

部事象レベル1.5 P R Aでは格納容器破損モードとして設定してしない。

(2) P R Aに代わる検討に基づく整理

地震，津波及びその他の外部事象等に対する格納容器破損モードについて，内部事象運転時レベル1.5 P R Aの知見等を活用して検討した結果，地震，津波及びその他の外部事象等についても，炉心損傷後の格納容器内の事象進展は内部事象と同等であると考えられることから，格納容器破損モードは内部事象と同等であり，今回，内部事象P R Aから抽出された格納容器破損モードに追加すべきものはないものと判断した（別紙1）。

2.1.2 抽出した格納容器破損モードの整理

2.1.2.1 必ず想定する格納容器破損モードとの対応

第2-1表に示す格納容器破損モードについて，2.1.1項に示すレベル1.5 P R Aから抽出された格納容器破損モードと解釈2-1(a)に示されている必ず想定する以下の格納容器破損モードとの対応について検討を行った。

2-1

(a) 必ず想定する格納容器破損モード

- ・ 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・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

- ・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

なお，レベル 1.5 P R A より抽出した溶融物がサプレッション・プールへ落下した後に発生する格納容器破損モードについては，ペDESTAL（ドライウエル部）床における溶融炉心・コンクリート相互作用に引き続いて発生する格納容器破損モードであること，及び当該格納容器破損モードの防止のためにはペDESTAL（ドライウエル部）床における溶融炉心・コンクリート相互作用を防止することが有効であることを考慮し，解釈に基づき必ず想定する格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」として整理した。また，当該破損モードの有効性評価では，ペDESTAL床（ドライウエル部）における溶融炉心・コンクリート相互作用に対する対策の有効性を確認し，溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）内に保持可能であることを確認する（別紙8）。

必ず想定する格納容器破損モードのうち，格納容器直接接触（シェルアタック）は，格納容器下部の床面とその外側のドライウエルの床面とが同じ高さに設計されている B W R M a r k - I 型の格納容器に特有の破損モードであり，東海第二発電所の M a r k - II 型格納容器では，溶融炉心が格納容器バウンダリに直接接触することはない構造であることから，格納容器破損モードとして考慮しない（別紙9）。

また，必ず想定する格納容器破損モードのうち，水素燃焼に関しては，東海第二発電所では，運転中，格納容器内を窒素置換し，酸素濃度を低く管理しているため，水素濃度及び酸素濃度が可燃限界に至る可能性は十分低い。このため，本破損モードはレベル 1.5

P R A の定量化において想定する格納容器破損モードからは除外した。一方、可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素封入が水素燃焼の格納容器破損防止対策であることを踏まえ、対策の有効性として炉心の著しい損傷が起こるような重大事故時においても、長期にわたって格納容器の雰囲気の水素の可燃限界以下（水素濃度がドライ条件に換算して4vol%以下又は酸素濃度5vol%以下）に維持できることを確認する必要があると考える。よって、水素燃焼については、有効性評価の評価対象とする格納容器破損モードとした。

2.1.2.2 追加すべき格納容器破損モードの検討

抽出した格納容器破損モードについて、必ず想定する格納容器破損モードに対応しない以下の(1)～(4)の破損モードが抽出されたため、これらを新たな格納容器破損モードとして追加することの可否について検討を実施した。

(1) 格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A，格納容器隔離失敗）

これらの破損モードは、事象の発生と同時に格納容器の隔離機能を喪失している事象であり、解釈の要求事項における「炉心の著しい損傷後の原子炉格納容器の機能に期待することが困難なもの（格納容器先行破損シーケンス、格納容器バイパス等）にあつては、炉心の著しい損傷を防止する対策に有効性があることを確認する。」に該当する事故シーケンスグループである。

このため、講じるべき対策は炉心損傷防止であり、これらの破損モードを個別プラント評価により抽出された格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断した。

以下に、インターフェイスシステム L O C A 及び格納容器隔離失敗で想定した事象及び格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断した理由を示す。

a. インターフェイスシステム L O C A

本破損モードは、発生と同時に格納容器の隔離機能は喪失しているものの、炉心損傷までには時間余裕のある事象である。対策としては炉心損傷の防止又は炉心損傷までに格納容器の隔離機能を復旧することが挙げられる。炉心損傷防止の観点では内部事象運転時レベル 1 P R A の結果から重要事故シーケンスとして抽出し、有効性評価の対象としている。

格納容器の隔離機能を復旧したものの、炉心損傷を防止できなかった場合、その後の事象進展は原子炉圧力容器内の状況に応じて、評価対象とした評価事故シーケンスに包絡されるものと考えられる。

したがって、当該破損モードを個別プラント評価により抽出された格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断した。なお、当該破損モードの格納容器破損頻度 (4.8×10^{-10} / 炉年) の全格納容器破損頻度に対する寄与割合は 0.1% 未満である。

b. 格納容器隔離失敗

本破損モードは、炉心が損傷した時点で格納容器の隔離に失敗している事象を想定したものである。

格納容器隔離失敗は炉心損傷の発生に伴う物理的な現象に由来するものではなく、炉心損傷時点で格納容器が隔離機能を喪失している事象を示している。隔離機能喪失の原因として、ラ

ンダム要因による貫通部の機器の破損や人的過誤を考慮している。

現状の運転管理として格納容器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ことから、格納容器隔離失敗に伴う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（別紙10）。

今回実施したレベル1.5 PRAでは、国内BWRプラントの格納容器隔離失敗の実績がないことから、NUREG/CR-4220に記載された米国における通常運転時の長期間の格納容器隔離失敗実績に基づき、当該破損モードの格納容器破損頻度（ 6.1×10^{-10} / 炉年、全格納容器破損頻度に対する寄与割合0.1%未満）を定量化した。国内の運転管理実績を考慮すれば、当該破損モードの格納容器破損頻度はさらに小さくなると推定される（別紙10）。

以上、本事象は発生と同時に格納容器が隔離機能を喪失している事象であり、格納容器内で発生する物理化学現象を重大事故等対処設備を用いて抑制し、格納容器の機能喪失を防止する対策とはならない。通常運転管理において格納容器の状態を確認する運用とすることが対策であり、本破損モードにより格納容器隔離機能が喪失する頻度は十分に低く、本格納容器破損モードに至る前に炉心損傷を防止することが重要と考えることから、格納容器隔離失敗を個別プラント評価により抽出された格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断した。

また、格納容器隔離失敗については地震レベル1 PRAにおいても抽出されており、地震レベル1 PRAでは、地震によっ

て格納容器を貫通する高圧及び低圧設計の配管が格納容器外で破断する事象を想定している。

破断箇所や破断の程度の組合せを特定することは困難であり、本破損モードについては、有効性評価の対象とすべき格納容器破損モードとして単独で定義するものではなく、発生する事象の程度や組合せに応じて対応していくべきものとする。また、地震レベル 1 P R A の評価から、本破損モードにより格納容器隔離機能が喪失する頻度は十分に低いことを確認している。

この観点から、地震レベル 1 P R A で抽出された格納容器隔離失敗についても、個別プラント評価により抽出された格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断した。

(2) 早期過圧破損（未臨界確保失敗）

本破損モードはレベル 1.5 P R A 上の破損モードとして抽出されたが、解釈の要求事項に「炉心の著しい損傷後の原子炉格納容器の機能に期待することが困難なもの（格納容器先行破損シーケンス、格納容器バイパス等）にあつては、炉心の著しい損傷を防止する対策に有効性があることを確認する。」と記載されており、炉心損傷防止対策の事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」にて有効性評価の対象としている。なお、当該破損モードの格納容器破損頻度（ 2.5×10^{-8} / 炉年）の全格納容器破損頻度に対する寄与割合は 0.1% 未満である。

したがって、当該破損モードを個別プラント評価により抽出された格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断した。

(3) 過圧破損（崩壊熱除去失敗）

本破損モードはレベル 1.5 P R A 上の破損モードとして抽出

されたが、解釈の要求事項に「炉心の著しい損傷後の原子炉格納容器の機能に期待することが困難なもの（格納容器先行破損シーケンス、格納容器バイパス等）にあつては、炉心の著しい損傷を防止する対策に有効性があることを確認する。」と記載されており、炉心損傷防止対策の事故シーケンスグループ「崩壊熱除去機能喪失」にて有効性評価の対象としている。なお、当該破損モードの格納容器破損頻度（ 6.0×10^{-5} / 炉年）の全格納容器破損頻度に対する寄与割合は約99.8%である。

したがって、当該破損モードを個別プラント評価により抽出された格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断した。

以上から、P R Aの知見等を踏まえて、格納容器破損防止対策の有効性評価において、追加すべき新たな格納容器破損モードはないことを確認した。

2.2 評価事故シーケンスの選定について

設置変更許可申請における格納容器破損防止対策の有効性評価の実施に際しては、格納容器破損モードごとに評価事故シーケンスを選定している。

評価事故シーケンス選定に当たっては、審査ガイド「3.2.3 格納容器破損モードの主要解析条件等」の各破損モードの主要解析条件に示されている、当該破損モードの観点で厳しい事故シーケンスの選定を考慮している。

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷

P R Aに基づく事故シーケンスの中から、過圧及び過温の観点で厳しい事故シーケンスを選定する。また、炉心損傷防止対策に

における「想定する事故シーケンスグループのうち炉心の著しい損傷後の格納容器の機能に期待できるもの」を包絡するものとする。

(2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

P R Aに基づく事故シーケンスの中から，原子炉圧力が高く維持され，原子炉圧力容器破損までの余裕時間の観点で厳しい事故シーケンスを選定する。

(3) 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

P R Aに基づく事故シーケンスの中から，原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用の観点で厳しい事故シーケンスを選定する。

(4) 水素燃焼

水素燃焼の観点で厳しい事故シーケンスを選定する。東海第二発電所では，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，水素濃度が可燃限界に至る可能性が十分小さいことから，本破損モードはレベル1.5 P R Aの定量化において想定する格納容器破損モードから除外しているが，評価事故シーケンスとしては炉心損傷後の格納容器内の酸素濃度上昇の観点で厳しい事故シーケンスを選定する。

(5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

P R Aに基づく事故シーケンスの中から，ペDESTAL(ドライウェル部)における溶融炉心・コンクリート相互作用の観点から厳しいシーケンスを選定する。

上記に基づき，レベル1.5 P R Aの知見を活用した格納容器破損防止対策に係る評価事故シーケンスの選定では，先ず格納容器破

損モードごとに格納容器の破損の際の結果が厳しくなると判断される P D S を選定し、その後、選定した P D S を含む事故シーケンスの中から余裕時間、設備容量及び代表性の観点より評価事故シーケンスを選定することとした。この選定プロセスにより、有効性評価に適した、厳しい事故シーケンスが選定されるものとする。

2.2.1 評価対象とする P D S の選定

レベル 1. 5 P R A では、レベル 1 P R A で炉心損傷に至る可能性があるものとして抽出された事故シーケンスから、さらに事象が進展して格納容器の破損に至る事故シーケンスを定量化している。その際、格納容器内の事故進展の特徴を把握するために「格納容器破損時期」、「原子炉圧力」、「炉心損傷時期」及び「電源の状態」の 4 つの属性に着目してレベル 1 P R A から抽出された事故シーケンスグループを分類し、P D S として定義している。P D S の分類結果を第 2-2 表に示す。

ここで、A E, S 1 E, S 2 E は、炉心損傷後の事象進展の類似性を考慮し、4 つの属性に着目して L O C A として 1 つの P D S とした。

この P D S の定義に従い、格納容器破損モードごとに格納容器破損頻度、当該破損モードに至る可能性のある全ての P D S を整理した。また、余裕時間、設備容量及び格納容器破損モードの発生の観점에서事象進展が最も厳しくなると考えられる P D S を検討し、評価対象とする P D S を選定した。選定結果を第 2-3 表に示す。

なお、原子炉圧力容器外溶融燃料-冷却材相互作用の P D S 選定については、溶融炉心・コンクリート相互作用の対策であるペデス

タル（ドライウエル部）への事前水張りが与える影響を考慮し、全てのPDSを対象に評価対象とするPDSを選定した。また、雰囲気圧力・温度による静的負荷（過圧・過温）のPDS選定については、過圧・過温の各々において、各事故シーケンスの対策は損傷炉心への注水（損傷炉心冷却）の点で同じとなることから、有効性評価では過圧・過温を同じPDSで評価している。

また、第2-2表において、格納容器破損時期が炉心損傷前と分類されているTW, TBW, TC及びISLOCAについては、格納容器先行破損又は格納容器バイパスに該当するPDSであることから、解釈の要求事項を踏まえ、事故シーケンスグループ「崩壊熱除去機能喪失」、「原子炉停止機能喪失」及び「格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）」にて炉心損傷防止対策の有効性評価の対象としている。

したがって、これらのPDSは、第2-3表に示す評価対象とするPDSの選定では考慮していない。

2.2.2 評価事故シーケンスの選定の考え方

2.2.1項で格納容器破損モードごとに選定したPDSに属する事故シーケンスを比較し、余裕時間、設備容量及び事象の厳しさの観点から評価事故シーケンスを選定した。

選定結果を第2-4表に示す。

なお、重大事故等対処設備により、炉心損傷後の原子炉圧力容器底部の損傷及びペDESTAL(ドライウエル部)への熔融炉心の落下を防止できるため、原子炉圧力容器の損傷が前提となる「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」、「原子炉圧力容器外熔融燃料一冷

却材相互作用」,「溶融炉心・コンクリート相互作用」の有効性評価では,物理現象及びその対策の有効性を確認する観点から,一部の重大事故等対処設備に期待せず,炉心損傷後の原子炉圧力容器底部の損傷及びペデスタル(ドライウェル部)への溶融炉心の落下に至る状況を仮定している。

また,各格納容器破損モードについて,格納容器破損頻度が支配的となるPDSと主要なカットセットの整理を実施し,格納容器破損頻度の観点で支配的となるカットセットに対して今回整備した格納容器破損防止対策が有効であることを確認した(別紙6)。

2.2.3 評価事故シーケンスの選定結果

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷

本格納容器破損モードに至る可能性のあるPDSのうち,LOCAは原子炉冷却材の流出を伴うことから水位低下が早く,事象進展の観点で厳しい。また,格納容器圧力が高く推移すること等,環境に放出される放射性物質量の観点でも厳しい事故シーケンスとなると考えられる。対策の観点では,過圧破損に対しては格納容器の除熱が,過温破損に対しては損傷炉心への注水が必要となる。

以上の観点を総合的に考慮し,本格納容器破損モードを代表するPDSとしてLOCAを選定する。また,このPDSに全交流動力電源喪失を重畳させることで,電源の復旧,注水機能の確保等の格納容器破損防止対策を講じるための対応時間が厳しいシナリオとする。

a. 事故シーケンス

- ①大破断 L O C A + 高压炉心冷却失败 + 低压炉心冷却失败
- ②中破断 L O C A + 高压炉心冷却失败 + 低压炉心冷却失败
- ③中破断 L O C A + 高压炉心冷却失败 + 原子炉减压失败
- ④小破断 L O C A + 高压炉心冷却失败 + 低压炉心冷却失败
- ⑤小破断 L O C A + 高压炉心冷却失败 + 原子炉减压失败

b. 有効性を確認する主な格納容器破損防止対策

- ・ 低压代替注水系 (常設)
- ・ 代替格納容器スプレイ冷却系 (常設)
- ・ 代替循環冷却系
- ・ 格納容器圧力逃がし装置

c. 選定した評価事故シーケンス

- ①大破断 L O C A + 高压炉心冷却失败 + 低压炉心冷却失败
(全交流動力電源喪失の重畳を考慮)

d. 選定理由

a. の事故シーケンスのうち、中破断 L O C A 及び小破断 L O C A に比べて破断口径が大きいことから事象進展が早く、格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度上昇の観点で厳しい大破断 L O C A を起因とし、炉心損傷防止が困難な事故シーケンスとして「1.3.2 重要事故シーケンスの選定結果」にて挙げた事故シーケンスとの包絡関係や、格納容器破損防止対策を講じるための対応時間の厳しさの観点を踏まえて評価事故シーケンスを選定した。

(2) 高压溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱

本格納容器破損モードに至る可能性のある P D S のうち、長期 T B は炉心損傷に至る前に R C I C による一時的な冷却に成功しており、起因事象発生から原子炉減圧までの時間余裕の観点では

T Q U X, T B D, T B Uが厳しいP D Sとなる。高圧状態で炉心損傷に至る点ではT Q U X, T B D, T B UにP D S選定上の有意な違いはないことから、これらのうち、本格納容器破損モードを代表するP D Sとして、T Q U Xを選定する。また、このP D Sに全交流動力電源喪失を重畳させることで、電源の復旧、注水機能の確保等の格納容器破損防止対策を講じるための対応時間が厳しいシナリオとする。

a. 事故シーケンス

①過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋D C H）

②手動停止／サポート系喪失（手動停止）＋高圧炉心冷却失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋D C H）

③サポート系喪失（自動停止）＋高圧炉心冷却失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋D C H）

b. 有効性を確認する主な格納容器破損防止対策

- ・手動減圧

c. 選定した事故シーケンス

①過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋D C H）（全交流動力電源喪失の重畳を考慮）

d. 選定理由

T Q U Xに属する事故シーケンスのうち、事象進展が早く、原子炉圧力容器破損までの時間の観点で厳しい過渡事象（給水流量の全喪失）を起因とする事故シーケンスを評価事故シーケンスと

して選定した。

(3) 原子炉圧力容器外溶融燃料－冷却材相互作用

本格納容器破損モードに至る可能性のある P D S のうち、原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（F C I）の観点からは、ペDESTAL（ドライウェル部）へ落下する溶融炉心の割合が多く、原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の保有エネルギーが大きいシーケンスが厳しくなる。原子炉圧力容器が高圧で破損に至る場合、格納容器に放出される溶融炉心が分散され易いと考え、原子炉圧力容器が低圧で破損に至る場合の方が、ペDESTAL（ドライウェル部）へ一体となって落下する溶融炉心の割合が多くなると考えられる。

また、本格納容器破損モードに対する事象の厳しさを考慮する上では、溶融炉心・コンクリート相互作用の緩和対策である、ペDESTAL（ドライウェル部）への水張りが実施された状態を想定しているが、その一方で、原子炉圧力容器破損が想定される状況では、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止するため、原子炉圧力容器の減圧が実施される。これらの状況も考慮し、原子炉圧力容器が低圧状態で破損する P D S を選定するものとし、高圧状態で破損する T Q U X，T B U 及び長期 T B は選定対象から除外する。L O C A は、蒸気が急速に格納容器に流出するため、ジルコニウムの酸化割合が他の低圧破損シーケンスより小さくなることでデブリの内部エネルギーが小さくなると考えられる。

よって、本格納容器破損モードを代表する P D S として、原子炉の水位低下が早く、原子炉圧力容器破損までの時間が短い T Q

UVを選定する。また、このPDSに全交流動力電源喪失を重畳させることで、電源の復旧、注水機能の確保等の格納容器破損防止対策を講じるための対応時間が厳しいシナリオとする。

a. 事故シーケンス

- ① 過渡事象 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ F C I (ペDESTAL))
- ② 過渡事象 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ F C I (ペDESTAL))
- ③ 手動停止 / サポート系喪失 (手動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ F C I (ペDESTAL))
- ④ 手動停止 / サポート系喪失 (手動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ F C I (ペDESTAL))
- ⑤ サポート系喪失 (自動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ F C I (ペDESTAL))
- ⑥ サポート系喪失 (自動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ F C I (ペDESTAL))

b. 有効性を確認する主な格納容器破損防止対策

—

c. 選定した評価事故シーケンス

- ① 過渡事象 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 + (F C I (ペDESTAL)) (全交流動力電源喪失)

失の重量を考慮)

d. 選定理由

T Q U Vに属する事故シーケンスのうち、事象進展が早い過渡事象（給水流量の全喪失）を起因とし、発生頻度の観点で大きいと考えられる逃がし安全弁再閉鎖失敗を含まない事故シーケンスを評価事故シーケンスとして選定した。

(4) 水素燃焼

東海第二発電所では、通常運転時から格納容器内が窒素置換され、初期酸素濃度が低く保たれている。炉心損傷に伴い、水素濃度は容易に13vol%を超えることから、水素燃焼防止の観点からは酸素濃度が重要となるため、炉心損傷により放出される核分裂生成物による水の放射線分解に伴う酸素濃度の上昇に着目する。

本格納容器破損モードはP R Aから抽出されたものではないが、評価のためにP D Sを格納容器先行破損の事故シーケンス以外のP D Sから選定する。酸素は水の放射線分解で発生するが、酸素濃度は他の気体の存在量の影響を受けるため、炉心損傷後の格納容器内の気体組成を考える上で影響が大きいと考えられるジルコニウム-水反応による水素発生に着目する。原子炉注水に期待しない場合のジルコニウム-水反応の挙動は事象発生時の原子炉圧力容器外への冷却材の放出経路から、L O C Aとその他のP D Sに大別できる。L O C Aでは事象発生と同時に原子炉圧力容器が大きく減圧され、冷却材が多量に原子炉圧力容器外に排出されることから、ジルコニウム-水反応に寄与する冷却材の量が少なくなり、水素濃度は13vol%を上回るものの、その他のP D Sに比べて水素発生量が少なくなると考えられる。

このため、水の放射線分解によって増加する酸素濃度が他の PDS よりも相対的に高くなる可能性が考えられる LOCA を選定する。これに加え、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の評価シーケンスでは、対応の厳しさの観点で全交流動力電源喪失を重畳させていることを考慮し、LOCA に全交流動力電源喪失の重畳を考慮するものとする。

a. 事故シーケンス

—

b. 有効性を確認する主な格納容器破損防止対策

- ・可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入

c. 選定した評価事故シーケンス

- ・大破断 LOCA + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗
(全交流動力電源喪失の重畳を考慮)

d. 選定理由

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において、格納容器破損防止対策を講じるための対応時間の厳しさの観点を踏まえて選定した評価事故シーケンスを本格納容器破損モードの評価事故シーケンスとして選定した。

(5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

本格納容器破損モードに至る可能性のある PDS のうち、溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI) の観点からは、ペDESTAL (ドライウェル部) に落下する溶融炉心の割合が多いシーケンスが厳しくなる。原子炉圧力容器が高圧で破損に至る場合、格納容器に放出される溶融炉心が分散され易く、また、落下速度が大きくなることで、ペDESTAL (ドライウェル部) に落下した際

の粒子化割合が高くなり、落下した溶融炉心が冷却されやすいことを考えると、原子炉圧力容器が低圧で破損に至る場合の方が、ペDESTAL（ドライウエル部）へ一体となって落下する溶融炉心の割合が多くなると考えられる。また、原子炉圧力容器破損が想定される状況では、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止するため、原子炉圧力容器の減圧が実施されている。

これらの状況も考慮し、原子炉圧力容器が低圧状態で破損するPDSを選定するものとし、高圧状態で破損するTQUX、TBU及び長期TBは選定対象から除外する。LOCAは原子炉圧力容器破損のタイミングが過渡事象より早いため、溶融炉心の崩壊熱は過渡事象に比べて高いが、有効性評価における本格納容器破損モードに対しては、原子炉圧力容器破損までの原子炉注水に期待していない評価としていること、原子炉圧力容器破損までの時間余裕は事象発生から3時間以上であることから、事象緩和のための対応操作の観点でTQUVと大きな差異はない。また、LOCAは、対策を考慮しない場合、ペDESTAL（ドライウエル部）に冷却材が流入する可能性があり、MCCIの観点で厳しい事象とはならないと考えられる。

以上より、MCCIの観点で厳しいTQUVを評価対象PDSとして選定する。また、このPDSに全交流動力電源喪失の重畳を考慮することで、電源の復旧、注水機能の確保等の格納容器破損防止対策を講じるための対応時間が厳しいシナリオとする。

a. 事故シーケンス

- ① 過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗（＋デブリ冷却失敗（ペDESTAL））

- ② 過渡事象 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ デブリ冷却失敗 (ペDESTAL))
- ③ 手動停止 / サポート系喪失 (手動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ デブリ冷却失敗 (ペDESTAL))
- ④ 手動停止 / サポート系喪失 (手動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ デブリ冷却失敗 (ペDESTAL))
- ⑤ サポート系喪失 (自動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ デブリ冷却失敗 (ペDESTAL))
- ⑥ サポート系喪失 (自動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 (+ デブリ冷却失敗 (ペDESTAL))

b. 有効性を確認する主な格納容器破損防止対策

- ・ 格納容器下部注水系 (常設)

c. 選定した評価事故シーケンス

- ① 過渡事象 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 + デブリ冷却失敗 (ペDESTAL) (全交流動力電源喪失の重畳を考慮)

d. 選定理由

T Q U V に属する事故シーケンスのうち、事象進展が早い過渡事象 (給水流量の全喪失) を起因とし、発生頻度の観点で大きいと考えられる逃がし安全弁の再閉失敗を含まない事故シーケンス

を評価事故シーケンスとして選定した。

2.2.4 炉心損傷防止が困難な事故シーケンス等に対する格納容器破損防止対策の有効性

国内外の先進的な対策を考慮しても炉心損傷防止対策を講ずることが困難な事故シーケンスグループのうち、格納容器破損防止対策に期待できるものについては、今回整備した格納容器破損防止対策により格納容器の閉じ込め機能に期待できることを確認している。

国内外の先進的な対策を考慮しても炉心損傷防止対策を講ずることが困難な事故シーケンスのうち、以下の事故シーケンスは、「炉心の著しい損傷後の原子炉格納容器の機能に期待できる」事故シーケンスである（1.2項参照）。

①大破断 L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗

格納容器破損防止対策の有効性評価における評価シーケンスの選定では、上記の事故シーケンスを含めて格納容器破損モードごとに選定している。したがって、炉心損傷防止が困難な事故シーケンス等についても、今回整備した格納容器破損防止対策により、格納容器の閉じ込め機能に期待できることを確認している。

2.2.5 直接的に炉心損傷に至る事故シーケンスに対する対策

1.1.2.2項において、炉心損傷防止に係る有効性評価において想定する事故シーケンスグループとして新たに追加する必要がないと判断した事故シーケンスグループについては、炉心損傷後の格納容器の閉じ込め機能に期待することが困難な場合が考えられる。一方で、プラントの損傷規模によっては、設計基準事故対処設備や今回

整備した重大事故等対処設備により格納容器の破損の防止が可能な場合も考えられる。

格納容器の閉じ込め機能が喪失するような大規模損傷が生じた場合は、可搬型のポンプ・電源、放水砲等を駆使した大規模損壊対策による対応も含め、敷地外への放射性物質の拡散抑制等を行い、事故の影響緩和を図る。

第2-1表 格納容器破損モード別格納容器破損頻度

レベル1. 5 PRAから抽出した格納容器破損モード	格納容器破損頻度 (／炉年)	寄与割合 (%)	解釈 2-1 (a) の必ず想定する格納容器破損モード	備考
早期過圧破損 (未臨界確保失敗)	2.5E-08	<0.1	なし	解釈 1-2 (b) に基づき、「炉心の著しい損傷を防止する対策に有効性がある」ことを確認 ⇒事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」
過圧破損 (崩壊熱除去失敗)	6.0E-05	99.8	なし	解釈 1-2 (b) に基づき、「炉心の著しい損傷を防止する対策に有効性がある」ことを確認 ⇒事故シーケンスグループ「崩壊熱除去失敗」
格納容器バイパス (インターフェイスシステム LOCA)	4.8E-10	<0.1	なし	解釈 1-2 (b) に基づき、「炉心の著しい損傷を防止する対策に有効性がある」ことを確認 ⇒事故シーケンスグループ「格納容器バイパス (インターフェイスシステム LOCA)」
格納容器バイパス (格納容器隔離失敗)	6.1E-10	<0.1	なし	本破損モードは、事象の進展に伴い発生するものではなく、格納容器隔離に失敗しないように運用上の対策をとっていること、格納容器の隔離機能が喪失する頻度が十分に低いことから、個別プラント評価により抽出された格納容器破損モードとして追加する必要はないと判断
過圧破損 (長期冷却失敗) (サブプレッション・プールへの溶融物落下なし)	2.2E-09	<0.1	雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧／過温破損)	—
過温破損 (サブプレッション・プールへの溶融物落下なし)	7.9E-08	0.1		—
格納容器雰囲気直接加熱	8.5E-09	<0.1	高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	—
原子炉圧力容器外での水蒸気爆発 (ペDESTAL)	2.2E-14	<0.1	圧力容器外での溶融燃料—冷却材相互作用	—
過圧破損 (長期冷却失敗) (サブプレッション・プールへの溶融物落下あり)	1.8E-08	<0.1	溶融炉心・コンクリート相互作用	Mark-II 型格納容器特有の溶融物がサブプレッション・プールへ落下した後に発生する破損モードについては、ペDESTAL (ドライウエル部) 床における溶融炉心・コンクリート相互作用に引き続いて発生する破損モードであること、及び当該破損モードの防止のためにはペDESTAL (ドライウエル部) 床における溶融炉心・コンクリート相互作用を防止することが有効であることを考慮し、解釈に基づき必ず想定する破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」として整理した。
過温破損 (サブプレッション・プールへの溶融物落下あり)	4.7E-10	<0.1		
原子炉圧力容器外での水蒸気爆発 (サブプレッション・プール)	2.5E-09	<0.1		
溶融炉心・コンクリート相互作用	1.3E-10	<0.1		
合計	6.1E-05	100	—	—

注 ハッチングは、格納容器破損防止対策の有効性評価で考慮しないことを示す。

第2-2表 プラント損傷状態（PDS）の定義

PDS	格納容器破損時期	原子炉圧力	炉心損傷時期	電源確保
TQUV	炉心損傷後	低圧	早期	交流電源 有 直流電源 有
TQUX	炉心損傷後	高圧	早期	交流電源 有 直流電源 有
長期TB	炉心損傷後	高圧	後期	交流電源 無 直流電源 有
TBU	炉心損傷後	高圧	早期	交流電源 無 直流電源 有
TBP	炉心損傷後	低圧	早期	交流電源 無 直流電源 有
TBD	炉心損傷後	高圧	早期	交流電源 無 直流電源 無
TW	炉心損傷前	—	後期	—
TBW	炉心損傷前	—	後期	—
TC	炉心損傷前	—	早期	—
LOCA	炉心損傷後	低圧	早期	交流電源 有 直流電源 有
ISLOCA	炉心損傷前	—	早期	—

注 ハッチングは炉心損傷前に格納容器破損に至る事故シーケンスであることから、解釈1-2（b）に基づき、「炉心の著しい損傷を防止する対策に有効性がある」ことを確認する。このため、格納容器破損防止対策の有効性評価の対象外とするPDSを示す。

第2-3表 評価対象とするプラント損傷状態（PDS）の選定

解釈で想定する格納容器破損モード	格納容器破損頻度 (/炉年)	PDS ^{※2}	格納容器破損頻度 (/炉年) ^{※2}	寄与割合 (%) ^{※2}	評価対象とするPDSの選定の考え方	評価対象 PDS
券間気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧破損)	2.2E-09	TQUV	—	—	【事象進展(過圧・過温)緩和の余裕時間及び設備容量の厳しさ】 ・本格納容器破損モードに至る可能性のあるPDSのうち、LOCAは原子炉冷却材の流出を伴うことから水位低下が早く、事象進展の観点で厳しい。 ・また、LOCAは格納容器圧力が高く推移すること等、環境に放出される放射性物質量の観点でも厳しい事故シナリオとなると考えられる。 ・対策の観点では、過圧破損に対しては格納容器の除熱が、過温破損に対しては損傷炉心への注水が必要となる。	LOCA
		TQUX	2.2E-09	100.0		
		長期TB	—	—		
		TBU	—	—		
		TBP	—	—		
		TBD	—	—		
券間気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過温破損)	7.9E-08	LOCA	—	—	以上の観点を総合的に考慮し、本格納容器破損モードを代表するPDSとしてLOCAを選定する。 また、このPDSに全交流動力電源喪失を重量させることで、電源の復旧、注水機能の確保等の格納容器破損防止対策を講じるための対応時間が厳しいシナリオとする。 なお、いずれのPDSを選定しても必要な監視機能は維持可能である。	LOCA
		TQUX	6.3E-09	8.0		
		長期TB	6.9E-08	86.7		
		TBU	4.2E-09	5.3		
		TBD	5.9E-12	<0.1		
		LOCA	2.1E-11	<0.1		
高圧溶融物/格納容器券間気直接加熱 (DCH) ^{※1}	8.5E-09	TQUX	2.4E-11	0.3	【事象進展緩和(減圧)の余裕時間の厳しさ】 ・本格納容器破損モードに至る可能性のあるPDSのうち、長期TBは炉心損傷に至る前にRCICによる一時的な炉心冷却に成功しており、起因事象発生から原子炉減圧までの余裕時間の観点ではTQUX、TBD、TBUの方が厳しい。 ・高圧状態で原子炉圧力容器破損に至る点ではTQUX、TBD、TBUにPDS選定上の有意な違いはない。	TQUX
		長期TB	8.5E-09	99.5		
		TBU	1.6E-11	0.2		
		TBD	2.2E-14	<0.1		
原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI) ^{※1}	2.2E-14	TQUV	—	—	【事象(FCIにおける発生エネルギーの大きさ)の厳しさ】 ・本格納容器破損モードに含まれるPDSのうち、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用(FCI)の観点からは、ベDESTAL(ドライウェル部)へ落下する溶融炉心の割合が多く、原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の保有エネルギーが大きいシナリオが厳しくなる。 ・原子炉圧力容器が高圧で破損する場合、格納容器に放出される溶融炉心が分散しやすいと考えられ、原子炉圧力容器が低圧で破損に至る場合の方が、ベDESTAL(ドライウェル部)へ一体となって落下する溶融炉心の割合が多くなると考えられる。 ・また、本格納容器破損モードに対する事象の厳しさを考慮する上では、溶融炉心・コンクリート相互作用の緩和対策である、ベDESTAL(ドライウェル部)への水張りが実施された状態を想定しているが、その一方で、原子炉圧力容器破損が想定される状況では、高圧溶融物放出/格納容器券間気直接加熱の発生を防止するため、原子炉圧力容器の減圧が実施されている。 ・これらの状況も考慮し、原子炉圧力容器が低圧状態で破損するPDSを選定するものとし、高圧状態で破損するTQUX、TBU及び長期TBは選定対象から除外する。 ・LOCAは、上記が急速に格納容器に流出するため、ジルコニウムの酸化割合が他の低圧破損シナリオより小さくなり、酸化ジルコニウム質量割合が他の低圧破損シナリオより小さくなることでデブリの内部エネルギーが小さく考えられる。	TQUV
		TQUX	2.2E-14	100.0		
		長期TB	—	—		
		TBU	—	—		
		TBP	—	—		
		TBD	—	—		
溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCC1) ^{※1}	2.1E-08	TQUV	3.3E-09	15.7	【事象(MCC1に寄与する溶融炉心のエネルギーの大きさ)及び事象緩和のための対応の厳しさ】 ・本格納容器破損モードに含まれるPDSのうち、溶融炉心・コンクリート相互作用の観点からは、ベDESTAL(ドライウェル部)に落下する溶融炉心の割合が多いシナリオが厳しくなる。 ・原子炉圧力容器が高圧で破損する場合、格納容器に放出される溶融炉心が分散しやすく、また、落下速度が大きくなることで、ベDESTAL(ドライウェル部)に落下した際の粒子割合が高くなり、落下した溶融炉心が冷却され易いと考えると、原子炉圧力容器が低圧で破損に至る場合の方が、ベDESTAL(ドライウェル部)へ一体となって落下する溶融炉心の割合が多くなると考えられる。 ・また、原子炉圧力容器破損が想定される状況では、高圧溶融物放出/格納容器券間気直接加熱の発生を防止するため、原子炉圧力容器の減圧が実施される。 ・これらの状況も考慮し、原子炉圧力容器が低圧状態で破損するPDSを選定するものとし、高圧状態で破損するTQUX、TBU及び長期TBは選定対象から除外する。 ・LOCAはベDESTAL(ドライウェル部)への冷却材の流入の可能性があり、溶融炉心・コンクリート相互作用の観点で厳しい事象とはならないと考えられるため、選定対象から除外する。	TQUV
		TQUX	7.0E-10	3.3		
		長期TB	—	—		
		TBU	1.7E-08	78.5		
		TBP	5.2E-10	2.5		
		TBD	—	—		
水素燃焼	—	LOCA	6.8E-16	<0.1	【有効性評価に関する審査ガイドの選定基準等との整合】 ・審査ガイドでは「PRAに基づく格納容器破損シナリオの中から水素燃焼の観点から厳しいシナリオを選定する。」と記載されているが、東海第二発電所では格納容器内に窒素で置換しているため、レベル1・5PRAでは水素燃焼により格納容器が破損する事故シナリオは考慮していない。このため、東海第二発電所において評価することが適切と考えられる評価事故シナリオを選定するものとする。 【評価において着目するパラメータ】 ・東海第二発電所では、通常運転時から格納容器内に窒素置換され、初期酸素濃度が低く保たれている。炉心損傷に伴い、水素濃度は容易に13vol%を超えることから、水素燃焼防止の観点からは酸素濃度が重要となるため、炉心損傷により放出される核分裂生成物による水の放射線分解に伴う酸素濃度の上昇に着目する。 【東海第二発電所において評価する事故シナリオ】 ・本格納容器破損モードはPRAから抽出されたものではないが、評価のためにPDSを格納容器先行破損の事故シナリオ以外のPDSから選定する。酸素は水の放射線分解で発生するが、酸素濃度は他の気体の存在量の影響を受け、炉心損傷後の格納容器内の気体組成を考慮の上で影響が大きいと考えられるジルコニウム-水反応による水素の発生に着目する。原子炉注水に期待しない場合のジルコニウム-水反応の挙動は事象発生時の原子炉圧力容器外の原子炉冷却材の放出経路から、LOCAとその他のPDSに大別できる。LOCAでは事象発生と同時に原子炉圧力容器が大きく減圧され、冷却材が多量に原子炉圧力容器外に排出されることから、ジルコニウム-水反応に寄与する冷却材の量が少なくなり、水素濃度は13vol%を上回るものの、その他のPDSに比べて水素発生量が少なくなると考えられる。 ・このため、水の放射線分解によって増加する酸素濃度が他のPDSよりも相対的に高くなる可能性が考えられるLOCAを評価対象PDSとして選定する。これに加え、「券間気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の評価事故シナリオでは、対応の厳しさの観点で全交流動力電源喪失を重量させていることを考慮し、LOCAに全交流動力電源喪失を重量するものとする。	LOCA
		LOCA	6.8E-16	<0.1		

※1 DCH, FCI, MCC1において選定した評価事故シナリオについては、重大事故等対処施設による対応により原子炉圧力容器内での事象収束が可能だが、原子炉圧力容器破損が前提となる各破損モードにおける物理現象及びその対策の有効性を確認する観点から仮想的に一部の重大事故等対処設備による対応に期待せず、原子炉圧力容器破損まで事象が進展することを仮定して評価することとする。

※2 PDSには、今回のレベル1・5PRAの結果に基づくPDSに加え、電源復旧等の対策を考慮した場合に各格納容器破損モードに至る可能性のあるPDS(格納容器破損頻度及び寄与割合が「—」と記載)を記載している。なお、PRAに基づく格納容器破損モードの整理においては、Mar k-II型格納容器の特徴を考慮し、溶融物がベDESTAL(ドライウェル部)床面を貫通してサブレーション・プールへ落下した後に発生する過圧破損、過温破損及びFCIをMCC1に分類している。この扱い、今回のレベル1・5PRAの結果に基づくPDSの整理においても同様である。

第2-4表 格納容器破損防止対策の評価事故シーケンスの選定

格納容器破損モード	評価対象としたPDS	該当する事故シーケンス ^{※2}	格納容器破損防止対策	評価対象事故シーケンスの選定の考え方
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧破損)	LOCA	① 大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+(デブリ冷却成功)+格納容器注水(ドライウエル)失敗 ^{※3}	低圧代替注水系(常設) ・代替格納容器スプレイ冷却系(常設) ・代替簡易冷却系 ・格納容器圧力逃がし装置	【余裕時間の厳しさ】 ・中破断LOCA及び小破断LOCAと比較し、大破断LOCAは原子炉水位の低下が早い。対応時の余裕時間の観点で厳しい。 【設備容量の厳しさ】 ・中破断LOCA及び小破断LOCAと比較し、大破断LOCAは原子炉水位回復に必要な流量が大きいため、必要な設備容量の観点で厳しい。 以上より、①を評価事故シーケンスとして選定。
		② 中破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+(デブリ冷却成功)+格納容器注水(ドライウエル)失敗 ^{※3}		
		③ 中破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗+損傷炉心冷却失敗+(デブリ冷却成功)+格納容器注水(ドライウエル)失敗 ^{※3}		
		④ 小破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+(デブリ冷却成功)+格納容器注水(ドライウエル)失敗 ^{※3}		
		⑤ 小破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+(デブリ冷却成功)+格納容器注水(ドライウエル)失敗 ^{※3}		
		⑥ 小破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+格納容器注水(ドライウエル)失敗 ^{※3}		
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過温破損)	LOCA	① 大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+格納容器注水(ドライウエル)失敗	低圧代替注水系(常設) ・代替格納容器スプレイ冷却系(常設) ・代替簡易冷却系 ・格納容器圧力逃がし装置	【余裕時間の厳しさ】 ・中破断LOCA及び小破断LOCAと比較し、大破断LOCAは原子炉水位の低下が早い。対応時の余裕時間の観点で厳しい。 【設備容量の厳しさ】 ・中破断LOCA及び小破断LOCAと比較し、大破断LOCAは原子炉水位回復に必要な流量が大きいため、必要な設備容量の観点で厳しい。 以上より、①を評価事故シーケンスとして選定。
		② 中破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+格納容器注水(ドライウエル)失敗		
		③ 中破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗+損傷炉心冷却失敗+格納容器注水(ドライウエル)失敗		
		④ 小破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+格納容器注水(ドライウエル)失敗		
		⑤ 小破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+格納容器注水(ドライウエル)失敗		
		⑥ 小破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+格納容器注水(ドライウエル)失敗		
高圧溶融物放出/格納容器雰囲気 破壊加熱 (DCH) ^{※1}	TQUX	① 過渡事象+高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗+炉心損傷後の原子炉減圧失敗+DCH	・手動減圧	【余裕時間の厳しさ】 ・原子炉が自動停止する過渡事象(給水流量の全喪失)及びサポート系喪失(自動停止)を起因とする事故シーケンスは、通常停止させる事故シーケンスと比較して事象進展が早い。このため、対応時の余裕時間の観点で厳しい。 【設備容量の厳しさ】 ・原子炉が自動停止する過渡事象(給水流量の全喪失)及びサポート系喪失(自動停止)を起因とする事故シーケンスは、通常停止させる事故シーケンスと比較して事象進展が早い。このため、対応時の減圧に必要な設備容量の観点で厳しい。 以上より、①を評価事故シーケンスとして選定。
		② 手動停止/サポート系喪失(手動停止)+高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗+炉心損傷後の原子炉減圧失敗+DCH		
		③ サポート系喪失(自動停止)+高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗+炉心損傷後の原子炉減圧失敗+DCH		
原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI) ^{※1}	TQUV	① 過渡事象+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI(ベズスタル) ^{※4}	ベズスタル(ドライウエル部)の水位を約1mに維持する手段	【余裕時間の厳しさ】 ・原子炉が自動停止する過渡事象(給水流量の全喪失)及びサポート系喪失(自動停止)を起因とする事故シーケンスは、通常停止させる事故シーケンスと比較して事象進展が早い。このため、対応時の余裕時間の観点で厳しい。 【設備容量の厳しさ】 ・格納容器下部注水系(常設)によるベズスタル(ドライウエル部)への事前水張は、デブリ落下前に実施するため、必要となる設備容量は事故シーケンス間で差異がない。 【事象(FCI発生時)の厳しさ】 ・いずれの事故シーケンスも原子炉圧力が低圧状態で原子炉容器破損に至ることから、定性的に各事故シーケンスでFCIが発生した際の事象の厳しさを比較することは困難である。 以上より、①を評価事故シーケンスとして選定。
		② 過渡事象+逃がし安全弁再閉鎖失敗+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI(ベズスタル) ^{※4}		
		③ 手動停止/サポート系喪失(手動停止)+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI(ベズスタル) ^{※4}		
		④ 手動停止/サポート系喪失(手動停止)+逃がし安全弁再閉鎖失敗+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI(ベズスタル) ^{※4}		
		⑤ サポート系喪失(自動停止)+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI(ベズスタル) ^{※4}		
		⑥ サポート系喪失(自動停止)+逃がし安全弁再閉鎖失敗+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI(ベズスタル) ^{※4}		
溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI) ^{※1}	TQUV	① 過渡事象+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+デブリ冷却失敗(ベズスタル)	・格納容器下部注水系(常設)	【余裕時間の厳しさ】 ・原子炉が自動停止する過渡事象(給水流量の全喪失)及びサポート系喪失(自動停止)を起因とする事故シーケンスは、通常停止させる事故シーケンスと比較して事象進展が早い。このため、対応時の余裕時間の観点で厳しい。 【設備容量の厳しさ】 ・格納容器下部注水系(常設)によるベズスタル(ドライウエル部)への事前水張は、デブリ落下前に実施するため、必要となる設備容量は事故シーケンス間で差異がない。 【事象(MCCI発生時)の厳しさ】 ・いずれの事故シーケンスも原子炉圧力が低圧状態で原子炉容器破損に至ることから、定性的に各事故シーケンスでMCCIが発生した際の事象の厳しさを比較することは困難である。 以上より、①を評価事故シーケンスとして選定。
		② 過渡事象+逃がし安全弁再閉鎖失敗+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+デブリ冷却失敗(ベズスタル)		
		③ 手動停止/サポート系喪失(手動停止)+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+デブリ冷却失敗(ベズスタル)		
		④ 手動停止/サポート系喪失(手動停止)+逃がし安全弁再閉鎖失敗+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+デブリ冷却失敗(ベズスタル)		
		⑤ サポート系喪失(自動停止)+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+デブリ冷却失敗(ベズスタル)		
		⑥ サポート系喪失(自動停止)+逃がし安全弁再閉鎖失敗+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗+デブリ冷却失敗(ベズスタル)		
水素燃焼	LOCA	-	・可搬型密着供給装置により格納容器内への窒素封入	【事象(酸素濃度上昇)の厳しさ】 ・ジロコウム・水反応による水素の過剰な発生を抑制する観点から、炉心損傷後に交流電源を復旧して原子炉注水を実施し、その後の事象進展に対応するシナリオを評価するものとする。 ・格納容器ベントを実施する場合、格納容器内の水素及び酸素が大気中に放出され、格納容器内の水素及び酸素濃度が大きく低下することから、格納容器ベントを実施しないシナリオを評価するものとする。 ・重大事故等対処設備によって炉心損傷を防止できるPDSについても、事象発生後の格納容器内の気体の流れ等、酸素濃度の上昇の観点でLOCAと大きく異なるPDSについては、有効性評価において適宜その感度を確認するものとする。

◎ 選定した評価事故シーケンス

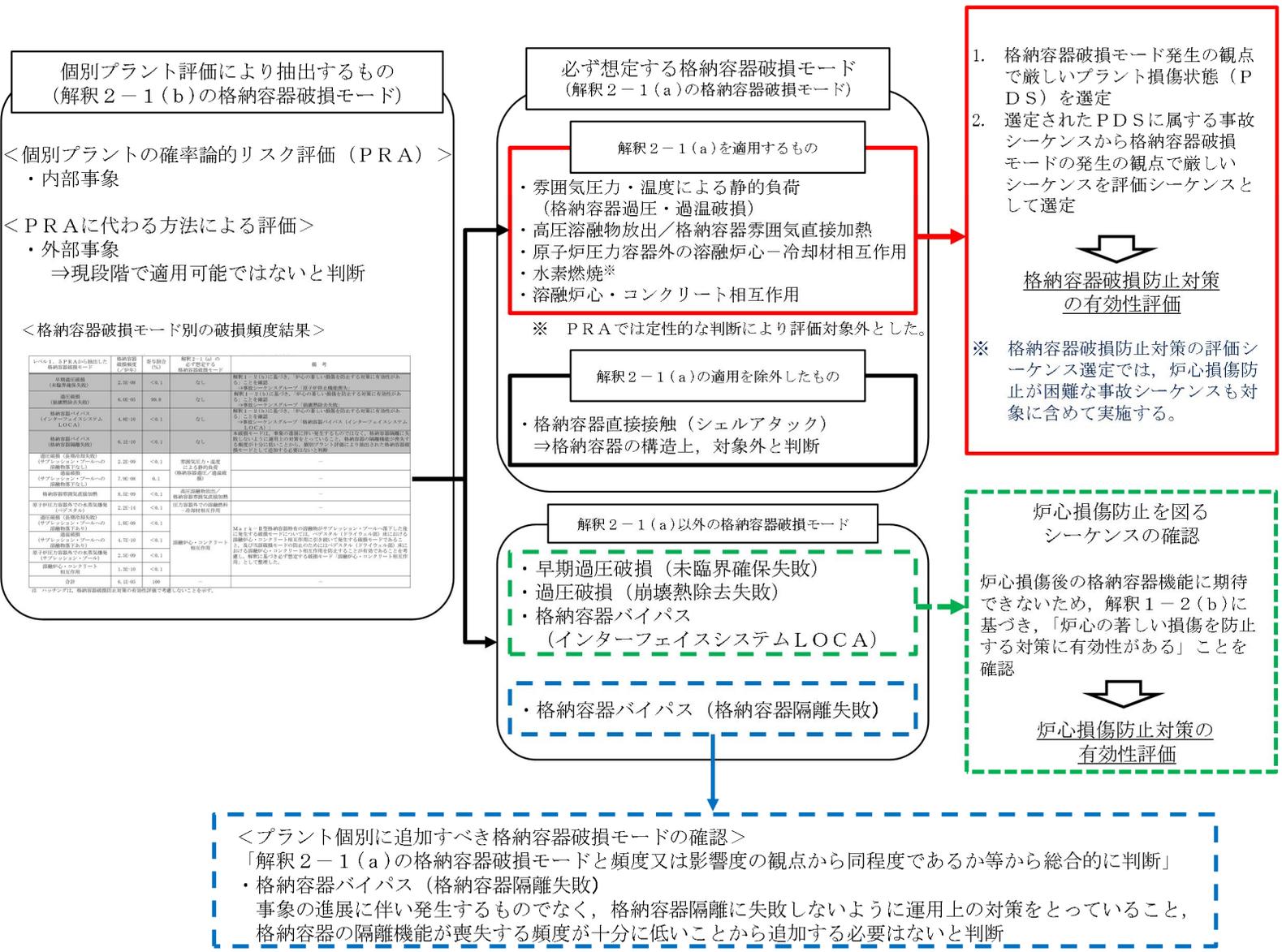
※1 DCH、FCI、MCCIにおいて選定した評価事故シーケンスについては、重大事故等対処施設による対応により原子炉圧力容器内での事象収束が可能だが、原子炉圧力容器破損が前提となる各破損モードにおける物理現象及びその対策の有効性を確認する観点から仮想的に一部の重大事故等対処設備による対応に期待せず、原子炉圧力容器破損まで事象が進展することを仮定して評価することとする。

※2 各シーケンスの斜線で示した部分は炉心損傷に至る事故シーケンス、それ以外の部分は炉心損傷後の事故シーケンスを示す。

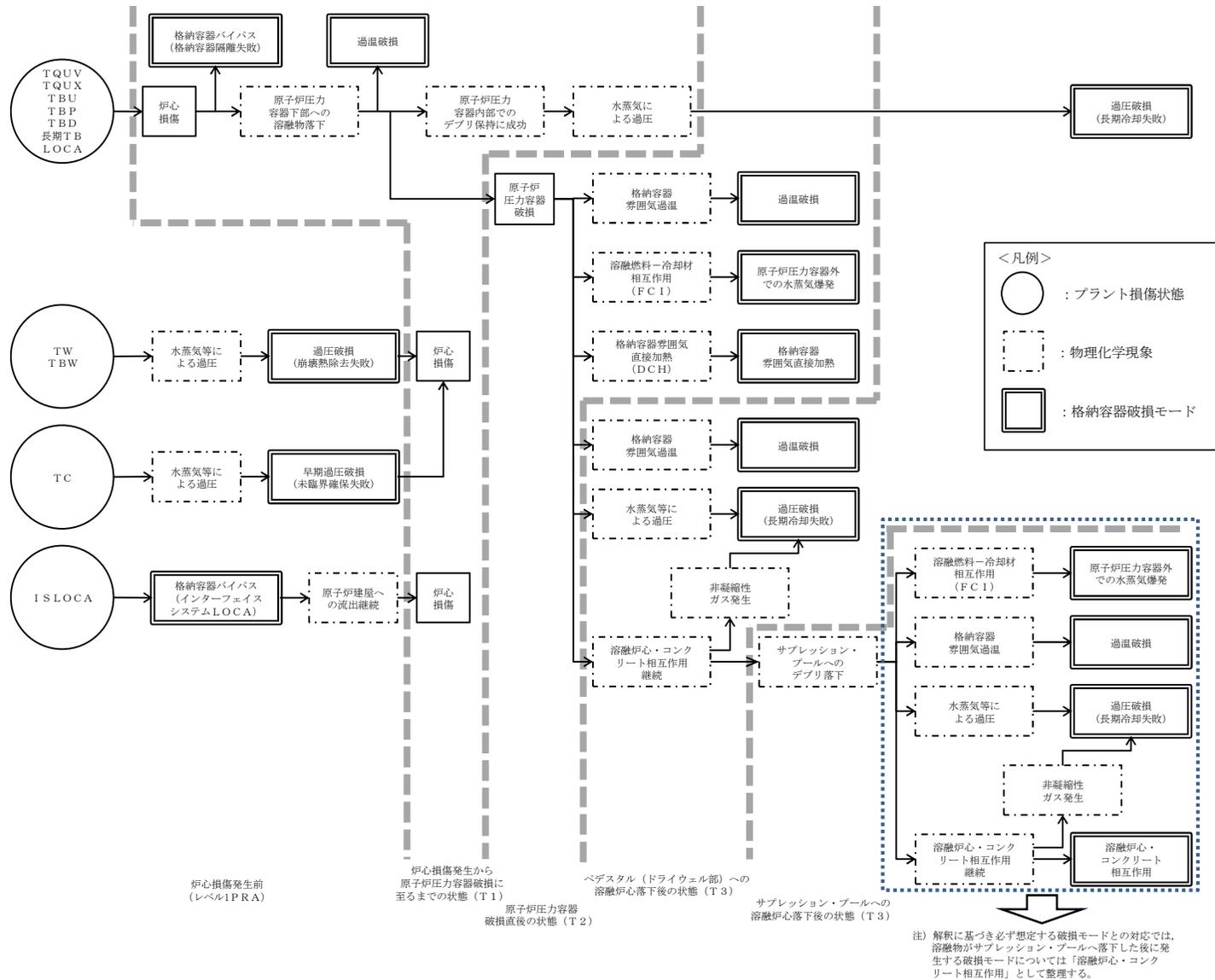
※3 PDSがLOCAに該当する事故シーケンスでは、炉心及びベズスタル(ドライウエル部)への注水機能が喪失し、デブリ冷却に必ず失敗するため過圧破損に至る事故シーケンスは抽出されないが、過温破損の対策となる重大事故等対処設備による圧力容器(損傷炉心)への注水(デブリ冷却)を考慮して評価事故シーケンスを選定する。

※4 PDSがTQUVに該当する事故シーケンスでは、ベズスタル(ドライウエル部)への注水機能が喪失するためFCIが発生する事故シーケンスは抽出されないが、MCCI対策である事前水張りによりFCIが発生する可能性を考慮して評価事故シーケンスを選定する。

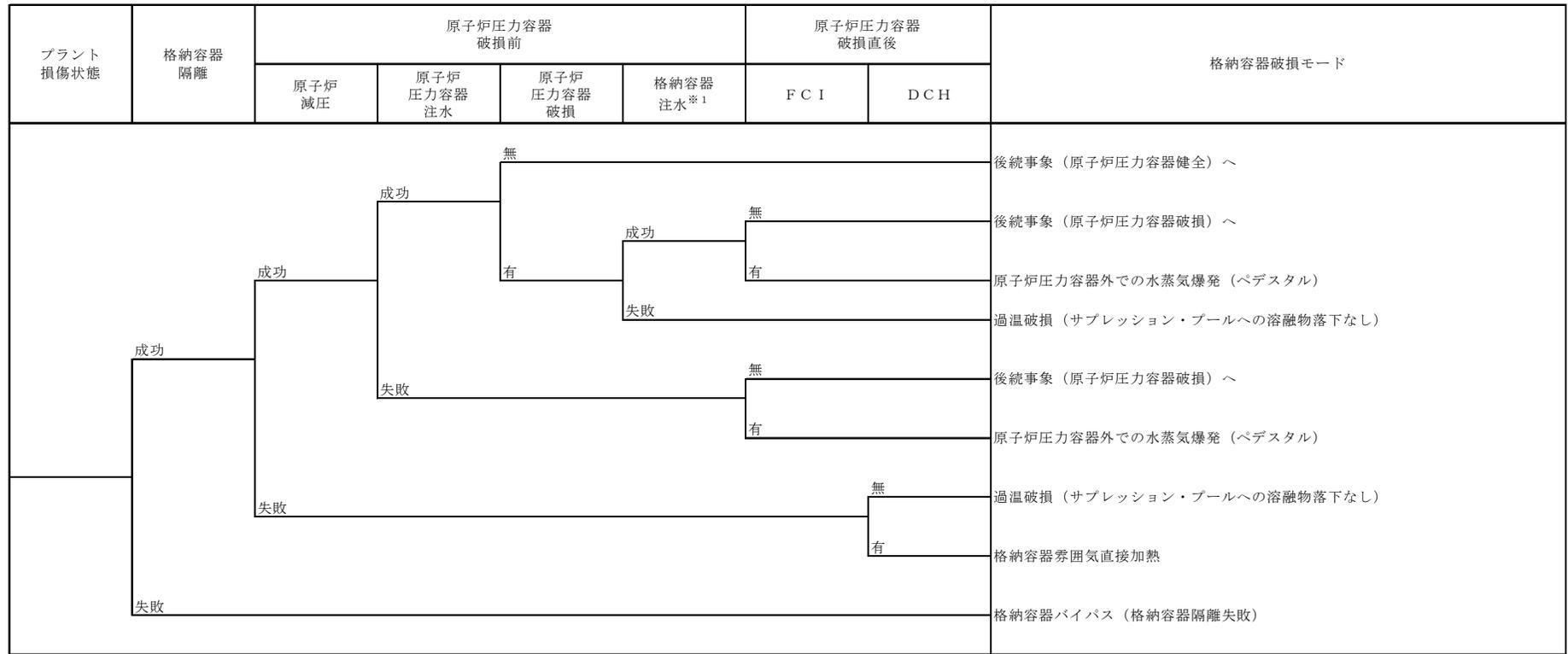
左記のとおり、過圧・過温の各々において損傷炉心冷却失敗までは同じ事故シーケンスとなり、各事故シーケンスの対策は損傷炉心への注水(損傷炉心冷却)の点で同じとなることから、有効性評価では過圧・過温を同じ事故シーケンスで評価している。



第2-1図 格納容器破損モード抽出及び評価事故シーケンス選定の全体プロセス



第2-2図 シビアアクシデントで想定される事象進展と格納容器破損モード



F C I : 原子炉圧力容器外での溶融燃料-冷却材相互作用

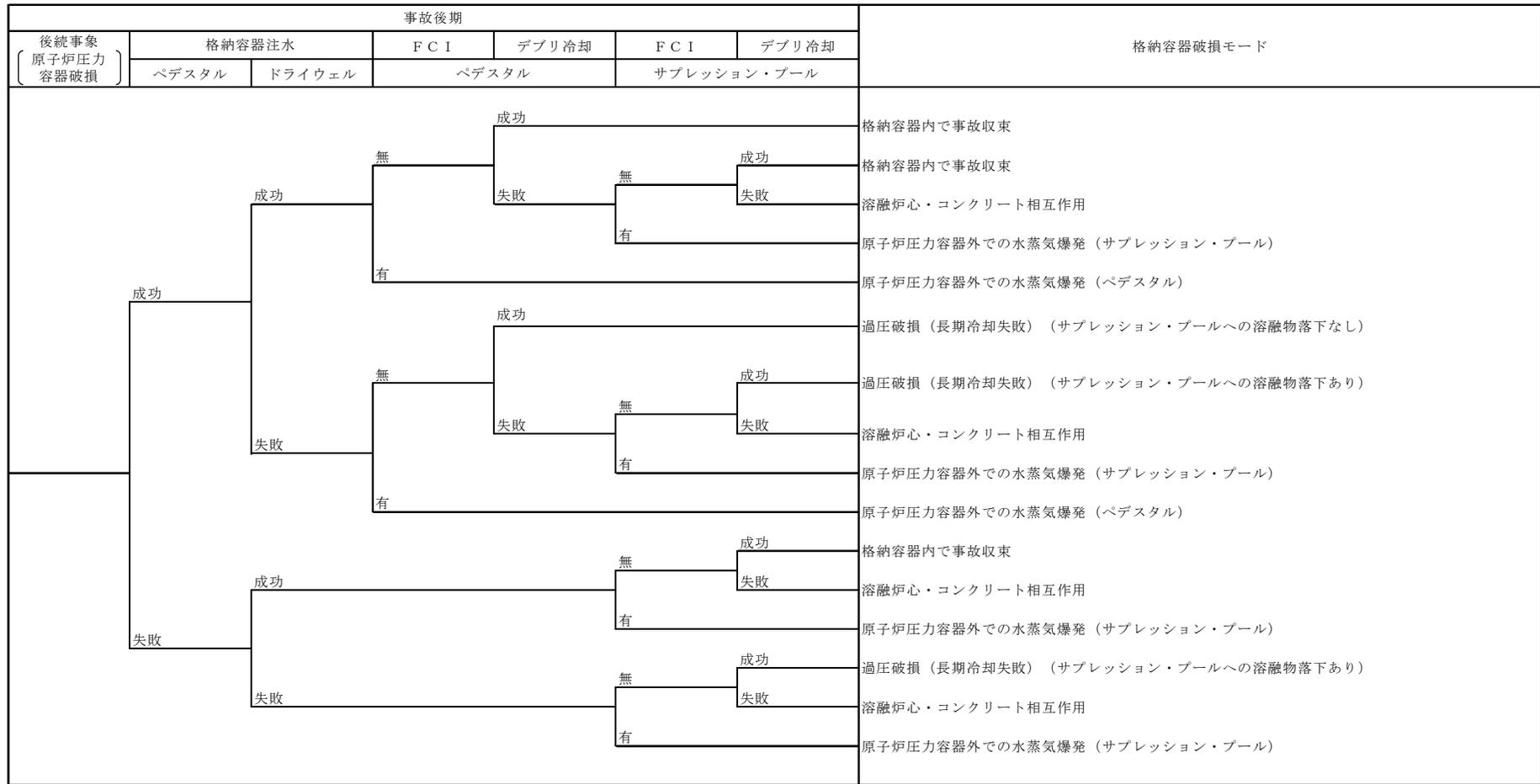
D C H : 格納容器雰囲気直接加熱

※1 L O C Aシーケンスは、格納容器注水に失敗した場合、原子炉圧力容器破損前に過温破損に至るため、本ヘディングの成功/失敗を原子炉圧力容器破損前に考慮した。

第2-3図 内部事象レベル1. 5 P R Aにおけるイベントツリー (1/3)

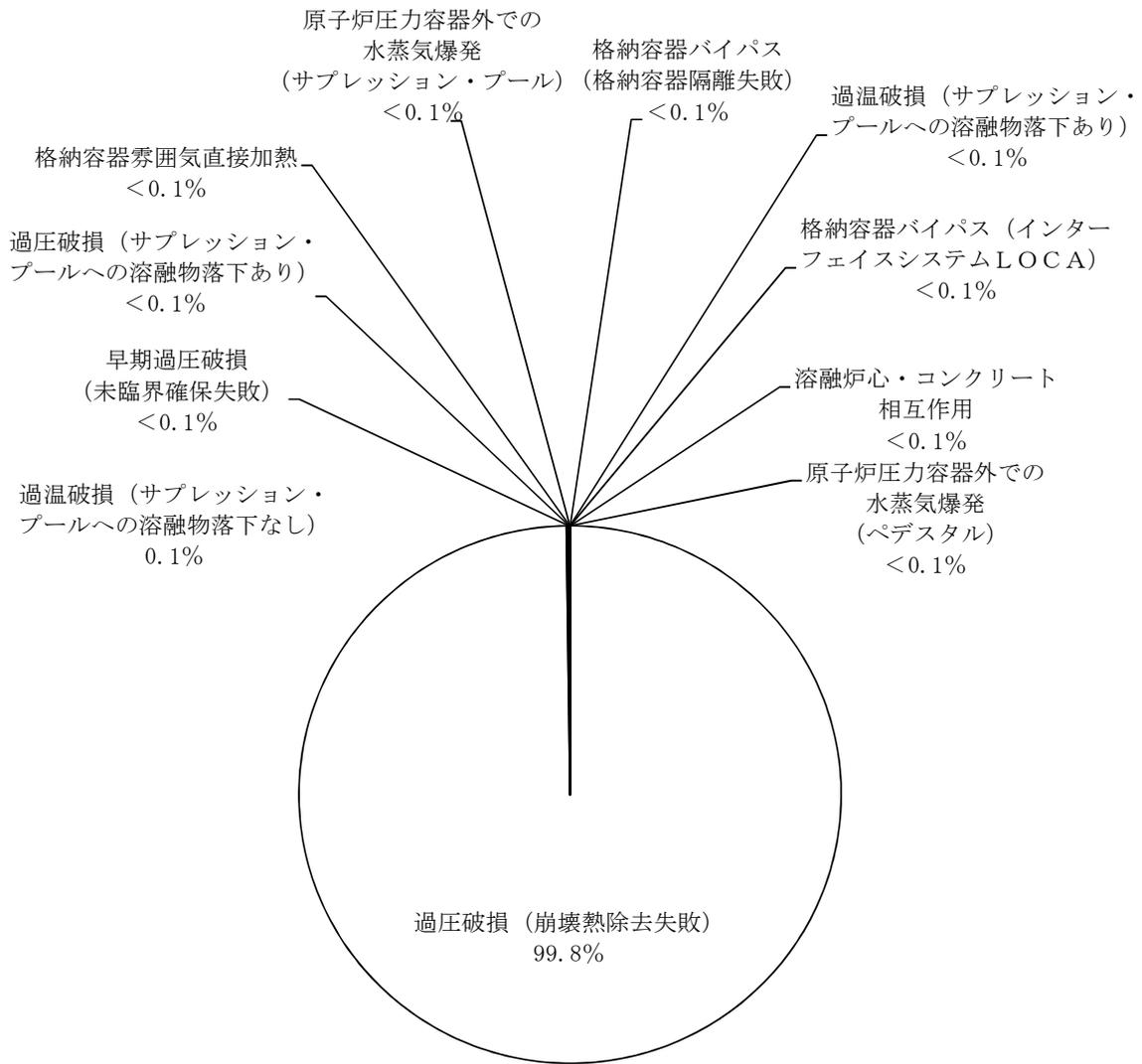
事故後期		格納容器破損モード
後続事象 [原子炉圧力容器健全]	格納容器注水	
成功		原子炉圧力容器内で事故収束
失敗		過圧破損（長期冷却失敗）（サブプレッション・プールへの溶融物落下なし）

第2-3図 内部事象レベル1. 5 PRAにおけるイベントツリー (2/3)



F C I : 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用

第2-3図 内部事象レベル1. 5 P R Aにおけるイベントツリー (3/3)



格納容器破損頻度 : 6.1E-05

第2-4図 格納容器破損モードごとの寄与割合

3. 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の運転停止中事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンスの選定について

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の事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンス選定の全体プロセスは第3-1図に示すとおりであり，本プロセスにより各検討ステップにおける実施内容を整理した。

【概要】

- ① 内部事象 P R A 及び P R A を適用できない外部事象等についての定性的検討から事故シーケンスの抽出を実施した。
- ② 抽出した事故シーケンスと必ず想定する事故シーケンスグループとの比較を行い，必ず想定する事故シーケンスグループに対応しない外部事象特有の事故シーケンスについて，頻度，影響等を確認し，事故シーケンスグループとしての追加要否を検討した。
- ③ 有効性評価において想定する事故シーケンスグループごとに，審査ガイドに記載の観点（余裕時間，設備容量，代表性）に基づき，有効性評価の対象とする重要事故シーケンスを選定した。

3.1 運転停止中事故シーケンスグループの分析について

解釈において、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係る運転停止中事故シーケンスグループの個別プラント評価による抽出に関し、以下のとおり記載されている。

4 - 1

(a) 必ず想定する運転停止中事故シーケンスグループ

- ・崩壊熱除去機能喪失
(RHRの故障による停止時冷却機能喪失)
- ・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

(b) 個別プラント評価により抽出した運転停止中事故シーケンスグループ

- ①個別プラントの停止時に関するPRA（適用可能なもの）又はそれに代わる方法で評価を実施すること。
- ②その結果、上記4 - 1 (a)の運転停止中事故シーケンスグループに含まれない有意な頻度又は影響をもたらす運転停止中事故シーケンスグループが抽出された場合には、想定する運転停止中事故シーケンスグループとして追加すること。

上記4 - 1 (b) を踏まえて、内部事象停止時レベル1 PRA評価を実施し、事故シーケンスグループの検討を行った。

なお、事故シーケンスグループの選定は、炉心損傷防止対策に係る事故シーケンスグループの分析と同様、従来の設置許可取得時の設計で考慮していた設備のみ期待できる条件^{*} で評価した停止時PRAの結果を用いた。

- ※ 従来から整備してきたAM策や福島第一原子力発電所事故以降に実施した各種対策，新規制基準に基づき配備する重大事故等対処設備等を含めない条件

3.1.1 燃料損傷に至る運転停止中事故シーケンスグループの抽出，整理

施設定期検査中はプラントの状態が大きく変化することから，停止時レベル1 P R Aにおいては，施設定期検査における評価対象期間を設定し，原子炉の水位，温度，圧力等のプラントパラメータの類似性，保守点検状況等に応じた緩和設備の使用可能性，起回事象，成功基準に関する類似性によって，評価対象期間を幾つかのプラント状態（以下「P O S」という。）に分類し評価を行う。分類したP O Sを，状態ごとのプラントの主要なパラメータとともに第3-2図に示す。また，P O Sごとの期間及び系統の待機状態を示した工程表を第3-3図に示す。

停止時P R Aにおいては，原子炉停止後の運転停止中の各P O Sにおいて燃料損傷へ波及する可能性のある起回事象について，マスターロジックダイヤグラム，過去の国内プラントのトラブル事例等から選定し，ここから燃料損傷に至ることを防止するための緩和手段の組合せ等を第3-4図のイベントツリーで分析し，燃料損傷に至る各事故シーケンスを抽出している。

抽出された事故シーケンス別の炉心損傷頻度を整理し，審査ガイドの「必ず想定する運転停止中事故シーケンスグループ」に含まれるか，それ以外の事故シーケンスグループであるかを確認するとともに，燃料損傷状態を分類した。事故シーケンスグループ別の炉心

損傷頻度を第 3-1 表に示す。

事故シーケンスグループ別の炉心損傷頻度への寄与割合を第 3-5 図に示す。

3.1.2 抽出した事故シーケンスの整理

3.1.2.1 必ず想定する事故シーケンスグループとの対応

第 3-1 表に示す停止時 P R A により抽出した各事故シーケンスについて、緩和機能の喪失状況、プラントの状態及び燃料損傷に至る要因の観点で必ず想定する事故シーケンスグループに対応する(1)から(3)の事故シーケンスグループとして整理した。

(1) 崩壊熱除去機能喪失

運転中の残留熱除去系の故障が発生した後、崩壊熱除去・炉心冷却に失敗し、燃料損傷に至る事故シーケンスを解釈 4-1 (a) に記載の「崩壊熱除去機能喪失」に分類する。

(2) 全交流動力電源喪失

外部電源喪失の発生時に非常用交流電源の電源確保に失敗する等、全交流動力電源喪失の発生後に、崩壊熱除去・炉心冷却の失敗により、燃料損傷に至る事故シーケンスを解釈 4-1 (a) に記載の「全交流動力電源喪失」に分類する。

(3) 原子炉冷却材の流出

原子炉冷却材圧力バウンダリに接続された系統の誤操作等により原子炉冷却材が系外に流出後、崩壊熱除去・炉心冷却に失敗し、燃料損傷に至る事故シーケンスを解釈 4-1 (a) に記載の「原子炉冷却材の流出」に分類する。

なお、必ず想定する事故シーケンスグループのうち「反応度の誤投入」については、プラント停止時には原則として全制御棒が挿入されており、複数の人的過誤や機器故障が重畳しない限り反応度事故に至る可能性はないこと、万一反応度事故が起こり臨界に至った場合でも、局所的な事象で収束し、燃料の著しい損傷に至ることは考え難いことから、今回の停止時P R Aでは考慮していない。

ただし、万一上記のような反応度事故が起こった場合においても、実際に局所的な事象で収束し、燃料の著しい損傷に至らないことを確認するため、「反応度の誤投入」については、有効性評価の評価対象とする事故シーケンスグループとした。

3.1.2.2 追加すべき事故シーケンスグループの検討

今回実施したP R Aでは、緩和機能の喪失状況、プラントの状態及び燃料損傷に至る要因の観点で解釈4-1(a)に示されている必ず想定する事故シーケンスグループに対応しない事故シーケンスは抽出されなかった。そのため、解釈に基づき想定する事故シーケンスグループに追加すべき新たな事故シーケンスグループはないと判断した。

3.2 重要事故シーケンスの選定について

3.2.1 重要事故シーケンスの選定の考え方

重要事故シーケンスの選定に当たっては，以下に示す審査ガイドに記載の着眼点に沿って実施しており，具体的な検討内容を以下に示す(第3-3表)。

【審査ガイドに記載の着眼点】

- a．燃料損傷防止対策の実施に対する余裕時間が短い。
- b．燃料損傷回避に必要な設備容量（流量等）が大きい。
- c．運転停止中事故シーケンスグループ内のシーケンスの特徴を代表している。

a．余裕時間

余裕時間については，事故シーケンスグループ内での燃料損傷に至るまでの余裕時間の長さに応じて「高」，「中」，「低」と3つに分類した。燃料損傷までの余裕時間を第3-2表に示す。なお，反応度の誤投入については，事象発生後も崩壊熱除去や注水機能は喪失しないため，それらの緩和措置実施までの余裕時間の考慮は不要である（第3-2表，第3-3表）。

b．設備容量

設備容量については，事故シーケンスグループ内での必要な設備容量の大きさに応じて「高」，「中」，「低」と3つに分類した。なお，反応度の誤投入については，事象発生後も崩壊熱除去や注水機能は喪失しないため，それらの緩和措置実施までの余裕時間の考慮は不要である（第3-2表，第3-3表）。

c．代表性

第3-1表の事故シーケンスごとの炉心損傷頻度を比較し，事

故シーケンスグループの中で最も炉心損傷頻度の高いドミナントシーケンスを「高」、事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度に対して1%以上の事故シーケンスを「中」、1%未満の事故シーケンスを「低」とした。

3.2.2 重要事故シーケンスの選定結果

3.2.1の選定の着眼点を踏まえ、同じ事故シーケンスグループに複数の事故シーケンスが含まれる場合には、事象進展が早いもの等、より厳しい事故シーケンスを重要事故シーケンスとして選定した。各事故シーケンスグループに対する重要事故シーケンスの選定理由及び選定結果について、第3-3表及び以下に示す。

(1) 崩壊熱除去機能喪失

i) 事故シーケンス

① 残留熱除去系の故障（RHR喪失）＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

② 残留熱除去系の故障（RHR S喪失）＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

③ 外部電源喪失＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

ii) 事故シーケンスグループの特徴

本事故シーケンスグループに含まれる事故シーケンスは、運転中の残留熱除去系に故障等が発生した後、崩壊熱除去・炉心冷却に失敗し、燃料損傷に至る事故シーケンスである。

iii) 有効性を確認する主な燃料損傷防止対策

・ 待機中の残留熱除去系（低圧注水系）

iv) 重要事故シーケンス

① 残留熱除去系の故障（RHR喪失）＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

v) 選定理由

余裕時間については事故シーケンス間で差異がなく、燃料損傷防止対策の実施に必要な時間を保守的に見積もった時間（約2時間）に比べて十分な余裕時間がある。また、原子炉への注水に必要な設備容量についても事故シーケンス間で差異がなく、ECCS・低圧代替注水系（常設）の設備容量に比べて十分小さい。代表性の観点からは①の事故シーケンスの炉心損傷頻度が最も高い。

以上より、①の事故シーケンスを重要事故シーケンスとして選定した。

なお、残留熱除去系海水系の喪失により崩壊熱除去機能が喪失した場合については、「全交流動力電源喪失」にて燃料損傷防止対策の有効性を確認する。

(2) 全交流動力電源喪失

i) 事故シーケンス

① 外部電源喪失＋交流電源失敗＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

② 外部電源喪失＋直流電源失敗＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

ii) 事故シーケンスグループの特徴

本事故シーケンスグループに含まれる事故シーケンスは、外部電源喪失の発生時に非常用交流電源の電源確保に失敗して全交流動力電源喪失に至り、その後、崩壊熱除去・炉心冷却の失敗によって、燃料損傷に至る事故シーケンスである。

iii) 有効性を確認する主な燃料損傷防止対策

- ・ 常設代替交流電源設備
- ・ 常設代替直流電源設備
- ・ 低圧代替注水系（常設）
- ・ 緊急用海水系を用いた残留熱除去系（原子炉停止時冷却系）

iv) 重要事故シーケンス

- ① 外部電源喪失 + 交流電源失敗 + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗

v) 選定理由

余裕時間については事故シーケンス間で差異がなく，燃料損傷防止対策の実施に必要な時間を保守的に見積もった時間（約 2 時間）に比べて十分な余裕時間がある。また，原子炉への注水に必要な設備容量についても事故シーケンス間で差異がなく，低圧代替注水系（常設）の設備容量に比べて十分小さい。代表性の観点からは①の事故シーケンスの炉心損傷頻度が最も高い。

以上より，①の事故シーケンスを重要事故シーケンスとして選定した。

なお，直流電源が喪失する②の事故シーケンスについては，炉心損傷頻度が低く，iii) に示した対策により①の事故シーケンスと同様に燃料損傷防止が可能であり，さらに可搬型代替直流電源設備による非常用ディーゼル発電機の起動による対応にも期待できることから選定しない。

(3) 原子炉冷却材の流出

i) 事故シーケンス

- ① 原子炉冷却材の流出（RHR切替時のLOCA） + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗

- ② 原子炉冷却材の流出（CUWブロー時のLOCA） + 崩壊

熱除去・炉心冷却失敗

③原子炉冷却材の流出（CRD点検時のLOCA）＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

④原子炉冷却材の流出（LPRM点検時のLOCA）＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

ii) 事故シーケンスグループの特徴

本事故シーケンスグループに含まれる事故シーケンスは、原子炉冷却材圧力バウンダリに接続された系統の誤操作等により原子炉冷却材が系外に流出後、崩壊熱除去・炉心冷却の失敗によって、燃料損傷に至る事故シーケンスである。

iii) 有効性を確認する主な燃料損傷防止対策

・待機中の残留熱除去系（低圧注水系）

iv) 選定した重要事故シーケンス

①原子炉冷却材の流出（RHR切替時のLOCA）＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

v) 選定理由

余裕時間の観点からは、①、②の事故シーケンスが厳しく、設備容量の観点からは、流出流量の大きい③、④の事故シーケンスが厳しい。また、代表性の観点からは①の事故シーケンスの炉心損傷頻度が最も高い。

②の事故シーケンスについては、原子炉水位を低下させる操作であるため、原子炉水位は適宜監視されており、中央制御室の運転員の他にR/Wの運転員も廃液収集タンク等の水位高により認知することができるため、認知が容易であることから選定しないこととする。

また、③、④の事故シーケンスについては、流出流量と比較して燃料損傷防止対策となる待機中のECCS・低圧代替注水系（常設）の設備容量が十分大きいこと、作業・操作場所と漏えい発生箇所が同一であるため認知が容易であることから選定しないこととする。

以上より、①の事故シーケンスを重要事故シーケンスとして選定した。

(4) 反応度の誤投入

i) 事故シーケンスグループの特徴

反応度事故により、燃料損傷に至る事故シーケンスである。

ii) 有効性を確認する主な燃料損傷防止対策

- ・ 起動領域モニタペリオド短（10秒）による原子炉スクラム

iii) 選定理由

代表性の観点から、停止中に実施される検査等により、最大反応度価値を有する制御棒1本が全引き抜き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、異常な反応度の投入を認知できずに燃料の損傷に至る事故を想定する。

なお、各事故シーケンスグループに分類される事故シーケンスについて、燃料損傷に至る要因をカットセットレベルまで展開し、事故シーケンスの炉心損傷頻度に対する寄与割合の観点で分析した結果、主要なカットセットに対して重大事故等対策がおおむね有効であることを確認している（別紙6）。

第3-1表 運転停止中事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度

事故シーケンスグループ	事故シーケンス	対応する主要な燃料損傷防止対策 (下線は有効性を確認する主な対策)		シーケンス別CDF (/施設定期検査)	全CDFに対する寄与割合(%)	グループ別CDFに対する寄与割合(%)	事故シーケンスグループ別CDF (/施設定期検査)	全CDFに対する寄与割合(%)
		燃料損傷防止に必要な機能	燃料損傷防止対策					
崩壊熱除去機能喪失	①残留熱除去系の故障 (RHR喪失) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能 ^{※1}	・ 緊急用海水系 (RHR S喪失時)	9.9E-07	20.0	69.5	1.4E-06	28.8
	②残留熱除去系の故障 (RHR S喪失) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	原子炉への注水機能	・ <u>待機中のE.C.C.S.</u> (<u>残留熱除去系 (低圧注水系) ^{※2}</u>)	1.2E-07	2.5	8.7		
	③外部電源喪失+崩壊熱除去・炉心冷却失敗		・ 低圧代替注水系 (常設) ・ 低圧代替注水系 (可搬型) ・ 消火系, 補給水系 ^{※3}	3.1E-07	6.3	21.8		
全交流動力電源喪失	①外部電源喪失+交流電源失敗 +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	電源の復旧	・ <u>常設代替交流電源設備</u> ・ <u>常設代替直流電源設備</u> ・ 可搬型代替直流電源設備 (DG起動に使用) (直流電源失敗時)	3.5E-06	71.1	100.0	3.5E-06	71.1
	②外部電源喪失+直流電源失敗 +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能 ^{※1} 原子炉への注水機能	・ 緊急用海水系 ・ <u>低圧代替注水系 (常設)</u> (<u>交流電源復旧後</u>) ・ 常設代替注水系 (可搬型) ・ 消火系 ^{※3}	1.3E-10	<0.1	<0.1		
原子炉冷却材の流出	①原子炉冷却材の流出 (RHR切替時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	原子炉への注水機能	・ <u>待機中のE.C.C.S.</u> (<u>残留熱除去系 (低圧注水系) ^{※2}</u>) ・ 低圧代替注水系 (常設) ・ 低圧代替注水系 (可搬型) ・ 消火系, 補給水系 ^{※3}	8.3E-11	<0.1	44.6	1.9E-10	<0.1
	②原子炉冷却材の流出 (CUWブロー時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗			5.8E-11	<0.1	31.2		
	③原子炉冷却材の流出 (CRD点検時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗			4.5E-11	<0.1	24.2		
	④原子炉冷却材の流出 (LPRM点検時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗			9.8E-14	<0.1	<0.1		
合計		-		5.0E-06	100.0	-	5.0E-06	100.0

※1 停止時においては崩壊熱除去機能が喪失した場合であっても、原子炉注水を実施することで燃料損傷を防止できる。
(原子炉建屋 (原子炉開放時) 又は格納容器 (原子炉未開放時) へ崩壊熱を逃すことで燃料損傷を防止し、その後長期的な安定状態の確保のために残留熱除去系等を復旧する。)
 ※2 停止時PRAの評価上、残留熱除去系の喪失も考えられるが、その場合の事象進展及び対策は「全交流動力電源喪失」と同様になるため、ガイド等を参照し、対策に追加した。
 ※3 重大事故等対処設備ではないが、シーケンスによって使用できる可能性のある緩和設備である。

第3-2表 燃料損傷までの余裕時間 (1/2)

(a) 「崩壊熱除去機能喪失」, 「全交流動力電源喪失」 の場合

POS	プラント状態の推移	原子炉水位	燃料損傷までの余裕時間 (h) ※1
S	原子炉冷温停止への移行状態	通常水位	3.9
A	PCV/PRV開放への移行状態		5.7
B1	原子炉ウェル満水状態	原子炉ウェル満水	53.8
B2			90.9
B3			107.6
B4			155.2
B5			174.5
B6			199.7
C1	PCV/PRV閉鎖への移行状態	通常水位	35.8
C2			38.3
D	起動準備状態		40.8

※1 原子炉ウェル満水状態における余裕時間の評価は、燃料の取出状態に関わらず、以下のとおり保守的な仮定を基に評価。

崩壊熱 : 炉心及び使用済燃料プール内の燃料の崩壊熱を考慮

保有水量 : 原子炉側のみの水量を考慮 (使用済燃料プールの保有水量を含めない。)

第3-2表 燃料損傷までの余裕時間 (2/2)

(b) 「原子炉冷却材の流出」の場合

事故シーケンス	POS	原子炉水位	燃料損傷に至るまでの保有水量 (m ³) ※2	冷却材流出流量 (m ³ /h)	燃料損傷までの余裕時間 (h)
RHR切替時のLOCA	B	原子炉ウェル満水			22.7
	C, D	通常水位			3.5
CUWブロー時のLOCA	C, D	通常水位			3.5
CRD点検時のLOCA	B	原子炉ウェル満水			5.5
LPRM点検時のLOCA	B	原子炉ウェル満水			12.1

※2 原子炉ウェル満水状態における保有水量は、原子炉側のみの水量を考慮（プールゲートが閉止状態であることを想定し、使用済燃料プールの保有水量を含めない。）。

なお、崩壊熱による原子炉冷却材の減少については、崩壊熱による水温上昇により蒸発が開始するまでに、原子炉冷却材の流出による水位低下により燃料損傷に至ることから考慮しない。

第3-3表 重要事故シーケンス（運転停止中）の選定

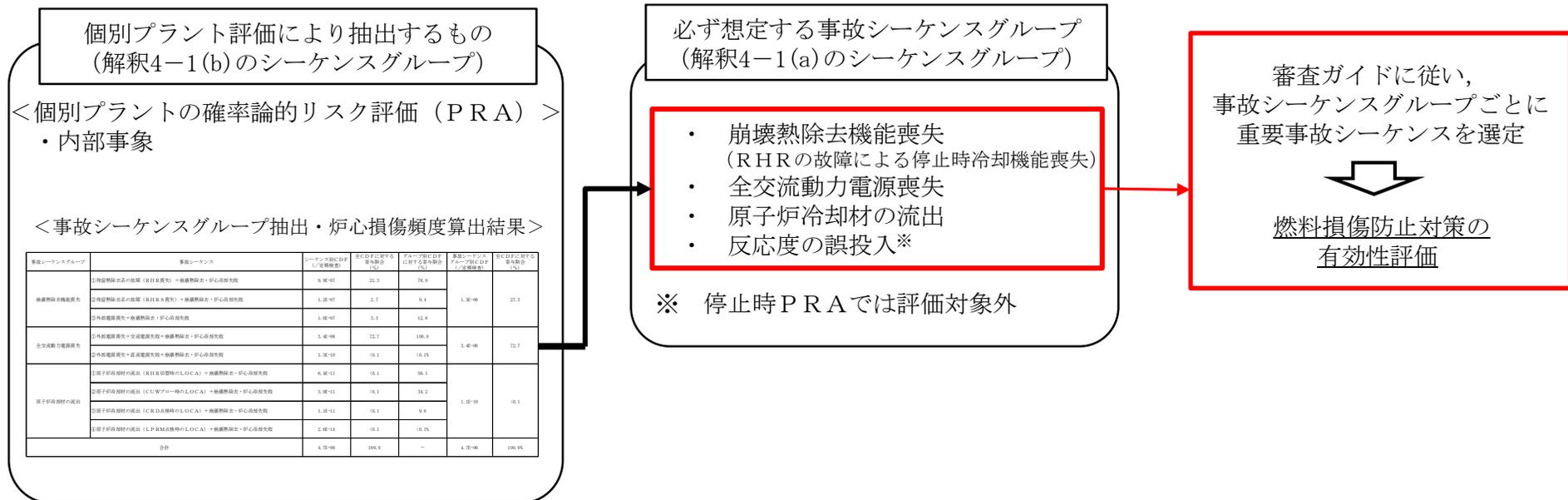
事故シーケンスグループ	事故シーケンス	対応する主要な燃料損傷防止対策		着眼点との関係と重要事故シーケンスの選定の考え方			選定した重要事故シーケンスと選定理由
		燃料損傷防止に必要な機能	燃料損傷防止対策	a	b	c	
崩壊熱除去機能喪失	◎ ①残留熱除去系の故障（RHR喪失） ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	原子炉への注水機能	・ 待機中のECCS（残留熱除去系（低圧注水系）※1）	低	低	高	a. 余裕時間については、事故シーケンス間で差異がなく、異常の認知及び待機中のECCS・低圧代替注水系（常設）の起動といった緩和措置の実施にかかる時間を保守的に見積もった時間（約20時間）に比べて十分な余裕時間がある（最も短いPOS-Sにおいても約3.9時間であり、その他のPOSではさらに余裕時間が見込める）ことから、全ての事故シーケンスにおいて「低」とした。 b. 原子炉への注水に必要な設備容量については、事故シーケンス間で差がなく、待機中のECCS・低圧代替注水系（常設）の設備容量（残留熱除去系：1,605m ³ /h、低圧代替注水系（常設）：378m ³ /h）に比べて十分小さい（最も崩壊熱の大きなPOS-Sにおいても約50m ³ /h）ことから、全ての事故シーケンスにおいて「低」とした。 c. 事故シーケンスグループの中で最もCDFの高いドミナントシーケンスを「高」、事故シーケンスグループ別CDFに対して1%以上の事故シーケンスを「中」、1%未満の事故シーケンスを「低」とした。
	— ②残留熱除去系の故障（RHS喪失） ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能※1	・ 残留熱除去系（原子炉停止時冷却系）※2	低	低	中	
	— ③外部電源喪失 ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能※1		低	低	中	
全交流動力電源喪失	◎ ①外部電源喪失 ＋全交流電源失敗 ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	電源の復旧 原子炉への注水機能	・ 常設代替交流電源設備 ・ 常設代替直流電源設備 ・ 可搬型代替直流電源設備（DG起動时使用）（直流電源失敗時） ・ 低圧代替注水系（常設）（交流電源復旧後）	低	低	高	a. 余裕時間については、事故シーケンス間で差異がなく、常設代替交流電源設備、常設代替直流電源設備による給電、低圧代替注水系（常設）による注水といった緩和措置の実施にかかる時間（約25分）に比べて十分な余裕時間がある（最も短いPOS-Sにおいても3.9時間であり、その他のPOSではさらに余裕時間が見込める）ことから、全ての事故シーケンスにおいて「低」とした。 b. 原子炉への注水に必要な設備容量については、事故シーケンス間で差がなく、待機中のECCS・低圧代替注水系（常設）の設備容量（残留熱除去系：1,605m ³ /h、低圧代替注水系（常設）：378m ³ /h）に比べて十分小さい（最も崩壊熱の大きなPOS-Sにおいても約50m ³ /h）ことから、全ての事故シーケンスにおいて「低」とした。 c. 事故シーケンスグループの中で最もCDFの高いドミナントシーケンスを「高」、事故シーケンスグループ別CDFに対して1%以上の事故シーケンスを「中」、1%未満の事故シーケンスを「低」とした。
	— ②外部電源喪失 ＋全交流電源失敗 ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能※1	・ 緊急用海水系を用いた残留熱除去系（原子炉停止時冷却系）※2	低	低	低	
原子炉冷却材の流出	◎ ①原子炉冷却材の流出（RHR切替時のLOCA） ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	原子炉への注水機能	・ 待機中のECCS（残留熱除去系（低圧注水系））	高	低	高	a. 燃料損傷までの余裕時間が最も短い事故シーケンス（①RHR切替時、②CUWブロー時：3.5時間）を「高」、最も長い事故シーケンス（④LPRM点検時：12.1時間）を「低」、それ以外の事故シーケンス（③CRD点検時：5.5時間）を「中」とした。 b. 流出流量が多いほど、燃料損傷回避のために必要な注水設備の容量が大きくなることを考慮し、冷却材流出流量が最も多い事故シーケンスを「高」、最も少ない事故シーケンスを「低」、それ以外の事故シーケンスを「中」とした。 c. 事故シーケンスグループの中で最もCDFの高いドミナントシーケンスを「高」、事故シーケンスグループ別CDFに対して1%以上の事故シーケンスを「中」、1%未満の事故シーケンスを「低」とした。
	— ②原子炉冷却材の流出（CUWブロー時のLOCA） ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能※1	・ 残留熱除去系（原子炉停止時冷却系）※2	高	低	中	
	— ③原子炉冷却材の流出（CRD点検時のLOCA） ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能※1		中	高	中	
	— ④原子炉冷却材の流出（LPRM点検時のLOCA） ＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能※1		低	中	低	
反応度の誤投入	◎ 制御棒の誤引き抜き※3	原子炉緊急停止機能	・ 原子炉緊急停止系（起動領域計装の原子炉出力ベリオド短（10秒）信号による原子炉スクラム）	—	—	—	代表性の観点から以下の事故を想定する。 ・ 停止中に実施される検査等により、最大反応度値を有する制御棒1本が全引き抜き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、異常な反応度の投入を認知できずに燃料の損傷に至る事故。

◎：重要事故シーケンスとして選定した事故シーケンス

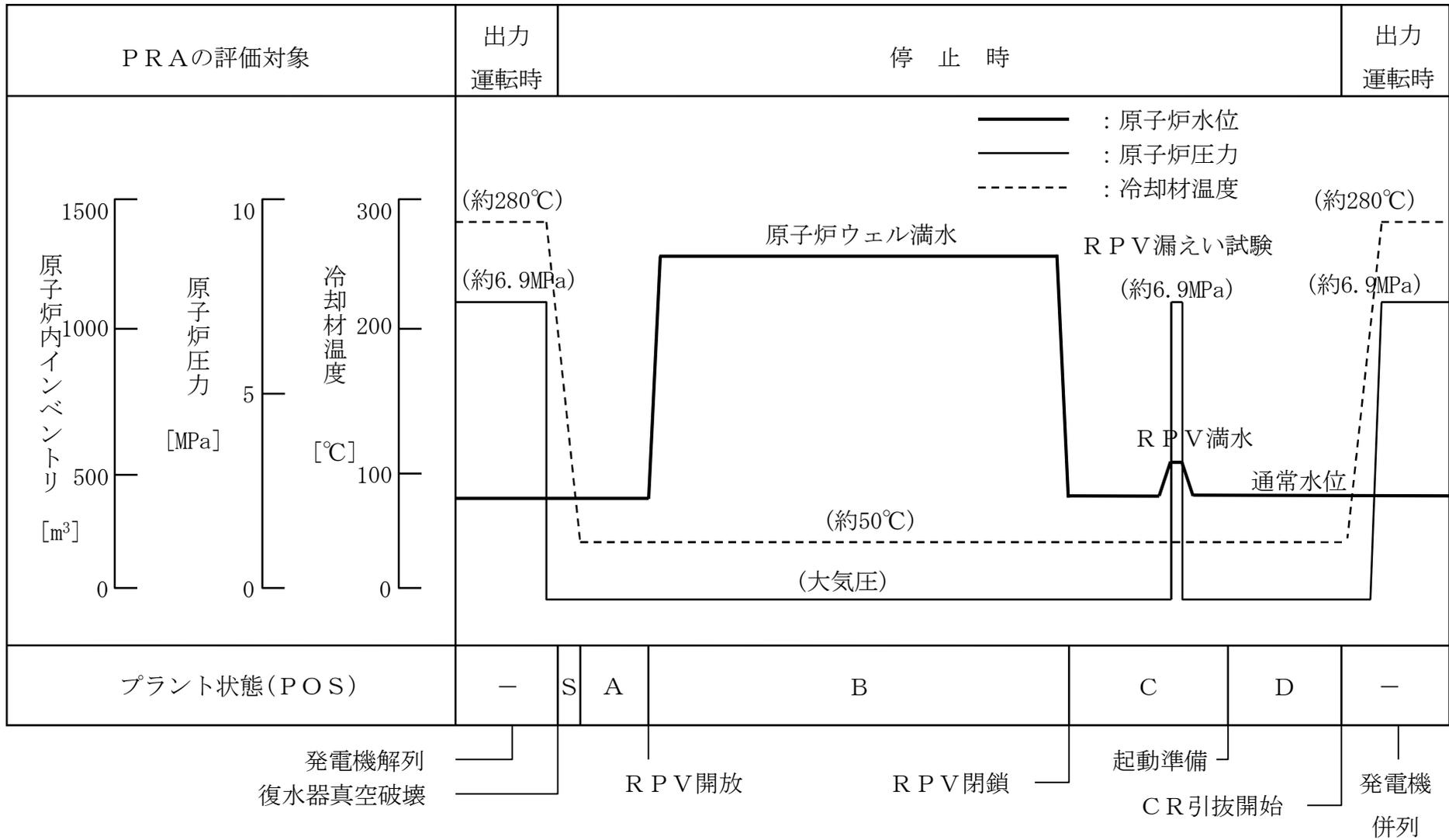
※1 停止時PRAの評価上、残留熱除去系の喪失も考えられるが、その場合の事象進展及び対策は「全交流動力電源喪失」と同様になるため、ガイド等を参照し、対策に追加。

※2 停止時においては崩壊熱除去機能が喪失した場合であっても、原子炉注水を実施することで燃料損傷を防止。（安定状態の確立のために残留熱除去系（原子炉停止時冷却系）による原子炉除熱を実施する。）

※3 発生の可能性が低く、発生を仮定してもその影響が限定的であるため、リスク評価上重要性が低いと判断し、PRAの評価対象から除外したものを。



第3-1図 運転停止中原子炉における事故シーケンスグループ抽出及び重要事故シーケンス選定の全体プロセス



第 3-2 図 施設定期検査時のプラント状態と主要パラメータの推移

POS		S	A	B1	B2	B3	B4	B5	B6	C1	C2	D	
日数		1	2	5	3	14	8	12	13	8	9	7	
代表水位		通常水位			原子炉ウエル満水						通常水位		
CRD点検													
LPRM点検													
除熱系	RHR-A												
	RHR-B										※2		
								※1					
注水系	CST-A												
	CST-B												
	HPCS												
	LPCS												
	LPCI-A												
	LPCI-B											※2	
	LPCI-C												
補機冷却系	RHRS-A												
	RHRS-B												
電源系	DG-2C												
	DG-2D												
	HPCS-DG											※3	

※1 RHR蒸気凝縮配管撤去のため、RHR-B待機除外
 ※2 RHR-A系統圧力上昇による点検のため、RHR-A待機除外
 ※3 HPCS-DGの潤滑油プライミングポンプの点検のため、HPCS-DG待機除外

■ : 運転 □ : 待機 □ : 待機除外

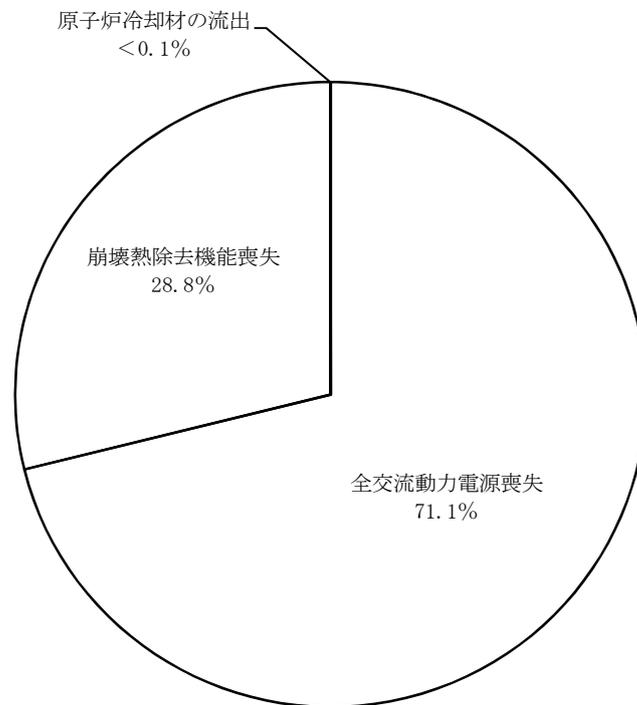
第3-3図 停止時PRAにおけるプラント状態の分類及び施設定期検査工程

残留熱除去系の故障	崩壊熱除去・炉心冷却	事故シーケンス	事故シーケンスグループ
	成功	—	燃料損傷なし
	失敗	残留熱除去系の故障 (RHR喪失) + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗 残留熱除去系の故障 (RHS喪失) + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能喪失

外部電源喪失	直流電源	交流電源	崩壊熱除去・炉心冷却	事故シーケンス	事故シーケンスグループ
		成功	成功	—	燃料損傷なし
			失敗	外部電源喪失 + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能喪失
	成功	成功	成功	—	燃料損傷なし
		失敗	成功	—	燃料損傷なし
			失敗	外部電源喪失 + 交流電源喪失 + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗	全交流動力電源喪失
	失敗	成功	成功	—	燃料損傷なし
			失敗	外部電源喪失 + 直流電源喪失 + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗	全交流動力電源喪失

原子炉冷却材の流出	崩壊熱除去・炉心冷却	事故シーケンス	事故シーケンスグループ
	成功	—	燃料損傷なし
	失敗	原子炉冷却材の流出 (RHR切替時のLOCA) + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗 原子炉冷却材の流出 (CUWブロー時のLOCA) + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗 原子炉冷却材の流出 (CRD点検時のLOCA) + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗 原子炉冷却材の流出 (LPRM点検時のLOCA) + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗	原子炉冷却材の流出

第3-4図 停止時PRAにおけるイベントツリー



(C D F : 5.0×10^{-6} / 施設定期検査)

第3-5図 事故シナリオグループごとの寄与割合

4. 事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンス等の選定に活用したP R Aの実施プロセスについて

事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンス等の選定に際して適用可能としたP R Aは、一般社団法人 日本原子力学会において標準化された実施基準を参考に実施した。

これらのP R Aについて、P R Aの実施プロセスの確認及び更なる品質向上を目的とし、一般社団法人 日本原子力学会の実施基準への対応状況及びP R Aの手法の妥当性について、海外のレビュアーを含む専門家によるピアレビューを実施した。なお、本ピアレビューでは、第三者機関から発行されている「P S Aピアレビューガイドライン」（平成21年6月 一般社団法人 日本原子力技術協会）を参考にした。ピアレビューの結果、実施したP R Aにおいて、事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンス等の選定結果に影響を及ぼすような技術的な問題点がないことを確認した。

また、各実施項目について「P R Aの説明における参照事項」（平成25年9月 原子力規制庁）において参照すべき事項として挙げられているレベル1 P R A（内部事象，内部事象（停止時），外部事象（地震及び津波）），レベル1.5 P R A（内部事象，外部事象（地震））の対応状況を確認した。

有効性評価の事故シーケンスグループ等の選定に際しての
外部事象の考慮について

重大事故の有効性評価に係る個別プラントでの事故シーケンスグループの選定に際しては、「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「解釈」という。）に、「個別プラントの内部事象に関する確率論的リスク評価（P R A）及び外部事象に関する P R A（適用可能なもの）又はそれに代わる方法で評価を実施すること。」と記載されている。

今回の申請に当たって、外部事象に関しては手法が適用可能な段階にあると判断した地震、津波を対象に出力運転時レベル 1 P R A を実施した。

内部溢水、内部火災及びその他外部事象に関するレベル 1 P R A 及び外部事象レベル 1.5 P R A 並びに停止時レベル 1 P R A については、P R A 手法の確立に向けた検討が進められている段階、又は現実的な定量評価の実施に向けて必要なデータ整備を進めていく段階であることから、現段階では「適用可能なもの」に含まれないと判断し、「それに代わる方法」として、これら外部事象の影響を考慮した場合の事故シーケンスグループ選定への影響について以下のとおり整理した。

1. 炉心損傷防止対策の事故シーケンスグループ抽出に係る検討

1.1 内部溢水、内部火災の影響

今回は P R A の適用を見合わせたが、内部溢水、内部火災についてはレベル 1 P R A の手法確立・個別プラントへの展開に係る

検討作業がある程度進んでいる。このことを踏まえ、P R Aを念頭にして、内部溢水、内部火災の発生によって誘発される可能性がある起因事象を、定性的な分析によって抽出した。抽出結果を表1に示す。

表1に示す起因事象が発生した場合、屋内に設置されている安全機器の機能喪失を経て炉心損傷に至る可能性があるが、これらに起因する事故シーケンスは、同機器のランダム故障・誤操作を想定する内部事象出力運転時レベル1 P R Aにおいて評価対象とした起因事象に含まれている。

また、設計基準対象施設によって、内部溢水、内部火災の影響拡大防止が図られることで、異なる区画等、広範囲における重畳的な安全機器の同時機能喪失発生を防止できると考える。

したがって、内部溢水・内部火災に起因した炉心損傷頻度の定量化には上記の課題が残るものの、定性的な起因事象の抽出結果から想定される事故シーケンスは、内部事象出力運転時レベル1 P R Aの検討から得られる事故シーケンスの一部として分類できるため、新たに追加が必要となる事故シーケンスグループが発生する可能性は低いと考える。

1.2 その他の外部事象の影響

その他の外部事象としては、解釈第6条第2項に自然現象、及び第8項に発電用原子炉施設の安全性を損なわせる原因となるおそれがある事象であって人為によるもの（故意によるものを除く。）

（以下「外部人為事象」という。）として、具体的に以下が記載されている。

第6条（外部からの衝撃による損傷の防止）

（中略）

2 第1項に規定する「想定される自然現象」とは、敷地の自然環境を基に、洪水、風（台風）、竜巻、凍結、降水、積雪、落雷、地滑り、火山の影響、生物学的事象又は森林火災等から適用されるものをいう。

（中略）

8 第3項に規定する「発電用原子炉施設の安全性を損なわせる原因となるおそれがある事象であって人為によるもの（故意によるものを除く。）」とは、敷地及び敷地周辺の状況をもとに選択されるものであり、飛来物（航空機落下等）、ダムの崩壊、爆発、近隣工場等の火災、有毒ガス、船舶の衝突又は電磁的障害等をいう。

これらの地震、津波を除く各種自然現象及び外部人為事象がプラントに与え得る影響について、設計基準及びそれを超える場合、現象等の重畳を含めて定性的に分析した結果を添付1に示す。

地震、津波以外の自然現象及び外部人為事象について、起因事象発生の可能性を検討した結果、出力運転時を対象として実施した内部事象、地震及び津波レベル1 P R Aにて抽出した起因事象を誘発する要因による事故シーケンスグループ以外に新たに追加が必要となる事故シーケンスグループはないものと判断した。

2. 格納容器破損防止対策の格納容器破損モードの抽出に係る検討

外部事象レベル1.5 PRAについては、地震PRAのみ学会標準に一部関連する記載があるものの、その他の事象については標準的なPRA手法が確立されておらず、定量評価を実施できる状況ではないことから、以下のとおり定性的な検討を実施した。

2.1 地震の影響

地震がプラントに与え得る特有の影響について、新たに有効性評価の対象として追加すべき格納容器破損モードの観点で定性的に分析した結果を添付2に示す。

また、出力運転時を対象として実施した地震時レベル1 PRAの結果からは、地震特有の事象として原子炉建屋損傷や格納容器損傷等の炉心損傷直結事象が抽出されている。これらの事象については、深刻な事故の場合には格納容器も破損に至るが、この場合の格納容器破損は事象進展によって格納容器に負荷が加えられて破損に至るものではなく、地震による直接的な格納容器の閉じ込め機能喪失である。これらについては、耐震補強等による事象の発生防止を図ること、あるいは大規模損壊対策として可搬型のポンプ・電源、放水砲等を駆使した対応により影響緩和を試みることで対応していく事象であり、有効性評価において取り扱う事象としては適切でないと考える。

したがって、有効性評価の対象とすべき格納容器破損モードとして、内部事象出力運転時レベル1.5 PRAにて抽出した格納容器破損モード以外に新たに追加が必要となる格納容器破損モードはないものと判断した。

2.2 津波の影響

津波がプラントに与え得る特有の影響について、建物外部の設備が機能喪失することは想定されるものの、格納容器が津波による物理的負荷（波力・漂流物の衝撃力）によって直接損傷することは想定し難い。また、炉心損傷後の格納容器内の物理化学現象についても内部事象出力運転時レベル 1.5 P R A で想定するものと同等と考えられる。

したがって、有効性評価の対象とすべき格納容器破損モードとして、内部事象出力運転時レベル 1.5 P R A にて抽出した格納容器破損モード以外に新たに追加が必要となる格納容器破損モードはないものと判断した。

2.3 内部溢水，内部火災の影響

1.1に示した起因事象の検討からも、炉心損傷に至る事故シーケンスグループとしては内部事象出力運転時レベル 1 P R A で用いた事象以外に追加すべきものは発生しないと推定しており、格納容器が直接破損することは想定し難い。また、炉心損傷後の格納容器内の物理化学現象についても内部事象出力運転時レベル 1.5 P R A で想定するものと同等と考えられる。

したがって、有効性評価の対象とすべき格納容器破損モードとして、内部事象出力運転時レベル 1.5 P R A にて抽出した格納容器破損モード以外に新たに追加が必要となる格納容器破損モードはないものと判断した。

2.4 その他の外部事象の影響

1.2に示したプラントに与え得る影響の検討からは、屋外施設の損傷によるサポート系の機能喪失が想定されるものの、炉心損傷に至る事故シーケンスグループとしては、内部事象出力運転時レベル1 P R Aにて抽出された事故シーケンスグループに追加すべきものは発生しないものと推定している。また、炉心損傷後の格納容器内の物理化学現象についても内部事象出力運転時レベル1.5 P R Aで想定するものと同等と考えられる。

したがって、有効性評価の対象とすべき格納容器破損モードとして、内部事象出力運転時レベル1.5 P R Aにて抽出した格納容器破損モード以外に新たに追加が必要となる格納容器破損モードはないものと判断した。

3. 停止時原子炉における燃料損傷防止対策の事故シーケンスグループ抽出に係る検討

停止時レベル1 P R Aについては、地震、津波、内部溢水、内部火災及びその他外部事象に関するレベル1 P R Aの標準的なP R A手法が確立されておらず、定量評価を実施できる状況にない。このため、出力運転時の地震・津波レベル1 P R Aの評価結果、内部溢水・内部火災及びその他の外部事象に関する整理、図1に示す内部事象停止時レベル1 P R Aのマスターロジックダイヤグラムを参考に、地震、津波、内部溢水、内部火災及びその他の外部事象により発生する起因事象を以下のとおり定性的に分析し、表2にまとめた。

さらに、抽出した起因事象を基に、内部事象停止時レベル1 P R Aにて抽出した事故シーケンスグループ以外に新たに追加が必要と

なる事故シーケンスグループの有無を確認した。

3.1 出力運転時と停止時のプラント状態等の差異

停止時における燃料損傷防止対策の事故シーケンスグループの抽出においては、出力運転時を対象に実施した整理を参考に評価を行ったが、評価に当たってはその前提として、出力運転時と停止時のプラント状態等の差異を把握することが重要と考え、その整理を行った。整理に当たり、一般的な出力運転時と停止時の違いとして以下の観点に着目し、それぞれについて事故シーケンスグループの抽出において、考慮が必要であるか確認した。

- ・崩壊熱，原子炉冷却材の温度・圧力

停止時の崩壊熱，原子炉冷却材の温度・圧力は出力運転時と比べ小さくなるため、事象進展は緩やかになるが、事故シーケンスグループの抽出においては影響しない。

- ・燃料損傷防止に必要なとなる機能

停止時の燃料損傷防止に必要なとなる機能は、出力運転時と異なり、原子炉停止機能，高圧注水機能が不要となる。そのため、事故シーケンスグループの抽出においては、これらの差異について考慮する必要がある。

- ・原子炉水位，原子炉圧力容器・格納容器の状態

原子炉水位の変化は時間余裕へ影響するものの、事故シーケンスグループ抽出には影響しない。

停止時は原子炉圧力容器・格納容器が開放されている状態も考えられるが、これらの状態に依らず、停止時の必要な機能は変化しないため、事故シーケンスグループの抽出において考慮不要で

ある。

- ・ 緩和設備・サポート系設備の状態

停止時において、一部の緩和設備及びサポート系設備の点検又は試験によりその機能に期待できない状態も推定される。ただし、期待できる設備は少なくなるものの、必要な機能は原子炉施設保安規定により担保されるものであり、また既に内部事象停止レベル 1 P R A でこれらの設備の点検又は試験により期待できないことは考慮されている。そのため、本観点は事故シーケンスグループの抽出において考慮不要である。

- ・ 停止時特有の作業の影響

停止時において、出力運転時とは異なり、点検作業等に伴う開口箇所の発生など現場の状態が異なることが考えられる。そのため、事故シーケンスグループの抽出においては、これらの差異について考慮する必要がある。

以上より、停止時における燃料損傷防止対策の事故シーケンスグループの抽出においては、出力運転時を対象に実施した整理を参考にする際は、「燃料損傷防止に必要となる機能」、「停止時特有の作業の影響」について考慮する必要がある。

3.2 地震の影響

地震により個々の機器が損傷する可能性は出力運転時と停止時で異なるものではないが、各系統の機能喪失がプラントに与える影響の観点では出力運転時と停止時で異なり、停止時は燃料の崩壊熱除去に関連する系統が重要となる。

停止時に燃料の崩壊熱を除去している系統は、残留熱除去系及びそのサポート系である残留熱除去系海水系、外部電源から給電される所内電源設備である。

地震により残留熱除去系又は残留熱除去系海水系が機能喪失すると「残留熱除去系の故障」の起因事象が発生し、碍子又は所内電源設備等の送受電設備が損傷すると「外部電源喪失」の起因事象が発生する。これらの起因事象が発生した場合、屋内に設置されている安全機能を有する系統が機能喪失した場合は燃料損傷に至るが、この事故シーケンスは、同じ系統がランダム故障等が発生することを想定している内部事象停止時レベル1 P R Aにて抽出される事故シーケンスと同じである。

地震特有の事象として、原子炉建屋損傷、格納容器損傷、原子炉圧力容器損傷、格納容器バイパス、原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失（E x c e s s i v e L O C A）、計装・制御系喪失が発生すると、直接炉心損傷に至る事象が発生するが、これらについては出力運転時を対象とした炉心損傷に至る事故シーケンスの抽出における考え方と同様、損傷の規模に応じて、機能を維持した設計基準事故対処設備や重大事故等対処設備、可搬型の機器等で燃料損傷防止を試みるものとする。一方、損傷の程度が大きく、設計基準事故対処設備及び重大事故等対処設備に期待できない場合には、大規模損壊対策を含め、原子炉建屋以外に分散配置した設備や可搬型の機器を駆使し、影響緩和を図ることで対応すべきものとする。

したがって、停止時の地震の発生を考慮しても、内部事象停止時レベル1 P R Aにて抽出した事故シーケンスグループ以外に新

たに追加が必要となる事故シーケンスグループはないものと判断した。

3.3 津波の影響

停止時においては、点検作業等に伴い、出力運転時にはない開口（大物搬入口の水密扉等の建屋開口部、防潮堤貫通部の止水防止対策の点検に伴う一時的な開口部）が発生することが考えられ、事故シーケンス選定においては、この差異について考慮する必要がある。

大物搬入口の水密扉等については、出力運転時の津波レベル1 P R Aにおいて期待しておらず、防潮堤を超え敷地に遡上する津波が原子炉建屋1階床面に到達すると「原子炉建屋内浸水による複数の緩和機能喪失」の事故シーケンスとして取り扱っている。停止時においてもこの考え方を適用すると、大物搬入口の水密扉等の建屋開口部の有無による事故シーケンス選定への影響はない。

一方、防潮堤については、出力運転時の津波レベル1 P R Aにおいて期待しているが、停止時における防潮堤貫通部の止水対策の点検作業に伴い、一時的に開口部が生じている間に防潮堤高さ未満の津波が発生した場合は、津波が開口部から敷地内に浸水することが考えられる。この場合でも、敷地内に浸水する津波の量が限定的であり、非常用海水ポンプの健全性は維持され则认为られるものの、非常用海水ポンプが没水、被水により機能喪失した場合は「最終ヒートシンク喪失」の起因事象が発生する。ただし、これを起因とする事故シーケンスに対しては、内部事象停止時レベル1 P R Aから抽出される「全交流動力電源喪失」の事故

シーケンスグループと同様、常設代替高圧電源装置、低圧代替注水系（常設）等により燃料損傷を防止できる。

また、防潮堤高さを超える津波に対しては、防潮堤貫通部の止水対策の点検作業の有無に関わらず、非常用海水ポンプが没水、被水により機能喪失し「最終ヒートシンク喪失」の起因事象が発生する。ただし、この場合においても、内部事象停止時レベル 1 P R A から抽出される「全交流動力電源喪失」の事故シーケンスグループと同様、常設代替高圧電源装置、低圧代替注水系（常設）等により燃料損傷を防止できる。

以上より、停止時の津波の発生を考慮しても、内部事象停止時レベル 1 P R A にて抽出した事故シーケンスグループ以外に新たに追加が必要となる事故シーケンスグループはないものと判断した。

なお、停止時は、常設代替高圧電源装置等の重大事故等対処設備が点検に伴い待機除外となる場合もあるものの、燃料損傷防止対策が全て喪失するような複数の同時点検は実施しない運用とするとともに、その対策の機能維持に必要な浸水防止設備を維持する運用とする。

3.4 内部溢水、内部火災の影響

内部溢水、内部火災により個々の機器が損傷する可能性は出力運転時と停止時で異なるものではないが、各系統の機能喪失がプラントに与える影響の観点では出力運転時と停止時で異なり、停止時は燃料の崩壊熱除去に関連する系統が重要となる。

停止時に燃料の崩壊熱を除去している系統は、残留熱除去系及

びそのサポート系である残留熱除去系海水系，外部電源から給電される所内電源設備である。

内部溢水，内部火災により運転中の残留熱除去系又は残留熱除去系海水系が機能喪失すると「残留熱除去系の故障」の起因事象が発生し，所内電源設備が機能喪失すると「外部電源喪失」の起因事象が発生するが，これらを起因とする事故シーケンスは，同系統の機器のランダム故障による機能喪失を想定する内部事象停止時レベル1 P R Aで考慮している起因事象に含まれている。

したがって，停止時の内部溢水，内部火災による起因事象の発生を考慮しても，内部事象停止時レベル1 P R Aにて抽出した事故シーケンスグループ以外に新たに追加が必要となる事故シーケンスグループはないものと判断した。

なお，停止時においても，燃料損傷防止に必要な機能を全て喪失することのないよう，必要な内部溢水，内部火災の影響拡大防止対策を維持する運用とする。

3.5 その他の外部事象の影響

地震，津波以外の自然現象及び外部人為事象について，出力運転時を対象とした整理を参考に，停止時に起因事象が発生し得るかを確認した。その結果，その他の外部事象の発生に伴う起因事象は，内部事象停止時レベル1 P R Aにおいて抽出した起因事象に包含されるため，内部事象停止時レベル1 P R Aにて抽出した事故シーケンスグループ以外に新たに追加が必要となる事故シーケンスグループはないものと判断した。

4. まとめ

今回の事故シーケンスグループ等の選定に際して、現段階で P R A を適用可能と判断した出力運転時地震レベル 1 P R A，出力運転時津波レベル 1 P R A 以外の外部事象について、定性的な分析・推定から新たに追加すべき事故シーケンスグループ及び格納容器破損モードはないものと評価した。

なお、今回定性的な分析とした各 P R A や地震発生時に想定される地震随伴津波，地震随伴火災及び地震随伴溢水を対象とした P R A については，手法整備の研究及び実機プラントへの適用の検討を順次進めていく予定である。

表 1 内部溢水及び内部火災により誘発される起回事象

起回事象	起回事象を誘発する要因の例
外部電源喪失	内部溢水及び内部火災による常用母線等の機能喪失等
非隔離事象	内部溢水及び内部火災による原子炉冷却材流量制御系の誤動作 内部溢水及び内部火災による工学的安全施設制御系の誤動作等
隔離事象	内部溢水及び内部火災による主蒸気隔離弁の誤閉止等
全給水喪失	内部溢水及び内部火災による給水流量の全喪失等
逃がし安全弁 誤開放	内部火災による逃がし安全弁作動回路の誤動作等
手動停止	内部溢水及び内部火災による安全機能への影響の可能性に伴う計画外停止

表 2 停止時原子炉における各外部事象で発生する起因事象の抽出結果

外部事象 起因事象	地震	津波	内部火災・内部溢水	その他の外部事象	主な燃料損傷防止対策
残留熱除去系の故障	<ul style="list-style-type: none"> 残留熱除去系の損傷 残留熱除去系海水系の損傷 	<ul style="list-style-type: none"> 残留熱除去系海水系の機能喪失 原子炉建屋内浸水による残留熱除去系の機能喪失 	<ul style="list-style-type: none"> 残留熱除去系ポンプの停止 残留熱除去系海水系ポンプの停止等 	<ul style="list-style-type: none"> 残留熱除去系海水系の機能喪失（竜巻，落雷） 	<ul style="list-style-type: none"> 常設代替高圧電源装置 低圧代替注水系（常設，可搬型） 緊急用海水系 津波防護対策
外部電源喪失	<ul style="list-style-type: none"> 送受電設備の損傷 	<ul style="list-style-type: none"> 送受電設備の機能喪失 	<ul style="list-style-type: none"> 送受電設備の機能喪失 	<ul style="list-style-type: none"> 送受電設備の機能喪失（凍結，積雪，火山，竜巻，森林火災，落雷） 	
原子炉冷却材の流出	— ※	—	—	—	—
反応度投入事象	—	—	—	—	—
直接炉心損傷に至る事象	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉建屋損傷 格納容器損傷 原子炉圧力容器損傷 格納容器バイパス 原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失（Excessive LOCA） 計測・制御系喪失 	—	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 出力運転時を対象とした地震レベル1 PRA 結果に基づき，直接炉心損傷に至る起因事象を抽出しているが，補足1に示すとおり，評価方法にはかなりの保守性を有し，かつ，大きな不確かさを有する。出力運転時の取り扱いと同様，機能維持した設計基準事故対処設備及び重大事故等対処設備を柔軟に活用し影響緩和を図ることで対応すべきものとする。

※ 原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失は直接炉心損傷に至る事象として整理する。

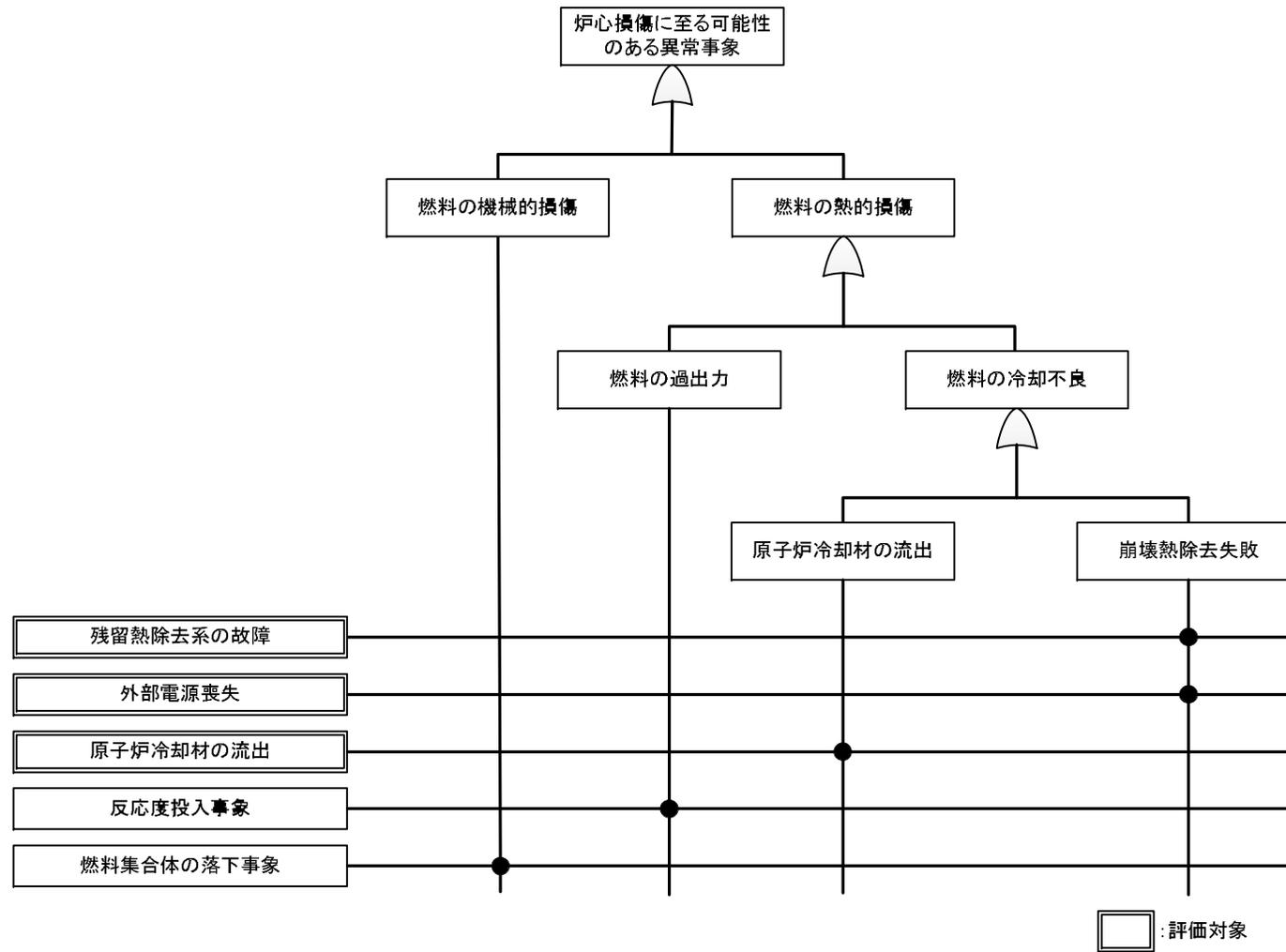


図 1 内部事象停止時レベル 1 P R A のマスターロジックダイアグラム

添付資料

添付 1 有効性評価の事故シーケンスグループの選定に際しての地震，津波以外の外部事象の考慮について

添付 2 地震レベル 1.5 P R A について

有効性評価の事故シーケンスグループの選定に際しての地震，津波以外の外部事象の考慮について

「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈（原規技発第1306193号（平成25年6月19日原子力規制委員会決定））第37条第1-1項では，運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故に対して原子炉の安全性を損なうことがないように設計することを求められる構築物，系統及び機器がその安全機能を喪失した場合であって，炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故シーケンスグループを抽出するため，個別プラントのPRA又はそれに代わる方法で評価を実施することが求められている。

外部事象のうち，日本原子力学会標準として実施基準が定められておりPRAの適用実績がある地震及び津波については，それぞれPRAを実施し事故シーケンスグループの抽出を実施している。

また，地震，津波以外の自然現象については現段階でのPRA評価は実施困難であるため，「それに代わる方法」として以下に示す方法にて定性的に事故シーケンスグループの抽出を行い，重大事故等対策の有効性評価において新たに追加が必要となる事故シーケンスグループの有無について確認を行った。

さらに外部人為事象についても定性的に事故シーケンスグループの抽出を行い，重大事故等対策の有効性評価において新たに追加が必要となる事故シーケンスグループの有無について確認を行った。

また，自然現象，外部人為事象が重畳することによる影響についても，定性的な評価を行い，重大事故等対策の有効性評価において新たに追加が必要となる事故シーケンスグループの有無について確認を行

った。

1. 前提条件

(1) 評価対象事象

設計基準を設定する自然現象（以下「設計基準設定事象」という。）の設定は、一般的な事象に加え、国内外の規格基準から収集した様々な自然現象に対し、そもそも東海第二発電所において発生する可能性があるか、プラントの安全性が損なわれる可能性があるか、影響度の大きさから代表事象による評価が可能かといった観点でスクリーニングを実施している。

したがって、設計基準設定事象以外のものについては、そもそもプラントの安全性が損なわれる可能性がないか、有意な頻度では発生しないか、若しくは影響度の大きさから他の自然現象に包絡されるものであるため、事故シーケンスの有無の確認は、設計基準設定事象である以下の11事象を対象に実施するものとする。

- ・ 洪水
- ・ 風（台風）
- ・ 竜巻
- ・ 凍結
- ・ 降水
- ・ 積雪
- ・ 落雷
- ・ 火山の影響
- ・ 生物学的事象
- ・ 森林火災

- ・高潮

なお、設計基準設定事象以外については、上述のとおり、基本的には事故シーケンスに至ることはないか、有意な頻度では発生しないか、若しくは影響度の大きさから他の自然現象に包絡されるものであると判断しているものの、各自然現象により想定される発電所への影響（損傷・機能喪失モード）を踏まえ、考え得る起因事象について整理しており、その結果からも上記11事象に加え詳細評価が必要な事象は無いことを確認している。なお、このうち5事象については、他事象に包絡される（洪水、風（台風）、降水、高潮）か、起因事象の発生はない（生物学的事象）ことを確認している。（補足1）

また、各外部人為事象により想定される発電所への影響（損傷・機能喪失モード）を踏まえ、考え得る起因事象についても整理しており、その結果から新たな起因事象がないこと、事象の影響として設計基準設定事象に包絡されることを確認している。

（補足2）

(2) 想定範囲

上記設計基準設定事象については、それぞれ考慮すべき最も過酷と考えられる条件を設定している。具体的には、設計基準設定を超えた規模を仮定する。

2. 評価方法

2.1 起因事象の特定

(1) 構築物、系統及び機器（以下「設備等」という。）の損傷・

機能喪失モードの抽出

1.にて示した風、積雪等の自然現象が設計基準を超える規模で発生した場合に、発電所に与える影響は地震、津波ほど十分な見がない。そこで、ここでは国外の評価事例、国内のトラブル事例及び規格・基準にて示されている発電所の影響を収集し、対象とする自然現象が発生した場合に設備等へどのような影響を与えるか（設備等への損傷・機能喪失モード）の抽出を行う。

(2) 評価対象設備の選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対し、影響を受ける可能性がある設備等のうち、プラントの運転継続や安全性に影響を及ぼす可能性のある設備等を評価対象設備として選定する。

(3) 起因事象となりうるシナリオの選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対して、(2)で選定した評価対象設備への影響を検討の上、発生可能性のあるシナリオを選定する。

シナリオの選定に当たっては、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起因事象となりうるシナリオを選定する。

なお、起因事象の選定は、日本原子力学会標準「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：2008（レベル1 P S A編）」（以下「学会標準」という。）に示される考え方などを参考に行う。

(4) 起回事象の特定

(3)で選定した各シナリオについて発生可能性を評価し、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起回事象の特定を行う。

なお、過去の観測実績等をもとに発生可能性を評価可能なものについては、影響のある事故シーケンスの要因となる可能性について考察を行う。

2.2 事故シーケンスの特定

2.1(4)にて特定した起回事象について、内部事象レベル1 P R Aや地震、津波レベル1 P R Aにて考慮しておらず、重大事故の有効性評価において追加すべき新たな事故シーケンスにつながる可能性のあるものの有無について確認を行う。

また、新たな事故シーケンスにつながる可能性のある起回事象が確認された場合、事故シーケンスに至る可能性について評価の上、有意な影響のある事故シーケンスとなりうるかについて確認を行う。

事故シーケンスに至る可能性の評価については、旧原子力安全・保安院指示に基づき実施したストレステストでの評価方法などを参考に実施するものとする。

3. 個別事象評価のまとめ

1.にて示した各評価対象事象について、事故シーケンスに至る可能性のある起回事象について特定した結果（補足1-1～6参照）、内部事象や地震、津波レベル1 P R Aで考慮している起回事象に包含

されることを確認した。また、各評価対象事象によって機能喪失する可能性のある緩和設備について確認し、起因事象が発生した場合であっても、緩和設備が機能維持すること等により、必要な機能を確保することは可能であることを確認した(補足1-7)。したがって、内部事象や地震、津波レベル1 P R Aにて抽出した事故シーケンスに対して新たに追加すべき事故シーケンスは発生しないものと判断した。

4. 設計基準を超える自然現象の重畳の考慮について

(1) 自然現象の重畳影響

自然現象の重畳評価については、損傷・機能喪失モードの相違に応じて、以下に示す影響を考慮する。

- I. 各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース(例:積雪と降下火砕物による堆積荷重の増加)
- II. ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより影響が増長するケース(例:地震により浸水防止機能が喪失して浸水量が増加)
- III-1. 他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース(例:降水による降下火砕物密度の増加)
- III-2. 他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース(例:斜面に降下火砕物が堆積した後に大量の降水により滑り、プラント周辺まで降下火砕物を含んだ水が押し寄せる状態。単独事象としては想定していない。)

(2) 自然現象の重畳によるシナリオの選定

基本的には一般的な事象に加え、国内外の規格基準から収集した自然現象について(1) I～III-2に示した重畳影響の確認を実施した。

ただし、以下の観点から明らかに事故シーケンスにはつながらないと考えられるものについては重畳影響を考慮不要と判断し確認対象から除外した。

○東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象（No.は補足1参照）

No.2：隕石，No.9：土壌の収縮又は膨張，No.14：雪崩，No.24：草原火災，No.28：ハリケーン，No.31：氷壁，No.32：土砂崩れ（山崩れ，がけ崩れ），No.42：地滑り，No.43：カルスト，No.44：地下水による浸食，No.47：地下水による地滑り，No.53：土石流，No.54：水蒸気

○単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）と判断した事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象（No.は補足1参照）

No.4：河川の迂回，No.16：海岸浸食，No.17：干ばつ，No.21：濃霧，No.23：霜・白霜，No.26：極高温，No.34：湖又は河川の水位低下，No.36：陥没・地盤沈下・地割れ，No.38：もや，No.39：塩害・塩雲，No.40：地面の隆起，No.51：低温水（海水温低），No.52：泥湧出（液状化）

確認した結果としては、重畳影響 I～III-1については、以下に

示す理由から、単独事象での評価において抽出されたシナリオ以外のシナリオが生じることはなく、重畳影響Ⅲ-2についても、他事象にて抽出したシナリオであり、新たなものが確認されなかった。個別自然現象の重畳影響の確認結果を補足3に示す。また、外部人為事象との重畳影響については、補足4に示すとおり自然現象の重畳影響に包絡されると判断した。

I. 各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって
増長するケース

重畳により影響度合いが大きくなるのみであり、単独で設計基準を超える事象に対してシナリオの抽出を行っていることを踏まえると、新たなシナリオは生じない。

II. ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース

単独の自然現象に対するシナリオの選定において、設計基準を超える事象を評価対象としているということは、つまり設備耐力や防護対策に期待していないということであり、単独事象の評価において抽出された以外の新たなシナリオは生じない。

Ⅲ-1. 他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース

一方の自然現象の前提条件が、他方の自然現象により変化し、元の自然現象の影響度が大きくなったとしても、I.と同様、単独で設計基準を超える事象に対してシナリオ抽出を行っているため、新たなシナリオは生じない。

Ⅲ-2. 他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

単独事象では影響が及ばない評価であったのに対し、事象が重

畳することにより影響が及ぶようになるものは、降下火砕物と降水の組合せのみであったが、屋外設備（外部電源系、海水ポンプ等）の損傷を想定しても、起因事象としては外部電源喪失、全交流動力電源喪失及び最終ヒートシンク喪失であり、新しいシナリオは生じない。

(3) 重畳影響評価まとめ

事故シーケンスの抽出という観点においては、上述のとおり、自然現象が重畳することにより、単独事象の評価で特定されたシナリオに対し新たなものが生じることはなく、自然現象の重畳により新たに追加すべき事故シーケンスは発生しないものと判断した。

5. 全体まとめ

地震、津波以外の自然現象、外部人為事象について、事故シーケンスに至る可能性のある起因事象について特定した結果、内部事象や地震、津波レベル1 P R Aにて抽出した事故シーケンスに対して新たに追加すべき事故シーケンスは発生しないものと判断した。

また、地震、津波を含む、各自然現象の重畳影響についても確認を実施した結果、単独事象での評価と同様に、内部事象や地震、津波レベル1 P R Aにて抽出した事故シーケンスに対して新たに追加すべき事故シーケンスは発生しないものと判断した。

補足資料

補足 1 過酷な自然現象により考え得る起因事象等

補足 1-1 凍結事象に対する事故シーケンス抽出

補足 1-2 積雪事象に対する事故シーケンス抽出

補足 1-3 火山の影響に対する事故シーケンス抽出

補足 1-4 竜巻事象に対する事故シーケンス抽出

補足 1-5 森林火災事象に対する事故シーケンス抽出

補足 1-6 落雷事象に対する事故シーケンス抽出

補足 1-7 起因事象の発生が考えられるその他の自然現象と起因事象発生時の対応

補足 2 過酷な外部人為事象により考え得る起因事象等

補足 3 自然現象の重畳確認結果

補足 4 外部人為事象に関わる重畳の影響について

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
1	凍結 ※詳細評価は補足 1-1 参照	温度	屋外タンク及び配管内流体の凍結	復水貯蔵タンク・配管内流体の凍結により補給水系が喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ 軽油貯蔵タンク内流体の凍結により非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への着氷による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
			ヒートシンク(海水)の凍結	東海第二発電所周辺の海水が凍結することは考え難いため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。
		電気的影響	着氷による送電線の相間短絡	送電線が着氷により短絡、「外部電源喪失」に至るシナリオ
2	隕石	NUREGやIAEAのSAFETY STANDARDS SERIESでも言及されているように、有意な発生頻度とはならない。(10 ⁻⁹ /年以下)		
3	降水	浸水	降水による設備の浸水	津波(No. 11)の評価に包絡される。
4	河川の迂回	事象の進展が遅く、設備等への影響の緩和又は排除が可能である。		
5	砂嵐	閉塞(吸気等)	砂塵、大陸からの黄砂による吸気口の閉塞	火山(No. 12)の評価に包絡される。
6	静振	浸水	静振による設備の浸水	津波(No. 11)の評価に包絡される。
		渇水	静振による海水の枯渇	津波(No. 11)の評価に包絡される。
7	地震活動	地震PRAにて評価される。		
8	積雪 ※詳細評価は補足 1-2 参照	荷重	荷重(堆積)	建屋屋上への積雪に伴う原子炉建屋原子炉棟損傷により原子炉補機冷却系サージタンクが損傷、機能喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
				建屋屋上への積雪に伴う原子炉建屋付属棟損傷により中央制御室換気系が損傷、機能喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				建屋屋上への積雪に伴う原子炉建屋付属棟損傷により原子炉建屋給気隔離弁が損傷、機能喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				建屋屋上への積雪に伴う原子炉建屋付属棟(廃棄物処理棟)損傷により気体廃棄物処理系が損傷、機能喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
				建屋屋上への積雪に伴う原子炉建屋付属棟(廃棄物処理棟)損傷により原子炉建屋排気隔離弁が損傷、機能喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				建屋屋上への積雪に伴うタービン建屋損傷によりタービン、発電機が損傷、機能喪失し、過渡事象「非隔離事象」に至るシナリオ
				建屋屋上への積雪に伴うタービン建屋損傷によりタービン補機冷却系サージタンクが損傷、機能喪失し、サポート系喪失(自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
				超高圧開閉所等への積雪による外部電源系の損傷に伴い機能喪失し、「外部電源喪失」に至るシナリオ
復水貯蔵タンクへの積雪により復水貯蔵タンクが損傷、補給水系が喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ				

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出	想定される起因事象等	
8	積雪 ※詳細評価は補足 1-2 参照	荷重	荷重 (堆積)	非常用ディーゼル発電機等の吸気口及びブルーベントファンが積雪により損傷することにより非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への着雪に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				残留熱除去系海水系ポンプモータが積雪により損傷、残留熱除去系海水系が機能喪失し、「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ
				高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータへの積雪による損傷に伴う高圧炉心スプレイ系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				非常用ディーゼル発電機用海水ポンプモータ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータへの積雪による損傷に伴い非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への着雪に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				補機冷却系海水系ポンプモータが積雪荷重により損傷、補機冷却系海水系が機能喪失し、サポート系喪失 (自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
				循環水ポンプモータが積雪荷重により損傷、循環水ポンプが機能喪失、復水器真空度喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
		電気的影響	着雪による送電線の相間短絡	送電線が着雪により短絡、「外部電源喪失」に至るシナリオ
		閉塞 (吸気等)	給気口等の閉塞	積雪又は吸込みにより非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口の閉塞に伴い非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への着雪に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				中央制御室換気系の給気口は、地面より約 5.9m、約 19m の 2 箇所を設置されており、堆積物による閉塞は考え難いため、シナリオの選定は不要である。
				積雪又は吸込みにより残留熱除去系海水系ポンプモータ空気冷却器が閉塞、残留熱除去系海水系が機能喪失し、「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ
積雪又は吸込みにより高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータ空気冷却器が閉塞、高圧炉心スプレイ系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ				
積雪又は吸込みにより非常用ディーゼル発電機用海水ポンプモータ空気冷却器及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータ空気冷却器の閉塞に伴い非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への着雪に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ				
積雪又は吸込みにより補機冷却系海水系ポンプモータ空気冷却器が閉塞、補機冷却系海水系が機能喪失し、サポート系喪失 (自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ				

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
8	積雪 ※詳細評価は補足 1-2 参照	閉塞 (吸気等)	給気口等の閉塞	積雪又は吸込みにより循環水ポンプモータ空気冷却器が閉塞、循環水ポンプが機能喪失、復水器真空度喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
9	土壌の収縮又は膨張	施設荷重によって有意な圧密沈下・クリープ沈下は生じず、また、膨潤性の地質でもない。なお、安全上重要な施設は岩着や杭基礎であり、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。また、本事象は、事象の進展が遅く、設備等への影響の緩和又は排除が可能である。		
10	高潮	浸水	高潮による設備の浸水	津波 (No. 11) の評価に包絡される。
11	津波	津波 PRA にて評価される。		
12	火山の影響 ※詳細評価は補足 1-3 参照	荷重	荷重 (堆積)	<p>建屋屋上への降下火砕物堆積に伴う原子炉建屋原子炉棟損傷により原子炉補機冷却系サージタンクが損傷、機能喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ</p> <p>建屋屋上への降下火砕物の堆積に伴う原子炉建屋付属棟損傷により中央制御室換気系が損傷、機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ</p> <p>建屋屋上への降下火砕物の堆積に伴う原子炉建屋付属棟損傷により原子炉建屋給気隔離弁が損傷、機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ</p> <p>建屋屋上への降下火砕物の堆積に伴う原子炉建屋付属棟 (廃棄物処理棟) 損傷により気体廃棄物処理系が損傷、機能喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ</p> <p>建屋屋上への降下火砕物の堆積に伴う原子炉建屋付属棟 (廃棄物処理棟) 損傷により原子炉建屋排気隔離弁が損傷、機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ</p> <p>建屋屋上への降下火砕物の堆積に伴うタービン建屋損傷によりタービン、発電機が損傷、機能喪失し、過渡事象「非隔離事象」に至るシナリオ</p> <p>建屋屋上への降下火砕物の堆積に伴うタービン建屋損傷によりタービン補機冷却系サージタンクが損傷、機能喪失し、サポート系喪失 (自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ</p> <p>超高圧開閉所等への降下火砕物の堆積による外部電源系の損傷に伴い機能喪失し、「外部電源喪失」に至るシナリオ</p> <p>復水貯蔵タンクへの降下火砕物の堆積により復水貯蔵タンクが損傷、補給水系が喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ</p> <p>非常用ディーゼル発電機等の吸気口及びブローパントファンが降下火砕物の堆積による損傷に伴い非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への降下火砕物の付着に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ</p> <p>残留熱除去系海水系ポンプモータが降下火砕物の堆積により損傷、残留熱除去系海水系が機能喪失し、「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ</p>

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出	想定される起因事象等	
12	火山の影響 ※詳細評価は補足 1-3 参照	荷重	荷重 (堆積)	<p>高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータへの降下火砕物の堆積による損傷に伴う高圧炉心スプレイ系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ</p>
				<p>非常用ディーゼル発電機用海水ポンプモータ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータへの降下火砕物の堆積により損傷に伴い非常用ディーゼル発電機等が機能喪失し、送電線への降下火砕物の付着に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ</p>
				<p>補機冷却系海水系ポンプモータが降下火砕物の堆積荷重により損傷、補機冷却系海水系が機能喪失し、サポート系喪失(自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ</p>
				<p>循環水ポンプモータが降下火砕物の堆積荷重により損傷、循環水ポンプが機能喪失、復水器真空度喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ</p>
		閉塞 (海水系)	海水ストレーナ等の閉塞	<p>降下火砕物により残留熱除去系海水系ポンプ軸受の異常摩耗により、残留熱除去系海水系が機能喪失し、「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ</p>
				<p>降下火砕物により高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ軸受の異常摩耗により、高圧炉心スプレイ系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ</p>
				<p>降下火砕物により非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ軸受及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ軸受の異常摩耗により、非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への降下火砕物の付着に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ</p>
				<p>降下火砕物により補機冷却系海水系ポンプ軸受の異常摩耗により、補機冷却系海水系が機能喪失し、サポート系喪失(自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ</p>
		閉塞 (吸気等)	給気口等の閉塞	<p>降下火砕物の堆積又は吸込みにより非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口が閉塞、非常用ディーゼル発電機等が機能喪失し、「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ</p>
				<p>中央制御室換気系の給気口は、地面より約5.9m、約19mの2箇所を設置されており、堆積物による閉塞は考え難いため、シナリオの選定は不要である。</p> <p>また、吸気口へ降下火砕物の吸込みによりフィルタが閉塞した場合でも、フィルタの取替え及び清掃が可能であることからシナリオの選定は不要である。</p>
				<p>降下火砕物の堆積又は吸込みにより残留熱除去系海水系ポンプモータ空気冷却器が閉塞、残留熱除去系海水系が機能喪失し、「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ</p>

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
12	火山の影響 ※詳細評価は補足 1-3 参照	閉塞 (吸気等)	給気口等の閉塞	降下火砕物の堆積又は吸込みにより高圧炉心スプレィ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータ空気冷却器が閉塞、高圧炉心スプレィ系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				降下火砕物の堆積又は吸込みにより非常用ディーゼル発電機用海水ポンプモータ空気冷却器及び高圧炉心スプレィ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータ空気冷却器が閉塞、非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線への降下火砕物の付着に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				降下火砕物の堆積又は吸込みにより補機冷却系海水系ポンプモータ空気冷却器が閉塞、補機冷却系海水系が機能喪失し、サポート系喪失(自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
				降下火砕物の堆積又は吸込みにより循環水ポンプモータ空気冷却器が閉塞、循環水ポンプが機能喪失、復水器真空度喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
		腐食	腐食成分による化学的影響	事象の進展が遅く、設備等への影響の緩和又は排除が可能である。
電氣的影響	降下火砕物の付着による送電線の相間短絡	送電線が降下火砕物の付着により短絡、「外部電源喪失」に至るシナリオ		
13	波浪・高波	浸水	波浪・高波による設備の浸水	津波 (No. 11) の評価に包絡される。
14	雪崩	東海第二発電所敷地周辺には急傾斜地はなく、雪崩を起こすことは考え難いため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
15	生物学的事象	閉塞 (海水系)	取水口、海水ストレーナ等の閉塞	除塵装置により海生生物等の襲来への対策を実施しており、取水口及び海水ストレーナ等の閉塞は考え難いため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。
		電氣的影響	げっ歯類 (ネズミ等) によるケーブル類の損傷	貫通部のシール等、小動物の侵入防止対策を実施しており、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。
16	海岸浸食	事象の進展が遅く、設備等への影響の緩和又は排除が可能である。		
17	干ばつ	事象の進展が遅く、設備等への影響の緩和又は排除が可能である。		
18	洪水	浸水	洪水による設備の浸水	津波 (No. 11) の評価に包絡される。
19	風 (台風)	荷重	荷重 (風)	竜巻 (No. 20) の評価に包絡される。
			荷重 (衝突)	竜巻 (No. 20) の評価に包絡される。
20	竜巻 ※詳細評価は補足 1-4 参照	荷重	荷重 (風及び気圧差)	原子炉建屋は十分な厚さを有した鉄筋コンクリート造であり、風荷重よりも大きい地震荷重に対して設計されていることから、極めて発生することが稀な設計基準を超える風荷重を想定しても建屋の頑健性は維持できると考えるため、シナリオの選定は不要である。
				気圧差により原子炉建屋外側ブローアウトパネルが開放、原子炉建屋原子炉棟の負圧維持機能が喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				風荷重及び気圧差荷重に伴うタービン建屋損傷によりタービン、発電機が損傷、機能喪失し、過渡事象「非隔離事象」に至るシナリオ

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出	想定される起因事象等	
20	竜巻 ※詳細評価は補足 1-4 参照	荷重	荷重 (風及び気圧差)	風荷重及び気圧差荷重に伴うタービン建屋損傷によりタービン補機冷却系サージタンクが損傷、機能喪失し、サポート系喪失 (自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
				風荷重及び気圧差荷重による外部電源系の損傷に伴い機能喪失し、「外部電源喪失」に至るシナリオ
				排気筒は風荷重に対して裕度を持った設計がなされていることから、発生することが極めて稀な設計基準を超える風荷重を想定しても排気筒の頑健性は維持できると考えるため、シナリオの選定は不要である。
				非常用ガス処理系排気筒及び配管は風荷重に対して裕度を持った設計がなされていることから、発生することが極めて稀な設計基準を超える風荷重を想定しても非常用ガス処理系排気筒及び配管の頑健性は維持できると考えるため、シナリオの選定は不要である。
				風荷重により復水貯蔵タンクが損傷、補給水系が喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				気圧差により中央制御室換気系ファン、ダクト、ダンパが損傷、中央制御室換気系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				風荷重により非常用ディーゼル発電機等のルーフベントファン、吸気口、消音器の損傷に伴い非常用ディーゼル発電機等が機能喪失、送電線の風荷重に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				風荷重により残留熱除去系海水系が損傷、残留熱除去系海水系が機能喪失し、「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ
				風荷重により高圧炉心スプレー系ディーゼル発電機用海水系が損傷、高圧炉心スプレー系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				風荷重により非常用ディーゼル発電機用海水系及び高圧炉心スプレー系ディーゼル発電機用海水系が損傷、非常用ディーゼル発電機等が機能喪失し、送電線の風荷重に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				風荷重により補機冷却系海水系が損傷、機能喪失し、サポート系喪失 (自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
		風荷重により循環水系が損傷、機能喪失、復水器真空度喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ		
		荷重 (衝突)	飛来物の衝突、屋内への貫通により原子炉補機冷却系サージタンクが損傷、機能喪失し、過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ	
飛来物の衝突、屋内への貫通により原子炉建屋ガス処理系が損傷、原子炉建屋ガス処理系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失 (手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ				

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出	想定される起因事象等	
20	竜巻 ※詳細評価は補足 1-4 参照	荷重	荷重(衝突)	飛来物の衝突, 屋内への貫通によりほう酸水注入系が損傷, ほう酸水注入系が機能喪失し, 手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通により可燃性ガス濃度制御系が損傷, 可燃性ガス濃度制御系が機能喪失し, 手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通により中央制御室換気系が損傷, 機能喪失し, 手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通により原子炉建屋給気隔離弁が損傷, 機能喪失し, 手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通により気体廃棄物処理系が損傷, 機能喪失し, 過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通により原子炉建屋排気隔離弁が損傷, 機能喪失し, 手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				飛来物の衝突による外部電源系の損傷に伴い機能喪失し, 「外部電源喪失」に至るシナリオ
				飛来物の衝突により排気筒が損傷し, 過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
				飛来物の衝突により非常用ガス処理系配管及び排気筒が損傷し, 過渡事象「計画外停止」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通によりタービン, 発電機が損傷, 機能喪失し, 過渡事象「非隔離事象」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通によりタービン補機冷却系サージタンクが損傷, 機能喪失し, サポート系喪失(自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通により原子炉補機冷却系熱交換器又はポンプが損傷, 機能喪失し, 過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通によりタービン補機冷却系熱交換器又はポンプが損傷, 機能喪失し, サポート系喪失(自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
				飛来物の衝突, 屋内への貫通により主蒸気管が損傷, 機能喪失し, 過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
飛来物の衝突により復水貯蔵タンクが損傷, 補給水系が喪失し, 手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ				
飛来物の衝突により非常用ディーゼル発電機等のルーフベントファン, 吸気口, 消音器が損傷し, 非常用ディーゼル発電機等が機能喪失し, 送電線の風荷重に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し, 「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ				

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
20	竜巻 ※詳細評価は補足 1-4 参照	荷重	荷重 (衝突)	飛来物の衝突により残留熱除去系海水系が損傷, 残留熱除去系海水系が機能喪失し, 「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ
				飛来物の衝突により高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系が損傷, 高圧炉心スプレイ系が機能喪失し, 手動停止/サポート系喪失 (手動停止) 「計画外停止」に至るシナリオ
				飛来物の衝突により非常用ディーゼル発電機用海水系及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系が損傷, 非常用ディーゼル発電機等が機能喪失し, 送電線の風荷重に伴う短絡による「外部電源喪失」が同時発生し, 「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				飛来物の衝突により補機冷却系海水系が損傷, 機能喪失し, サポート系喪失 (自動停止) 「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
				飛来物の衝突により循環水系が損傷, 機能喪失, 復水器真空度喪失し, 過渡事象「隔離事象」に至るシナリオ
21	濃霧	濃霧により設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
22	森林火災 ※詳細評価は補足 1-5 参照	温度	輻射熱	森林火災の輻射熱により外部電源系が損傷した場合, 「外部電源喪失」に至るシナリオ (東海第二発電所敷地外)
				想定し得る最大の火災影響評価において, 防火帯外縁 (火災側) から十分な離隔距離があることを考慮すると, 設備等が損傷することはない。また, 森林火災の輻射熱による影響について, 24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり, 森林火災に対する影響緩和策を講じることができるため, シナリオの選定は不要である。
		閉塞 (吸気等)	給気口等の閉塞	ばい煙のモータ空気冷却器給気口への侵入について, モータは空気を取込まない構造であり, また, 空冷モータの冷却流路の口径は, ばい煙の粒径より広いことから閉塞し難いため, シナリオの選定は不要である。 ばい煙の吸込みにより非常用ディーゼル発電機等の吸気口が閉塞した場合でも, フィルタの取替え及び清掃が可能であることからシナリオの選定は不要である。 ばい煙の吸込みにより中央制御室換気系給気口が閉塞した場合でも, フィルタの取替え及び清掃が可能であることからシナリオの選定は不要である。
23	霜・白霜	霜・白霜により設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
24	草原火災	東海第二発電所敷地周辺に草原はないため, 設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
25	ひょう・あられ	荷重	荷重 (衝突)	竜巻 (No. 20) の評価に包絡される。
26	極高温	日本の気候や一日の気温変化を考慮すると, 設備等に影響を与えるほどの極高温になることは考え難いため, 設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
27	満潮	浸水	満潮による設備の浸水	津波 (No. 11) の評価に包絡される。
28	ハリケーン	日本がハリケーンの影響を受けることはないため, 設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
29	氷結	電氣的影響	着氷	凍結 (No. 1) の評価に包絡される。
30	氷晶	電氣的影響	着氷	凍結 (No. 1) の評価に包絡される。
31	氷壁	東海第二発電所敷地周辺には氷壁を含む海水の発生、流水の到達は考え難いため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
32	土砂崩れ (山崩れ、がけ崩れ)	東海第二発電所敷地周辺には土砂崩れを発生させるような地形はないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
33	落雷 ※詳細評価は補足 1-6 参照	電氣的影響	屋内外計測制御設備に発生するノイズ	ノイズにより安全保護回路が誤動作した場合、「隔離事象」又は「原子炉緊急停止系誤動作」に至るシナリオ
				ノイズにより安全保護回路以外の計測制御系が誤動作した場合、「非隔離事象」、「全給水喪失」又は「水位低下事象」に至るシナリオ
			直撃雷	直撃雷による外部電源系の損傷に伴い機能喪失し、「外部電源喪失」に至るシナリオ
				直撃雷により残留熱除去系海水系ポンプモータが損傷、残留熱除去系海水系が機能喪失し、「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ
				直撃雷により高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータが損傷、高圧炉心スプレイ系が機能喪失し、手動停止/サポート系喪失(手動停止)「計画外停止」に至るシナリオ
				直撃雷により非常用ディーゼル発電機用海水ポンプモータ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータが損傷、非常用ディーゼル発電機等が機能喪失し、送電線の直撃雷による「外部電源喪失」が同時発生し、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ
				直撃雷により補機冷却系海水系ポンプモータが損傷、補機冷却系海水系が機能喪失し、サポート系喪失(自動停止)「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ
誘導雷サージによる電気盤内の回路損傷	誘導雷サージにより計測制御系が損傷した場合、計測・制御系喪失により制御不能に至るシナリオ			
34	湖又は河川の水位低下	海水を冷却源としていること、淡水は復水貯蔵タンク等に保管しており設備等への影響の緩和又は排除が可能であることから、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
35	湖又は河川の水位上昇	浸水	湖又は河川の水位上昇による設備の浸水	津波 (No. 11) の評価に包絡される。
36	陥没・地盤沈下・地割れ	安全上重要な施設は岩盤に設置されており、地下水の流動等による陥没は発生しない。また、東海第二発電所敷地及びその近傍に活断層は分布していないことから、地震に伴う地殻変動によって安全施設の機能に影響を及ぼすような不等沈下・地割れは発生しないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
37	極限的な圧力 (気圧高低)	荷重	気圧差 (気圧高低)	竜巻 (No. 20) の評価に包絡される。
38	もや	もやにより設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		

過酷な自然現象により考え得る起因事象等

No	自然現象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
39	塩害・塩雲	事象の進展が遅く、設備等への影響の緩和又は排除が可能である。		
40	地面の隆起	東海第二発電所の敷地及びその近傍に活断層は分布していないことから、地震に伴う地殻変動によって安全施設の機能に影響を及ぼすような地盤の隆起は発生しないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
41	動物	物理的損傷	ケーブル類の損傷	生物学的事象 (No. 15) の評価に包絡される。
42	地滑り	地すべり地形分布図及び土砂災害危険箇所図によると、東海第二発電所の敷地及びその近傍には地滑りを起こすような地形は存在しないため、東海第二発電所敷地内における地滑りによる設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
43	カルスト	東海第二発電所の敷地及び敷地周辺にカルスト地形は認められず、東海第二発電所の地質もカルストを形成する要因はないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
44	地下水による浸食	東海第二発電所敷地には地盤を浸食する地下水脈は認められず、また、東海第二発電所敷地内の地下水位分布は海に向かって勾配を示しており、浸食をもたらす流れは発生しないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
45	海水面低	渇水	海水面の低下による海水の枯渇	津波 (No. 11) の評価に包絡される。
46	海水面高	浸水	海水面の上昇による設備の浸水	津波 (No. 11) の評価に包絡される。
47	地下水による地滑り	地すべり地形分布図及び土砂災害危険箇所図によると、東海第二発電所の敷地及びその近傍には地滑りを起こすような地形は存在しないため、東海第二発電所敷地内における地滑りによる設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
48	水中の有機物	閉塞 (海水系)	取水口、海水ストレーナ等の閉塞	生物学的事象 (No. 15) の評価に包絡される。
49	太陽フレア、磁気嵐	電気的影響	磁気嵐による誘導電流	磁気嵐に伴う送電線に誘導電流が発生し、その影響は、落雷 (No. 33) の評価に包絡される。
50	高温水 (海水温高)	温度	高温水	高温水により海水系に影響するため、生物学的事象 (No. 15) の評価に包絡される。
51	低温水 (海水温低)	低温水により設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
52	泥湧出 (液状化)	安全上重要な施設の基礎地盤は岩盤又は液状化対策 (地盤改良) 済みの地盤であり、液状化に伴う地盤変状の影響を受けないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
53	土石流	東海第二発電所周辺には土石流が発生する地形、地質はないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
54	水蒸気	周辺での水蒸気の発生は考え難く、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
55	毒性ガス	閉塞 (吸気等)	毒性ガスの吸込みによる吸気口等の閉塞	森林火災 (No. 22) の評価に包絡される。

凍結事象に対する事故シーケンス抽出

1. 起回事象の特定

- (1) 構築物，系統及び機器（以下「設備等」という。）の損傷・機能喪失モードの抽出

低温事象により設備等に発生する可能性のある影響について，国外の評価事例や国内で発生したトラブル事例も参照し，以下のとおり，損傷・機能喪失モードを抽出した。

- ① 屋外タンク及び配管内流体の凍結
- ② ヒートシンク（海水）の凍結
- ③ 着氷による送電線の相間短絡

- (2) 評価対象設備の選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対し，影響を受ける可能性のある設備等のうち，プラントの運転継続や安全性に影響を及ぼす可能性のある設備等を評価対象設備として選定する。

具体的には，以下に示す屋外設置の設備等を評価対象設備として選定した。

- ① 屋外タンク及び配管内流体の凍結
 - ・ 軽油貯蔵タンク及び非常用ディーゼル発電機等の燃料移送系（以下「軽油貯蔵タンク等」という。）
 - ・ 復水貯蔵タンク及び付属配管（以下「復水貯蔵タンク等」という。）
- ② ヒートシンク（海水）の凍結
 - ・ 取水設備（海水）

③ 着氷による送電線の相間短絡

- ・送電線

(3) 起因事象になり得るシナリオの選定

(1)で抽出した各損傷・機能喪失モードに対して、(2)で選定した評価対象設備への影響を検討の上、発生可能性のあるシナリオを選定した。

① 屋外タンク及び配管内流体の凍結

- ・軽油貯蔵タンク等の凍結

低温によって軽油貯蔵タンク等の軽油が凍結するとともに、以下③に示す外部電源喪失が発生している状況下においては、非常用ディーゼル発電機等のデイタンクの燃料枯渇により「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・復水貯蔵タンク等の凍結

低温によって復水貯蔵タンク等の保有水が凍結した場合、補給水系の喪失により「計画外停止」に至るシナリオ

② ヒートシンク（海水）の凍結

低温によって東海第二発電所周辺の海水が凍結することは起こり得ないと考えられるため、この損傷・機能喪失モードについては考慮しない。

③着氷による送電線の相間短絡

- ・送電線の地絡，短絡

送電線や碍子へ着氷することによって相間短絡を起こし、「外部電源喪失」に至るシナリオ

(4) 起因事象の特定

(3)で選定した各シナリオについて、想定を超える低温（凍結）事象に対しての裕度評価（起因事象発生可能性評価）を実施し、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起因事象の特定を行った。

① 屋外タンク及び配管内流体の凍結

・軽油貯蔵タンク等の凍結

燃料移送系が凍結するような低温事象は、事前に予測が可能であり、燃料移送系の循環運転等による凍結防止対策が可能であることから、燃料移送系が凍結する可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起因事象としては特定不要であると判断した。

・復水貯蔵タンク等の凍結

復水貯蔵タンク等の保有水が凍結するような低温事象は、事前に予測が可能であり、復水貯蔵タンク等の循環運転等による凍結防止対策が可能であることから、保有水が凍結する可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起因事象としては特定不要であると判断した。

② ヒートシンク（海水）の凍結

(3)②のとおり、この損傷・機能喪失モードは考慮しないため、起因事象として特定しない。

③ 着氷による送電線の相間短絡

・送電線の地絡，短絡

着氷に対して設計上の配慮はなされているものの、設計基準を超える低温事象に対しては発生を否定できず、送電線の損傷に伴う外部電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

2. 事故シーケンスの特定

1. にて設計基準を超える低温事象に対し発生可能性のある起因事象として外部電源喪失を特定したが、運転時の内部事象や地震、津波レベル1 P R A にて考慮していることから、追加すべき新しい事故シーケンスではない。

よって、凍結を起因とする有意な頻度又は影響のある事故シーケンスは新たに生じないと判断した。

積雪事象に対する事故シーケンス抽出

1. 起回事象の特定

- (1) 構築物，系統及び機器（以下「設備等」という。）の損傷・機能喪失モードの抽出

積雪事象により設備等に発生する可能性のある影響について，国外の評価事例や国内で発生したトラブル事例も参照し，以下のとおり，損傷・機能喪失モードを抽出した。

- ① 建屋天井や屋外設備に対する積雪荷重
- ② 着雪による送電線の相間短絡
- ③ 給気口等の閉塞

- (2) 評価対象設備の選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対し，影響を受ける可能性のある設備等のうち，プラントの運転継続や安全性に影響を及ぼす可能性のある設備等を評価対象設備として選定する。

具体的には，以下に示す建屋及び屋外設置（屋外に面した設備含む。）の設備等を評価対象設備として選定した。

- ① 建屋天井や屋外設備に対する積雪荷重

<建屋>

- ・原子炉建屋（原子炉棟，附属棟）
- ・タービン建屋

<屋外設備>

- ・外部電源系（超高圧開閉所，特別高圧開閉所，変圧器）
- ・非常用ディーゼル発電機等の付属機器（排気ファン，吸気口等）

- ・復水貯蔵タンク
- ・残留熱除去系海水系
- ・高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系
- ・補機冷却系海水系
- ・循環水系

② 着雪による送電線の相間短絡

- ・送電線

③ 給気口等の閉塞

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属機器（給気口，吸気口）
- ・中央制御室換気系（給気口）
- ・残留熱除去系海水系（モータ）
- ・高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系（モータ）
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系（モータ）
- ・補機冷却系海水系（モータ）
- ・循環水系（モータ）

(3) 起因事象になり得るシナリオの選定

(1)で抽出した各損傷・機能喪失モードに対して，(2)で選定した評価対象設備への影響を検討の上，発生可能性のあるシナリオを選定した。

① 建屋天井や屋外設備に対する積雪荷重

<建屋>

- ・原子炉建屋

原子炉建屋原子炉棟屋上が積雪荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している原子炉補機冷却系サージタンクが損傷し、原子炉補機冷却系の機能喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

原子炉建屋附属棟屋上が積雪荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している中央制御室換気系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

原子炉建屋附属棟屋上が積雪荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している原子炉建屋給気隔離弁の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

原子炉建屋附属棟（廃棄物処理棟）屋上が積雪荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している気体廃棄物処理施設の機能喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

原子炉建屋附属棟（廃棄物処理棟）屋上が積雪荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している原子炉建屋排気隔離弁の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

- ・タービン建屋

タービン建屋屋上が積雪荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置しているタービンや発電機に影響が及び「非隔離事象」に至るシナリオ

タービン建屋屋上が積雪荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置しているタービン補機冷却系サージタンクに影響が及び、「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

<屋外設備>

- ・外部電源系（超高圧開閉所，特別高圧開閉所，変圧器）

超高圧開閉所屋上，特別高圧開閉所，変圧器が積雪荷重により

崩落し、外部電源系に影響が及び、「外部電源喪失」に至るシナリオ

- ・復水貯蔵タンク

復水貯蔵タンク天板が積雪荷重により崩落し、保有水が喪失した場合、補給水系の喪失により「計画外停止」に至るシナリオ

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属機器

積雪荷重により非常用ディーゼル発電機等の付属機器が損傷した場合、非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、仮に②の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・残留熱除去系海水系

積雪荷重により残留熱除去系海水系ポンプが損傷した場合、残留熱除去系海水系の機能喪失による「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ

- ・高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系

積雪荷重により高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプが損傷した場合、高圧炉心スプレイ系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

- ・非常用ディーゼル発電機用海水系

積雪荷重により非常用ディーゼル発電機用海水ポンプが損傷した場合、非常用ディーゼル発電機の機能喪失、仮に高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失及び②の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・補機冷却系海水系

積雪荷重により補機冷却系海水系ポンプが損傷した場合、タービン補機冷却系喪失による「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

- ・循環水系

積雪荷重により循環水ポンプが損傷した場合、復水器真空度喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

② 着雪による送電線の相間短絡

送電線や碍子へ着雪することによって相間短絡を起こし、「外部電源喪失」に至るシナリオ

③ 給気口等の閉塞

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属機器の閉塞

積雪により非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口が閉塞した場合、非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、仮に②の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・中央制御室換気系給気口の閉塞

中央制御室換気系の給気口は、地面より約 5.9m、約 19m の 2 箇所に設置されており、堆積物による閉塞は考え難いため、シナリオの選定は不要である。

- ・海水ポンプモータ空気冷却器給気口の閉塞

積雪により残留熱除去系海水系ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、残留熱除去系海水系の機能喪失による「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ

高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、高圧炉心スプレイ系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

非常用ディーゼル発電機用海水ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、非常用ディーゼル発電機の機能喪失、仮に高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失及び②の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

補機冷却系海水系ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、タービン補機冷却系喪失による「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

循環水ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、復水器真空度喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

(4) 起回事象の特定

(3)で選定した各シナリオについて、想定を超える積雪事象に対しての裕度評価（起回事象発生可能性評価）を実施し、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起回事象の特定を行った。

① 建屋天井や屋外設備に対する積雪荷重

積雪事象が各建屋天井や屋外設備の許容荷重を上回った場合には、(3)にて選定した各シナリオが発生する可能性はあるが、各建屋天井の崩落や屋外設備が損傷するような積雪事象は、積雪事象の進展速度を踏まえると除雪管理が可能であることから、発生可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起回事象としては選定不

要であると判断した。

② 着雪による送電線の相間短絡

着雪に対して設計上の配慮はなされているものの、設計基準を超える積雪事象に対しては発生を否定できず、送電線の着雪による短絡を想定した場合、外部電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として選定する。

③ 給気口等の閉塞

積雪事象により非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口が閉塞した場合には、(3)にて選定したシナリオが発生する可能性があるが、非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口が閉塞するような積雪事象は、積雪事象の進展速度を踏まえると除雪管理が可能であることから、発生可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起因事象としては選定不要であると判断した。

また、モータ空気冷却器給気口が閉塞した場合には、(3)で選定したシナリオが発生する可能性があるが、モータ空気冷却器給気口が閉塞するような積雪事象は、積雪事象の進展速度を踏まえると除雪管理が可能であることから、発生可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起因事象としては選定不要であると判断した。

2. 事故シーケンスの特定

1.にて設計基準を超える積雪事象に対し発生可能性のある起因事象として外部電源喪失を特定したが、運転時の内部事象や地震、津波レベル1 P R A

にて考慮していることから，追加すべき新しい事故シーケンスではない。

よって，積雪を起因とする有意な頻度又は影響のある事故シーケンスは新たに生じないと判断した。

火山の影響に対する事故シーケンス抽出

1. 起回事象の特定

(1) 構築物、系統及び機器（以下「設備等」という。）の損傷・機能喪失モードの抽出

火山事象のうち、火山性土石流といった原子力発電所の火山影響評価ガイド(制定 平成 25 年 6 月 19 日 原規技発第 13061910 号 原子力規制委員会決定)（以下「影響評価ガイド」という。）において設計対応不可とされている事象については、影響評価に基づく立地評価にて原子力発電所の運用期間中に影響を及ぼす可能性がないと判断されている。よって、個々の火山事象への設計対応及び運転対応の妥当性について評価を行うため抽出した降下火砕物を対象に原子力発電所への影響を検討するものとする。

降下火砕物により設備等に発生する可能性のある影響について、影響評価ガイドも参照し、以下のとおり、損傷・機能喪失モードを抽出した。

- ① 建屋天井や屋外設備に対する降下火砕物の堆積荷重
- ② 降下火砕物による海水ストレーナ等の閉塞
- ③ 降下火砕物による給気口等の閉塞
- ④ 降下火砕物に付着している腐食成分による化学的影響
- ⑤ 降下火砕物の付着による送電線の相間短絡

(2) 評価対象設備の選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対し、影響を受ける可能性のある設備等のうち、プラントの運転継続や安全性に影響を及ぼす可能性のある設備等を評価対象設備として選定する。

具体的には、以下に示す建屋及び屋外設置（屋外に面した設備含む）の設

備等を評価対象設備として選定した。

① 建屋天井や屋外設備に対する降下火砕物の堆積荷重

<建屋>

- ・原子炉建屋（原子炉棟，附属棟）
- ・タービン建屋

<屋外設備>

- ・外部電源系（超高压開閉所，特別高压開閉所，変圧器）
- ・非常用ディーゼル発電機等の附属機器（排気ファン，吸気口等）
- ・復水貯蔵タンク
- ・残留熱除去系海水系
- ・高压炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系
- ・補機冷却系海水系
- ・循環水系

② 降下火砕物による海水ストレーナ等の閉塞

- ・残留熱除去系海水系
- ・高压炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系
- ・補機冷却系海水系
- ・循環水系

③ 降下火砕物による給気口等の閉塞

- ・非常用ディーゼル発電機等の附属機器（給気口，吸気口）
- ・中央制御室換気系（給気口）

- ・ 残留熱除去系海水系（モータ）
- ・ 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系（モータ）
- ・ 非常用ディーゼル発電機用海水系（モータ）
- ・ 補機冷却系海水系（モータ）
- ・ 循環水系（モータ）

④ 降下火砕物に付着している腐食成分による化学的影響

- ・ 屋外設備全般

⑤ 降下火砕物の付着による送電線の相間短絡

- ・ 送電線

(3) 起因事象になり得るシナリオの選定

(1)で抽出した各損傷・機能喪失モードに対して、(2)で選定した評価対象設備への影響を検討の上、発生可能性のあるシナリオを選定した。

① 建屋天井や屋外設備に対する降下火砕物の堆積荷重

<建屋>

- ・ 原子炉建屋

原子炉建屋原子炉棟屋上が降下火砕物による堆積荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している原子炉補機冷却系サージタンクが機能喪失することによる「隔離事象」に至るシナリオ

原子炉建屋附属棟屋上が降下火砕物による堆積荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している中央制御室換気系が機能喪失することによる「計画外停止」に至るシナリオ

原子炉建屋附属棟屋上が降下火砕物による堆積荷重により崩落し

た場合に、建屋最上階に設置している原子炉建屋給気隔離弁が機能喪失することによる「計画外停止」に至るシナリオ

原子炉建屋付属棟（廃棄物処理棟）屋上が降下火砕物による堆積荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している気体廃棄物処理施設が機能喪失することによる「隔離事象」に至るシナリオ

原子炉建屋付属棟（廃棄物処理棟）屋上が降下火砕物による堆積荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置している原子炉建屋排気隔離弁が機能喪失することによる「隔離事象」に至るシナリオ

- ・タービン建屋

タービン建屋屋上が降下火砕物による堆積荷重により崩落した場合に、建屋最上階に設置しているタービンや発電機に影響が及び、「非隔離事象」に至るシナリオ

また、タービン補機冷却系サージタンクに影響が及び、「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

<屋外設備>

- ・外部電源系（超高压開閉所，特別高压開閉所，変圧器）

超高压開閉所屋上，特別高压開閉所，変圧器が降下火砕物による堆積荷重により崩落し，外部電源系に影響が及び、「外部電源喪失」に至るシナリオ

- ・復水貯蔵タンク

復水貯蔵タンク天板が降下火砕物による堆積荷重により崩落し，保有水が喪失した場合，補給水系の喪失により「計画外停止」に至るシナリオ

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属機器

降下火砕物による堆積荷重により非常用ディーゼル発電機等の付

属機器が損傷した場合、非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、仮に⑤の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・ 残留熱除去系海水系

降下火砕物による堆積荷重により残留熱除去系海水系ポンプが損傷した場合、残留熱除去系海水系の機能喪失による「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ

- ・ 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系

降下火砕物による堆積荷重により高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプが損傷した場合、高圧炉心スプレイ系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

- ・ 非常用ディーゼル発電機用海水系

降下火砕物による堆積荷重により非常用ディーゼル発電機用海水ポンプが損傷した場合、非常用ディーゼル発電機の機能喪失、仮に高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失及び⑤の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・ 補機冷却系海水系

降下火砕物による堆積荷重により補機冷却系海水系ポンプが損傷した場合、タービン補機冷却系喪失による「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

- ・ 循環水系

降下火砕物による堆積荷重により循環水ポンプが損傷した場合、復水器真空度喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

② 降下火砕物による海水ストレーナ等の閉塞

海水ストレーナや熱交換器の目開きは、降下火砕物の粒径より大きいことから閉塞し難いため、シナリオの選定は不要である。

海水中への降下火砕物によって海水ポンプ軸受が異常摩耗した場合、残留熱除去系海水系の機能喪失による「最終ヒートシンク喪失」、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

非常用ディーゼル発電機用海水系の機能喪失による非常用ディーゼル発電機の機能喪失、仮に高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失及び⑤の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

補機冷却系海水系の機能喪失による「タービン・サポート系故障」、循環水系の機能喪失に伴う復水器真空度喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

③ 降下火砕物による給気口等の閉塞

- ・非常用ディーゼル発電機付属機器の閉塞

降下火砕物の吸込み又は給気口への堆積により非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口が閉塞した場合、非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、仮に⑤の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・中央制御室換気系給気口の閉塞

中央制御室換気系の給気口は、地面より約 5.9m、約 19m の 2 箇所に設置されており、堆積物による閉塞は考え難いためシナリオの選定は不要である。また、吸気口へ降下火砕物の吸込みにより吸気口が閉

塞した場合でも、フィルタの取替え及び清掃が可能であることからシナリオの選定は不要である。

・海水ポンプモータ空気冷却器給気口の閉塞

降下火砕物の吸込み又は給気口への堆積により残留熱除去系海水系ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、残留熱除去系海水系の機能喪失による「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ

高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、高圧炉心スプレイ系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

非常用ディーゼル発電機用海水ポンプモータの空気冷却器給気口が閉塞した場合、非常用ディーゼル発電機の機能喪失、仮に高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失及び⑤の外部電源喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

補機冷却系海水系ポンプの空気冷却器給気口が閉塞した場合、タービン補機冷却系喪失による「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

循環水ポンプの空気冷却器給気口が閉塞した場合、復水器真空度喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

④ 降下火砕物に付着している腐食成分による化学的影響

降下火砕物が屋外設備に付着することによる腐食については、屋外設備表面には耐食性の塗装（エポキシ樹脂系等）が施されており腐食の抑制効果が考えられること、腐食の進展速度の遅さを考慮し、適切な保全管理が可能と判断したため、この損傷・機能喪失モードについては考慮

しない。

⑤ 降下火砕物の付着による送電線の相間短絡

降下火砕物が送電線や碍子へ付着し、水分を吸収することによって、相間短絡を起こし「外部電源喪失」に至るシナリオ

(4) 起回事象の特定

(3)で選定した各シナリオについて、想定を超える降下火砕物に対しての裕度評価（起回事象発生可能性評価）を実施し、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起回事象の特定を行った。

① 建屋天井や屋外設備に対する降下火砕物の堆積荷重

降下火砕物の堆積が各建屋天井や屋外設備の許容荷重を上回った場合には、(3)①にて選定した各シナリオが発生する可能性はあるが、各建屋天井の崩落や屋外設備が損傷するような火山事象は、火山事象の進展速度を踏まえると除灰管理が可能であることから、発生可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起回事象としては特定不要であると判断した。

② 降下火砕物による海水ストレーナ等の閉塞

海水ポンプ軸受の異常摩耗については、降下火砕物の硬度を考慮すると、海水中の降下火砕物によって異常摩耗は進展しにくく、機能喪失することは考えにくいため、考慮すべき起回事象としては特定不要であると判断した。

③ 降下火砕物による給気口等の閉塞

降下火砕物の吸込み又は給気口への堆積により非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口が閉塞した場合には、(3)③にて選定したシナリオが発生する可能性があるが、非常用ディーゼル発電機等の給気口、吸気口が閉塞するような火山事象は、火山事象の進展速度を踏まえると除灰管理又はフィルタの取替えが可能であることから、発生可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起因事象としては特定不要であると判断した。

また、モータ空気冷却器給気口が閉塞した場合には、(3)③にて選定したシナリオが発生する可能性があるが、モータ空気冷却器給気口が閉塞するような火山事象は、火山事象の進展速度を踏まえると除灰管理が可能であることから、発生可能性は非常に稀であり、有意な頻度又は影響のある事故シーケンスの要因にはなり得ないと考えられるため、考慮すべき起因事象としては選定不要であると判断した。

④ 降下火砕物に付着している腐食成分による化学的影響

降下火砕物が屋外設備に付着することによる腐食については、(3)④のとおり、この損傷・機能喪失モードは考慮しないため、起因事象として特定しない。

⑤ 降下火砕物の付着による送電線の相間短絡

降下火砕物の影響を受ける可能性がある送電線は、発電所内外の広範囲に渡り、全域における管理が困難なことを踏まえると設備等の不具合による外部電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として

特定する。

2. 事故シーケンスの特定

1. にて設計基準を超える火山事象に対し発生可能性のある起因事象として外部電源喪失を特定したが、運転時の内部事象や地震、津波レベル1 P R Aにて考慮していることから、追加すべき新しい事故シーケンスではない。

よって、火山の影響を起因とする有意な頻度又は影響のある事故シーケンスは新たに生じないと判断した。

竜巻事象に対する事故シーケンス抽出

1. 起回事象の特定

(1) 構築物，系統及び機器（以下「設備等」という。）の損傷・機能喪失モードの抽出

竜巻事象により設備等に発生する可能性のある影響について，国外の評価事例，国内で発生したトラブル事例も参照し，以下のとおり，損傷・機能喪失モードを抽出した。

- ① 風荷重及び気圧差荷重による建屋や設備等の損傷
- ② 飛来物の衝撃荷重による建屋や設備等の損傷
- ③ 風荷重，気圧差荷重及び飛来物の衝撃荷重を組み合わせた荷重による建屋や設備等の損傷
- ④ 竜巻により取水口周辺の海に飛散した資機材等による取水口閉塞

(2) 評価対象設備の選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対し，影響を受ける可能性のある設備等のうち，プラントの運転継続や安全性に影響を及ぼす可能性のある設備等を評価対象設備として選定する。

具体的には，以下に示す建屋，屋外及び屋内設置の設備等を評価対象設備として選定した。ただし，屋内設備については，飛来物の建屋外壁貫通を考慮すると屋内設備に影響が及ぶ可能性が考えられるため，飛来物が直接衝突する壁は損傷し，そのひとつ内側の壁との間に設置されている設備等を対象とする。

- ① 風荷重及び気圧差荷重による建屋や設備等の損傷

< 建屋 >

- ・ 原子炉建屋（原子炉棟， 付属棟）
- ・ タービン建屋

< 屋外設備 >

- ・ 外部電源系（超高压開閉所， 特別高压開閉所， 変圧器， 送電線）
- ・ 排気筒
- ・ 非常用ガス処理系
- ・ 復水貯蔵タンク
- ・ 非常用ディーゼル発電機等の付属設備（排気ファン， 吸気口等）
- ・ 残留熱除去系海水系
- ・ 高压炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系
- ・ 非常用ディーゼル発電機用海水系
- ・ 補機冷却系海水系
- ・ 循環水系

< 屋内設備 >

- ・ 中央制御室換気系

② 飛来物の衝撃荷重による建屋や設備等の損傷

< 建屋 >

- ・ 原子炉建屋（原子炉棟， 付属棟）
- ・ タービン建屋

< 屋外設備 >

- ・ 外部電源系（超高压開閉所， 特別高压開閉所， 変圧器， 送電線）
- ・ 排気筒
- ・ 非常用ガス処理系

- ・復水貯蔵タンク
- ・非常用ディーゼル発電機等の付属設備（排気ファン，吸気口等）
- ・残留熱除去系海水系
- ・高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系
- ・補機冷却系海水系
- ・循環水系

<屋内設備>

- ・原子炉補機冷却系サージタンク
- ・原子炉建屋ガス処理系
- ・ほう酸水注入系
- ・可燃性ガス濃度制御系
- ・中央制御室換気系
- ・原子炉建屋給排気隔離弁
- ・気体廃棄物処理施設
- ・タービン補機冷却系サージタンク
- ・タービン及び発電機
- ・原子炉補機冷却系及びタービン補機冷却系熱交換器，ポンプ
- ・主蒸気管（主蒸気隔離弁以降の配管）

③ 風荷重，気圧差荷重及び飛来物の衝撃荷重を組み合わせた荷重による建屋や設備等の損傷

- ・①及び②にて選定した設備等

④ 竜巻により取水口周辺の海に飛散した資機材等による取水口閉塞

- ・取水口

(3) 起回事象になり得るシナリオの選定

(1)で抽出した各損傷・機能喪失モードに対して、(2)で選定した評価対象設備への影響を検討の上、発生可能性のあるシナリオを選定した。

① 風荷重及び気圧差荷重による建屋や設備等の損傷

<建屋>

・原子炉建屋

原子炉建屋（原子炉棟，付属棟）は十分な厚さを有した鉄筋コンクリート造であり，風荷重よりも大きい地震荷重に対して設計されていることから，極めて発生することが稀な設計基準を超える風荷重を想定しても建屋の頑健性は維持されると考えるため，シナリオの選定は不要である。

また，風荷重に加えて気圧差荷重が作用した場合であっても，風荷重と気圧差荷重を組み合わせた荷重は，原子炉建屋設計時の地震荷重よりも小さく，建屋の頑健性は維持されると考えるため，シナリオの選定は不要である。

ただし，原子炉建屋外側ブローアウトパネルは建屋内外の差圧による開放に至る場合に「計画外停止」に至るシナリオを選定する。

・タービン建屋

タービン建屋については，建屋上層部は鉄骨造である。万が一，風荷重及び気圧差荷重による破損に至るような場合に，建屋最上階に設置しているタービンや発電機に影響が及び，「非隔離事象」に至るシナリオ

また，タービン補機冷却系サージタンクに影響が及び，「タービ

ン・サポート系故障」に至るシナリオ

<屋外設備>

- ・外部電源系（超高压開閉所，特別高压開閉所，変圧器，送電線）

風荷重及び気圧差荷重により超高压開閉所，特別高压開閉所，変圧器又は送電線に影響が及び「外部電源喪失」に至るシナリオ

- ・排気筒

排気筒は風荷重に対して裕度を持った設計がなされていることから，発生することが極めて稀な設計基準を超える風荷重を想定しても排気筒の頑健性は維持されると考えるため，シナリオの選定は不要である。

- ・非常用ガス処理系

非常用ガス処理系排気筒及び配管は風荷重に対して裕度を持った設計がなされていることから，発生することが極めて稀な設計基準を超える風荷重を想定しても非常用ガス処理系排気筒及び配管の頑健性は維持されると考えるため，シナリオの選定は不要である。

- ・復水貯蔵タンク

風荷重及び気圧差荷重により復水貯蔵タンクが損傷した場合，補給水系の喪失により「計画外停止」に至るシナリオ

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属機器

風荷重により非常用ディーゼル発電機等の付属機器が損傷した場合，非常用ディーゼル発電機等の機能喪失，仮に外部電源喪失の同時発生を想定した場合，「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・残留熱除去系海水系

風荷重により残留熱除去系海水系が損傷した場合，残留熱除去系海水系の機能喪失による「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ

- ・ 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系

風荷重により高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系が損傷した場合、高圧炉心スプレイ系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

- ・ 非常用ディーゼル発電機用海水系

風荷重により非常用ディーゼル発電機用海水系が損傷した場合、非常用ディーゼル発電機の機能喪失、仮に外部電源喪失及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・ 補機冷却系海水系

風荷重により補機冷却系海水系が損傷した場合、タービン補機冷却系喪失による「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

- ・ 循環水系

風荷重により循環水系が損傷した場合、復水器真空度喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

< 屋内設備 >

中央制御室換気系は、原子炉建屋付属棟内に設置されており風荷重の影響を受けないが、気圧差荷重によりダクト、ファン、ダンパ等の損傷が考えられる。中央制御室換気系が損傷した場合、中央制御室換気系が機能喪失し、「計画外停止」に至るシナリオ

なお、それらの設備の損傷により中央制御室の換気が困難になった場合、中央制御室の温度が上昇するが、即、中央制御室の機器へ影響が及ぶことはなく、また、竜巻の影響は瞬時であり、竜巻襲来後の対応は十分可能であるため計測・制御系喪失により制御不能に至るシナリオの選定は不要である。

② 飛来物の衝撃荷重による建屋や設備等の損傷

建屋及び屋内外設備に対する飛来物の衝撃荷重により発生可能性のあるシナリオは以下のとおり。

<建屋>

飛来物が建屋外壁を貫通することにより、屋内設備に波及的影響を及ぼすことが考えられるが、発生可能性のあるシナリオについては、<屋内設備>で選定する。

<屋外設備>

- ・ 外部電源系（超高圧開閉所，特別高圧開閉所，変圧器，送電線）

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

- ・ 排気筒

飛来物の衝撃荷重により排気筒が損傷した場合、「隔離事象」に至るシナリオ

- ・ 非常用ガス処理系

飛来物の衝撃荷重により非常用ガス処理系排気筒及び配管が損傷した場合、「計画外停止」に至るシナリオ

- ・ 復水貯蔵タンク

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

- ・ 非常用ディーゼル発電機等の付属機器

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

- ・ 残留熱除去系海水系

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

- ・ 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

- ・ 非常用ディーゼル発電機用海水系

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

- ・ 補機冷却系海水系

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

- ・ 循環水系

風荷重により発生可能性のあるシナリオと同様

< 屋内設備 >

原子炉建屋原子炉棟に設置している原子炉補機冷却系サージタンクに建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「隔離事象」に至るシナリオ，原子炉建屋ガス処理系に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「計画外停止」に至るシナリオ，ほう酸水注入系に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「計画外停止」に至るシナリオ，可燃性ガス濃度制御系に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「計画外停止」に至るシナリオ

原子炉建屋付属棟に設置している中央制御室換気系に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「計画外停止」に至るシナリオ，原子炉建屋給気隔離弁に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「計画外停止」に至るシナリオ

原子炉建屋付属棟（廃棄物処理棟）に設置している気体廃棄物処理施設に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「隔離事象」に至るシナリオ，原子炉建屋排気隔離弁に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「隔離事象」に至るシナリオ

タービン建屋に設置しているタービンや発電機に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「非隔離事象」に至るシナリオ

リオ、タービン補機冷却系サージタンクに建屋外壁を貫通した飛来物が衝突して機能喪失した場合、「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ、原子炉補機冷却系熱交換器又はポンプに建屋外壁を貫通した飛来物が衝突した場合、「隔離事象」に至るシナリオ、タービン補機冷却系熱交換器又はポンプに建屋外壁を貫通した飛来物が衝突した場合、「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ、主蒸気管に建屋外壁を貫通した飛来物が衝突した場合、「隔離事象」に至るシナリオ

- ③ 風荷重、気圧差荷重及び飛来物の衝撃荷重を組み合わせた荷重による建屋や設備等の損傷

建屋及び屋内外設備に対する組合せ荷重により発生可能性のあるシナリオについては、①、②に包絡される。

- ④ 竜巻により取水口周辺の海に飛散した資機材等による取水口閉塞
竜巻により資機材、車両等が飛散した取水口周辺の海に入り取水口を閉塞させる可能性があるが、取水口は呑み口が広く、閉塞させるほどの資機材や車両等の飛散は考えられないことから考慮不要とする。

(4) 起回事象の特定

(3)で選定した各シナリオについて、想定を超える風荷重、気圧差荷重及び飛来物の衝撃荷重に対しての裕度評価（起回事象発生可能性評価）を実施し、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起回事象の特定を行った。

- ① 風荷重及び気圧差荷重による建屋や設備等の損傷

<建屋>

建屋内外差圧の発生に伴う原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開放による計画外停止に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

タービン建屋上層部は鉄骨造であり、風荷重に対して設計上の配慮はなされているものの、想定を超える風荷重が建屋に作用した場合、建屋が損傷してタービン、発電機及びタービン補機冷却系サージタンクに影響を及ぼす可能性は否定できず、タービン建屋損傷に伴う非隔離事象、タービン・サポート系故障に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

<屋外設備>

外部電源系が損傷した場合、風荷重に対して設計上の配慮はなされているものの、想定を超える風荷重に対しては発生を否定できず、外部電源系の損傷に伴う外部電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

復水貯蔵タンクが損傷した場合、補給水系が喪失し、計画外停止に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

非常用ディーゼル発電機等の付属機器が損傷した場合、非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、また、外部電源喪失の同時発生による全交流動力電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

残留熱除去系海水系が損傷した場合、残留熱除去系の機能喪失による最終ヒートシンク喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系が損傷した場合、高

圧炉心スプレイ系の機能喪失による計画外停止に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

非常用ディーゼル発電機用海水系が損傷した場合、非常用ディーゼル発電機の機能喪失、また、外部電源喪失及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失の同時発生による全交流動力電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

補機冷却系海水系が損傷した場合、タービン補機冷却系喪失によるタービン・サポート系故障に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

循環水系が損傷した場合、復水器真空度喪失に伴う隔離事象に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

<屋内設備>

中央制御室換気系が損傷した場合、中央制御室換気系が機能喪失し、計画外停止に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

② 飛来物の衝撃荷重による建屋や設備等の損傷

<建屋>

原子炉建屋、タービン建屋は、飛来物が建屋を貫通することにより、屋内設備に波及的影響を及ぼすが、<屋内設備>として起因事象を特定する。

<屋外設備>

外部電源系が飛来物により損傷した場合、(4)①と同様に外部電源系の損傷に伴う外部電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

排気筒が飛来物により損傷した場合、気体廃棄物処理系の機能喪失に伴う隔離事象に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

非常用ガス処理系排気筒及び配管が飛来物により損傷した場合、非常用ガス処理系の機能喪失による計画外停止に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

復水貯蔵タンクが飛来物により損傷した場合、(4)①と同様に補給水系が喪失し、計画外停止に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

非常用ディーゼル発電機等の付属機器が飛来物により損傷した場合、(4)①と同様に非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、また、外部電源喪失の同時発生による全交流動力電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

残留熱除去系海水系が飛来物により損傷した場合、(4)①と同様に残留熱除去系の機能喪失による最終ヒートシンク喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系が飛来物により損傷した場合、(4)①と同様に高圧炉心スプレイ系の機能喪失による計画外停止に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

非常用ディーゼル発電機用海水系が飛来物により損傷した場合、(4)①と同様に非常用ディーゼル発電機の機能喪失、また、外部電源喪失及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の機能喪失の同時発生による全交流動力電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

補機冷却系海水系が飛来物により損傷した場合、(4)①と同様にター

ビン補機冷却系喪失によるタービン・サポート系故障に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

循環水系が飛来物により損傷した場合、(4)①と同様に復水器真空度喪失に伴う隔離事象に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

<屋内設備>

飛来物が原子炉建屋へ衝突し、貫通した場合、屋内設備の損傷の可能性を否定できないことから、原子炉補機冷却系の機能喪失に伴う隔離事象、原子炉建屋ガス処理系の機能喪失に伴う計画外停止、ほう酸水注入系の機能喪失に伴う計画外停止、可燃性ガス濃度制御系の機能喪失に伴う計画外停止、中央制御室換気系の機能喪失に伴う計画外停止、原子炉建屋給排気隔離弁の機能喪失に伴う計画外停止、気体廃棄物処理系の機能喪失に伴う隔離事象に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

飛来物がタービン建屋へ衝突、貫通した場合、(4)①と同様にタービン、発電機の損傷に伴う非隔離事象、タービン補機冷却系の損傷に伴うタービン・サポート系故障、原子炉補機冷却系の損傷に伴う隔離事象、主蒸気管の損傷に伴う隔離事象に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

③ 風荷重、気圧差荷重及び飛来物の衝撃荷重を組み合わせた荷重による建屋や設備等の損傷

(3)③のとおり、建屋及び屋内外設備に対する組合せ荷重により発生可能性のあるシナリオについては、①、②に包絡されるため、起因事象として特定不要であると判断した。

2. 事故シーケンスの特定

1. にて設計基準を超える竜巻事象に対し発生可能性のある起因事象として以下を選定した。

- ・原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開放に伴う計画外停止
- ・原子炉補機冷却系の損傷に伴う隔離事象
- ・原子炉建屋ガス処理系の損傷に伴う計画外停止
- ・ほう酸水注入系の損傷に伴う計画外停止
- ・可燃性ガス濃度制御系の損傷に伴う計画外停止
- ・中央制御室換気系の機能喪失に伴う計画外停止
- ・原子炉建屋給排気隔離弁の機能喪失に伴う計画外停止
- ・気体廃棄物処理系の機能喪失に伴う隔離事象
- ・タービン、発電機の損傷に伴う非隔離事象
- ・タービン補機冷却系の損傷に伴うタービン・サポート系故障
- ・主蒸気系の損傷に伴う隔離事象
- ・送電線の損傷に伴う外部電源喪失
- ・排気筒の損傷に伴う隔離事象
- ・復水貯蔵タンクの損傷に伴う計画外停止
- ・非常用ディーゼル発電機等の付属機器の損傷、かつ外部電源喪失の同時発生に伴う全交流動力電源喪失
- ・残留熱除去系海水系の損傷に伴う最終ヒートシンク喪失
- ・高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の損傷に伴う計画外停止
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系の損傷、かつ外部電源喪失及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の損傷の同時発生に伴う全交流動力電源喪失

- ・補機冷却系海水系の損傷に伴うタービン・サポート系故障
- ・循環水系の損傷に伴う隔離事象

上記起因事象については、いずれも運転時の内部事象や地震，津波レベル 1 P R Aにて考慮していることから，追加すべき新しい事故シーケンスではない。

よって，竜巻を起因とする有意な頻度又は影響のある事故シーケンスは新たに生じないと判断した。

森林火災事象に対する事故シーケンス抽出

1. 起回事象の特定

- (1) 構築物，系統及び機器（以下「設備等」という。）の損傷・機能喪失モードの抽出

森林火災により設備等に発生する可能性のある影響について，国外の評価事例，国内で発生したトラブル事例も参照し，以下のとおり，損傷・機能喪失モードを抽出した。

- ① 輻射熱による建屋や設備等への損傷
- ② ばい煙による設備等の閉塞

- (2) 評価対象設備の選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対し，影響を受ける可能性のある設備等のうち，プラントの運転継続や安全性に影響を及ぼす可能性のある設備等を評価対象設備として選定する。

具体的には，以下に示す建屋及び屋外設置の設備等を評価対象設備として選定した。

- ① 輻射熱による建屋や設備等への損傷

<建屋>

- ・原子炉建屋（原子炉棟，付属棟）
- ・タービン建屋

<屋外設備>

- ・外部電源系（超高压開閉所，特別高压開閉所，変圧器，送電線）
- ・復水貯蔵タンク
- ・非常用ディーゼル発電機の付属設備（排気ファン，吸気口等）

- ・排気筒
- ・非常用ガス処理系
- ・残留熱除去系海水系
- ・高圧炉心スプレー系ディーゼル発電機用海水系
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系
- ・補機冷却系海水系
- ・循環水系

② ばい煙による設備等の閉塞

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属設備（吸気口等）
- ・中央制御室換気系
- ・残留熱除去系海水系（モータ）
- ・高圧炉心スプレー系ディーゼル発電機用海水系（モータ）
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系（モータ）
- ・補機冷却系海水系（モータ）
- ・循環水系（モータ）
- ・中央制御室換気系

(3) 起因事象になり得るシナリオの選定

(1)で抽出した各損傷・機能喪失モードに対して、(2)で選定した評価対象設備への影響を検討の上、発生可能性のあるシナリオを選定した。

① 輻射熱による建屋や設備等への損傷

<建屋>

森林火災の輻射熱による建屋への影響については、想定し得る最大の火災影響評価において、防火帯外縁（火炎側）から十分な離隔距離

があることを考慮すると、建屋の許容温度を下回り、建屋が損傷することはない。また、森林火災の輻射熱による建屋影響について、24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり、森林火災に対する影響緩和策を講じることができることから、シナリオの選定は不要である。

<屋外設備>

- ・外部電源系（超高圧開閉所，特別高圧開閉所，変圧器，送電線）

森林火災の輻射熱により外部電源系が損傷した場合、「外部電源喪失」に至るシナリオ

なお、外部電源系への影響については、想定し得る最大の火災影響評価において、防火帯外縁（火炎側）から十分な離隔距離があることを考慮すると、敷地内の外部電源系が損傷することはない。また、森林火災の輻射熱による影響について、24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり、森林火災に対する影響緩和策を講じることができる。

- ・復水貯蔵タンク

森林火災の輻射熱による復水貯蔵タンクへの影響については、想定し得る最大の火災影響評価において、防火帯外縁（火炎側）から十分な離隔距離があることを考慮すると、復水貯蔵タンク水の最高使用温度を下回り、タンクが損傷することはない。また、森林火災の輻射熱による影響について、24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり、森林火災に対する影響緩和策を講じることができることから、シナリオの選定は不要である。

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属設備（排気ファン，吸気口等）

森林火災の輻射熱による非常用ディーゼル発電機等の付属設備へ

の影響については、想定し得る最大の火災影響評価において、防火帯外縁（火炎側）から十分な離隔距離があることを考慮すると、非常用ディーゼル発電機等の付属設備が受ける輻射強度は低いため、非常用ディーゼル発電機等の付属設備が損傷することはない。また、森林火災の輻射熱による影響について、24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり、森林火災に対する影響緩和策を講じることができることから、シナリオの選定は不要である。

- ・排気筒

森林火災の輻射熱による排気筒への影響については、想定し得る最大の火災影響評価において、防火帯外縁（火炎側）から十分な離隔距離があることを考慮すると、排気筒が受ける輻射強度は低いため、排気筒が損傷することはない。また、森林火災の輻射熱による影響について、24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり、森林火災に対する影響緩和策を講じることができることから、シナリオの選定は不要である。

- ・非常用ガス処理系

森林火災の輻射熱による非常用ガス処理系排気筒及び配管への影響については、想定し得る最大の火災影響評価において、防火帯外縁（火炎側）から十分な離隔距離があることを考慮すると、非常用ガス処理系排気筒及び配管が受ける輻射強度は低いため、非常用ガス処理系排気筒及び配管が損傷することはない。また、森林火災の輻射熱による影響について、24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり、森林火災に対する影響緩和策を講じることができることからシナリオの選定は不要である。

- ・残留熱除去系海水系／高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水

系／非常用ディーゼル発電機用海水系／補機冷却系海水系／循環水系（以下「海水系」という。）

森林火災の輻射熱による海水系への影響については、想定し得る最大の火災影響評価において、防火帯外縁（火炎側）から十分な離隔距離があることを考慮すると、海水系が受ける輻射強度は低いため、海水系が損傷することはない。また、森林火災の輻射熱による影響について、24時間駐在している自衛消防隊による早期の消火活動も可能であり、森林火災に対する影響緩和策を講じることから、シナリオの選定は不要である。

② ばい煙による設備等の閉塞

- ・非常用ディーゼル発電機等の付属設備（吸気口等）の閉塞

森林火災で発生するばい煙の非常用ディーゼル発電機等の吸気口への吸込みにより吸気口が閉塞した場合でも、フィルタの取替え及び清掃が可能であることからシナリオの選定は不要である。

- ・海水系ポンプモータ空気冷却器給気口の閉塞

海水系ポンプモータは外気を取込まない構造であり、また、空冷モータの冷却流路の口径は、ばい煙の粒径より広いことから閉塞し難いため、シナリオの選定は不要である。

- ・中央制御室換気系の閉塞

森林火災で発生するばい煙の中央制御室換気系給気口への吸込みにより給気口が閉塞した場合でも、フィルタの取替え及び清掃が可能であることからシナリオの選定は不要である。

(4) 起因事象の特定

(3)で選定した各シナリオについて、森林火災に対しての裕度評価（起因事象発生可能性評価）を実施し、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起因事象の特定を行った。

① 輻射熱による建屋や設備等への損傷

<建屋>

森林火災の輻射熱による各建屋の損傷については、(3)①のとおり、考慮すべき起因事象としては特定不要であると判断した。

<屋外設備>

森林火災の輻射熱により送電線が損傷する可能性が否定できず、送電線の損傷に伴う外部電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。その他の屋外設備についての損傷のシナリオについては、(3)①及び(3)②のとおり、考慮すべき起因事象としては特定不要であると判断した。

② ばい煙等による設備等の閉塞

森林火災のばい煙等による設備等の閉塞については、(3)②のとおり、考慮すべき起因事象としては特定不要であると判断した。

2. 事故シーケンスの特定

1.にて森林火災に対し発生可能性のある起因事象として外部電源喪失を特定したが、運転時の内部事象や地震、津波レベル1 P R Aにて考慮していることから、追加すべき新しい事故シーケンスではない。

よって、森林火災を起因とする有意な頻度又は影響のある事故シーケンスは新たに生じないと判断した。

落雷事象に対する事故シーケンス抽出

1. 起回事象の特定

- (1) 構築物，系統及び機器（以下「設備等」という。）の損傷・機能喪失モードの抽出

落雷事象により設備等に発生する可能性のある影響について，国外の評価事例，国内で発生したトラブル事例も参照し，以下のとおり，損傷・機能喪失モードを抽出した。

- ① 屋内外計測制御設備に発生するノイズ
- ② 直撃雷による設備損傷
- ③ 誘導雷サージによる電気盤内の回路損傷

- (2) 評価対象設備の選定

(1)で抽出した損傷・機能喪失モードに対し，影響を受ける可能性のある設備等のうち，プラントの運転継続や安全性に影響を及ぼす可能性のある設備等を評価対象設備として選定する。

具体的には，以下に示す屋内設置の設備等及び屋外設置の設備等を評価対象設備として選定した。

- ① 屋内外計測制御設備に発生するノイズ
 - ・ 計測制御系
- ② 直撃雷による設備損傷
 - ・ 外部電源系
 - ・ 残留熱除去系海水系
 - ・ 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系

- ・非常用ディーゼル発電機用海水系
- ・補機冷却系海水系
- ・循環水系

③ 誘導雷サージによる電気盤内の回路損傷

- ・計測制御系

(3) 起因事象になり得るシナリオの選定

(1)で抽出した各損傷・機能喪失モードに対して、(2)で選定した評価対象設備への影響を検討の上、発生可能性のあるシナリオを選定した。

① 屋内外計測制御系設備に発生するノイズ

- ・計測制御系

ノイズにより安全保護回路が誤動作した場合、「隔離事象」又は「原子炉緊急停止系誤動作」に至るシナリオ

ノイズにより安全保護回路以外の計測制御系が誤動作した場合、「非隔離事象」、「全給水喪失」又は「水位低下事象」に至るシナリオ

② 直撃雷による設備損傷

- ・外部電源系

直撃雷により外部電源系が損傷した場合、外部電源系の機能喪失による「外部電源喪失」に至るシナリオ

- ・残留熱除去系海水系

直撃雷により残留熱除去系海水系が損傷した場合、残留熱除去系海水系の機能喪失による「最終ヒートシンク喪失」に至るシナリオ

- ・ 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系

直撃雷により高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系が損傷した場合、高圧炉心スプレイ系の機能喪失による「計画外停止」に至るシナリオ

- ・ 非常用ディーゼル発電機用海水系

直撃雷により非常用ディーゼル発電機用海水系が損傷した場合、非常用ディーゼル発電機の機能喪失、外部電源喪失及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系喪失の同時発生を想定した場合、「全交流動力電源喪失」に至るシナリオ

- ・ 補機冷却系海水系

直撃雷により補機冷却系海水系が損傷した場合、タービン補機冷却系喪失による「タービン・サポート系故障」に至るシナリオ

- ・ 循環水系

直撃雷により循環水系が損傷した場合、復水器真空度喪失による「隔離事象」に至るシナリオ

③ 誘導雷サージによる電気盤内の回路損傷

- ・ 計測制御系

誘導雷サージにより計測制御系が損傷した場合、計測・制御系喪失により制御不能に至るシナリオ

(4) 起因事象の特定

(3)で選定した各シナリオについて、想定を上回る落雷に対する起因事象発生可能性評価を実施し、事故シーケンスグループ抽出に当たって考慮すべき起因事象の特定を行った。

① 屋内外計測制御設備に発生するノイズ

落雷によって安全保護回路に発生するノイズの影響により誤動作する可能性を否定できず、隔離事象又は原子炉緊急停止系誤動作に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

また、落雷によって安全保護回路以外の計測制御系に発生するノイズの影響により誤動作する可能性を否定できず、非隔離事象、全給水喪失又は水位低下事象に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

なお、上記事象以外の誤動作（ポンプの誤起動等）については、設備の機能喪失には至らず、かつ復旧についても容易であることから、起因事象としては特定しない。

② 直撃雷による設備損傷

外部電源系に過渡な電流が発生した場合、機器には雷サージの影響を緩和するため保安器が設置されているが、落雷が発生した場合、外部電源喪失に至るシナリオは考えられるため、起因事象として特定する。

残留熱除去系海水系は、避雷設備の効果を期待できるが、海水ポンプモータ部に関しては落雷によって機能喪失する可能性を否定できない。また、区分分離が実施された複数の系統に期待できるが、同時に機能喪失することを保守的に考慮し、最終ヒートシンク喪失に至るシナリオは考えられるため起因事象として特定する。

高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系は、避雷設備の効果を期待できるが、海水ポンプモータ部に関しては落雷によって機能喪失

失する可能性を否定できないことから、計画外停止に至るシナリオは考えられるため起因事象として特定する。

非常用ディーゼル発電機用海水系は、避雷設備の効果を期待できるが、海水ポンプモータ部に関しては落雷によって機能喪失する可能性を否定できない。また、区分分離が実施された複数の系統に期待できるが、同時に機能喪失することを保守的に考慮し、全交流動力電源喪失に至るシナリオは考えられるため起因事象として特定する。

補機冷却系海水系は、避雷設備の効果を期待できるが、海水ポンプモータ部に関しては落雷によって機能喪失する可能性を否定できない。また、区分分離が実施された複数の系統に期待できるが、同時に機能喪失することを保守的に考慮し、タービン・サポート系故障に至るシナリオは考えられるため起因事象として特定する。

循環水ポンプモータ部に関しては落雷によって機能喪失する可能性を否定できないため、隔離事象に至るシナリオは考えられるため起因事象として特定する。

③ 誘導雷サージによる電気盤内の回路損傷

落雷による誘導雷サージを接地網に効果的に導くことができない場合には、電気盤内の絶縁耐力が低い回路が損傷し、原子炉施設の安全保護系機能が喪失する。しかし、安全保護回路はシールド付きケーブルを使用し、屋内に設置されているため、損傷に至る有意なサージの侵入はないものと判断されることから、考慮すべき起因事象としては特定不要であると判断した。

なお、安全保護回路以外の計測制御系は、誘導雷サージの影響により損傷し、安全保護回路以外の計測・制御系喪失により制御不能に至

る可能性を否定できない。制御不能となった場合は、非隔離事象、全給水喪失又は水位低下事象に至る可能性は考えられるため、起因事象として特定する。

2. 事故シーケンスの特定

1. にて設計基準を超える落雷事象に対し発生可能性のある起因事象として以下を特定した。

- ・安全保護回路に発生するノイズの影響に伴う隔離事象又は原子炉緊急停止系誤動作
- ・安全保護回路以外の計測制御系に発生するノイズの影響に伴う非隔離事象、全給水喪失又は水位低下事象
- ・外部電源系の損傷に伴う外部電源喪失
- ・残留熱除去系海水系の損傷に伴う最終ヒートシンク喪失
- ・高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水系の損傷に伴う計画外停止
- ・非常用ディーゼル発電機用海水系の損傷、かつ外部電源喪失の同時発生による全交流動力電源喪失
- ・補機冷却系海水系の損傷に伴うタービン・サポート系故障
- ・循環水系の損傷に伴う隔離事象
- ・安全保護回路以外の計測制御系の損傷に伴う非隔離事象、全給水喪失又は水位低下事象

上記起因事象については、いずれも運転時の内部事象や地震、津波レベル 1 P R A にて考慮していることから、追加すべき新しい事故シーケンスではない。

よって、落雷を起因とする有意な頻度又は影響のある事故シーケンスは新たに生じないと判断される。

起因事象の発生が考えられるその他の自然現象と起因事象発生時の対応

自然現象	考慮対象とした起因事象	起因事象の発生シナリオ	想定される他の緩和系設備への影響	緩和系設備の機能喪失への対応
凍結	外部電源喪失	送電線や碍子へ着氷することによって相间短絡を起こすことによる外部電源喪失	建屋内の機器には影響しないものと考えられる。 建屋外の機器には低温による影響が生じる可能性が考えられる。	建屋内の機器には影響しないものと考えられることから、必要な緩和機能は維持できるものと考えられる。 建屋外の機器に対しても、凍結防止対策により機能を維持できるものと考えられる。
積雪	外部電源喪失	送電線や碍子へ着雪することによって相间短絡を起こすことによる外部電源喪失	建屋内の機器には影響しないものと考えられる。 建屋外の機器には積雪による影響が生じる可能性が考えられる。	建屋内の機器には影響しないものと考えられることから、必要な緩和機能は維持できるものと考えられる。 建屋外の機器に対しても、除雪等の対応により機能を維持できるものと考えられる。
火山の影響	外部電源喪失	送電線や碍子へ降下火砕物が付着し、水分を吸収することによって相间短絡を起こすことによる外部電源喪失	建屋内の機器には影響しないものと考えられる。 建屋外の機器には降下火砕物の堆積による影響が生じる可能性が考えられる。	建屋内の機器には影響しないものと考えられることから、必要な緩和機能は維持できるものと考えられる。 建屋外の機器に対しても、除灰等の対応により機能を維持できるものと考えられる。
竜巻	計画外停止	気圧差荷重や、飛来物の衝突による原子炉建屋ブローアウトパネルの開放や、非常用ガス処理系等の損傷に伴う計画外停止	建屋内の機器のうち、飛来物が直接衝突する十分な厚さを有した外壁とひとつ内側の頑健性のある壁との間に設置されている機器以外には影響ないものと考えられる。 建屋外の機器には風荷重や飛来物の衝突による影響が生じる可能性が考えられる。	建屋内の機器のうち、飛来物が直接衝突する十分な厚さを有した壁とひとつ内側の頑健性のある壁との間に設置されている機器以外には影響ないものと考えられることから、必要な緩和機能は維持できるものと考えられる。 建屋外の機器に対しても、竜巻の局所性を考慮して位置的分散を図ること及び竜巻防護設備を設置することにより建屋外の機器に期待できるものと考えられる。
	非隔離事象	風荷重や、飛来物の衝突によるタービンや発電機の損傷に伴う非隔離事象		
	タービン・サポート系故障	風荷重や、飛来物の衝突によるタービン補機冷却系の損傷に伴うタービン・サポート系故障		
	隔離事象	風荷重や、飛来物の衝突による循環水ポンプ等の損傷に伴う隔離事象		
	外部電源喪失	風荷重や、飛来物の衝突による外部電源系の損傷に伴う外部電源喪失		
	全交流動力電源喪失	風荷重や、飛来物の衝突による非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、及び外部電源喪失の同時発生による全交流動力電源喪失		
	最終ヒートシンク喪失	風荷重や、飛来物の衝突による残留熱除去系海水系の損傷による最終ヒートシンク喪失		

自然現象	考慮対象とした起回事象	起回事象の発生シナリオ	想定される他の緩和系設備への影響	緩和系設備の機能喪失への対応
森林火災	外部電源喪失	送電線の輻射熱による損傷に伴う外部電源喪失	建屋内の機器には影響しないものと考えられる。 建屋外の機器には輻射熱による影響が生じる可能性が考えられる。	建屋内の機器には影響しないものと考えられることから、必要な緩和機能は維持できるものと考えられる。 建屋外の機器に対しても、森林火災が拡大されるまでの時間的余裕が十分にあることから、予め散水する等の必要な安全措置を講ずることにより機能を維持できるものと考えられる。
落雷	隔離事象	安全保護回路に発生するノイズの影響や直撃雷による循環水系の損傷に伴う隔離事象	建屋内の機器には影響しないものと考えられる。 建屋外の機器には直撃雷による影響が生じる可能性が考えられる。	建屋内の機器には影響しないものと考えられることから、必要な緩和機能は維持できるものと考えられる。 建屋外の機器に対しても、落雷の局所性を考慮して位置的分散を図ること及び避雷設備を設置することにより建屋外の機器に期待できるものと考えられる。
	原子炉緊急停止系誤動作等	安全保護回路に発生するノイズの影響に伴う原子炉緊急停止系誤動作		
	非隔離事象	安全保護回路以外の計測制御系に発生するノイズの影響に伴う非隔離事象		
	全給水喪失	安全保護回路以外の計測制御系に発生するノイズの影響に伴う全給水喪失		
	水位低下事象	安全保護回路以外の計測制御系に発生するノイズの影響に伴う水位低下事象		
	外部電源喪失	直撃雷による外部電源系の損傷に伴う外部電源喪失		
	最終ヒートシンク喪失	直撃雷による残留熱除去系海水系の損傷に伴う最終ヒートシンク喪失		
	計画外停止	直撃雷による高圧炉心スプレイ系発電機用海水系の損傷に伴う計画外停止		
	全交流動力電源喪失	直撃雷による非常用ディーゼル発電機等の機能喪失、及び外部電源喪失の同時発生による全交流動力電源喪失		
	タービン・サポート系故障	直撃雷による補機冷却系海水系の損傷に伴うタービン・サポート系故障		

過酷な外部人為事象により考え得る起因事象等

No	外部人為事象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
1	衛星の落下	NUREGやIAEAのSAFETY STANDARDS SERIESでも言及されているように、有意な発生頻度とはならない。(10 ⁻⁹ /年以下)		
2	パイプライン事故 (ガスなど)、パイプ ライン事故によるサ イト内爆発等	荷重	荷重(衝突)	爆発(No.12)の評価に包絡される。
			荷重(爆風圧)	爆発(No.12)の評価に包絡される。
		温度	輻射熱	近隣工場等の火災(No.23)の評価に包絡される。
			ばい煙, 有毒ガス	ばい煙による閉塞
3	交通事故(化学物質 の流出含む)	ばい煙, 有毒ガス	ばい煙, 有毒ガスの侵入	有毒ガス(No.4)の影響に包絡される。
			温度	輻射熱
4	有毒ガス	有毒ガス	ばい煙による閉塞	近隣工場等の火災(No.23)の評価に包絡される。
			ばい煙, 有毒ガスの侵入	有毒ガス(No.4)の評価に包絡される。
5	タービンミサイル	有意な衝突頻度にならない。		
6	飛来物 (航空機落下)	荷重	荷重(衝突)	航空機落下確率評価結果が防護方針の要否判断の基準である10 ⁻⁷ 回/炉年を超えないため、航空機落下による防護設計を必要としない。なお、当該事象が万が一発生した場合には、大規模損壊及び大規模な火災が発生することを想定し、大規模損壊対策による影響緩和を図ることで対応する。
			荷重(爆風圧)	
		温度	輻射熱	
			ばい煙, 有毒ガス	
7	工業施設又は軍事施 設事故	荷重	荷重(衝突)	爆発(No.12)の評価に包絡される。
			荷重(爆風圧)	爆発(No.12)の評価に包絡される。
		温度	輻射熱	近隣工場等の火災(No.23)の評価に包絡される。
			ばい煙, 有毒ガス	ばい煙による閉塞
8	船舶の衝突	閉塞(海水系)	取水口の閉塞	発電所周辺の航路は十分な離隔距離が確保されているが、発電所周辺の航路を通行する輸送船が漂流した場合であっても、輸送船の喫水深さ11.5mに対して、発電所沖合900mでの水深が11mであることから敷地に到達する可能性は低い。また、喫水の浅い小型船舶の漂流を想定した場合、敷地全面の防波堤に衝突して止まる可能性が高く、取水性に影響はない。 万が一、小型船舶や、港湾内に入港する船舶が事故によってカーテンウォール前面に到達した場合であっても、カーテンウォールにより取水路への侵入は阻害され、取水口の呑み口は広く閉塞する可能性は低いことから、取水性に影響はない。
			閉塞(海水系)	油漏えいによる海水系ストレーナの閉塞

過酷な外部人為事象により考え得る起因事象等

No	外部人為事象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
8	船舶の衝突	ばい煙, 有毒ガス	ばい煙による閉塞 ばい煙, 有毒ガスの侵入	火災(近隣工場等の火災)(No. 23)の評価に包絡される。 有毒ガス(No. 4)の影響に包絡される。
9	自動車又は船舶の爆発	荷重	荷重(衝突)	爆発(No. 12)の評価に包絡される。
			荷重(爆風圧)	爆発(No. 12)の評価に包絡される。
		温度	輻射熱	近隣工場等の火災(No. 23)の評価に包絡される。
		ばい煙, 有毒ガス	ばい煙による閉塞	近隣工場等の火災(No. 23)の評価に包絡される。
ばい煙, 有毒ガスの侵入	有毒ガス(No. 4)の評価に包絡される。			
10	船舶から放出される固体・液体不純物	閉塞(海水系)	固体・液体不純物の放出による海水系ストレーナの閉塞	船舶の衝突(船舶事故)(No. 8)の評価に包絡される。
11	水中の化学物質	閉塞(海水系)	海水中に流出した化学物質による海水系ストレーナの閉塞	船舶の衝突(船舶事故)(No. 8)の評価に包絡される。
12	爆発	荷重	荷重(衝突)	鹿島臨海地区石油コンビナート等特別防災区域は、東海第二発電所周辺で石油コンビナート等特別防災区域に指定されている唯一の区域であり、また、発電所から50km以上の距離があることから、爆発の影響が安全施設の安全機能に及ぼすおそれはない。
			荷重(爆風圧)	発電所周辺で爆発による影響が最も大きいと考えられるLNG基地(敷地北東方向約1.5km)での爆発を想定しても、飛来物及び爆風圧の影響が及ばない離隔距離を確保している。
		ばい煙, 有毒ガス	ばい煙による閉塞	火災(近隣工場等の火災)(No. 23)の評価に包絡される。
			ばい煙, 有毒ガスの侵入	有毒ガス(No. 4)の評価に包絡される。
13	プラント外での化学物質の流出	閉塞(海水系)	化学物質の流出による海水系ストレーナの閉塞	船舶の衝突(船舶事故)(No. 8)の評価に包絡される。
		有毒ガス	有毒ガスの侵入	有毒ガス(No. 4)の評価に包絡される。
14	サイト貯蔵の化学物質の流出	有毒ガス	有毒ガスの侵入	有毒ガス(No. 4)の評価に包絡される。
15	軍事施設からのミサイル	偶発的なミサイル到達は考え難いため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
16	掘削工事	敷地内で、地面の掘削工事を行う場合は、事前調査で埋設ケーブル・配管位置の確認を行うため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。 敷地外で、地面の掘削工事を行う場合は、送電鉄塔の損傷の可能性があるが、複数回線が同時に損傷するシナリオは考え難い。		
17	他のユニットからの火災	温度	輻射熱	近隣工場等の火災(No. 23)の評価に包絡される。
		ばい煙, 有毒ガス	ばい煙による閉塞	近隣工場等の火災(No. 23)の評価に包絡される。
			ばい煙, 有毒ガスの侵入	有毒ガス(No. 4)の評価に包絡される。
18	他のユニットからのミサイル	有意なミサイル源はないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		

過酷な外部人為事象により考え得る起因事象等

No	外部人為事象 (色塗り部は6条の設計基準設定事象)	設計基準を超える事象の発生を想定した場合の評価		
		設備等の損傷・機能喪失モードの抽出		想定される起因事象等
19	他のユニットからの内部溢水	東海発電所分も含めた屋外タンク及び貯槽類からの溢水を想定しても、東海第二発電所の安全施設への影響が無いことを確認したため、他のユニットからの内部溢水の影響による設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。		
20	電磁的障害	電氣的影響	サージ及び誘導電流	安全保護回路は、日本工業規格（J I S）等に基づき、ラインフィルタや絶縁回路の設置により、サージ・ノイズの侵入を防止するとともに、鋼製筐体や金属シールド付ケーブルの適用により電磁波の侵入を防止する設計としており、安全機能を損なうことはないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。
			過電圧	
21	ダムの崩壊	浸水	ダムの崩壊による浸水	敷地周辺の地形及び上流に位置している久慈川水系の竜神ダムの保有水量から判断して、ダムの崩壊が発生した場合においても、敷地が久慈川の洪水による被害を受けることはないため、設備の損傷・機能喪失が発生するシナリオは考え難い。
22	内部溢水	別紙1 表1に示すとおり。		
23	近隣工場等の火災	温度	輻射熱	自然現象 森林火災（No. 22）の評価に包絡される。
		ばい煙, 有毒ガス	ばい煙による閉塞	自然現象 森林火災（No. 22）の評価に包絡される。
			ばい煙, 有毒ガスの侵入	有毒ガス（No. 4）の評価に包絡される。

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

○東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象

○単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象

ー：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース

II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース

III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース

III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象				極低風		限石	降水	河川氾濫	砂嵐	静振	地震活動	積雪			土壌/水縮又膨張	高潮	津波		
重畳事象		設備の損傷・機能喪失モード	備考	温度	電圧影響	浸水	浸水	閉塞(吸気等)	浸水	濁水	荷重(他動)	荷重(他動)	電圧影響	閉塞(吸気等)	浸水	荷重(他動)	浸水	閉塞(他水等)	
No	自然現象	設備の損傷・機能喪失モード	備考			発生しない	発生しない												
1	極低風	温度	屋外機器等部材の凍結	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		電圧影響	ヒートシンク(海水)の凍結	/	/	/	/	/	/	/	/	/	I	/	/	/	/	/	
2	限石	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
3	降水	浸水	降水による設備の浸水	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
4	河川の氾濫	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
5	砂嵐	閉塞(吸気等)	砂塵・大塵の吸気口による吸気口の閉塞	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	I	/	/	/	/	
6	静振	浸水	静振による設備の浸水	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		濁水	静振による海水の粘り	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
7	地震活動	荷重	荷重(他動)	/	/	/	/	/	/	II	/	/	/	/	/	/	/	/	
		荷重	荷重(他動)	/	/	/	/	/	/	II	/	/	/	/	/	/	/	/	
8	積雪	電圧影響	着雪による送電線の相間距離	/	I	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		閉塞(吸気等)	結露による送電線の相間距離	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
9	土壌/水縮又膨張	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
10	高潮	浸水	高潮による設備の浸水	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
11	津波	荷重	荷重(他動)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		浸水	津波による設備の浸水	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		閉塞(他水等)	漂着物による取水口、海水ストレーナの閉塞	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
12	火災の影響	荷重	荷重(他動)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		閉塞(他水等)	海水ストレーナの閉塞	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		閉塞(吸気等)	結露による送電線の相間距離	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		腐食	腐食反応による化学的影響	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
電圧影響	降下火災物の付着による送電線の相間距離	/	I	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/		
13	波浪・高波	浸水	波浪・高波による設備の浸水	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
14	雪崩	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
15	生物学的事象	閉塞(他水等)	取水口、海水ストレーナの閉塞	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		電圧影響	齧損(ネズミ等)によるケーブル類の損傷	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
16	海洋浸食	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
17	干ばつ	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
18	洪水	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
19	風(台風)	荷重	荷重(他)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		荷重	荷重(他)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
20	竜巻	荷重	荷重(他)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		荷重	荷重(他)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		荷重	荷重(他)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
21	濃霧	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
22	森林火災	温度	輻射熱	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
		閉塞(吸気等)	結露による送電線の相間距離	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
23	霜・白霜	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
24	扇形火災	-	-	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	
25	ひょう・あられ	荷重	荷重(他)	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	/	

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

- 東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象
- 単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象

ー：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース

II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース

III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース

III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象				極低風		隕石	降水	河川氾濫	砂嵐	静寂	地震活動	積雪				土壌/氷結 又は膨張	高潮	津波		
				温度	電圧影響							閉塞 (吸気等)	浸水	浸水	浸水			閉塞 (吸気等)	浸水	荷重 (傾倒)
No	自然現象	設備の損傷・機能喪失モード	備考																	
26	極低風	ー	ー	発生しない		発生しない		ー		ー		ー		発生しない		ー				
27	高潮	浸水	高潮による設備の浸水	ー	ー	I		ー	I	ー	ー	ー	ー	ー	ー	I	ー	I	ー	
28	ハリケーン	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
29	氷結	電圧影響	着氷	III-1	I	ー		ー	ー	ー	ー	I	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	
30	氷晶	電圧影響	着氷	III-1	I	ー		ー	ー	ー	ー	I	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	
31	氷壁	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
32	土砂崩れ (山崩れ、がけ崩れ)	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
33	落雷	電圧影響	屋内外計測計測設備で発生するノイズ	ー	ー	ー		ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	
			直撃雷	ー	ー	ー		ー	ー	ー	II	ー	ー	ー	ー	ー	II	ー	ー	
			誘導雷サージによる電気設備内の回路障害	ー	ー	ー		ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー
34	湖又沼の水位低下	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
35	湖又沼の水位上昇	浸水	湖又沼の水位上昇による設備の浸水	ー	ー	I		ー	I	ー	ー	ー	ー	ー	I	ー	I	ー		
36	陥没・地盤沈下・地震	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
37	極限の圧力 (気圧降下)	荷重	気圧差	ー	ー	ー		ー	ー	ー	I	I	ー	ー	III-1	I	ー	ー		
38	もや	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
39	塩害・塩害	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
40	地面の隆起	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
41	動物	物理的損傷	ケーブル類の損傷	ー	ー	ー		ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー		
42	地滑り	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
43	カルスト	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
44	地下水による浸食	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
45	海面低	海水	海面/低下による海水の枯渇	ー	ー	ー		ー	ー	I	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー		
46	海面高	浸水	海面の上昇による設備の浸水	ー	ー	I		ー	I	ー	ー	ー	ー	ー	I	ー	I	ー		
47	地下水による地滑り	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
48	水中の浮遊物	閉塞(海水等)	取水口、海水ストレーナの閉塞	ー	ー	ー		ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	I		
49	太陽フレア、磁気嵐	電圧影響	磁気嵐による誘導雷	ー	ー	ー		ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー		
50	高温水(海水温等)	温度	高温水	ー	ー	ー		ー	ー	I	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー		
51	低温水(海水温等)	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
52	海湧出(樹木)	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
53	土石流	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
54	水蒸気	ー	ー	ー		ー		ー		ー		ー		ー		ー				
55	積生ガス	閉塞(吸気等)	積生ガスの吸込みによる給気口等の閉塞	ー	ー	ー		I	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー	ー		

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

○東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象

○単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象

ー：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース

II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース

III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース

III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象				火山の暴発					波浪・高波	雪崩	生物学的事象		海洋浸食	干ばつ	洪水	風（台風）		竜巻			濃霧
重畳事象				設備の損傷・機能喪失モード	荷重（増荷）	閉塞（吸気等）	閉塞（海水系）	腐食	電氣的影響	浸水		閉塞（海水系）			浸水	荷重（風）	荷重（竜巻）	荷重（風）	荷重（竜巻）	荷重（竜巻）	
No	自然現象	設備の損傷・機能喪失モード	備考										発生しない	発生しない							
1	極低温	温度	屋外機器等と配管の凍結	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		ヒートシンク（海水）の凍結	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		電氣的影響	着氷による送電線の相間距離	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
2	隕石	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
3	降水	浸水	降水による設備の浸水	III-1, III-2 (竜巻)	-	-	-	-	III-1	I	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	
4	河川の氾濫	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
5	砂嵐	閉塞（吸気等）	砂塵・大粒の塵埃による吸気口の閉塞	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	III-1	-	-	III-1	-	-	
6	静風	浸水	静風による設備の浸水	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	
		海水	静風による海水の付着	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
7	地震活動	荷重	荷重（地震）	I	-	-	-	-	II	-	II	-	-	II	I	I	I	I	I, II, III-1	I	
8	積雪	荷重	荷重（積雪）	I	-	-	-	-	III-1	-	-	-	-	-	III-1	-	-	III-1	-	-	
		電氣的影響	着氷による送電線の相間距離	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		閉塞（吸気等）	給気口等の閉塞	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	III-1	-	-	III-1	-	I	
9	土壌の縮み・膨張	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
10	高潮	浸水	高潮による設備の浸水	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-		
11	津波	荷重	荷重（津波）	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	I	I	I	I		
		浸水	津波による設備の浸水	-	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	I	-	-	II	II		
		閉塞（海水系）	漂着物による取水口、海水ストレータの閉塞	-	-	I	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	
12	火山の暴発	荷重	荷重（噴霧）	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	III-1	-	-	III-1	-	-	
		閉塞（海水系）	海水系ストレータの閉塞	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	
		閉塞（吸気等）	給気口等の閉塞	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	III-1	-	-	III-1	-	I	
		腐食	腐食による化学的影響	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		電氣的影響	降下灰等の付着による送電線の相間距離	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
13	波浪・高波	浸水	波浪・高波による設備の浸水	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-		
14	雪崩	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
15	生物学的事象	閉塞（海水系）	取水口、海水ストレータの閉塞	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-	I		
		電氣的影響	菌類類（ネズミ等）によるケーブル類の損傷	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
16	海洋浸食	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
17	干ばつ	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
18	洪水	浸水	洪水による設備の浸水	III-1, III-2 (竜巻)	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
19	風（台風）	荷重	荷重（風）	-	-	III-1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	I		
		荷重（竜巻）	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	I		
20	竜巻	荷重	荷重（風）	-	-	III-1	-	-	-	-	-	-	-	-	I	I	I	I	I		
		荷重（竜巻）	-	-	-	-	-	-	-	-	I	I	I	I	I	I	I	I	I		
		荷重（気圧降）	I	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	I	-	-	-		
21	濃霧	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
22	森林火災	温度	輻射熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	III-1	-	-	
		閉塞（吸気等）	給気口等の閉塞	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	III-1	-	-	
23	霜・白霜	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

○東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象

○単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象

－：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース

II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース

III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース

III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象			火災の影響					波浪・高波	雪崩	生物学的事象		海岸浸食	干ばつ	洪水	風 (台風)		竜巻			濃霧	
重畳事象			設備の損傷・機能喪失モード	荷重 (堆積)	閉塞 (吸気等)	閉塞 (海水系)	腐食	電氣的影響	浸水		閉塞 (海水系)				浸水	荷重 (風)	荷重 (傾倒)	荷重 (風)	荷重 (傾倒)	荷重 (気圧差)	
No	自然現象	設備の損傷・機能喪失モード	備考										発生しない	発生しない							
24	草原火災																				
25	ひょう・あられ	荷重	荷重 (傾倒)												I	I	I	I			
26	極高温																				
27	満潮	浸水	満潮による設備の浸水											I							
28	ハリケーン																				
29	氷結	電氣的影響	着氷					I													
30	氷晶	電氣的影響	着氷					I													
31	氷壁																				
32	土砂崩壊 (山崩壊, 谷崩壊)																				
33	落雷	電氣的影響	屋内外設備・配線設備で発生するノイズ																		
			直撃雷																		
			誘導雷サージによる電気設備内の回路損傷																		
34	湖又や河川の水位低下																				
35	湖又や河川の水位上昇	浸水	湖又や河川の水位上昇による設備の浸水						I					I							
36	陥没, 地盤沈下, 地盤隆起																				
37	極時分圧力 (気圧高圧)	荷重	気圧差																		
38	もや																				
39	塩害・塩害																				
40	地面の隆起																				
41	動物	物理的損傷	ケーブル類の損傷			I															
42	地震																				
43	カルスト																				
44	地下水による浸食																				
45	海面低	浸水	海面の低下による海水の枯渇																		
46	海面高	浸水	海面の上昇による設備の浸水						I					I							
47	地下水による地盤沈下																				
48	水中の浮遊物	閉塞 (海水系)	取水口, 海水ストレーナの閉塞			I					I										
49	太陽フレア, 磁気嵐	電氣的影響	磁気嵐による誘導電流																		
50	高温水 (海水温向)	湿度	高温水																		
51	低温水 (海水温向)																				
52	濁り出し (管内)																				
53	土石流																				
54	水蒸気																				
55	毒生ガス	閉塞 (吸気等)	毒生ガスの吸込みによる給気口等の閉塞												III-1		III-1		III-1		

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

○東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象

○単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象

ー：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース

II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース

III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース

III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象				森林火災		霜・白霜	草原火災	ひょう・あられ	極高温	満潮	ハリケーン	氷結	氷晶	氷壁	土砂崩れ (1崩れ、か け崩れ)	落雷			湖又ま河川の 水位低下	湖又ま河川の 水位上昇	陥没、地盤沈 下、地割れ	極端な圧力 (気圧高低)
重畳事象				設備の損傷・機能喪失 モード	温度	閉塞 (吸気等)	荷重 (傾斜)	荷重 (傾斜)	浸水	電圧影響	電圧影響	電圧影響 (ノイズ)	電圧影響 (直撃雷)	電圧影響 (雷サージ)	電圧影響 (ノイズ)	電圧影響 (直撃雷)	電圧影響 (雷サージ)	浸水	荷重 (気圧)			
No	自然現象	設備の損傷・機能喪失 モード	備考																			
1	樹氷風	温度	屋外機器等部材の凍結	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		電圧影響	着氷による送電線の相間距離	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
2	隕石	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
3	降水	浸水	降水による設備の浸水	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-		
4	河川の氾濫	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
5	砂嵐	閉塞 (吸気等)	砂嵐、大粒の砂による吸気口の閉塞	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
6	静浪	浸水	静浪による設備の浸水	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-	
		浸水	静浪による海水の枯島	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
7	地震活動	荷重	荷重 (地震)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		荷重	荷重 (傾斜)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
8	積雪	電圧影響	着氷による送電線の相間距離	-	-	-	-	-	-	-	-	I	I	-	-	-	-	-	-	-	-	
		閉塞 (吸気等)	結露による閉塞	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
9	土壌の凍結・膨張	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
10	高潮	浸水	高潮による設備の浸水	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-	
		荷重	荷重 (傾斜)	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
11	津波	浸水	津波による設備の浸水	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-	-	
		閉塞 (海水系)	漂着物による取水口、海水ストレーナの閉塞	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
		荷重	荷重 (傾斜)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
12	火山の暴発	閉塞 (海水系)	海水系ストレーナの閉塞	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		閉塞 (吸気等)	結露による閉塞	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
		腐食	腐食による化学物質影響	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
		電圧影響	降下火砕物の付着による送電線の相間距離	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
13	波浪・高波	浸水	波浪・高波による設備の浸水	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-		
14	雪崩	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
15	生物汚染事象	閉塞 (海水系)	取水口、海水ストレーナの閉塞	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		電圧影響	藻類類 (ネズミ等) によるケーブル類の損傷	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	海洋侵食	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
17	干ばつ	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
18	洪水	浸水	洪水による設備の浸水	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	-		
19	風 (台風)	荷重	荷重 (傾)	III-1	III-1	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		荷重	荷重 (傾斜)	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
20	竜巻	荷重	荷重 (傾)	III-1	III-1	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		荷重	荷重 (傾斜)	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		荷重	荷重 (気圧)	-	-	-	-	I	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	I	
21	濃霧	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
22	森林火災	温度	輻射熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		閉塞 (吸気等)	結露による閉塞	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
23	霜・白霜	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
24	草原火災	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
25	ひょう・あられ	荷重	荷重 (傾斜)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

- 東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象
- 単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象
- ：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

- I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース
- II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース
- III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース
- III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象	設備の損傷・機能喪失モード		森林火災		霜・白霜	草原火災	ひょう・あられ	極高温	満潮	ハリケーン	氷結	氷晶	氷壁	土砂崩れ (山崩れ、がけ崩れ)	落雷			湖又ま河川の 水位低下	湖又ま河川の 水位上昇	陥没、地盤沈下、地盤ずれ	地盤沈下	極限許容圧力 (気圧高低)	
	温度	閉塞 (収束等)	温度	閉塞 (収束等)	温度	閉塞 (収束等)	荷重 (傾斜)	浸水	電気が影響	電気が影響	電気が影響	電気が影響	電気が影響	電気が影響 (ノイズ)	電気が影響 (直撃雷)	電気が影響 (雷サージ)	浸水	荷重 (気圧差)					
36	自然現象	設備の損傷・機能喪失モード	備考																				
26	極高温	-																					
27	満潮	浸水	満潮による設備の浸水																				
28	ハリケーン	-																					
29	氷結	電気が影響	着氷																				
30	氷晶	電気が影響	着氷																				
31	氷壁	-																					
32	土砂崩れ (山崩れ、がけ崩れ)	-																					
33	落雷	電気が影響	屋内の制御設備に発生するノイズ																				
			直撃雷																				
			誘導雷サージによる電気設備内の回路損傷																				
34	湖又ま河川の水位低下	-																					
35	湖又ま河川の水位上昇	浸水	湖又ま河川の水位上昇による設備の浸水																				
36	陥没、地盤沈下、地盤ずれ	-																					
37	極限許容圧力 (気圧高低)	荷重	気圧差																				
38	もや	-																					
39	塩害・塩害	-																					
40	地盤の隆起	-																					
41	動物	物理的損傷	ケーブル類の損傷																				
42	地震	-																					
43	カルスト	-																					
44	地下水による浸食	-																					
45	海水面低	浸水	海水面/低水位による海水の枯渇																				
46	海水面高	浸水	海水面の上昇による設備の浸水																				
47	地下水による地盤り	-																					
48	水中の可燃物	閉塞(収束等)	取水口、海水ストレーナの閉塞																				
49	太陽フレア、磁気嵐	電気が影響	磁気嵐による誘導電流																				
50	高温水(海水温高)	温度	高温水																				
51	低温水(海水温低)	-																					
52	湧き出し(樹液)	-																					
53	土石流	-																					
54	水蒸気	-																					
55	毒性ガス	閉塞(収束等)	毒性ガスの吸込みによる給気口等の閉塞																				

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

○東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象

○単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象

－：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース

II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース

III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース

III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象		もや	塩害・塩害	地面の隆起	動物	地帯り	カルスト	地下水による浸食	海水面低	海水面高	地下水による地帯り	水中の有機物	太陽フレア、磁気嵐	高昌水（海水温高）	低昌水（海水温低）	汚濁出（海水汚）	土石流	水蒸気	衛生ガス
重畳事象		設備の損傷・機能喪失モード			物理的損傷				湧水	浸水		閉塞（海水系）	電気的影響	温度					閉塞（吹気等）
No	自然現象	設備の損傷・機能喪失モード	備考																
1	極低温	温度	屋外機器等内部海水の凍結																
		電気的影響	着氷による送電線の相間距離																
2	隕石	－																	
3	降水	浸水	降水による設備の浸水																
4	河川の氾濫	－																	
5	砂嵐	閉塞（吹気等）	砂塵、大塵の入りによる吸気口の閉塞																
6	静電	浸水	静電による設備の浸水																
		湧水	静電による海水の枯渇																
7	地震活動	荷重	荷重（地震）																
		荷重	荷重（地震）																
8	積雪	電気的影響	着氷による送電線の相間距離																
		閉塞（吹気等）	結氷による閉塞																
9	土壌の凍結・融解	－																	
10	高潮	浸水	高潮による設備の浸水																
11	津波	荷重	荷重（津波）																
		浸水	津波による設備の浸水																
12	火災の影響	閉塞（海水系）	濃縮物による取水口、海水ストレーナの閉塞																
		閉塞（吹気等）	結氷による閉塞																
		腐食	腐食皮膜による化学的影響																
		電気的影響	降下火災物の付着による送電線の相間距離																
		腐食	腐食皮膜による化学的影響																
13	波浪・高波	浸水	波浪・高波による設備の浸水																
14	雪崩	－																	
15	生物学的事象	閉塞（海水系）	取水口、海水ストレーナの閉塞																
		電気的影響	藻類類（ネズミ等）によるケーブル類の損傷																
16	海洋浸食	－																	
17	干ばつ	－																	
18	洪水	浸水	洪水による設備の浸水																
19	風（台風）	荷重	荷重（風）																
		荷重	荷重（風）																
20	竜巻	荷重	荷重（風）																
		荷重	荷重（風）																
		荷重	荷重（竜巻）																
21	濃霧	－																	
22	森林火災	温度	輻射熱																
		閉塞（吹気等）	結氷による閉塞																
23	霜・白霜	－																	
24	草原火災	－																	
25	ひょう・あられ	荷重	荷重（氷雹）																

自然現象の重畳確認結果

【凡例】

斜線：以下の理由により、重畳影響考慮不要

- 東海第二発電所及びその周辺では発生しない（若しくは、発生が極めて稀）と判断した事象
- 単独事象での評価において設備等への影響がない（若しくは、非常に小さい）事象で、他の事象との重畳を考慮しても明らかに設備等への影響が無いと判断した事象
- ：各自然現象が重畳した場合でも単独事象同士の影響評価より増長しない、もしくは同時には起こりえない。

- I：各自然現象から同じ影響がそれぞれ作用し、重ね合わさって増長するケース
- II：ある自然現象の防護施設が他の自然現象によって機能喪失することにより、影響が増長するケース
- III-1：他の自然現象の作用により前提条件が変化し、影響が増長するケース
- III-2：他の自然現象の作用により影響が及ぶようになるケース

主事象		もや	塩害・塩害	地面の隆起	動物	地骨り	カルスト	地下水による浸食	海水面低	海水面高	地下水による地骨り	水中の有機物	太陽フレア、磁気嵐	高温水 (毎水温度)	低温水 (毎水温度)	汚濁出 (毎水)	土石流	水蒸気	積生ガス	
重畳事象		設備の損傷・機能喪失モード			物理的損傷				濁水	浸水		閉塞 (海水系)	電気的影響	温度					閉塞 (吹気等)	
No	自然現象	設備の損傷・機能喪失モード	備考																	
26	極高風	-																		
27	大潮	浸水	大潮による設備の浸水		-				-	I		-	-	-					-	
28	ハリケーン	-																		
29	氷結	電気的影響	着氷		-				-	-		-	-	-					-	
30	氷晶	電気的影響	着氷		-				-	-		-	-	-					-	
31	氷壁	-																		
32	土砂崩れ (山崩れ、がけ崩れ)	-																		
33	落雷	電気的影響	屋内の計測制御設備に発生するノイズ		-				-	-		-	-	-					-	
			直撃雷		-				-	-		-	-	-					-	
			誘導雷による電線管内の回路損傷		-					-	-		-	-	-					-
34	湖又沼の水位低下	-																		
35	湖又沼の水位上昇	浸水	湖又沼の水位上昇による設備の浸水		-				-	I		-	-	-					-	
36	陥没、地盤沈下、地震	-																		
37	極限の圧力 (気圧)	荷重	気圧差		-				-	III-1		-	-	-					-	
38	もや	-																		
39	塩害・塩害	-																		
40	地面の隆起	-																		
41	動物	物理的損傷	ケーブル類の損傷																	
42	地骨り	-																		
43	カルスト	-																		
44	地下水による浸食	-																		
45	海水面低	濁水	海水面/低目による海水の増濁		-				-			-	-	-					-	
46	海水面高	浸水	海水面の上昇による設備の浸水		-				-			-	-	-					-	
47	地下水による地骨り	-																		
48	水中の有機物	閉塞 (海水系)	取水口、海水ストレージの閉塞		-				III-1	-		-	-	-					-	
49	太陽フレア、磁気嵐	電気的影響	磁気嵐による誘導雷		-				-	-		-	-	-					-	
50	高温水 (毎水温度)	温度	高温水		-				-	-		-	-	-					-	
51	低温水 (毎水温度)	-																		
52	汚濁出 (毎水)	-																		
53	土石流	-																		
54	水蒸気	-																		
55	積生ガス	閉塞 (吹気等)	積生ガスの吸込みによる給気口等の閉塞		-				-	-		-	-	-					-	

外部人為事象に関わる重畳の影響について

外部事象のうち、自然現象同士が重畳することによる影響については、補足 3 に示すように組合せを考慮し、単独事象とは異なる新たな影響が発生しないことを確認した。一方、外部人為事象については、以下に示す理由から個々の組合せについて確認する必要はなく、自然現象の重畳影響評価に包絡されると考える。

【理由】自然現象と比べて外部人為事象は影響範囲が限定的（狭い）である。

自然現象の影響は、原子力施設全体に対して同時に作用する点が特徴である。一方、外部人為事象の場合は、人工物の事故等により引き起こされるものであり、影響範囲は当該人工物の大きさや内包する危険物量等により決まる。したがって、外部人為事象の場合、低頻度事象を仮定しようとしても、実際に設置されている設備や立地状況等により制限され、際限なく事象影響範囲が広がるということはない。

以上より、各外部人為事象により生じる影響の特徴を踏まえ、それぞれの影響を包絡する自然現象について重畳影響を確認しておくことで、外部人為事象についても重畳影響を確認したことと同等になる（表 1 参照）。

表 1 自然現象に包絡される外部人為事象

自然現象	特徴	包絡される外部人為事象
地震	原子炉施設全体に対して外力が作用し、複数の機器が同時に機能喪失する場合がある。敷地の変動等により屋外設備の基礎や地中設備を損傷させる可能性がある。	No. 16 掘削工事
津波	原子炉施設への浸水により、複数の機器が同時に機能喪失する場合がある。波力により海水系機器を損傷させる可能性がある。	No. 8 船舶の衝突 No. 10 船舶から放出される固体・液体不純物 No. 11 水中の化学物質 No. 13 プラント外での化学物質の流出 No. 22 内部溢水
落雷	原子炉施設への落雷により、広範な範囲で計測系、制御系を損傷させる可能性がある。	No. 20 電磁的障害
竜巻	移動しながら広範囲にわたって風圧、飛来物による影響を与える。特に飛来物については、屋外設備だけではなく、建屋内の設備を損傷させる可能性がある。	No. 2 パイプライン事故（ガスなど）、パイプライン事故によるサイト内爆発等 No. 7 工業施設又は軍事施設事故 No. 9 自動車又は船舶の爆発 No. 12 爆発

なお、表 1 のとおり自然現象に包絡される外部人為事象以外の“その他の事象”については、以下のとおりである。

【その他の事象】

(1) 外部人為事象の影響の方が大きい場合

火災による熱影響については、自然現象では「森林火災」、外部人為事象では「No. 2 パイプライン事故（ガスなど）、パイプライン事故によるサイト内爆発等」、「No. 3 交通事故（化学物質の流出含む）」、「No. 6 飛来物（航空機落下）」、「No. 7 工業施設又は軍事施設事故」、「No. 9 自動車又は船舶の爆発」及び「No. 23 近隣工場等の火災」で想定されるが、このうち、原子炉施設に対して最も厳しい熱影響がある事象は、「No. 6 飛来物（航空機落下）」である。航空機落下と原子炉施設周辺で発生し得る重畳事象としては、「森林火災」と「No. 23 近隣工場等の火災」の熔融炉灯油タンク火災が挙げられるものの、「森林火災」の熱影響は、熔融炉灯油タンク火災の影響に包絡できる。

偶発的に落下する航空機による火災と、熔融炉灯油タンク火災が組み合わせられる重畳事象については、 10^{-7} /年程度の低頻度事象であるものの外部火災評価の中で許容値以下の熱影響に止まることを確認済みであることを踏まえると、事象の重畳による新たな起因事象の追加はない。

爆風圧による影響については、「No. 2 パイプライン事故（ガスなど）、パイプライン事故によるサイト内爆発等」、「No. 7 工業施設又は軍事施設事故」、「No. 9 自動車又は船舶の爆発」及び「No. 12 爆発」で想定されるが、それぞれの事象の特徴を踏まえれば、個別の重畳影響評価をするまでもなく、自然現象同士の重畳影響を評価することで影響が包絡される。

- ・「No. 2 パイプライン事故（ガスなど）、パイプライン事故によるサイト内爆発等」については、爆風圧の影響が原子炉施設へ影響のある範囲にないため単独事象として影響がないと判断
- ・「No. 7 工業施設又は軍事施設事故」については、軍事施設は発電所

近傍にないこと、工業施設の爆発を想定した場合であっても、爆風圧の影響が原子炉施設へ及ばないことを確認済みであることを踏まえ、単独事象として影響がないと判断

- 「No. 9 自動車又は船舶の爆発」については、交通事故による自動車の爆発や発電所港湾内に侵入し得る最大規模の高圧ガス輸送船舶の爆発事故を想定した場合であっても、爆風圧の影響が原子炉施設へ及ばないことを確認済みであることを踏まえ、単独事象として影響がないと判断
- 「No. 12 爆発」については、発電所周辺の社会環境からみて、爆風圧の影響が発電所へ及ばないことを確認済みであることを踏まえ、単独事象として影響がないと判断

(2) 外部人為事象の影響について考慮が不要な場合

以下にあげる外部人為事象については、重畳影響を考慮するまでもなく、単独事象として原子炉施設への影響を考慮する必要がないものとして整理している。

○単独事象として発生頻度が稀な事象 (10^{-7} /年以下)

- No. 1 衛星の落下
- No. 5 タービンミサイル
- No. 6 飛来物 (航空機落下)
- No. 15 軍事施設からのミサイル

○発生源となる施設が発電所へ影響の及ぶ範囲にない事象

- No. 18 他のユニットからのミサイル
- No. 19 他のユニットからの内部溢水
- No. 21 ダムの崩壊

○発生しても影響が軽微な事象，影響を遮断できる事象

- No. 4 有毒ガス
- No. 14 サイト貯蔵の化学物質の流出
- No. 17 他のユニットからの火災

事象毎の状況を表 2 にまとめる。

表 2 各外部人為事象が包絡される自然現象等

No.	外部人為事象	包絡される自然現象等
1	衛星の落下	【一】 低頻度事象（その他の事象（2）のとおり）
2	パイプライン事故（ガスなど）、パイプライン事故によるサイト内爆発等	飛来物による影響 【竜巻】 熱影響、爆風圧の影響はその他の事象（1）のとおり
3	交通事故（化学物質の流出含む）	【一】 熱影響はその他の事象（1）のとおり
4	有毒ガス	【一】 影響を緩和可能（その他の事象（2）のとおり）
5	タービンミサイル	【一】 低頻度事象（その他の事象（2）のとおり）
6	飛来物（航空機落下）	熱影響はその他の事象（1）のとおり 【一】 落下は低頻度事象（その他の事象（2）のとおり）
7	工業施設又は軍事施設事故	飛来物による影響 【竜巻】 熱影響、爆風圧の影響はその他の事象（1）のとおり
8	船舶の衝突	【津波】 海水系機器の性能低下
9	自動車又は船舶の爆発	飛来物による影響 【竜巻】 熱影響、爆風圧の影響はその他の事象（1）のとおり
10	船舶から放出される固体・液体不純物	【津波】 海水系機器の性能低下
11	水中の化学物質	【津波】 海水系機器の性能低下
12	爆発	飛来物による影響 【竜巻】 熱影響、爆風圧の影響はその他の事象（1）のとおり
13	プラント外での化学物質の流出	【津波】 海水系機器の性能低下
14	サイト貯蔵の化学物質の流出	【一】 影響を緩和可能（その他の事象（2）のとおり）
15	軍事施設からのミサイル	【一】 低頻度事象（その他の事象（2）のとおり）
16	掘削工事	【地震】 敷地の変動等による屋外設備の基礎や地中設備の損傷
17	他のユニットからの火災	【一】 影響を緩和可能（その他の事象（2）のとおり）
18	他のユニットからのミサイル	【一】 影響の及ぶ範囲に発生源となる施設なし（その他の事象（2）のとおり）
19	他のユニットからの内部溢水	【一】 影響の及ぶ範囲に発生源となる施設なし（その他の事象（2）のとおり）
20	電磁的障害	【落雷】 計測系、制御系へのノイズ影響等
21	ダムの崩壊	【一】 影響の及ぶ範囲に発生源となる施設なし（その他の事象（2）のとおり）
22	内部溢水	【津波】 広範囲の機器等の同時浸水
23	近隣工場等の火災	【一】 影響確認済み（その他の事象（1）のとおり）

凡例 【 】 包絡される自然事象

地震レベル 1.5 PRA について

1. はじめに

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第三十七条（重大事故等の拡大の防止等）にて要求されている格納容器の破損の防止に関する有効性評価に関し，必ず想定すべき格納容器破損モード以外の破損モードの有無について，内部事象については内部事象レベル 1.5 PRA により確認を実施済みであるが，地震事象特有の影響について以下にて確認を実施した。

2. 地震事象特有の格納容器破損モードについて

炉心損傷後の格納容器の健全性に影響を与える物理現象による事象進展に関し内部事象と地震事象の差はなく，地震事象特有の影響としては，地震動により直接的に格納容器本体が損傷する場合，格納容器の隔離機能又は圧力抑制機能に係る設備が損傷することで格納容器破損に至る場合が考えられる。

(1) 格納容器本体の損傷

地震動による原子炉建屋の損傷影響により格納容器が破損に至る，又は格納容器が直接的に破損に至るケースは，地震事象特有の格納容器破損モードであり，（社）日本原子力学会標準「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」では，原子炉建屋破損の χ モードとして分類されている。

このケースの場合，炉心損傷時に格納容器の放射性物質閉じ込め機能は既に喪失しており，内部事象レベル 1.5 PRA では格納容器隔離失敗として考慮している。

(2) 格納容器隔離機能喪失

地震動により格納容器隔離弁が閉鎖できなくなることで、炉心損傷により発生した放射性物質が格納容器外へ直接放出される可能性がある。このケースについては、格納容器本体の損傷と同様に炉心損傷時には格納容器の放射性物質閉じ込め機能は喪失している状態であり、内部事象レベル1.5 P R Aでは格納容器隔離失敗として考慮している。

(3) 格納容器圧力抑制機能喪失

地震動により残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却モード）、格納容器ベント管又は圧力抑制室の損傷により格納容器圧力を抑制出来なくなり、格納容器が過圧破損に至る可能性がある。このケースについては、内部事象レベル1.5 P R Aにおいて、水蒸気（崩壊熱）の蓄積等による過圧によって格納容器が破損に至る過圧破損モードとして考慮している。

3. 格納容器破損防止対策に係る有効性評価事故シーケンスについて

上述のとおり、地震事象特有の影響として格納容器や隔離機能等の地震動による損傷が考えられるものの、重大事故の事象進展により格納容器へ圧力荷重、熱荷重といった物理的な負荷が加わった結果として放射性物質閉じ込め機能が喪失に至るものではない。そのため、格納容器破損防止対策の有効性評価の判断基準に照らすと、重大事故対策の有効性評価の観点としてではなく、対象設備の耐震性の観点から評価がなされるべきものと判断される。

加えて格納容器本体の損傷については、内部事象レベル1.5 P R Aでも想定していない機器の損傷モードであるが、格納容器が損傷に至るような大規模地震を想定した場合、その損傷の程度や緩和系設備使用可否の評価、事故シナリオを特定することは非常に困難である。したがって、そのような状

況下においては、地震によるプラントの損傷の程度や事象進展に応じて、様々な格納容器破損防止対策を臨機応変に組み合わせて影響緩和を図るとともに、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と考えられる。

4. 地震レベル1.5 PRAについて

内部事象PRAでは、レベル1 PRAの結果抽出された炉心損傷に至る事故シーケンスグループをレベル1.5 PRA評価の起点となるようプラント損傷状態を定義した上で、炉心損傷に至るまでのプラント状態などの観点から格納容器の健全性に影響を与える事象（過温破損、水蒸気爆発等）を抽出しているが、地震レベル1.5 PRAでは、地震事象特有の影響として原子炉建屋、格納容器等の損傷から格納容器の閉じ込め機能喪失に至るシナリオを考慮する必要がある。

具体的には、地震レベル1 PRAにおいて緩和系に期待することができず、炉心損傷直結事象として整理している原子炉建屋損傷やE x c e s s i v e L O C Aといった事故シナリオが対象となるものの、現段階では、それら事故の起因となる設備の損傷の規模や範囲の特定には困難かつ不確実さが大きく、これらの事故シナリオが発生した場合の事象進展（炉心損傷までの時間余裕や緩和系の健全性等）を定量化することが困難な状況にある。

そのため、今後、対象設備の損傷影響評価などの精緻化を進めるとともに、実機適用へ向けた検討を進めていくところである。

外部事象に特有の事故シーケンスについて

1. はじめに

外部事象のうち，地震・津波 P R A を実施した結果，内部事象 P R A では抽出されていない以下の(1)から(9)の事故シーケンスが抽出された。

- (1) 原子炉建屋損傷
- (2) 格納容器損傷
- (3) 原子炉圧力容器損傷
- (4) 原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失 (E x c e s s i v e L O C A)
- (5) 計装・制御系喪失
- (6) 格納容器バイパス
- (7) 直流電源喪失＋原子炉停止失敗
- (8) 交流電源喪失＋原子炉停止失敗
- (9) 防潮堤損傷

以下では，これら地震事象に特有の各事故シーケンスについて，地震・津波 P R A 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し，炉心損傷防止対策の有効性評価の対象とする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. 炉心損傷に直結する事故シーケンスグループ

上記の(1)から(9)の事故シーケンスについては，それぞれの発生

頻度は低く、これら事故シーケンスを除く事故シーケンスにより全炉心損傷頻度の約 99%は炉心損傷防止対策でカバーされるものであるが、(1)から(9)の事故シーケンスのそれぞれについて、地震・津波 P R A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改めて確認した。

2.1 原子炉建屋損傷

(1) 想定事故シナリオ

原子炉建屋が損傷することで、建屋内の格納容器、原子炉圧力容器等の構造物及び機器が広範囲にわたり損傷し、原子炉注水を行った場合においても炉心損傷を回避できないことを想定した事故シーケンスである。

実際には地震による原子炉建屋の損傷程度により発生する事象の厳しさは以下のとおりの範囲を有している。

<小規模な損傷の場合>

地震による原子炉建屋損傷として建屋全損壊ではなく一部フロア程度の損傷を想定する場合には、大規模な L O C A (E x c e s s i v e L O C A) には至らない可能性があり、外部電源喪失等の過渡事象が発生した場合においても、原子炉注水機能等が健全な場合は炉心損傷に至ることはない。

<大規模な損傷の場合>

建屋損傷時に、緩和できない大規模な L O C A (E x c e s s i v e L O C A) が発生すると同時に、建屋内の原子炉注水系配管が構造損傷して原子炉注水機能も喪失するため、炉心損傷に至る。建屋損傷の二次的被害により、格納容器や格納容

器の貫通配管が損傷しており、閉じ込め機能にも期待することはできない。

このように損傷の発生程度に応じて影響程度が変化する事故シーケンスであるものの、地震による建屋損傷状態及び機能喪失する機器を特定することが困難であることから、これらの様々な損傷の程度・組合せを含む事故シーケンス全体を炉心損傷防止が困難な事故シーケンスとして整理した。

【炉心損傷頻度】 1.5×10^{-7} / 炉年（点推定値）

【全炉心損傷頻度への寄与割合】約 0.2%

(2) フラジリティ評価の保守性

a. 評価対象機器／評価部位

原子炉建屋の支配的な損傷モード及び部位としては、建屋の崩壊シーケンスを踏まえて、層崩壊を伴う耐震壁のせん断破壊を選定した。

b. 評価方法

原子炉建屋は、「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）」によりフラジリティを評価した。評価手法は地震 P S A 学会標準に準拠した手法としている。

c. フラジリティ曲線の保守性等

原子炉建屋のフラジリティ曲線は、原子炉建屋の最弱部位の損傷を模擬したフラジリティであり、建屋全体の損壊を模擬したものではないため、建屋全体崩壊に至るまでは余裕があると考えられる。

(3) 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
本事故シーケンスの発生頻度は小規模な損傷の影響も含めた評

価でも 1.5×10^{-7} / 炉年であり，全炉心損傷頻度 (7.5×10^{-5} / 炉年) に対して約 0.2% と小さい。

さらに，損傷の程度によっては，非常用炉心冷却系等による原子炉冷却，格納容器スプレイ冷却系等による格納容器冷却により，影響を緩和できる可能性があること及びフラジリティ評価が持つ保守性を考慮すると，原子炉建屋の損傷を有意な頻度又は影響をもたらす事故シーケンスグループとして新たに追加することは不要と判断した。

2.2 格納容器損傷

(1) 想定事故シナリオ

格納容器が損傷することで，格納容器内の原子炉圧力容器等の構造物及び機器が広範囲にわたり損傷し，原子炉注水を行った場合においても炉心損傷を回避できないことを想定した事故シーケンスである。

実際には地震による格納容器の損傷程度により発生する事象の厳しさは以下のとおりの範囲を有している。

< 小規模な損傷の場合 >

地震による格納容器損傷として，一部のみの損傷を想定する場合には，原子炉冷却材圧力バウンダリが健全で大規模な LOCA (E x c e s s i v e L O C A) が発生しない可能性があり，外部電源喪失等の過渡事象が発生した場合においても，原子炉注水機能等が健全な場合は炉心損傷に至ることはない。

< 大規模な損傷の場合 >

格納容器内の配管及び ECCS 注入配管が同時に構造損傷

して、大規模なLOCA (E x c e s s i v e L O C A) が発生すると同時に、原子炉注水機能も喪失するため、炉心損傷に至る。なお、この場合、格納容器が損傷しており、閉じ込め機能にも期待することはできない。

このように損傷の発生程度に応じて影響程度が変化する事故シーケンスであるものの、地震による格納容器損傷状態及び機能喪失する機器を特定することは困難であることから、これらの様々な損傷の程度・組合せを含む事故シーケンス全体を炉心損傷防止が困難な事故シーケンスとして整理した。

【炉心損傷頻度】 4.1×10^{-9} / 炉年 (点推定値)

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 0.1%未滿

(2) フラジリティ評価の保守性

a. 評価対象機器／評価部位

格納容器の損傷により炉心損傷に至る事故シナリオに対して、支配的な機器として、格納容器スタビライザ及び格納容器下部シアラグを選定している。これらの構造物の位置関係を第1図に示す。

格納容器スタビライザは、原子炉遮へい壁からの水平方向の地震荷重を原子炉建屋に伝達するために、原子炉遮へい壁と格納容器上部シアラグを結ぶ構造物であり、原子炉遮へい壁の最頂部にトラス状に設置されている。

また、格納容器下部シアラグは、格納容器円錐部下部付近に設置されており、格納容器の水平方向の地震荷重及びダイアフラムフロアを介して伝達される原子炉圧力容器ペDESTALからの水平方向の地震荷重を原子炉建屋に伝達する構造となっている。

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安全係数法によりフラジリティを評価した。

c. フラジリティ曲線の保守性等

格納容器スタビライザ及び格納容器下部シアラグの構造強度評価は、地震応答解析により算出した時刻歴荷重データのうち当該部位に負荷される最大荷重を用いて、その地震荷重(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状態を想定して評価を行っており、保守的な評価となっている。

さらに、格納容器は複数の格納容器スタビライザ及び格納容器下部シアラグにより支持されているが、最大地震荷重を受けるものが損傷した時点で、格納容器損傷に至るとしている点にも保守性がある。

(3) 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

本事故シーケンスの発生頻度は小規模な損傷の影響も含めた評価でも 4.1×10^{-9} / 炉年であり、全炉心損傷頻度 (7.5×10^{-5} / 炉年) に対して 0.1% 未満と小さい。

最大地震荷重を受ける格納容器スタビライザが損傷した場合でも、荷重の再配分により残りの格納容器スタビライザ及び原子炉圧力容器ペDESTALで原子炉遮へい壁の地震荷重を受けることができることから、直ちに原子炉遮へい壁が転倒するには至らず、原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の一部損傷若しくは破損に留まるものと考えられる。この場合は既存の L O C A シナリオと同様の進展になることが想定される。

また、最大地震荷重を受ける格納容器下部シアラグが損傷した場合でも、荷重の再配分により残りの格納容器下部シアラグ及びダイアフラムフロアで原子炉圧力容器ペDESTALの地震荷重を受けることができることから、直ちに原子炉圧力容器ペDESTALが転倒するには至らず、原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の一部損傷若しくは破損に留まるものと考えられる。この場合は既存のL O C Aシナリオと同様の進展に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、有意な頻度又は影響をもたらす事故シーケンスグループとして新たに追加することは不要と判断した。

2.3 原子炉圧力容器損傷

(1) 想定事故シナリオ

原子炉圧力容器の支持機能喪失等により、原子炉圧力容器に接続されている原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の損傷や、原子炉冷却材の流路閉塞が発生することにより、原子炉注水を行った場合においても炉心損傷を回避できないことを想定した事故シーケンスである。

実際には地震による原子炉圧力容器の損傷程度により発生する事象の厳しさは以下のとおりの範囲を有している。

<小規模な損傷の場合>

地震による原子炉圧力容器損傷として、原子炉圧力容器の一部のみの損傷を想定する場合には、原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の全周破断に至らず冷却材の注入が可能な場合や、炉内構造物の一部変形のみで原子炉冷却材の流路の完全な閉塞に

至らない可能性があり，原子炉注水機能等が健全ならば炉心損傷を防止できる。

<大規模な損傷の場合>

原子炉圧力容器の損傷により，原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の全周破断による原子炉注水機能の喪失や，炉内構造物の大規模破損による冷却材流路の閉塞により，炉心の除熱が困難となり炉心損傷に至る。

このように損傷の程度に応じて影響が変化する事故シーケンスであるものの，地震による原子炉圧力容器損傷状態を特定することは困難であることから，これらの様々な損傷の程度・組合せを含む事故シーケンス全体を炉心損傷防止が困難な事故シーケンスとして整理した。

【炉心損傷頻度】 2.2×10^{-7} / 炉年（点推定値）

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 約 0.3%

(2) フラジリティ評価の保守性

a. 評価対象機器／評価部位

原子炉圧力容器の損傷により炉心損傷に至る事故シナリオに対して，比較的大きな影響を及ぼす機器は，第1表に示すFV重要度から，原子炉圧力容器の蒸気乾燥器支持ブラケット及び原子炉圧力容器スタビライザである。これらの構造物の位置関係を第2図に示す。

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安全係数法によりフラジリティを評価した。

c. フラジリティ曲線の保守性等

蒸気乾燥器支持ブラケット及び原子炉圧力容器スタビライザの構造強度評価は、原子炉圧力容器の地震応答解析により算出した最大荷重を用いて、その地震荷重（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状態を想定して評価を行っており、保守的な評価となっている。

(3) 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

本事故シーケンスの発生頻度は小規模な損傷の影響も含めた評価でも 2.2×10^{-7} / 炉年であり、全炉心損傷頻度 (7.5×10^{-5} / 炉年) に対して約 0.3% と小さい。

また、原子炉圧力容器等の損傷による炉心損傷に至る事故シナリオに対して、蒸気乾燥器支持ブラケットの支持機能が喪失したとしても、炉心との間には気水分離器が設置されており直接炉心に接触することはなく、また、原子炉圧力容器スタビライザの支持機能が喪失したとしても、原子炉圧力容器の周囲を囲む原子炉遮へい壁等の存在により原子炉圧力容器が大きく傾くことはなく、その影響は原子炉圧力容器に接続されている配管の一部破損に留まるものと考えられる。この場合は既存の L O C A シナリオと同様の進展に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、有意な頻度又は影響をもたらす事故シーケンスグループとして新たに追加することは不要と判断した。

2.4 原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失 (E x c e s s i v e L O C A)

(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、逃がし安全弁の開放失敗による原子炉圧力上昇又は地震による直接的な荷重により原子炉格納容器内の原子炉冷却材圧力バウンダリ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 x c e s s i v e L O C A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】 3.0×10^{-10} / 炉年（点推定値）

【全炉心損傷頻度への寄与割合】0.1%未満

① 逃がし安全弁開失敗シナリオ

①－(1) フラジリティ評価の保守性

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、交流電源喪失、直流電源喪失の発生時を想定しているが、いずれのケースにおいても、逃がし安全弁の機能損傷（開失敗）を想定している。

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安全係数法によりフラジリティを評価した。

c. フラジリティ曲線の保守性等

逃がし安全弁については、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＝全体の評価としている。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。

①－(2) 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扱い

本事故シーケンスの発生頻度は小規模な損傷の影響も含めた評価でも 3.0×10^{-10} / 炉年であり、全炉心損傷頻度 (7.5×10^{-5} / 炉年) に対して 0.1% 未満と小さい。

逃がし安全弁開失敗による L O C A シナリオとして、逃がし安全弁全数破損により原子炉圧力が過剰に上昇し原子炉冷却材圧力バウンダリが広範囲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、①－(1) のとおり、要因となっている逃がし安全弁の現状のフラジリティ評価に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 台ある逃がし安全弁が同時損傷する可能性は極めて低いことから、E x c e s s i v e L O C A には至ることなく影響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ー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－(1) フラジリティ評価の保守性

a. 評価対象機器／評価部位

本評価では、格納容器内を通る配管について、系統ごとに地

震荷重に対して裕度が小さい部位を、評価部位として選定した。

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安全係数法によりフラジリティを評価した。

c. フラジリティ曲線の保守性等

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。「配管系終局強度試験」（平成 10 年度～平成 15 年度）^[1]においては、許容応力度（3Sm）の 10 倍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などが確認されている。

上記のような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评价に基づいた安全係数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、耐震評価から得られた地震動の大きさよりも十分に大きいと考えられる。

格納容器内配管が地震により疲労損傷した場合においても、大径配管が疲労により全周破損に至る可能性は小さく、その場合、原子炉冷却材の流出量は、LOCAで想定している流出量を大きく下回る。

②－(2) 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扱い

本事故シーケンスの発生頻度は小規模な損傷の影響も含めた

評価でも 3.0×10^{-10} / 炉年であり、全炉心損傷頻度 (7.5×10^{-5} / 炉年) に対して 0.1% 未満と小さい。

格納容器内配管損傷による L O C A シナリオとして、損傷程度（規模、範囲）を想定することは困難であるものの、②-（1）のとおり、フラジリティ評価に保守的な仮定を置いており、現実的な事故シナリオとしては、E x c e s s i v e L O C A には至ることなく影響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。

2.5 計装・制御系喪失

(1) 想定事故シナリオ

地震により計装・制御系が損傷した場合、プラントの監視及び制御ができなくなる可能性があること、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として整理している。

【炉心損傷頻度】 3.7×10^{-10} / 炉年（点推定値）

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 0.1% 未満

(2) フラジリティ評価の保守性

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、制御盤及び計装ラックであり、これらの機能損傷について評価している。

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安全係数法によりフラジリティを評価した。

c. フラジリティ曲線の保守性等

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試験結果である場合が多く、電気計装機器の実際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。

このため、機能維持確認済加速度値は、制御盤、計装ラック及びこれらに内蔵される器具が再使用困難な状態（構造損傷）となるまでを検証した結果ではないことから、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機能喪失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。

(3) 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

本事故シーケンスの発生頻度は復旧可能な機能喪失の影響も含めた評価でも 3.7×10^{-10} / 炉年であり、全炉心損傷頻度 (7.5×10^{-5} / 炉年) に対して 0.1% 未満と小さい。

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影響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、常時開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。高温・高圧の原子炉冷却材が隔離不能な状態で格納容器外（原子炉建屋）へ流出し、原子炉建屋内の広範な影響緩和系に係る機器（電気品、計装品等）が機能喪失し、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】 3.2×10^{-8} / 炉年（点推定値）

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 0.1%未満

(2) フラジリティ評価の保守性

a. 評価対象機器／評価部位

本事故シーケンスに関連する機器のうち、本事故シナリオに対して、比較的大きな影響を及ぼす事象は、第1表に示すFV重要度から、主蒸気ドレン弁（外側）の下流側配管（耐震Bクラス）の地震による損傷と、通常開状態である主蒸気隔離弁及び主蒸気ドレン弁（外側）の同時損傷による隔離失敗に至る事象であり、本事象に関連する機器に対する保守性について整理する。

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安全係数法によりフラジリティを評価した。

c. フラジリティ曲線の保守性等

主蒸気ドレン弁（外側）の下流側配管については、耐震Bクラスであるため、地震動の大きさに限らず、地震発生時の損傷確率

を 1.0 としているが、実際には、当該配管についても一定の裕度を有していることを踏まえると、保守性が確保されているものと判断できる。

主蒸気隔離弁及び主蒸気ドレン弁（外側）のフラジリティは、既往加振試験で得られた加速度の上限値を機能維持限界としているが、加振試験で機能損傷が確認されていないため、実際に機能損傷に至るには余裕があるものと考えられる。

- (3) 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
- 本事故シーケンスの発生頻度は（2）フラジリティの保守性も含めた評価でも 3.2×10^{-8} / 炉年であり、全炉心損傷頻度（ 7.5×10^{-5} / 炉年）に対して 0.1% 未満と小さい。

ただし、(2) のとおり、主蒸気ドレン弁（外側）の下流側配管（耐震 B クラス）について、地震動の大きさに限らず損傷確率を 1.0 としており、実際には一定の裕度が確保されていること、主蒸気隔離弁及び主蒸気ドレン弁について、評価に用いている機能維持加速度に一定の裕度が確保されているものと考えられることから、実際には本事故シーケンスの発生頻度は更に低くなると判断できる。

以上を総合的に勘案した上で、本事象については、有意な頻度又は影響をもたらす事故シーケンスグループとして新たに追加することは不要と判断した。

2.7 直流電源喪失＋原子炉停止失敗，交流電源喪失＋原子炉停止失敗

(1) 想定事故シナリオ

「直流電源喪失＋原子炉停止失敗」，「交流電源喪失＋原子炉停

止失敗」は、地震による直流電源喪失又は交流電源喪失と原子炉スクラムの失敗が重畳するシナリオである。ただし、本シナリオについては炉心損傷直結事象に分類されるものではない。

P R A 評価ではヘディング「原子炉停止」において、以下の設備の地震要因損傷により、制御棒の挿入に失敗するものとして評価している。

- ・ 炉内支持構造物
- ・ C R D
- ・ 燃料集合体（過度の相対変位による制御棒挿入失敗を想定）

【炉心損傷頻度】

直流電源喪失＋原子炉停止失敗： 2.6×10^{-8} ／炉年（点推定値）

交流電源喪失＋原子炉停止失敗： 1.4×10^{-8} ／炉年（点推定値）

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 < 0.1%

(2) フラジリティ評価の保守性

—

(3) 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

原子炉停止機能喪失は内部事象において既に抽出された事故シーケンスグループではあるものの、地震 P R A においては全交流動力電源喪失＋原子炉停止失敗といったシナリオも評価上抽出される。

ただし、(1)で挙げた設備（炉内支持構造物、C R D、燃料集合体）については地震要因による損傷は否定できないものの、地震発生から損傷に至るまでには時間差があると考えられる。そのため、その間に地震加速度大（水平 250Gal，鉛直 120Gal；EL. - 4.0m の地震加速度計の設定値，水平 300Gal；EL. + 14.0m の地震加速度

計の設定値)によるスクラム信号発信及び制御棒挿入(90%挿入で平均2.4秒(平成22年制御棒駆動水圧系機能検査))は余裕を持って完了している可能性が高い。

また、制御棒が部分的に挿入失敗するようなケースでは、必ずしも臨界とはならないが、地震によるCRDの損傷は同種系統間で完全相関を想定しているため、1本の制御棒でも挿入失敗した場合は保守的にスクラム失敗により炉心損傷するものとして評価している。

以上より、現実的には本事故シーケンスにより炉心損傷に至る確率が十分に小さいと判断し、地震PRAとしては改めて有効性評価の事故シーケンスグループとして取扱う必要はないものとした。

2.8 防潮堤損傷

(1) 想定事故シナリオ

津波波力により防潮堤が損傷し、多量の津波が敷地内に浸水することで、非常用海水ポンプが被水・没水して最終ヒートシンクが喪失するとともに、屋内外の施設が広範囲にわたり機能喪失して炉心損傷に至る事故シーケンスである。実際には津波波力による防潮堤の損傷の程度により、発生する事象の厳しさは以下のおりの範囲を有している。

<小規模な損傷の場合>

T.P. + 24m を超える津波により防潮堤の一部が損傷した場合は、原子炉建屋への浸水箇所や浸水量の程度によっては、原子炉隔離時冷却系による原子炉注水に期待できる場合がある。

<大規模な損傷の場合>

T.P. +24m を超える津波により防潮堤が倒壊する等，大規模な損傷が発生した場合は，敷地内に多量の津波が浸水することで，屋内外の施設が広範囲にわたり機能喪失して炉心損傷に至る。

【炉心損傷頻度】 3.3×10^{-7} / 炉年（点推定値）

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 0.4%

(2) フラジリティ評価の保守性

今回のフラジリティ評価では，津波高さが防潮堤耐力を確認している T.P. +24.0m を超えた時点で防潮堤の損傷確率を 1.0 と仮定しているが，実際には T.P. +24.0m を超える津波に対してもある一定程度は防潮堤が健全であると考えられるため，保守性を有していると考えられる。

(3) 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扱い

本事故シーケンスグループの炉心損傷頻度は 3.3×10^{-7} / 炉年であり，全炉心損傷頻度 (7.5×10^{-5} / 炉年) に占める割合が 1% 未満と小さい。また，防潮堤損傷時は敷地内に多量の津波が流入することにより，屋内外の施設が広範囲にわたり機能喪失することが考えられるが，津波による影響の程度を特定することが難しく，不確かさが大きいいため，新たな事故シーケンスグループとして追加する必要はないと判断した。

3. まとめ

地震・津波 P R A 特有の事故シーケンスについては，本来は，P R A 評価においても，損傷の程度に応じて影響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実さが大きく、これら事故シーケンスが発生した場合の事象進展、対策の成立性などについて評価を行うことが現実的ではないことから、保守的に炉心損傷に直結するものとして取り扱うこととしている。

これらの事故シーケンスについては、保守的に実施した今回の地震・津波PRAにおいても、発生頻度や全炉心損傷頻度に対する寄与割合は小さく、さらに、現実的な耐力や事故シナリオを考慮することにより、その多くの場合は、炉心損傷に至らないか、すでに想定されている事故シーケンスグループに含まれるものと考えられる。

また、各事故シーケンスが発生した際の影響については、炉心損傷に至らない小規模な事象から、地震により建屋全体が崩壊し内部の安全系機器・配管の全てが機能を喪失するような深刻な事故や、津波により屋内外の施設が広範囲にわたり機能喪失する事故まで、事象発生時にプラントに及ぼす影響は大きな幅を有する。したがって、これらの地震・津波PRA特有の事故シーケンスは、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ものではなく、発生する事象の程度や組合せに応じて対応していくべきものである。具体的には、炉心損傷に至らない小規模な事象の場合には、使用可能な炉心損傷防止対策や格納容器破損防止対策を柔軟に活用することが可能であると考えられる。また、建屋全体が崩壊し内部の安全系機器・配管の全てが機能を喪失するような深刻な事故の場合には、可搬型のポンプ・電源、放水砲等を駆使した大規模損壊対策による対応も含め、臨機応変に影響緩和対策を試みることで対応していくことが可能と考えられる。

以上のとおり頻度及び影響の観点から検討した結果，これらの事故シーケンスについては，設置許可基準規則の解釈に基づき想定する事故シーケンスグループと比較して，新たに追加する必要はないと総合的に判断した。

以 上

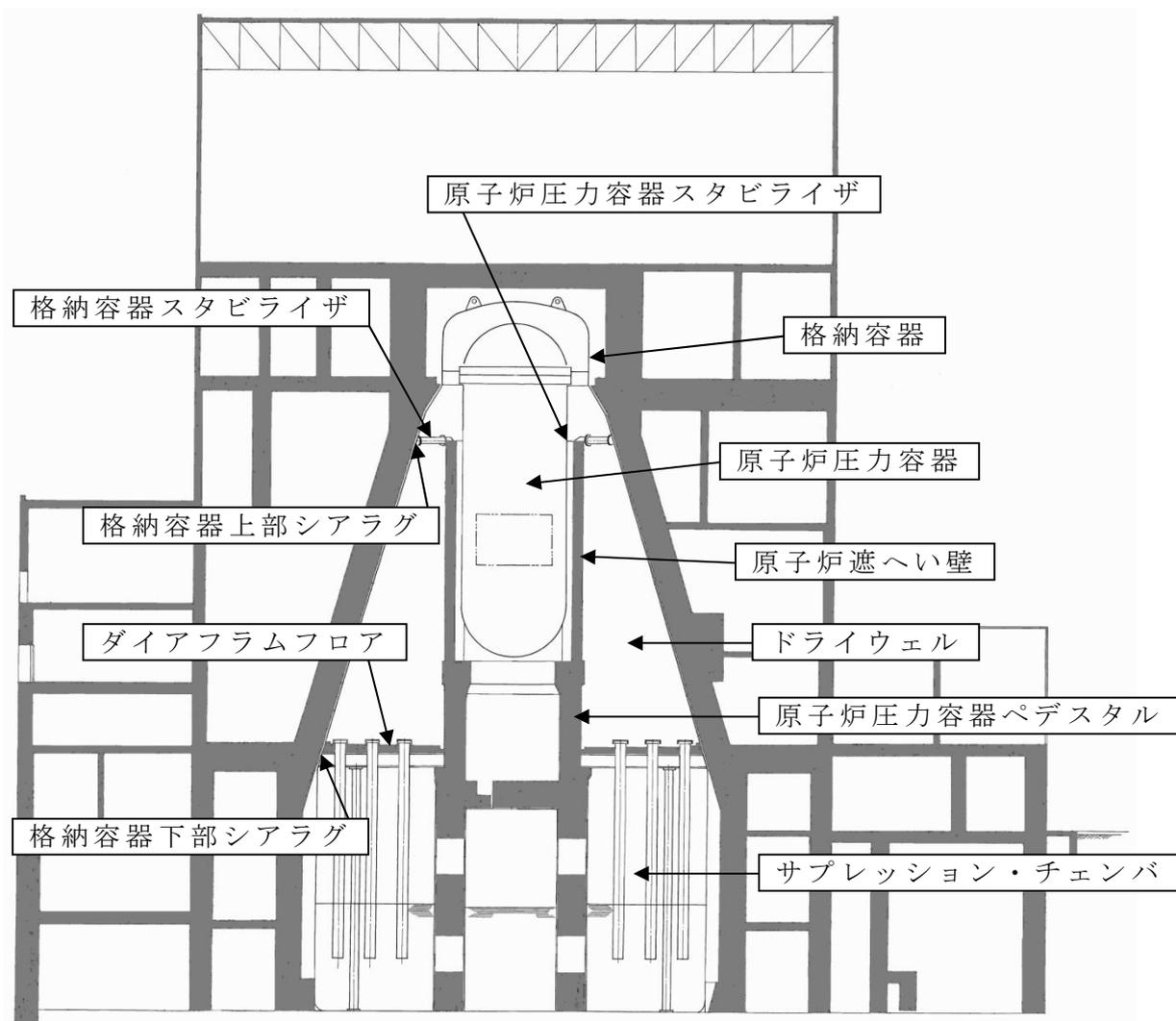
【参考文献】

- [1] (財)原子力発電技術機構 “原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書，配管系終局強度”，平成 10 年度～平成 15 年度

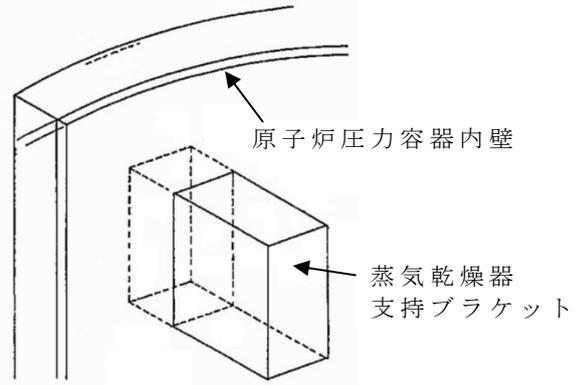
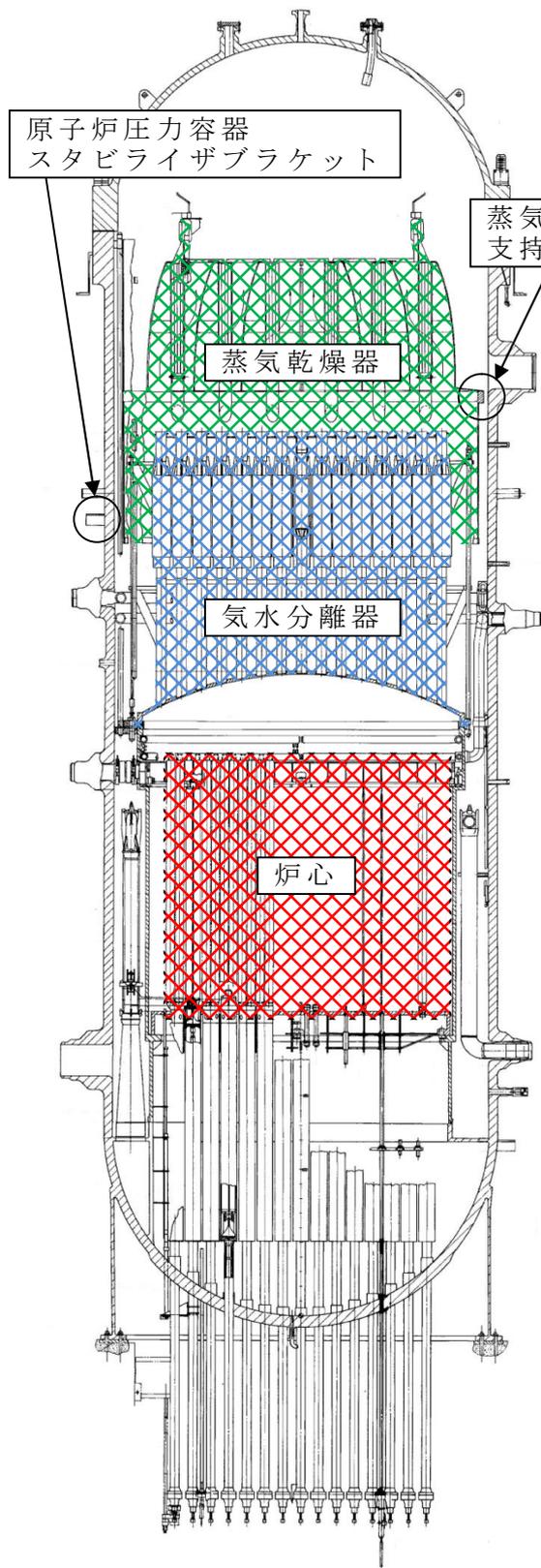
第1表 FV重要度

事故シーケンス	起因事象／ 影響緩和機能	設備	損傷モード	評価部位	HCLPF (G)	FV重要度
原子炉圧力容器損傷	原子炉圧力容器損傷	原子炉圧力容器	構造損傷	蒸気乾燥器支持 ブラケット付根部	1.29	1.0E-02
		原子炉圧力容器スタビ ライザ	構造損傷	ロッド	1.59	9.2E-04
		原子炉遮へい壁	構造損傷	開口集中部	1.81	1.8E-04
格納容器バイパス	格納容器バイパス	主蒸気ドレン弁（外側）	機能損傷	—	1.15	9.9E-05
		原子炉隔離時冷却系配 管	構造損傷	配管本体	2.63	2.0E-05
		給水逆止弁	機能損傷	— (鉛直方向評価)	1.47 (2.32*)	1.4E-05
		主蒸気隔離弁	機能損傷	—	2.99	1.9E-06
		原子炉冷却材浄化系配 管	構造損傷	配管本体	3.58	5.4E-07
		主蒸気系配管	構造損傷	配管本体	3.75	3.3E-07
		給水配管	構造損傷	配管本体	5.47	3.4E-10
		主蒸気ドレン弁（内側）	機能損傷	—	5.35	2.6E-10
		原子炉隔離時冷却系蒸 気隔離弁	機能損傷	— (鉛直方向評価)	3.96 (6.25*)	< 1.0E-16
		原子炉冷却材浄化系隔 離弁	機能損傷	—	6.81	< 1.0E-16
		主蒸気ドレン配管（内 側）	構造損傷	配管本体	7.00	< 1.0E-16

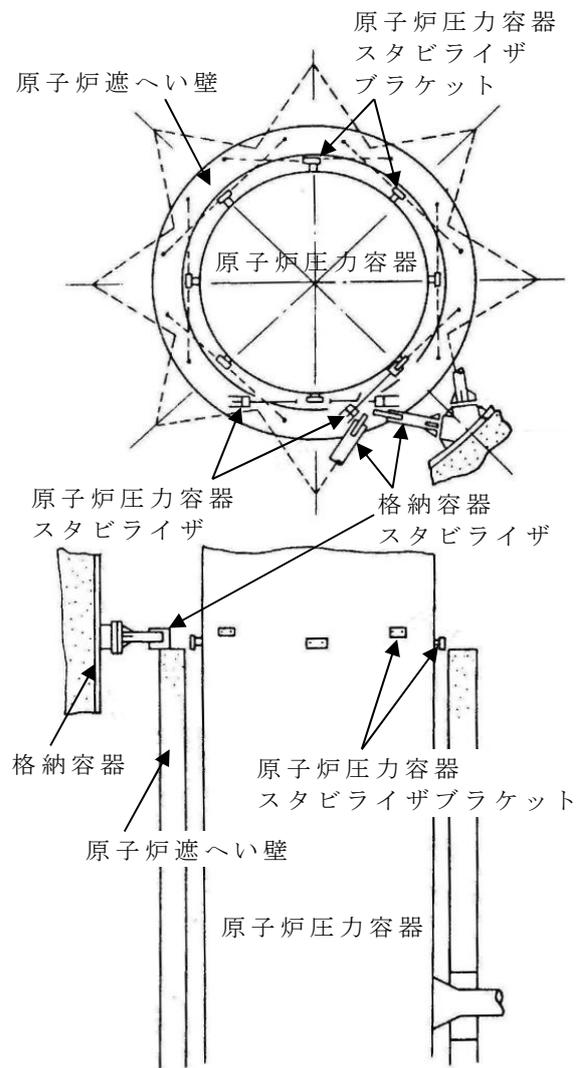
※ 鉛直方向のフラジリティを水平方向に換算した値



第1図 格納容器の構造物（格納容器スタビライザ，格納容器下部シアラグ）の位置関係



蒸気乾燥器支持ブラケット構造図



原子炉圧力容器スタビライザ構造図

第2図 原子炉圧力容器（蒸気乾燥器支持ブラケット，
原子炉圧力容器スタビライザ）の概要図

諸外国における炉心損傷防止対策の調査結果について

1. 調査方法

諸外国（米国及び欧州）の既設プラントにおいて整備している先進的な炉心損傷防止対策について、以下の書類等から調査を実施した。

- ・原子力規制機関（米国NRC，ドイツBMU等）の規制要求文書
- ・米国における最終安全解析書（FSAR）等の事業者文書
- ・欧州におけるストレステスト報告書

また，原子力規制関係の調査委託会社の提携先である国外コンサルティング機関から得られる情報，国外原子力関係者を招いたセミナーでの情報，国外原子力プラントの視察情報等についても調査を実施した（図1参照）。

2. 調査結果

調査可能な範囲内で得られた国外既設プラントにおける炉心損傷防止対策について，東海第二発電所の対策と比較した結果を表1に示す。なお，表1では事故シーケンスグループごとに対策を整理しているが，国外既設プラントにおける炉心損傷防止対策については，各対策のサポート系等の詳細な情報が一部公開されていないため，各事故シーケンスグループの条件下で使用可能か判断できない対策については使用可能と仮定して記載している。

表1のとおり，東海第二発電所の対策は，全ての事故シーケンスグループにおいて，国外既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。

なお，「LOCA時注水機能喪失」の事故シーケンスグループについては，諸外国においても全ての破断面積に対して炉心損傷を防止できるような設備対策はとられていないことを確認した。

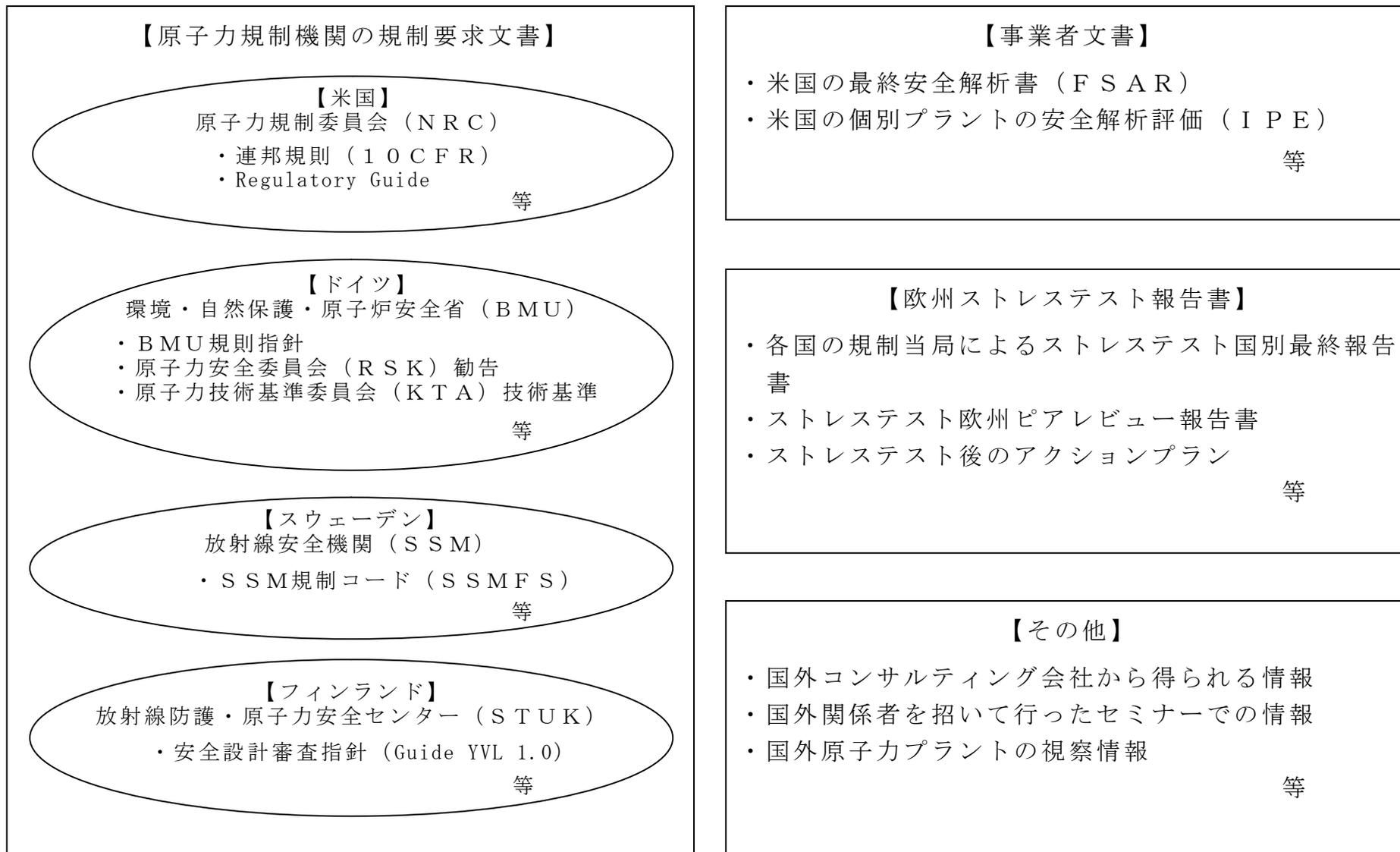


図1 諸外国における炉心損傷防止対策の調査対象

表 1 諸外国における炉心損傷防止対策と東海第二発電所の対策との比較 (1/6)

分類	事故シーケンスグループ	機能	炉心損傷防止対策に係る設備又は操作					対策の概要	
			東海第二発電所	米国	ドイツ	スウェーデン	フィンランド		
1	高圧・低圧注水機能喪失	炉心冷却	<ul style="list-style-type: none"> ・常設低圧代替注水系ポンプ ・常設高圧代替注水系ポンプ ・代替循環冷却系ポンプ ・復水ポンプ ・電動消火ポンプ ・ディーゼル駆動消火ポンプ ・復水移送ポンプ ・制御棒駆動水圧系ポンプ ・ほう酸水注入ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> ・ディーゼル駆動消火ポンプ (RHR 経由) ・高圧サービス水系 (RHR 経由) ・RHRSW (RHR 経由) ・制御棒駆動機構ポンプ ・復水ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> ・独立非常用系の中圧注入ポンプ ・サービス水系 (RHR 経由) ・復水ポンプ (給水ポンプバイパスライン追設) ・インターナルポンプ・シール水系ポンプ ・ほう酸水注入系ポンプ ・制御棒駆動水系ポンプ ・サブプレッションプールドレンポンプ (RHR 経由) ・1次系満水ポンプ 	-	<ul style="list-style-type: none"> ・火災用ポンプ、ブースターポンプ (専用電源有り) 	<p>欧米では、既設又は追設する常設ポンプ及び可搬型ポンプによる多様な代替炉心冷却手段を整備している。</p> <p>東海第二発電所においても、既設、追設する常設ポンプ及び可搬型ポンプによる代替炉心冷却手段を対策としている。</p>	
		給水源	<ul style="list-style-type: none"> ・代替淡水貯槽 ・復水貯蔵タンク ・西側淡水貯水設備 ・ろ過水貯蔵タンク ・純水貯蔵タンク ・原水タンク ・海水 ・代替淡水貯槽への補給 -西側淡水貯水設備, 海水等 	<ul style="list-style-type: none"> ・防火用水タンク ・飲料水系 ・復水貯蔵タンクへの補給 -脱塩水貯蔵タンク, 復水器 H/W, 燃料プール, 他ユニット貯蔵タンク -消火用水系, 公共の消火水, 水道水等 	<ul style="list-style-type: none"> ・河川水 ・復水貯蔵タンクへの補給 -消火用水 ・ほう酸溶液タンクへの補給 -消火用水 	<ul style="list-style-type: none"> ・脱塩水タンクへの補給 -脱塩水系 -消火系 ・消火系への補給 -純水系 (重力による移送) 	<ul style="list-style-type: none"> ・脱塩水タンクへの補給 -消火系 ・消火系への補給 -原水池 		<p>欧米では、既設タンクへの補給手段の確保や河川水等の給水源を整備している。</p> <p>東海第二発電所においては、耐震性のあるタンクの追設及びタンクへの補給手段を整備することとしている。</p>
		まとめ	上述の調査結果より、東海第二発電所の対策は、諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。						
2	高圧注水・減圧機能喪失	原子炉減圧	<ul style="list-style-type: none"> ・過渡時自動減圧機能 ・原子炉減圧機能の信頼性向上 -非常用蓄電池の増強 -予備の高圧窒素ガスボンベ -窒素発生装置 	<ul style="list-style-type: none"> ・過渡時の減圧自動化ロジック ・自動減圧機能の信頼性向上 -追加直流電源 -追加の窒素供給系 -ケーブル性能の確保^印 	<ul style="list-style-type: none"> ・多様化炉容器減圧系 (11 個の逃がし安全弁のうち 3 個に電動弁によるバイパスラインを追設) 	<ul style="list-style-type: none"> ・過渡時の減圧自動化ロジック 	<ul style="list-style-type: none"> ・減圧機能の信頼性向上 -バックアップ用窒素ボンベ -消火系からの水圧による開 	<p>欧米では、過渡時自動減圧ロジックの追加や自動減圧機能の信頼性向上対策を整備している。また、米国ではシビアアクシデント時の温度環境下において、減圧機能に必要なケーブルが機能を維持できることを評価している。</p> <p>東海第二発電所においても、過渡時自動減圧機能の追加及び原子炉減圧機能の信頼性向上対策を整備することとしている。また、シビアアクシデント時の減圧機能に必要なケーブルについては、過酷な条件下で機能維持可能であるよう対応することとしている。</p>	
まとめ	上述の調査結果より、東海第二発電所の対策は、諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。								

下線部 有効性評価において有効性を確認する対策

注 本件は、米国において NRC の要請によって実施された、内部事象に対する個別プラント評価 (IPE) に関連して、NRC により出された Generic Letter 88-20 追補 1 の添付 2 より抽出したもの

表 1 諸外国における炉心損傷防止対策と東海第二発電所の対策との比較 (2/6)

分類	事故シナリオグループ	機能	炉心損傷防止対策に係る設備又は操作					対策の概要
			東海第二発電所	米国	ドイツ	スウェーデン	フィンランド	
3	全交流動力電源喪失	電源設備 (交流電源)	<ul style="list-style-type: none"> 常設代替交流電源設備 	<ul style="list-style-type: none"> 非常用ディーゼル発電機の追加設置 ガスタービン発電機 	<ul style="list-style-type: none"> 独立非常用系用ディーゼル発電機 	<ul style="list-style-type: none"> ガスタービン発電機 	<ul style="list-style-type: none"> 非常用ディーゼル発電機の信頼性向上 起動用バッテリー追設 燃料タンクの配備 除熱系を 2 系統 (海水, 空冷) 設置 非常用ディーゼル発電機の追加 ガスタービン発電機 	<p>欧米では、常設及び可搬型の代替交流電源設備並びに隣接ユニット間の電源融通等を整備している。東海第二発電所においても、常設及び可搬型の代替交流電源設備を整備することとしている。また、東海第二発電所は単独立地プラントであるため、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機から非常用母線への電源融通を整備している。</p>
		<ul style="list-style-type: none"> 可搬型代替低圧電源車 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ディーゼル発電機 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ディーゼル発電機 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ディーゼル発電機 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型発電機 		
		<ul style="list-style-type: none"> 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機から非常用母線への電源融通 	<ul style="list-style-type: none"> ユニット間の交流電源クロスタイ 水力発電ユニット 	<ul style="list-style-type: none"> 隣接ユニット間での交流電源の接続 第 3 の送電線 (地中埋設) 	<ul style="list-style-type: none"> 小型可搬型ディーゼル発電機 (サイト外) 	<ul style="list-style-type: none"> ユニット間の交流電源クロスタイ 近隣発電所からの受電 地域電力会社からの受電 		
		電源設備 (直流電源)	<ul style="list-style-type: none"> 非常用蓄電池の給電時間延長 バッテリー容量増加 負荷の切り離し 緊急用 125V 系蓄電池 代替交流電源による非常用直流電源の確保 常設代替交流電源設備、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機からの電源融通 代替交流電源による緊急用直流電源の確保 エンジン発電機による給電 	<ul style="list-style-type: none"> 非常用バッテリーの給電時間延長 バッテリー容量増加 不要負荷の切り離し 非安全関連バッテリーの設置 (非常用バッテリーの負荷軽減) 	<ul style="list-style-type: none"> バッテリー容量の増加 独立非常用系バッテリー 	<ul style="list-style-type: none"> 不要負荷の切り離しによるバッテリー容量保持 	<p>欧米では、常設又は可搬型の代替直流電源設備を整備しており、非常用バッテリーについては、容量増加及び不要負荷の切り離しにより給電可能時間を延長させる対策を整備している。東海第二発電所においても、常設及び可搬型の代替直流電源設備を整備することとしており、常設の非常用蓄電池については、容量増加及び負荷の切り離しにより給電可能時間を延長させる対策を整備することとしている。また、代替の交流電源から充電器を介した直流電源の給電方法を整備することとしている。</p>	
		<ul style="list-style-type: none"> 可搬型代替直流電源設備 (可搬型整流器及び可搬型代替低圧電源車) 	<ul style="list-style-type: none"> 携帯型バッテリーから所内バッテリーへの充電 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ディーゼル発電機からバッテリーへの充電 	<ul style="list-style-type: none"> SA 設備への給電バッテリー 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型発電機からバッテリーへの充電 		
		<ul style="list-style-type: none"> 原子炉隔離時冷却系ポンプ 常設高圧代替注水系ポンプ ディーゼル駆動消火ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉隔離時冷却系ポンプ ディーゼル駆動消火ポンプ SBO の影響を受けないポンプ ((サービス水系-給水系経由の注水) (水源: 河川, 湖, 貯水池, 海など)) 	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉隔離時冷却系ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 蒸気タービン駆動の高圧注入系 	<p>欧米では、交流電源に依存しない常設又は可搬型ポンプによる代替炉心冷却手段を整備している。東海第二発電所においても、交流電源に依存しない常設及び可搬型ポンプによる代替炉心冷却手段を整備することとしている。</p>		
		<ul style="list-style-type: none"> 可搬型代替注水中型ポンプ 可搬型代替注水大型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型消火ポンプ (サービス水系-RHR 経由) 	<p>—</p>	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ポンプ 		

下線部 有効性評価において有効性を確認する対策

表 1 諸外国における炉心損傷防止対策と東海第二発電所の対策との比較 (3/6)

分類	事故シーケンスグループ	機能	炉心損傷防止対策に係る設備又は操作					対策の概要
			東海第二発電所	米国	ドイツ	スウェーデン	フィンランド	
3	全交流動力電源喪失	炉心冷却 (交流電源復旧後)	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉隔離時冷却系ポンプ 常設高圧代替注水系ポンプ ディーゼル駆動消火ポンプ 残留熱除去系ポンプ 常設低圧代替注水系ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉隔離時冷却系ポンプ ディーゼル駆動消火ポンプ SBO の影響を受けないポンプ ((サービス水系-給水系経由の注水) (水源: 河川, 湖, 貯水池, 海など)) 	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉隔離時冷却系ポンプ 独立非常用系の中圧注入ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 蒸気タービン駆動の高圧注入系 	<ul style="list-style-type: none"> 火災用ポンプ, ブースターポンプ (専用電源有り) 	ドイツ及びフィンランドでは, 専用の電源により動作可能なポンプを整備している。 東海第二発電所においても, 代替交流電源により動作可能な残留熱除去系ポンプ, 常設低圧代替注水系ポンプを整備することとしている。
		<ul style="list-style-type: none"> 可搬型代替注水中型ポンプ 可搬型代替注水大型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型消火ポンプ (サービス水系-RHR 経由) 	-	<ul style="list-style-type: none"> 可搬型ポンプ 		
	最終ヒートシンク	<ul style="list-style-type: none"> 格納容器圧力逃がし装置 (手動操作可能) 耐圧強化ベント系 (手動操作可能) 緊急用海水系 (交流電源の復旧が必要) 	<ul style="list-style-type: none"> 耐圧強化ベント系 (手動操作可能) 原子炉冷却材浄化系 (S/P 除熱) 	<ul style="list-style-type: none"> フィルタベント系 (手動操作可能) 独立非常用系 (ヒートシンク: 冷却塔, 地下水, 河川) 必須サービス水系 (ヒートシンク: 河川) 	<ul style="list-style-type: none"> フィルタベント系 (ラプチャディスクによる自動起動) 	<ul style="list-style-type: none"> フィルタベント系 (ラプチャディスク) フィルタを経由しない大容量圧力逃がし装置 (ラプチャディスク) 代替最終ヒートシンク (冷却塔及び既存ポンプの利用) 	欧米では, 交流電源がなくても動作可能なフィルタベント系や耐圧強化ベント系を整備しており, 大気を最終ヒートシンクとする対策をとっている。また, 代替交流電源により動作可能な最終ヒートシンクを整備している。 東海第二発電所においても, 交流電源がなくても動作可能な格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系を整備することとしており, 大気を最終ヒートシンクとする対策としている。また, 緊急用海水系及び可搬型ポンプによる海水をヒートシンクとする対策を整備することとしている。	
		<ul style="list-style-type: none"> 可搬型代替注水大型ポンプ 	-	-	-	-		
格納容器注水	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -ディーゼル駆動消火ポンプ -常設低圧代替注水系ポンプ (交流電源の復旧が必要) -代替循環冷却系ポンプ (交流電源の復旧が必要) 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -ディーゼル駆動消火ポンプ 	-	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -火災防護系のディーゼル駆動ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -火災防護系ポンプ (専用 DG 有) 	欧米では, 交流電源に依存しない常設又は可搬型ポンプによる代替格納容器スプレー手段を整備している。また, 専用電源を持つポンプによる代替格納容器スプレー手段を整備している。 東海第二発電所においても, 交流電源に依存しない常設及び可搬型ポンプによる代替格納容器スプレー手段を整備することとしている。また, 代替電源から給電する低圧代替注水ポンプによる代替格納容器スプレー手段を対策としている。		
	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -可搬型代替注水中型ポンプ -可搬型代替注水大型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -可搬型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> S/P への注水 -可搬型消火ポンプ (サービス水系-RHR 経由) 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -可搬型ポンプ 	-			
給水源	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	
まとめ	上述の調査結果より, 東海第二発電所の対策は, 諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。							

下線部 有効性評価において有効性を確認する対策

表 1 諸外国における炉心損傷防止対策と東海第二発電所の対策との比較 (4/6)

分類	事故シーケンスグループ	機能	炉心損傷防止対策に係る設備又は操作					対策の概要
			東海第二発電所	米国	ドイツ	スウェーデン	フィンランド	
4-1	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	最終ヒートシンク	<ul style="list-style-type: none"> 緊急用海水系 格納容器圧力逃がし装置 耐圧強化ベント系 ドライウェル内ガス冷却装置 	3と同様	3と同様	3と同様	3と同様	<p>欧米では、フィルタベント系や耐圧強化ベント系を整備しており、大気を最終ヒートシンクとする対策をとっている。また、冷却塔等の代替最終ヒートシンクを整備している。</p> <p>東海第二発電所においても、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系を整備することとしており、大気を最終ヒートシンクとする対策としている。また、緊急用海水系を整備することとしている。</p>
			<ul style="list-style-type: none"> 可搬型代替注水大型ポンプ 					
		炉心冷却	<ul style="list-style-type: none"> 常設低圧代替注水系ポンプ 代替循環冷却系ポンプ 常設高圧代替注水系ポンプ 電動消火ポンプ ディーゼル駆動消火ポンプ 復水移送ポンプ ほう酸水注入ポンプ 可搬型代替注水中型ポンプ 可搬型代替注水大型ポンプ 	1と同様*	1と同様*	1と同様*	1と同様*	1と同様
		格納容器注水	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -常設低圧代替注水系ポンプ -代替循環冷却系ポンプ -電動消火ポンプ -ディーゼル駆動消火ポンプ -復水移送ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -ディーゼル駆動消火ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> D/W, W/W スプレー -サービス水系 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -火災防護系のディーゼル駆動ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -火災防護系ポンプ (専用 DG 有) 	<p>欧米では、常設又は可搬型ポンプによる代替格納容器スプレー手段を整備しており、格納容器スプレー機能を多様化している。</p> <p>東海第二発電所においても、常設及び可搬型ポンプによる代替格納容器スプレー手段を整備することとしており、格納容器スプレー機能の多様化を対策としている。</p>
			<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -可搬型代替注水中型ポンプ -可搬型代替注水大型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -可搬型ポンプ 	<ul style="list-style-type: none"> S/P への注水 -可搬型消火ポンプ (サービス水系-RHR 経由) 	<ul style="list-style-type: none"> 代替格納容器スプレー -可搬型ポンプ 	-	
	給水源	1と同様	1と同様	1と同様	1と同様	1と同様	1と同様	
	まとめ	上述の調査結果より、東海第二発電所の対策は、諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。						

下線部 有効性評価において有効性を確認する対策。

※ 取水機能の喪失により動作できないものは除く。

表 1 諸外国における炉心損傷防止対策と東海第二発電所の対策との比較 (5/6)

分類	事故シークエンスグループ	機能	炉心損傷防止対策に係る設備又は操作					対策の概要
			東海第二発電所	米国	ドイツ	スウェーデン	フィンランド	
4-2	崩壊熱除去機能喪失 (RHR 機能喪失)	最終ヒートシンク	<ul style="list-style-type: none"> ・格納容器圧力逃がし装置 ・耐圧強化ベント系 ・ドライウェル内ガス冷却装置 	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	<p>欧米では、フィルタベント系や耐圧強化ベント系を整備しており、大気を最終ヒートシンクとする対策をとっている。また、冷却塔等の代替最終ヒートシンクを整備している。</p> <p>東海第二発電所においても、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系を整備することとしており、大気を最終ヒートシンクとする対策としている。</p>
		炉心注水	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様
		格納容器注水	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様
		給水源	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様
		まとめ	上述の調査結果より、東海第二発電所の対策は、諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。					
5	原子炉停止機能喪失	原子炉停止	<ul style="list-style-type: none"> ・ほう酸水注入系 (手動) ・ A T W S 緩和設備 (代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ A T W S 緩和設備 (代替制御棒挿入機能) 	<ul style="list-style-type: none"> ・ほう酸水注入系 (自動) ・ほう酸水注入系のほう酸濃度の増加 ・ CRD 系、原子炉冷却材浄化系によるほう酸水注入 ・代替制御棒挿入回路 ・ ATWS 原子炉再循環ポンプトリップ ・ MSIV 閉後 ATWS 時の炉圧高で給水ポンプトリップロジック追加 	<ul style="list-style-type: none"> ・緊急ほう酸水注入系 (手動) 	<ul style="list-style-type: none"> ・ほう酸水注入系 (手動又は自動) ・バックアップスクラム回路 (制御棒の電動挿入、再循環ポンプ減速) 	<ul style="list-style-type: none"> ・ほう酸水注入系 (自動) 	<p>欧米では、代替制御棒挿入回路及び原子炉再循環ポンプトリップ回路の導入や、ほう酸水注入系を整備している。</p> <p>東海第二発電所においても、 A T W S 緩和設備 (代替再循環系ポンプトリップ機能) 及び A T W S 緩和設備 (代替制御棒挿入機能) を導入することとしている。また、ほう酸水注入系を整備している。</p>
		まとめ	上述の調査結果より、東海第二発電所の対策は、諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。					
6	LOCA 時注水機能喪失	炉心冷却	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様
		原子炉減圧	2 と同様	2 と同様	2 と同様	2 と同様	2 と同様	2 と同様
		最終ヒートシンク	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様
		格納容器注水	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様	4-1 と同様
		給水源	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様	1 と同様
		まとめ	<p>上述の調査結果より、東海第二発電所の対策は、諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。</p> <p>なお、「LOCA 時注水機能喪失」において、炉心損傷を防止するためには、LOCA の破断面積によっては大容量のポンプが自動的に動作する必要があるが、そのような対策は確認できなかったことから、諸外国においても全ての破断面積の大きさに対応できるような設備対策は取られていないことを確認した。</p>					

表 1 諸外国における炉心損傷防止対策と東海第二発電所の対策との比較 (6/6)

分類	事故シーケンスグループ	機能	炉心損傷防止対策に係る設備又は操作					対策の概要
			東海第二発電所	米国	ドイツ	スウェーデン	フィンランド	
7	インターフェイスシステム LOCA	炉心冷却	<ul style="list-style-type: none"> 健全な原子炉注水設備で対応 	<ul style="list-style-type: none"> 既存設備で対応 	—	—	—	<p>米国では、既存設備を用いて炉心冷却を実施することとしている。</p> <p>東海第二発電所においては、健全な原子炉注水設備（既設ポンプ、新設ポンプ）を用いて炉心冷却を実施することとしている。</p>
		格納容器バイパス防止等	<ul style="list-style-type: none"> 破損個所の検出，隔離（既設の計装） 原子炉減圧，水位制御 	<ul style="list-style-type: none"> 破損個所の検出，隔離（既設の計装） 原子炉の減圧（破断口からの流出量低減） 	<ul style="list-style-type: none"> 隔離弁の自動閉止又は代替隔離弁の閉止による格納容器隔離機能の確保 	—	—	<p>米国では、既存の計装等から破損個所の検出，隔離手段と，原子炉の減圧手順を整備しており，破断個所からの流出量を低減している。ドイツにおいては，格納容器隔離手段として代替隔離弁を設置している。</p> <p>東海第二発電所においては，米国と同様に，既存の計装等から破損個所の検出，隔離手段と，原子炉の減圧手順を整備することとしており，破断個所からの流出量低減を対策としている。</p>
		まとめ	上述の調査結果より，東海第二発電所の対策は，諸外国の既設プラントで整備されている対策と同等であることを確認した。					

下線部 有効性評価において有効性を確認する対策

T B Wシーケンスの炉心損傷防止対策及び着眼点に基づく評価
を踏まえた重要事故シーケンスの選定について

T B Wシーケンスは、高圧炉心スプレイ冷却系による炉心冷却に成功するが、非常用電源の喪失により崩壊熱除去機能が喪失し、炉心損傷に至るシーケンスである。東海第二発電所の出力運転時内部事象レベル1 P R Aでは、T B WシーケンスはT Wシーケンスの一部として整理している。

事故シーケンスグループ「崩壊熱除去機能喪失」に分類されるT B Wシーケンス(非常用電源の喪失による崩壊熱除去機能喪失)に対する炉心損傷防止対策、及び着眼点に基づく評価を踏まえた重要事故シーケンスの選定について以下に示す。

1. T B Wシーケンスの炉心損傷頻度

T B Wシーケンスの炉心損傷頻度を表1に示す。表1に示すとおり、T B Wシーケンスは事故シーケンスグループ「崩壊熱除去機能喪失」のドミナントシーケンスとはならないが、事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度に対して約7.9%の寄与を持っている。

表1 T B Wシーケンスの炉心損傷頻度

		炉心損傷頻度 (C D F) (/炉年)	全C D Fへの 寄与割合	事故シーケンス グループ別C D F への寄与割合
T W		6.0E-05	99.8%	100%
	T B W	4.7E-06	7.8%	7.8%
	T B W (S R V再閉鎖失敗)	2.5E-08	<0.1%	<0.1%

2. 「崩壊熱除去機能喪失」に対応する炉心損傷防止対策

事故シーケンスグループ「崩壊熱除去機能喪失」に対応する炉心損傷防止対策については、「残留熱除去系が故障した場合」及び「取水機能が喪失した場合」を想定し、以下の炉心損傷防止対策の有効性を確認している。

「残留熱除去系が故障した場合」:

- ・格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベント

「取水機能が喪失した場合」:

- ・緊急用海水系（常設代替交流電源設備による給電）

このうち、「残留熱除去系が故障した場合」を想定して有効性を確認している格納容器圧力逃がし装置については、系統構成に必要な電動弁等は常設代替交流電源設備から緊急用母線を介して給電可能な設計としており、現場での手動開操作も可能であることから、外部電源及び非常用電源（区分Ⅰ，Ⅱ）が喪失しているTBWシーケンスにおいても有効な対策である。また、耐圧強化ベントについても、常設代替交流電源設備からの電源融通による非常用母線の受電操作又は現場での手動開操作を行うことにより、同じくTBWシーケンスにおいても有効な対策となる。

「取水機能が喪失した場合」を想定して有効性を確認している緊急用海水系については、常設代替交流電源設備からの電源融通による非常用母線の受電及び緊急用海水系を用いた残留熱除去系による対応の有効性を確認しており、TBWシーケンスにおいても有効な対策である。

さらに、TBWシーケンスについては、常設代替交流電源設備からの電源融通による非常用母線の受電により、緊急用海水系を用いずとも、残留熱除去系海水系を用いた残留熱除去系による対応にも期待できる。

3. 審査ガイド記載の着眼点に基づく評価

T B Wシーケンスの審査ガイド記載の着眼点に対する評価について、重要事故シーケンスとして選定したT Wシーケンス（過渡事象＋R H R失敗）と比較した結果を表2に示す。また、T B Wシーケンスの各着眼点に対する考え方について以下に示す。

a. 共通原因故障，系統間依存性の観点

H P C S用電源（区分Ⅲ）は健全だが，非常用電源の喪失により電源を必要とする設備（区分Ⅰ，Ⅱ）が機能喪失することから「高」とした。

b. 余裕時間の観点

崩壊熱除去機能喪失の事故シーケンスは，代替除熱手段に係る炉心損傷防止対策の実施に対する余裕時間に有意な差がない。このため，炉心冷却に成功する事故シーケンスグループではあるものの，事象発生初期の炉心損傷防止対策の実施に対する余裕時間に着目した。T B Wに至るおそれがある事故シーケンスのうち，サポート系喪失（直流電源故障）に起因する事故シーケンスは，起因事象の発生により給水流量の全喪失に至る場合があり，余裕時間が短いことから，過渡事象（給水流量の全喪失）に起因する事故シーケンスと同様に「高」とした。

c. 設備容量の観点

崩壊熱除去機能喪失の事故シーケンスは，崩壊熱除去に必要な設備容量に有意な差異がない。このため，炉心冷却に成功する事故シーケンスグループではあるものの，事象発生初期の炉心損傷防止対策の設備容量に着目した。事象初期の事象進展が早く余裕時間が短い場合，崩壊熱が高く原子炉注水に必要な設備容量が大きくなるため，T B Wに至るおそれのある事故シーケンスのうち，サポート系喪失（直流電源故障）に起

因する事故シーケンスは、「b. 余裕時間の観点」と同様の考え方により「高」とした。

d. 代表性の観点

T B Wシーケンスの炉心損傷頻度は $4.8E-06$ / 炉年程度であり，崩壊熱除去機能喪失の事故シーケンスグループの炉心損傷頻度 ($6.0E-05$ / 炉年) に対して 1% 以上の寄与があるため，「中」とした。

表2 着眼点に基づく整理

シーケンス	対応する主要な 炉心損傷防止対策	着眼点				備考
		a	b	c	d	
TW	<ul style="list-style-type: none"> 格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント 緊急用海水系 	低	高	高	高	過渡事象（給水流量の全喪失）に起因する事故シーケンスが含まれる
TBW	<div style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block;">以下はTBWに有効な対策</div> <ul style="list-style-type: none"> 常設代替交流電源設備 + 残留熱除去系 	高	高	高	中	サポート系喪失（直流電源故障）に起因する事故シーケンスは、起因事象の発生により給水流量の全喪失に至る場合がある

表2に示すとおり、TWとTBWを区別した場合、審査ガイドに記載の着眼点の「高」の数はTWとTBWで同じとなるが、「中」の数が多いのはTBWとなる。

ただし、2.で示したとおり、有効性を確認する主要な炉心損傷防止対策はTBWシーケンスに対しても有効となっており、「取水機能が喪失した場合」の有効性評価では、全交流動力電源喪失を仮定した評価を行うことでTBWを包絡した評価を行っている。また、崩壊熱除去機能喪失への対策の有効性を確認する観点からは、非常用電源の喪失に伴い崩壊熱除去機能が喪失するTBWシーケンスより、崩壊熱除去機能そのものが機能喪失するTWシーケンスを想定して評価することが適切であると考えている。

これらのことを考慮すると、崩壊熱除去機能喪失における重要事故シーケンスはTBWシーケンスに対する対策の有効性も確認可能なシーケンスを選定しており、選定した重要事故シーケンスは妥当なものと考えている。

重大事故等対処設備の津波からの防護について

1. はじめに

東海第二発電所では、基準津波を超え敷地に遡上する津波（以下「敷地に遡上する津波」という。）に起因する事故シーケンスが抽出される。これらの事故シーケンスに対する重大事故等対処設備の津波からの防護について説明する。

2. 防護対象とする重大事故等対処設備

(1) 敷地に遡上する津波への対応に関する基本方針

敷地に遡上する津波に起因する事故シーケンスに対しては、津波による可搬型重大事故等対処設備のアクセス性への影響を考慮し、常設重大事故等対処設備による対応を基本方針とする。

(2) 防護対象設備の選定

敷地に遡上する津波に対する防護対象設備として、この津波に起因する事故シーケンスへの対応に必要な安全機能を有する常設重大事故等対処設備及び可搬型重大事故等対処設備を選定する。また、重大事故等対処設備による事故対応を実施する上で必要となる機能を有する設備についても防護対象設備として選定する。選定した防護対象設備を表1に示す。

3. 敷地に遡上する津波からの防護対策

(1) 津波高さの設定

重大事故等対処設備の防護設計において想定する津波高さは、防潮堤の健全性が維持される津波高さである T.P. +24m^{*1}を設定する。なお、この津波の年超過確率は約 3.3×10^{-7} /年に相当する。

※1 津波高さ (T.P. +24m) は、仮想的に防潮堤位置に鉛直無限壁を設定した場合の防潮堤位置の最高水位である。

(2) 敷地に遡上する津波からの防護対策

防護対象設備は、津波防護を実施した施設（以下「津波防護施設」という。）内に設置するか又は高所に設置することにより、敷地に遡上する津波から防護し、必要な機能を維持する。

津波防護施設で防護する場合は、解析上の不確かさを考慮して保守的に防潮堤がない条件で実施した津波遡上解析の結果を踏まえ、津波波力及び漂流物衝突荷重に対して津波防護施設の防護機能が損なわれない設計とする。

また、高所に設置する場合は、津波遡上解析の結果を踏まえ、津波が遡上しない場所に設置する。

表1 必要な安全機能及び防護対象設備（1／2）

必要な安全機能	防護対象設備
	常設重大事故等対処設備
原子炉注水	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉隔離時冷却系 ・高圧代替注水系 ・逃がし安全弁 ・過渡時自動減圧機能 ・逃がし安全弁用可搬型蓄電池 (逃がし安全弁機能回復(可搬型代替直流電源供給)) ・高圧窒素ポンペ (逃がし安全弁機能回復(代替窒素供給)) ・低圧代替注水系(可搬型) ・低圧代替注水系(常設) ・残留熱除去水系 ・代替循環冷却系 ・緊急用海水系 ・ほう酸水注入系
格納容器注水／除熱	<ul style="list-style-type: none"> ・代替循環冷却系 ・緊急用海水系 ・代替格納容器スプレイ冷却系(常設) ・代替格納容器スプレイ冷却系(可搬型) ・残留熱除去系(格納容器スプレイ冷却系) ・残留熱除去系(サブプレッション・プール冷却系) ・原子炉格納容器下部注水設備(常設) ・原子炉格納容器下部注水設備(可搬型) ・格納容器圧力逃がし装置 ・耐圧強化ベント系 ・静的触媒式水素再結合器 ・水素濃度の監視設備
使用済燃料プール注水／除熱	<ul style="list-style-type: none"> ・代替燃料プール注水系 ・代替燃料プール冷却系 ・緊急用海水系
電源	<ul style="list-style-type: none"> ・可搬型代替交流電源設備 ・常設代替交流電源設備 ・非常用所内電気設備 ・所内常設直流電源設備 ・常設代替直流電源設備 ・可搬型代替直流電源設備 ・代替所内電気設備 ・燃料給油設備

表1 必要な安全機能及び防護対象設備（2 / 2）

必要な安全機能	防護対象設備
	常設重大事故等対処設備
水 源	<ul style="list-style-type: none"> ・ 代替淡水貯槽 ・ 西側淡水貯水設備 ・ サプレッション・チェンバ
事故対応を実施する上で必要となる機能	<ul style="list-style-type: none"> ・ 計装設備 ・ 監視測定設備 ・ 中央制御室及び居住性確保に必要な設備 ・ 緊急時対策所及び居住性確保に必要な設備 ・ 通信連絡設備

内部事象 P R A における主要なカットセット及び F V 重要度
に照らした重大事故等防止対策の有効性について

各事故シーケンスグループに分類される事故シーケンスについて、炉心損傷又は格納容器破損に至る要因をカットセットレベルまで展開し、炉心損傷頻度又は格納容器破損頻度への寄与割合の観点で整理し、主要なカットセットに対して重大事故等対処設備が有効であるか確認した。

また、事故シーケンスグループごとに F V 重要度を評価し、F V 重要度が高い基事象に対する重大事故防止対策が有効であるか確認した。

以下に、内部事象出力運転時レベル 1 P R A、内部事象出力運転時レベル 1.5 P R A 及び内部事象停止時レベル 1 P R A のカットセットの分析結果並びに内部事象出力運転時レベル 1 P R A 及び内部事象停止時レベル 1 P R A において F V 重要度が高い基事象に対して重大事故等対処設備が有効であるか確認した結果を示す。

1. 内部事象出力運転時レベル1 P R A

1-1. 主要なカットセットに照らした重大事故等対処設備の有効性

(1) 選定条件

事故シーケンスの種類によっては展開されるカットセットが無数に存在するため、ここでは以下の基準を基に主要なカットセットを抽出した。

- ・炉心損傷頻度が $1E-7$ / 炉年以上
- ・事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度への寄与が 1% 以上

また、上記の条件を満たさないカットセットについても、各事象シーケンスにおける上位 3 位までのカットセットを抽出し、重大事故等対処設備が有効であるか確認した。

確認結果を第 1-1 表～第 1-9 表に示す。

(2) 主要なカットセットの確認結果

第 1-1 表～第 1-9 表に示したとおり、一部に炉心損傷防止が困難な事故シーケンスが存在するものの、大半の事故シーケンスに対しては、主要なカットセットレベルまで展開しても、整備する炉心損傷防止対策により炉心損傷を防止できることを確認した。

一方、事故シーケンスグループのうち、「L O C A 時注水機能喪失」に含まれる事故シーケンスでは、故障モード又は L O C A の破断面積の大きさによっては有効性で考慮した対策では対応できない場合があることを確認した。

(3) カットセットを踏まえた事故シーケンスへの対策の対応性

今回の分析では、各事故シーケンスグループのうち、主要な事故シーケンスそれぞれについて支配的なカットセットを確認し、対策の有効性を定性的に考察した。なお、支配的なカットセット

であっても、事故シーケンスグループ全体の炉心損傷頻度に対しては小さな割合となる場合もあり、今回確認したカットセットの炉心損傷頻度の合計が事故シーケンスグループの炉心損傷頻度に占める割合は事故シーケンスグループによって異なる。全炉心損傷頻度から見ると、「崩壊熱除去機能喪失」の事故シーケンスグループが約 99.8%を占めており、「崩壊熱除去機能喪失」については、炉心損傷頻度の約 82%のカットセットを確認したことから、全炉心損傷頻度に対しても、約 82%のカットセットを確認し、対策の有効性を定性的に確認したものと整理できる。

また、「崩壊熱除去機能喪失」は除熱機能の喪失によって格納容器が先行破損し、炉心損傷に至ることから、対策としては除熱機能の多重化及び多様化が有効であると考えられる。除熱機能については、大気を最終ヒートシンクとする耐圧強化ベント及び格納容器圧力逃がし装置を設置し、その機能を多様化している。耐圧強化ベント及び格納容器圧力逃がし装置は残留熱除去系等に対して独立した系統であり、共通原因による機能喪失のリスクを可能な限り低減している。このことから、全炉心損傷頻度の約 99.8%を占める「崩壊熱除去機能喪失」に対しては炉心損傷頻度のほとんどの割合に対して、有効性評価で考慮した対策での対応が有効なものであると考えられる。

(2)で述べた有効性評価で考慮した対策では対応できない場合について、全炉心損傷頻度から見た場合は非常に小さい寄与ではあるが、「L O C A 時注水機能喪失」において中破断 L O C A を起因とするカットセットが抽出されており、L O C A については破断面積の大きさが一定の範囲を超えるような場合は、炉心損傷

を防止することができないシーケンスとして整理している。これらの炉心損傷防止対策が有効に機能しないカットセットについては、格納容器破損防止対策により原子炉格納容器の閉じ込め機能に期待できることを確認することとしている。また、「L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 原子炉減圧失敗」のカットセットとして抽出されている、計装系の故障及び人的過誤（注水不能認知失敗）が重畳するカットセットについては、認知に失敗したまま長時間気づかないことは現実的には考え難く、これら認知失敗が含まれるカットセットの炉心損傷頻度は非常に小さくなっているものの、発生した場合は有効性評価で考慮した対応が困難である。

有効性評価で考慮した対策は、基本的に設計基準設備に対して多様化された、独立系統機能の追加であることから、これらの共用部分の故障を伴うカットセットが抽出されていない以上、有効性評価で考慮した対策はほとんどのシーケンスに対して有効であると考えられる。また、全炉心損傷頻度の約 99.8%を占める「崩壊熱除去機能喪失」についても、今回考慮した除熱機能である残留熱除去系に対して、独立かつ多様化された系統である格納容器圧力逃がし装置等を設けることから、全炉心損傷頻度のほとんどの割合に対して、有効性評価で考慮した対策が有効なものであると考えられる。

【高圧・低圧注水機能喪失】

いずれの事故シーケンスにおいても、機器故障又は保守点検のための待機除外により電源、補機冷却系等のサポート系の機能喪失が重畳し、それに伴い高圧・低圧注水機能が喪失するカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、補機冷却が不要であり、また、代替電源である代替交流電源設備からの給電が可能な低圧代替注水系（常設）による原子炉注水が有効である。

また、高圧・低圧注水機能喪失における低圧代替注水系（常設）と設計基準事故対処設備の共有部分となる注入弁の故障を伴うカットセットについては、低圧代替注水系（常設）に期待が出来ないものの、事故シーケンスグループに対する寄与割合は 0.1%未満と非常に小さい。また、低圧代替注水系（常設）の注入弁が故障した場合においては、高圧代替注水系により炉心損傷防止が可能である。

第 1-1 表 「高圧・低圧注水機能喪失」におけるカットセット

事故シナリオ	炉心 損傷頻度 (/10年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/10年)	事故シナリオ グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
高圧・ 低圧注水機能喪失	過渡事象 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①外部電源喪失 + HPCS-DG 運転継続失敗 + DG-2C 運転継続失敗 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	8.2E-12	0.2	・ 低圧代替注水系 (常設)	○
		②外部電源喪失 + HPCS-DG 運転継続失敗 + DG-2C 起動失敗 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	5.5E-12	0.2		○
		③外部電源喪失 + HPCS-DG 起動失敗 + DG-2C 運転継続失敗 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	5.5E-12	0.2		○
	過渡事象 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①逃がし安全弁閉開放 + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + RHR S-A/B 海水トレーナ閉塞共通原因故障	5.7E-12	0.2		○
		②非隔離事象 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	5.1E-12	0.1		○
		③逃がし安全弁閉開放 + HPCS-DG SW メンテナンスによる待機除外 + RHR S-A/B 海水トレーナ閉塞共通原因故障	4.7E-12	0.1		○
	手動停止/サポート系喪失 (手動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①交流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG SW メンテナンスによる待機除外 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	1.5E-11	0.4		○
		②交流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG SW 海水ストレーナ閉塞 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	7.3E-12	0.2		○
		③交流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG SW ポテンシャル起動失敗 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	5.7E-12	0.2		○
	手動停止/サポート系喪失 (手動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①計画外停止 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	1.3E-12	<0.1		○
		②計画外停止 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS-DG SW メンテナンスによる待機除外 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	1.0E-12	<0.1		○
		③計画外停止 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS-DG SW 海水ストレーナ閉塞 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	5.0E-13	<0.1		○
サポート系喪失 (自動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	2.4E-10	6.8	○		
	②直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	1.6E-10	4.6	○		
	③直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG SW メンテナンスによる待機除外 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	1.0E-10	3.0	○		
	④直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + RHR S-B 海水ストレーナ閉塞	8.1E-11	2.3	○		
	⑤直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B 海水ストレーナ閉塞	5.5E-11	1.6	○		
	⑥直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + RHR S-B 熱交入口弁開け忘れ	5.2E-11	1.5	○		
	⑦直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + RHR S-B 熱交出口弁開け忘れ	5.2E-11	1.5	○		
	⑧直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + RHR S-B 放出ライン排水弁開け忘れ	5.2E-11	1.5	○		
	⑨直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + L.P.C.I-B/C 起動信号共通原因故障 + L.P.C.I-B/C 起動操作失敗	4.3E-11	1.2	○		
	⑩直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B 熱交入口弁開け忘れ	3.5E-11	1.0	○		
	⑪直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B 熱交出口弁開け忘れ	3.5E-11	1.0	○		
	⑫直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B 放水ライン隔離弁開け忘れ	3.5E-11	1.0	○		
サポート系喪失 (自動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	⑬直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B 放水ライン排水弁開け忘れ	3.5E-11	1.0	○		
	⑭直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B 海水ストレーナ閉塞	3.5E-11	1.0	○		
	⑮直流電源故障 (区分 I) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS-DG 運転継続失敗 + RHR S-A メンテナンスによる待機除外	1.3E-12	<0.1	○*1		
	⑯直流電源故障 (区分 II) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS-DG 運転継続失敗 + RHR S-A メンテナンスによる待機除外	1.3E-12	<0.1	○		
	⑰直流電源故障 (区分 I) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-B メンテナンスによる待機除外	8.5E-13	<0.1	○		
	⑱直流電源故障 (区分 II) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + HPCS-DG 起動失敗 + RHR S-A メンテナンスによる待機除外	8.5E-13	<0.1	○*1		

*1 区分 II 直流電源母線喪失時は中央制御室からの低圧代替注水系 (常設) 注入弁の遠隔操作が不可となるが、現場での注入弁開操作により炉心損傷防止可能。

【高圧注水・減圧機能喪失】

いずれの事故シーケンスにおいても，注水不能認知失敗のヒューマンエラー，原子炉減圧失敗のヒューマンエラーにより減圧機能が喪失するカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては，過渡時自動減圧機能による原子炉減圧が有効である。

第 1-2 表 「高圧注水・減圧機能喪失」における主要なカットセット

事故シーケンス		炉心 損傷頻度 (/炉年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/炉年)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
高 圧 注 水 ・ 減 圧 機 能 喪 失 T Q U X	過渡事象 + 高圧炉心冷却失敗 + 手動減圧失敗	9.4E-09	①非隔離事象 + HPCS-DG SWメンテナンスによる待機除外 + R I C ポンプ起動失敗 + 原子炉手動減圧失敗	1.7E-10	0.8	・ 過渡時自動減圧機能	○
			②非隔離事象 + HPCS-DG SW ストレーナ閉塞 + R I C ポンプ起動失敗 + 原子炉手動減圧失敗	8.1E-11	0.4		○
			③非隔離事象 + HPCS-DG SWメンテナンスによる待機除外 + R I C ポンプ起動失敗 + 注水不能認知失敗	6.7E-11	0.3		○
	手動停止/サポート系喪失 (手動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 手動減圧失敗	2.6E-09	①交流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG SWメンテナンスによる待機除外 + 原子炉手動減圧失敗	1.0E-10	0.5		○
			②交流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG SW 海水ストレーナ閉塞 + 原子炉手動減圧失敗	4.8E-11	0.2		○
			③計画外停止 + HPCS-DG SWメンテナンスによる待機除外 + R I C ポンプ起動失敗 + 原子炉手動減圧失敗	4.3E-11	0.2		○
	サポート系喪失 (自動停止) + 高圧炉心冷却失敗 + 手動減圧失敗	8.3E-09	①直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + 原子炉手動減圧失敗	1.6E-09	7.8		○
			②直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + 原子炉手動減圧失敗	1.1E-09	5.3		○
			③直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DGメンテナンスによる待機除外 + 原子炉手動減圧失敗	6.8E-10	3.4		○
			④直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 運転継続失敗 + 注水不能認知失敗	6.3E-10	3.1		○
			⑤直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DG 起動失敗 + 注水不能認知失敗	4.3E-10	2.1		○
			⑥直流電源故障 (区分 I) + HPCS-DGメンテナンス + 注水不能認知失敗	2.7E-10	1.3		○

【全交流動力電源喪失（長期TB）】

いずれの事故シーケンスにおいても，非常用ディーゼル発電機及び高圧炉心スプレイ系非常用ディーゼル発電機の故障が重畳して全交流動力電源喪失に至るカットセット並びに軽油貯蔵タンク閉塞／破損により全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては，代替交流電源や交流動力電源に依存しない代替注水手段が有効である。

第1-3表 「全交流動力電源喪失（長期TB）」における
主要なカットセット

事故シーケンス		炉心 損傷頻度 (/1年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/1年)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 (%) *1	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
全交流動力電源喪失 長期TB	外部電源喪失 + DG失敗 + HPCS失敗 (蓄電池枯渇後RCIC停止)	5.7E-08	①外部電源喪失 +軽油貯蔵タンク閉塞	4.8E-08	61.9	・低圧代替注水系（可搬型）	○
			②外部電源喪失 +軽油貯蔵タンク破損	3.2E-09	4.1		○
			③外部電源喪失 +DG-2C/2D運転継続失敗共通原因故障 +HPCS-DG運転継続失敗	4.6E-10	0.6		○
	サボート系喪失（直流電源故障） (外部電源喪失) + DG失敗 + HPCS失敗 (蓄電池枯渇後RCIC停止)	2.0E-08	①直流電源故障（区分II） +軽油貯蔵タンク閉塞	3.2E-09	4.1		○
			②直流電源故障（区分II） +DG-2C運転継続失敗 +HPCS-DG運転継続失敗	1.4E-09	1.9		○
			③直流電源故障（区分II） +DG-2C運転継続失敗 +HPCS-DG起動失敗	9.8E-10	1.3		○
			④直流電源故障（区分II） +DG-2C起動失敗 +HPCS-DG運転継続失敗	9.8E-10	1.3		○

*1 全交流動力電源喪失（長期TB）の炉心損傷頻度に対する寄与割合を示す

【全交流動力電源喪失（T B D， T B U）】

○ T B D

高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機の故障又は保守点検による待機除外と蓄電池の故障が重畳し，全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

○ T B U

いずれの事故シーケンスにおいても，非常用ディーゼル発電機及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機の故障の重畳又は軽油貯蔵タンクの閉塞／破損により全交流動力電源喪失に至り，ポンプ故障，保守点検のための待機除外，流量制御器故障，直流電源喪失等が要因となって原子炉隔離時冷却系が機能喪失するカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては，高圧代替注水手段による原子炉注水又は代替直流電源による原子炉減圧後の低圧代替注水手段による原子炉注水が有効である。

また，全交流動力電源喪失（T B U）における高圧代替注水系と設計基準事故対処設備の共有部分となる注入弁や蒸気供給弁の故障を伴うカットセットについては，高圧代替注水系に期待が出来ないものの，事故シーケンスグループに対する寄与割合は0.1%未満と非常に小さい。また，これらの故障が発生した場合においても，常設代替交流電源設備により交流動力電源を回復し低圧代替注水系（常設）により原子炉注水を実施することで炉心損傷防止が可能である。

第1-4表 「全交流動力電源喪失（TBD, TBU）」
における主要なカットセット

事故シーケンス		炉心 損傷頻度 (/伊年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/伊年)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合*1 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
全交流動力電源喪失	TBD 外部電源喪失 + 直流電源喪失 + HPCS 失敗	6.0E-12	①外部電源喪失 + 蓄電池-A/B 給電失敗共通原因故障 + HPCS-DG 運転継続失敗	1.6E-12	<0.1	- 低圧代替注水系 (可搬型)	○
			②外部電源喪失 + 蓄電池-A/B 給電失敗共通原因故障 + HPCS-DG 起動失敗	1.1E-12	<0.1		○
			③外部電源喪失 + 蓄電池-A/B 給電失敗共通原因故障 + HPCS-DG メンテナンスによる待機除外	6.8E-13	<0.1		○
	外部電源喪失 + DG 失敗 + 高圧炉心冷却失敗	2.0E-10	①外部電源喪失 + 軽油貯蔵タンク閉塞 + R I C ポンプ起動失敗	7.1E-11	0.3		○
			②外部電源喪失 + 軽油貯蔵タンク閉塞 + R I C メンテナンスによる待機除外	4.6E-11	0.2		○
			③外部電源喪失 + 軽油貯蔵タンク閉塞 + R I C 流量制御器故障	7.7E-12	<0.1		○
	TBU サポート系喪失 (直流電源故障) (外部電源喪失) + DG 失敗 + 高圧炉心冷却失敗	2.1E-08	①直流電源故障 (区分 I) + 軽油貯蔵タンク閉塞	3.2E-09	15.3		○
			②直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D 運転継続失敗 + HPCS-DG 運転継続失敗	1.4E-09	6.9		○
			③直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D 運転継続失敗 + HPCS-DG 起動失敗	9.8E-10	4.7		○
			④直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D 起動失敗 + HPCS-DG 運転継続失敗	9.8E-10	4.7		○
			⑤直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D 起動失敗 + HPCS-DG 起動失敗	6.7E-10	3.2		○
			⑥直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D メンテナンス + HPCS-DG 運転継続失敗	6.3E-10	3.0		○
⑦直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D 運転継続失敗 + HPCS-DG メンテナンス			6.3E-10	3.0	○		
⑧直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D メンテナンス + HPCS-DG 起動失敗			4.3E-10	2.0	○		
⑨直流電源故障 (区分 I) + DG-2 D 起動失敗 + HPCS-DG メンテナンス			4.3E-10	2.0	○		
⑩直流電源故障 (区分 I) + 軽油貯蔵タンク破損	2.1E-10	1.0	○				

*1 全交流動力電源喪失 (TBD, TBU) の炉心損傷頻度に対する寄与割合を示す

【全交流動力電源喪失（T B P）】

○ T B P

いずれの事故シーケンスにおいても，非常用ディーゼル発電機及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機の故障の重畳又は軽油タンクの閉塞／破損により全交流動力電源喪失に至り，逃がし安全弁の再閉鎖失敗により原子炉隔離時冷却系が機能喪失するカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては，代替交流電源や交流動力電源が不要な代替注水手段を確保することが有効である。

なお，高圧・低圧注水機能喪失における低圧代替注水系（常設）と設計基準事故対処設備の共有部分となる注入弁の故障を伴うカットセットについては，低圧代替注水系（常設）に期待が出来ないものの，事故シーケンスグループに対する寄与割合は0.1%未満と非常に小さくなっており，その場合においても常設代替交流電源設備により交流動力電源を回復し，低圧代替注水系（常設）により原子炉注水を実施することで炉心損傷防止が可能である。

第 1-5 表 「全交流動力電源喪失 (T B P)」

における主要なカットセット

事故シーケンス		炉心 損傷頻度 (/炉年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/炉年)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 ^{※1} (%)	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
全 交 流 動 力 電 源 喪 失	T B P	3. 0E-10	①外部電源喪失 + 軽油貯蔵タンク閉塞 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	2. 5E-10	47. 8	・ 低圧代替注水系 (可搬型)	○
			②外部電源喪失 + 軽油貯蔵タンク破損 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	1. 7E-11	3. 2		○
			③外部電源喪失 + D G - 2 C / 2 D 運転継続失敗共通原因故障 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + H P C S - D G 運転継続失敗	2. 4E-12	0. 5		○
	サポート系喪失 (直流電源故障) (外部電源喪失) + D G 失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + H P C S 失敗	2. 3E-10	①直流電源故障 (区分 I) + 軽油貯蔵タンク閉塞 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	1. 7E-11	3. 2		○
			①直流電源故障 (区分 II) + 軽油貯蔵タンク閉塞 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	1. 7E-11	3. 2		○
			③直流電源故障 (区分 I) + D G - 2 D 運転継続失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + H P C S - D G 運転継続失敗	7. 6E-12	1. 4		○
			③直流電源故障 (区分 II) + D G - 2 C 運転継続失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + H P C S - D G 運転継続失敗	7. 6E-12	1. 4		○
			③直流電源故障 (区分 I) + D G - 2 D 運転継続失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + H P C S - D G 運転継続失敗	7. 6E-12	1. 4		○

※1 全交流動力電源喪失 (T B P) の炉心損傷頻度に対する寄与割合を示す

【崩壊熱除去機能喪失】

TWについては、いずれの事故シーケンスにおいても、ポンプ故障、弁故障、ストレーナ閉塞、点検のための待機除外等の要因により、残留熱除去系又はそのサポート系である残留熱除去系海水系が機能喪失することにより崩壊熱除去機能が喪失するカットセット及び残留熱除去系操作失敗のヒューマンエラーにより崩壊熱除去機能が喪失するカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、残留熱除去系海水系が機能喪失している場合（取水機能喪失時）は、緊急用海水系及び残留熱除去系を用いた除熱又は格納容器圧力逃がし装置若しくは耐圧強化ベントによる除熱が有効である。また、残留熱除去系が機能喪失している場合（RHR故障時）は、格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベントによる除熱が有効である。

TBWについては、いずれの事故シーケンスにおいても、外部電源喪失及び非常用ディーゼル発電機の故障が重畳する等、交流電源の喪失に伴い崩壊熱除去機能喪失に至るカットセットも抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、常設代替交流電源設備により交流動力電源を回復することが有効である。なお、残留熱除去系海水系又は残留熱除去系の故障が重畳した場合は、TWと同様の対策が有効である。

第1-6表 「崩壊熱除去機能喪失」における主要なカットセット (1/2)

事故シナリオ	炉心損傷頻度 (/炉年)	主要なカットセット	炉心損傷頻度 (/炉年)	事故シナリオグループに対する寄与割合 (%) ※1	有効性を確認する主な対策	対策の有効性
崩壊熱除去機能喪失 TW	過渡事象 + RHR失敗	①非隔離事象 + RHR系操作失敗	1.9E-05	30.7	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		②原子炉緊急停止系誤動作等 + RHR系操作失敗	6.0E-06	9.9		○
		③隔離事象 + RHR系操作失敗	2.9E-06	4.9	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		④水位低下事象 + RHR系操作失敗	2.9E-06	4.9		○
		④非隔離事象 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-06	4.8	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
		⑤全給水喪失 + RHR系操作失敗	1.1E-06	1.8	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		⑦原子炉緊急停止系誤動作等 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	9.4E-07	1.6	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
		⑧非隔離事象 + RHR S-A/B流量調整弁開失敗共通原因故障	6.1E-07	1.0	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		⑨隔離事象 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	4.6E-07	0.8	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
		⑩水位低下事象 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	4.6E-07	0.8		○
		⑪外部電源喪失 + RHR系操作失敗	4.5E-07	0.7	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		⑫非隔離事象 + RHR-A/B熱交バイパス弁開失敗共通原因故障	3.8E-07	0.6		○
		⑬非隔離事象 + RHR S-A/B/C/Dポンプ起動失敗共通原因故障	3.5E-07	0.6	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
		⑭非隔離事象 + RHR-A/Bポンプ起動失敗共通原因故障	3.1E-07	0.5	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		⑮非隔離事象 + RHR-A/Bポンプ室空調ファン起動失敗共通原因故障	3.1E-07	0.5		○
		⑯原子炉緊急停止系誤動作等 + RHR S-A/B流量調整弁開失敗共通原因故障	2.0E-07	0.3		○
		⑰非隔離事象 + RHR-A/Bポンプ運転継続失敗共通原因故障	1.7E-07	0.3		○
		⑱全給水喪失 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	1.7E-07	0.3	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
		⑲非隔離事象 + RHR-A/B/Cポンプ起動失敗共通原因故障	1.6E-07	0.3	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		⑳非隔離事象 + RHR-A/B/Cポンプ室空調ファン起動失敗共通原因故障	1.6E-07	0.3		○
㉑原子炉緊急停止系誤動作等 + RHR-A/B熱交バイパス弁開失敗共通原因故障	1.2E-07	0.2	○			
㉒原子炉緊急停止系誤動作等 + RHR S-A/B/C/Dポンプ起動失敗共通原因故障	1.1E-07	0.2	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○		
㉓原子炉緊急停止系誤動作等 + RHR-A/Bポンプ起動失敗共通原因故障	1.0E-07	0.2	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○		
㉔原子炉緊急停止系誤動作等 + RHR-A/Bポンプ室空調ファン起動失敗共通原因故障	1.0E-07	0.2		○		
過渡事象 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR失敗	3.8E-07	①逃がし安全弁誤開放 + RHR系操作失敗	1.1E-07	0.2	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		②非隔離事象 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR系操作失敗	9.7E-08	0.2		○
		③逃がし安全弁誤開放 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	1.7E-08	<0.1	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
手動停止/サポート系喪失 (手動停止) + RHR失敗	9.9E-06	①計画外停止 + RHR系操作失敗	4.7E-06	7.8	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		②計画外停止 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	7.4E-07	1.2		○
		③残留熱除去系海水系故障 (区分Ⅰ) + RHR S-Bメンテナンスによる待機除外	2.7E-07	0.4	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
		④残留熱除去系海水系故障 (区分Ⅱ) + RHR S-Aメンテナンスによる待機除外	2.7E-07	0.4		○
		⑤計画外停止 + RHR S-A/B流量調整弁開失敗共通原因故障	1.5E-07	0.3	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○

※1 崩壊熱除去喪失 (TW, TBW) の炉心損傷頻度に対する寄与割合を示す

第1-6表 「崩壊熱除去機能喪失」における主要なカットセット (2/2)

事故シナリオ	炉心 損傷頻度 (/1年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/1年)	事故シナリオ グループに対する 寄与割合*1 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
T W	手動停止/サポート系喪失 (手動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR失敗	①計画外停止 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR系操作失敗	2.5E-08	< 0.1	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		②計画外停止 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	3.9E-09	< 0.1		○
		③残留熱除去系海水系故障 (区分Ⅰ) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR S-Bメンテナンスによる待機除外	1.4E-09	< 0.1		○
	サポート系喪失 (自動停止) + RHR失敗	④残留熱除去系海水系故障 (区分Ⅱ) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR S-Aメンテナンスによる待機除外	1.4E-09	< 0.1		○
		①直流電源故障 (区分Ⅰ) + RHR S-Bメンテナンスによる待機除外	1.0E-07	0.2		○
		①直流電源故障 (区分Ⅱ) + RHR S-Aメンテナンスによる待機除外	1.0E-07	0.2	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
	サポート系喪失 (自動停止) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR失敗	②交流電源故障 (区分Ⅱ) + RHR S-Aメンテナンスによる待機除外	5.7E-08	< 0.1		○
		①直流電源故障 (区分Ⅰ) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR S-Bメンテナンスによる待機除外	5.4E-10	< 0.1		○
		①直流電源故障 (区分Ⅱ) + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 + RHR S-Aメンテナンスによる待機除外	5.4E-10	< 0.1		○
	小破断 LOCA + RHR失敗	②交流電源故障 (区分Ⅱ) + RHR S-Aメンテナンスによる待機除外	3.0E-10	< 0.1		○
		①小破断 LOCA + RHR系操作失敗	3.3E-08	< 0.1	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○
		②小破断 LOCA + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	5.2E-09	< 0.1		○
中破断 LOCA + RHR失敗	③小破断 LOCA + RHR S-A/B流量調整弁開閉失敗共通原因故障	1.1E-09	< 0.1	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○	
	①中破断 LOCA + RHR系操作失敗	2.2E-08	< 0.1	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○	
	②中破断 LOCA + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	3.4E-09	< 0.1		○	
大破断 LOCA + RHR失敗	③中破断 LOCA + RHR S-A/B流量調整弁開閉失敗共通原因故障	7.2E-10	< 0.1	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○	
	①大破断 LOCA + RHR系操作失敗	2.2E-09	< 0.1	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○	
	②大破断 LOCA + RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	3.4E-10	< 0.1	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○	
外部電源喪失 + DG失敗 (HPCS成功)	③大破断 LOCA + RHR S-A/B流量調整弁開閉失敗共通原因故障	7.2E-11	< 0.1	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし装置 又は耐圧強化ベント	○	
	①外部電源喪失 + DG-2C/2D運転継続失敗共通原因故障	2.0E-07	0.3		○	
	②外部電源喪失 + DG-2C/2D起動失敗共通原因故障	1.3E-07	0.2		○	
外部電源喪失 + DG失敗 (HPCS成功)	③外部電源喪失 + DG SW-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障	7.2E-08	0.1		○	
	①外部電源喪失 + DG-2C/2D運転継続失敗共通原因故障 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	1.0E-09	< 0.1		○	
	②外部電源喪失 + DG-2C/2D起動失敗共通原因故障 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	7.0E-10	< 0.1		○	
外部電源喪失 + 直流電源喪失 (HPCS成功)	③外部電源喪失 + DG SW-A/B海水ストレーナ閉塞共通原因故障 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	3.7E-10	< 0.1		○	
	①外部電源喪失 + 蓄電池-A/B給電失敗共通原因故障	6.9E-10	< 0.1		○	
	②外部電源喪失 + 蓄電池-A/B給電失敗共通原因故障 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	3.6E-12	< 0.1		○	
外部電源喪失 + 蓄電池-A給電失敗 + 蓄電池-B給電失敗	③外部電源喪失 + 蓄電池-A給電失敗 + 蓄電池-B給電失敗	1.7E-12	< 0.1		○	
	サポート系喪失 (直流電源故障) (外部電源喪失) + DG失敗 (HPCS成功)	①直流電源故障 (区分Ⅰ) + DG-2D運転継続失敗	6.3E-07	1.0	・常設代替交流電源設備	○
		①直流電源故障 (区分Ⅱ) + DG-2C運転継続失敗	6.3E-07	1.0		○
③直流電源故障 (区分Ⅰ) + DG-2D起動失敗		4.3E-07	0.7		○	
③直流電源故障 (区分Ⅱ) + DG-2C起動失敗		4.3E-07	0.7		○	
⑤直流電源故障 (区分Ⅰ) + DG-2Dメンテナンスによる待機除外		2.7E-07	0.5		○	
⑤直流電源故障 (区分Ⅱ) + DG-2Cメンテナンスによる待機除外		2.7E-07	0.5		○	
サポート系喪失 (直流電源故障) (外部電源喪失) + DG失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗 (HPCS成功)	①直流電源故障 (区分Ⅰ) + DG-2D運転継続失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	3.3E-09	< 0.1		○	
	①直流電源故障 (区分Ⅱ) + DG-2C運転継続失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	3.3E-09	< 0.1		○	
	③直流電源故障 (区分Ⅰ) + DG-2D起動失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	2.2E-09	< 0.1		○	
	③直流電源故障 (区分Ⅱ) + DG-2C起動失敗 + 逃がし安全弁再閉鎖失敗	2.2E-09	< 0.1		○	

*1 崩壊熱除去喪失 (T W, T B W) の炉心損傷頻度に対する寄与割合を示す

【原子炉停止機能喪失】

いずれの事故シーケンスにおいても、電氣的故障としてスクラムコンタクタの故障を原子炉停止機能喪失の要因とするカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、A T W S 緩和設備（代替再循環系ポンプトリップ機能）及びほう酸水注入系による対応が有効である。

なお、直流電源故障（区分Ⅰ，Ⅱ）時は当該区分のA T W S 緩和設備（代替再循環系ポンプトリップ機能）が機能しないが、これらのカットセットの寄与は全炉心損傷頻度及び事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度に対して非常に小さくなっており、また、その場合においても再循環系ポンプの手動停止に期待でき、ほう酸水注入系も健全であることから炉心損傷防止が可能である。

また、L O C A 起因の原子炉停止失敗時には、原子炉冷却材の流出により、ほう酸水注入系が有効に機能しないことも考えられるが、これらのカットセットの炉心損傷頻度は非常に小さくなっており、また、その場合においてもA T W S 緩和設備（代替制御棒挿入機能）による反応度制御により対応可能である。

第 1-7 表 「原子炉停止機能喪失」における主要なカットセット

事故シーケンス		炉心 損傷頻度 (/1年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/1年)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
原子炉停止機能喪失	過渡事象 + 原子炉停止失敗	2.5E-08	①非隔離事象 + スクラムコンタクター-A/C 作動失敗共通原因故障	4.6E-09	18.0	・ A TWS 線と設備 (代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ ほう酸水注入系	○
			①非隔離事象 + スクラムコンタクター-B/D 作動失敗共通原因故障	4.6E-09	18.0		○
			①非隔離事象 + スクラムコンタクター-E/G 作動失敗共通原因故障	4.6E-09	18.0		○
			①非隔離事象 + スクラムコンタクター-F/H 作動失敗共通原因故障	4.6E-09	18.0		○
	サポート系喪失 (自動停止) + 原子炉停止失敗	3.8E-11	①直流電源故障 (区分 I) + スクラムコンタクター-B/D 作動失敗共通原因故障	7.6E-12	<0.1	・ A TWS 線と設備 (代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ ほう酸水注入系	○ ^{※1}
			①直流電源故障 (区分 I) + スクラムコンタクター-F/H 作動失敗共通原因故障	7.6E-12	<0.1		○ ^{※1}
			①直流電源故障 (区分 II) + スクラムコンタクター-A/C 作動失敗共通原因故障	7.6E-12	<0.1		○ ^{※1}
			①直流電源故障 (区分 II) + スクラムコンタクター-E/G 作動失敗共通原因故障	7.6E-12	<0.1		○ ^{※1}
	小破断 LOCA + 原子炉停止失敗	3.2E-11	①小破断 LOCA + スクラムコンタクター-A/C 作動失敗共通原因故障	8.1E-12	<0.1	・ A TWS 線と設備 (代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ A TWS 線と設備 (代替制御棒挿入機能)	○ ^{※2}
			①小破断 LOCA + スクラムコンタクター-B/D 作動失敗共通原因故障	8.1E-12	<0.1		○ ^{※2}
			①小破断 LOCA + スクラムコンタクター-E/G 作動失敗共通原因故障	8.1E-12	<0.1		○ ^{※2}
			①小破断 LOCA + スクラムコンタクター-F/H 作動失敗共通原因故障	8.1E-12	<0.1		○ ^{※2}
	中破断 LOCA + 原子炉停止失敗	2.2E-11	①中破断 LOCA + スクラムコンタクター-A/C 作動失敗共通原因故障	5.4E-12	<0.1	・ A TWS 線と設備 (代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ A TWS 線と設備 (代替制御棒挿入機能)	○ ^{※2}
			①中破断 LOCA + スクラムコンタクター-B/D 作動失敗共通原因故障	5.4E-12	<0.1		○ ^{※2}
			①中破断 LOCA + スクラムコンタクター-E/G 作動失敗共通原因故障	5.4E-12	<0.1		○ ^{※2}
			①中破断 LOCA + スクラムコンタクター-F/H 作動失敗共通原因故障	5.4E-12	<0.1		○ ^{※2}
	大破断 LOCA + 原子炉停止失敗	2.2E-12	①大破断 LOCA + スクラムコンタクター-A/C 作動失敗共通原因故障	5.4E-13	<0.1	・ A TWS 線と設備 (代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ A TWS 線と設備 (代替制御棒挿入機能)	○ ^{※2}
			①大破断 LOCA + スクラムコンタクター-B/D 作動失敗共通原因故障	5.4E-13	<0.1		○ ^{※2}
			①大破断 LOCA + スクラムコンタクター-E/G 作動失敗共通原因故障	5.4E-13	<0.1		○ ^{※2}
			①大破断 LOCA + スクラムコンタクター-F/H 作動失敗共通原因故障	5.4E-13	<0.1		○ ^{※2}

※1 直流電源故障 (区分 I, II) 時は当該区分の代替再循環ポンプトリップ回路が機能しないが、代替再循環ポンプの手動停止に期待することが可能であり、ほう酸水注入系も健全であることから炉心損傷防止可能
 ※2 LOCA時は原子炉冷却材の流出によりほう酸水注入系が有効に機能しないことも考えられるが、代替制御棒挿入機能による反応度制御に期待することで炉心損傷を防止可能

【L O C A時注水機能喪失】

○中破断L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗, 小破断L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗

高圧注水機能のうち, 高圧炉心スプレイ系が喪失する主要な要因として高圧炉心スプレイ系の弁の故障及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機海水系のメンテナンス/ストレーナ閉塞が, 原子炉隔離時冷却系*が喪失する主要な要因として復水貯蔵タンクからサプレッション・チェンバへの切替操作失敗及び原子炉隔離時冷却系ポンプ起動失敗が抽出されている。また, 低圧注水機能が喪失する要因としてサポート系である残留熱除去系海水系のストレーナ閉塞がカットセット上位に抽出されている。

※ 小破断L O C A時のみ抽出される (中破断L O C A時は原子炉隔離時冷却系に期待していない)

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては, 低圧代替注水系 (常設) の注水容量の及ぶ範囲の破断面積までであれば, 原子炉手動減圧後の低圧代替注水系 (常設) による注水が有効である。

なお, 低圧代替注水系 (常設) と設計基準設備の共有部分となる注入弁の故障を伴うカットセットについては, 低圧代替注水系 (常設) に期待が出来ないものの, 事故シーケンスグループに対する寄与割合は 0.1%未満と非常に小さい。また, 注入弁の故障が重畳した場合は, 炉心損傷防止が困難である。

○中破断L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 原子炉減圧失敗, 小破断L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 原子炉減圧失敗

高圧注水機能が喪失する主要な要因として高圧炉心スプレイ系の弁

の故障及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機海水系のメンテナンス／ストレーナ閉塞が，減圧機能及び原子炉隔離時冷却系※が喪失する要因として水位トランスミッタの故障と認知失敗の重畳がカットセット上位に抽出されている。

※ 小破断 L O C A 時のみ抽出される（中破断 L O C A 時は原子炉隔離時冷却系に期待していない）

中破断 L O C A 及び小破断 L O C A 時における減圧操作に対する認知失敗については，発生した場合は炉心損傷を防止することができないが，L O C A が発生しているにもかかわらず，認知に失敗したまま長時間気づかないことは現実的には考え難く，これら認知失敗が含まれるカットセットの炉心損傷頻度は非常に小さくなっている。また，上位のカットセットには含まれていないが自動減圧回路の機能喪失要因が格納容器圧力高信号を発信する機器の故障等であれば，過渡時自動減圧回路による原子炉減圧にも期待できる。

なお，中破断 L O C A 時のいずれのカットセットにおいても，L O C A の破断面積の大きさが一定の範囲を超えるような場合は，炉心損傷を防止することができないが，これらの炉心損傷防止対策が有効に機能しないカットセットについては，格納容器破損防止対策により原子炉格納容器の閉じ込め機能に期待できることを確認することとしている。

第1-8表 「LOCA時注水機能喪失」における主要なカットセット

事故シナリオ	炉心損傷頻度 (/炉年)	主要なカットセット	炉心損傷頻度 (/炉年)	事故シナリオグループに対する蓄与割合 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の有効性
S 2 E	小破断 LOCA + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①小破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + RCIC 水源切替操作失敗 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	4.3E-15	<0.1		○
		②小破断 LOCA + HPCS-DGSW メンテナンスによる待機除外 + RCIC 水源切替操作失敗 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	3.5E-15	<0.1		○
		③小破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + RCIC ボンプ起動失敗 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.5E-15	<0.1		○
	小破断 LOCA + 高圧炉心冷却失敗 + 原子炉減圧失敗	①小破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + 原子炉水位トランスミッタ (L-1) -A/B/C/D 作動失敗 共通原因故障 + 注水不能認知失敗	4.8E-16	<0.1		○
		②小破断 LOCA + HPCS-DGSW メンテナンスによる待機除外 + 原子炉水位トランスミッタ (L-1) -A/B/C/D 作動失敗 共通原因故障 + 注水不能認知失敗	3.9E-16	<0.1		○
		③小破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + 原子炉水位トランスミッタ (L-1) -A/B/C/D 作動失敗 共通原因故障 + RCIC 起動操作失敗 + 原子炉手動減圧失敗	2.3E-16	<0.1		○
L O C A 時 注 水 機 能 喪 失	中破断 LOCA + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①中破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	1.1E-12	5.3		△ ^①
		②中破断 LOCA + HPCS-DGSW メンテナンスによる待機除外 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	9.3E-13	4.3		△ ^①
		③中破断 LOCA + HPCS-DGSW 海水ストレーナ閉塞 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	4.5E-13	2.1		△ ^①
		④中破断 LOCA+HPCS+DGSW ボンプ起動失敗+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	3.5E-13	1.6		△ ^①
		⑤中破断 LOCA+HPCS メンテナンス+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	3.4E-13	1.6		△ ^①
		⑥中破断 LOCA+HPCS-DG 軽油ストレーナ閉塞+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①
		⑦中破断 LOCA+HPCS クラウ入口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①
		⑧中破断 LOCA+HPCS メカシールクラウ入口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①
		⑨中破断 LOCA+HPCS クラウ出口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①
		⑩中破断 LOCA+HPCS ボンプ室空調 1 冷却水入口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①
		⑪中破断 LOCA+HPCS ボンプ室空調 1 冷却水出口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①
		⑫中破断 LOCA+HPCS ボンプ室空調 2 冷却水入口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①
	⑬中破断 LOCA+HPCS ボンプ室空調 2 冷却水出口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
	⑭中破断 LOCA+HPCS ボンプ室空調 クラウ元弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
	⑮中破断 LOCA+HPCS-DGSW ボンプ出口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
	⑯中破断 LOCA+HPCS-DGSW 放出ライン隔離弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
	⑰中破断 LOCA+HPCS-DGSW 放出ライン排水弁 1 開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
	⑱中破断 LOCA+HPCS-DGSW 放出ライン排水弁 2 開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
	⑲中破断 LOCA+HPCS-DGSW エンジンエアークラウ入口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
	⑳中破断 LOCA+HPCS-DGSW エンジンエアークラウ入口弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①	
㉑中破断 LOCA+HPCS-DGSW 系統出口隔離弁開け忘れ+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.9E-13	1.3		△ ^①		
㉒中破断 LOCA+HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗+RHR S-流量調整弁開失敗共通原因故障	2.4E-13	1.1		△ ^①		
㉓中破断 LOCA+復水貯蔵タンク A 真空逃がし弁作動失敗+HPCS 水源切替操作失敗+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.3E-13	1.1		△ ^①		
㉔中破断 LOCA+復水貯蔵タンク B 真空逃がし弁作動失敗+HPCS 水源切替操作失敗+RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	2.3E-13	1.1		△ ^①		
中破断 LOCA + 高圧炉心冷却失敗 + 原子炉減圧失敗	①中破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + 原子炉水位トランスミッタ (L-1) -A/B/C/D 作動失敗 共通原因故障 + 注水不能認知失敗	1.3E-13	0.6		△ ^①	
	②中破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + 原子炉水位トランスミッタ (L-3) -A/B 作動失敗共通原因故障 + 注水不能認知失敗	1.3E-13	0.6		△ ^①	
	③中破断 LOCA + HPCS-DGSW メンテナンスによる待機除外 + 原子炉水位トランスミッタ (L-1) -A/B/C/D 作動失敗 共通原因故障 + 注水不能認知失敗	1.0E-13	0.5		△ ^①	
A E	大破断 LOCA + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗	①大破断 LOCA + HPCS 入口逆止弁 (S/P 側) 開失敗 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	1.1E-13	0.5		-
		②大破断 LOCA + HPCS-DGSW メンテナンスによる待機除外 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	9.3E-14	0.4		-
		③大破断 LOCA + HPCS-DGSW 海水ストレーナ閉塞 + RHR S-A/B 海水ストレーナ閉塞共通原因故障	4.5E-14	0.2		-

※1 LOCA の破断面積が低圧代替注水系 (常設) の注水容量を超える場合は炉心損傷を防止できない

【格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）】

いずれの事故シーケンスにおいても，原子炉冷却材圧力バウンダリにおける複数の隔離弁が，施設定期検査時の通常状態への復旧失敗や機械的故障が重畳することで同時に機能喪失し，低圧設計配管が過圧され破断するカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては，格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）が発生した系統以外の高圧注水機能又は低圧注水機能（原子炉を減圧した後に使用）を用いた原子炉注水が有効である。その後は，隔離弁の再閉操作等，破断箇所の隔離を試みるとともに，使用可能な緩和設備による水位維持，除熱を行うことで，炉心を安定状態とすることが可能である。

第1-9表 「格納容器バイパス」における主要なカットセット

事故シーケンス		炉心 損傷頻度 (/年)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/年)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の 有効性
格納 容器 バイ パス	I S L O C A インターフェイスシステムLOCA	4.8E-10	①RHR-Aテスタブル逆止弁定期試験 +RHR-A注入弁定期試験時の通常状態への復旧失敗 +RHR-Aテスタブル逆止弁閉失敗 +RHR-A吐出配管破断	1.5E-10	30.4	・破損系統を除く原子炉注水 機能 ・破損系統の隔離	○
			①RHR-Bテスタブル逆止弁定期試験 +RHR-B注入弁定期試験時の通常状態への復旧失敗 +RHR-Bテスタブル逆止弁閉失敗 +RHR-B吐出配管破断	1.5E-10	30.4		○
			②RHR-Cテスタブル逆止弁定期試験 +RHR-C注入弁定期試験時の通常状態への復旧失敗 +RHR-Cテスタブル逆止弁閉失敗 +RHR-C吐出配管破断	5.9E-11	12.1		○
			④RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁内部リーク +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁内部リーク +RHR低圧配管破断	1.7E-11	3.6		○
			⑤RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁内部リーク +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁内部リーク +RHR低圧配管破断	1.7E-11	3.6		○
			⑥RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁誤開 +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁内部リーク +RHR低圧配管破断	1.1E-11	2.2		○
			⑦RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁誤開 +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁内部リーク +RHR低圧配管破断	1.1E-11	2.2		○
			⑧RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁内部リーク +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁誤開 +RHR低圧配管破断	1.1E-11	2.2		○
			⑨RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁内部リーク +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁誤開 +RHR低圧配管破断	1.1E-11	2.2		○
			⑩HPCSテスタブル逆止弁定期試験 +HPCS注入弁内部リーク +HPCSポンプ出口逆止弁内部リーク +HPCS低圧配管破断	8.6E-12	1.8		○
			⑪RHR-Aテスタブル逆止弁定期試験 +RHR-A注入弁定期試験時の通常状態への復旧失敗 +RHR-A逆止弁操作スイッチ開失敗 +RHR-A吐出配管破断	8.2E-12	1.7		○
			⑫RHR-Bテスタブル逆止弁定期試験 +RHR-B注入弁定期試験時の通常状態への復旧失敗 +RHR-B逆止弁操作スイッチ開失敗 +RHR-B吐出配管破断	8.2E-12	1.7		○
			⑬RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁誤開 +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁誤開 +RHR低圧配管破断	6.5E-12	1.3		○
			⑭RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器内隔離弁誤開 +RHR停止時冷却ライン（吸込） 格納容器外隔離弁誤開 +RHR低圧配管破断	6.5E-12	1.3		○
			⑮RHR-Aテスタブル逆止弁定期試験 +RHR-A注入弁定期試験時の通常状態への復旧失敗 +RHR-A逆止弁閉失敗+RHR-A熱交換器破損	4.9E-12	1.0		○
⑯RHR-Bテスタブル逆止弁定期試験 +RHR-B注入弁定期試験時の通常状態への復旧失敗 +RHR-B逆止弁閉失敗 +RHR-B熱交換器破損	4.9E-12	1.0	○				

1-2. F V 重要度に照らした重大事故等対処設備の有効性

(1) 実施内容

F V 重要度の高い基事象に対し，その基事象の発生に伴って生じる系統機能の喪失に重大事故等防止対策が有効であるか定性的に分析した。

なお，今回の整理は定量的に評価した F V 重要度に対し対策の有効性の観点で定性的な考察を加えたものであり，あくまで定性的な分析である。対策の有効性を定量的に把握する観点では，新たに講じた対策をモデル化した上で P R A を実施し，その結果を比較することが望ましいが，今回はプラント運転時の内部事象出力運転時レベル 1 P R A の F V 重要度を定量的な検討材料として分析することとし，この確認を実施した。

(2) 選定条件

事故シーケンスグループ別に F V 重要度を分析し，その値が $1E-3$ を超える基事象について，重大事故等防止対策が有効であるか確認することとした。F V 重要度が小さい基事象は，重大事故等防止対策による対応が可能であったとしても，炉心損傷頻度の低減効果が小さいことから，事故シーケンスグループの支配的なリスク要因を網羅的に確認する範囲として， $1E-3$ を基準とすることとし， $1E-3$ 未満の基事象については確認対象外とした。

(3) 確認結果

F V 重要度が $1E-3$ を超える基事象を確認したところ，「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」及び「インターフェイスシステム L O C A」については，抽出された

全ての基事象に対して、定性的には何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。また、「L O C A 時注水機能喪失」については、L O C A の破断面積が大きい場合には、抽出された一部の基事象に対して、定性的には有効な重大事故等対策が確認されなかった。

今回の内部事象出力運転時レベル 1 P R A では、「崩壊熱除去機能喪失」が炉心損傷頻度のほぼ 100% を占めており、「崩壊熱除去機能喪失」に対しては F V 重要度が $1E-3$ を超える全ての基事象に重大事故等対処設備（具体的には格納容器圧力逃がし装置等による除熱機能の代替）が有効であることを確認した。このことから、重大事故等対処設備によって、プラント運転開始時の内部事象レベル 1 P R A の全炉心損傷頻度は $1E-3$ 程度低減されるものと考えられる。また、重大事故等対処設備による内部事象を起因した炉心損傷リスクへの対策の網羅性は 99% 以上と整理できる。

事故シーケンスグループ別の確認結果については以下に示すとおり。

【高圧・低圧注水機能喪失】

F V 重要度が $1E-3$ を超える全ての基事象に何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。

支配的な基事象として、高圧炉心スプレー系ディーゼル発電機及び残留熱除去系海水系の故障並びに点検のための待機除外等が抽出されたが、これらに対しては低圧代替注水系（常設）による原子炉注水によって対応することが可能である。

【高圧注水・減圧機能喪失】

F V重要度が $1E-3$ を超える全ての基事象に何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。

支配的な基事象として、原子炉手動減圧失敗、注水不能認知失敗等のヒューマンエラーが抽出されたが、これらに対しては過渡時自動減圧機能による原子炉減圧が有効であり、その後の低圧炉心冷却によって対応することが可能である。

【全交流動力電源喪失（長期TB，TBU，TBP，TBD）】

F V重要度が $1E-3$ を超える全ての基事象に何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。

支配的な基事象として、非常用ディーゼル発電機、非常用蓄電池の故障等が抽出されたが、これらに対しては常設代替直流電源設備及び常設代替交流電源設備による電源復旧によって対応することが可能である。また、長期TBの場合については、原子炉隔離時冷却系の運転継続中に電源が不要となる低圧代替注水系（可搬型）による原子炉注水を確保することによって対応することも可能である。

【崩壊熱除去機能喪失】

F V重要度が $1E-3$ を超える全ての基事象に何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。

支配的な基事象として、残留熱除去系操作失敗のヒューマンエラー及び残留熱除去系、残留熱除去系海水系の故障等が抽出されたが、これらに対しては耐圧強化ベント又は格納容器圧力逃がし装置によって対応することが可能である。また、残留熱除去系海水系が故障した場合については、緊急用海水系によって対応することも可能である。

【原子炉停止機能喪失】

F V 重要度が $1E-3$ を超える全ての基事象に何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。

支配的な基事象として、スクラムコンタクタの故障が抽出されているが、これらに対しては A T W S 緩和設備（代替再循環系ポンプトリップ機能）及びほう酸水注入系によって対応することが可能である。

【L O C A 時注水機能喪失】

L O C A 時注水機能喪失については、L O C A の破断面積が大きい場合には炉心損傷防止が困難となるが、破断面積が一定の範囲内であれば、何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。

支配的な基事象として、残留熱除去系海水系、高圧炉心スプレイ系の故障等が抽出されたが、これらに対しては低圧代替注水系（常設）による原子炉注水によって対応することが可能である。また、この他に支配的な基事象として、注水不能認知失敗、原子炉手動減圧失敗等のヒューマンエラーが抽出されたが、これらに対しては低圧 E C C S が健全な状況であれば、過渡時自動減圧回路による減圧によって対応することも可能である。

【格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）】

F V 重要度が $1E-3$ を超える全ての基事象に何らかの重大事故等防止対策が有効であることを確認した。

支配的な基事象として、インターフェイスシステム L O C A 発生の起因となる配管破損及び隔離弁の閉め忘れ、故障等が抽出されたが、これらに対しては減圧による漏えい低減や発生個所の隔離によって対応することが可能である。

2. 内部事象運転時レベル1.5 PRA

2-1. 主要なカットセットに照らした重大事故等対処設備の有効性

(1) 選定条件

事故シーケンスの種類によっては展開されるカットセットが無数に存在するため、ここでは、各事象シーケンスについて以下の基準を基に主要なカットセットを抽出した。なお、格納容器先行破損シーケンスについては、炉心損傷防止対策の有効性を確認しているため、カットセットの分析対象から除外した。

- ・格納容器破損モードの各PDSの中で上位3位までのカットセット

各事故シーケンスにおける主要なカットセット及び格納容器破損防止対策の確認結果を第2-1表～第2-4表に示す。

(2) 主要なカットセットの確認結果

第2-1表～第2-4表に示したとおり、主要なカットセットレベルまで展開しても、格納容器破損防止対策により格納容器破損を防止できることを確認した。

【雰囲気圧力・温度による静的負荷（過圧破損）】

最も支配的な事故シーケンスは、T Q U Xによって炉心損傷に至った後に過圧破損に至るシーケンスとなる。本事故シーケンスにおける主要なカットセットとしては、直流電源（区分I）が故障し、H P C S - D Gの運転継続、原子炉減圧及びR H R スプレーに失敗することにより過圧破損に至る事象が抽出されている。

本破損モードに対する格納容器破損防止対策としては、常設代替交流電源設備及び常設代替直流電源設備による電源供給の対策に加え、低圧代替注水系（常設）による損傷炉心への注水、代替格納容器スプレー冷却系（常設）による格納容器冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱が有効である。

【雰囲気圧力・温度による静的負荷（過温破損）】

最も支配的な事故シーケンスは、長期T Bによって炉心損傷に至った後に過温破損に至るシーケンスとなる。本事故シーケンスにおける主要なカットセットとしては、外部電源喪失が発生し、軽油貯蔵タンク閉塞／破損やD G及びH P C S - D Gの故障の重畳によって全交流動力電源喪失に至ることにより、過温破損に至る事象が抽出されている。

本破損モードに対する格納容器破損防止対策としては、常設代替交流電源設備による電源供給の対策に加え、低圧代替注水系（常設）による損傷炉心への注水、代替格納容器スプレー冷却系（常設）による格納容器冷却、代替循環冷却系及び格納容器圧力逃がし装置による除熱が有効である。

第2-1表 「雰囲気圧力温度による静的負荷」における
 主要なカットセット

格納容器破損モード	フレンジ 損傷状態 (PDS)	CFR (/炉年)	主要なカットセット	CFR (/炉年)	事故シーケンス に対する寄与割合 (%)	主な対策	対策 有効性
雰囲気圧力温度による静的負荷 (過圧破損)	T Q U X	2.2E-09	①直流電源故障(区分1)+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗+RHRによる格納容器スプレイ操作失敗	1.8E-10	8.4	・常設代替交流電源設備 ・常設代替直流電源設備 ・低圧代替注水系(常設) ・代替格納容器スプレイ冷却系(常設) ・代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置	○
			②直流電源故障(区分1)+HPCS-DG起動失敗+原子炉手動減圧失敗+RHRによる格納容器スプレイ操作失敗	1.3E-10	5.7		○
			③直流電源故障(区分1)+HPCS-DG運転継続失敗+注水不能認知失敗+RHRによる格納容器スプレイ操作失敗	8.0E-11	3.7		○
雰囲気圧力温度による静的負荷 (過温破損)	T Q U X	6.3E-09	①直流電源故障(区分1)+HPCS-DG運転継続失敗+注水不能認知失敗+損傷炉心の冷却認知失敗	3.1E-10	5.0	・常設代替交流電源設備 ・常設代替直流電源設備 ・低圧代替注水系(常設) ・代替格納容器スプレイ冷却系(常設) ・代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置	○
			①直流電源故障(区分1)+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗+炉心損傷後の原子炉手動減圧失敗	3.1E-10	5.0		○
			③直流電源故障(区分1)+HPCS-DG起動失敗+原子炉手動減圧失敗+炉心損傷後の原子炉手動減圧失敗	2.1E-10	3.4		○
	長期TB	6.9E-08	①外部電源喪失+軽油貯蔵タンク閉塞	4.3E-08	62.2		○
			②外部電源喪失+軽油貯蔵タンク破損	2.8E-09	4.1		○
			③外部電源喪失+DG-2C、2D運転継続失敗共通要因故障+HPCS-DG運転継続失敗	4.1E-10	0.6		○
	T B U	4.2E-09	①直流電源故障(区分1)+軽油貯蔵タンク閉塞+原子炉手動減圧失敗	6.4E-10	15.2		○
			②直流電源故障(区分1)+DG-2D運転継続失敗+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗	2.9E-10	6.9		○
			③直流電源故障(区分1)+DG-2D起動失敗+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗	2.0E-10	4.7		○
			③直流電源故障(区分1)+DG-2D運転継続失敗+HPCS-DG起動失敗+原子炉手動減圧失敗	2.0E-10	4.7		○
	T B D	5.9E-12	①外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障+HPCS-DG運転継続失敗	1.6E-12	26.6		○
			②外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障+HPCS-DG起動失敗	1.1E-12	18.1		○
			③外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障+HPCS-DGメンテナンス	6.8E-13	11.5		○
	L O C A	2.1E-11	①中破断LOCA+HPCS入口逆止弁(S/P側)開失敗+RHR-A/B海水ストレーナ閉塞共通要因故障	1.1E-12	5.3		○
			②中破断LOCA+HPCS-DG SWメンテナンス+RHR-A/B海水ストレーナ閉塞共通要因故障	9.3E-13	4.3		○
③中破断LOCA+HPCS-DG SW海水ストレーナ閉塞+RHR-A/B海水ストレーナ閉塞共通要因故障			4.5E-13	2.1	○		

【高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱】

最も支配的な事故シーケンスは、長期TBによって炉心損傷に至った後に格納容器雰囲気直接加熱に至るシーケンスとなる。本事故シーケンスにおける主要なカットセットとしては、外部電源喪失が発生し、軽油貯蔵タンク閉塞／破損やDG及びHPCS-DGの故障の重畳によって全交流動力電源喪失に至ることにより、原子炉圧力容器が高圧状態で破損し、格納容器雰囲気直接加熱により格納容器破損に至る事象が抽出されている。

本破損モードについては、交流電源が喪失しても原子炉圧力容器の減圧操作は可能であることから、格納容器破損を防止することが可能である。

なお、ヒューマンエラーによる原子炉の減圧失敗については、発生した場合は格納容器破損を防止することができないが、認知に失敗したまま長時間気づかない場合や、操作に失敗したにもかかわらずその後の対応をとらないことは現実的には考え難く、これらのカットセットの炉心損傷頻度は非常に小さくなっている。

第2-2表 「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における
 主要なカットセット

格納容器破損モード	プラント 損傷状態 (PDS)	CFR (/炉年)	主要なカットセット	CFR (/炉年)	事故シーケンス に対する寄与割合 (%)	主な対策	対策 有効性
高圧溶融物放出／ 格納容器雰囲気直接加熱	TQUX	2.4E-11	①直流電源故障（区分1）+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗+炉心損傷後の原子炉手動減圧失敗+DCHによるPCV破損	1.2E-12	5.0	原子炉圧力容器破損までに逃がし安全弁による手動減圧	-
			①直流電源故障（区分1）+HPCS-DG運転継続失敗+注水不能認知失敗+損傷炉心の冷却認知失敗+DCHによるPCV破損	1.2E-12	5.0		-
			③直流電源故障（区分1）+HPCS-DG起動失敗+原子炉手動減圧失敗+炉心損傷後の原子炉手動減圧失敗+DCHによるPCV破損	7.9E-13	3.4		-
	長期TB	8.5E-09	①外部電源喪失+燃料貯蔵タンク閉塞+DCHによるPCV破損	5.3E-09	62.2		○
			②外部電源喪失+燃料貯蔵タンク破損+DCHによるPCV破損	3.5E-10	4.1		○
			③外部電源喪失+DG-2C、2D運転継続失敗共通要因故障+HPCS-DG運転継続失敗+DCHによるPCV破損	5.0E-11	0.6		○
	TBU	1.6E-11	①直流電源故障（区分1）+軽油貯蔵タンク閉塞+原子炉手動減圧失敗+DCHによるPCV破損	2.4E-12	15.2		-
			②直流電源故障（区分1）+DG-2D運転継続失敗+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗+DCHによるPCV破損	1.1E-12	6.9		-
			③直流電源故障（区分1）+DG-2D起動失敗+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗+DCHによるPCV破損	7.3E-13	4.7		-
			③直流電源故障（区分1）+DG-2D運転継続失敗+HPCS-DG起動失敗+原子炉手動減圧失敗+DCHによるPCV破損	7.3E-13	4.7		-
	TBD	2.2E-14	①外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障+HPCS-DG運転継続失敗+DCHによるPCV破損	5.8E-15	26.6		○
			②外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障+HPCS-DG起動失敗+DCHによるPCV破損	4.0E-15	18.1		○
③外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障+HPCS-DGメンテナンス+DCHによるPCV破損			2.5E-15	11.5	○		

【原子炉圧力容器外溶融燃料－冷却材相互作用】

最も支配的な事故シーケンスは、T Q U Xによって炉心損傷に至った後に原子炉圧力容器が損傷し、ペDESTAL（ドライウエル部）に落下した溶融物と水との接触に伴い、溶融物の持つ熱エネルギーが爆発的な機械エネルギーに変換され、格納容器への荷重が生じることで格納容器が破損するシーケンスとなる。本事故シーケンスにおける主要なカットセットとしては、直流電源（区分I）が故障した後、H P C S－D Gの運転及び原子炉減圧に失敗することにより、ペDESTAL（ドライウエル部）に落下した溶融物と冷却材との相互作用によって格納容器破損に至る事象が抽出されている。

本破損モードに対しては、仮に発生した場合においても格納容器圧力バウンダリの機能喪失に至らないことを確認しており、対策は講じていない。

第2-3表 「原子炉圧力容器外溶融燃料－冷却材相互作用」における
主要なカットセット

格納容器破損モード	プラント損傷状態 (PDS)	CFR (/炉年)	主要なカットセット	CFR (/炉年)	事故シーケンスに対する寄与割合 (%)	主な対策	対策有効性
原子炉圧力容器外溶融燃料－冷却材相互作用	T Q U X	2.2E-14	①直流電源故障（区分I）+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗+IVR失敗+水蒸気爆発（ペDESTAL）	1.4E-15	6.1	なし （原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用が発生しても格納容器圧力バウンダリの機能喪失に至らないことを確認する）	○
			②直流電源故障（区分I）+HPCS-DG起動失敗+原子炉手動減圧失敗+IVR失敗+水蒸気爆発（ペDESTAL）	9.2E-16	4.1		○
			③直流電源故障（区分I）+HPCS-DGメンテナンス+原子炉手動減圧失敗+IVR失敗+水蒸気爆発（ペDESTAL）	5.9E-16	2.6		○
	LOCA	2.8E-20	①中破断LOCA+HPCS入口逆止弁（S/P側）開失敗+RRS-Aメンテナンス+LPCI-B/C注入弁開失敗共通要因故障+水蒸気爆発（ペDESTAL）	2.1E-22	0.8		○
			②中破断LOCA+HPCS-DG SWメンテナンス+RRS-Aメンテナンス+LPCI-B/C注入弁開失敗共通要因故障+水蒸気爆発（ペDESTAL）	1.7E-22	0.6		○
			③中破断LOCA+HPCS入口逆止弁（S/P側）開失敗+RRS-Aメンテナンス+LPCI-B/C注入弁開失敗共通要因故障+水蒸気爆発（ペDESTAL）	1.2E-22	0.4		○

【溶融炉心・コンクリート相互作用】

最も支配的な事故シーケンスは、TBUによって炉心損傷に至った後に原子炉圧力容器が損傷し、ペDESTAL（ドライウエル部）床面での溶融炉心・コンクリート相互作用が継続するシーケンスとなる。本事故シーケンスにおける主要なカットセットとしては、直流電源（区分Ⅰ）が故障し、軽油貯蔵タンク閉塞／破損やDG及びHPCS-DGの故障の重畳によって全交流動力電源喪失に至ることにより、ペDESTAL（ドライウエル部）床面での溶融炉心・コンクリート相互作用が継続して格納容器破損に至る事象が抽出されている。

本破損モードに対する格納容器破損防止対策としては、格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）への注水が有効である。

第2-4表 「溶融炉心・コンクリート相互作用」における
 主要なカットセット

格納容器破損モード	プラント 損傷状態 (PDS)	CFR (/炉年)	主要なカットセット	CFR (/炉年)	事故シーケンス に対する寄与割合 (%)	主な対策	対策 有効性
溶融炉心・コンクリート相互作用	TQUV	3.3E-09	①直流電源故障(区分I)+HPCS-DG運転継続失敗+RHRSA-Bメンテナンス	2.1E-10	6.4	・常設代替交流電源設備 ・常設代替直流電源設備 ・格納容器下部注水系(常設)	○
			②直流電源故障(区分I)+HPCS-DG起動失敗+RHRSA-Bメンテナンス	1.4E-10	4.3		○
			③直流電源故障(区分I)+HPCS-DGメンテナンス+RHRSA-Bメンテナンス	9.2E-11	2.8		○
	TQUX	7.0E-10	①直流電源故障(区分I)+HPCS-DG運転継続失敗+原子炉手動減圧失敗+1VR失敗+ベデスタル注水失敗+RHRによる格納容器スプレイ操作失敗	2.4E-11	3.5		○
			②直流電源故障(区分I)+HPCS-DG起動失敗+原子炉手動減圧失敗+1VR失敗+ベデスタル注水失敗+RHRによる格納容器スプレイ操作失敗	1.7E-11	2.4		○
			③直流電源故障(区分I)+HPCS-DGメンテナンス+原子炉手動減圧失敗+1VR失敗+ベデスタル注水失敗+RHRによる格納容器スプレイ操作失敗	1.1E-11	1.5		○
	TBU	1.7E-08	①直流電源故障(区分I)+軽油貯蔵タンク閉塞	2.3E-09	13.7		○
			②直流電源故障(区分I)+DG-2D運転継続失敗+HPCS-DG運転継続失敗	1.0E-09	6.2		○
			③直流電源故障(区分I)+DG-2D運転継続失敗+HPCS-DG起動失敗	7.0E-10	4.2		○
			④直流電源故障(区分I)+DG-2D起動失敗+HPCS-DG運転継続失敗	7.0E-10	4.2		○
	TBP	5.2E-10	①外部電源喪失+軽油貯蔵タンク閉塞+S RV再閉鎖失敗	2.2E-10	42.5		○
			②外部電源喪失+軽油貯蔵タンク破損+S RV再閉鎖失敗	1.5E-11	2.8		○
			③外部電源喪失+DG-2C, 2D運転継続失敗共通要因故障+S RV再閉鎖失敗+HPCS-DG運転継続失敗	2.1E-12	0.4		○
	LOCA	6.8E-16	①中破断LOCA+HPCS入口逆止弁(S/P側)開失敗+RHRSAメンテナンス+LPCI-B/C注入弁開失敗共通要因故障+ベデスタル(ドライウエル部)での水蒸気爆発なし	4.9E-18	0.7		○
			②中破断LOCA+HPCS-DGSWメンテナンス+RHRSAメンテナンス+LPCI-B/C注入弁開失敗共通要因故障+ベデスタル(ドライウエル部)での水蒸気爆発なし	4.0E-18	0.6		○
			③中破断LOCA+HPCS入口逆止弁(S/P側)開失敗+RHRSAメンテナンス+LPCI-A/B/C注入弁開失敗共通要因故障+ベデスタル(ドライウエル部)での水蒸気爆発なし	2.8E-18	0.4		○

3. 内部事象停止時レベル1 P R A

3-1. 主要なカットセットに照らした重大事故等対処設備の有効性

(1) 選定条件

事故シーケンスの種類によっては展開されるカットセットが無数に存在するものがあるため、ここでは、各事故シーケンスについて以下の判断基準を基に主要なカットセットを抽出した。

- ・炉心損傷頻度が $1E-7$ / 炉年以上のカットセット
- ・事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度への寄与が 1% 以上

また、上記の条件を満たさないカットセットについても、各事故シーケンスにおける上位 3 位までのカットセットを抽出し、重大事故等対処設備が有効であるか確認した。

確認結果を第 3-1 表～第 3-3 表に示す。また、主要なカットセットのうち、各事故シーケンスグループの炉心損傷頻度が最上位であるシーケンスを第 3-1 図～第 3-3 図に示す。

(2) 主要なカットセットの確認結果

第 3-1 表～第 3-3 表に示したとおり、全ての事故シーケンスに対しては、主要なカットセットまで展開した場合においても、整備する燃料損傷防止対策により燃料損傷を防止できることを確認した。

【崩壊熱除去機能喪失】

○崩壊熱除去機能喪失＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

POS-B1～B3においては、使用可能である除熱・注水設備が残留熱除去系1系統及び復水移送系1系統のみとなる。そのため、当該POSにおいて、残留熱除去系の故障の発生後、復水移送系の水源である復水貯蔵タンクの真空逃がし弁作動失敗により、崩壊熱除去機能喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

○外部電源喪失＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

POS-B1～B3においては、使用可能である除熱・注水設備が残留熱除去系1系統及び復水移送系1系統のみとなる。そのため、当該POSにおいて、外部電源喪失の発生により復水移送系が機能喪失し、残留熱除去系のポンプや弁の手動操作失敗により崩壊熱除去機能喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する燃料損傷防止対策としては、注水設備の多様化（低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、消火系等）による対応が有効である。

第 3-1 表 「崩壊熱除去機能喪失」における主要なカットセット

事故シーケンス	炉心損傷頻度 (/施設定期検査)	主要なカットセット	POS	炉心 損傷頻度 (/POS)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 (%)	主な対策	対策の 有効性	
崩壊熱除去機能喪失	残留熱除去系の故障 (RHR喪失) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	①RHR喪失+復水貯蔵タンクA真空逃がし弁作動失敗	B 3	3.0E-07	20.8	注水設備の多様化 (低圧代替注水系(常設), 低圧代替注水系(可搬型), 消火系等)	○	
		①RHR喪失+復水貯蔵タンクB真空逃がし弁作動失敗	B 3	3.0E-07	20.8		○	
		②RHR喪失+復水貯蔵タンクA真空逃がし弁作動失敗	B 1	1.1E-07	7.4		○	
		③RHR喪失+復水貯蔵タンクB真空逃がし弁作動失敗	B 1	1.1E-07	7.4		○	
		⑤RHR喪失+復水貯蔵タンクA真空逃がし弁作動失敗	B 2	6.4E-08	4.5		○	
		⑥RHR喪失+復水貯蔵タンクB真空逃がし弁作動失敗	B 2	6.4E-08	4.5		○	
		⑦RHR喪失+CST-Bポンプ運転継続失敗	B 3	2.1E-08	1.5		○	
	残留熱除去系の故障 (RHS喪失) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	1.2E-07	①RHS喪失+復水貯蔵タンクA真空逃がし弁作動失敗	B 3	3.7E-08		2.6	○
			①RHS喪失+復水貯蔵タンクB真空逃がし弁作動失敗	B 3	3.7E-08		2.6	○
			③RHS喪失+復水貯蔵タンクA真空逃がし弁作動失敗	B 1	1.3E-08		0.9	○
			③RHS喪失+復水貯蔵タンクB真空逃がし弁作動失敗	B 1	1.3E-08		0.9	○
	外部電源喪失 +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	3.1E-07	①外部電源喪失+RHR-Bポンプ手動操作失敗	B 2	8.4E-08		5.9	○
			①外部電源喪失+LPCI-B注入弁手動操作失敗	B 2	8.4E-08		5.9	○
①外部電源喪失+RHR-Bポンプ入口弁(S/P側)手動操作失敗			B 2	8.4E-08	5.9	○		

RHR喪失 (POS-B3)	待機RHR起動	待機LPCI起動	LPCS	LPCI-C	HPCS	MUWC	No.	最終状態	備考
ERH	RHR	LPCI	LPCS	LPCIC	HPCS	MUWC			
							1	-	
							2	-	
							3	-	
							4	-	
							5	-	
							6	-	
							7	TW	
								合計値	

× プラント状態や起因事象との関係により期待できない設備

第3-1図 「崩壊熱除去機能喪失」における主要なシーケンス
(POS-B3 残留熱除去系の故障 (RHR喪失))

【全交流動力電源喪失】

○外部電源喪失＋交流電源喪失＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

POS-B1～B3においては、待機状態の非常用DGが1台のみとなる。そのため、当該POSにおいて、外部電源喪失の発生後、待機状態の非常用DGの起動失敗や運転継続失敗により全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

○外部電源喪失＋直流電源喪失＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

外部電源喪失後の蓄電池の共通原因故障により、全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する燃料損傷防止対策としては、常設代替直流電源設備及び常設代替交流電源設備による電源復旧、注水設備の多様化（低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、消火系等）による対応が有効である。

第 3-2 表 「全交流動力電源喪失」における主要なカットセット

事故シーケンス	炉心損傷頻度 (/施設定期検査)	主要なカットセット	POS	炉心 損傷頻度 (/POS)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 (%)	主な対策	対策の 有効性
全交流動力電源喪失 外部電源喪失 + 交流電源失敗 + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗	3.5E-06	①外部電源喪失+DG-2D運転継続失敗	B 3	8.2E-07	23.3	・ 常設代替直流電源設備 ・ 常設交流代替電源設備 ・ 注水設備の多様化	○
		②外部電源喪失+DG-2D起動失敗	B 3	5.6E-07	15.8		○
		③外部電源喪失+DG-2C運転継続失敗	B 1	3.0E-07	8.4		○
		④外部電源喪失+DG-2C起動失敗	B 1	2.0E-07	5.7		○
		⑤外部電源喪失+DG-2D運転継続失敗	B 2	1.8E-07	5.0		○
		⑥外部電源喪失+DG-2D起動失敗	B 2	1.2E-07	3.4		○
		⑦外部電源喪失+DG-2D関連信号故障	B 3	7.9E-08	2.2		○
		⑧外部電源喪失+DG-2D遮断器開失敗	B 3	7.6E-08	2.1		○
		⑨外部電源喪失+DG SW-2D海水ストレーナ閉塞	B 3	4.7E-08	1.3		○
		⑩外部電源喪失+DG SW-2Dポンプ起動失敗	B 3	3.6E-08	1.0		○
外部電源喪失 + 直流電源失敗 + 崩壊熱除去・炉心冷却失敗	1.3E-10	①外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障	B 3	6.0E-11	<0.1		○
		②外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障	C 2	3.8E-11	<0.1		○
		③外部電源喪失+蓄電池-A/B給電失敗共通要因故障	B 1	2.2E-11	<0.1		○

外部電源喪失 (POS-B3)	DC喪失 BT- CCF	DG-HPCSから の受電失敗	D/G-2C起動	D/G-2D起動	No.	最終状態	備考
ELOP	DC	DGH	DGC	DGD			
					1 - 9	TE2へ	
					10 - 15	TE3へ	
					16 - 21	TE4へ	
					22 - 23	TE5へ	
					24 - 25	TE6へ	
					26	TB	
						合計値	

ACなし (POS-B3)	HPCS	No.	最終状態	備考
TE5	HPCS			
		22	-	
		23	TB	
			合計値	

× プラント状態や起因事象との関係により期待できない設備

第 3-2 図 「全交流動力電源喪失」における主要なシーケンス
(POS-B3 外部電源喪失)

【原子炉冷却材の流出】

○原子炉冷却材の流出（RHR切替時／CUWブロー時のLOCA）

＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

RHR切替時又はCUWブロー時における原子炉冷却材流出の発生後、運転員によるLOCAの認知失敗により、燃料損傷に至るカットセットが上位に抽出されている。

○原子炉冷却材の流出（CRD点検時のLOCA）

＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

CRD点検時における大規模な原子炉冷却材流出の発生後、隔離操作に失敗し、残留熱除去系のポンプ、弁等の手動操作失敗により燃料損傷に至るカットセットが上位に抽出されている。

○原子炉冷却材の流出（LPRM点検時のLOCA）

＋崩壊熱除去・炉心冷却失敗

LPRM点検時における原子炉冷却材流出の発生後、隔離操作に失敗し、残留熱除去系のポンプ、弁等の手動操作失敗及び復水貯蔵タンクの真空逃がし弁作動失敗が重畳することにより、燃料損傷に至るカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する燃料損傷防止対策としては、運転員等がLOCAの発生を速やかに認知することに加えて、注水設備の多様化（低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、消火系等）による対応が有効である。

運転員によるLOCAの認知失敗に関しては、認知に成功しないことには燃料損傷を防止することができないが、LOCAの発生の可能性がある作業では、以下のとおり対策をとった上で実施しており、L

LOCAが発生しているにもかかわらず、複数の運転員が認知に失敗したまま長時間気づかないことは現実的には考え難い。

(RHR切替時のLOCA)

- ・RHR切替時における弁の開閉状態については、中央制御室のランプで確認可能であり、運転手順書には作業時に確認することと明記されている。
- ・仮にLOCAが発生した場合でも、定期的に行われる中央制御室の運転員による原子炉水位、サプレッション・プール水位等の監視により、異常の認知が可能である。

(CUWブロー時のLOCA)

- ・CUWブロー時における弁の開閉状態については、中央制御室のランプで確認可能であり、運転手順書には作業時に確認することと明記されている。
- ・CUWブローダウン流量は管理されており、燃料損傷までの余裕時間の間に中央制御室の運転員によるCUWブローダウン流量、原子炉水位等の監視により異常の認知が可能である。
- ・中央制御室の運転員の他に、排水先であるR/Wの運転員による異常の認知にも期待できる。

また、今後もLOCAの発生可能性がある作業を実施する場合には、作業開始前に注意喚起を実施し、LOCAの発生防止を努めるとともに、LOCAが発生した場合の対応手順をあらかじめ確認することにより、今後も継続的にリスク低減に努めていく。

第3-3表 「原子炉冷却材の流出」における主要なカットセット

事故シナリオ	炉心損傷頻度 (/施設定期検査)	主要なカットセット	POS	炉心 損傷頻度 (/POS)	事故シナリオ グループに対する 寄与割合 (%)	主な対策	対策の 有効性
原子炉冷却材の流出 (RHR切替時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	8.3E-11	①RHR切替時のLOCA+運転員の認知失敗	C2	4.1E-11	22.2	運転員への注意喚起 ・注水設備の多様化 (低圧代替注水系(常設)、 低圧代替注水系(可搬型)、 消火系等)	-
		①RHR切替時のLOCA+運転員の認知失敗	D	4.1E-11	22.2		-
		③RHR切替時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(S/P側) 手動操作失敗+復水貯蔵 タンクA真空逃がし弁作動失敗	B2	5.1E-14	<0.1		○
		③RHR切替時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(S/P側) 手動操作失敗+復水貯蔵 タンクB真空逃がし弁作動失敗	B2	5.1E-14	<0.1		○
		③RHR切替時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(SDC側) 手動操作失敗+復水貯蔵 タンクA真空逃がし弁作動失敗	B2	5.1E-14	<0.1		○
		③RHR切替時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(SDC側) 手動操作失敗+復水貯蔵 タンクB真空逃がし弁作動失敗	B2	5.1E-14	<0.1		○
		③RHR切替時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ手動操作失敗+復水貯蔵タンクA真空逃がし 弁作動失敗	B2	5.1E-14	<0.1		○
原子炉冷却材の流出 (CUWブロー時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	5.8E-11	①CUWブロー時のLOCA+運転員の認知失敗	C1	2.9E-11	15.6	運転員への注意喚起 ・注水設備の多様化 (低圧代替注水系(常設)、 低圧代替注水系(可搬型)、 消火系等)	-
		①CUWブロー時のLOCA+運転員の認知失敗	D	2.9E-11	15.6		-
		③CUWブロー時のLOCA+隔離失敗+軽油貯蔵 タンク閉塞+外部電源喪失	C1	1.5E-17	<0.1		○
		③CUWブロー時のLOCA+隔離失敗+軽油貯蔵 タンク閉塞+外部電源喪失	D	1.5E-17	<0.1		○
原子炉冷却材の流出 (CRD点検時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	4.5E-11	①CRD点検時のLOCA(大規模流出)+隔離失 敗+RHR-Bポンプ入口弁(S/P側) 手動操作 失敗	B2	1.1E-11	6.0	○	
		①CRD点検時のLOCA(大規模流出)+隔離失 敗+RHR-Bポンプ入口弁(SDC側) 手動操作 失敗	B2	1.1E-11	6.0		
		①CRD点検時のLOCA(大規模流出)+隔離失 敗+RHR-Bポンプ手動操作失敗	B2	1.1E-11	6.0		
原子炉冷却材の流出 (LPRM点検時のLOCA) +崩壊熱除去・炉心冷却失敗	9.8E-14	①LPRM点検時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(S/P側) 手動操作失敗+復水貯 蔵タンクA真空逃がし弁作動失敗	B2	1.2E-14	<0.1	○	
		①LPRM点検時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(S/P側) 手動操作失敗+復水貯 蔵タンクB真空逃がし弁作動失敗	B2	1.2E-14	<0.1		
		①LPRM点検時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(SDC側) 手動操作失敗+復水貯 蔵タンクA真空逃がし弁作動失敗	B2	1.2E-14	<0.1		
		①LPRM点検時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ入口弁(SDC側) 注入弁手動操作失敗+ 復水貯蔵タンクB真空逃がし弁作動失敗	B2	1.2E-14	<0.1		
		①LPRM点検時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ手動操作失敗+復水貯蔵タンクA真空逃が し弁作動失敗	B2	1.2E-14	<0.1		
		①LPRM点検時のLOCA+隔離失敗+RHR-B ポンプ手動操作失敗+復水貯蔵タンクB真空逃が し弁作動失敗	B2	1.2E-14	<0.1		

RHR切替時の冷却材流出 (POS-C2)	水位降下認知	漏洩箇所隔離	LPCS	LPCI-A	LPCI-B	LPCI-C	HPCS	MUWC	No.	最終状態	備考
ELCR	HB	IS	LPCS	LPCIA	LPCIB	LPCIC	HPCS	MUWC			
	1	-									
	2	-									
	3	-									
	4	-									
	5	-									
	6	-									
	7	-									
	8	LOCA									
	9	LOCA									
		合計値									

RHR切替時の冷却材流出 (POS-D)	水位降下認知	漏洩箇所隔離	LPCS	LPCI-A	LPCI-B	LPCI-C	HPCS	MUWC	No.	最終状態	備考
ELCR	HB	IS	LPCS	LPCIA	LPCIB	LPCIC	HPCS	MUWC			
	1	-									
	2	-									
	3	-									
	4	-									
	5	-									
	6	-									
	7	-									
	8	LOCA									
	9	LOCA									
		合計値									

第 3-3 図 「原子炉冷却材流出」における主要なシーケンス
 (POS-C2, POS-D RHR切替時の冷却材流出)

3-2. F V 重要度に照らした重大事故等対処設備の有効性

停止時における F V 重要度は、個々の事故シーケンスの事象進展や対策に大きな差異がないことから、全炉心損傷頻度に対する分析を実施することとした。その際、全炉心損傷頻度に対する個々の事故シーケンスグループの寄与割合も考慮し、出力運転時レベル 1 P R A より 1 桁小さい $1E-4$ を基準としてそれを超える基事象を抽出し、重大事故等防止対策が有効か否か定性的に考察した。

その結果、F V 重要度が $1E-4$ を超える基事象として抽出された全ての基事象（ディーゼル発電機の故障、復水貯蔵タンクの真空逃がし安全弁の故障等）に対して、重大事故等対処設備（常設代替直流電源設備及び常設代替交流電源設備による電源復旧、注水設備の多様化（低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、消火系等）による対応が有効であることを確認した。

地震PRA，津波PRAにおける主要な事故シーケンスの 対策について

地震PRA，津波PRAにおける主要な事故シーケンスについて，炉心損傷又は格納容器破損に至る要因をカットセットレベルまで展開し，主要なカットセットに対して重大事故等対処設備が有効であるか確認した。

1. 地震レベル1PRA

(1) 選定条件

事故シーケンスの種類によっては展開されるカットセットが無数に存在するため，ここでは，各事故シーケンスグループについて以下の基準を基に主要なカットセットを抽出し，整備する炉心損傷防止対策で対応可能であることを確認した。

- ・事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度への寄与が1%以上
確認結果を第1-1表～第1-9表に示す。

(2) 主要なカットセットの確認結果

第1-1表～第1-9表に示したとおり，「原子炉停止機能喪失」に含まれるカットセットの一部に炉心損傷防止が困難なカットセットが存在するものの，主要なカットセットレベルまで展開しても，大半のカットセットについては整備された重大事故等対処設備により炉心損傷を防止できることを確認した。なお，地震により重大事故等対処設備の機能が失われる可能性もあるが，その場合は機能喪失を免れた設備等を用いて事象の緩和に努めることとなる。

炉心損傷防止が困難なカットセットとして、「原子炉停止機能喪失」における、原子炉スクラムの失敗（シュラウドサポート損傷）と交流電源又は直流電源の喪失が重畳するカットセットが抽出された。これらのカットセットに対しては、交流電源又は直流電源の喪失により、ほう酸水注入系が機能喪失に至ることから、炉心損傷を防止することができない。

ただし、これらの事故シーケンスは、地震発生と同時に最大加速度を受けるものとして評価している地震PRAから抽出されたものであるが、基準地震動 S_s よりも十分小さな加速度でスクラム信号「地震加速度大」が発信し、シュラウドサポート等の炉内構造物が損傷する前に制御棒の挿入が完了すると考えられる。このため、現実的にはこれらの事故シーケンスは発生し難いと考えられる（別紙2）。このため、現実的に想定するとこれらのカットセットによって炉心損傷に至る頻度は十分に小さいものと考えられる。

【高圧・低圧注水機能喪失（T Q U V）】

地震による残留熱除去系（R H R）又は残留熱除去系海水系（R H R S）の損傷に伴い低圧注水機能が喪失する事象が上位に抽出されている。なお、高圧注水機能である高圧炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系については、地震P R Aの評価上の仮定として、0.7Gを超えるような地震動では水源切替操作に失敗し、期待できないものとしている。この仮定は、他の事故シーケンスグループにおいても同様の扱いである。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、低圧代替注水系（常設）による原子炉注水が有効である。

第 1-1 表 「高圧・低圧注水機能喪失」における主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心損傷頻度 (／炉年)	事故シナリオグループに対する寄与割合 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の有効性
1	1.5~1.6	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S ポンプ損傷 + 水源切替操作失敗	3.4E-08	7.2	・低圧代替注水系 (常設)	○
2	1.4~1.5		3.4E-08	7.2		○
3	1.3~1.4		2.5E-08	5.4		○
4	1.3~1.4	②地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S 配管損傷 + 水源切替操作失敗	2.4E-08	5.1		○
4	1.0~1.1		2.4E-08	5.1		○
6	1.1~1.2		2.3E-08	4.9		○
7	1.2~1.3		2.2E-08	4.7		○
8	1.6~1.7	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S ポンプ損傷 + 水源切替操作失敗	2.1E-08	4.5		○
9	1.4~1.5	②地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S 配管損傷 + 水源切替操作失敗	1.8E-08	3.9		○
10	0.9~1.0		1.5E-08	3.2		○
10	1.2~1.3	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S ポンプ損傷 + 水源切替操作失敗	1.5E-08	3.2		○
12	1.5~1.6	②地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S 配管損傷 + 水源切替操作失敗	1.3E-08	2.8		○
13	1.7~1.8	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S ポンプ損傷 + 水源切替操作失敗	1.2E-08	2.6		○
14	1.3~1.4	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR 熱交換器損傷 + 水源切替操作失敗	8.5E-09	1.8		○
15	1.1~1.2	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S ポンプ損傷 + 水源切替操作失敗	8.1E-09	1.7		○
16	0.8~0.9	②地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S 配管損傷 + 水源切替操作失敗	8.0E-09	1.7		○
17	1.1~1.2	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR 熱交換器損傷 + 水源切替操作失敗	7.8E-09	1.7		○
18	1.6~1.7	②地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S 配管損傷 + 水源切替操作失敗	7.7E-09	1.6		○
19	1.4~1.5	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR 熱交換器損傷 + 水源切替操作失敗	7.6E-09	1.6		○
20	1.2~1.3		6.9E-09	1.5		○
21	1.5~1.6		5.7E-09	1.2		○
22	1.8~1.9	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR S ポンプ損傷 + 水源切替操作失敗	5.5E-09	1.2		○
23	1.0~1.1	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 地震によるRHR 熱交換器損傷 + 水源切替操作失敗	4.8E-09	1.0		○

【高圧注水・減圧機能喪失（T Q U X）】

ヒューマンエラーにより減圧機能が喪失する事象が上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、過渡時自動減圧機能による原子炉減圧が有効である。

第 1-2 表 「高圧注水・減圧機能喪失」における主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/炉年)	事故シナリオスグ ループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な 対策	対策の 有効性
1	0.7~0.8	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 手動 減圧操作失敗	2.7E-07	20.2	・ 過渡時自動減圧機能	○
2	0.8~0.9		1.7E-07	12.7		○
3	0.7~0.8	②水源切替操作失敗 + 手動減圧操作失敗	1.6E-07	12.4		○
4	0.7~0.8	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 注水 不能認知失敗	1.0E-07	8.0		○
4	0.9~1.0	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 手動 減圧操作失敗	1.0E-07	7.6		○
6	0.8~0.9	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 注水 不能認知失敗	6.5E-08	5.0		○
7	0.7~0.8	②水源切替操作失敗 + 注水不能認知失敗	6.4E-08	4.9		○
8	0.8~0.9	④水源切替操作失敗 + 手動減圧操作失敗	6.3E-08	4.8		○
9	1.0~1.1	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 手動 減圧操作失敗	5.8E-08	4.5		○
10	0.9~1.0	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 注水 不能認知失敗	3.9E-08	3.0		○
11	1.1~1.2	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 手動 減圧操作失敗	3.3E-08	2.5		○
12	0.8~0.9	②水源切替操作失敗 + 注水不能認知失敗	2.5E-08	1.9		○
13	0.9~1.0	④水源切替操作失敗 + 手動減圧操作失敗	2.4E-08	1.8		○
14	1.0~1.1	③地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 注水 不能認知失敗	2.3E-08	1.8		○
15	1.2~1.3	①地震によるセラミックインシュレータ損傷 (外部電源喪失) + 水源切替操作失敗 + 手動 減圧操作失敗	1.7E-08	1.3		○

【全交流動力電源喪失（長期TB）】

非常用ディーゼル発電機及び高圧炉心スプレイ系非常用ディーゼル発電機の故障が重畳して全交流動力電源喪失に至るカットセット及び軽油貯蔵タンク閉塞／破損により全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。これらのカットセットが含まれる事故シーケンスは、全交流動力電源喪失後、蓄電池枯渇により原子炉隔離時冷却系による炉心の冷却が十分に行われず炉心損傷に至る事象となる。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、早期の電源復旧に期待しない場合、原子炉隔離時冷却系の運転が継続している間に電源が不要となる代替注水手段（低圧代替注水系（可搬型））を確保することが有効となる。

第1-3表 「全交流動力電源喪失（長期TB）」における
主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心損傷頻度 (/炉年)	事故シーケンスグループに対する寄与割合 (%)	有効性を確認する主な対策	対策の有効性
1	0.4~0.5	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失) + 軽油貯蔵タンク閉塞	1.1E-09	19.1	・低圧代替注水系(可搬型)	○
2	0.3~0.4		9.7E-10	17.1		○
3	0.5~0.6		9.6E-10	16.9		○
4	0.6~0.7		6.9E-10	12.2		○
5	0.2~0.3		5.7E-10	10.0		○
6	0.16~0.2		1.0E-10	1.8		○
7	0.4~0.5	②地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失) + 軽油貯蔵タンク破損	7.2E-11	1.3		○
8	0.3~0.4		6.5E-11	1.1		○
9	0.5~0.6		6.4E-11	1.1		○

【全交流動力電源喪失（TBD，TBU）】

TBDでは，地震によるケーブルトレイの損傷により全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

また，TBUでは，地震による交流電源設備（DGSWポンプ，非常用パワーセンタ）の損傷により全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては，早期の電源復旧に期待しない場合，高圧代替注水系を起動し，運転が継続している間に電源が不要となる代替注水手段（低圧代替注水系（可搬型））を確保することが有効となる（TBDのカットセットに含まれる地震によるケーブルトレイ損傷についても，非常用直流母線，非常用交流母線とは独立した緊急用母線を通じて，常設代替直流電源設備及び常設代替交流電源設備からの給電による対応が有効である）。

第 1-4 表 「全交流動力電源喪失 (T B D)」における

主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/炉年)	事故シナシス グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な 対策	対策の 有効性
1	1.1~1.2	①地震によるケーブルトレイ損傷	3.0E-07	14.0	・低圧代替注水系(可搬型)	○
2	1.0~1.1		2.9E-07	13.6		○
3	1.2~1.3		2.5E-07	11.6		○
3	0.9~1.0		2.5E-07	11.6		○
5	1.3~1.4		2.3E-07	10.5		○
6	0.8~0.9		2.1E-07	9.9		○
7	1.4~1.5		1.6E-07	7.6		○
8	1.5~1.6		1.2E-07	5.7		○
9	0.7~0.8		9.5E-08	4.4		○
10	1.6~1.7		7.3E-08	3.4		○
11	0.6~0.7		4.9E-08	2.3		○
12	1.7~1.8		3.8E-08	1.8		○

第 1-5 表 「全交流動力電源喪失 (T B U)」における
 主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (\checkmark /炉年)	事故シナシエンス グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な 対策	対策の 有効性
1	1.5~1.6	①地震による DG SWポンプ損傷	3.7E-08	8.3	・低圧代替注水系(可搬型)	○
2	1.4~1.5		3.6E-08	8.0		○
3	1.3~1.4	②地震による非常用パワーセンタ損傷	3.2E-08	7.2		○
4	1.2~1.3		3.1E-08	7.0		○
4	1.3~1.4	①地震による DG SWポンプ損傷	3.1E-08	6.9		○
6	1.0~1.1	②地震による非常用パワーセンタ損傷	3.0E-08	6.6		○
7	1.4~1.5		2.9E-08	6.4		○
7	1.1~1.2		2.9E-08	6.4		○
9	1.6~1.7	①地震による DG SWポンプ損傷	2.8E-08	6.4		○
10	1.5~1.6	②地震による非常用パワーセンタ損傷	2.1E-08	4.7		○
11	1.7~1.8	①地震による DG SWポンプ損傷	1.8E-08	4.0		○
11	1.2~1.3		1.8E-08	3.9		○
13	0.9~1.0	②地震による非常用パワーセンタ損傷	1.4E-08	3.2		○
13	1.6~1.7		1.4E-08	3.1		○
15	0.8~0.9		1.2E-08	2.7		○
16	1.8~1.9	①地震による DG SWポンプ損傷	1.1E-08	2.4		○
17	1.1~1.2		9.0E-09	2.0		○
18	1.7~1.8	②地震による非常用パワーセンタ損傷	7.8E-09	1.8		○
19	1.9~2.0	①地震による DG SWポンプ損傷	5.4E-09	1.2		○

【全交流動力電源喪失（T B P）】

T B Pでは、地震による交流電源設備（D G S Wポンプ，非常用パワーセンタ）の損傷により全交流動力電源喪失に至るカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットが含まれる事故シーケンスは、全交流動力電源喪失後、駆動蒸気の喪失により原子炉隔離時冷却系による炉心の冷却が十分に行われず炉心損傷に至る事象となる。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、早期の電源復旧に期待しない場合、原子炉隔離時冷却系の運転が継続している間に電源が不要となる代替注水手段（低圧代替注水系（可搬型））を確保することが有効となる。

第 1-6 表 「全交流動力電源喪失 (T B P)」 における

主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (\checkmark /炉年)	事故シナシス グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な 対策	対策の 有効性
1	1.5~1.6	①逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による D G S Wポンプ損傷	1.9E-10	8.2	・低圧代替注水系(可搬型)	○
1	1.4~1.5		1.9E-10	7.9		○
3	1.3~1.4	②逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による非常用 パワーセンタ損傷	1.7E-10	7.1		○
4	1.2~1.3		1.6E-10	7.0		○
4	1.3~1.4	①逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による D G S Wポンプ損傷	1.6E-10	6.8		○
6	1.0~1.1	②逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による非常用 パワーセンタ損傷	1.5E-10	6.6		○
6	1.4~1.5		1.5E-10	6.4		○
6	1.1~1.2		1.5E-10	6.4		○
6	1.6~1.7	①逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による D G S Wポンプ損傷	1.5E-10	6.3		○
10	1.5~1.6	②逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による非常用 パワーセンタ損傷	1.1E-10	4.7		○
11	1.7~1.8	①逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による D G S Wポンプ損傷	9.4E-11	4.0		○
12	1.2~1.3		9.2E-11	3.9		○
13	0.9~1.0	②逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による非常用 パワーセンタ損傷	7.4E-11	3.1		○
14	1.6~1.7		7.2E-11	3.0		○
15	0.8~0.9		6.3E-11	2.7		○
16	1.8~1.9	①逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による D G S Wポンプ損傷	5.6E-11	2.4		○
17	1.1~1.2		4.7E-11	2.0		○
18	1.7~1.8	②逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による非常用 パワーセンタ損傷	4.1E-11	1.7		○
19	1.9~2.0	①逃がし安全弁再閉鎖失敗+地震による D G S Wポンプ損傷	2.8E-11	1.2		○

【崩壊熱除去機能喪失（TW，TBW）】

TWについては、低加速度領域（～0.5G）における主要なカットセットとして、ヒューマンエラー及び残留熱除去系海水系のランダム故障（弁、ストレーナ閉塞等）により崩壊熱除去機能が喪失するカットセットが上位に抽出されている。また、高加速度領域（1.0G～）における主要なカットセットとして、地震による残留熱除去系のゲート弁の損傷により崩壊熱除去機能が喪失するカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策として、残留熱除去系海水系が機能喪失している場合（取水機能喪失時）は、緊急用海水系及び残留熱除去系を用いた除熱や、格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベントによる除熱が有効である。また、残留熱除去系が機能喪失している場合（RHR故障時）は、格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベントによる除熱が有効である。

TBWについては、いずれの事故シーケンスにおいても、外部電源喪失及び非常用ディーゼル発電機の故障が重畳する等、交流電源の喪失に伴い崩壊熱除去機能喪失に至るカットセットも抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、常設代替交流電源設備により交流動力電源を回復することが有効である。なお、残留熱除去系海水系又は残留熱除去系の故障が重畳した場合は、TWと同様の対策が有効である。

第 1-7 表 「崩壊熱除去機能喪失 (TW)」における主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/炉年)	事故シナシグ グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な 対策	対策の 有効性
1	0.16~0.2	①RHR系操作失敗	1.7E-06	30.6	[RHR故障時] ・格納容器圧力逃がし 装置又は耐圧強化ベ ント	○
2	0.2~0.3		1.1E-06	19.1		○
3	0.3~0.4		3.0E-07	5.5		○
4	0.4~0.5		1.1E-07	2.1		○
5	0.16~0.2	②RHR S-A/B海水ストレーナ閉塞共通原 因故障	1.0E-07	1.9	[取水機能喪失時] ・緊急用海水系	○
6	0.2~0.3		6.5E-08	1.2		○

第 1-8 表 「崩壊熱除去機能喪失 (TBW)」における主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/炉年)	事故シナリオ グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な 対策	対策の 有効性
1	0.4~0.5	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+DG-2C/2D運転継続失敗共通原因故障	4.5E-09	7.0	・常設代替交流電源設備	○
2	0.3~0.4		4.0E-09	6.2		○
2	0.5~0.6		4.0E-09	6.1		○
4	0.4~0.5	②地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+DG-2C/2D起動失敗共通原因故障	3.0E-09	4.7		○
5	0.6~0.7	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+DG-2C/2D運転継続失敗共通原因故障	2.9E-09	4.4		○
6	0.3~0.4	②地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+DG-2C/2D起動失敗共通原因故障	2.7E-09	4.2		○
6	0.5~0.6		2.7E-09	4.2		○
8	0.2~0.3	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+非常用ディーゼル発電機-2C/2D運転継続失敗共通原因故障	2.3E-09	3.6		○
9	0.6~0.7	②地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+非常用ディーゼル発電機-2C/2D起動失敗共通原因故障	1.9E-09	3.0		○
10	0.4~0.5	③地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+DG SW-2A/2Bストレーナ閉塞共通原因故障	1.6E-09	2.5		○
10	0.2~0.3	②地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+非常用ディーゼル発電機-2C/2D起動失敗共通原因故障	1.6E-09	2.5		○
12	0.3~0.4	③地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+DG SW-2A/2Bストレーナ閉塞共通原因故障	1.4E-09	2.2		○
12	0.5~0.6		1.4E-09	2.2		○
14	0.6~0.7	④地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+非常用パワーセンタ損傷	1.1E-09	1.6		○
15	0.6~0.7	③地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+DG SW-2A/2Bストレーナ閉塞共通原因故障	1.0E-09	1.6		○
16	0.2~0.3		8.4E-10	1.3		○

【原子炉停止機能喪失（T C）】

地震によるスクラム系（シュラウドサポート）の損傷を要因とするカットセットが上位に抽出されている。

これらのカットセットに対する炉心損傷防止対策としては、代替原子炉再循環ポンプトリップ回路及びほう酸水注入系による対応が有効である。ただし、地震によりケーブルトレイ又はD G S Wが損傷するカットセットを含む場合は、交流電源の喪失又は直流電源の喪失により代替の原子炉停止手段であるほう酸水注入系が機能喪失すること、及び高圧炉心スプレイ系の機能喪失により原子炉水位の確保が困難であることから、炉心損傷を防ぐことができない。

第 1-9 表 「原子炉停止機能喪失」における主要なカットセット

No.	加速度区分 (G)	主要なカットセット	炉心 損傷頻度 (/炉年)	事故シーケンス グループに対する 寄与割合 (%)	有効性を確認する主な 対策	対策の 有効性
1	1.4~1.5	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+地震によるシュラウドサポート損傷	1.3E-08	11.0	・ATWS緩和設備(代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ほう酸水注入系	○
2	1.3~1.4		1.2E-08	10.3		○
3	1.5~1.6		1.1E-08	9.3		○
4	1.2~1.3		8.5E-09	7.1		○
5	1.6~1.7		8.0E-09	6.7		○
6	1.1~1.2		5.7E-09	4.8		○
7	1.7~1.8		4.4E-09	3.7		○
8	1.6~1.7	②地震によるケーブルトレイ損傷+地震によるシュラウドサポート損傷	4.0E-09	3.3	—	—
9	1.5~1.6		3.9E-09	3.3		—
10	1.7~1.8		3.4E-09	2.8		—
11	1.0~1.1	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+地震によるシュラウドサポート損傷	3.3E-09	2.8	・ATWS緩和設備(代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ほう酸水注入系	○
12	1.4~1.5	②地震によるケーブルトレイ損傷+地震によるシュラウドサポート損傷	2.7E-09	2.3	—	—
12	1.8~1.9		2.7E-09	2.2		—
14	1.8~1.9	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+地震によるシュラウドサポート損傷	2.1E-09	1.8	・ATWS緩和設備(代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ほう酸水注入系	○
14	1.9~2.0	②地震によるケーブルトレイ損傷+地震によるシュラウドサポート損傷	2.1E-09	1.8	—	—
16	2.0~3.0		2.0E-09	1.7		—
17	1.3~1.4		1.9E-09	1.6		—
18	1.7~1.8	③地震によるDG SWポンプ損傷+地震によるシュラウドサポート損傷	1.6E-09	1.3	—	—
18	1.6~1.7		1.6E-09	1.3		—
20	1.8~1.9		1.4E-09	1.2		—
21	0.9~1.0	①地震によるセラミックインシュレータ損傷(外部電源喪失)+地震によるシュラウドサポート損傷	1.2E-09	1.0	・ATWS緩和設備(代替再循環系ポンプトリップ機能) ・ほう酸水注入系	○

2. 津波レベル1 P R A

(1) 選定条件

事故シーケンスの種類によっては展開されるカットセットが無数に存在するため、ここでは、各事象シーケンスについて以下の基準を基に主要なカットセットを抽出した。

- ・事故シーケンスグループのうち、最も炉心損傷頻度の大きな事故シーケンスについて、上位3位まで

各事故シーケンスにおける主要なカットセットの抽出結果及び主要なカットセットに対して、整備する炉心損傷防止対策で対応可能であるかを確認した。確認結果を第2-1表に示す。

(2) 主要なカットセットの確認結果

津波P R Aより抽出されるシーケンスについては、津波に起因する事故シーケンスへの対応に必要な安全機能を有する常設重大事故等対処設備及び可搬型重大事故等対処設備に対して津波防護対策を施すことにより、第2-1表に示したとおり主要なカットセットレベルまで展開しても、整備する炉心損傷防止対策により同様に炉心損傷を防止することが可能である。

表 2-1 津波 P R A における事故シーケンスごとの主要なカットセット

事故シーケンス		津波区分 ^{※1}	主要なカットセット	炉心損傷 頻度 (/炉年)	事故シーケンス グループに対する寄 与割合 (%)	有効性を確認する主な対策 ^{※2}	対策の 有効性
津波による 最終ヒートシ ンク喪失	最終ヒートシンク喪失 (R C I C 成功)	T. P. + 20m ~T. P. + 22m	①最終ヒートシンク喪失	3. 2E-06	80. 1	津波防護対策 ・緊急用海水系	○
	最終ヒートシンク喪失 +高圧炉心冷却失敗		①最終ヒートシンク喪失+R C I C ポンプ起動失敗	4. 7E-09	0. 1		○
			②最終ヒートシンク喪失+R C I C メ ンテナンス	3. 0E-09	< 0. 1%		○
			③最終ヒートシンク喪失+R C I C 流 量制御器故障	5. 4E-10	< 0. 1%		○
	最終ヒートシンク喪失 +逃がし安全弁再閉鎖失敗	T. P. + 22m ~T. P. + 24m	①最終ヒートシンク喪失+逃がし安全 弁再閉鎖失敗	1. 7E-08	0. 4		○
	原子炉建屋内浸水による複数 の緩和機能喪失 (最終ヒート シンク喪失)		①原子炉建屋内浸水による複数の緩和 機能喪失	7. 6E-07	19. 2		○
防潮堤損傷	T. P. + 24m~	①防潮堤損傷	3. 3E-07	100. 0	-	-	

※1 防潮堤前面位置における津波高さ

※2 有効性を確認する主な対策等に対して必要な浸水防護対策を施すことにより炉心損傷防止が可能

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」

の想定及びその対策について

1. サプレッション・プールへの溶融物落下後に発生する格納容器破損モードに対する対策について

重大事故等対処設備を考慮しないレベル 1. 5 P R A に基づく格納容器破損モードの抽出では，図1，図2に示すとおりペDESTAL における溶融炉心・コンクリート相互作用の継続により溶融物がサプレッション・プールへ落下した後に発生する M a r k - II 型格納容器特有の負荷，物理現象についても分析し，格納容器破損モードを抽出している。

一方，重大事故等における格納容器破損防止対策の有効性を確認する観点では，溶融物がサプレッション・プール中に落下することは，溶融物冷却の観点ではサプレッション・プールは大量の水を保有しているため有効であるが，以下に示すように悪影響も考えられるため，原子炉圧力容器が破損するような状況では，ペDESTAL 床上で溶融物を冷却保持することが有効と考える。

- ・ サプレッション・プール水を取り込む系統（残留熱除去系，代替循環冷却系 等）が機能喪失する恐れがある。
- ・ ベントを実施する場合，サプレッション・プールにおけるスクラビング効果に期待できない。
- ・ サプレッション・プールにおける溶融物によるライナーアタックにより，格納容器の閉じ込め機能の健全性が脅かされる恐れがある。

2. 格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」について

解釈に基づき必ず想定する破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」は、溶融炉心・コンクリート相互作用により格納容器の構造部材の支持機能が喪失する破損モードとして想定されているものと考ええる。

ただし、サブプレッション・プールへの溶融物落下後に発生するMark-II型格納容器特有の破損モードについても、以下に示す観点を考慮して、格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」として整理し、ペDESTAL床における溶融炉心・コンクリート相互作用に対する防護対策の有効性を確認することが適切であると考ええる。

- ・ ペDESTAL床における溶融炉心・コンクリート相互作用に引き続いて発生する破損モードであること。
- ・ サプレッション・プールへの溶融物落下後の格納容器破損モードの発生防止のためには、ペDESTAL床における溶融炉心・コンクリート相互作用を防止することが有効であること。

3. まとめ

レベル1.5PRAより抽出した溶融物がサブプレッション・プールへ落下した後に発生する格納容器破損モードについては、ペDESTAL（ドライウェル部）床における溶融炉心・コンクリート相互作用に引き続いて発生する格納容器破損モードであること、及び当該格納容器破損モードの防止のためにはペDESTAL（ドライウェル部）床における溶融炉心・コンクリート相互作用を防止することが有効であることを考慮し、解釈に基づき必ず想定する格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」として整理する。

また、格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」の有効性評価では、ペDESTAL床（ドライウエル部）における溶融炉心・コンクリート相互作用に対する格納容器破損防止対策の有効性を確認し、原子炉圧力容器が破損するような状況においても、溶融物がペDESTAL（ドライウエル部）内に保持可能であることを確認する。

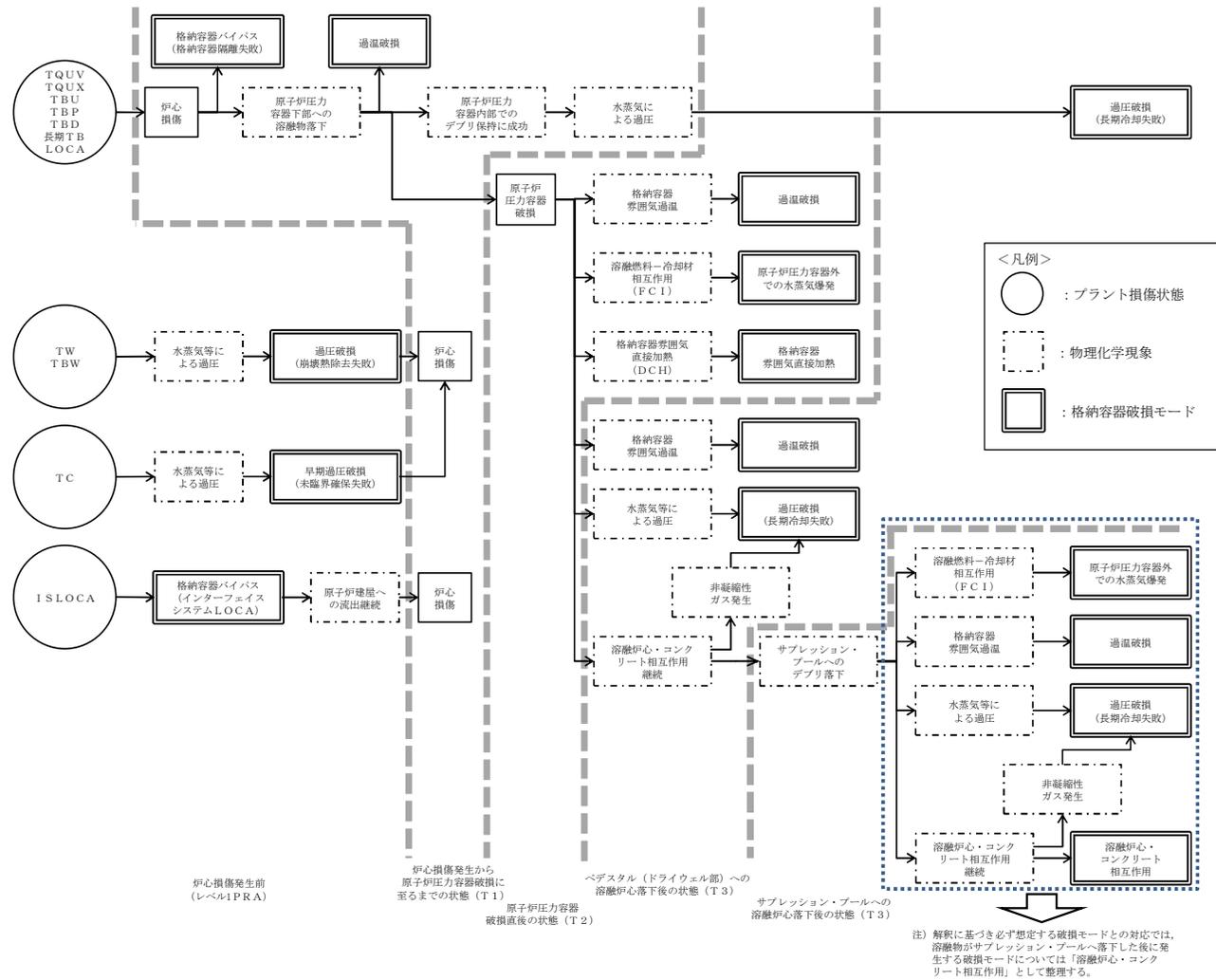


図1 PRAより抽出される格納容器破損モード

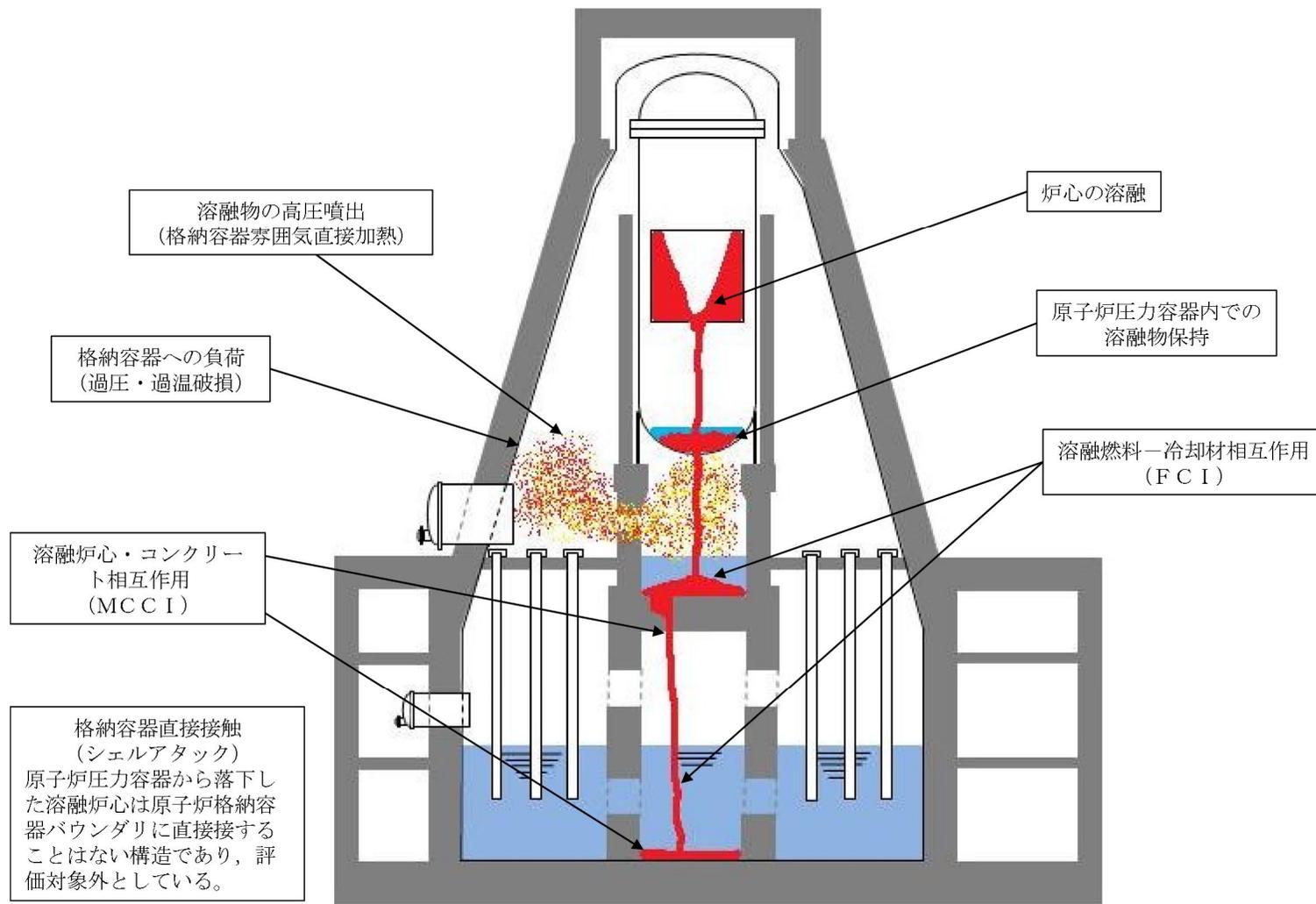


図2 Mark-II格納容器の形状及び溶融デブリの移動経路の概略

格納容器直接接触（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について

必ず想定する格納容器破損モードのうち、格納容器直接接触（シェルアタック）については、「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破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」に次のように記載されている。

3.2.3 格納容器破損モードの主要解析条件等

5) 格納容器直接接触（シェルアタック）

a. 現象の概要

原子炉圧力容器内の溶融炉心が原子炉格納容器内の床上へ流れ出す時に、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。

1. 格納容器直接接触（シェルアタック）

シェルアタックについては、NUREG/CR-6025^[1]において、BWR Mark-I型格納容器に対する検討が実施されている。BWR Mark-I型格納容器における格納容器直接接触（シェルアタック）のメカニズムは次のとおり。

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格納容器の壁面（金属製ライナー部分）に接触する可能性（図2）がある。

2. 格納容器直接接触（シェルアタック）の除外理由

シェルアタックは、BWR Mark-I型格納容器に特有の事象であり、BWR Mark-II型格納容器では、格納容器の構造上、ペDESTAL（ドライウェル部）床に落下したデブリが直接格納容器バウンダリと接触することはない（図3）。このため、溶融炉心が床面で拡がり格納容器の壁に接触する格納容器直接接触（シェルアタック）の発生の可能性はない。

よって、格納容器直接接触（シェルアタック）は必ず想定する格納容器破損モードであるが、BWR Mark-II型格納容器の構造上、発生の可能性がないため、東海第二発電所において想定する格納容器破損モードから除外した。

3. BWR Mark-II型格納容器におけるサブプレッション・プール底部のライナープレート破損の扱いについて

(1) レベル1. 5PRAにおけるライナープレート破損の考え方

レベル1. 5PRAにおいては、環境へ放射性物質が大規模放出される可能性のある格納容器破損モードとして、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）、溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）等を考慮している。一方、格納容器直接接触（シェルアタック）については、BWR Mark-I型格納容器特有の破損モードであり、BWR Mark-II型格納容器においては、サブプレッション・プール底部のライナープレートが破損したとしても、ライナープレート-コンクリート間の間隙から外部に放出されるような構造とはなっておらず、また、ベースマットのコンクリート厚さは十分な厚さを有している

ことから、工学的判断により放射性物質の大規模放出に至らないものとする。このため、ライナープレートの破損を格納容器破損モードとして考慮していない。

(2) 有効性評価におけるライナープレート破損の考え方

有効性評価においては、PRAより抽出された事故シーケンスについては、重大事故等対処設備に期待することにより、全て原子炉圧力容器内で事象収束が可能であり、溶融炉心は原子炉圧力容器内で保持されることを確認している。また、仮に重大事故等対処設備の一部の機能に期待せず、溶融炉心が原子炉圧力容器外に放出されることを想定した場合においても、ペDESTAL（ドライウェル部）における溶融炉心・コンクリート相互作用を防止することで、ライナープレートに接触することなくペDESTAL（ドライウェル部）内で溶融炉心が適切に冷却されることを確認している。

(3) まとめ

BWR Mark-II型格納容器である東海第二発電所においては、ライナープレート-コンクリート間の間隙から外部に放出されるような構造とはなっておらず、また、コンクリート侵食に対してベースマットは十分な厚さを有していることから、工学的判断により大規模放出に至らないものとする。このため、ライナープレートの破損を格納容器破損モードとして考慮していない。

一方で、有効性評価においては、PRAより抽出された事故シーケンスについては、重大事故等対処設備に期待することにより、全て原子炉圧力容器内で事象収束が可能であり、溶融炉心は原子

炉圧力容器内で保持されることを確認している。また、仮に重大事故等対処設備の一部の機能に期待せず、溶融炉心が原子炉圧力容器外に放出されることを想定した場合においても、ペデスタル（ドライウエル部）における溶融炉心・コンクリート相互作用を防止することで、ライナープレートに接触することなくペデスタル（ドライウエル部）内で溶融炉心が適切に冷却されることを確認している。

参考文献

- [1] U.S. NRC, “The Probability of Mark-I Containment Failure by Melt-Attack of the Liner” NUREG/CR-6025, November 1993

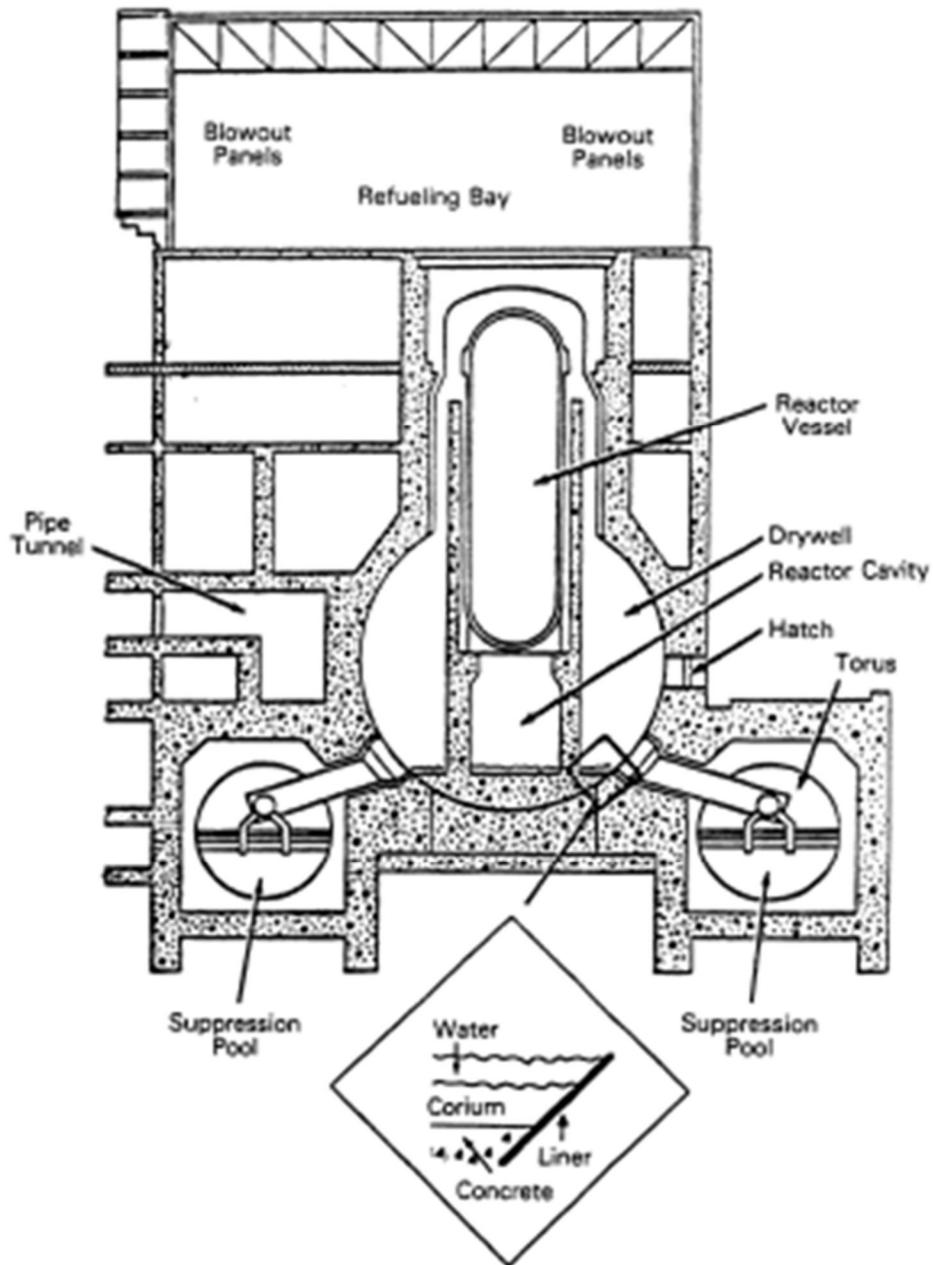


図1 BWR Mark-I型格納容器における格納容器直接接触^[1]

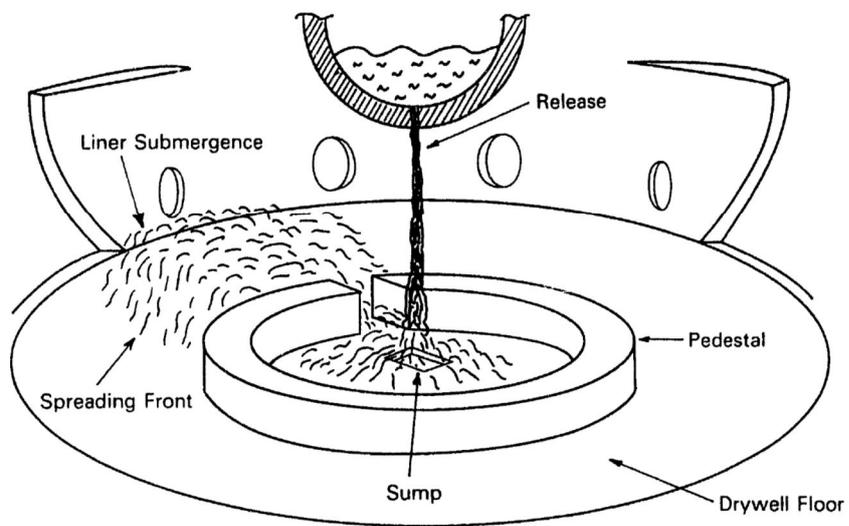


図 2 BWR Mark-I 型格納容器における
格納容器直接接触の物理現象図 [1]

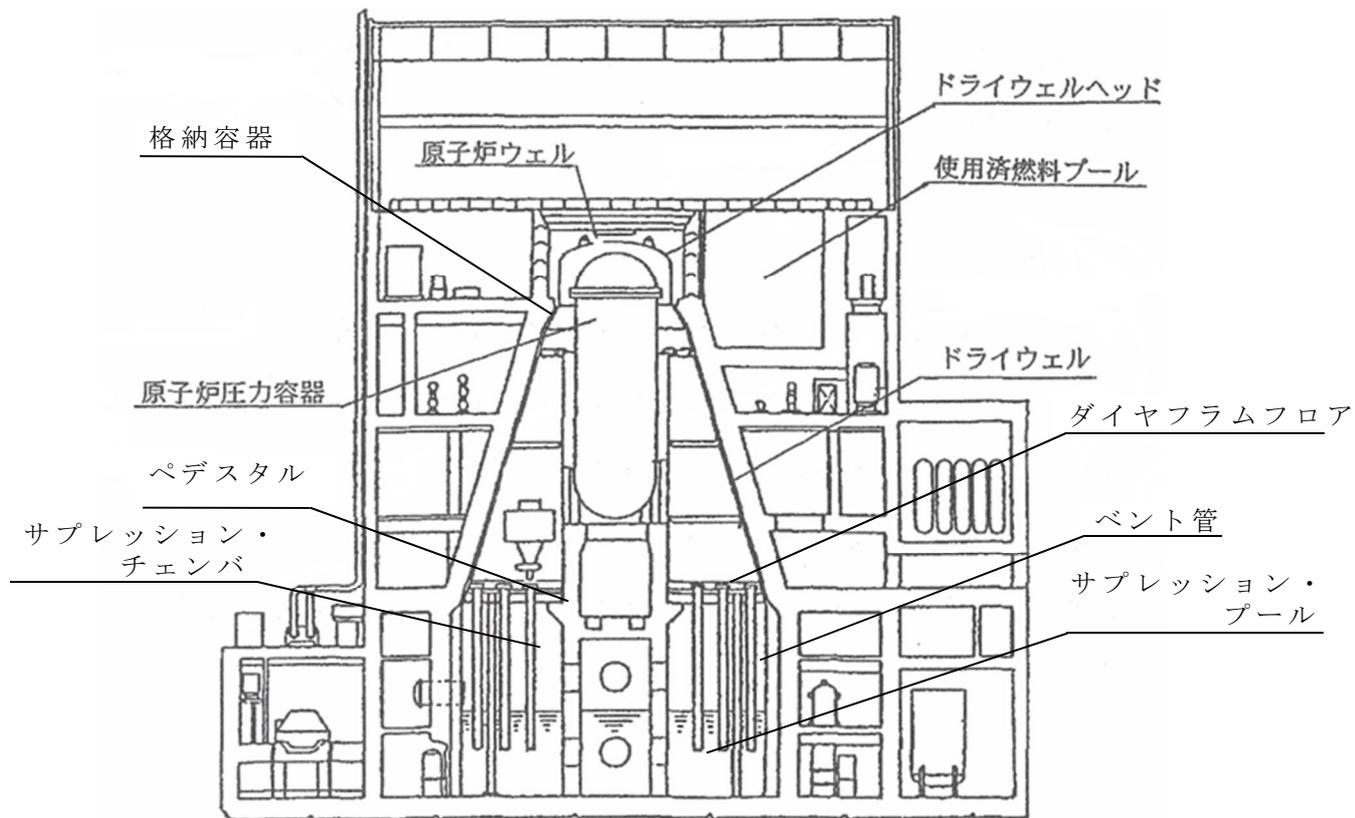


図 3 東海第二発電所 (M a r k - II 型) の格納容器概略図

格納容器隔離失敗の分岐確率の根拠と
格納容器隔離失敗事象への対応について

1. 格納容器隔離失敗の分岐確率の根拠

(1) 格納容器隔離失敗の分岐確率の根拠

内部事象レベル 1. 5 P R Aにおける格納容器隔離失敗の分岐確率は、格納容器隔離失敗による大規模な漏えいを想定しており、N U R E G / C R - 4 2 2 0 ⁽¹⁾を基に $5.0E-3/d$ として設定している。N U R E G / C R - 4 2 2 0 では、米国の L E R (Licensee Event Reports) (1965 年～1984 年) を分析し、表 1 に示すとおり大規模漏えい事象 4 件を抽出、発生件数 4 件を運転炉年 (740 炉年) で除すことにより、格納容器隔離失敗の発生頻度を算出している。

なお、抽出された 4 件以外にもエアロック開放に関する事象が 75 件発生しているが、これらの事象は数時間以内と短時間であり、大規模な漏えい事象には至っていない。

表 1 大規模漏えいとして抽出された事象

Reactor	Year	Event
Oconee 1	1973	Isolation Valves Open
San Onofre 1	1977	Holes in Containment
Palisades	1979	By-pass Valves Open
Surry 1	1980	Holes in Containment

また、上記の大規模漏えい事象はいずれも P W R で発生した事象であり、B W R においては、出力運転中は格納容器内を窒素置換し

管理しているため、格納容器からの漏えいが存在する場合は、格納容器圧力の低下等により速やかに検知できる可能性が高いと考えられる。

(2) 最近の米国の格納容器隔離失敗実績に関する参考文献

レベル 1. 5 P R A では、1984 年までのプラント実績データを用いた N U R E G / C R - 4 2 2 0 を基に格納容器隔離失敗の分岐確率を設定している。最近の格納容器隔離失敗に関する報告としては、E P R I 報告書⁽²⁾がある。E P R I 報告書では、米国における 2007 年時点までの総合漏えい率試験 (I L R T : Integrated Leak Rate Test) の実績が整理されており、大規模漏えいに至る事象としては設計漏えい率の 35 倍を基準としているが、発生実績は 0 件となっている。

大規模漏えいに至る事象実績 0 件 (計算上 0.5 件としている) を I L R T 試験数 217 件で除して隔離機能喪失を以下のとおり算出した。

$$0.5 / 217 = 2.3E-3$$

大規模漏えいに至る事象実績* : 0.5 件

I L R T 試験数 : 217 件

※ 発生経験がないため、発生実績を 0.5 件と仮定。

この値は、N U R E G / C R - 4 2 2 0 で評価された格納容器隔離失敗確率の $5.0E-3/d$ よりも小さい値となっており、E P R I 報告書の結果を考慮しても N U R E G / C R - 4 2 2 0 の評価結果を適用することは妥当であると考えられる。

2. 格納容器隔離失敗事象への対応

(1) 東海第二発電所で想定される格納容器隔離失敗の経路

東海第二発電所で想定される格納容器隔離失敗は、機械的破損及び人的過誤による隔離機能喪失であり、以下に示すとおりである。

a. 機械的破損による隔離機能喪失

(a) 格納容器貫通部からの漏えい

格納容器の電気配線貫通部のシール材の劣化や配管貫通部の管台の割れ等がある場合には、格納容器内雰囲気は漏えいする可能性がある。

(b) 格納容器アクセス部からの漏えい

ドライウェル主フランジ、機器搬入用ハッチ、所員用エアロック等のアクセス部のシール部又は溶接部が破損している場合には、格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

(c) 格納容器バウンダリからの漏えい

格納容器スプレイ配管、不活性ガス系、可燃性ガス濃度制御系等は格納容器雰囲気と連通しており、これらのバウンダリが破損している場合には、格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

b. 人的過誤による隔離機能喪失

(a) 漏えい試験配管からの漏えい

施設定期検査時の格納容器漏えい試験の後に、試験配管隔離弁の復旧忘れ等がある場合には、格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

(2) 格納容器隔離失敗事象への対応

(1)で挙げた格納容器隔離失敗事象に対する対応としては、重大事故等時に、万一にも格納容器の隔離機能が喪失していることのないよう、格納容器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、定期試験時及び原子炉起動前における格納容器隔離機能の確認や手順書に基づく確実な操作を実施している。さらに、出力運転中は格納容器内を窒素置換し管理しているため、格納容器からの漏えいが存在する場合は、格納容器圧力の低下等により速やかに検知できる可能性が高いと考える。

参考文献

- (1) NUREG/CR-4220, Reliability Analysis of Containment Isolation Systems, U. S. NRC,
- (2) Risk Impact Assessment of Extended Integrated Leak Rate Testing Intervals, Revision 2-A of 1009325, Final Report, EPRI, October 2008

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>（はじめに） 本書は、「実用発電用原子炉及びその付属設備の位置、構造及び設備に関する規則の解釈」（平成25年6月19日）（以下「解釈」という。）第3章第37条に基づき、原子炉設置（変更）許可申請者が、確率論的リスク評価（以下、「PRA」という。）に関し、審査のための説明に際し、参照すべき事項を示すものである。なお、申請者は、本書の整理によらない構成で説明することもできるが、その際には本書の整理と異なる点について合理的とする理由についての説明とともに各項目に相当する内容について、申請者の説明責任として示す必要がある。</p>	<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin: 10px auto; width: fit-content;"> <p>「別添 東海第二発電所 確率論的リスク評価（PRA）について」における対応状況を以下に示し、その対応箇所の項目を（ ）で記載する。</p> </div>
<p>1. 新規制基準適合性の審査において提示すべきPRAの実施内容に係る資料について 新規制基準では、「解釈第3章第37条（重大事故等の拡大の防止等）「1-1(a)及び(b)」、 「2-1(a)及び(b)」及び「4-1(a)及び(b)」における事故シーケンスグループ等の抽出においてPRAを活用することが規定されており、その実施状況を確認する必要があるため、原子炉設置（変更）許可申請者においては、審査の過程において事故シーケンスグループ等の抽出におけるPRAの実施状況を説明する必要がある。 本解釈における(b)には、「①個別プラントの内部事象に関する確率論的リスク評価（PRA）及び外部事象に関するPRA（適用可能なもの）又はそれに代わる方法で評価を実施すること。」とされており、外部事象に関しては、PRAの適用が可能なもの以外はそれに代わる方法について、評価条件や評価方法、評価のプロセスに関する説明（適切性の説明を含む）、評価の結果等評価結果を導くために必要と考えられる事項を整理し説明する必要がある。 そのため、ここでは、日本原子力学会標準等を参考に基本的に想定されるPRAの実施内容を踏まえて、説明に最低限必要な項目を列記した。なお、説明に当たっては、実施したPRAの内容を踏まえてここに記載している項目に加えて説明すべき事項を抽出し、説明性の観点から再構成するなど、申請者の説明責任として自ら十分検討すべきことを付言する。</p>	<p>従来から定期安全レビュー（PSR）等の機会に内部事象レベル1PRA（出力運転時、停止時）及びレベル1.5PRAを実施してきており、これらのPRA手法を今回も適用した。また、外部事象としては、現段階で適用可能な事象として、日本原子力学会において実施基準が標準化され、試評価等の実績を有する地震レベル1PRA及び津波レベル1PRAを対象とし、これらの外部事象PRAから抽出される建屋・構造物等の大規模な損傷から発生する事象についても事故シーケンスグループ等の選定に係る検討対象範囲とした。 （「2. 事故シーケンスグループ等の選定に係るPRAの実施範囲・評価対象・実施手法」）</p> <p>なお、PRAが適用可能ではないと判断した外部事象については定性的な検討から分析を実施した。 （重要事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンス等の選定について別紙1 有効性評価の事故シーケンスグループ選定における外部事象の考慮について）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>2. P R A の評価対象</p> <p>今回の原子炉等規制法改正後の初回設置（変更）許可時においては、これまでの許認可実績を踏まえて、規制上の担保が得られている対策を基に P R Aを実施するものであり、P R A の前提となっている設備状況等についてまず整理する必要があり、評価対象を明示すること（例：下図の(B)までの設備について、既許可ECCSの機能を作動させるための手動起動措置を評価対象とすることはできるが、許認可実績を踏まえてそれぞれ個別の評価対象についての整理が必要。）。</p>	<p>今回の P R Aの目的は、設計基準事象を超えた重大事故に対する炉心損傷防止対策等の有効性評価を行うための事故シーケンスグループ等の抽出であることから、設計基準事故対処設備による対応を基本とし、これまでに整備したアクシデントマネジメント策（通商産業省「原子力発電所内におけるアクシデントマネジメントの整備について」（平成 4 年 7 月）以前から整備しているアクシデントマネジメント策を含む）には期待しないことを前提に評価を行うこととした。ただし、「E C C S手動起動」、「原子炉手動減圧」、「残留熱除去系の手動起動」、「高圧炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系の水源切替」等の設計基準事故対処設備を作動させるための操作については、本評価においても期待することとした。</p> <p>（「1. 事故シーケンスグループ等の選定に係る P R Aの実施範囲と評価対象について」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>3. レベル 1 P R A</p> <p>3. 1 内部事象（出力運転時）</p> <p>a. 対象プラント</p> <p>① 対象とするプラントの説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 設計基準事故対処設備であり、重大事故等の対処に用いる設備（以下「対処設備」という。）等， P R Aの中で考慮する設備の一覧及び設備の説明 <p>② 停止時のプラント状態の推移（停止時 P R Aのみ）</p> <p>③ プラント状態分類（停止時 P R Aのみ）</p> <ul style="list-style-type: none"> ● プラント状態分類の考え方 ● プラント状態の分類結果 	<p>① P R Aの中で考慮する設備を，プラント仕様や必要となる系統ごとに整理した。 （「3.1.1.1 対象プラント（1）対象とするプラントの説明」）</p> <p>② 停止時 P R Aで記載</p> <p>③ 停止時 P R Aで記載</p>
<p>b. 起因事象</p> <p>① 評価対象とした起因事象のリスト，説明及び発生頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起因事象リスト，説明及び発生頻度 <p>● 起因事象の抽出の方法，グループ化している場合にはグループ化の考え方，発生頻度の評価方法</p> <p>● 対象外とした起因事象と，対象外とした理由</p>	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 国内のプラント異常事象や設備を網羅している資料として原子炉設置許可申請書及び海外の評価事例（E P R I N P - 2 2 3 0）を分析し，評価対象とした起因事象をリスト化した。 （「3.1.1.2 起因事象（1）評価対象とした起因事象について」） ● 同定された起因事象において，プラント応答や必要となる緩和設備が同等であり，同一のイベントツリー及びフォールトツリーで扱える事象をグループ化した。 ● 起因事象発生頻度は，L O C Aを除き，国内 B W Rプラントの運転実績に基づき評価し，発生実績のない事象については 0.5 件の発生を仮定した。L O C Aについては，米国の評価方法を踏まえて発生頻度を評価した。 （「3.1.1.2 起因事象（1）評価対象とした起因事象について」） ● 同定された起因事象のうち，発生の可能性が極めて低い場合，又は発生を仮定してもその影響が限定される場合にはリスク評価上の重要性は低いと考え，評価対象から除外した。 <ul style="list-style-type: none"> ・出力運転時中の制御棒引き抜き ・原子炉冷却材流量の部分喪失及び原子炉冷却材系の停止ループの誤起動 ・放射性気体廃棄物処理施設の破損 ・燃料集合体の落下事象 ・制御棒落下 ・主蒸気管破断 ・原子炉圧力容器破損（D B A超過 L O C A） ・通常停止 <p>（「3.1.1.2 起因事象（1）評価対象とした起因事象について」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のP R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>c. 成功基準</p> <p>① 成功基準の一覧表</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 炉心損傷の定義 ● 起回事象ごとの成功基準の一覧表 ● 対処設備作動までの余裕時間及び使命時間 ● 成功基準設定のために熱水力解析等を実施した場合は使用した解析結果、及び使用した解析コードの検証性 	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 燃料被覆管表面温度が 1200℃を超えると評価される状態 ● 燃料被覆管の酸化量が、酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの 15%を超えると評価される状態 （「3.1.1.3 成功基準 (1)成功基準について」） ● 成功基準の検討に当たっては、S A F E Rコードによる成功基準解析結果を用いて起回事象ごとに整理した。 （「3.1.1.3 成功基準 (1)成功基準について」及び「添付資料 3.1.1.3-1 成功基準解析及び事故進展解析について」） ● 運転員による緩和操作を対象として、それらを遂行するまでの余裕時間をM A A Pコードによる事故進展解析結果等に基づき設定した。また、緩和設備が要求される安全機能を果たすために必要な運転時間である使命時間については、機能喪失した設備の復旧や追加の運転員操作に期待できる時間として、24時間を適用した。 （「3.1.1.3 成功基準 (1)成功基準について」） ● 成功基準解析に使用したS A F E Rコードは、許認可解析で十分な実績を有しており、十分な検証が行われている。また、事故進展解析に使用したM A A Pコードの検証性については、重大事故等防止対策の有効性評価の内容説明と合わせて提示する。 （「3.1.1.3 成功基準 (1)成功基準について」）
<p>d. 事故シーケンス</p> <p>① イベントツリー</p> <ul style="list-style-type: none"> ● イベントツリー図 ● ヘディング、事故進展及び最終状態の説明 ● イベントツリー作成上の主要な仮定 	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 選定した起回事象に対して、炉心損傷を防止するために必要な緩和設備や緩和操作を検討し、炉心損傷に至る事故シーケンスをイベントツリーとして展開した。 ● 選定した各起回事象の特徴を踏まえ、ヘディング及び事故進展の説明とイベントツリー作成上の主要な仮定を示した。 ● 展開した事故シーケンスの最終状態を炉心損傷状態又は成功状態のいずれかに分類した。炉心損傷状態については、「原子炉停止機能」、「炉心冷却機能」、「格納容器からの除熱機能」の各安全機能に着目し、起回事象及び緩和設備の成否等によって分類した。 （「3.1.1.4 事故シーケンス (1)イベントツリー」）

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>e. システム信頼性</p> <p>① 評価対象としたシステムとその説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 評価対象システム一覧 ● システムの概要，機能，系統図，必要とするサポート系，試験，システム信頼性評価上の主要な仮定 <p>② システム信頼性評価手法</p> <p>③ システム信頼性評価の結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起因事象ごとのシステム信頼性評価結果 ● 主要なミニマルカットセット（FT を用いた場合） <p>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</p>	<p>① 評価対象としたシステムについては一覧表を作成し，それぞれのシステムごとに概要，機能，系統図，必要とするサポート系，試験及びシステム信頼性評価上の主要な仮定を整理した。 （「3.1.1.5 システム信頼性（1）評価対象としたシステムとその説明」）</p> <p>② システム信頼性解析では，システムが機能喪失に至る要因の組合せを網羅的に展開でき，システムのアンアベイラビリティの定量化が可能である手法として，フォールトツリー法を用いた。また，フロントライン系とそのサポート系についてフォールトツリーを作成した。 （「3.1.1.5 システム信頼性（2）システム信頼性評価手法」及び「添付資料 3.1.1.5-1 サポート系が一部故障している場合の評価について」）</p> <p>③ システム信頼性解析の結果について，起因事象ごとに結果が異なるものは起因事象ごとに評価し，主要なミニマルカットセットの評価も実施した。 （「3.1.1.5 システム信頼性（3）システム信頼性評価の結果」）</p> <p>④ 制御棒挿入失敗確率及び逃がし安全弁による圧力制御の失敗確率については，システム信頼性評価を実施せずに非信頼度を設定しており，その根拠を明確にした。 （「3.1.1.5 システム信頼性（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」）</p>
<p>f. 信頼性パラメータ</p> <p>① 非信頼度を構成する要素と評価式</p> <p>② 機器故障率パラメータの一覧</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 機器故障率パラメータの設定方法（機器の分類，機器の境界，故障モードの分類等） ● 機器故障率パラメータの一覧（故障モード，故障率等） ● 機器故障率パラメータの不確かさ幅 	<p>① 系統の非信頼度を評価するフォールトツリーの基事象（要素）としては，機器故障，共通要因故障，試験による待機除外，保守作業による待機除外，人的過誤等があり，それぞれの評価式に基づき非信頼度を評価した。 （「3.1.1.6 信頼性パラメータ（1）非信頼度を構成する要素と評価式」）</p> <p>② N U C I A で公開されている国内プラントの故障実績（1982年度～2002年度 21 年 49 基データ）を基にした「故障件数の不確かさを考慮した国内一般機器故障率の推定（平成 21 年 5 月公表）」（以下「21 年データ」という。）に記載されているデータを使用した。また，N U C I A で公開されている国内プラントの故障実績は，「原子力発電所に関する確率論的安全評価用の機器故障率の算出（1982年度～1997年度 16 年 49 基データ改訂版）（平成 13 年 2 月），電中研報告 P00001，（財）電力中央研究所」で定義した機器バウンダリに従った。 なお，21 年データに記載のない機器の故障率については，類似性を考慮した工学的判断に基づき，21 年データに記載された他の機器の故障率を使用した （「3.1.1.6 信頼性パラメータ（2）機器故障確率」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>③機器復帰の取扱い方法及び機器復帰失敗確率</p> <p>④待機除外確率</p> <p>⑤共通要因故障の評価方法及び共通要因故障パラメータ</p>	<p>③故障した機器や外部電源の使命時間中の復旧には期待していない。 （「3.1.1.6 信頼性パラメータ (3)機器復帰の取扱い方法及び機器復帰失敗確率」）</p> <p>④待機除外確率は保守点検作業による待機除外を考慮しており、機器の平均修復時間と機器故障率データを用いて待機除外確率を算出した。 （「3.1.1.6 信頼性パラメータ (4)待機除外確率」）</p> <p>⑤冗長機能を有する機器を対象に、動的機器の動的故障モード及び一部の静的機器について共通要因故障を考慮した。また、共通要因故障パラメータについては、米国で公開されている文献に記載のデータを使用し、共通原因故障のモデル化にはM G L法を用いた。 （「3.1.1.6 信頼性パラメータ (5)共通要因故障の評価方法及び共通要因故障パラメータ」）</p>
<p>g. 人的過誤</p> <p>①評価対象とした人的過誤及び評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ●人的過誤の評価に用いた手法 ●人的過誤の分類，人的操作に対する許容時間，過誤回復の取扱い ●人的過誤評価結果 ●人的過誤評価に用いた主要な仮定 	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ●人的過誤の発生確率の分析においてはヒューマンエラーハンドブック（N U R E G / C R - 1 2 7 8）の T H E R P手法を用いて人的過誤確率を評価した。 ●人的過誤は起回事象発生前と起回事象発生後に分類した。それぞれに対して、プラントの運転，保守，点検等，炉心損傷頻度に有意な影響を及ぼし得る人間のタスクを分析し，タスクを遂行する過程で起こり得る人的過誤を同定し，人的過誤評価結果を示した。起回事象発生前の人的過誤として，試験・保守作業の終了後の通常状態への復旧忘れ（手動弁の開閉忘れ等）を考慮した。起回事象発生後として，認知失敗及び操作失敗を考慮した。 ●認知失敗確率の評価では，成功基準解析及び事故進展解析の結果を踏まえ，人的操作に対する許容時間を考慮し，T H E R Pの標準診断曲線を参照して失敗確率を設定した。また，過誤回復については各人的過誤の特徴を考慮し，過誤回復に期待できるか否かを判断の上，設定した。 ●起回事象発生前及び起回事象発生後の人的過誤確率の評価結果を一覧表で整理した。 ●各人的過誤の評価において評価上の仮定を整理した。 （「3.1.1.7 人的過誤」）
<p>h. 炉心損傷頻度</p> <p>①炉心損傷頻度の算出に用いた方法</p>	<p>①本評価では小イベントツリー／大フォールトツリーのモデルを作成し，計算コードには Safety Watcher を用いて，フォールトツリー結合法による炉心損傷頻度の定量化を行った。 （「3.1.1.8 炉心損傷頻度 (1)炉心損傷頻度の算出に用いた方法」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>②炉心損傷頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ●全炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ●起因事象別の炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ●プラント損傷状態別炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスの分析 <p>③重要度解析，不確実さ解析及び感度解析</p>	<p>②全炉心損傷頻度，起因事象別及びプラント状態別の炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスを整理し，結果の分析を行った (「3.1.1.8 炉心損傷頻度 (2)炉心損傷頻度 (点推定値)」)</p> <p>③炉心損傷頻度に至る支配的な要因を確認する観点で，重要度解析を実施した。また，炉心損傷頻度の不確かさの幅を評価するため，不確実さ解析を実施した。感度解析は，給復水系を考慮した場合や個別プラントの起因事象発生頻度及び機器故障率データを用いた場合の炉心損傷頻度を評価し，事故シーケンスグループごとの炉心損傷頻度等への影響を検討した。 (「3.1.1.8 炉心損傷頻度 (3)重要度解析，不確実さ解析及び感度解析」)</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>3. レベル 1 P R A</p> <p>3. 1 内部事象（停止時）</p> <p>a. 対象プラント</p> <p>①対象とするプラントの説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ●設計基準事故対処設備であり，重大事故等の対処に用いる設備（以下「対処設備」という。）等，P R Aの中で考慮する設備の一覧及び設備の説明 <p>②停止時のプラント状態の推移（停止時 P R Aのみ）</p> <p>③プラント状態分類（停止時 P R Aのみ）</p> <ul style="list-style-type: none"> ●プラント状態分類の考え方 ●プラント状態の分類結果 	<p>① P R Aの中で考慮する設備を，プラント仕様や必要となる系統ごとに整理した。 （「3.1.2.1 対象プラント（1）対象とするプラントの説明」）</p> <p>②停止時のプラント状態の推移をプラント状態（以下「P O S」という。）ごとに整理した。 （「3.1.2.1 対象プラント（2）停止時のプラント状態の推移」）</p> <p>③プラント停止中は，プラントの状態の変化に伴って，崩壊熱除去等に対する成功基準，余裕時間，及び使用可能な設備の組み合わせが変化するため，プラント状態（P O S）を分類した。また，定期検査工程の進捗に伴う使用可能な緩和設備の組み合わせの変化を考慮し，P O S - B 及び P O S - C を，それぞれ P O S - B 1 ～ B 6 及び P O S - C 1 ， C 2 に細分化した。 （「3.1.2.1 対象プラント（3）プラント状態分類」）</p>
<p>b. 起回事象</p> <p>①評価対象とした起回事象のリスト，説明及び発生頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ●起回事象リスト，説明及び発生頻度 <p>●起回事象の抽出の方法，グループ化している場合にはグループ化の考え方，発生頻度の評価方法</p>	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ●評価対象期間において発生し得る異常事象のうち，人的過誤による事象を含めて炉心損傷に至る可能性のある異常事象を分析し，P O S ごとに起回事象を同定した。同定した炉心損傷に至る可能性のある起回事象のうち除外できない事象を評価する起回事象として選定した。 （「3.1.2.2 起回事象（1）起回事象の選定」） ●適用する起回事象について，以下の手法により，検討し選定した。 <ul style="list-style-type: none"> ・マスターロジックダイアグラムに基づく分析 ・国内外での既往の P R A による知見の活用 ・国内のプラント運転経験等（原子力施設運転管理年報等をもとに調査したトラブル情報）のレビュー ●起回事象発生頻度は，国内 B W R プラントの運転実績やイベントツリー及びフォールトツリーを用いて評価した。なお，起回事象のグループ化は実施していない。 （「3.1.2.2 起回事象（1）起回事象の選定及び(3)起回事象のグループ化」）

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<ul style="list-style-type: none"> ● 対象外とした起回事象と，対象外とした理由 	<ul style="list-style-type: none"> ● 同定された起回事象のうち，発生の可能性が極めて低い場合，又は発生を仮定してもその影響が限定される場合にはリスク評価上の重要性は低いと考え，評価対象から除外した。 <ul style="list-style-type: none"> ・ インターフェイスシステム L O C A ・ 配管破断 L O C A ・ 燃料集合体の落下事象 ・ 反応度投入事象 ・ R H R 運転中の L O C A （「3.1.2.2 起回事象 (2) 評価対象外とした起回事象」）
<p>c. 成功基準</p> <p>① 成功基準の一覧表</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 炉心損傷の定義 ● 起回事象ごとの成功基準の一覧表 ● 対処設備作動までの余裕時間及び使命時間 ● 成功基準設定のために熱水力解析等を実施した場合は使用した解析結果，及び使用した解析コードの検証性 	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 炉心燃料の有効燃料長頂部（T A F）が露出した状態と （「3.1.2.3 成功基準 (1) 炉心損傷判定条件」） ● 炉心損傷を防止するために必要な安全機能を同定し，当該機能として期待できる緩和設備に対して，各起回事象における成功基準を設定し，一覧表に整理した。 （「3.1.2.3 成功基準 (2) 起回事象ごとの成功基準の一覧表」） ● 余裕時間については，崩壊熱除去機能喪失に係る起回事象及び原子炉水位がウェル満水時に発生する可能性のある冷却材流出に係る起回事象に対しては，T A F 露出までの時間が長いことを考慮し，設定していない。また，原子炉冷却材の流出に係る起回事象に対しては，原子炉水位が通常水位の場合に発生する可能性のある事象について T A F 露出までの時間を考慮した。また，緩和設備が要求される安全機能を果たすために必要な運転時間である使命時間については，喪失した設備の復旧や追加の運転員操作が期待できる時間として，24 時間を適用した （「3.1.2.3 成功基準 (3) 対処設備作動までの余裕時間及び使命時間」） ● 本評価において，熱水力解析を実施していない。 （「3.1.2.3 成功基準 (4) 熱水力解析等の解析結果及び解析コードの検証性」）

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>d. 事故シーケンス</p> <p>① イベントツリー</p> <ul style="list-style-type: none"> ● イベントツリー図 ● ヘディング、事故進展及び最終状態の説明 ● イベントツリー作成上の主要な仮定 	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 各起因事象に対して、炉心損傷を防止するために必要な緩和設備又は緩和操作を検討し、炉心損傷に至る事故シーケンスを展開した。 ● 展開した事故シーケンスの最終状態を炉心損傷状態又は成功状態のいずれかに分類した。事故シーケンスの最終状態については、炉心損傷に至る主要要因の観点から区別するため、「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」に分類した。 ● 選定した各起因事象の特徴を踏まえ、ヘディング及び事故進展の説明とイベントツリー作成上の主要な仮定を示した （「3.1.2.4 事故シーケンス (1) イベントツリー、(2) 事故シーケンスの分類」)
<p>e. システム信頼性</p> <p>① 評価対象としたシステムとその説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 評価対象システム一覧 ● システムの概要、機能、系統図、必要とするサポート系、試験、システム信頼性評価上の主要な仮定 <p>② システム信頼性評価手法</p> <p>③ システム信頼性評価の結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起因事象ごとのシステム信頼性評価結果 ● 主要なミニマルカットセット（FT を用いた場合） <p>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</p>	<p>① 評価対象としたシステムについては一覧表を作成し、それぞれのシステムごとに概要、機能、系統図、必要とするサポート系、試験、システム信頼性評価上の主要な仮定を整理した。 （「3.1.2.5 システム信頼性 (1) 評価対象としたシステムとその説明」)</p> <p>② システム信頼性解析では、フロントライン系とサポート系についてフォールトツリーを作成し、信頼性評価を行った。 フォールトツリーの作成に当たっては、対象範囲を示す系統図を作成するとともに、その範囲内にある機器でモデル化すべき故障モードを基事象リストの形で整理した。また、これらの情報に基づき緩和設備についてフォールトツリーを作成し、定量化を実施した。 （「3.1.2.5 システム信頼性 (2) システム信頼性評価手法」)</p> <p>③ システム信頼性解析の結果について、起因事象ごとに結果が異なるものは起因事象ごとに評価し、主要なミニマルカットセットの評価も実施した。 （「3.1.2.5 システム信頼性 (3) システム信頼性評価の結果」)</p> <p>④ 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。 （「3.1.2.5 システム信頼性」)</p>
<p>f. 信頼性パラメータ</p> <p>① 非信頼度を構成する要素と評価式</p>	<p>① 系統の非信頼度を評価するフォールトツリーの基事象（要素）として、機器故障、共通要因故障、人的過誤等があり、それぞれの評価式に基づき非信頼度を評価した。 （「3.1.2.6 信頼性パラメータ (1) 非信頼度を構成する要素と評価式」)</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>②機器故障率パラメータの一覧</p> <ul style="list-style-type: none"> ●機器故障率パラメータの設定方法（機器の分類，機器の境界，故障モードの分類等） ●機器故障率パラメータの一覧（故障モード，故障率等） ●機器故障率パラメータの不確かさ幅 <p>③機器復帰の取扱い方法及び機器復帰失敗確率</p> <p>④待機除外確率</p> <p>⑤共通要因故障の評価方法と共通要因故障パラメータ</p>	<p>②機器故障率は，原則として，N U C I Aで公開されている国内プラントの故障実績（1982年度～2002年度21ヵ年49基データ）を基にした「故障件数の不確かさを考慮した国内一般機器故障率の推定（平成21年5月公表）」（以下「21ヵ年データ」という。）に記載されているデータを使用した。また，N U C I Aで公開されている国内プラントの故障実績は，「原子力発電所に関する確率論的安全評価用の機器故障率の算出（1982年度～1997年度16ヵ年49基データ改訂版）（平成13年2月），電中研報告P00001，（財）電力中央研究所」で定義した機器バウンダリに従った。 （「3.1.2.6 信頼性パラメータ（2）機器故障率」）</p> <p>③故障した機器や外部電源の使命時間中の復旧には期待していない。 （「3.1.2.6 信頼性パラメータ（3）機器復帰の取扱い方法及び機器復帰失敗確率」）</p> <p>④機器の待機状態はP O S分類の中で直接考慮しているため，待機除外確率は使用していない。 （「3.1.2.6 信頼性パラメータ（4）待機除外確率」）</p> <p>⑤冗長機能を有する機器を対象に，動的機器の動的故障モード及び一部の静的機器について共通要因故障を考慮した。また，共通要因故障パラメータについては，米国で公開されている文献に記載のデータを使用した。 （「3.1.2.6 信頼性パラメータ（5）共通要因故障の評価方法と共通要因故障パラメータ」）</p>

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>g. 人的過誤</p> <p>① 評価対象とした人的過誤及び評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 人的過誤の評価に用いた手法 ● 人的過誤の分類，人的操作に対する許容時間，過誤回復の取扱い ● 人的過誤評価結果 ● 人的過誤評価用いた主要な仮定 	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 人的過誤の発生確率の分析においてはヒューマンエラーハンドブック（N U R E G / C R - 1 2 7 8）のT H E R P手法を用いて人的過誤確率を評価した。 ● 人的過誤は起因事象発生前と起因事象発生後に分類した。それぞれに対して，プラントの運転，保守，点検等，炉心損傷頻度に有意な影響を及ぼし得る人間のタスクを分析し，タスクを遂行する過程で起こり得る人的過誤を同定し，人的過誤評価結果を示した。起因事象発生前の人的過誤として，試験・保守作業の終了後の通常状態への復旧忘れ（手動弁の開閉忘れ等）を考慮した。起因事象発生後として，認知失敗及び操作失敗を考慮した。 ● 認知失敗確率の評価では，成功基準解析及び事故進展解析の結果を踏まえ，人的操作に対する許容時間を考慮し，T H E R Pの標準診断曲線を参照して失敗確率を設定した。また，過誤回復にゆいては各人的過誤の特徴を考慮し，過誤回復に期待できるか否かを判断の上，設定した。 ● 起因事象発生前及び起因事象発生後の人的過誤確率の評価結果を一覧表で整理した。 ● 各人的過誤の評価において評価上の仮定を整理した。 （「3.1.2.7 人的過誤」）
<p>① 炉心損傷頻度の算出に用いた方法</p> <p>② 炉心損傷頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 全炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ● 起因事象別の炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ● プラント損傷状態別炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスの分析 <p>③ 重要度解析，不確かさ解析及び感度解析</p>	<p>① 本評価では小イベントツリー／大フォールトツリーのモデルを作成し，計算コードには Safety Watcher を用いて，フォールトツリー結合法による炉心損傷頻度の定量化を行った。 （「3.1.2.8 炉心損傷頻度（1）炉心損傷頻度の算出に用いた方法」）</p> <p>② 全炉心損傷頻度，起因事象及びPOS別の炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスを整理し，結果の分析を行った。 なお，停止時においては，レベル1.5 PRAは実施しないため，プラント損傷状態別の炉心損傷頻度の評価は実施していない。 （「3.1.2.8 炉心損傷頻度（2）炉心損傷頻度（点推定値）」）</p> <p>③ 炉心損傷頻度に至る支配的な要因を確認する観点で，重要度解析を実施した。また，炉心損傷頻度の不確かさの幅を評価するため，不確かさ解析を実施した。感度解析は，現行保安規定における運用管理のリスクへの影響を把握するための評価を実施した。 （「3.1.2.8 炉心損傷頻度（2）重要度解析，不確かさ解析及び感度解析」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>3. 2 外部事象（地震）</p> <p>a. 対象プラントと事故シナリオ</p> <p>①対象とするプラントの説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ●地震 P R A の中で考慮する設備の一覧及び設備の説明 ●ウォークダウン実施の有無とウォークダウンの結果 <p>②地震により炉心損傷に至る事故シナリオと分析</p> <ul style="list-style-type: none"> ●事故シナリオの分析・選定とスクリーニングの説明 ●事故シナリオと起因事象の分析結果 ●建物・機器リストの作成結果 	<p>①内部事象出力運転時レベル 1 P R Aにおいて収集したプラント構成・特性等に関する情報の他，配置関連設計図書等により地震 P R Aに必要な情報を収集・整理した。また，机上検討では確認が難しいプラント情報を取得するため，及び検討したシナリオの妥当性を確認するために，東海第二発電所においてプラントウォークダウンを実施し，以下の点について問題がないことを確認した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・耐震安全性の確認 ・二次的影響の確認 <p>（「3.2.1.1 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」）</p> <p>②地震により炉心損傷に至る事故シナリオを抽出し，スクリーニングで除外するシナリオについてはその内容を明記した。除外されずに残った事故シナリオを分析し，以下の起因事象を選定した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・原子炉建屋損傷 ・格納容器損傷 ・原子炉圧力容器損傷 ・格納容器バイパス ・原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失（E L O C A） ・計装・制御系喪失 ・直流電源喪失 ・交流電源喪失 ・外部電源喪失 ・過渡事象 <p>（「3.2.1.1 対象プラントと事故シナリオ（2）地震により炉心損傷に至る事故シナリオと分析」）</p>

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>b. 地震，津波ハザード</p> <p>①地震ハザード評価の方法</p> <ul style="list-style-type: none"> ●新規制基準（地震）にて策定された基準地震動の超過確率の算出に用いた地震ハザード及び津波ハザード評価に用いた手法の説明 <p>②地震ハザード評価に当たっての主要な仮定</p> <ul style="list-style-type: none"> ●震源モデル，地震動伝播モデルの設定と各モデルの設定根拠及び不確実さ要因の分析結果の説明 ●不確実さ要因の分析結果に基づいて作成したロジックツリーの明示とロジックツリーの各分岐において設定した重みの根拠の説明 <p>③地震ハザード評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ●作成したロジックツリーを用いた地震ハザード曲線群の算出と，各ハザード曲線群から求めた信頼度別ハザード曲線や平均ハザード曲線の説明 ●地震ハザード評価結果に基づく脆弱性評価用地震動の作成方法の説明 	<p>①日本原子力学会標準「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」の方法に基づき評価した。 （「3.2.1.2 確率論的地震ハザード（1）確率論的地震ハザード評価の方法」）</p> <p>②震源モデルは，特定震源モデルと領域震源モデルを設定した。それぞれの震源モデルにおいて，当社の調査結果等に基づき設定した震源モデル（以下，モデルAという）の他，地震調査研究推進本部の知見に基づき設定した震源モデル（以下，モデルBという）をロジックツリーで考慮した。</p> <p>特定震源モデルのうち内陸地殻内地震の評価において，モデルAについては敷地周辺の耐震設計上考慮する活断層等の他，活断層研究会編（1991）に掲載されている活断層に基づいて評価した。モデルBについては地震調査研究推進本部（2009a）で考慮されている活断層を評価対象とした。特定震源モデルのうち海溝型地震の評価において，モデルAでは関東地震を，モデルBでは関東地震及び茨城県沖で発生する地震を特定震源として扱った。</p> <p>領域震源モデルについては，内陸地殻内地震及び海溝型地震を考慮し，敷地から150km程度を評価対象とした。モデルAについては，垣見他（2003）を参照して領域区分し，各領域の最大マグニチュードを領域内の過去の地震の最大値を基に設定した。モデルBについては，地震調査研究推進本部（2009a）に基づいて領域区分し，各領域の最大マグニチュードを地震調査研究推進本部（2012）に基づき設定した。</p> <p>地震動伝播モデルはNoda et al（2012）による距離減衰式を用いた。ロジックツリーは，震源モデル及び地震動伝播モデルの設定において，地震ハザード評価に大きな影響を及ぼす要因に基づいて作成した。震源モデルについては，モデルAとモデルBをロジックツリーで考慮した。 （「3.2.1.2 確率論的地震ハザード（2）確率論的地震ハザード評価に当たっての主要な仮定」）</p> <p>③上記を踏まえ平均地震ハザード曲線及びフラクタル地震ハザード曲線を作成した。また，基準地震動S_sの応答スペクトルと年超過確率ごとの一様ハザードスペクトルを比較した。脆弱性評価用地震動は年超過確率10^{-5}の一様ハザードスペクトルに適合する模擬波とし，経時特性を基準地震動S_sの策定と同様にNoda et al.（2002）に基づき地震規模$M=7.6$，等価震源距離$X_{eq}=25.7\text{km}$とした。 （「3.2.1.2 確率論的地震ハザード（3）確率論的地震ハザード評価結果」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>c. 建屋・機器のフラジリティ</p> <p>①評価対象と損傷モードの設定</p> <p>②フラジリティの評価方法の選択</p> <p>③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）</p> <p>④フラジリティ評価における耐力情報</p> <ul style="list-style-type: none"> ●評価部位、損傷モード及びその耐力値と確率分布 ●評価部位の材料と温度【構造損傷の場合】 ●機能限界値の諸元【機能損傷の場合】 <p>⑤フラジリティ評価における応答情報</p> <ul style="list-style-type: none"> ●評価部位、損傷モード及びその応答値と確率分布 ●基準地震動による地震力で発生する評価部位の応答とその他の荷重条件による評価部位の応答の内訳【構造損傷の場合】 ●基準地震動による地震力で発生する評価部位の応答【機能損傷の場合】 <p>⑥建物・機器のフラジリティ評価結果</p>	<p>①～⑥</p> <p>以下の手順でフラジリティ評価を実施した。</p> <p>(1)評価対象と損傷モードの設定</p> <p>(2)評価方法の選択</p> <p>(3)評価上の不確かさ、応答係数等の設定</p> <p>(4)現実的耐力の評価</p> <p>(5)現実的応答の評価</p> <p>(6)フラジリティの評価</p> <p>建屋フラジリティ及び屋外重要土木建造物のフラジリティは「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）」、機器フラジリティは「耐力係数と応答係数による方法（安全係数法）」を評価方法として採用した。</p> <p>また、各機器に対する耐震評価結果、加振試験結果、文献値等を基に、現実的耐力と現実的応答を評価してフラジリティを算出した。なお、構造損傷モードについては、機器の損傷に支配的となる部位に着目して評価を行った。</p> <p>（「3.2.1.3-1 建屋のフラジリティ」、「3.2.1.3-2 屋外重要土木建造物のフラジリティ」、「3.2.1.3-3 機器のフラジリティ」）</p>
<p>d. 事故シーケンス</p> <p>(1) 起因事象</p> <p>①評価対象とした起因事象のリスト，説明及び発生頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ●地震により誘発される起因事象の選定方法とその結果 ●グループ化している場合にはグループ化の考え方，発生頻度の評価方法 ●対象外とした起因事象と，対象外とした理由 ●地震固有の事象とその取扱い <p>②階層イベントツリーとその説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ●起因事象の階層化の考え方，イベントツリーとその説明 	<p>①事故シナリオの分析を踏まえ，地震 P R Aにおける起因事象は以下を評価対象とした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・原子炉建屋損傷 ・格納容器損傷 ・原子炉圧力容器損傷 ・格納容器バイパス ・原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失（E x c e s s i v e - L O C A） ・計装・制御系喪失 ・直流電源喪失 ・交流電源喪失 ・外部電源喪失 ・過渡事象 <p>②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た。</p> <p>「3.2.1.4 事故シーケンス (1)起因事象」</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>(2) 成功基準</p> <p>① 成功基準の一覧</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起因事象ごとの成功基準 ● 炉心損傷の定義 ● 対処設備作動までの余裕時間及び使命時間 ● 成功基準設定のために熱水力解析等を実施した場合は使用した解析結果，及び使用した解析コードの検証性 <p>(3) 事故シーケンス</p> <p>① イベントツリー</p> <ul style="list-style-type: none"> ● イベントツリー図 ● ヘディング，事故進展及び最終状態 ● イベントツリー作成上の主要な仮定 <p>(4) システム信頼性</p> <p>① 評価対象としたシステムとその説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 評価対象システム一覧 ● 系統図，必要とするサポート系，試験，システム信頼性評価上の主要な仮定 ● B 及び C クラス機器の取扱い <p>② 機器損傷に関する機器間の相関の取扱い</p> <p>③ システム信頼性評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起因事象ごとのシステム信頼性評価結果 ● 主要なミニマルカットセット（FT を用いた場合） <p>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</p> <p>(5) 人的過誤</p> <p>① 評価対象とした人的過誤及び評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 人的過誤の評価に用いた手法 ● 人的過誤の分類，人的操作に対する許容時間，過誤回復の取扱い ● 人的過誤評価用いた主要な仮定 ● 人的過誤評価結果 	<p>① 炉心損傷の定義，炉心損傷を防止するための緩和系の成功基準並びに余裕時間は内部事象出力運転時レベル 1 P R Aと相違がない。また，緩和手段のない起因事象については成功基準を設定していない。使命時間については内部事象出力運転時レベル 1 P R Aと同様に 24 時間とし，機器や外部電源の復旧には期待していない。</p> <p>「3.2.1.4 事故シーケンス (2)成功基準」</p> <p>① 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た。</p> <p>「3.2.1.4 事故シーケンス (3)事故シーケンス」</p> <p>① 内部事象出力運転時レベル 1 P R Aにおける検討内容及び事故シナリオの分析を踏まえて作成した建屋・機器リストを使って対象範囲を明確にした。各系統の情報や依存性については内部事象出力運転時レベル 1 P R Aと同様である。</p> <p>なお，耐震重要度 B 及び C クラス機器については，地震の影響を考慮し，その機能は期待しない。ただし，安全設備の使命時間内の機能維持に必要な燃料移送系設備は評価対象とした。</p> <p>② 冗長設備は基本的に同一の耐震設計がなされた上で同一フロアに設置されるため，同様の系統及び機器に対する機能喪失は，系統間及び機器間で完全相関（完全従属）するものとした。それ以外の系統間及び機器間の相関は完全独立を想定した。</p> <p>③ 内部事象出力運転時レベル 1 P R Aと同様に，イベントツリーのヘディングに対応するフロントライン系とそのサポート系について，フォールトツリーを作成し，信頼性を評価した。</p> <p>④ 内部出力運転時事象レベル 1 P R Aで設定した項目を除き，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。</p> <p>「3.2.1.4 事故シーケンス (4)システム信頼性」</p> <p>① 地震 P R Aでは以下に示すように，内部事象出力運転時レベル 1 P R Aでの検討に基づいた人的過誤確率を使用した。起因事象発生前の人的過誤については地震による影響を考慮する必要がないため，内部事象レベル 1 P R Aでの検討結果を用いた。起因事象発生後の人的過誤は地震後に対応する作業であることを考慮し，内部事象出力運転時レベル 1 P R Aと比較して高いストレスレベルを仮定した。</p> <p>「3.2.1.4 事故シーケンス (5)人的過誤」</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>(6) 炉心損傷頻度</p> <p>①炉心損傷頻度の算出に用いた方法</p> <p>②炉心損傷頻度結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ●全炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ●起因事象別の炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ●プラント損傷状態別炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ●地震加速度と炉心損傷頻度の関係とその分析 <p>③重要度解析，不確かさ解析及び感度解析</p>	<p>①本評価では，フォールトツリー結合法を用いた計算コード RiskSpectrum®PSAにより炉心損傷頻度を評価した。</p> <p>②上記のとおりの評価手法により定量化し，事故シーケンスグループ別の炉心損傷頻度，地震加速度区分別炉心損傷頻度を算出し，主要な事故シーケンスを確認した。 なお，地震レベル1.5 P R Aは今回実施しないため，プラント損傷状態別の分析評価は行っていない。</p> <p>③事故シーケンスグループ等の選定に係る炉心損傷頻度の相対的な割合の確認に際しての参考として，不確かさ解析を行った。 また，炉心損傷に至る支配的な要因を確認する観点で，重要度解析を実施した。 また，対象項目として評価結果に影響を及ぼす可能性のある仮定，データ等を選定し，感度解析を実施した。 「3.2.1.4 事故シーケンス (6)炉心損傷頻度」</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>3. 2 外部事象（津波）</p> <p>a. 対象プラントと事故シナリオ</p> <p>①対象とするプラントの説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ●津波 P R A の中で考慮する設備の一覧及び設備の説明 ●ウォークダウン実施の有無とウォークダウンの結果 <p>②津波により炉心損傷に至る事故シナリオと分析</p> <ul style="list-style-type: none"> ●事故シナリオの分析・選定とスクリーニングの説明 ●事故シナリオと起回事象の分析結果 ●建物・機器リストの作成結果 	<p>①内部事象出力運転時レベル 1 P R Aにおいて収集したプラント構成・特性等に関する情報の他，配置関連設計図書等により津波 P R Aに必要な情報を収集・整理した。また，机上検討では確認が難しいプラント情報を取得するため，及び検討したシナリオの妥当性を確認するために，東海第二発電所においてプラントウォークダウンを実施し，以下の点について問題がないことを確認した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・津波の影響 ・間接的被害の可能性 <p>（「3.2.2.1 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」）</p> <p>②津波により炉心損傷に至る事故シナリオを抽出し，スクリーニングで除外するシナリオについてはその内容を明記した。除外されずに残った事故シナリオを分析し，以下の起回事象を選定した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・最終ヒートシンク喪失 ・原子炉建屋内浸水による複数の緩和機能喪失 <p>また，津波 P R Aの評価対象設備を以下のように分類し，建屋・機器リストを作成した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・津波防護施設及び浸水防止設備 ・起回事象を引き起こす設備 ・起回事象を緩和する設備 <p>（「3.2.2.1 対象プラントと事故シナリオ（2）津波により炉心損傷に至る事故シナリオと分析」）</p>
<p>b. 津波ハザード</p> <p>①津波ハザード評価の方法</p> <ul style="list-style-type: none"> ●新規制基準（津波）にて策定された基準地震動及び基準津波の超過確率の算出に用いた津波ハザード評価に用いた手法の説明 	<p>①基本津波の超過確率の算出に用いた確率論的津波ハザードは，日本原子力学会標準「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」，「確率論的津波ハザード解析の方法」（平成 23 年 9 月 社団法人 土木学会 原子力土木委員会 津波評価部会），2011 年東北地方太平洋沖地震から得られた知見等を踏まえ実施した。</p> <p>（「3.2.2.2 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」）</p>

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>②津波ハザード評価に当たっての主要な仮定</p> <ul style="list-style-type: none"> ●津波発生モデル、津波伝播モデルの設定と各モデルの設定根拠及び不確かさ要因の分析結果の説明 ●不確かさ要因の分析結果に基づいて作成したロジックツリーの明示とロジックツリーの各分岐において設定した重みの根拠の説明 <p>③津波ハザード評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ●作成したロジックツリーを用いた津波ハザード曲線群の算出と、各ハザード曲線群から求めた信頼度別ハザード曲線や平均ハザード曲線の説明 ●津波ハザード評価結果に基づくフラジリティ評価用地震動及び津波水位変動の作成方法の説明 	<ul style="list-style-type: none"> • ②認識論的不確かさとして、津波発生領域、波源モデル、発生パターン、地震規模、平均発生間隔等を考慮した。偶発的不確かさとして、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。ロジックツリーの作成に当たっては、日本原子力学会標準（2011）、土木学会（2002, 2009, 2011）、原子力安全基盤機構（2014）、地震調査研究推進本部（2012a, 2012b）を参考とし、2011年東北地方太平洋沖地震の知見を踏まえて分岐及び重みを設定した。 （「3.2.2.2 確率論的津波ハザード（2）確率論的津波ハザード評価に当たっての主要な仮定」） ③ロジックツリーを基にハザード曲線を算定した。最高水位及び最低水位の年超過確率は10^{-4}程度及び10^{-3}程度である。 （「3.2.2.2 確率論的津波ハザード（3）確率論的津波ハザード評価結果」）
<p>c. 建屋・機器のフラジリティ</p> <ol style="list-style-type: none"> ①評価対象と損傷モードの設定 ②フラジリティの評価方法の選択 ③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） ④フラジリティ評価における耐力情報 <ul style="list-style-type: none"> ●評価部位、損傷モード及びその耐力値と確率分布 ●評価部位の材料と温度【構造損傷の場合】 ●機能限界値の諸元【機能損傷の場合】 ⑤フラジリティ評価における応答情報 <ul style="list-style-type: none"> ●評価部位、損傷モード及びその応答値と確率分布 ●基準津波による波力等で発生する評価部位の応答とその他の荷重条件による評価部位の応答の内訳【構造損傷の場合】 ●基準津波による津波水位変動で被水・没水する評価部位の状況【機能損傷の場合】 ⑥建物・機器のフラジリティ評価結果 	<ol style="list-style-type: none"> ①～⑥ 建屋・機器リストに基づき、評価対象設備の考慮すべき影響（損傷モード）ごとにフラジリティを検討した。その結果、津波防護施設及び浸水防止設備については波力を、また、起因事象を引き起こす設備及び起因事象を緩和する設備については没水、被水を津波による支配的な損傷モードとして抽出した。 抽出した評価対象設備に対する波力、没水、被水の損傷モードについては、津波が評価対象設備を損傷又は評価対象設備に到達する津波高さに達した時点で、当該設備が確率1.0で損傷すると仮定した。 （「3.2.2.3 建屋・機器フラジリティ」）

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>d. 事故シーケンス</p> <p>(1) 起回事象</p> <p>① 評価対象とした起回事象のリスト，説明及び発生頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 津波により誘発される起回事象の選定方法とその結果 ● グループ化している場合にはグループ化の考え方，発生頻度の評価方法 ● 対象外とした起回事象と，対象外とした理由 ● 津波固有の事象とその取扱い <p>② 階層イベントツリーとその説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起回事象の階層化の考え方，イベントツリーとその説明 <p>(2) 成功基準</p> <p>① 成功基準の一覧</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起回事象ごとの成功基準 ● 炉心損傷の定義 ● 対処設備作動までの余裕時間及び使命時間 ● 成功基準設定のために熱水力解析等を実施した場合は使用した解析結果，及び使用した解析コードの検証性 <p>(3) 事故シーケンス</p> <p>① イベントツリー</p> <ul style="list-style-type: none"> ● イベントツリー図 ● ヘディング，事故進展及び最終状態 ● イベントツリー作成上の主要な仮定 <p>(4) システム信頼性</p> <p>① 評価対象としたシステムとその説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 評価対象システム一覧 ● 系統図，必要とするサポート系，試験，システム信頼性評価上の主要な仮定 ● B及びCクラス機器の取扱い <p>② 機器損傷に関する機器間の相関の取扱い</p> <p>③ システム信頼性評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 起回事象ごとのシステム信頼性評価結果 ● 主要なミニマルカットセット（FTを用いた場合） <p>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</p>	<p>① 津波PRAでは以下の起回事象を抽出した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 最終ヒートシンク喪失（T.P.+20m～T.P.+22m） ・ 原子炉建屋内浸水による複数の緩和機能喪失（最終ヒートシンク喪失）（T.P.+22m～T.P.+24m） ・ 防潮堤損傷（T.P.+24m～） <p>② 階層イベントツリーは，起回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た。 （「3.2.2.4 事故シーケンス（1）起回事象」）</p> <p>① 炉心損傷防止の成功基準は，内部事象出力運転時レベル1PRAと津波PRAでは相違がないため，内部事象出力運転時レベル1PRAで設定した成功基準を用いた。ただし，津波襲来までに原子炉は停止していることから，原子炉停止機能については，評価対象とはせず考慮していない。使命時間については内部事象出力運転時レベル1PRAと同様に24時間とし，機器や外部電源の復旧には期待していない。 （「3.2.2.4 事故シーケンス（2）成功基準」）</p> <p>① 起回事象「最終ヒートシンク喪失」については，いずれのシーケンスも炉心損傷に至るが，圧力バウンダリの健全性及び高圧炉心冷却系である原子炉隔離時冷却系の成否により事故シーケンスが異なるため，イベントツリーを展開して評価した。 （「3.2.2.4 事故シーケンス（3）事故シーケンス」）</p> <p>① システムの非信頼度は，内部事象出力運転時レベル1PRAと同様の評価を用いた。</p> <p>② 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，建屋内に浸水した場合，フロア全体が一樣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。</p> <p>③ 起回事象を緩和する設備のシステム信頼性は，内部事象出力運転時レベル1PRAと同じである。津波の影響を受ける可能性のある設備は，建屋・機器フラジリティ評価の結果及び人的過誤を考慮して設備の信頼性評価を実施した。</p> <p>④ 内部出力運転時事象レベル1PRAで設定した項目を除き，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。 （「3.2.2.4 事故シーケンス（4）システム信頼性」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>(5) 人的過誤</p> <p>① 評価対象とした人的過誤及び評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 人的過誤の評価に用いた手法 ● 人的過誤の分類，人的操作に対する許容時間，過誤回復の取扱い ● 人的過誤評価用いた主要な仮定 ● 人的過誤評価結果 <p>(6) 炉心損傷頻度</p> <p>① 炉心損傷頻度の算出に用いた方法</p> <p>② 炉心損傷頻度結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 全炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ● 起因事象別の炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ● プラント損傷状態別炉心損傷頻度及び主要な事故シーケンスと分析 ● 地震加速度と炉心損傷頻度の関係とその分析 <p>③ 重要度解析，不確実さ解析及び感度解析</p>	<p>① 起因事象発生前の人的過誤については津波による影響を考慮する必要がないため，内部事象レベル 1 P R Aでの検討結果を用いた。起因事象発生後人的過誤は津波襲来後に対応する作業であることを考慮し，内部事象出力運転時レベル 1 P R Aでの検討結果と比較して高いストレスレベルを仮定した。 (「3.2.2.4 事故シーケンス (5) 人的過誤」)</p> <p>① 計算コード RiskSpectrum@PSA を用いてフォールトツリー結合法により炉心損傷頻度を評価した。</p> <p>② 上述した手順でモデルを定量化し，津波高さ別及びプラント損傷状態別の炉心損傷頻度を評価した。また，全炉心損傷頻度への寄与割合から主要な事故シーケンスを抽出し，その内容を分析した。</p> <p>③ 津波ハザードやランダム故障確率に含まれる不確実さが炉心損傷頻度の分布に与える影響を評価するため，不確実さ解析を行った。重要度解析については，津波 P R Aの評価対象となる高さ T.P. +20m 以上の津波では必ず炉心損傷に至ることから，有益な結果が得られないため実施していない。また，感度解析として，津波襲来前に地震により外部電源が喪失すると仮定した評価を実施した。 (「3.2.2.4 事故シーケンス (6) 炉心損傷頻度」)</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>4. レベル 1. 5 P R A</p> <p>4. 1 内部事象</p> <p>a. プラントの構成・特性</p> <p>①対象プラントに関する説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ●機器・系統配置, 形状・設備容量, 事故への対処操作, 燃料及びデブリの移動経路など 	<p>①対象プラントの機器・系統配置, 形状・設備容量, 事故の緩和操作, 燃料及びデブリの移動経路等を整理した。 (「4. 1. 1. 1 プラントの構成・特性 (1)対象プラントに関する説明」)</p>
<p>b. プラント損傷状態の分類及び発生頻度</p> <p>① プラント損傷状態の一覧</p> <ul style="list-style-type: none"> ●プラント損傷状態の考え方 ●プラント損傷状態の一覧 ●レベル 1 の事故シーケンスに対するプラント損傷状態の分類結果 ●レベル 1 結果との関係 (レベル 1 の最終状態と分類が異なる場合) <p>②プラント損傷状態ごとの発生頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ●プラント損傷状態ごとの発生頻度 	<p>①内部事象出力運転時レベル 1 P R A で得られた炉心損傷状態に至るすべての事故シーケンスに対して, 事故の進展及び緩和操作の類似性からプラント損傷状態 (P D S) に分類し, 一覧表で示した。 (「4. 1. 1. 2 プラント損傷状態の分類及び発生頻度 (1) P D S の一覧」)</p> <p>②プラント損傷状態ごとの発生頻度を表に整理した。 (「4. 1. 1. 2 プラント損傷状態の分類及び発生頻度 (2) P D S 別の炉心損傷頻度」)</p>
<p>c. 格納容器破損モード</p> <p>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</p> <ul style="list-style-type: none"> ●格納容器破損モード分類の考え方 ●格納容器破損モードの一覧 ●各破損モードに関する説明 	<p>①</p> <ul style="list-style-type: none"> ●事故の進展を考慮して, 格納容器の健全性に影響を与える負荷を分析して格納容器破損モードを分類した。 ●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た。 ●抽出した負荷, 負荷の概要及び格納容器破損モードの説明を示した。 (「4. 1. 1. 3 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」)
<p>d. 事故シーケンス</p> <p>①格納容器イベントツリー構築の考え方及びプロセス</p> <ul style="list-style-type: none"> ●格納容器イベントツリー構築の考え方 ●格納容器イベントツリー構築のプロセスの説明 	<p>①イベントツリーは, 炉心損傷後の事象進展を考慮し, R P V破損前, R P V破損直後及び事故進展後長期の各フェーズにおける緩和設備の作動状況, 発生する可能性のある各格納容器破損モードを踏まえて展開した。 (「4. 1. 1. 4 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」)</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>②格納容器イベントツリー</p> <ul style="list-style-type: none"> ●格納容器イベントツリーを構築する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（レベル1との整合性を含む），ヘディング間の従属性 ●格納容器イベントツリー ●格納容器イベントツリーの最終状態への健全な場合も含めた格納容器破損モードの割り付け結果 	<p>②事故進展後の各フェーズにおける緩和手段の作動状況及び物理化学現象に基づき設定したヘディングに対して，ヘディング間の従属性を整理した。また，格納容器イベントツリーの構築に当たっては，最終状態が健全な場合も含めて格納容器破損モードを割り付けた。 （「4.1.1.4 事故シーケンス（2）格納容器イベントツリー」）</p>
<p>e. 事故進展解析</p> <p>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</p> <ul style="list-style-type: none"> ●事故シーケンス選定の考え方 ●事故進展解析の解析条件 ●解析対象とした事故シーケンス一覧 ●対象事故シーケンスの説明 ●有効性評価の対象シーケンスとして選定した場合はその選定理由 <p>②事故シーケンスの解析結果</p>	<p>①事故進展解析の対象とした事故シーケンスは，事故進展の類似性，緩和設備の機能喪失状態の類似性を考慮して選定した。選定した事故シーケンスは，選定理由とともに一覧表に整理した。また，事故進展解析の主要な解析条件を一覧表にまとめた。 （「4.1.1.5 事故進展解析（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」）</p> <p>②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を解析した結果及び原子炉圧力容器内及び各事故シーケンスの解析結果における特徴的な事故進展を記載した。 （「4.1.1.5 事故進展解析（2）事故シーケンスの解析結果」）</p>
<p>f. 格納容器破損頻度</p> <p>①格納容器破損頻度の評価方法</p> <p>②格納容器イベントツリーヘディングの分岐確率</p> <ul style="list-style-type: none"> ●分岐確率の算出方法 ●格納容器イベントツリーヘディングの分岐確率 	<p>①格納容器破損頻度の定量化では，内部事象出力運転時レベル1 P R Aの評価に用いている計算コードと同じ Safety Watcher を使用し，格納容器イベントツリーのヘディングに対する分岐確率を入力条件として，P D S ごとの条件付き格納容器破損確率（C C F P）及び格納容器破損頻度（C F F）を算出した。 （「4.1.1.6 格納容器破損頻度（1）格納容器破損頻度の評価方法」）</p> <p>②物理化学現象のヘディングにおいて，不確かさが大きい現象に対しては，当該現象の支配要因，不確か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手法等を用いて，分岐確率を設定した。事故の緩和手段に関するヘディングについては，レベル1 P R A のフォールトツリーをもとに，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。 （「4.1.1.6 格納容器破損頻度（2）格納容器イベントツリーヘディングの分岐確率」）</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>③格納容器破損頻度の評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ●全格納容器破損頻度及び主要事故シーケンスと分析 ●起因事象別格納容器破損頻度及び主要事故シーケンスと分析 ●破損モード別格納容器破損頻度及び主要事故シーケンスと分析 	<p>③全格納容器破損頻度，P D S別格納容器破損頻度，及び破損モード別格納容器破損頻度を整理し，主要な事故シーケンスの分析を実施した。 （「4.1.1.6 格納容器破損頻度（3）格納容器破損頻度の評価結果（点推定値）」）</p>
<p>g. 不確かさ解析及び感度解析</p> <p>①不確か解析結果</p> <p>②感度解析結果</p>	<p>①格納容器破損頻度の不確かさの幅を評価するため，不確かさ解析を実施した。その結果，格納容器破損モード別の点推定値は不確かさ分布内にあり，点推定値と不確かさ解析結果の傾向に大きな差がないことを確認した。 （「4.1.1.7 不確かさ解析及び感度解析（1）不確か解析」）</p> <p>②M a r k - II型格納容器の特徴を把握するための感度解析を実施し，その結果をとりまとめた。 （「4.1.1.7 不確かさ解析及び感度解析（2）感度解析」）</p>

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>4. 2 外部事象（地震）</p> <p>a. プラントの構成・特性</p> <p>①対象プラントに関する説明</p> <ul style="list-style-type: none"> ●機器・系統配置，形状・設備容量，事故への対処操作，燃料及びデブリの移動経路など ●ウォークダウン実施の有無とウォークダウンの結果 <p>②地震により格納容器破損に至る事故シナリオ</p> <ul style="list-style-type: none"> ●格納容器損傷及びその波及的影響のシナリオの分析・選定とスクリーニングの説明 ●事故シナリオと起因事象の分析結果 ●建物・機器リストの作成結果 	<p>地震レベル 1.5PRA については，以下の理由により実施は困難な段階である。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・学会標準に一部手順が示されているのみであり，標準的なPRA手法が確立されていない。 ・原子炉格納容器や原子炉建屋等が地震動によって直接損傷することが考えられるが，これらの損傷評価に関して，現時点では損傷箇所，損傷モード等を詳細に評価する知見がないことから，地震レベル 1.5PRA の実施に向けた検討を始めたところである。 <p>なお，炉心損傷後の格納容器内の物理化学現象の進展は，地震及び津波等の外部事象起因であっても内部事象と同等と考えられ，格納容器破損モードは内部事象と同等と考えている。</p>
<p>b. 地震ハザード</p> <p>①地震ハザード評価の方法</p> <ul style="list-style-type: none"> ●新規制基準（地震，津波）にて策定された基準地震動の超過確率の算出に用いた地震ハザード評価に用いた手法 <p>②地震ハザード評価に当たっての主要な仮定</p> <ul style="list-style-type: none"> ●震源モデル，地震動伝播モデルの設定と各モデルの設定根拠及び不確実さ要因の分析結果の説明 ●不確実さ要因の分析結果に基づいて作成したロジックツリーの明示とロジックツリーの各分岐において設定した重みの根拠の説明 <p>③地震ハザード評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ●作成したロジックツリーを用いた地震ハザード曲線群の算出と，地震ハザード曲線群から求めた信頼度別ハザード曲線や平均ハザード曲線の説明 ●地震ハザード評価結果に基づくフラジリティ評価用地震動の作成方法の説明 	<p>同上</p>

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>c. 建屋・機器のフラジリティ</p> <ul style="list-style-type: none"> ① 評価対象と損傷モードの設定 ② フラジリティの評価方法の選択 ③ フラジリティ評価上の主要な仮定（不確実さの設定，応答係数等） ④ フラジリティ評価における耐力情報 <ul style="list-style-type: none"> ● 評価部位，損傷モード及びその耐力値と確率分布 ● 評価部位の材料と温度【構造損傷の場合】 ● 機能限界値の諸元【機能損傷の場合】 ⑤ フラジリティ評価における応答情報 <ul style="list-style-type: none"> ● 評価部位，損傷モード及びその応答値と確率分布 ● 基準地震動による地震力で発生する評価部位の応答とその他の荷重条件による評価部位の応答の内訳【構造損傷の場合】 ● 基準地震動による地震力で発生する評価部位の応答【機能損傷の場合】 ● 基準地震動による地震力で発生する評価部位の応答【機能損傷の場合】 ⑥ 建物・機器のフラジリティ評価結果 	<p>同上</p>
<p>d. プラント損傷状態の分類及び発生頻度</p> <ul style="list-style-type: none"> ① プラント損傷状態の一覧 <ul style="list-style-type: none"> ● プラント損傷状態の考え方 ● プラント損傷状態の一覧 ● レベル1の事故シーケンスに対するプラント損傷状態の分類結果 ● レベル1結果との関係（レベル1の最終状態と分類が異なる場合） ② プラント損傷状態ごとの発生頻度 	<p>同上</p>
<p>e. 格納容器破損モード</p> <ul style="list-style-type: none"> 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 <ul style="list-style-type: none"> ● 格納容器破損モード分類の考え方 ● 格納容器破損モードの一覧 ● 各破損モードに関する説明 	<p>同上</p>

「PRAの説明における参照事項（平成25年9月 原子力規制庁）」への東海第二発電所のPRAの対応状況について

PRAの説明における参照事項（原子力規制庁 平成25年9月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>f. 事故シーケンス</p> <p>①格納容器イベントツリー構築の考え方及びプロセス</p> <ul style="list-style-type: none"> ●格納容器イベントツリー構築の考え方 ●格納容器イベントツリー構築のプロセスの説明 <p>②格納容器イベントツリー</p> <ul style="list-style-type: none"> ●格納容器イベントツリーを構築する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（レベル1との整合性を含む）、運転員操作、ヘディング間の従属性 ●格納容器イベントツリー ●格納容器イベントツリーの最終状態への健全な場合も含めた格納容器破損モードの割り付け 	<p>同上</p>
<p>g. 事故進展解析</p> <p>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</p> <ul style="list-style-type: none"> ●事故シーケンス選定の考え方 ●選定した事故シーケンスと説明 ●事故進展解析の解析条件 ●有効性評価の対象シーケンスとして選定した場合はその選定理由 <p>②事故シーケンスの解析結果</p>	<p>同上</p>
<p>h. 格納容器破損頻度</p> <p>①格納容器破損頻度の評価方法</p> <p>②格納容器イベントツリーヘディングの分岐確率</p> <ul style="list-style-type: none"> ●分岐確率の算出方法 ●使用した分岐確率 <p>③格納容器破損頻度の評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ●全格納容器破損頻度及び主要事故シーケンスと分析 ●起回事象別格納容器破損頻度及び主要事故シーケンスと分析 ●破損モード別格納容器破損頻度及び主要事故シーケンスと分析 	<p>同上</p>
<p>i. 不確かさ解析及び感度解析</p> <p>①不確かさ解析結果</p> <p>②感度解析結果</p>	<p>同上</p>

「P R Aの説明における参照事項（平成 25 年 9 月 原子力規制庁）」への東海第二発電所の P R Aの対応状況について

P R Aの説明における参照事項（原子力規制庁 平成 25 年 9 月）の記載内容	東海第二発電所の対応状況
<p>5. その他</p> <p>a. 専門家判断</p> <p>① 専門家判断を用いた事項と専門家判断の結果</p> <p>② 専門家判断の導出のプロセス</p>	<p>① 評価上の仮定及び計算が適切かどうかを判断する場合、専門家判断を実施した。</p> <p>② 関連する分野に深い知識や経験を有するものを選任し、専門家判断を実施した。</p>
<p>b. ピアレビュー</p> <p>① ピアレビューチーム及びメンバー構成</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 海外の専門家も含めたメンバーであること <p>② ピアレビューの手順</p> <p>③ ピアレビューの結果</p> <p>④ ピアレビュー結果の P R A への反映状況</p>	<p>① レビューアの選定に当たっては、専門性、経験、独立性及び公正性の 4 つの要素を考慮して選定している。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・今回実施したレビュー実施方法を含め、P R A全般を俯瞰した視点から改善事項を抽出する観点で P R Aの経験豊富な海外レビューアを招聘し、米国での P R A実施状況との比較に基づく助言を得ることとした。 <p>② オンサイトレビューを効率的・効果的に実施するために、各レビューアに事前に P R Aの概要資料を提出し、全体の内容把握及びオンサイトレビューにおいて重点的に内容を確認する項目の抽出・整理する期間を設けた。オンサイトレビューに際しては、適宜 P R A実施者と質疑応答を行い、具体的な内容・課題を共有しながら進めた。</p> <p>③ 学会標準への不適合や評価手法に問題があるとされる「指摘事項」は 0 件であり、今回実施した P R Aの評価結果に影響を及ぼすような技術的な問題点がないことが確認された。</p> <p>④ P R Aの更なる品質向上に資すると考えられる「推奨事項」として 12 件のコメントを受理しており、評価手法の見直し等を含めて今後の対応を検討する。</p>
<p>c. 品質保証</p> <p>① P R A を実施するに当たって行った品質保証活動</p> <ul style="list-style-type: none"> ● P R A の実施体制 ● 更新、記録管理体制 	<p>① 品質保証活動に基づく社内基準に従って P R Aを実施した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ P R Aの実施に当たっては、必要な力量を有する者を選定し、品質保証上必要となる体制を整備した上で実施した。 ・ 文書化、記録等の管理体制及び管理方法は社内基準に従って適切に実施した。

東海第二発電所 P R A ピアレビュー実施結果及び今後の対応方針 について

1. 目 的

事故シーケンスグループ及び格納容器破損モードの選定にあたり実施した P R A の妥当性確認及び品質向上を目的として、国内外の P R A 専門家によるピアレビューを実施した。また、レビューにおいて指摘されたコメントについては、今後の対応方針を検討した。

2. ピアレビューの実施内容

2.1 内部事象 P R A

今回実施した以下に示す各 P R A を対象に、日本原子力学会標準との整合性、及び国内外の知見を踏まえた P R A 手法の妥当性について確認を行った。なお、本ピアレビューでは「P S A ピアレビューガイドライン（平成 21 年 6 月 一般社団法人 日本原子力技術協会）」及び「原子力発電所の確率論的リスク評価の品質確保に関する実施基準：2013（2014 年 5 月 一般社団法人 日本原子力学会）」（以下「ガイドライン等」という。）を参考にレビューを行った。

(1) レビュー対象とした P R A

- ・ 内部事象出力運転時レベル 1 P R A
- ・ 内部事象停止時レベル 1 P R A
- ・ 内部事象出力運転時レベル 1 . 5 P R A

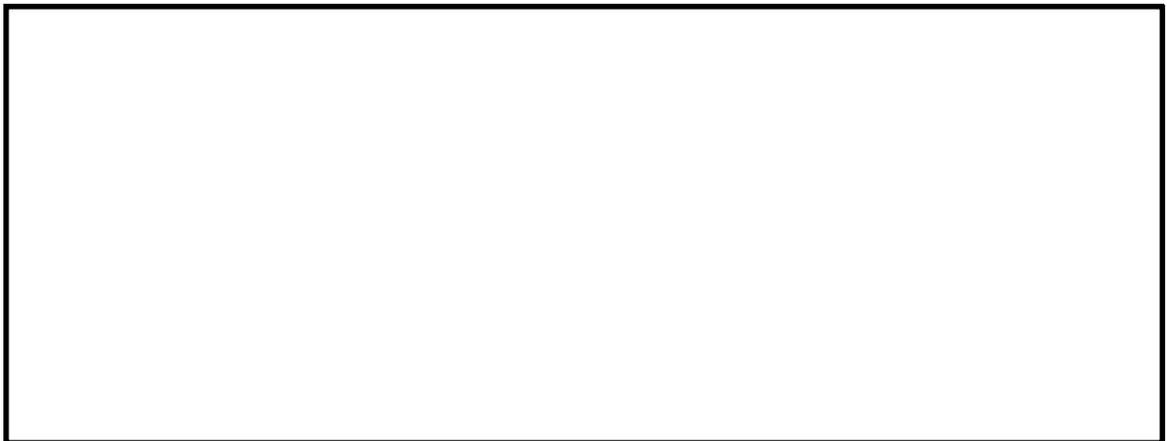
なお、地震レベル 1 P R A 及び津波レベル 1 P R A については、実施時期が異なるため、2.2 章に記載する。

(2) レビュー体制

レビューアの選定にあたっては、ガイドライン等に従い、専門

性，経験，独立性及び公正性の4つの要素を考慮して以下のとおり選定した。なお，レビューの実施にあたっては，多面的な視点で評価するため，各PRAはレビューチームのうち複数のメンバー（主担当，副担当）がレビューを行うこととした。また，今回実施したレビュー実施方法を含めPRA全般を俯瞰した視点から改善事項を抽出する観点でPRAの経験豊富な海外レビューアを招聘し，欧米でのPRA実施状況との比較に基づく助言を得ることとした。レビュー体制のイメージを図1に示す。

●国内レビューア：7名



●海外レビューア：1名

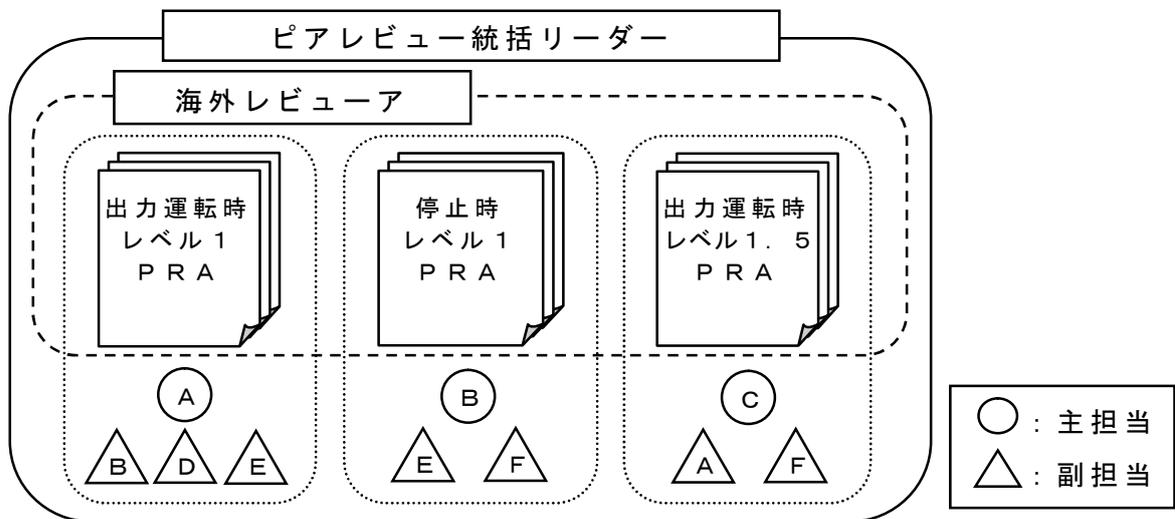


図1 レビュー体制のイメージ

(3) 国内レビューアのレビュー方法及び内容

a. 事前準備（情報収集及び分析）：約 1 週間

オンサイトレビューを効率的かつ効果的に実施するために、事前に当社から国内レビューアへ P R A の概要資料を提示し、国内レビューアが全体の内容を把握するとともに、オンサイトレビューにおいて重点的に内容を確認する項目を抽出・整理する期間を設けた。

b. オンサイトレビュー：約 1 週間

国内レビューアは、各 P R A の実施内容について文書化された資料を基に、学会標準への適合性確認を主眼としてレビューを実施した。レビューを円滑に進めるため、P R A 実施者（当社社員、当社協力会社社員）と質疑応答の場を設け、事実関係を確認するとともに、国内レビューアとの質疑応答の内容については適宜文書化しながら進めた。

c. ピアレビュー結果報告書の作成：約 1 か月

国内レビューアは、オンサイトレビューにて抽出したコメントを以下の項目ごとに整理し、ピアレビューの実施結果を報告書として取りまとめた。

・指摘事項

P R A が学会標準に技術的に適合しないもの、又は評価結果に影響を及ぼすような技術的な問題があるもの

・推奨事項

学会標準には適合しているものの、より品質の高い P R A の実施のために反映が推奨されるもの

- ・文書化における指摘事項

学会標準への適合性を示すための文書化が不足しているもの

- ・文書化における改善提案

学会標準への適合性を示すための文書化はされているものの、P R Aの説明性向上の観点から改善が望ましいもの

- ・良好事例

良好的な事例で、今後も継続した実施が望まれるもの

2.2 外部事象 P R A

今回実施した以下に示す各 P R A を対象に、日本原子力学会標準との整合性、及び国内外の知見を踏まえた P R A 手法の妥当性について確認を行った。なお、本ピアレビューでは「P S A ピアレビューガイドライン（平成 21 年 6 月 一般社団法人 日本原子力技術協会）」及び「原子力発電所の確率論的リスク評価の品質確保に関する実施基準：2013（2014 年 5 月 一般社団法人 日本原子力学会）」（以下「ガイドライン等」という。）を参考にレビューを行った。

(1) レビュー対象とした P R A

- ・地震レベル 1 P R A
- ・津波レベル 1 P R A

(2) レビュー体制

レビューアの選定にあたっては、ガイドライン等に従い、専門性、経験、独立性及び公正性の 4 つの要素を考慮して以下のとおり選定した。なお、レビューの実施にあたっては、多面的な視点で評価するため、各 P R A はレビューチームのうち複数のメンバー（主担当、副担当）がレビューを行うこととした。また、今回

実施したレビュー実施方法を含めP R A全般を俯瞰した視点から改善事項を抽出する観点でP R Aの経験豊富な海外レビューアを招聘し，欧米でのP R A実施状況との比較に基づく助言を得ることとした。レビュー体制のイメージを図2に示す。

●国内レビューア：5名



●海外レビューア：1名

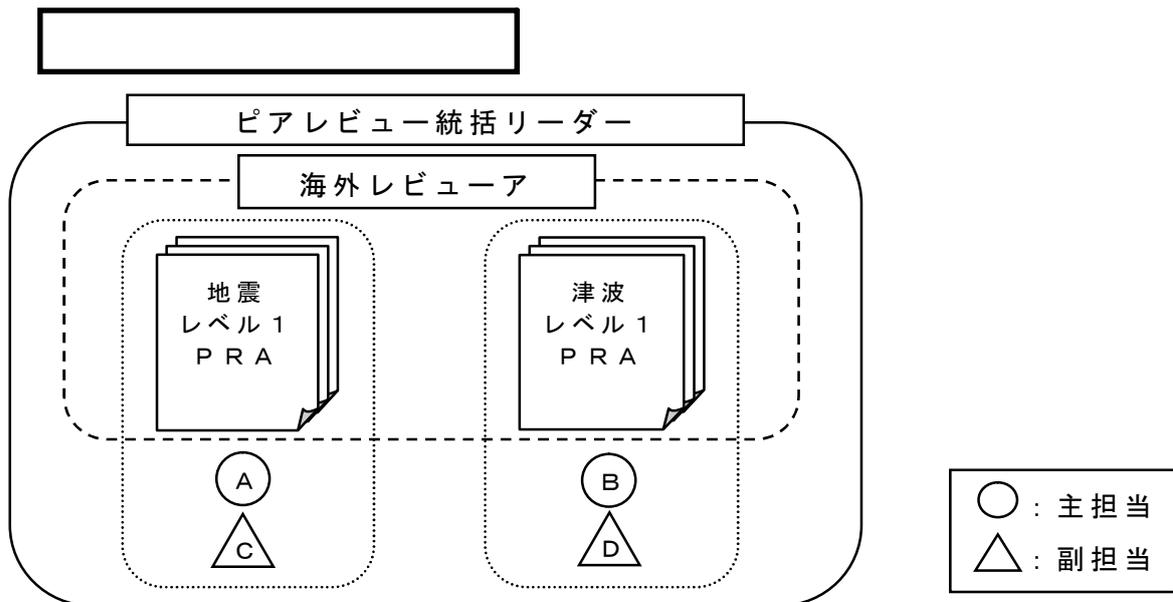


図2 レビュー体制のイメージ

(3) 国内レビューアのレビュー方法及び内容

a. 事前準備（情報収集及び分析）：約2週間

オンサイトレビューを効率的かつ効果的に実施するために，事前に当社から国内レビューアへP R Aの概要資料を提示し，国内レビューアが全体の内容を把握するとともに，オンサイトレビューにおいて重点的に内容を確認する項目を抽出・整理す

る期間を設けた。

b. オンサイトレビュー：約 1 週間

国内レビューアは、各 P R A の実施内容について文書化された資料を基に、学会標準への適合性確認を主眼としてレビューを実施した。レビューを円滑に進めるため、P R A 実施者（当社社員、当社協力会社社員）と質疑応答の場を設け、事実関係を確認するとともに、国内レビューアとの質疑応答の内容については適宜文書化しながら進めた。

c. ピアレビュー結果報告書の作成：約 1 か月

国内レビューアは、オンサイトレビューにて抽出したコメントを以下の項目ごとに整理し、ピアレビューの実施結果を報告書として取りまとめた。

・指摘事項

P R A が学会標準に技術的に適合しないもの、又は評価結果に影響を及ぼすような技術的な問題があるもの

・推奨事項

学会標準には適合しているものの、より品質の高い P R A の実施のために反映が推奨されるもの

・文書化における指摘事項

学会標準への適合性を示すための文書化が不足しているもの

・文書化における改善提案

学会標準への適合性を示すための文書化はされているものの、P R A の説明性向上の観点から改善が望ましいもの

・良好事例

良好的な事例で、今後も継続した実施が望まれるもの

3. レビュー結果の概要及び今後の対応方針

(1) 国内レビューアからのコメント

国内レビューアによる東海第二発電所のPRAに対するコメント件数を表1に、コメントの分類ごとの割合を図3に示す。

レビューの結果、指摘事項は0件であり、今回実施したPRAが学会標準に技術的に適合していること、及び評価結果に影響を及ぼすような技術的な問題点はないことが確認された。

また、推奨事項は12件、文書化における指摘事項は10件、文書化における改善提案は97件、良好事例は32件であった。

国内レビューアによるレビュー結果の概要及び今後の対応方針について以下にまとめる。

表1 国内レビューアによるコメント件数

		出力運転時 レベル1 PRA	停止時 レベル1 PRA	出力運転時 レベル1.5 PRA	地震 レベル1 PRA	津波 レベル1 PRA	合計
指摘事項		0	0	0	0	0	0
推奨事項		7	3	0	1	1	12
文書化	指摘事項	1	7	0	2	0	10
	改善提案	34	22	15	19	7	97
良好事例		14	7	5	5	1	32
合計		56	39	20	27	9	151

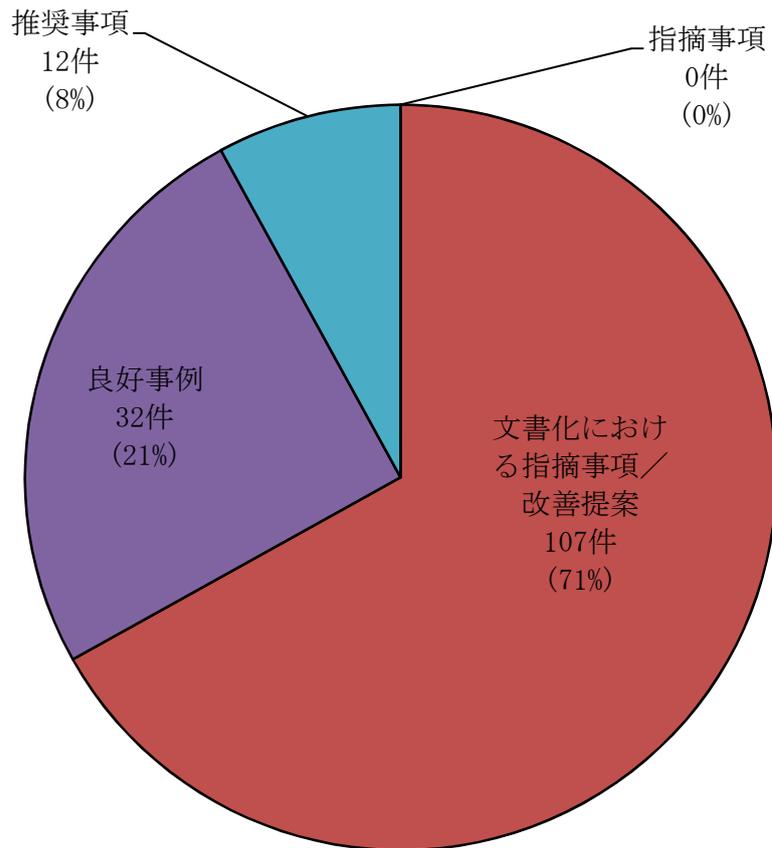


図3 全コメントに対する各コメントの割合

a. 指摘事項

今回のピアレビューでは指摘事項は0件であり、学会標準に適合したPRAであること、及び評価結果に影響を及ぼすような技術的な問題がないことが確認された。

b. 推奨事項

今回のピアレビューでは12件の推奨事項が挙げられた。推奨事項の内容を表2に示す。これらの推奨事項については、今後、評価手法改善に向けた調査・検討を実施していく。

c. 文書化における指摘事項及び改善提案

今回のピアレビューでは10件の指摘事項、97件の改善提案が

挙げられており，モデル化された内容が詳細に文書化されていない事例が多く挙げられた。文書化については，実施した P R Aモデルの内容を説明するうえで重要な要素であることから，今後文書化の際に改善を図っていく。文書化に関するコメントの一例を以下に示す。

<文書化における指摘事項>

- ・緩和操作と緩和設備との従属性について追記する必要がある。

(停止時レベル 1 P R A)

<文書化における改善提案>

- ・格納容器破損モードの設定における，I S L O C Aの発生箇所及び破損規模の分析については，出力運転時レベル 1 P R A説明資料にて分析されているため，該当箇所を参照しておくことが望ましい。(出力運転時レベル 1 . 5 P R A)

d. 良好事例

今回のピアレビューでは 32 件の良好事例が挙げられた。今回良好事例として挙げられた項目については，今後も引き続き継続実施していくとともに，更なる品質向上に努めていく。良好事例の一例を以下に示す。

<良好事例>

- ・フォールトツリー集に，システムごとのフォールトツリーの作成内容が詳細かつ明確にまとめられている。(出力運転時レベル 1 P R A)
- ・他の研究機関において B W R 5 M a r k - II 型格納容器プラントを対象に実施された評価例も調査し，感度解析を実施している。(出力運転時レベル 1 . 5 P R A)

(2) 海外レビューアからのコメント

今回のピアレビューでは、海外レビューアから 21 件のコメントが挙げられた。海外レビューアからのコメントを表 3 に示す。今回実施した P R A は学会標準に適合した手法を用いて評価を実施しているが、海外レビューアからのコメントを踏まえ、今後、より品質の高い P R A の実施に向けて反映を検討していく。

4. ま と め

東海第二発電所の P R A を対象としたピアレビューの結果、国内レビューアからの指摘事項は無く、P R A が学会標準に技術的に適合していること、及び評価結果に影響を及ぼすような技術的な問題点はないことが確認された。しかしながら、より品質の高い P R A の実施に有益なものとして推奨事項、文書化における指摘事項及び改善提案が多く挙げられた。また、海外レビューアからも、海外の事例との相違点を踏まえたコメントが得られた。これらのコメントについては、今後、より品質の高い P R A の実施に向けて反映を検討していく。

表2 国内レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (1/4)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
出力運転時レベル1	成功基準の設定	1	今回のPRAは設計基準ベースの評価であるため、許認可解析コードを用いている。しかし、今後アクシデントマネジメント策等を考慮した評価を行う場合には、リアリスティックな解析結果では成功基準を満足する条件に対しても、保守的な許認可解析コードを用いた場合には成功基準を満足しない結果を与えるおそれがある。したがって、リアリスティックな解析結果を与える詳細解析コードを評価に用いることを推奨する。	今回のPRAは設計基準事故対処設備のみに期待した評価であるが、今後実施する安全性向上評価は、重大事故等対処設備等のアクシデントマネジメント策に期待した評価であることから、現実的な成功基準を設定するため、必要に応じて詳細解析コードによる成功基準解析の実施を検討することとする。
		2	公表されている同型プラントのPRA（PSR等）により、成功基準の妥当性を確認することが望ましい。	今回のPRAでは、同型プラントの成功基準との比較は実施していたが、文書化を実施していなかった。 また、左記のコメントと合わせて、成功基準の妥当性確認に関する文書化における改善提案が出されている。 このため、今後、同型プラントとの比較について適切に文書化していくこととする。

表2 国内レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (2/4)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
出力運転時レベル1	人間信頼性解析	3, 4	<p>人的過誤確率について、HRAツリーの各分岐で中央値とEFから平均値を算出し、それぞれの平均値を用いて人的過誤確率の平均値を評価し、EFをTHERPの基準により設定しているが、不確実さの伝播を適切に評価するために、モンテカルロ計算やNUREG/CR-1278のAppendix-Aに記載されている近似計算を実施することを推奨する。(起因事象発生前, 起因事象発生後)</p>	<p>Appendix-Aの手法をベースケースに適用した。今後の評価では、人的過誤の不確実さの伝播をより適切に評価するため、THERP以外の手法も含め、人的過誤確率の評価方法について検討していくこととする。</p>
		5	<p>今回のPRAでは、「ISLOCA起因事象発生頻度評価用の弁の開け忘れ/閉め忘れ」の人的過誤確率において、当直長等による過誤回復については、事象発生前の操作であり十分な時間余裕があるため、従属性を低従属として評価している。</p> <p>この人的過誤があった場合、一連の作業の流れで起因事象が発生し、十分な時間余裕はないと思われるため、当直長等の過誤回復の取り方について再検討することを推奨する。</p>	<p>十分な余裕時間はないとして、過誤回復の従属性を中従属とした場合、人的過誤確率の平均値は約2.8倍となり、ISLOCAの起因事象発生頻度が約2.3倍となるが、ISLOCAのドミナントカットセットは変わらないことを確認した。</p> <p>また、Appendix-Aの手法を用いて過誤回復の従属性を低従属及び中従属とした場合の計算を行った。その結果、人的過誤確率の平均値は約2.8倍となり、ISLOCAの起因事象発生頻度が約2.4倍となるが、ISLOCAのドミナントカットセットは変わらないことを確認した。</p> <p>今回のPRAの目的から、ベースケースを変更する必要はないと判断したが、今後の評価では、当直長による過誤回復の取り方の見直しについて検討することとする。</p>

表2 国内レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (3/4)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
出力運転時レベル1	事故シークエンスの定量化	6	類似プラントの評価結果との比較については、公開資料から可能な範囲で何らかの比較を行うことにより、計算結果の妥当性を確認することを推奨する。	東海第二発電所は、補機冷却系の系統構成が、独立した系統による海水直接冷却型であるため、類似プラントの系統構成と異なることから、類似プラントの評価結果との比較による妥当性確認ではなく、事故シークエンスのカットセットの分析等により妥当性を確認している。 系統構成の相違による評価結果への影響について評価・分析することは、プラントの特徴を把握するうえで有益であるため、今後の評価では、類似プラントの評価結果との比較を実施することとする。
	感度解析	7	ベイズ更新処理において、更新のためのエビデンス（東海第二実績データ）は事前分布（一般故障率算出のための実績データ）と重複しない実績データを使用することを推奨する。	今回のPRAでは、ベイズ更新処理による感度解析を目的としていることから、事前分布は一般データと見なして簡易的に評価している。 今後の評価では、ベースケースにおいて個別プラントデータを用いる場合、事前分布との重複に留意し、ベイズ更新処理を実施することとする。
停止時レベル1	人間信頼性解析	8,9	(出力運転時レベル1の番号3,4と同様の内容)	(出力運転時レベル1の番号3,4と同様の対応方針)
	事故シークエンスの定量化	10	(出力運転時レベル1の番号6と同様の内容)	(出力運転時レベル1の番号6と同様の対応方針)

表2 国内レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (4/4)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
地震レベル1	事故シナシエンスの 定量化	11	<p>本評価では、同様の系統及び機器の間の損傷を完全従属とした場合をベースケースとしたうえで、感度解析としてFV重要度上位の機器についてその相関がない場合の解析を実施しているが、それ以外の条件での解析は実施していない。機器の間の相関は冗長な同様の機器の間だけではなく、特に地震時の応答は様々な機器の間に相関があることから、それが炉心損傷頻度に及ぼす影響について検討することが望ましい。</p>	<p>今回のPRAは、冗長化された系統は完全相関、その他の系統は完全独立を仮定してモデル化している。また、相関の不確かさについては冗長化された系統のうち、FV重要度が上位のものを対象に完全独立を仮定して評価することでその影響の程度を確認している。</p> <p>安全性向上評価へ向けた今後の評価では、相関の不確かさの影響を把握する観点から、冗長化された系統以外についても同種機器等の相関関係が疑われる機器については完全相関とした場合や完全独立とした場合の影響の程度を確認して評価を実施することを検討する。</p>
津波レベル1	システムのモデル化	12	<p>保守による待機除外の組み合わせが存在しないケースについて、当該ミニマルカットセットを除外する目的でイベントヘディングを設けている。今回のPRAにおいては定量的影響が非常に小さく問題はないが、今後のPRAの活用において、待機除外状態を模擬した評価等を実施する場合に、ミニマルカットセットを除外することによって成功分岐において過小評価とならないよう留意することが望ましい。</p>	<p>今回のPRAでは、保安規定に基づき運転上許容されない系統の待機除外の組み合わせが含むカットセットを除外するため、イベントツリーにヘディングを設けて、これらカットセットが含まれることがないよう評価している。これらの待機除外確率の組み合わせについては、定量的影響が非常に小さいため、評価結果に与える影響は無視できるものと考えている。</p> <p>今後の評価においても、本手法により定量的影響が非常に小さくなることを確認し、評価結果に影響を及ぼすことがないよう留意する。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (1/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
出力運転時レベル1	起因事象の選定	1	<p>発電所に関する起因事象の網羅性を担保するために、プラント内の全ての系統（安全系及び非安全系）に対して故障モード／影響解析（FMEA）を実施して東海第二発電所に特有の系統故障による起因事象が存在するかどうかについて確認することを推奨する。</p>	<p>今回のPRAでは、従属性を有する起因事象同定のため、原子炉設置許可申請書添付書類八に記載されている設備について主要な故障モードの影響を分析しており、FMEAを実施している。</p> <p>しかし、全ての系統に対してはFMEAを実施できていないため、今後の評価において、全ての系統に対するFMEAの実施することとする。</p>
		2	<p>格納容器内及び格納容器外の主蒸気配管の破断（格納容器外主蒸気隔離弁（MSIV）の上流側）に関連する起因事象を考慮することを推奨する。</p> <p>今回のPRAでは、MSIV下流側の破断は隔離事象又は格納容器バイパスとして考慮されているが、MSIV上流側の破断（PCV内での蒸気流出）については考慮されていない。</p>	<p>今回のPRAでは、MSIV上流側の破断をLOCAに分類している。ただし、LOCAについて液相部の破断と気相部の破断を区別していないが、実際は影響が異なるため、成功基準が変わることも考えられる。</p> <p>今後の評価では、起因事象分類の詳細化（主蒸気配管等の気相部の破断の考慮）について検討することとする。</p>
		3	<p>感度解析において大LOCAの発生位置が考慮されているが、ベースケースモデルにおいても大LOCAの発生位置を考慮することを推奨する。</p>	<p>今回のPRAでは、破断箇所が液相で、かつ配管径が最も大きい原子炉再循環系配管の破断を想定し、大LOCAの評価を実施するとともに、ECCS配管破断時を想定した感度解析を実施し、破断箇所の違いによる影響を確認している。</p> <p>今回のPRAの目的から、ベースケースを変更する必要はないと判断したが、今後の評価では、起因事象分類の詳細化（破断箇所の違いの考慮）について検討することとする。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (2/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
出力運転時レベル1	起 因 事 象 発 生 頻 度 の 評 価	4	今回実施したPRAでは、サポート系故障の起 因事象発生頻度の算出に”Jeffery Non-Informative Prior”法を用いており、国内B WRプラントにおいて発生実績が0件の事象につ いては0.5件として計算している。系統/トレン 故障の起 因事象発生頻度については、フォールト ツリーモデルを用いて評価することを推奨する。	学会標準では,”Jeffery Non-Informative Prior” 法,フォールトツリーを用いる方法のいずれも要求 を満足する手法とされている。フォールトツリーを 用いる方法はプラントの系統構成の特徴を考慮し た評価となる一方,評価に用いる機器故障率に依存 した評価となる。そのため,今後の評価では,個別 プラントの機器故障率データの採用時にフォール トツリーを用いる評価方法の採用について検討す ることとする。
		5	ベイズ更新処理した東海第二発電所特有の起 因事象発生頻度を用いた感度解析を実施している が,ベースケースモデルにおいて東海第二発電所 特有の起 因事象発生頻度を用いることを推奨す る。	今回のPRAの目的から,ベースケースを変更す る必要はないと判断したが,東海第二発電所固有の 起 因事象発生頻度を用いることは,プラントの特徴 を踏まえたPRAを実施するうえで重要であるた め,今後の評価では,ベースケースにおいてベイズ 更新処理した起 因事象発生頻度を用いることとす る。
	人間 信 頼 性 解 析	6	今回のPRAでは,制御室内の別の運転員によ る過誤回復を考慮していると説明があったが,制 御室内の複数の運転員はプラントの過渡変化/事 故に対して個々の運転員がそれぞれ独立して別の 対応をするのではなく,一つのグループとして対 応するので,一つの単位/チームとして扱うこと を推奨する。	今回のPRAでは,認知については制御室内の運 転員を一つのグループとして扱っており,操作につ いては全体を指揮し操作の報告を受ける上位運 転員による過誤回復を考慮している。 これは学会標準においても認められた手法であ るが,学会標準は古い手法(THERP手法)を基 にしているため,今後の評価では,学会標準の改訂 状況や海外の最新知見等を踏まえて,具体的な人的 過誤確率の評価手法を検討することとする。

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (3/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
出力運転時レベル1	感度解析	7	NRCのCCFに関する報告書のデータを用いて感度解析を実施しているが、ベースケースモデルにおいてこのデータを用いることを推奨する。	<p>今回のPRAでは、NRCのCCFに関する報告書「CCF Parameter Estimations」のデータを用いた感度解析を実施し、全炉心損傷頻度への影響が小さいこと、及び事故シーケンスグループの全炉心損傷頻度への寄与割合は同様の傾向を示していることを確認している。</p> <p>今回のPRAの目的から、ベースケースを変更する必要はないと判断したが、今後の安全性を評価するPRAでは、国内の検討状況も踏まえて、CCFの評価方法について検討することとする。</p>
	重要度解析	8	<p>重要度指標のRAWについて、冗長機器が関与する共通原因故障の重要度のRAWは示さず、個別機器のみに対して示すことを推奨する。</p> <p>ある機器に対してRAWを示すことは、その機器を待機除外にすることを表しているため、共通原因故障のRAWを示すということは、全ての冗長性のある機器を待機除外にすることに等しい。</p>	<p>今回のPRAでは、当該機器の共通原因故障や人的過誤が評価結果に及ぼす影響を確認するため、共通原因故障や人的過誤を含めて重要度評価結果を示している。</p> <p>今後の評価では、重要度評価の目的に応じて、個別機器のみを対象とした重要度評価を実施することとする。</p>
停止時レベル1	適用範囲	9	移行期間（最大出力運転状態から真空破壊までと、制御棒引き抜きから最大出力運転状態まで）におけるリスクを明示的に評価することを推奨する。	<p>今回のPRAでは、学会標準に基づき、移行期間を出力運転時に含めて評価している。</p> <p>ただし、低出力状態特有の運転操作に係る人的過誤を起因とする事象の発生可能性があること等を考慮し、今後の評価では、移行期間中のリスク評価について検討することとする。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (4/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
停止時レベル1	起回事象発生頻度の評価	10	RHR喪失及びRHRS喪失の起回事象発生頻度の計算については、フォールトツリーモデルを用いて評価することを推奨する。	<p>今回のPRAでは、学会標準に基づき、RHR喪失については国内BWRプラントの停止時運転実績から得られた発生件数から算出しており、RHRS喪失については発生実績がないため、Jeffery Non-Informative Prior法を用いている。</p> <p>フォールトツリーを用いる方法はプラントの系統構成の特徴を考慮した評価となる一方、評価に用いる機器故障率に依存した評価となる。そのため、今後の評価では、個別プラントの機器故障率データの採用時にフォールトツリーを用いる評価方法の採用について検討することとする。</p>
		11	LOSP喪失の起回事象発生頻度の計算については、日本のBWRプラント向けに策定された一般的なパラメータが使用されていた。日本の各原子力発電所はそれぞれ異なるLOSP頻度を有していると考えられることから、LOSPの起回事象発生頻度は東海第二発電所特有のものとすることを推奨する（LOSPの起回事象は、東海第二発電所の停止時リスクにとって支配的な寄与因子であることに注意すること。）。	<p>今回の評価では、LOSP喪失の発生頻度は、学会標準に基づき、国内BWRプラントの停止時運転実績から得られた発生件数から算出している。</p> <p>個別プラントの特徴を踏まえた起回事象発生頻度とするため、今後の評価では、ベイズ更新処理した評価等により、東海第二発電所固有の起回事象発生頻度を求めることとする。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (5/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
停止時レベル1	POSの設定	12	<p>今回の停止時レベル1 P R Aにおいて選択した燃料交換停止の P O Sの期間と、過去の実際の燃料交換停止の P O Sとの間に顕著な相違がないかどうかを検討すること、相違がある場合には、感度解析を実施して P O Sの各期間の相違によるプラントリスクへの影響を評価することを推奨する。</p>	<p>今回の評価では、P R Aの目的から代表的な定期検査工程を評価対象としており、通常は実施しない特殊工程(大規模な工事やトラブル等による点検工程)を含まない等の観点から選定している。</p> <p>左記のコメントのとおり、定期検査工程により P O Sの相違があり、プラント停止期間中のリスクはそれぞれ異なるため、今後の評価では、評価の目的に応じて P O Sの影響を評価することとする。</p>
	人間信頼性解析	13	<p>R H Rトレン間での切替操作時の L O C Aでは、切替後の R H Rラインにおける R P Vへの注入弁の開け忘れが原因で、R H Rポンプミニフロー弁が開くことで S / Pへと冷却材が流出することを想定している。</p> <p>そこで、切替後に運転中の R H Rを L P C Iモードに切り替えて注水することに期待しているが、その操作中にミニフローラインからの漏えいを認識し、L O C Aの収束させる措置を講じると考えるのがより妥当である。</p> <p>よって、以下の1つをモデル化することを推奨する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・運転員による L O C Aの診断及び収束操作を考慮する。 ・運転員が漏えい箇所を認識し、収束させることに失敗した場合、L P C Iを用いた L O C Aの緩和に期待しない。 	<p>今回の P R Aでは、冷却材流出の認知に成功した場合には漏えい箇所の隔離に期待しているが、その隔離に失敗しても、R H R切替後に運転中の R H Rの L P C I注水操作にも期待する評価となっている。これは、冷却材流出箇所の特定に失敗する等して隔離操作に失敗した場合でも、注水操作を実施することで L O C Aを収束させることが可能と判断したためである。</p> <p>ただし、現実的な操作をモデル化すべきとのコメントの主旨を踏まえ、今後の評価ではより現実的な評価方法について検討することとする。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (6/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
停止時レベル1	人間信頼性解析	14	(出力運転時レベル1の番号6と同様の内容)	(出力運転時レベル1の番号6と同様の対応方針)
	重要度解析	15	(出力運転時レベル1の番号8と同様の内容)	(出力運転時レベル1の番号8と同様の対応方針)
地震レベル1	システムのモデル化	16	<p>RHRシステムの全ての配管を最も弱い(耐震性が最も低い)配管部位で代表させて評価している。</p> <p>RHRシステムのある配管部位を代表させるために、その最も弱い配管部位を使用する方法は保守的である。しかし、最も弱い配管部位を用いて、RHRシステムの全ての配管を代表させるのは非保守的である。</p> <p>地震に起因するシステムの故障へのそれぞれの寄与度を考慮するために、システムに含まれるすべての配管について別々にモデル化することを推奨する。</p>	<p>東海第二発電所の配管のフラジリティは他の機器と比較して強く、配管を区画で分けてそれぞれをモデル化したとしても、地震PRA評価に与える影響は小さいと考えられる。</p> <p>今回のPRAの目的から、評価結果に影響を与えるものではないと判断するが、米国事例の手法を取り入れることにより、配管系の影響の程度を正確に把握することが可能となることから、必要に応じてモデルの高度化を行っていく必要があると考えている。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (7/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
地震レベル1	フラジリティ評価	17	<p>パワーセンタ及びメタルクラッドスイッチギアは、リレーチャタリングにより機能喪失する可能性がある。リレーチャタリングに対する耐力中央値は、機器本体の電氣的機能故障の中央値よりも低いと思われる。リレーチャタリングの影響を考慮していない場合、感度解析を推奨する。</p>	<p>電気・制御機器のフラジリティ評価において使用している機能維持確認済加速度は、機器本体の機能喪失のみでなく、リレーチャタリングによる機能喪失を考慮した加速度であるため、今回の地震PRAは、リレーチャタリングの影響を取込んだ評価となっている。このため、感度解析は不要と考える。</p>
	システムのモデル化	18	<p>米国の一部の地震PRAで用いられるHRA手法では以下について考慮している。(1)地震事象発生後の時間、(2)運転員操作の場所(制御室内か制御室外か)、(3)最大加速度に基づく地震過酷度。東海第二発電所の地震PRAモデルについて計算された人的過誤確率(HEP)は、すべての地震加速度レベルに対して使用されている。高い加速度レベルについては異なるHEPを使用することを推奨する。</p>	<p>今回のPRAでは、評価対象としている全ての地震加速度(0.16G~3.0G)で同じ人的過誤確率を用いて評価を行っている。高加速度領域においては、地震による機器損傷により直接炉心損傷に至るシナリオが支配的となるため、高加速度領域における人的過誤確率の増加が、評価結果に与える影響は小さいものと予想される。また、低加速度領域では人的過誤を含むランダム故障が支配的であるが、地震が人的過誤に及ぼす影響は小さいと考えられるため、人的過誤確率を高めを設定することにより保守的な評価となると考えられる。なお、今後、安全性向上評価へ向けて、地震PRAにおけるHRA手法については、国内外の最新知見等を必要に応じて反映することを検討する。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (8/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
地震レベル1	不確実さ解析	19	東海第二発電所の地震起因のCDFについての不確実さ解析では、発電所敷地に関するパーセントイルハザード曲線に等しい重み付けをしている。不確実さ解析で用いるハザード曲線のフォーマットは、パーセントイル曲線ではなくグループの重み付けハザード曲線にすべきである。	不確実さ解析に関しては、今回の評価では既往の評価を参考にパーセントイルハザード曲線に等しい重み付けをして実施している。今回のPRAの目的から、不確実さ解析を変更する必要はないと考えるが、安全性向上評価へ向けた今後の評価では、左記コメントを踏まえ、不確実さ解析に係る国内外の最新知見等を収集し、必要に応じて反映することを検討する。
津波レベル1	事故シナリオのスクリーニング	20	漂流物の影響は衝突の他に取水構造物の取水スクリーンを詰まらせる影響も考えられる。また、取水スクリーンの閉塞による影響は、より高い年間頻度で発生する可能性がある。漂流物が取水スクリーンを閉塞させる影響を除外できるかどうか検討することを推奨する。	<p>大型の漂流物については、海水取水設備を閉塞させることが無いと判断しているが、藻のような小さな漂流物による海水取水設備の閉塞事象については、評価方法の具体的な知見がないことから、今後の課題と考えている。</p> <p>また、防潮堤を越流すると、海水取水系が機能喪失するため、コメントの内容はT.P. +20m以下の区分での議論となる。津波PRAでは、T.P. +20m以下を評価対象外としており、当該区分における海水取水設備の機能喪失については、内部事象PRAにおいて考慮している。</p> <p>このため、今回のPRAの目的から、海水取水設備への漂流物の影響は考慮不要と考えるが、今後は必要に応じてモデルの高度化を行っていく必要があると考えている。</p>

表3 海外レビューアからのコメント内容及びそのコメントへの対応方針 (9/9)

分類	項目	番号	コメント内容	対応方針
津波レベル1	システムのモデル化	21	<p>SSCの損傷を伴わない津波起因のシナリオに関して、事故（過渡事象）シーケンスモデルにおいて考慮する運転員操作のHEPへの津波影響を評価するため、感度解析を実施することを推奨する。</p>	<p>今回のPRAでは、SSCの損傷を伴わない津波については、津波を起因とした事故シーケンスが発生しないため、津波PRA学会標準に従い内部事象PRAの評価範囲に含まれるものとして対象外としている。</p> <p>なお、仮に人的過誤への津波影響を考慮した評価を実施した場合、内部事象PRAよりも人的過誤確率を高め設定しているため、内部事象PRAの評価と比較して炉心損傷頻度が増加することが予想される。ただし、その結果として新たな事故シーケンスは抽出されることはないため、今回のPRAの目的からベースケースの変更は必要ないと判断した。</p> <p>なお、今後の評価においては、内部事象PRAと比較して人的過誤確率の差異が結果に影響を及ぼす影響が大きいと判断した場合には、必要に応じてモデルの高度化を行っていく必要があると考えている。</p>

原子炉格納容器の温度及び圧力に 関する評価

本資料のうち、 は営業秘密又は防護上の観点から公開できません。

目 次

1. 評価の概要	
(1) はじめに	1
(2) 限界温度・圧力の評価	1
(3) 健全性確認	3
a. 評価対象	3
b. 機能喪失要因	5
c. 評価方法	6
d. 評価結果の概要	10
① 原子炉格納容器本体	10
② トップヘッドフランジ	11
③ 機器搬入用ハッチ	15
④ サプレッション・チェンバアクセスハッチ	19
⑤ 所員用エアロック	23
⑥ 配管貫通部	27
⑦ 電気配線貫通部	33
⑧ 原子炉格納容器隔離弁	35
(4) 結論	37

《別紙》

1. 原子炉格納容器本体	
1.1 評価方針	1-1
1.2 評価結果	1-5

2.	トップヘッドフランジ	
2.1	評価方針	2-1
2.2	評価	2-5
2.3	評価結果	2-19
3.	機器搬入用ハッチ	
3.1	評価方針	3-1
3.2	評価	3-6
3.3	評価結果	3-22
4.	サプレッション・チェンバアクセスハッチ	
4.1	評価方針	4-1
4.2	評価	4-6
4.3	評価結果	4-23
5.	所員用エアロック	
5.1	評価方針	5-1
5.2	評価	5-8
5.3	評価結果	5-15
6.	配管貫通部	
6.1	概要	6-1
6.2	配管貫通部（接続配管）	6-2
6.2.1	評価方針	6-2
6.2.2	評価	6-3

6.2.3	評価結果	6-5
6.3	配管貫通部（スリーブ）	6-11
6.3.1	評価方針	6-11
6.3.2	評価	6-13
6.3.3	評価結果	6-20
6.4	配管貫通部（平板類）	6-21
6.4.1	評価方針	6-21
6.4.2	評価	6-23
6.4.3	評価結果	6-29
6.5	配管貫通部（セーフエンド）	6-30
6.5.1	評価方針	6-30
6.5.2	評価	6-31
6.5.3	評価結果	6-32
6.6	配管貫通部（伸縮継手）	6-33
6.6.1	評価方針	6-33
6.6.2	評価	6-34
6.6.3	評価結果	6-35
7.	電気配線貫通部	
7.1	概要	7-1
7.2	電気配線貫通部（アダプタ）	7-3
7.2.1	評価方針	7-3
7.2.2	評価	7-3
7.2.3	評価結果	7-5

7.3	電気配線貫通部（ヘッダ）	7-6
7.3.1	評価方針	7-6
7.3.2	評価	7-6
7.3.3	評価結果	7-9
7.4	電気配線貫通部（モジュール）	7-11
7.4.1	評価方針	7-11
7.4.2	評価	7-12
7.4.3	評価結果	7-18
8.	原子炉格納容器隔離弁	
8.1	概要	8-1
8.2	原子炉格納容器隔離弁（不活性ガス系バタフライ弁）	8-3
8.2.1	評価方針	8-3
8.2.2	評価	8-4
8.2.3	評価結果	8-4
8.3	原子炉格納容器隔離弁（T I P ボール弁）	8-6
8.3.1	評価方針	8-6
8.3.2	評価	8-7
8.3.3	評価結果	8-7

参考資料 1 シール機能維持に対する考え方について

参考資料 2 改良 E P D M 製シール材の適用性について

参考資料 3 改良 E P D M 製シール材における各試験について

参考資料 4 改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験について

- 参考資料 5 実機フランジ模擬試験の概要について
- 参考資料 6 改良 E P D M 製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について
- 参考資料 7 改良 E P D M 製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について
- 参考資料 8 バックアップシール材のシール機能について
- 参考資料 9 バックアップシール材塗布による設計影響について
- 参考資料 10 トップヘッドフランジ等の開口量評価について
- 参考資料 11 経年劣化を考慮したシール機能について
- 参考資料 12 化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について
- 参考資料 13 シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について
- 参考資料 14 黒鉛製シール材について
- 参考資料 15 試験データの代表性・信頼性について
- 参考資料 16 フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）
- 参考資料 17 原子炉格納容器のリーク発生順序及び各部位の裕度について
- 参考資料 18 所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について
- 参考資料 19 格納容器隔離弁の S A 環境下における耐性確認試験の概要について
- 参考資料 20 移動式炉心内計装（T I P : Traversing In-core Probe）系統爆破弁について
- 参考資料 21 動的荷重の影響について
- 参考資料 22 モデル化している各部位の耐震性について
- 参考資料 23 フランジ部の永久変形の評価について
- 参考資料 24 原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性

- 参考資料 25 原子炉格納容器 限界温度・圧力に対する経年劣化の影響について
- 参考資料 26 200°C, 2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について
- 参考資料 27 原子炉格納容器貫通部リスト
- 参考資料 28 原子炉格納容器に接続される系統の健全性について

1. 評価の概要

(1) はじめに

東海第二発電所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[gage], Pd: 最高使用圧力 (0.31MPa[gage])) として評価している。以下にその根拠と妥当性を示す。

第1表 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℃※	200℃
圧力	0.31 MPa[gage] (1Pd)	0.62MPa[gage] (2Pd)

※ ドライウェルの最高使用温度を示す。サブプレッション・チェンバの最高使用温度は 104℃である。

(2) 限界温度・圧力の評価

原子炉格納容器の限界温度及び圧力については、重大事故等時において、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原子炉格納容器本体、ハッチ類、貫通部、隔離弁等が、重大事故等時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。

重大事故等時の原子炉格納容器閉じ込め機能については、下記の既往研究で得られた知見に加え、福島第一原子力発電所事故では原子炉格納容器

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、これまでの福島第一原子力発電所の事故の分析、評価によって得られている知見を考慮して、原子炉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等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、既往研究の成果、解析評価及び福島第一原子力発電所の事故の知見等により妥当性を確認するものである。

【既往研究】

- a. 財団法人原子力発電技術機構「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）」（以下「NUPEC 試験」という。）
- b. 電力共同研究「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）」（以下「電気ペネ共研」という。）

上記の既往研究では、事故時の放射性物質の閉じ込め機能確保の観点から、「構造健全性」、「シール部の機能維持」に着目した破損モードを抽出し、評価対象部位を選定して健全性評価をしており、200℃、2Pd に対して、原子炉格納容器の健全性が確保される知見を得ている。

具体的に、既往研究「a. NUPEC 試験」では、鋼製格納容器ハッチ部のボルト締付部について、ハッチ部のシール機能喪失挙動の把握及び機能喪失に関する裕度を確認するため、実機ハッチ部分を模擬したハッチモデル試験を行っている。また、電気配線貫通部モジュールを対象として、200℃、0.8MPa における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。

既往研究「b. 電気ペネ共研」では、電気配線貫通部モジュールについて、実機の電気配線貫通部の構造を反映した試験体を用い、LOCA時の圧力、温度条件を超える条件下で気密性能について検証を行い、シール部の健全性確認を行っている。

(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、原子炉格納容器からの漏えい要因の一つとして推定され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ほかに、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開口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、第1図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
- ② トップヘッドフランジ
- ③ 機器搬入用ハッチ
- ④ サプレッション・チェンバアクセスハッチ

⑤ 所員用エアロック

⑥ 配管貫通部

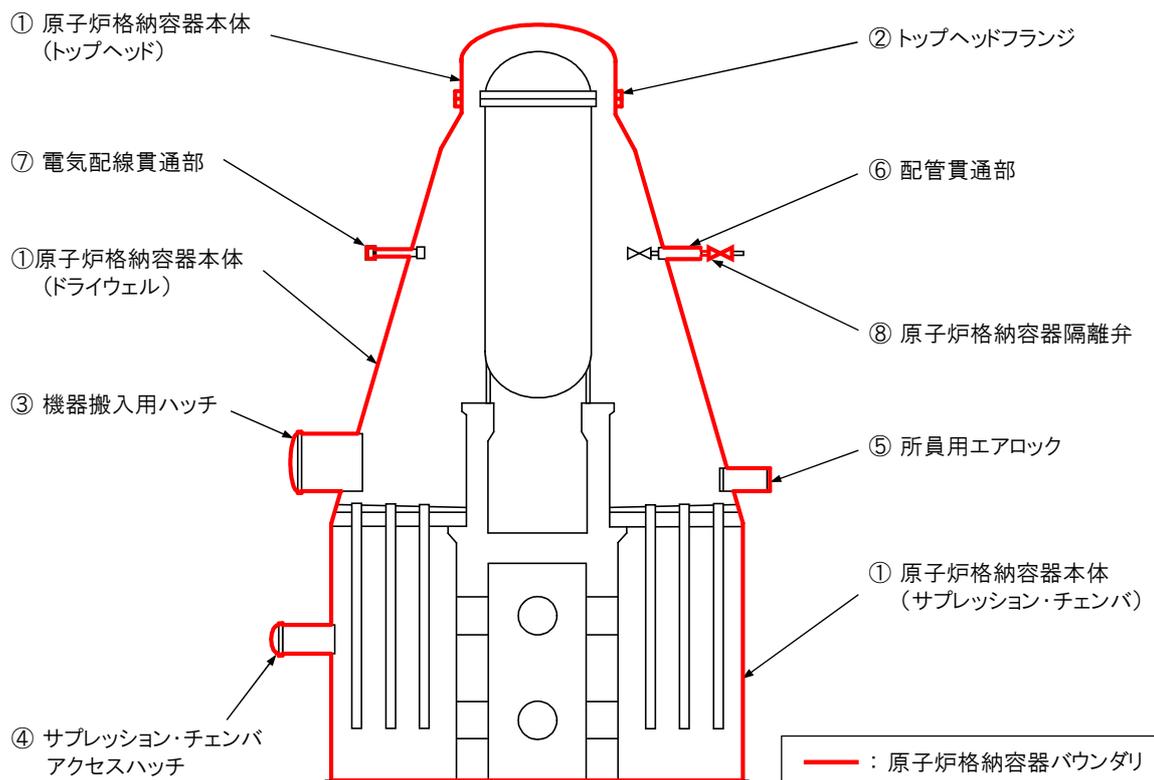
- ・ 接続配管
- ・ スリーブ
- ・ 平板類※，セーフエンド，伸縮継手

※ 平板，穴あき平板，フランジ，ボルト締め平板，フルードヘッド

⑦ 電気配線貫通部

- ・ アダプタ，ヘッダ，モジュール

⑧ 原子炉格納容器隔離弁



第 1 図 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等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、圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴い、第2表に示す要因が想定される。

第2表 評価対象における機能喪失要因

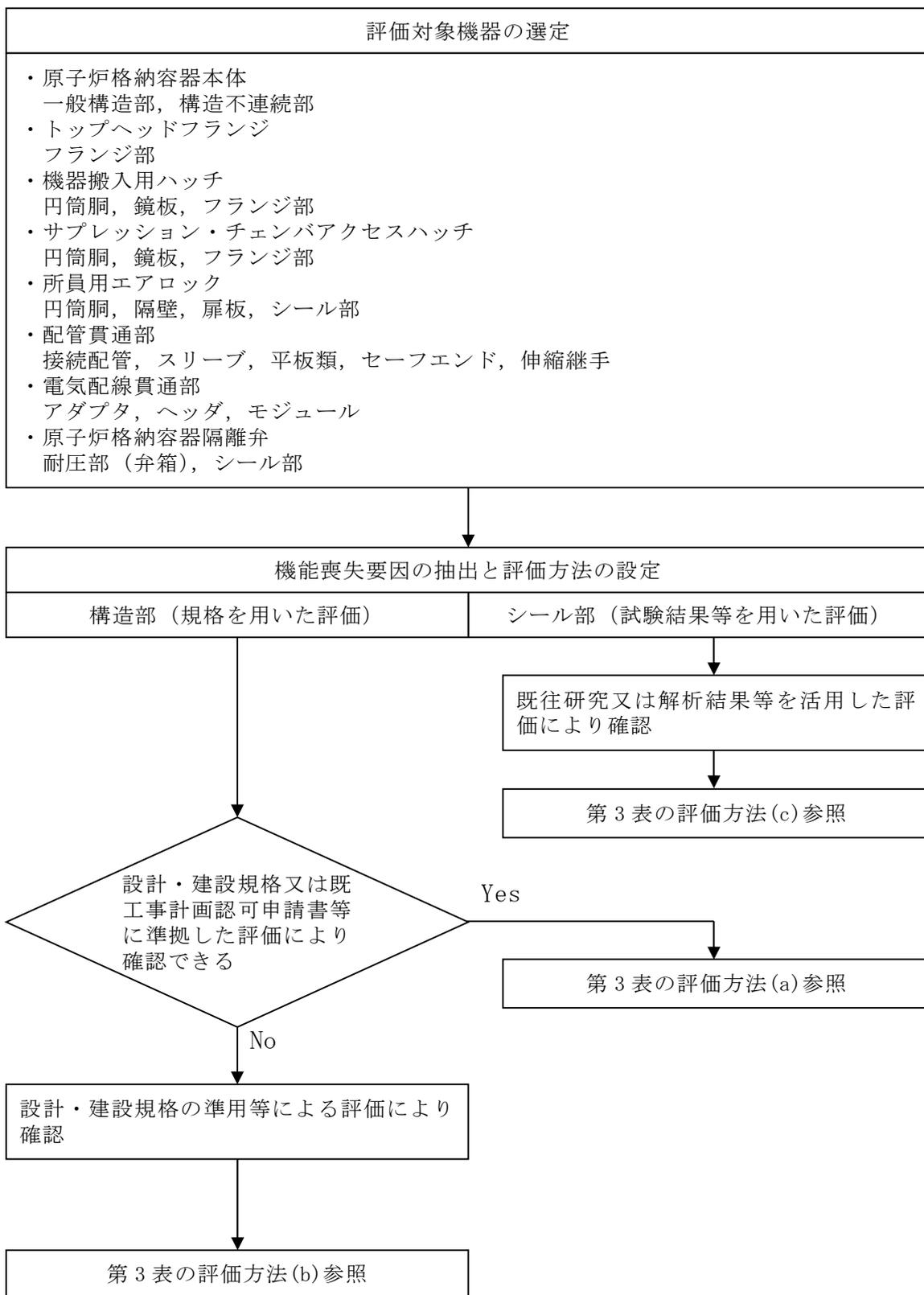
評価対象		機能喪失要因	
		構造部	シール部
①原子炉格納容器本体 (トップヘッド, ドライウェル, サプレッション・チェンバ)	一般構造部	延性破壊	—
	構造不連続部	延性破壊	—
②トップヘッドフランジ	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
③機器搬入用ハッチ	円筒胴	延性破壊	—
	鏡板	延性破壊	—
	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
④サプレッション・チェンバ アクセスハッチ	円筒胴	延性破壊	—
	鏡板	延性破壊	—
	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
⑤所員用エアロック	円筒胴, 隔壁	延性破壊	—
	扉板	—	開口, シール材劣化
	シール部 (扉以外)	—	シール材劣化
⑥配管貫通部	接続配管	延性破壊	—
	スリーブ (本体・取付部)	延性破壊	—
	平板類	延性破壊	開口, シール材劣化
	セーフエンド	延性破壊	—
	伸縮継手	疲労破壊	—
⑦電気配線貫通部	アダプタ	延性破壊	—
	ヘッド	延性破壊	—
	モジュール	—	シール材劣化
⑧原子炉格納容器隔離弁	耐圧部 (弁箱)	延性破壊	—
	シール部	—	シール材劣化

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) 「発電用原子力設備規格（設計・建設規格（2005年版（2007年追補版含む。））J S M E S N C 1 - 2 0 0 5 / 2 0 0 7）」（以下「設計・建設規格」という。）又は既工事計画認可申請書（以下「既工認」という。）等に準拠した評価
- (b) 設計・建設規格の準用等による評価
- (c) 既往研究又は解析結果等を活用した評価

評価方法による評価対象機器の分類を第2図に、評価対象機器の分類及び評価内容を第3表に示す。



第 2 図 評価方法による評価対象機器の分類

第3表 評価対象の分類及び評価内容 (1/2)

評価対象		想定される機能喪失要因	評価方法※1	評価方法の概要	判定基準
原子炉格納容器本体	一般構造部, 構造不連続部	延性破壊 (一般構造部)	(b)	原子炉格納容器本体の一般構造部について, 設計・建設規格の評価式を準用し, 200℃における2/3Su値が発生するときの許容圧力を算出 (簡易手法) ※2	0.62MPa [gage] (2Pd) 以上 0.62MPa [gage] (2Pd) +SA 時の水頭圧以上
			(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し, 2/3Su 値 (200℃) に相当する許容応力を評価	許容応力以下
	延性破壊 (構造不連続部)	(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し, Su 値 (200℃) に相当する許容応力を評価 (原子炉格納容器基部について, 念のため疲労累積係数を評価)	許容応力以下 (疲労累積係数 1 以下)	
ハッチ類	トップヘッドフランジ	延性破壊 (フランジ, ボルト)	(a)	フランジについて, 設計・建設規格の評価式に準拠し, 200℃, 2Pd における応力を評価 締付けボルトについて, 既工認で実績のある評価に基づき発生応力を評価	許容応力以下
		開口, 高温劣化 (シール部)	(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施	シール部が健全であること
	機器搬入用ハッチ	延性破壊 (円筒胴, 鏡板, フランジ, ボルト)	(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し, Su 値 (200℃) に相当する許容応力を評価	許容応力以下
			(b)	円筒胴及び鏡板について, 設計・建設規格の評価式を準用し, 2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa [gage] (2Pd) 以上
		(a)	締付けボルトについて, 既工認で実績のある評価に基づき発生応力を評価	許容応力以下	
	開口, 高温劣化 (シール部)	(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施	シール部が健全であること	
	サブプレッション・チェンバアクセスハッチ	延性破壊 (円筒胴, 鏡板, フランジ, ボルト)	(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し, Su 値 (200℃) に相当する許容応力を評価	許容応力以下
(b)			円筒胴及び鏡板について, 設計・建設規格の評価式を準用し, 2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa [gage] (2Pd) +SA 時の水頭圧以上	
(a)			締付けボルトについて, 既工認で実績のある評価に基づき発生応力を評価	許容応力以下	
開口, 高温劣化 (シール部)		(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施	シール部が健全であること	
所員用エアロック	延性破壊 (円筒胴)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し, 2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa [gage] (2Pd) 以上	
	延性破壊 (隔壁)	(b)	既工認の評価値を準用し, Su 値 (200℃) に相当する許容応力を評価	許容応力以下	
	開口, 高温劣化 (扉板シール部)	(b)	機械工学便覧のはりのたわみ計算式を用いた開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施	シール部が健全であること	
	開口, 高温劣化 (その他シール部)	(c)	シール材について, ガスケットの試験結果及び材料特性により耐性を評価	シール部が健全であること	

第3表 評価対象の分類及び評価内容 (2/2)

評価対象		想定される機能喪失要因	評価方法※1	評価方法の概要	判定基準
配管貫通部	接続配管	延性破壊	(a)	代表配管について、設計・建設規格の評価式に準拠し、配管本体の自重、圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した発生応力を評価	許容応力以下 (疲労累積係数 1 以下)
	スリーブ	延性破壊 (スリーブ本体)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上
		延性破壊 (スリーブ取付部)	(b)	原子炉格納容器の自重及び内圧に加え、接続配管の自重及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮して、既工認と同様の手法で発生応力を評価	許容応力以下
	平板類	延性破壊 (ボルト締め平板)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上
		延性破壊 (フランジ, ボルト)	(b)	設計・建設規格を適用し、J I S B 8265 に基づいて 200℃, 2Pd におけるフランジの発生応力及びボルトの必要総有効断面積を評価	許容応力以下 総有効断面積以下
		開口, 高温劣化 (シール部)	(b)	文献の理論式を用いて 200℃, 2Pd における開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施	シール部が健全であること
	セーフエンド	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上
伸縮継手	疲労破壊	(a)	設計・建設規格の評価式を準拠し、低サイクル疲労に対する疲労累積係数を評価	疲労累積係数 1 以下	
電気配線貫通部	アダプタ	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上
	ヘッダ	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200℃) に相当する許容圧力を評価※2	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上
	モジュール	高温劣化 (シール部)	(c)	電気ペネ共研, N U P E C 試験等の結果により、200℃, 2Pd における耐漏えい性を評価	設計漏えい量以下
原子炉格納容器隔離弁	不活性ガス系 バタフライ弁	延性破壊	(a)	レーティング設計 (圧力クラス 1.03MPa) の 200℃における許容圧力により評価	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上
		高温劣化 (シール部)	(c)	実機を模擬した漏えい確認試験 (200℃, 2Pd 以上) により評価	設計漏えい量以下
	T I P ボール弁	延性破壊	(a)	レーティング設計 (圧力クラス 1.03MPa) の 200℃における許容圧力により評価	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上
		高温劣化 (シール部)	(c)	シール材について、ガスケットの試験結果より耐性を評価	シール部が健全であること

※1 (a) 設計・建設規格又は既工認等に準拠した評価

(b) 設計・建設規格の準用等による評価

(c) 既往研究及び解析結果等を活用した評価

※2 設計・建設規格における必要な厚さを求める式により許容圧力を算出

d. 評価結果の概要

① 原子炉格納容器本体

原子炉格納容器は、円錐フラスタム形のドライウエル、円筒形のサブレーション・チェンバから構成されている。

原子炉格納容器本体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、圧縮力が原子炉格納容器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、原子炉格納容器本体の機能喪失要因は、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。

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。

原子炉格納容器の一般構造部について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が 2Pd 又は「2Pd + S A 時の水頭圧」を上回ることを確認した。

また、原子炉格納容器本体の一般構造部及び構造不連続部について、既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し、原子炉格納容器の限界温度 200℃、限界圧力 2Pd の条件における応力評価を行い、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になっている。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ごとに材料試験（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原子炉格納容器本体の構造健全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, $P_L + P_b$ (一次一般局部膜応力強さ + 一次曲げ応力強さ) には 1.0 とした評価を行う。すなわち、原子炉格納容器本体に発生する応力が、 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 PVB-3111 に示されるように、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余裕を考慮して規定されている。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 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。

したがって、トップヘッドフランジの機能喪失要因は、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、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、フランジ部について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格の評価手法に準拠し、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ごとに材料試験(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。

- ・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, 構造健全性の確認のために, フランジ固定部の締付ボルトの強度評価及びフランジの開口評価を行った。

締付ボルトについて, 原子炉格納容器限界温度, 圧力(200°C, 2Pd)における強度評価を, 既工認の強度計算をベースに実施した。評価の結果, 許容応力以下であることから, 締付ボルトは200°C,

2Pdにおいて健全であることを確認した。

また、原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM解析を用いてトップヘッドフランジ部における開口量を評価した。その結果、2Pdにおける開口量は、内側ガスケット部及び外側ガスケット部において許容開口量以下であることを確認した。

- ・ シール材

シール材（ガスケット）には、従来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当該シール材が事故環境に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、より事故環境での性能特性に優れた改良EPDM製（EPDMはエチレンプロピレンゴムを示す。）のシール材に変更する。本評価では、改良EPDM製シール材について事故時の原子炉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、更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等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

第一原子力発電所の事故の分析からも確認されており、福島第一原子力発電所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。

シール材の機能確保に関しては、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から、有効性評価に用いている原子炉格納容器の限界温度・圧力の条件である 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ると考えられる。

このことから、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。

③ 機器搬入用ハッチ

機器搬入用ハッチは、フランジ付きの円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡板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、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。

機器搬入用ハッチ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、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外と考えること

ができる。

したがって、機器搬入用ハッチの機能喪失要因は、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、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

- ・ 本体

機器搬入用ハッチにおける構造健全性評価として、機器搬入用ハッチの取付部について、既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し、原子炉格納容器の限界温度 200℃、限界圧力 2Pd の条件における応力評価を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

また、機器搬入用ハッチ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円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が 2Pd を上回ることを確認した。

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ごとに材料試験(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機器搬入用ハッチ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, 機器搬入用ハッチに発生する応力が, 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。

- ・シール機能

- ・フランジ固定部

機器搬入用ハッチのシール機能維持について, 構造健全性確認のために, フランジ固定部の締付ボルトの強度評価及びフランジの開口評価を行った。

締付ボルトについて, 原子炉格納容器限界温度, 圧力 (200°C, 2Pd) における強度評価を, 既工認の強度計算をベースに実施した。評価の結果, 許容応力以下であることから, 締付ボルトは 200°C,

2Pdにおいて健全であることを確認した。

また、原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM解析を用いて機器搬入用ハッチフランジ部における開口量を評価した。その結果、2Pdにおける開口量は、内側ガスケット部及び外側ガスケット部において許容開口量以下であることを確認した。

- ・ シール材

シール材（ガスケット）には、従来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製のシール材に変更する。本評価では、改良EPDM製シール材について事故時の原子炉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、更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等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、機器搬入用ハッチの耐性は、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、福島第一原子力発電所事故の分析からも確認されており、福島第一原子力発電所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。

シール材の機能確保に関しては、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から、有効性評価に用いている原子炉格納容器の限界温度・圧力の条件である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ると考えられる。

このことから、機器搬入用ハッチについて、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 サプレッション・チェンバアクセスハッチ

サプレッション・チェンバアクセスハッチは、フランジ付きの円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡板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、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。

サプレッション・チェンバアクセスハッチ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。

したがって、サプレッション・チェンバアクセスハッチの機能喪失要因は、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、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

- ・ 本体

サブプレッション・チェンバアクセスハッチにおける構造健全性評価として、サブプレッション・チェンバアクセスハッチの取付部について、既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し、原子炉格納容器の限界温度 200℃、限界圧力 2Pd の条件における応力評価を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

また、サブプレッション・チェンバアクセスハッチ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円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が 2Pd + S A 時水頭圧を上回ることを確認した。

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ごとに材料試験(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サブプレッション・チェンバアクセスハッチ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、サプレッション・チェンバアクセスハッチに発生する応力が、 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。

- ・シール機能

- ・フランジ固定部

サプレッション・チェンバアクセスハッチのシール機能維持について、構造健全性確認のために、フランジ固定部の締付ボルトの強度評価及びフランジの開口評価を行った。

締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力(200°C, 2Pd)における強度評価を、既工認の強度計算をベースに実施した。評価の結果、いずれも許容応力以下であることから、締付ボルトは200°C, 2Pdにおいて健全であることを確認した。

また、原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM解析を用いてサプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部における開口量を評価した。その結果、2Pdにおける開口量は、内側ガスケット部及び外側ガスケット部において許容開口量以下であることを確認した。

- ・ シール材

シール材（ガスケット）には、従来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製のシール材に変更する。本評価では、改良EPDM製シール材について事故時の原子炉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。

以上の評価結果から、サプレッション・チェンバアクセスハッチの耐性は、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、福島第一原子力発電所事故の分析からも確認されており、福島第一原子力発電所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。

シール材の機能確保に関しては、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から、有効性評価に用いて

いる原子炉格納容器の限界温度・圧力の条件である 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ると考え
る。

このことから, サプレッション・チェンバアクセスハッチについて, 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。

⑤ 所員用エアロック

所員用エアロックは, 円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されており, 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。この開口部に柵板(隔壁)を溶接し, 柵板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。柵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, 原子炉格納容器加圧時は所員用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, 隔壁には扉開閉ハンドル軸等が貫通しており, シール材を使用している。

所員用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 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, 有意な圧縮力が所員用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, 所員

用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

所員用エアロックにおける構造健全性評価として，所員用エアロックにおいて内圧による荷重を受け止める部位のうち，円筒胴について，既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し，許容圧力の評価を行い，許容圧力が 2Pd を上回ることを確認した。

また，隔壁の構造健全性を確認するため，既工認において最も厳しい応力点を代表評価点として，既工認の評価値を準用し，原子炉格納容器の限界温度 200℃，限界圧力 2Pd の条件における応力評価を行い，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ごとに材料試験（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所員用エアロック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，所員用エアロックに発生する応力が，

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。

- ・ シール機能

- ・ 扉

所員用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、従来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製のシール

材に変更する。本評価では、改良E P D M製シール材について事故時の原子炉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所員用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とおりである。

- ①扉開閉ハンドル貫通部Oリング…ふっ素ゴム
- ②電線管貫通部……………ふっ素樹脂
- ③均圧配管……………非石綿系シートガスケット
- ④均圧弁……………ふっ素樹脂

扉開閉ハンドル貫通部Oリングに使われているシール材（ふっ素ゴム）及び均圧配管に使われているシール材（非石綿系シートガスケット）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が低下することが考えられるため、より耐環境性に優れた改良E P D M製のシール材に変更する。

電線管貫通部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、シール機能が低下することが考えられるため、より耐環境性に優れた膨張黒鉛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、シール機能が低下することが考えら

れるため、より耐環境性に優れた PEEK 材のシール材に変更する。

⑥ 配管貫通部

・接続配管

接続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 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、圧縮力が接続配管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、接続配管の機能喪失要因は、原子炉格納容器の変形により生じる過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えられ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＋二次応力が許容値を満足することを確認する。

このため、配管に発生する反力及びモーメントが最大となる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にて自重、圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した評価を行い、発生応力が許容応力を下回ることを確認した。

・スリーブ

スリーブ本体及び取付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、圧縮力がスリーブに生じ

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、スリーブの機能喪失要因は、高温状態で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。

スリーブ本体に発生する応力が大きいと考えられる配管厚さと口径の比が最も小さくなる貫通部を代表として選定し、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が $2Pd$ を上回ることを確認した。

また、スリーブ取付部については、接続配管の選定と同様、接続配管の第1拘束点までの距離及び配管口径の比が最も小さい箇所であり、変位による反力及びモーメントが最大となる貫通部を代表として選定し、当該貫通部の接続配管解析の結果で得られた配管反力に基づき、原子炉格納容器本体も含めたスリーブ取付部について、既工認と同様の評価手法で自重、圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した評価を行い、発生応力が許容応力を下回ることを確認した。

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ごとに材料試験（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本体及び取付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、スリーブ本体及び取付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。

・平板類

平板類のうち、平板、穴あき平板、フランジ、ボルト締め平板及びフルードヘッドは、スリーブまたはセーフエンドに溶接固定されている。また、フランジ部は、ボルトにより固定されており、フランジ間のシール部には、ガスケットを使用している。

平板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 , $2Pd$ 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。

したがって、平板類の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊、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。

平板類は、配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなる最大径の貫通部代表として選定し、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

- ・ 本体

ボルト締め平板について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を用いて許容圧力が 2Pd を上回ることを確認した。

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ごとに材料試験（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ボルト締め平板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 とした評価を行う。すなわち、ボルト締め平板に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 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 PVB - 3111 に示すように、供用状態Dの P_m 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 $2/3S_u$ と規定されている。 P_m 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。

- ・シール機能

- ・フランジ固定部の強度

ボルト締め平板のシール機能維持について、構造健全性の確認のために、フランジ固定部のフランジ強度評価及び締付ボルトの有効断面積評価並びにフランジの開口評価を行った。

フランジ部について、J I S B 8265「圧力容器の構造—一般事項」を用いて、 $2Pd$ におけるフランジの発生応力が許容応力を下回ること及びボルトの必要総有効断面積がボルトの総有効断面積を下回ることを確認した。

また、原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、文献の理論式を用いてボルト締めフランジ部における開口量を評価した。その結果、 $2Pd$ における開口量は、許容開口量以下であることを確認した。

- ・ シール材

シール材（ガスケット）には，従来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製のシール材に変更する。本評価では，改良EPDM製シール材について事故時の原子炉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。

- ・ セーフエンド

セーフエンドは，伸縮継手付貫通部に用いられる短管で，スリーブ及び伸縮継手等に溶接固定されている。

セーフエンド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，圧縮力がセーフエン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，セーフエンドの機能喪失要因は，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。

セーフエンドは，配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなるため，最大口径の貫通部を代表として選定し，既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し，許容圧力の評価を行い，許容圧力が2Pdを上

回ることを確認した。

- ・伸縮継手

伸縮継手は、配管貫通部に用いられる伸縮継手であり、セーフエンドに溶接固定されている。

伸縮継手の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊及び疲労破壊が考えられる。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から、脆性破壊は評価対象外と考えることができる。

したがって、伸縮継手の機能喪失要因は、通常運転時に累積される低サイクル疲労に加えて重大事故時に累積される低サイクル疲労による疲労破壊が想定される。

200℃、2Pd での伸縮継手の構造部における健全性評価として、既工認で通常運転時の疲労累積係数が最も大きい貫通部の伸縮継手を代表として選定し、設計・建設規格に示される伸縮継手の疲労評価の式を用いて疲労累積係数を算出し、許容値以下であることを確認した。

⑦ 電気配線貫通部

- ・アダプタ

アダプタ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、過度の圧縮力がアダプタ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、アダプタの機能喪失要因は、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。

アダプタについて、設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が $2Pd$ を上回ることを確認した。

・ヘッダ

ヘッダ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 、 $2Pd$ 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、過度の圧縮力が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。

したがって、ヘッダの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形による延性破壊が想定される。

ヘッダについて、設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が $2Pd$ を上回ることを確認した。

・モジュール

モジュールのシール材には、EPゴム及びエポキシ樹脂を使用しているため、高温劣化によるシール機能の低下が想定される。

モジュールのシール材については、電気ペネ共研において、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°C 、約 $2.6Pd$ (約 $0.8\text{MPa}[\text{gage}]$) 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、過去の電気配線貫通部の環境試験において、原子炉格納容器内を 200℃と模擬した試験を行い、電気配線貫通部の長期健全性を確認している。

さらに、NUPEC 試験において、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 [gage])、約 260℃までの耐漏えい性を確認している。

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不活性ガス系バタフライ弁及び移動式炉心内計装 (Traversing In-core Probe, 以下「T I P」という。) ボール弁について、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。

したがって、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及びT I P ボール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度な変形 (一次応力) が想定されるため、以下のとおり健全性を確認する。

- ・原子炉格納容器隔離弁（不活性ガス系バタフライ弁）

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、弁体シート部ガスケットの耐環境性が支配的であり、今後、不活性ガス系バタフライ弁のシート部に改良E P D M製シール材を採用するため、200℃、2Pdの環境下での弁シート部への影響をバタフライ弁供試体による蒸気加熱漏えい試験により確認し、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（T I P ボール弁）

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、従来からT I P ボール弁にはふっ素ゴム、ふっ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低下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等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、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 [gage]）、耐圧上問題になることはない。

- ・弁のグランド部及び弁蓋部のシールには、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。
- ・弁シート部は金属製又は黒鉛製である。

(4) 結論

東海第二発電所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、機器搬入用ハッチ、サブプレッション・チェンバアクセスハッチ、所員用エアロック）、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、同様に限界温度、圧力に対する妥当性を評価した。

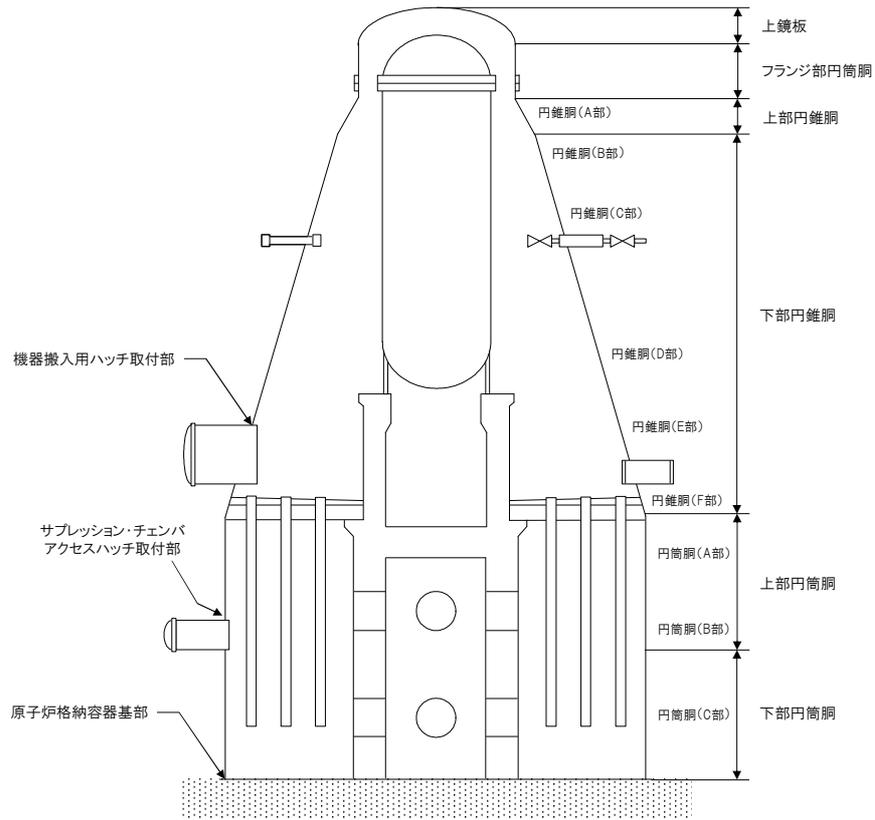
その結果、構造健全性については、限界温度・圧力環境下において想定される損傷モードにおける評価では、許容値に対して余裕があることから機器に著しい損傷が生じることなく、放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを確認した。

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改良 EPDM 製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。

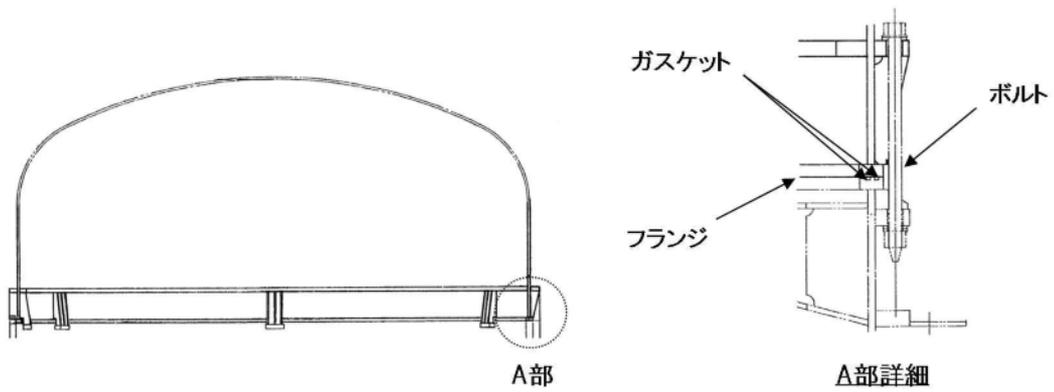
評価結果まとめを第 4 表に示す。

以上のことから、東海第二発電所で設定した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。

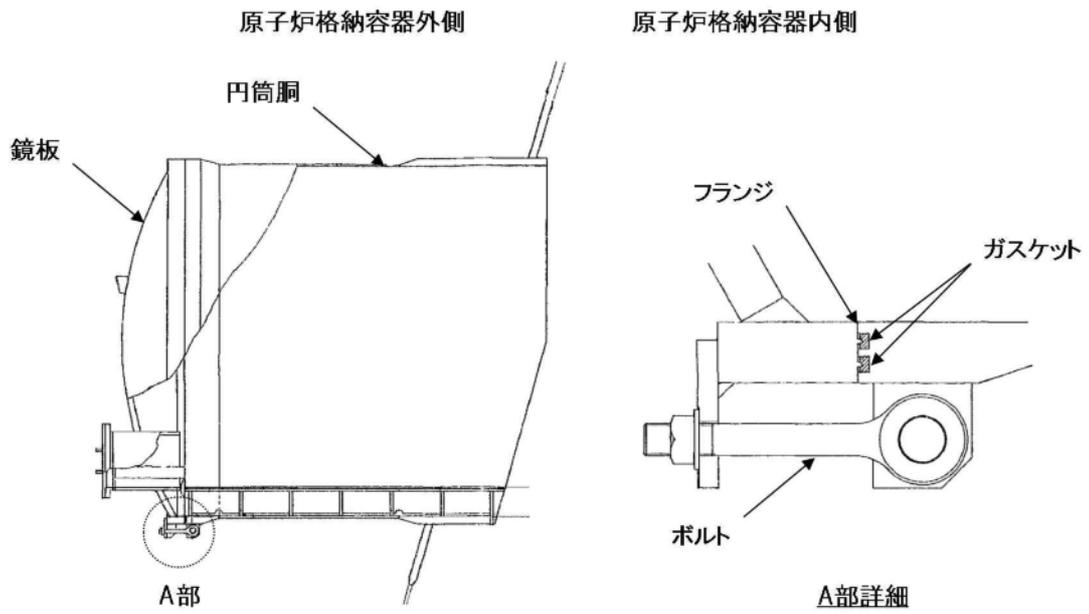


原子炉格納容器本体

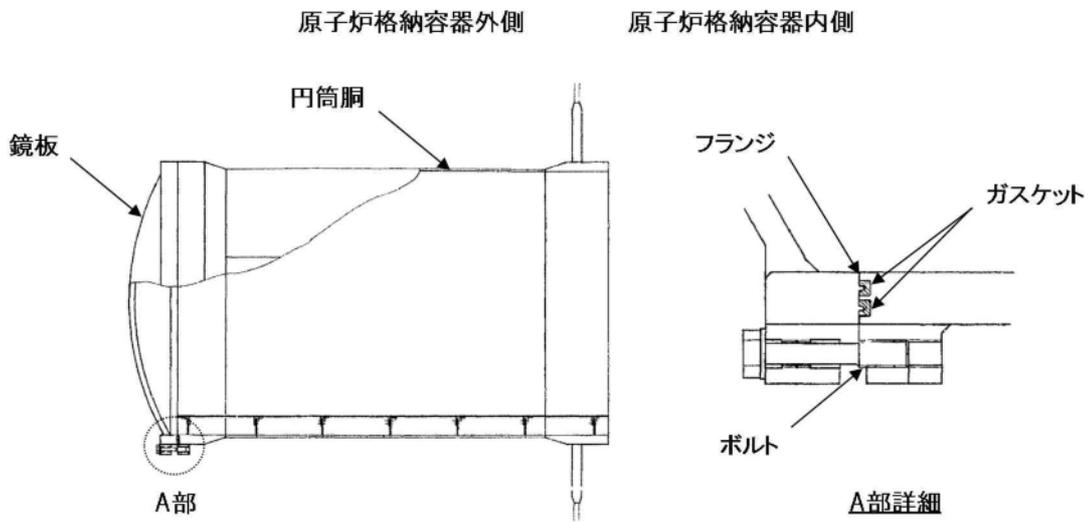


トップヘッドフランジ

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (1/6)

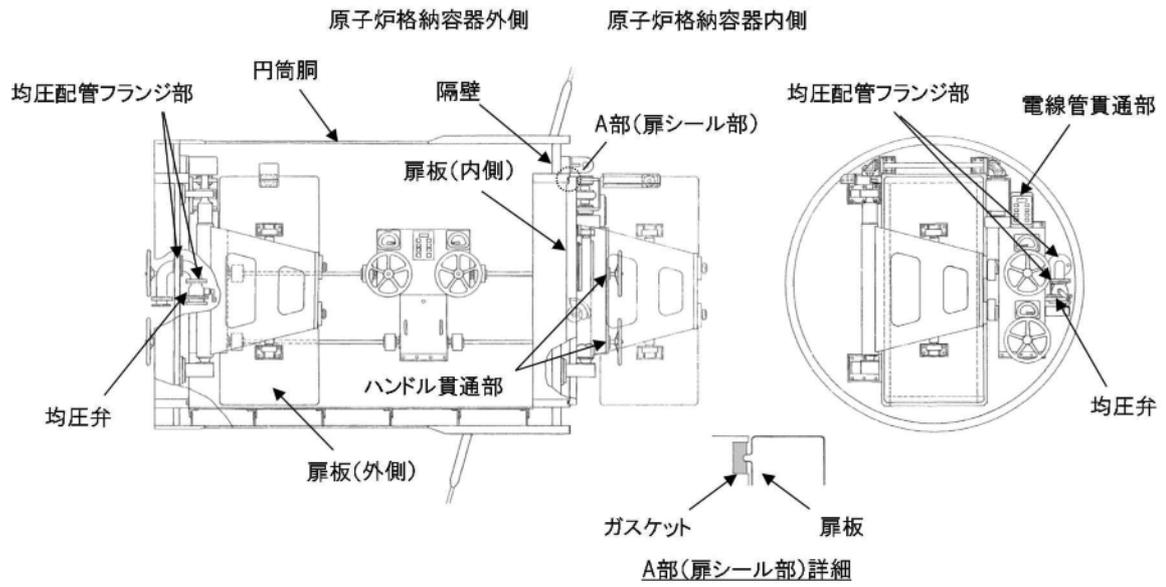


機器搬入用ハッチ

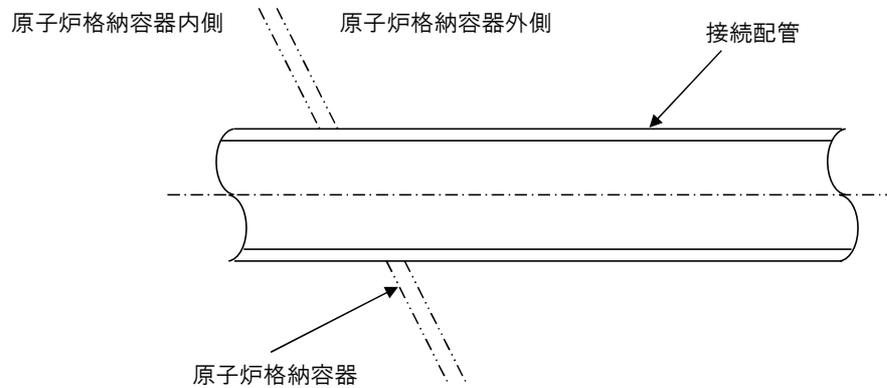


サプレッション・チェンバアクセスハッチ

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (2/6)

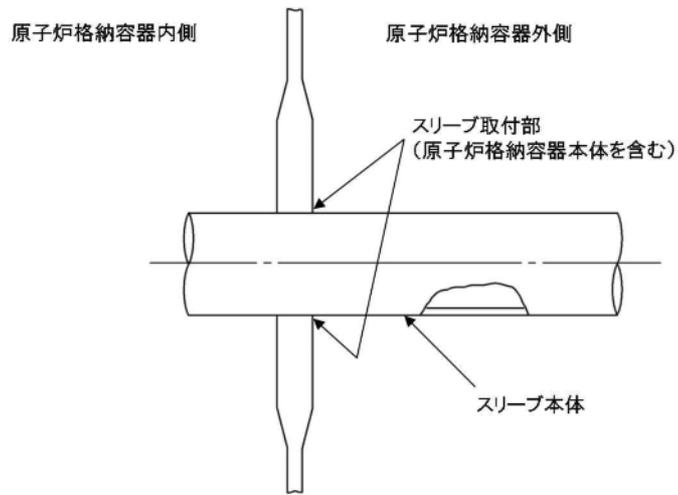


所員用エアロック

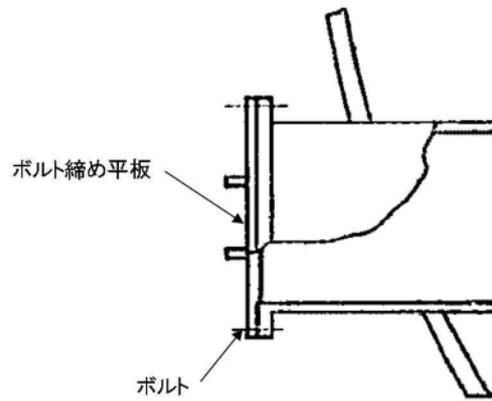


配管貫通部 (接続配管)

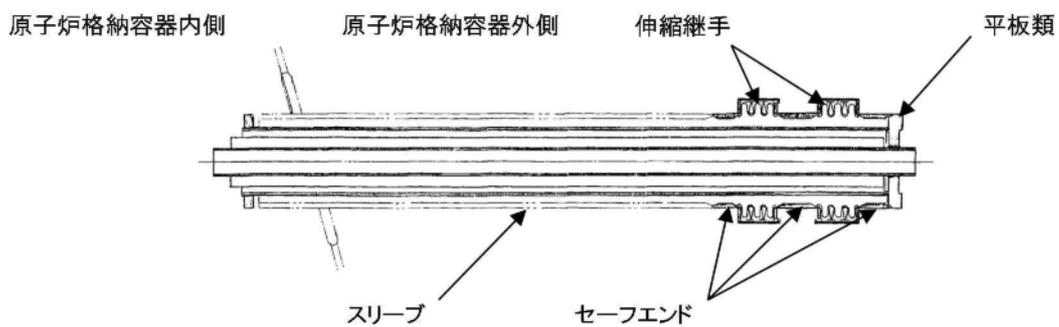
第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (3/6)



配管貫通部 (スリーブ)



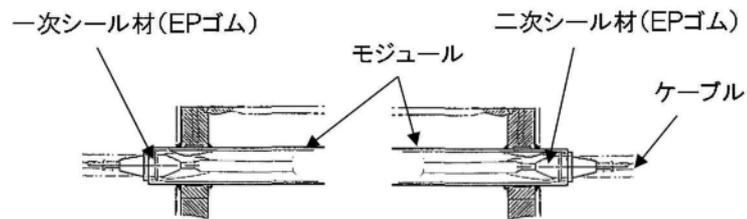
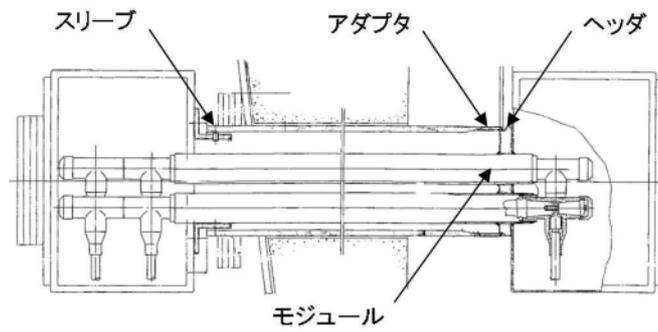
配管貫通部 (平板類)



配管貫通部 (セーフエンド, 伸縮継手)

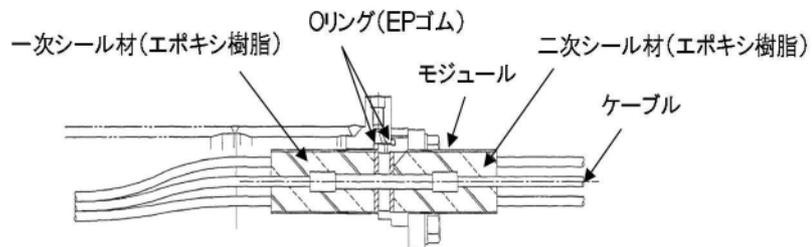
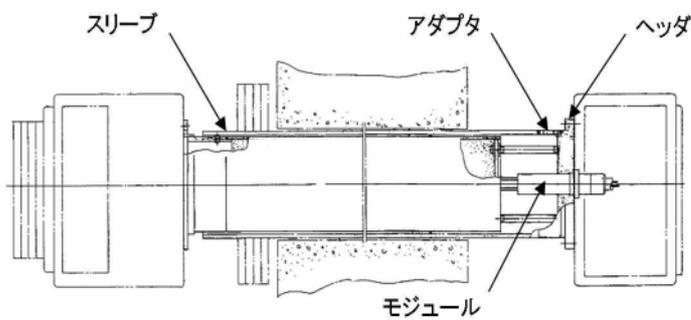
第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (4/6)

原子炉格納容器内側 原子炉格納容器外側



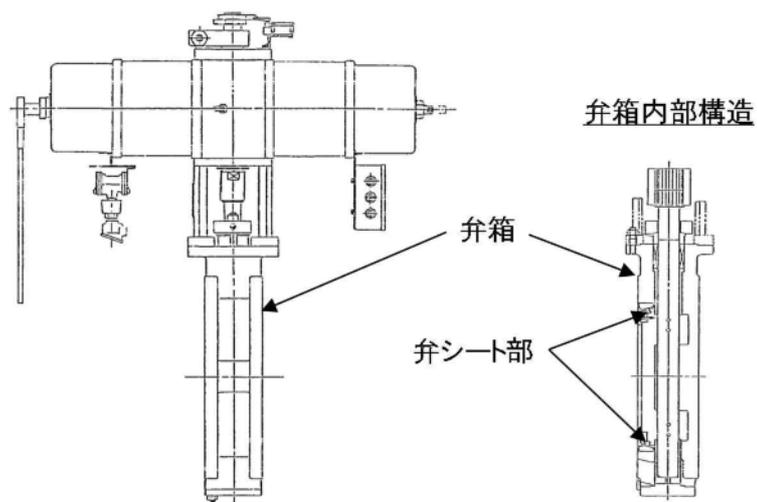
電気配線貫通部（高圧用）

原子炉格納容器内側 原子炉格納容器外側

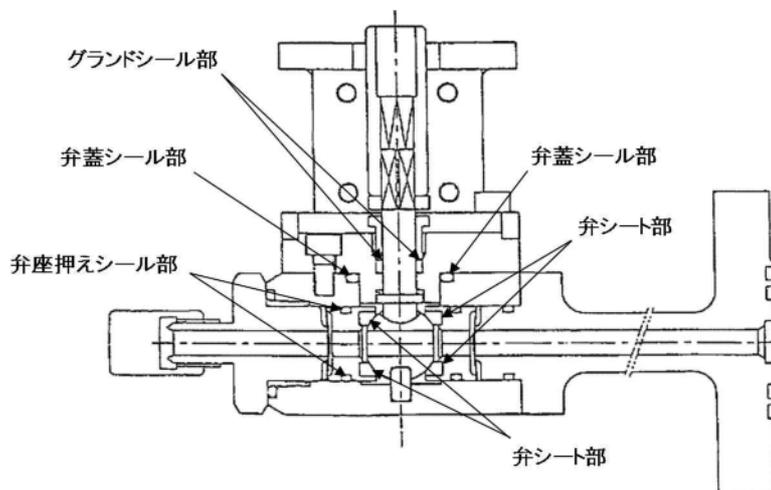


電気配線貫通部（低圧用）

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図（5/6）



原子炉格納容器隔離弁（不活性ガス系バタフライ弁）



原子炉格納容器隔離弁（T I P ボール弁）

第 3 図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図（6/6）

第4表 評価結果まとめ (1/2)

評価対象	評価点	評価方法	評価条件	評価値 ^{※1}	判定基準	評価結果
原子炉格納容器本体	一般構造部	設計・建設規格を準用 既工認の評価値を準用した評価	200℃ 2Pd	許容圧力：0.693MPa[gage] (円筒胴部) 発生応力：[]	[] [gage] (2Pd+SA 時の水頭圧)以上 281MPa 以下	破断せず
	構造不連続部	既工認の評価値を準用した評価	200℃ 2Pd	発生応力：[] (疲労累積係数：[])	422MPa 以下 (疲労累積係数 1 以下)	破断せず (1 以下)
トップヘッドフランジ	構造部 (フランジ, ボルト)	フランジ：PVE-3700 ボルト：工認手法	2Pd	発生圧力 (フランジ)：185MPa 発生応力 (ボルト)：[]	422MPa 以下 576MPa 以下	破断せず
	シール部 (フランジ, ガasket)	有限要素法 (FEM) ガasket試験	200℃ 2Pd	開口量：[] (内側), [] (外側)	許容開口量 [] 以下	シール機能維持 ^{※2}
機器搬入用ハッチ	構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ, ボルト)	既工認の評価値を準用した評価 設計・建設規格準用 工認手法	200℃ 2Pd	発生応力：[] 許容圧力 (円筒胴)：2.445MPa[gage] 許容圧力 (鏡板)：10.110MPa[gage] 発生応力 (ボルト)：[]	422MPa 以下 0.62MPa[gage] (2Pd) 以上 0.62MPa[gage] (2Pd) 以上 576MPa 以下	破断せず
	シール部 (フランジ, ガasket)	有限要素法 (FEM) ガasket試験	200℃ 2Pd	開口量：[] (内側), [] (外側)	許容開口量 [] 以下	シール機能維持 ^{※2}
サブプレッション・チェンバアクセスハッチ	構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ, ボルト)	既工認の評価値を準用した評価 設計・建設規格準用 工認手法	200℃ 2Pd	発生応力：[] 許容圧力 (円筒胴)：4.493MPa[gage] 許容圧力 (鏡板)：10.637MPa[gage] 発生応力 (ボルト)：[]	[] [gage] (2Pd+SA 時の水頭圧) 以上 576MPa 以下	破断せず
	シール部 (フランジ, ガasket)	有限要素法 (FEM) ガasket試験	200℃ 2Pd	開口量：[] (内側), [] (外側)	許容開口量 [] 以下	シール機能維持 ^{※2}
所員用エアロック	構造部 (円筒胴)	設計・建設規格を準用	2Pd	許容圧力：3.716MPa[gage]	0.62MPa[gage] (2Pd) 以上	破断せず
	構造部 (隔壁)	既工認の評価値を準用した評価	2Pd	発生応力：[]	422MPa 以下	破断せず
	シール部 (扉板シール部)	機械工学便覧 ガasket試験	200℃ 2Pd	開口量：[]	許容開口量 [] 以下	シール機能維持 ^{※2}
	シール部 (その他シール部)	ガasket試験 材料仕様	200℃	200℃以上	200℃以上	シール機能維持 ^{※3}

※1 複数評価している項目は最も厳しい値を記載

※2 フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出した開口量が、圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験の漏えい試験結果に基づき設定した許容開口量以下であることを確認

※3 シール材の試験結果又は材料仕様により高温環境下における耐性を確認

※4 試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認

第4表 評価結果まとめ (2/2)

評価対象		評価点	評価方法	評価条件	評価値 ^{※1}	判定基準	評価結果
配管 貫通部	接続配管	同左	代表配管：PPC-3520, PPC-3530	200℃ 2Pd	発生応力(X-31)：169MPa	許容応力(257MPa)以下	破断せず
	スリーブ	スリーブ本体	設計・建設規格を準用	2Pd	許容圧力(X-18)：26.617MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
		スリーブ取付部	工認手法	2Pd	発生応力(X-31)：250MPa	許容応力(422MPa)以下	破断せず
	平板類	構造部(ボルト締め平板)	設計・建設規格を準用	2Pd	許容圧力(X-28)：1.90MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
		構造部(フランジ, ボルト)	J I S B 8265	2Pd	発生応力(X-28 フランジ)：124MPa 必要有効断面積(X-28 ボルト)：1.212 ×10 ³ mm ²	許容応力(281MPa)以下 総有効断面積(6.765×10 ³ mm ²) 以下	破断せず
		シール部(フランジ, ガasket)	文献の理論式	200℃ 2Pd	開口量： <input type="text"/>	許容開口量 <input type="text"/> 以下	シール機能維持 ^{※2}
	セーフエンド	同左	設計・建設規格を準用	200℃ 2Pd	許容圧力(X-18)：4.529MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
伸縮継手	同左	設計・建設規格を準用	2Pd	疲労累積係数(X-14)： <input type="text"/>	疲労累積係数1以下	1以下	
電気配線 貫通部	アダプタ	同左	設計・建設規格を準用	200℃ 2Pd	許容圧力(低压)：10.645MPa[gage] 許容圧力(高压)：10.619MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
	ヘッダ	同左	設計・建設規格を準用	200℃ 2Pd	許容圧力(低压)：27.948MPa[gage] 許容圧力(高压)：10.69MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
	モジュール	シール部(モジュール)	電気ペネ共研, N U P E C 試験	200℃ 2Pd	漏えいなし	設計漏えい量以下	シール機能維持 ^{※4}
原子炉 格納容器 隔離弁	不活性ガス 系バタフライ弁	耐圧部(弁箱)	レーティング設計	200℃ 2Pd	許容圧力：1.40MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
		弁シート部	漏えい確認試験	200℃ 2Pd	漏えいなし	設計漏えい量以下	シール機能維持 ^{※4}
	T I P ボール弁	耐圧部(弁箱)	レーティング設計	200℃ 2Pd	許容圧力：1.32MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
		シール部	ガスケット試験	200℃ 2Pd	200℃以上	200℃以上	シール機能維持 ^{※3}

※1 複数評価している項目は最も厳しい値を記載

※2 フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出した開口量が、圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験の漏えい試験結果に基づき設定した許容開口量以下であることを確認

※3 シール材の試験結果又は材料仕様により高温環境下における耐性を確認

※4 試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認

1. 原子炉格納容器本体

1.1 評価方針

原子炉格納容器は、円錐フラスタム形のドライウエル、円筒形のサブプレッション・チェンバから構成されている。

原子炉格納容器本体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、圧縮力が原子炉格納容器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、原子炉格納容器本体の機能喪失要因は、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。

原子炉格納容器本体の評価対象と評価方法を第 1-1 表に、評価対象を第 1-1 図にそれぞれ示す。

ここで、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005年版（2007年追補版を含む））（第 I 編 軽水炉規格）J S M E S N C 1-2005/2007」（以下、「設計・建設規格」という。）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になっている。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ごとに材料試験（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原子炉格納容器本体の構造健全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、 $P_L + P_b$ （一次一般局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、原子炉

格納容器本体に発生する応力が、 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 PVB-3111 に示されるように、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余裕を考慮して規定されている。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。

(1) 一般構造部

原子炉格納容器本体の一般構造部（設計・建設規格 PVE-3010 で規定されている部位）の評価として、設計・建設規格の PVE-3230(2)a 項及び PVE-3323(1)項を準用し、許容引張応力に供用状態Dにおける一次一般膜応力の許容値である 200°C の $2/3S_u$ を与えることで許容応力を算出し、評価圧力 $2P_d$ 又は「 $2P_d + S_A$ 時の水頭圧」を上回ることを確認する。また、既工認にて認可された評価値（圧力及び自重を考慮した応力値）を用いた応力評価を実施する。 200°C 、 $2P_d$ における発生応力 P_m を算出し、原子炉格納容器の $2/3S_u$ 値（ 200°C ）に相当する許容応力以下であることを確認する。

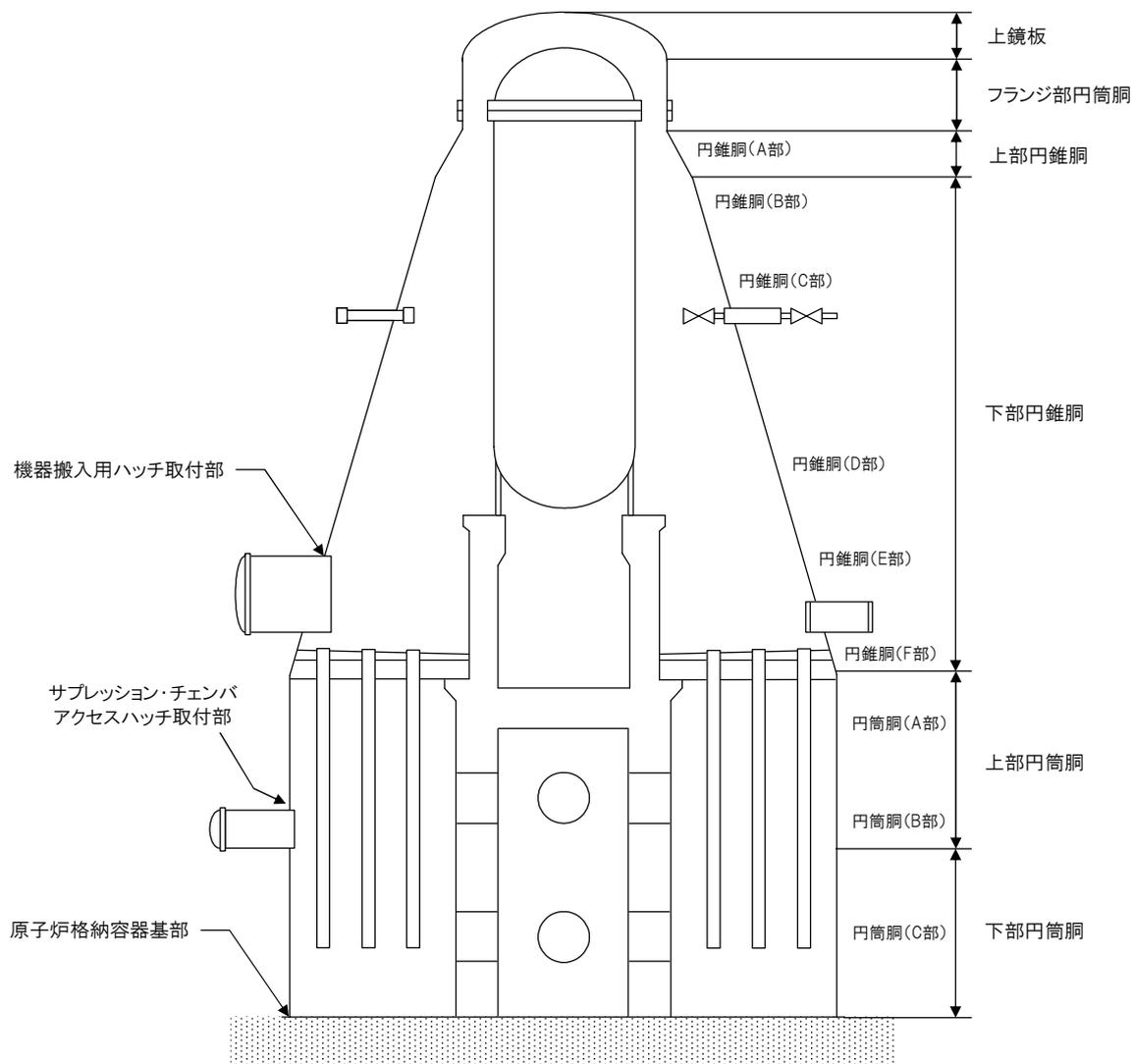
(2) 構造不連続部

原子炉格納容器の構造不連続部の評価として、既工認にて認可された評価値（圧力及び自重を考慮した応力値）を用いた応力評価を実施する。評価温度・圧力（200℃，2Pd）における発生応力 $P_L + P_b$ を算出し、原子炉格納容器の S_u 値（200℃）に相当する許容応力以内であることを確認する。

また、東海第二発電所の原子炉格納容器は原子炉格納容器基部においてアンカボルトで支持された自立式の格納容器であるため、温度上昇時には原子炉格納容器基部に熱応力（二次応力）が発生する。二次応力は、応力増加に伴い局所的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を引き起こすとは考えられないが、念のため一次＋二次応力を評価する。

第 1-1 表 評価対象と評価方法

	評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	一般構造部	延性破壊	・ 設計・建設規格の評価式を準用した評価 ・ 既工認の評価結果を用いた評価
	構造不連続部	延性破壊	・ 既工認の評価結果を用いた評価



第 1-1 図 原子炉格納容器本体の評価対象

1.2 評価結果

(1) 一般構造部

原子炉格納容器本体の一般構造部について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め、 $2Pd$ 又は「 $2Pd + SA$ 時の水頭圧」を上回ることを確認した。その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (S_u 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価した。 S_u 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200°C を用いる。評価結果の詳細を別添 1-1 に示す。

また、既工認にて認可された評価値 (圧力及び自重を考慮した応力値) を用いて、評価温度・圧力 (200°C , $2Pd$) における発生応力を算出し、原子炉格納容器の $2/3S_u$ 値 (200°C) に相当する許容応力以下であることを確認した。評価結果の詳細を別添 1-2 に示す。

上記により、 200°C , $2Pd$ における発生応力に対して、一般構造物の許容応力以下であることを確認した。

(2) 構造不連続部

原子炉格納容器の構造不連続部について、既工認にて認可された評価値 (圧力及び自重を考慮した応力値) を用いて、評価温度・圧力 (200°C , $2Pd$) における発生応力を算出し、原子炉格納容器の S_u 値 (200°C) に相当する許容応力以下であることを確認した。評価結果の詳細を別添 1-2 に示す。

上記により、 200°C , $2Pd$ における発生応力に対して、構造不連続部の許容応力以下であることを確認した。

簡易手法による原子炉格納容器の許容圧力評価結果

東海第二発電所の原子炉格納容器円筒部，円錐部及びトップヘッド部の必要板厚は，設計・建設規格の PVE-3521，PVE-3230(2)a 項及び PVE-3230(2)h 項を用いて求めることができる。ここで求めた式の許容引張応力に 200℃での 2/3Su を与えることで東海第二発電所の限界圧力は，算出できる。

下記に，各評価対象を示す。

①上鏡板

上鏡板：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3521 を準用

$$P = 2S \eta t / (RW + 0.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (—)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
R	ふた板の中央部における内半径 (mm)	
W	さら形ふた板の形状による係数	1.322
P	200℃における許容圧力	1.362
1.362MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

②フランジ部円筒胴

フランジ部円筒胴：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (—)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D_i	胴内径 (mm)	
P	200℃における許容圧力	1.971
1.971MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

③円錐胴 A 部

円錐胴 A 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200°Cにおける許容圧力	1.289
1.289MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

④円錐胴 B 部

円錐胴 B 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200°Cにおける許容圧力	1.061
1.061MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

⑤円錐胴 C 部

円錐胴 C 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200°Cにおける許容圧力	0.823
0.823MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

⑥円錐胴 D 部

円錐胴 D 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200°Cにおける許容圧力	0.725
0.725MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

⑦円錐胴 E 部

円錐胴 E 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200°Cにおける許容圧力	0.709
0.709MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

⑧円錐胴 F 部

円錐胴 F 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200°Cにおける許容圧力	0.790
0.790MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

⑨円筒胴 A 部

円筒胴 A 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D_i	胴内径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	0.822
0.822MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

⑩円筒胴 B 部

円筒胴 B 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D_i	胴内径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	0.693
0.693MPa[gage] > [gage] (2Pd+SA 時の水頭圧)		

⑪円筒胴 C 部

円筒胴 C 部 : ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

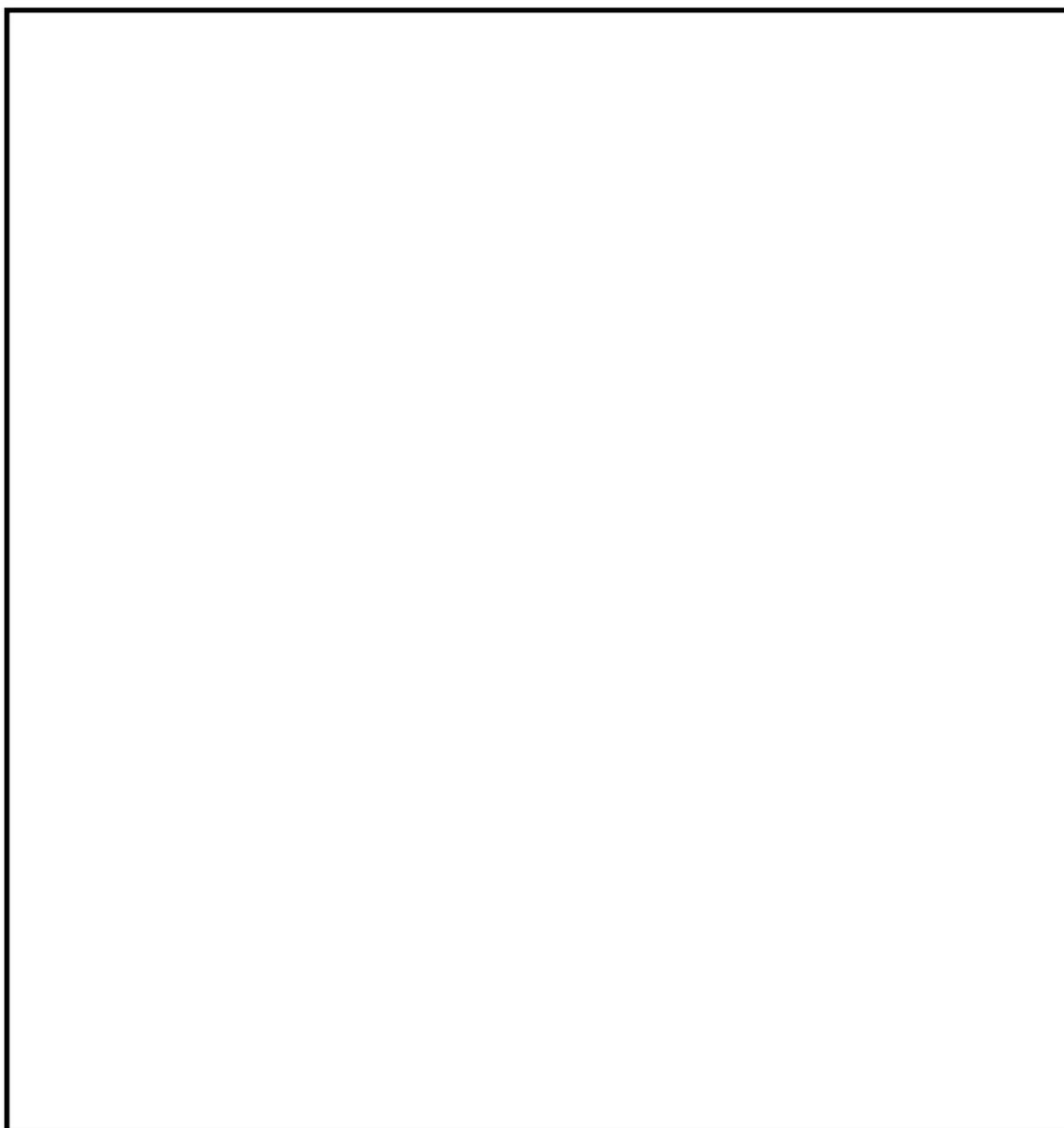
許容圧力算定式 : PVE-3230(2) a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

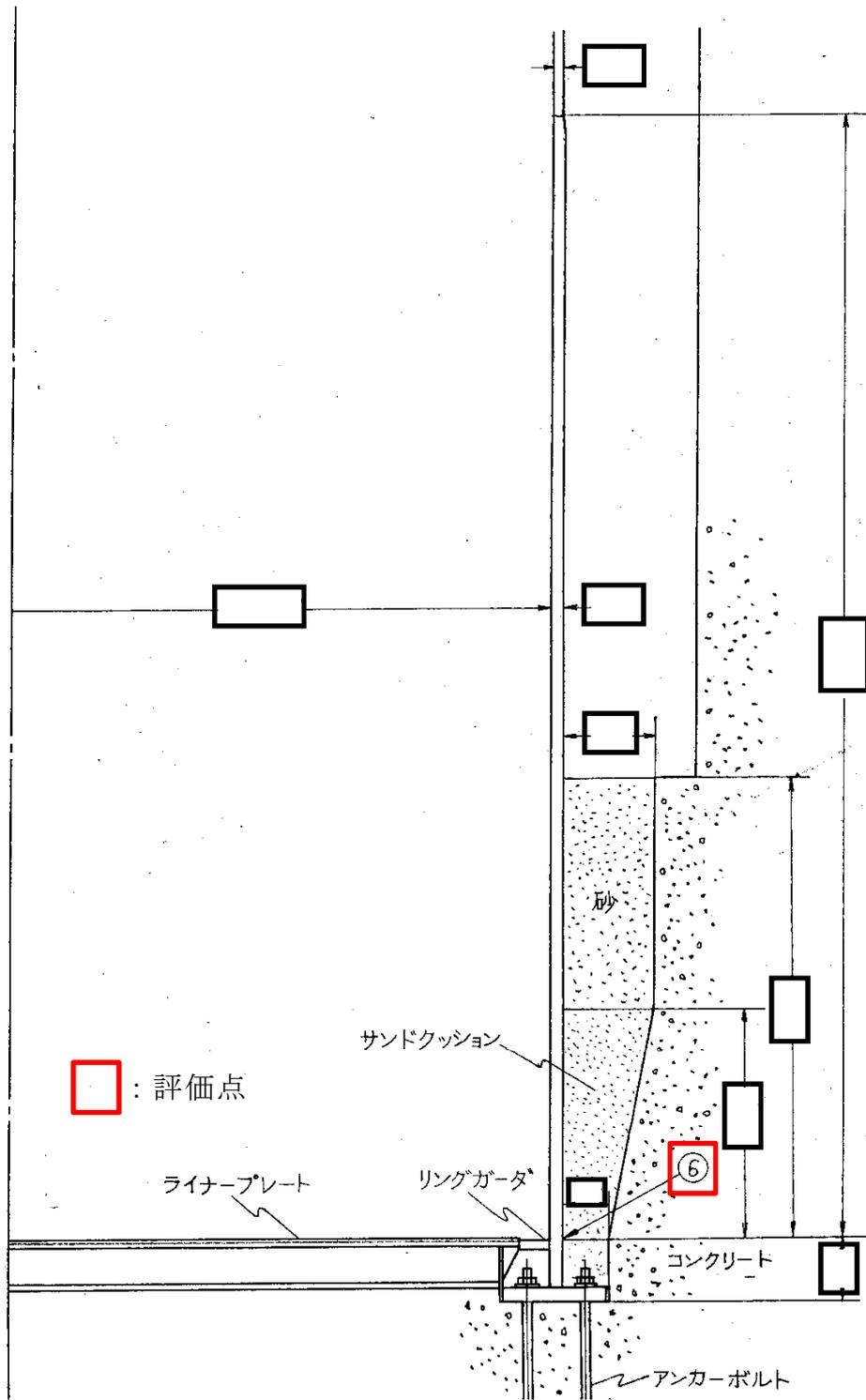
S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D_i	胴内径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	0.822
0.822MPa[gage] > [gage] (2Pd+SA 時の水頭圧)		

既工認の評価値を用いた原子炉格納容器の応力評価結果

原子炉格納容器に対して、既工認の評価値を用いた応力評価を実施する。評価する対象は、既工認で評価した対象とし、第 1-2(1)図に示す。また、評価対象の応力評価する項目を第 1-2(1)表に示す。



第 1-2(1)図 原子炉格納容器の評価箇所 (1 / 2)



第1-2(1)図 原子炉格納容器の構造不連続部の評価箇所 (2 / 2)

第1-2(1)表 評価対象部位整理表 (記号○：評価対象, -：評価不要)

評価対象	評価点	一次応力		一次+二次 応力
		P_m	$P_L + P_b$	$P_L + P_b + Q$
原子炉格納 器本体	①円筒部と円錐部の接合部	-※1	○	-※3
	②円錐部の角度変化部	-※1	○	-※3
	③円錐部の板厚変化部	-※1	○	-※3
	④円錐部と円筒部の接合部	-※1	○	-※3
	⑤円筒部 (中央部)	○	-※2	-※3
	⑥原子炉格納容器基部	-※1	○	(○)※4

注記※1：構造不連続部であるため、 $P_L + P_b$ で評価するもの

※2：一般構造部であるため、 P_m で評価するもの

※3：既工認時は、一次+二次応力の評価も実施しているが、本評価は原子炉格納容器の重大事故時の限界圧力、温度が条件であり、繰り返し発生しないことから、繰り返し荷重を考慮する必要がない。このことから、設計・建設規格における運転状態IV、供用状態Dの考え方と同様に、疲労破壊を制限するための一次+二次応力評価は省略されるもの

※4：※3と同様に一次+二次応力評価は省略されるものであるが、熱応力が発生する部位であることから、念のため確認するもの

応力評価は、既工認時の設計圧力から $2Pd$ へ換算したときの係数を既工認の発生応力値へ係数倍し、その値が許容値以下であることを確認する。

上記の評価対象について、設計圧力から係数倍を算出した結果を以下に示す。

設計条件	
既工認時の設計圧力	0.279MPa
最高使用圧力 (0.31MPa) の 2 倍	0.62MPa
最高使用圧力の 2 倍 / 既工認時の設計圧力	2.223

評価対象のうち、原子炉格納容器本体の評価点である⑤円筒部 (中央部)、⑥原子炉格納容器基部は、重大事故時に想定されるサブプレッション・チェンバ水位を考慮し、水頭圧を加味した応力評価を実施する。

上記の評価対象について、設計圧力から係数倍を算出した結果を以下に示す。

⑤円筒部 (中央部)

設計条件	
既工認時の設計圧力	0.279MPa
最高使用圧力 (0.31MPa) の 2 倍	0.62MPa
重大事故時の水頭圧	
(最高使用圧力の 2 倍 + 重大事故時の水頭圧) / 既工認時の設計圧力	

⑥原子炉格納容器基部

設計条件	
既工認時の設計圧力	0.279MPa
最高使用圧力 (0.31MPa) の2倍 + 通常水位の水頭圧	0.69MPa
重大事故時の水頭圧	
(最高使用圧力の2倍 + 重大事故時の水頭圧) / 既工認時の設計圧力	

既工認時の設計圧力から $2P_d$ へ換算結果を用いて、既工認で得られている一次応力を係数倍し、許容値以下であるかを確認した。ここで、許容応力は、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に対しての構造健全性を確認するものであるため、供用状態Dを適用し、評価を実施した。

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力 [MPa]				応力比
		P_m		$P_L + P_b$		
		応力 強さ	許容 応力	応力 強さ	許容 応力	
①	円筒部と円錐部の接合部	—	—		422	
②	円錐部の角度変化部	—	—		422	
③	円錐部の板厚変化部	—	—		422	
④	円錐部と円筒部の接合部	—	—		422	
⑤	円筒部 (中央部)		281		—	
⑥	原子炉格納容器基部	—	—		422	

上記の結果は、以下のような保守性がある。

- ・最も裕度の小さい評価点⑤は、一般部に生じる一次一般膜応力に対する評価であり、応力の許容基準として規格に定められた設計引張強さ S_u に安全率 1.5 を考慮した値 ($2/3S_u$) を用いていること
- ・応力評価には規格物性値を用いており、実機材料の強度よりも小さい値を用いていること
- ・応力評価で用いている一次応力には内圧以外に死荷重も含まれているが、それも含めて係数倍していること

これらの保守性からも、原子炉格納容器の構造健全性は、 200°C 、 $2P_d$ において、維持される。

原子炉格納容器基部の評価

1. 概要

原子炉格納容器本体については、200℃、2Pd において一次応力が発生する。また、原子炉格納容器基部については、熱膨張の拘束による熱応力が発生する。ここでは、既工認（工事計画認可申請書参考資料（平成 20・02・29 原第 41 号 平成 20 年 4 月 7 日付け））の参考資料 2-6「サプレッション・チェンバ円筒部シェル部及びサンドクッション部の強度計算書」の応力値を用いて、原子炉格納容器基部について一次＋二次応力（ $P_L + P_b + Q$ ）を評価する。

なお、原子炉格納容器の限界圧力、限界温度の確認においては、繰り返し荷重を考慮する必要はないと考えられるが、原子炉格納容器基部については、念のため、200℃、2Pd における発生応力を算出し、許容応力を下回ることを確認する。

2. 評価方針

発生応力は、熱により発生する二次応力に分類されることから、設計・建設規格に示される一次＋二次応力の評価方法及び評価基準値に従う。

許容値は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器（クラス MC 容器）の供用状態 A、B に対する許容値と同じ 3S（S 値：200℃における値）とする。

一次＋二次応力が制限値を超えた場合は、設計・建設規格 PVB-3315(2)に規定される疲労評価により、疲労累積係数が 1 以下であることを確認する。

3. 評価条件

(1) 圧力及び温度

評価圧力 : 0.62MPa[gage] (2Pd)

評価温度 : 200°C

(2) 材料及び許容応力

材料及び許容応力を第1-3(1)表に示す。

第1-3(1)表 材料の許容応力

部位	材料	一次+二次応力
		$P_L + P_b + Q$
原子炉格納容器	SGV480	393 (=3S)

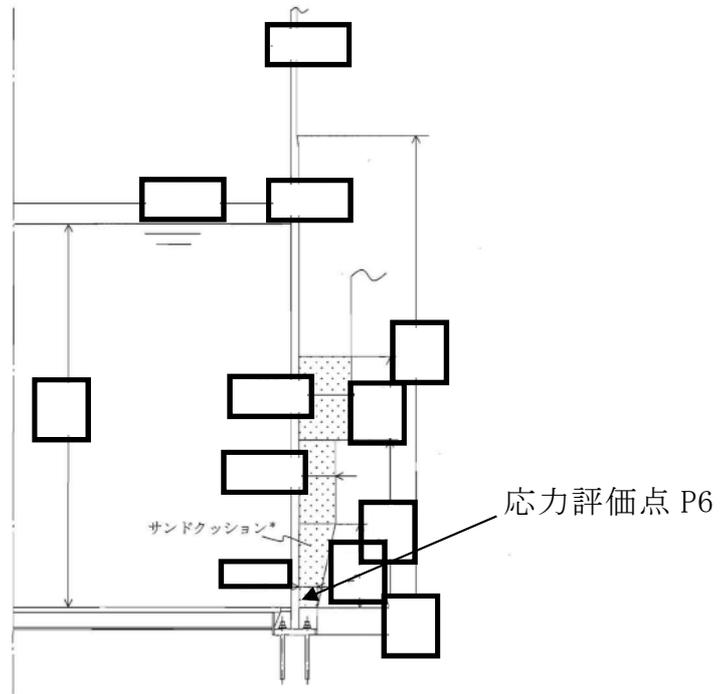
4. 応力計算

(1) 応力評価点

応力評価点を第1-3(2)表及び第1-3(1)図に示す。応力評価点は、既工認の強度計算書において、一次局部膜応力+一次曲げ応力+二次応力が最大の値を示す部位を応力評価点とする。

第1-3(2)表 応力評価点

応力評価点番号	評価項目	応力評価点
P6	一次局部膜応力 + 一次曲げ応力 + 二次応力	原子炉格納容器基部



第 1-3(1)図 応力評価点

(2) 応力計算

原子炉格納容器基部の作用する圧力，熱応力及び死荷重による圧力は，既工認で計算した応力を用い，評価荷重比の割り増しを考慮して算出する。

5. 応力評価

原子炉格納容器基部の各荷重による応力を第 1-3(3)表に示す。また，応力の組合せ結果を第 1-3(4)表に示す。

応力評価点の発生応力は一次＋二次応力の許容値を超える結果となったため，疲労評価を行い，疲労累積係数が 1 以下であることを確認した。疲労評価の結果を第 1-3(5)表，第 1-3(6)表に示す。

第1-3(3)表 各荷重による応力

荷重	一次+二次応力					
	$P_L + P_b + Q$					
	内面			外面		
	σ_t	σ_θ	τ	σ_t	σ_θ	τ
SA時荷重	[Redacted]					
鉛直荷重(通常)						
熱荷重(SA時: 200°C)						
プール水頭						

σ_t : 円周方向応力, σ_θ : 軸方向応力, τ : せん断応力 (t- θ 方向)

第1-3(4)表 一次+二次応力の評価結果

応力評価点	荷重の組合せ	応力分布	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
P6	死荷重+内圧+熱+SA時の水頭圧	一次+二次応力	[Redacted]	393

第1-3(5)表 疲労評価結果

S_n	発生応力 [MPa]	[Redacted]
K	応力集中係数	
K_e	ピーク応力補正係数	
S_p	疲労解析によるピーク応力強さのサイクルにおいて、その最大値と最小値との差 [MPa]	
S_θ	繰返しピーク応力強さ [MPa]	
S_θ'	補正繰返しピーク応力強さ [MPa]	
N_a	許容繰返し回数 [回]	
N_c	重大事故等時の繰返し回数 [回]	
U	疲労累積係数	[Redacted]

注) 設計・建設規格 PVB-3315(2)項を適用

第1-3(6)表 評価結果

一次+二次応力評価 (MPa)		疲労評価	
一次+二次応力評価	許容応力	疲労累積係数	許容値
[Redacted]	393	[Redacted]	1

2. トップヘッドフランジ

2.1 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、原子炉格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にシリコンゴムの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。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口は抑制されるが、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。

また、フランジが開口してもフランジ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が、重大事故環境に晒されると、シール材が高温劣化し、フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、トップヘッドフランジの機能喪失要因は、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。

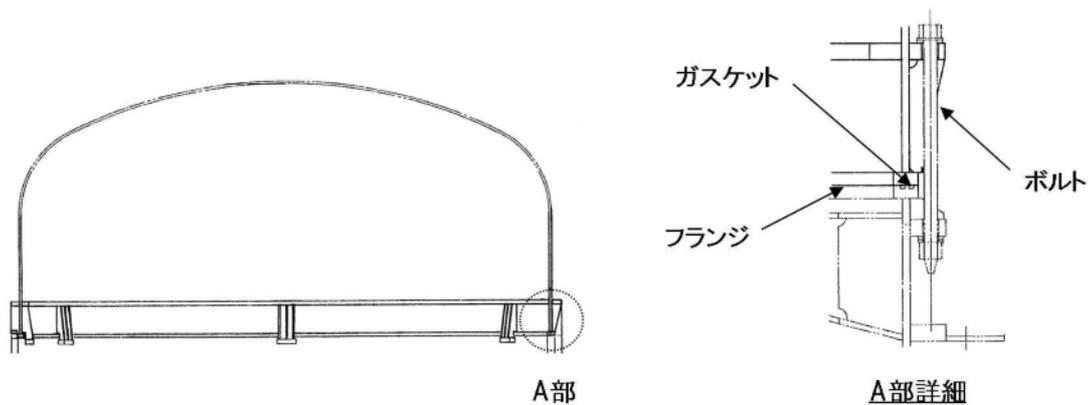
- ・フランジ部の耐圧
- ・フランジ固定部の強度

- ・ガasketの健全性

トップヘッドフランジの評価対象と評価方法を第2-1表に、評価対象を第2-1図にそれぞれ示す。

第2-1表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (フランジ部)	延性破壊	既工認に準拠した評価
シール部 (フランジ, ガasket)	開口 シール機能低下	実機モデルのFEM解析による開口量評価 既往研究の試験結果を用いた評価



第2-1図 トップヘッドフランジの評価対象

(1) フランジ部の耐圧

フランジ部の耐圧評価として、原子炉格納容器温度・圧力が200°C, 2Pdにおけるフランジ部の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する。

評価に当たっては、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格の評

価手法に準拠し、構造健全性を確認する。

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ごとに材料試験（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) フランジ固定部の強度

① 締付けボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付けボルトについて、200℃、2Pdにおける強度を評価する。

② フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温、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asket）には、従来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当該シール材が事故環境に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、より事故環境での性能特性に優れた改良EPDM製（EPDMはエチレンプロピレンゴムを示す。）のシール材に変更する。改良EPDM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、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故等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を評価する。

2.2 評価

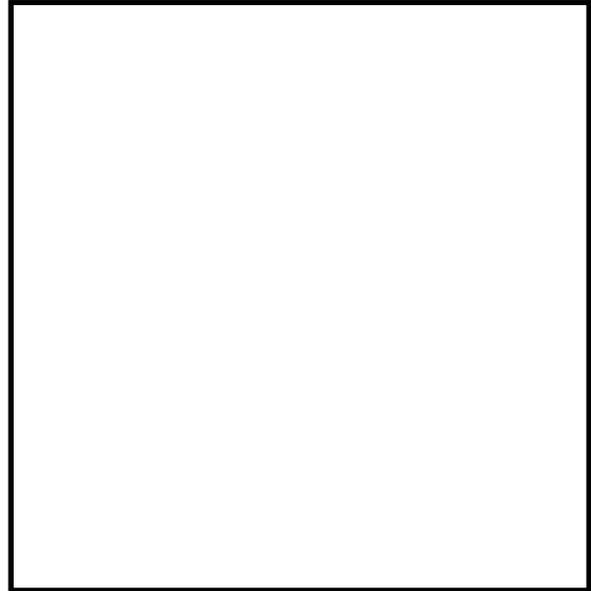
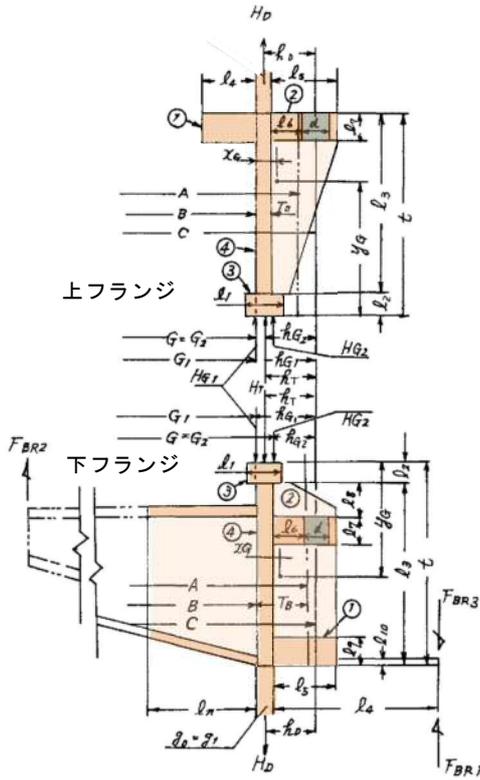
(1) フランジ部の耐圧

トップヘッドフランジについて、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格 PVE-3700 を適用し、J I S B 8265「圧力容器の構造—一般事項」に基づいてフランジの発生応力について算出した結果を示す。

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200°C を用いる。

応力計算に用いるトップヘッドフランジの形状及び主要寸法を第 2-2 図に示す。また、応力算出結果を第 2-2 表に示す。

各発生応力とも許容応力を下回っており、200°C、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。



フランジ材質：ASME SA516 Gr70 (SGV480 相当)

第 2-2 図 トップヘッドフランジの形状及び主要寸法

第 2-2 表 応力算出結果

単位：MPa

荷重	応力			許容応力
2Pd	フランジの軸方向応力	σ_H	185	422
	フランジの径方向応力	σ_R	2	281
	フランジの周方向応力	σ_T	86	281
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	94	281
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	136	281

(2) フランジ固定部の強度

①締付けボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付けボルトについて、200℃、2Pdにおける強度を、既工認の強度計算をベースに評価する。締付けボルトの主要仕様を第2-3表、評価結果を第2-4表に示す。

発生応力は、許容応力以下であることから、締付けボルトは200℃、2Pdにおいて健全である。

第2-3表 トップヘッドフランジ締付けボルトの主要仕様

項目	東海第二発電所
ボルト材質	ASME SA320 Gr. L43 (SNCM439相当)
ボルト呼び	<input type="text"/>
ボルト本数	<input type="text"/>

第2-4表 締付けボルトの評価結果 (単位: MPa)

項目	東海第二発電所	許容値
トップヘッドフランジ	<input type="text"/>	576

②フランジの開口評価

トップヘッドフランジについて、2Pdにおけるフランジ面の開口量が許容開口量以下であることを確認するため、三次元FEMモデルを用いて弾塑性解析を実施した。

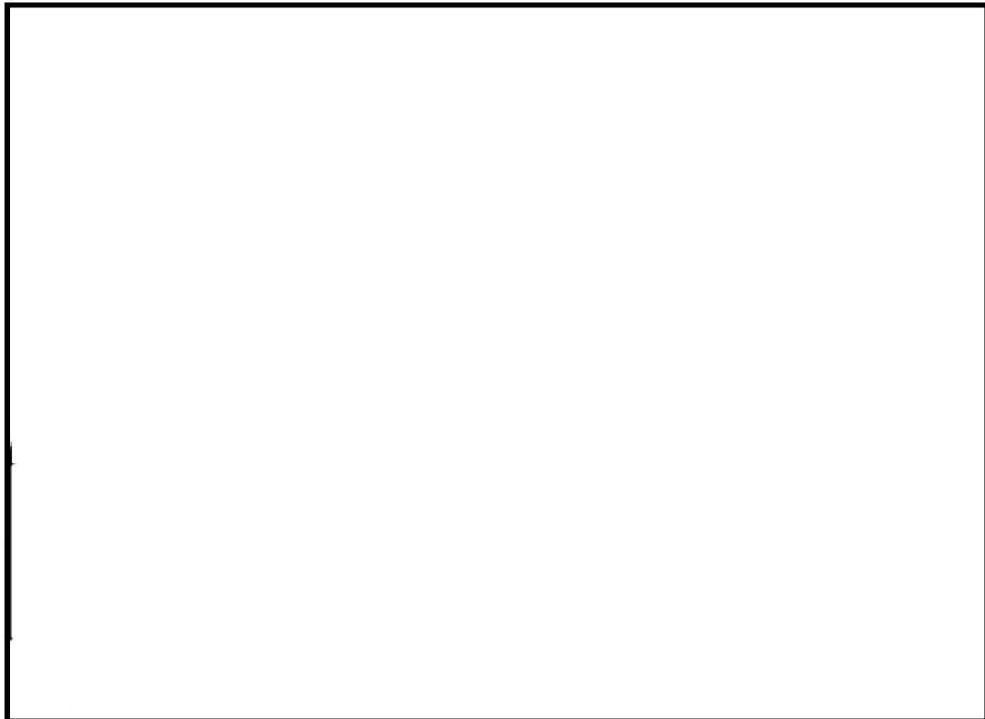
第2-3図に解析モデルを示す。本解析では、フランジの他、圧力作用面であるトップヘッド及び原子炉格納容器胴部（円筒胴及び円錐胴）をモデ

ル化する。

また、フランジシール部を構成する各種部材（フランジ、ボルト、ナット等）の荷重伝達経路を詳細にモデル化するため、ソリッド要素を用いて可能な限り詳細な形状をモデル化する。モデルは対称性を考慮してボルト1/2ピッチ分をモデル化している。荷重条件として、0から発散するまで内圧を加えた。

200°Cにおける圧力と開口量の関係を第2-4図に示す。

2Pdにおける内側ガスケット部の開口量は 外側ガスケット部は であった。



第2-3図 トップヘッドフランジの解析モデル



第 2-4 図 圧力と開口量の関係（東海第二発電所モデル，200℃）

(3) ガスケットの健全性

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，重大事故環境に晒されると，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，トップヘッドフランジの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 E P D M 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。したがって，改良 E P D M 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。

a. シール材（改良E P D M製）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良E P D M製シール材の事故時環境における劣化特性を確認するために、J I S K 6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。その結果を第2-5表に示す。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。圧縮永久ひずみが第2-5表で示す [] は、シール材の初期縮付量が [] であるとき、 [] 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である。

第2-5表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果（改良E P D M製）

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	[]
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率 ^{※2}	[] ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が0%、全く回復しない状態が100%

※3 [] の平均値

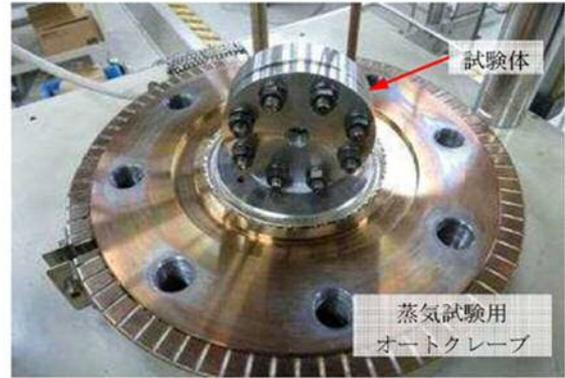
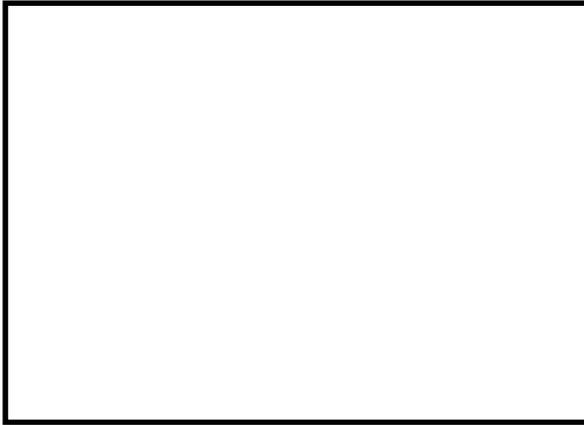
b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験

b-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良EPDM製シール材の性能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験に加え、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、事故条件を模擬した環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を第2-5図に示しており、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日安である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(168時間)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□の段差があり、その段差の間からシール材が高温空気又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トップヘッドフランジのフランジ開口量(□)を1/2スケールにしたものと同等である。

試験結果は第2-6表に示すとおり、本試験により200℃が168時間継続した場合の改良EPDM製シール材のシール機能の健全性を確認した。



第2-5図 改良EPDM製シール材の性能確認試験装置

第2-6表 He気密確認試験結果

No.	曝露条件	γ 線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

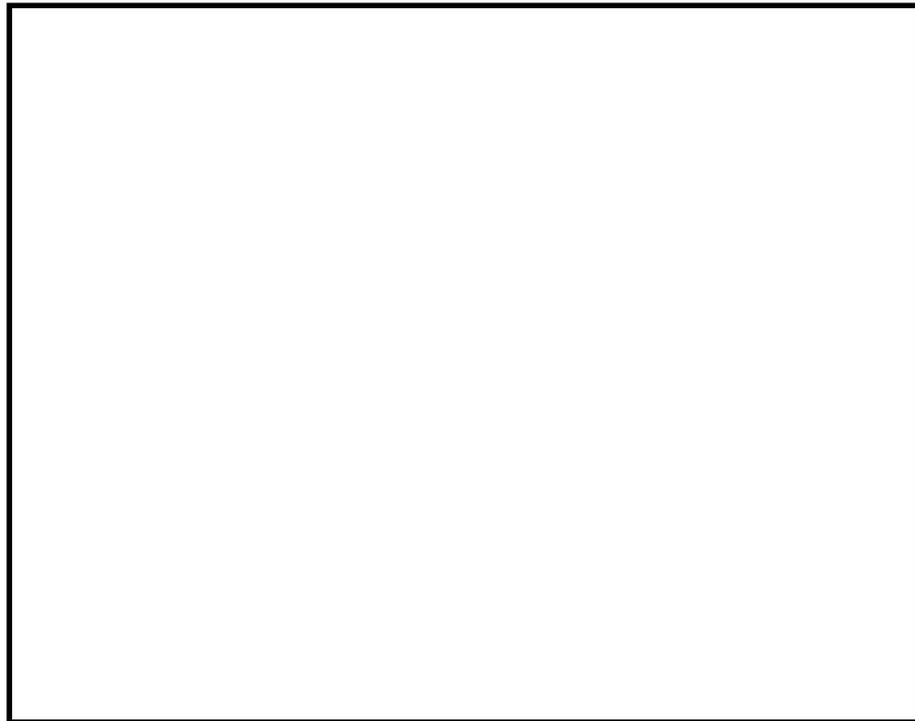
○：リーク及び圧力降下なし

b-2 実機フランジ模擬試験

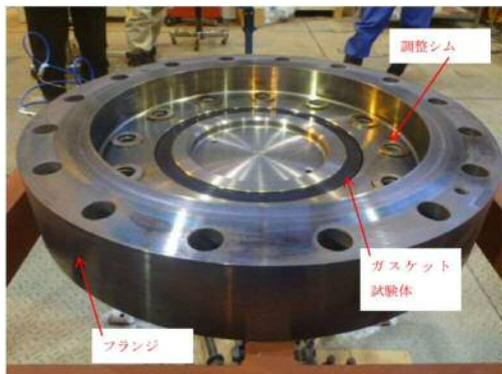
改良EPDM製シール材は前述の小型フランジ試験に加え、より大口径（ガスケット径：約250mm）の実機フランジ模擬試験（実機フランジモデル試験）も実施しており、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行っている。試験装置は第2-6図、第2-7図に示しており、試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし、溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし、径を縮小した試験試料とする。予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

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、EPDM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。

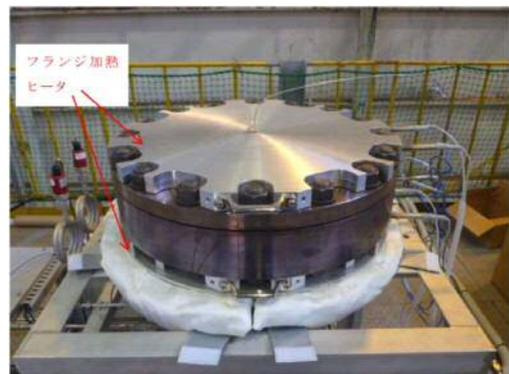
本試験装置によりシール材を高温曝露した後、気密確認試験を実施した。気密確認試験では、格納容器限界圧力 $2P_d$ (0.62MPa) を包絡する圧力で気密性を確認した。



第 2-6 図 実機フランジ模擬試験の装置概要



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）

第 2-7 図 実機フランジ模擬試験装置の外観

試験結果を第 2-7 表に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小限 (0mm) であっても、有意な漏えいは発生せず、200℃・168 時間、250℃・96 時間、300℃・24 時間の耐性が確認された。第 2-8 図に 200℃・168 時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。第 2-8 図より、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。

第 2-7 表 シビアアクシデント条件での試験結果

No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	改良 E P D M (<input type="text"/>)	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良 E P D M (<input type="text"/>)	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良 E P D M (<input type="text"/>)	300℃	24 時間	0mm	無

下記条件は全ケース共通

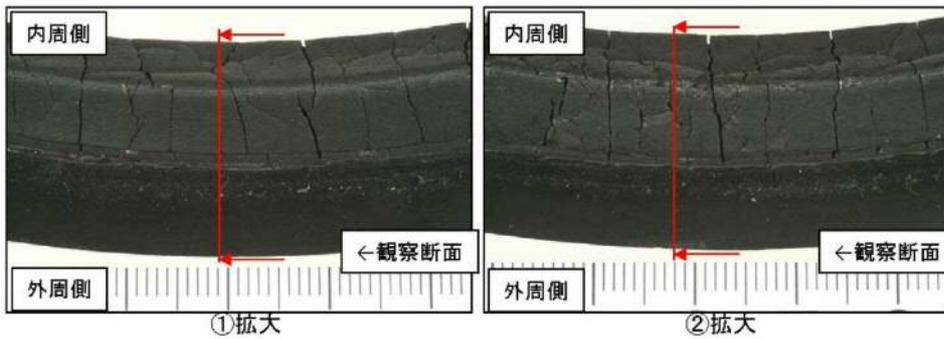
試験圧力：2Pd 以上 (0.854MPa 以上)、放射線照射量：800kGy、

加圧媒体：乾熱 (空気)

漏えい判定基準：1cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。

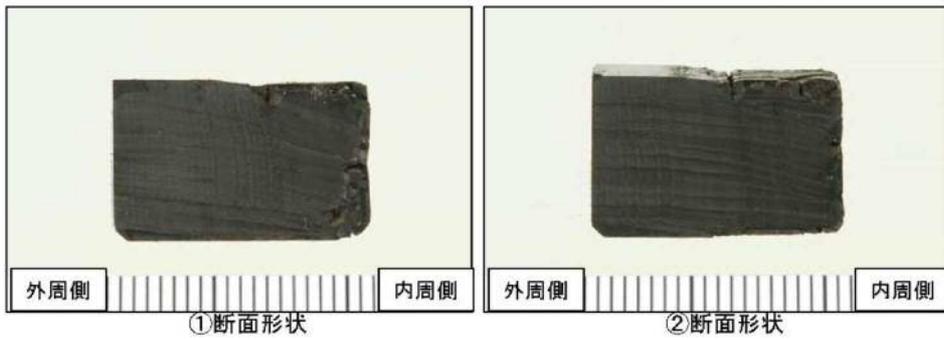


全体写真



①拡大

②拡大



①断面形状

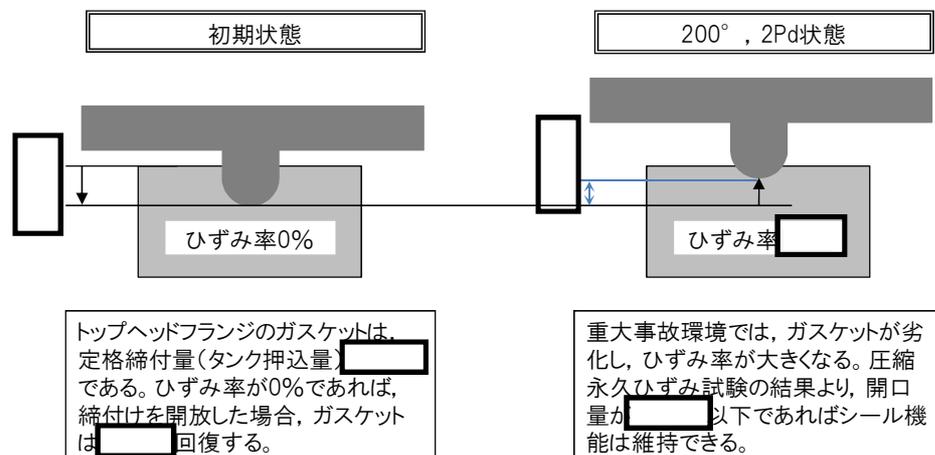
②断面形状

第 2-8 図 試験後の試験体外観 (200℃・168 時間)

c. トップヘッドフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり、トップヘッドフランジに許容される開口量について以下のように設定する。

第 2-9 図に開口量とシール材のシール性関係図を示す。東海第二発電所のトップヘッドフランジは、タング（突起）がガスケットを押し込む構造であり、フランジの定格締付量（タング押込量）は である。圧力の増加に伴いフランジ部は開口するが、「シール材（改良 E P D M 製）の圧縮永久ひずみ試験」より得られたガスケットの圧縮永久ひずみ率 をもとに、ガスケットの事故時環境における最大復元量を評価すると = × (100% -) となる。また、「実機フランジ模擬試験」から 200℃、2Pd におけるタング押込量 0mm においてシール機能が維持されていることを確認したことから、許容開口量は、最大復元量と同じ に設定する。



第 2-9 図 ひずみ率と許容開口量関係図

本評価に用いる許容開口量は、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」シーケンスのベント実施タイミング（事故後約 19 時間）における環境条件を包絡する 168 時間後の圧縮永久ひずみ試験

結果（ひずみ率）から [] としている。

したがって、(2)b. 項にて求めた 200℃、2Pd (0.62MPa[gage]) における開口量は、内側ガスケット部で [] 外側ガスケット部で [] であり、許容開口量 [] を下回り、シール機能が維持できることを確認した（第 2-10 図）。



第 2-10 図 圧力と開口量の関係（東海第二発電所モデル，200℃）

2.3 評価結果

トップヘッドフランジの健全性評価結果を表2-11に示す。

第2-11表 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)	フランジ部の耐圧	応力評価	200℃, 2Pdにおけるフランジ部の一次応力は, 許容値: 2/3Suを満足することを確認	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト強度評価	200℃, 2Pdにおける締付ボルトの一次応力は, 許容値: 2/3Suを満足することを確認	○
		②フランジ開口評価	200℃, 2Pdにおけるフランジ開口を評価 (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, 開口量評価	・ガスケット(改良EPDM製シール材)の事故時環境における劣化特性を考慮しても200℃, 2Pdにおけるフランジ開口量は, 許容開口量以下となり, シール機能が維持されることを確認	○

以上により, トップヘッドフランジについては, 200℃, 2Pd 環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお, 更なる安全性向上対策として, 重大事故後の長期における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。その有効性については, 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信頼性を確認した。

3. 機器搬入用ハッチ

3.1 評価方針

機器搬入用ハッチは、フランジ付きの円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡板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シリコンゴムの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。

機器搬入用ハッチ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、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口は抑制されるが、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。

また、フランジが開口してもフランジ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が、重大事故環境に晒されると、シール材が高温劣化し、フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、機器搬入用ハッチの機能喪失要因は、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。

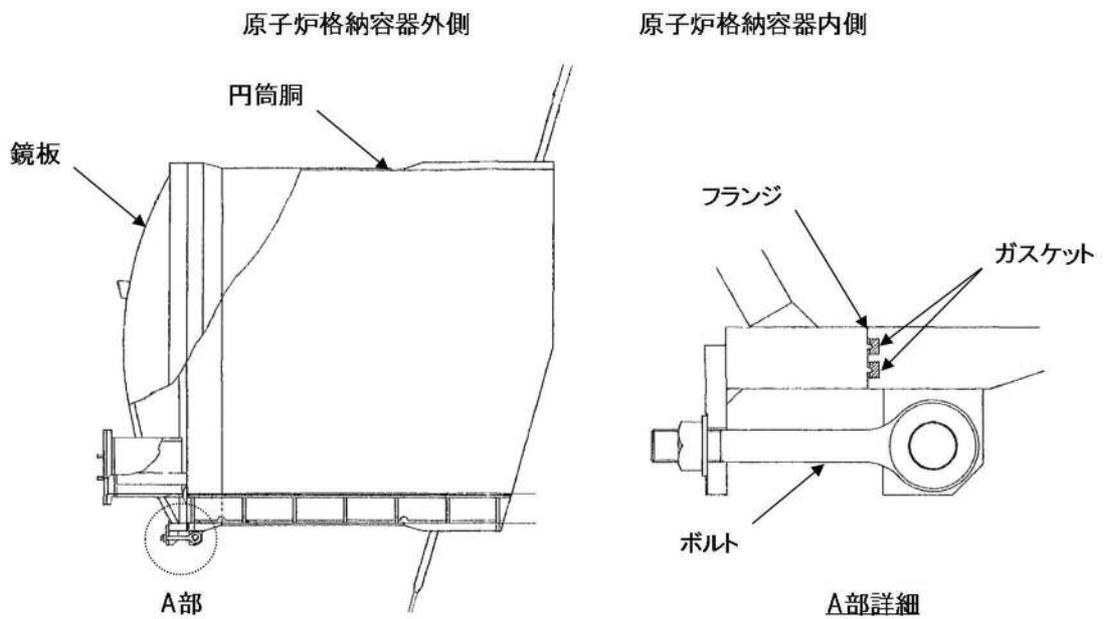
- ・ 本体の耐圧

- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

機器搬入用ハッチの評価対象と評価方法を第3-1表に、評価対象を第3-1図にそれぞれ示す。

第3-1表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ部)	延性破壊	<ul style="list-style-type: none"> ・既工認の評価結果を用いた評価 ・設計・建設規格の評価式を準用した評価 ・既工認に準拠した評価
シール部 (フランジ, ガスケット)	開口, シール材劣化	<ul style="list-style-type: none"> ・有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用した評価 ・試験結果等に用いた評価



第3-1図 機器搬入用ハッチの評価対象

(1) 本体の耐圧

a. 既工認の評価値を用いた応力評価

機器搬入用ハッチの構造健全性評価として、既工認にて認可された評価値（圧力及び自重を考慮した応力値）を用いた評価を実施する。評価温度・圧力（200℃，2Pd）における発生応力 $P_L + P_b$ を算出し，発生応力が原子炉格納容器の Su 値（200℃）に相当する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ごとに材料試験（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機器搬入用ハッチ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，機器搬入用ハッチに発生する応力が， 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。

b. 許容圧力評価

機器搬入用ハッチの構造健全性評価として、機器搬入用ハッチ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円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が $2Pd$ を上回ることを確認する。

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ごとに材料試験（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機器搬入用ハッチ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，機器搬入用ハッチに発生する応力が， 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 $2/3S_u$ ， 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) フランジ固定部の強度

a. 締付けボルトの強度評価

機器搬入用ハッチのフランジ締付けボルトについて， 200°C ， $2P_d$ における強度を評価する。

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温，過圧時におけるフランジ開口量を評価するために，有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し，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

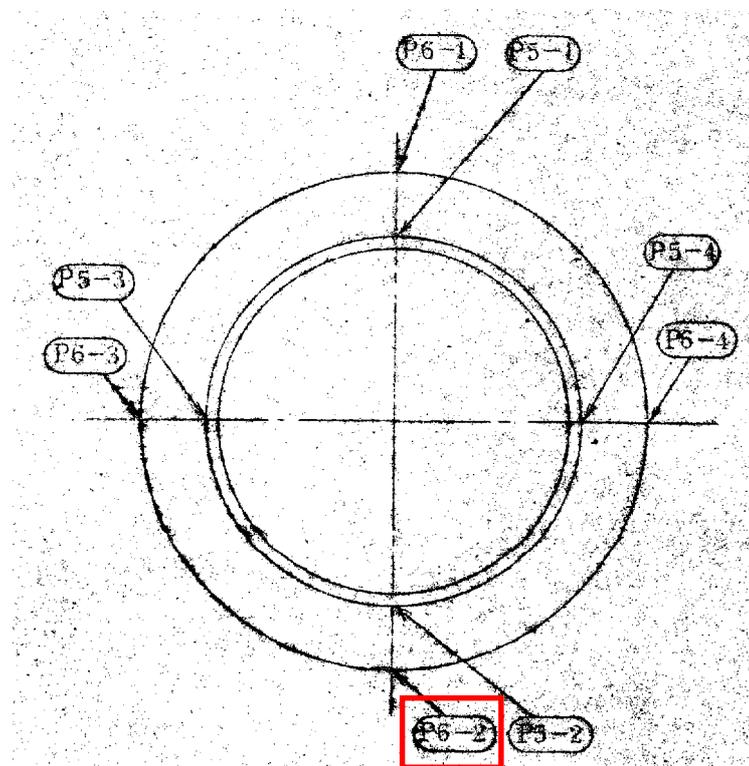
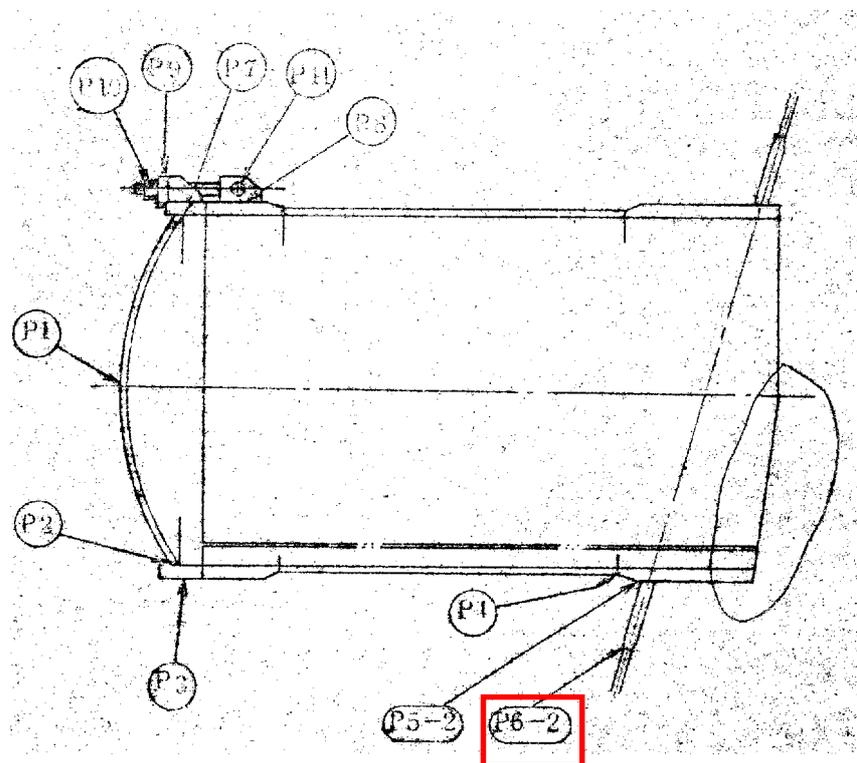
シール材(ガスケット)には、従来はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良EPDM製のシール材に変更する。改良EPDM製シール材による事故時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故等時におけるフランジ開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価する。

3.2 評価

(1) 本体の耐圧

a. 既工認の評価値を用いた応力評価

機器搬入用ハッチに対して、既工認にて認可された評価値(圧力及び自重を考慮した応力値)を用いた応力評価を実施する。評価する対象は、機器搬入用ハッチの開口補強周りと原子炉格納容器本体との接合部であり、機器搬入用ハッチの自重及び開口部周辺の局所に生じる応力が発生する箇所である機器搬入用ハッチの取付部とした。評価対象箇所を第3-2図に示す。なお、対象箇所は、既工認において、取付部で最も厳しい箇所を示している。既工認時は、一次+二次応力の評価も実施しているが、本評価は原子炉格納容器の重大事故時の限界圧力、温度が条件であり、繰り返し発生しないことから、繰り返し荷重を考慮する必要がない。このことから、設計・建設規格における運転状態IV、供用状態Dの考え方と同様に、疲労破壊を制限するための一次+二次応力評価は省略する。



第3-2図 機器搬入用ハッチの評価対象箇所

機器搬入用ハッチの応力評価結果を以下に示す。発生応力は許容応力以下であることを確認した。よって、機器搬入用ハッチは、200℃、2Pdにおいて、十分な強度を有する。

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力 [MPa]				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 応力	応力 強さ	許容 応力	
P6-2	機器搬入用ハッチ取付 部	—	—		422	

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

b. 許容圧力評価

機器搬入用ハッチの円筒胴及び鏡板の構造健全性について、設計・建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を実施した。評価部位として、内圧による荷重を受け止める部位（円筒胴，鏡板）を選択し、許容圧力を評価した。

評価に用いた主要仕様を第3-2表に示す。

第3-3表に、機器搬入用ハッチの許容圧力評価結果を示す。

第3-2表 機器搬入用ハッチの主要仕様

項目	東海第二発電所	
最高使用圧力 (MPa)	0.31	
最高使用温度 (°C)	171	
材料	ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)	
内径 (mm)		
胴板厚さ (mm)		
蓋板厚さ (mm)		

第3-3表 機器搬入用ハッチの許容圧力評価結果

①円筒胴：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける $2/3S_u$ 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D_i	胴内径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	2.445
2.445MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

②鏡板：ASME SA516 Gr.70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3323(1)項を準用

$$P = 2S \eta t / (R + 0.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率 (—)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
R	鏡板内半径 (mm)	
P	200℃における許容圧力	10.110
10.110MPa [gage] > 0.62MPa [gage] (2Pd)		

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、200℃、2Pd における強度評価を、既工認の強度計算をベースに評価する。機器搬入用ハッチの締付ボルト基本仕様を第3-4表、評価結果を第3-5表に示すが、発生応力は、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。

第3-4表 機器搬入用ハッチ締付ボルトの主要仕様

項目	東海第二発電所	
ボルト材質	ASME SA320 Gr. L43 (SNM439 相当)	
ボルト呼び		
ボルトの本数		

第3-5表 締付ボルトの評価結果 (単位:MPa)

項目	東海第二発電所	許容値
機器搬入用ハッチ		576

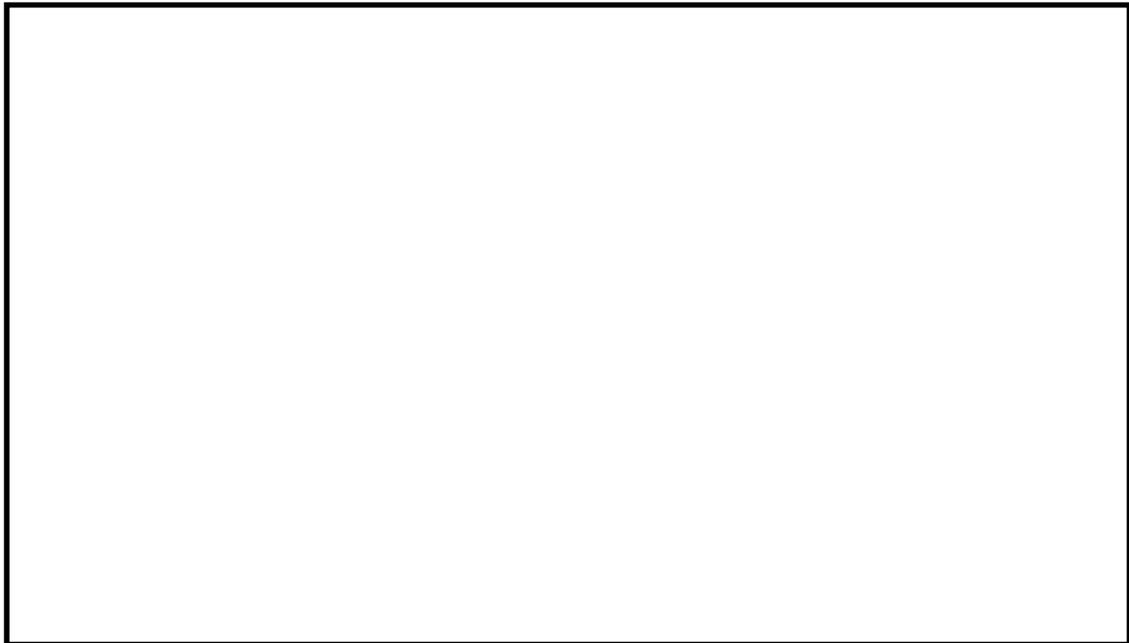
b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温，過圧時におけるフランジ開口量を評価するために，有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し，機器搬入用ハッチ部における開口量を評価した。解析モデルを第 3-3 図に，開口量の解析評価結果を第 3-4 図にそれぞれ示す。

2Pd における開口量は，内側ガスケット部で 外側ガスケット部で となる。



第 3-3 図 機器搬入用ハッチ開口部評価解析モデル



第 3-4 図 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asketの健全性

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、重大事故環境に晒されると、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、機器搬入用ハッチの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E P D M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。したがって、改良E P D M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。

a. シール材（改良E P D M製）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良E P D M製シール材の事故時環境における劣化特性を確認するために、J I S K 6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。その結果を第3-6表に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけて変形させた後、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、圧縮永久ひずみが第3-6表で示す は、シール材の初期締付量が であるとき、 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。

第3-6表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果（改良EPDM製）

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	<input type="text"/>
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168時間
ひずみ率 ^{※2}	<input type="text"/> ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が0%、全く回復しない状態が100%

※3 の平均値

b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験

b-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良EPDM製シール材の性能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験に加え、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、事故条件を模擬した環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を第3-5 図に示しており、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スケット部の事故後7日間（168時間）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(168時間)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□の段差があり、その段差の間からシール材が高温空気又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トップヘッドフランジのフランジ開口量(□)を1/2スケールにしたものと同等である。

試験結果は第3-7表で示すとおり、本試験により200℃が168時間継続した場合の改良EPDM製シール材のシール機能の健全性を確認した。



第3-5 図 改良E P D M製シール材の性能確認試験装置

第3-7 表 H e 気密確認試験結果

No.	曝露条件	γ 線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

b - 2 実機フランジ模擬試験

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（ガスケット径：約250mm）の実機フランジ模擬試験（実機フランジモデル試験）も実施しており、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行っている。試験装置は第3-6図、第3-7図に示

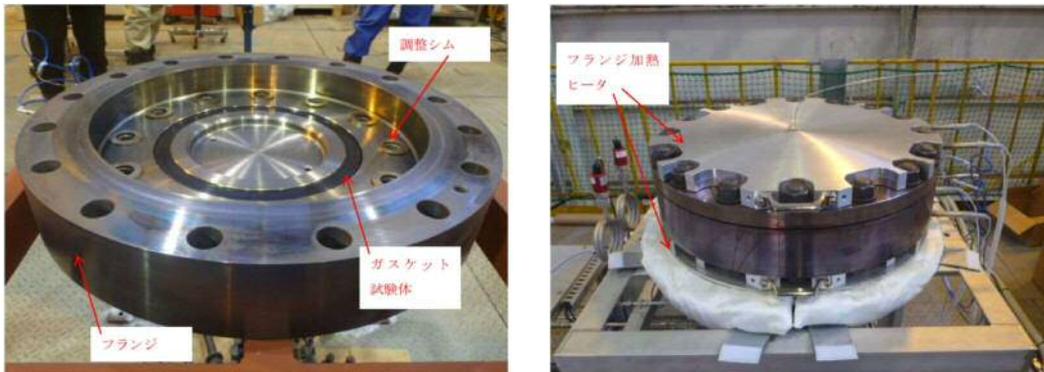
しており、試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし、溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし、径を縮小した試験試料とする。予め γ 線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

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、改良EPDM製シール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、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た。



第3-6 図 実機フランジ模擬試験の装置概要



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）

第3-7 図 実機フランジ模擬試験装置の外観

試験結果を第3-8 表に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小限（0mm）であっても、有意な漏えいは発生せず、200℃・168時間、250℃・96時間、300℃・24時間の耐性が確認された。第3-8図に200℃・168時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。第3-8図より、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。

第3-8表 シビアアクシデント条件での試験結果

No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	改良EPDM (<input type="text"/>)	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良EPDM (<input type="text"/>)	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良EPDM (<input type="text"/>)	300℃	24 時間	0mm	無

下記条件は全ケース共通

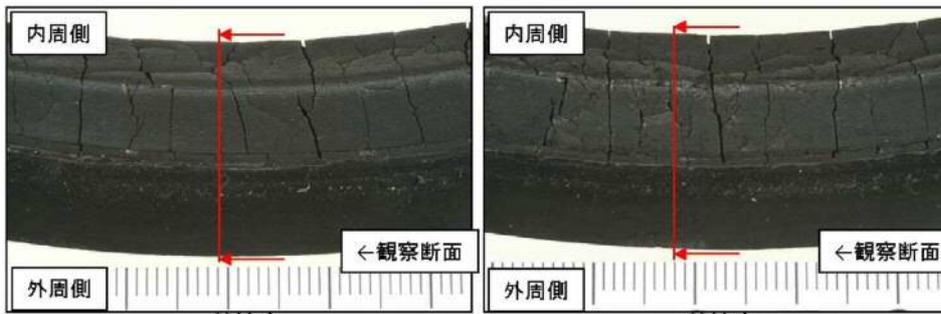
試験圧力：2Pd 以上（0.854MPa 以上），放射線照射量：800kGy，

加圧媒体：乾熱（空気）

漏えい判定基準：1cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。

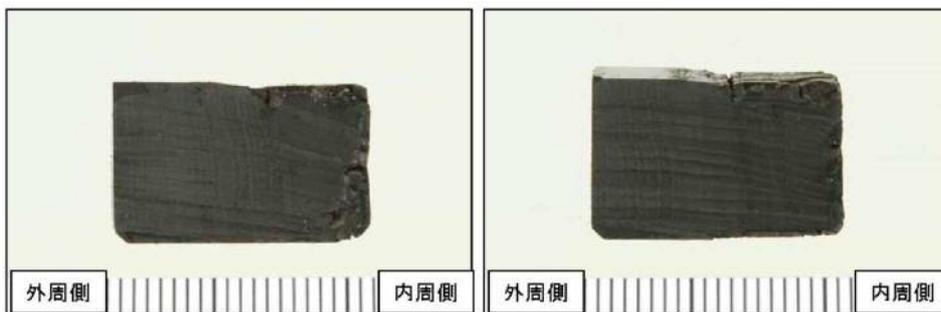


全体写真



①拡大

②拡大



①断面形状

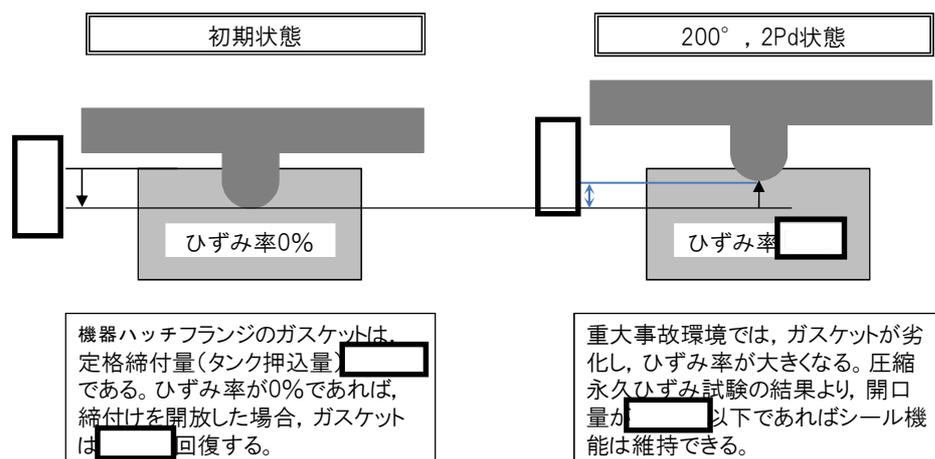
②断面形状

第 3-8 図 試験後の試験体外観 (200℃・168 時間)

c. 機器搬入用ハッチフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり，機器搬入用ハッチフランジに許容される開口量について以下のように設定する。

第3-9図に開口量とシール材のシール性関係図を示す。東海第二発電所の機器搬入用ハッチフランジは，タング（突起）がガスケットを押し込む構造であり，フランジの定格締付量（タング押込量）は [] である。圧力の増加に伴いフランジ部は開口するが，「シール材（改良EPDM製）の圧縮永久ひずみ試験」より得られたガスケットの圧縮永久ひずみ率 [] をもとに，ガスケットの事故時環境における最大復元量を評価すると， []（= $[] \times (100\% - [])$ ）となる。また，「実機フランジ模擬試験」から200℃，2Pdにおけるタング押込量0mmにおいてシール機能が維持されていることを確認したことから，許容開口量は，最大復元量と同じ [] に設定する。

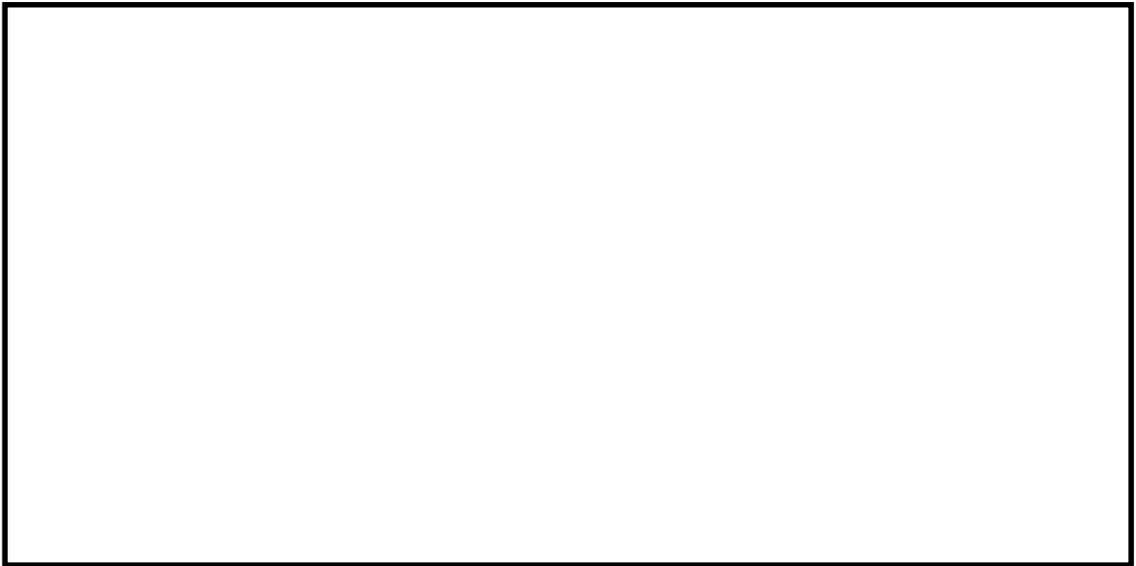


第3-9図 ひずみ率と許容開口量関係図

本評価に用いる許容開口量は，「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」シーケンスのベント実施タイミング（事故後約

19 時間) における環境条件を包絡する 168 時間後における圧縮永久ひずみ試験結果 (ひずみ率) から [] としている。

したがって, (2)b. 項にて求めた 200°C, 2Pd (0.62MPa [gage]) における開口量は, 内側ガスケット部で [] 外側ガスケット部で [] であり, 許容開口量 [] を下回り, シール機能が維持できることを確認した (第 3-10 図)。



第 3-10 図 圧力と開口量の関係 (東海第二発電所モデル, 200°C)

3.3 評価結果

機器搬入用ハッチの健全性評価結果を第3-9表に示す。

第3-9 表 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既工認の評価値を用いた評価	200℃, 2Pdにおける一次応力は, 許容値: Suを満足することを確認 許容圧力は, 2Pd以上であることを確認	○
		②許容圧力評価		
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト評価	200℃, 2Pdにおける締付ボルトの一次応力は, 許容値: 2/3 Suを満足することを確認	○
		②フランジ開口評価	200℃, 2Pdにおけるフランジ開口を評価 (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, 開口量評価	・ガスケット(改良EPDM製シール材)の事故時環境における劣化特性を考慮しても200℃, 2Pdにおけるフランジ開口量は, 許容開口量以下となり, シール機能が維持されることを確認	○

以上により, 機器搬入用ハッチについては, 200℃, 2Pd環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお, 更なる安全性向上対策として, 重大事故後の長期における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。その有効性については, 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信頼性を確認した。

4. サプレッション・チェンバアクセスハッチ

4.1 評価方針

サプレッション・チェンバアクセスハッチは、フランジ付きの円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡板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シリコンゴムの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。

サプレッション・チェンバアクセスハッチ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 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。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口は抑制されるが、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。

また、フランジが開口してもフランジ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が、重大事故環境に晒されると、シール材が高温劣化し、フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、サプレッション・チェンバアクセスハッチの機能喪失要因は、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。

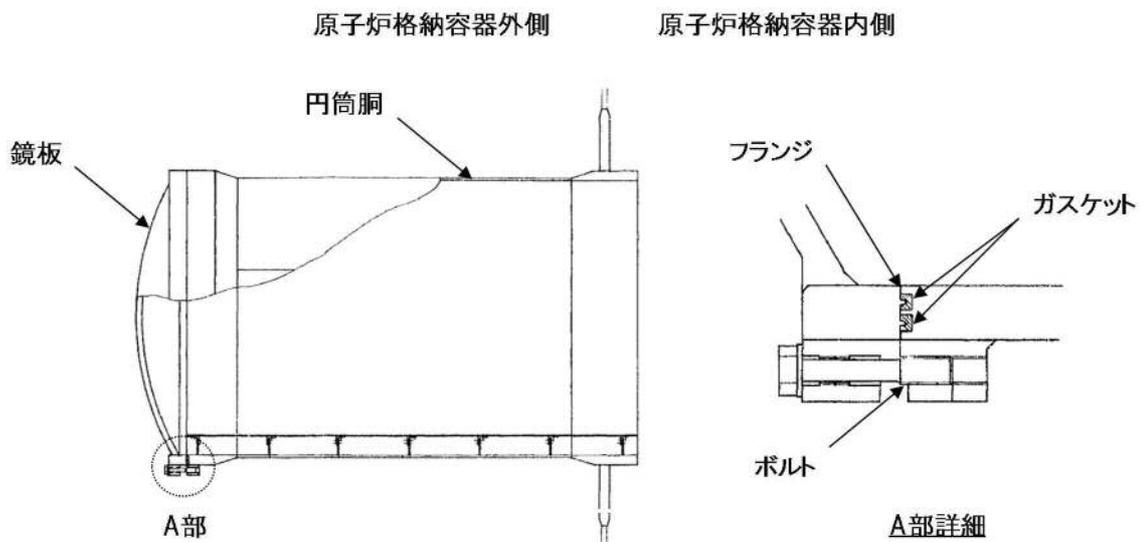
このため、200℃、2Pdでの健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・ 本体の耐圧
- ・ フランジ固定部の強度
- ・ ガasketの健全性

サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象と評価方法を第4-1表に、評価対象を第4-1図にそれぞれ示す。

第4-1表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ部)	延性破壊	<ul style="list-style-type: none"> ・ 既工認の評価結果を用いた評価 ・ 設計・建設規格の評価式を準用した評価 ・ 既工認に準拠した評価
シール部 (フランジ, ガasket)	開口, シール材劣化	<ul style="list-style-type: none"> ・ 有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用した評価 ・ 試験結果等に用いた評価



第4-1図 サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象

(1) 本体の耐圧

a. 既工認の評価値を用いた応力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの構造健全性評価として、既工認にて認可された評価値（圧力及び自重を考慮した応力値）を用いた評価を実施する。評価温度・圧力（200℃，2Pd）における発生応力 $P_L + P_b$ を算出し、発生応力が原子炉格納容器の S_u 値（200℃）に相当する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ごとに材料試験（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サプレッション・チェンバアクセスハッチ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、サプレッション・チェンバアクセスハッチに発生する応力が、 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 $2/3S_u$ 、 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。

b. 許容圧力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの構造健全性評価として、サプレッション・チェンバアクセスハッチ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円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が $2Pd + S A$ 時の水頭圧を上回ることを確認する。

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ごとに材料試験（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サプレッション・チェンバアクセスハッチ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、サプレッション・チェンバアクセスハッチに発生する応力が、 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) フランジ固定部の強度

a. 締付けボルトの強度評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジ締付けボルトについて、 200°C 、 $2Pd$ における強度を評価する。

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し、サブプレッション・チェンバアクセス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）には、従来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製のシール材に変更する。改良EPDM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、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故等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。

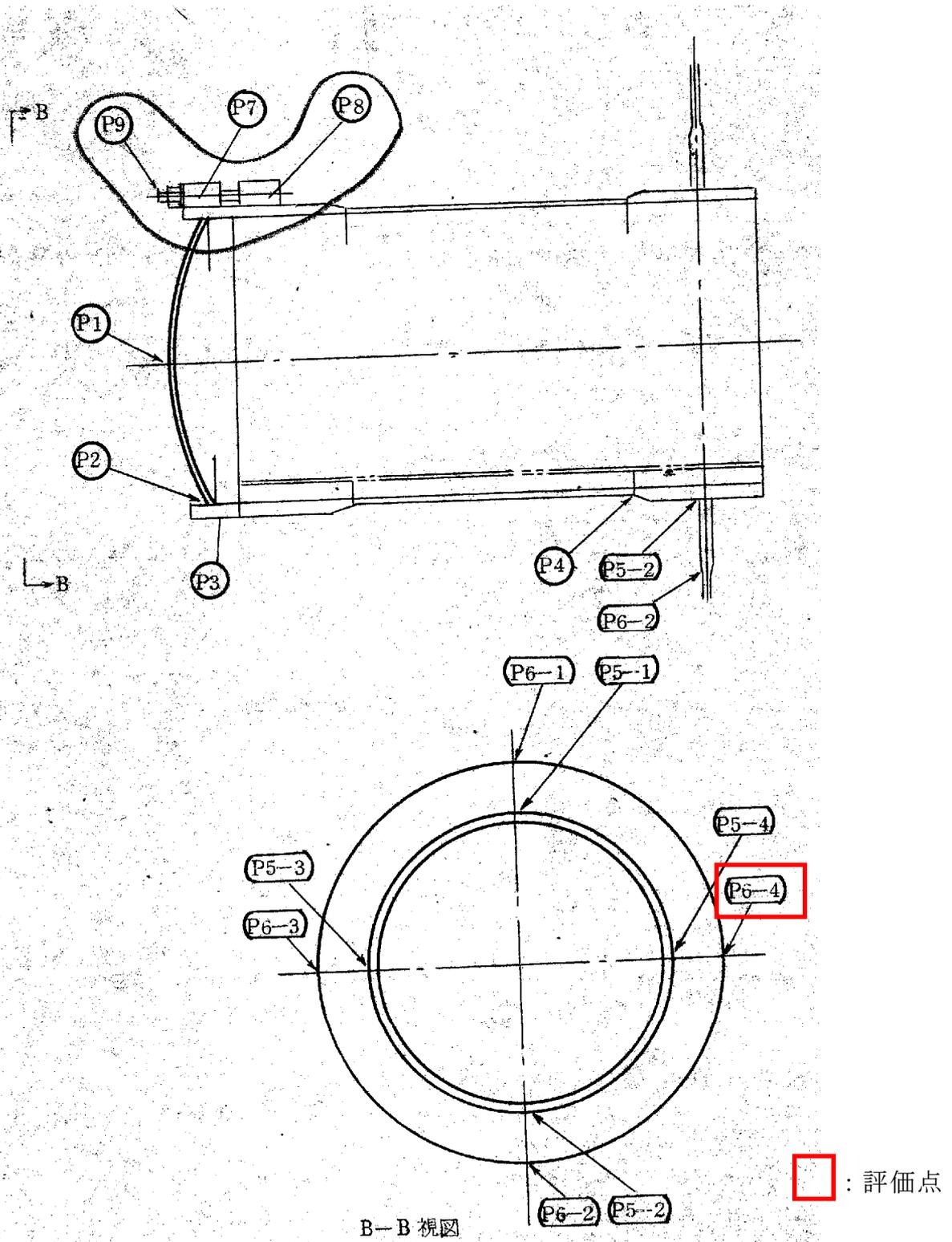
4.2 評価

(1) 本体の耐圧

a. 既工認の評価値を用いた応力評価

サブプレッション・チェンバアクセスハッチに対して、既工認にて認可された評価値（圧力及び自重を考慮した応力値）を用いた応力評価を実施する。評価する対象は、サブプレッション・チェンバアクセスハッチの開口補強周り及び原子炉格納容器本体との接合部であり、サブプレッション・チェンバアクセスハッチの自重及び開口部周辺の局所に生じる応力が発生する箇所であるサブプレッション・チェンバアクセスハッチの取付部とした。評価対象箇所を第4-2図に示す。なお、対象箇所は、既工認において、取付部で最も厳しい箇所を示している。既工

認時は、一次＋二次応力の評価も実施しているが、本評価は原子炉格納容器の重大事故時の限界圧力、温度が条件であり、繰り返し発生しないことから、繰り返し荷重を考慮する必要がない。このことから、設計・建設規格における運転状態Ⅳ、供用状態Dの考え方と同様に、疲労破壊を制限するための一次＋二次応力評価は省略する。



第4-2図 サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象箇所

サプレッション・チェンバアクセスハッチの応力評価結果を以下に示す。発生応力は許容応力以下であることを確認した。よって、サプレッション・チェンバアクセスハッチは、200℃、2Pdにおいて、十分な強度を有する。

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力 [MPa]				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 応力	応力 強さ	許容 応力	
P6-4	サプレッション・チェンバ アクセスハッチ取付部	—	—		422	

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

b. 許容圧力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの円筒胴及び鏡板の構造健全性について、設計・建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を実施した。評価部位として、内圧による荷重を受け止める部位（円筒胴，鏡板）を選択し、許容圧力を評価した。

評価に用いた主要仕様を第4-2表に示す。

第4-3表に、サプレッション・チェンバアクセスハッチの許容圧力評価結果を示す。

第4-2表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの主要仕様

項目	東海第二発電所		
最高使用圧力 (MPa)	0.31		
最高使用温度 (°C)	104.5		
材料	ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)		
内径 (mm)			
胴板厚さ (mm)			
蓋板厚さ (mm)			

第4-3表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの許容圧力評価結果

①円筒胴：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における $2/3S_u$ 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D_i	胴内径 (mm)	
P	200℃における許容圧力	4.493
4.493MPa[gage] > [gage] (2Pd+SA 時の水頭圧)		

②鏡板：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3323(1)項を準用

$$P = 2S \eta t / (R + 0.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における $2/3S_u$ 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
R	鏡板内半径 (mm)	
P	200℃における許容圧力	10.637
10.637MPa[gage] > [gage] (2Pd+SA 時の水頭圧)		

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、200℃、2Pd における強度評価を、既工認の強度計算をベースに評価する。サプレッション・チェンバアクセスハッチの締付ボルト基本仕様を第4-4表、評価結果を第4-5表に示すが、発生応力は、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。

第4-4表 サプレッション・チェンバアクセスハッチ
締付ボルトの主要仕様

項目	東海第二発電所
ボルト材質	ASME SA320 Gr. L43 (SNCM439 相当)
ボルト呼び	
ボルトの本数	

第4-5表 締付ボルトの評価結果 (単位:MPa)

項目	東海第二発電所	許容値
サプレッション・チェンバ アクセスハッチ		576

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し、サプレッション・チェンバアクセスハッチ部における開口量を評価した。解析モデルを第4-3図に、開口量の解析評価結果を第4-4図にそれぞれ示す。

2Pd における開口量は、内側ガスケット部で 外側ガスケット部で となる。



第4-3図 サプレッション・チェンバアクセスハッチ開口部評価解析モデル



第4-4図 サプレッション・チェンバアクセスハッチの
各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガスケットの健全性

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、重大事故環境に晒されると、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、サプレッション・チェンバアクセスハッチの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。したがって、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。

a. シール材（改良E P D M製）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良E P D M製シール材の事故時環境における劣化特性を確認するために、J I S K 6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。その結果を第4-6表に示す。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。圧縮永久ひずみが第4-6表で示す□は、シール材の初期締付量が□であるとき、□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である。

第4-6表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果（改良EPDM製）

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	<input type="text"/>
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168時間
ひずみ率 ^{※2}	<input type="text"/> ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が0%、全く回復しない状態が100%

※3 の平均値

b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験

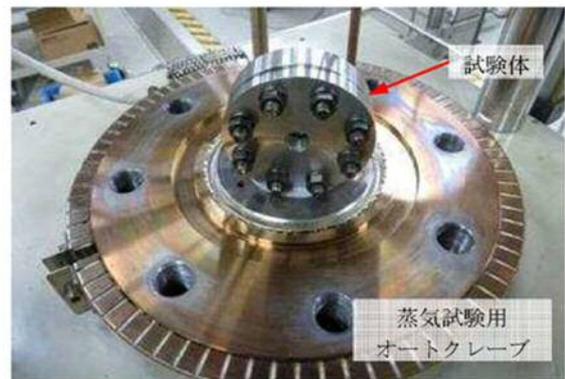
b-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良EPDM製シール材の性能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験に加え、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、事故条件を模擬した環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を第4-5図に示しており、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、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（168時間）一定温度で高温曝露している。また、試験治具のOリング溝は内側にの段差があり、その段差の間からシール材が高温空気又は蒸気に曝露

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トップヘッドフランジのフランジ開口量（）を1/2スケールにしたものと同様である。

試験結果は第4-7表で示すとおり、本試験により200℃が168時間継続した場合の改良EPDM製シール材のシール機能の健全性を確認した。



第4-5 図 改良EPDM製シール材の性能確認試験装置

第4-7 表 H e 気密確認試験結果

No.	曝露条件	γ 線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

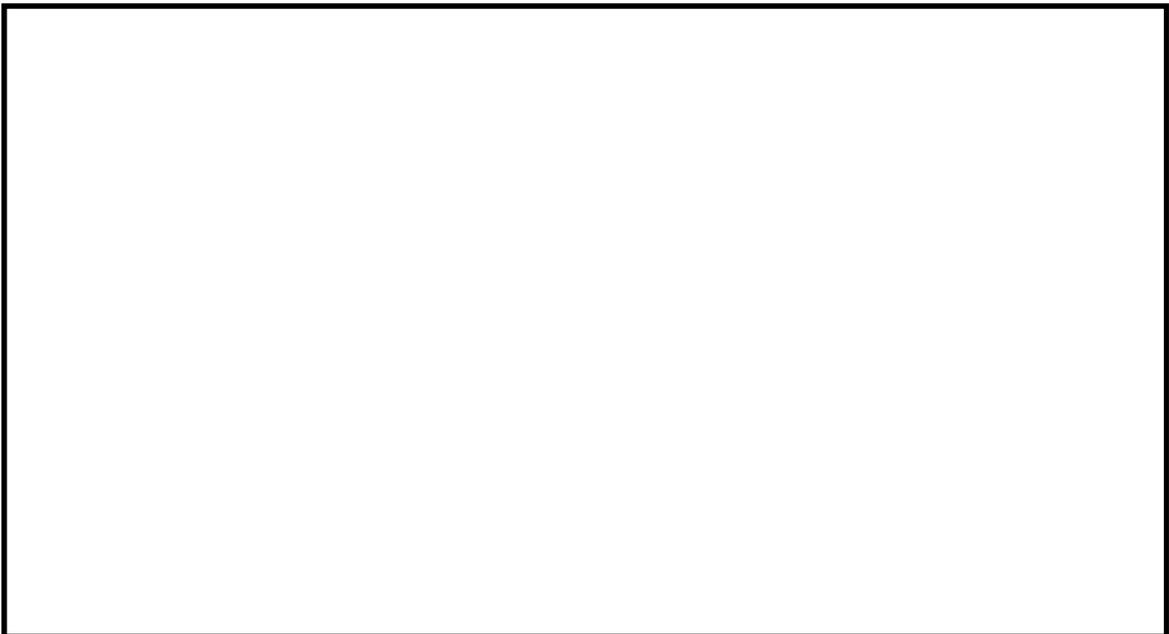
b-2 実機フランジ模擬試験

改良EPDM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（ガスケット径：約250mm）の実機フランジ模擬試験（実機フランジモデル試験）も実施しており、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行っている。試験装置は第4-6図、第4-7図に示しており、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。

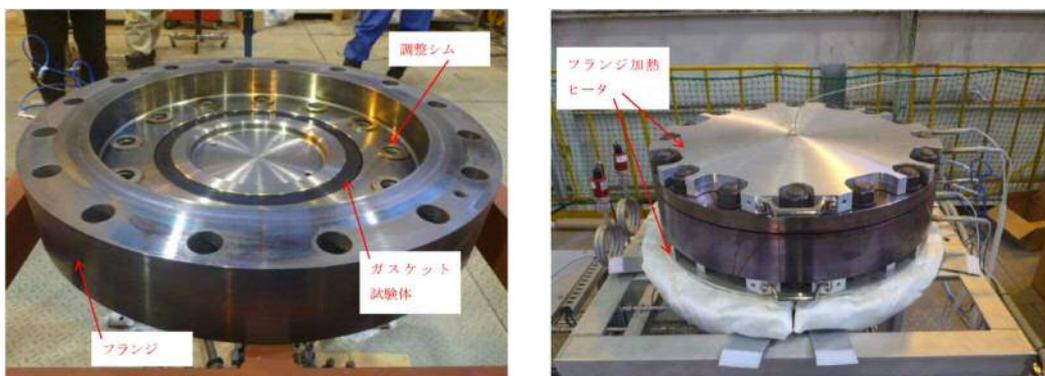
試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、EPDMの劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、それぞれ定め

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た。



第4-6 図 実機フランジ模擬試験の装置概要



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）

第4-7 図 実機フランジ模擬試験装置の外観

試験結果を第4-8 表に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小限（0mm）であっても、有意な漏えいは発生せず、200℃・168時間、250℃・96時間、300℃・24時間の耐性が確認された。第4-8 図に200℃・168時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。第4-8図より、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。

第 4-8 表 シビアアクシデント条件での試験結果

No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	改良 E P D M (<input type="text"/>)	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良 E P D M (<input type="text"/>)	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良 E P D M (<input type="text"/>)	300℃	24 時間	0mm	無

下記条件は全ケース共通

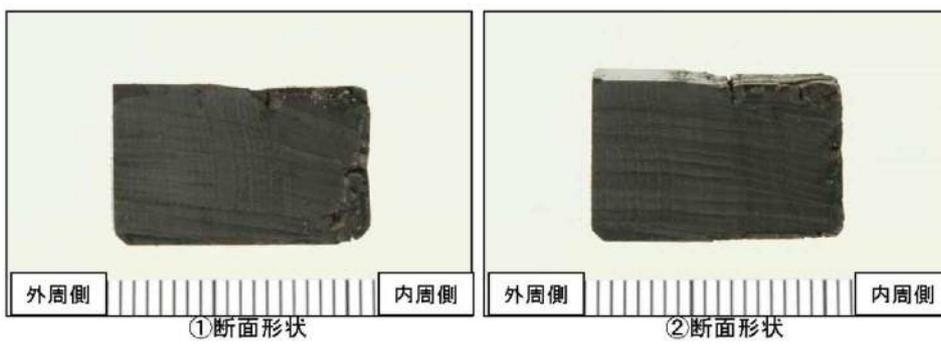
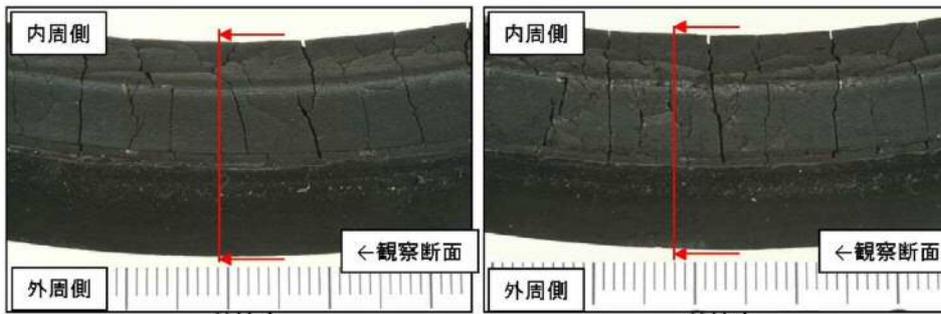
試験圧力：2Pd 以上（0.854MPa 以上）、放射線照射量：800kGy、

加圧媒体：乾熱（空気）

漏えい判定基準：1cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。



全体写真

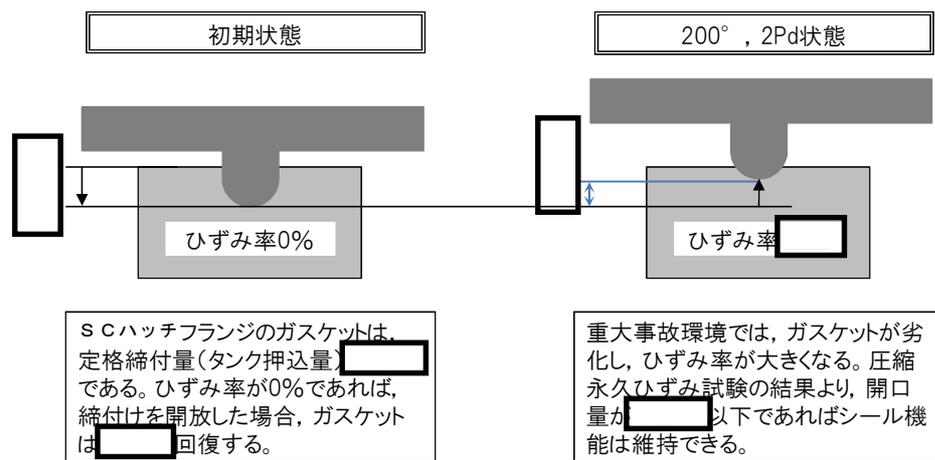


第 4-8 図 試験後の試験体外観 (200℃・168 時間)

c. サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり、サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジに許容される開口量について以下のように設定する。

第4-9図に開口量とシール材のシール性関係図を示す。東海第二発電所のサプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジは、タング（突起）がガスケットを押し込む構造であり、フランジの定格締付量（タング押込量）は [] である。圧力の増加に伴いフランジ部は開口するが、「シール材（改良EPDM製）の圧縮永久ひずみ試験」より得られたガスケットの圧縮永久ひずみ率 [] をもとに、ガスケットの事故時環境における最大復元量を評価すると、 [] ($= [] \times (100\% - [])$) となる。また、「実機フランジ模擬試験」から 200℃、2Pd におけるタング押込量 0mm においてシール機能が維持されていることを確認したことから、許容開口量は、最大復元量と同じ [] に設定する。

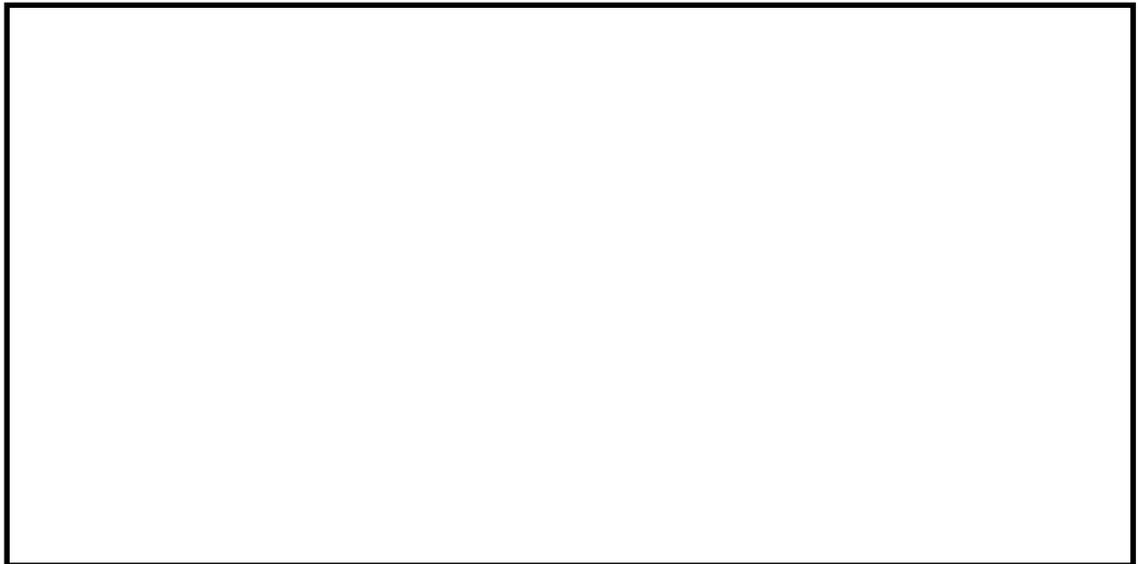


第4-9図 ひずみ率と許容開口量関係図

本評価に用いる許容開口量は、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格

納容器過圧・過温破損) シーケンスのベント実施タイミング (事故後約 19 時間) における環境条件を包絡する 168 時間後における圧縮永久ひずみ試験結果 (ひずみ率) から [] としている。

したがって, (2)b. 項にて求めた 200°C , $2P_d$ ($0.62\text{MPa}[\text{gage}]$) における開口量は, 内側ガスケット部で [] 外側ガスケット部で [] であり, 許容開口量 [] を下回り, シール機能が維持できることを確認した (第 4-10 図)。



第 4-10 図 圧力と開口量の関係 (東海第二発電所モデル, 200°C)

4.3 評価結果

サプレッション・チェンバアクセスハッチの健全性評価結果を第4-12表に示す。

第4-12 表 サプレッション・チェンバアクセス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既工認の評価値を用いた評価	200℃, 2Pdにおいて一次応力は, 許容値: Suを満足することを確認 許容圧力は2Pd+SA時の水頭圧以上であることを確認	○
		②許容圧力評価		
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト評価	200℃, 2Pdにおける締付けボルトの一次応力は, 許容値: $2/3 Su$ を満足することを確認	○
		②フランジ開口評価	200℃, 2Pdにおけるフランジ開口を評価 (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, 開口量評価	・ガスケット (改良EPDM製シール材) の事故時環境における劣化特性を考慮しても200℃, 2Pdにおけるフランジ開口量は, 許容開口量以下となり, シール機能が維持されることを確認	○

以上により, サプレッション・チェンバアクセスハッチについては, 200℃, 2Pd環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお, 更なる安全性向上対策として, 重大事故後の長期における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。その有効性については, 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信頼性を確認した。

5. 所員用エアロック

5.1 評価方針

所員用エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されており、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、原子炉格納容器加圧時は所員用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。

隔壁には扉開閉ハンドル軸、開閉表示盤の電線管が貫通しており、貫通部にはふっ素系シール材を使用している。また、隔壁に接続する均圧配管にはフランジ部及び均圧弁にシール材を使用しており、フランジ部には非石綿系シートガスケット、均圧弁シート部にはふっ素系シール材を使用している。

所員用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 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、有意な圧縮力が所員用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る。

したがって、所員用エアロックの機能喪失要因は、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想定される。

また、シール部のうち扉板部については、原子炉格納容器内の圧力が上昇した際に、扉板は所員用エアロック本体側に押し付けられる構造であるため、圧力により扉板が開くことはないが、高温状態で内圧を受けること

による扉板のわずかな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想定される。なお、その他のシール部についても高温劣化によるシール機能の低下が想定される。

そのため、所員用エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、並びに、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。

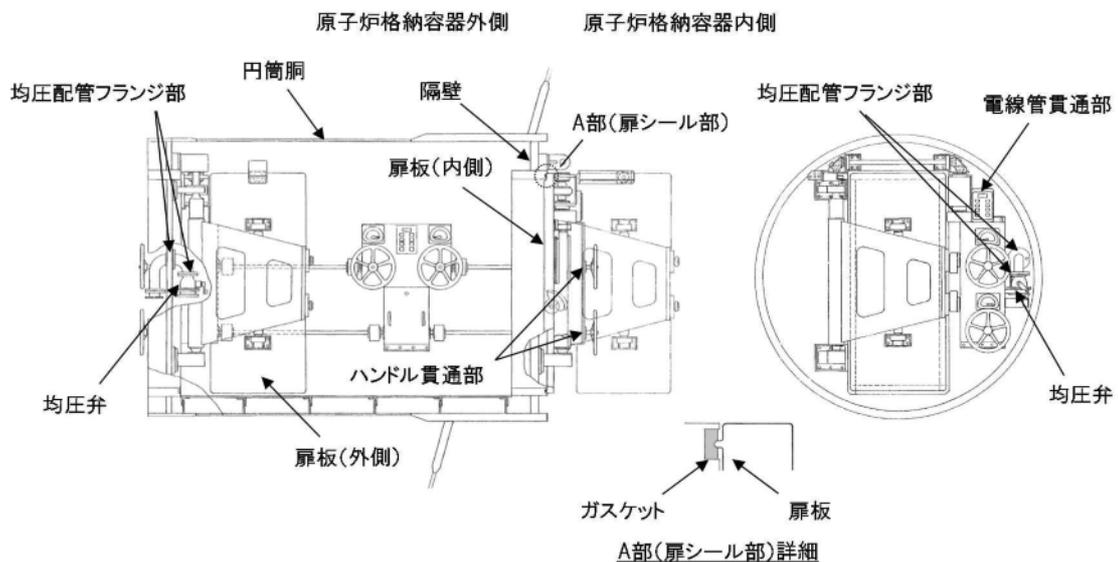
このため、200℃、2Pdでの健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・ 本体の耐圧
- ・ ガスケットの健全性

所員用エアロックの評価対象と評価方法を第5-1表に、評価対象を第5-1図にそれぞれ示す。

第5-1表 評価対象と評価方法

評価対象（シール材）		機能喪失要因	評価方法
構造部	円筒胴	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価
	隔壁	延性破壊	既工認の評価結果を用いた評価
シール部	扉板 (ガスケット)	開口, シール材劣化	機械工学便覧の計算式を用いた評価 試験結果等を用いた評価
	扉開閉ハンドル貫通部 (Oリング)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
	電線管貫通部 (シール材)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
	均圧配管フランジ部 (ガスケット)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
	均圧弁 (シート部)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価



第 5-1 図 所員用エアロックの評価対象

(1) 本体の耐圧

a. 許容圧力評価

所員用エアロックの構造健全性評価として、所員用エアロックにおいて内圧による荷重を受け止める部位のうち、円筒胴について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を行い、許容圧力が $2Pd$ を上回ることを確認する。

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ごとに材料試験（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所員用エアロック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 とした評価を行う。すなわち、所員用エアロックに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 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 PVB - 3111 に示すように、供用状態 D の P_m 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 $2/3Su$ と規定されている。 P_m 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。

b. 既工認の評価値を用いた応力評価

所員用エアロックの隔壁の構造健全性を確認するため、既工認において最も厳しい応力点を代表評価点として、既工認の評価値を準用し、原子炉格納容器の限界温度 200°C 、限界圧力 $2Pd$ の条件における応力評価を実施する。（隔壁部の代表評価点以外の応力評価点については別添 5-1 参照）

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ごとに材料試験（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所員用エアロック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、所員用エアロックに発生する応力が、 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。

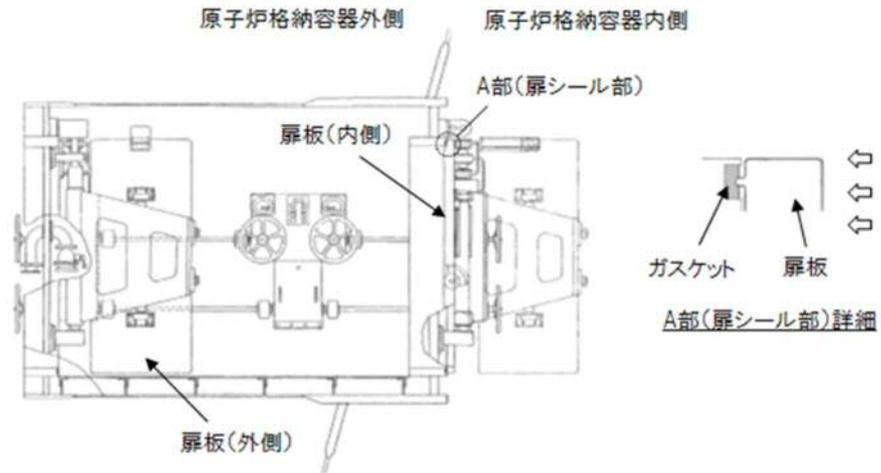
この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB - 3111 に示すように、供用状態 D の P_m , $P_L + P_b$ の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$, $P_L + P_b$ は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達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) ガスケットの健全性

a. 扉のシール材

所員用エアロックの扉に用いられているシール材は、従来はシリコンを使用しているが、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製のシール材に変更する。所員用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、高温状態で内圧を受けることによる扉板のわずかな変形により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機械工学便覧のはりのたわみ計算式に基づき評価する。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、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに許容開口量を評価し、重大事故時における扉板部の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。

なお、シール材の高温劣化については、エアロックの扉に使用されるシール材がトップヘッドフランジ及びハッチ類と同一であり、事故時の耐環境性に優れた改良E P D M製シール材であること、事故時には格納容器の内圧により扉が押し付けられシール部を抑え込む方向であること及び扉が二重に設けられることから、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、トップヘッドフランジ・ハッチ類の評価にて代表するものとする。所員用エアロックの構造概略図を第5-2 図に示す。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。



第5-2図 所員用エアロックの構造概略図

b. 扉以外のシール材

所員用エアロックには、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第5-2表に示すシール材に変更する。

これらのシール材について試験結果及び一般的な材料特性により重大事故環境下における耐性を確認する。

第5-2表 所員用エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
扉開閉ハンドル貫通部 (Oリング)	改良E P D M材
電線管貫通部 (シール材)	膨張黒鉛材
均圧配管フランジ部 (ガスケット)	改良E P D M材 又は 膨張黒鉛材
均圧弁 (シート部)	P E E K材

5.2 評価

(1) 本体の耐圧

a. 許容圧力評価

所員用エアロックの構造健全性評価として、所員用エアロックにおいて内圧による荷重を受け止める部位のうち、円筒胴について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力の評価を実施した。

評価に用いた主要仕様を第5-3表に示す。

第5-4表に、所員用エアロックの許容圧力評価結果を示す。

第5-3表 所員用エアロックの主要仕様

項目	東海第二発電所	
最高使用圧力 (MPa)	0.31	
最高使用温度 (°C)	171	
材料	ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)	
内径 (mm)		
胴板厚さ (mm)		

第5-4表 所員用エアロックの許容圧力評価結果

①円筒胴：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

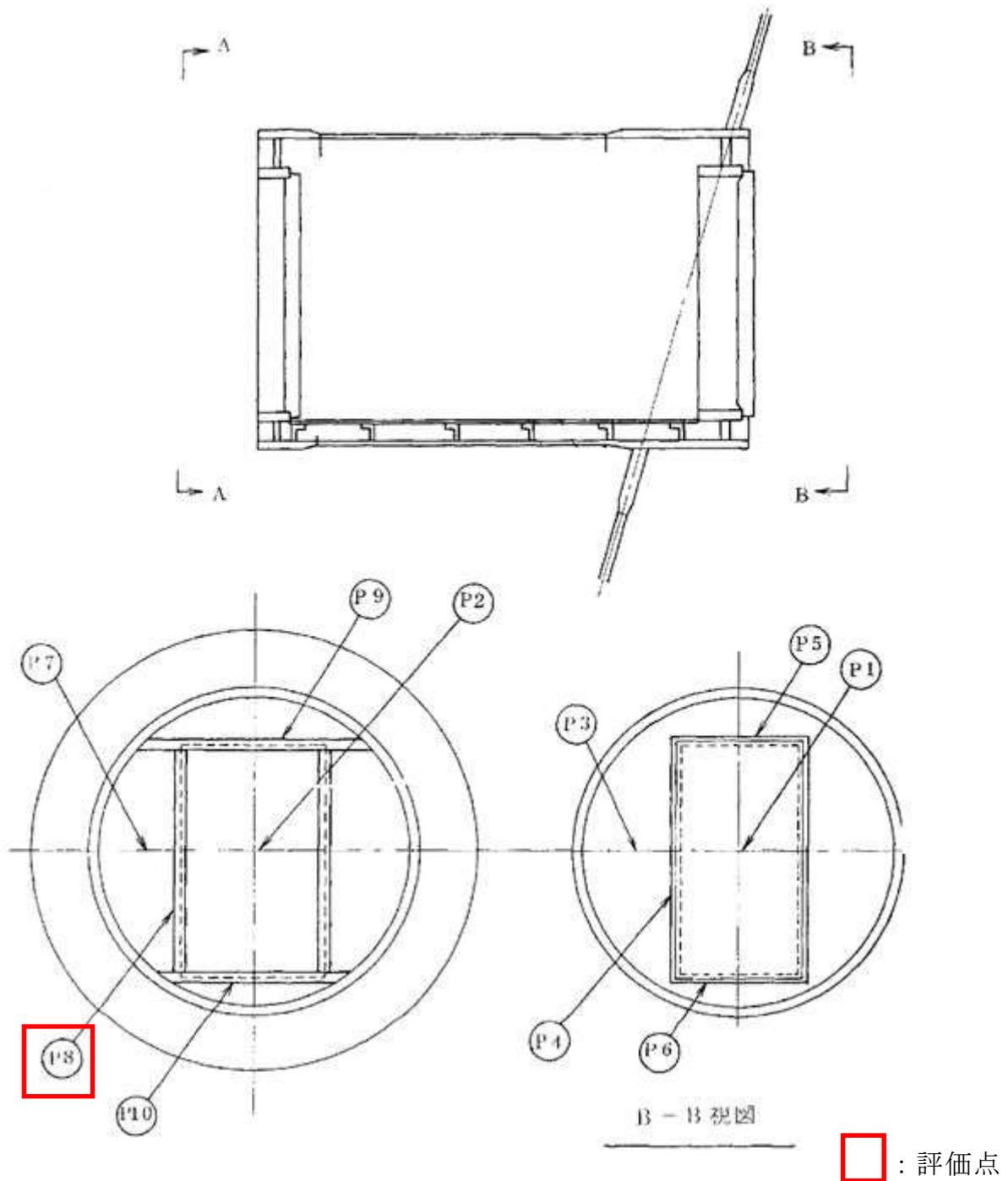
許容圧力算定式：PVE-3230(2)a項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	3.716
3.716MPa > 0.62MPa (2Pd)		

b. 既工認の評価値を用いた応力評価

所員用エアロックの隔壁に対して、既工認の評価値を用いた応力評価を実施する。評価対象箇所を第5-3図に示す。なお、対象箇所は、既工認において、最も厳しい箇所を示している。



第5-3図 所員用エアロックの評価対象箇所

所員用エアロックの応力評価結果を以下に示す。発生応力は許容応力以下であることを確認した。よって、所員用エアロックは、200℃、2Pdにおいて、十分な強度を有する。

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力 [MPa]				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 応力	応力 強さ	許容 応力	
P8	隔壁	—	—		422	

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

(2) ガスケットの健全性

a. 扉のシール材

a - 1 扉板部の開口量評価

所員用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、高温状態で内圧を受けることによる扉板のわずかな変形により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機械工学便覧のはりのたわみ計算式に基づき評価した。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、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに許容開口量を評価し、重大事故時における扉板部の開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価した。

許容開口量の設定に使用する改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を第5-5表に示す。

第5-5表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果 (改良E P D M製)

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	<input type="text"/>
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率 ^{※2}	<input type="text"/> ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%、全く回復しない状態が 100%

※3 の平均値

許容開口量の設定に使用する試験結果は、トップフランジの設定の考え方と同様、168 時間のひずみ率とする。また、扉板シール部

の定格押込量が であることを踏まえ、許容開口量は (= 定格締付量 × (100% -) / 100%) とする。

機械工学便覧のはりのたわみ計算式を用いて求めた、所員用エアロック扉板の変位量は第 5-6 表に示すとおり であり、許容開口量 を下回る。

所員用エアロック扉の変形概念図を第 5-4 図に示す。

第 5-6 表 所員用エアロック（扉板）の開口量評価結果

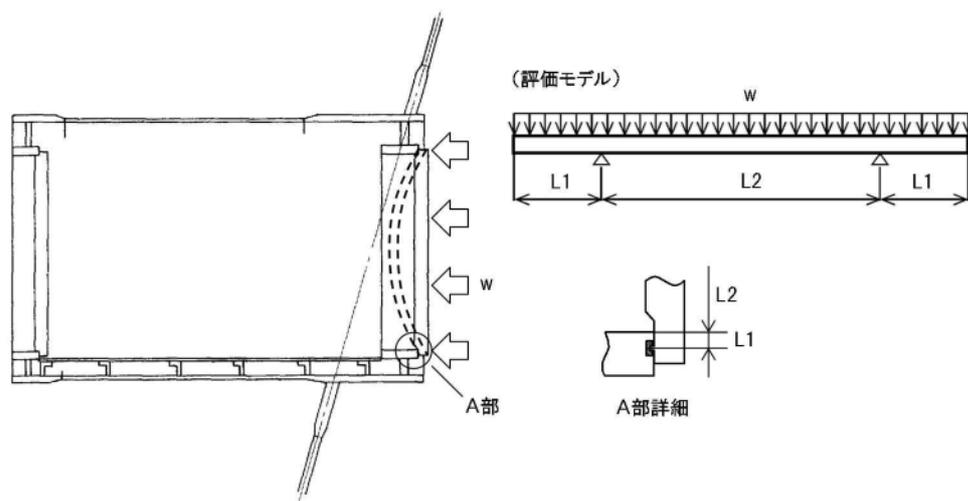
評価式：機械工学便覧

$$\delta = w \times L_1 / (24 \times E \times I) \times (3L_1^3 + 6L_1^2 \times L_2 - L_2^3)$$

$$w = P \times b \quad (w: \text{単位荷重})$$

$$I = b \times h^3 / 12 \quad (I: \text{断面二次モーメント})$$

P	圧力 (MPa[gage])	0.62
b	扉板の幅 (mm)	<input type="text"/>
L ₁	支点からシール部までの長さ (mm)	<input type="text"/>
E	縦弾性係数 (MPa)	191,000
h	扉板の厚さ (mm)	<input type="text"/>
L ₂	支点間の長さ (mm)	<input type="text"/>
δ	変位量 (mm)	<input type="text"/>



第 5-4 図 所員用エアロック扉の変形概念図

b. 扉以外のシール材

所員用エアロックには、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第 5-2 表に示すシール材に変更する。

これらのシール材について試験結果及び一般的な材料特性により重大事故環境下における耐性を確認した。

扉開閉ハンドル貫通部及び均圧配管フランジ部に使用する改良 EPDM 製シール材については、第 5-5 表の圧縮永久ひずみ試験結果に示すとおり、重大事故環境下においても十分な耐性を有することを確認している。

電線管貫通部及び均圧配管フランジ部に使用する膨張黒鉛材は、一般的に 400℃程度の高温環境下においても高い安定性を得ることができるシール材料であり、第 5-7 表に示す材料特性から、重大事故環境下においても十分な耐性を有することを確認した。

第 5-7 表 膨張黒鉛材の材料特性

シール材	仕様		
	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性
膨張黒鉛材	400℃以上	6.9MPa	約 15MGy

均圧弁シート部に使用する PEEK 材は、一般的に 200℃程度の高温環境下においても高い安定性を得ることができるシール材料であり、第 5-8 表に示す材料特性から、重大事故環境下においても十分な耐性を有することを確認した。

第 5-8 表 PEEK材の材料特性

シール材	仕様		
	耐熱温度	融点	耐放射線性
PEEK材	250℃	334℃	約 10MGy

また、実機均圧弁と同型の弁を使用した、重大事故時の格納容器環境を模擬した耐環境試験を実施しており、熱及び放射線曝露後の漏えい試験にて弁シート部の気密性が確保できることを確認している。第 5-9 表に耐環境試験条件を示す。

第 5-9 表 均圧弁の耐環境試験条件 (PEEK 材)

熱劣化	200℃, 168 時間
放射線照射量	<input type="text"/>
漏えい試験圧力	0.9MPa [gage]

5.3 評価結果

所員用エアロックの健全性評価結果を第5-10表に示す。

第5-10表 所員用エアロックの健全性評価結果

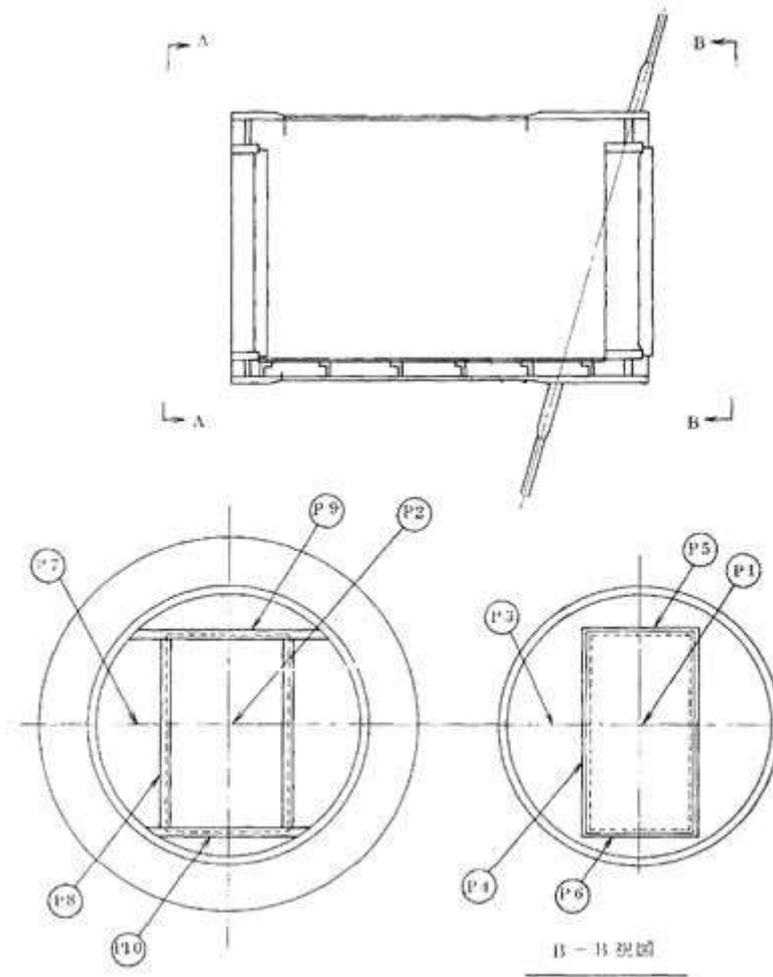
No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①許容圧力評価	許容圧力は2Pd以上であることを確認	○
		②既工認の評価値を用いた評価	200℃、2Pdにおいて一次応力は、許容値：Suを満足することを確認	
(2)	ガスケットの健全性	シール材劣化，開口量評価	ガスケット（改良EPDM材，膨張黒鉛材，PEEK材）の事故時環境における劣化特性を考慮しても200℃、2Pdにおけるフランジ開口量は、許容開口量以下となり，シール機能が維持されることを確認	○

以上により，所員用エアロックについては，200℃，2Pd環境下でも，放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

所員用エアロックの隔壁部の評価について

所員用エアロックの隔壁部は、既工認において、第 5-1(1)図で示す応力評価点の発生応力を算出している。それに基づき供用状態Dにおける許容応力を下回ることを確認し、隔壁部の構造健全性を確保されることを、評価する。

所員用エアロックの応力評価点を第 5-1(1)図に、所員用エアロックの各応力評価点における評価結果を第 5-1(1)表に示す。



第 5-1(1)図 所員用エアロックの応力評価点

所員用エアロックの応力評価結果を以下に示す。発生応力は許容応力以下であることを確認した。よって、所員用エアロックは、200℃、2Pdにおいて、十分な強度を有する。

第5-1(1)表 所員用エアロック隔壁部の評価結果

材質：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力 [MPa]				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 応力	応力 強さ	許容 応力	
P1	隔壁	—	—	422		
P2		—	—			
P3		—	—			
P4		—	—			
P5		—	—			
P6		—	—			
P7		—	—			
P8		—	—			
P9		—	—			
P10		—	—			

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

6. 配管貫通部

6.1 概要

配管貫通部の 200℃, 2Pd 環境下の健全性を確認する。

代表的な配管貫通部の概要図を第 6-1 図に示す。配管貫通部は、スリーブと平板類（平板, 穴あき平板, フランジ, ボルト締め平板及びフルードヘッド), セーフエンド, 伸縮継手とスリーブ等に接続する配管(接続配管)によって原子炉格納容器バウンダリを構成している。また, フランジ部はボルトにより固定されており, シール部にはシリコンゴムを使用している。

上記を踏まえ, 以下の構成で健全性を確認する。

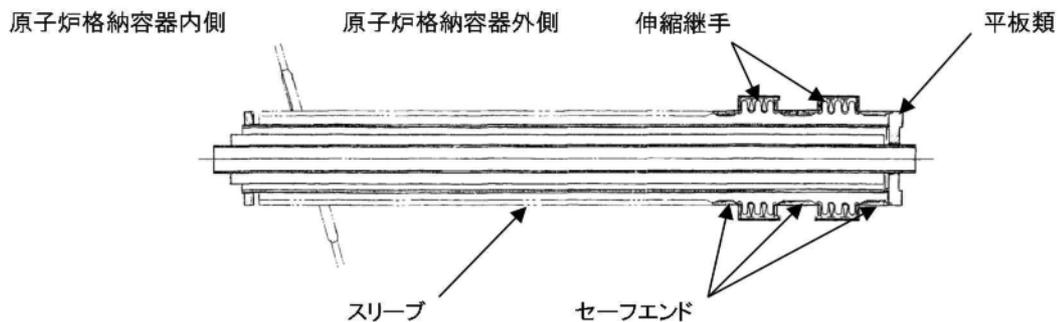
6.2 項では, 配管貫通部（接続配管）の構造健全性を確認する。

6.3 項では, 配管貫通部（スリーブ）の構造健全性を確認する。

6.4 項では, 配管貫通部（平板類）の構造健全性, シール部の機能維持を確認する。

6.5 項では, 配管貫通部（セーフエンド）の構造健全性を確認する。

6.6 項では, 配管貫通部（伸縮継手）の構造健全性を確認する。



第 6-1 図 配管貫通部概要図

6.2 配管貫通部（接続配管）

6.2.1 評価方針

接続配管は、スリーブ等を介して原子炉格納容器と接続している。

接続配管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、圧縮力が接続配管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、接続配管の機能喪失要因は、原子炉格納容器の変形により生じる過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。

このため、200℃、2Pd での接続配管の健全性確認について、第 6-1 表に示す評価方法により評価を実施する。

接続配管は原子炉格納容器貫通部の変位が支持構造物により拘束されることにより、反力及びモーメントが発生し、応力が発生する。接続配管の評価では、拘束条件として、厳しくなる接続配管の第 1 拘束点までの距離及び配管口径の比が最も小さい箇所であり、変位による反力及びモーメントが最大となる貫通部 X-31 の接続配管を代表として評価する。

（別添 6.2-1 参照）

第 6-1 表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (接続配管)	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準拠した評価 (X-31 で代表評価)

6.2.2 評価

貫通部 X-31 に接続する接続配管について、3次元梁モデルを用いた配管解析にて自重、圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した発生応力を算出し、設計・建設規格 PPC-3520, PPC-3530 に規定される一次応力、一次＋二次応力の制限値を満足することを確認する。

評価に用いる縦弾性係数及び熱膨張係数は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、200℃における値を用いる。

(1) 解析条件

解析条件を第 6-2 表に示す。また、原子炉格納容器貫通部の変位を第 6-3 表に示す。

第 6-2 表 解析条件

名称	単位	スリーブ	接続配管
材 料	—	SA333 Gr. 6 (GSTPL 相当)	SM400B
外 径	mm	609.6	609.6
厚 さ	mm	31.0	9.5
縦弾性係数	$\times 10^5$ MPa	1.92 ^{※1}	1.91 ^{※1}
熱膨張係数	$\times 10^{-6}$ mm/mm℃	12.70 ^{※1}	12.09 ^{※1}
温 度	℃	200	200
圧 力	MPa [gage]	0.62	0.62

※1：200℃における値

第6-3表 原子炉格納容器貫通部の変位

貫通部番号	温度	変位 (mm)	
		水平 (外向き)	鉛直 (上向き)
X-31	200℃	□	□

(2) 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。

記号	単位	説明
B_1	—	応力係数で、PPB-3810 で規定する値
B_2	—	応力係数で、PPB-3810 で規定する値
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	計算圧力
S_a	MPa	許容応力
S_c	MPa	室温における設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
S_h	MPa	使用温度における設計・建設規格 付録材料図表 Part5 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
$S_{p r m}$	MPa	一次応力
Z	mm ³	管の断面係数
f	—	設計・建設規格 PPC-3530 に規定する許容応力低減係数
i_1, i_2	—	設計・建設規格 PPC-3530 に規定する応力係数
t	mm	管の厚さ

(3) 材料の許容応力

設計・建設規格 PPC-3520, 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。

- ・一次応力 (S_{prm}) [設計・建設規格 PPC-3520(1)b.]

$$S_{prm} = \frac{B_1 PD_o}{2t} + \frac{B_2 M_a}{Z} \leq 1.5S_h$$

- ・一次＋二次応力 (S_n) [設計・建設規格 PPC-3530(1)a.]

$$S_n = \frac{PD_o}{4t} + \frac{0.75 i_1 M_a + i_2 M_c}{Z}$$

一次＋二次応力の許容応力は、設計・建設規格 PPC-3530(1)c. に基づき、次式により算出する。

$$S_a = 1.25 f S_c + (1 + 0.25 f) S_h$$

6.2.3 評価結果

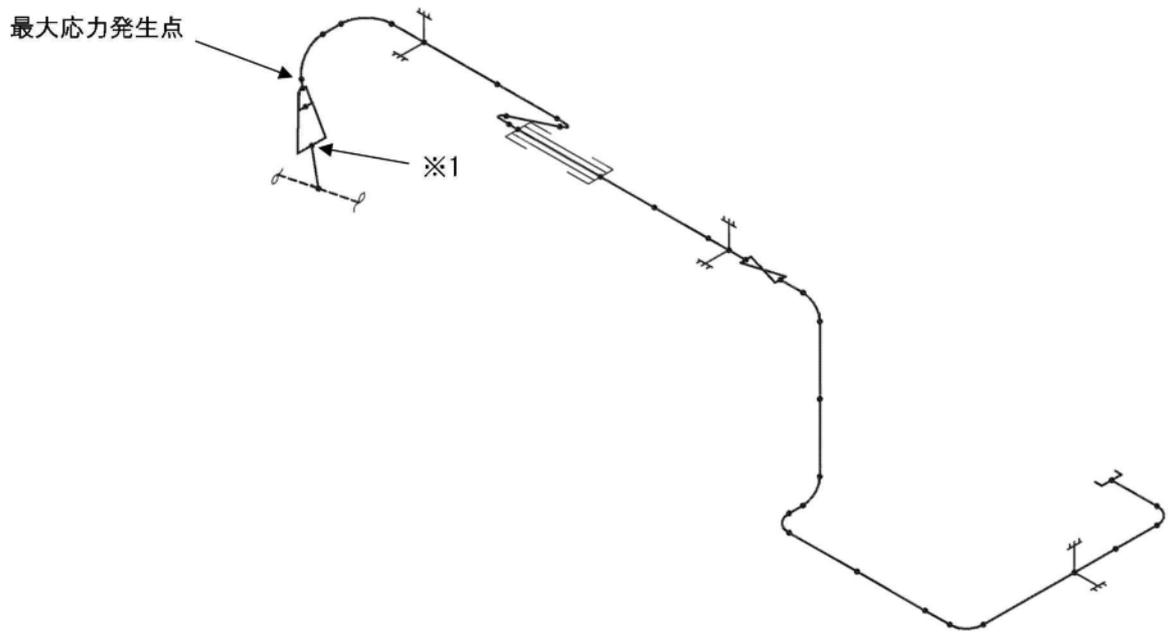
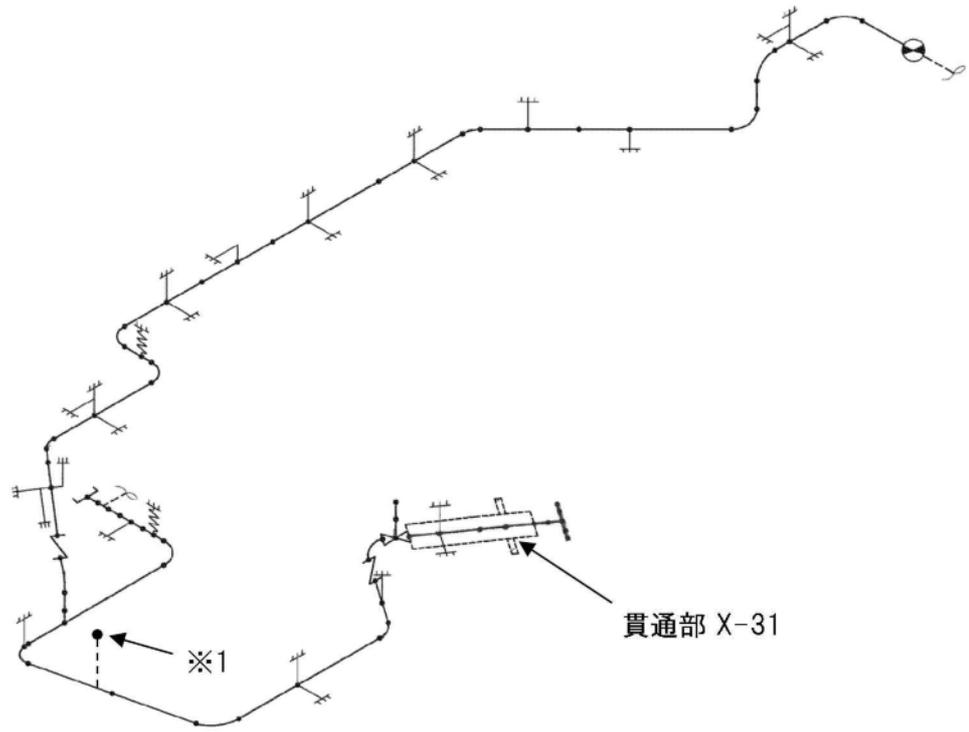
解析モデルを第 6-2 図、解析結果を第 6-4 表に示す。

貫通部 X-31 の接続配管について、設計・建設規格 PPC-3520, PPC-3530 の規定を満足することから、配管の変形による延性破壊の可能性がないことが確認できた。以上の結果より、200℃, 2Pd の環境下においても配管が損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

第 6-4 表 貫通部 X-31 に接続配管の解析結果 (最大応力発生点)

単位：MPa

貫通部	一次応力評価		一次＋二次応力評価	
	発生応力	許容応力	発生応力	許容応力
X-31	39	150	169	257



第 6-2 図 解析モデル図 (X-31)

接続配管の評価対象について

接続配管の評価では、拘束条件として、厳しくなる接続配管の第1拘束点までの距離及び配管口径の比が最も小さい箇所であり、接続配管に発生する反力及びモーメントが最大となる貫通部 X-31 を代表として選定している。原子炉格納容器には熱膨張に伴う変位が発生するが、貫通部に接続される配管は支持構造により拘束されているため、貫通部には反力及びモーメントが発生する。以下に考え方を示す。

1. 配管貫通部の形式

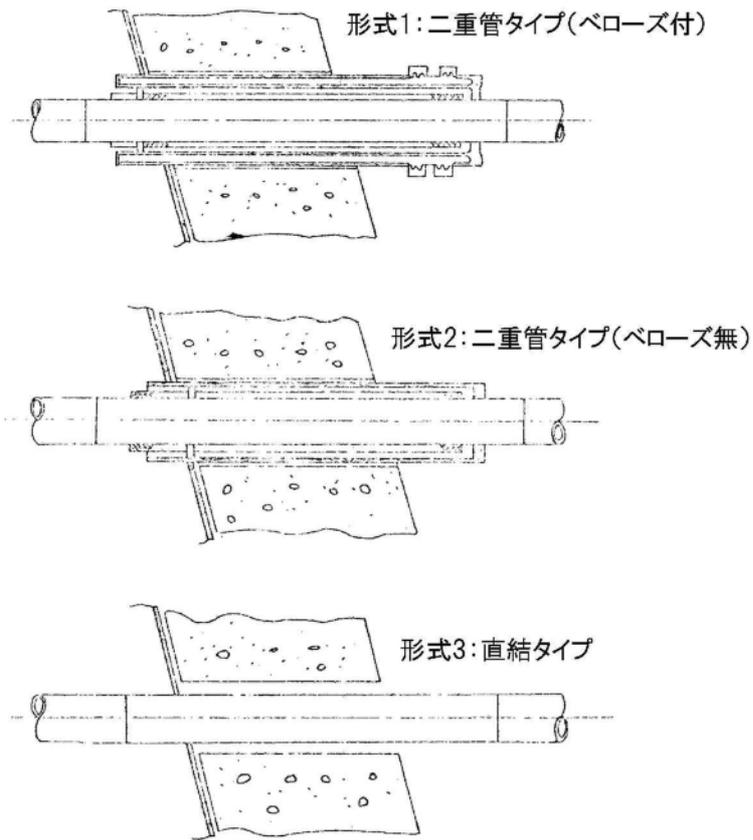
配管貫通部の構造は第 6.2-1(1)図に示すとおり、以下の3つに区分される。

形式1：二重管タイプ（ベローズ付）

形式2：二重管タイプ（ベローズ無）

形式3：直結タイプ

形式1のベローズ付タイプの貫通部は配管の相対変位をベローズで吸収する構造であるため、反力及びモーメントは貫通部に伝わらない構造である。一方、形式2及び形式3の貫通部は、変位による配管反力及びモーメントが貫通部に作用し、これにより接続配管と貫通部に応力が発生する。このことから、形式2（二重管タイプ（ベローズ無））及び形式3（直結タイプ）の貫通部より評価部位を選定する。

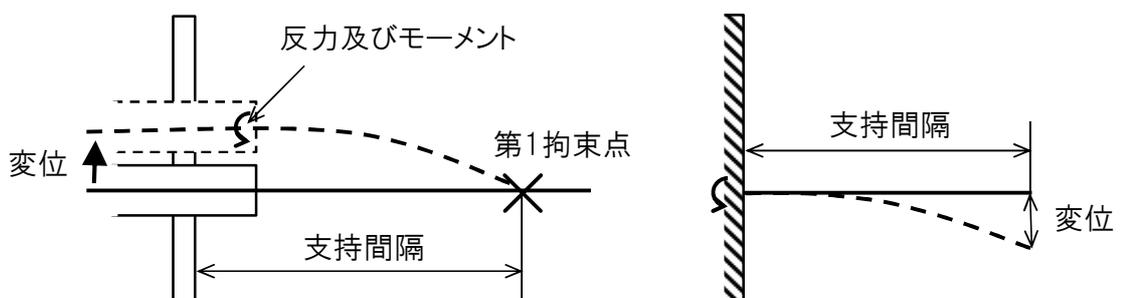


第 6.2-1(1)図 配管貫通部の構造図

2. 反力及びモーメントの算出

配管貫通部の変位により発生する反力及びモーメントを以下のようにモデル化して算出する。

配管貫通部に変位が発生すると、接続する配管の第1拘束点で変位が拘束されることにより、貫通部に反力及びモーメントが作用することとなる。これを、第 6.2-1(2)図のような梁モデルとして評価する。



第 6.2-1(2)図 配管貫通部の梁モデル

第 6.2-1(2)図において梁の自由端側に変位を与えた際に発生する反力及びモーメントは次式のとおりとなる。

$$\text{反力 } F = 3 \cdot E \cdot I \cdot \delta / L^3$$

$$\text{モーメント } M = F \cdot L$$

$$= 3 \cdot E \cdot I \cdot \delta / L^2$$

E : 縦弾性係数 I : 断面二次モーメント

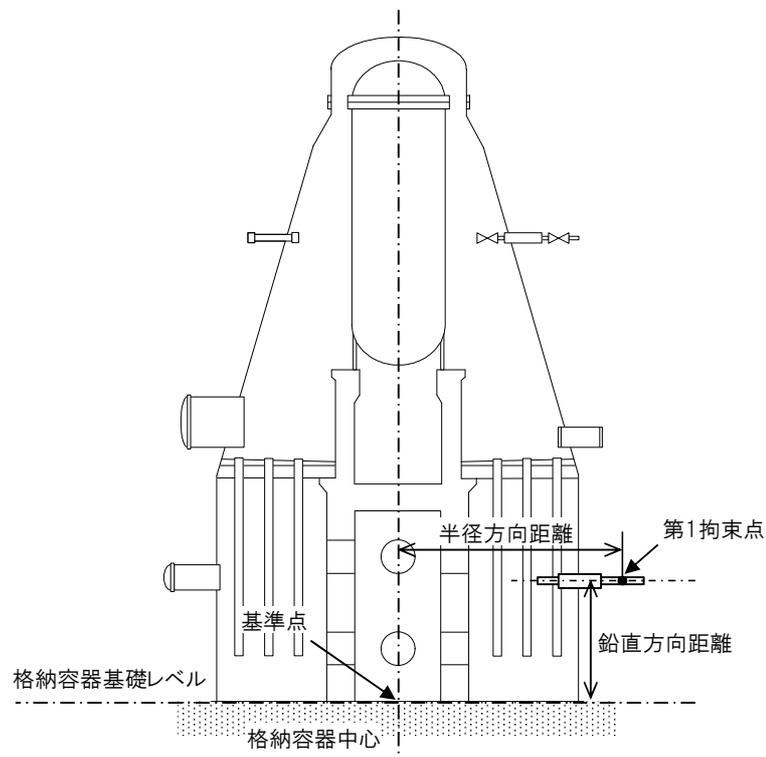
δ : 貫通部変位 L : 支持間隔

貫通部変位 δ は次式のとおりとなる。

$$\delta = \alpha \cdot \ell \cdot \Delta T$$

α : 熱膨張係数 ℓ : 基準点からの距離 ΔT : 基準温度との差

基準点からの距離は第 6.2-1(3)図に示すとおり、鉛直方向と半径方向の距離の二乗平方根によって求める。



第 6.2-1(3)図 基準点からの距離

3. 選定結果

配管貫通部に作用する反力及びモーメントが最大となる,貫通部 X-31 を代表箇所として選定している。各配管貫通部の反力及びモーメントを算出した結果を第 6.2-1(1)表に示す。

第 6.2-1(1)表 主要な配管貫通部の反力及びモーメント

貫通部 番号	系統	基準点 からの 距離 (mm)	接続配管仕様			支持間隔 (mm)	計算値		
			外径 (mm)	厚さ (mm)	縦弾性 係数 (MPa)		反力 (N)	モーメント ($\times 10^6 \text{N}\cdot\text{mm}$)	L/D (-)
X-3	AC系 D/W 排気	38,486.4	609.6	9.5	191,000	4,926.1			
X-11A	RHR D/W スプレイ	36,419.1	406.4	12.7	191,000	9,063.7			
X-13	SLC	29,343.8	48.6	5.1	183,000	4,747.0			
X-203	FCS 入口	25,100.6	114.3	6.0	191,000	2,991.3			
X-5	RCW 入口	24,763.9	216.3	8.2	191,000	5,154.6			
X-46	RCW 戻り	24,763.9	216.3	8.2	191,000	3,357.8			
X-11B	RHR D/W スプレイ	23,823.3	406.4	12.7	191,000	11,973.3			
X-53	AC系 D/W 供給	23,481.3	508.0	9.5	191,000	7,714.7			
X-76	FCS 入口	23,481.3	114.3	6.0	191,000	7,382.8			
X-25A	RHR S/C スプレイ	20,144.4	114.3	6.0	191,000	4,483.0			
X-25B	RHR S/C スプレイ	20,144.4	114.3	6.0	191,000	3,574.8			
X-79	AC系 S/C 排気	20,144.4	609.6	9.5	191,000	8,961.6			
X-80	AC系 S/C 供給	20,144.4	609.6	9.5	191,000	10,042.1			
X-52A	FCS 戻り	19,073.7	165.2	7.1	191,000	7,408.8			
X-52B	FCS 戻り	19,073.7	165.2	7.1	191,000	7,960.3			
X-47	RHR テストライン	16,536.1	406.4	9.5	191,000	9,200.0			
X-48	RHR テストライン	16,536.1	406.4	9.5	191,000	5,674.5			
X-49	HPCS テストライン	16,536.1	318.5	10.3	191,000	10,305.7			
X-63	LPCS テストライン	16,536.1	318.5	10.3	191,000	16,506.5			
X-31	HPCS ポンプ入口	13,043.0	609.6	9.5	191,000	2,820.9			
X-32	RHR ポンプ入口	13,040.6	609.6	9.5	191,000	9,312.6			
X-34	LPCS ポンプ入口	13,040.6	609.6	9.5	191,000	5,560.0			
X-35	RHR ポンプ入口	13,040.6	609.6	9.5	191,000	9,727.6			
X-36	RHR ポンプ入口	13,040.6	609.6	9.5	191,000	8,780.0			

6.3 配管貫通部（スリーブ）

6.3.1 評価方針

スリーブは、原子炉格納容器本体胴を貫通する円筒形の部材で、原子炉格納容器本体胴に溶接固定されている。

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、内圧を受けるスリーブには圧縮力が生じないことから、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、スリーブの機能喪失要因は、高温状態で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。

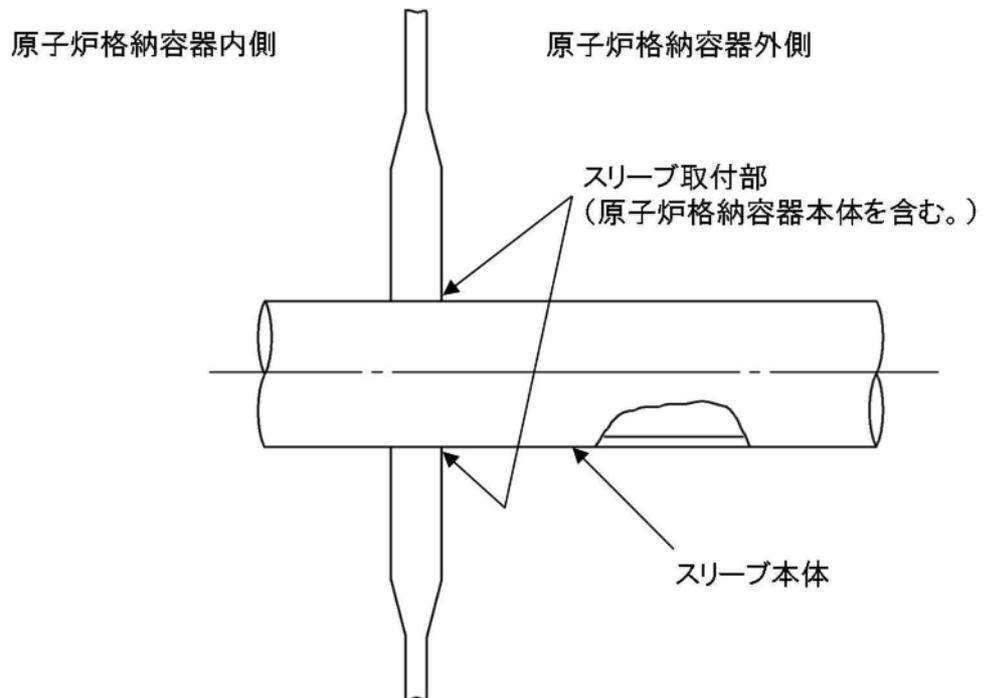
このため、200℃、2Pd でのスリーブの健全性確認について、第 6-5 表に示す評価方法により評価を実施する。

スリーブ本体の評価は、配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなるため、最大径の貫通部 X-18A～D を代表評価し、スリーブ取付部については、接続配管の反力及びモーメントが最大となる作用することから、6.2 配管貫通部（接続配管）と同様に貫通部 X-31 を代表として評価する。

スリーブの評価対象を第 6-3 図に示す。

第 6-5 表 評価対象と評価方法

	評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	スリーブ本体	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価 (X-18A～D で代表評価)
	スリーブ取付部 (スリーブ側, 胴側)	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価 (X-31 で代表評価)



第 6-3 図 スリーブの評価対象

6.3.2 評価

(1) スリーブ本体

貫通部 X-18A～D のスリーブ本体については、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力を求め、 $2Pd$ を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (S_u 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価を行う。

すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3S_u$ 値以下であれば、延性破壊に至らず、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・建設規格において示される原子炉格納容器 (クラスMC 容器) の供用状態D に対する許容値と同じ考え方である (設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

S_u 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200°C を用いる。

a. 計算に使用する記号の定義

スリーブ本体の許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200°C における $2/3S_u$ 値を使用)
η	—	継手効率
t	mm	板厚
D_o	mm	スリーブの外径

b. 許容圧力の計算方法

スリーブ本体の許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P} \quad [\text{設計・建設規格 PVE-3611}]$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{2S\eta t}{D_o - 0.8t}$$

上式を用いて、スリーブ本体の許容圧力を計算する。

c. 許容圧力の計算結果

スリーブ本体の許容圧力の計算結果を以下に示す。

スリーブ：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3611 を準用

$$P = 2S\eta t / (D_o - 0.8t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (—)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _o	管台の外径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力 [MPa]	26.617
26.617MPa > 0.62MPa (2Pd)		

(2) スリーブ取付部

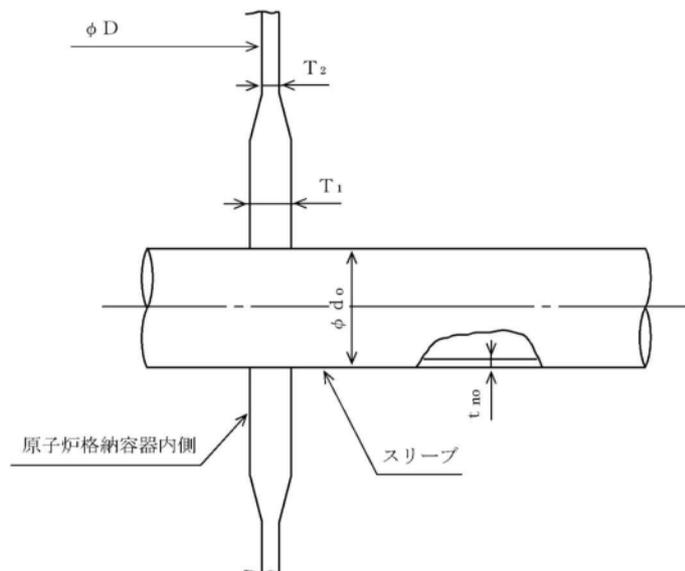
貫通部 X-31 の貫通配管解析の結果で得られた配管反力に基づき、原子炉格納容器本体も含めたスリーブ取付部について、既工認と同様の評価手法で自重、圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した発生応力を算出し、許容値を満足することを確認する。

発生応力は、死荷重及び内圧による一次応力、熱膨張に伴う配管反力により発生する二次応力として分類されることから、設計・建設規格に示される一次応力、一次＋二次応力の評価方法及び評価基準値に従う。

許容値は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器（クラス MC 容器）の供用状態 A, B に対する許容値と同じ 3S（S 値：200℃における値）とする。

a. 貫通部の形状及び主要寸法

貫通部の形状及び主要寸法を第 6-4 図及び第 6-6 表に示す。



第 6-4 図 貫通部の形状 (X-31)

第 6-6 表 貫通部の主要寸法 (X-31)

単位 : mm

貫通部番号	T_1	T_2	d_o	t_{no}	D
X-31	<input type="text"/>				

b. 記号の説明

貫通部の応力計算に用いる記号について以下に説明する。

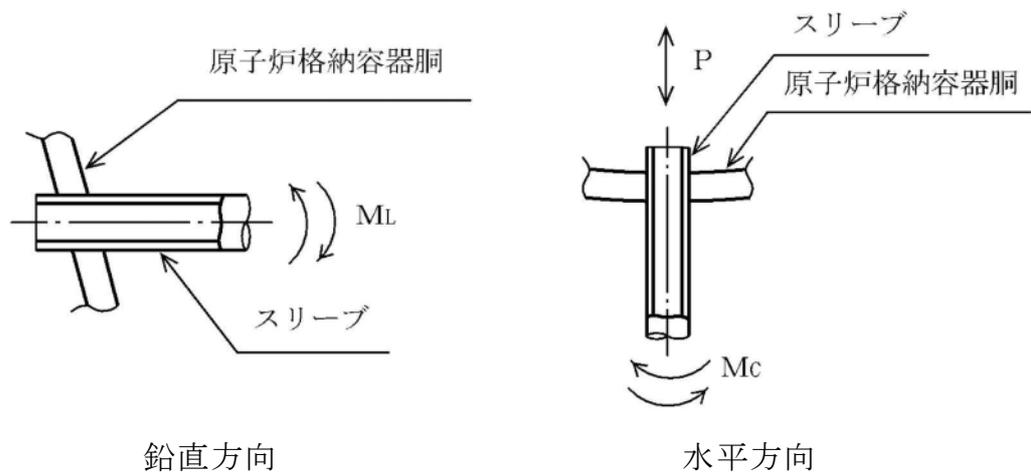
記号	単位	説明
A	mm ²	断面積
d_o	mm	直径
M_c	N・mm	水平方向モーメント
M_L	N・mm	鉛直方向モーメント
P	MPa	内圧, 軸方向荷重
P_b	MPa	一次曲げ応力
P_L	MPa	一次局部応力
Q	MPa	二次応力
D	mm	原子炉格納容器の内径
S	MPa	許容引張応力
T	mm	原子炉格納容器胴の厚さ
t_{no}	mm	スリーブの厚さ
Z	mm ³	断面係数
ν	—	ポアソン比
σ_ℓ	MPa	軸方向応力
σ_t	MPa	円周方向応力
τ	MPa	せん断応力

c. 評価条件

配管解析から得られた取合い部の反力に基づき設定した評価荷重を第6-7表に、作用方向を第6-5図に示す。また、材料及び許容応力を第6-8表に示す。

第6-7表 評価荷重

貫通部番号	荷重の種類	軸力 (N)			モーメント (N・mm)	
		P	M _C	M _L	M _C	M _L
X-31	死荷重	6.570×10^1	7.207×10^6	3.484×10^7		
	熱荷重	3.205×10^4	2.591×10^7	5.271×10^7		



第6-5図 貫通部の形状 (X-31)

第6-8表 材料の許容応力

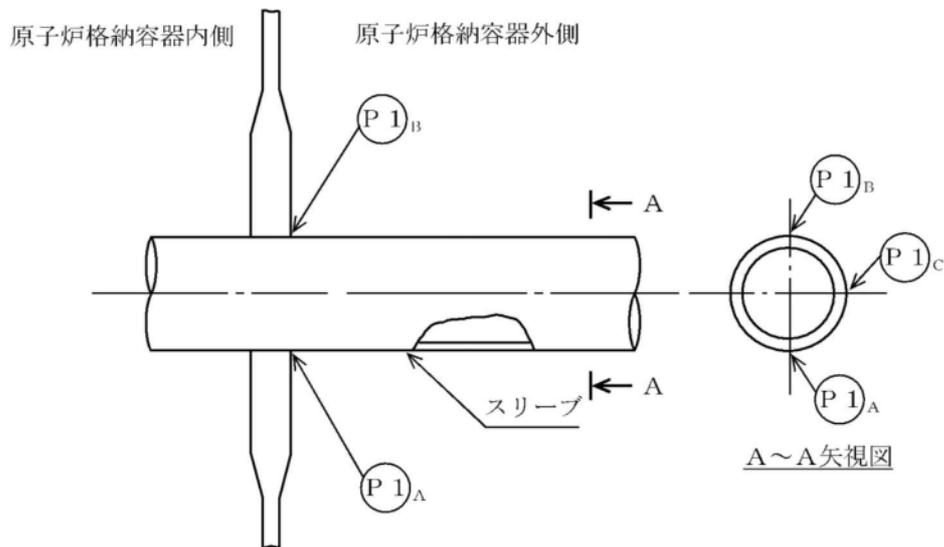
部位	材料	一次応力	
		$P_L + P_b$	$P_L + P_b + Q$
原子炉格納容器胴	SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)	422MPa (=Su)	393MPa (=3S)

d. 応力評価点

応力評価点を第6-9表及び第6-6図に示す。

第6-9表 応力評価点

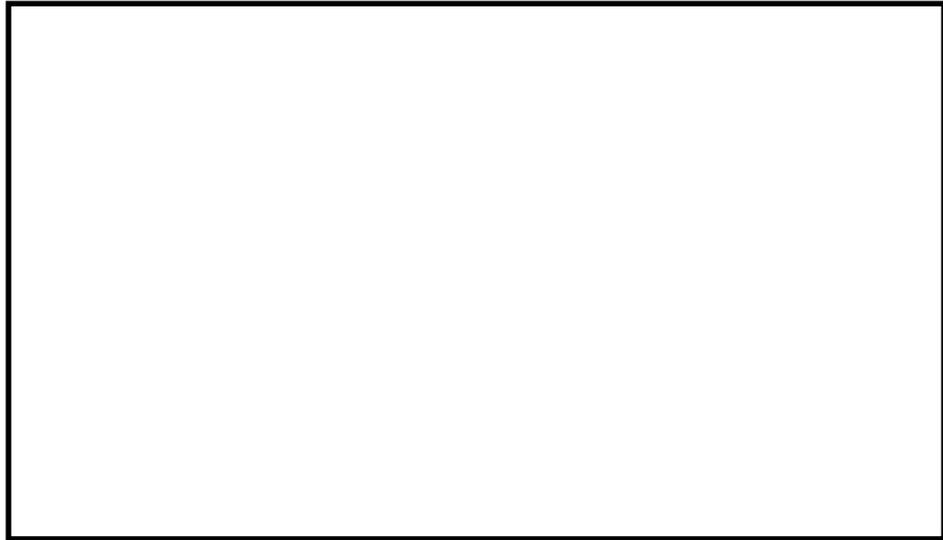
応力評価点番号	貫通部番号	応力評価点
P1-A, P1-B, P1-C	X-31	原子炉格納容器胴とスリーブの取付部（胴側）



第6-6図 貫通部の応力評価点

e. 応力評価点 P1 の計算

原子炉格納容器胴に作用する限界圧力（内圧）及び死荷重による応力は、既工認で計算した応力を用い、評価荷重比の割り増しを考慮して算出する。また、貫通部に作用する荷重（配管反力）により貫通部近傍に発生する応力は、第6-7図に示すFEMモデルを用いて計算する。



第 6-7 図 貫通部の計算モデル

f. 応力評価

貫通部 X-31 の 200℃，2Pd における各応力評価点の発生応力は，一次応力，一次＋二次応力の許容値を下回る。

組合せ荷重による応力評価結果を第 6-10(1)表，第 6-10(2)表に示す。

第 6-10(1)表 材料の許容応力（一次応力）

貫通部 番号	荷重の 組合せ	応力分布	応力評価点	発生応力	許容応力
X-31	死荷重＋ 内圧	一次応力	P1-A	242MPa	422MPa
			P1-B	250MPa	
			P1-C	245MPa	

第6-10(2)表 材料の許容応力（一次+二次応力）

貫通部 番号	荷重の 組合せ	応力分布	応力評価点	発生応力	許容応力
X-31	死荷重+ 内圧+熱	一次+二次 応力	P1-A	124MPa	393MPa
			P1-B	188MPa	
			P1-C	135MPa	

6.3.3 評価結果

スリーブについては、200℃、2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

6.4 配管貫通部（平板類）

6.4.1 評価方針

平板類のうち，平板，穴あき平板，フランジ，ボルト締め平板及びフルードヘッドは，スリーブまたはセーフエンドに溶接固定されている。また，フランジ部は，ボルトにより固定されており，フランジ間のシール部にはシリコンゴムのガスケットを使用している。

平板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。

したがって，平板類の機能喪失要因は，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。

また，シール部については，高温状態で内圧を受け，フランジ部が変形することによる開口及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が想定される。さらに，シール部の開口が進むとボルトに引張応力が作用し，ボルト破損に至ることが想定される。

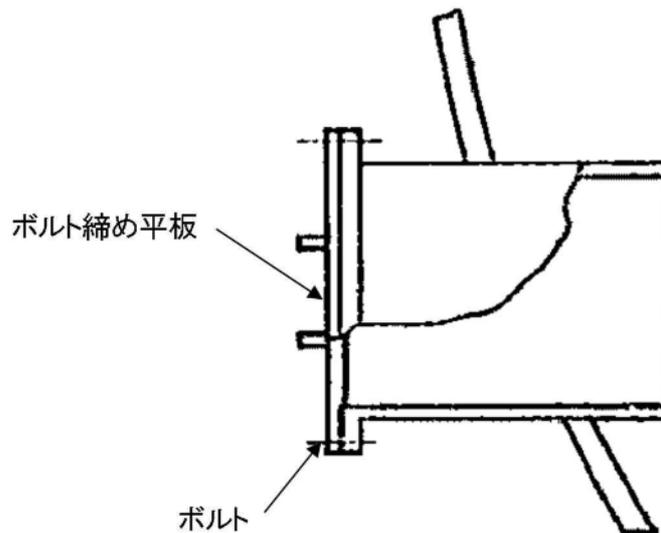
このため，200℃，2Pd での平板類の健全性確認について，第 6-11 表に示す評価方法により評価を実施する。シール部については，改良 EPDM 製シール材による評価を実施する。

平板類は，配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなるため，最大径の貫通部 X-28 を代表評価する。

平板類（X-28）の評価対象を第 6-8 図に示す。

第6-11表 評価対象と評価方法

	評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	ボルト締め平板	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価 (X-28 で代表評価)
	フランジ	延性破壊	J I S B 8265 を用いた評価 (X-28 で代表評価)
	ボルト	延性破壊	J I S B 8265 を用いた評価 (X-28 で代表評価)
シール部	フランジ, ガスケット	開口, シール材劣化	一般式を用いた評価 試験結果等を用いた評価 (X-28 で代表評価)



第6-8図 平板類 (X-28) の評価対象

6.4.2 評価

(1) 構造部（ボルト締め平板）

貫通部 X-28 のボルト締め平板について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を用いて許容圧力を求め、 $2Pd$ を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (S_u 値) に対する割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3S_u$ 値以下であれば、延性破壊に至らず、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・建設規格において示される原子炉格納容器（クラス MC 容器）の供用状態 D に対する許容値と同じ考え方である（設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照）。

S_u 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200°C を用いる。

a. 計算に使用する記号の定義

ボルト締め平板の許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	許容圧力
S	MPa	許容引張応力 (200°C における $2/3S_u$ 値を使用)
K	—	平板の取付方法による係数
t	mm	板厚
d	mm	平板の径または最少内のり

b. 許容圧力の計算方法

ボルト締め平板の許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}} \quad [\text{設計・建設規格 PVE-3410}]$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{S}{K} \left(\frac{t}{d} \right)^2$$

上式を用いて、アダプタの許容圧力を計算する。

c. 計算結果

以下の示すとおり、ボルト締め平板の許容圧力は 2Pd 以上である。

ボルト締め平板：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3410 を準用

$$P = S/K \times (t/d)^2$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
K	係数	0.47
t	呼び厚さ (mm)	
d	平板の径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	1.90
1.90MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

(2) 構造部（フランジ，ボルト）

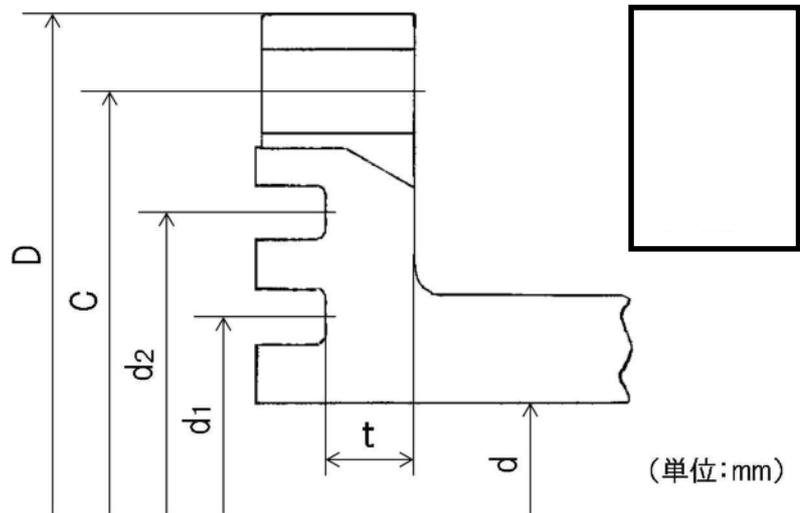
貫通部 X-28 のフランジ部について， J I S B 8265 「圧力容器の構造—一般事項」を用いて， $2Pd$ におけるフランジの発生応力が許容応力を下回ること及びボルトの必要総有効断面積が，ボルトの総有効断面積を下回ることを確認する。

その際，部材に発生する応力強さの許容値は，今回の評価が設計基準を超えた限界温度，圧力の評価であることを踏まえ，設計引張強さ（ S_u 値）に対する割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5 として評価を行う。すなわち，部材に発生する応力 P_m が $2/3S_u$ 値以下であれば，延性破壊に至らず，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・建設規格において示される原子炉格納容器（クラス MC 容器）の供用状態 D に対する許容値と同じ考え方である（設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照）。

S_u 値を算出する際の温度は，限界温度として設定した 200°C を用いる。

a. フランジ部の仕様及び評価条件

貫通部 X-28 のフランジ概要図を第 6-9 図、フランジ部の仕様及び評価条件を第 6-12 表に示す。



第 6-9 図 フランジ概要図 (貫通部 X-28)

第 6-12 表 評価条件 (貫通部 X-28)

項目	仕様及び値
評価圧力	0.62MPa [gage]
評価温度	200°C
フランジ材質	SGV480 相当
フランジ内径	<div style="border: 2px solid black; width: 100px; height: 100px;"></div>
フランジ板厚 (最小厚さ)	
ボルト呼び径	
ボルト本数	

ボルトの評価結果を第 6-13 表，フランジの評価結果を第 6-14 表に示す。

第 6-13 表 ボルト評価結果（貫通部 X-28）

単位：mm²

荷重	必要総有効断面積 A_m	総有効断面積 A_b
2Pd	1.212×10^3	6.765×10^3

第 6-14 表 フランジ応力評価結果（貫通部 X-28）

単位：MPa

応力	記号	X-28	
		発生応力	許容応力
ハブの軸方向応力	σ_H	90	422
フランジの半径方向応力	σ_R	158	281
フランジの周方向応力	σ_T	31	281
組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	124	281
組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	61	281

(3) シール部

a. 規格等を用いた評価（ボルト締め平板）

貫通部 X-28 のフランジ部について、文献の理論式を用いて 2Pd における開口量を求め、許容開口量を下回ることを確認する。

シール材については、改良 E P D M 製シール材を使用することとする。

許容開口量の設定に使用する改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を第 6-15 表に示す。

第 6-15 表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果（改良 E P D M 製）

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	□
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率 ^{※2}	□ ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%，全く回復しない状態が 100%

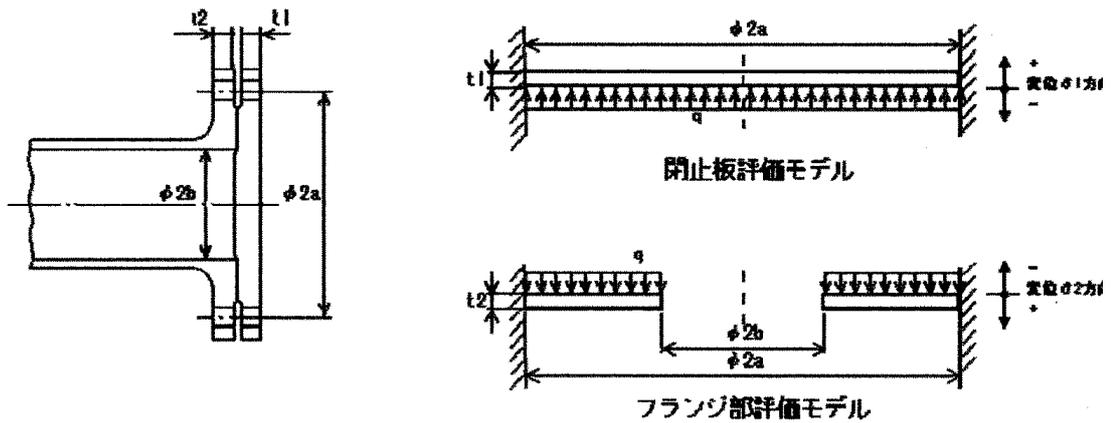
※3 □ の平均値

許容開口量はトップヘッドフランジの考え方と同様、168 時間のひずみ率と貫通部 X-28 のフランジ部の定格締付量□を踏まえ□

(= 定格締付量□ × (100% - □) / 100%) とする。

第 6-10 図に示すモデルを用いた開口量の評価結果を第 6-16 表に示す。

2Pd における開口量は□であり、許容開口量□を下回る。



第 6-10 図 評価モデル

第 6-16 表 フランジ部開口量評価結果（貫通部 X-28）

記号	内 容	X-28
a	ボルト ピッチ円半径	<input type="text"/> mm
b	内半径	<input type="text"/> mm
D_1	$= \frac{Et_1^3}{12(1-\nu^2)}$ *1	<input type="text"/>
D_2	$= \frac{Et_2^3}{12(1-\nu^2)}$ *1	<input type="text"/>
E	縦弾性係数	191000 MPa
K_{yb}	b/a から 定まる係数 *1	-6.330×10^{-4}
q	評価圧力	0.620 MPa
t_1	閉止板板厚	<input type="text"/> mm
t_2	フランジ部板厚	<input type="text"/> mm
ν	ポアソン比	0.3
δ_1	$= \frac{qa^4}{64D_1}$ *1 *2	<input type="text"/> mm
δ_2	$= \frac{-K_{yb} \cdot qa^4}{D_2}$ *1 *2	<input type="text"/> mm
$\delta_1 + \delta_2$	変位量合計	<input type="text"/> mm

*1: 出典「ROARK'S FORMULAS FOR STRESS AND STRAIN EIGHTH EDITION」

*2: 保守的に、はりの最大変位量をシール部の変位量とみなす

6.4.3 評価結果

平板類については、200℃、2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

6.5 配管貫通部（セーフエンド）

6.5.1 評価方針

セーフエンドは、伸縮継手付貫通部に用いられる短管で、スリーブ及び伸縮継手等に溶接固定されている。

セーフエンド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、圧縮力がセーフエン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、セーフエンドの機能喪失要因は、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。

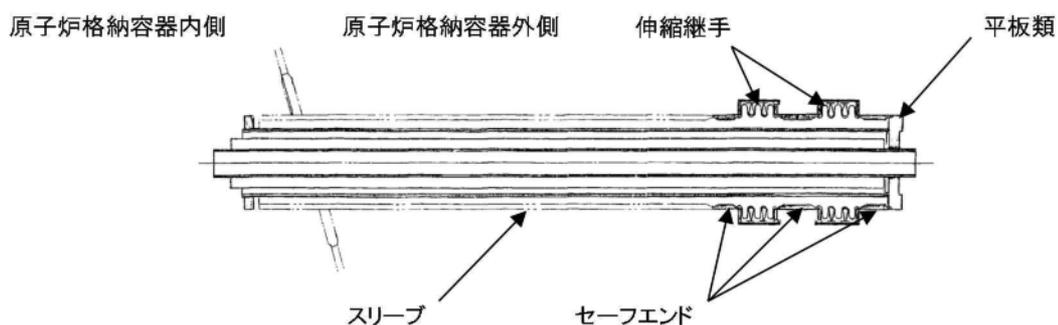
このため、200℃、2Pd でのセーフエンドの健全性確認について、第 6-17 表に示す評価方法により評価を実施する。

セーフエンドは、配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなるため、最大径の貫通部 X-18A～D を代表評価する。

セーフエンドの評価対象を第 6-11 図に示す。

第 6-17 表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	規格方法
構造部 (セーフエンド)	延性破壊	規格を用いた評価 (X-18A～D で代表評価)



第6-11図 セーフエンドの評価対象

6.5.2 評価

(1) 構造部

a. 規格を用いた評価

貫通部 X-18A～D のセーフエンドについて、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力を求め、 $2Pd$ を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界圧力・限界温度の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (S_u 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3S_u$ 値以下であれば、延性破壊に至らず、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・建設規格において示される原子炉格納容器 (クラスMC容器) の供用状態Dに対する許容値と同じ考え方である (設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

S_u 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200°C を用いる。

評価結果を以下に示す。

貫通部 X-18A～D のセーフエンドは、2Pd を上回る。

セーフエンド：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (—)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200℃における許容圧力	4.529
4.529[gage]MPa > 0.62MPa[gage] (2Pd)		

6.5.3 評価結果

セーフエンドについては、200℃、2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

6.6 配管貫通部（伸縮継手）

6.6.1 評価方針

伸縮継手は、配管貫通部に用いられる伸縮継手で、セーフエンドに溶接固定されている。

伸縮継手の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊及び疲労破壊が考えられる。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から、脆性破壊は評価対象外と考えることができる。

したがって、伸縮継手の機能喪失要因は、通常運転時に累積される低サイクル疲労に加えて重大事故時に累積される低サイクル疲労による疲労破壊が想定される。

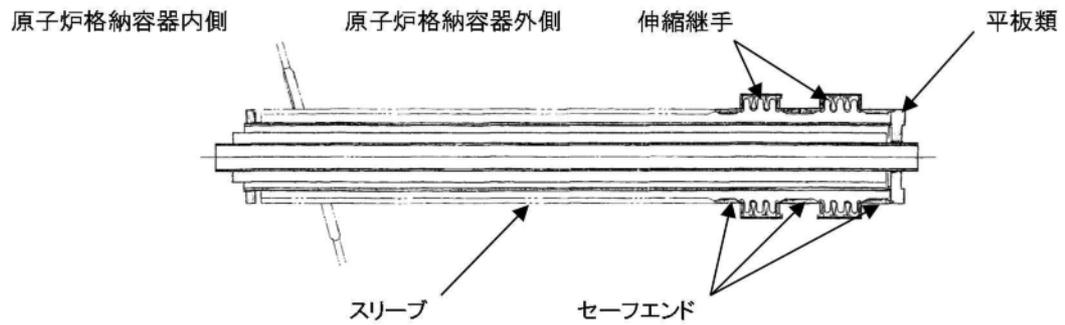
このため、200℃、2Pd での伸縮継手の健全性確認について、第 6-18 表に示す評価方法により評価を実施する。

なお、評価結果については、伸縮継手の通常状態、設計状態の疲労累積係数と重大事故等時の疲労累積係数の和が最も大きい配管貫通部 X-14 を代表とする。

伸縮継手の評価対象を第 6-12 図に示す。

第 6-18 表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	規格方法
構造部 (伸縮継手)	疲労破壊	設計・建設規格に準拠した評価 (X-14 で代表評価)



第 6-12 図 伸縮継手の評価対象

6.6.2 評価

(1) 構造部

a. 規格を用いた評価

貫通部 X-14 の伸縮継手について、設計・建設規格に示される伸縮継手の疲労評価の式を用いて算出し、疲労累積係数が 1 以下であることを確認する。重大事故時の繰り返し回数は 1 回とする。また、重大事故時の伸縮継手の全伸縮量は、簡易的に設計状態 (171℃, 1 Pd) の 2 倍とする。縦弾性係数 (E) を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200℃ を用いる。

評価結果を以下に示す。

疲労累積係数は1以下である。

伸縮継手：SUS304

疲労評価算定式：PVE-3810 に準拠

$$N_{s_i} = (11031 / \sigma)^{3.5}$$

$$\sigma = 1.5 E t \delta / (n \sqrt{bh^3}) + Ph / tc$$

E	200℃における縦弾性係数 (MPa)	183,000
t	ベローズの板厚 (mm)	
δ	全伸縮量 (mm)	
n	ベローズの波数の2倍の値	
b	ベローズの波のピッチの1/2 (mm)	
h	ベローズの波の高さ (mm)	
P	限界圧力 (MPa)	
c	ベローズの層数	
σ	ベローズに生じる応力 (MPa)	
N _{s3}	許容繰返し回数 (回)	
N ₃	設計繰返し回数 (回)	1
ΣN _i /N _{s_i} (i=1~3)	疲労累積係数	

6.6.3 評価結果

伸縮継手については、200℃、2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

7. 電気配線貫通部

7.1 概要

電気配線貫通部の 200℃、2Pd 環境下における健全性を確認する。

電気配線貫通部は、高圧用と低圧用の構造上 2 種類に大別される。高圧用電気配線貫通部の構造図を第 7-1 図、低圧用電気配線貫通部の構造図を第 7-2 図に示す。

高圧用電気配線貫通部は、モジュールがヘッドに溶接されており、モジュール内に封入された EP ゴム、スリーブ及びアダプタにより気密性を維持する構造となっている。

低圧用電気配線貫通部は、ヘッドとモジュール固定部の Oリング (EP ゴム)、モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、スリーブ及びアダプタにより気密性を維持する構造となっている。

上記を踏まえ、以下の構成で健全性を確認する。

7.2 項では、電気配線貫通部 (アダプタ) の構造健全性を確認する。

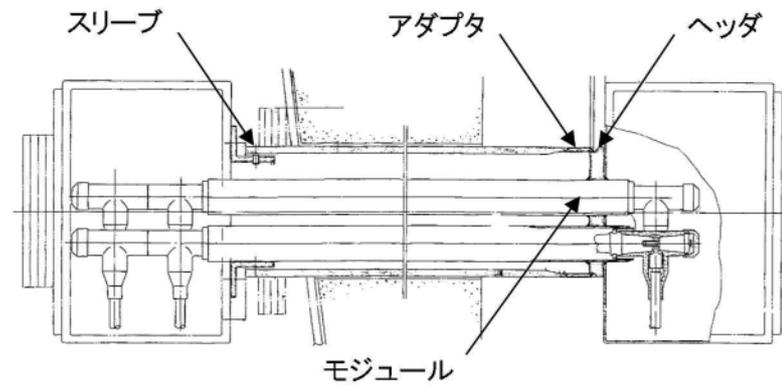
7.3 項では、電気配線貫通部 (ヘッド) の構造健全性を確認する。

7.4 項では、電気配線貫通部 (モジュール) のシール部の機能維持を確認する。

なお、スリーブについては、配管貫通部 (スリーブ) の評価において評価している。

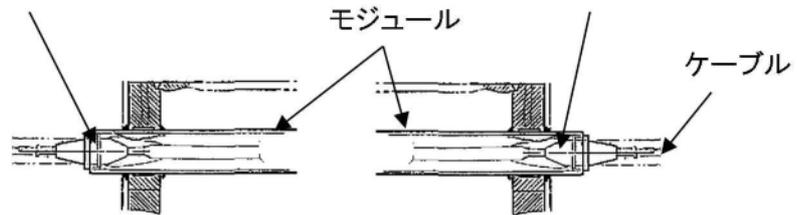
原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側



一次シール材(EPゴム)

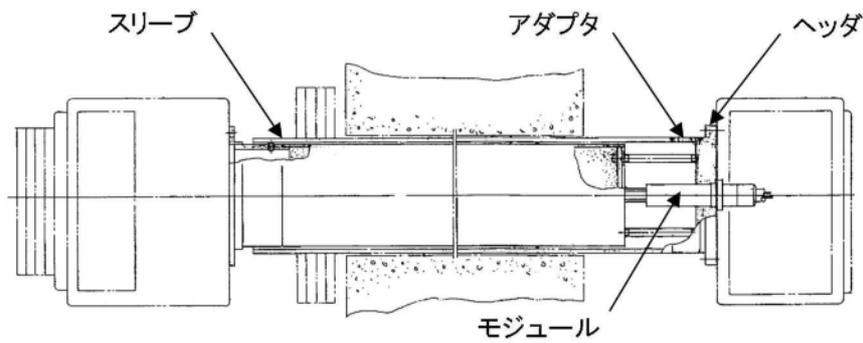
二次シール材(EPゴム)



第7-1図 高圧用電気配線貫通部構造図

原子炉格納容器内側

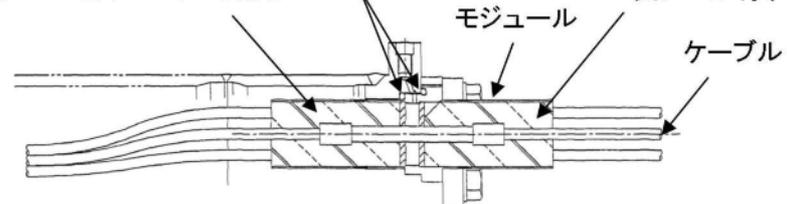
原子炉格納容器外側



一次シール材(エポキシ樹脂)

Oリング(EPゴム)

二次シール材(エポキシ樹脂)



第7-2図 低圧用電気配線貫通部構造図

7.2 電気配線貫通部（アダプタ）

7.2.1 評価方針

アダプタ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、過度の圧縮力がアダプタ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、アダプタの機能喪失要因は、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。

このため、200℃、2Pd でのアダプタの健全性評価について、第 7-1 表に示す評価方法により評価を実施する。

なお、電気配線貫通部は複数設置されているが、構造上は高圧用と低圧用の 2 種類であることから、それぞれについて評価を実施する。

第 7-1 表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価

7.2.2 評価

アダプタについて、設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力を求め、2Pd を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ（Su 値）に対する割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3Su$ 値以下であれば、

延性破壊に至らず、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・建設規格において示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに対する許容値と同じ考え方である(設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200℃を用いる。

(1) 計算に使用する記号の定義

アダプタの許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200℃における 2/3Su 値を使用)
η	—	継手効率
t	mm	板厚
D ₀	mm	アダプタの外径

(2) 許容圧力の計算方法

アダプタの許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = \frac{PD_0}{2S\eta + 0.8P} \quad [\text{設計・建設規格 解説 PVE-3611}]$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{2S\eta t}{D_0 - 0.8t}$$

上式を用いて、アダプタの許容圧力を計算する。

7.2.3 評価結果

以下に示すとおり，アダプタの 200℃における許容圧力は 2Pd 以上である。これより，200℃，2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能が確保されることを確認した。

アダプタ：ASME SA105 (SF440A 相当)

許容圧力計算式：PVE-3611 を準用

$$P = 2S\eta t / (D_o - 0.8t)$$

項 目		低圧用	高圧用
S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	267	267
η	継手効率 (-)	1.0	1.0
t	板厚 (mm)		
D _o	アダプタ外径 (mm)		
P	200℃における許容圧力 (MPa)	10.645	10.619
低圧用：10.645[gage]MPa > 0.62MPa[gage] (2Pd) 高圧用：10.619[gage]MPa > 0.62MPa[gage] (2Pd)			

7.3 電気配線貫通部（ヘッダ）

7.3.1 評価方針

ヘッダ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、過度の圧縮力が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。

したがって、ヘッダの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形による延性破壊が想定される。

このため、200℃、2Pd でのヘッダの健全性評価について、第 7-2 表に示す評価方法により評価を実施する。

なお、電気配線貫通部は複数設置されているが、構造上は高圧用と低圧用の 2 種類であることから、それぞれについて評価を実施する。

第 7-2 表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価

7.3.2 評価

ヘッダについて、設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し、許容圧力を求め、2Pd を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ（Su 値）に対する割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3Su$ 値以下であれば、

延性破壊に至らず、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・建設規格において示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに対する許容値と同じ考え方である。(設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200℃を用いる。

(1) 計算に使用する記号の定義

ヘッダの許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200℃における 2/3Su 値を使用)
K	—	平板の取付方法による係数
t	mm	板厚
d	mm	平板の径または最少内のり

(2) 許容圧力の計算方法

ヘッダの許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}} \quad [\text{設計・建設規格 解説 PVE-3410}]$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{S}{K} \left(\frac{t}{d} \right)^2$$

上式を用いて、ヘッダの許容圧力を計算する。

(3) 穴の補強計算

東海第二発電所に設置されている電気配線貫通部のヘッダにはモジュール取付用の貫通穴があるため、既工認の強度計算と同様に穴の補強を評価する。

ここで、

A_0 : 補強に有効な面積

A_r : 補強に必要な面積

d_p : パイプの最大内径

t_{0r} : ヘッダの計算上必要な厚さ

t_{pp} : パイプの最小厚さ

t_0 : ヘッダの厚さ

Y : 補強に有効な範囲

l_1 : 点検溝の幅

l_2 : 点検溝の深さ

F : 係数

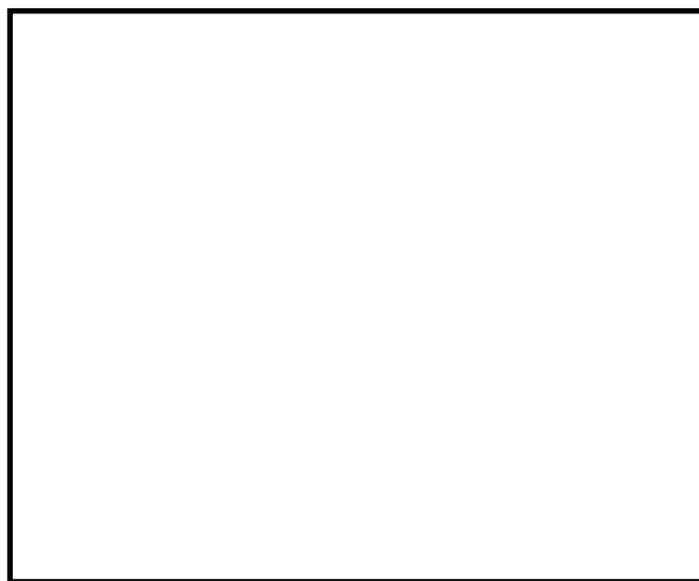


図 穴部の形状及び寸法 (単位 : mm) (既工事計画書より)

7.3.3 評価結果

以下に示すとおり，ヘッダの 200℃における許容圧力は 2Pd 以上である。これより，200℃，2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能が確保されることを確認した。

ヘッダ：ASME SA182 Gr.F304 (SUSF304 相当)

許容圧力計算式：PVE-3410 を準用

$$P = S/K \times (t/d)^2$$

項 目		低圧用	高圧用
S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	251	251
K	平板の取付方法による係数	0.33	0.33
t	公称板厚 (mm)		
d	平板の径または最小内のり (mm)		
P	200℃における許容圧力 (MPa)	27.948	10.69
低圧用：27.948MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd) 高圧用：10.69MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pd)			

ヘッダの計算上必要な厚さ t_{or} は，設計・建設規格 PVE-3410 より

$$t_{or} = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

$$= 14.49 \text{ mm}$$

K：0.5 (既工認より)

P：0.62 MPa (=2Pd)

S：251 MPa (200℃における 2/3Su)

補強に必要な面積 A_r

$$A_r = d_p \cdot t_{0r} \cdot F = \boxed{} \times 14.49 \times 1.0 = \boxed{} \text{ mm}^2$$

補強に有効な面積 A_0

$$\begin{aligned} A_0 &= (2Y - d_p - 2t_{pp}) (t_0 - t_{0r}) - 2\ell_1 \cdot \ell_2 \\ &= (2 \times \boxed{} - \boxed{} - 2 \times \boxed{}) \times (\boxed{} - 14.49) - 2 \times \boxed{} \times \boxed{} \\ &= \boxed{} \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

よって $A_0 > A_r/2 = \boxed{} \text{ mm}^2$

であり、穴の補強は十分である。

7.4 電気配線貫通部（モジュール）

7.4.1 評価方針

モジュールのシール材には、高圧用モジュールにはE P ゴム、低圧用モジュールには、エポキシ樹脂及びE P ゴムを使用しているため、高温劣化によるシール機能の低下が想定される。

なお、モジュールの接合部は、原子炉格納容器貫通部付け根から十分距離を確保し、原子炉格納容器胴側の変形影響が減衰する位置に設けていることから、200℃、2Pd による格納容器胴側の不均一な変形に伴う影響は及ばない。

このため、200℃、2Pd でのモジュールの健全性確認について、第7-3表に示す評価方法により評価を実施する。

第7-3表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
シール部 (モジュール)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価

7.4.2 評価

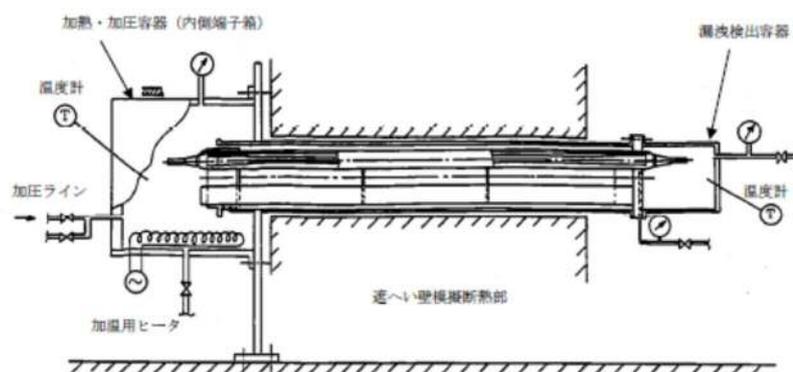
(1) 電気ペネ共研の試験結果を用いた評価

電気ペネ共研において、LOCA 時の圧力、温度条件を超える条件下での、電気配線貫通部の知見を得るため、東海第二発電所を含む国内 BWR 電力実機の電気配線貫通部の構造を反映した試験体を用い、電気配線貫通部モジュールの気密性能について検証を行っている。第 7-3 図に電気ペネ共研の試験概要図を、第 7-4 表、第 7-4 図及び第 7-5 図に試験結果を示す。

試験結果より、高圧用モジュールの E P ゴムシール部は 194℃/62 時間、低圧用モジュールの樹脂シール部は 137℃/62 時間の熱劣化に対して、漏えいがないことが確認できている。

なお、本試験においては、放射線による照射が行われていないが、電気ペネトレーションの二次シール部は格納容器本体から離れた位置に取り付けられ、スリーブ周囲は遮へい壁で覆われていることから、温度と同様に格納容器内の積算線量に比べ小さいものとする。

したがって、実機においてもシール部の耐性に対し有意な影響を及ぼさない範囲と考えられるため、シール部の劣化要因としては温度が主要なパラメータであるとする。

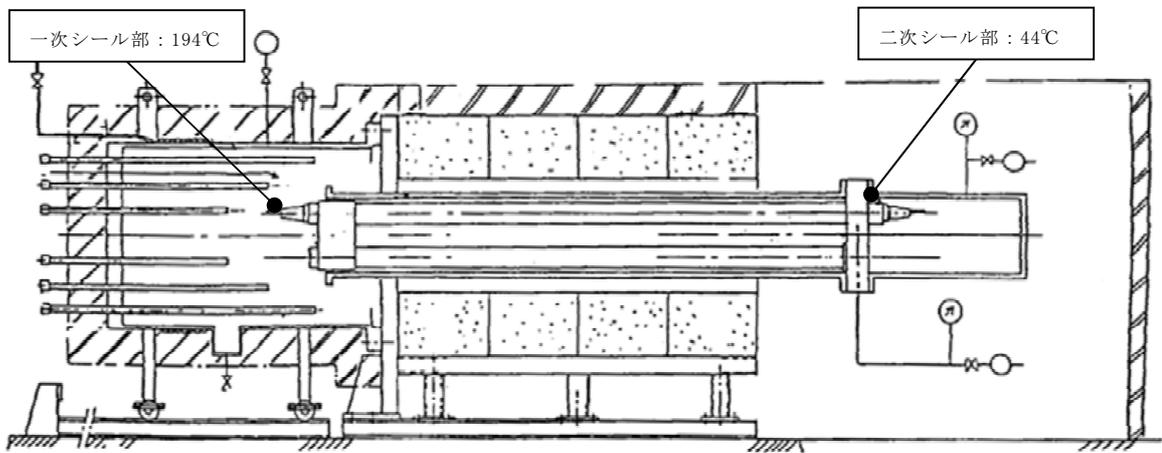


第 7-3 図 電気ペネ共研の試験概要図

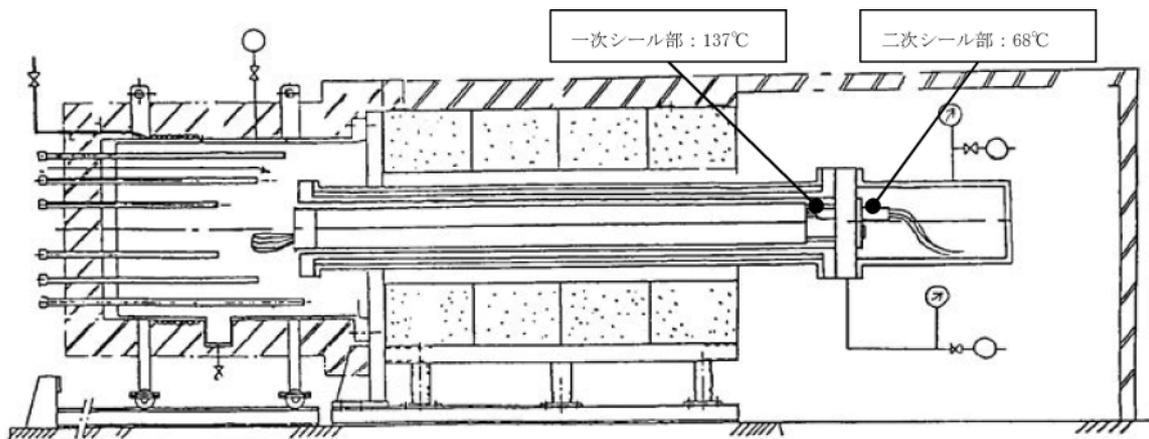
第7-4表 電気ペネ共研の試験結果

種類	試験条件					シール部温度(°C)／漏えい有無	
	雰囲気	温度(°C)	圧力(MPa)	放射線照射	時間(h)	一次シール	二次シール
高压	乾熱	200(220)*	(0.61~0.79)*	なし	62	194/漏えいなし	44/漏えいなし
低压	乾熱	200(220)*	(0.60~0.81)*	なし	62	137/漏えいなし	68/漏えいなし

※：() 内は記録グラフからの読み取り値



第7-4図 高压用モジュール試験体 温度分布図



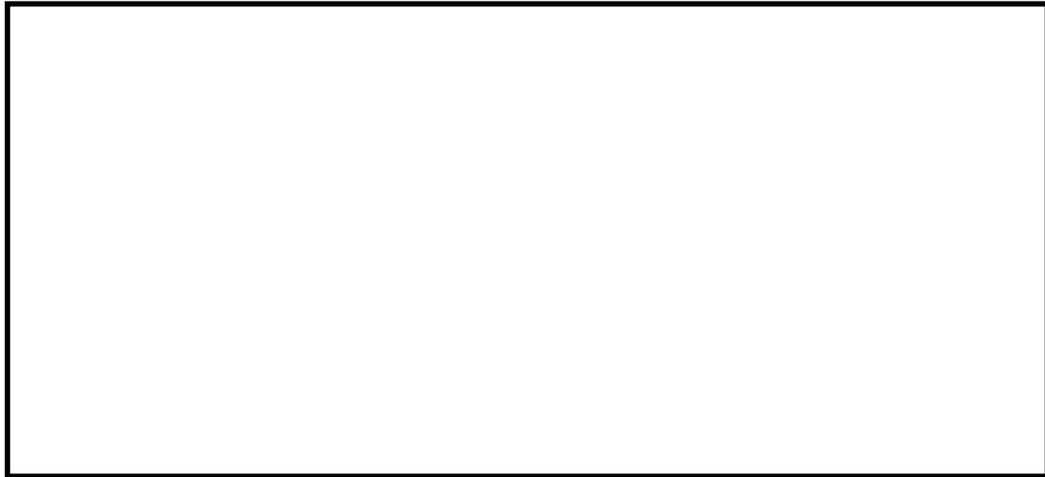
第7-5図 低压用モジュール試験体 温度分布図

(2) 過去の環境試験結果を用いた評価

過去の電気配線貫通部の環境試験では、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）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。第7-6図及び第7-7図に試験装置の概要図、第7-8図に冷却材喪失事故模擬試験における二次シール部の温度測定結果を示す。

第7-6図及び第7-7図に示すとおり、試験においては電気ペネモジュールとカバーのみの構成であり、実機に比べ簡略的な構造である。そのため、実機に比べカバー外側からの入熱量が多く、結果として二次シール部の温度が実機に比べ高くなる傾向にあるものと考えられる。一方、電気ペネ共研における試験は電気ペネトレーションの接続箱内を加熱する構造であり、モジュール部への伝熱の観点からはより実機に即した構造であると言える。

したがって、格納容器内環境が200℃となった場合の実際の温度は電気ペネ共研の温度（高圧用44℃、低圧用68℃）で得られた結果が実機に則したものあると考えていること及び本試験において原子炉格納容器内を模擬した電気ペネ共研の試験（二次シール部において高圧用44℃、低圧用68℃）よりも厳しい温度条件下で、13日間のシール機能の健全性が確認された結果から、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る。



第 7-6 図 冷却材喪失事故模擬試験の試験装置概要図（高圧用）



第 7-7 図 冷却材喪失事故模擬試験の試験装置概要図（低圧用）



第7-8図 冷却材喪失事故模擬試験温度測定結果

なお、第7-8図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、劣化を考慮して第7-5表に示す試験を実施している。

第7-5表 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 [] 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。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても事故時に耐漏えい性能を確保されるものと考えられる。

(3) N U P E C の試験結果を用いた評価

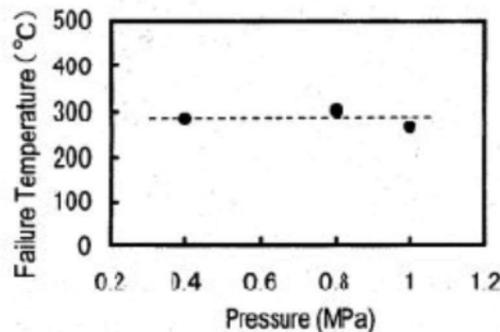
N U P E C 試験において、実機を模擬したモジュール試験体を使用して、高温時におけるシール部の漏えい確認試験が行われている。第 7-6 表に試験結果、第 7-7 図に漏えい発生温度の圧力依存性を示す。

漏えい発生温度は、圧力が 0.4MPa~1.0MPa の範囲においては、圧力に依存せず、ほぼ一定となることが報告されている。

また、放射線照射の影響については、エポキシ樹脂に 800kGy の放射線照射を行った場合においても、放射線照射を行わなかった場合に比べ、シート部からの漏えい発生温度が著しく低くなることはなかった。

第 7-6 表 漏えい発生条件確認試験結果

種類	雰囲気	圧力 (MPa)	放射線照射量 (kGy)	漏えい発生温度 (°C)
高圧用	蒸気	0.8	800	400°Cまで漏えいなし
低圧用	蒸気	0.4	800	284
	蒸気	0.8	800	284~303
	蒸気	0.8	なし	285
	蒸気	1.0	なし	266



第 7-7 図 低圧モジュールの漏えい発生温度の圧力依存

7.4.3 評価結果

モジュールについては、200℃、2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

8. 原子炉格納容器隔離弁

8.1 概要

原子炉格納容器隔離弁の 200℃, 2Pd 環境下における健全性を確認する弁の耐圧部は、弁箱、弁蓋、弁体等で構成しており、弁体、グランド部及び弁蓋部等には、シール材を使用している。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及び T I P ボール弁には、ゴム系又は樹脂系のシール材を使用しており、高温劣化による機能低下が想定される。

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はないこと、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、不活性ガス系バタフライ弁及び T I P ボール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度な変形（一次応力）が想定されるため、以下の構成で健全性を確認する。

8.2 項では、不活性ガス系バタフライ弁の機能維持を確認する。

8.3 項では、T I P ボール弁の機能維持を確認する。

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[gage]）、耐圧上問題となることはない。
- ・弁グランド部及び弁蓋部のシールには、黒鉛製のパッキン、ガスケット

トを有しており，耐熱性上問題となることはない。

- ・弁シート部は金属製又は黒鉛製である。

8.2 原子炉格納容器隔離弁（不活性ガス系バタフライ弁）

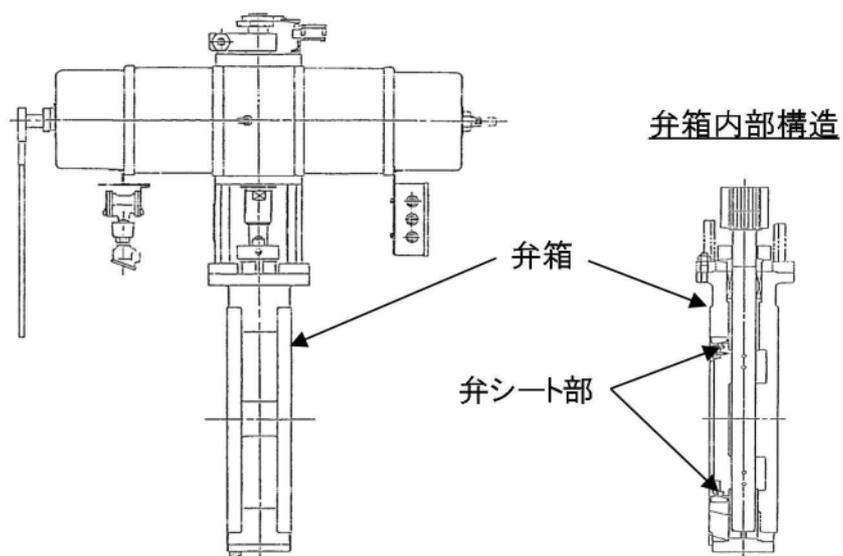
8.2.1 評価方針

不活性ガス系バタフライ弁は、弁シート部にEPゴムを使用しているため、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。また、弁耐圧部は、高温状態で内圧を受けることによる延性破壊が想定される。このため、200℃、2Pdでの不活性ガス系バタフライ弁の健全性について、第8-1表に示す評価方法により確認する。なお、弁シート部のシール材については、改良EPDM製シール材による評価を実施する。

不活性ガス系バタフライ弁の評価対象を第8-1図に示す。

第8-1表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
弁シート部	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
耐圧部（弁箱）	延性破壊	設計・建設規格（弁の圧力温度基準）の準用による評価



第8-1図 不活性ガス系バタフライ弁評価対象

8.2.2 評価

(1) 隔離機能

隔離機能は、弁シート材の耐環境性が支配的であるため、200℃、2Pdの環境下での弁シート部への影響を600Aのバタフライ弁供試体による蒸気加熱漏えい試験により確認する。試験条件を第8-2表に示す。

第8-2表 蒸気加熱漏えい試験条件

試験圧力	0.853MPa
試験温度	200℃
試験時間	168Hr
積算放射線量	<input type="text"/>

(2) 弁耐圧部の構造健全性

設計・建設規格 別表1-1に示す弁の許容圧力が、200℃、2Pdの環境条件を上回ることを確認する。

8.2.3 評価結果

(1) 隔離機能

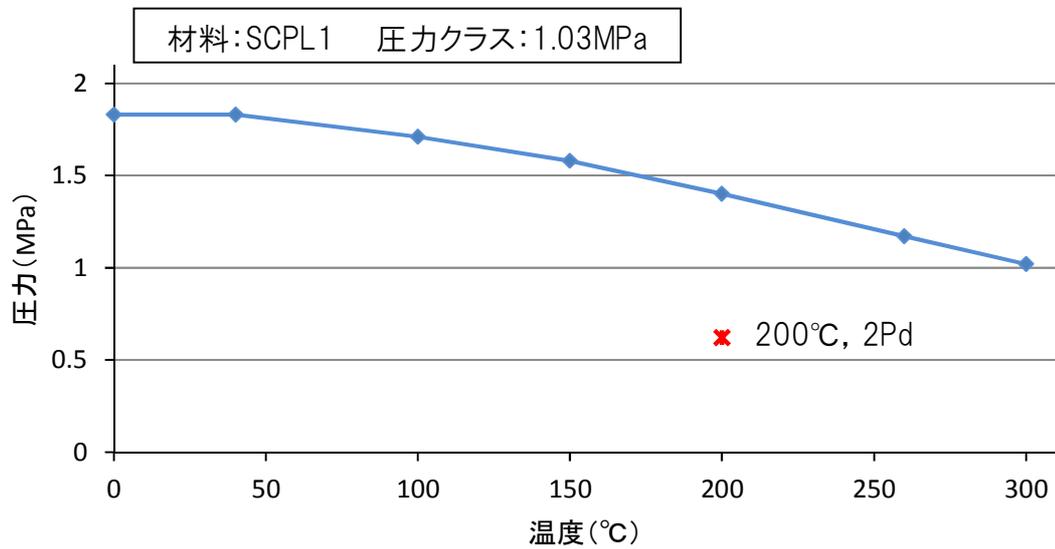
蒸気加熱漏えい試験を実施した結果、200℃、2Pd環境下において、弁シート部からの漏えいはなく、弁シート部の隔離機能が維持することを確認した。

(2) 弁耐圧部の構造健全性

当該弁の圧力クラスは1.03MPa(150LB)であり、弁耐圧部の200℃における許容圧力1.40MPa[gage]は、2Pd(0.62MPa[gage])を上回る。これにより、弁耐圧部については、200℃、2Pd環境下において健全性が維

持されることを確認した。

圧力クラス 1.03MPa の弁の温度－許容圧力を第 8－2 図に示す。



第 8－2 図 不活性ガス系バタフライ弁の温度－許容圧力

以上のことから、不活性ガス系バタフライ弁について、200°C, 2Pd の環境下での健全性を有すると考える。

8.3 原子炉格納容器隔離弁（T I P ボール弁）

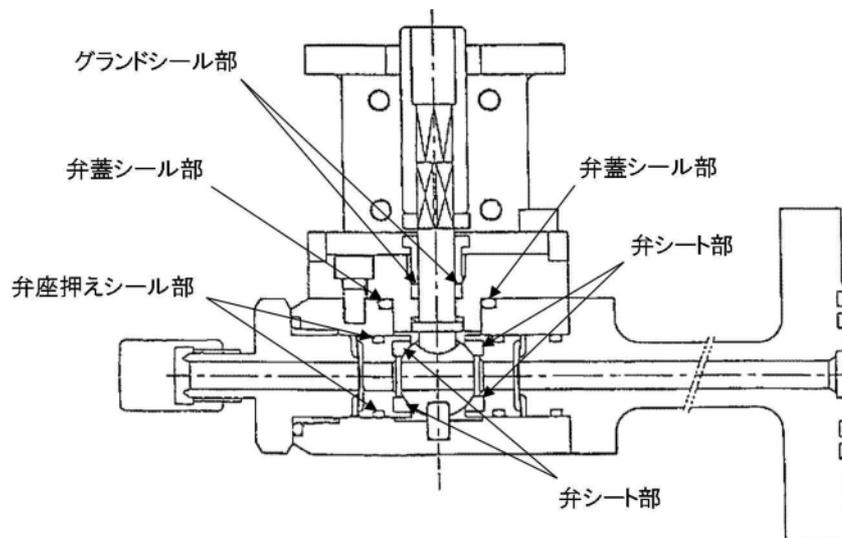
8.3.1 評価方針

T I P ボール弁は、弁シート部、グランドシール部にふっ素樹脂、弁蓋シール部にはふっ素ゴムを使用しているため、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。また、弁耐圧部は、高温状態で内圧を受けることによる延性破壊が想定される。このため、200℃、2PdでのT I P ボール弁の健全性について、第8-3表に示す評価方法により確認する。なお、弁シート部、グランドシール部及び弁蓋シール部のシール材については、改良E P D M製シール材による評価を実施する。

T I P ボール弁の評価対象を第8-3図に示す。

第8-3表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
シール材	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
耐圧部（弁箱）	延性破壊	設計・建設規格（弁の圧力温度基準）の準用による評価



第8-3図 T I P ボール弁評価対象

8.3.2 評価

(1) 隔離機能

隔離機能は、シール材の耐環境性が支配的であるため、200℃、2Pd 環境下における圧縮永久ひずみ試験及び不活性バタフライ弁の蒸気加熱漏えい試験の結果から、シール材の環境耐性を確認する。

(2) 弁耐圧部の構造健全性

設計・建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力が、200℃、2Pd の環境条件を上回ることを確認する。

8.3.3 評価結果

(1) 隔離機能

ボール弁の構造上、圧力負荷により隔離機能を有するシート部が離れる方向に変形することは考えにくいため、要求される環境下においてシール材に適用する材質の劣化が無い限り、シール性に影響を及ぼすことはない。したがって、隔離機能の評価は、シール材の環境耐性があることをもって評価する。

弁シート部、グランドシール部及び弁蓋シール部に使用する改良 EPDM 製シール材については、第 8-4 表に示す圧縮永久ひずみ試験結果から、200℃、2Pd 環境下における環境耐性を有している。また、不活性ガス系バタフライ弁の蒸気加熱漏えい試験の結果において、同材質の弁シートからの漏えいが無いことを確認している。

第 8-4 表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果 (改良 EPDM 製)

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	<input type="text"/>
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率 ^{※2}	<input type="text"/> ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

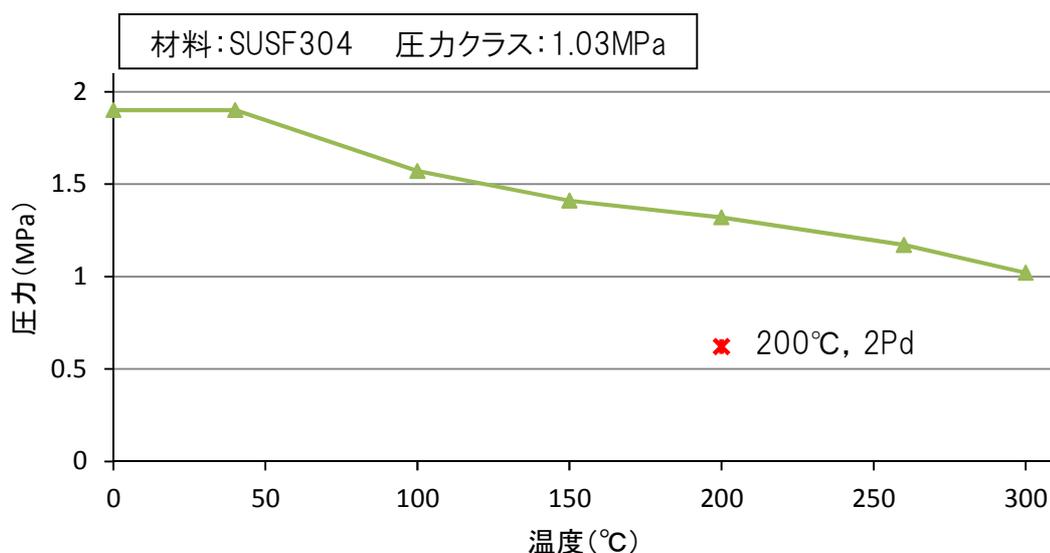
※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%, 全く回復しない状態が 100%

※3 の平均値

(2) 弁耐圧部の構造健全性

当該弁の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり, 弁耐圧部の 200℃における許容圧力 1.32MPa[gage]は 2Pd (0.62MPa[gage]) を上回る。これにより, 弁耐圧部については, 200℃, 2Pd 環境下において健全性が維持されることを確認した。

圧力クラス 1.03MPa の弁の温度-許容圧力を第 8-4 図に示す。

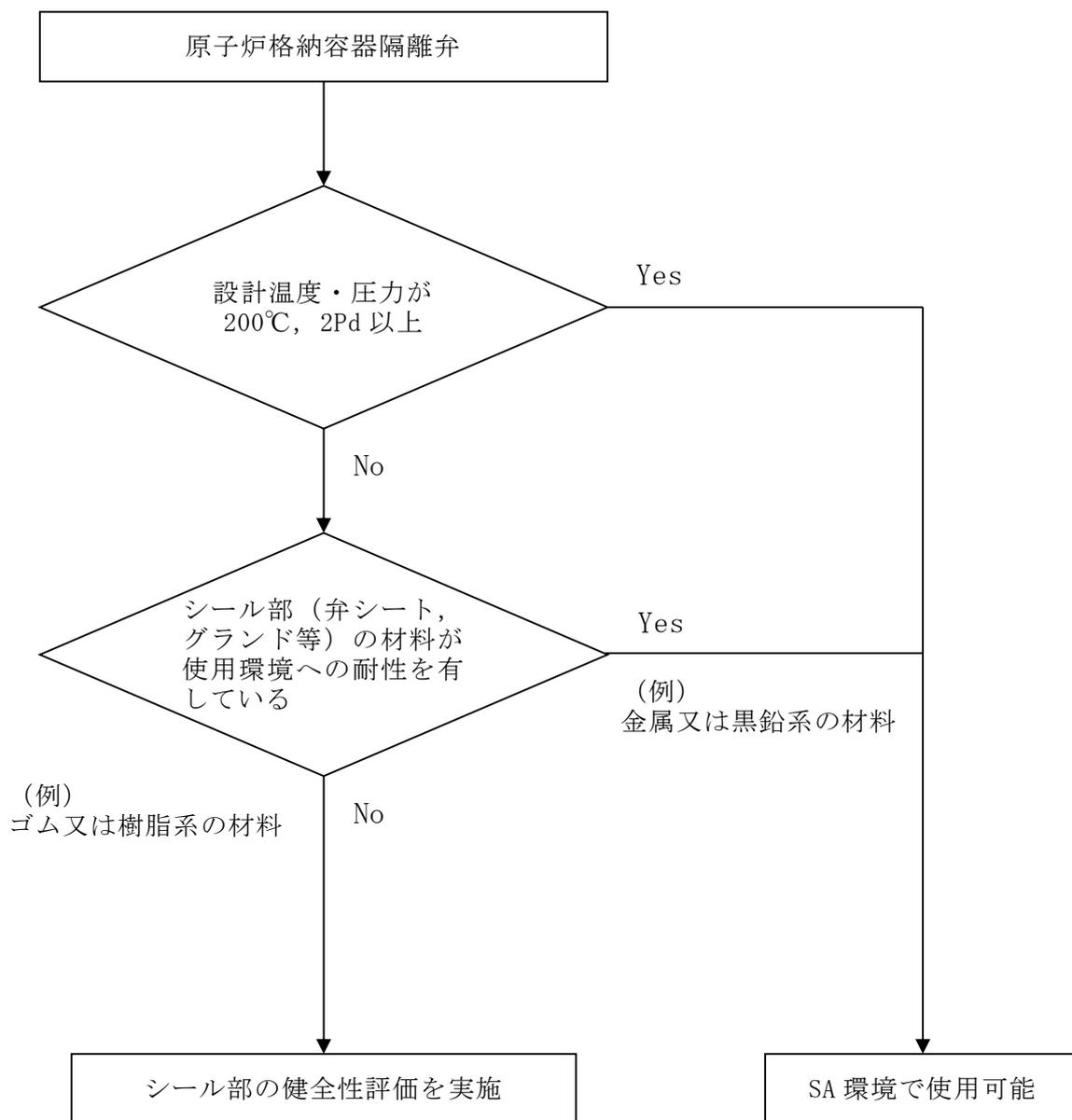


第 8-4 図 T I P ボール弁の温度-許容圧力

以上のことから，T I P ボール弁について，200℃，2Pd の環境下での健全性を有すると考える。

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°C, 2Pd) での健全性を確認するため, 第 8-1(1) 図のフローに従い対象弁を抽出した。



(評価対象弁)

- ・ 不活性ガス系バタフライ弁
- ・ T I P ボール弁

第 8-1(1) 図 原子炉格納容器隔離弁の評価対象抽出フロー

シール機能維持に対する考え方について

原子炉格納容器のハッチ類，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シール部のシール機能は，ガスケット等の試験結果及び材料特性により判定基準を定め，200℃，2Pd の環境下においてシール機能が維持できることを確認している。シール機能維持の考え方を第 1 表に示す。

第 1 表 シール機能維持の考え方

対象箇所	判定基準	シール機能維持の考え方
<ul style="list-style-type: none"> ・ トップヘッドフランジ ・ 機器搬入用ハッチ ・ サプレッション・チェンバアクセスハッチ ・ 所員用エアロック（扉板シール部） ・ 配管貫通部（平板類） 	許容開口量以下	<p>開口量評価で得られた開口量^{※1}が，ガスケットの試験結果^{※2}に基づき設定した許容開口量（シール機能が維持できる開口量）以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認</p> <p>※1 フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出</p> <p>※2 圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験による漏えい試験結果</p>
<ul style="list-style-type: none"> ・ 電気配線貫通部（モジュール） ・ 原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁） 	設計漏えい量以下	試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認
<ul style="list-style-type: none"> ・ 所員用エアロック（扉板以外シール部） ・ 原子炉格納容器隔離弁（T I P ボール弁） 	200℃ 以上	圧力により開口が生じる部位ではないため，試験結果及び材料仕様によりシール材の高温環境下における耐性を確認することにより，シール機能が維持できることを確認

また、ハッチ類、電気配線貫通部（モジュール）及び原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁）については、シール材の漏えい試験結果に基づき設定した判定基準を基にシール機能の維持を確認している。このことから、各漏えい試験において判定基準として設定した漏えい量より、判定基準を満たした場合に実機において想定される漏えい量を推定したところ、格納容器全体の設計漏えい率に比べても十分小さい値であり、シール機能は維持されると判断している。漏えい量の推定結果を第2表に示す。

第2表 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果（1/2）

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・トップヘッドフランジ ・機器搬入用ハッチ ・サプレッション・チェンバアクセスハッチ ・所員用エアロック（扉板シール部） ・配管貫通部（平板類） 	許容開口量以下	<p>実機フランジ模擬試験において、開口量＝許容開口量となる状態を模擬したリーク試験を実施しており、本試験において判定基準として設定した漏えい量から格納容器ハッチ類の実機相当に換算した漏えい量は、格納容器設計漏えい率である 0.5%/day に比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p>○漏えい有無の判定基準 漏えい量：1cc/min 以下</p> <p>○実機相当換算値 0.001%/day 以下（PCV空間容積に対する割合）</p>

第2表 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果 (2/2)

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・電気配線貫通部 (モジュール) ・原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁) 	設計漏えい量以下	<p>試験における判定基準として設定した漏えい量から電気配線貫通部(モジュール)及び原子炉格納容器隔離弁(バタフライ弁)の実機相当に換算した漏えい量は、格納容器設計漏えい率である0.5%/dayに比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p><電気配線貫通部(モジュール)></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準(設計漏えい量) 1×10⁻⁷Pa・m³/s以下 ○実機相当換算値 1×10⁻⁷%/day以下(PCV空間容積に対する割合) <p><原子炉格納容器隔離弁(バタフライ弁)></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準(設計漏えい量) 240cc/min以下/600A ○実機相当換算値 0.02%/day以下(PCV空間容積に対する割合)
<ul style="list-style-type: none"> ・所員用エアロック (扉板以外シール部) ・原子炉格納容器隔離弁 (TIPボール弁) 	200℃以上	圧力により開口が生じる部位でなく、また、高温環境下での耐性を確認していることから格納容器内の200℃の環境条件であってもシール機能に影響を及ぼすものでない。

改良 E P D M 製シール材の適用性について

東海第二発電所では、改良 E P D M 製シール材として []

[] を採用する計画である。

改良 E P D M 製シール材の開発経緯を以下に示す。

- ・ 従来、格納容器のシール材（ガスケット）として使用していたシリコンゴムは、使用温度範囲が -60°C ～ $+200^{\circ}\text{C}$ であり、従来の E P D M 製シール材の使用温度範囲 -50°C ～ $+150^{\circ}\text{C}$ よりも耐熱性は若干高いものの、既往の試験結果から高温蒸気環境での劣化が確認されていた。
- ・ 従来の E P D M 製シール材はシリコンゴムに比較して高温蒸気に強い材料であったが、更なる耐熱性向上を目的に材料の改良を進め、改良 E P D M 製シール材を開発した。

改良 E P D M 製シール材については、ガスケットメーカーにおいて、耐熱性、耐高温蒸気性及び耐放射線性の確認を目的に、事故時環境を考慮した条件 []

にて圧縮永久ひずみ試験が実施されており、耐性が確認されている。

東海第二発電所で採用予定の改良 E P D M 製シール材 []

[] については、ガスケットメーカーで実施された試験と同様に圧縮永久ひずみ試験を実施するとともに、重大事故等時の温度及び放射線による劣化特性がシール機能に影響を及ぼすものでないことを実機フランジ模擬試験にて確認している。

また、改良 E P D M 製シール材は、従来の E P D M 製シール材と同様、ガスケットメーカーにて材料や特長に応じ定めている型番品 []

として管理されているものであり、当該品を特定可能であることから、メーカー型番を指定することにより今回シール機能が確認されたものを確実に調達することが可能である。

なお、今後の技術開発により、より高い信頼性があるシール材が開発された場合は、今回と同様に圧縮永久ひずみ試験等を実施し、事故時環境におけるシール機能評価を行うことで、実機フランジへの適用性について確認する。

改良 E P D M 製シール材における各試験について

改良 E P D M 製シール材の適用にあたり、「改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験」及び「実機フランジ模擬試験」の 2 種類の試験を実施している。本資料では、各試験の位置付けを明確化するとともに、「実機フランジ模擬試験」の試験条件がシビアアクシデント環境を適切に模擬できているかを確認するため「高温曝露の方法」及び「放射線試験の方法」について適切性を確認した。

1. 各試験の位置付けについて

(1) 改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験

フランジ部からの漏えいの発生を防止するため、フランジ面にはシール材がセットされている。フランジはフランジボルトを締め付けることによりシール材を圧縮し、シール機能を発揮する構造となっている。

このため、フランジ部からの漏えいは「内部圧力の上昇によりフランジ部が開くこと」に加え「その開口量がシール材の復元量を超える」場合に生じる。したがって、シール材の耐漏えい性能を確認するためには、シール材がセットされるフランジが「圧力上昇によりどの程度開くのか」を評価し、その開口量に熱等により劣化した「シール材の復元量」を確認することが必要となる（第 1 表参照）。

第1表 フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付け

フランジ部からの漏えい要因	確認事項	試験（及び評価）の位置付け
圧力の上昇によりフランジ部が開口することによる漏えい	フランジ部の圧力上昇による開口量	解析による開口量評価
開口量がシール材の復元特性を超えることによる漏えい	熱等により劣化したシール材の復元量	圧縮永久ひずみ試験によるシール材の復元量評価

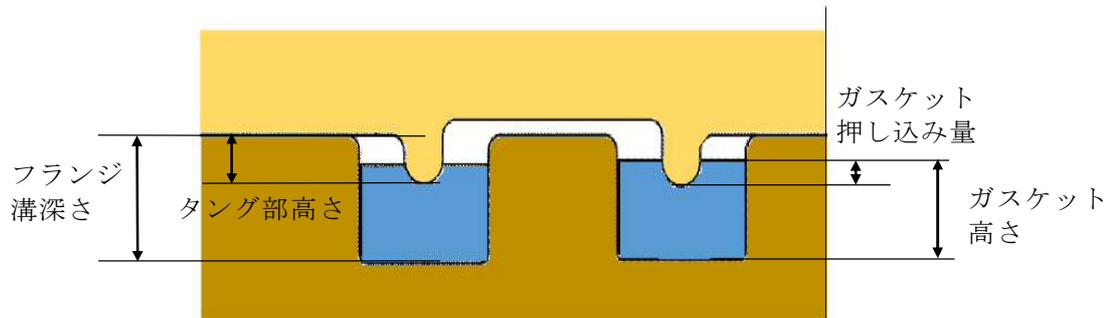
圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200℃，2Pd で評価しているため、圧力上昇による影響は、フランジ構造によらず同等である。
- ・本試験は、フランジ構造に関わらず、圧縮状態で使用される静的シール部におけるシール材単体の劣化度（ひずみ率）から復元量を確認するものであることから、フランジ構造の違いはフランジ構造の解析による開口量計算において評価している。
- ・本試験におけるシール材試験片の圧縮率は、としており、改良型EPDM製シール材を適用する「角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率」とほぼ同等である（第2表参照）。

よって、東海第二発電所原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では、フランジ部の開口量と圧縮永久ひずみ試験結果を用いることでシール部の健全性を評価できる。

第2表 角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率

設備名	フランジ溝深さ	タング部高さ	ガスケット高さ	ガスケット押し込み量	圧縮率
トップヘッドフランジ					
機器搬入用ハッチ					
サブプレッショ ン・チェンバア クセスハッチ					
閉止板 (X-28)					



- ・ガスケット押し込み量 = (ガスケット高さ + タング部高さ) - フランジ溝深さ
- ・圧縮率 = (ガスケット押し込み量 / ガスケット高さ) × 100%

(2) 実機フランジ模擬試験

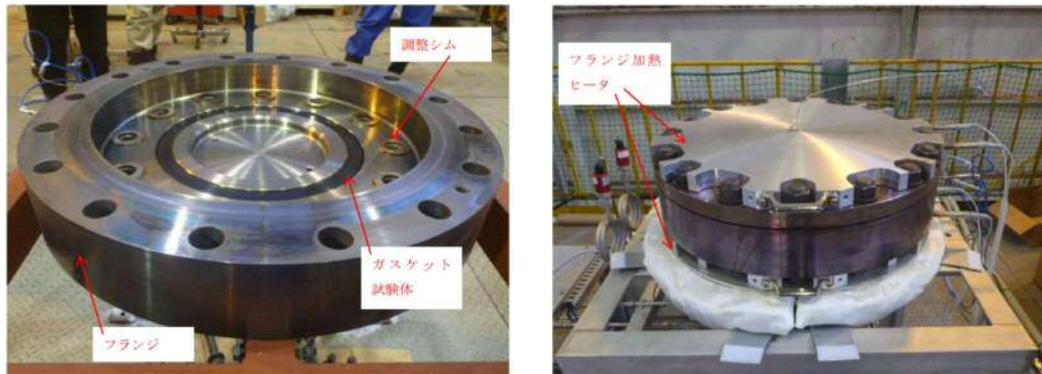
圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では、内圧によるフランジの構造部の変形は模擬しているが、実機フランジ溝にガスケットをセットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため、実機にセットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要がある。また、(1)項で記述したシール機能の評価では、ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（ガスケット押し込み量が0mmで接している状態）までをシール機能維持のクライテリアとしており、その状態においても気密性を有することを確認する必要がある。

実機フランジ模擬試験は、圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価の中で最も厳しい状態を再現する試験をすることで、開口量評価の妥当性を確認するために実施している。（第3表参照）

第3表 実機フランジ模擬試験の位置付け

開口量評価における未確認事項	確認事項	実機フランジ模擬試験の位置付け
実機フランジガスケット溝にガスケットをセットした状態における内圧や熱膨張によりシール材が変形した状態における気密性	内圧、熱膨張でシール材がガスケット溝内で変形した状態で気密性を有すること	ガスケット溝内でのシール材の変形を考慮するため、実機フランジを模擬した試験装置※により気密性を有していることを確認
ガスケットに対するタングの押し込み量が0mmで接している状態（開口量＝許容開口量）における気密性	ガスケットに対するタングの押し込み量が0mmで接している状態で気密性を有すること	ガスケットに対するタングの押し込み量が0mmで接している状態で試験を実施することにより気密性を有していることを確認

※試験装置の断面形状は実機と同形状であり、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等で、中心径のみ縮小した試験装置（第1図参照）



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）

第1図 試験装置外観写真

実機フランジ模擬試験で得られた結果がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200℃，2Pd で評価しているため，圧力上昇による影響は，フランジ構造によらず同等である。
- ・内圧上昇後にフランジが開口した状態を想定し，ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（押し込み量が 0mm で接している状態）でのシール性を確認しているものであり，フランジ構造による開口の違いはフランジ部の解析による開口量計算において評価している。

実機フランジ模擬試験によって，ガスケットに対するタンクの押し込み量が 0mm で接している状態を再現しており，圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価において，最も厳しい状態である。よって，東海第二発電所原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では，フランジ部の解析による開口量評価において，開口量が許容開口量以内であることを確認することで，シール部の健全性を評価できる。

2. 実機フランジ模擬試験の高温曝露の方法について

改良EPDM製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、実機フランジ模擬試験では蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、シビアアクシデント環境より保守的な条件で試験を実施している。また、温度については格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続する条件であり、シビアアクシデント環境よりも厳しい条件で曝露しており、それに加え、さらに余裕をみた 250℃、300℃をそれぞれ定める期間を一定温度で高温に曝露した試験を実施している。

よって、本試験は高温曝露時に、蒸気環境よりも厳しい乾熱曝露、シビアアクシデント環境よりも保守的な温度条件により、シビアアクシデント環境を適切に模擬できていると考える。

3. 実機フランジ模擬試験の放射線照射の方法について

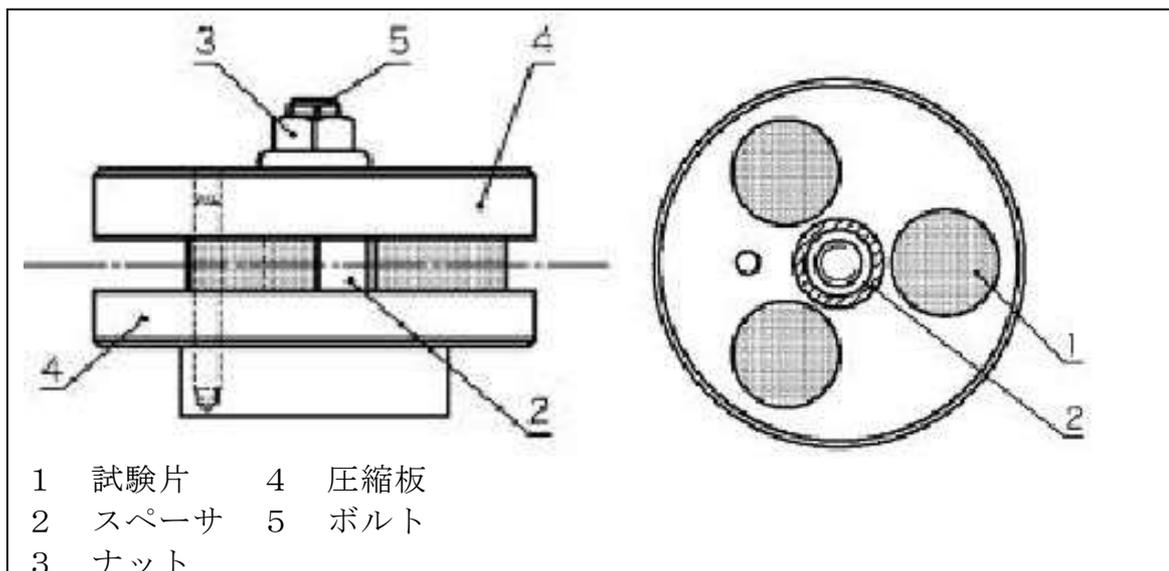
放射線照射量については、シビアアクシデント条件を模擬するために、有効性評価（大LOCA+ECCS機能喪失+SBO）におけるフランジガスケット部における事故後 7 日間の累積放射線量の目安である 800kGy を用いて試験している。

また、放射線照射と高温曝露の順序について「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイドライン」に事故時環境評価試験の試験実施方法として放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められていることから、この考え方を参考にし、放射線照射後に高温曝露を行う順序で試験を実施している。

改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験について

改良EPDM製シール材の事故時環境における劣化特性を確認するために、JIS K 6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。

試験装置を第1図に示す。試験片として、予めγ線照射したシール材を用いている。放射線量は、事故時条件を模擬するために、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 を用いて実施している。試験は、試験片を圧縮板ではさみボルトを締付けることにより圧縮させる。試験片の圧縮量はスペーサの厚さで調整している。



第1図 圧縮永久ひずみ試験装置

試験では、加圧試験容器を用いて高温蒸気で曝露し、試験温度は、格納容器限界温度である 200℃、試験期間は 7 日間（168 時間）とし、一定温度で高温曝露している。

圧縮永久ひずみ率は、試験片の初期厚みと試験後の試験片の厚さを測定し、次の式（1）により算出する。各試験片の中心を 0.01mm の単位まで厚さ測定し、3 個の試験片で得られた値の平均値を算出する。圧縮永久ひずみの算出概念図を第 2 図に示す。

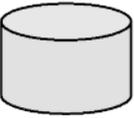
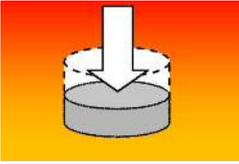
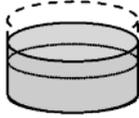
$$Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100 \quad \dots \dots \dots (1)$$

Cs : 圧縮永久ひずみ率

t₀ : 試験片の初期厚み

t₁ : 試験後の試験片の厚み

t₂ : スペーサ厚さ

初期状態	試験状態	圧縮開放
		
厚さ t ₀	厚さ t ₂ (25%圧縮)	厚さ t ₁ $Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$

第 2 図 圧縮永久ひずみの算出概念図

圧縮永久ひずみ試験の結果を第1表に示す。

第1表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果（改良EPDM製）

材料	試験 温度	構造部放射線 照射量	試験 雰囲気	試験時間	ひずみ率 (%) ^{※2}	
					各試験片	平均
改良EPDM □	200℃	□	蒸気	168時間	□	□
□						
□						

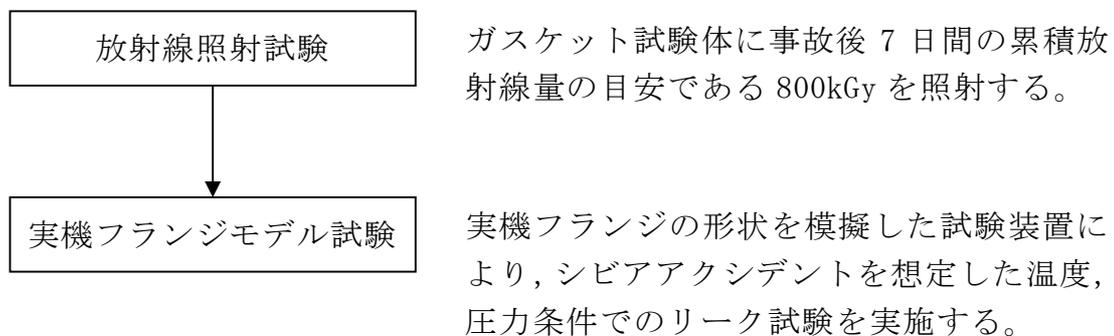
※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が0%，全く回復しない状態が100%

実機フランジ模擬試験の概要について

改良 E P D M 製シール材のシール機能の性能確認として，実機フランジの形状を模擬した試験装置を用いて，実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行った。

試験フローを第 1 図に示し，試験の概要を以下に示す。



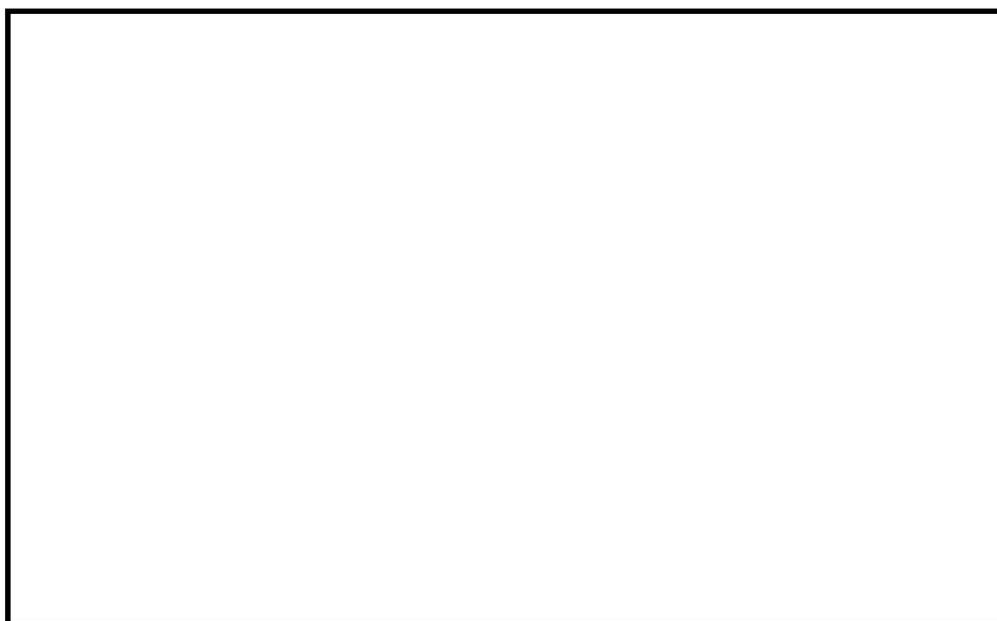
第 1 図 実機フランジ模擬試験の試験フロー

1. 試験装置

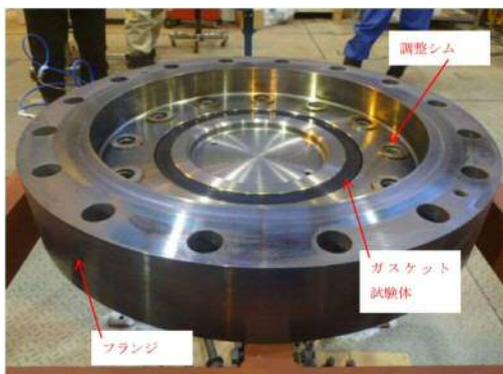
実機フランジ模擬試験の試験装置は第 2 図，第 3 図に示すようにフランジユニット，ガス供給ユニット，リークガス計測ユニットから構成される。フランジユニットは，直径 250mm のガスケット試験体を組み込んで内部を加圧可能な試験フランジと，試験フランジを所定の試験条件に加熱制御するためのフランジ加熱ヒータから構成される。試験フランジにガスケット試験体を組み込む溝断面形状（フランジ型式）は実機フランジで採用されているタンク&グループ型（T & G 型）を模擬している。フランジ断面形状は実機と同形状であり，中心径のみを縮小した試験装置としているため，試験で得られ

たリーク量をガスケット径比で補正することで実機フランジにおけるリーク量として適用できる。

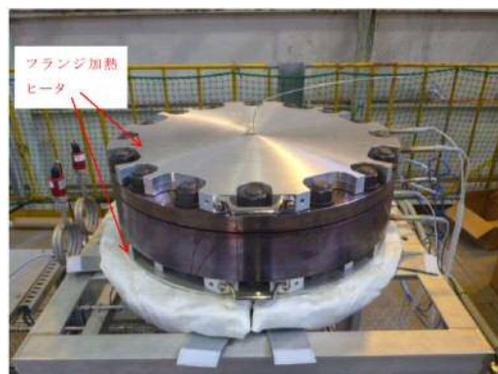
また、内圧上昇後の格納容器フランジの開口を模擬するため、ガスケット試験体の押し込み量をフランジ間に設置する調整シムにより設定する。ガス供給ユニットは、高圧空気ボンベと圧力調整器から構成され、所定の圧力に調整された加圧ガスを空気加熱器により所定の温度に加熱制御する。リーク量はリークガス計測ユニットのマスフローメータにて計測される。試験装置外観を第3図に示す。



第2図 試験装置概要図



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）

第3図 試験装置外観

2. 試験条件

事故時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ガスケット試験体として用いる。放射線による劣化と熱による劣化は、放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与した。

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ないことから、放射線と熱の同時曝露による劣化への影響は十分小さく、逐次法による劣化の付与は妥当であると考えられる。なお、「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイドライン」において、事故時環境試験の試験方法として放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められており、この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。

改良EPDM製シール材の劣化は、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、試験温度については、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（0.62MPa）を包絡する圧力（0.854MPa以上）で気密確認を実施する。また、格納容器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し込み量を最小限（0mm）で設定する。なお、押し込み量は、高温での試験を実施する前段階として、常温での予備加圧を実施し、ガスケットから漏えいが起こらない状態を押し込み量0mmと定義する。

3. 試験結果

試験結果を第 1 表に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小限 (0mm) であっても、有意な漏えいは発生せず、200℃・168 時間、250℃・96 時間、300℃・24 時間の耐性が確認された。第 4 図に 200℃・168 時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。第 4 図より、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。

第 1 表 シビアアクシデント条件での試験結果

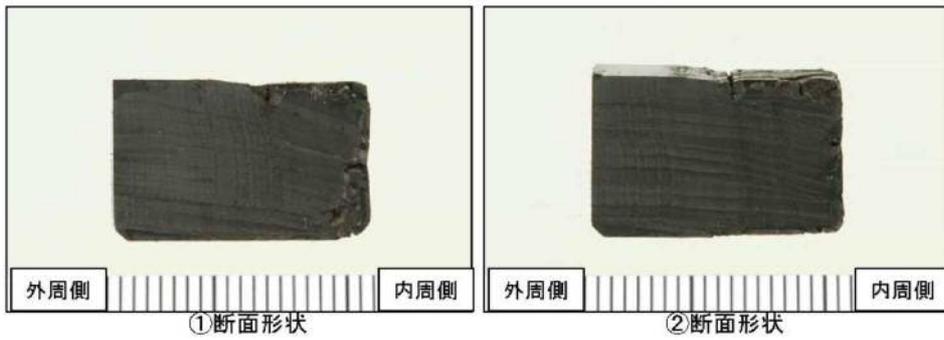
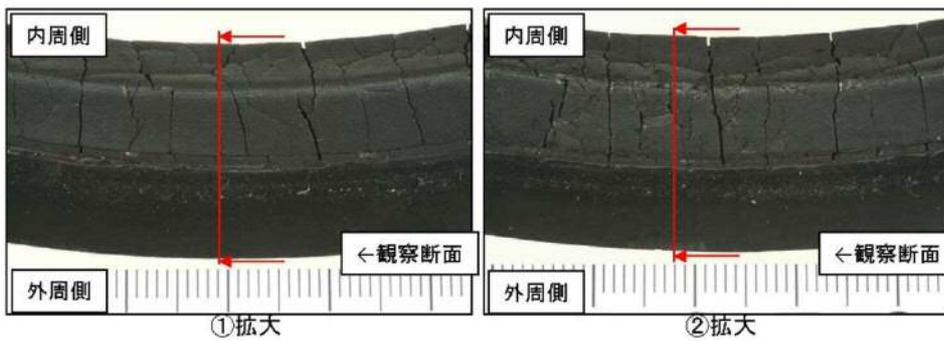
No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	改良 E P D M ()	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良 E P D M ()	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良 E P D M ()	300℃	24 時間	0mm	無

下記条件は全ケース共通

試験圧力：2Pd 以上 (0.854MPa 以上)、放射線照射量：800kGy、加圧媒体：乾熱（空気）
漏えい判定基準：1cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。



全体写真



第4図 試験後のガスケット試験体外観 (200℃・168時間)

改良 E P D M 製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について

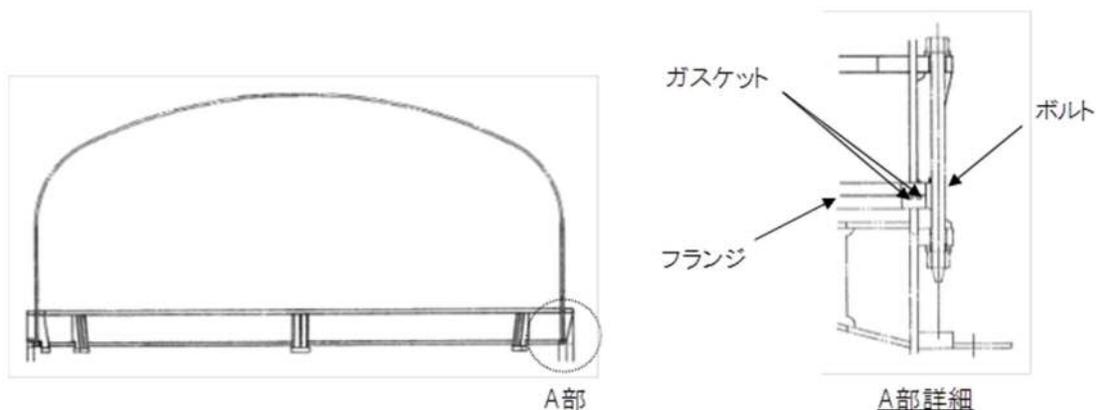
改良 E P D M 製シール材については，シール機能の性能確認として圧縮永久ひずみ試験に加えて，実機フランジを模擬した試験装置（「実機フランジ模擬試験装置」という。）を用いてシール機能を確認している。

実機フランジ模擬試験装置のフランジ断面形状は実機と同形状，ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり，中心径のみを縮小した試験装置としており，フランジ部は実機と同様な変形を模擬できる。

また，実機フランジ模擬試験ではガスケット試験体の押し込み量を 0mm（ガスケットとタンクが接している状態）に設定し，実機が 2Pd 時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

1. 実機と実機フランジ模擬試験装置の比較

実機（トップヘッドフランジ）及び，実機フランジ模擬試験装置のフランジ部の断面形状及び寸法を第 1 図，第 2 図，第 1 表に示す。



第 1 図 トップヘッドフランジ断面形状図



第 2 図 実機フランジ模擬試験装置図

第 1 表 実機フランジと実機フランジ模擬試験装置の寸法比較

単位：mm

	ガスケット寸法				溝寸法			
	内径	外径	幅	高さ	内径	外径	幅	高さ
実機フランジ (トップヘッド フランジ)								
実機フランジ 模擬試験装置								

2. 実機への適用性

前述のとおり、実機フランジ模擬試験装置は、フランジの断面形状が実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さとも実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置である。

実機フランジ模擬試験では、漏えい有無の判定基準として、 $1\text{cc}/\text{min}$ 以上の漏えい量が30分以上継続した場合に漏えい有と判断することとしている。ここで、試験の判定基準として設定した $1\text{cc}/\text{min}$ の漏えい量を実機フランジでの漏えい量に換算し、格納容器の設計漏えい率との比較を行った結果は以下のとおりである。

ガスケットの内径を d_i 、外径を d_o とすると、J I S B 2490 よりガスケットからの漏えい量 L はガスケットの接触面の内径 d_i に比例し、ガスケット接触幅 $(d_o - d_i) / 2$ に反比例する。

$$L \propto \frac{d_i}{(d_o - d_i) / 2} = \frac{1}{(d_o / d_i - 1) / 2}$$

第 1 表より実機フランジ模擬試験のガスケットの断面形状は実機と一致させていることから、ガスケット試験体の接触幅は実機ガスケットと一致している。このため、フランジ部からの漏えい量はガスケット内径に比例する。また、実機フランジ模擬試験ではガスケット押し込み量を 0mm に設定し、実機が 2Pd 時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

本試験で判定基準として設定した漏えい量 (1cc/min) より、ガスケット径比で補正した実機フランジでの漏えい量を推定したところ、格納容器全ハッチ類フランジからのリーク量は 0.001%/day 以下であり、格納容器の設計漏えい率 (0.5%/day) の 1/500 以下となる。実機フランジのガスケット径を第 2 表に、実機フランジにおける漏えい量の推定結果を第 3 表に示す。

このように、事故時条件を模擬した改良 E P D M 製シール材の試験結果は、格納容器の設計漏えい率と比較して十分に余裕がある状態であることから、改良 E P D M 製シール材の実機への適用は可能であると考えられる。

第2表 実機フランジのガスケット径

対象	ガスケット径 ^{※1※3}
トップヘッドフランジ	
機器搬入用ハッチ	
所員用エアロック ^{※2}	
サプレッション・チェンバアクセスハッチ	
X-28 貫通部	
合計	

[注記]

- ※1：二重ガスケットについては保守的に外側ガスケットの中心径を用いる
- ※2：エアロックはガスケット周長が等価となる等価直径とする。
- ※3：ガスケット径が 100mm 以下の閉止フランジ付貫通部については、他の大開口部と比較して影響が小さいため対象外する。

第3表 実機フランジにおける漏えい量の推定結果

試験での漏えい判定基準 (L_1)	1 cc/min
試験フランジガスケット径 (D_1)	
格納容器フランジガスケット径合計 (D_0)	
ガスケット径比 ($\alpha = D_0 / D_1$)	
格納容器フランジでの漏えい量 ($L_0 = L_1 \times \alpha$)	
格納容器空間容積 (V_0)	
格納容器空間容積に対する割合 (L_0 / V_0)	

改良 E P D M 製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について

改良 E P D M 製シール材について、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、高温曝露又は蒸気曝露を行った後、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、F T - I R 分析及び硬さ測定を行い、曝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は第1図、試験治具及びシール材外観は第2図に示すとおりである。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又は蒸気に曝露されることとなる。

なお、治具に使用されている鉄鋼材料と改良 E P D M 製シール材とでは、改良 E P D M 製シール材の方が線膨張係数は大きく、温度を低下させた場合には改良 E P D M 製シール材の方が治具と比較して収縮量が大きくなるため、試験治具溝内でのタンク等との密着性は低下する方向となり、気密試験は高温状態より室温での試験の方が厳しくなると考えられる。このことから、本試験のオートクレーブでの蒸気曝露及び室温での H e 気密確認試験の条件は、実プラントで想定されるシビアアクシデント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 高温曝露

熱処理炉を使用して乾熱200℃、168時間の高温曝露を実施した。

② 蒸気曝露

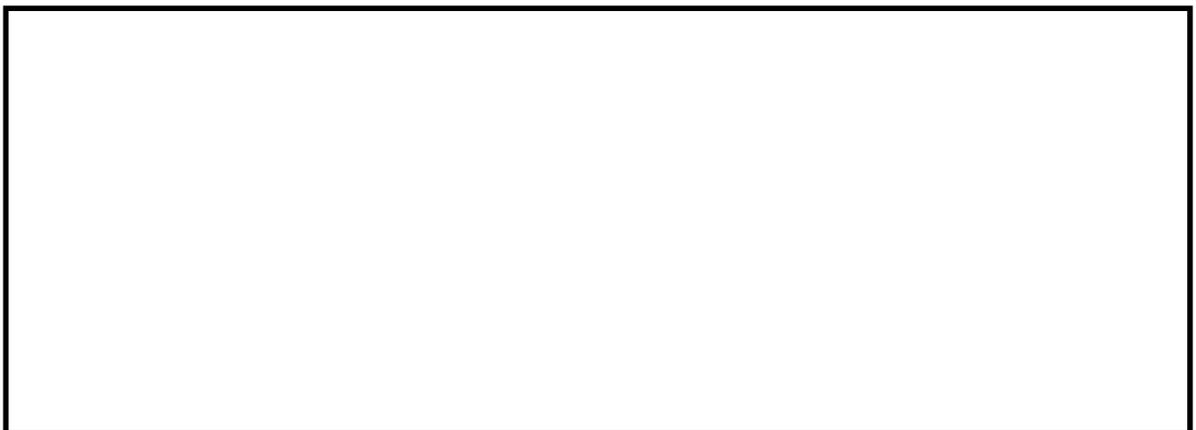
蒸気用オートクレーブを使用して、1MPa、250℃の蒸気環境下で168時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブ系統図を第3図に、蒸気曝露試験体設置状況を第4図に示す。

③ H e 気密確認試験

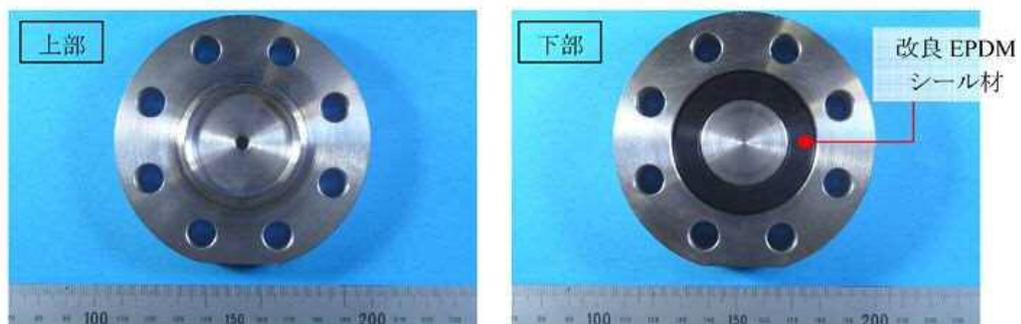
高温曝露及び蒸気曝露後の試験体について、H e を用いて気密試験を実施した。負荷圧力は0.3MPa、0.65MPa、0.9MPaとし、スヌープでのリーク確認と、0.3MPaでは保持時間10分、0.65MPa及び0.9MPaでは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mmの隙間ゲージを用いてフランジ開口変位を模擬した気密確認試験も実施した（実機1.6mm相当の変位）。試験状況を第5図、第6図に、試験結果を第1表に示す。いずれの条件下でもリーク及び圧力降下は認められなかった。

④ 試験後外観観察

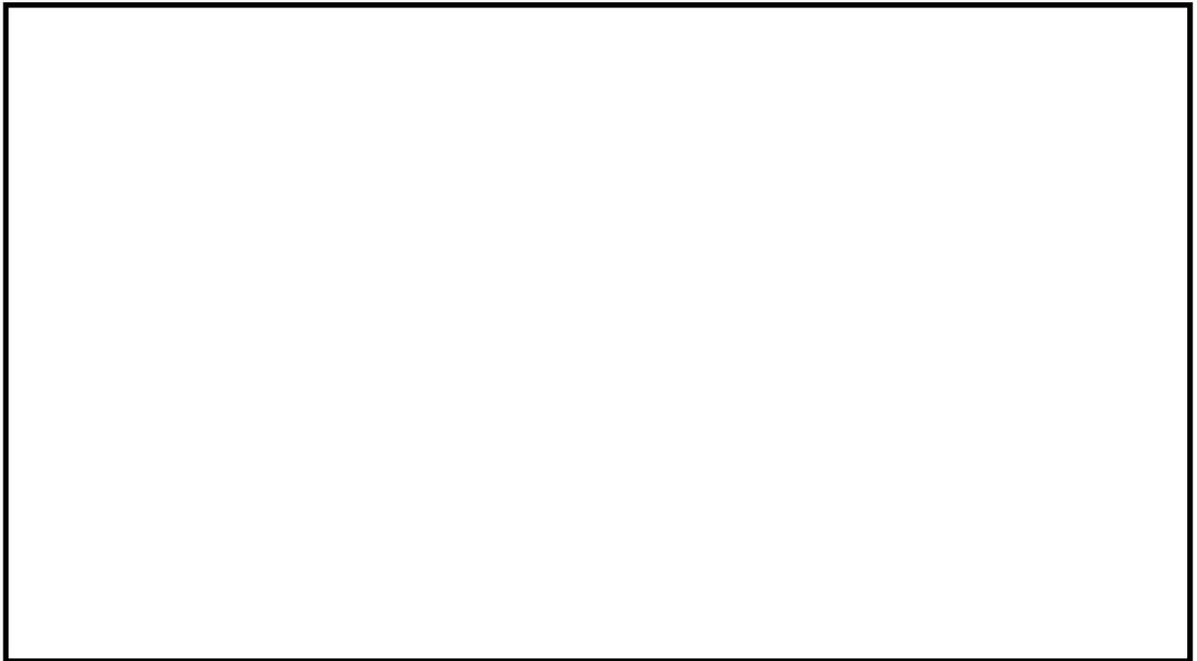
デジタルマイクロスコープを用いてH e 気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を第7図に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。



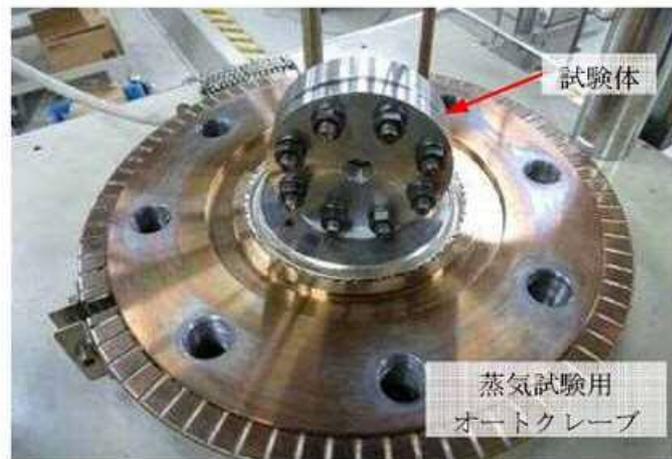
第1図 試験治具寸法



第2図 試験治具及びシール材外観



第3図 蒸気用オートクレーブ系統図



第4図 蒸気曝露試験体設置状況



第5図 He気密確認試験状況



第6図 開口模擬したHe気密試験
(隙間ゲージ使用)

第1表 He気密確認試験結果

No.	曝露条件	γ 線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱200℃, 168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気1MPa, 250℃, 168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気1MPa, 250℃, 168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし



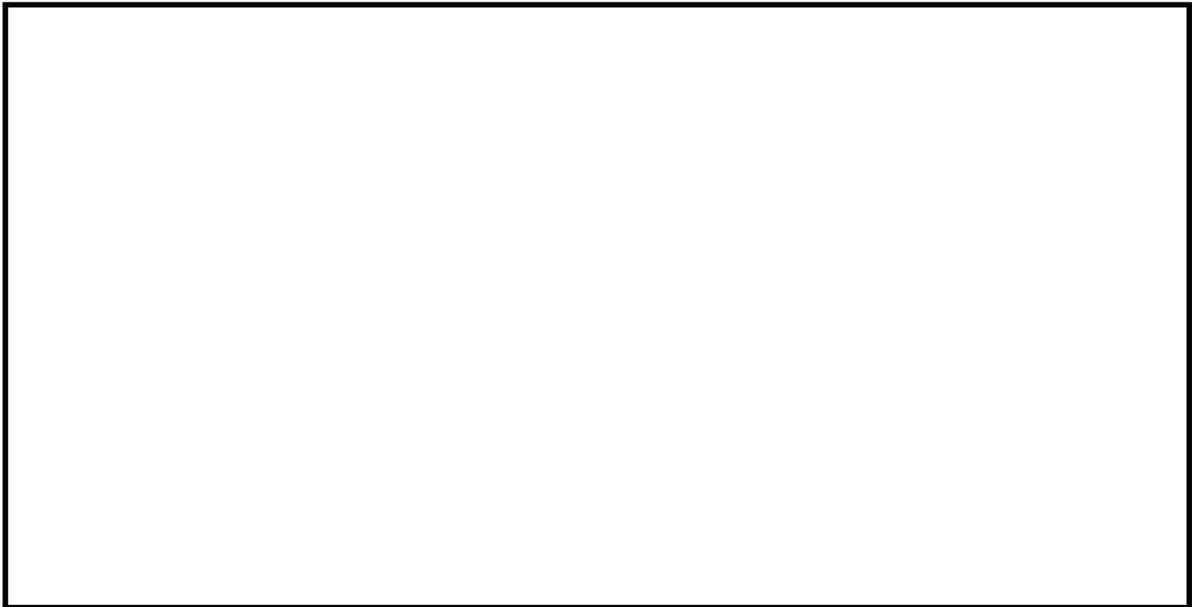
第7図 試験後外観観察結果
 (a: 乾熱 200℃, 168 時間, b, c: 蒸気 250℃, 168 時間)

⑤ FT-IR分析

試験後のシール材のFT-IR分析結果を第8図, 第9図に示す。FT-IR分析で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又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。高温曝露中に空気が直接接触する位置(曝露面)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, 曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。



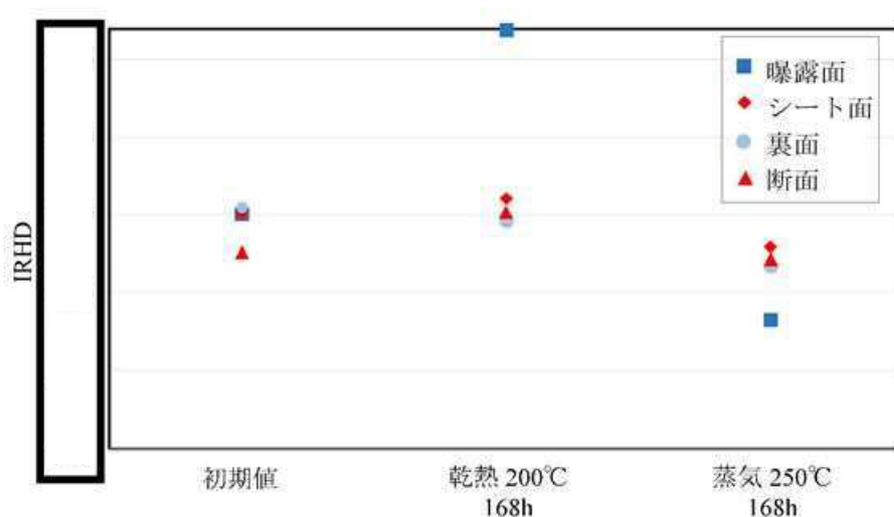
第8図 FT-IR分析結果(曝露面)



第9図 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第10図に示す。曝露面，シート面，裏面，断面の硬さを測定した。曝露面において，乾熱200℃，168時間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℃，168時間条件の曝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。

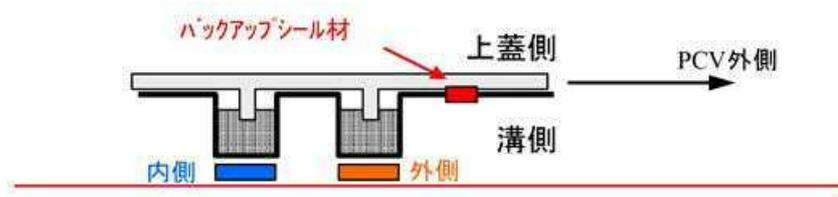


第10図 硬さ測定結果

以上の試験結果から、200℃、2Pd、168時間の条件下では、フランジガスケット材として改良EPDM製シール材を使用した場合は、格納容器内部圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても格納容器フランジ部の気密性は維持されることが考えられる。

バックアップシール材のシール機能について

格納容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策を目的に、自主的な取り組みとして、バックアップシール材（一液硬化型耐火シーラント）を塗布する。バックアップシール材は第1図で示すように、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。



第1図 バックアップシール材イメージ図

(1) バックアップシール材の適用目的

原子炉格納容器のフランジ部のシール機能は、200℃、2Pd の環境下において、改良E P D M製シール材により重大事故後7日間のシール機能が維持できることを確認しているが、格納容器内が長時間にわたり高温状態が続くことでシール材の性能が低下することを考慮して、改良E P D M製シール材の外側にバックアップシール材を塗布し、「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」の組み合わせとすることで、長期におけるシール機能健全性を補強する。

また、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、一般的な劣化モードとして酸化劣化があげられるため、長期におけるシール材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製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、酸化劣化による改良E P D M製シール材のシール機能低下を抑えることが可能である。

以上より、バックアップシール材は、事故発生後の改良E P D M製シール材の長期におけるシール機能健全性を補強することができるため、格納容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策として、トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチフランジ及びサプレッション・チェンバアクセスハッチフランジのシール部に「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。

(2) バックアップシール材の性能確認試験

バックアップシール材に関して、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) 高温曝露後及び蒸気曝露後気密確認試験
- 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E P D M製シール材との組み合わせ）

各々の試験の詳細を以下に示す。

- 1) 蒸気曝露試験（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関して、小型試験治具

(第2図参照) を用いて γ 線照射及び蒸気曝露後に H e 気密確認試験を実施し漏えいの有無を確認するとともに、試験後に F T - I R 分析を実施してバックアップシール材の化学構造の変化状況を確認した。試験条件の詳細を以下に記載する。

① γ 線照射

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を目標に、線源Co-60、照射時間100時間にて 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 高温曝露

熱処理炉を使用して300℃、73時間及び350℃、73時間の高温曝露を実施した。

③ 蒸気曝露

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時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブ系統図を第3図に、試験片設置状況を第4図に示す。

④ H e 気密確認試験

蒸気曝露後の試験体について、H e を用いて気密試験を実施した。高温曝露条件では負荷圧力0.2、0.3、0.4、0.5、0.62 MPa、蒸気曝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。気密確認試験状況を第5図に、試験結果を第1表及び第2表に示す。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 F T - I R 分析

He 気密確認試験後に F T - I R 分析を実施した。F T - I R 分析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又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。分析結果を第6図に示す。本試験条件では350℃高温曝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。



第2図 小型試験治具寸法



第3図 蒸気用オートクレーブ系統図



第4図 蒸気曝露
試験片設置状況



第5図 気密確認試験状況



第1表 He 気密確認試験結果（高温曝露後）

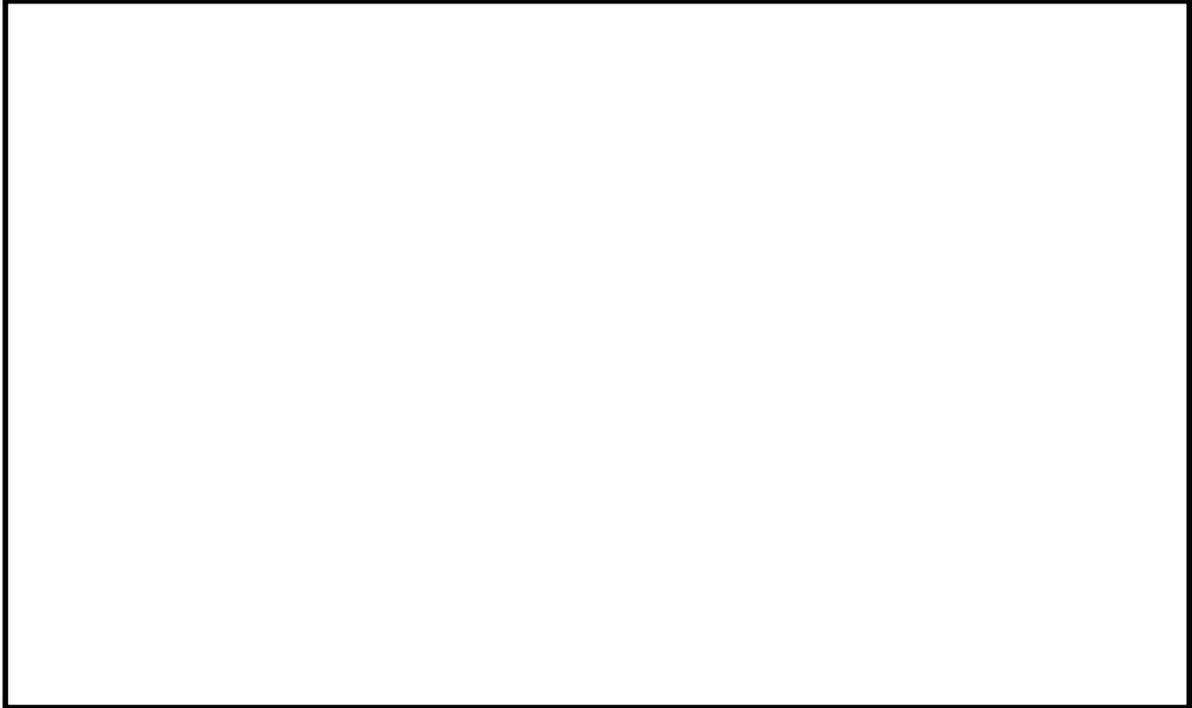
No.	高温曝露 条件	0.2MPa	0.3MPa	0.4MPa	0.5MPa	0.62MPa	γ線 照射量
1	300℃, 73時間	○	○	○	○	○	827kGy
2	350℃, 73時間	○	○	○	○	○	827kGy

○：リーク及び圧力降下なし

第2表 He 気密確認試験結果（蒸気曝露後）

No.	蒸気曝露条件	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	γ線照射量
1	1MPa, 250℃, 168時間	○	○	○	819kGy
2	1MPa, 250℃, 168時間	○	○	○	819kGy
3	1MPa, 250℃, 168時間	○	○	○	819kGy

○：リーク及び圧力降下なし



第6図 FT-IR分析結果

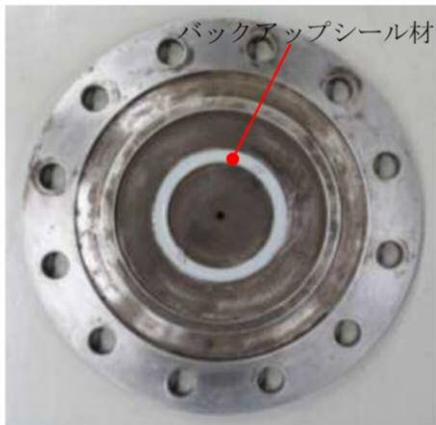
2) 開口模擬後気密確認試験

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より気密性が維持されてい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て漏えいの有無を確認した。試験実施状況を第7図、第8図、試験条件及び結果を第3表に示す。

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)の蒸気曝露試験(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分で, 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。

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分析結果では250°C蒸気曝露でバックアップシール材の化学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, 高温曝露の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においては, 試験結果に大きな影響を与えないと考えている。



第7図 バックアップシール材塗布状況
(1.5mm 厚さ)



第8図 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

第3表 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
1	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
2	5.0mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
3	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.9mm	○	○	○	

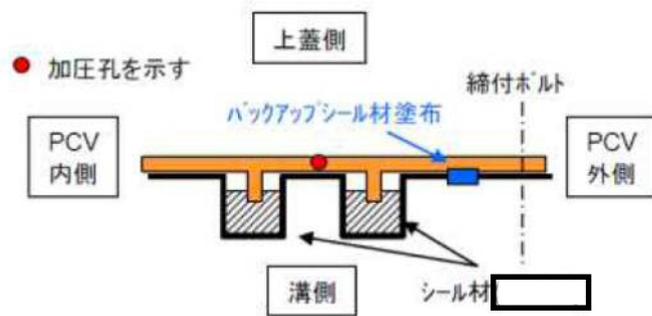
○：リーク及び圧力降下なし

3) 実機適用性試験

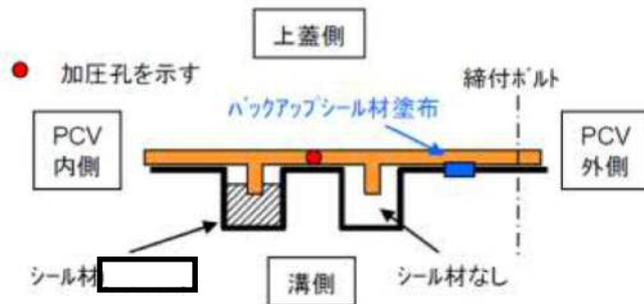
実機フランジは直径が大きく塗布長さが長いため、実際にバックアップシール材を適用した場合に問題なく気密性が担保出来るか否か、また、既存のシール材との干渉の有無を確認するため、バックアップシール材の塗布と局所漏えい試験を実施した。

バックアップシール材塗布条件は、第9図に示す内側及び外側シール材に加えて、格納容器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、第10図に示す内側シール材に格納容器外側にバックアップシール材塗布し、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。いずれの局所漏えい試験も結果は良好であった。

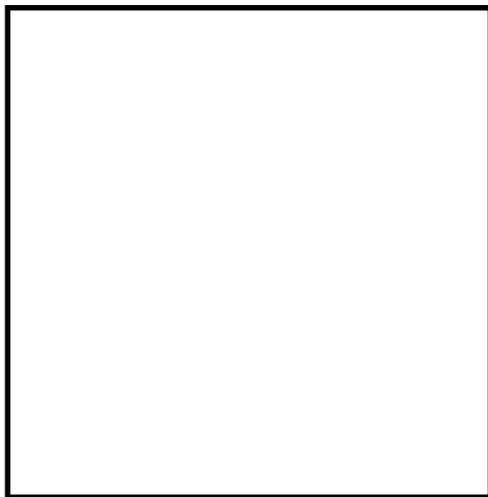
なお、バックアップシール材の塗布時には、塗布厚さが1~1.5mm程度となる様に治具を用いて作業を実施した（第11図参照）。



第9図 内側及び外側シール材+格納容器外側バックアップシール材塗布条件



第10図 内側シール材+格納容器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

(b) ハッチ閉鎖時

第11図 バックアップシール材塗布試験状況

4) 長時間試験

重大事故時には、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、又はそれ以上の期間曝露したシール材の気密性を確認す

ることを目的に、改良E P D M製シール材（ 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、長期間高温曝露を実施した後にH e 気密確認試験を行い漏えいの有無を確認した。試験条件を以下に示す。

また、試験体の状況（改良E P D M製シール材+バックアップシール材塗布）を第12図に示す。

①高温曝露

熱処理炉を用いて、乾熱200℃条件下にて高温曝露を実施した。なお、試験体は、所定の日数曝露した後に取り出して下記のH e 気密確認試験を実施し、H e 気密確認試験後には、再度、熱処理炉に戻して乾熱200℃条件下にて追加日数の高温曝露を継続実施している。

②H e 気密確認試験

高温曝露後の試験体について、H e 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。試験状況を第13図に、試験結果を第4表に示す。いずれの試験においてもリーク及び圧力降下は認められなかった。



第12図 試験体の状況
(改良EPDM+バックアップシール材)



第13図 He気密確認試験状況

第4表 He気密確認試験結果

No.	曝露条件	曝露日数	曝露時間	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃	30	720時間	○	○	○
2	乾熱 200℃	45	1,080時間	○	○	○
3	乾熱 200℃	60	1,440時間	○	○	○
4	乾熱 200℃	75	1,800時間	○	○	○
5	乾熱 200℃	90	2,160時間	○	○	○
6	乾熱 200℃	105	2,520時間	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

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℃における長期における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の過圧により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。

なお、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「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用しないシークェンスでは、格納容器雰囲気温度は、7日間（168時間）時点で150℃未満であり、その後の格納容器雰囲気温度は崩壊熱の減衰によって低下傾向となるため、7日間（168時間）以降は150℃を下回る。したがって、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製シール材＋バックアップシール材」は有効であると考えている。

(3) 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第5表の通り定めている。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。

第5表 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) 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第5表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、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。

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

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製）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。

- ① シール材について、開口を考慮した適切な押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 フランジ締め付け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の考慮事項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製）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製）に化学反応等の悪影響を与えないこと」、「フランジ締め付け作業・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

バックアップシール材の有無によるフランジ厚さの変化はほとんど無く、約0.01mmであることが確認されている。また、バックアップシール材の塗布条件として、幅 、厚さ としている。この条件を施

工管理できるように、専用治具を用いて実施する。具体的には、塗布条件を満足できるように切り欠きを有したヘラのようなものを使用することで考えている。これをフランジ面に当てて、延ばすことでバックアップシール材を特別な技量なく、幅及び厚さは均一に塗布可能とする。

実プラントでのガスケットの押込み深さは である。一方、バックアップシール材適用による押込み量の変化は約 0.01mm と想定され、バックアップシール材適用による押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。

(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約 0.01mm である。

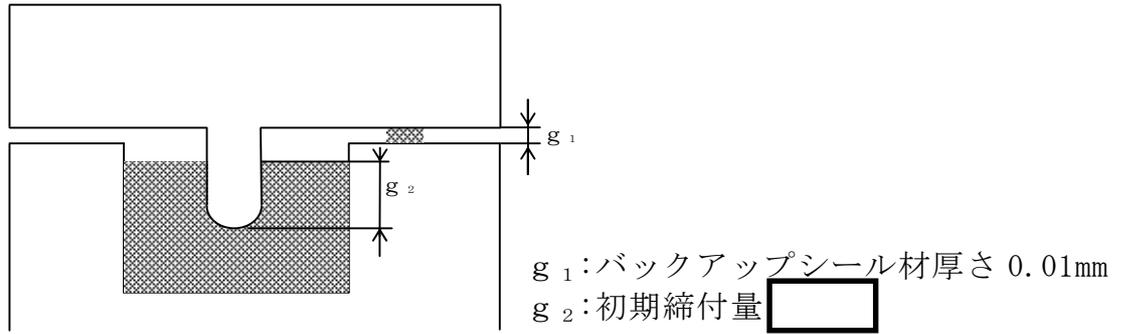
① 開口量評価

構造上バックアップシール材の厚さ分、突起によるガスケットの締め付け量は低減する。このため、最も評価結果が厳しくなるトップヘッドフランジにて 2Pd 時の締め付量と必要締め付量を比較し、シール性能を維持できることを確認した(第1図, 第1表参照)。なお、ここで用いたガスケットの必要締め付け量は実機を模擬した試験を実施し、締め付量 0mm でもシール性能を維持できることを確認している。

評価式：縮付量＝初期縮付量－バックアップ材厚さ－開口量

$$= (\text{ }) - (0.01\text{mm}) - (\text{ })$$

$$= \text{ } > 0\text{mm}$$



第1図 バックアップシール材塗布時の初期縮付状態図

第1表 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
開口量と縮付量

設備名	バックアップ シール材厚さ	開口量	縮付量	必要縮付量
トップヘッド フランジ	0.01	$\text{ } $	$\text{ } $	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には、格納容器内圧による荷重、ガスケット反力による荷重及びバックアップシール材による荷重があるが、バックアップシール材反力による荷重は内圧による荷重と比較して極めて小さくなる。このため、

フランジ部へ発生する応力の影響は格納容器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ほとんど変化しないと考えられる。

(4) 改良E P D M製シール材に対する悪影響、フランジ締付・開放作業への影響について

フランジ締付・開放作業等の現場作業への影響について、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スクレーパ等により、容易に除去可能であることを参考資料 8 で示すバックアップシール材の性能確認試験によって、確認している。また、バックアップシール材の除去時にフランジ部の構造により、現場作業への影響が考えられるが、フランジ面とガスケットを装填する溝部の不連続な箇所があるものの、作業上、影響はない。

化学的影響については、長時間試験で改良E P D M製シール材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られる。また、フランジ締付時にバックアップシール材の余剰分は、フランジ外面に出てくるが除去可能である。

(5) まとめ

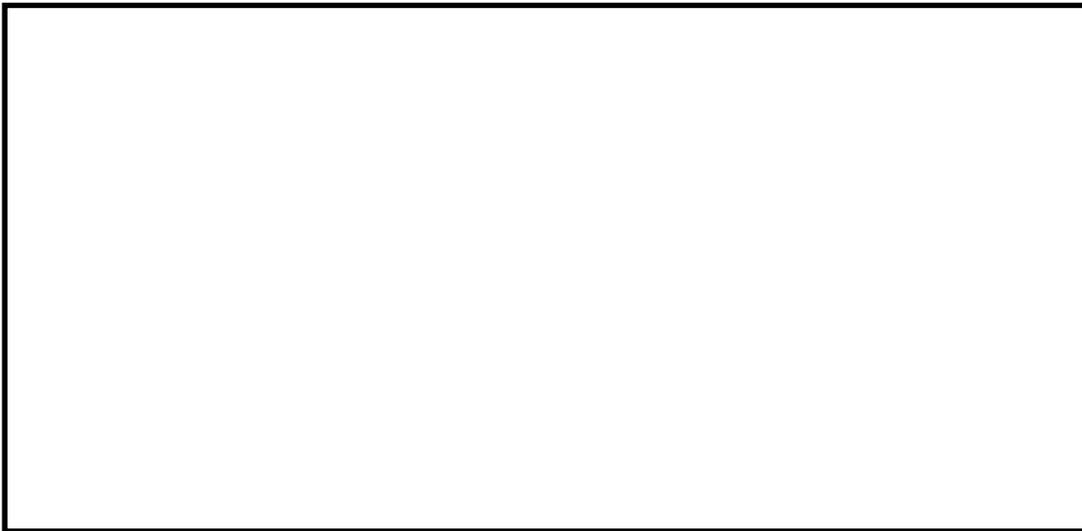
以上の検討により、バックアップシール材塗布におけるフランジ締込量への影響は約 0.01mm とわずかであり、開口量評価及びフランジ部応力評価に大きな影響はない。また、改良E P D M製シール材に対して化学

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。

トップヘッドフランジ等の開口量評価について

(1) トップヘッドフランジの開口量評価における製作公差等の影響について

原子炉格納容器フランジ部の閉じ込め機能評価については、フランジ開口量評価と改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ特性を組み合わせることで評価している。トップヘッドフランジの開口量評価を第 1 図、改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を第 1 表に示す。



第 1 図 トップヘッドフランジの圧力と開口量の関係
(東海第二発電所モデル, 200°C)

第 1 表 圧縮永久ひずみ試験^{※1}結果 (改良 E P D M 製)

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	<input type="text"/>
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168h
ひずみ率 ^{※2}	<input type="text"/> ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%, 全く回復しない状態が 100%

※3 の平均値

第1図の開口量評価線図で設定している許容開口量は、格納容器内温度200℃の状態を7日間経過した際のシール材復元量が、フランジ開口量に追従できなくなる限界であり、格納容器限界温度・圧力である200℃、2Pdに対して、シール材機能は余裕があることを示している。

なお、原子炉格納容器のトップフランジについては、技術基準規則第44条に要求される単体の漏えい試験を可能とするように、内側ガスケットと外側ガスケットの間に加圧空間を有した二重シール構造を採用している。格納容器バウンダリに要求される事故時の閉じ込め機能維持の観点からは、内外どちらかのシール部の機能が保たれていればよく、さらに一方のシール機能が喪失するまではもう一方のシール部は直接事故時環境に晒されるものでない。このため、本評価ではフランジの内側シール材の追従性が失われた時を機能喪失とみなした評価であるが、実際には外側シール材の追従性が失われるまでは閉じ込め機能を確保できる。しかしながら、外側シール材部の開口量は内側シール材部と比較して小さいこともあり、本評価では保守的に格納容器の内側シール部の閉じ込め機能を評価した。

開口量評価については、フランジ開口量とシール材復元量を比較しているが、シール部を構成する部位の製作公差（フランジの製作公差、シール材の製作公差等）、シール部の構成材料の熱膨張、材料物性のばらつきを考慮したひずみ率を踏まえ、保守的な評価を次に示す。なお、製作公差のうち、ガスケットの寸法公差は、最小側を0と設計変更し、製作公差を考慮しても、公称値以上の寸法となるように管理する。

以上の考え方を第2表に整理する。

第2表 シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価の考え方

評価項目	評価内容	考え方
シール部を構成する部位の製作公差	二乗和平方根の採用	・機器の寸法公差は、一般的に独立した値を組み合わせて使用する場合、各々の寸法公差の二乗和平方根を用いて、算出する。
ガスケットの製作公差	ガスケット設計の変更	・トップヘッドフランジ部のガスケットについて、製作公差の最小側を0と設計変更し、製作公差を考慮しても、公称値以上の寸法となるように管理するため、上記のシール部の公差に反映する。
シール部の構成材料の熱膨張	材料の熱膨張を考慮	・開口量評価は、200℃におけるシール部の評価であることから、構成材料の熱膨張を考慮した。
ガスケットのひずみ率	材料物性のばらつきの考慮したひずみ率を採用	・J I S K 6262の結果に基づき、ひずみ率 \square をより厳しい値とするため、圧縮永久ひずみ試験の結果に、統計学的なばらつきを考慮したひずみ率の設定

ひずみ率は、第2表の考え方に記載の通り、圧縮永久ひずみ試験の結果に、統計学的なばらつきを考慮したひずみ率の設定とする。設定方法は、J I S K 6262の結果に基づき、ひずみ率 \square と類似の条件にて実施した試験結果を抽出し、試験片数を増やして統計学的なばらつきを考慮した圧縮永久ひずみ率を算出した。抽出したデータを追加した統計学的なばらつきの評価結果を第3表に示す。追加抽出したデータはNo.2~4の3回分(9個)であり、雰囲気、温度・劣化時間、照射時間を変えて実施した試験のうち、雰囲気、温度・劣化時間が同一であるものを選定した。なお、試験No.1は、ひずみ率 \square を設定した試験データである。

第3表に示すとおり、試験回数4回分、合計12個の試験データに基づく統計学的なばらつきを考慮したひずみ率を算出した結果、圧縮永久ひずみ

率の最大値は であった。

第 3 表 統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率

試験 No.	ひずみ率	平均値	標準偏差 σ	平均値 + 2 σ
1	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	<input type="text"/>			
	<input type="text"/>			
2	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	<input type="text"/>			
	<input type="text"/>			
3	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	<input type="text"/>			
	<input type="text"/>			
4	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	<input type="text"/>			
	<input type="text"/>			

注記：試験条件は以下の通り

雰囲気：蒸気環境（試験 No. 1～4）

温度・劣化時間：200℃・168 時間（試験 No. 1～4）

照射線量：

圧縮永久ひずみ試験：J I S K 6262 に基づき実施（試験 No. 1～4）

本評価における圧縮永久ひずみのばらつきは、重大事故環境を考慮したひずみ率を確認するため、原子カプラント特有の条件として の放射線量を照射した後、圧縮状態で 200℃の飽和蒸気環境にて 168 時間劣化さ

せた状態での測定値であり，改良型E P D M製シール材の使用温度範囲外で実施した過酷な環境下での試験であることから，ひずみ率のばらつきの幅が大きく出たものと考えられる。なお，改良E P D M材のメーカカタログ値として記載されている圧縮永久ひずみ (試験条件) の試験時は，測定値のばらつきが 程度であり，重大事故環境における試験で生じたばらつきと有意な差はない。

ここで，第3表に示す圧縮永久ひずみ率のデータ群における外れ値の有無について棄却検定法を用いて評価する。

棄却検定法として，原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし，多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器のドリフト評価指針」(J E A G 4621-2007 日本電気協会)を参考とし，グラブス・スミルノフ検定を採用した。

統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率は，正規分布に従う場合， (平均値 $\pm 2\sigma$)の値が全ケース内に含まれる確率は約95%である。

したがって，全ケースから外れる確率5%を検定水準としてグラブス・スミルノフ検定を行い，第4表及び第5表に示す試験データ群の中に外れ値は存在するか確認を実施した。

第4表 試験データ群

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{12}
<input type="text"/>											

第5表 試験データのまとめ

項目	データ数	最大値	最小値	平均値 μ	不偏標準偏差 s
値	12				

グラブス・スミルノフ検定とは、任意の検査値に対し検定統計量 t (式(1)) を求め、この検定統計量 t がある検定水準における臨界値 τ (式(2)) よりも大きい場合、その検査値を異常値とみなす判定法である。

$$t_i = \frac{|x_i - \mu|}{s} \quad \text{(式(1))}$$

ここで、

x_i : 検査値 ($i=1, 2, \dots, 12$)

μ : 標本平均

s : 不偏標準偏差

t_i : 検定統計量 ($i=1, 2, \dots, 12$)

$$\tau = (n-1) \cdot \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^2}{n(n-2) + n \cdot t_{\alpha/n}^2}} \quad \text{(式(2))}$$

ここで、

n : データ数

$t_{\alpha/n}$: 自由度 ($n-2$) の t 分布の上側 $100\alpha/n\%$ 値

($\alpha=0.05$ として t 分布表より算出)

第5表の試験データのまとめから、データ群の平均値 μ 及び標準偏差 s (不偏標準偏差) はそれぞれ $\mu = \square$, $s = \square$ となる。また、検査値 x_i は平均値から最も離れた値とし、 $x_4 = \square$ とする。

このときの検定統計量 t_4 は以下のとおりである。

$$t_4 = \frac{|x_4 - \mu|}{s} = \boxed{} = \boxed{}$$

これに対し、臨界値 τ は、標本数 $n=12$ 、有意水準 α を 5% と設定し、 $t_{\alpha/n}$ を自由度 $n-2$ の t 分布の上側 $100\alpha/n\%$ 値としたとき、

$$\tau = (n-1) \cdot \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^2}{n(n-2) + n \cdot t_{\alpha/n}^2}} = (12-1) \times \sqrt{\frac{3.28^2}{12 \times (12-2) + 12 \times 3.28^2}}$$

$$= 2.29$$

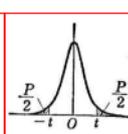
となる。

ここで、 $t_{\alpha/n} = 3.28$ は、下図に示す t 分布表から算定した値である。

t 表

$2 \cdot \alpha/n = 2 \cdot 0.05/12$

$\phi, P \rightarrow t$
(自由度 ϕ と両側確率 P とから t を求める表)

$$P = 2 \int_t^{\infty} \frac{\Gamma(\frac{\phi+1}{2}) dv}{\sqrt{\phi \pi} \Gamma(\frac{\phi}{2}) (1 + \frac{v^2}{\phi})^{\frac{\phi+1}{2}}}$$


$\phi \backslash P$	0.50	0.40	0.30	0.20	0.10	0.05	0.02	0.01	0.001	$P \backslash \phi$
1	1.000	1.376	1.963	3.078	6.314	12.706	31.821	63.657	636.619	1
2	0.816	1.061	1.386	1.886	2.920	4.303	6.965	9.925	31.598	2
3	0.756	0.978	1.250	1.638	2.353	3.182	4.541	5.841	12.941	3
4	0.741	0.941	1.190	1.533	2.132	2.776	3.747	4.604	8.610	4
5	0.727	0.920	1.156	1.476	2.015	2.571	3.365	4.032	6.859	5
6	0.718	0.906	1.134	1.440	1.943	2.447	3.143	3.707	5.959	6
7	0.711	0.896	1.119	1.415	1.895	2.365	2.998	3.499	5.405	7
8	0.706	0.889	1.108	1.397	1.860	2.306	2.896	3.355	5.041	8
9	0.703	0.883	1.100	1.383	1.833	2.262	2.821	3.281	4.81	9
10	0.700	0.879	1.093	1.372	1.812	2.228	2.764	3.228	4.687	10
11	0.697	0.876	1.088	1.363	1.796	2.201	2.718	3.166	4.437	11
12	0.695	0.873	1.083	1.356	1.782	2.179	2.681	3.055	4.318	12
13	0.694	0.870	1.079	1.350	1.771	2.160	2.650	3.012	4.221	13
14	0.692	0.868	1.076	1.345	1.761	2.145	2.624	2.977	4.140	14
15	0.691	0.866	1.074	1.341	1.753	2.131	2.602	2.947	4.073	15
16	0.690	0.865	1.071	1.337	1.746	2.120	2.583	2.921	4.015	16
17	0.689	0.863	1.069	1.333	1.740	2.110	2.567	2.898	3.965	17
18	0.688	0.862	1.067	1.330	1.734	2.101	2.552	2.878	3.922	18
19	0.688	0.861	1.066	1.328	1.729	2.093	2.539	2.861	3.883	19
20	0.687	0.860	1.064	1.325	1.725	2.086	2.528	2.845	3.850	20
21	0.686	0.859	1.063	1.323	1.721	2.080	2.518	2.831	3.819	21
22	0.686	0.858	1.061	1.321	1.717	2.074	2.508	2.819	3.792	22
23	0.685	0.858	1.060	1.319	1.714	2.069	2.500	2.807	3.767	23
24	0.685	0.857	1.059	1.318	1.711	2.064	2.492	2.797	3.745	24
25	0.684	0.856	1.058	1.316	1.708	2.060	2.485	2.787	3.725	25
26	0.684	0.856	1.058	1.315	1.706	2.056	2.479	2.779	3.707	26
27	0.684	0.855	1.057	1.314	1.703	2.052	2.473	2.771	3.690	27
28	0.683	0.855	1.056	1.313	1.701	2.048	2.467	2.763	3.674	28
29	0.683	0.854	1.055	1.311	1.699	2.045	2.462	2.756	3.659	29
30	0.683	0.854	1.055	1.310	1.697	2.042	2.457	2.750	3.646	30
40	0.681	0.851	1.050	1.303	1.684	2.021	2.423	2.704	3.551	40
60	0.679	0.848	1.046	1.296	1.671	2.000	2.390	2.660	3.460	60
120	0.677	0.845	1.041	1.289	1.658	1.980	2.358	2.617	3.373	120
∞	0.674	0.842	1.036	1.282	1.645	1.960	2.326	2.576	3.291	∞

3.28

$n-2=12-2$

(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

以上より、平均値から最も離れた検定値である $x_4 = \square$ に対する検定統計量 t は \square であり、臨界値 $\tau = 2.29$ よりも小さいため、異常値とは判定されない。

したがって、第 3 表に示す圧縮永久ひずみ値のデータ群において外れ値と判定されるものはなく、これらの値のばらつきを考慮して統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率 \square を評価に用いることは妥当である。

なお、本評価において使用したグラブス・スミルノフ検定手法は、対象とするデータ群が正規分布に従うことを適用の前提条件としている。ここでは、改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験のデータ (12 点) に対して、正規性の検討を実施する。

正規性の検討に用いる手法として、原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし、多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器のドリフト評価指針」(J E A G 4621-2007 日本電気協会) を参考とし、 χ^2 (カイ 2 乗) 適合度検定を採用した。

χ^2 適合度検定は、仮定された理論上の確率分布に対して、標本から求められた度数が適合するか否かを検証する手法として一般的に知られたものである。

χ^2 検定の対象データを第 6 表に示す。第 6 表のデータは、蒸気環境で $200^\circ\text{C}/168$ 時間劣化させた試料の圧縮永久ひずみ試験データ (12 個) である。

第6表 改良EPDMの圧縮永久ひずみデータ(単位：%)

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{12}
平均値： <input type="text"/> / 不偏標準偏差： <input type="text"/>											

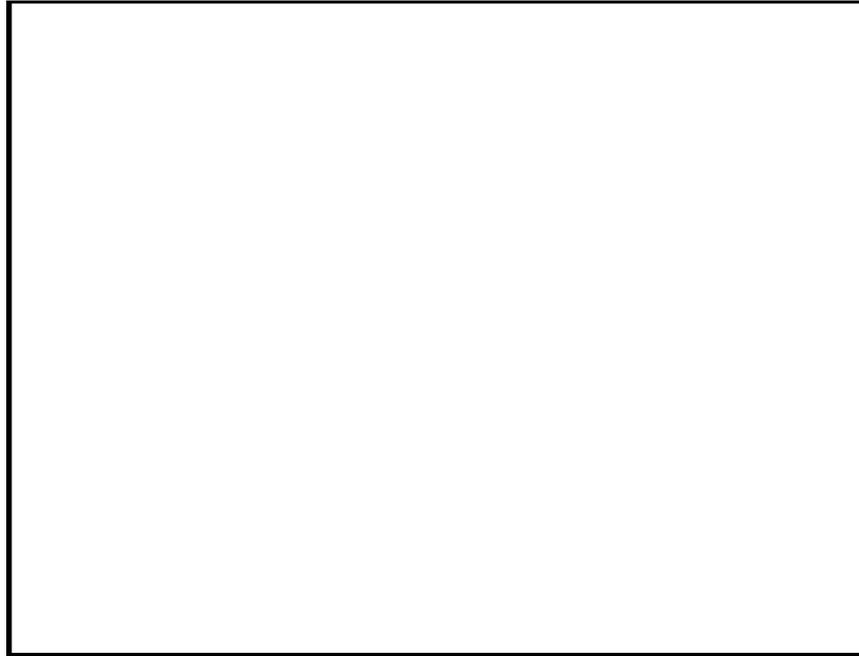
χ^2 適合度検定は、第6表に示す標本データと正規分布を仮定した期待値とを比較し、適合度を検定するものであり、データ数と関係なく一般的に使用される。第6表に示すデータを階級ごとに分割して整理した結果を第7表に、第7表に基づき作成したヒストグラムを第2図に示す。

第7表 圧縮永久ひずみデータの度数分布表

階級	度数 O_i	期待度数 E_i	$(O_i - E_i)^2 / E_i$

階級数：12 (自由度：9)

χ^2 値



第2図 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

χ^2 値は、標本データの度数と正規分布を仮定した場合の期待度数との差分の積算として下式で求められる。

$$\chi^2 = \sum \frac{(O_i - E_i)^2}{E_i} = \boxed{}$$

ここで、

O_i : ある階級に含まれるデータ数

E_i : ある階級の期待度数

χ^2 適合度検定では、標本データより求めた χ^2 値が、データの自由度（階級数－制約数）に対する χ^2 分布表の値よりも小さければ、正規分布に従っている（正規性がある）と判定される。自由度 9、上側確率 5%に対する χ^2 分布表の値は 16.92 であり、12 個のデータに基づく χ^2 値 $\boxed{}$ は 16.92 よりも小さいため、第 6 表に示す圧縮永久ひずみデータに対する正規性を示すとの仮定は棄却されなかった。

χ^2 表

$\phi, P \rightarrow \chi^2$

(自由度 ϕ と上側確率 P とから χ^2 を求める表)

$$P = \int_{\chi^2}^{\infty} \frac{1}{\chi^2} \frac{1}{\Gamma\left(\frac{\phi}{2}\right)} e^{-\frac{X}{2}} \left(\frac{X}{2}\right)^{\frac{\phi}{2}-1} \frac{dX}{2}$$

ϕ	.995	.99	.975	.95	.90	.75	.50	.25	.10	.05	.025	.01	.005	P/ϕ
1	0.00393	0.0157	0.00982	0.003	0.0158	0.102	0.455	1.323	2.71	3.84	5.02	6.63	7.88	1
2	0.0100	0.0201	0.0506	0.109	0.211	0.575	1.386	2.77	4.61	5.99	7.38	9.21	10.60	2
3	0.0717	0.115	0.216	0.352	0.584	1.213	2.37	4.11	6.25	7.81	9.35	11.34	12.84	3
4	0.207	0.297	0.484	0.711	1.064	1.923	3.36	5.39	7.78	9.49	11.14	13.28	14.86	4
5	0.412	0.554	0.831	1.145	1.610	2.67	4.35	6.63	9.24	11.07	12.83	15.09	16.75	5
6	0.676	0.872	1.237	1.635	2.20	3.45	5.35	7.84	10.64	12.59	14.45	16.81	18.55	6
7	0.989	1.239	1.690	2.17	2.83	4.25	6.35	9.04	12.02	14.07	16.01	18.48	20.3	7
8	1.344	1.646	2.18	2.73	3.49	5.07	7.34	10.22	13.36	15.51	17.53	20.1	22.0	8
9	1.735	2.09	2.70	3.33	4.17	5.90	8.34	11.39	14.68	16.92	19.02	21.7	23.6	9
10	2.16	2.56	3.25	3.94	4.87	6.74	9.34	12.55	15.99	18.31	20.5	23.2	25.2	10
11	2.60	3.05	3.82	4.57	5.58	7.58	10.34	13.70	17.28	19.68	21.9	24.7	26.8	11
12	3.07	3.57	4.40	5.23	6.30	8.44	11.34	14.85	18.55	21.0	23.3	26.2	28.3	12
13	3.57	4.11	5.01	5.89	7.04	9.30	12.34	15.98	19.81	22.4	24.7	27.7	29.8	13
14	4.07	4.66	5.63	6.57	7.79	10.17	13.34	17.12	21.1	23.7	26.1	29.1	31.3	14
15	4.60	5.23	6.26	7.26	8.55	11.04	14.34	18.25	22.3	25.0	27.5	30.6	32.8	15
16	5.14	5.81	6.91	7.96	9.31	11.91	15.34	19.37	23.5	26.3	28.8	32.0	34.3	16
17	5.70	6.41	7.56	8.67	10.09	12.79	16.34	20.5	24.8	27.6	30.2	33.4	35.7	17
18	6.26	7.01	8.23	9.39	10.86	13.68	17.34	21.6	26.0	28.9	31.5	34.8	37.2	18
19	6.84	7.63	8.91	10.12	11.65	14.56	18.34	22.7	27.2	30.1	32.9	36.2	38.6	19
20	7.43	8.26	9.59	10.85	12.44	15.45	19.34	23.8	28.4	31.4	34.2	37.6	40.0	20
21	8.03	8.90	10.28	11.59	13.24	16.34	20.3	24.9	29.6	32.7	35.5	38.9	41.4	21
22	8.64	9.54	10.98	12.34	14.04	17.24	21.3	26.0	30.8	33.9	36.8	40.3	42.8	22
23	9.26	10.20	11.69	13.09	14.85	18.14	22.3	27.1	32.0	35.2	38.1	41.6	44.2	23
24	9.89	10.86	12.40	13.85	15.66	19.04	23.3	28.2	33.2	36.4	39.4	43.0	45.6	24
25	10.52	11.52	13.12	14.61	16.47	19.94	24.3	29.3	34.4	37.7	40.6	44.3	46.9	25
26	11.16	12.20	13.84	15.38	17.29	20.8	25.3	30.4	35.6	38.9	41.9	45.6	48.3	26
27	11.81	12.88	14.57	16.15	18.11	21.7	26.3	31.5	36.7	40.1	43.2	47.0	49.6	27
28	12.46	13.56	15.31	16.93	18.94	22.7	27.3	32.6	37.9	41.3	44.5	48.3	51.0	28
29	13.12	14.26	16.06	17.71	19.77	23.6	28.3	33.7	39.1	42.6	45.7	49.6	52.3	29
30	13.79	14.95	16.79	18.49	20.6	24.5	29.3	34.8	40.3	43.8	47.0	50.9	53.7	30
40	20.7	22.2	24.4	26.5	29.1	33.7	39.3	45.6	51.8	55.8	59.3	63.7	66.8	40
50	28.0	29.7	32.4	34.8	37.7	42.9	49.3	56.3	63.2	67.5	71.4	76.2	79.5	50
60	35.5	37.5	40.5	43.2	46.5	52.3	59.3	67.0	74.4	79.1	83.3	88.4	92.0	60
70	43.3	45.4	48.8	51.7	55.3	61.7	69.3	77.6	85.5	90.5	95.0	100.4	104.2	70
80	51.2	53.5	57.2	60.4	64.3	71.1	79.3	88.1	96.6	101.9	106.6	112.3	116.3	80
90	59.2	61.8	65.6	69.1	73.3	80.6	89.3	98.6	107.6	113.1	118.1	124.1	128.3	90
100	67.3	70.1	74.2	77.9	82.4	90.1	99.3	109.1	118.5	124.3	129.6	135.8	140.2	100
χ^2/P	-2.58	-2.33	-1.96	-1.64	-1.28	-0.674	0.000	0.674	1.282	1.645	1.960	2.33	2.58	χ^2/P

(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

次に第2表に基づき、シール部を構成する部位の製作公差等を考慮した
トップヘッドフランジの開口量評価を実施する。

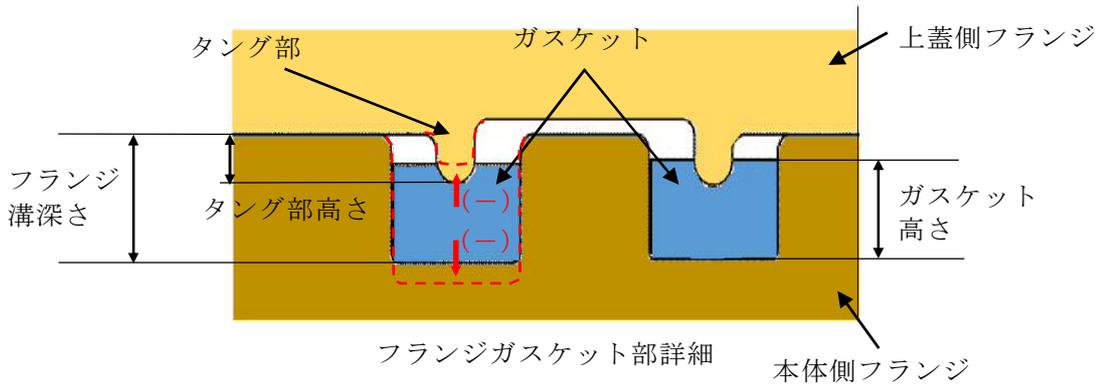
製作公差がトップヘッドフランジの開口量評価に影響する箇所は、シール材を締め付ける部位の開口方向の製作公差であるため、ガスケット溝深さ、タング部高さ及びガスケット高さが該当する(第3図参照)。これらの製作公差を第8表に示す。

第8表 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ		
ガスケット押し込み量		

第8表より、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量は、

（公称値）－（公差）＝と評価できる。

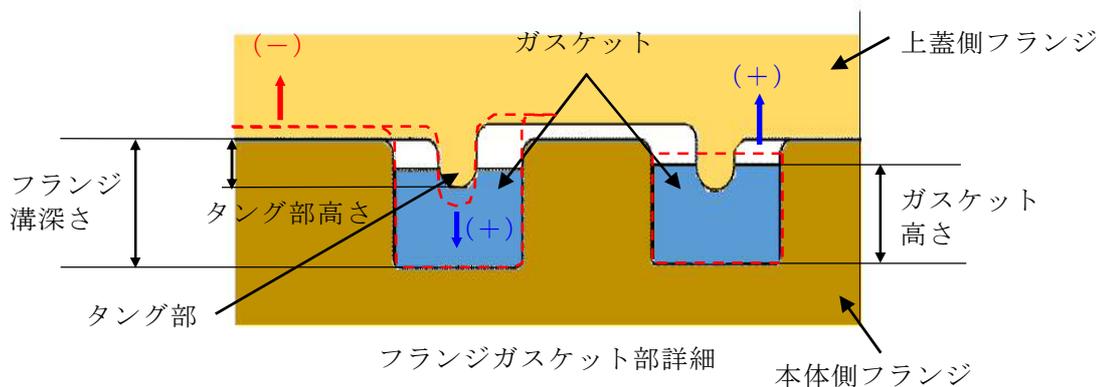


第3図 製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

更に、各部位の熱膨張を考慮した寸法を第9表に示す。これらの製作公差の概要を第4図に示す。

第9表 各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		



第4図 熱膨張変位の概要 (赤点線：熱膨張のイメージ)

熱膨張量 ΔL の評価式は以下の通り

$$\Delta L = L \times \alpha \times \Delta t$$

ここに、

L：基準寸法 (mm)

α ：材料の熱膨張係数 (mm/mm \cdot °C)

鋼材 = 11.85×10^{-6} , ガスケット =

Δt ：据付状態から評価温度までの温度差 (°C) (= $200 - \square = \square$)

第9表より、熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量は、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量より、 + = と評価できる。

また、実機フランジ模擬試験においては、高温での試験を実施する前段階として、予備加圧にて徐々に調整シム量を少なくしていき、ガスケットからの漏えいが起こらない状態を押し込み量 0mm と定義していることから、漏えいが起こらなくなった時点においては、調整シムの最小厚さである のガスケット押し込み量が発生する恐れがある。

上記より、実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量は、製作公差及び熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量より、 - = と評価できる。

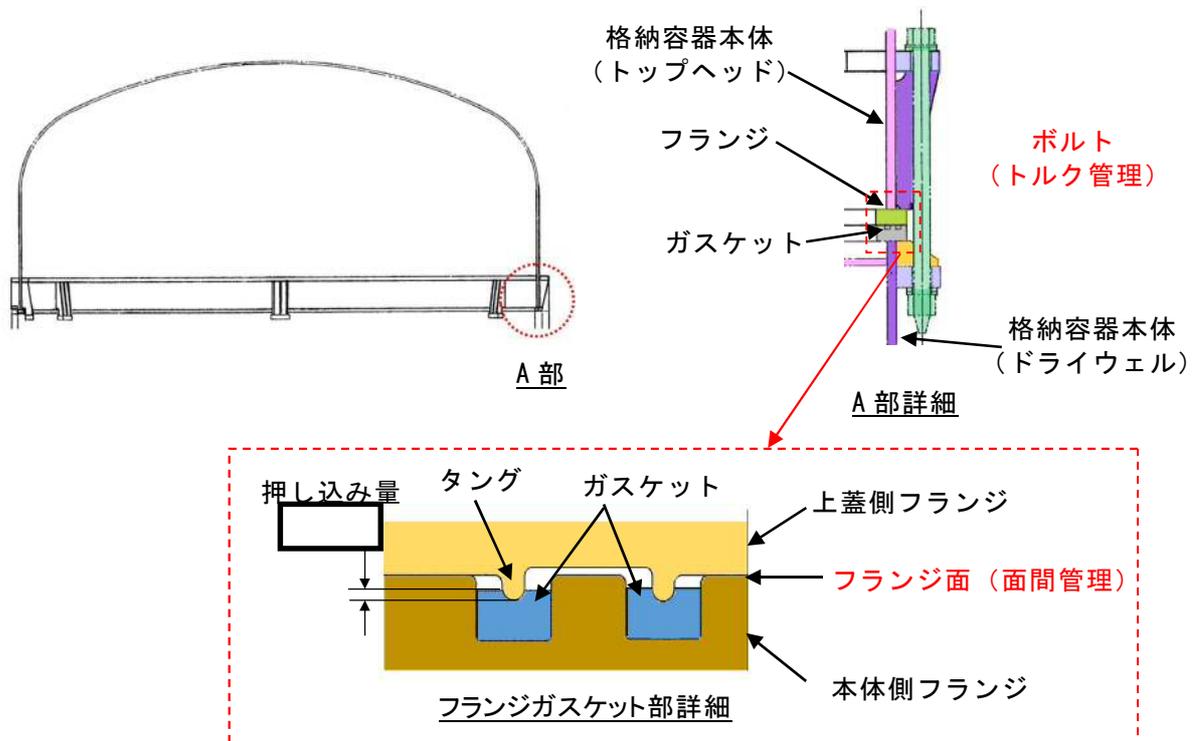
以上の結果から、シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価は第 10 表の通りとなり、ばらつきを保守側に積み上げて評価した場合においても、内側・外側ともシール機能は維持されることを確認した。

第 10 表 シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容 開口量	開口量 (2Pd)	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

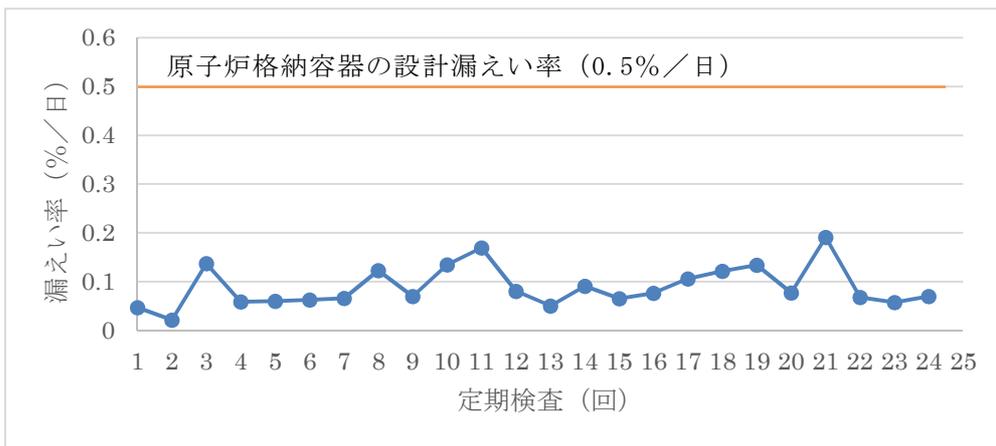
(2) トップヘッドフランジの施工管理について

実機のトップヘッドフランジにおいては、定期検査におけるトップヘッドフランジ閉鎖時に、決められたトルクでボルトを締め付けることが要領書で定められていること、異物の噛み込みや予期せぬフランジの変形等による隙間が生じていないことを の隙間ゲージが挿入できないことをもって確認していることから、作業者の技量によってガスケットの押し込み量の変動することは考え難く、作業管理における品質は維持できると考える。トップヘッドフランジ部の構造を第5図に示す。上蓋側フランジと本体側フランジのフランジ面を隙間が無いように据え付けることで、タング（突起）によるガスケット押し込み量 が確保出来る構造となっている。

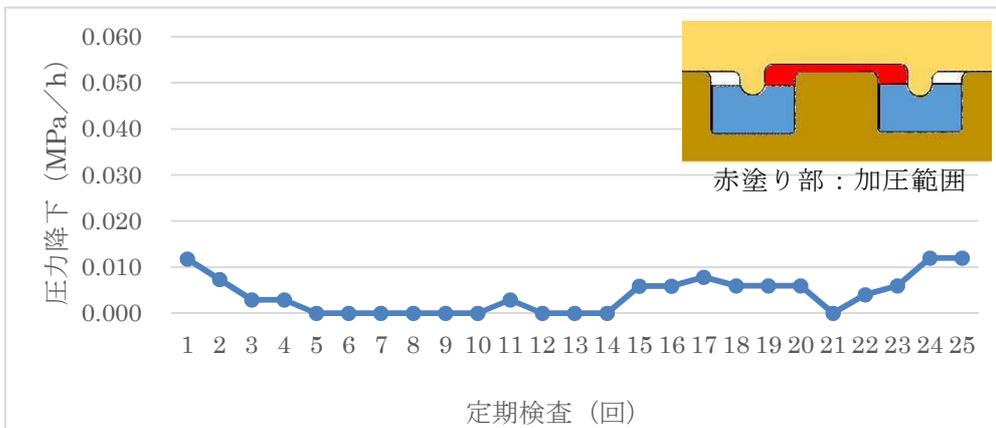


第5図 トップヘッドフランジ部の構造

また、トップヘッドフランジの溝及びタング（突起）については、定期検査の開放時に手入れを実施しているが、溝やタングを傷つけないような素材で手入れを行っていること、外観目視点検を開放の都度行い傷や変形がないことを確認していること、定期検査毎に原子炉格納容器全体の漏えい率検査及びトップヘッドフランジ部のみのリークテストを実施しており、有意な変動のないことを確認していることから、トップヘッドフランジの溝及びタングは気密性を維持していると考える。原子炉格納容器全体漏えい率検査実績及びトップヘッドフランジ部リークテスト実績を第6図、第7図に示す。



第6図 原子炉格納容器全体漏えい率検査実績



第7図 トップヘッドフランジ部リークテスト実績

(3) トップヘッドフランジ以外の開口量評価における製作公差等の影響について

トップヘッドフランジの開口量評価((1)にて記載)と同様に,原子炉格納容器バウンダリ構成部として,評価対象としている機器搬入用ハッチ,サプレッション・チェンバアクセスハッチ,所員用エアロックについても開口量評価を実施する。評価結果は,第11表から第22表の通りであり,製作公差を考慮しても閉じ込め機能が維持できる。

第11表 機器搬入用ハッチのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差(絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ	-	0.01mm
ガスケット押し込み量		

第12表 機器搬入用ハッチの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

第 13 表 機器搬入用ハッチの開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容 開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

第 14 表 サプレッション・チェンバアクセスハッチのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タンク部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ	-	0.01mm
ガスケット押し込み量		

第 15 表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの各部位の熱膨張を考慮した
寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タンク部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

第 16 表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

第 17 表 所員用エアロックのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

第 18 表 所員用エアロックの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

第 19 表 所員用エアロックの開口量評価結果

評価	押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値					○
評価値					○

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

第 20 表 閉止板 (X-28) のガスケット押し込み量

部位	公称値	公差 (絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

第 21 表 閉止板 (X-28) の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

第 22 表 閉止板 (X-28) の開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

(4) 実機フランジ計測結果を考慮したトップヘッドフランジ部の開口量評価について

トップヘッドフランジのシール部は、製作公差を考慮した場合の許容開口量と開口量の比較において、内側シール部の裕度が小さいことから、実機フランジ（サブプレッション・チェンバアクセスハッチ）の寸法測定を実施し、製作寸法の誤差を確認した。サブプレッション・チェンバアクセスハッチの構造図を第 8 図に、フランジ部の寸法測定結果を第 23 表に示す。

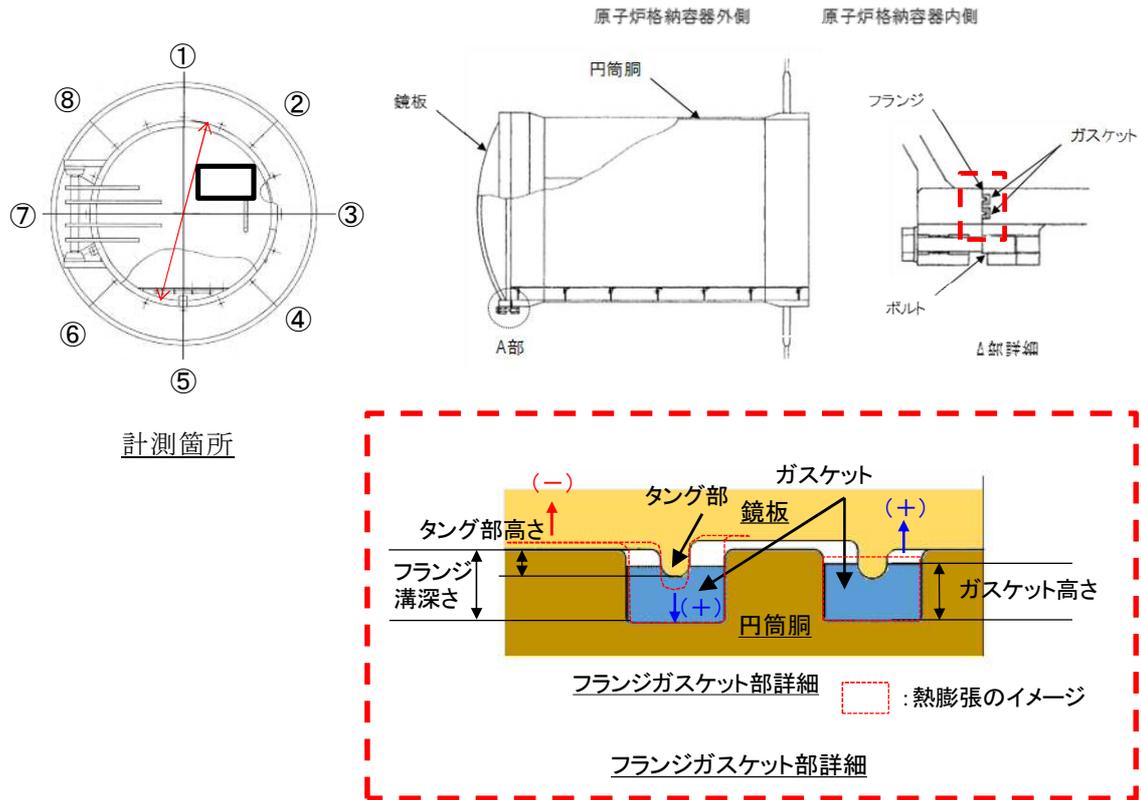
サブプレッション・チェンバアクセスハッチの実機フランジ寸法測定の結果、製作公差（）に対し、シール部が開口となる方向の製作寸法の誤差は以内であった。

サブプレッション・チェンバアクセスハッチシール部のガスケット溝及びタング（突起）は、トップヘッドフランジのガスケット溝及びタング（突起）と設計メーカ、設計、製作方法及び材質は同じであり、機械加工の精度も同等であると考えられることから、製作寸法の誤差についても同等であるとする。

サブプレッション・チェンバアクセスハッチの製作寸法の誤差は、であり、設計の製作公差を用いてシール部の公差をとした評価は、実機フランジのシール部に対して保守的な評価であると評価できる。

参考として、サブプレッション・チェンバアクセスハッチと同程度の製作寸法の誤差があると仮定し、サブプレッション・チェンバアクセスハッチの実機フランジ寸法測定結果からトップヘッドフランジについて開口量評価を行った。

評価の結果、トップヘッドフランジの内側シール部における許容開口量は第 24 表に示すとおり、であり、開口量に裕度があることを確認した。



計測箇所

第8図 サプレッション・チェンバアクセスハッチ 構造図

第23表 サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部測定結果

測定箇所	設計値 [mm]	測定結果 [mm]															
		①		②		③		④		⑤		⑥		⑦		⑧	
		内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側
溝深さ																	
タング高さ																	

第24表 トップヘッドフランジ開口量評価

	押し込み量 (公称値)	シール部の公差	熱膨張	調整シム量	ひずみ率	許容開口量	開口量 (2Pd)
内側シール部							
外側シール部							

<評価条件>

- ・ガスケット寸法:
- ・シール部の公差: S/C アクセスハッチの実測値使用
バックアップシール有

(5) 開口量評価における保守性について

第 25 表に示すとおり，F E M解析による開口量評価においては，構造物の剛性や強度が実機に比べ低めとした評価としていることや許容開口量の算出において，圧縮永久ひずみ試験は実機よりも劣化に対して保守性がある評価であるが，実機フランジ模擬試験において試験装置等の誤差があることや実機フランジ締付時の面間管理（隙間ゲージ挿入による管理）には実機フランジでのガスケット押し込み量に対し不確かさがある。

今後，ガスケットの増厚を検討し，裕度を確保することとする。

第 25 表 開口量評価における保守性

項目		保守性	備考
開口量	F E M解析	・構造物に設けられているリブを無視するなど，実際の構造物よりも剛性を低く見積もっている。	・実機フランジ締付け時の面間管理（隙間ゲージ挿入による管理）において隙間ゲージの厚さ以下の隙間は把握できていない。
		・材料物性値を規格値ベースとすることで，強度を低めに見積もっている。	
		・フランジが閉じる方向に作用する自重を考慮していない。	
許容開口量	漏えい限界	・既往知見で得られたガスケット自身の変形によるセルフシール性については評価に反映されない。	・実機フランジ模擬試験において，試験装置等の製作誤差は把握できていない。
	ひずみ率	・実機のガスケットは底面・側面が溝と接しているのに対し，圧縮永久ひずみ試験は，試験体の側面全体が直接蒸気環境下に晒されるため，ひずみ試験から得られたひずみ率は材料の劣化を保守側に見積もっている。	
		・実機ガスケット全体のうち，タング部で圧縮している部分は局所的であり，圧縮されていない部分が大部分残存しているため，タング押し込み部の復元量は，圧縮されていない部分のゴム弾性の寄与も想定される。	

経年劣化を考慮したシール機能について

本資料では、シール材の経年劣化を考慮したシール機能の健全性について示す。

原子炉格納容器のシール材に使用する改良E P D M製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下での耐漏えい性能を確認している。また、開口部に用いられる改良E P D M製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどしないものと考えていること、かつ、原子炉格納容器の開口部に用いられているシール材については、全て、プラントの定期検査において取り替えを行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分に耐漏えい性能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で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（第1表参照）。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても事故時のシール機能は確保されるものと考えられる。

第1表 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 [] 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，自主的取組として適用することを考えているバックアップシール材について，経年劣化によるシール機能の影響を確認した。ここでは，バックアップシール材をフランジに長時間塗布したときの変形特性を確認するために，バックアップシール材を塗布した試験用フランジを恒温槽で約560日間（18ヶ月程度）55℃に保持し，バックアップシール材に関して，以下を実施した。

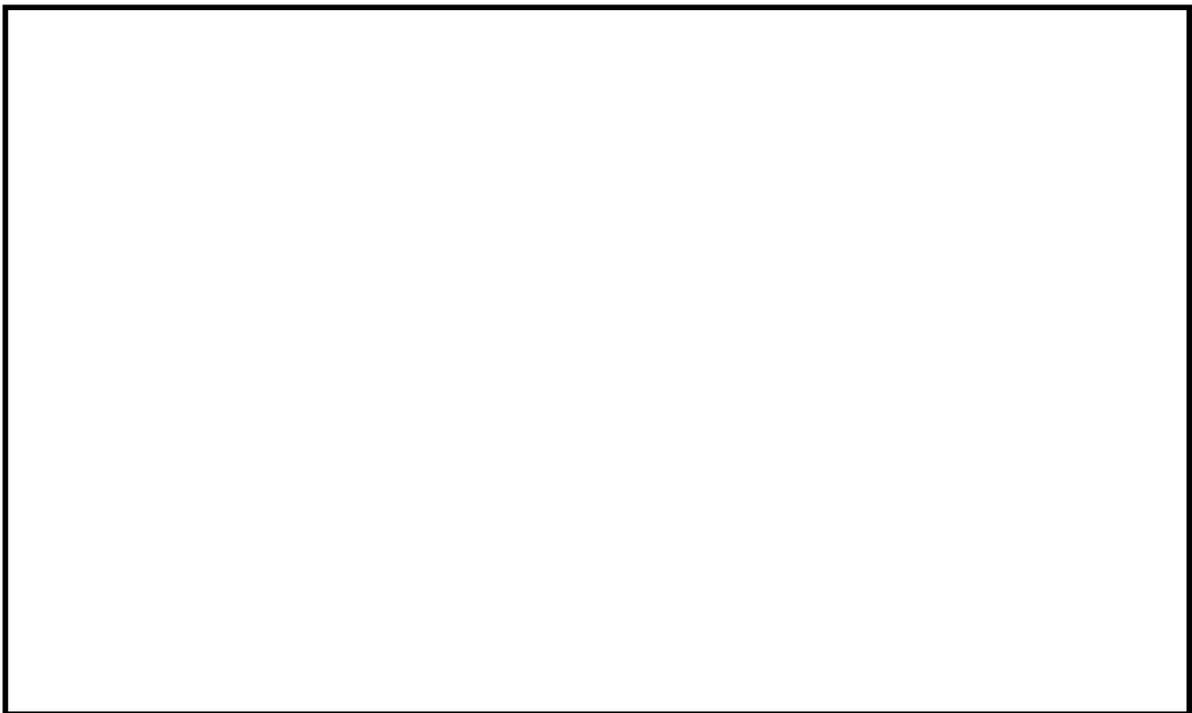
- (1) He 気密確認試験 (0.3, 0.65, 0.9 MPa)
- (2) FT-IR 分析

試験の結果，H e 気密確認試験において第2表で示すとおりリークは認められなかった。また，F T - I R 分析においても第1図に示すとおり，55℃を約18ヶ月保持した試験材の分析結果は初期材と同様で劣化は認められず，プラント通常運転状態で1 サイクル（13ヶ月程度）経過しても性状が変わらないと考えられる。

第2表 H e 気密確認試験結果

保持条件	0.3 MPa	0.65 MPa	0.9 MPa
55℃ 約18ヶ月	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし



第1図 F T - I R 分析結果

化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について

1. 化学薬品等のシール機能への影響

東海第二発電所のシール材として適用する改良EPDM製シール材は、エチレンとプロピレン等の共重合によって得られる合成ゴムの一種であり、同材質のゴムであるEPゴムは、これまでも原子炉格納容器隔離弁の弁体等に使用されてきた実績のある材料である。

EPDM材の基本的な特性を考慮した場合、シール機能に影響を及ぼす可能性のある物質としては、「溶剤」と「潤滑油」が挙げられる。第1表にEPDM材の基本特性を示す。

洗い油やベンゼン等の溶剤については、管理区域内への持ち込み管理を行っており、プラント運転中においては格納容器内に存在しないため、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

潤滑油については、原子炉再循環ポンプモータや再循環流量制御弁の動作に使用されているが、格納容器胴側に設置されるシール部から離れた位置に設置されている。仮に漏えいが発生した場合でも、機器の下部に設置される堰、又はダイアフラムフロア床面の傾斜によって、ドレンサンプ設備に導かれることで周辺への流出は防止され、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

第1表 EPDM材の基本特性

耐蒸気性	A
耐水性	A
耐性（植物油）	A ～ B
耐性（潤滑油）	D
耐性（溶剤）	D

凡例 A：優 B：良 D：不可（但し配合による）

出典：日本バルカー工業（株）発行「バルカーハンドブック」より抜粋

2. 重大事故等時に発生する核分裂生成物や水素のシール機能への影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性のある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、EPDM材についても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はないものとする。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが、有機材料であるEPDM材では影響を生じる可能性がある。今後、使用することとしている改良EPDM製シール材については、電力共同研究による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度(約 $450\text{mg}/\text{m}^3$)よりも高濃度のよう素環境下(約 $1,000\text{mg}/\text{m}^3$)においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。このように、よう素環境下での性能が確認された材料を用いることにより、シール機能への影響が生じることはないものとする。

重大事故等時に格納容器内で発生する水素の格納容器外への主要な放出モードとして気体分子のガスケット材料透過が考えられる。これは水素等の分子量が小さい気体の場合に起こりうる事象であるが、重大事故時の格納容器内環境条件下(温度・放射線)においてシール機能の顕著な劣化は生じないこと、及び気体分子の透過に対して十分な材料の厚みが確保されていることから、ガスケット材料透過による格納容器外への水素の放出可能性は極めて低いものと考えられる。

シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について

トップヘッドフランジ等のシール材に使用する改良EPDM製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下での性能を確認している。また、開口部に用いられる改良EPDM製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどないものと考えられること、プラントの定期検査においては取り替えを行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分に性能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で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。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても事故時のシール機能は確保されるものとする。

黒鉛製シール材について

黒鉛製シール材は、膨張黒鉛（化学反応を用いて鱗片状黒鉛に物質を挿入した黒鉛層間化合物を急熱すると層間に入れられた物質が燃焼，ガス化し，黒鉛が層の重なり方向に膨張したもの）を圧縮加工したものであり，一般的に 400℃程度の高温環境下においても安定性の高いシール材料である。

東海第二発電所で使用する黒鉛製シール材の仕様を第 1 表に示す。重大事故環境下に十分な耐性を有する製品であることを確認している。

第 1 表 貫通部に使用する黒鉛製シール材の仕様

対象部位	仕様		
	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性
所員用エアロック 電気配線貫通部	400℃以上	6.9MPa	15MGy

試験データの代表性・信頼性について

長期的な格納容器温度（168 時間以降で 150℃を下回る状況）と閉じ込め機能の関係性を評価するために、時間経過による改良 E P D M 製シール材への長期的な影響について試験結果をもとに第 1 表に示しているが、その試験データの信頼性について説明する。

第 1 表には改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ率，硬さ，質量変化率をそれぞれ試験時間に対して示しているが，これは同じ環境条件に曝露した試験体 3 個のデータの平均値を示したものである。試験体 3 個それぞれの試験結果を第 2 表に示す。圧縮永久ひずみ率，硬さ，質量変化率について試験体 3 個の実測値データに大きなばらつきは無いことが確認できる。

第 1 表 改良 E P D M 製シール材の基礎特性データの経時変化

試験時間	0～7 日	7 日～14 日	14 日～30 日
試験温度			
圧縮永久ひずみ率 (%)			
硬さ			
質量変化率 (%)			

第2表 0～7日（200℃）、7日～30日（150℃）の圧縮永久ひずみ試験

No	試験時間 (日)	試験温度 (℃)	圧縮永久ひずみ試験					
			圧縮永久 ひずみ率 (%)		硬さ		質量変化率 (%)	
			実測値	平均値	実測値	平均値	実測値	平均値
1	0～7	200						
2	7～14	150						
3	14～30	150						

また、シール材の復元特性を示すために、劣化を付与した試験体を用いて、復元速度測定試験を実施した。試験ケースを第3表に示す。

全てのケースにおいて試験体3個に対して試験を実施したものであり、試験結果のばらつきを確認するため、代表としてケース1-2の試験体3個全ての試験結果を第1図に示す。いずれの試験体においても同様の傾向を示しており、復元速度500mm/minの試験に大きなばらつきはない。

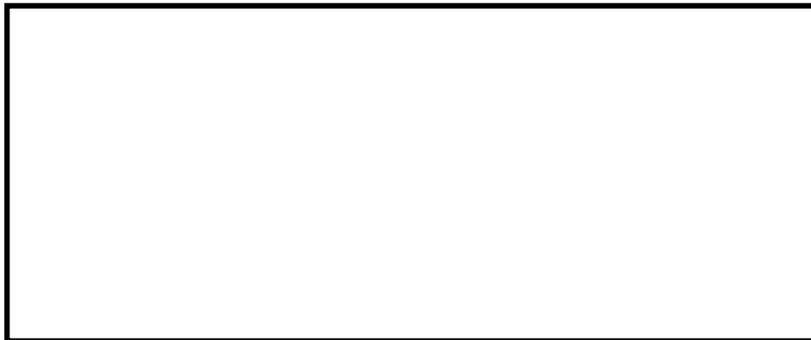
その他の試験ケースについても、試験結果に大きなばらつきはないため、各ケース試験体3個のうち代表として1個の試験結果を第2図及び第3図に示す。

第3表 改良EPDM製シール材の基礎特性データの経時変化

ケース	材料	照射量	曝露媒体	曝露温度	復元速度	試験体数
1-1	改良EPDM材					3
1-2	改良EPDM材					3
2-1	改良EPDM材					3
2-2	改良EPDM材					3



第1図 復元速度測定試験（ケース1-2の試験体3個）



第2図 復元速度測定試験（左：ケース1-1，右：ケース1-2）



第3図 復元速度測定試験（左：ケース2-1，右：ケース2-2）

フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）

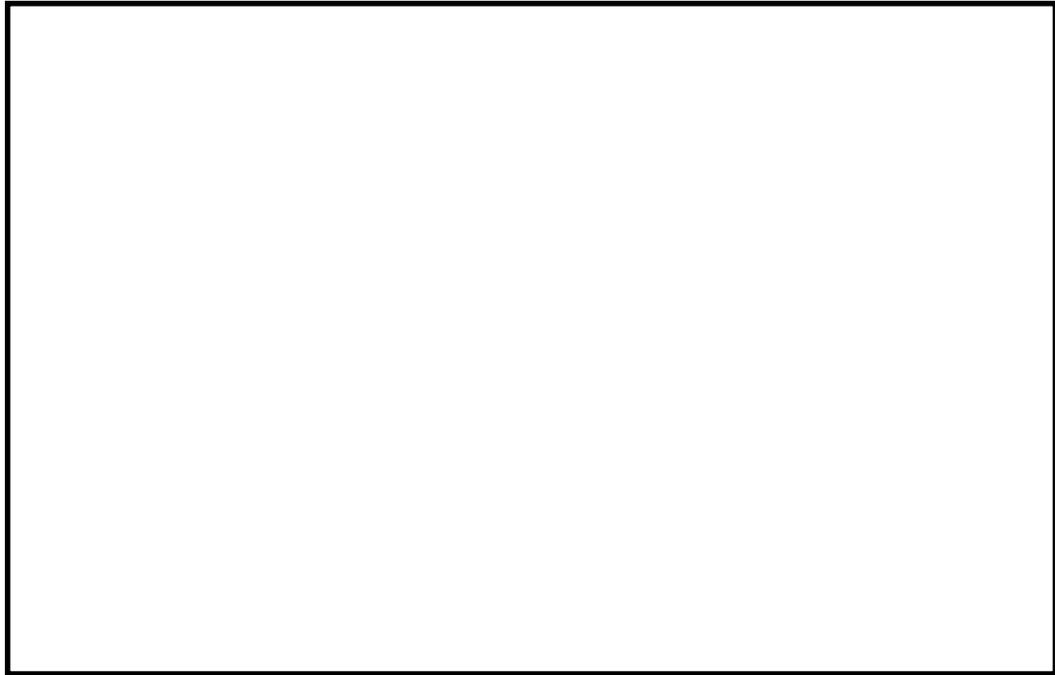
今回、実施したトップヘッドフランジの開口量評価には、FEM解析を用いている。FEM解析では、開口量に影響を及ぼす可能性のあるボルト等の構造は、実機の寸法等を模擬して解析モデルに反映している。また、フランジ部の開口の挙動への影響が大きいと考えられる上下フランジ面同士の接触の影響も考慮し、三次元ソリッド要素を用いて弾塑性大変形解析を実施した。その評価モデルを第1図に、圧力-開口量の関係を示す。

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。第3図は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、第4図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。なお、この試験において、漏えいが発生したのは、内圧が6.17Pd、フランジ開口量が平均で6.3mmのときであり、フランジが開口しても、漏えいが生じていない結果が得られている。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(第5図及び第1表参照)。第3図の示すように、試験結果と解析結果の比較から解析結果は、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。

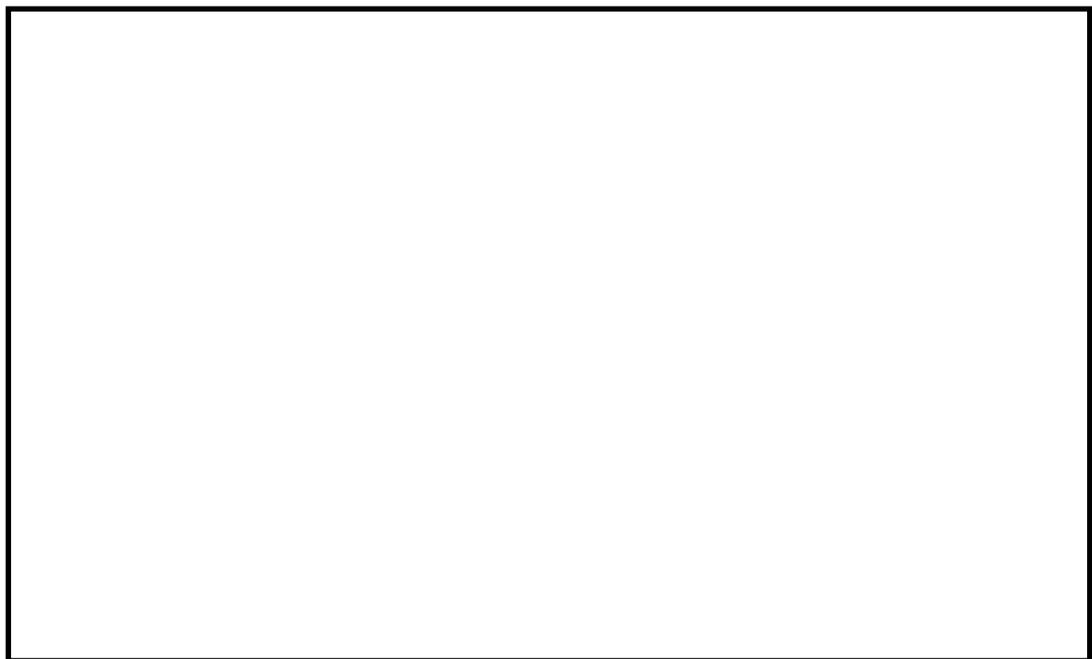
フランジ部の開口量評価では、フランジ部だけではなく、圧力作用面である上鏡板や胴部もモデル化しているため、内圧の増加により、ボルト部にモーメントが生じてフランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると、同時に上鏡板や胴部の幾何学形状も変化するため、ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し、結果として、内圧の増加に対する

開口挙動が曲線的に変化する。

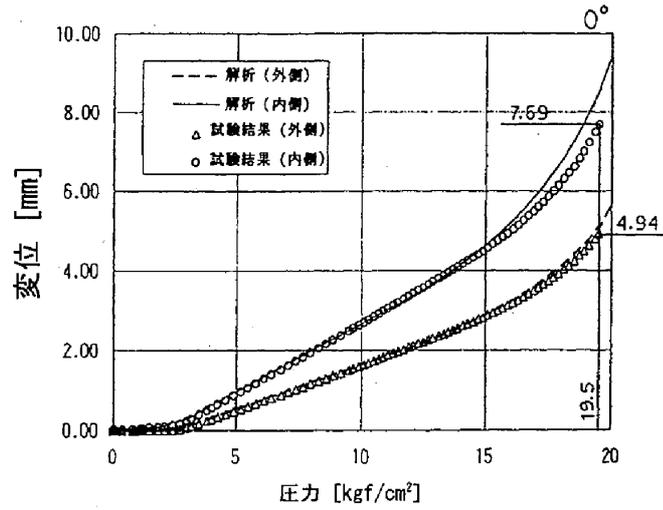
以上より，FEM解析を用いて実施したトップヘッドフランジの開口量評価により，実機の挙動を適切に評価することが可能である。



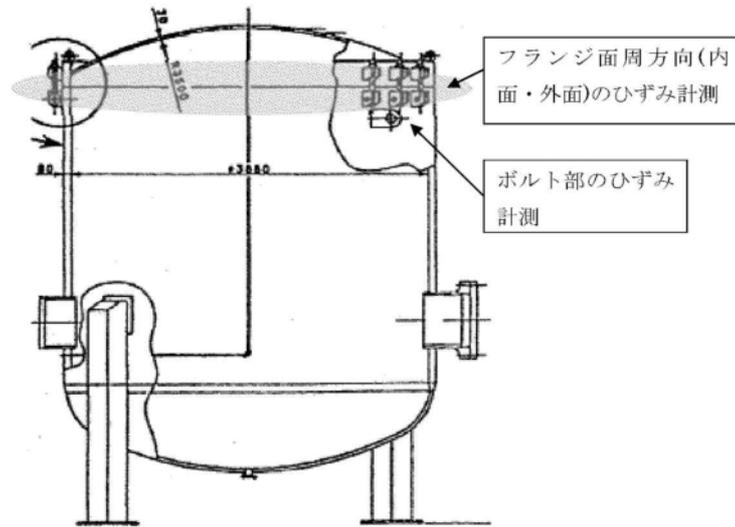
第1図 トップヘッドフランジ部の解析モデル



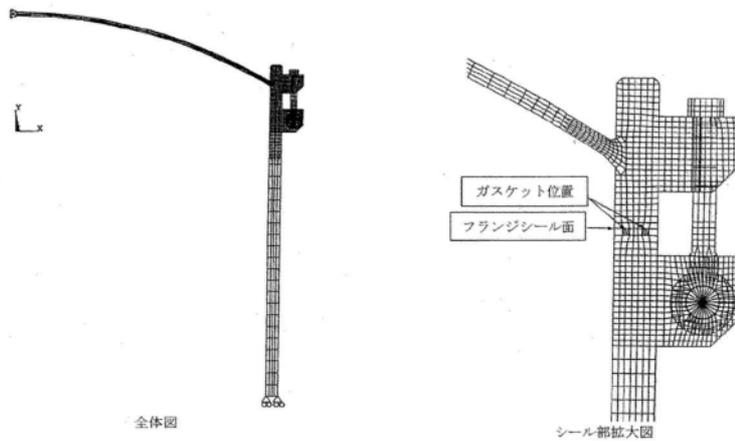
第2図 トップヘッドフランジ部における圧力ー開口量の関係



第3図 NUPEC機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量の関係



第4図 NUPECハッチモデル試験体



第5図 NUPECハッチモデル試験解析モデル

第1表 NUPEC解析モデルと当社解析モデルの比較

解析項目	NUPEC解析モデル	当社解析モデル
解析コード	ANSYS	ABAQUS
モデル化範囲	胴部，上鏡部：軸対称ソリッド要素 ボルト，ブラケット：平面応力要素 フランジシール面：接触要素	格納容器胴部（円筒胴，円錐胴）， 上鏡部，フランジシール部構成部材 （フランジ，ボルト，ナット等）： ボルト 1/2 ピッチ分をセクタとした 周期対称ソリッド要素 フランジシール面：接触要素
材料定数	試験体の材料の引張試験から得られた物性値を用いた。 応力ひずみ関係は，真応力－真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。	材料規格に基づく物性値を用いた。 応力ひずみ関係は，ASME B&PV Code Sec. VIII (2012Addenda) Div.2 ANNEX 3-D による真応力－真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。
境界条件	上鏡中央は，軸対称性から X 方向に拘束，Y 方向を自由。胴板下端は X 方向に自由，Y 方向を拘束。	格納容器胴側と底部との取り合いを固定。端部は対称条件を設定。
ボルト初期締め付け荷重	実機で設定している値を用いた。	実機で設定している値を用いた。
荷重条件	内圧を段階的に負荷し，1.96MPa となるまで解析を実施した。	内圧を段階的に負荷し，発散するまで解析を実施した。

原子炉格納容器のリーク発生順序及び各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、重大事故等時に放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、原子炉格納容器内の温度・圧力条件の変化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、シール部のシール機能が失われる場合が想定される。

構造部材の評価については、規格等に定められている許容値を基準として用いて評価しており、200℃、2Pd の環境条件が継続しても構造強度を維持できるため、閉じ込め機能に対して十分な裕度を有しているものとする。

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おり、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℃、2Pd の環境条件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、トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等、フランジ構造になっている箇所については、圧力の上昇に伴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。

以上の検討結果から、原子炉格納容器で漏えいが発生する可能性が高い部位はフランジ構造のシール部であると評価できる。このため、フランジ構造のシール部について、200℃、2Pd の状態での健全性を確認した際の判定基準に対する裕度を確認した。

フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度を第 1 表に示す。

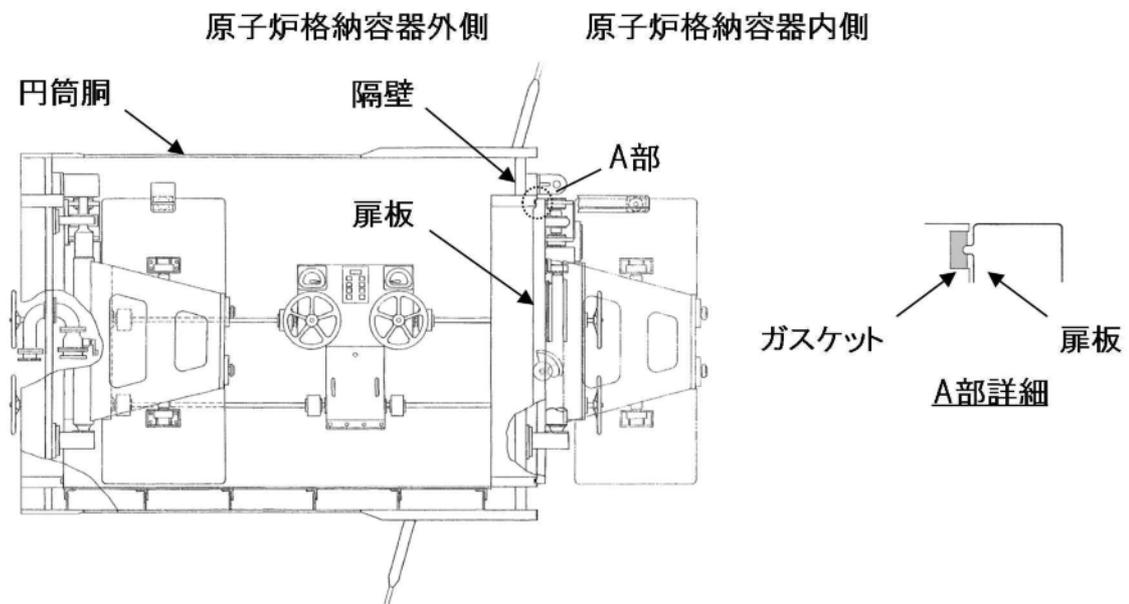
第1表 フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度

評価対象部位		開口量 (mm)	許容値 (mm)	裕度※	
トップヘッドフランジ	内側			1.1	
	外側			1.4	
機器搬入用ハッチ	内側			1.4	
	外側			1.8	
サプレッション・チェンバ アクセスハッチ	内側			4.6	
	外側			6.3	
所員用エアロック					6.5
閉止フランジ					15.1

※：許容値／開口量

所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について

所員用エアロックにおけるシール部の評価については、原子炉格納容器内圧による扉板の変形に伴うシール部の開口量評価を実施しているが、この評価では、変形による支点のずれを考慮しない評価としているため、支点のずれに伴う影響について評価を行う。第1図に所員用エアロックシール部の構造を示す。



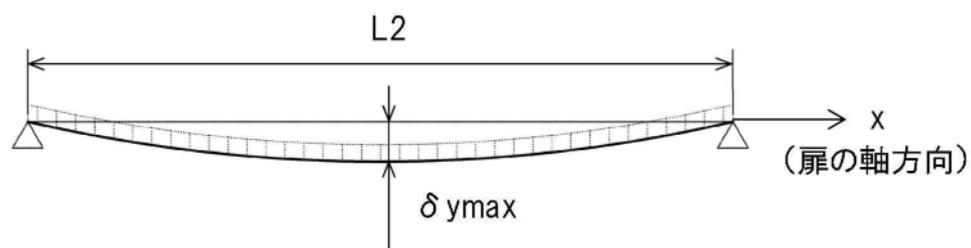
第1図 所員用エアロックのシール部構造

1. 扉板の変形（たわみ等）について

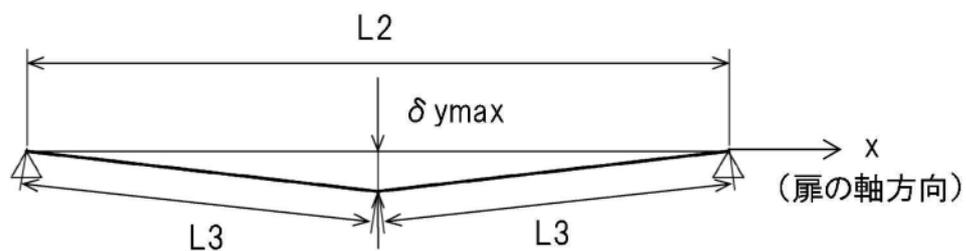
所員用エアロック扉板を第2図、第3図のように2点支持のはりとしてモデル化する。東海第二発電所の所員用エアロック扉板は平板形状であり、扉板の板厚を考慮してモデル化していることから、はりとしてモデル化することは妥当であると考えられる。また、はりモデルは変位量が保守的となる扉板長辺側をモデル化しており、実際に荷重がかかった際は、上下に加え左右にも

支持があるところを，上下 2 点支持としていることから，保守的な評価であると言える。

このはりモデルにより，扉板の変形（たわみ等）によって生じる縦軸方向（扉幅）の変位量 δx を評価した結果，0.2mm 程度であり，ガスケット幅 と比較しても十分小さく無視できる。



第 2 図 2 点支持はりモデル

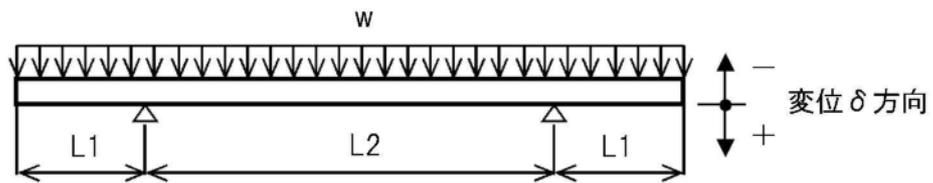


縦軸方向（扉端）の変位量 δx は $\delta x = 2 \times L3 - L2$

第 3 図 三角形モデル

2. 変形支点の変位について

上記で示した扉の軸方向への滑り $\delta_x = 0.2\text{mm}$ の場合について、所員用エアロック扉を第4図のように2点支持はりモデル化し、シール部の開き量を算出した。その結果、扉シール部の変位は、変形支点を考慮しない場合の変位量と同じ mm であった。



第4図 2点支持はりモデル

$$\begin{aligned}\delta &= w \times L_1 \div (24 \times E \times I) \times (3L_1^3 + 6L_1^2 \times L_2 - L_2^3) \\ &= \text{} \text{mm}\end{aligned}$$

格納容器隔離弁の S A 環境下における耐性確認試験の概要について

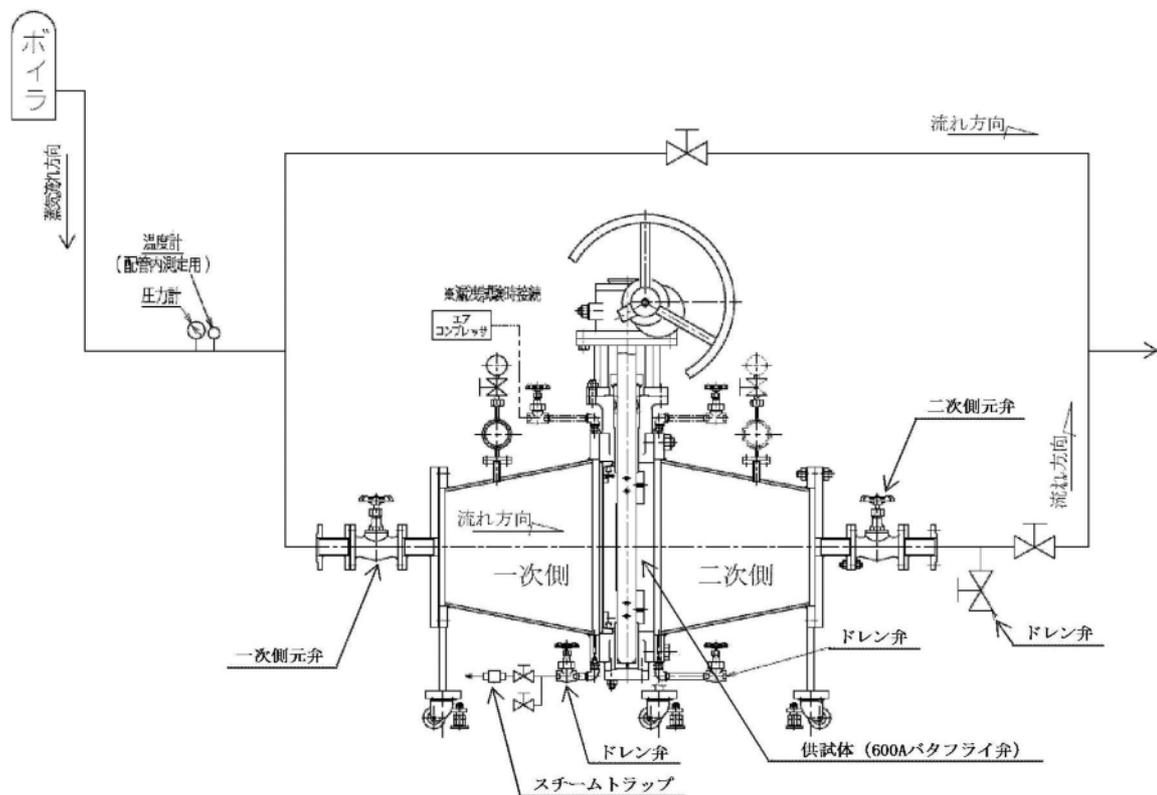
原子炉格納容器隔離弁のうち、バタフライ弁の弁座ゴムシートに対し、重大事故時環境における耐性向上のため、より耐熱性・耐放射線性に優れたシール材である改良 E P D M 製シール材を選定し、耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1. 試験内容

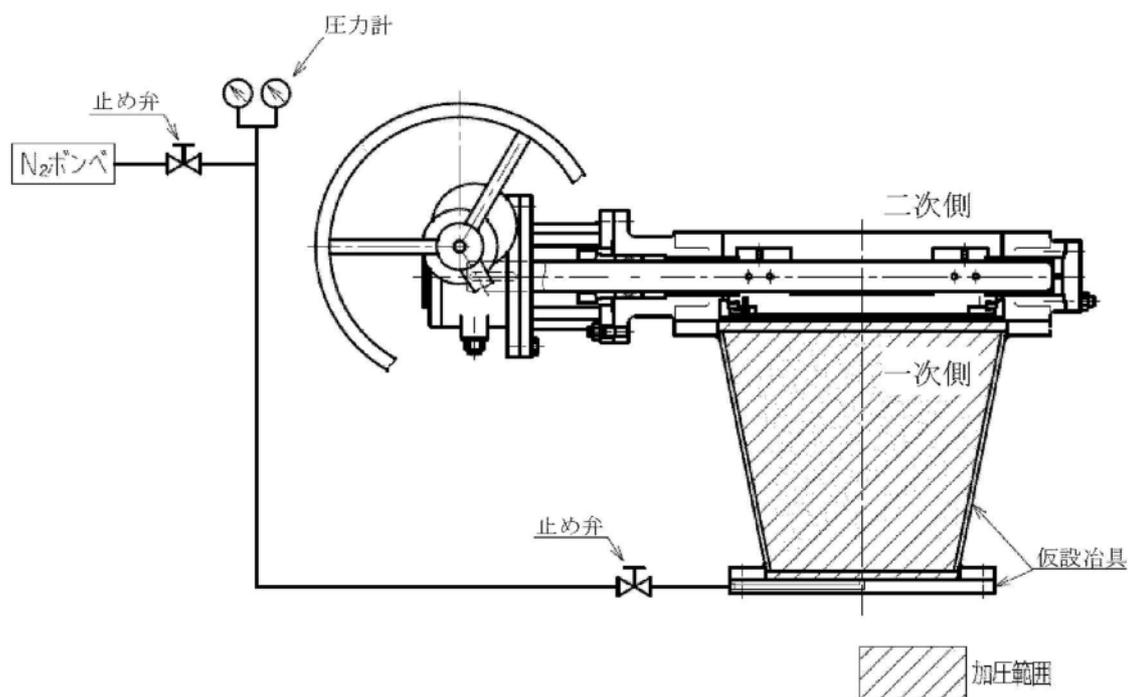
試験フロー及び試験内容を第 1 表に示す。また、第 1 図に蒸気通気試験装置の概要図、第 2 図に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600A バタフライ弁を供試体とし、弁座シール材に改良 E P D M 製シール材を適用して、初期性能確認、劣化処理を行った後、200℃における飽和蒸気環境下（BWR の原子炉格納容器の設計圧力の 2 倍（2Pd）以上）で 168 時間、蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後、窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故時環境における格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から、弁は閉弁状態で実施する。重大事故時環境における放射線による劣化と熱による劣化は、シール材に放射線照射をした後、定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与する。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の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、逐次法と比較して放射線と熱の同時曝露のシール機能への影響は十分小さいものと考えられる。

第1表 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	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	第1図に示す試験装置で200℃，0.62MPa以上の蒸気環境下における閉じ込め機能を確認する。蒸気は168時間通期し，24時間おきに二次側の漏えい検出弁より漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	第2図に示す試験装置で供試体一次側を0.62MPa以上の窒素加压環境下とし，二次側からの漏えいがないことを確認する。



第1図 蒸気通気試験装置概要図



第 2 図 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第 2 表に、常温弁座漏えい試験の試験結果を第 3 表に示す。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漏えいは確認されず、閉じ込め機能を維持できることを確認した。

第 2 表 蒸気通気試験結果

シール材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えいの有無
改良 E P D M 材	0.62MPa 以上	200℃	蒸気	168 時間	<input type="checkbox"/>	無

第 3 表 常温弁座漏えい試験結果

シール材	圧力	温度	加圧媒体	漏えいの有無
改良 E P D M 材	0.62MPa 以上	常温	窒素	無

移動式炉心内計装（T I P : Traversing In-core Probe）系統爆破弁について

1. 系統概要

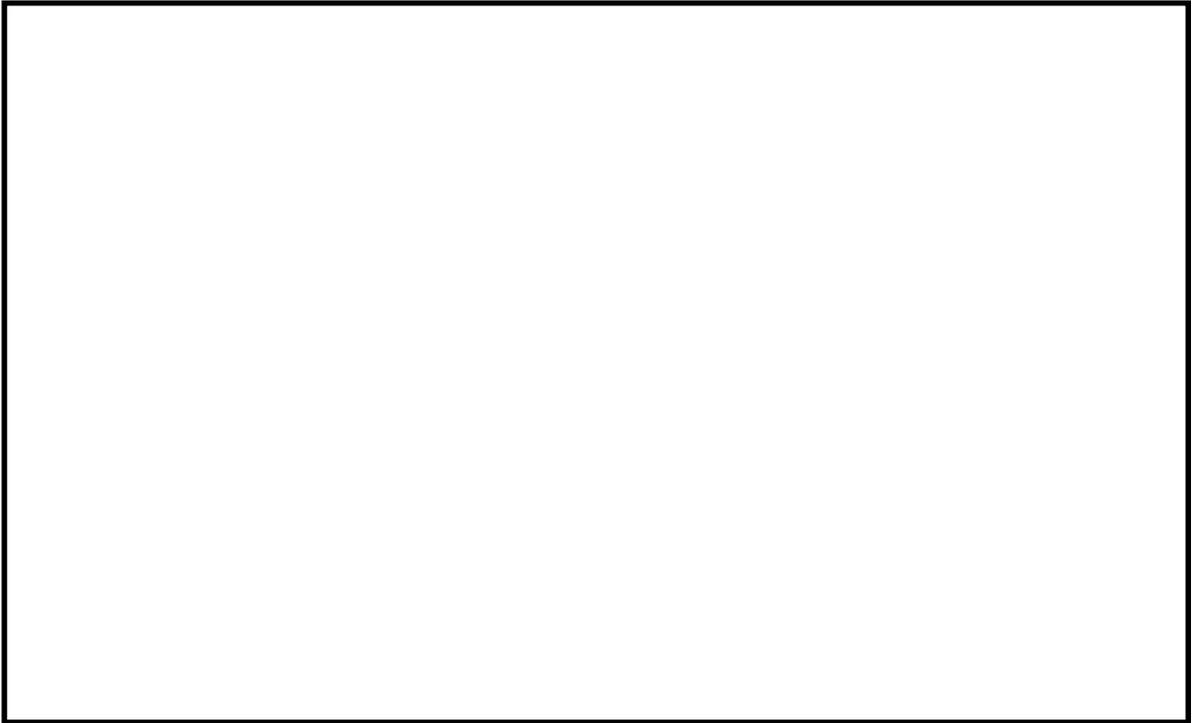
移動式炉心内計装（T I P : Traversing In-core Probe）系統は、炉心内の軸方向及び水平方向の中性子束分布の測定をすると共に、局部出力モニタ（L P R M）の較正を行うために設けられた移動式の中性子測定装置である。

T I P 系統は、5 系統の中性子検出機構、駆動機構、インデクサ機構、バルブアセンブリなどで構成されており、炉心内 43 箇所において中性子束分布を測定できるようになっている。

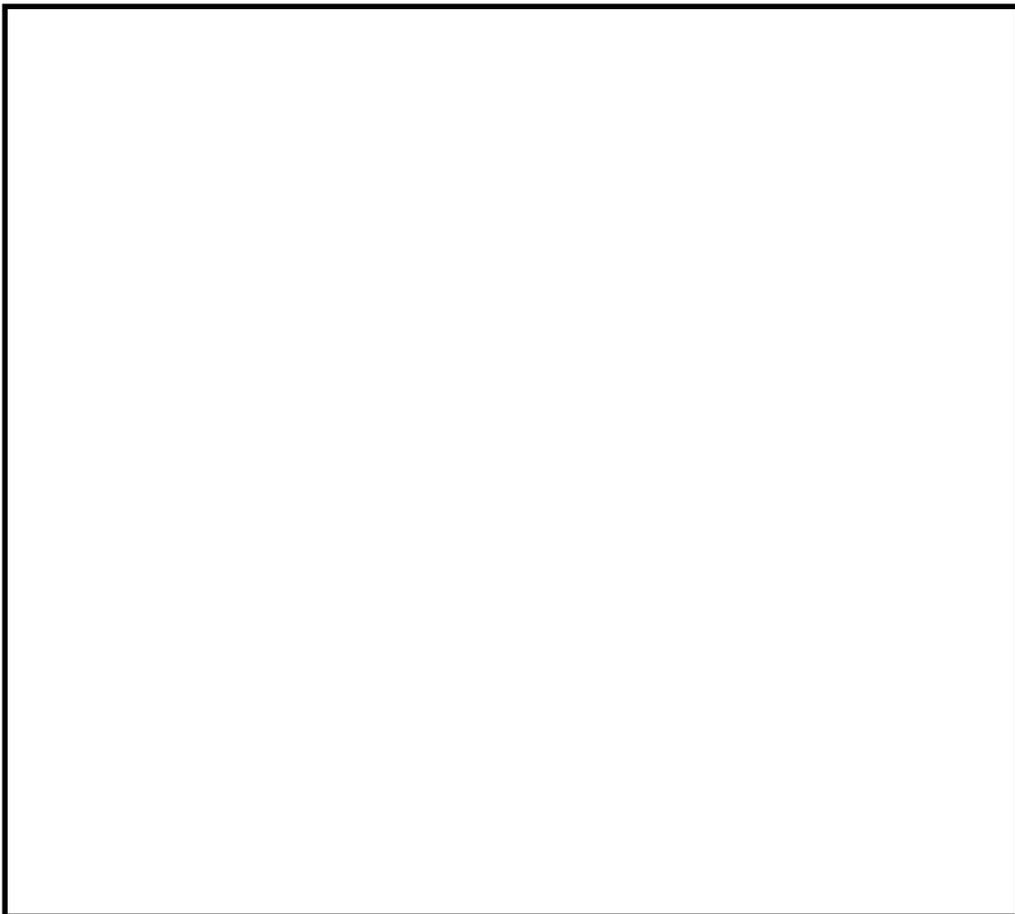
T I P 系統のバルブアセンブリは、T I P ボール弁と T I P 火薬切断弁（爆破弁）により構成されており、原子炉格納容器バウンダリとしては、通常運転時は全閉状態である T I P ボール弁により、隔離機能を維持している。

T I P ボール弁が開状態となるのは、通常運転時の局部出力モニタの較正のため T I P 検出器を炉心内に挿入・引抜する期間である。T I P 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、T I P 検出器が自動引抜され、T I P ボール弁が自動閉止する。また、T I P 検出器が炉心に挿入している間に格納容器隔離信号が入り、且つ検出器が炉心内から引抜けない場合又は T I P ボール弁が正常に閉止しない場合、T I P 火薬切断弁により閉止を行う運用としている。

T I P のシステム概略図を第 1 図に、T I P システム機器構成図を第 2 図に示す。



第1図 TIPシステム概略図



第2図 TIPシステム機器構成図

2. T I P 装置の機能，動作について

(1) 駆動機構

駆動機構は，モータにより駆動ケーブルを駆動することにより，検出器を炉内へ送り込むものである。

(2) バルブアセンブリ

バルブアセンブリは，T I P ボール弁とT I P 火薬切断弁の 2 つのバルブから構成され，格納容器の隔離のためにインデクサ機構と駆動機構の間の案内管に設けられたものである。

T I P ボール弁は電極弁であり，通常は安全方向となるようにスプリングにより閉弁されている。検出器が駆動されている場合にはソレノイドが励磁されてボール弁は開弁し，検出器がチェンバーシールド内に収められた場合にはソレノイドが無励磁となり閉弁するように，シールドリミットスイッチにてインターロック制御されている。

T I P 火薬切断弁はボール弁とチェンバーシールドの間にあり，非常時にのみ使用される。検出器が炉心にある場合，原子炉内に何らかの原因による漏えいが発生し，その上検出器を引抜けない場合やボール弁が全閉しない場合に限って，T I P 制御盤のキーロックスイッチによりケーブルを切断し，格納容器の隔離を行うものである。

(3) 共通案内管

共通案内管は炉心中央の案内管へ導くための案内管であり，各インデクサ機構から集まった案内管は，5 ウェイコネクタにより 1 本の案内管へ集められ炉内に入っていく。

(4) パージシステム

パージシステムは、駆動機構内ケーブル及びインデクサ機構の絶縁劣化、錆防止のため、湿分の少ない制御用空気及び窒素ガスにて常にパージしている。

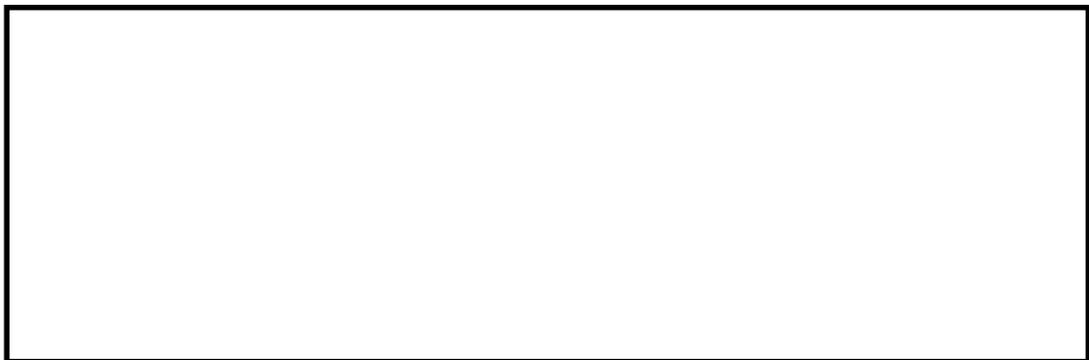
(5) インデクサ機構

インデクサ機構は、炉内案内管とチャンバーシールドの間にあり、駆動機構からの案内管と、炉内案内管を正確に結合させる機構である。

3. T I P 火薬切断弁の構造について

前述のとおり、T I P 火薬切断弁は、原子炉内に何らかの原因による漏えいが発生し、その上検出器を引抜けない場合やボール弁が全閉しない場合に限って使用される弁である。T I P 火薬切断弁の構造図を第 2 図に示す。

T I P 制御盤のキーロックスイッチにより作動信号を入力することで、パワーカートリッジ内の火薬に着火し、爆発力によりカッターが飛び出し、T I P 検出器ケーブルを内蔵している案内管を切断した後、所定の位置に停止する。



第 2 図 T I P 火薬切断弁構造図

4. T I P火薬切断弁の信頼性確認について

T I P火薬切断弁の信頼性確認のため、T I P火薬切断弁の起爆回路の健全性を確認することを目的として、定検毎で第 1 表に示す検査を実施している。経年劣化の影響が懸念される弁駆動源である火薬については、設計寿命を考慮して交換頻度を 65 ヶ月としており、火薬切断弁ごと交換することとしている。

また、火薬切断弁の交換の際には、同一ロットの試供品にて爆破試験等を実施することで、動作信頼性を確保している。

第 1 表 T I P火薬切断弁の検査項目

検査項目	内容
外観検査	目視による外観点検
絶縁抵抗測定試験	T I P火薬切断弁～中央制御室操作ユニット間のケーブル健全性確認
導通確認試験	T I P火薬切断弁の点火回路の健全性確認試験

動的荷重の影響について

1. はじめに

原子炉格納容器については、事故時に動的な荷重が発生する可能性がある。ここでは、評価温度・圧力（200℃，2Pd）において考慮すべき動的荷重を抽出し、その影響を評価した。

2. 考慮すべき動的荷重の抽出

原子炉格納容器内における動的な荷重は、以下によって生じうる。

- (1) 高温の炉心（熔融デブリを含む）と水との接触に伴う蒸気発生
 - ① 損傷炉心等のヒートアップした炉心への注水時の蒸気発生
 - ② 下部プレナムへの熔融炉心の移行（リロケーション）時の蒸気発生
 - ③ 原子炉圧力容器破損に伴う F C I 発生時の蒸気発生
- (2) 原子炉冷却材バウンダリ内に内包された高エネルギー流体の格納容器への放出
 - ① L O C A ブローダウン時の高温水・蒸気の放出
 - ② 逃がし安全弁の作動に伴うサブプレッション・プールへの蒸気放出

これらのうち、原子炉格納容器圧力の上昇率が最も大きく、フランジ等の開口量の変化速度が速い事象は、(1)③の F C I 発生時の蒸気発生である。この影響について、3. に示す。

また、(2)②については、原子炉格納容器圧力の上昇率は大きくないものの、サブプレッション・チェンバ内で動的な荷重が発生する。加えて、(2)①に

についても、ベント管からの高温水・蒸気の吹き出しによってサブプレッション・チェンバ内に動的な荷重が発生する。これらの影響について、4. に示す。

3. 原子炉圧力容器破損に伴う F C I 発生時の蒸気発生の影響について

有効性評価に関する事故シナリオにおいて、熔融炉心がペDESTALに落下した際に格納容器内圧力がスパイク上に上昇する。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、上記の圧力上昇時のフランジ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。

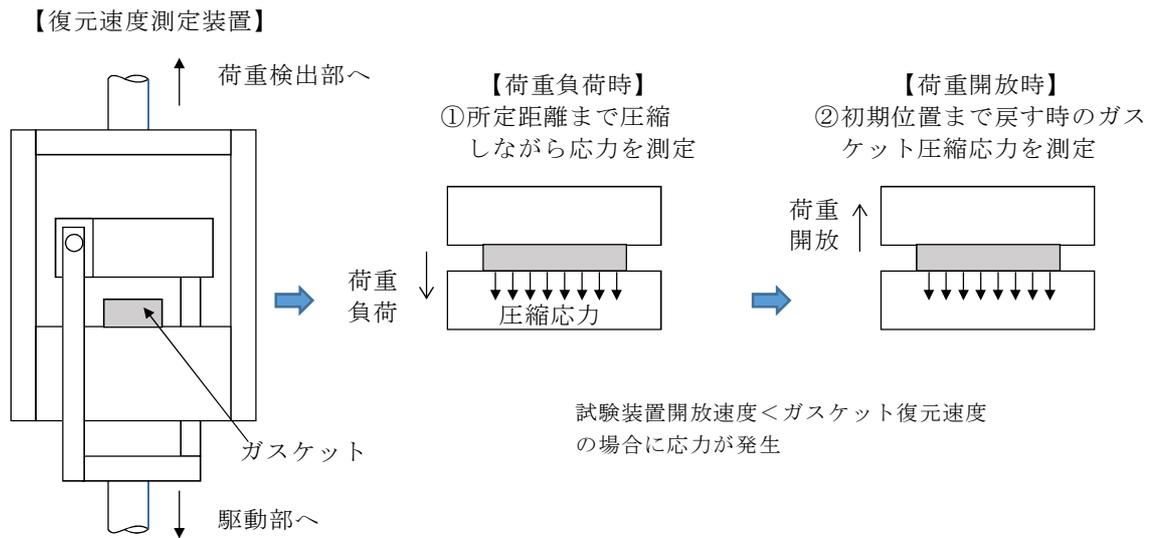
3.1 シール材の形状変化速度

フランジ部においてシール材に採用する改良 E P D M 製シール材について、復元速度を評価するため、J I S 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（F C I 発生時）である。この場合における開口量の変化速度は $1.49 \times 10^{-2} \text{mm/s}$ 程度であることが分かっているため、これを参照して、 $1.49 \times 10^{-2} \text{mm/s}$ 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 又は 500mm/min) で圧縮後、初期位置まで一定速度 (300mm/min 又は 500mm/min) で荷重を開放し、この際に改良 E P D M 製シール材に加わる圧縮応

力を測定する試験を実施した（第 1 図参照）。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。

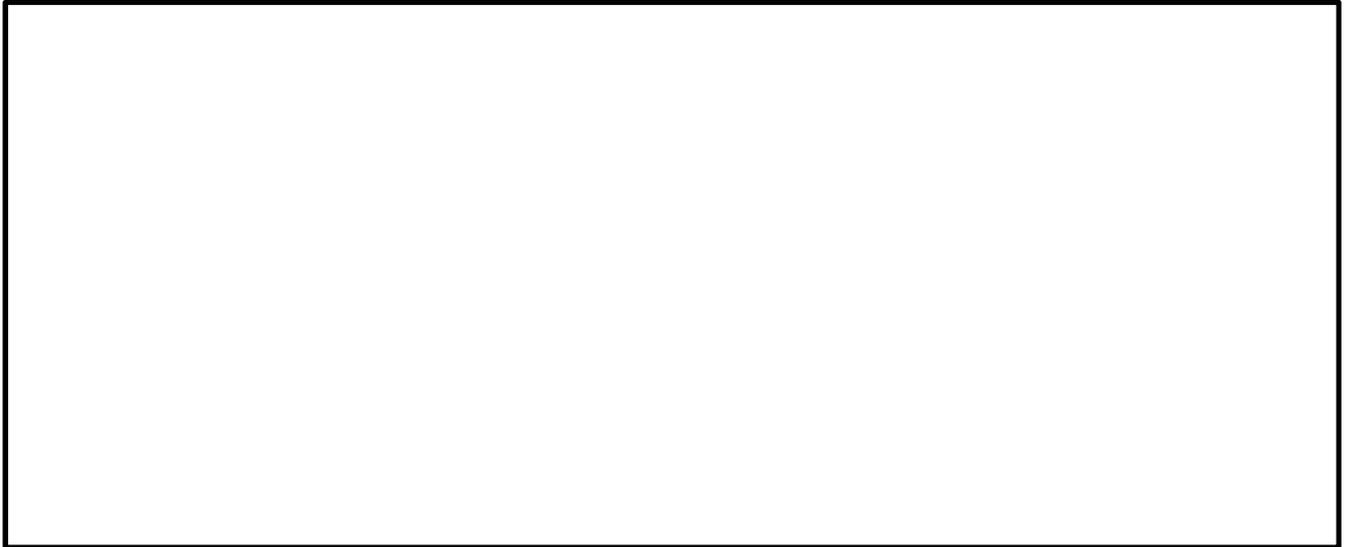


第 1 図 復元速度測定試験の概要

3.2 試験結果

試験結果を第 2 図に示す。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 製シール材の復元速度は $500\text{mm}/\text{min}$ ($8.33\text{mm}/\text{s}$) 以上であることを確認した。前述のとおり、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 $1.49 \times 10^{-2}\text{mm}/\text{s}$ 程度であり、以下のとお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する。

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 (1.49×10^{-2} mm/s)



第2図 一定復元速度下で測定した改良EPDM製シール材の圧縮応力

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、参考資料15で示す通り、劣化後の圧縮永久ひずみ、硬さ、質量変化率は、大きなばらつきがなく、有意な性状変化が見られていない。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。

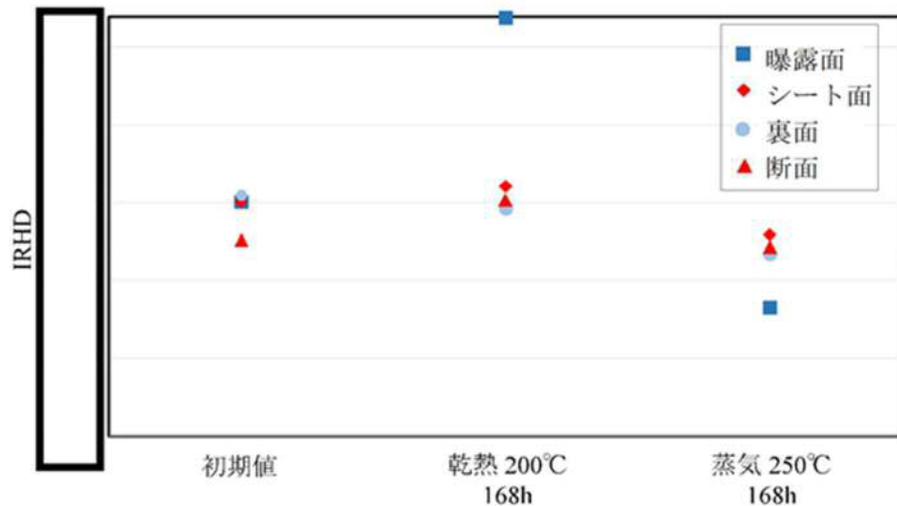
これらに示す試験結果から、劣化を考慮した場合でもシール材の復元特性に大きな変化はなく、また、復元速度はフランジ開口速度に対して十分な余裕があることから、開口に対する追従性に問題はないものとする。

< 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 E P D M 製シール材，及び 800kGy の放射線照射を行い，蒸気 250℃を 168 時間暴露した改良 E P D M 製シール材について，劣化後のシート面の F T - I R スペクトルを第 3 図に，硬さ測定の測定値を第 4 図に示す。その結果，F T - I R スペクトルは，分析位置に顕著な劣化が認められないこと，硬さ測定結果は，200℃，168 時間条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇したが，その他は，硬さの初期値近傍であることから，乾熱放射線照射 + 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。



第 3 図 F T - I R 分析結果 (シート面)



第4図 硬さ測定結果

4. 逃がし安全弁の作動に伴うサプレッション・プールへの蒸気放出の影響について

サプレッション・チェンバに作用する水力的動荷重は大別して次の2種類がある。

- (1) ドライウェルとサプレッション・チェンバを繋ぐベント管からの吹き出しによる荷重
- (2) 主蒸気逃がし安全弁の作動時に、サプレッション・プール水中の排気管端部に設置されたクエンチャからの蒸気吹き出しによる荷重

このうち(1)については、格納容器圧力が低いLOCA発生直後で支配的となる現象であるため、その後、格納容器が限界温度・圧力に近づいた状態においては評価不要と考える。したがって、(2)のクエンチャからの蒸気吹き出しによる荷重の影響について検討を行った。

クエンチャからの蒸気吹き出しに伴う荷重には、次の2種類がある。

(a) 気泡振動荷重

主蒸気逃がし安全弁作動時に排気管内の空気が圧縮され、クエンチャから水中に放出される際に、気泡の膨張・収縮の繰り返しにより生じる荷重。

(b) 蒸気凝縮振動荷重

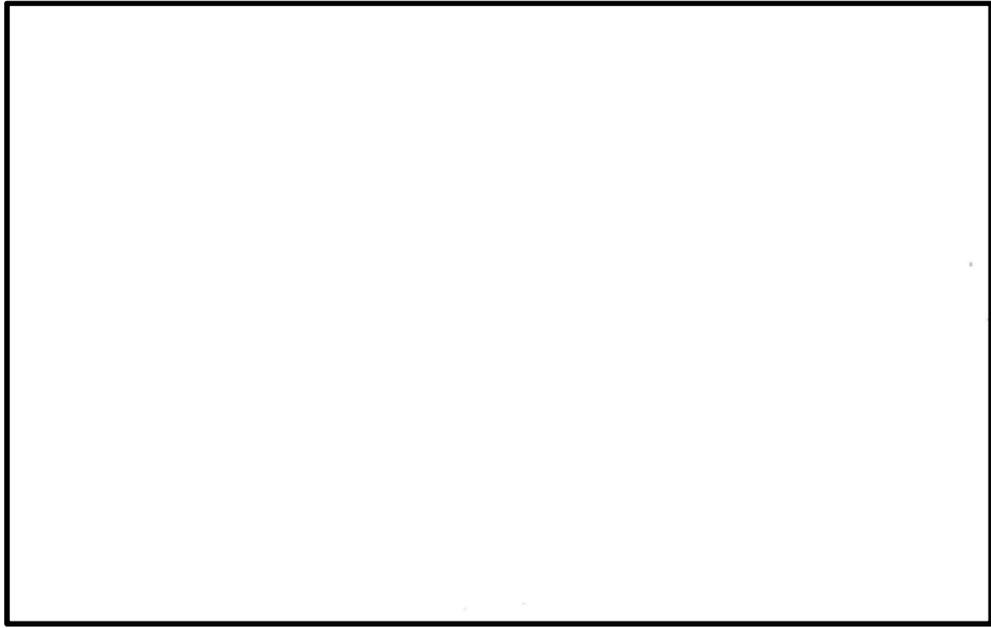
原子炉圧力容器からの蒸気が、クエンチャから水中に放出される際に生じる凝縮振動。

このうち、(a)の気泡振動荷重については、荷重の大きさがガス量とそのエネルギーに支配され、プラント設計においては主蒸気逃がし安全弁排気管の吹き出し圧力を考慮した荷重を設定している。重大事故時における排気管内のガス量や吹き出し圧力は、設計基準事故時と同等か、温度上昇に伴う排気管内のガス密度の低下によって低下する傾向にあると考えられるため、気泡振動荷重がプラント設計条件よりも厳しくなることはない。

(b)の蒸気凝縮振動荷重については、排気管に設置されているクエンチャの効果により安定した蒸気凝縮が行われることから、気泡振動荷重と比較しても十分小さく、また、サプレッション・プール水のサブクール度の変化によっても不安定凝縮が発生しない事が、過去の試験において確認されている。

(第5図参照)

これらの検討結果から、重大事故等時におけるサプレッション・チェンバ動荷重の影響は、プラント設計時に考慮している動荷重の影響と同等レベルであると考えられる。



第 5 図 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係

モデル化している各部位の耐震性について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各機器について、基準地震動 S_s に対する耐震性を示すため、地震時の発生応力と供用状態 D_s の評価基準値を比較した。その結果、全ての評価部位において発生応力は、評価基準値を下回っており、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られる。(第 1 表参照)

なお、フランジ部については、フランジ面がボルトで固定されており、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。

第 1 表 地震時の原子炉格納容器各機器における発生応力

単位：MPa

評価機器	一次応力		
	応力分類	発生応力	供用状態 D_s における評価基準値
ドライウエル上鏡板	一次局部膜＋一次曲げ応力		380
ドライウエル円錐胴	一次局部膜＋一次曲げ応力		380
サプレッション・チェンバ円筒胴	一次局部膜＋一次曲げ応力		387
機器搬入用ハッチ	一次局部膜＋一次曲げ応力		380
サプレッション・チェンバアクセスハッチ	一次局部膜＋一次曲げ応力		387
所員用エアロック	一次局部膜＋一次曲げ応力		380
配管貫通部	一次局部膜＋一次曲げ応力		344
電気配線貫通部	一次局部膜＋一次曲げ応力		356

フランジ部の永久変形の評価について

原子炉格納容器バウンダリの健全性評価のうち、開口評価を行っているものに対して、事故時の原子炉格納容器過圧状態における開口により、永久変形が生じないことを示す。

開口影響がある部位の評価として、200℃、2Pdにおけるフランジ部の変形によるフランジ部の発生応力を算出し、供用状態Cにおける評価基準値と比較した。その結果、全てのフランジ部の発生応力が供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形が生じないことを確認した。

＜評価対象＞

- ① トップヘッドフランジ
- ② 機器搬入用ハッチ
- ③ サプレッション・チェンバアクセスハッチ
- ④ 所員用エアロック

① トップヘッドフランジ

トップヘッドフランジについて、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジ及びボルトの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

トップヘッドフランジの評価結果を第 1 表に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

第 1 表 トップヘッドフランジの評価結果

単位：MPa

荷重	発生応力			供用状態Cにおける 評価基準値
2Pd	フランジの軸方向応力	σ_H	185	339
	フランジの径方向応力	σ_R	2	226
	フランジの周方向応力	σ_T	86	226
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	94	226
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	136	226
使用状態でのボルトの応力	σ_{b0}	247	423	

② 機器搬入用ハッチ

機器搬入用ハッチのフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

機器搬入用ハッチフランジの評価結果を第 2 表に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準を下回っており、永久変形は生じない。

第 2 表 機器搬入用ハッチフランジの評価結果

材質：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

S	供用状態 C における評価基準値 (MPa)	226
M_p	内圧によるモーメント (N・mm/mm)	2.112×10^4
R_m	フランジ平均半径 (mm)	<input type="text"/>
b	フランジ幅 (mm)	<input type="text"/>
h	フランジ高さ (mm)	<input type="text"/>
I	フランジの断面二次モーメント (mm ⁴)	4.22×10^7
σ	発生応力 (MPa)	87

③ サプレッション・チェンバアクセスハッチ

サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態 C における評価基準値を下回ることを確認する。

サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価結果を第 3 表に示す。発生応力は供用状態 C における評価基準を下回っており、永久変形は生じない。

第 3 表 サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部の評価結果

材質：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

S	供用状態 C における評価基準値 (MPa)	226
M_p	内圧によるモーメント (N・mm/mm)	5.038×10^3
R_m	フランジ平均半径 (mm)	<input type="text"/>
b	フランジ幅 (mm)	<input type="text"/>
h	フランジ高さ (mm)	<input type="text"/>
I	フランジの断面二次モーメント (mm ⁴)	1.14×10^7
σ	発生応力 (MPa)	29

④ 所員用エアロック

所員用エアロックの隔壁部は、既工認において、最も厳しい応力点を代表評価点として、発生応力を算出している。それに基づき供用状態Cの評価基準値との比を算出し、設計圧力に対する裕度を求め、その比を設計圧力に乗ずることで所員用エアロック部の許容圧力が求まる。この許容圧力が2Pdを上回ることを確認する。

応力評価結果を第4表に示す。許容圧力は2Pdを上回り、永久変形は生じない。

第4表 所員用エアロックの評価結果

材質：ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式：

$$\alpha = S / \sigma$$

$$P = P_D \times \alpha$$

σ	既工認での発生応力 (MPa)	89
S	供用状態Cにおける評価基準値 (MPa)	339
α	発生応力と評価基準値との比	3.808
P_D	設計圧力 (MPa)	0.279
P	許容圧力	1.062
1.062MPa > 0.62MPa (2Pd)		

原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性

1. 検討方針

原子炉格納容器バウンダリ構成部の評価対象の各部位に対し、評価温度・圧力（200℃，2Pd）負荷時に部材が弾性域又は塑性域のいずれにあるか、また、除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに、除荷後の残留ひずみの挙動により、耐震性への影響を評価する。

2. 検討結果

残留ひずみの有無及び耐震性への影響有無については、一次応力のみ考慮する部位と一次＋二次応力を考慮する部位に分けて次のとおり判断する。

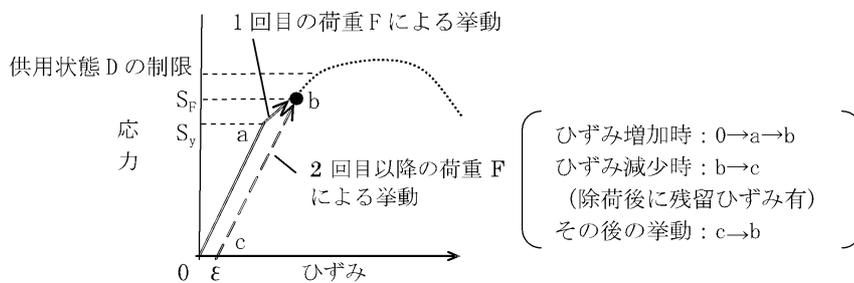
評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けず二次応力を考慮する必要がない場合は、一次応力が S_y を超えるか否かで残留ひずみの有無を確認する。この場合、一次応力が S_y 以下の場合は、除荷後に残留ひずみは生じない（第1図， $0 \rightarrow a \rightarrow 0$ ）。 S_y を超える場合は、除荷後に残留ひずみが生じる（第1図， $0 \rightarrow a \rightarrow b \rightarrow c$ ）。一次応力は与えられた荷重に対して決定する応力であるため、同じ荷重が作用した場合の発生応力は除荷後も同等であり、評価温度・圧力負荷前と同じ弾性的挙動を示す（第1図， $c \rightarrow b$ ）。また、設計・建設規格の許容値は荷重を変形前の断面積で割った公称応力を基に設定されているため（第2図），設計・建設規格の許容値内であれば発生応力を算出する際に変形前の断面積を用いることに問題ない。

なお、材料に予めひずみが作用した場合について、作用した予めひずみ（～約19%）だけ応力－ひずみ曲線をシフトしたものと、予めひずみが作用しない材料の応力－ひずみ曲線がほぼ一致するという知見^[1]が得られており、十分

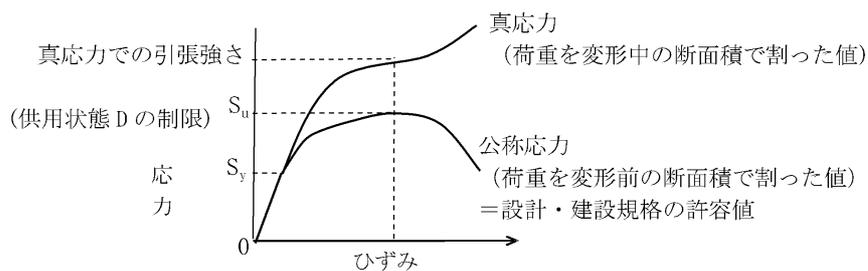
小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないと言える。

地震（許容応力状態Ⅳ_AS）の一次応力の許容応力は，供用状態Dの許容応力の制限内で同等であり，さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから，耐震性に影響はないと判断できる。

[1] 一般社団法人 日本溶接協会「建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナー（第12回溶接構造用鋼材に関する研究成果発表会）」 JWES-IS-9701，（1997）



第1図 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ（一次応力）



第2図 公称応力と真応力について

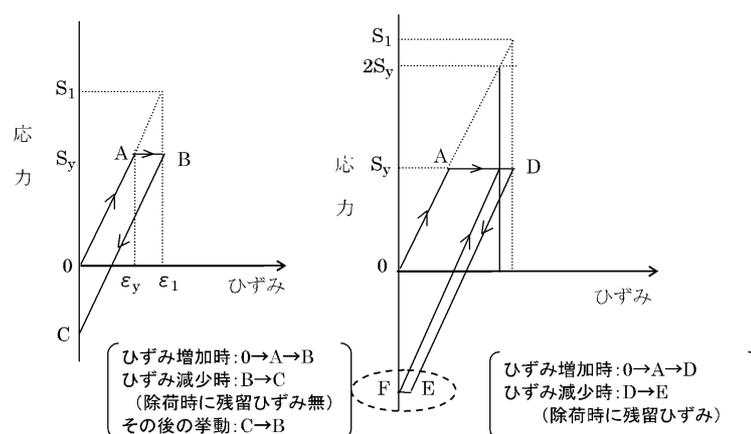
次に，評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けるため，局部的に発生する二次応力を考慮する必要がある場合は，構造不連続部に発生する二次応力も考慮して，一次＋二次応力で残留ひずみの有無を確認する。

一次＋二次応力が S_y を超えると塑性域に入るが（第3図（設計・建設規格解説PVB-3112）, $0 \rightarrow A \rightarrow B$ ）, $2S_y$ 以下の場合は除荷時にひずみが減少し, 除荷後に残留ひずみは生じない（第3図（設計・建設規格解説PVB-3112）, $B \rightarrow C$ ）。また, その後の挙動は第3図の $B-C$ 上の弾性的挙動を示し, これは評価温度・圧力負荷前と同じである。

一次＋二次応力が $2S_y$ を超える場合は, 残留ひずみ有と判断する（第3図（応力 S_1 が $2S_y$ 超の場合））。しかし, 十分小さな残留ひずみであれば, 上述の通り, 発生応力に与える影響はないと言える。

地震（許容応力状態 $IV_A S$ ）の一次＋二次応力の許容応力は, 今回の一次＋二次応力の許容応力と同等であることから, 地震による外力が加わったとしても一次＋二次応力の許容応力の制限内であり, さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから, 耐震性に影響はないと判断できる。

なお, 一次応力が S_y を超える部位については, 残留ひずみ有と判断する。このとき, 上述のとおり, 十分小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないといえる。



(応力 S_1 が $2S_y$ 以下の場合) (応力 S_1 が $2S_y$ 超の場合)

第3図 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ (一次＋二次応力)

除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに、除荷後の挙動により、耐震性への影響を評価するため、一次応力が S_y 以下か又は一次＋二次応力が $2S_y$ 以下かを確認した。各部位の評価温度・圧力負荷時の状況を第1表に示す。

原子炉格納容器本体（基部）については、一次＋二次応力が S_y を超えるため除荷後に残留ひずみが生じるが、供用状態Dの制限内であり、除荷後は弾性的挙動を示すため、耐震性への影響はない。

機器搬入口用ハッチ（円筒胴）、サプレッション・チェンバアクセスハッチ（円筒胴）、所員用エアロック（隔壁部）、配管貫通部（平板類、セーフエンド）、電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁については、一次応力が S_y を超えないと考えられ、残留ひずみは生じない。伸縮継手については疲労係数が微小であることから耐震性への影響はない。

トップヘッドフランジについては、一次応力が S_y 以下であり、残留ひずみは生じない。

配管貫通部（接続配管、スリーブ取付部）については、一次＋二次応力が $2S_y$ 以下であり、残留ひずみは生じない。

以上より、一次応力は供用状態Dの制限内であり、一次＋二次応力は $2S_y$ 以下であることを確認した。

したがって、耐震評価にて考慮する許容応力に対応する地震が生じた場合、地震による外力が加わったとしても今回の評価で考慮した許容応力の制限内であり、さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから、耐震性への影響はないと考える。

第1表 各部位の評価温度・圧力負荷時の状況

評価部位	評価点	分類	評価値※1	判定値	残留ひずみ有無	備考
原子炉格納容器本体	基部	一次+二次		452MPa (2Sy)	有 (1%未満)	
トップヘッドフランジ	同左	一次	185MPa	226MPa (Sy)	無	
機器搬入用ハッチ	円筒胴	一次	0.62MPa (2Pd)	1.966MPa (Syでの限界圧力)	無	
サブレーション・チェンバアクセスハッチ	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	0.708MPa (Syでの限界圧力)	無	
所員用エアロック	隔壁部	一次	195MPa	226MPa (Sy)	無	
配管貫通部	接続配管 (貫通部付近)	一次+二次	169MPa	370MPa (2Sy)	無	
	スリーブ取付部	一次+二次	188MPa	393MPa (2Sy)	無	
	平板類	一次	0.62MPa (2Pd)	1.534MPa (Syでの限界圧力)	無	
	セフエント	一次	0.62MPa (2Pd)	3.643MPa (Syでの限界圧力)	無	
	伸縮継手	同左	疲労係数は微小 <input type="text" value="0.05"/> < 1.0			
電気配線貫通部	アダプタ	一次	0.62MPa (2Pd)	7.795MPa (Syでの限界圧力)	無	
	ヘッド	一次	0.62MPa (2Pd)	6.133MPa (Syでの限界圧力)	無	
原子炉格納容器隔離弁	弁箱	一次	0.62MPa (2Pd)	1.03MPa (レーティング設計圧)	無	

※1 判定値を超える場合、残留ひずみ有となる。

原子炉格納容器 限界温度・圧力に対する経年劣化の影響について

1. はじめに

原子炉格納容器の限界温度・圧力に関する評価における評価対象部位について、放射性物質の閉じ込め機能が、経年劣化により低下していないことを確認し、今回の限界温度・圧力に関する評価結果に影響しないことを確認する。なお、考慮する経年劣化事象については、東海第二発電所において実施した高経年化技術評価を参考に検討する。

2. 原子炉格納容器本体

原子炉格納容器本体については、経年劣化事象として腐食が考えられるが、原子炉格納容器本体は、鋼板表面に防食塗装を施すとともに、保全計画に基づく外観点検において表面の腐食、塗膜等の異常があれば、補修塗装を実施するとともに適切な肉厚管理を実施している。また、保全計画に基づき、計画的に肉厚測定を実施していることから、有意な劣化はないと考えられる。なお、原子炉格納容器本体に対して、一般社団法人 日本電気協会 電気技術規格「原子炉格納容器の漏えい率試験規格（J E A C 4203）」（以下、「J E A C 4203」という。）に基づく、全体漏えい率試験（1回／1定検）を実施し、放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。

3. 原子炉格納容器本体以外

原子炉格納容器本体以外の評価部位について、考慮する経年劣化事象は以下のとおり。

- ・ステンレス鋼配管については、塩分付着による外面の応力腐食割れが考えられるが、社内規則に基づき計画的な塩化物付着量測定を実施し、基準を満足しない場合は、純水拭きを実施することにより、塩化物付着量を応力腐食割れ発生のしきい値未満に管理していることから、有意な劣化はないと考えられる。
- ・炭素鋼配管については、流れ加速型腐食による減肉が考えられるが、社内規則に基づき計画的な肉厚測定を実施し、基準を満足しない場合は、計画的に取り替えを行うなど、適切な管理を行っている。
- ・原子炉格納容器隔離弁については、保全計画に基づく、計画的な分解点検、目視・表面検査を実施していることから、有意な劣化はないと考えられる。
- ・電気配線貫通部については、経年劣化事象として樹脂等の劣化が考えられる。これらの部位の経年劣化については、長期健全性試験により、健全性を確認している。
- ・機器搬入用ハッチ等に使用しているガスケット等については、保全計画に基づく定期的な取り替えを実施していることから、経年劣化事象とはならない。
- ・J E A C 4203に基づく、全体漏えい率検査（1回／1定検）を実施し、放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。

以上のことから、経年劣化による原子炉格納容器の限界温度・圧力への影響はないと考える。

200℃, 2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について

1. 概要

有効性評価における格納容器温度・圧力の判断基準（評価項目）は200℃, 2Pdと設定しており, 200℃, 2Pdの状態が継続することを考慮した評価が必要な部位はシール部である。このため, シール部については, 200℃, 2Pdの状態が7日間（168時間）継続した場合でもシール機能に影響がないことを確認することで, 限界温度・圧力における格納容器閉じ込め機能の健全性を示している。

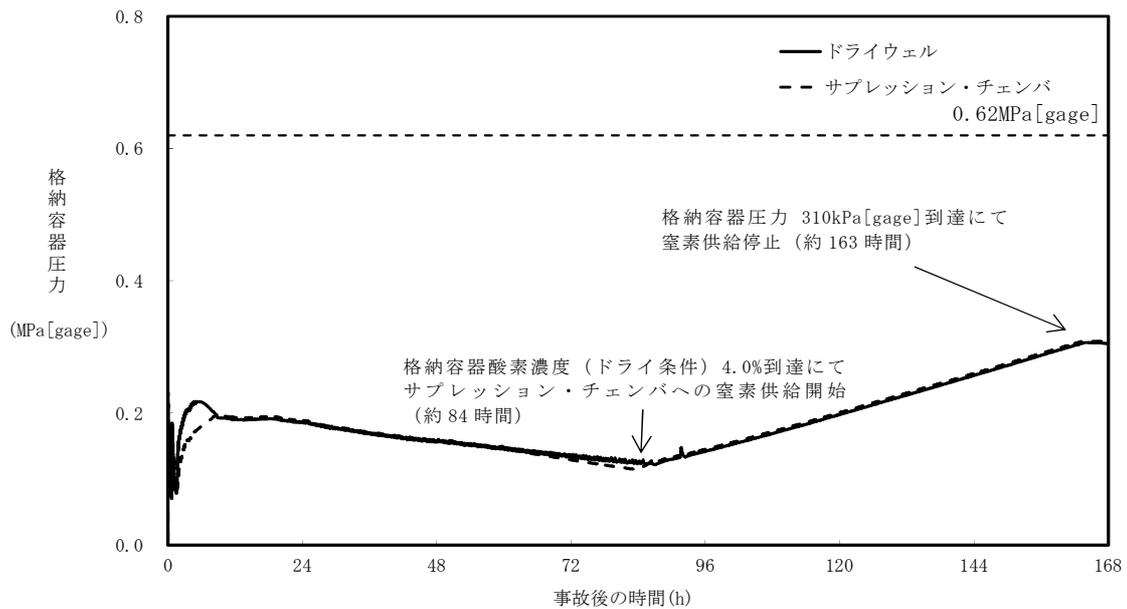
ここでは, 200℃, 2Pdを適用可能な7日間（168時間）以降においても, 有効性評価で得られている厳しい条件を考慮し, 格納容器の閉じ込め機能を示す。

また, 上記に加えて, 7日間（168時間）以降の累積放射線照射量についても, 格納容器の閉じ込め機能に影響がないことを確認する。

2. 7日間（168時間）以降の圧力, 温度の条件

7日間（168時間）以降において, 格納容器圧力が最も高くなるのは, 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のシーケンス及び「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」で想定されるシーケンスである。これらのシーケンスは, 格納容器内酸素濃度が4.0vol%（ドライ条件）に到達した時点で, 格納容器内酸素濃度上昇による格納容器ベントを遅延するため, 310kPa[gage]までサブレッション・チェンバへの窒素注入を行う手順としており, 第1表で示すと

おり，7日間（168時間）以降の格納容器圧力は最大で310kPa[gage]となる。代表的に，「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のシーケンスにおける格納容器圧力の推移を第1図に示す。

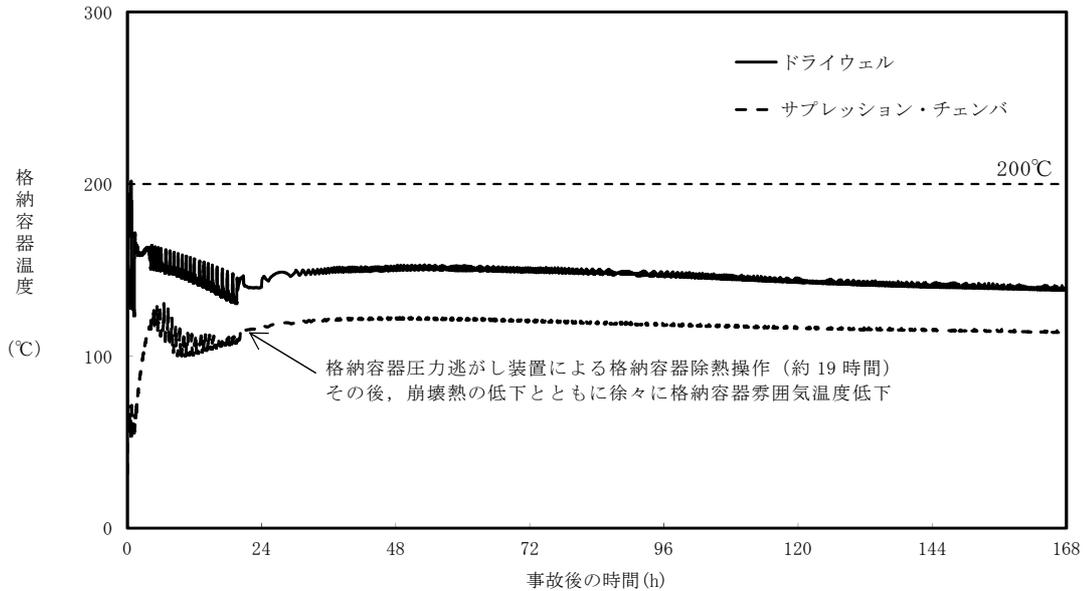


第1図 格納容器圧力（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合）

7日間（168時間）以降の格納容器雰囲気温度が最も高くなるのは，「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合のシーケンスである。このシーケンスの格納容器雰囲気温度の推移を第2図に示すが，7日間（168時間）時点で150℃未満であり，その後の格納容器雰囲気温度は崩壊熱の減衰によって低下傾向となるため，第1表で示すとおり7日間（168時間）以降は150℃を下回る。また，格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度^{*}）についても，事象発生後3.9

時間後に生じる最高値は157°Cであるが、7日間以降は150°Cを下回る。

※：評価に用いているMAAPコードは、FP沈着に伴う発熱を考慮したものとなっている。格納容器内のFP挙動については、原子力安全基盤機構（JNES）の「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP挙動解析」において、FPのほとんどが原子炉キャビティ内の床や壁表面にとどまり、格納容器全体に飛散することがないことが確認されており、健全性が維持されたシール部等の貫通部への局所的なFP沈着は発生しにくく、MAAPコードによる壁面温度の結果は妥当と考える。



第2図 格納容器雰囲気温度（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合）

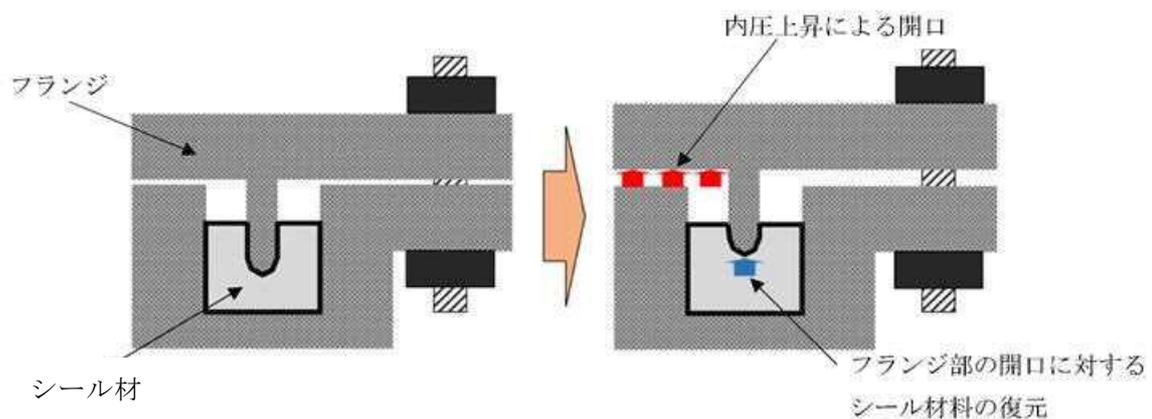
第1表 事故発生後の経過時間と格納容器圧力・温度、累積放射線照射量の関係

事故発生後の経過時間	0～168 時間	168 時間以降
格納容器圧力	評価項目として 2Pd(620kPa[gage])を設定	有効性評価シナリオで 最大310kPa[gage]となる (MAAP解析結果)
格納容器温度	評価項目として 200°Cを設定	有効性評価シナリオで 150°Cを下回る (MAAP解析結果)

3. 7日間（168時間）以降の格納容器圧力・温度と閉じ込め機能の関係について

3.1 7日間（168時間）以降の格納容器圧力と閉じ込め機能の関係について

時間経過により、格納容器の健全性に影響を及ぼす部位はシール部のシール材である。シール部の機能維持は、第3図の模式図に示すとおり、格納容器内圧力の上昇に伴うフランジ部の過渡的な開口挙動に対し、シール材料の復元量が十分に確保されていることをもって確認している。つまり、格納容器温度によるシール材の熱劣化を考慮しても、圧縮永久ひずみ試験結果によりシール材の復元量が十分であれば、シール部の機能は健全である。長期のケースとして、有効性評価シナリオにおいて168時間時の格納容器圧力が高い代替循環冷却系運転ケースを評価しても、格納容器圧力は約0.31MPaであり開口量は小さい（第2表参照）。なお、復元量の具体的な評価は、格納容器温度に関係することから3.2で示す。



第3図 シール部の機能維持確認の模式図

第2表 格納容器圧力と開口量の関係

フランジ部位	溝	168時間時 1Pd(0.31MPa)	2Pd(0.62MPa)
トップヘッド フランジ	内側		
	外側		
機器搬入用ハッチ	内側		
	外側		
サブプレッション・ チェンバアクセス ハッチ	内側		
	外側		

3.2 7日間（168時間）以降の格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

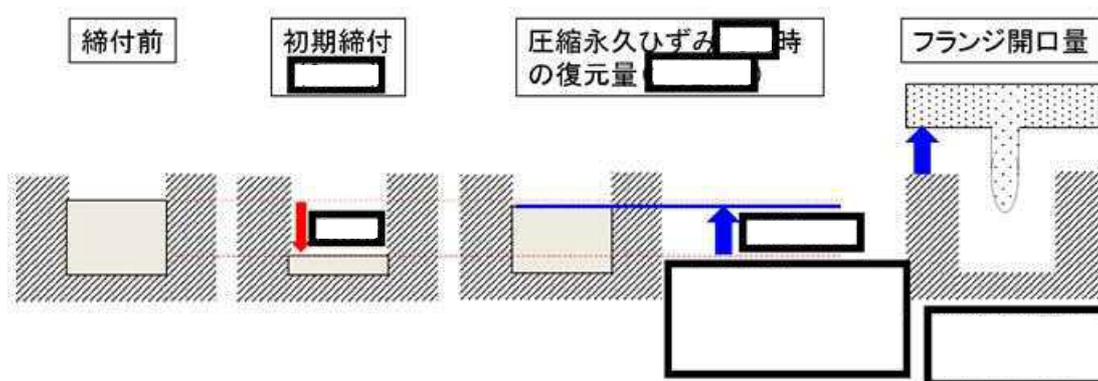
格納容器温度の上昇に伴う，時間経過によるシール材の長期的（格納容器温度が150℃を下回る状況）な影響を調査する。ここでは，トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等に使用されている改良EPDM製シール材を用いて，168時間以降の温度・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため，シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を第3表に示す。

第3表 改良EPDM製シール材の基礎特性データの経時変化

試験時間	0～7 日	7 日～14 日	14 日～30 日
試験温度	200℃	150℃	150℃
圧縮永久ひずみ率 [%]			
硬さ			
質量変化率[%]			

注記： γ 線 1.0MGy 照射済の試験体を用い、飽和蒸気環境下に暴露した後の測定値

第3表に示すように、168時間以降、150℃の環境下においては、改良EPDM製シール材の基礎特性データにはほとんど変化はなく、経時劣化の兆候は見られない。したがって、重大事故後168時間以降における格納容器の温度を150℃と設定した場合でも、シール部の機能は十分維持される。なお、EPDM材は一般特性としての耐温度性は150℃であり、第3表の結果は改良EPDM製シール材が200℃条件を7日間経験しても、一般特性としての耐熱温度まで低下すれば、それ以降は有意な劣化傾向は見られないことを示していると考ええる。また、第3表の結果から圧縮永久ひずみ 時の改良EPDM製シール材復元量とフランジ開口量のイメージを第4図に示しており、第2表で示す168時間以降の格納容器圧力に対しても十分追従可能な復元量を維持していることも確認できる。



第4図 圧縮永久ひずみ時のシール材復元量とフランジ開口量

4. 7日間（168時間）以降の格納容器の閉じ込め機能について

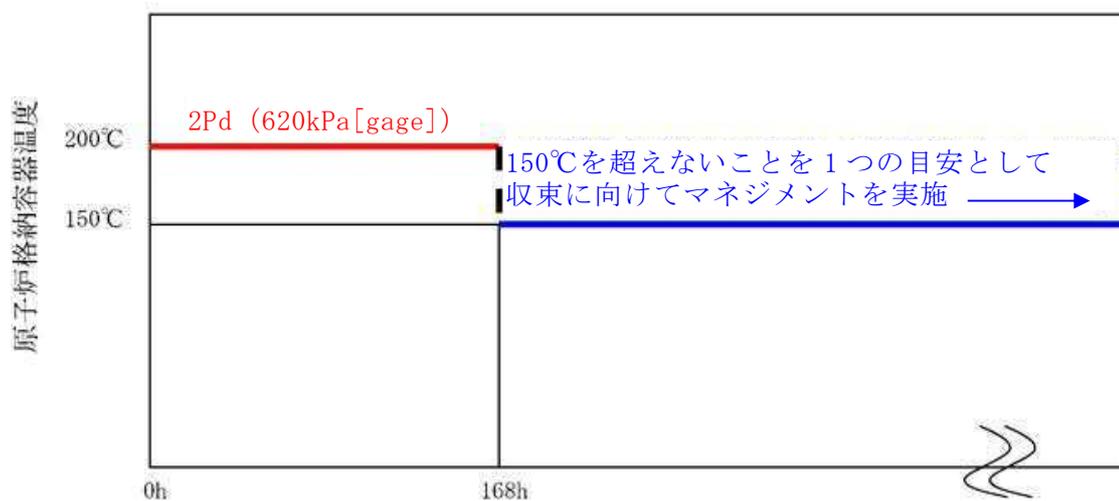
2.で示したように有効性評価結果からも、7日間（168時間）以降は格納容器温度が改良EPDM製シール材の一般特性としての耐熱温度である150℃を下回ることが判っている。また、格納容器圧力についてもベント操作の有無に関わらず圧力は低下しており、開口量は2Pd時と比較しても小さいことが確認できている。なお、代替循環冷却系を使用するシーケンスの場合、中長期的には、水の放射線分解によって生じる水素と酸素が格納容器圧力の上昇に寄与するが、酸素濃度がドライ条件で4.3vol%に到達した場合にはベントを実施することとしていることから、格納容器圧力は1Pdから数十kPaまでの上昇にとどまる。

よって、格納容器温度・圧力が評価項目（200℃・2Pd）にて7日間経験してもシール材が問題ないことを確認することで、長期の格納容器閉じ込め機能を確保できる。

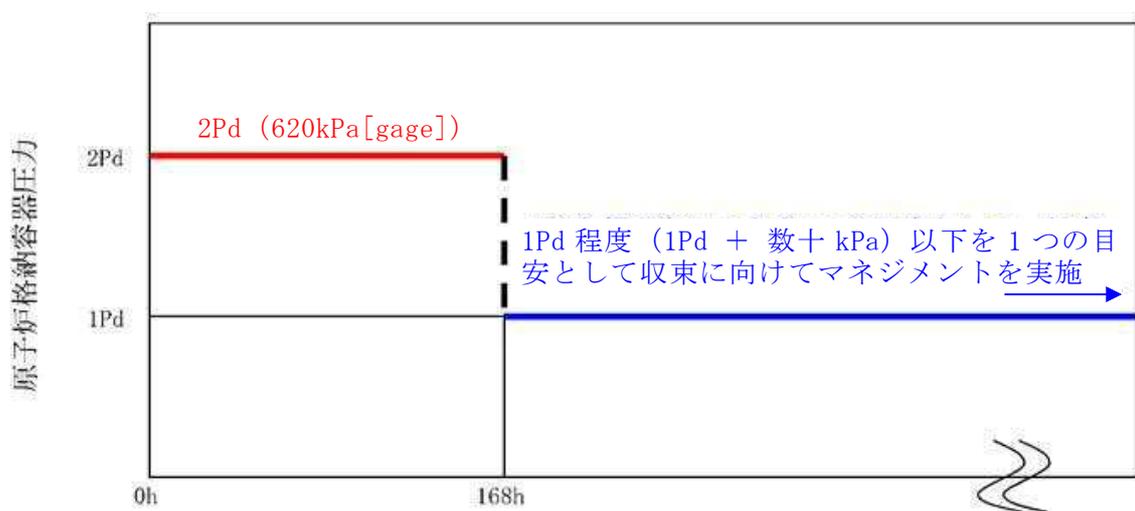
7日間（168時間）以降の格納容器の閉じ込め機能については、格納容器圧力・温度は低下していること、及び代替循環冷却系を使用するシーケンスにおける中長期的な水の放射線分解に伴う水素と酸素の発生の寄与も大きくな

いことから、最初の7日間（168時間）に対して200℃・2Pdを超えないよう管理することで、長期的な格納容器閉じ込め機能は維持される。ただし、事故環境が継続することにより、熱劣化等の閉じ込め機能低下要因が存在することも踏まえ、長期的なプラントマネジメントの目安として、7日間（168時間）以降の領域においては、格納容器温度については第5図に示すとおり150℃を超えない範囲で、また、格納容器圧力については第6図に示すとおり1Pd程度（1Pd+数十kPa^{*}）以下でプラント状態を運用する。

※：酸素濃度をドライ換算で4.3vol%以下とする運用の範囲



第5図 格納容器温度の168時間以降の考え方



第6図 格納容器圧力の168時間以降の考え方

6. 7日間（168時間）以降の放射線照射量と閉じ込め機能の関係について

時間経過によるシール材の長期的な影響を調査する。ここでは、トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等に使用されている改良EPDM製シール材を用いて、168時間以降の累積放射線照射量・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を第4表に示す。累積放射線照射量による影響は、試験結果より、有意な変化がないことから、7日間以降のシール機能は、維持できる。

第4表 改良EPDM製シール材の累積放射線照射量とひずみ率の関係

累積放射線照射量	ひずみ率

試験条件

雰囲気：蒸気環境

温度・劣化時間：200℃・168時間＋150℃・168時間

原子炉格納容器貫通部リスト (1/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径 [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
ハッチ	X-15	イクイメントハッチ	3658	—*	—*		
	X-16	パーツネル・エア・ロック	2400	—*	—*		
	X-28	CRD ハッチ	609.6	31.0	0.051		
	X-51	アクセスハッチ	1982	—*	—*		

※当該貫通部は、配管貫通部以外の評価対象であり、代表性として不要な情報であるため、「—」とする。

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ t [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【プロセス配管貫通部 (ドライウエル)】	X-2	RPV ヘッドスプレイ	22B	29.0	0.052		
	X-3	ドライウエル排気系 2-26B-12 2-26V-9, 150, 153	20B	26.2	0.052		
	X-5	RCW 送り (2-9V33)	8B	12.7	0.059		
	X-6	HPCS	28B	39.0	0.055		
	X-7	予備	12B	17.4	0.055		
	X-8	LPCS	28B	39.0	0.055		
	X-11A	RHR (A)	16B	21.4	0.053		
	X-11B	RHR (B)	16B	21.4	0.053		
	X-12A	LPCI (A)	28B	39.0	0.055		
	X-12B	LPCI (B)	28B	39.0	0.055		
	X-12C	LPCI (C)	28B	39.0	0.055		
	X-13	SLC	10B	15.1	0.056		
	X-14	CUW ホンフ吸込	22B	29.0	0.052		
	X-17A	FDW (to RPV)	36B	51.0	0.056		
	X-17B	FDW (to RPV)	36B	51.0	0.056		

原子炉格納容器貫通部リスト (2/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【プロセス配管貫通部 (ドライウエル)】	X-18A	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-18B	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-18C	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-18D	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-19A	RHR SDC 戻り	28B	39.0	0.055		
	X-19B	RHR SDC 戻り	28B	39.0	0.055		
	X-20	RHR SDC	36B	51.0	0.072		
	X-21	蒸気 (to RCIC Turbin)	26B	39.0	0.059		
	X-22	復水ドレン	12B	17.4	0.055		
	X-26	予備	16B	21.4	0.053		
	X-43	予備	6B	11.0	0.067		
	X-46	RCW 戻り (2-9V30)	8B	12.7	0.059		
	X-52A	FCS (A) & 予備	20B	26.2	0.052		
	X-52B	FCS (B) & 予備	20B	26.2	0.052		
	X-53	ドライウエル給気系 2-26B-2, 9 2-26V-16	20B	26.2	0.052		
	X-55	N ₂ ガス供給系 & FPC	10B	15.1	0.056		
	X-56	予備 & N ₂ ガス供給系, DHC	26B	39.0	0.059		
	X-57	FP系 & N ₂ ガス供給系	18B	23.8	0.052		
	X-58	補給水系	18B	23.8	0.052		
	X-76	to FCS (A)	10B	15.1	0.056		
X-81	予備	1 1/2B	5.1	0.105			
X-107B	DHC 入口	12B	17.4	0.055			

原子炉格納容器貫通部リスト (3/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【プロセス配管貫通部 (サブプレッション・チェンバ)	X-4	RCIC	14B	19.0	0.053		
	X-23	FLOOR DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085		
	X-24	EQUIPMENT DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085		
	X-25A	RHR(A)	4B	8.6	0.075		
	X-25B	RHR(B)	4B	8.6	0.075		
	X-31	HPCS SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-32	RHR(B) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-33	RCIC SUCTION	8B	12.7	0.059		
	X-34	LPCS SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-35	RHR(A) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-36	RHR(C) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-47	RHR(A), RCIC	16B	21.4	0.053		
	X-48	RHR(B), ML	16B	21.4	0.053		
	X-49	HPCS TEST	12B	17.4	0.055		
	X-59	予備	16B	21.4	0.053		
	X-60	RHR(A) Hx 安全弁排気の閉止	18B	23.8	0.052		
	X-62	RHR(B) Hx 安全弁排気の閉止	18B	23.8	0.052		
	X-63	LPCS TEST, RHR(A)	12B	17.4	0.055		
	X-77	RCIC	2B	5.5	0.091		
	X-78	OIL DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085		
X-79	サブプレッション・チェンバ 排气系(AC系) 2-26B-10, 11 2-26V-152, 155	20B	26.2	0.052			
X-80	サブプレッション・チェンバ 給気系(AC系) 2-26B-3, 4, 5, 6, 7 2-26V-18, 19, 69, 70	20B	26.2	0.052			

原子炉格納容器貫通部リスト (4/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部 (ドライウエル)】	X-9A	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9B	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9C	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9D	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-10A	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10B	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10C	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10D	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-27A	移動式炉心内校正装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27B	移動式炉心内校正装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27C	移動式炉心内校正装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27D	移動式炉心内校正装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27E	移動式炉心内校正装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27F	移動式炉心内校正装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-29A	γラジエーションセンサ CH-A	10B	15.1	0.056		
	X-29B	γラジエーションセンサ CH-B	10B	15.1	0.056		
	X-29C	AC, PASS, CAMS, RPV フランジリークオフ	10B	15.1	0.056		
	X-29D	CAMS, PLR, MS	10B	15.1	0.056		
	X-30	MS	10B	15.1	0.056		
	X-37A	AC (2-26V213, 214)	2B	5.5	0.091		
X-37B	シールヘッドロー L/T (2-26V215, 216)	2B	5.5	0.091			

原子炉格納容器貫通部リスト (5/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部(ドライウエル)】	X-38	ドライウエル圧力測定用, PLR, MS	10B	15.1	0.056		
	X-39	NB/CRD-dp, HPCS-dp	10B	15.1	0.056		
	X-40	ドライウエル圧力測定用, CAMS, MSPCV-L/T 盤	10B	15.1	0.056		
	X-41A	RCIC	10B	15.1	0.056		
	X-41B	RCIC	10B	15.1	0.056		
	X-42	ドライウエル圧力測定用, MSIV-LCS, MS	10B	15.1	0.056		
	X-44A	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-44B	J/P, PASS	10B	15.1	0.056		
	X-44C	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-44D	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-54A	ドライウエル圧力測定用, PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54B	PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54C	ドライウエル圧力測定用, MSIV-LCS, PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54D	PLR	10B	15.1	0.056		
	X-66A	RHR, LPCS, ホトムライケ-L/T 盤	10B	15.1	0.056		
	X-66B	RHR	10B	15.1	0.056		
	X-69A	PLR HPU ライン	10B	15.1	0.056		
	X-69B	PLR HPU ライン	10B	15.1	0.056		
	X-73	O ₂ 測定用	2B	5.5	0.091		
	X-74	O ₂ 測定用, FP モニタ	2B	5.5	0.091		
X-75	O ₂ 測定用	2B	5.5	0.091			

原子炉格納容器貫通部リスト (6/8)

分類	貫通部 No.	用 途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高 さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部 (ドライウエル)】	X-84A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84C	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84D	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-85A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-85B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86C	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86D	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-87	MS, 炉心 dpt-N005	10B	15.1	0.056		
	X-88	MS	10B	15.1	0.056		
	X-89	MS, CUW, NB	10B	15.1	0.056		
	X-90	ドライウエル圧力測定 用, CAMS, MS	10B	15.1	0.056		
	X-203	FCS	2B	5.5	0.091		

原子炉格納容器貫通部リスト (7/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部(サブレーション・チェンバ)】	X-64A	サブレーション・チェンバ [®] 水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64B	サブレーション・チェンバ [®] 水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64C	サブレーション・チェンバ [®] 水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64D	サブレーション・チェンバ [®] 水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-65	予備	2B	5.5	0.091		
	X-67	予備	12B	17.4	0.055		
	X-68	予備	2B	5.5	0.091		
	X-70	サブレーション・チェンバ [®] 圧力測定用	2B	5.5	0.091		
	X-71A	真空破壊弁 N ₂ ガス供給系	10B	15.1	0.056		
	X-71B	真空破壊弁 N ₂ ガス供給系	10B	15.1	0.056		
	X-82	O ₂ 測定用	2B	5.5	0.091		
	X-83	O ₂ 測定用, FP モニタ, PASS, CAMS	2B	5.5	0.091		
	X-200A	MSIV LCS	4B	8.6	0.075		
	X-200B	MSIV LCS	4B	8.6	0.075		
	X-201A	予備	3B	7.6	0.085		
	X-201B	予備	3B	7.6	0.085		
	X-202A	予備	3B	7.6	0.085		
	X-202B	予備	3B	7.6	0.085		
	X-230	計測	12B	17.4	0.055		

原子炉格納容器貫通部リスト (8/8)

分類	貫通部 No.	用 途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高 さ [EL]	角度
電気配線貫通部 (ドライウエル)	X-100A	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100B	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100C	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100D	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-101A	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101B	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101C	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101D	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-102A	指示&制御	12B	17.4	0.055		
	X-102B	指示&制御	12B	17.4	0.055		
	X-103	計測	12B	17.4	0.055		
	X-104A	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104B	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104C	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104D	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-105A	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-105B	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-105C	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-105D	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-106A	予備	12B	17.4	0.055		
X-106B	指示&制御	12B	17.4	0.055			
X-107A	指示&出力	12B	17.4	0.055			

原子炉格納容器に接続される系統の健全性について

1. はじめに

200℃，2Pd の条件下において，原子炉格納容器に接続される系統の健全性が維持できることを以下のとおり確認した。

2. 格納容器破損防止対策に使用される系統について

格納容器破損防止対策としては，下記条項に係る系統設備が使用され，各々発生する事象に応じて使用される系統，設備が異なる。

第 49 条（原子炉格納容器内の冷却等のための設備）

対策：代替格納容器スプレイ系（常設及び可搬型）により，残留熱除去系の格納容器スプレイ機能が喪失した場合でも，格納容器内雰囲気冷却・減圧・放射性物質の低減機能を維持する。

第 50 条（原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備）

対策：格納容器圧力逃がし装置により，格納容器内の圧力及び温度を低下させることで，残留熱除去系が機能喪失した場合でも，格納容器の過圧破損を防止する。

第 51 条（原子炉格納容器下部の熔融炉心を冷却するための設備）

対策：格納容器下部注水系（常設及び可搬型）により，格納容器下部に落下した熔融炉心を冷却する。

第 52 条（水素爆発による原子炉格納容器の破損を防止するための設備）

対策：格納容器内の不活性化，水素濃度計による格納容器内水素濃度の監視及び格納容器圧力逃がし装置による水素ガスの格納容器外への排出により，格納容器内の水素爆発を防止する。

上記のうち，第 49 条，第 51 条，第 52 条に関連する系統については原子炉格納容器バウンダリ外より冷却水や不活性ガスをバウンダリ内へ注入する（押し込む）対策がとられるのに対し，第 50 条ではバウンダリ外へ内包ガスを放出，あるいは同バウンダリを跨いで系統を構成（PCVバウンダリを拡大）し，原子炉格納容器内包流体を循環させる対応がとられる。

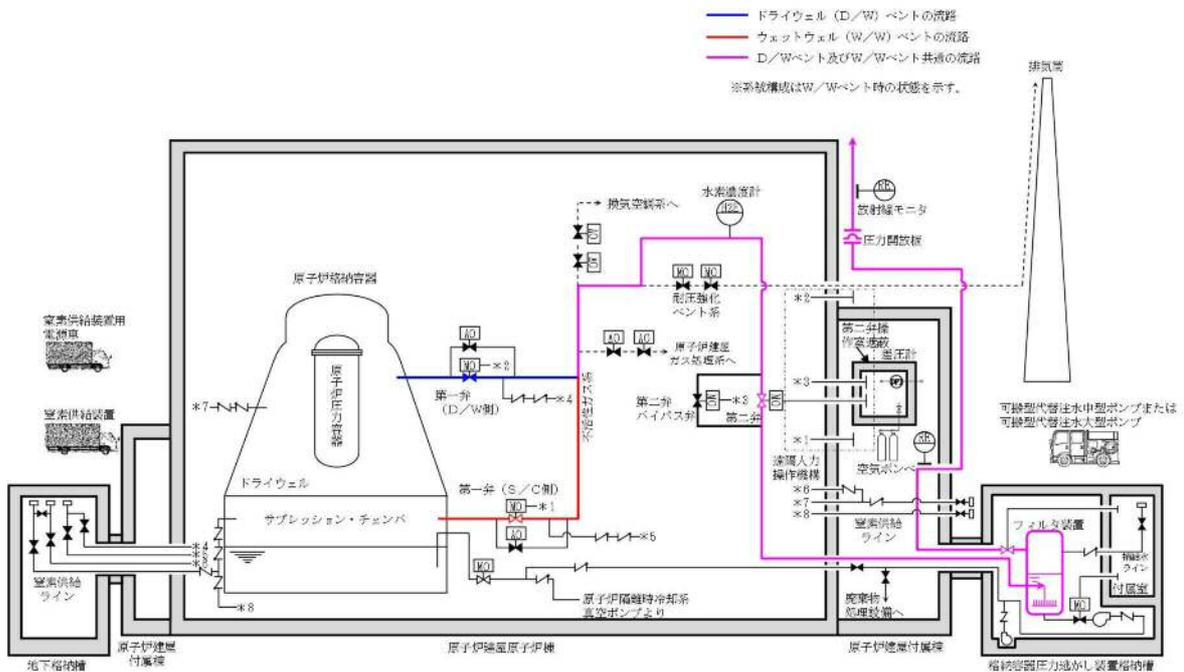
ここでは，第 50 条関連系統設備（原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備）について 200℃，0.62MPa[gage] (2Pd) 環境下での使用における影響を検討する。

3. 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（第 50 条）の健全性について

3.1 格納容器圧力逃がし装置

格納容器圧力逃がし装置については、新設の系統設備であり、系統を構成するフィルタ装置や弁・配管等については、いずれも最高使用温度 200℃，最高使用圧力 0.62MPa[gage] (2Pd) で設計することとしている。したがって、原子炉格納容器が 200℃，2Pd の環境にあっても、系統設備の健全性に問題はない。

格納容器圧力逃がし装置の概要図を第 1 図に示す。



第 1 図 格納容器圧力逃がし装置 概要図

3.2 代替循環冷却系

代替循環冷却系は、サプレッション・チェンバを水源とし、代替循環冷却系ポンプ，残留熱除去系熱交換器及び残留熱除去系海水

系ポンプ又は緊急用海水ポンプを使用し，原子炉圧力容器へ注水するとともに，格納容器内にあるスプレイヘッドよりドライウェル内に水をスプレイするものである。また，残留熱除去系海水系ポンプ又は緊急用海水ポンプによりサブプレッション・プール水を残留熱除去系熱交換器にて冷却できるものである。

主要機器の仕様を 3.2.1 項に，代替循環冷却系概要図を第 2 図に示す。

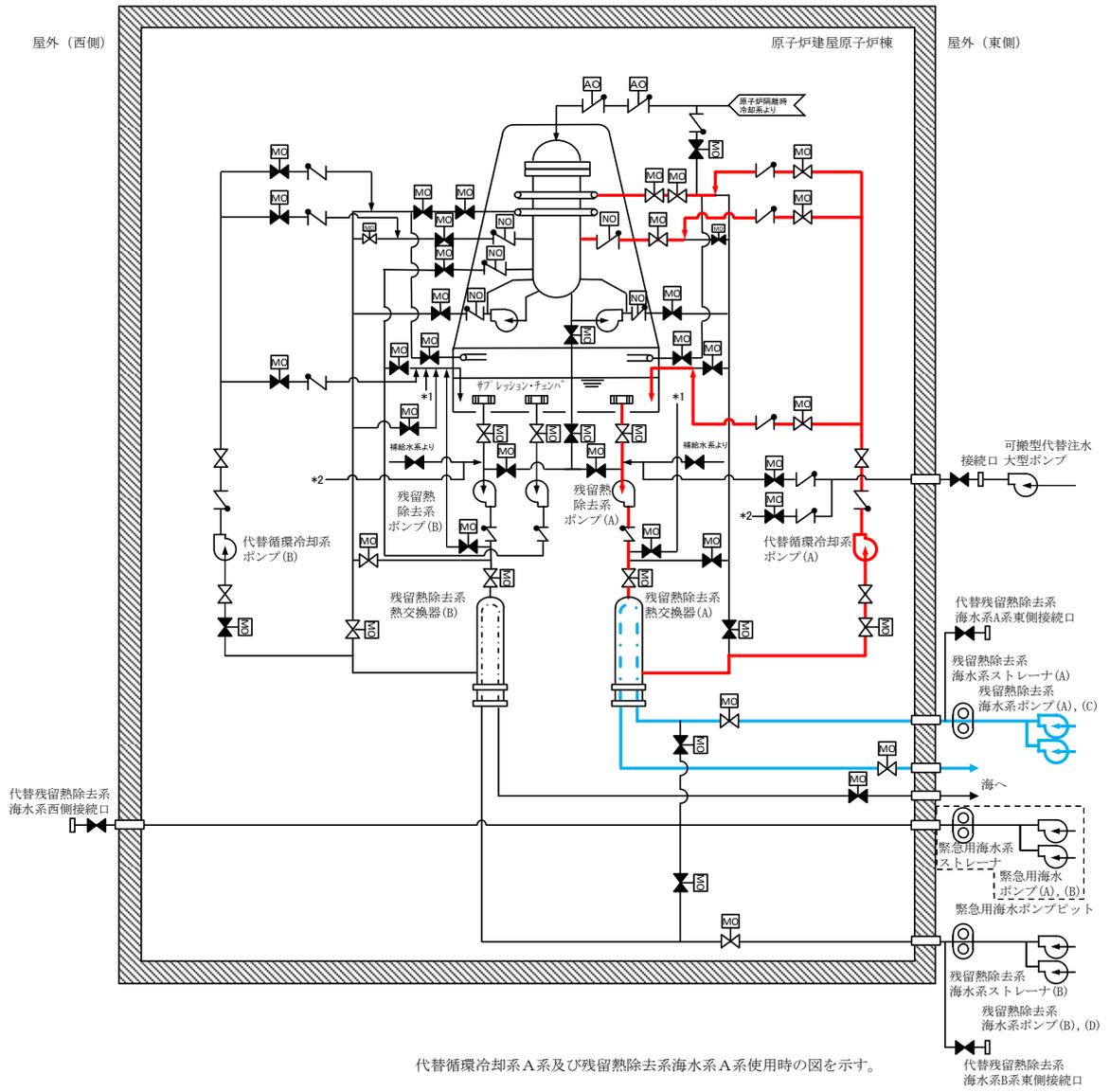
3.2.1 主要機器の仕様

(1) 代替循環冷却系ポンプ

型 式 : ターボ形
台 数 : 1 (予備1)
容 量 : 約 250m^3 / h / 個
全 揚 程 : 約120m
最高使用圧力 : 3.45MPa [gage]
最高使用温度 : 80℃

(2) 残留熱除去系熱交換器

型 式 : 縦型Uチューブ式
基 数 : 2
最高使用圧力 : 3.45MPa [gage]
最高使用温度 : 249℃
伝 熱 容 量 : 約 19.4×10^3 kW (1基当たり)
(原子炉停止時冷却モード)



第2図 代替循環冷却系 概要図

3.2.2 代替循環冷却系の健全性

代替循環冷却系の健全性について、「代替循環冷却系ポンプの健全性」、「残留熱除去系ポンプの健全性」、「シール材の信頼性」の観点から評価する。なお、残留熱除去系熱交換器については、最高使用温度が 249℃で設計されているため、健全性に問題はない。

(1) 代替循環冷却系ポンプの健全性

0.62MPa[gage] (2Pd) においては、サブプレッション・プール水の温度は0.62MPa[gage] (2Pd) における飽和温度167℃となる。サブプレッション・プール水は残留熱除去系ポンプを經由し、残留熱除去系海水系ポンプ又は緊急用海水ポンプからの海水を用いて残留熱除去系熱交換器にて冷却後、代替循環冷却系ポンプにて原子炉及びドライウエルに注水を行う。ここでは、残留熱除去系熱交換器において冷却したサブプレッション・プール水の温度が、代替循環冷却系ポンプの最高使用温度80℃を超えないことを確認する。評価条件は以下のとおり。

緊急用海水ポンプ流量 : 600m³/h

代替循環冷却系ポンプ流量 : 250m³/h

海水温度 : 32℃

サブプレッション・プール水温度 : 167℃

上記の条件で残留熱除去系熱交換器出口温度を評価した結果、出口温度は約70℃と評価され、代替循環冷却系ポンプの最高使用温度80℃を下回る。なお、代替循環冷却系ポンプの運転

に伴うポンプ入熱による影響及びサブプレッション・プール水中の核分裂生成物による発熱による影響については、代替循環冷却系ポンプの入口側に残留熱熱交換器が設置されており、代替循環冷却系ポンプの運転によって、残留熱除去系熱交換器により冷却された水に入れ替わることから影響はないものと考えられる。

以上より、2Pdの条件下においても、代替循環冷却系ポンプの健全性については問題ない。

(2) 残留熱除去系ポンプの健全性

代替循環冷却系については、残留熱除去系ポンプ（最高使用圧力：3.51MPa，最高使用温度：182℃）を流路として使用する。

系統概要図（第2図）に示すとおり、代替循環冷却系は代替循環冷却系ポンプでサブプレッション・チェンバの水を循環させる系統構成となっており、残留熱除去系が機能喪失している前提で使用する設備であるため、残留熱除去系ポンプは、停止している状態でポンプ内を系統水が流れることとなる。残留熱除去系ポンプの軸封部はメカニカルシールで構成されており、ポンプ吐出側から分岐して送水される冷却水（フラッシング水）により温度上昇を抑える設計としている（第3図）。

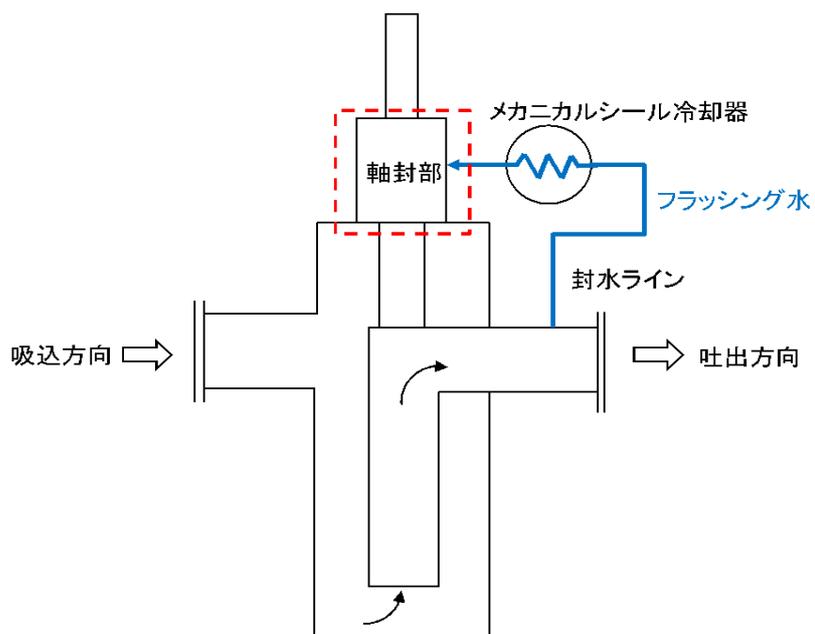
ポンプ停止時に系統水が流れる状態においては、通常どおりメカニカルシールに冷却水（フラッシング水）が送水されないことが考えられるため、その際のシール機能への影響について確認した。

残留熱除去系ポンプのメカニカルシールは、スプリングによ

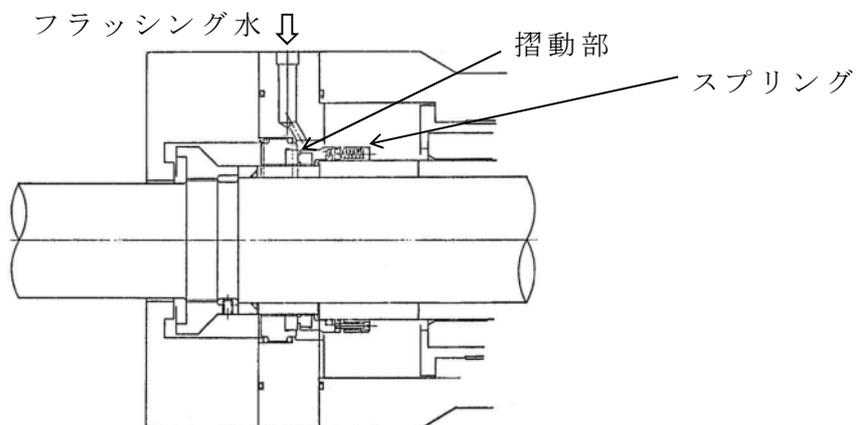
って摺動部を押しえつける形でシールする構造となっている（第4図）。代替循環冷却系運転時には残留熱除去系ポンプが停止している状態であるため、通常のポンプ運転時のように冷却水（フラッシング水）が封水ラインを通じてメカニカルシール部に通水されないことが想定されるが、上述のとおり、冷却水（フラッシング水）はメカニカルシールの摺動による温度上昇を抑えるためのものであり、ポンプが停止している状態では冷却の必要がなく、特にメカニカルシールの機能に影響はない。

なお、軸封部及び封水ラインにおいては、代替循環冷却系ポンプ運転時には残留熱除去系ポンプが停止していることから、ポンプの吐出圧力に相当する圧力がかかることはなく、格納容器圧力である0.62MPa[gage]（2Pd）であるため、軸封部への影響はないと考える。

したがって、代替循環冷却系運転時において軸封部からの系統水の著しい漏えいはないと考えており、残留熱除去系ポンプの最高使用温度以下で通水されることから健全性については問題ない。



第 3 図 残留熱除去系ポンプ 概要図



第 4 図 残留熱除去系ポンプメカニカルシール 構造図

(3) シール材の健全性について

代替循環冷却系を使用する場合に、系統内の弁、配管及びポンプのバウンダリに使用されているシール材について高温環境による影響、放射線影響及び化学種による影響によって材料が劣化し漏えいが生じる可能性がある。これらの影響について下記のとおり評価を行った。

① 高温環境及び放射線による影響

代替循環冷却系は、重大事故時に炉心損傷した状況で系統を使用することとなる。このため、高温環境下であること及び系統内を高放射能の流体が流れることから、高温及び放射線による劣化が懸念される。

上記に示す部材のうち、配管フランジガスケット及び弁グランドシールには膨張黒鉛材料若しくはステンレス等の金属材料が用いられている。これらは、耐熱性があること及び無機材料であり高放射線下においても劣化の影響はないか極めて小さい。このため、これらについては評価温度である200℃以上の耐熱性を有することに加え、放射線による影響はついても、耐放射線性能が確認されたシール材を用いることから、シール性能が維持されるものと考ええる。

残留熱除去系ポンプのバウンダリを構成する部材（メカニカルシール、ケーシングシール等）のシール材には、エチレンプロピレンゴム（EPDM）やフッ素ゴムが用いられており、高温環境下での使用による影響及び放射線による影響を受けて劣化することが考えられるため、200℃の

環境下において7日間の高耐熱性を有し、耐放射線性に優れた改良EPDM製シール材への取り替えを今後行うことにより、耐熱性及び耐放射線性を確保する。

また、代替循環冷却系ポンプのバウンダリを構成する部材（ケーシングシール等）のシール材についても同様に、耐熱性及び耐放射線性に優れた材料を適用する。

② 核分裂生成物による化学的影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、EPDMについても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はないものとする。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが、有機材料であるEPDMでは影響を生じる可能性がある。設備での使用を考慮している改良EPDMについては、電力共同研究により、よう素による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度（約450mg/m³）よりも高濃度のよう素環境下（約1,000mg/m³）においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。また、ガスケットメーカーにお

いて、よう素に対するEPDM材の耐性として、第1表に示すとおり、5段階評価（ランク1が最も耐性がある）のうち、ランク2に位置づけられており、よう素に対する耐性があるものと考ええる。

このように、よう素に対する性能が確認された材料を用いることにより、漏えい等の影響が生じることはないものと考ええる。

第1表 EPDMの特性

薬品	耐性ランク
ヨウ素	2

<耐性ランクの凡例>

- 1：動的部分にも使用可能で体積変化率は10%以内。
- 2：動的部分にも条件により使用可能，体積変化率は20%以内。
- 3：静的部分には使用可能，体積変化率は30%以内。
- 4：静的部分には条件により使用可能，体積変化率は100%以内。
- 5：使用できない，体積変化率は100%以上。

出典：日本バルカー工業(株)発行「バルカーハンドブック」より抜粋

格納容器圧力逃がし装置を使用する際、サプレッション・プール水の酸性化を防止すること及びサプレッション・プール水中の核分裂生成物由来のよう素を捕捉することにより、よう素の放出量の低減を図るため、サプレッション・プール水pH制御装置を自主的な取組みとして設ける計画である。サプレッション・プール水pH制御装置を使用により、アルカリ薬液である水酸化ナトリウムを格納容器へ注入することとなるため、アルカリ薬液によるシール性への影響が懸念されるが、耐アルカリ性を有する改良EPDMを使用することにより、格納容器バウンダリのシール機能には影響はない。

4. まとめ

原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（第 50 条）について、200℃、2Pd の条件における設備の健全性について評価した。

フィルタベント設備については、200℃、2Pd を系統の設計温度、設計圧力とするため、設備上の問題はない。

代替循環冷却系については、代替循環冷却系ポンプの最高使用温度は 80℃であるが、残留熱除去系熱交換器によりサプレッション・プール水は代替循環冷却系ポンプの最高使用温度を超えないと評価されている。また、ガスケットやシール材については、黒鉛系ガスケット等を用いており、200℃、2Pd の条件下であっても健全性は維持可能であると評価された。

本資料のうち、枠囲みの内容は営業秘密の
観点から公開できません。

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

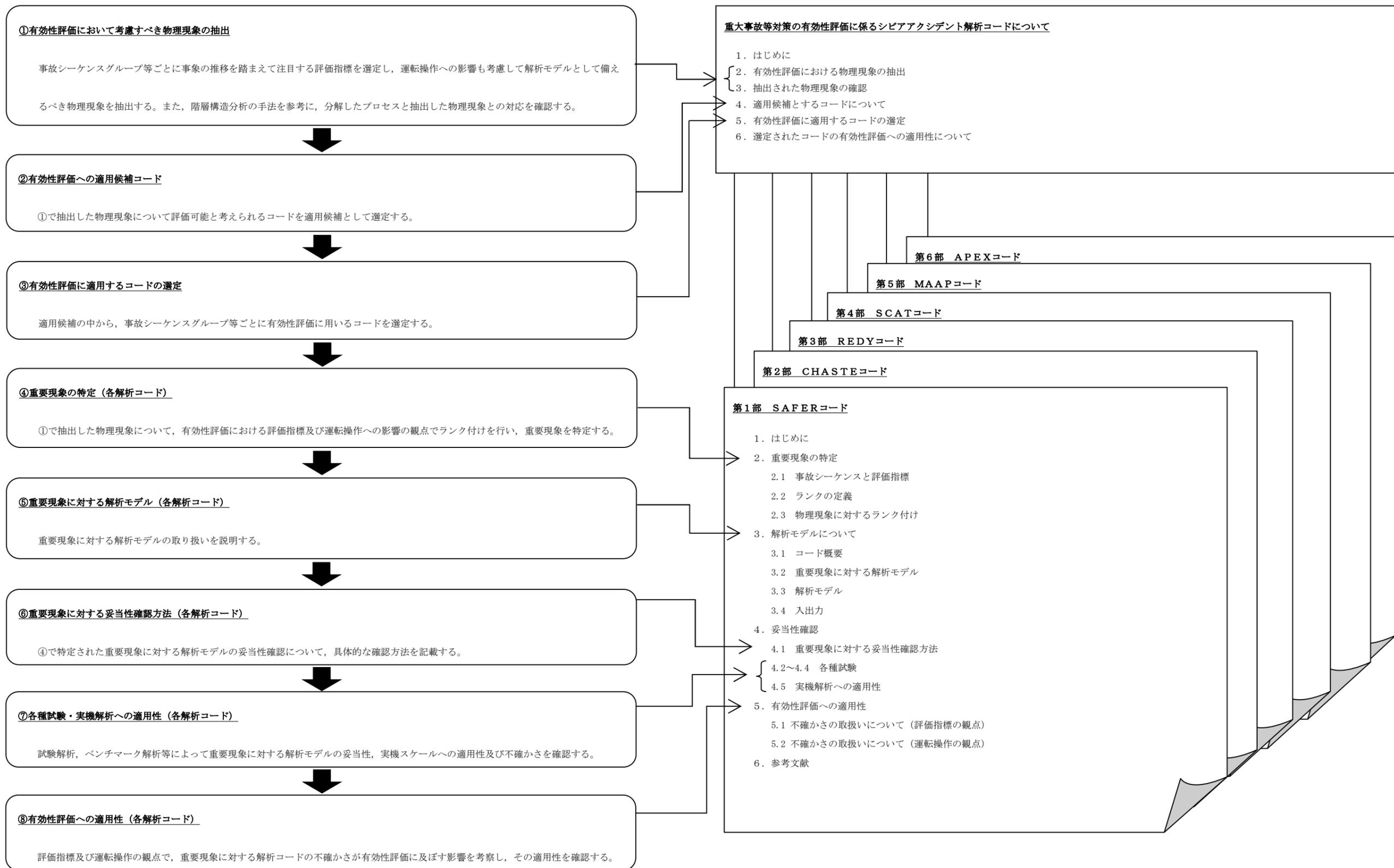
1.	はじめに.....	1
2.	有効性評価における物理現象の抽出.....	3
2.1	炉心損傷防止.....	12
2.2	格納容器破損防止.....	72
2.3	運転停止中原子炉における燃料損傷防止.....	101
3.	抽出された物理現象の確認.....	110
3.1	BWRプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認.....	110
3.2	EURSAFE における物理現象と抽出された物理現象の対応確認.....	113
4.	適用候補とするコードについて.....	119
4.1	適用候補コードの概要.....	121
5.	有効性評価に適用するコードの選定.....	136
5.1	炉心損傷防止.....	137
5.2	格納容器破損防止.....	145
5.3	運転停止中原子炉における燃料損傷防止.....	150
6.	選定されたコードの有効性評価への適用性について.....	165
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		添付-1
第1部	SAFER	1-1
第2部	CHASTE	2-1
第3部	REDY	3-1
第4部	SCAT	4-1

第 5 部	MAAP	5-1
第 6 部	APEX	6-1
参考資料 1	TRACG	参考1-1
参考資料 2	JASMINE	参考2-1
参考資料 3	LS-DYNA	参考3-1

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「解析コード」という。）に関して説明するものである。

第1.1図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。



第1.1図 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、原子炉圧力容器、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、核的な物理現象に係る領域である。

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, 制御棒反応度及びボロン濃度 (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、通常は単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達の考慮で十分であるが、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－被覆管機械的相互作用（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減少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、炉心流量に関係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。炉心入口は単相流状態だが、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、スパーージ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、炉心内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可能性がある。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可能性がある。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可能性がある。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、ダウンカマ、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（以下「SRV」という。）が設置されており、蒸気はサブプレッション・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後、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。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カ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時の二相流動は、下部プレナム等における減圧沸騰（フラッシング）に伴って蒸気が発生し、水面下にボイドを含む二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）が形成される。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經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（以下「RCIC」という。）、非常用炉心冷却系（以下「ECCS」という。）及び代替注水設備がある。

ほう酸水注入系（SLC）作動時には炉心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、ドライウエル、ウェットウエ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、冷却材がドライウエルに放出される。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）。サプレッション・プール冷却としては、サプレッション・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ー冷却することにより格納容器内雰囲気気を冷却する。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。原子炉内では放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発

生するが、原子炉格納容器内を不活性化している。

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径の増加（燃料のキャンドリング）により、流路の閉塞に至る。更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、一部の原子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原子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ガス・酸素ガス発生）。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伝熱する。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。

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、有効性評価の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、以下に示すように、注目する評価指標として選定する。

- ・ 評価項目 (a) の評価指標として燃料被覆管温度
- ・ 評価項目 (b) の評価指標として原子炉圧力

- ・ 評価項目(c)の評価指標として原子炉格納容器圧力
- ・ 評価項目(d)の評価指標として原子炉格納容器温度

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第2.1表のように整理されている。第2.1表では、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、発電用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。

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設備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＋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。原子炉水位低で主蒸気隔離弁（以下「M S I V」という。）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内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心が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、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の減圧後、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注水設備の場合に必要な原子炉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）

本事故シーケンスグループは、給水を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対象に影響する。

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、本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応が促進され、燃料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減少が生じると、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。本事故シーケンスグループでは、原子炉内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（CFL）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後、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又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、本事故シーケンスグループでは、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ほう酸水注入を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エ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ガス・酸素ガス発生については，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、発電用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、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、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+R C I C及びE C C S（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R C I C及びE C C S（高圧注水系）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、S R V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を開

始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心が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、原子炉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操作により冷却材を原子炉格納容器のサプレッション・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）

本事故シーケンスグループは，給水及び原子炉への高圧注水機能及び原子炉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対象に影響する。

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，本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応が促進され、燃料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減少が生じると、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。本事故シーケンスグループでは、原子炉内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（CFL）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後、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又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、本事故シーケンスグループでは、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、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、蒸気ドームを経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ほう酸水注入を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、格納容器スプレー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ガス・酸素ガス発生については、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設備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。

ここでは，具体的な事故シナリオの代表として「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、原子炉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、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、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）

本事故シーケンスグループは、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対象に影響する。

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、本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応が促進され、燃料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減少が生じると、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。本事故シーケンスグループでは、原子炉内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後、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又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、本事故シーケンスグループでは、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、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ほう酸水注入を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エ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ガス・酸素ガス発生については、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 取水機能が喪失した場合

(1) 事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は、発電用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、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、R C I C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、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「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R C I Cの起動に成功し、原子炉水位は回復する。その後、原子炉を減圧し、低圧代替注水設備等による原子炉注水を開始する。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、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、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、R C I C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）

本事故シーケンスグループは、R C I C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対象に影響する。

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、本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応が促進され、燃料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減少が生じると、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。本事故シーケンスグループでは、原子炉内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（CFL）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後、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又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、本事故シーケンスグループでは、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、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ほう酸水注入を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

イウエ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ガス・酸素ガス発生については、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 残留熱除去系が故障した場合

(1) 事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は、発電用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、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、R C I C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、原子炉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＋R H R機能喪失＋R C I C及びE C C S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R C I Cの起動に成功し、原子炉水位は回復する。その後、原子炉を減圧し、高圧注水設備等による原子炉注水を開始する。原子炉水位低又は手動操作によりM S I Vを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、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、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、R C I C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）

本事故シーケンスグループは、R C I C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

の評価対象に影響する。

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、本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応が促進され、燃料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減少が生じると、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。本事故シーケンスグループでは、原子炉内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（CFL）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後、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又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、本事故シナリオグループでは、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ほう酸水注入を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ガス・酸素ガス発生については、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。

2.1.5 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、発電用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）

本事故シーケンスグループ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，ボロン反応度等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，本事故シーケンスグループ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。本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応による燃料被覆管酸化が生じ、更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。本事故シーケンスグループでは、炉心における沸騰・ボイド率の変化は、MSIV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）。本事故シーケンスグループでは、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グループ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原子炉圧力容器内の保有水量の変化や炉心入口サブクール度の変化に影響する。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。本事故シーケンスグループでは、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・チェンバの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、本事故シーケンスグループでは注水機能が維持されるため炉心の冠水が維持されていることから、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス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、発電用原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の大規模な破断（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、高圧注水機能及び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、自動減圧系の機能が喪失して、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設備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内保有水量及び原子炉水位が回復し、炉心が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

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）

本事故シーケンスグループは、給水を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対象に影響する。

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L O C A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，本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応が促進され、燃料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減少が生じると、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。本事務シークェンスグループでは、原子炉内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（CFL）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後、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又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、本事故シーケンスグループでは、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、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ほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

破断口から冷却材が放出(冷却材放出)されること、及び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ガス・酸素ガス発生については、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、発電用原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリ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、逃がし安全弁による原子炉減圧に伴う冷却材漏えいの抑制及びインターフェイスシステム L O C A の発生箇所の隔離によって、格納容器外への冷却材の流出の防止を図る。原子炉減圧後は、低圧注水設備等による原子炉注水によって原子炉水位を維持す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SRVの開閉により維持されるため、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及びSRV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。

また、原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度は、原子炉減圧及び破断箇所隔離後の原子炉格納容器内への蒸気流入により上昇するが、設計基準事故である「原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化」の「原子炉冷却材喪失」のそれを超えることはない。

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）

本事故シーケンスグループは、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及び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対象に影響する。

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、本事故シーケンスグループ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、ジルコニウム-水反応が促進され、燃料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減少が生じると、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。本事故シーケンスグループでは、原子炉内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後、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又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、本事故シーケンスグループでは、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、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ほう酸水注入を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。

第2.1表 抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（1/3）

分類	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）
		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						
炉心（核）	物理現象							
	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	—	—	—	—	○	—	—
	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	○	○	○	○	○	○	○
炉心（燃料）	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	—	○	○
	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○	○	○
炉心（熱流動）	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

第2.1表 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LOC A)
	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	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	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	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	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	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	燃料被覆管温度 原子炉圧力
物理現象	○	○	○	○	○	○	○
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	○	○	○	○	○	○	○

（逃がし安全弁含む）
原子炉圧力容器

○：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

第2.1表 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（インターフェースシステムLOC A）
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原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
分類	物理現象						
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○	—
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○	—
	サブレーション・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	○	—	○	○	○	—
	放射線水分分解等による水素ガス・酸素ガス発生	—	—	—	—	—	—
	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溶融燃料－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溶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溶融炉心が適切に冷却

されること。

- (i) 溶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溶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第2.2表のように整理されている。第2.2表では、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圧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グループにおいて、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おおむね初期状態（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），原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む））

炉心損傷に至る前の炉心及び原子炉圧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（逃がし安全弁含む））

本事故シーケンスグループでは，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原子炉格納容器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、熔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等の蓄積によって、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器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、熔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原子炉格納容器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原子炉格納容器温度とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため、逃がし安全弁又はL O C A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ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内構造物は、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。

代替注水設備等による原子炉内への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、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領域へリロケーションを開始する。熔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、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））により水蒸気が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ガス・酸素ガス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原子炉内に注水される場合には、熔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、注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）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）

逃がし安全弁又は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、金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気及び非凝縮性ガスは、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・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発、凝縮、気液界面の熱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。サプレッション・チェンバ・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ガス・酸素ガスが発生す

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、「高圧熔融物放出／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、溶融燃料並びに水蒸気及び水素ガスが急速に放出され、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、高圧条件での溶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）

事象初期において原子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、原子炉内の冷却材も逃がし安全弁から原子炉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ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造物との熱伝達）、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））により水蒸気が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ガス・酸素ガスについても同様に原子炉压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原子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，注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）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，金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気及び非凝縮性ガスは，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・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発，凝縮，気液界面の熱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。

原子炉压力容器の破損後，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（原子炉压力容器外F C I（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉压力容器外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炉心は、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、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが、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ーション・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、放出された溶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溶融炉心放出、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って防止される。

2.2.4 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

(1) 事象の推移

原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用は、原子炉圧力容器から流出した溶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、溶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、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、溶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）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため、逃がし安全弁又は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ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造物との熱伝達），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原子炉内への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

压力容器内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、原子炉压力容器破損に至る。一連の過程で燃料から放出されたFPは、原子炉压力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉压力容器外に放出される（原子炉压力容器内FP挙動）。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉压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、熔融炉心落下に至る間に原子炉内に注水される場合には、熔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熔融落下するまでに、炉心燃料の熔融は進展し、注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う発熱反応により炉心熔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）

逃がし安全弁又はLOCA時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出）、熔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、金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し、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・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発、凝縮、気液界面の熱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炉心は、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、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが、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ーション・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、原子炉内水位維持に失敗して炉心損傷し、ジルコニウム-水反応による水素ガス発生、放射線水分解による水素ガス及び酸素ガス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ガスが発生し、その後も燃料温度の上昇が継続し、炉心損傷に至る。発生した水素ガスは、冷却材ととも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原子炉内への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れる。

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原子炉格納容器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・チェンバ・プールを水源として、熱交換器を介した原子炉内への注水、格納容器内注水を行うことにより原子炉及び原子炉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、酸素濃度の抑制が重要である。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）

事象初期において原子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ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内構造物は、溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造物との熱伝

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原子炉内への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、原子炉压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、原子炉压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、「高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

一連の過程で燃料から放出されたF Pは、原子炉压力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉压力容器外に放出される（原子炉压力容器内F P挙動）。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉压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、溶融炉心落下に至る間に原子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、注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）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、金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し、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・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発、凝縮、気液界面の熱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。

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、サプレッション・チェンバ・プールを水源として、熱交換器を介した原子炉内への注水、格納容器内注水を行うことにより原子炉及び原子炉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。

格納容器内において、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが、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 溶融炉心・コンクリート相互作用

(1) 事象の推移

溶融炉心・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溶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溶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、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溶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、溶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) 原子炉压力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため、原子炉压力容器の炉心燃料は、逃がし安全弁又はLOCA時の破断口からの原子炉压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ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内構造物は、溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造物との熱伝達）、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原子炉内への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、原子炉压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（原子炉压力容器内 F C I（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉压力容器内 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、原子炉压力容器破損に至る。

一連の過程で燃料から放出された F P は、原子炉压力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉压力容器外に放出される（原子炉压力容器内 F P 挙動）。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉压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、溶融炉心落下に至る間に原子炉内に注水される場合、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、注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）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）

逃がし安全弁又は 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、金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し、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・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発、凝縮、気液界面の熱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

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炉心は、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、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが、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。

第2.2表 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（1/5）

分類	評価事象	評価指標	緊密気圧力・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／格納容器緊密気直接加熱	原子炉圧力	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・コンクリート相相互作用
炉心 (核)	物理現象	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	原子炉格納容器	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート 侵食量
	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	-	-	-	-	-	-	-
	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
炉心 (熱流動)	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

第2.2表 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	評価指標	原因気圧力・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・コンクリート相相互作用	
物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	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	
分類 (逃がし安全弁含む) 原子炉圧力容器	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	○	○	○	○	○	
	ECS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

第2.2表 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	零閉気圧力・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
物理現象	評価指標	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
分類	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	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
	冷却材放出	○	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○
	サブプレッション・プールの冷却	○	－	○	－
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○
	スプレー冷却	○	－	○	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	○	○	○	○
	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

第2.2表 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	評価指標	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
物理現象	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
分類 (逃がし安全弁含む) 原子炉圧力容器 （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）	○	○	○	○	○
	溶融炉心の再臨界	－	－	－	－	－
	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ガス・酸素ガス発生	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内FP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

第2.2表 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（5/5）

分類	評価事象	評価指標	緊要気圧力・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	原子炉格納容器圧力	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
(炉心損傷後) 原子炉格納容器	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器過圧・過温破損	原子炉圧力	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	—	—	—	—	—	—	—	—
	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 F C I（溶融炉心細粒化）	○	○	○	○	○	○	○	○
	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	—	—	—	—	—	—	—	—
	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	○	○	○	○	○	○	○	○
	溶融炉心の再臨界	—	—	—	—	—	—	—	—
	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グループのうち、「反応度の誤投入」を除く以下の事故シーケンスグループでは、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
- ・全交流動力電源喪失
- ・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) 放射線の遮蔽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、有効性評価の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第2.3表のように整理されている。第2.3表では、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、発電用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)

本事故シーケンスグループにおいては、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、本事故シーケンスグループ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、燃料ペレット及び燃料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グループ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減少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、本事故シーケンスグループ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、本事故シーケンスグループで投入反応度が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冷却材により除熱され、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、圧力損失等に影響を及ぼす。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（CCFL）又は蒸気の過熱に伴う気液の熱非平衡も生じない。

なお、本事故シーケンスグループで投入反応度が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）

本事故シーケンスグループは、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，差圧流）が顕著に生じる状態とはならないことから，原子炉圧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，原子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注水（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E C C S注水及びほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

第2.3表 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉における
燃料損傷防止) (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
	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

第2.3表 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉における
燃料損傷防止) (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
	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RG1.203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。第3.1図及び第3.2図には、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、圧力等)
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（逃がし安全弁含む），原子炉格納容器及び炉心損傷後の原子炉压力容器（逃がし安全弁含む），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的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的形態であっても同種の場の方程式で表現される場合（液膜と液滴，核種の異なるF P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，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，炉心損傷前の物理現象として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。

第3.1図及び第3.2図に示すとおり，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、五つの領域（圧力容器内現象、圧力容器外熔融炉心挙動、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⁾。

EURLSAFE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第3.3図に示す。EURLSAFE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) 原子炉圧力容器外の熔融炉心挙動

A) 「原子炉圧力容器破損及び熔融炉心放出」

原子炉圧力容器破損及びそれに伴い熔融炉心（コリウム）が破損口から原子炉圧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熔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「原子炉圧力容器外 F C I」に対応する。なお、高圧時の熔融炉心放出については、「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対応する。

B) 「熔融炉心・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、大規模な水蒸気爆発に至る可能性は国内 BWR では極めて小さいと考えられることから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、ジルコニウム-水反応、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが大量に発生したとしても、水素燃焼及び水素爆轟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指標（原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器温度、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」

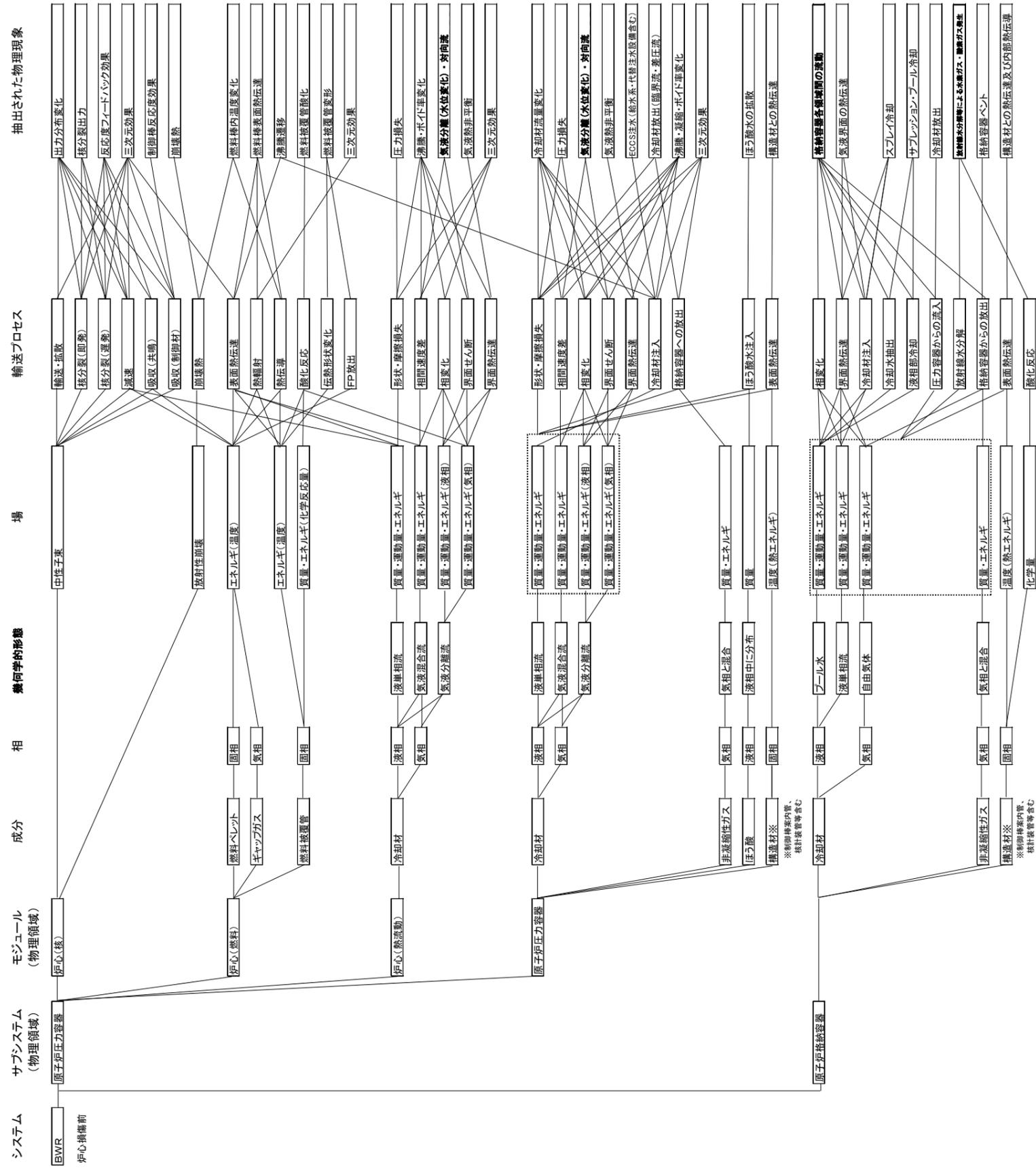
有効性評価においては、格納容器バイパス事象における炉心損傷防止対策の有効性を確認することとしており、対応する物理現象は抽出されない。

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F P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原子炉格納容器温度の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。

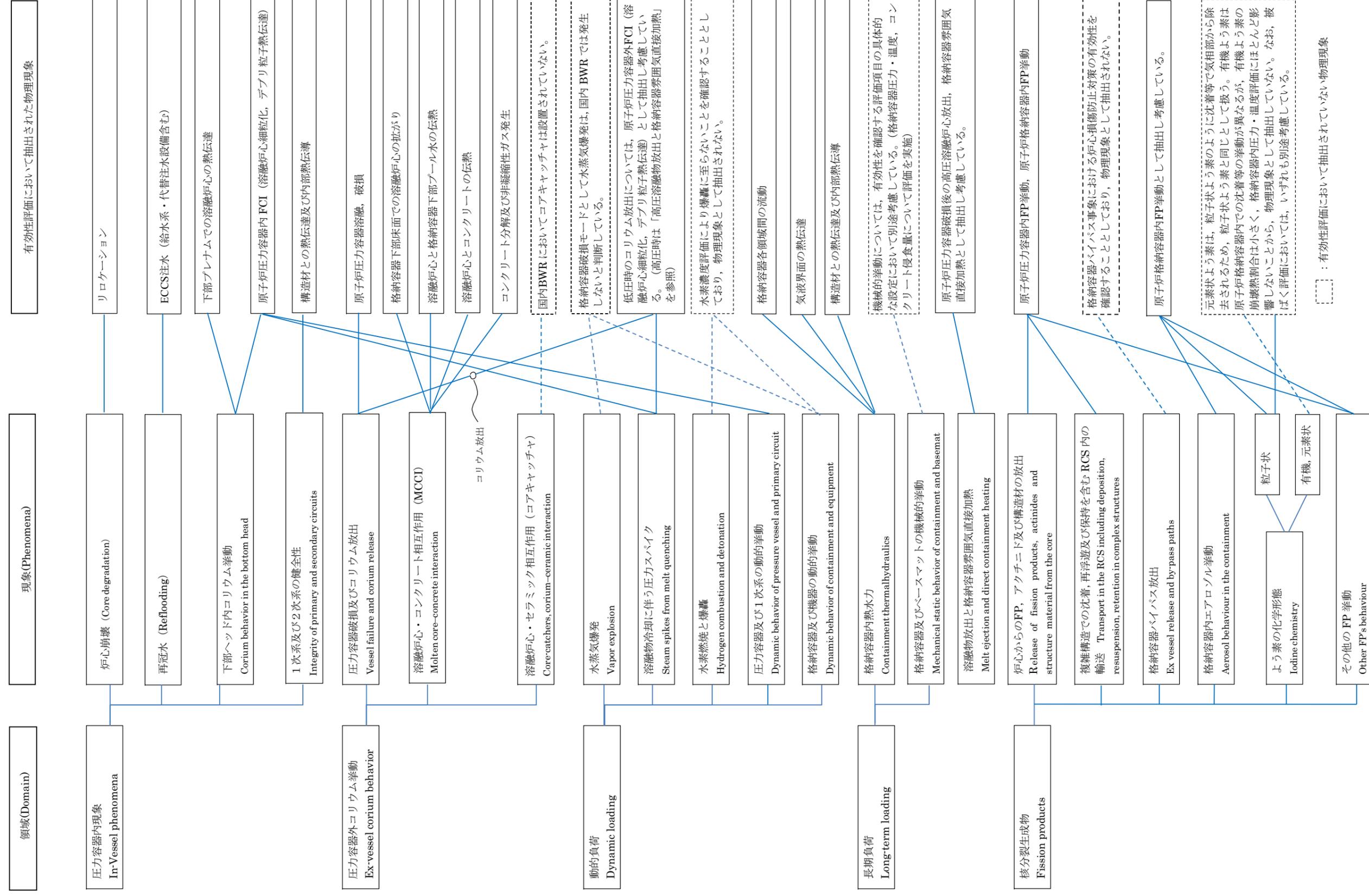
1) D. Magallon et al., “European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)”, Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309-346.



第3.1図 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)



第3.2図 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)



第3.3図 EURLSAFE 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、第4.1表に示すような実績を有する。なお、⑬については、第4.1表に示すような実績を有するものの、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、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、炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象（C C F L）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（C C F Lブレイクダウン）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、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、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、燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.2 C H A S T E

C H A S T E 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 本ごとに全て取り扱い、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。燃料被覆管表面からの除熱に対する熱伝達係数は、S A F E R 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、燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.3 R E D Y

R E D Yは、炉心、原子炉圧力容器、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、原子炉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、原子炉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 S C A T

S C A T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、R E D Y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、G E X L 相関式に基づく限界出力比 (C P R)、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－冷却材間の熱伝達相関式とリウエット相関式を適用している。

4.1.5 M A A P

M A A P 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、ドライウェル、ウェットウェルに分割し、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、水素ガスと水蒸気の生成、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、ペレットと燃料被覆管の間の空隙部であるギャップ部、燃料被覆管で構成し、ノードごとに径方向の熱伝達を計算する。燃料ペレット及び燃料被覆管には、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，燃料集合体の幾何学的形状，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。

※ギャップ部の熱伝達，低温時の膜沸騰熱伝達，限界熱流束条件等のモデルをS C A Tコードに追加したものである。

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、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 LAMB

LAMB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、原子炉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、原子炉圧力容器及び再循環系を七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，原子炉格納容器をドライウエ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，原子炉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他，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，原子炉格納容器をドライウェルとサプレッション・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ガス及び酸素ガス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。水素ガス及び酸素ガスの発生源としては，ジルコニウム－水反応（水素ガス）及び水の放射線分解（水素ガス及び酸素ガス）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 T R A C

T R A C 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。T R A C 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 B W R 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。

T R A C 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，気液相間及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。

第 4.1 表 各コードの使用実績

コード	適用実績
M A A P	<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 P R A 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>
T R A C	<p>T R A C 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 T R A C 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 T R A C 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, T R A C 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 B W R 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当たって、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第5.14表に示す。

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第 5.1 表に示す。

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 S A F E R を用いることとした。また、S A F E R 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、併せて C H A S T E 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の物理現象を評価対象としているものに M A A P が挙げられるが、M A A P 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。

評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては、S A F E R 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 M A A P を用いることとした。

M A A P 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、原子炉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第 5.2 表に示す。

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，評価指標である原子炉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第 5.3 表に示す。

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，評価指標である原子炉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第 5.4 表に示す。

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，評価指標である原子炉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第 5.4 表に示す。

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，評価指標である原子炉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第 5.5 表に示す。

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の作動によるサブプレッション・チェンバのプール水温の上昇、RHRによるサブプレッション・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、サブプレッション・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 L O C A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第 5.6 表に示す。

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，評価指標である原子炉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。

5.1.7 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第 5.7 表に示す。

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，原子炉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第 5.8 表に示す。

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 M A A P のみであることから、M A A P を用いることとした。

なお、M A A P 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、原子炉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第 5.9 表に示す。

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 M A A P のみであることから、M A A P を用いることとした。

なお、M A A P 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、原子炉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第 5.10 表に示す。

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 M A A P のみであることから、M A A P を用いることとした。

なお、M A A P 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、原子炉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第 5.11 表に示す。

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 M A A P のみであることから、M A A P を用いることとした。

なお、M A A P は水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生モデルを備えていないが、別途評価した崩壊熱から発生量进行评估し、それらの発生量を初期条件として与えることで考慮することが可能である。また、M A A P 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、原子炉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第 5.12 表に示す。

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 M A A P のみであることから、M A A P を用いることとした。

なお、M A A P 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、原子炉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第 5.13 表に示す。

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 A P E X 及び S C A T (R I A 用) を用いることとした。

ここで、2.3.1 項で述べたとおり、A B W R 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、燃料健全性に影響がないことを確認することができるため、S C A T (R I A 用) は必要に応じて用いることとする。

第 5.1 表 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	MAP	APEX	SCAT (RIA用)	三 次 元 間 格 納 容 器	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	○*	○*	○	○	○*	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	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	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
逃がし安全弁を含む原子炉压力容器	三次元効果	○*	○	○*	○*	○	○	○	○	○	○*	○	○	○	○	○	○
	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	○*	○	○*	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	冷却材放出	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
原子炉格納容器	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
○-：必要なモデルを備えていない

※：解析条件等で考慮可能

※：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濃度解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.2 表 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																		
		SAFRR	CHASTE	REDY	SCAT	MAP	APEX	SCAT (RIA用)	三次元 [※]	ISCOR	LAMB	短週 PCV [※]	長週 PCV [※]	可燃性ガス [※]						
(核 炉心)	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	○*	-	○	-	○*	○	-	○*	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-
(燃 炉心)	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	○*	○	○*	○	○*	○	○*	-	-	-	-	-	-	○*
	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	○*	○*	-	-	-	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	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	○	-	○	○	○	-	○	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-
(熱 炉心動)	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	○*	-	○*	-	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-
	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	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	○
	サブレーション・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
 -：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

第 5.3 表 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	MAP	APEX	SCAT (RIA用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短週PCV**	長週PCV**	可燃性ガス**		
(核) 炉心	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	○*	○*	○	○*	○	-	○*	○	-	○*	○*	○*	○*	○*	○*
(燃) 炉心	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	○	○	-	-	○	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○
(熱流) 炉心動	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-
	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	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	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	サブレーション・プールの冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	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
 -：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

短週PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード

長週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

第 5.4 表 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	通過PCV**	通過PCV**	可燃性ガス**
(核) 炉心	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	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	○*	○*	○*	○*	○*
(燃) 炉心	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	○	○	-	-	○	○	-	-	-	-	-	-	-
(熱流) 炉心	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	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	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブレーション・プールの冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	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
-：必要なモデルを備えていない

※：記号の説明

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心管解析コード
長期PCV：長期間格納容器圧力心管解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.5 表 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	MAP	APFX	SCAT (RIA用)	三次元	ISCOR	LAMB	炉管 PCV※	炉管 PCV※	可溶性カス※	
(核 炉心)	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	-	-	○*	-	-	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-
(燃 炉心料)	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	○	○	- ¹⁾	- ¹⁾	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰・ポイド率変化	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	- ²⁾	- ²⁾	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	○	○*	○	○	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	○*	○*	-	-	-	-	-	-	-
(逃 し安全弁含む) 原子炉圧力容器	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	○	-	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	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	○*	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	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	-	-	○*	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	

【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
- 可溶性カス：可溶性ガス濃度解析コード
- 変形は生じない

- 1) 炉心は冠水状態で、原子炉圧力が維持されるため燃料被覆管を保守的に取り扱っている
- 2) 膜沸騰状態の燃料棒表面熱伝達を保守的に取り扱っている

第 5.6 表 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	MAP	APEX	SCAT (RIA用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短週PCV**	長週PCV**	可燃性ガス*		
(核 炉心)	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	○*	○*	○	○*	○	○*	○*	○	-	○*	○*	○*	○*	○*	○*
(燃 炉心)	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	○*	○*	-	-	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-
	沸騰・ポイド率変化	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(熱 炉心)	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	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	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	○	-	○	-	○	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	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	○*	-	○*	-	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*
原子炉格納容器	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
-：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

第 5.7 表 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)	三菱炉心*	ISCOR	LAMB	炉通 PCV**	可溶性ガス*
(核) 炉心	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	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	○*	○*	○*	○*
(燃) 炉心料	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	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-
(熱流) 炉心動	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-
	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	-	-	-
(逃がし安全弁含む) 原子炉压力容器	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-
	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	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-

【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
-：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：短期格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期格納容器圧力応答解析コード
可溶性ガス：可溶性ガス濃度解析コード

第 5.8 表 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)	三菱炉*	ISCOR	LAMB	加速PCV**	普通PCV**	可溶性ガス**
(核 炉心)	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	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	○*	-	○*	○*	○*
(燃 炉心料)	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	○	○	-	-	○	○	-	○	○	○	○	○	○
(熱 炉心動)	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(逃 がし安全弁 炉心圧力容器 を含む)	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	○	-	-	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-
	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)	○	-	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	○	-	○	○	-	○	-	-	-	○	○
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	○	-	○	-	-	○	○	○
(原 子炉格納 容器)	サブレーション・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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	○
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-
	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	-	-	-	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-
(逃 がし安全弁 炉心圧力容器 を含む)	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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-
	格納容器下部床面での溶融炉心の拉がり	-	-	-	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-
	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	-	-	-	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-
(原 子炉格納 容器)	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濃度解析コード
可溶性ガス：可溶性ガス濃度解析コード

第 5.9 表 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	MAP	APFX	SCAT (RIA用)	三叉型	ISCOR	LAMB	耐過PCV※	知過PCV※	可溶性カス※
(核) 炉心	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	○*	○*	○	○*	○	○	○*	-	○*	○*	○*	○*	○*
(燃料) 炉心	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	○	○	-	-	○	○	-	-	-	-	-	-	-
(熱流動) 炉心	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(逃がし安全弁含む) 原子炉圧力容器	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	○	-	-	-	○	○	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	圧力損失	-	-	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	冷却材放出	-	-	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(逃がし安全弁含む) 原子炉圧力容器	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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	-	-	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*
	リロケーション	-	-	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○
(炉心損傷後) 原子炉格納容器	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	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(炉心損傷後) 原子炉格納容器	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	-	-	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(炉心損傷後) 原子炉格納容器	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	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
原子炉格納容器内 FP 挙動	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
-：必要なモデルを備えていない

※

三次元：三次元沸騰水型炉模擬計算コード
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

第 5.10 表 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												
		SAPER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA用)	三次元*	ISCOR	LAMB	燃焼 PCV**	非燃焼 PCV**	可燃性ガス*
(核炉心)	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	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	○*	○*	○*	○*	○*
(燃料炉心料)	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	○	○	-	-	○	○	-	-	-	-	-	-	-
(熱流炉心動)	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(逃がし安全弁含む) 原子炉圧力容器	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	○	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
原子炉格納容器 (逃がし安全弁含む)	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	-	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	○	○	○	○	○	○	○	○
	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)	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
原子炉格納容器 (逃がし安全弁含む)	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	下部ブ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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	○	○	○	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	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
-：必要なモデルを備えていない

※：必要なモデルを備えている

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

第 5.11 表 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												
		SAPER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA用)	三次元*	ISCOR	LAMB	燃焼PCV*	可燃性ガス*	
(核炉心)	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	○*	○*	○	○*	○	○	○*	-	○*	-	○*	○*	○*
(燃料炉心)	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	○	○	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(熱流炉心)	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(逃がし安全弁含む) 原子炉格納容器	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)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
(逃がし安全弁含む) 原子炉格納容器	サブレーション・プールの冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	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	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
(炉心損傷後) 原子炉格納容器	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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	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
-：必要なモデルを備えていない

※：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
-：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

第 5.12 表 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：溶融炉心・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	MAP	APEX	SCAT (RIA用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可溶性ガス*			
(核炉心)	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	○*	○*	○	○*	○	○	○*	○	○	○	○*	○*	○*	○*	○*	○*
(燃料炉心)	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	○	○	-	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(熱流炉心)	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	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(逃がし安全弁含む) 原子炉压力容器	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)	○	-	○	-	○	-	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
(逃がし安全弁含む) 原子炉压力容器	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ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	○
	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉压力容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉压力容器内 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	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉压力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	○
(核炉心) 原子炉压力容器	原子炉压力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	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	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉压力容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉压力容器外 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
-：必要なモデルを備えていない

※：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能

※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
可溶性ガス：可溶性ガス濃度解析コード

第 5.13 表 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	MAP	APEX	SCAT (RIA用)	三島元*	ISCOR	LAMB	短週PCV*	長週PCV*	可燃性ガス*				
(核 心)	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	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*	○*
(燃 料 心)	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	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰・ポイド率変化	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
(熱 流 心 動)	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
-：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

第 5.14 表 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	S A F E R (C H A S T E) M A A P
高圧注水・減圧機能喪失	S A F E R (C H A S T E) M A A P
全交流動力電源喪失	S A F E R (C H A S T E) M A A P
崩壊熱除去機能喪失	S A F E R (C H A S T E) M A A P
原子炉停止機能喪失	R E D Y S C A T
L O C A 時注水機能喪失	S A F E R (C H A S T E) M A A P
格納容器バイパス (インターフェイスシステム L O C A)	S A F E R (C H A S T E)

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)	M A A P
高圧溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱	M A A P
原子炉圧力容器外の溶融燃料 - 冷却材相互作用	M A A P
水素燃焼	M A A P
格納容器直接接触 (シェルアタック)	— ※ 1
溶融炉心・コンクリート相互作用	M A A P

※ 1 B W R MARK-I 型の格納容器に特有の事象であるため、評価対象として想定する格納容器破損モードとはしていない。

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	A P E X S C A T (R I A 用) ※ 2

※ 2 A B W R 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当たって、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。

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適用する解析コードとして、S A F E R / C H A S T E, R E D Y / S C A T, A P E X / S C A T (R I A用) を選定しているが、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 S A F E R / C H A S T E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 R E D Y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 S C A T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 A P E X / S C A T (R I A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 (BWR 5 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 (BWR 5 LOCA時注水機能喪失)
原子炉圧力		
原子炉水位(シールド内水位)		
燃料被覆管温度		
熱伝達係数		

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 (BWR 5 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 (BWR 5 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</u>作動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</u>作動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</u>手動操作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</u>手動操作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
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、事故後の炉心及び原子炉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。
	通常運転水位 (A BWR) スクラム水位 (BWR)	通常運転水位	有	
事象	高圧炉心注水系配管両端破断 (A BWR) 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 (原子炉圧力容器底部ドレン配管破断又は再循環配管小破断) インターフェイスブラム LOCA	有	炉心冷却の観点からは、原子炉隔離後、原子炉減圧、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。
原子炉スクラム	炉心流量急減 (A BWR) 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 (A BWR) 炉心流量急減 (A BWR)	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。
核分裂出力変化	原子炉冷却材喪失事故用	各事故シナ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	G E (平均) + 3 σ	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
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, 事故後の炉心及び原子炉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。
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 条 件	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、原子炉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	
	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	
件	ECCS, R C I C及び 代替注水系	同左	無	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、事故後の炉心及び原子炉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。 差異はない。
	破断口, S R Vからの冷 却材の流出	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。
		蒸気单相 (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。
		スプレー (落水水) (スプレー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ー冷却の効果がいまいち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水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 (燃料)	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 : 炉心スプレーが作動する場合に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。炉心スプレー注水後、スパージ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
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生じる。	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生じる。	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、原子炉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。

原子炉压力容器 (逃がし安全弁を含む)

物理現象

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	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、原子炉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、原子炉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		

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<u>原子炉スクラム</u>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<u>原子炉スクラム</u>により<u>降下</u>に転じ、その後は<u>逃がし弁</u>により<u>圧力制御</u>される。</p> <p>格納容器圧力及びプール水温度:逃がし弁開により蒸気がサプレッション・チェンバのプール水中へ放出されるが、その量は僅かであり、<u>格納容器圧力及びプール水温度上昇は小さい</u>と考えられる。なお、<u>従来許認可</u>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、<u>原子炉スクラム</u>により、<u>高出力低流量</u>には至らない。</p>	<p>原子炉出力(中性子束):MSIV閉鎖による<u>原子炉スクラム</u>に失敗して、<u>圧力上昇</u>により<u>上昇</u>した後、<u>圧力高RPT</u>による<u>炉心流量減少</u>により低下する。その後、<u>給水加熱喪失</u>による<u>炉心入口サブクール度の増加</u>により<u>緩やかに上昇</u>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、<u>原子炉スクラム失敗</u>により<u>原子炉出力が高めに維持</u>されることから、<u>原子炉圧力も高めに維持</u>する。</p> <p>格納容器圧力及びプール水温度:逃がし弁開により蒸気がサプレッション・チェンバのプール水中へ放出されるため、<u>格納容器圧力及びプール水温度が上昇</u>する。<u>ほう酸水の注入</u>による<u>原子炉出力低下</u>とRHRによる除熱により、<u>格納容器圧力/プール水温度は低下</u>に転じる。</p> <p>運転特性図上の運転点は、<u>原子炉スクラム失敗</u>及びRPTにより、<u>高出力低流量</u>に至る。</p>
	<p>原子炉スクラム:約0.3秒 逃がし弁開:約2秒 MSIV閉鎖:約3秒</p>	<p>原子炉スクラム:失敗 逃がし弁開:約2秒 MSIV閉鎖:約3秒 ECCS起動:約34秒 給水停止:約173秒 SLC起動:約11分</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~8.08MPa[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
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。
解 析 条 件	初期原子炉水位	通常水位	無	差異はない。
	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	差異はない。
	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	有	原子炉炉停止機能喪失事象の前提条件。
	炉心条件	9×9燃料(A型)、9×9燃料(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)	有	従来許認可解析では原子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。
	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	無	原子炉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	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	無	差異はない。
	ほう酸水注入機能	考慮しない	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	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	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	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)	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開設定値までの差は同じであるため、原子炉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	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
R C I C	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上R C I C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R C I C作動の影響を確認している。
	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E C C S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E C C S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原子炉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原子炉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。
R H R	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では、原子炉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原子炉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。

解 析 条 件

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
炉心(核)物	核分裂出力変化 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。	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。	有	崩壊熱については、原子炉にて発生する蒸気量が原子炉格納容器側のパラメータ変化に影響する。なお、原子炉格納容器側評価は従来許認可解析では実施していない。
現象	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
炉心 (燃料)	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)	—	—
	燃料被覆管変形	(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
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増加するが、炉心は冠水を維持しているため、二相水位の影響はない。	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。	無	差異はない。
物理現象	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。	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コード側にて考慮する。	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	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。	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。	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。	無	差異はない。
	圧力損失	考慮している	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
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 	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。	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。
物	三次元効果	同左	無	差異はない。
理				
現象	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。			

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	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	原子炉格納容器を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。
	サブプレッション・プールの冷却	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>原子炉スクラムにより MCPR は減少しない</p> <p>1. 中性子束 (%) 2. 平均表面熱流束 (%) 3. 炉心流量 (%) 4. 原子炉蒸気流量 (%) 5. 給水流量 (%) 6. ΔMCPR (9×9燃料 (A型))</p> <p>時間 (s)</p>	<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>	<p>沸騰遷移による燃料被覆管温度の上昇とリウエットによる温度の低下</p> <p>燃料被覆管温度 (°C)</p> <p>事故後の時間 (s)</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	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> 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>	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> 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>
	原子炉スクラム：約 0.3 秒 MSIV閉鎖：約 3 秒 沸騰遷移・リウエット：発生しない	原子炉スクラム：失敗 MSIV閉鎖：同左 沸騰遷移・リウエット：数秒～約 400 秒
変 化 範 囲	MCPR：初期値を下回らない 燃料被覆管温度：初期値からほとんど変化しない 時間：0 秒～数秒	MCPR：沸騰遷移判定基準を下回る 燃料被覆管温度：初期値～約 1000℃ 時間：0 秒～約 400 秒
適 用 範 囲	MCPR：1.0 以上 燃料被覆管温度：対象外 時間：0 秒～制限なし	MCPR：同左 燃料被覆管温度：飽和温度～1200℃ 時間：同左

表 2-2 S C A T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。
	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	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、S C A T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、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燃料(A型), 9×9燃料(B型), MOX燃料	9×9(A型)燃料, MOX燃料	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 S C A T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	初期MCPR	OLMCPR	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	沸騰遷移判定MCPR	SLMCPR	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	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	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	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
条件	ホットチャンネルのギャップ熱伝達係数	燃焼期間中のバンドル平均の最大値 (軸方向一定値)	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	平均出力ロッド ホットロッド	平均出力ロッドに同じ	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、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 S C A T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
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 Dougal-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」における相関式 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相関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 相関式	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
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：				

表 2-2 S C A T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)

物理現象	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
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	(REDDYコードによる評価)	(REDDYコードによる評価)	—	—
	崩壊熱	(REDDYコードによる評価)	(REDDYコードによる評価)	—	—
	三次元効果	(REDDYコードによる評価)	(REDDYコードによる評価)	—	—

表 2-2 S C A T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
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、S C A T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、ジルコニウム-水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、ジルコニウム-水反応が発生する。	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 S C A T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)

物	理	現	象	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				
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	従来許認可解析では、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、過渡解析でのボイド率の最大値と同等であるため、差異による影響はない。	従来許認可解析との差異はない。	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。					
								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	
								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	三次元効果	流量に影響を与えない。	炉心径方向出力分布の変化は小さい。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。	無	同左	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。	従来許認可解析との差異はない。					
								流量に影響を与えない。	炉心径方向出力分布の変化は小さい。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。	無		

表2-2 SCA T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	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。	A TWS 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。	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)	M S I V 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。

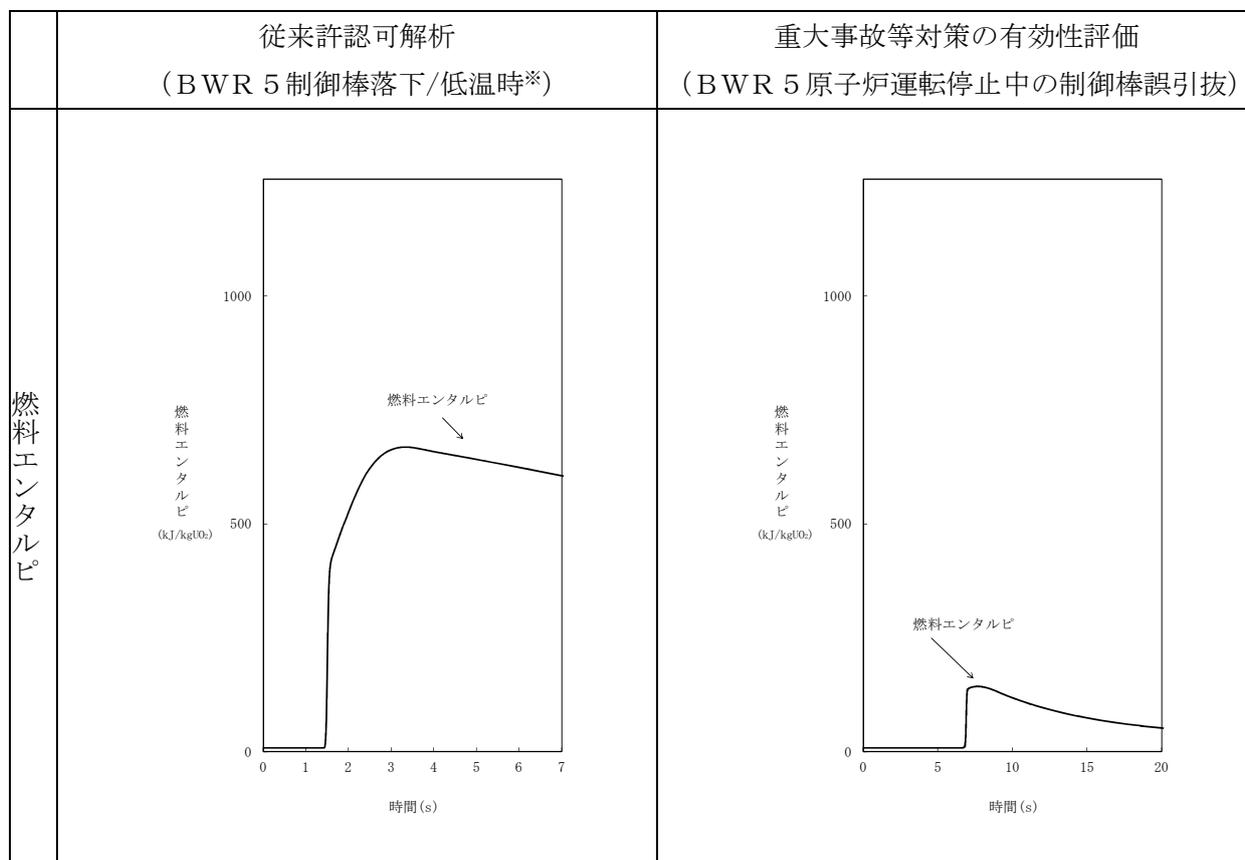
表2-2 S C A Tにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (10/11)

	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	E C C S 注 水 (給 水 系 ・ 代 替 注 水 設 備 含 む)	・ T / D 給水ポンプトリップ	<ul style="list-style-type: none"> ・ T / D 給水ポンプトリップ ・ M / D 給水ポンプ起動 ・ H P C F , R C I C 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 相関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。(R E D Y 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 S C A T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。	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R E D Yコードにて適切 に評価でき、S C A T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	有	同上
物理現象	サブプレッション・プールの冷却	同上	有	同上
	気液界面の熱伝達	同上	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)



※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 (BWR 5 制御棒落下/低温時)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR 5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)
事象進展	<p>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、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。</p> <p>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。</p>	<p>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、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。</p> <p>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。</p>
	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	<p>燃料エンタルピー：8 kJ/kgUO₂～約 669kJ/kgUO₂</p> <p>沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰</p> <p>時間：0 秒～7 秒</p>	<p>燃料エンタルピー：8 kJ/kgUO₂～約 144kJ/kgUO₂</p> <p>沸騰状態：単相，核沸騰</p> <p>時間：0 秒～20 秒</p>
適用範囲	<p>沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰</p> <p>時間：0 秒～制限なし</p>	<p>沸騰状態：同左</p> <p>時間：同左</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 (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
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	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 (BWR 5)：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。
条	初期燃料エントルピー	低温臨界状態：8 kJ/kgUO ₂ 高温待機臨界状態：75kJ/kgUO ₂	8 kJ/kgUO ₂	無	初期温度に対応した燃料エントルピーとしており、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 (BWR 5)：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	従来許認可解析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
ギャップ熱伝達	Ross & Stoute の式	同左	無	従来許認可解析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	单相強制対流：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：インシークエンス制御棒引抜で許可された制御棒1本 過渡 (BWR5)：インシークエンス制御棒引抜で許可された制御棒1本 過渡 (ABWR)：インシークエ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	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	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	従来許認可解析 (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
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	従来許認可解析(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	無	従来許認可解析(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	従来許認可解析(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	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	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ク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。 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。	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。	有	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、二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二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解析（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 (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	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1,000℃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解析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ジルコニウム-水反応が発生する。 過渡：燃料被覆管温度の上昇が小さく、燃料被覆管温度はジルコニウム-水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、燃料被覆管温度はジルコニウム-水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)

	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	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：サブクルの低い高温待機状態 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 動は従来許認可解析（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)

物理現象	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
炉心 (熱流動)	圧力損失	<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>	サブクール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。	無	従来許認可解析 (過渡) との差異は無い。また、事象を通じての燃料挙動は従来許認可解析 (事故) の範囲を超えることはない。

第 1 部 S A F E R

目 次

－ S A F E R －

1. はじめに	1-4
2. 重要現象の特定	1-5
2.1 事故シーケンスと評価指標	1-5
2.2 ランクの定義	1-13
2.3 物理現象に対するランク付け	1-14
3. 解析モデルについて	1-25
3.1 コード概要	1-25
3.2 重要現象に対する解析モデル	1-27
3.3 解析モデル	1-28
3.4 入出力	1-79
4. 妥当性確認	1-82
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	1-82
4.2 T B L 実験解析	1-87
4.3 R O S A - III 実験解析	1-99
4.4 F I S T - A B W R 実験解析	1-110
4.5 実機解析への適用性	1-120
5. 有効性評価への適用性	1-131
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	1-131
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	1-134
6. 参考文献	1-139

添付 1	入力項目リスト	1-143
添付 2	相関式, モデルの適用性	1-147
添付 3	前処理コード	1-181
添付 4	炉心の過熱蒸気の影響評価	1-184
添付 5	代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について	1-191
添付 6	原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について	1-199

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」という。）に適用するコードのうち、SAFER Ver. 3（以下「SAFERコード」という。）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、出力運転中の発電用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、発電用原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（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+原子炉隔離時冷却系（以下「R C I C」という。）及び非常用炉心冷却系（以下「E C C S」という。）（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主蒸気隔離弁（以下「MSIV」という。）が閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力が主蒸気逃がし安全弁（以下「SRV」という。）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、原子炉圧力容器内の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。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。低圧代替注水設備を使用する場合には、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、発電用原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（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、原子炉圧力容器内の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。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループは、発電用原子炉の出力運転中に、送電系統又は所内主発電設備の故障等により、外部電源が喪失するとともに、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圧力容器内の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、低圧代替注水設備の準備が完了したところで、原子炉の減圧及びE C C S（低圧注水系）又は低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の減圧は、S R Vにより手動操作にて実施する。原子炉減圧を開始すると、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、発電用原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（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。その後、原子炉を減圧し、低圧代替注水設備等による原子炉注水を開始する。

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、原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは原子炉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 残留熱除去系機能喪失

この事故シーケンスグループは、発電用原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、残留熱除去系（以下「R H R」という。）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等が自動起動して原子炉水位は維持される。その後、原子炉を減圧し、高圧注水設備等による原子炉注水を開始する。

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、原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは原子炉格

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、発電用原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の大規模な破断（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、原子炉圧力容器内の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LOCA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LOCA）

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圧力容器内の保有水が減少し、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、RCIC及びECCS（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、逃がし安全弁による原子炉減圧に伴う冷却材漏えいの抑制及びインターフェイスシステムLOCAの発生箇所の隔離によって、原子炉格納容器外への冷却材の流出の防止を図る。原子炉減圧後は、低圧注水設備等による原子炉注水によって原子炉水位を維持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。

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SRVの作動により原子炉圧力の上昇が抑えられ、SRV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SAFER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。

ランク付けに当たっては、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原子炉格納容器内に放出されると、格納容器内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、格納容器スプレー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、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（以下「CCFL」という。）、CCFLブレークダウンは、事象進展が緩やかなこと、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、上部プレナムから炉心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）〔原子炉圧力容器〕

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〔原子炉圧力容器〕

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〔原子炉圧力容器〕

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〔原子炉圧力容器〕

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 [原子炉圧力容器]

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 [原子炉圧力容器]

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） [原子炉圧力容器]

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 [原子炉圧力容器]

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	LOC 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LOCA)
	物理現象	評価指標	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)	ECCS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原子炉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、各ノードの水位変化等を計算する。また、各種のE C C S、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。原子炉内冷却材量の評価に当たっては、上部タイプレート、炉心入口オリフィス等でのC C F L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、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、ECCS等の特性、想定破断の位置、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（以下「PCT」という。）、燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、SAFER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「ECCS性能評価指針」という。）で妥当性が認められているモデルを使用しており、BWRプラントの設計基準事故のLOCA解析（ECCS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	
	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

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、原子炉圧力容器内の冷却材体積を炉心シュラウド等の原子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、原子炉圧力容器内を一点で近似し、原子炉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く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し、その方向は通常運転状態の流れの向きを表している。

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等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LOCA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、LOCA模擬実験でCCFL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CCFL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得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、原子炉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、炉心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に通じている。

③ ノード3：炉心

炉心は、原子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、燃料集合体下部及び燃料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。炉心内の燃料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）及び炉心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に通じている。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コマと蒸気ドームに

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，ダウンカ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，ダウンカ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，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。

$$\left. \begin{aligned} \dot{M}_{g_i} &= (\sum W_g)_i + \dot{m}'_{fg_i} \\ \dot{M}_{f_i} &= (\sum W_\ell)_i + (\sum W_f)_i - \dot{m}'_{fg_i} \end{aligned} \right\} \quad (3-4)$$

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, 次式で表される。

$$(\sum hW)_i = h_g (\sum W_g)_i + h_f (\sum W_f)_i + \sum_j h_{\ell_j} W_{\ell_{ji}} \quad (3-6)$$

さらに, 飽和水及び飽和蒸気のエンタルピ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。

$$\dot{m}'_{fg_i} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} + \dot{P} \left[(\alpha'v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha'v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} / h_{fg} \quad (3-8)$$

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。

$$\dot{M}_{g_8} = (\sum W_g)_8 \quad (3-9)$$

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される。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_8 + \dot{P} (\alpha'v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_8} \quad (3-10)$$

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、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 コードでは原子炉压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、全原子炉压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、原子炉压力容器全体の質量変化率は、高出力燃料集合体を除く原子炉压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、以下のようなになる。

$$\dot{P} = - \left[\dot{M}_g v_g + \dot{M}_f v_f + \dot{M}_\ell v_\ell + \dot{h}_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} M_\ell \right] / \left[M_g \frac{dv_g}{dP} + M_f \frac{dv_f}{dP} + M_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right]$$

(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。

$$X = \sum_{sat} \left\{ v_g \sum_i W_{g_i} + v_f \left[\sum_i W_{f_i} + \sum_i W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{j_i}} \right] \right\} \\ + \sum_{sub} \left\{ \sum_i W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_{\ell}}{\partial h_{\ell}} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_{\ell}}{\partial h_{\ell}} \right) \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h W_{j_i}) \right] \right\} \quad (3-19)$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f \\ + \sum_{sub} \left[\left(\frac{\partial v_{\ell}}{\partial P} \right)_i + \alpha' v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_{\ell}}{\partial h_{\ell}} \right)_i \right] M_{\ell_i} \quad (3-20)$$

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三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。その三つの経路とは，炉心と健全側と破断側の二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，原子炉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

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。

各ループの再循環ポンプ流量は，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 : 再循環ポンプ流量

W_{p_0} : 初期再循環ポンプ流量

τ : コーストダウン時定数

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。炉心の摩擦圧損は三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
 $\phi_{\ell_0}^2, \phi_{SEO}^2, \phi_e^2$: 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、次のように表される。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)(W_{RC} - W_p)}{\rho_f} \phi_{JP}^2 - \Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi_{SEO}^2 - \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi_{\ell_0}^2$$

$$-\left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e |W_e|}{\rho_f} \phi^2_e = 0 \quad (3-27)$$

さらに、下部プレナムの質量保存式より、次式が得られる。

$$\begin{aligned} & \frac{W_{g,RC_a}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_a}}{\rho_\ell} + \frac{W_{g,RC_b}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_b}}{\rho_\ell} + \dot{m}_{fg} v_{fg} \\ & - \frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_\ell} - \frac{W_{g,SEO}}{\rho_g} - \frac{W_{L1} + W_{LEAK}}{\rho_\ell} - \frac{W_{brk}}{\rho_{brk}} + \dot{P} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} = 0 \end{aligned} \quad (3-28)$$

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} : 破断流の密度

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。

SAFER 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ときは気泡上昇相関式、高ボイド率高流量のとき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_o 及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度 \bar{V}_{gj} 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。

SAFER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箇所でのCCFLを考慮している。特に重要な場所は、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。SAFER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ブレイクダウン) 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コマ部へ流れるものと炉心へ流れるものとに分けられる。SAFER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. CCF Lブレークダウンモデル

CCFLブレークダウン現象は、炉心スプレイスパージ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。SAFERコードでは、この現象をCCFLブレー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ジ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CCFLブレークダウン条件を満足したときにブレークダウンが生じるとしている。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_l (h_f - h_l)} < C_{Dmax} \quad (3-43)$$

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、原子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、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、二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L O C Aと同様に、破断口及びS R V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E C C Sは、炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系（以下「H P C S」という。）及び低圧炉心スプレイ系（以下「L P C S」という。）、炉心バイパスに注水する低圧注水系（以下「L P C I」という。）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E C C Sに加えて、原子炉隔離時に崩壊熱を除去するためのR C I Cがある。S A F E R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。S A F E R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

S A F E R 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、原子炉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

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、燃料集合体内の熱水力挙動が求められる。高出力燃料棒は燃料集合体上部の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. 原子炉圧力容器と原子炉内構造物

原子炉圧力容器は最大七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。

原子炉内構造物は六つのヒートスラブ；蒸気乾燥器、上部プレナムドーム、炉心シュラウド壁、制御棒案内管、チャンネルボックス、制御棒に分けて模擬する。

これらのヒートスラブのうち、四つ（上部プレナムドーム、炉心シュラウド壁、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。

原子炉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 に示すように三つの領域に分け、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 H_1 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 に近づいたときは、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ときに適用される。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、蒸気单相流に対する 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。

$$Nu_s = 0.023 Re_s^{0.8} Pr_s^{0.4} \quad (3-52)$$

$$X = \frac{D_h}{2} \sqrt{\frac{\beta h_v}{K_v h_{fg}}} \quad (3-53)$$

$$\beta = \frac{6 H_{v,d} (1 - \alpha)}{d_d} \quad (3-54)$$

$$H_{v,d} = \frac{K_v}{d_d} \left[2 + 0.459 \left\{ \frac{\rho_v U_r d_d}{\mu_v} \right\}^{0.55} Pr_g^{1/3} \right] \quad (3-55)$$

$H_{v,d}$ 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等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。一つは、上部タイ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。もう一つは、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す。

SAFER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⁾。このスぺ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 : 各スぺーサ後端からの距離

d : 水力等価直径

スぺ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（スプレイ）熱伝達

落下水（スプレイ）による熱伝達係数は、スプレイ熱伝達実験装置 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、炉心スプレイ開始以前でも 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

SAFER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CHASTEコードと同じであるが、CHASTE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、SAFER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

SAFER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

SAFER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⁾。

$$U_{fr} = \frac{K_w}{\rho_w C_w d_w} \left\{ (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5} + 2^{-\frac{3}{4}\sqrt{\pi}} (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^3 \right\}^{1/3} \bigg/ \exp\left(1 - \frac{\sqrt{\pi}}{2}\right) \quad (3-63)$$

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。

$$Bi = \frac{h_{fr} d_w}{K_w} \quad (3-64)$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_s)(T - T_0)}{(T_0 - T_s)^2} \right]^{1/2} \quad (3-65)$$

SAFER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。この二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、その時点以降破裂箇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」という。) ⁽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硬さ

R_c : 燃料被覆管内表面粗さ

R_p : 燃料ペレット表面粗さ

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 原子炉内構造物	原子炉压力容器は七つ, 原子炉内構造物は六 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 及び代替注水設備を模擬 (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 (落下水) ・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
蒸気单相	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

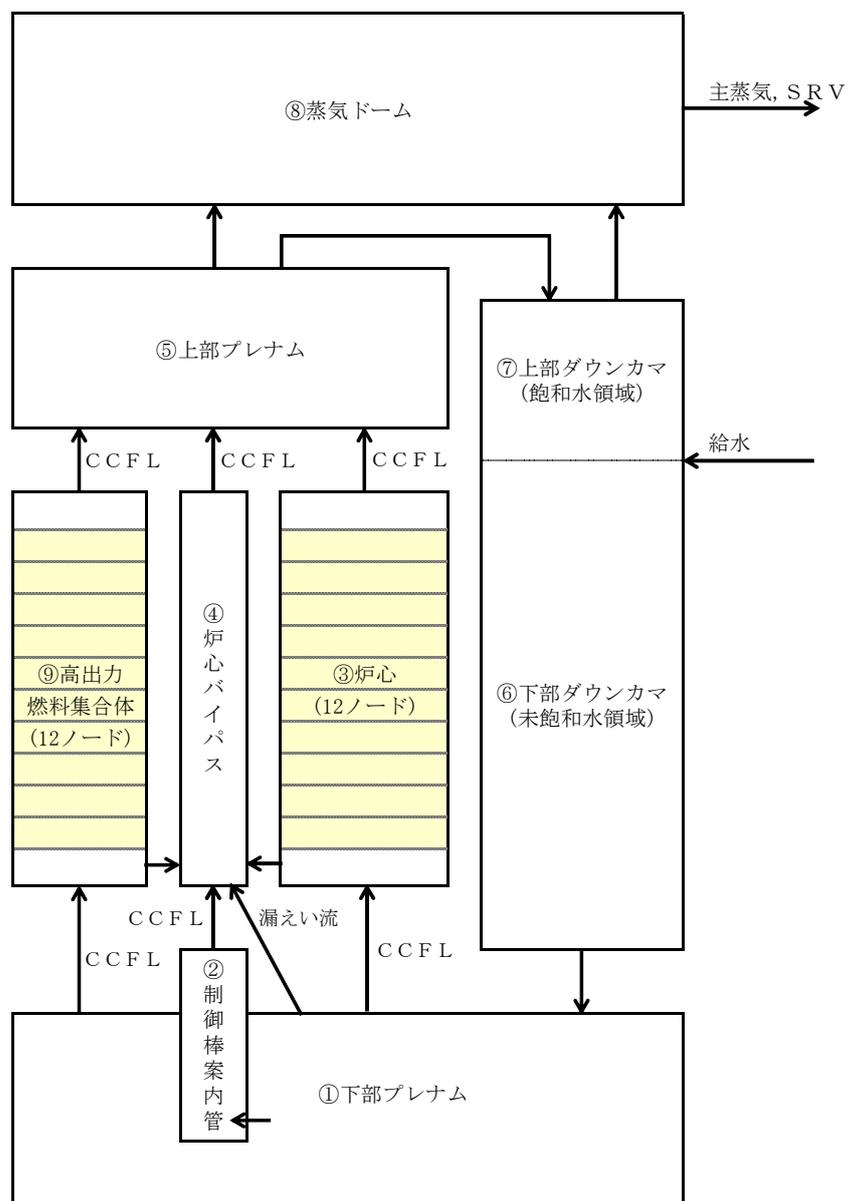
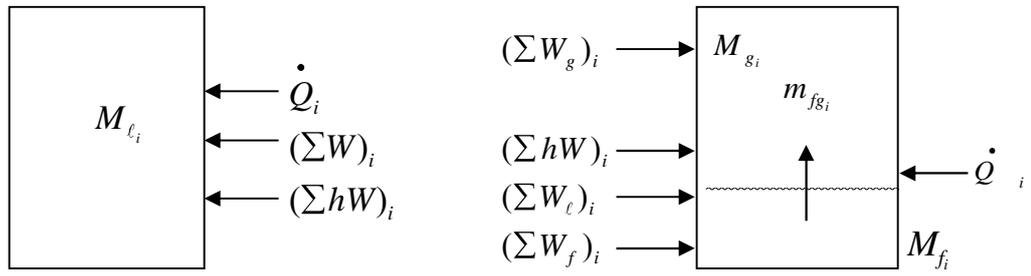


図 3-1 SAFERコードのノード分割図



(未飽和ノード)

(飽和ノード)

図 3-2 質量及びエネルギーバランス

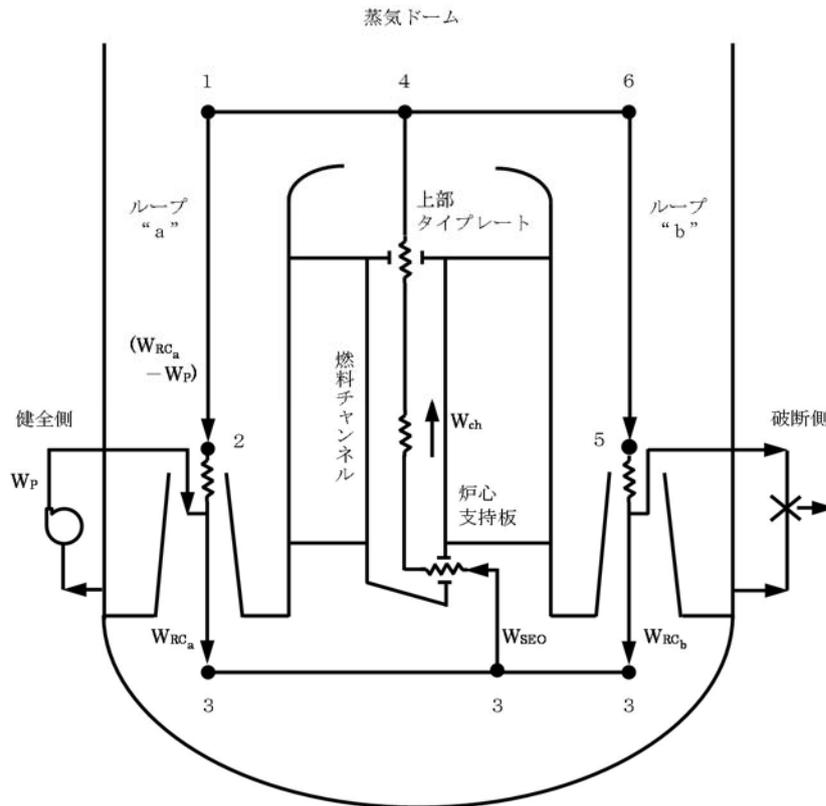


図 3-3 再循環及び炉心流ループ
(ジェットポンプ型BWRの例)

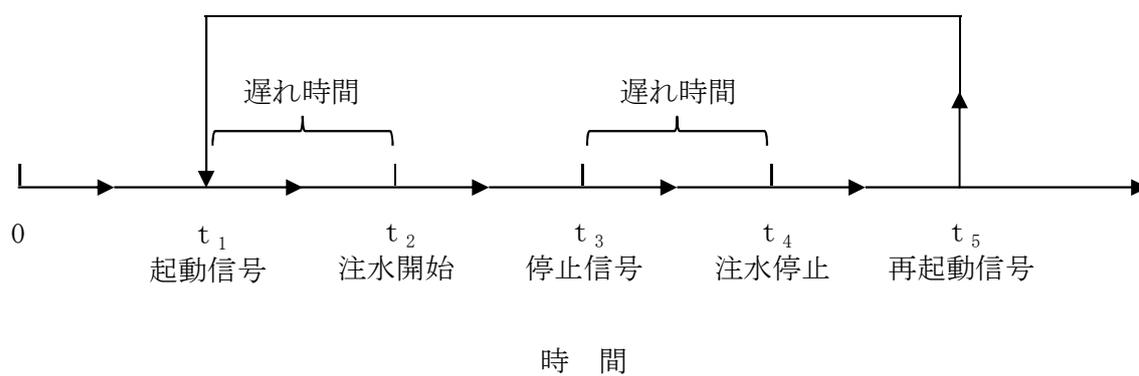
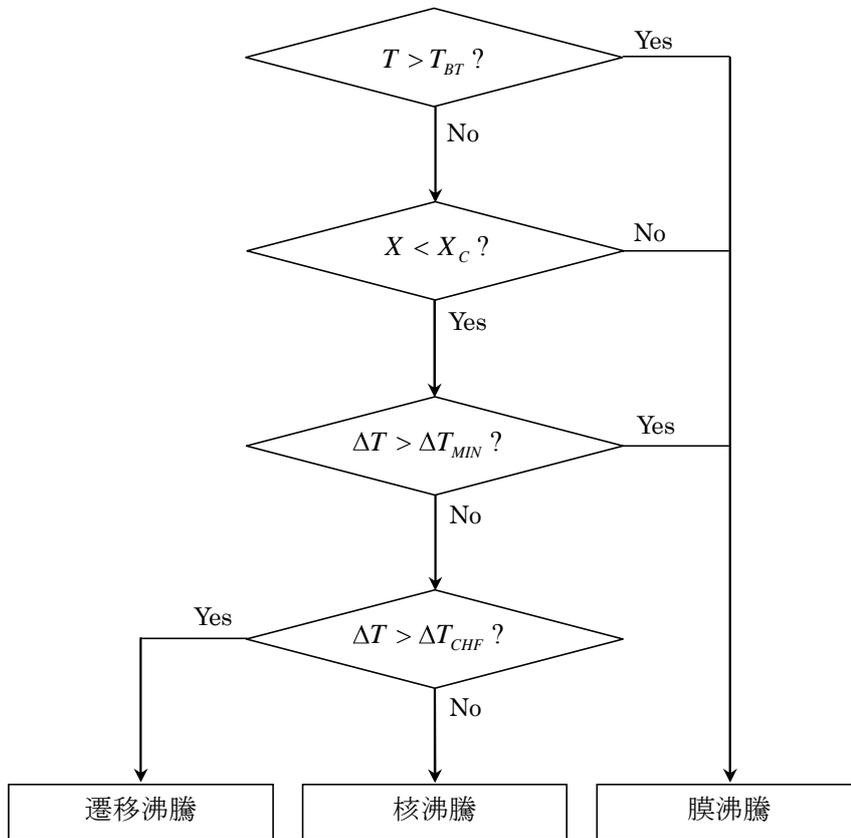


図 3-4 SAFERコードの注水系作動ロジック



- 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} : 最小安定膜沸騰過熱度
- 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

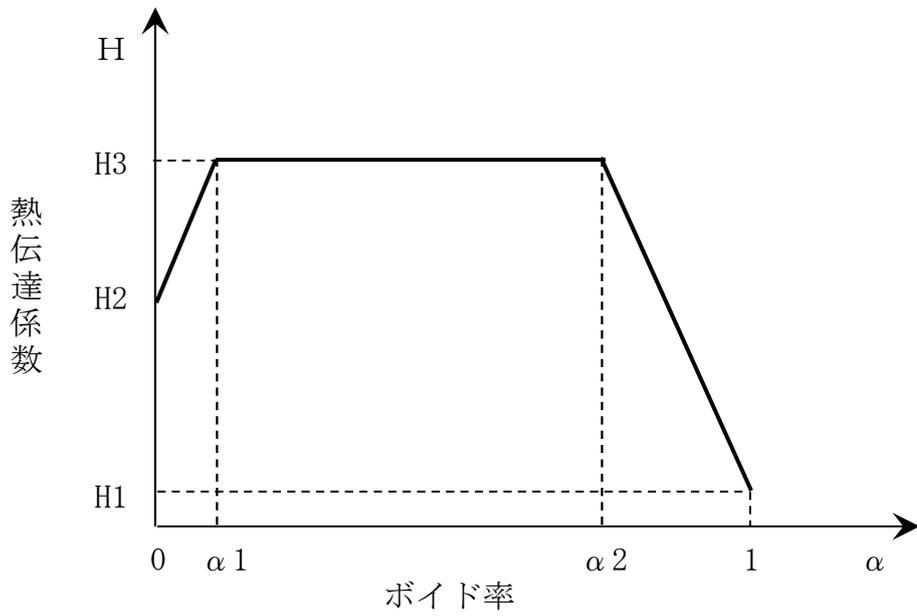


図 3-6 核沸騰熱伝達係数モデル

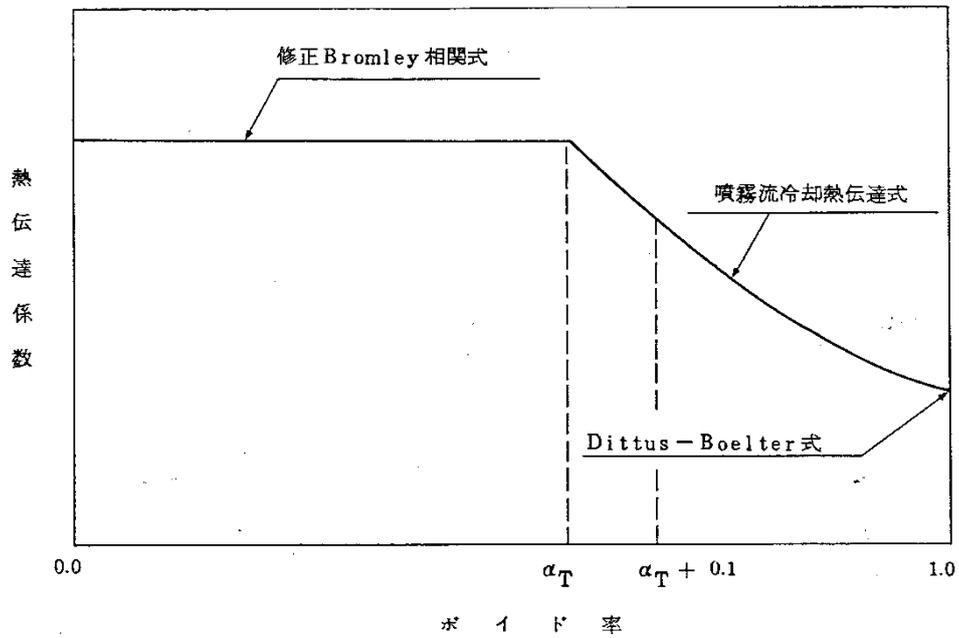


図 3-7 膜沸騰熱伝達係数モデル

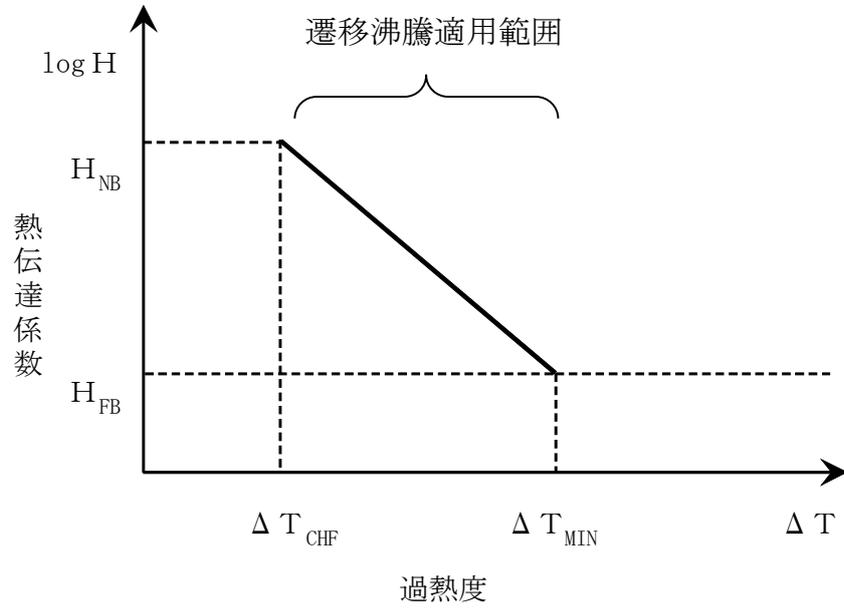


図 3-8 遷移沸騰熱伝達係数モデル

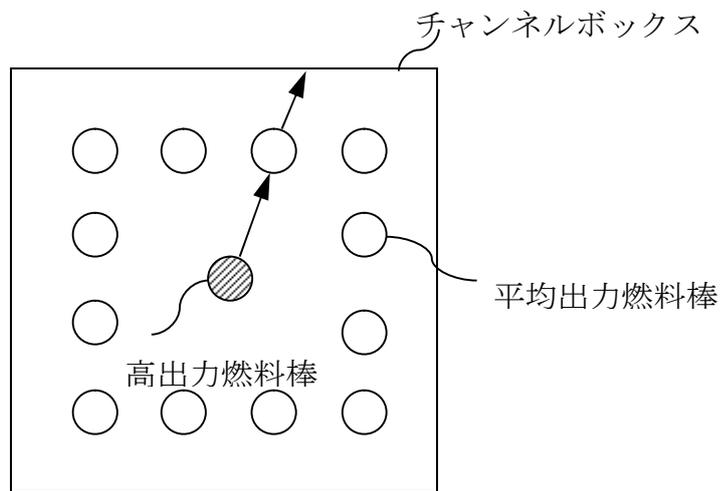


図 3-9 輻射熱伝達モデル

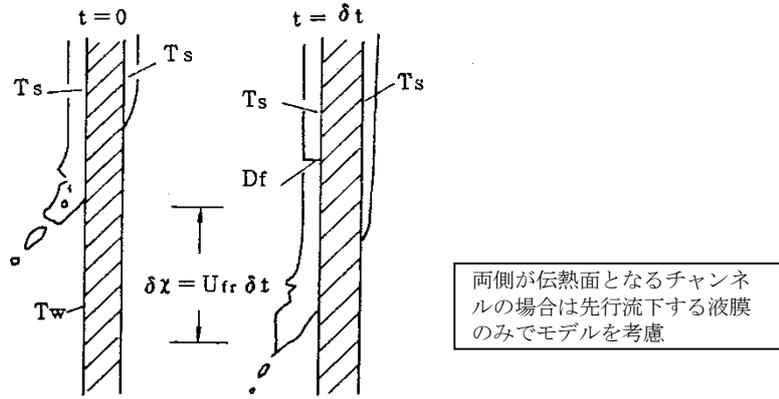


図 3-10 チャンネル濡れモデル

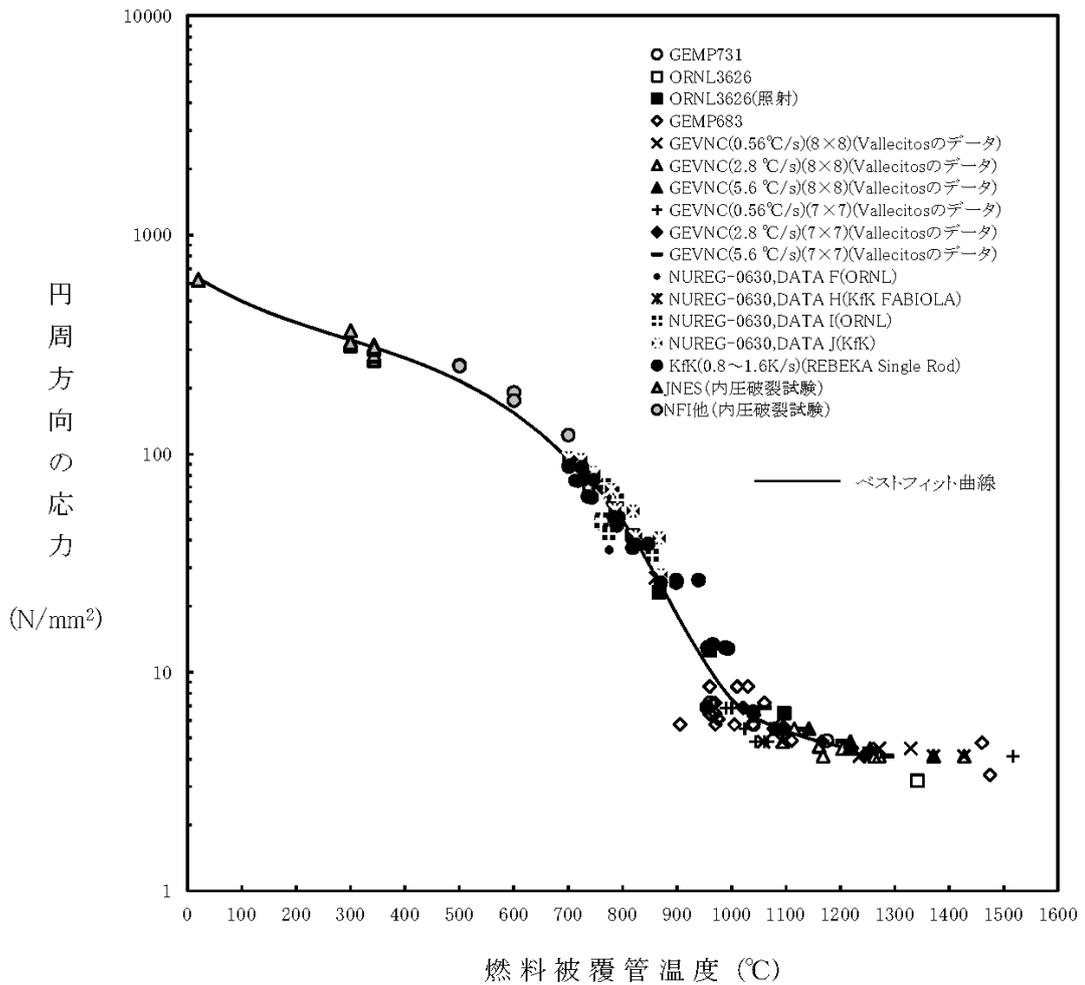


図 3-11 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

3.4 入出力

SAFERコードの主要な入出力を図 3-12 に示す。SAFERコードのインプットデータは以下のとおり構成される。SAFER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，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（ECCS等の注水特性，SRV特性，MSIV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，SAFER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CHASTEコードに用いる。

なお，SAFER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LOCA）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。

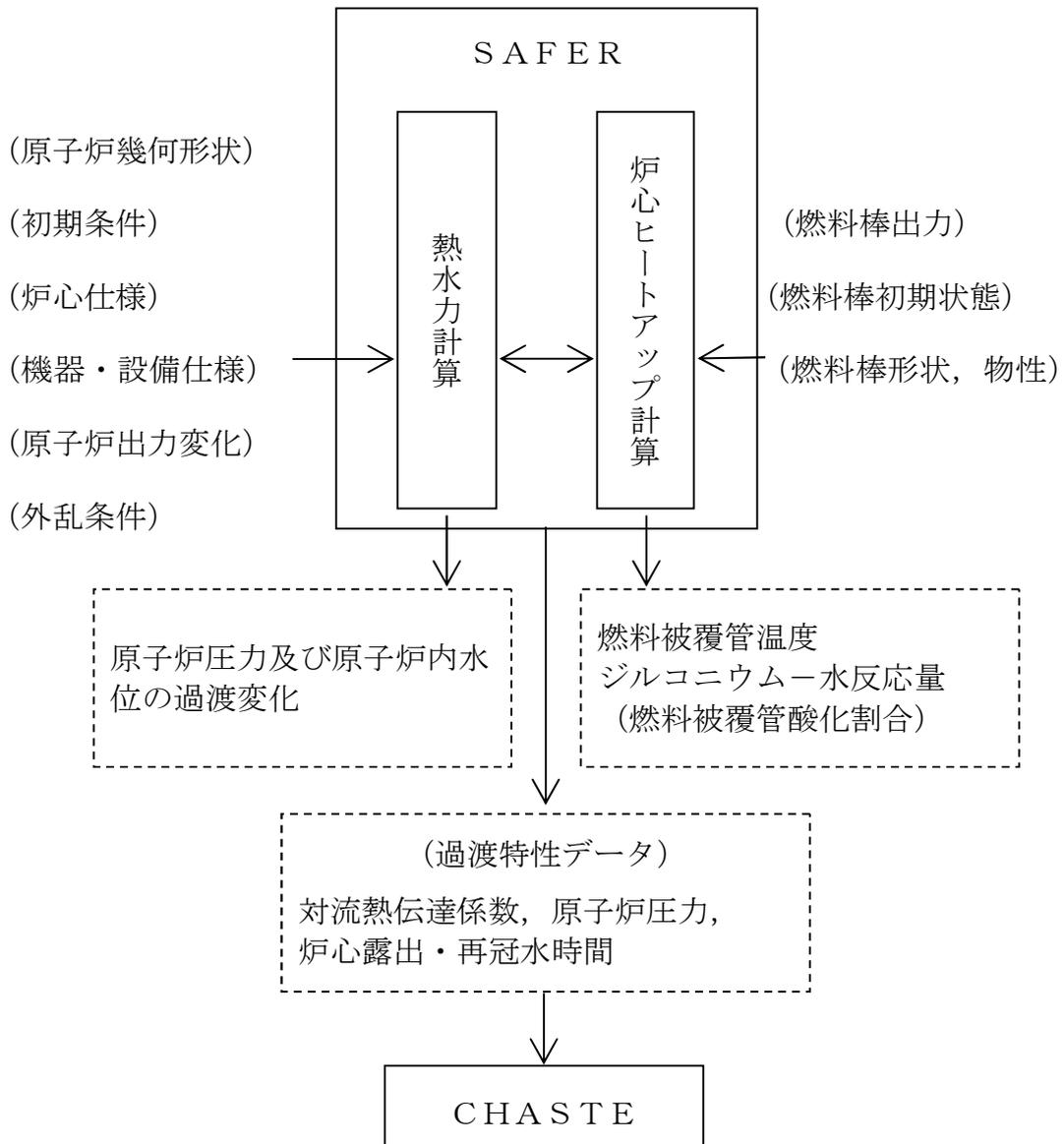


図 3-12 SAFERコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

SAFER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, 4.1.2 及び 4.1.3 に示す。

SAFER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、TBL (Two Bundle Loop) 及びROSA-III (Rig of Safety Assessment) の実験解析が行われ、ABWRに対しては、FIST (Full Integral Simulation Test) - ABWRの実験解析を行っている。SAFER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、SAFER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（ECCS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、SAFER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SAFERコードによる実験解析結果を比較することにより，SAFER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，SAFER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，SAFER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ナシナケンスでの炉心・原子炉水位を評価する上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，LOCAを模擬した実験結果におけるシステム圧力変化とSAFER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。

ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）は，動作を期待する系統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、BWR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BWR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放出開始から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、BWR体系を1/424に縮尺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体と二つの再循環系、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放出開始から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放出開始から 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	実験解析 TBL	ROSA-III 実験解析	FIST-ABWR 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	図 4-6 図 4-9 図 4-12 図 4-15 図 4-34	図 4-23 図 4-34	図 4-32 図 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	図 4-4 図 4-5 図 4-8 図 4-11 図 4-14	図 4-20 図 4-21 図 4-22	図 4-31
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱 伝達モデル	図 4-6 図 4-9 図 4-12 図 4-15 図 4-34	図 4-23 図 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	図 4-3 図 4-7 図 4-10 図 4-13	図 4-19	図 4-26 図 4-27 図 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	—	—	図 4-29 図 4-30
	ECCS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BWR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放出開始から 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) 及び高压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八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、更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、崩壊熱模擬曲線には実験データ (ANS+20%相当) と同等のものを用いた。

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) 再循環配管の大破断 (Run No. 1)

Run No. 1 は、再循環配管の完全両端破断 ($2 \times 100\%$) 模擬実験であり、ECCSとしてLPCS及び3LPCI (3台のLPCI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 に炉心シュラウド内各部の混合水位変化を示す。SAFER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、SAFER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 (以下「SEO」という。) でのCCFL現象及びCCFL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出力バンドル及び高出力バンドル内のボイド率分布の比較を示す。SAFER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 150°C 高く評価した。

後述する他ケースに比べてPCTを高めにより予測するのは、高出力バンドルを吹き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放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き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ため、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、ECCS として LPCS、3LPCI 及び自動減圧系（以下「ADS」という。）の作動を想定している。

図 4-7 に圧力変化を示す。圧力は、MSIV 閉により直ちに上昇し、SRV 開閉によって変化した後、ADS 作動によって急激な減圧過程に移行する。SAFER 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 に炉心シュラウド内各部の二相混合水位変化を示す。実験で見られる炉心露出及び LPCI 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、LPCS 作動後は、実測値の温度上昇率がわずかに小さい。これは、SAFER コードのスプレイ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 SAFER 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。SAFER コードの PCT 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 に炉心シュラウド内各部の混合水位変化を示す。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°C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 に炉心シュラウド内各部の水位変化を示す。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°C高く評価した。

4.2.3 まとめ

表 4-6 に S A F E R コードによる実験解析結果と実験結果の P C T の比較を示す。

S A F E R コードによる T B L 実験解析結果と実験データとの比較に基づき S A F E R コードを評価した結果， S A F E R コードは， B W R の L O C A 時の冷却材放出開始から 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適切に評価し，炉心ヒートアップ挙動については P C T 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T B L実験条件

Run No.	1	2	3	4
条件				
破断位置	再循環配管 吸込口	同左	主蒸気配管	H P C S 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

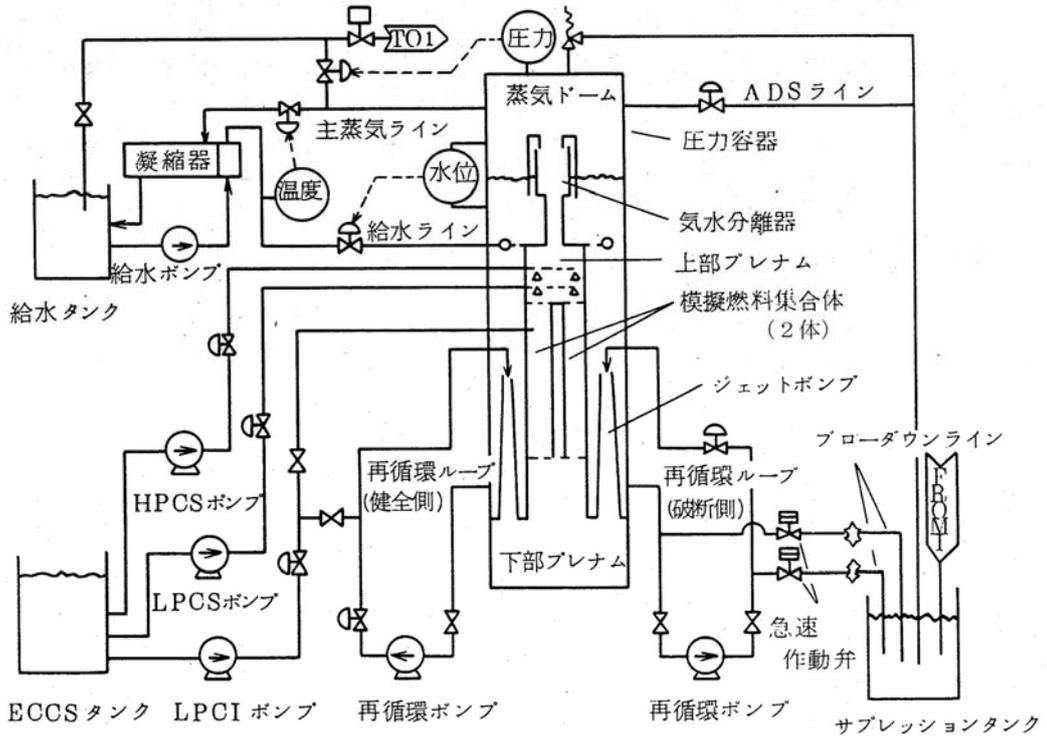


図 4-1 TBL系統図

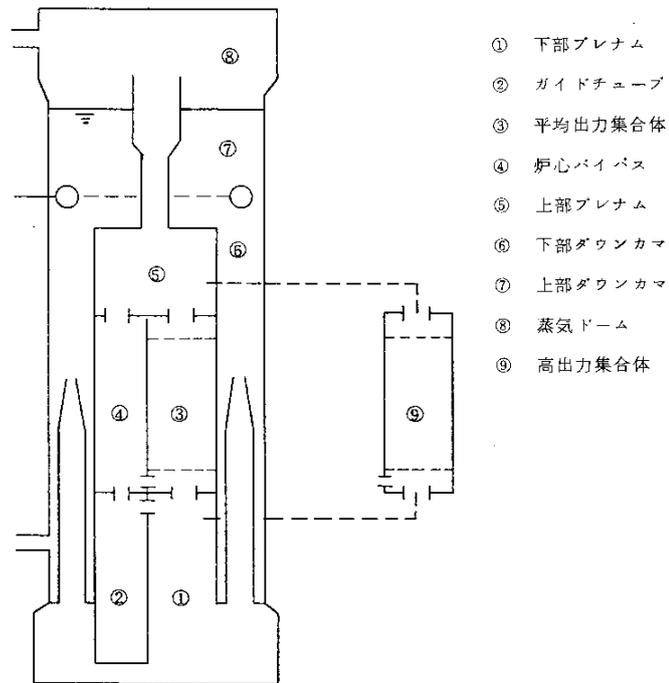


図 4-2 TBL実験解析のノード分割図

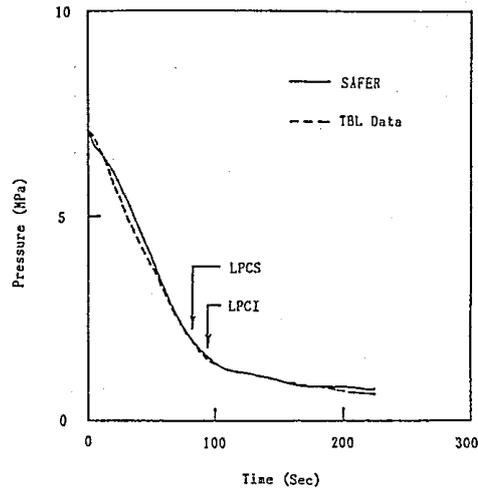


図 4-3 圧力変化 (T B L Run No. 1, 再循環配管の大破断)

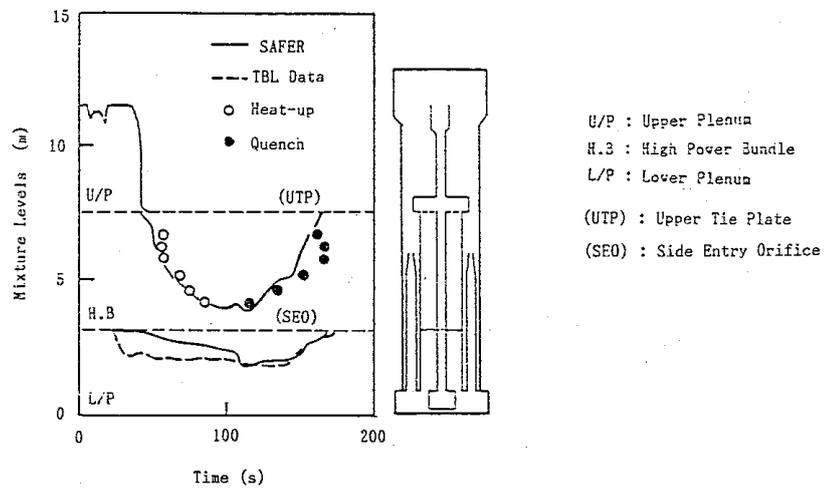


図 4-4 炉心シュラウド内水位変化 (T B L Run No. 1, 再循環配管の大破断)

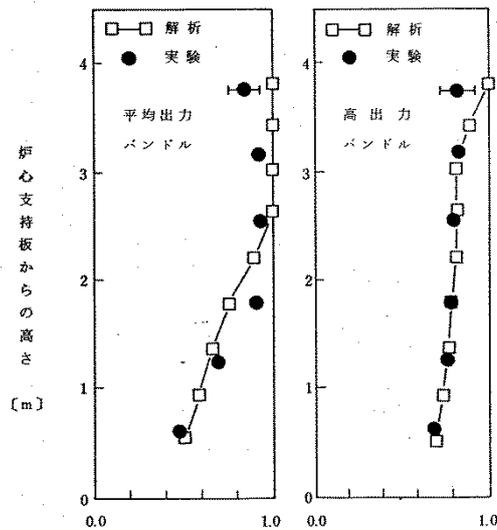


図 4-5 ボイド率の分布 (T B L Run No. 1, 再循環配管の大破断)

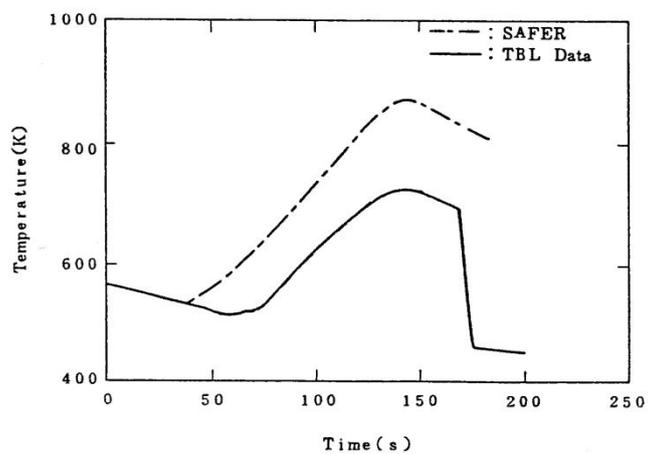


図 4-6 燃料被覆管温度変化 (T B L Run No. 1, 再循環配管の大破断)

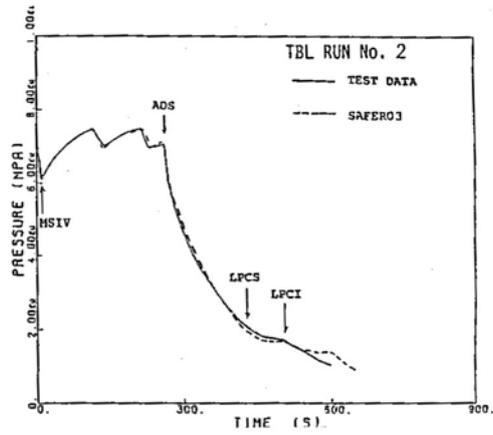


図 4-7 圧力変化 (T B L Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

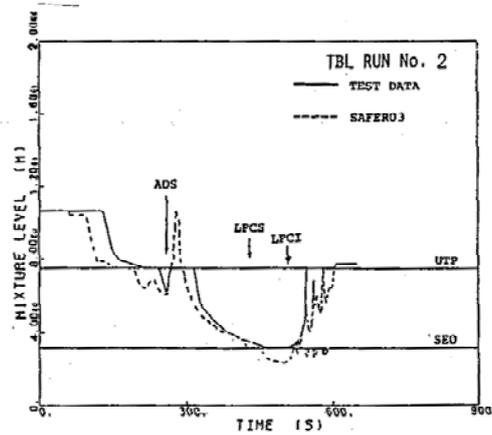


図 4-8 炉心シュラウド内水位変化 (T B L Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

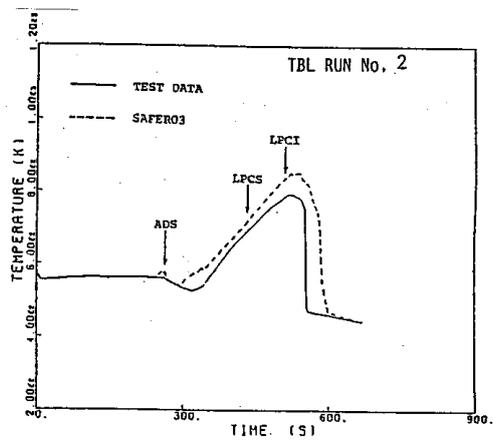


図 4-9 燃料被覆管温度変化 (T B L Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

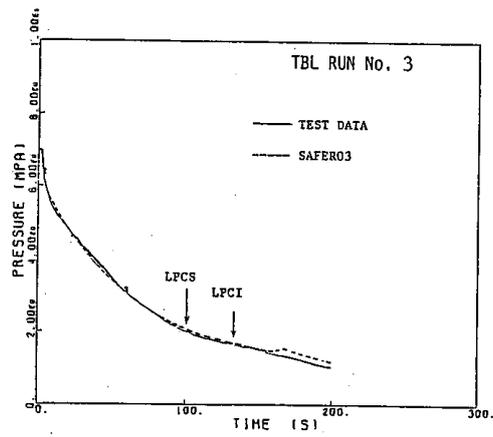


図 4-10 圧力変化 (T B L Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

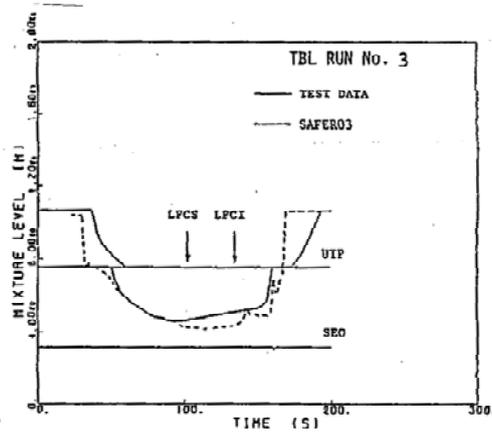


図 4-11 炉心シュラウド内水位変化 (T B L Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

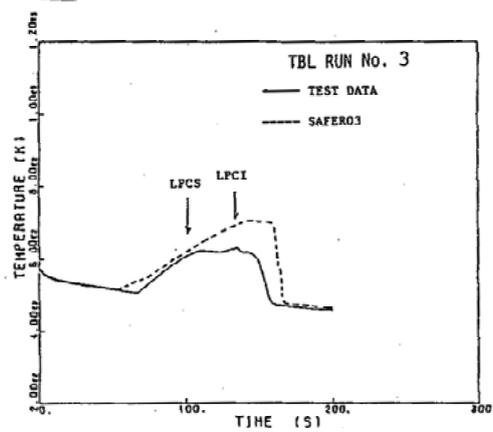


図 4-12 燃料被覆管温度変化 (T B L Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

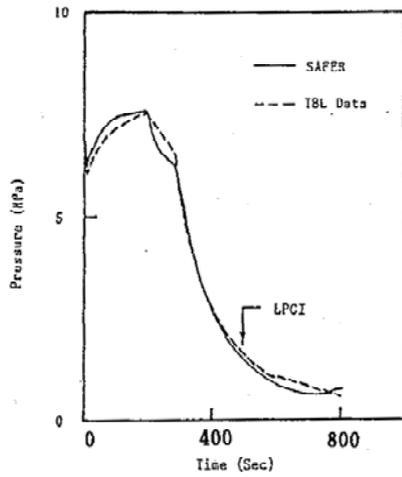


図 4-13 圧力変化 (T B L Run No. 4, 高圧炉心スプレィ配管の破断)

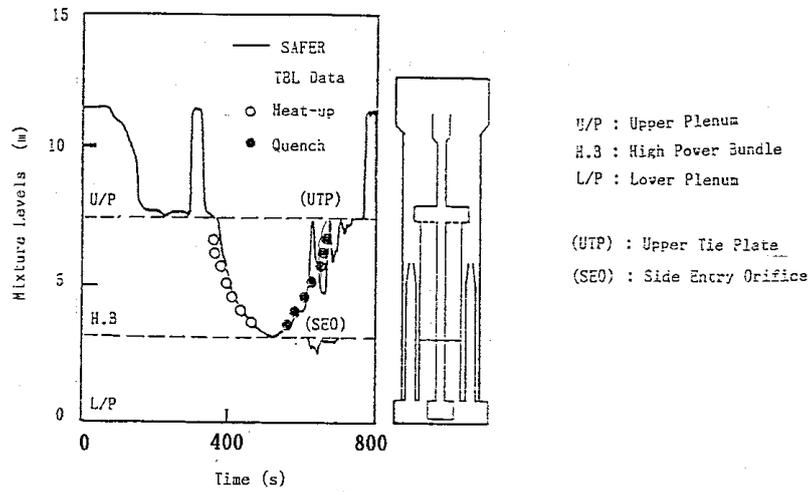


図 4-14 炉心シュラウド内水位変化 (T B L Run No. 4, 高圧炉心スプレィ配管の破断)

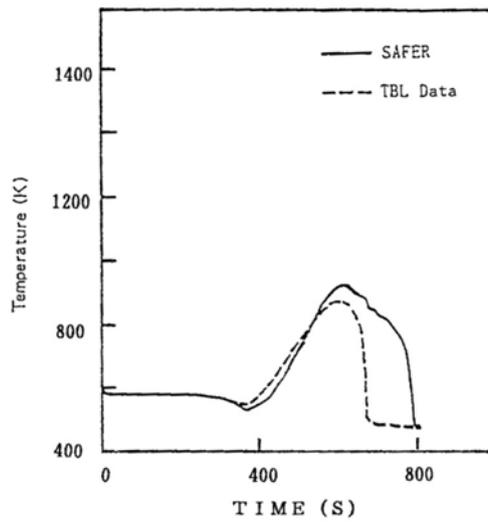


図 4-15 燃料被覆管温度変化 (T B L Run No. 4, 高圧炉心スプレィ配管の破断)

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、二つの再循環ループ、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八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を更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、崩壊熱模擬曲線には実験データ（ANS5.1相当）と同等のものを用いた。

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, 図 4-20, 図 4-21, 図 4-22 及び図 4-23 に, 実験結果と S A F E R コードによる解析結果の比較を, 蒸気ドーム圧力変化, 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, ダウンカム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, M S I V 閉後の圧力は上昇し続け, S R V の作動によって圧力がほぼ一定に保たれた後, A D S 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, S A F E R コードはこれらの圧力変化を良く模擬している。

(2) 炉心シュラウド内水位

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 C C F L 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 S A F E R 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, A D S 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している。

図 4-20, 図 4-21 及び図 4-22 により, 大破断, 小破断及び破断なしの炉心シュラウド内水位変化を S A F E R コードはおおむ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 P C T 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 P C T 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, P C T は実験結果に対し約 20°C 高く評価している程度である。

大破断実験での P C T は実験結果に比べ, 約 20°C から 100°C 高く評価されている。これは, S A F E R 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

R O S A - 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, S A F E R 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 S A F E R 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 C C F L 現象を予測できた。

これにより, 炉心シュラウド内水位変化を良く予測した。また, 小破断

実験解析も同様に炉心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

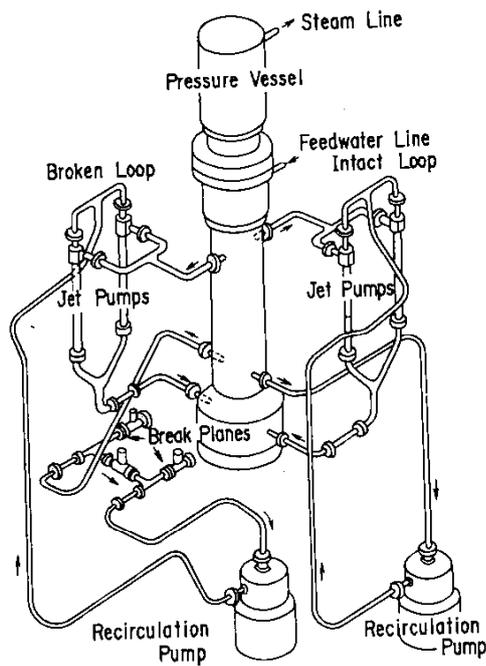


图 4-16 ROSA-III 实验装置

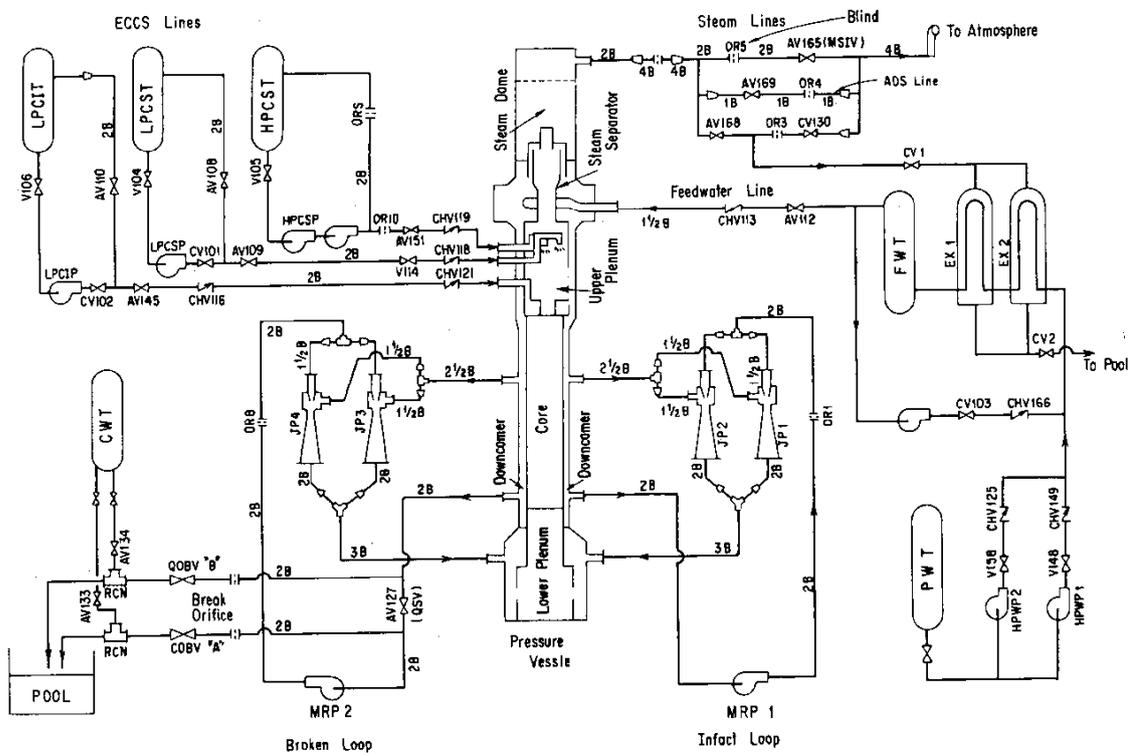


图 4-17 ROSA-III 系统图

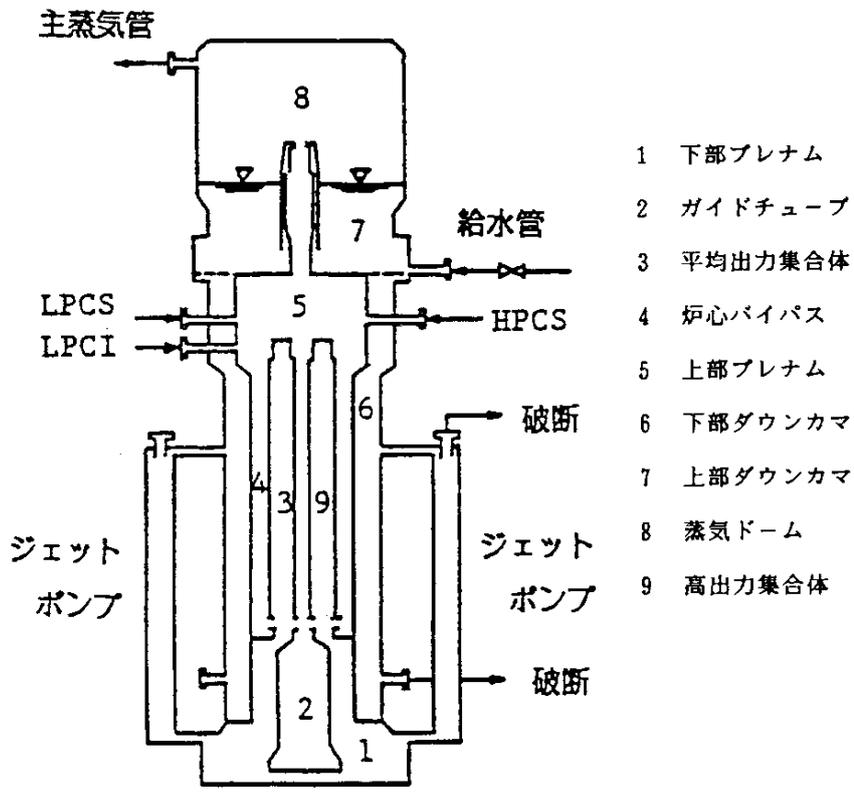


図 4-18 ROSA-III 実験解析のノード分割図

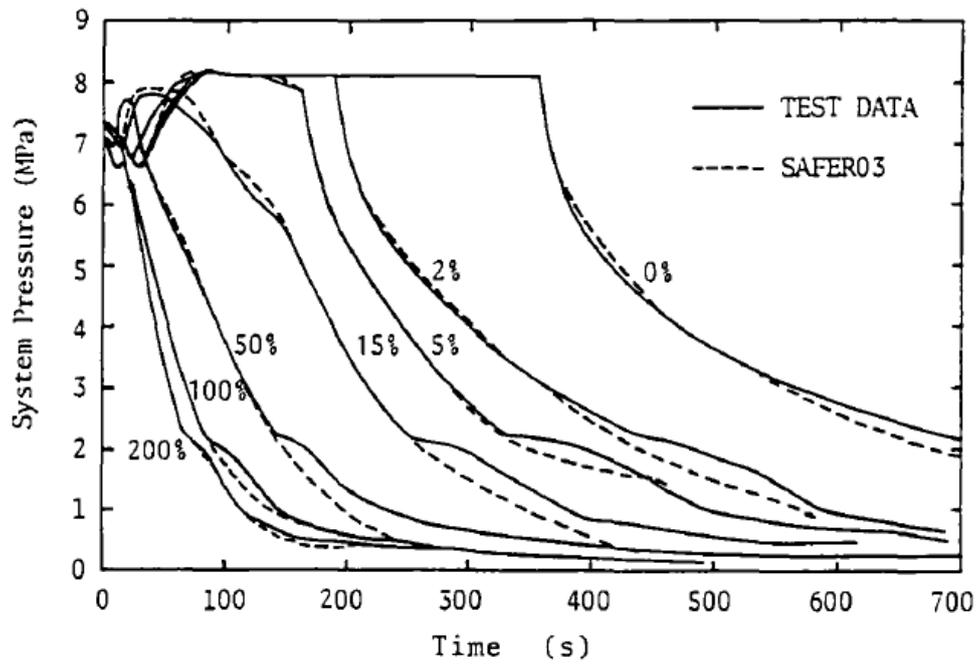


図 4-19 蒸気ドーム圧力変化
 (ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

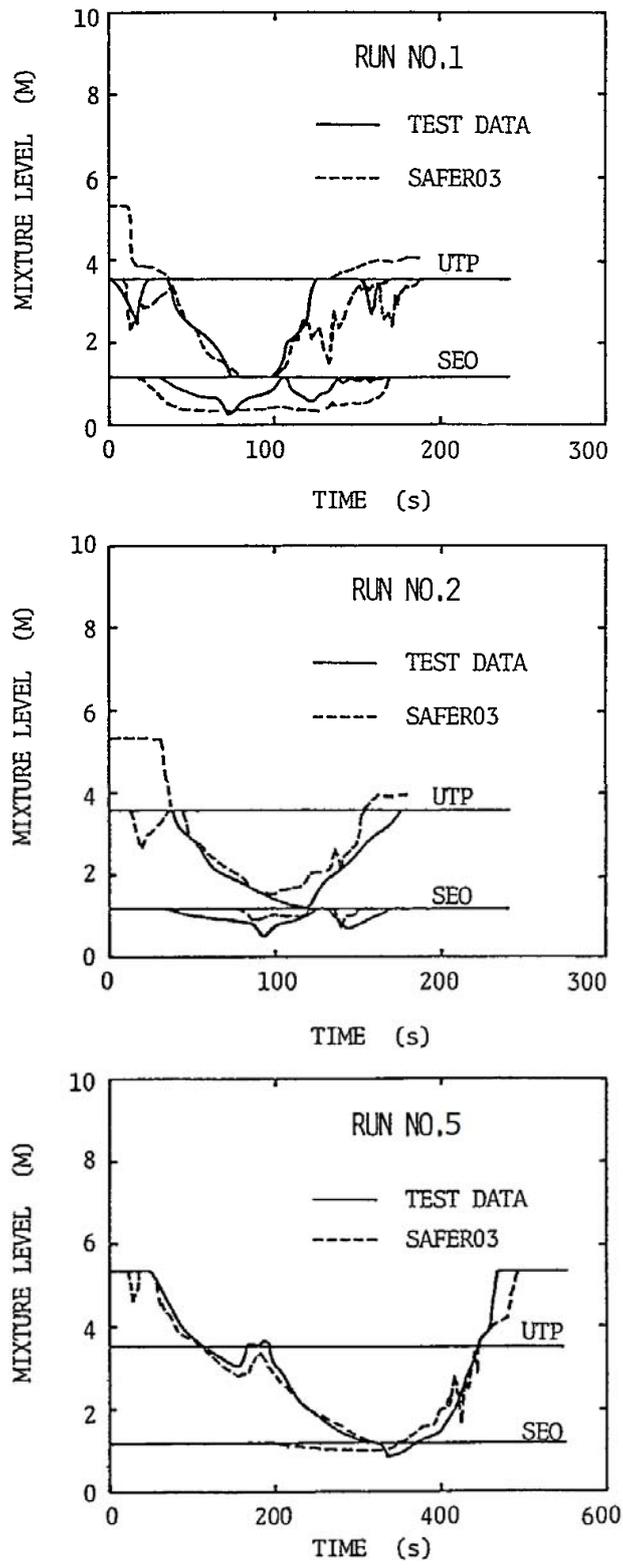


図 4-20 平均出力チャンネル内水位変化 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

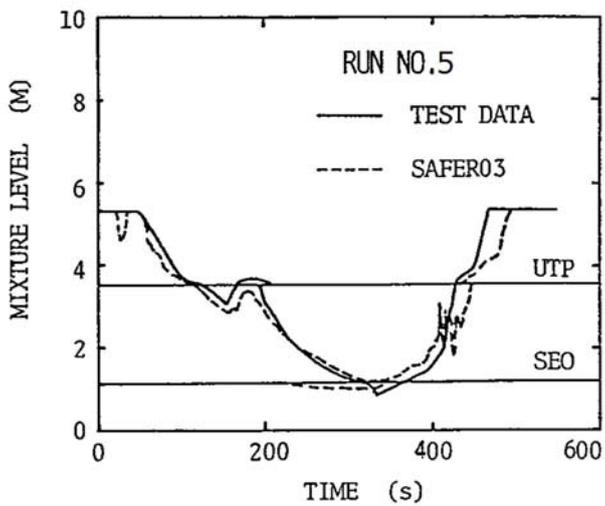
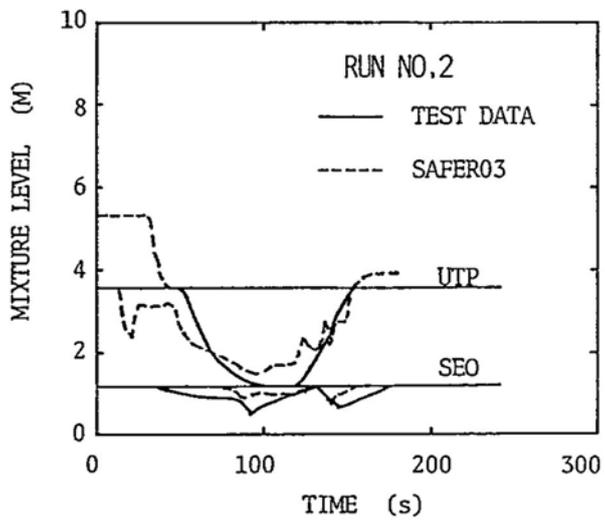
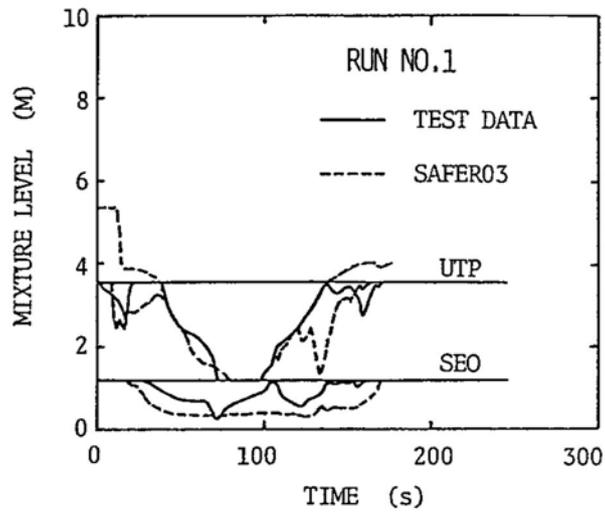


図 4-21 高出力チャンネル内水位変化
(ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

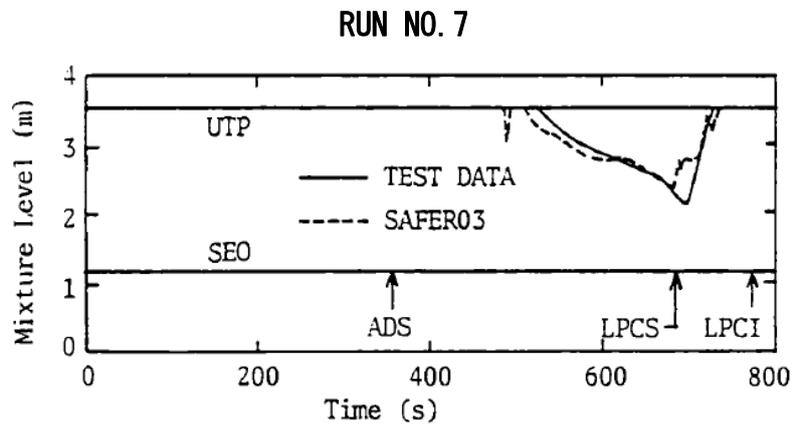


図 4-22 高出力チャンネル内水位変化 (ROSA-III, 破断なし)

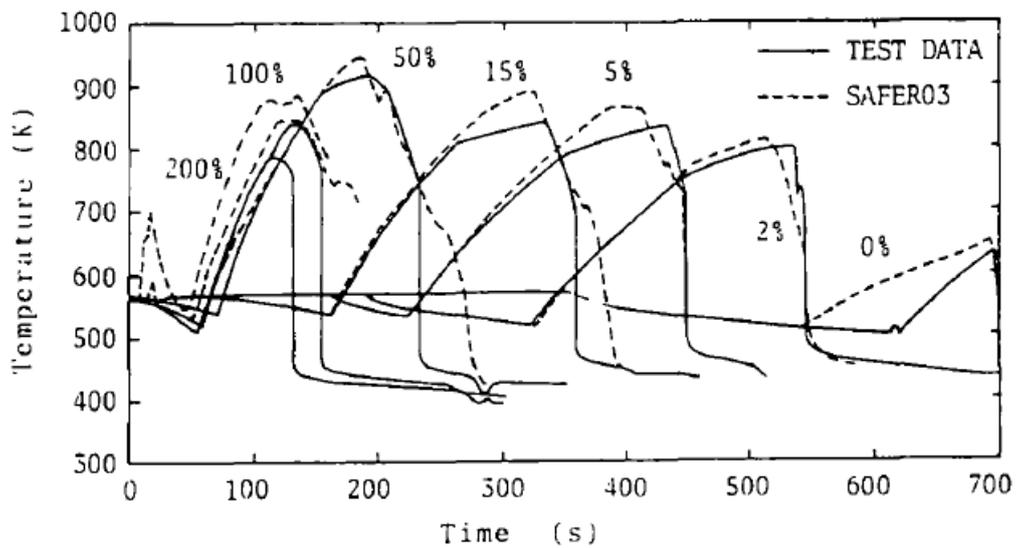


図 4-23 燃料被覆管温度変化
(ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

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、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（以下「C S」という。）配管の完全破断（Run No. 1）、主蒸気（以下「M S」という。）配管の完全破断（Run No. 2）、給水（以下「F W」という。）配管の完全破断（Run No. 3）及び圧力容器底部（以下「B B」という。）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八つの熱水カ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、更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

SAFERコードによるFIST-ABWR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SAFER解析結果を比較して示している。また、図 4-26、図 4-27、図 4-28、図 4-29、図 4-30、図 4-31、図 4-32 及び図 4-33 には、実験結果とSAFER解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力変化、破断流量変化、ダウンカマ領域水位変化、炉心シュラウド内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 4-26 及び図 4-27 に蒸気ドーム圧力変化を示す。

CS配管破断実験は、ダウンカマ領域の水位低信号によりMSIV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。MSIV閉止後に圧力が上昇するが、約 150 秒でのADS作動により急速減圧する。SAFERコードは、MSIV閉止後わずかに圧力を高めに評価しているが、ADS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、MSIVが約3秒で閉止すると、冷却材放出流量は破断配管1本のみに減少するため、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、高圧注水系（以下「HPFL」という。）サブクール水の注入による蒸気凝縮が発生しているが、SAFER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。SAFER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、SAFER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。SAFER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、MSIV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。MSIV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。SAFER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SAFER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MSIV、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、SAFER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SAFER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SAFERコードが水位を高めにより予測している。これは、実験結果はコラプス水位であるのに対し

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) 炉心シュラウド内水位

図 4-31 にC S 配管破断実験及びB B (80cm²相当)配管破断実験の炉心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いえる。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、炉心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 C S 配管、M S 配管、F W 配管の破断実験及び B B 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。

- ・ 四つの異なる 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 コードはこれらの四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 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

実験条件

Run No.	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
条件				
破断位置	炉心スプレイ 配管	主蒸気(MS) 配管	給水(FW) 配管	压力容器 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 F I S T－A B W R 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.	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
事象				
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(F W L B)	—	—	6/7	—
M S I V閉止	80/80	3/3	10/10	52/52
H P F L－1 注入開始	不作動仮定	37/37	127/126	62/63
H P F L－2 注入開始	不作動仮定	37/37	217/217	87/89
H P C S－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(C S L B)	119/113	—	—	—
A D S作動	150/157	—	—	98/102
破断位置露出(C S L B)	300/300	—	—	—

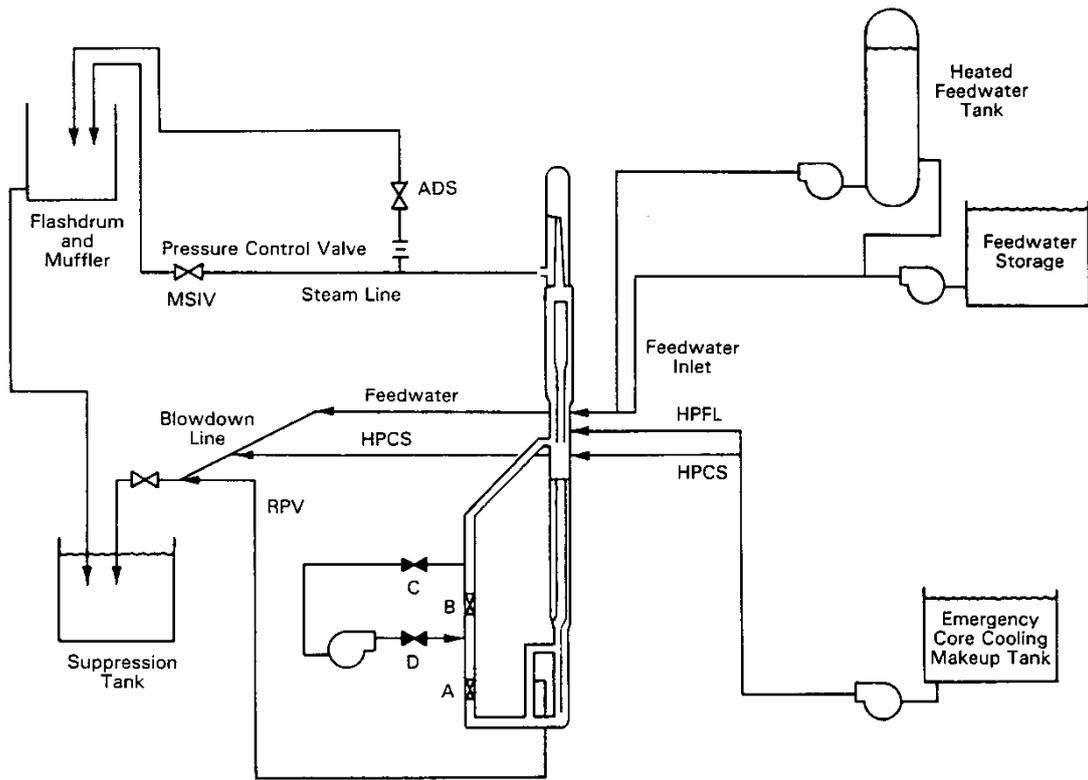


図 4-24 F I S T - A B W R 系統図

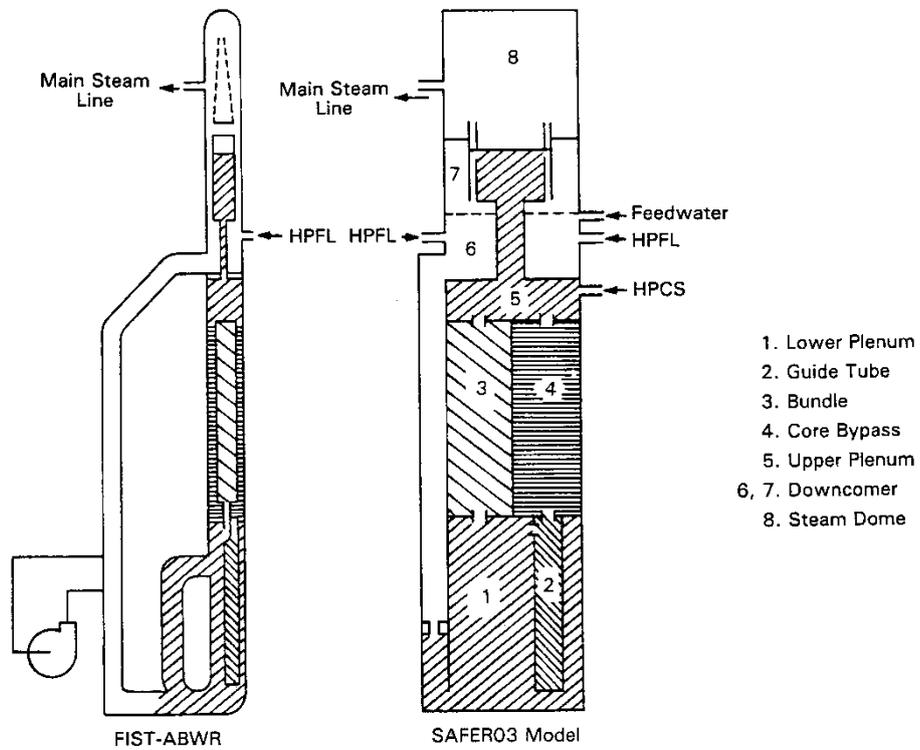


図 4-25 F I S T - A B W R 実験解析ノード分割図

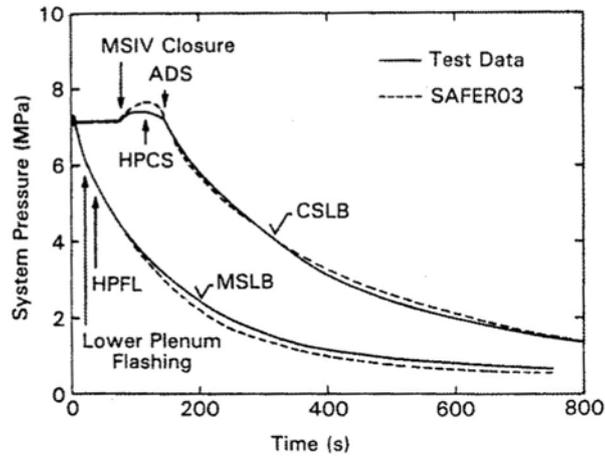


図 4-26 蒸気ドーム圧力変化
(F I S T-ABWR, CS配管破断, MS配管破断)

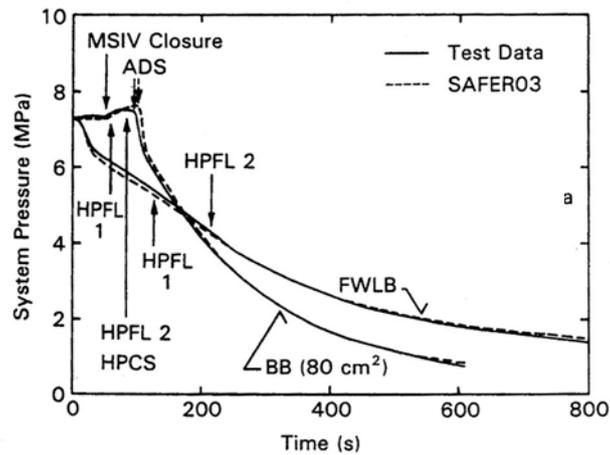


図 4-27 蒸気ドーム圧力変化
(F I S T-ABWR, FW配管破断, BB (80cm²)破断)

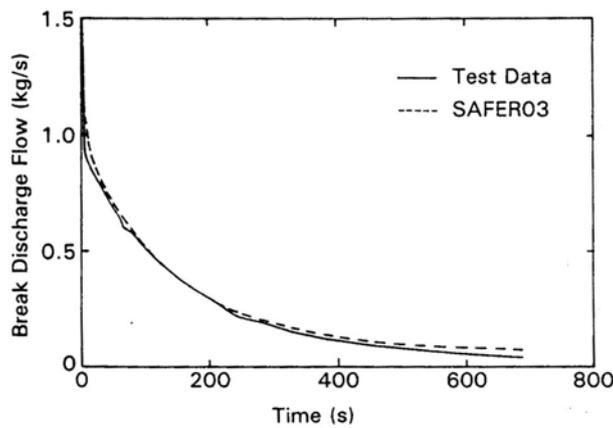


図 4-28 破断流量変化 (F I S T-ABWR, MS配管破断)

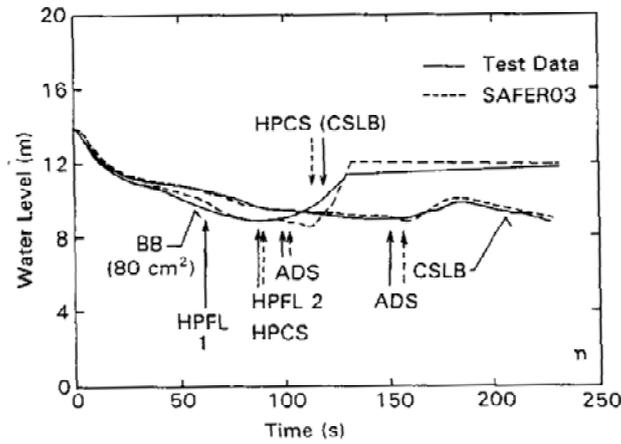


図 4-29 ダウンカマ領域水位変化
(F I S T - A B W R, C S 配管破断, B B (80cm²) 破断)

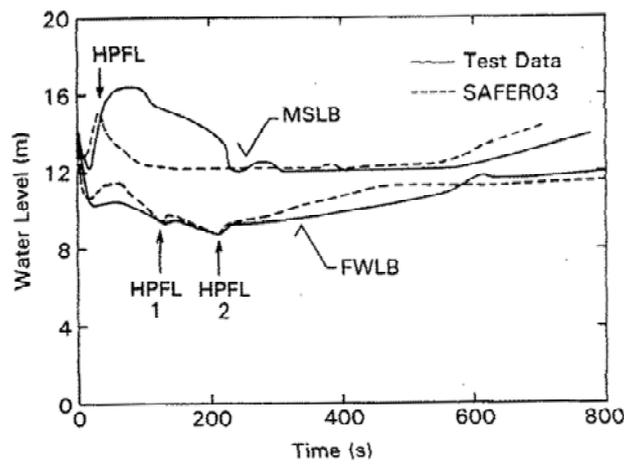


図 4-30 ダウンカマ領域水位変化
(F I S T - A B W R, F W 配管破断, M S 配管破断)

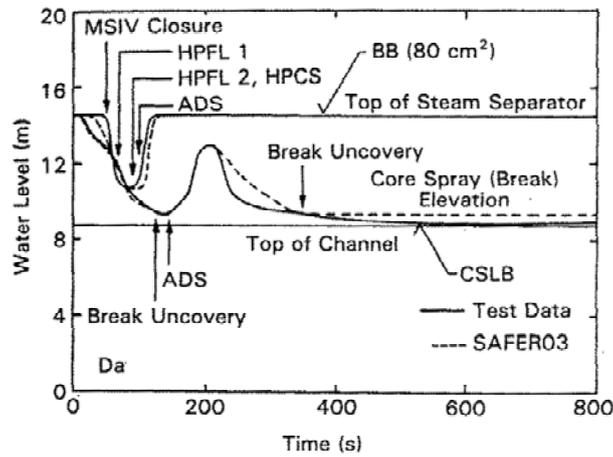


図 4-31 炉心シュラウド内水位変化
(F I S T - A B W R, C S 配管破断, B B (80cm²) 破断)

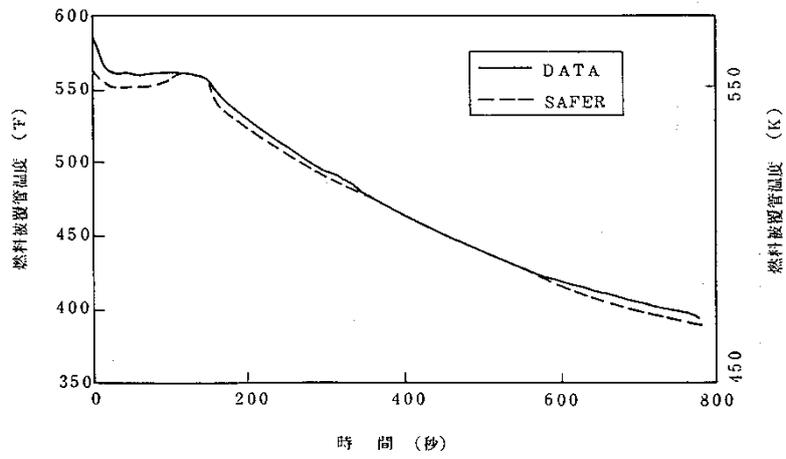


图 4-32 燃料被覆管温度变化 (F I S T - A B W R, C S 配管破断)

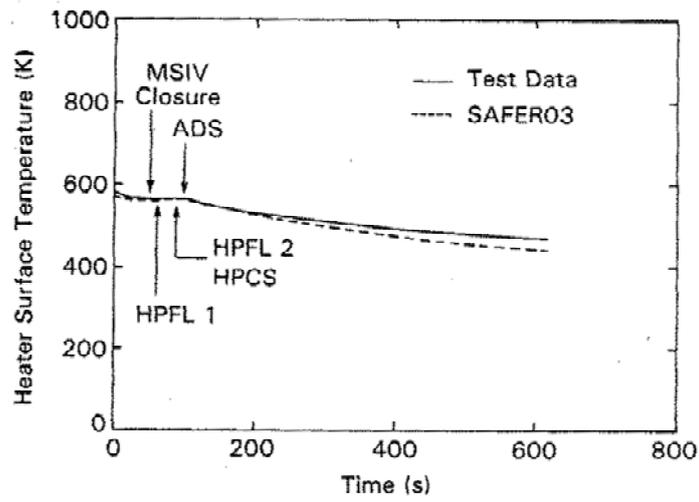


图 4-33 燃料被覆管温度变化 (F I S T - A B W R, B B (80cm²) 破断)

4.5 実機解析への適用性

4.5.1 重要現象への適用性

S A F E R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、S A F E R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）

T B L，R O S A - III及びF I S T - A B W Rの実験解析により，S A F E Rコードの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，実験結果とおおむね同等の結果が得られている。なお，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 秒の範囲で実験結果と一致している。これらの試験では注水手段としてE C C Sを想定しており，一方，有効性評価で注水系として使用するのはいずれも注水能力の小さい代替注水系であるが，「5. 有効性評価への適用性」に記載する，再冠水過程における水位変動が燃料棒冷却に及ぼす影響の不確かさを考慮することにより，S A F E Rコードは，沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・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）

T B L及びR O S A - IIIの実験解析により，S A F E R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。P

CT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（TBL実験 Run No. 4）では、+50℃程度高めに評価する。

SAFERコードでは、燃料棒表面熱伝達モデルで採用している個々の熱伝達相関式は、それぞれ実験結果を保守的に予測するか、あるいは、よく一致することが確認されていることから、「5. 有効性評価への適用性」に記載する。TBL、ROSA-Ⅲ実験で想定している注水手段と有効性評価で使用している注水手段での注水能力の相違が燃料棒表面熱伝達に及ぼす影響の不確かさを考慮することにより、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ており、有効性評価におけるMSIVの閉止による圧力上昇挙動から急速減圧時の圧力低下挙動は実験解析と同等である。

したがって、圧力変化は実験結果とおおむね同等の解析結果が得られていることから、SAFERコードは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（ダウンコマ領域水位）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。ECC

S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。炉心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はなく、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。

したがって、炉心シュラウド外のコラプス水位を適切に評価することから、S A F E R コードは沸騰・凝縮・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・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E C C S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BWR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

燃料集合体数との比 (2/764) で縮尺模擬している。また、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から燃料集合体内に吹き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燃料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的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 B W R の L O C A の熱水力挙動との類似性が主要な R O S A - III 実験に対して確認されている⁽³²⁾。R O S A - III 実験データと計算コードによる R O S A - III 及び B W R 両体系の解析結果をもとに評価が行われ、小破断 L O C A 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、炉心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、R O S A - III 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。

また、F I S T - A B W R は燃料集合体 872 体からなる熱出力 3926MW の A B W R 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。A B W R 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、A B W R で炉心露出が発生する場合は、B W R と同様の炉心ヒートアップが発生するため、前述の T B L 及び R O S A - III における実験結果が適用できると考える。

したがって、F I S T - A B W R は A 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 A B W R へ適用できると考える。

(2) E C C S 構成の影響

T B L 及び R O S A - 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、E C C S は炉心上部に注水する炉心スプレイ系 (H P C S 及び L P C S)、炉心バイパス部に注水する L P C I 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HPCF、RCIC及び低圧注水系（以下「LPFL」という。）で構成されるが、FIST-ABWRは炉心上部に注水するHPCSとダウンコマ部に注水する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の相違は原子炉圧力容器内の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、冷却水は下部プレナムに流入し、さらに燃料集合体下部から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、燃料集合体下部から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いえる。

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更に細分化し、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 4 MW 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		

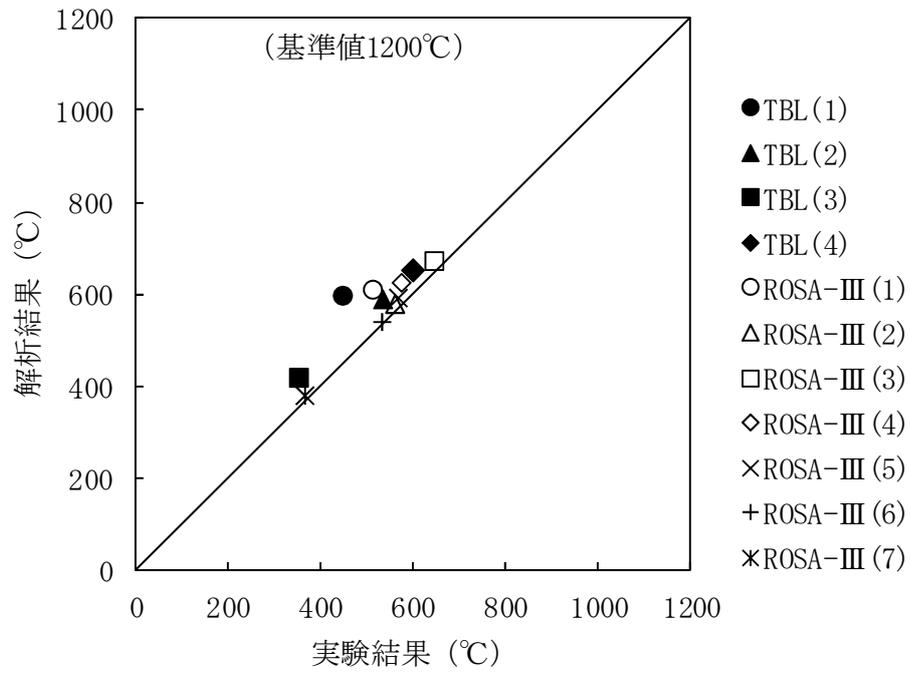


図 4-34 燃料被覆管最高温度の比較⁽²²⁾

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、炉心が露出する場合は、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。また、炉心が冠水維持する場合は、燃料被覆管温度の上昇はなく、不確かさは小さい。

(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 3-11 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，実験結果とおおむ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，低圧代替注水設備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，低圧注水系を注水手段として用いる事故シーケンスでは考慮する必要はない。

(6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）

S R V からの冷却材放出については，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放出は，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、原子炉へ注水する系統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おおむね同等の解析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。

(7) ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）

ECCS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

炉心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又は代替注水設備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、格納容器ベント操作への影響が考えられるが、格納容器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、その影響は更に小さくなる。

(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	T B L, R O S A - I I I 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もあいまってコード全体として、炉心が露出し、スプレイ冷却のない場合には実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+50°C程度高めに評価し、スプレイ冷却のある場合には実験結果に比べて10°C~150°C程度高めに評価する。また、炉心が冠水維持する場合には、F I S T - A B W R の実験解析において燃料被覆管温度の上昇はないため、不確かさは小さい。また、低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気单相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは20°C~40°C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	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もる Baker-Just 式による計算モデルを採用しており、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。したがって、バーストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定はおおむね保守的となる。	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、燃料被覆管温度を高く評価することとなる。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、前記の評価することから、おおむね保守的な結果を与えるものと考えられる。

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	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、実験結果とおおむね同等の結果が得られている。低圧代替注水設備の注水による燃料棒冷却 (蒸気単相相冷却又は噴霧流冷却) の不確かさは 20°C~40°C程度である。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ている事故シナシ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設備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。	炉心内の二相水位変化をおおむ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に評価する。
	気液熱非平衡	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、炉心が露出し、スプレイ冷却のない場合には実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+50°C程度高めに評価し、スプレイ冷却のある場合には実験結果に比べて10°C~150°C程度高めに評価する。また、炉心が冠水維持する場合においては、FIST-ABWRの実験解析において燃料被覆管温度の上昇はないため、不確かさは小さい。また、低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは 20°C~40°C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。

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
	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おおむ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。破断口からの放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。
原子炉圧力容器(逃がし安全弁を含む)	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(炉心シュラウド外水位)に関する不確かさを取り扱う。炉心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ロシア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。	炉心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注水系・代替注水系設備含む)	ECCS注水系・代替注水系設備含む)	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水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 (E C C S) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, H L R - 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 (S A F E R)」, 株式会社東芝, T L R - 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), June 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, PP. 134-142, February 1965.
- (9) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel” , NEDO-21052, September 1975.

- (10) American Nuclear Society, "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 Revision 1, 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, Feb.1986.
- (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 Dispersed Droplet Regime" , NEDE-13443, May 1976.
- (16) H.Nagasaka, K.Yamada, and 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性能評価コード(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, 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 Thermal 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, Feb. 1986.
- (29) S. Itoya, H. Nagasaka and K. Tasaka, "Assessment of SAFER03 Code Using ROSA-III Break Area Spectrum 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による 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 入力項目リスト

入力項目リスト (1/4)

分類	入力項目		
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 (原子炉压力容器下端からの高さ)	燃料有効部上端, 下端	
		炉心シュラウドヘッド上端, 下端	
		給水スパーチャノズル	
		炉心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			
原子炉压力容器頂部			

入力項目リスト (2/4)

分類	入力項目	
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
		ダウンコマ
		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)	原子炉圧力容器
		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
	圧力損失データ	主蒸気配管
		炉心
		気水分離器

入力項目リスト (3/4)

分類	入力項目
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

入力項目リスト (4/4)

分類	入力項目
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
	停止トリップ設定点
	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 0.4～1.31cm (0.158～0.513in.) である。また，Allemann は，内径 17.3cm (6.8in.) 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 10cm (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

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 (3ft)、内径 0.8cm (0.313in.) 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⁾⁽³⁾

Sozzi らの実験では、管長、管径、管入口・出口形状、入口サブクール度等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 0.127m(約 5 in.) 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 0.127m(約 5 in.) 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。

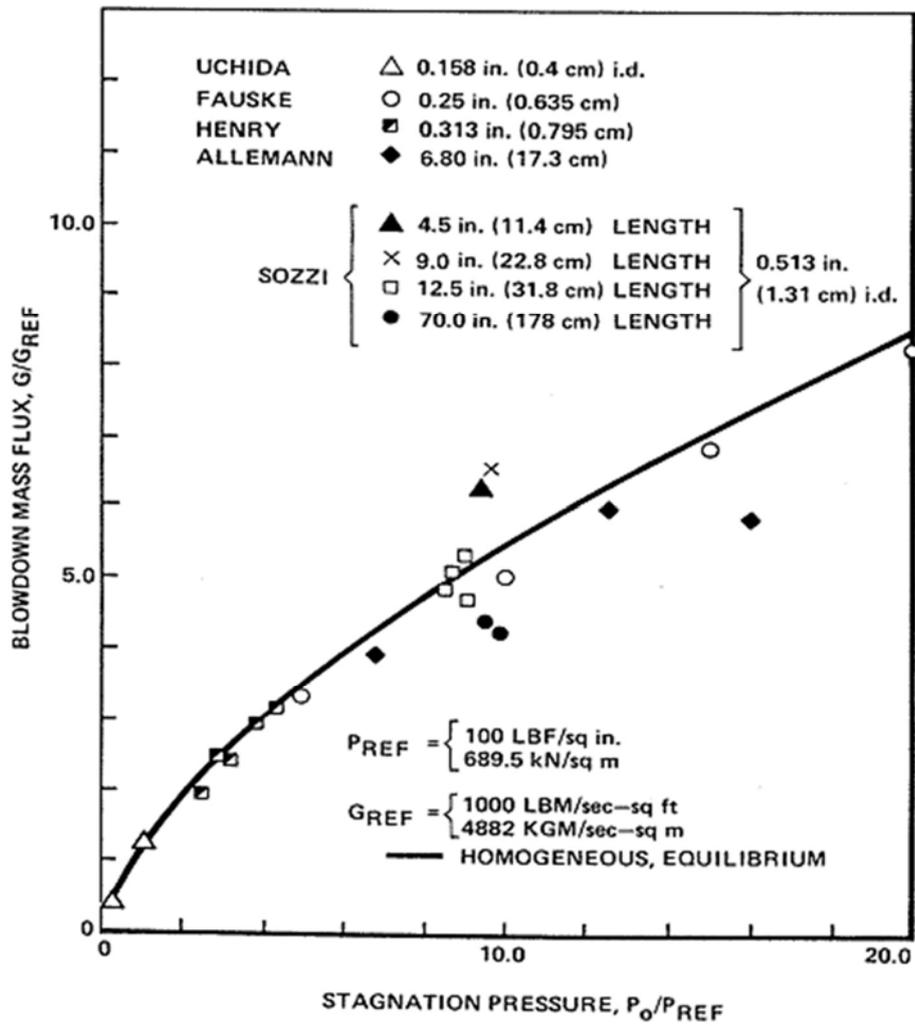
3. まとめ

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（0.127m(約5 in.)) 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。

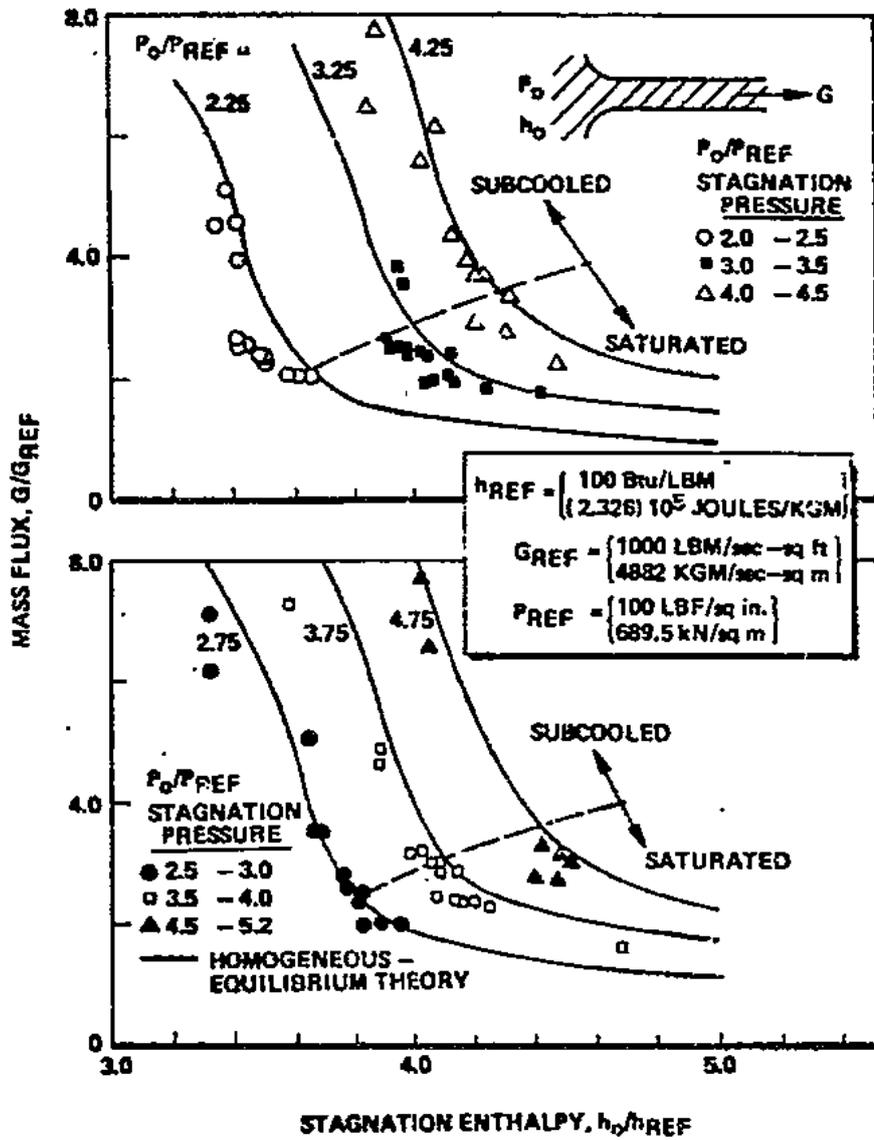
BWRプラントで仮定する破断口及びSRVからの流出流量は、原子炉圧力容器ノズル又はノズルに接続する配管を通過し、その長さは0.127m(約5 in.)より長い。したがって、管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ、平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

[参考文献]

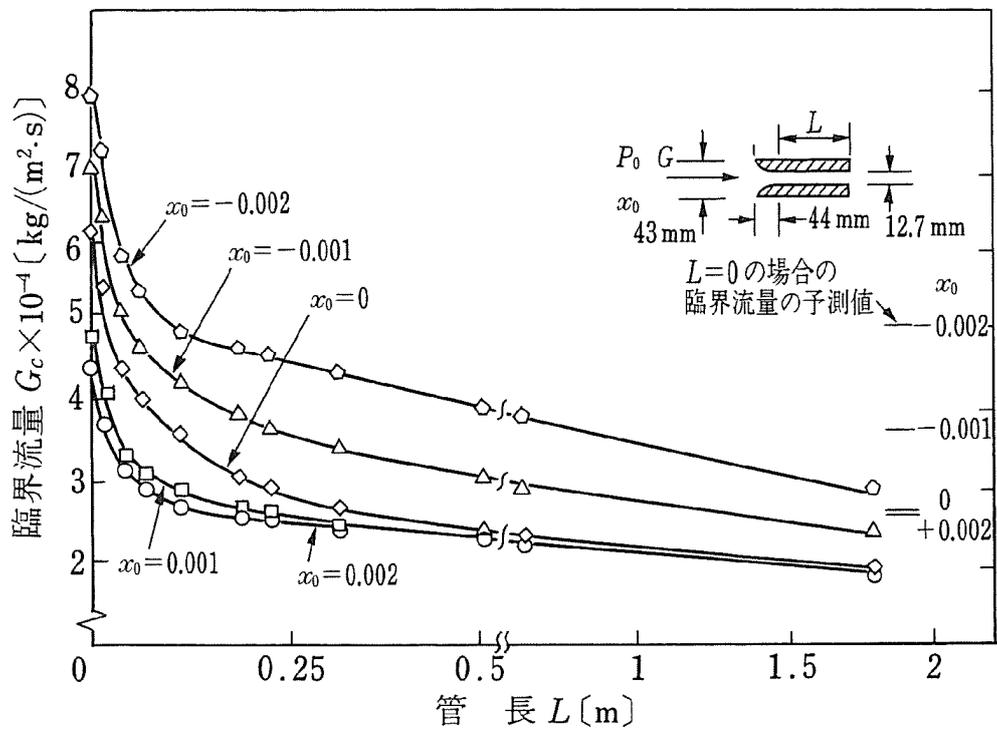
- (1) F.J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (2) G.L. Sozzi and W.A. Sutherland, “Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure”, NEDO-13418, July 1975.
- (3) 日本機械学会 編, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社 2006年



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⁽³⁾

II. 熱伝達相関式，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相関式の選定

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（T Q U V）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S R Vにより手動操作にて実施すると，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。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S A F E Rコードでは添付表2-1に示す熱伝達相関式，モデルを適用している。これらのモデルは，「E C C S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にはこれらの相関式，モデル選定の基本的な考え方も併せて示す。また，添付図2-4に，T Q U V評価における熱伝達係数の適用例を示す。

2. S A F E Rコードの熱伝達相関式の適用方法

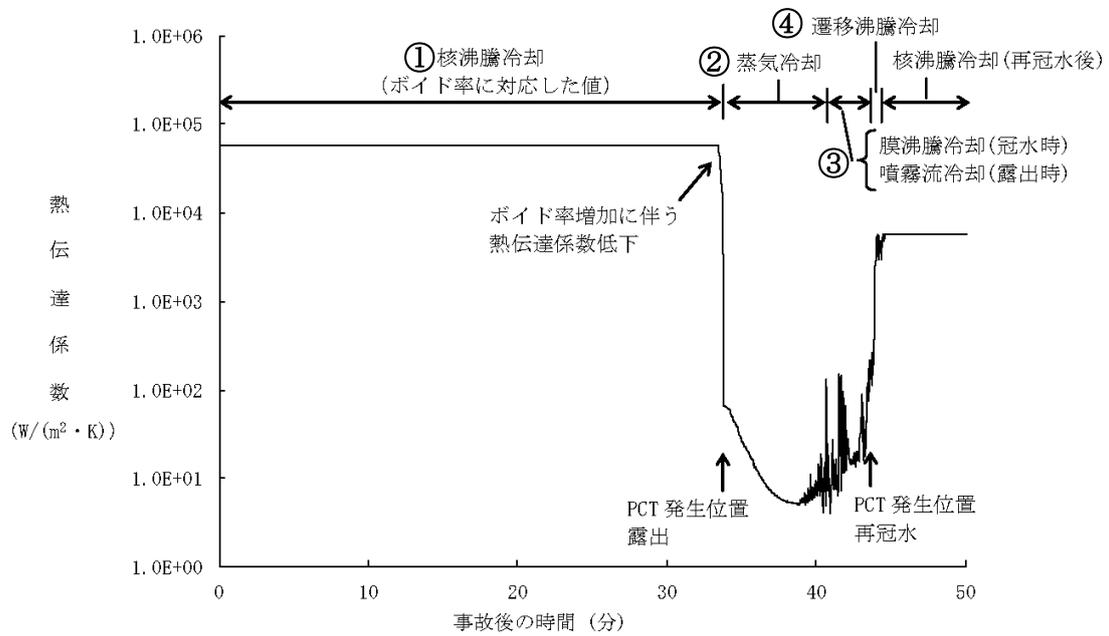
S A F E Rコードは，燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水しているときは，核沸騰，遷移沸騰，膜沸騰から熱伝達係数が計算され，熱伝達様式を決める選択ロジックは添付図2-5に従っている。沸騰遷移開始時間

T_{BT} は別途 S C A T 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} 以下のとき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。

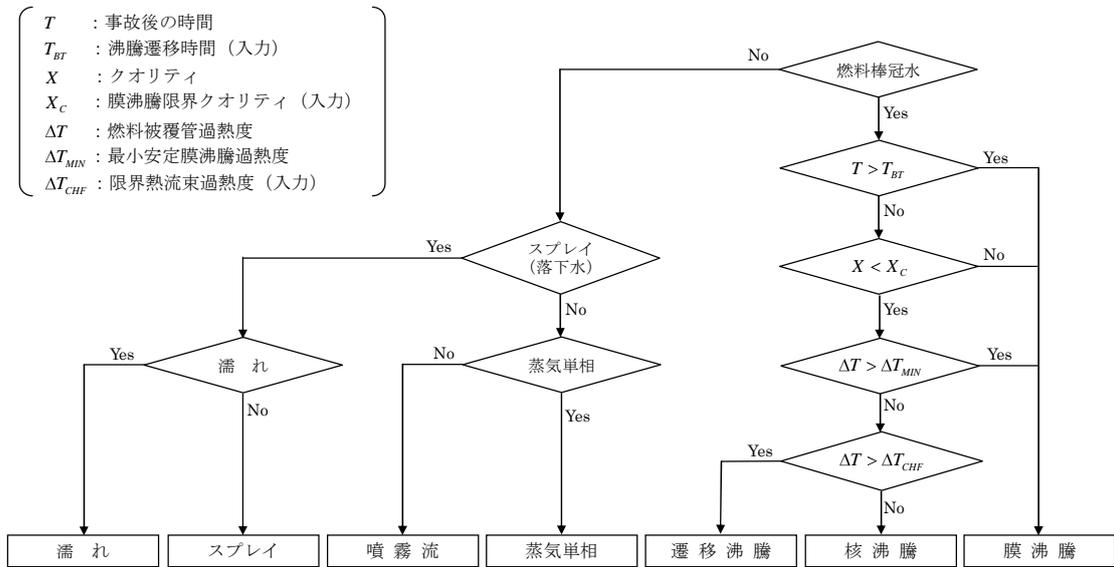
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していないときは、輻射熱伝達と蒸気冷却又は噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は、落下水（スプレー）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わされる。また、燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

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 E C C S 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定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L O C A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

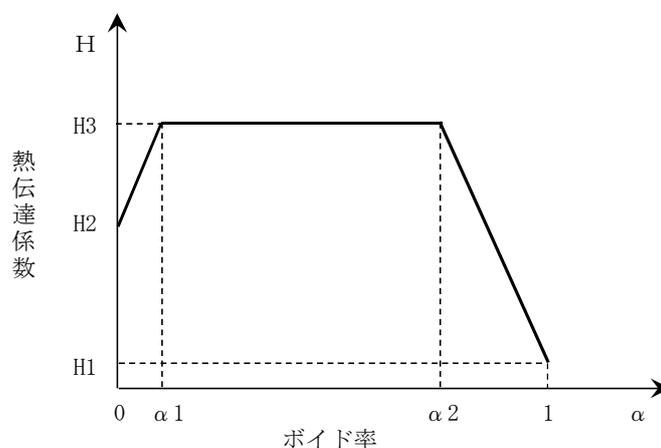
(1) 核沸騰

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 に示すように三つの領域に分け、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) 蒸気単相

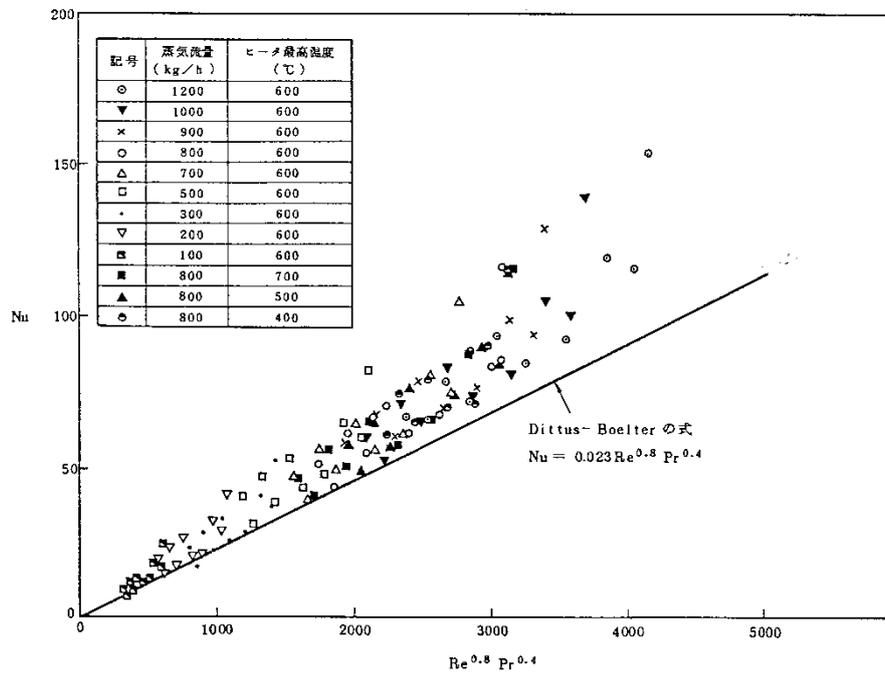
燃料が露出した後の蒸気単相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式⁽²⁾を適用している。

BWRの実寸大8×8型模擬燃料集合体1体を用いた蒸気単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ペ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。SAFER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、スペ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。

この蒸気単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 L O C A 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°Cの範囲で蒸気単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 (P W R 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°Cの範囲で蒸気単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 以上の単相流に適用可能とされている。圧力 0.5MPa[abs] 及び温度 1000°C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

代替注水設備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⁾の二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。

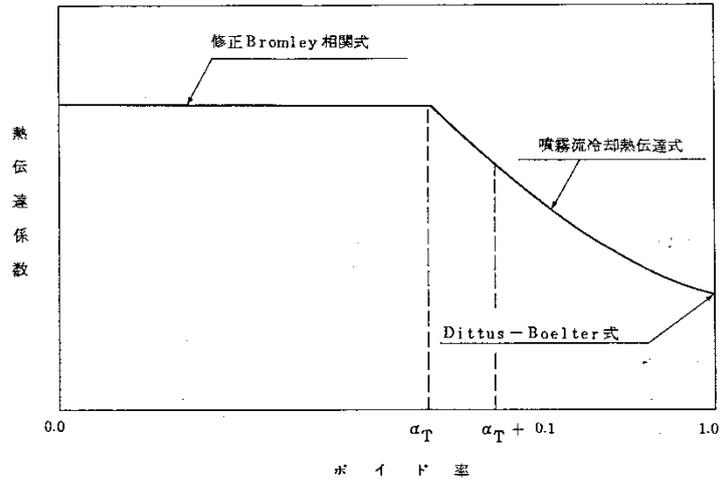
この噴霧流熱伝達実験における噴霧流パラメータ範囲は、模擬燃料集合体の蒸気流量 200~1000kg/h、出力 60~300kW である。一方、有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は、添付表 2-2 に示すように、実験条件の範囲内にある。

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

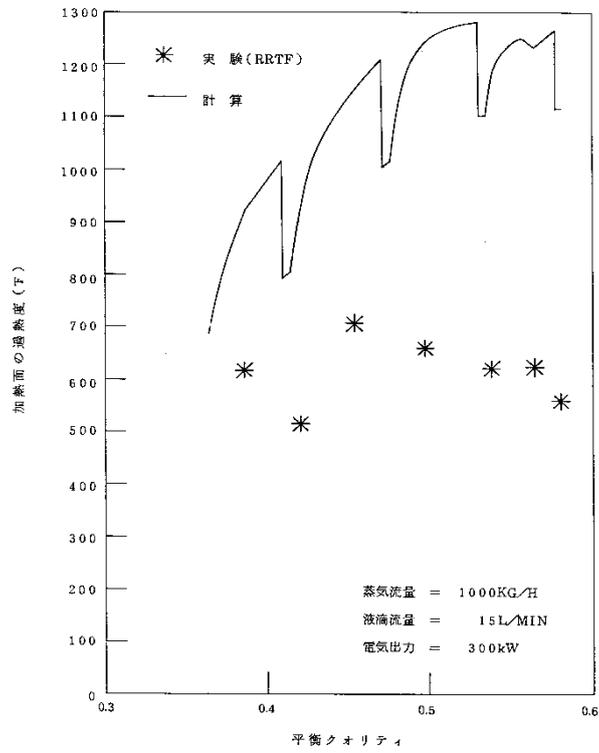
た結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は，過渡時の膜沸騰領域において試験データと極めて良く一致する⁽⁶⁾。

修正 Bromley の式の適用範囲は，参考文献(6)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。

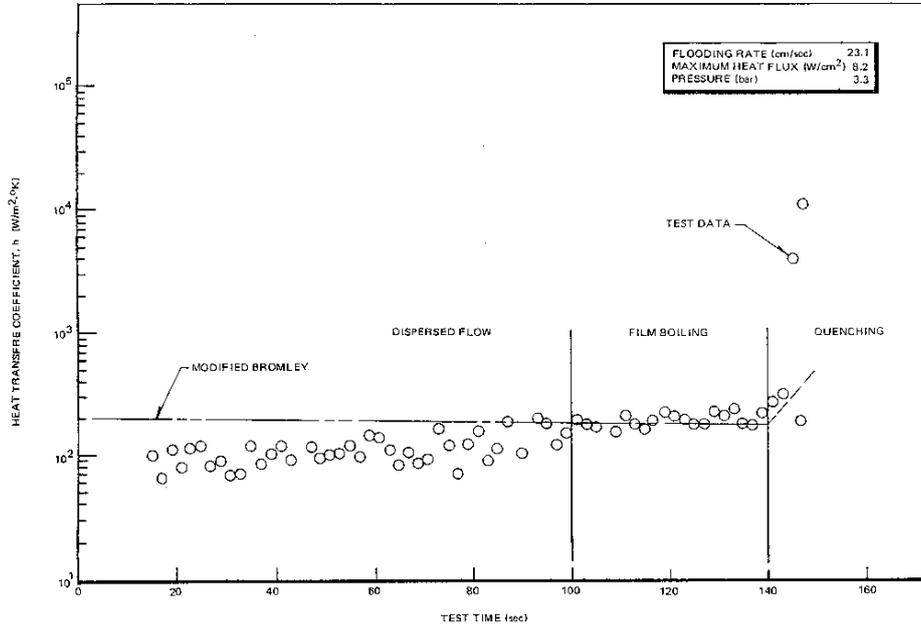
以上により，Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



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⁾

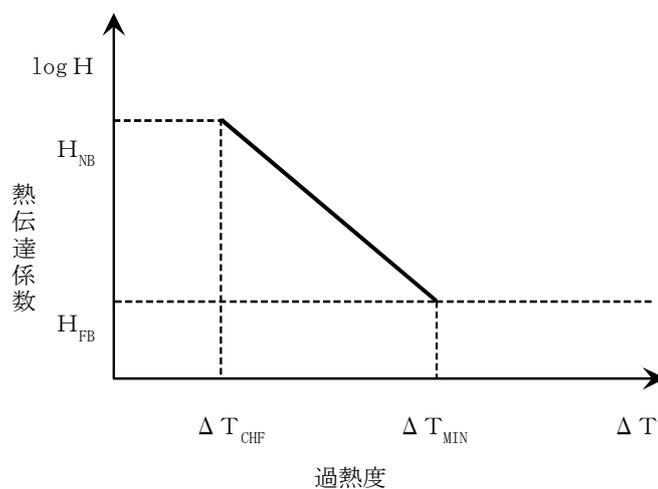


添付図 2-10 修正 Bromley の式と実験値の比較⁽⁶⁾

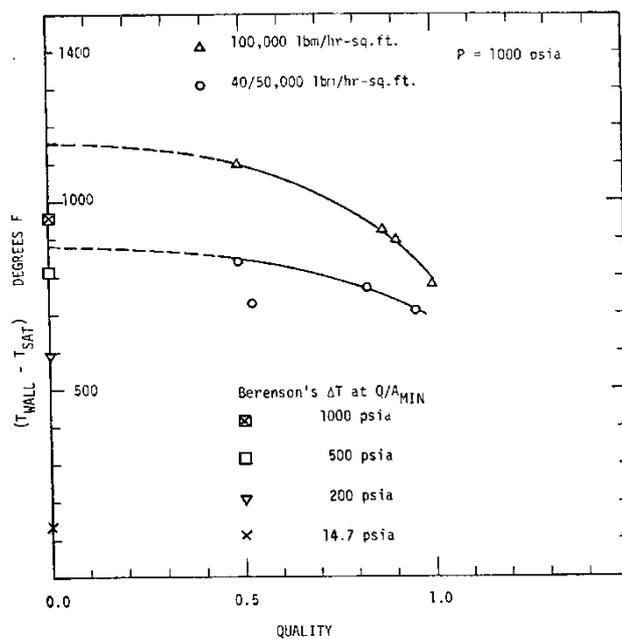
(4) 遷移沸騰

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低下した後、膜沸騰から遷移沸騰への遷移が生じる。SAFER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、S A F E R 及び R E L A P 4 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、S C A T は沸騰遷移後のみを対象にして相関式を採用している。

- ・ S A F E R 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。
- ・ R E L A P 4 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。
- ・ S C A T 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⁽¹¹⁾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。SAFE 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、SAFE 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。

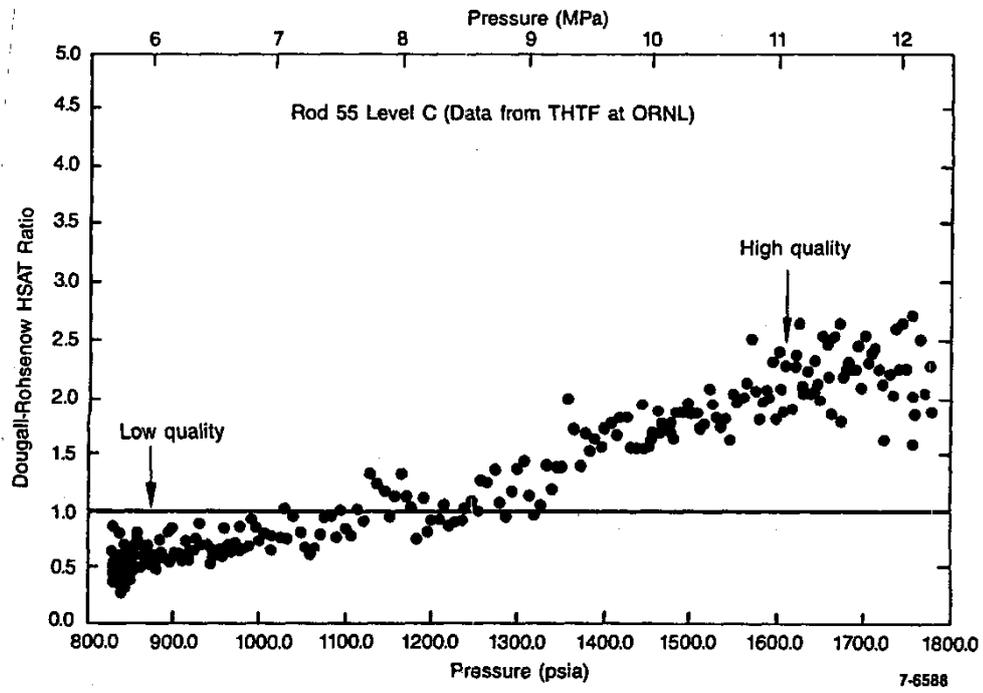
参考文献 (10) によると、非保守性の要因は蒸気温度を飽和としているためであるとしている。また、JAERI で行われた定常ポスト CHF 試験データにおいても、添付図 2-14 の上段の図に示すように物性値を飽和温度条件で評価すると高過熱度で予測値が実験値を上回る結果になっている。JAERI の実験から、ポスト CHF 熱伝達係数を保守的に予測するには、ヌセルト数及びプラントル数は蒸気温度を膜温度として求め、レイノルズ数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて、Dougall-Rohsenow 式を用いるとしている⁽¹¹⁾。

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 (2 MPa～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。

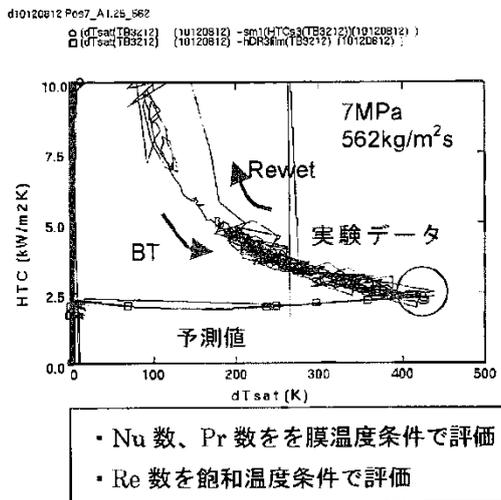
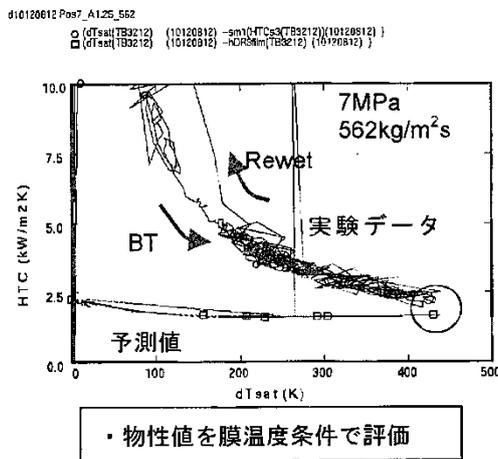
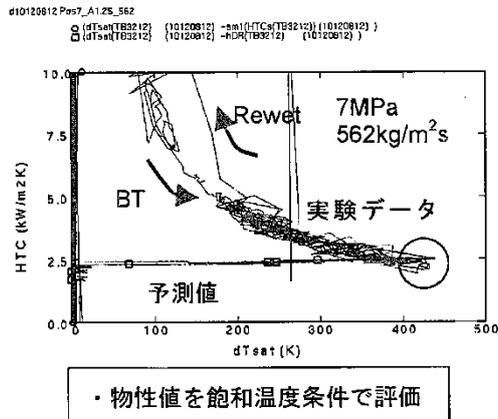
一方、S A F E Rコードは、単相蒸気熱伝達の Dittus-Boelter 式及び噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用においては、蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており、これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9 に示したように保守的であることを確認している。また、JAERI の実験データにおいても、物性値を膜温度で求めた場合の予測値は、添付図 2-14 の中段の図に示すように、実験結果より小さい値になっている。したがって、S A F E Rコードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

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
強制対流蒸発流	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow	修正 Dougall- Rohsenow
单相蒸気流	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⁾



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)

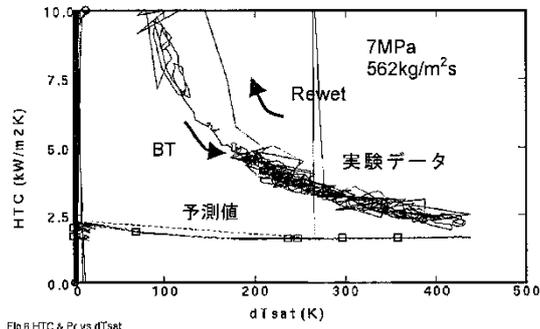
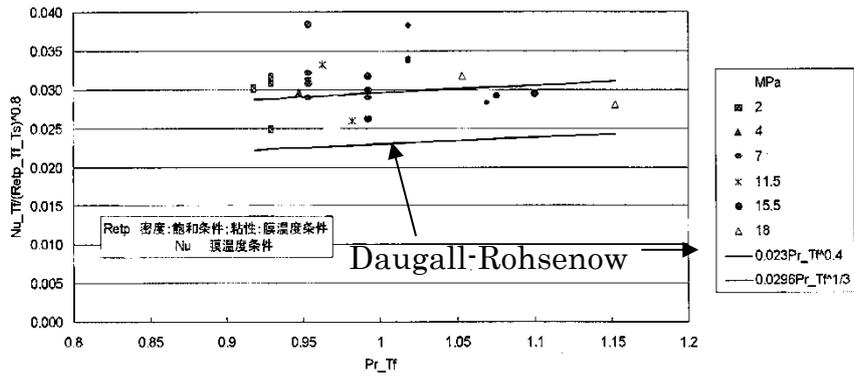


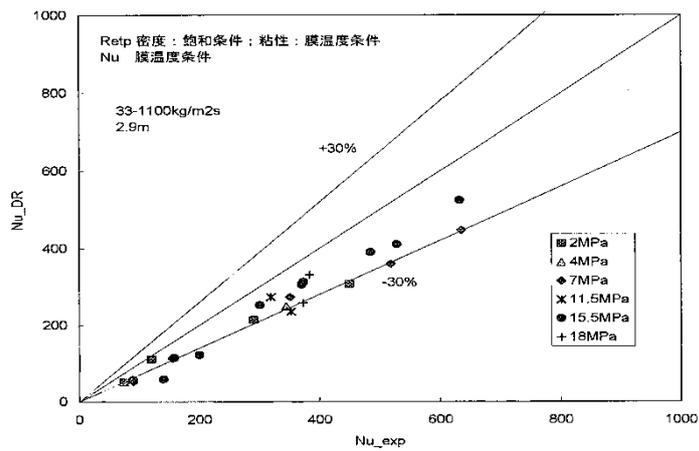
Fig.8 HTC & Pr vs dTsat

- ・ 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, 443-461, 1930.
- (3) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル (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) G.L.Yoder, “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 the 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 R4, 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 熱伝達率—”, JAERI—Research 2001-060, 2002 年 2 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 L O C A 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，冷却材放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，P C M I 破損	出力運転中の事故では，1 ドル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（B T）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 B T は発生しない。仮に，事象初期に B T 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，温度上昇は短期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。従来の設計基準事故（LOCA）評価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、従来の設計基準事故（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おおむね $2\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 程度であり、燃料被覆管の最高温度は $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 程度以下となっている。

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 $0\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$ から $5.6\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 、また、破裂温度は $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ から約 $1500\text{ }^{\circ}\text{C}$ 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燃料被覆管の最高温度は 1100℃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℃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従来の設計基準事故（LOCA）評価と同じ燃料棒破裂曲線を適用できると考える。

[参考文献]

- (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) による熱水力データ

- 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

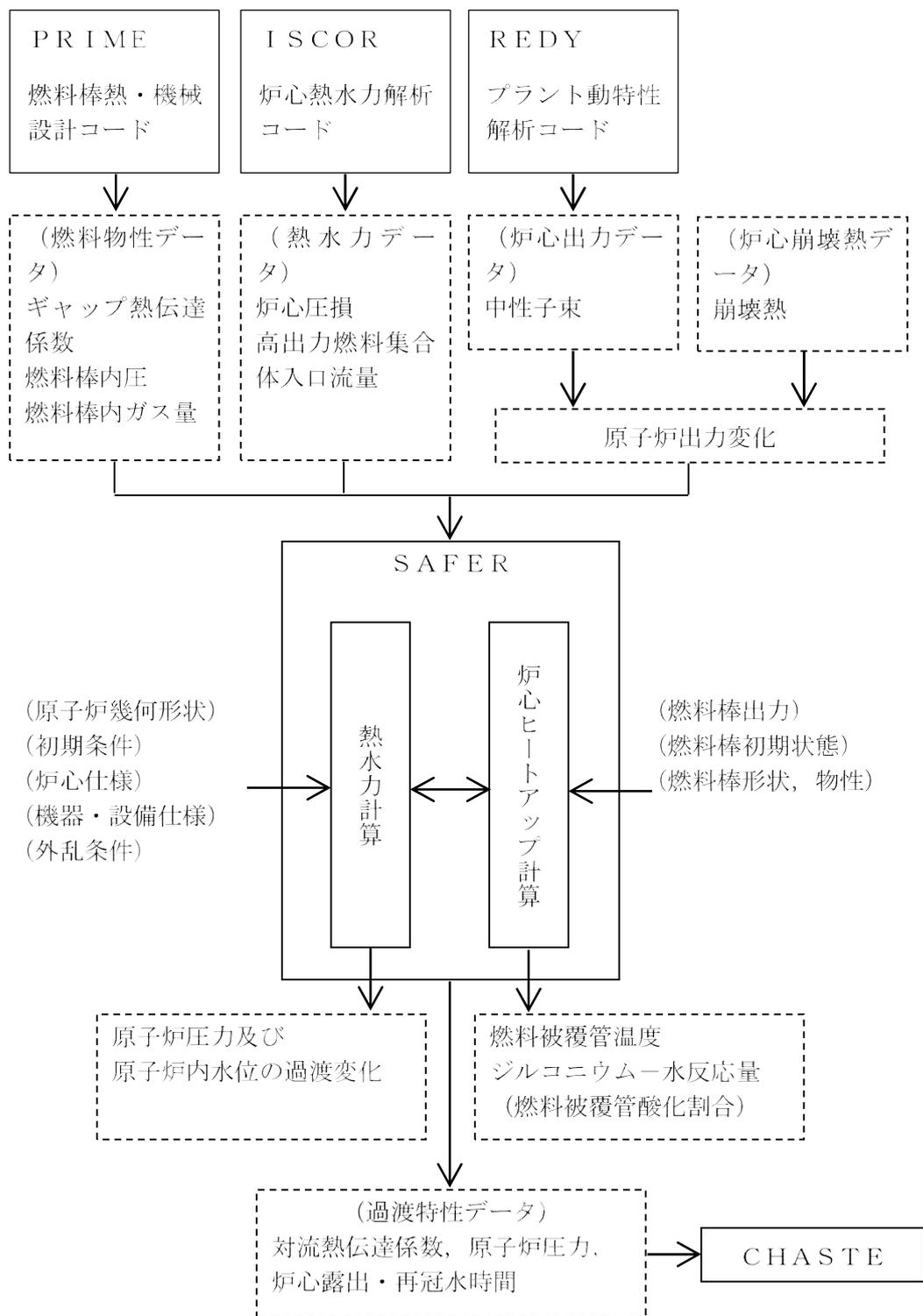
- ① 中性子束

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条件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、前記の過熱蒸気の密度と飽和蒸気の密度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BWR-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」という。）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)」という。）と比較した。

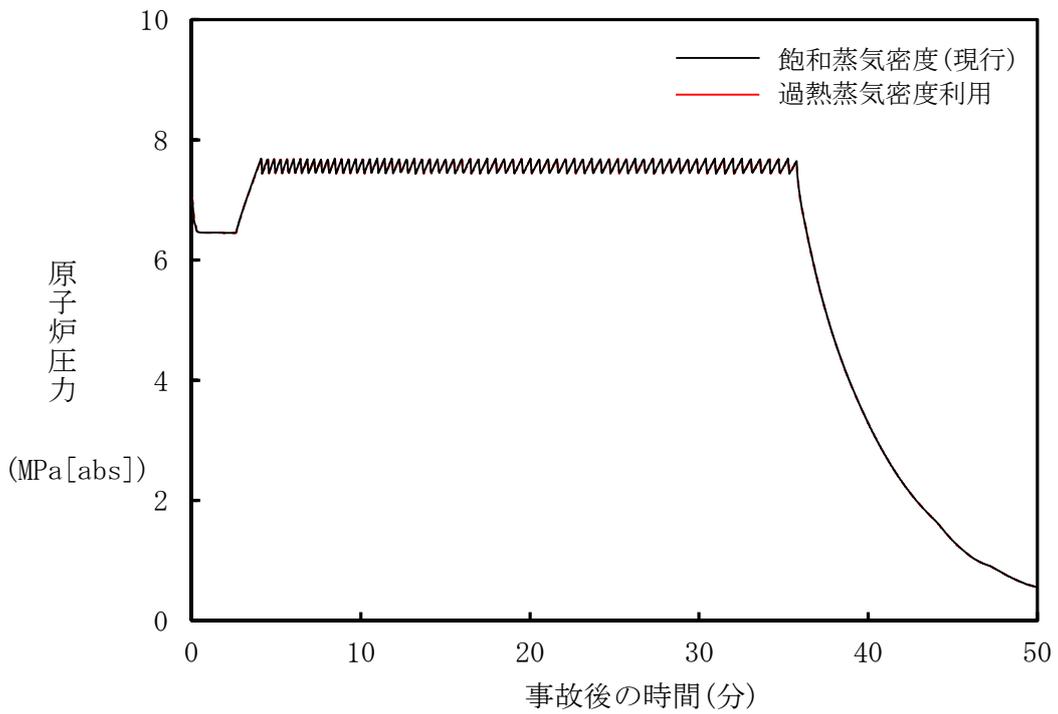
添付図 4-1 に原子炉圧力変化、添付図 4-2 に原子炉水位変化の比較を示す。また、添付図 4-3 に炉心の水位変化、添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及び蒸気の温度変化、添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体の入口流量変化の比較を示す。さらに、添付図 4-5 に高出力燃料集合体の水位変化、添付図 4-6 に高出力燃料集合体の燃料被覆管及び蒸気の温度変化、添付図 4-8 に高出力燃料集合体の入口流量変化の比較を示す。

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、飽和蒸気で考えたときと過熱蒸気の密度を考慮したときで、ほとんど流量配分や水位に差が生じないためと考える。

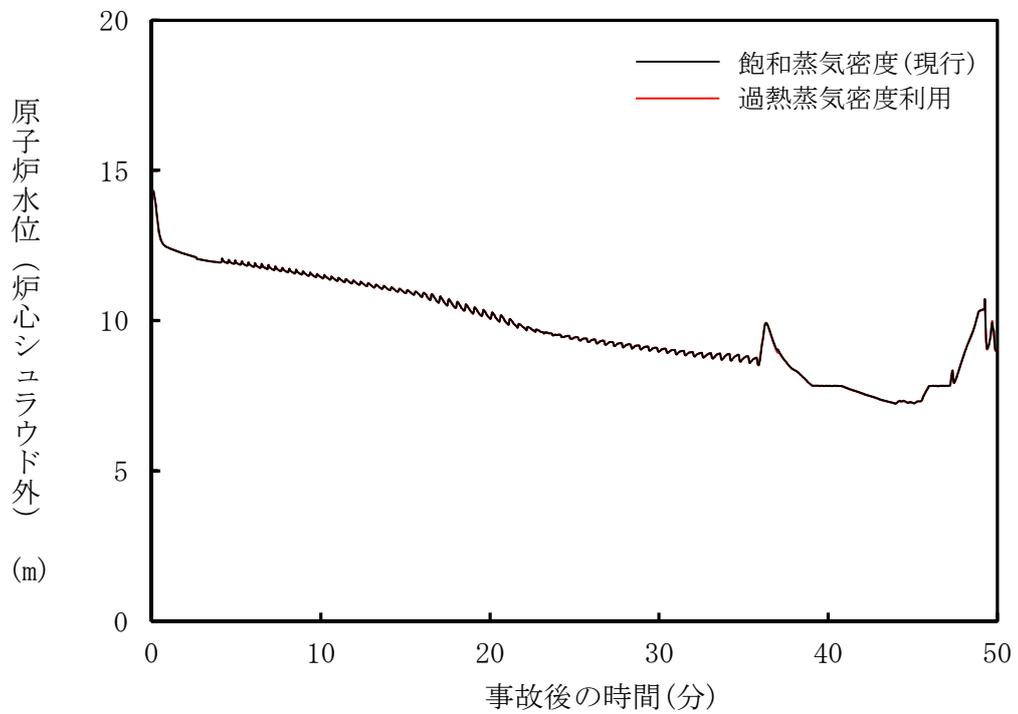
また、PCTは、飽和蒸気を仮定した現行解析の705℃に対し、過熱蒸気を考慮した場合も同じとなり、影響がない結果になった。

4. まとめ

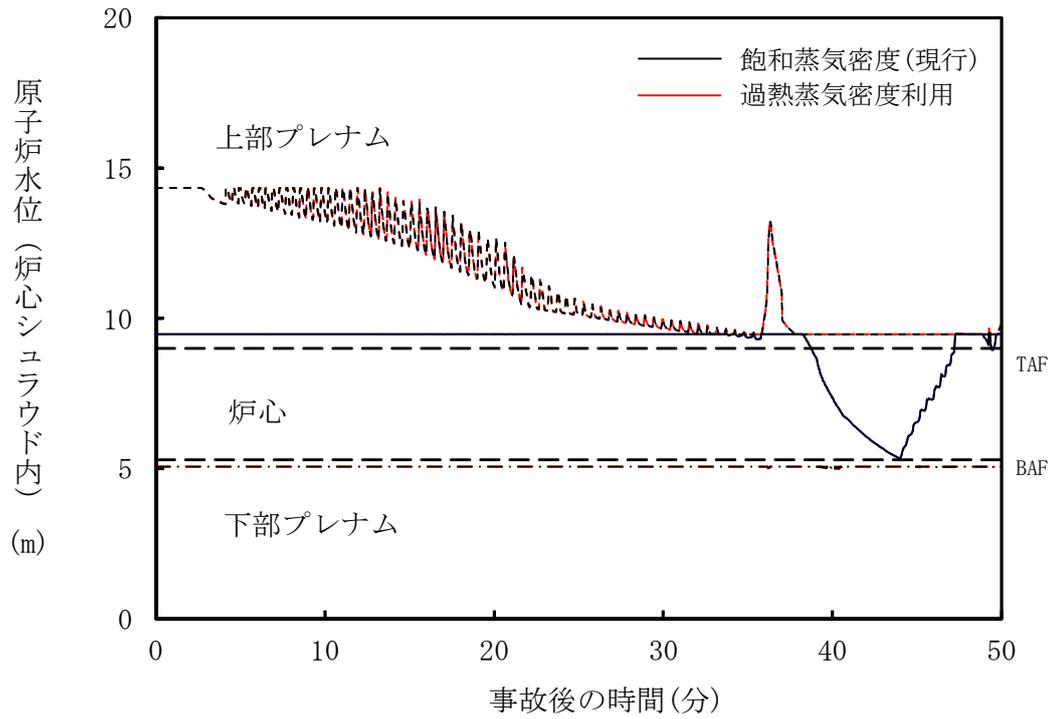
以上の検討から、炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による密度変化が、有効性評価の熱流動計算に及ぼす影響は無視できる程度と考えられ、S A F E Rコードを適用することは問題ないとする。



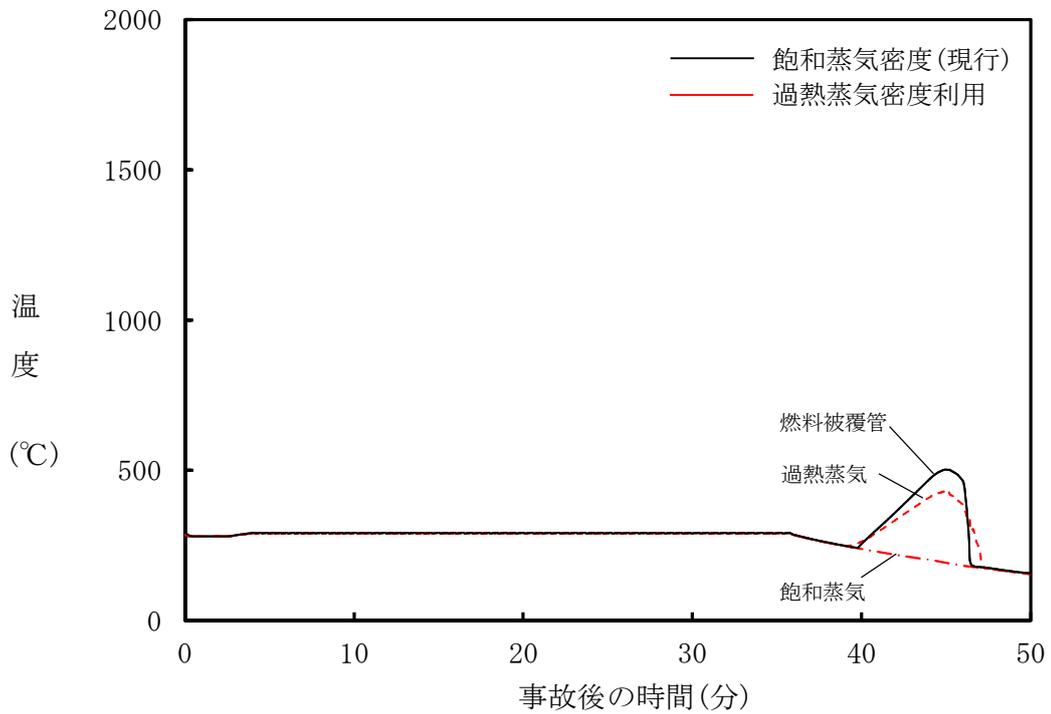
添付図 4-1 原子炉圧力変化の比較



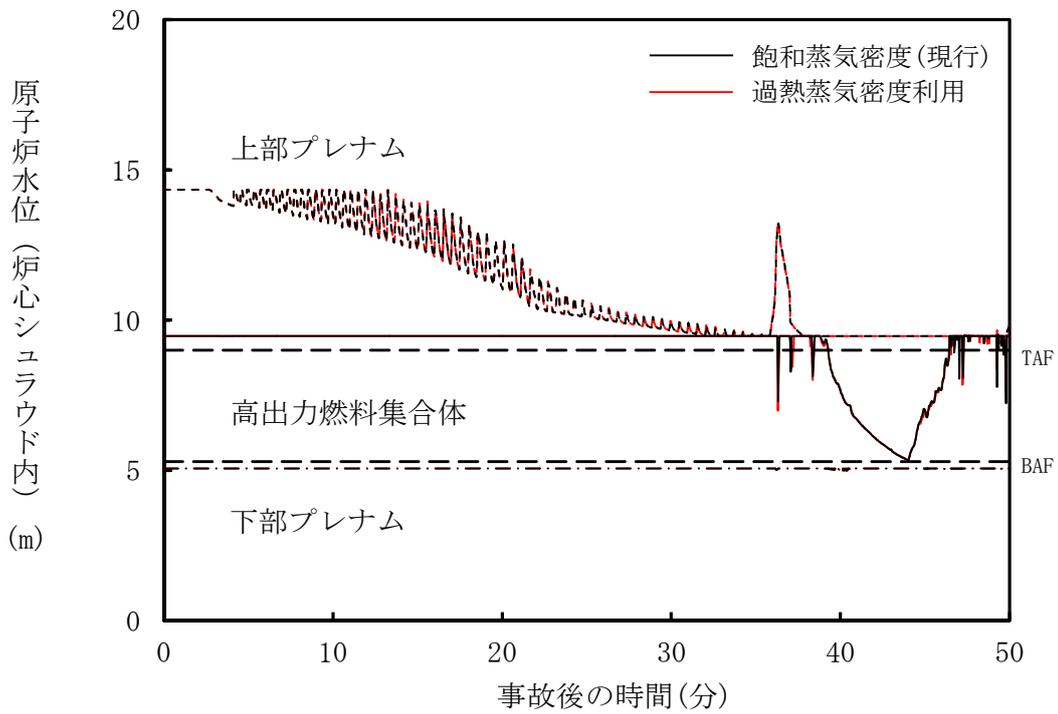
添付図 4-2 原子炉水位変化の比較



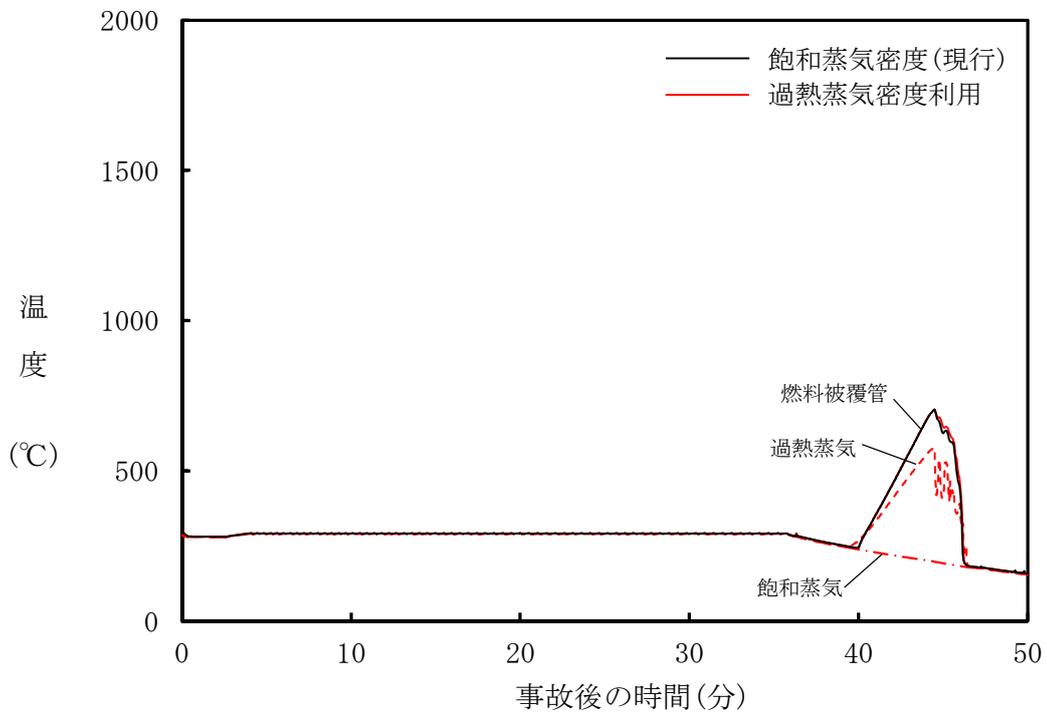
添付図 4-3 炉心シュラウド内水位変化の比較 (炉心)



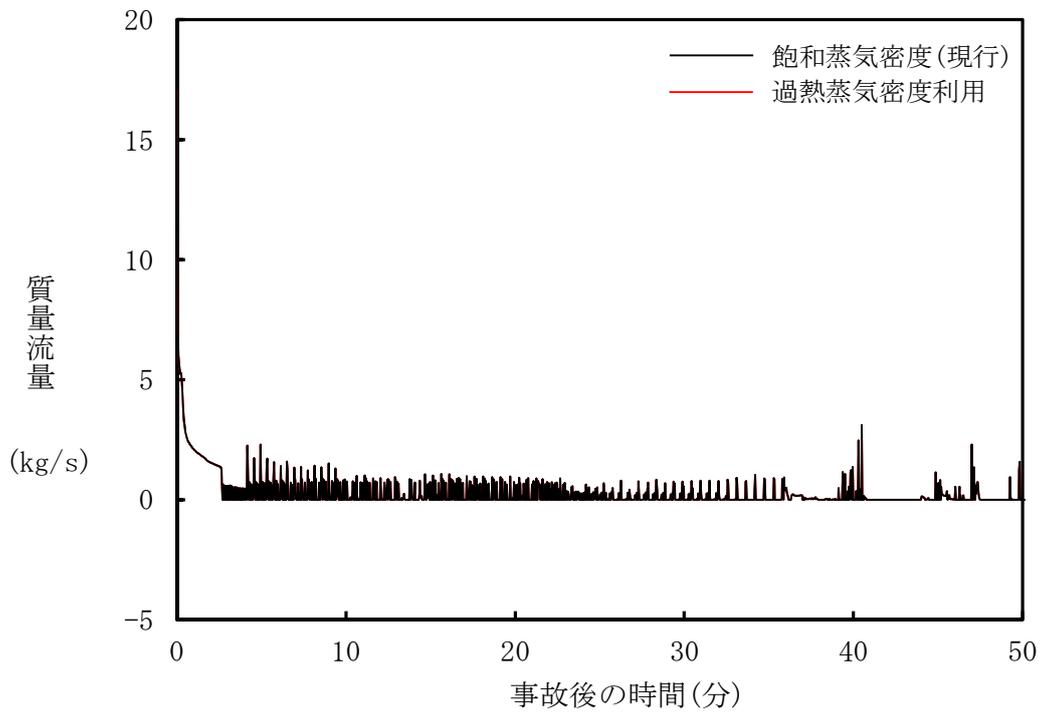
添付図 4-4 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較 (炉心)



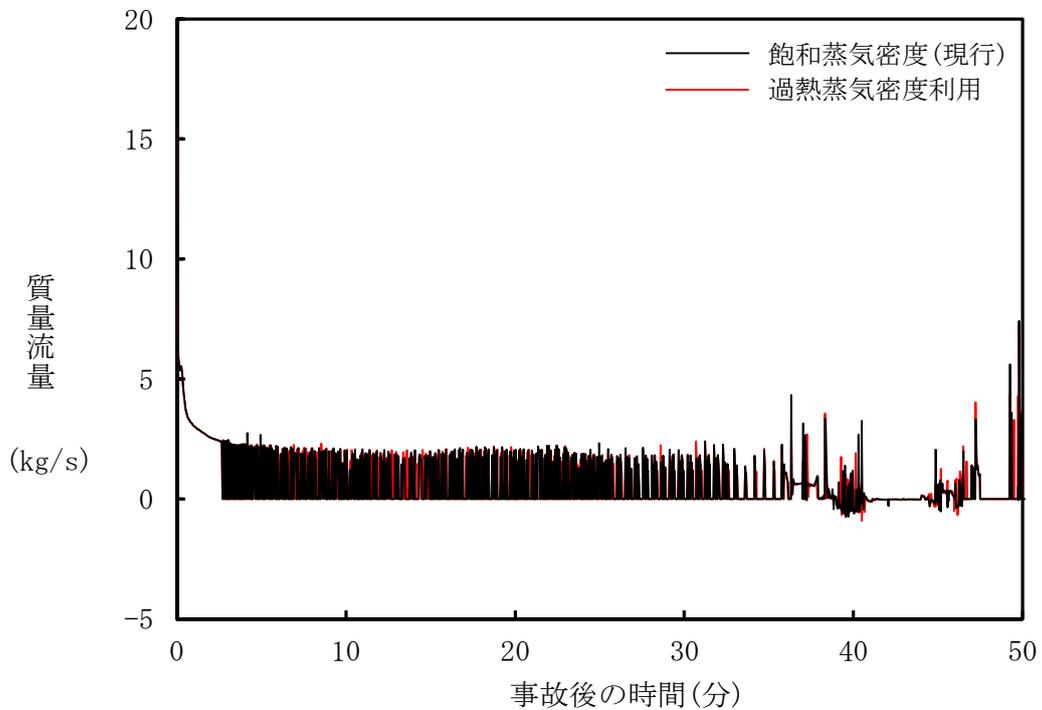
添付図 4-5 炉心シュラウド内水位変化の比較（高出力燃料集合体）



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 代替注水設備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設備であり、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、原子炉減圧に伴う冷却材の流出により炉心が露出し、代替注水設備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单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併せて実施した。主な解析結

果を添付図 5-1, 添付図 5-2, 添付図 5-3 及び添付図 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°C 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°C となり, ベースケースに対して約 3°C 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°C となり, 約 13°C 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 BWR 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 P C T の概略評価を行った。

添付図 5-5 に原子炉水位 (炉心シュラウド内水位) 変化, 添付図 5-6 に P

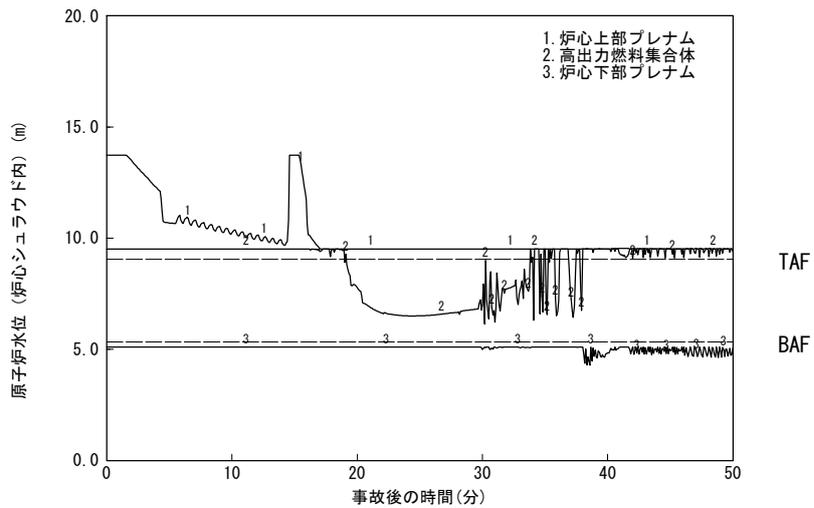
C T発生位置の燃料被覆管温度変化を示す。軸方向中心位置冠水時の燃料被覆管温度は約 1000℃となり、ベースケースの約 969℃に対して約 31℃上昇する結果となった。

3. まとめ

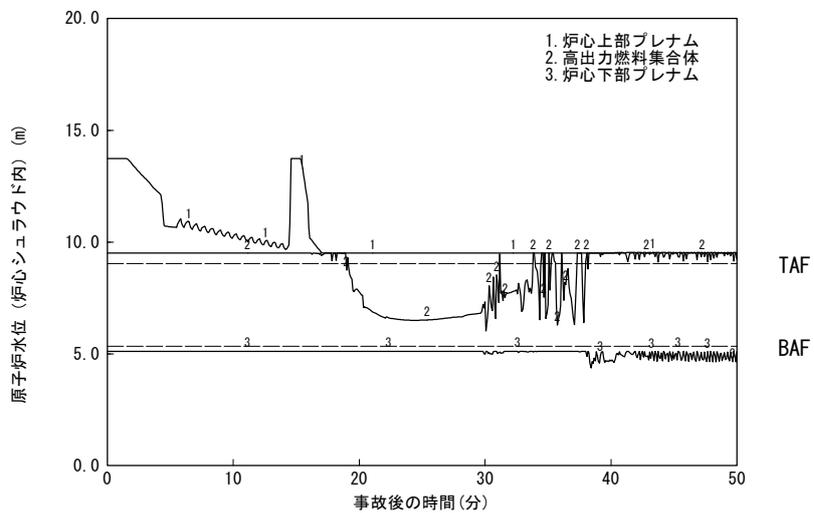
以上より、低圧代替注水設備のようなE C C Sと比較して注水能力が小さい注水系による炉心再冠水過程においては、噴霧流冷却熱伝達の不確かさ、また、解析における水位及び熱伝達係数の不確かさを踏まえると、全体として20℃～40℃程度の不確かさがあると推定できる。

[参考文献]

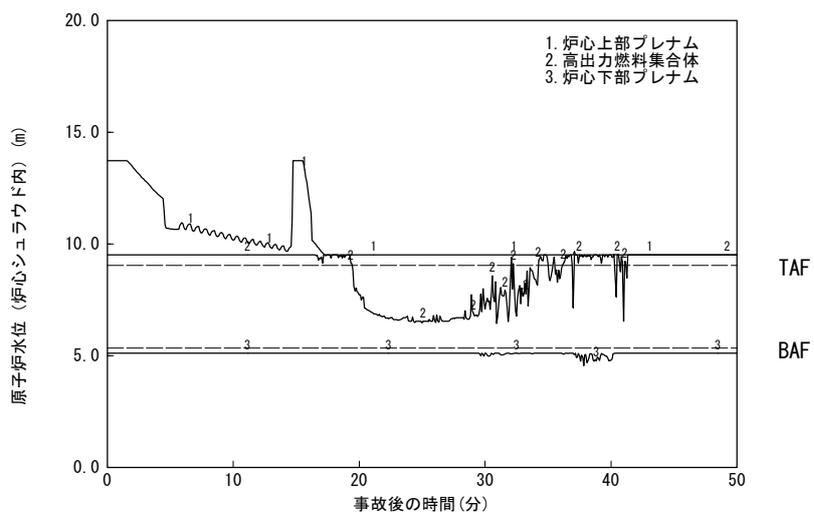
- (1) T. Arai, M. Furuya, T. Kanai, K. Shirakawa and Y. Nishi, “Coolability height of 5x5 heated rod bundle in reference to collapsed level and boiling two-phase flow dynamics,” 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, May 17-21, 2015.



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

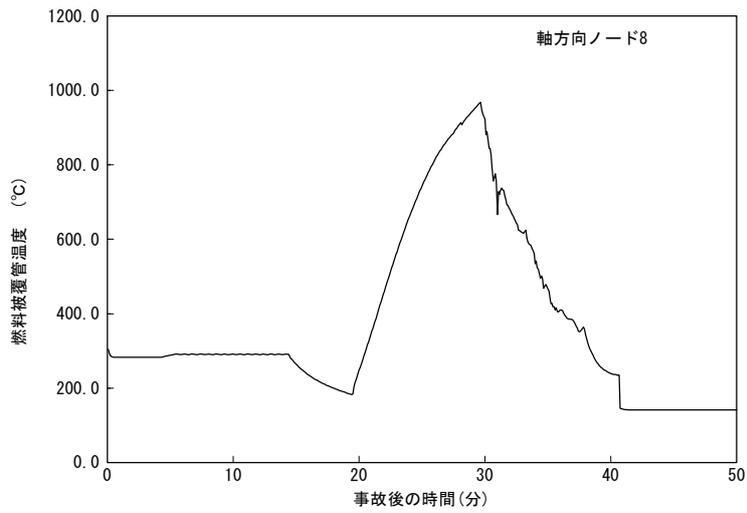


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

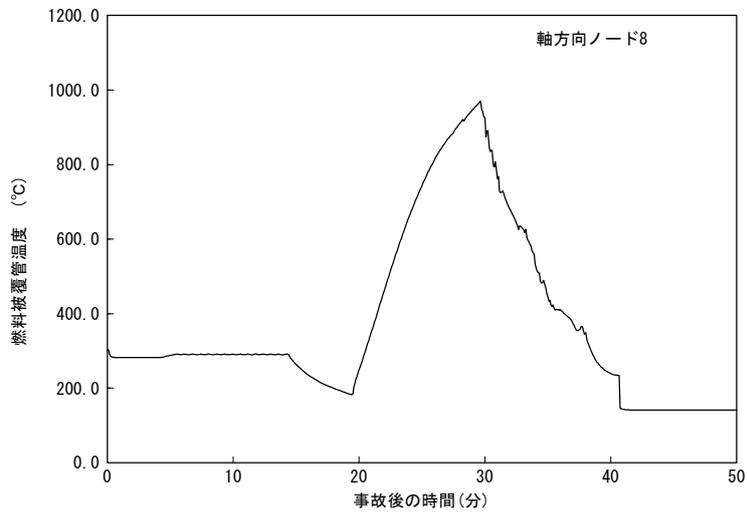


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

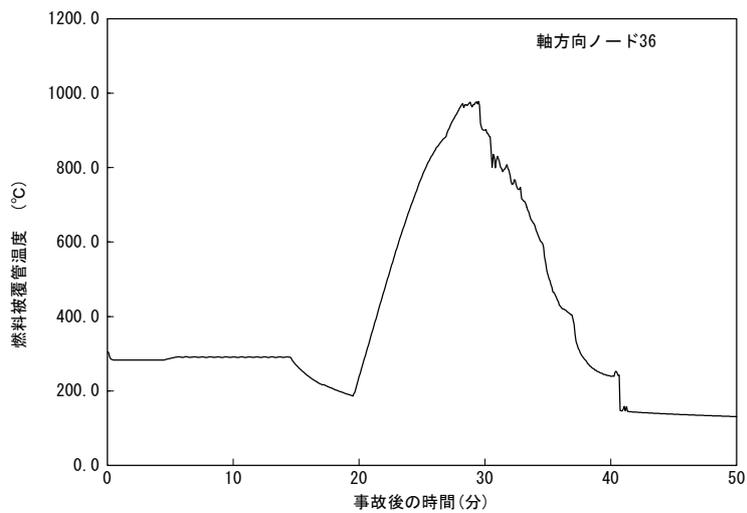
添付図 5-1 原子炉水位変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

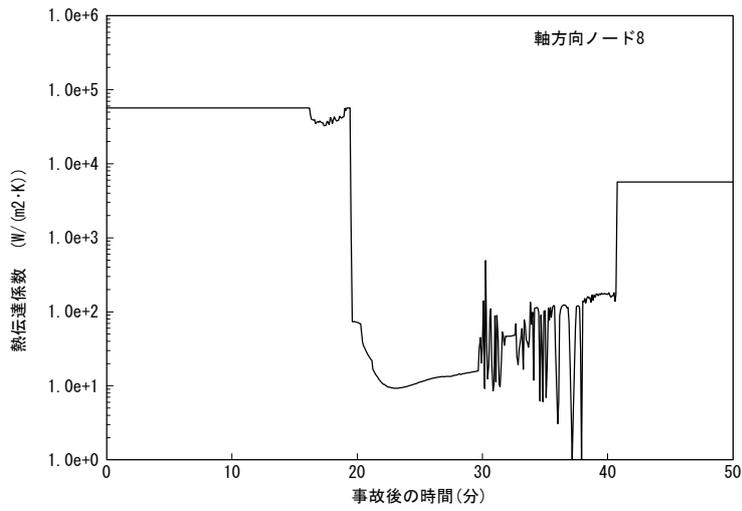


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

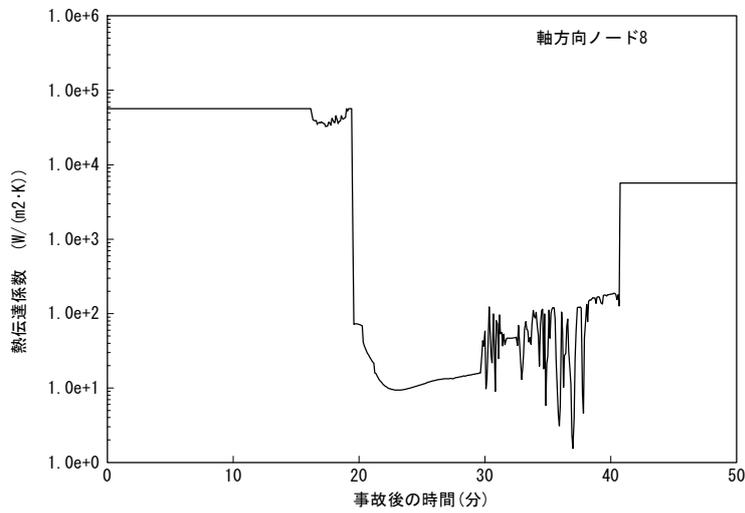


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

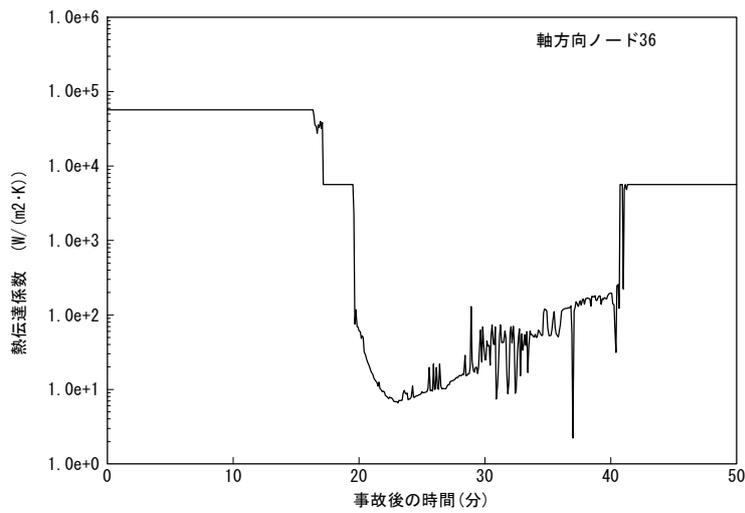
添付図 5-2 P C T発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

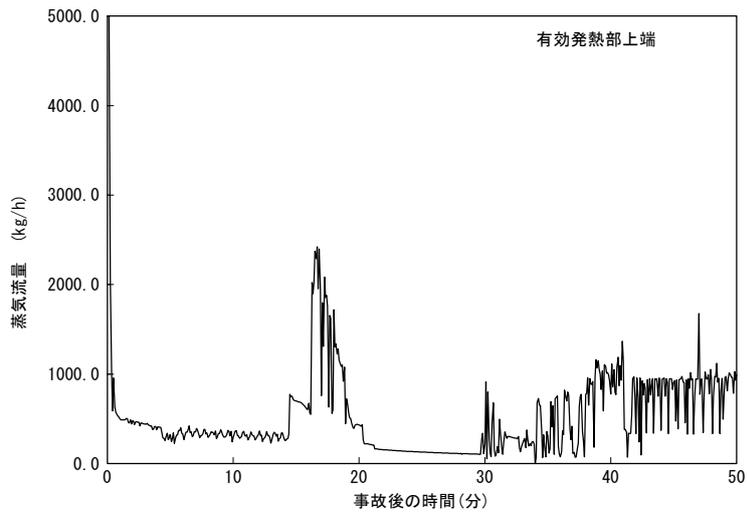


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

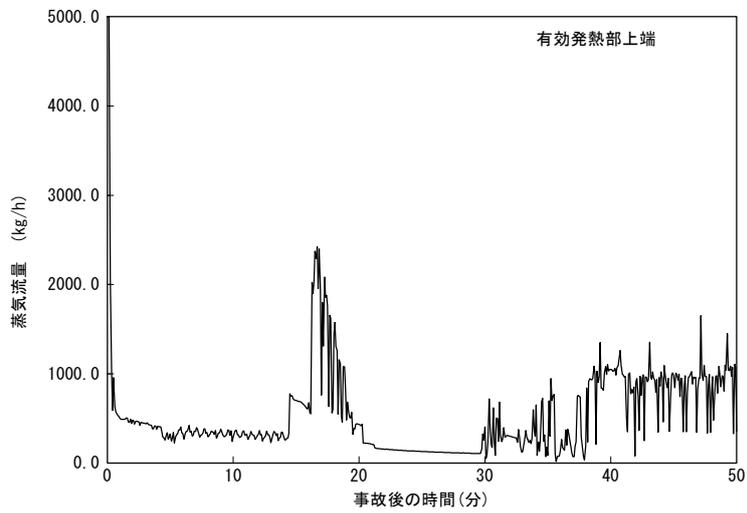


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

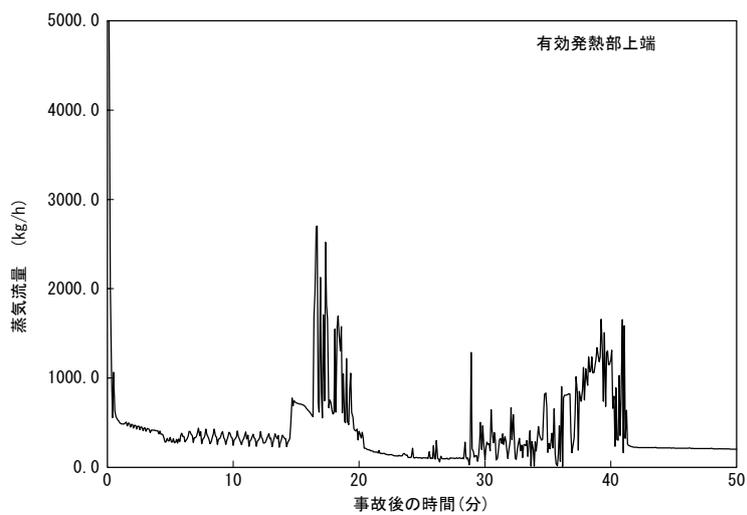
添付図 5-3 P C T 発生位置の熱伝達係数変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

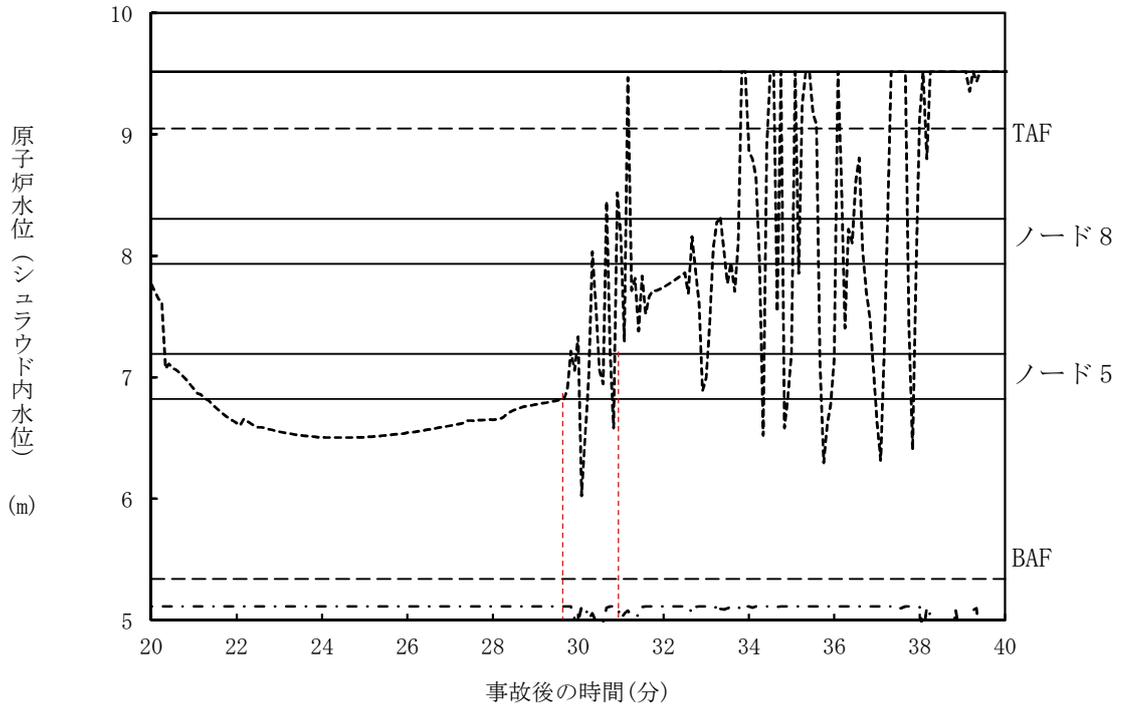


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

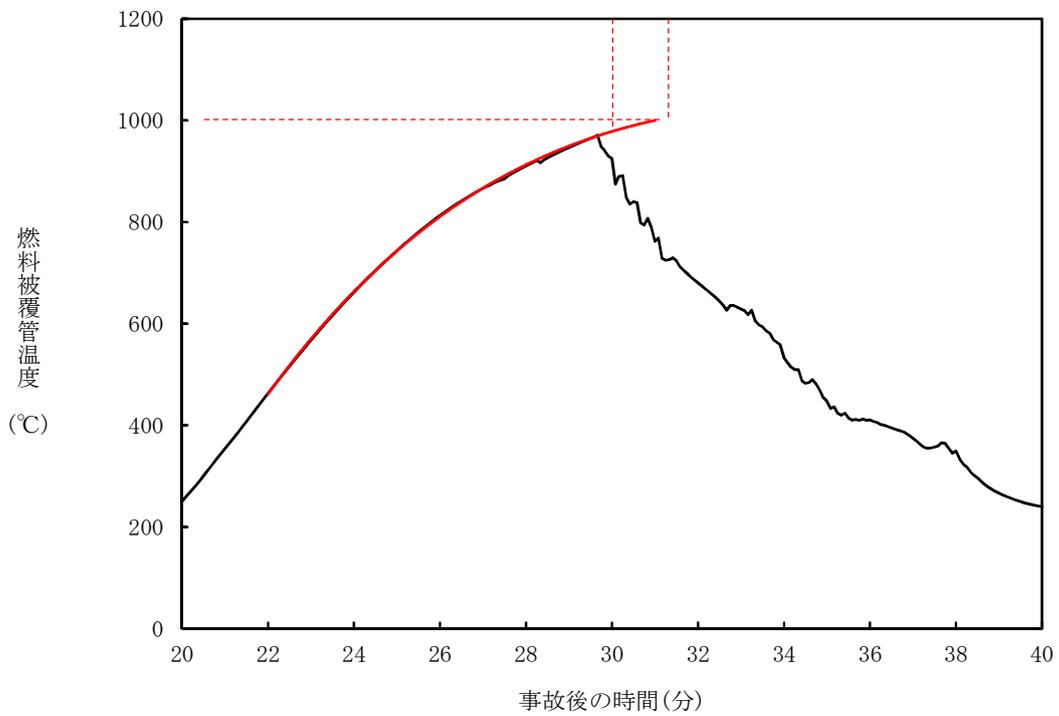


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

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（炉心シュラウド内水位）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）

添付6 原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について

1. はじめに

炉心損傷防止有効性評価のうち、全交流動力電源喪失及び崩壊熱除去機能喪失時では、事象発生後、主蒸気隔離弁が閉止し、原子炉は高圧状態に維持されるが、原子炉水位低信号により自動起動したR C I Cによる原子炉注水により、炉心は露出することなく原子炉水位は回復し、冠水を維持する。

BWRのR C I Cには、原子炉圧力容器の頂部から注水する方式と給水系から注水する方式の2種類があり、プラントにより異なる。いずれの方式でも、炉心は冠水維持されるため、炉心冷却が問題となることはないが、このうち、給水系から注水する場合の解析では、R C I Cによる注水開始から原子炉が減圧されるまでに時間遅れが生じ、その後大きな圧力低下を示す結果となっていることから、これらの原子炉圧力変化挙動について以下に説明する。

2. 解析モデル

給水系から注水する方式の場合、R C I Cからの注水は、給水ノズルを通じて炉心シュラウド外領域に注水され、給水ノズルが水中に水没している場合には、未飽和の注入水は炉心シュラウド外領域の冷却水と混合し、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度が増加する。しかしながら、炉心シュラウド外領域の水面と蒸気ドーム領域の蒸気は断熱としているため、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度の増加が原子炉圧力に直接影響することはない。このため、混合水の未飽和度の増加が原子炉圧力への影響として現れるのは、混合水が下部プレナムを經由して炉心に達し、炉心の蒸気発生を抑制し、さらに上部プレナム領域ボイドを潰した後、蒸気ドーム内蒸気を凝縮

する計算に切り替わったときとなる。ただし、この計算の切替えは、冷却材が全て未飽和となっても未飽和水の注入が継続したとき、すなわち、炉心が過冷却状態のときにのみ行われる。

3. 解析結果の説明

代表BWRの崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）時の解析結果から、添付図6に原子炉圧力、RCICの注水流量、上部プレナム領域水位及び各領域のボイド率の推移を示す。ここで、各領域のボイド率については、下記定義による負のボイド率により各領域冷却材の未飽和度を表す。

$$\text{負のボイド率} = \frac{(\text{各部水の比容積} - \text{飽和水比容積})}{(\text{飽和水比容積} - \text{注水比容積})}$$

なお、添付図6のボイド率は、RCIC注入水の原子炉内流入経路に従い、下から、炉心シュラウド外領域、炉心（軸方向ノード1）、炉心（軸方向ノード12）及び上部プレナム領域の順に示す。

RCICを給水系から注水した場合、炉心シュラウド外領域の冷却水は、ほぼ飽和にある状態からRCIC注入水と混合して未飽和となり、未飽和度が徐々に増加することを添付図6は示している。また、RCICの注水が継続されることによる原子炉内の冷却水の未飽和度の増加に伴い、炉心領域（軸方向ノード12）及び上部プレナム領域のボイド率が減少していることを示している。

炉心領域での蒸気発生が減少してボイド率がゼロに漸近する過程で逃がし安全弁の開閉間隔が徐々に広がっていき、さらに、未飽和水が上部プレナム領域に到達して上部プレナム領域ボイドを潰して蒸気ドーム領域内蒸気を凝縮することで、前項記載の解析モデルの特性とあいまって原子炉圧力が大きく低下する。

4. 実機における原子炉圧力挙動について

上記に示した、炉心が過冷却となったときに生じる大きな原子炉圧力低下は、実機にて生じ得る減圧幅を過剰に見積もっている可能性がある。これは、実機では炉心内の蒸気が消失した後に自然循環流量がほぼゼロとなるため、上部プレナム内の冷却水が滞留し、特に蒸気ドーム部と接する領域に高温水が滞留すると見込まれることから、蒸気ドーム内蒸気の凝縮が抑制され、原子炉圧力の低下が大きく緩和されると考えられるためである。

また、炉心シュラウド外領域の冷却水と蒸気ドーム部蒸気との間の熱交換による原子炉圧力挙動への影響については次のように考えられる。すなわち、実機プラントにおいても、R C I Cが給水系から注水され、かつ給水ノズルが水中に水没している場合には、未飽和の注入水が炉心シュラウド外領域の冷却水と混合し、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度が増加すると考えられる。このとき、前々項記載の断熱仮定とは異なり、実機では未飽和水水面と蒸気ドーム領域の蒸気との熱交換による蒸気凝縮に伴って原子炉圧力が低下する可能性がある。しかし、R C I Cが水面下に注水されたときには蒸気ドーム内で大規模な蒸気の流れが形成されることはなく、水面近くで局所的かつ限定的な蒸気流れが生じ得るだけであることから、実機においても未飽和水水面は断熱に近く、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度増加による圧力低下は小さいものと考えられる。

なお、R C I Cはこれらの原子炉圧力範囲では、原子炉圧力によらず十分な注水能力を有すること、当該事象ではR C I Cの自動起動により原子炉水位は炉心より十分高い位置で維持されることから、実機と解析の差異が炉心冷却に及ぼす影響は小さいと考えられる。

5. 炉心露出が発生する事象における挙動について

例えば、高圧・低圧注水機能喪失の評価では、逃がし安全弁を用いて原子炉減圧操作を行った後、低圧代替注水系により原子炉注水を行い、炉心露出により燃料被覆管温度が上昇した炉心を再冠水して冷却するが、上記にて説明した原子炉の圧力低下挙動は、炉心が過冷却となった時に発生する特異な挙動であり、炉心が露出するような炉心冷却が問題となる状態では過冷却状態とはならないため、発生するものではない。

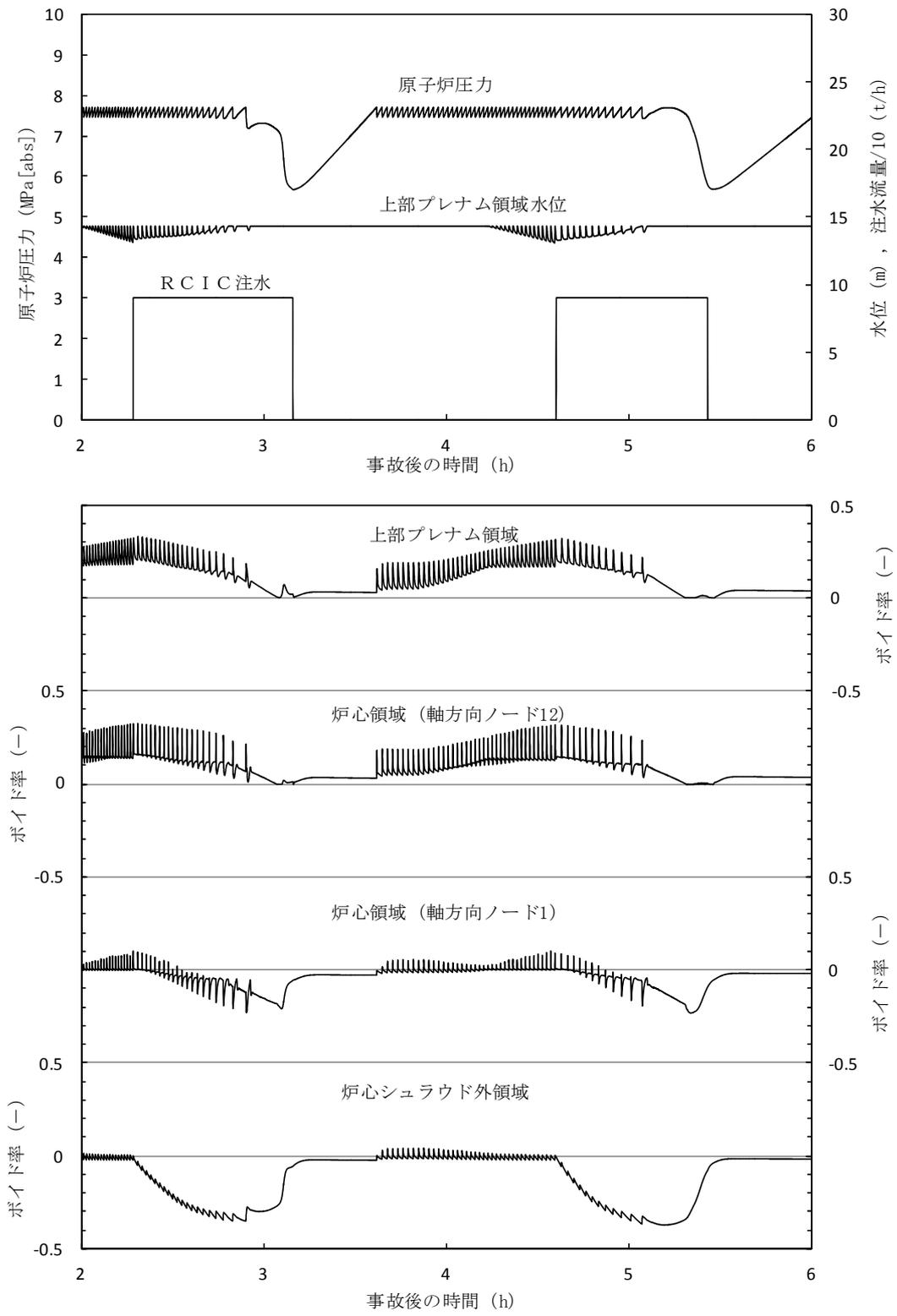
また、低圧代替注水系で低圧注水系配管を介して注水する場合、注水ノズルが蒸気雰囲気中に露出しているときには、未飽和の注入水が水面より上部にある注入水の経路上の蒸気を部分的に凝縮させる。逃がし安全弁による原子炉減圧挙動を評価する際に重畳する現象として蒸気雰囲気中への注水による蒸気凝縮現象を考慮した評価がなされていることから、低圧代替注水系の注水に伴う主要な蒸気凝縮効果を取り込まれた解析がなされていると結論できる。

なお、残る蒸気凝縮現象として未飽和水からなる水面への蒸気凝縮があるが、これについては、前項4.にて説明したとおりであり、これによる圧力低下は小さいものと考えられる。

6. まとめ

SAFERコードでの解析では、RCICが給水系から注水される場合、注入された冷却水が炉心シュラウド外領域の冷却水と混合することにより未飽和水となり、未飽和水の流入により炉心領域の蒸気発生が抑制され、上部プレナム領域ボイドを潰したのち、蒸気ドーム領域内蒸気を凝縮することで原子炉圧力が大きく低下することとなる。しかしながら、これらの挙動は、炉心が露出するような状態で発生するものではなく、また、当該事象ではR

C I Cの自動起動により原子炉水位は炉心より十分高い位置で維持されるため、これらの原子炉圧力変化挙動が評価項目に及ぼす影響は小さいものと考ええる。



添付図6 原子炉圧力, RCIC流量, 上部プレナム水位及びボイド率の推移

第2部 CHASTE

目 次

－ CHASTE －

1. はじめに	2-4
2. 重要現象の特定	2-5
2.1 事故シーケンスと評価指標	2-5
2.2 ランクの定義	2-6
2.3 物理現象に対するランク付け	2-7
3. 解析モデルについて	2-19
3.1 コード概要	2-19
3.2 重要現象に対する解析モデル	2-20
3.3 解析モデル	2-22
3.4 入出力	2-45
4. 妥当性確認	2-47
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	2-47
4.2 BWR－FLECHT実験解析	2-51
4.3 炉心冷却実験解析	2-58
4.4 スpray冷却特性実験解析	2-69
4.5 実機解析への適用性	2-75
5. 有効性評価への適用性	2-76
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	2-76
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	2-77
6. 参考文献	2-81

添付 1	入力項目リスト	2-83
添付 2	輻射率の妥当性について	2-84
添付 3	輻射伝熱モデルの妥当性について	2-87
添付 4	前処理コード	2-92
添付 5	有効性評価における 9×9 燃料 (A 型) の代表性	2-95

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」という。）に適用するコードのうち、CHASTE Ver.7 及び CHASTE Ver.8（以下「CHASTEコード」という。）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。

なお、CHASTE Ver.7 と CHASTE Ver.8 との相違は、 9×9 燃料格子配列の入力方法のみであり、今回の有効性評価において適用している輻射伝熱モデルは同一であるため、解析結果に影響を及ぼすものではない。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

CHASTEコードが適用される有効性評価における事故シーケンスグループは既定ではなく、SAFERコードによる炉心ヒートアップ解析結果において、燃料被覆管の温度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より詳細な輻射熱伝達計算が必要となる場合にCHASTEコードが用いられる。

したがって、炉心露出・ヒートアップが発生して燃料被覆管温度が高温になる場合を評価するため、設計基準事故のLOCAの炉心冷却の判断基準と同様に、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. d. e.はCHASTE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CHASTE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 節で述べた事象を踏まえ、2.2 節記載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。

なお、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は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、S A F E R コードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、S A F E R コードの説明資料で示す。

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。燃料被覆管温度が高温になり、燃料棒の膨れ・破裂が発生する場合は、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より詳細な輻射熱伝達計算が必要となる。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。なお、沸騰遷移は、輻射熱伝達を除き、原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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原子炉格納容器内に放出されると、格納容器内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による冷却の寄与が大きくなる。有効性評価で用いるCHASTEコードでは、SAFERコードの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており、縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりも燃料被覆管最高温度を高く評価する。したがって、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。なお、沸騰・ボイド率変化は、輻射熱伝達を除き、原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達としてS A F E Rコードから引き継がれる物理現象である。

(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（以下「C C F L」という。）、C C F Lブレークダウンは、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C C F L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C C F L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。なお、気液分離（水位変化）・対向流は、炉心露出開始時間及び炉心再冠水時間としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれ

る物理現象である。

(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、上部プレナムから炉心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。なお、気液熱非平衡は、原子炉冷却材と燃料被覆管表面熱伝達として S A F E R コードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお、圧力損失は熱流動特性である原子炉圧力として S A F E R コードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお，三次元効果は熱流動特性である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器]

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。なお，冷却材流量変化は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(19) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは，主蒸気逃がし安全弁（以下「SRV」という。）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。なお，冷却材放出（臨界流・差圧流）は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる

物理現象である。

(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後の冷却材放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。なお、沸騰・凝縮・ボイド率変化は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお、気液分離（水位変化）・対向流は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお、気液熱非平衡は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの解析

結果から引き継がれる物理現象である。

(23) 圧力損失 [原子炉圧力容器]

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。なお、圧力損失は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(24) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A後の冷却材放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。なお、構造材との熱伝達は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) 非常用炉心冷却系（以下「E C C S」という。）注水（給水系・代替注水設備含む） [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、E C C S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、E C C S（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。なお、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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、いずれもほう酸水による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。なお、三次元効果は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

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		燃料被覆管の温度が高温となる事象
	物理現象		評価指標
			燃料被覆管温度
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	L
	(2)	出力分布変化	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L
	(4)	制御棒反応度効果	L
	(5)	崩壊熱	<u>H</u>
	(6)	三次元効果	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u> *
	(9)	沸騰遷移	H*
	(10)	燃料被覆管酸化	<u>M</u>
	(11)	燃料被覆管変形	<u>M</u>
	(12)	三次元効果	L
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	H*
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	H*
	(15)	気液熱非平衡	H*
	(16)	圧力損失	L
	(17)	三次元効果	H*
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
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	H*
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	M*
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	M*
	(22)	気液熱非平衡	I
	(23)	圧力損失	L
	(24)	構造材との熱伝達	L
	(25)	E C C S 注水（給水系・代替注水 設備含む）	H*
	(26)	ほう酸水による拡散	I
	(27)	三次元効果	L

※ S A F E R コードから引き継ぐ物理現象についての解析モデル，妥当性確認等については S A F E R コードに記載する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

CHASTEコードは、燃料集合体軸方向の任意の一断面で燃料ペレット、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全て1本ごとに取り扱い、その熱的相互作用（輻射）も考慮している。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。

炉心のヒートアップ解析には通常SAFERコードが用いられるが、CHASTEコードは、燃料被覆管の温度が高温となり、より詳細な温度計算が必要な場合に用いられる。SAFERコードでは燃料集合体内の燃料棒は平均出力燃料棒と高出力燃料棒の2種類しか取り扱わないが、CHASTEコードでは燃料棒やウォータロッドとチャンネルボックスの幾何学的配置（7×7，8×8，9×9格子配列に適用可能）を考慮しているため、燃料集合体内の全ての燃料棒を1本ごとに取り扱うことが可能であり、燃料棒間及び燃料棒-チャンネルボックス間の詳細な輻射熱伝達計算を実施して、燃料棒1本ごとの温度評価が可能である。

本コードは燃料集合体の一断面での温度評価を行うコードのため、プラントの挙動はSAFERコードから境界条件として引き継ぐ。

本コードの入力は、燃料集合体及び炉心に関するデータ、過渡特性（原子炉出力の時間変化、原子炉圧力の時間変化、炉心露出時間及び再冠水時間、炉心スプレイ系による冷却開始時間、対流熱伝達係数変化等）がある。燃料被覆管温度は、SAFERコードから引き継がれる対流熱伝達と

CHASTEコードにより計算される輻射熱伝達の合計の熱伝達係数に基づいて計算される。対流熱伝達係数変化等がSAFERコードから引き継がれて入力されることに伴い、SAFERコードでのモデル及び解析条件の保守性が境界条件として引き継がれる。出力として、燃料被覆管最高温度、燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、CHASTE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」で妥当性が認められているモデルを使用しており、BWR型プラントのECCS性能評価解析（LOCA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（表2-2で「H」及び「M」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	対流熱伝達モデル	S A F E R コードの解析結果を引き継ぐため対象外
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間，燃料棒－チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル（燃料被覆管の変形も考慮）※
	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	

※ S A F E R コードでは，高出力燃料棒から平均出力燃料棒及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射熱伝達のみを評価している。

3.3 解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

CHASTEコードの主要な計算モデルを表 3-2 に示す。

3.3.1 計算モデル

3.3.1.1 ノード分割

ヒートアップ計算は，燃料集合体の軸方向の任意の一断面について行う。この断面はさらに，次のようにノード分割する。

(1) 燃料棒グループ

燃料棒は，1本ごとに取り扱う。燃料集合体断面における燃料棒及びウオータロッドを全て考慮し図 3-1 のように燃料棒グループに分けて取り扱う。9×9配列型燃料集合体の場合，対称性から45グループに分けることができる。

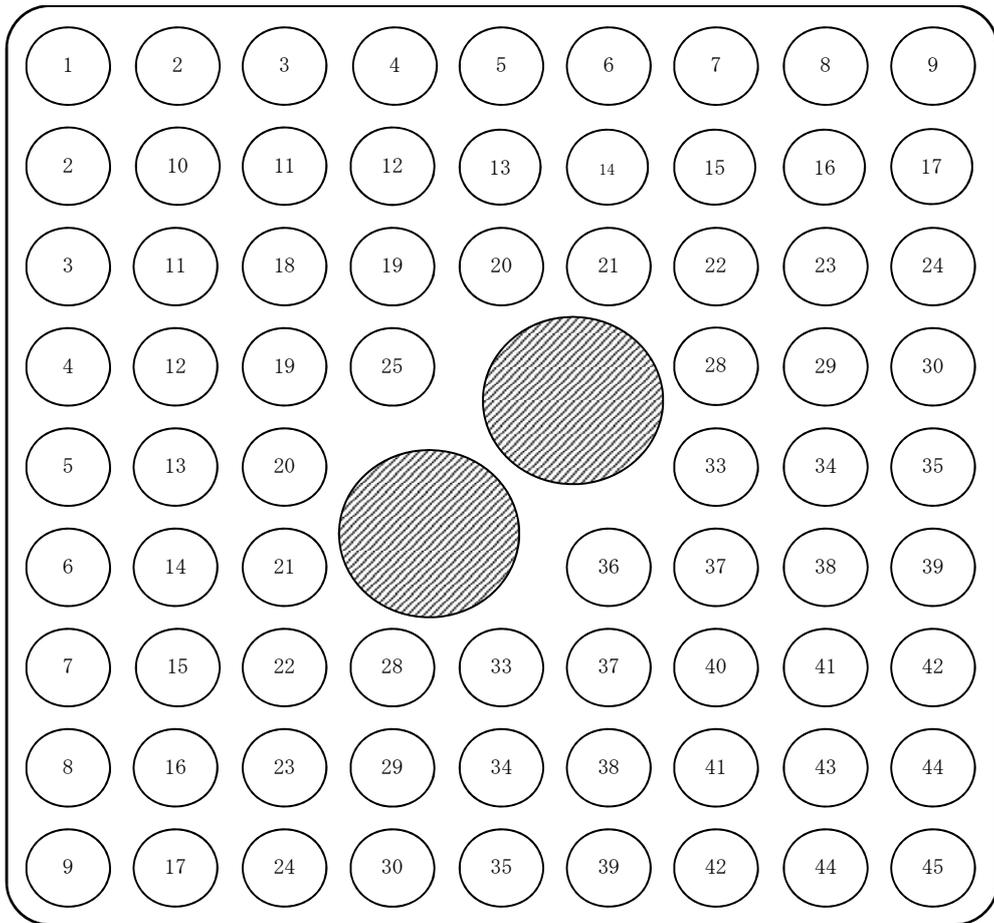


図 3-1 燃料集合体の燃料棒グループ分け
 (9×9燃料 (A型) の例, 斜線はウォーターロッド)

(2) 燃料ペレット

燃料棒は、燃料ペレットとジルカロイ製被覆管からなる。燃料ペレットは、ペレット中心とペレット表面を含め、半径方向に等間隔で最大9ノードに分け、温度分布、熱伝導を計算する。図3-2に燃料ペレットのノード分割を示す。

(3) 燃料被覆管

燃料被覆管は、図3-2のように、燃料被覆管の内表面と外表面の二つにノード分割する。燃料被覆管温度は、両表面温度の平均とする。なお、燃料被覆管は、酸化層及び非酸化層に区別して熱伝導を計算する。

(4) チャンネルボックス

チャンネルボックスは、図3-2のように、内表面と外表面の二つにノード分割する。

(5) ウォータロッド

ウォータロッドは、燃料被覆管と同様に内表面と外表面の二つにノード分割する。

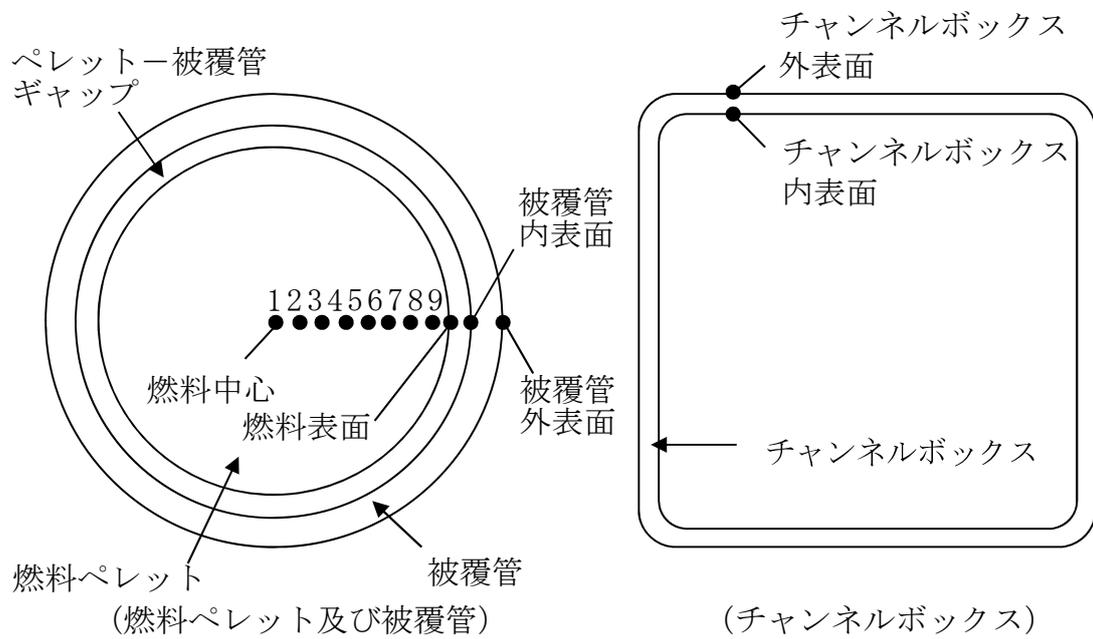


図 3-2 燃料棒及びチャンネルボックスのノード分割

3.3.1.2 熱伝導方程式

燃料棒内の温度分布の計算は、燃料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックスの径方向に対して円筒一次元熱伝導方程式を用いる。ただし、これは径方向のみで、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。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left[k \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q \quad (3.3.1.2-1)$$

ここで、

- ρ : 密度
- C : 比熱
- T : 温度
- t : 時間
- r : 半径方向距離
- k : 熱伝導率
- Q : 発熱量

この式はS A F E Rコードで用いられているものと同じである。

3.3.1.3 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⁽⁴⁾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。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (3.3.1.3-1)$$

ここで、

- h_g : ギャップ熱伝達係数
- h_s : 燃料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」という。) ⁽⁵⁾ ⁽⁶⁾ から引き継ぐ。

(1) 固体接触による熱伝達成分 (h_s)

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \cdot R_4} \quad (3.3.1.3-2)$$

ここで、

- 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硬さ
- 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

R_4 : 表面粗さ係数

$$R_4 = \left(\frac{R_c^2 + R_p^2}{2} \right)^{1/4}$$

R_c : 燃料被覆管内表面粗さ

R_p : 燃料ペレット表面粗さ

(2) ガスによる熱伝達成分 (h_f)

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (3.3.1.3-3)$$

ここで、

K_f : 混合ガスの熱伝導率

C : 燃料ペレット－燃料被覆管接触圧に関する定数

R_c, R_p : 燃料被覆管内表面粗さ及び燃料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

(3) 輻射による熱伝達成分 (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係数は次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^4 - T_c^4)}{\left(\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_p} - 1 \right) (T_p - T_c)} \quad (3.3.1.3-4)$$

ここで、

- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_p : 燃料ペレット外表面温度
- T_c : 燃料被覆管内表面温度
- ε_c : 燃料被覆管表面の輻射率
- ε_p : 燃料ペレット表面の輻射率

3.3.1.4 対流熱伝達

各燃料棒表面の対流熱伝達係数は、SAFE R コードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

3.3.1.5 輻射熱伝達

輻射熱伝達モデルは、以下のような仮定としている。

- ① 輻射伝熱は、水平方向二次元体系として、物体間の輻射伝熱を評価する。
- ② 全ての物体の表面は灰色として、灰色体輻射係数を物体間の輻射率と形態係数から設定する。
- ③ 各物体の表面温度は一様とする。
- ④ 物体から他の物体への輻射、及び、物体から他の物体に反射する輻射熱は、水平方向二次元体系で等方的に反射される。
- ⑤ 輻射率は、燃料棒間又は燃料棒-チャンネルボックス間に対し、ジルコニウム合金の値を設定する。
- ⑥ 形態係数は、幾何形状配置における全ての燃料棒に着目し、近接する燃料棒、ウォータロッド及びチャンネルボックスに対して設定し、燃料棒の膨れが生じた場合には、形状の変化に応じて再設定される。
- ⑦ 部分長燃料棒は、部分長燃料棒の上部にも出力燃料棒*が存在すると

仮定することで、発熱体からの放射及び輻射熱の反射効果が大きくなり、除熱量が減少するため、輻射伝熱量は保守的に評価される。

- ⑧ 炉心スプレイ等の作動により、蒸気が存在する場合には、蒸気又は液滴による輻射熱の吸収は考慮しない。

※ 部分長燃料棒の上部の出力設定として、部分長燃料棒の有効発熱部上端を含む断面の出力分布を仮定する方法や、平均出力燃料棒の出力を仮定する方法がある。

(1) 輻射熱伝達係数

燃料棒間及び燃料棒－チャンネルボックス間の輻射による熱伝達を次のように評価する。

物体*i*から系内の全ての物体*j*に対する等価輻射熱伝達係数は次式となる。

$$h_{r,i} = \frac{\sigma}{T_i - T_{sat}} \sum_{j=1}^{JMAX} F_{i-j} (T_i^4 - T_j^4) \quad (3.3.1.5-1)$$

ここで、

- $h_{r,i}$: 物体*i*の等価輻射熱伝達係数
- $JMAX$: 系内の物体*j*の数
- F_{i-j} : 物体*i*から物体*j*への灰色体輻射係数
(形態係数と輻射率から求まる)
- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_i : 物体*i*の表面温度 (絶対温度)
- T_j : 物体*j*の表面温度 (絶対温度)
- T_{sat} : 飽和温度 (絶対温度)

(2) 灰色体輻射係数

(3.3.1.5-1) 式中の灰色体輻射係数の算出法を記載する。

物体*i*からの輻射に起因して、物体*j*に到達する輻射熱流束割合を H_{ij} とおく。物体*j*での吸収される熱流束割合は $H_{ij}\varepsilon_j$ 、物体*j*で反射される熱流束割合は $H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ である。

物体*i*からの輻射に起因して、物体*j*の単位面積から反射される熱流束割合を ${}_iR_j$ とおくと、 ${}_iR_j \equiv H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ より以下のように表される。

$$H_{ij} = \frac{{}_iR_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-2)$$

ここで、輻射率と吸収率は同一であるため、物体*i*からの輻射に起因して、物体*j*で吸収される熱流束割合は(3.3.1.5-2)より以下のように表される。

$$H_{ij}\varepsilon_j = {}_iR_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-3)$$

灰色体輻射係数 F_{i-j} は、物体*i*からの輻射熱流束が物体*j*で吸収される割合であり、(3.3.1.5-3)式より次式が成立する。

$$A_i F_{i-j} = {}_iR_j A_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-4)$$

ここで、

- A_i : 物体*i*の表面積
- A_j : 物体*j*の表面積
- ${}_iR_j$: 物体*i*からの輻射に起因して、物体*j*の単位面積から反射される熱流束割合
- ε_j : 物体*j*の輻射率
(燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態の輻射率として 0.67, 水膜で濡れた状態の輻射率として 0.96 を用いる。添付 2 に輻射率の妥当性を示す。)

F_{i-j} : 物体*i*から物体*j*への灰色体輻射係数
(形態係数と輻射率から求まる)

${}_iR_j$ が決まれば、物体*i*から物体*j*への灰色体輻射係数 F_{i-j} が求まる。 ${}_iR_j$ は物体*i*から直接物体*j*に到達する輻射、及び、物体*i*から他の物体で反射して物体*j*に到達する輻射を考慮して、熱バランスから次のように求められる。

$$\{ {}_iR \} = -\varepsilon_i [K']^{-1} \{ f_i \} \quad (3.3.1.5-5)$$

N個の物体についての表面積、輻射率及びN×N個の形態係数がわかれば、N個の行列方程式を解くことにより、全ての*i*と*j*について、輻射による熱流束割合 ${}_iR_j$ が求まる。そして、灰色体輻射係数は(3.3.1.5-4)式から求めることができる。

ここで、

$$\{ {}_iR \} \equiv \begin{Bmatrix} {}_iR_1 \\ {}_iR_2 \\ {}_iR_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ {}_iR_N \end{Bmatrix}, \quad \{ f_i \} \equiv \begin{Bmatrix} f_{i1} \\ f_{i2} \\ f_{i3} \\ \vdots \\ \vdots \\ f_{iN} \end{Bmatrix}$$

$$K' = \begin{bmatrix} (f_{11} - \rho_1) & f_{12} & f_{13} & \dots & f_{1N} \\ f_{12} & (f_{22} - \rho_2) & f_{23} & \dots & f_{2N} \\ f_{13} & f_{23} & (f_{33} - \rho_3) & \dots & f_{3N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots \\ f_{1N} & f_{2N} & f_{3N} & \dots & (f_{NN} - \rho_N) \end{bmatrix}$$

$$\rho_i \equiv 1/(1 - \varepsilon_i)$$

f_{ij} : 物体*i*から物体*j*への形態係数

(3) 形態係数

形態係数の計算は、燃料集合体の燃料棒配列に基づき四つのグループに分類して行う。図 3-3 に形態係数計算体系を示す。

a. 第 1 近接（隣接）燃料棒

図 3-3 における燃料棒①と②の関係であり、燃料棒間に障害となる他の燃料棒はない。対象となる燃料棒は着目燃料棒の位置により異なるが、最大 4 本である。

b. 第 2 近接燃料棒

図 3-3 における燃料棒①と③の関係であり、燃料棒間には障害となる燃料棒が 2 本（第 1 近接燃料棒②と⑤）存在する。対象となる燃料棒は最大 4 本である。

c. 第 3 近接燃料棒

図 3-3 における燃料棒①と④の関係であり、燃料棒間には障害となる燃料棒が 2 本（第 1 近接燃料棒⑤と第 2 近接燃料棒③）存在する。対象となる燃料棒は最大 8 本である。

d. チャンネルボックス

チャンネルボックスは、4 本の第 1 近接（隣接）燃料棒、4 本の第 2 近接燃料棒及び 8 本の第 3 近接燃料棒が全て揃わない位置の燃料棒との関係になる。チャンネルボックスは 1 ノードとして扱い、自身への形態係数も含める。

e. ウォータロッド

ウォータロッドは、燃料棒と同様に形態係数を求める。太径ウォータロッドについても、その座標及び径から形態係数が求められる。

f. 部分長燃料棒

輻射伝熱の観点からは、稠密体系の方が燃料被覆管温度を高め評価するため、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定する。

着目燃料棒と第1近接燃料棒及び第2近接燃料棒間の形態係数は、円筒形のピンの形態係数を計算するVIEWPINコード⁽⁷⁾のモデルを使用して計算する。また、着目燃料棒と第3近接燃料棒又はチャンネルボックス間の形態係数は、着目燃料棒の形態係数の総和が1.0となることから逆算して求められる。

以上から、CHASTEコードの輻射熱伝達モデルは、有効性評価解析で必要となる燃料集合体断面の幾何学的配置を考慮した、燃料被覆管、チャンネルボックスのより詳細な温度評価が可能であり、燃料棒の膨れによる変形も考慮することができる。したがって、有効性評価解析に適用可能なものであると考えている。

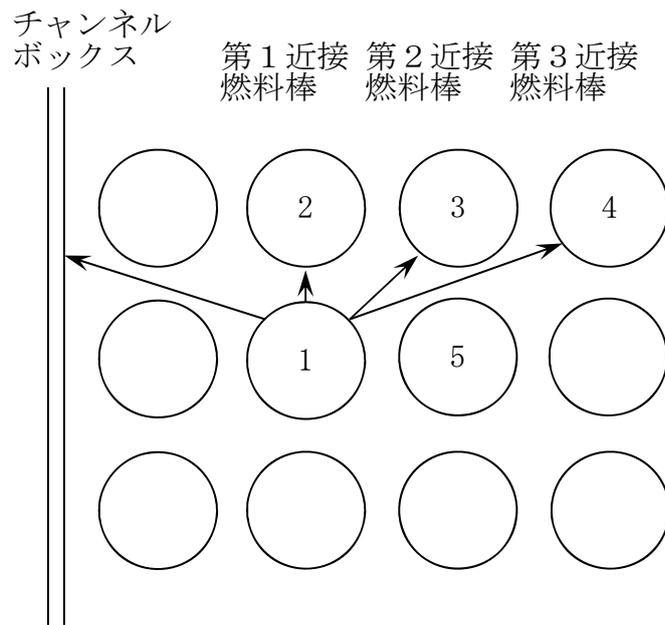


図 3-3 CHASTEコードの輻射熱伝達計算における形態係数計算体系

3.3.1.6 熱源

燃料内での熱発生量は、崩壊熱の時間変化により変わり、次式で与えられる。

$$\dot{Q} = V_f P_0 F_f \left(\dot{Q} / \dot{Q}_0 \right) \quad (3.3.1.6-1)$$

ここで、

- \dot{Q} : 燃料の崩壊熱
- V_f : 燃料ノードの体積
- P_0 : 燃料棒線出力密度
- F_f : 出力ピーキング
- \dot{Q} / \dot{Q}_0 : 規格化した崩壊熱

なお、上式の規格化した崩壊熱は、核分裂による発生熱、核分裂生成物の崩壊熱及びアクチノイドの崩壊熱を含み、初期出力に対する割合を時間の関数として入力する。

有効性評価では、核分裂による出力変化はREDDY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⁽³⁾に基づく計算結果を使用する。

3.3.1.7 ジルコニウム-水反応

燃料被覆管温度が高くなると、ジルコニウム-水反応による発熱が顕著になるが、これによる発熱量及び酸化量は、以下のBaker-Justの式⁽⁸⁾により計算する。この場合、燃料被覆管の温度上昇に伴う膨れを計算し、燃料被覆管に破裂が発生する場合は、その時点以降、燃料被覆管の外表面だけでなく内面においてもジルコニウム-水反応が生じるものとし、Baker-Just

の式を適用する。

(1) 酸化割合

ジルコニウム－水反応は、蒸気の供給不足により制限されることがないものと仮定する。燃料被覆管の酸化厚さの割合は、次式で計算する。

$$\dot{th}_{ox} = \frac{R_1}{th_{ox}} \exp\left(-\frac{R_2}{T_R}\right) \quad (3.3.1.7-1)$$

ここで、

- \dot{th}_{ox} : 酸化厚さの割合
- th_{ox} : 酸化厚さ
- T_R : 燃料被覆管温度
- R_1, R_2 : Baker-Just の式に基づく定数

(2) 発熱割合

ジルコニウム－水反応による反応熱は水や蒸気が持続的に供給され得ると仮定する。この二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。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \quad (3.3.1.7-2)$$

ここで、

- R_3, R_4 : Baker-Just の式に基づく定数
- T : 燃料被覆管温度

発熱割合は、反応熱と燃料被覆管酸化量割合の積であり、燃料被覆管酸化量割合は燃料被覆管の密度、表面積及び酸化厚さ割合の積である。

したがって、発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot \dot{th}_{ox} \quad (3.3.1.7-3)$$

ここで、

- \dot{Q}_R : 発熱割合
- ΔH : 反応熱
- \dot{M}_{zr} : 燃料被覆管酸化量割合
- ρ_{zr} : 燃料被覆管密度
- A : 燃料被覆管表面積
- \dot{th}_{ox} : 酸化厚さ割合

3.3.1.8 燃料被覆管の膨れ，破裂

CHASTE コードは、過渡時の燃料被覆管の膨れ，破裂を考慮している。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限界曲線に基づいて判定する。

(1) 燃料棒内圧

燃料棒内圧は、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。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \quad (3.3.1.8-1)$$

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

(2) 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力は、燃料棒内外圧差より次式で計算する。ここで、冷却材圧力は S A F E R コードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

$$\sigma = \frac{D_i}{2t} (P_g - P) \quad (3.3.1.8-2)$$

ここで、

σ	:	周方向応力
D_i	:	燃料被覆管内径
t	:	燃料被覆管肉厚
P_g	:	燃料棒内圧
P	:	冷却材圧力

(3) 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪は、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。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \quad (3.3.1.8-3)$$

ここで、

- ε : 燃料被覆管の歪
- σ : 燃料被覆管の周方向応力
- E : ヤング率
- ν : ポアソン比

また、塑性変形は、Hardy 等の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。図 3-4 に破裂前の燃料被覆管の歪を温度（破裂温度－燃料被覆管温度）の関数として示す。図中の実線より、燃料被覆管温度での歪量が求まる。

(4) 燃料被覆管の破裂

燃料被覆管の破裂は、燃料被覆管の温度が上昇して燃料被覆管の内圧による周方向応力がその温度における引張り強さを越えた時点で発生する。図 3-5 に燃料被覆管に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管周方向応力の関係を示す。燃料被覆管の破裂は、実験データのベストフィット曲線に基づいて判定する。

破裂後の最終的な変形量は、破裂以前の燃料棒内外圧差によって異なる。したがって、実験データを燃料被覆管の周方向応力で整理することにより以下の値としている。

低応力領域 ($\sigma \leq 1500 \text{ psi}$) ;	$E_L = 0.23$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.16$	(外側燃料棒)
高応力領域 ($\sigma > 1500 \text{ psi}$) ;	$E_L = 0.15$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.11$	(外側燃料棒)

ここで、 σ は燃料被覆管の周方向応力、 E_L は半径方向の歪量を初期の半径で割ったものである。

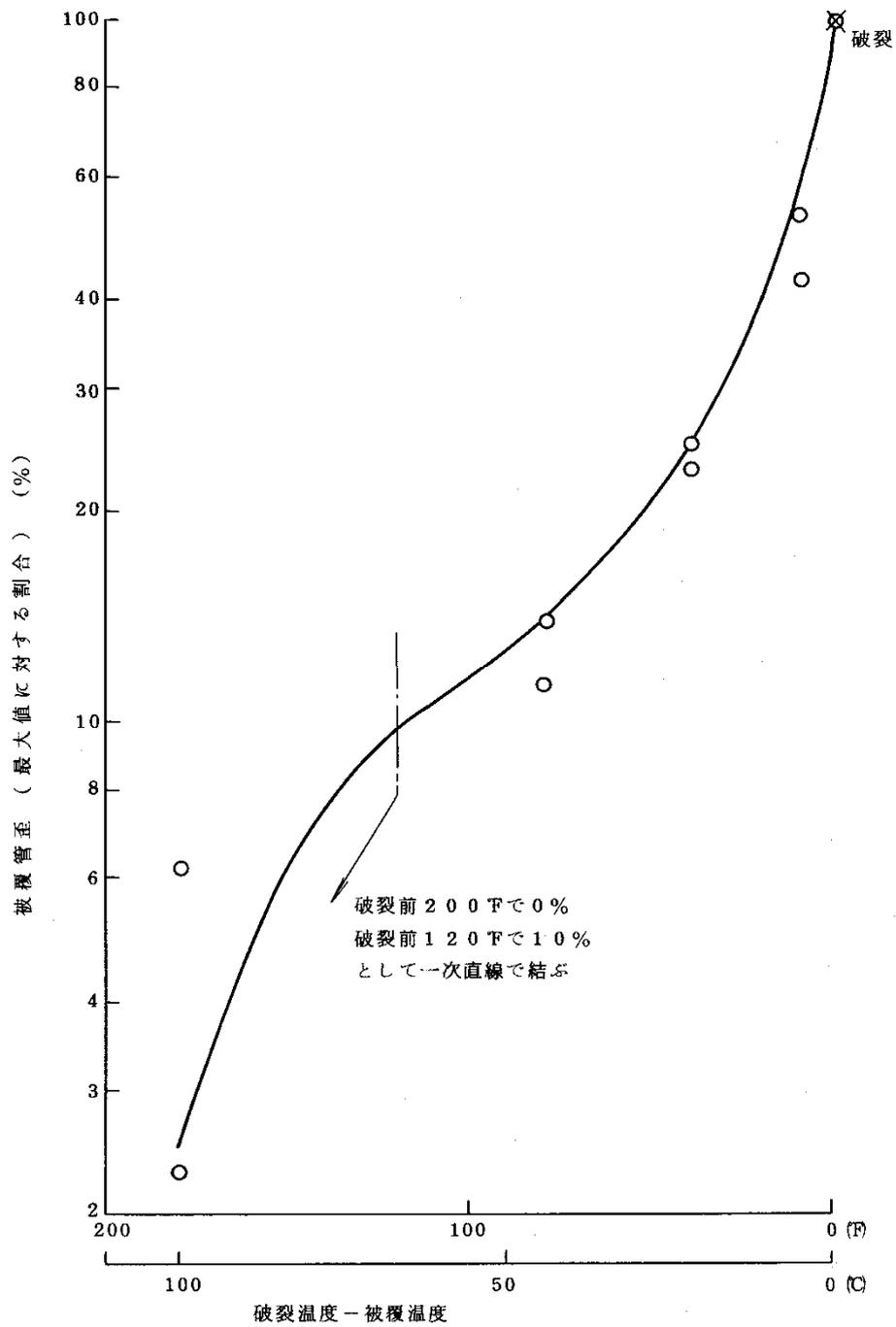


図 3-4 塑性変形量と破裂前の燃料被覆管温度の関係

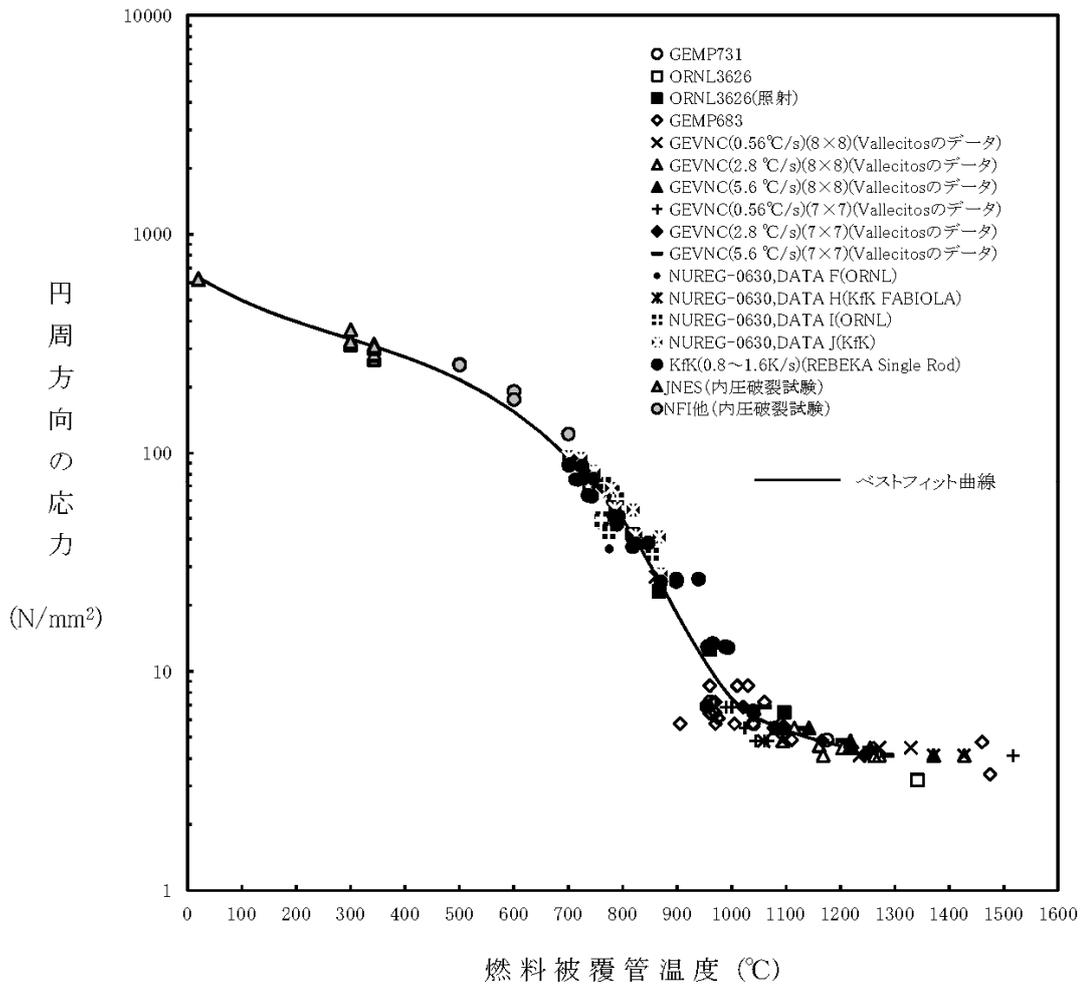


図 3-5 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

表 3-2 CHASTEコードの計算モデル一覧

項 目		計算モデル
ノード 分割	燃料集合体	軸方向の任意の一断面の燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスを模擬し，燃料棒を全て1本ごとに取り扱う（図 3-1）
	燃料棒	燃料ペレットを半径方向に最大9ノードに分割（図 3-2） 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し，円筒次元熱伝導方程式を用いる
熱伝達 モデル	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
	対流熱伝達	SAFERコードの解析結果から時間の関数として引き継ぐ
	輻射熱伝達	解析対象の評価位置断面が露出した以降は，燃料棒間及び燃料棒-チャンネルボックス壁間の輻射熱伝達を考慮
その他	熱源	核分裂による発生熱，崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発熱を考慮 燃料棒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燃料棒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
	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 3-5）

3.4 入出力

CHASTEコードの主要な入出力を図3-6に示す。CHASTEコードのインプットデータは以下のとおり構成される。CHASTEコードのインプットデータ元となる燃料データ，過渡特性を整理した解析条件を添付1に示す。

- ① 燃料データ（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，局所出力及び燃焼度分布，断面平均燃焼度，物性）
- ② 過渡特性（原子炉出力，原子炉圧力及び燃料被覆管表面对流熱伝達係数の時間変化，炉心露出及び再冠水時間）

上記をインプットデータとして，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 燃料被覆管温度
- ② ジルコニウム-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

(燃料データ)

- ・ 幾何形状
- ・ 燃料棒出力
- ・ 初期状態
- ・ 局所出力及び燃焼度分布
- ・ 断面平均燃焼度
- ・ 物性

(過渡特性)

- ・ 原子炉出力時間変化
- ・ 原子炉圧力時間変化
- ・ 対流熱伝達係数時間変化
- ・ 炉心露出, 再冠水時間

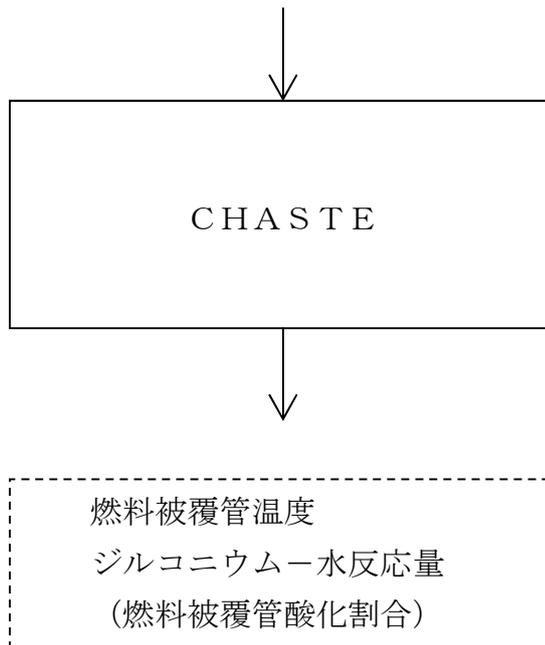


図 3-6 CHASTEコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

CHASTE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以降に示すが、それらの要約を4.1.1, 4.1.2及び4.1.3に示す。

CHASTEコードは、BWRのLOCAを模擬したECCS冷却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が確認されている。

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、CHASTEコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達については、対流熱伝達はSAFERコードの解析結果より引き継いでおり、LOCAを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とSAFERコードによる実験解析結果を比較することにより、SAFERコードの熱伝達モデルの妥当性を確認していることから、CHASTEコードにおける燃料棒表面熱伝達のうち対流熱伝達の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管酸化については、3.3.1.7に記載したとおり、蒸気供給制限がなく、反応温度まで上げるためのエネルギーはないものと仮定し、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、CHASTE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、3.3.1.8に記載したとおり、燃料被覆管の歪量を計算し、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よ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、CHASTE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。

以上から、重要現象に対する妥当性確認については、BWRのLOCAを模擬したECCS冷却実験結果と実験解析結果との比較において、燃料被覆管温度に着目してCHASTEコードの妥当性を確認する。

4.1.1 BWR-FLECHT実験解析

米国AEC（現NRC）の出資のもとに行われたBWR-FLECHT実験により、BWRのLOCA時のECCSによる炉心冷却メカニズムの解明と燃料被覆管温度を予測する炉心ヒートアップモデルの妥当性確認が行われた。その結果、スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

4.1.2 炉心冷却実験解析

GE社による炉心スプレイ冷却と炉心再冠水冷却実験に基づき、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行い、実験解析の大部分の結果が実験結果を上回ることが確認された。また、実験と解析結果の主要な差は、実験のスプレイ冷却が解析のスプレイ冷却に対して上回っていることによる。

4.1.3 スプレイ冷却特性実験解析

実機9×9燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体実験装置を用いたスプレイ冷却特性実験に基づき、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認

が行われた。その結果、スプレー冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

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		BWR FLECHT 実験解析	炉心冷却実験解析	スプレイ冷却特性 実験解析	BWRのLOCA 模擬試験
炉心 (核)	崩壊熱 ^{※1}	崩壊熱モデル		—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱 伝達	対流熱 伝達モデル ^{※1}	SAFERコード の解析結果を引き 継ぐ	—	—	—	— ^{※2}
		輻射熱 伝達モデル	燃料棒間、燃料棒 —チャンネルボッ クス間の輻射熱伝 達評価モデル(燃 料被覆管の変形も 考慮)	表 4-2 図 4-4 図 4-5 図 4-6	表 4-3 表 4-4 図 4-9	図 4-14 図 4-15	—
	燃料被覆管酸化 ^{※1}	ジルコニウム—水反応モデル		—	—	—	—
	燃料被覆管変 形 ^{※1}	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	二相流体の流動モデル		—	—	—	— ^{※2}
	気液熱非平衡	対流熱 伝達モデル ^{※1}	SAFERコード の解析結果を引き 継ぐ	—	—	—	— ^{※2}
原子炉 圧力 容器	冷却材放出 (臨界流・差 圧流)	臨界流モデル		—	—	—	— ^{※2}
	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		—	—	—	— ^{※2}
	ECCS注水 (給水系・代 替注水設備含 む)	原子炉注水系モデル		—	—	—	— ^{※2}

※1 4.1に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

※2 SAFERコードの評価範囲による物理現象であり、SAFERコードに記載する。

4.2 BWR－FLECHT実験解析⁽⁹⁾

(1) 概要

米国AEC（現在のNRC）の出資のもとにGE社が行った実験であり、BWR実機の7×7燃料集合体1体を実寸大で模擬し、ジルカロイ被覆管を用いた5種類の集合体とステンレス製被覆管を用いた5種類の集合体を電気加熱して、BWRのLOCA時の条件を模擬した実験及び定常実験を約150ケース行った。実験は、集合体上部からのスプレイ冷却実験、集合体下部からの冷却材流入による再冠水冷却実験及び両者を模擬した実験の3種類が行われた。図4-1に実験装置を示す。

本実験から、BWRのLOCA時のECCS作動期間中の熱伝達メカニズムの解明と被覆管温度を適切に予測可能な炉心ヒートアップ計算モデルを開発した。また、モデルの妥当性確認も行われ、スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(BWR-FLECHT : The Boiling Water Reactor Full Length Emergency Cooling Heat Transfer test program)

(2) 実験条件

BWR－FLECHT実験の主要な条件を以下に示す。

- | | |
|-------------|--|
| ① 冷却モード | 上部スプレイ，再冠水，スプレイと再冠水 |
| ② 模擬燃料集合体形状 | 実機BWRの実寸大7×7型 |
| ③ 模擬燃料被覆管材質 | ステンレス鋼，ジルカロイ-2 |
| ④ 冷却材流量 | 集合体当たりスプレイ流量：2.45～5.0 gpm
冠水速度：1～6 inch/s
スプレイと冠水：3.25 gpm, 6.0 inch/s |

- ⑤ 冷却開始時の被覆管温度 875～2250° F (約 468～1232°C)
- ⑥ 集合体出力 100～325 kW
- ⑦ 被覆管最高温度 1300～2700° F (約 704～1482°C)
- ⑧ 模擬燃料棒内ガス圧力 加圧なし
- ⑨ 系統圧力 15～300 psia

なお、ジルカロイ被覆管の集合体は、4種類の集合体がスプレイ冷却の条件下で実験され、ステンレス鋼被覆管の集合体はスプレイ及び再冠水冷却の条件下で実験された。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルによる解析は、ジルカロイ被覆管を用いたスプレイ冷却実験3ケースについて実施している。実験解析の例として、表4-2に集合体(Zr2K)を使用した実験結果(最高温度及び発生時間)と解析結果の比較を示す。炉心ヒートアップ計算モデルは、ジルコニウム-水反応量(被覆管の酸化量)計算として Baker-Just の式が組み込まれているが、FLECHT実験から、Baker-Just の式で計算される酸化量は、実験値の約2倍大きい値となることが分かった。したがって、実験解析では許可解析用の計算条件(100%MWR)の他に、ジルコニウム-水反応量を1/2としたケース(50%MWR)についても解析している。

なお、集合体の模擬燃料棒配置は図4-2に示すとおりであり、グループ5の20本及びグループ18の9本は温度計測のない模擬燃料棒である。また、グループ19は熱電対の故障がある。また、図4-3に局所出力分布を示す。

図4-2に示した集合体の燃料棒配置における代表的な燃料棒グループについて、スプレイ冷却開始後の被覆管温度変化を図4-4、図4-5及び図4-6に

示す。図中の○印が実験結果，破線が炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値である。

- ・ 図 4-4 に集合体内の最外周（チャンネルボックスに接する，ロッド 2）に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は，実験結果に比べて 100%MWR 時で約 90° F（約 50°C），50%MWR 時で約 60° F（約 33°C）高くなる。本燃料棒は，局所出力分布では，以下のロッド 30 及び 31 よりも大きな出力ピーキングを有しているが最高温度は低くなっている。これは，本燃料棒が最外周でチャンネルボックスに隣接し，内側の燃料棒よりも冷却が促進されていることによると考えられる。（なお，時刻 5 分以降の実験結果については，ヒーター又は熱電対の不良によるものとして記載されていない）
- ・ 図 4-5 に集合体内の最外周から 2 列目（ロッド 30）に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は，実験結果に比べて 100%MWR 時は約 90° F（約 50°C），50%MWR 時は 50° F（約 28°C）高くなる。
- ・ 図 4-6 に集合体内の最外周から 3 列目（ロッド 31）に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は，実験結果に比べて 100%MWR 時は約 200° F（約 111°C），50%MWR 時は 150° F（約 83°C）高くなる。本燃料棒はロッド 30 と同様に内側の燃料棒である。実験結果で最高温度がロッド 30 より低くなっているのは，局所出力分布の違いによるものと考えられる。（なお，時刻 7 分以降の実験データの変動は，模擬燃料棒のヒーターの故障に起因するものである。しかし，すでに温度が低下した後であり最高温度の妥当性確認結果には影響ないものである）

表 4-2 BWR-FLECHT 実験結果 (Zr2K バンドル, スプレー冷却実験)

Rod	Maximum Temperature (°F)					Time of Maximum Temperature (min)				
	Observed	Predicted		Error ¹		Observed	Predicted		Error ²	
		MWR		MWR			MWR		MWR	
		50%	100%	50%	100%		50%	100%	50%	100%
1	1780	1810	1830	+30	+50	3.5	2.8	3.0	-0.7	-0.5
2	1830	1890	1920	+60	+90	4.2	3.0	3.0	-1.2	-1.2
3	1700	1890	1930	+190	+230	0.3	3.0	3.0	+2.7	+2.7
4	1740 ³	1910	1940	+170	+200	1.2 ³	3.5	3.8	+2.3	+2.6
9	1990	2030	2060	+40	+70	3.8	3.0	3.0	-0.8	-0.8
10 (4.5) ⁴	1940	2040	2070	+100	+130	4.0	3.0	3.5	-1.0	-0.5
23	2180 ³	2070	2120	-110	-60	3.4	3.5	4.0	+0.1	+0.6
30	2010	2060	2100	+50	+90	3.4	4.0	4.0	+0.6	+0.6
17	2180 ³	2120	2180	-60	~0	7.0	4.0	4.0	-3.0	-3.0
24	2240 ³	2130 ⁵	2170 ⁵	-110	-70	5.1	4.0	4.0	-1.1	-1.1
31	1930	2080	2130	+150	+200	3.7	4.0	4.0	+0.3	+0.3
18(4.5) ⁴	2060	2120	2160	+60	+100	7.2	3.8	4.0	-3.4	-3.2
26(5.5) ⁴	1920	2060	2110	+140	+190	8.1	3.8	4.0	-4.3	-4.1
32(5.5) ⁴	1970	1950	2010	-20	+40	8.3	3.8	4.0	-4.5	-4.3

NOTES

- 1 Maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates overprediction of maximum temperature.
- 2 Time of maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates maximum predicted temperature occurred later than the data indicated.
- 3 Erratic thermocouple.
- 4 Observed temperatures are from thermocouples at elevations noted.
- 5 A current increase may have increased the local power at the midplane of rod 24.
Calculations which include such a local power increase result in maximum temperature predicting approximately 100°F higher than those shown here.

注記

1. 最高温度偏差：予測値－実験値
ここで+は最高温度の過大評価を示す。
2. 最高温度発生時間：予測値－実験値
ここで+は最高温度の発生時間予測値が実験値より遅いことを示す。
3. 熱電対異常
4. () 内は 6 ft 以外の熱電対の位置を示す。
5. 電流増加によりロッド No. 24 の中間面での局所出力が増加していたと考えられる。局所的出力増加を含む計算では、最高温度でここで示す値よりも約 100° F 高く予測する。

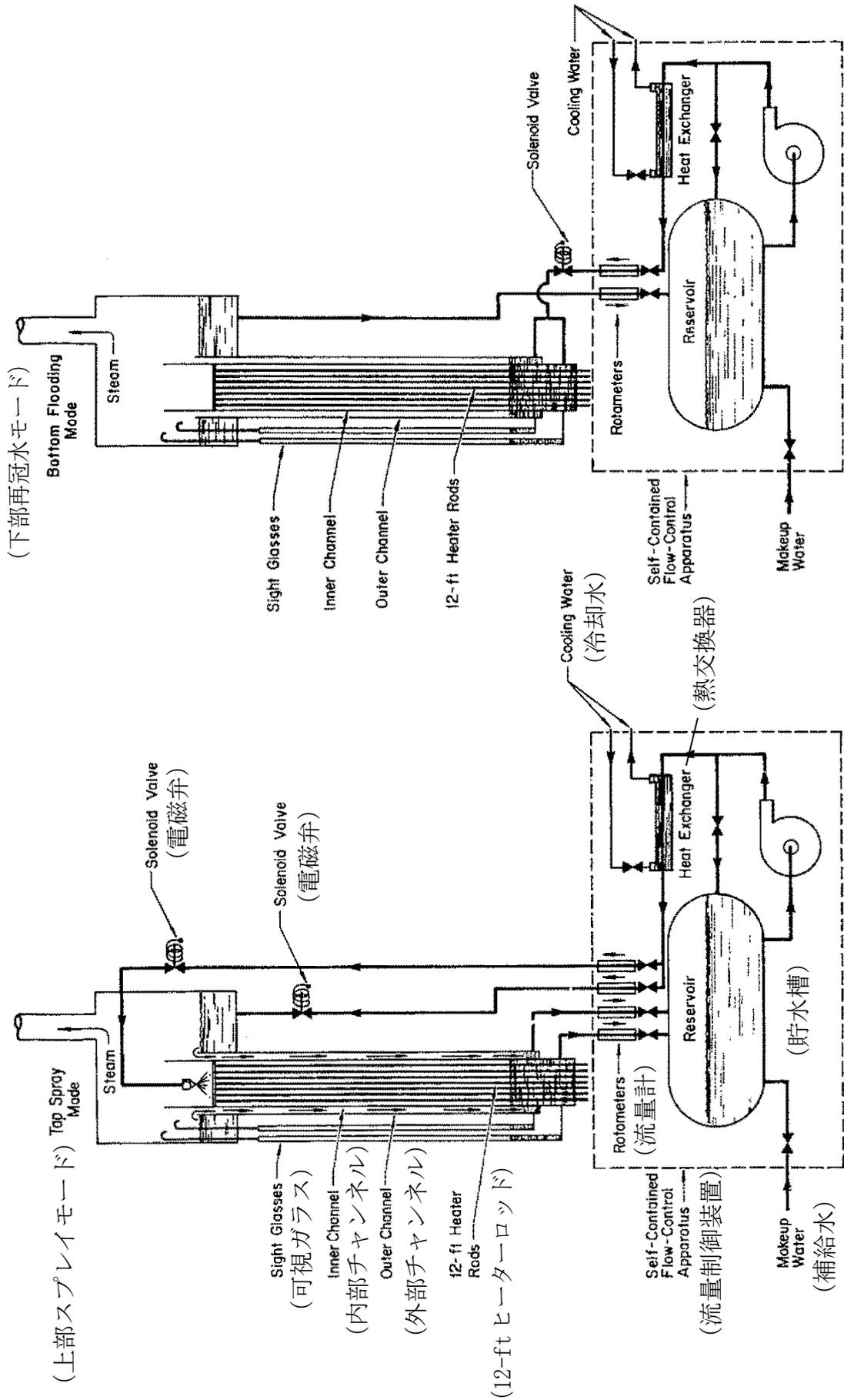


図 4-1 BWR-FLECHT 実験装置

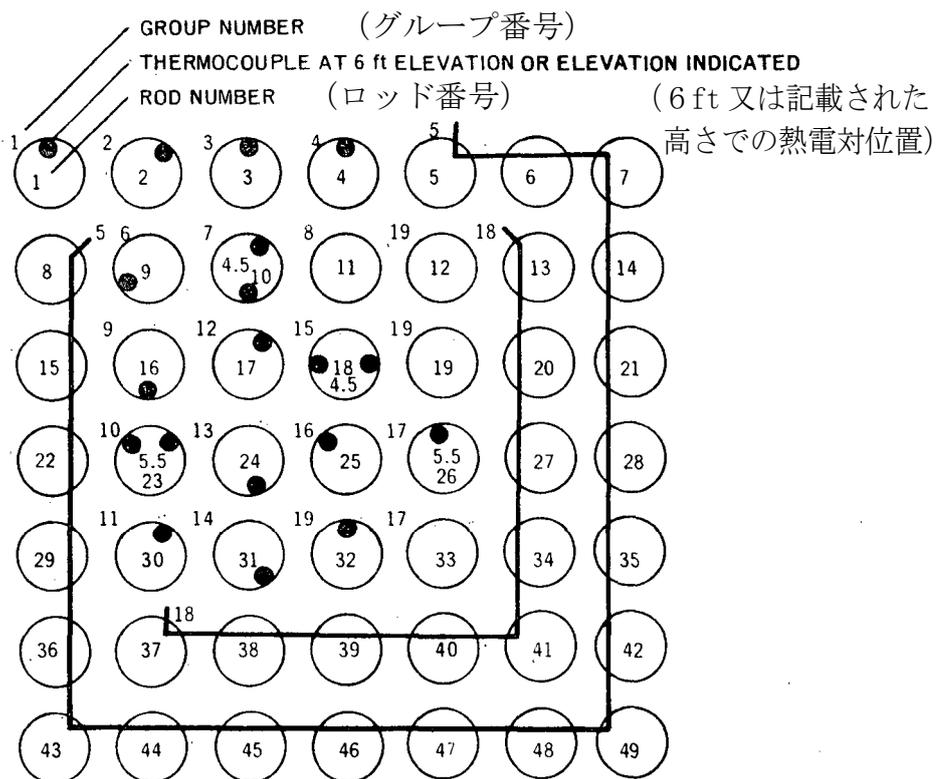


図 4-2 BWR-FLECHT 実験, Zr2K バンドル配置



図 4-3 局所出力分布

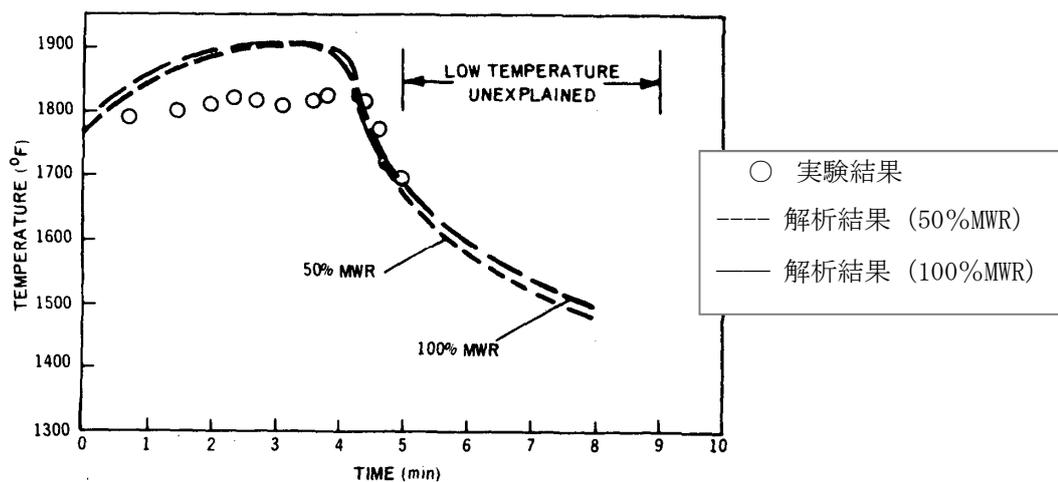


図 4-4 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 2)

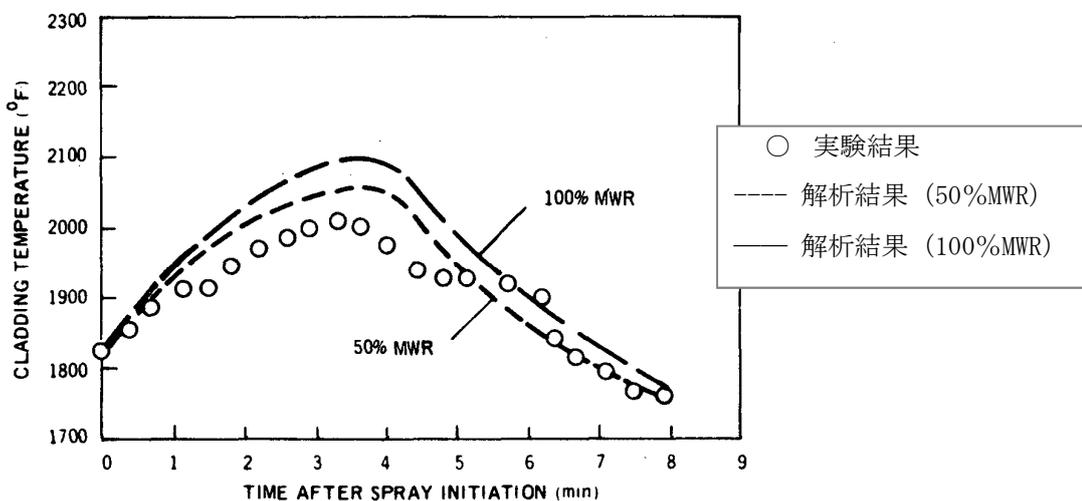


図 4-5 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 30)

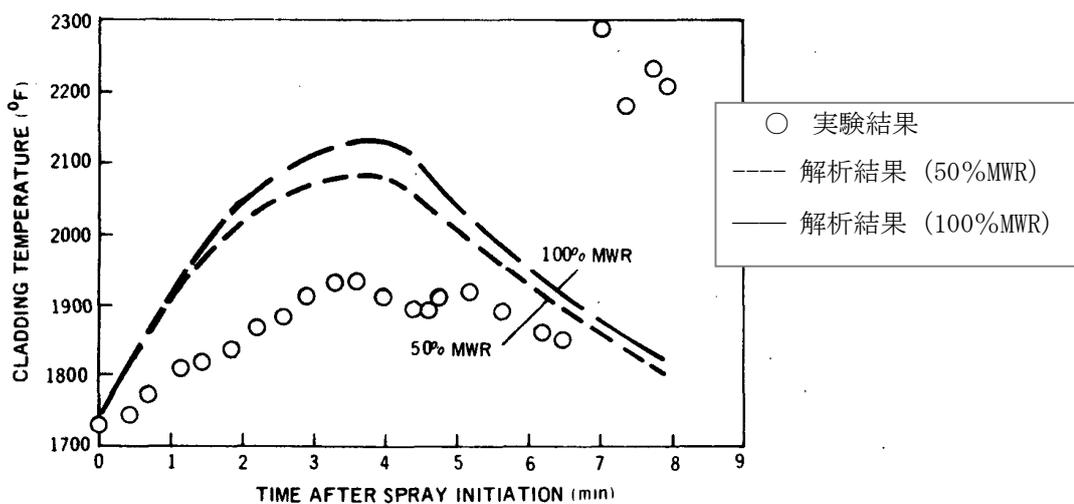


図 4-6 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 31)

4.3 炉心冷却実験解析

4.3.1 8×8燃料集合体の炉心スプレイと冠水の冷却効果確認実験⁽¹⁰⁾

(1) 概要

8×8燃料集合体のLOCA時炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認するため、BWR実機の8×8燃料集合体1体を実寸大で模擬した電気加熱、ステンレス鋼被覆管による実験装置を用いたECCSによる炉心冷却実験である。図4-7に実験装置を示す。

本実験では、炉心スプレイによる冷却効果及び炉心スプレイの集合体下部からの冷却材流入（再冠水）効果を確認し、スプレイ流量、冠水速度及び再冠水開始時間をパラメータとした実験を行い、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行っている。計算モデルによる実験解析の結果は、実験の被覆管最高温度と比較して、 -30°F から $+100^{\circ}\text{F}$ (-17°C から $+56^{\circ}\text{C}$) の範囲に入っていることを確認した。

(2) 実験条件

実機BWRの燃料集合体出力及びスプレイ流量等を仮定し、炉心スプレイ作動開始から再冠水までの期間の被覆管温度を計測した。主な実験条件は下記である。

- | | |
|-------------|--|
| ① 冷却モード | 上部スプレイ，スプレイと再冠水 |
| ② 模擬燃料集合体形状 | 実機BWRの実寸大8×8型 |
| ③ 模擬燃料被覆管材質 | ステンレス鋼 |
| ④ 冷却材流量 | 集合体当たりスプレイ流量：0.5～11.8 gpm
冠水速度：0.5～6 inch/s |
| ⑤ スプレイ開始時間 | 事故後30秒を模擬 |

- ⑥ 再冠水開始時間 45～515 秒
(スプレー開始後)
- ⑦ 冷却開始時の被覆管温度 1040～1825° F (約 560～996°C)
- ⑧ 集合体出力 200～300 kW
- ⑨ 軸方向ピーキング係数 1.4
- ⑩ 局所出力分布 BWR 6 プラントの代表例 (図 4-8)
- ⑪ 模擬燃料棒内ガス圧力 加圧なし
- ⑫ 系統圧力 大気圧

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認は、スプレー冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験、及びスプレー冷却のみの実験について行われた。スプレー冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験の結果と解析結果の比較を図 4-9 に示す。

図 4-9 は、集合体内で最高温度を示す燃料棒について、スプレー及び再冠水による冷却を模擬した実験結果と炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果を比較したものである。図中の水平線は集合体内最高温度の予測値を示している。

この結果から、実験解析の結果は実験の最高温度 (1327° F (約 720°C) ～2084° F (約 1140°C)) と比較して -30° F (約 17°C) から +100° F (約 56°C) の範囲に入っており、大部分の実験結果の最高温度を上回っていることが分かる。

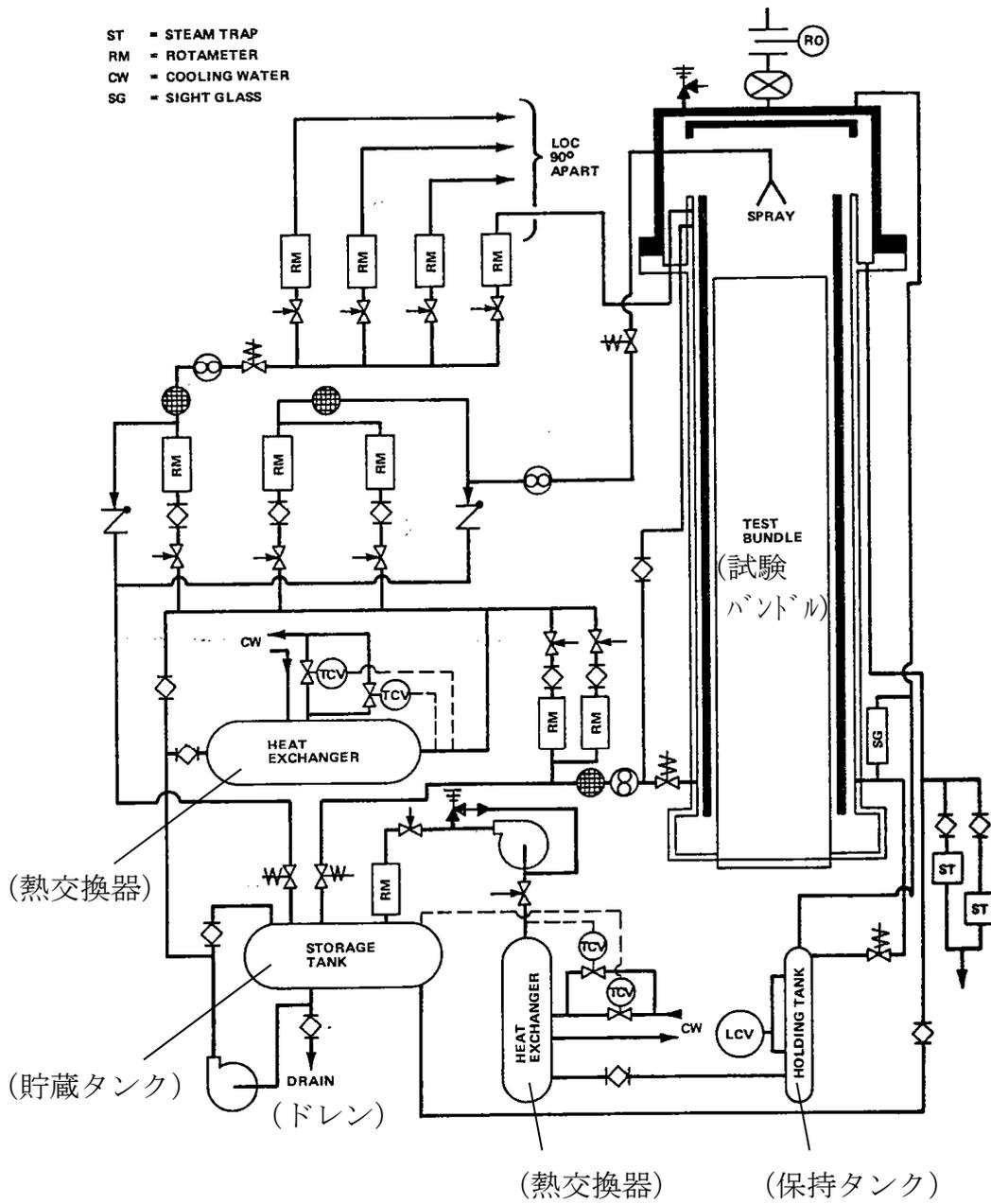


図 4-7 8 × 8 燃料集合体冷却効果確認実験装置

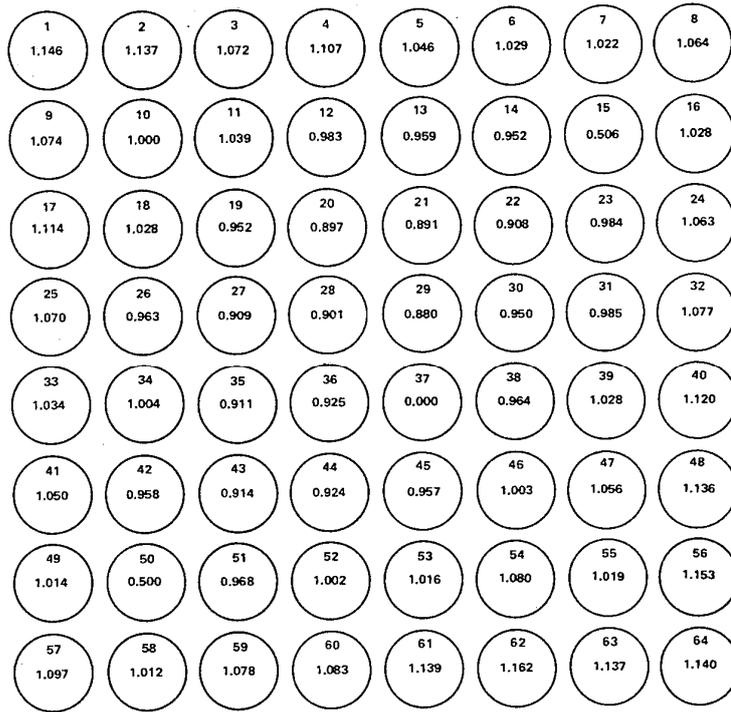
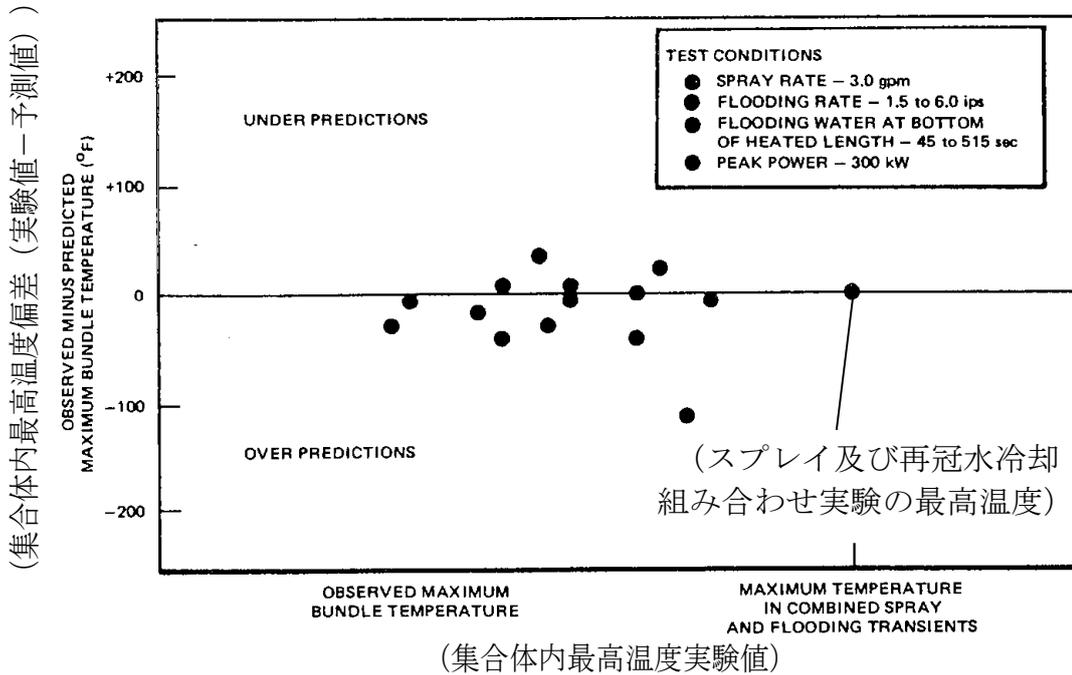


図 4-8 局所出力分布



(集合体内最高温度実験値)

図 4-9 8 × 8 燃料集合体冷却効果確認実験

- 実験条件
- スプレー流量 : 3.0gpm
 - 冠水速度 : 1.5 - 6.0ips
 - 加熱部下端の冠水時間 : 45 - 515sec
 - ピーク出力 : 300kW

4.3.2 8×8燃料集合体の内圧下ECCS冷却実験⁽¹¹⁾

(1) 概要

本実験は、8×8燃料集合体、内圧加圧燃料棒、ジルカロイ被覆管のLOCA時冷却特性の妥当性を確認するため、BWR実機の8×8燃料集合体1体を実寸大で模擬した実験装置を用いたECCSによる炉心冷却実験である。4.3.1節に述べた実験と異なる点としては、燃料棒内のFPガスインベントリを模擬するためアルゴンガスで初期に加圧した点とジルカロイ被覆管を用いた点である。図4-10に実験装置を示す。

本実験では、BWR6プラント用8×8燃料集合体と取替用8×8燃料集合体の2種類の燃料集合体について実験が行われ、炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析と実験結果の比較から、モデルの妥当性を確認している。炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果は、BWR6用燃料集合体では350°F（約194°C）、取替用燃料集合体では600°F（約333°C）高く、過小評価はわずかであるとの結果を得た。これより、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認した。

(2) 実験条件

本実験では、炉心スプレイ流量、集合体初期出力等プラントの違いを考慮した実験を行うため、BWR6用燃料集合体及び取替用燃料集合体の2種類について実験を行い、集合体内全燃料棒の被覆管温度を計測した。主な実験条件は以下である。

	<u>BWR 6用燃料集合体</u>	<u>取替用燃料集合体</u>
① 冷却モード	炉心スプレイと再冠水	同左
② 模擬燃料集合体形状	BWR 6用8×8型	取替用8×8型
③ 模擬燃料被覆管材質	ジルカロイ	同左
④ 集合体当たりスプレイ流量	3.25 gpm	2.45 gpm
⑤ 再冠水速度	3.5 inch/s	2.0 inch/s
⑥ スプレイ開始時間	事故後 45 秒	事故後 30 秒
⑦ 再冠水開始時間	スプレイ開始後 50 秒	同 174 秒
⑧ 冷却開始時の被覆管温度	1183° F (約 639°C)	1490° F (約 810°C)
⑨ 集合体出力	367 kW	355 kW
⑩ 軸方向ピーキング係数	1.4	同左
⑪ 局所出力分布	図 4-11	図 4-12
⑫ 模擬燃料棒内ガス圧力	95~113 psig	90~117 psig
⑬ 系統圧力	大気圧	同左

(3) 妥当性確認結果

実験結果における被覆管最高温度に対する炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析の被覆管最高温度の差を、集合体内の代表的な燃料棒について表 4-3 及び表 4-4 に示す。なお、ロッド番号 37 はウォータロッドであるため温度評価の対象外とする。

- ・表 4-3 に示す BWR 6 用燃料集合体の実験解析では、集合体内被覆管最高温度（以下「PCT」という。）は実験値に対して 6° F（約 3°C）*高くなり、良い一致を示した。また、集合体内の 3 本の燃料棒のみ実験結果より低い温度（15~20° F（約 8~11°C））を示しているがその差は小さく、その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約 390° F（約 199°C）である。
- ・表 4-4 に示す取替用燃料集合体の実験解析では、PCT は実験値より 103° F（約 57°C）*高い値を示した。また、集合体内の 3 本の燃料棒のみ

実験結果より低い温度（4～50° F（約2～28°C））を示しているがその差は小さく，その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約600° F（約333°C）である。

- ・実験と解析結果の主要な差は，実験のスプレイ冷却が解析のスプレイ冷却に対して上回っていることによる。

※6° F（約3°C）及び103° F（約57°C）は表に示されていない燃料棒で生じている。

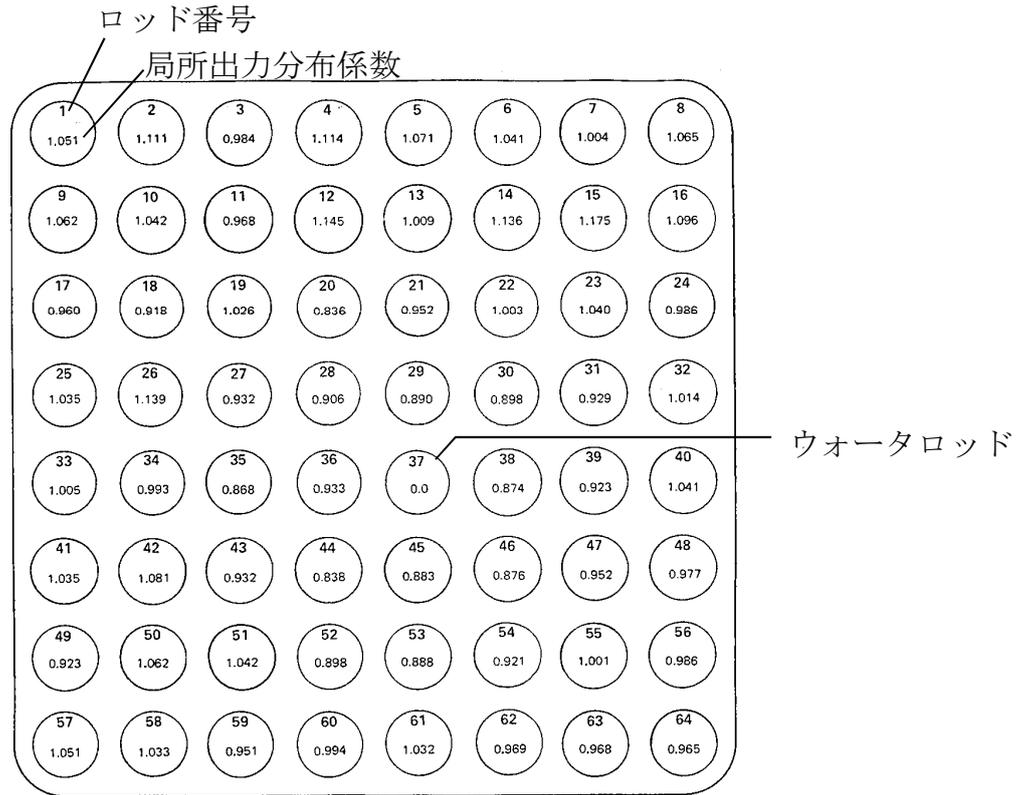


図 4-11 局所出力分布 (BWR 6 用)

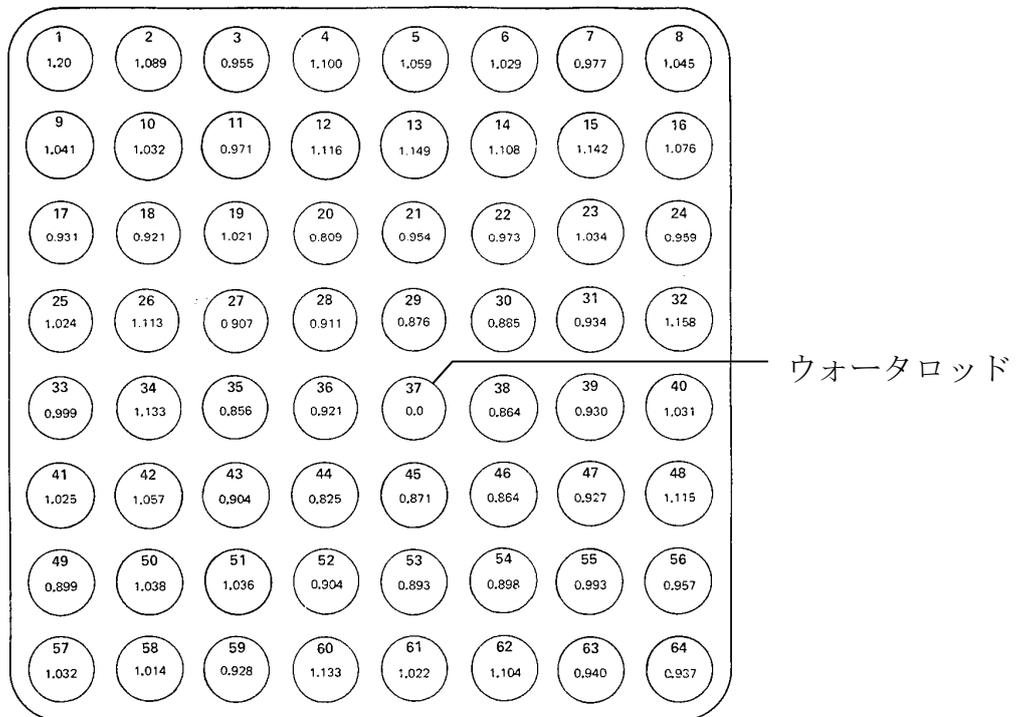


図 4-12 局所出力分布 (取替用)

表 4-3 実験結果と解析結果の比較 (BWR 6 用燃料集合体)

Rod	スプレイ 開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差 (予測値-実験値) Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)
1.....	920	181
3.....	975	81
5.....	1050	6
8.....	1022	287
10.....	1025	98
11.....	995	114
12.....	1120	-19
14.....	1140	370
15.....	1183	40
17.....	930	18
18.....	875	353
19.....	1022	52
20.....	1004	-15
21.....	985	21
22.....	965	82
26.....	1045	26
27.....	975	69
28.....	943	29
29.....	1004	354
30.....	950	375
31.....	985	246
32.....	935	297
33.....	905	116
34.....	960	307
35.....	900	138
36.....	880	193
37.....	440	635 (ウォータロッド)
38.....	865	118
39.....	920	383
42.....	1010	289
44.....	830	386
45.....	880	297
46.....	820	8
47.....	940	124
48.....	955	134
50.....	1095	-20
51.....	1060	271
52.....	920	54
53.....	970	79
54.....	1030	236
55.....	960	216
57.....	912	113
59.....	910	137
61.....	970	105
64.....	890	305
Channel.....	300	-58

表 4-4 実験結果と解析結果の比較 (取替用燃料集合体)

Rod	スプレイ 開始時温度 Temperature at Spray Initiation	最高温度偏差 (予測値－実験値) Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed
	(°F)	(°F)
1.....	1295	272
3.....	1240	480
5.....	1350	405
8.....	1300	261
10.....	1330	444
11.....	1340	464
12.....	1450	320
14.....	1420	564
15.....	1455	325
17.....	1210	321
18.....	1280	488
19.....	1350	268
20.....	1365	217
21.....	1400	164
22.....	1300	447
26.....	1300	101
27.....	1270	180
28.....	1250	52
29.....	1290	226
30.....	1230	443
31.....	1300	506
32.....	1340	424
33.....	1230	218
34.....	1400	151
35.....	1200	44
36.....	1148	170
37.....	815	155 (ウォータロッド)
38.....	1150	332
39.....	1250	603
42.....	1350	126
44.....	1120	89
45.....	1180	125
46.....	1115	133
47.....	1240	403
50.....	1407	-4
51.....	1360	56
52.....	1220	1
53.....	1250	-13
54.....	1330	72
55.....	1270	557
57.....	1218	43
59.....	1280	37
61.....	1310	-50
64.....	1112	354
Channel.....	500	-271

NOTE: The highest cladding temperature at spray initiation was 1490°F at the 80-inch elevation of Rod 22.

4.4 スプレー冷却特性実験解析⁽¹²⁾

(1) 概要

本実験装置は、実機 9 × 9 燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体（チャンネルボックス装着）、模擬燃料集合体を格納した圧力容器、圧力容器内へのスプレー水供給系、圧力容器への蒸気供給系及び圧力容器内で発生する蒸気の排出系から構成されている。模擬燃料集合体は電気加熱され、炉心スプレー系を模擬した冷却状態での冷却特性実験を行った。実験は、実機の再循環配管両端破断事故を模擬したシステム実験として、スプレー熱伝達実験及び大破断 L O C A 模擬実験を行った。図 4-13 に実験装置を示す。

大破断 L O C A 模擬実験から、実機の燃料被覆管温度を実験的に確認するとともに非発熱体となるウォータロッドの濡れ特性について評価し、C H A S T E コードの妥当性確認を行い、スプレー冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(2) 実験条件

大破断 L O C A 模擬実験では、実機大破断 L O C A において炉圧が大気圧となる事故後 40 秒以降の状態を模擬するために、実験条件を以下のように設定している。また、表 4-5 に実験条件を示す。

①スプレー流量

実機の最低スプレー流量である 3 gpm/バンドルを設定した。

②バンドル出力

初期出力を実機の事故後 40 秒での値とし、その後の崩壊熱の時間変化も GE（平均）+ 3 σ により考慮している。また、実機燃料と模擬燃料の

熱容量の違いを反映するために、出力を更に厳しく 1.2 倍した実験も行っている。

③初期燃料棒表面温度

ベースケースではスプレイ熱伝達実験と同様に 500°Cとしたが、出力を 1.2 倍したケースでは実機で想定される 700°Cの条件とした。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ解析に用いる CHASTE コードの妥当性及び保守性を確認するため、表 4-5 の実験条件に示した T1, T2 実験の実験解析を実施した。図 4-14, 図 4-15 に最高出力断面の各燃料棒表面温度について実験値と解析結果の比較を示す。

いずれの実験においても、CHASTE コードによる解析は実験結果を良く模擬している。また、解析値は実験値よりも高めとなっており、燃料被覆管温度の最高値の比較ではCHASTEコードが T1 実験で約 34°C, T2 実験で約 93°C高めとなっている。

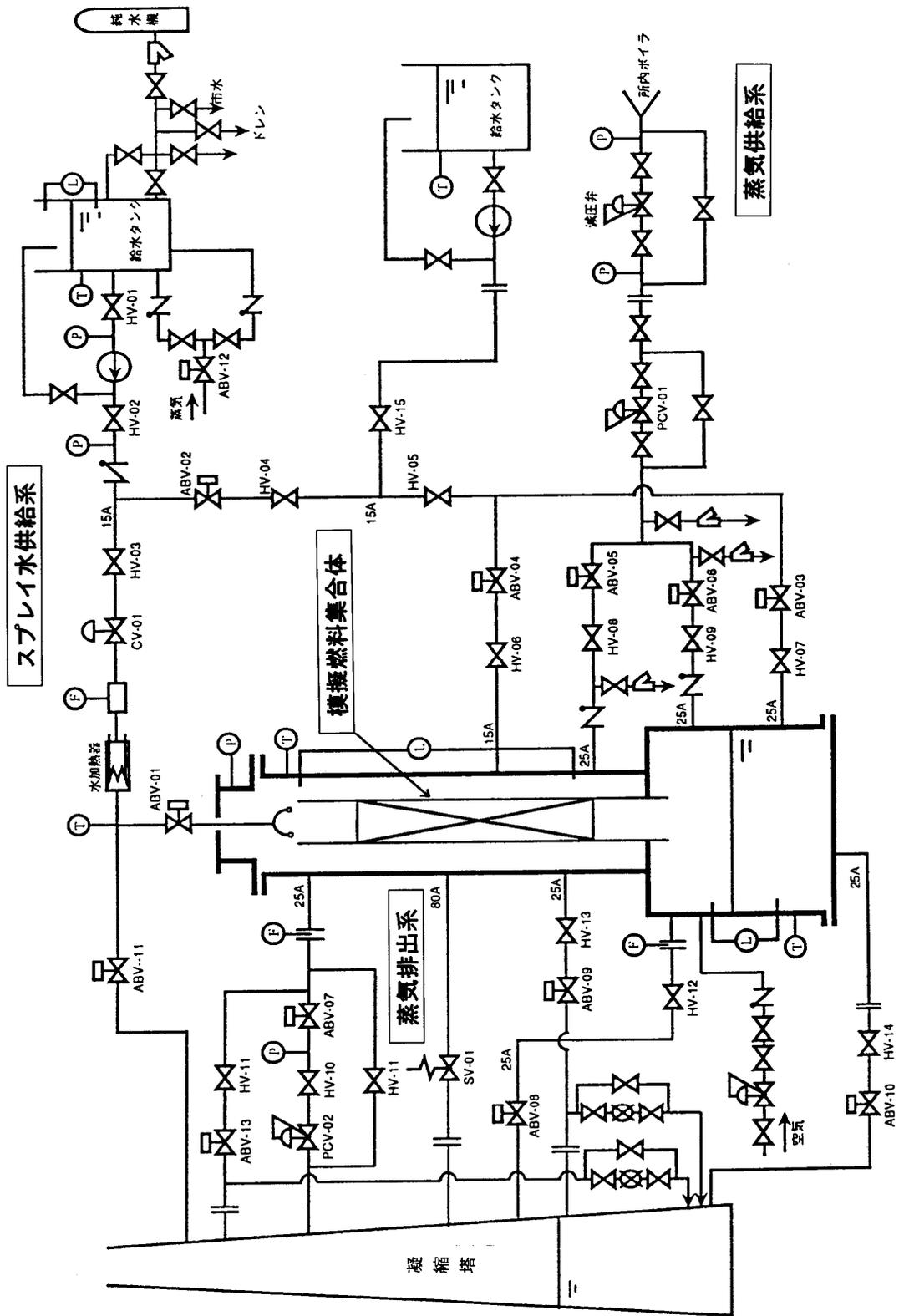


図 4-13 スプレー冷却特性実験装置

表 4-5 実験条件

No.	圧力 (kPa)	スプレー流量 (gpm)	初期バンドル 出力 (kW)	初期燃料棒 表面温度 (°C)
T1	100	3.0	260	500
T2	100	3.0	310	700

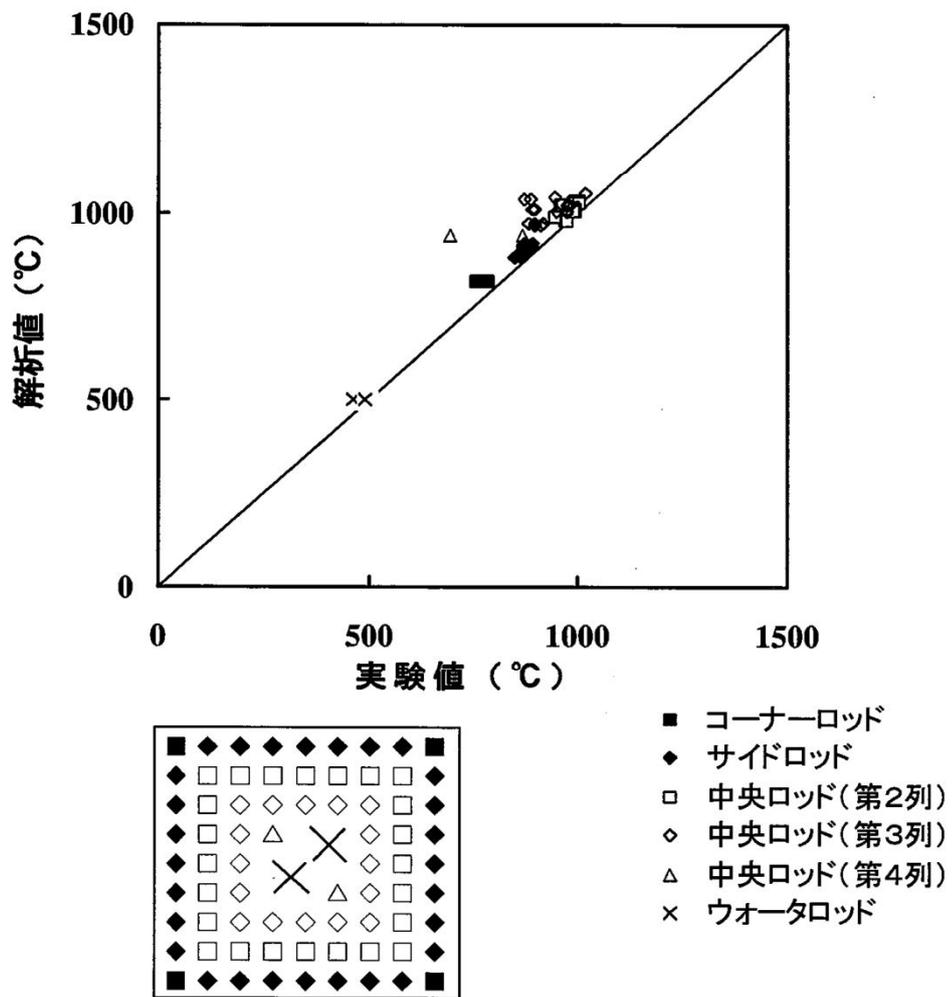
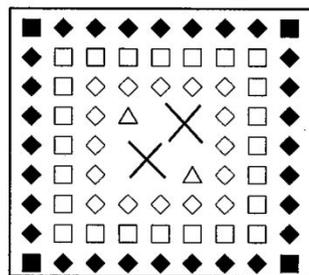
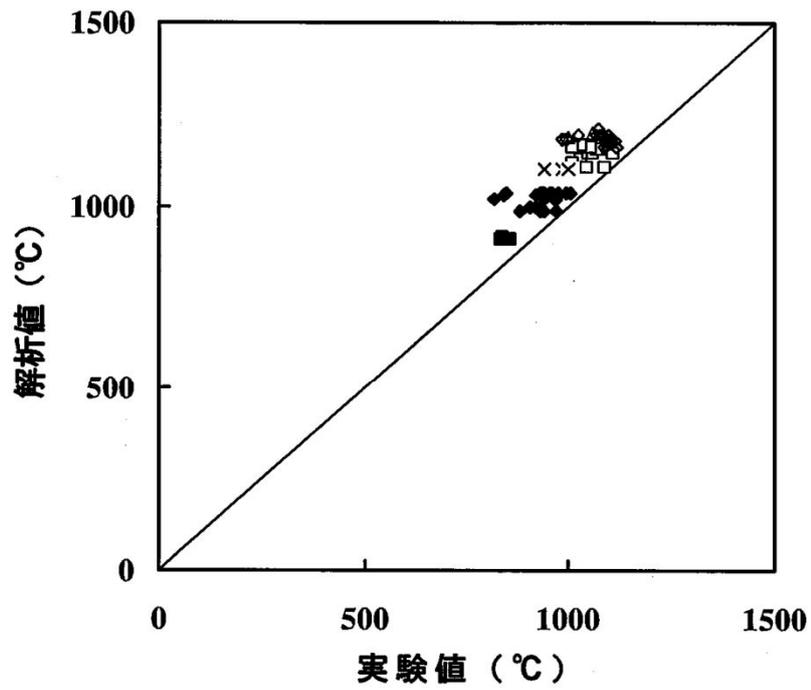


図 4-14 T1 実験と CHASTE 解析の比較



- コーナーロッド
- ◆ サイドロッド
- 中央ロッド(第2列)
- ◇ 中央ロッド(第3列)
- △ 中央ロッド(第4列)
- × ウォータロッド

図 4-15 T2 実験と CHASTE 解析の比較

4.5 実機解析への適用性

BWRのLOCAを模擬した燃料集合体冷却実験は、実機の燃料集合体1体を実寸大で模擬しており、集合体出力、出力分布、炉心スプレイ流量、炉心再冠水速度等の実験条件も実機条件に設定して実施されている。これらの実験結果と実験解析結果を比較すると、燃料被覆管最高温度は、前節に述べたように、実験解析結果の大部分が高く予測することを確認した。

有効性評価における重要現象は、2章に述べたように、設計基準事故のLOCAと同様であり、燃料被覆管温度が評価指標であることから、それを安全側に予測できるCHASTEコードは有効性評価に適用できる。

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）

CHASTEコードで取り扱う評価指標は、燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度は熱伝達係数に依存する。主に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て大きくなるように評価した値をCHASTE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

対流熱伝達は、SAFERコード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高めに評価する。

輻射熱伝達は、燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて、燃料被覆管、チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。高温となる場合の輻射率に比べて小さい値を用いていること、また、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするよう設定するた

め、燃料被覆管温度を高く評価する。

(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 3-5 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。

以上から、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）

CHASTE コードが適用される可能性のある有効性評価で取り扱う運転操作は、SRV を使用した原子炉減圧操作及び代替注水系等を使用した原子炉注水操作である。

この操作は原子炉圧力を低下させ、低圧注水系による原子炉注水を促進させるために実施する。この運転員等操作は、代替注水系及び代替電源の準備の完了の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た

め、燃料被覆管温度を起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作に与える影響はない。

なお、燃料被覆管の破裂判定に対しては、格納容器ベント操作への影響が考えられるが、格納容器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バンドル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、その影響は更に小さくなる。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/2)

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。
	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル	SAFERコードに記載	SAFERコードに記載
炉心 (燃料)	燃料被覆管酸化	輻射熱伝達モデル	入力値に含まれる。 輻射率は、1200℃付近のジルカロイ被覆管の酸化面における輻射率 (0.7~0.8) を踏まえて 0.67 を用いることで、輻射伝熱を小さくするよう考慮している。なお、輻射率 0.67 を用いた場合の PCT は、輻射率 0.75 を用いた場合に比べて数℃程度高くなる (添付 2 参照)。また、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするよう考慮している。	燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて、燃料被覆管、チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。 SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、燃料の最大線出力密度等の解析条件により、全体として保守的に評価する。
		ジルコニウム-水反応モデル	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もる Baker-Just 式による計算モデルを採用しており、保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/2)

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 (燃料)	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、SAFE Rコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、及び燃料の最大線出力密度等の解析条件を保守的に取り扱うことにより燃料被覆管温度は高めに評価され、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。ベラストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定はおおむね保守的となる。	破裂発生前の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、おおむね保守的な結果を与えるものと考えらる。

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) 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
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル」, 株式会社東芝, TLR-028 改訂 3, 平成 10 年 5 月
- (3) American Nuclear Society, “American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors”, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- (4) A. M. Ross and R. L. Stoute, “Heat Transfer Coefficients Between UO_2 and Zircaloy-2”, CRFD-1075, AECL-1552, June 1962.
- (5) 「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
- (6) 「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
- (7) G. L. Singer, “VIEWPIN A Fortran Program to Calculate View Factors For Cylindrical Pins”, Aerojet Nuclear Co., ANCR-1054, March 1972.
- (8) 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.
- (9) J. D. Duncan and J. E. Leonard, “Emergency Cooling in Boiling Water Reactors under Simulated Loss-of-Coolant Conditions (BWR-FLECHT Final Report)”, GEAP-13197, June 1971.
- (10) J. D. Duncan and J. E. Leonard, “Core Spray and Bottom Flooding Effectiveness in the BWR/6”, NEDO-10993, September 1973.

- (11) J.E.Leonard, et. al., “Emergency Core Cooling Tests of an Internally Pressurized, Zircaloy-Clad, 8x8 Simulated BWR Fuel Bundle”, NEDO-20231, December 1973.
- (12) 「敦賀発電所 1 号炉 スプレー冷却特性実験について」, 日本原子力発電株式会社, General Electric Company, 株式会社東芝, 平成 11 年 1 月

添付1 入力項目リスト

分類	入力項目
燃料データ	燃料集合体当たりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	チャンネルボックス内幅
	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
	局所出力及び燃焼度分布
	断面平均燃焼度
過渡特性	炉心核分裂出力変化
	炉心崩壊熱時間変化
	原子炉圧力変化
	燃料棒表面对流熱伝達係数変化
	炉心露出時間, 再冠水時間

添付2 輻射率の妥当性について

CHASTEコードでは、燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態での輻射率は0.67としている。

ジルカロイ被覆管を用いた物性評価試験⁽¹⁾において、1200°C付近の酸化面における輻射率は0.7~0.8の範囲であると報告されている。解析に用いる輻射率である0.67は、約800°Cの酸化膜を有するジルカロイに相当する値⁽²⁾であり、BWR-FLECHT実験等で用いられてきた実績のある値である。

輻射率の感度解析⁽³⁾として、BWR2プラントの原子炉冷却材喪失事故について、輻射率を0.67とした場合のPCTは、輻射率を0.75とした場合より、PCTが1400°C程度において約30°C高くなることが確認されている。この感度解析ではPCTが高く輻射率の効果が大きくなり、また燃料形状も異なることから、有効性評価解析の条件における輻射率の感度を確認するため、BWR5代表プラントについて輻射率の感度解析を行った。1.に解析条件及び解析結果を示す。感度解析の結果、PCTが900°C程度となる有効性評価解析において、輻射率を0.67とした場合のPCTは、輻射率を0.75とした場合より約3°C高くなることを確認した。

また、有効性評価解析で用いるCHASTEコードでは、SAFERコードの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について、水平方向二次元体系で横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており、縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりもPCTを高く評価している。

したがって、PCTが900°C程度となっている有効性評価解析において、輻射率0.67を用いてCHASTEコードを使用して、PCTを評価することは可能と考える。

また、濡れた状態の輻射率は、水の輻射率の代表的な値として 0.96 を用いている。

1. 有効性評価解析における輻射率の感度について

有効性評価解析における輻射率の感度を確認するため、BWR 5 代表プラントについて、燃料棒及びチャンネルボックスに適用している輻射率に関する感度解析を実施し、PCT への影響を確認した。以下に、解析条件及び解析結果を示す。

(1) 解析条件

対象プラント : BWR 5 代表プラント
事故シーケンス : 高圧・低圧注水機能喪失
解析条件 : 燃料棒及びチャンネルボックスの輻射率を 0.67 から 0.75 に変更する。

(2) 解析結果

添付表 2 に解析結果を示す。

添付表 2 輻射率感度解析結果

評価項目	ベースケース (輻射率 : 0.67)	感度解析 (輻射率 : 0.75)
燃料被覆管最高温度 (°C)	約 890	約 887

(3) まとめ

BWR 5 代表プラントの高圧・低圧注水機能喪失シーケンスについて、輻

射率の影響を確認する感度解析を実施し、PCTが約3℃低下する結果であった。

[参考文献]

- (1) “AEC FUELS AND MATERIALS DEVELOPMENT PROGRAM PROGRESS REPORT NO. 76” , GEMP-1008, September 30, 1968.
- (2) “ZIRCONIUM DATA MANUAL PROPERTIES OF INTEREST IN REACTOR DESIGN” , TRG Report 108, 1962.
- (3) “LOSS-OF-COOLANT ACCIDENT & EMERGENCY CORE COOLING MODELS FOR GENERAL ELECTRIC BOILING WATER REACTORS” , NEDO-10329, APRIL 1971.

② 模擬燃料集合体	実機BWRの実寸大8×8型
③ 模擬燃料棒材質	インコネル600
④ 模擬チャンネルボックス材質	SUS304
⑤ 集合体出力	4.7～26.3 kW
⑥ 系統圧力	大気圧～約0.8 MPa[abs]

(3) 妥当性確認結果

実験解析では、模擬燃料棒にインコネル600を、模擬チャンネルボックスにSUS304を用いていることから、模擬燃料棒及び模擬チャンネルボックスの材質に応じて、模擬燃料棒の輻射率を0.50、模擬チャンネルボックスの輻射率を0.75と設定して計算している。

輻射伝熱実験で、燃料集合体の対角線方向にある模擬燃料棒の軸方向最高出力部で測定された被覆管表面温度分布と、CHASTEコードを用いた実験解析の計算値との比較を添付図3-2に示す。対角線方向の被覆管表面温度分布の計算値は実測値の傾向とおおむね一致している。

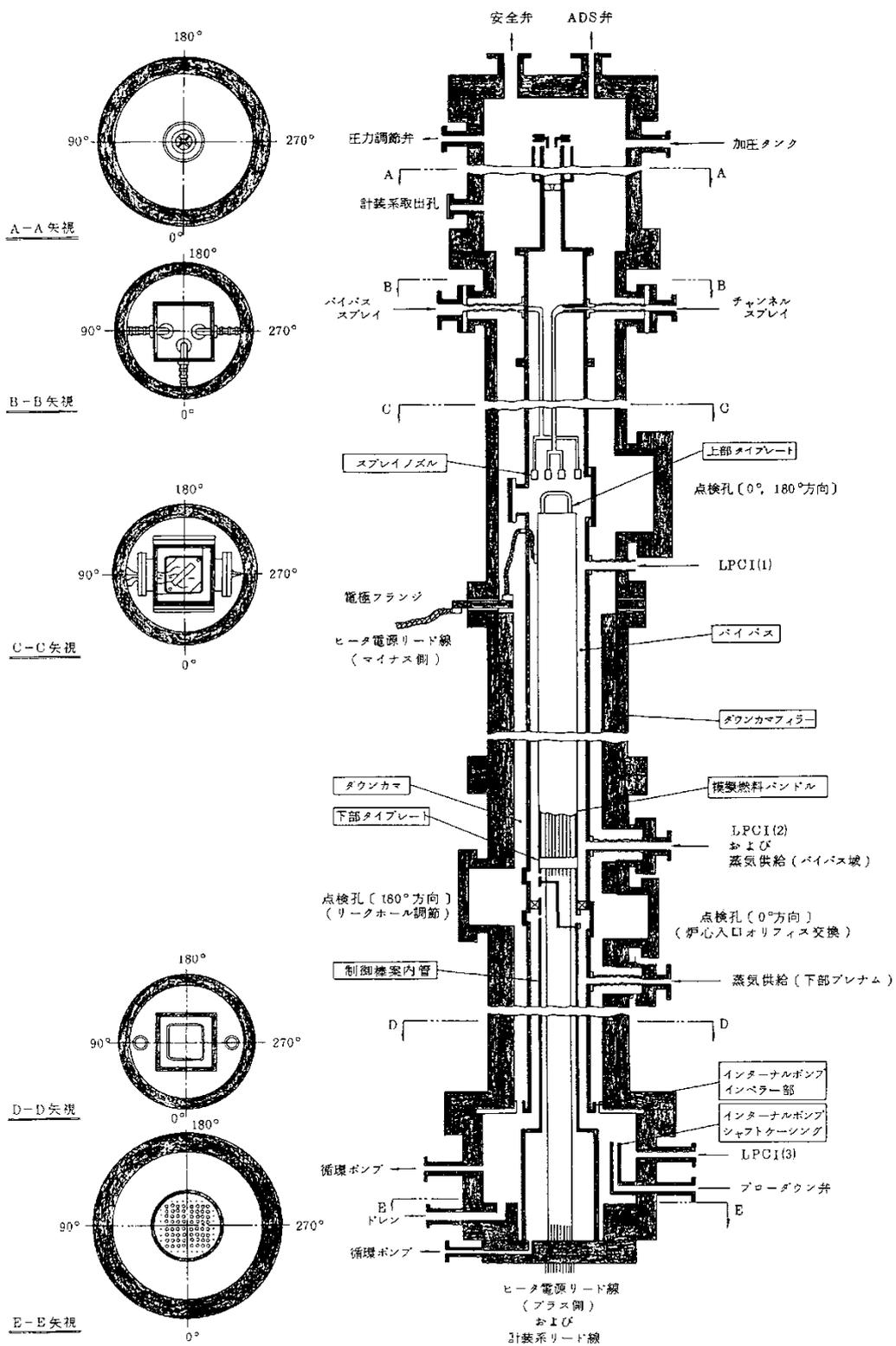
上述の実験及び実験解析では、模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスで材質が異なることから、輻射率についても異なる値を設定して計算しており、被覆管表面温度分布は実機と必ずしも同じではないものの、模擬チャンネルボックスへの輻射の寄与が大きい模擬チャンネルボックスに隣接する模擬燃料棒の温度は、被覆管最高温度が発生する中央領域の模擬燃料棒に比べて低く、輻射率が異なることの影響は小さいと考えられる。

したがって、実験での実測値と計算値の傾向がおおむね一致していること、また、添付2で示したとおり、有効性評価でCHASTEコードを用いている解析の状況においては、輻射が被覆管最高温度を高く評価するような

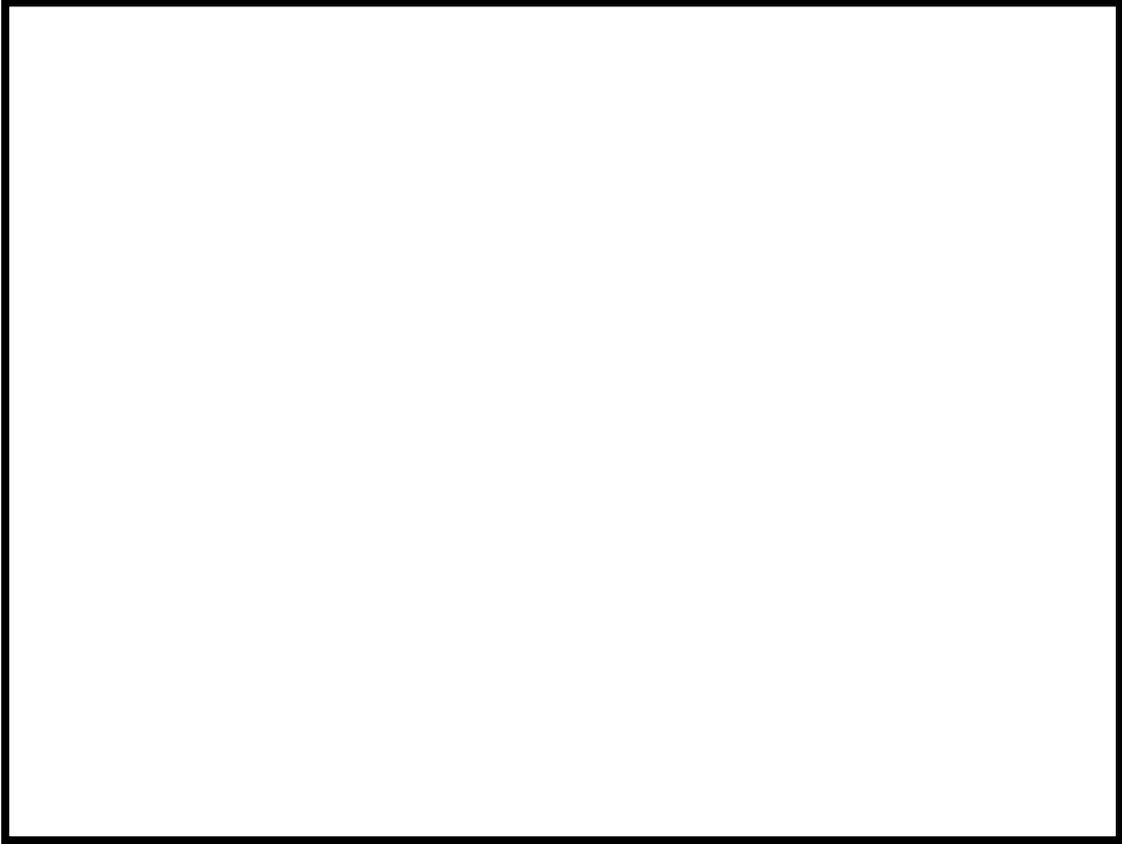
保守的な設定となっていることから、有効性評価におけるCHASTEコードの輻射伝熱モデルは適用可能なものであると考える。また、有効性評価におけるCHASTEコードの妥当性確認に当たってスプレイの影響を考慮する必要はないものとする。

[参考文献]

- (1) 共同研究報告書，炉心スプレイ低流量時の熱伝達に関する研究，
昭和60年度下半期（最終報告書），昭和61年3月



添付図 3-1 スプレー熱伝達実験装置



添付図 3-2 輻射伝熱実験における燃料集合体内温度分布の実測値と計算値

添付4 前処理コード

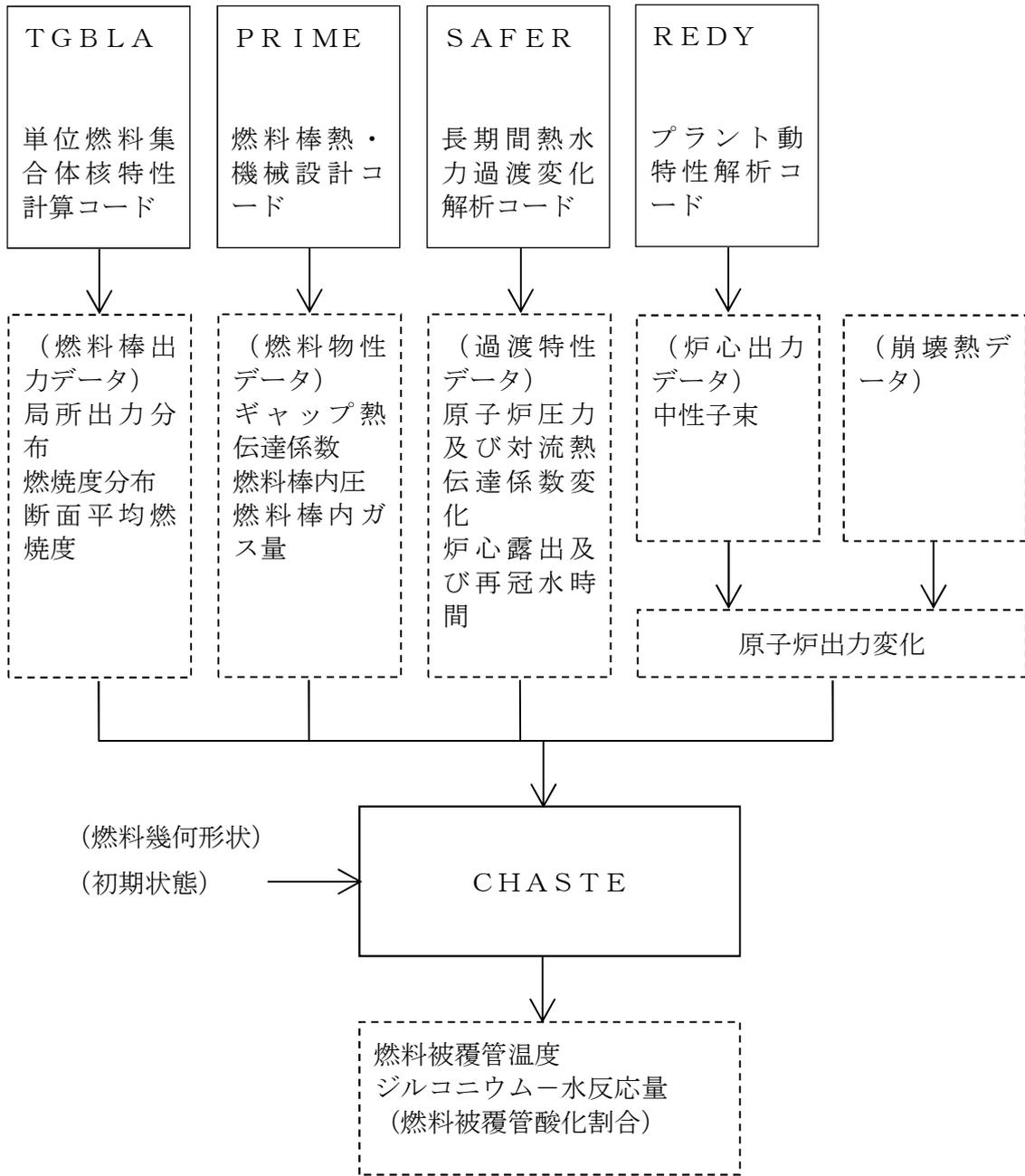
CHASTEコードのインプットデータ作成に使用される前処理コードとCHASTEコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を添付図4に示す。

- (1) 単位燃料集合体核特性計算コード (TGBLA) による燃料棒出力データ
 - ① 局所出力分布
 - ② 燃焼度分布
 - ③ 断面平均燃焼度
- (2) 燃料棒熱・機械設計コード (PRIME) による燃料物性データ
 - 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
- (3) 長期間熱水力過渡変化解析コード (SAFER) による過渡特性データ
 - ① 原子炉圧力
 - ② 軸方向各ノードの対流熱伝達係数
- (4) プラント動特性解析コード (REDY) による核分裂出力変化
 - ① 中性子束

TGBLAコードにより求められた各燃料棒の出力分布、燃焼度分布及び燃料集合体断面平均燃焼度をCHASTEコードに用いる。これらのデータは、次に述べるギャップ熱伝達係数の設定にあわせ、燃焼期間中の変化を考慮して設定する。

P R I M Eコードにより求められた燃料物性データをC H A S T E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。

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、C H A S T E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、燃焼度にサイクル末期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。



添付図4 CHASTEコードの入出力

添付5 有効性評価における9×9燃料（A型）の代表性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価は9×9燃料（A型）（以下「A型燃料」という。）を代表燃料として評価しており、有効性評価に用いるCHASTEコードの適用性は、主としてA型燃料を対象に確認されている。一方、実炉には9×9燃料（B型）（以下「B型燃料」という。）も装荷されていることから、CHASTEコードにB型燃料が適用できることを確認する。ここでは、CHASTEコードに入力される燃料データを整理した上で、対応する解析モデルがB型燃料の評価に適用できることを示す。

また、B型燃料の燃料データを入力した解析を行い、その影響を確認することで、A型燃料で代表することができることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料集合体をB型燃料とし、A型燃料で代表した申請解析と同様にCHASTEコードで解析評価する。CHASTEコードに入力する燃料棒、ウォータチャンネル、チャンネルボックスの幾何学的配置及び燃料特性（ギャップ熱伝達係数、燃料物性等）にB型燃料の燃料データを反映し、CHASTEコードでの燃料形状の差が結果に及ぼす影響を明確にするため、SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数はA型燃料で評価した値を用いて燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管の酸化量を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表5-1に示す。

A型燃料と比べたB型燃料の特徴として、ウォータチャンネルの採用、燃料棒の径が小さい、標準長燃料棒のみで構成される、スペーサ形状が異なるといった点があげられる。しかし、CHASTEコードを使用する上でこれらの相違は問題とはならず、B型燃料についてもCHASTEコードの解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対するB型燃料の適用性を示す。

3.1 B型燃料への適用性

CHASTEコードにおいては、燃料棒、ウォータロッド、チャンネルボックスの幾何学的配置や熱容量等を入力し、燃料棒表面熱伝達モデルの輻射熱伝達を評価するため、B型燃料の幾何学的配置等を入力することで適切に評価できる。CHASTEコードは、矩形のウォータチャンネルの形状を直接的に扱うことはできない。CHASTEコードと同一の輻射計算モデルを持つCHARMコード⁽¹⁾において、B型模擬燃料のスプレイ実験解析結果（別添）のとおり、B型燃料のウォータチャンネルを複数の丸型ロッドで模擬しており、B型燃料を適切に模擬することができることを確認している。このため、CHASTEコードにおいてCHARMコードと同様に丸型ウォータロッドでウォータチャンネルを模擬することでB型燃料の輻射の評価が可能である。

3.2 燃料特性の入力

CHASTEコードでは、燃料ペレット・燃料被覆管の比熱、密度等及びギャップ熱伝達係数を入力として、燃料棒の半径方向次元熱伝導（燃料棒熱伝導）、ギャップ熱伝達、ジルコニウム-水反応及び燃料被覆管の膨れ・破裂を評価する。これらの入力にB型燃料の特性を反映する。

4. B型燃料による解析評価

4.1 評価内容

対象プラント : BWR 5 代表炉

対象燃料集合体 : B型燃料

事故シーケンス : 高圧・低圧注水機能喪失 (MUWCによる注水ケース)

解析条件 : B型燃料の燃料データを入力する。S A F E Rコードから引き継ぐ対流熱伝達係数は、A型燃料で評価した値を入力する。その他の解析条件はA型燃料で代表した有効性評価のベース解析と同じとする。

4.2 解析結果

A型燃料と比較したB型燃料の解析結果を添付表 5-2 に示す。

燃料被覆管最高温度については、B型燃料の方が 30℃程度と数%高くなっている。

5. 代表燃料評価の適切性

B型燃料の方がA型燃料に比べて燃料被覆管最高温度が 30℃程度と数%高い結果 (約 921℃) となるものの、1200℃に対しては余裕があり、また、S A F E Rコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、燃料の最大線出力密度等の解析条件が全体として保守的になっていることを考慮すれば、C H A S T Eコードについても有効性評価においてはA型燃料の解析結果で代表しても問題ないと考える。

6. まとめ

CHASTEコードにB型燃料が適用できることを確認した。また、B型燃料の燃料データを用いて解析を行った。A型燃料とB型燃料の解析結果に大きな差はなく、有効性評価におけるCHASTEコードにおいてもA型燃料で代表することができると思う。

[参考文献]

- (1) 「BWRプラントのLOCA/ECCS性能評価コードの検討について」平成3年12月，通商産業省原子力発電技術顧問会 安全解析コード検討会

添付表 5-1 CHASTEコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力	解析モデル
燃料棒，ウォータロッド／ウォータチャンネル，チャンネルボックスの幾何学的配置	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒表面熱伝達（輻射））
燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導，ジルコニウム－水反応，膨れ・破裂）

添付表 5-2 A型燃料とB型燃料の解析結果の比較

評価項目	B型燃料に対する解析結果	A型燃料に対する解析結果
燃料被覆管最高温度 (°C)	約 921	約 890
燃料被覆管の酸化量 (%)	約 3	約 1

CHARMコードによる9×9燃料（B型）ヒートアップ実験解析

1. はじめに

9×9燃料（B型）を対象に実施されたヒートアップ試験を対象に実験解析を行い，角型ウォータチャンネル（W/C）を丸型ウォータロッド（W/R）で模擬する妥当性を確認した。実験解析では，炉心ヒートアップ解析コードCHARMコードを用いた。

2. 試験の概要

試験は，9×9燃料（B型）を模擬した実規模試験体を用いたスプレイ熱伝達試験であり，ヒータロッドを電気加熱し昇温させた後に，燃料上部からスプレイを投入している。試験体の形状寸法を表1に示す。被覆管，チャンネルボックス及びウォータチャンネルの材質はステンレス鋼である。出力分布等の試験条件を表2に示す。

表1 試験体形状

項目	値（単位：cm）
発熱長さ	約 380
ヒータシース内径	約 0.95
ヒータシース外径	約 1.1
チャンネルボックス内寸	約 13.4
ウォータチャンネル外寸	約 4

表2 主要な試験条件

項目	値	
バンドル出力	216kW	325kW
軸方向出力分布	コサイン分布（ピーキング最大値約 1.4）	
出力変化	図 1	

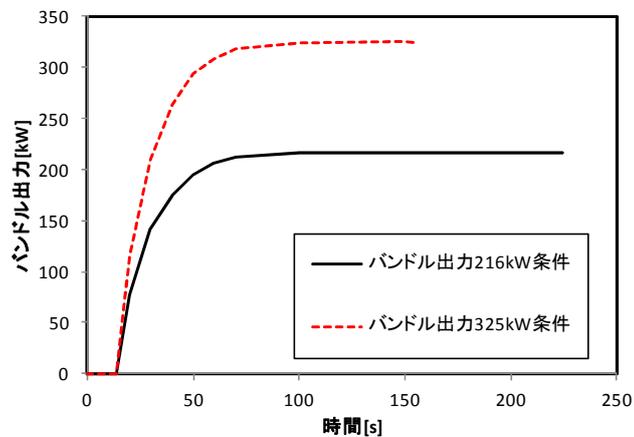


図1 バンドル出力の時間変化

3. CHARMコードによる実験解析

図2に9×9燃料（B型）の断面概略図を示す。実験解析では，試験体中央部の3×3ロッド領域における角型ウォータチャンネルを9本のウォータロッドで模擬した。ここで，輻射の評価で影響する3×3ロッド領域における外周部8本のウォータロッドの構造材断面積は，熱容量が同等となるように肉厚を調整し，実機の角型ウォータチャンネルの構造材断面積と合わせ，これらの8本のウォータロッドの外径（中心間距離）は燃料棒ピッチと同一とした。ステンレス鋼である被覆管，チャンネルボックス及びウォータチャンネル表面の輻射における輻射率は0.45に設定した。ヒータロッド温度測定値との比較対象は，高さ方向については軸方向出力分布の最大位置である中央部とし，径方向は対角部（3箇所），外周部，外周部より2層目及びウォータチャンネル隣接位置とした。

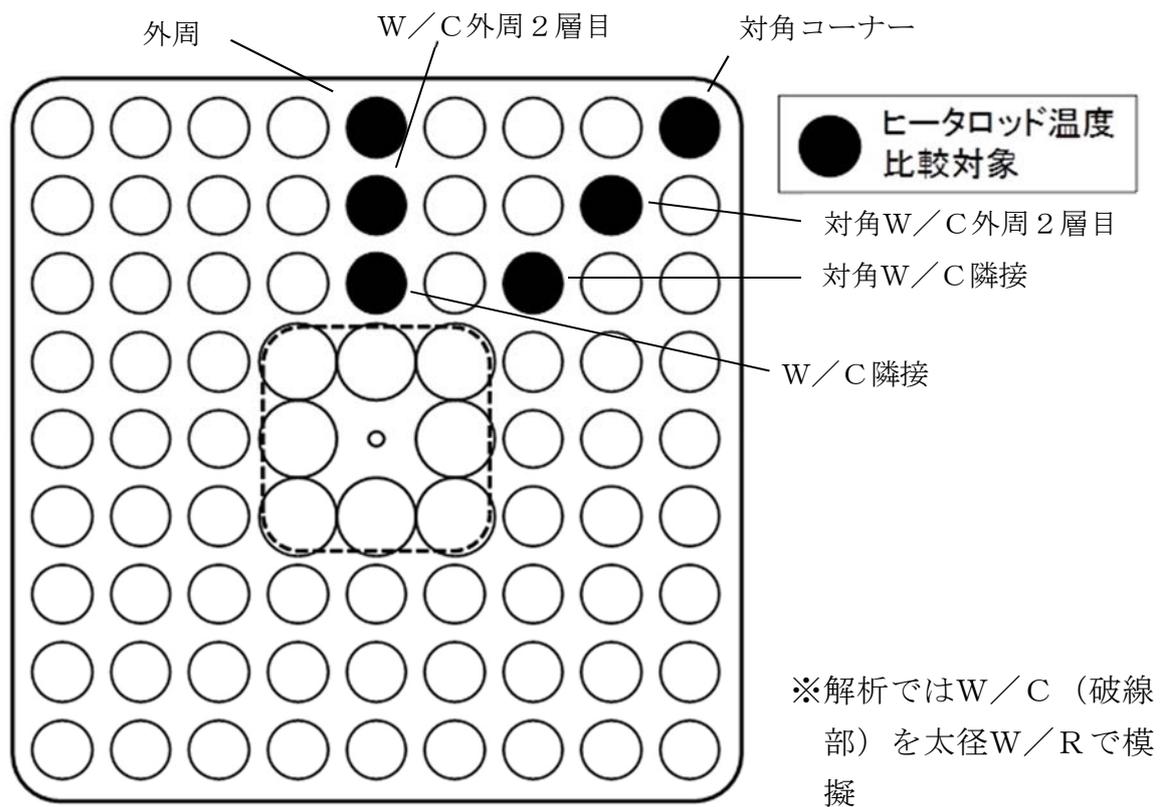


図2 9×9燃料（B型）の断面概略図

CHARMコードによるヒータロッド温度挙動の測定値との比較例を図3に示す。本検討では、9×9燃料（B型）体系における輻射効果を確認することから、ヒータロッド温度挙動はスプレイ投入開始時点までとした。216kW及び325kW条件でのヒータロッド温度は測定値を±20℃の範囲で予測しており、角型ウォータチャンネルをウォータロッドで模擬することは妥当であると考えている。

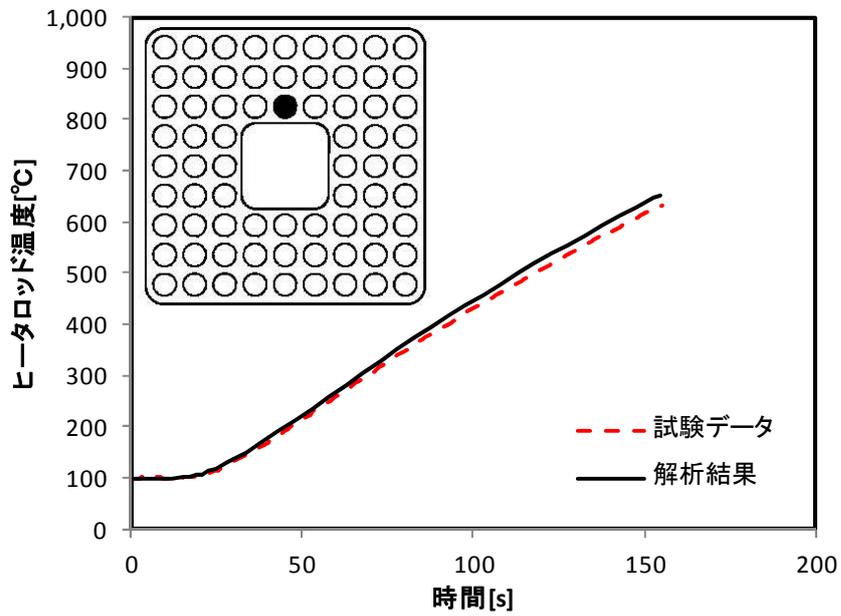


図3 ヒータロッド温度の時間変化の例 (325kW 条件, W/C隣接ヒータロッド)

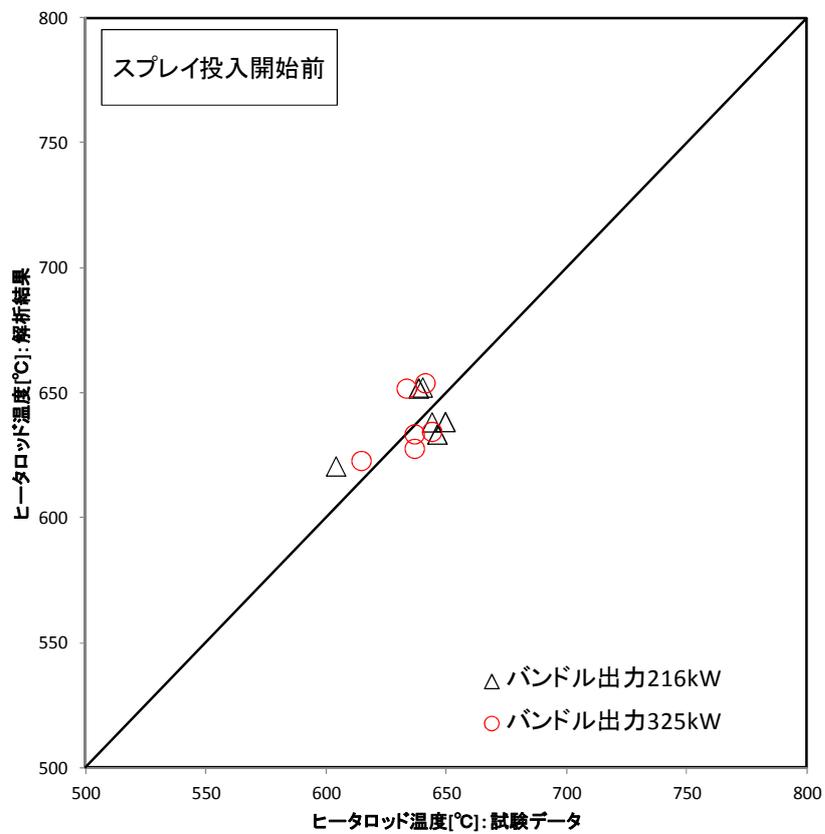


図4 ヒータロッド温度最高値の計算値と測定値の比較

第 3 部 R E D Y

目次

－ R E D Y －

1. はじめに	3-4
1.1 解析コード	3-5
1.2 妥当性確認の方針	3-5
2. 重要現象の特定	3-7
2.1 事故シーケンスと評価指標	3-7
2.2 ランクの定義	3-10
2.3 物理現象に対するランク付け	3-11
3. 解析モデルについて	3-25
3.1 コード概要	3-25
3.2 重要現象に対する解析モデル	3-25
3.3 解析モデル	3-27
3.4 入出力	3-48
4. 妥当性確認	3-52
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	3-52
4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認	3-66
4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認	3-70
4.4 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認	3-81
4.5 原子炉格納容器における重要現象の妥当性確認	3-100
4.6 実機解析への適用性	3-103
5. 有効性評価への適用性	3-106

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	3-106
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	3-116
6. 参考文献	3-118
添付1 入力項目リスト	3-120
添付2 軸方向出力分布の変化について	3-122
添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について	3-125
添付4 短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討	3-128
添付5 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード用）の 保守因子について	3-135
添付6 ボロン反応度添加率について	3-161
添付7 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較	3-167

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」という。）に適用するコードのうち、REDYコードについて、

- ・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。

1.1 解析コード

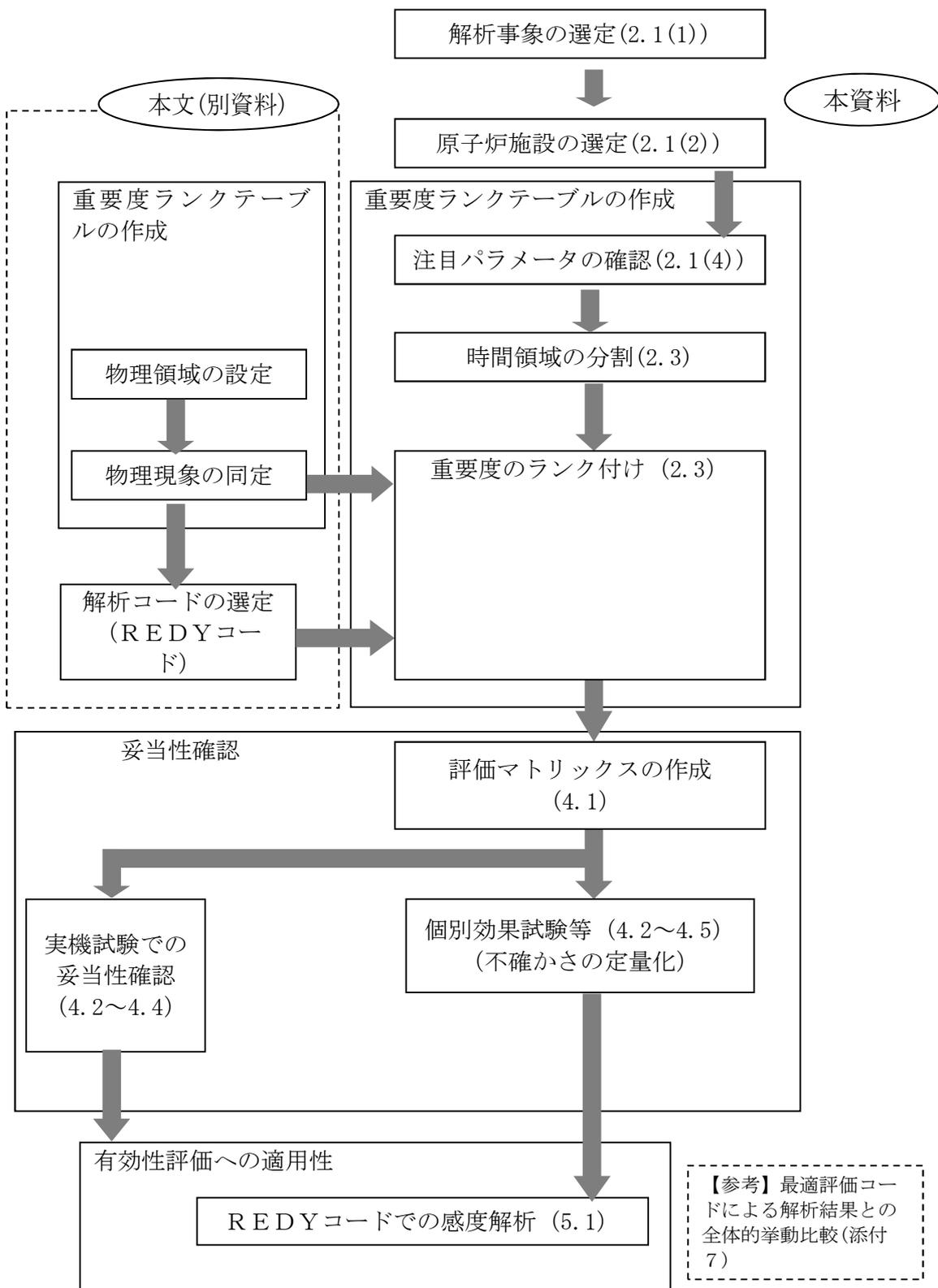
本資料で使用する解析コードは、ABWR用の“REDY Ver.2”と従来型BWR用の“REDY Ver.1(ATWS 用)”の二つであり、これらを以下「REDYコード」という。ただし、従来型BWRに対する実機試験の再現解析では“REDY Ver.1”を使用している。一部の評価でREDYコードの計算結果をインプットとする“SCAT Ver.3”(以下「SCATコード」という。)を併用するが、SCATコードの説明は別資料(第4部SCAT)にて行う。

なお、本資料で引用している最適評価コードは、“TRACG Ver.5”であり、これを以下「TRACコード」という。

1.2 妥当性確認の方針

重大事故等対策の有効性評価にREDYコードを適用することの妥当性確認の方針を以下に述べる。

- (1) REDYコードの妥当性確認は、原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」を参考にした図 1-1 REDYコードにおける検討手順に従う。
- (2) REDYコードは、プラント安定性や運転時の異常な過渡変化を評価する目的で開発されたコードであり、起動試験等の予測解析や再現解析に使用されて来た経緯を持つ。このため実機試験結果で妥当性確認が示せる範囲については、これを積極的に活用し、モデルの妥当性を示す。
- (3) 本資料は、原子炉停止機能喪失事象に対して抽出された物理現象に対してREDYコードを用いることの妥当性を示すことが目的である。なお、補足として最適評価コード(ここではTRACコードが該当)による参考解析結果を必要に応じて参照する。



(注)次章以降では、最適評価コードをTRACコードと呼ぶ。

図 1-1 REDYコードにおける検討手順

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

(1) 解析事象の選定

REDY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である原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

(2) 原子炉施設の選定

本事故シーケンスが生じる可能性はBWR型式により相違はないが、ABWRと従来型BWRとの主な違いである再循環系の違い（インターナルポンプか外部設置の再循環ポンプか）は、本事故シーケンスでは早期にポンプがトリップすることからシナリオ上大きな違いはない。このことから、ここでは原子炉施設としてABWRを選定した。ただし、有意に異なる場合は従来型BWRに関する説明を併記している。

(3) 事故シーケンス

運転時の異常な過渡変化では、主蒸気隔離弁の誤閉止により、原子炉スクラム信号が発生し、全制御棒が急速挿入され原子炉は停止する。主蒸気隔離弁の誤閉止は原子炉からタービンへ流れる主蒸気流量を遮断することになるため、原子炉圧力は上昇するものの、原子炉がスクラムされていることと、圧力が定められた値を超えた場合は逃がし安全弁が作動するため、圧力上昇は抑制される。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、タービン駆動給水ポンプは停止し、さらに原子炉水位低下を厳しめに評価する目的で、モータ駆動給水ポンプも不作動を仮定しているが、運転時の異常な

過渡変化の判断基準に照らして、この仮定が影響を与えるものではない。

一方、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、原子炉圧力が上昇し、炉心内ボイドが減少することに起因した正のボイド反応度が印加され、原子炉出力が増加する。原子炉圧力が上昇して、原子炉圧力高信号で再循環ポンプ（インターナルポンプ4台）がトリップし、炉心流量を低下させる。このとき、同時にインターロックで作動する代替制御棒挿入は失敗を仮定する。再循環ポンプトリップにより、原子炉出力は低めに抑制される。原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、原子炉圧力の上昇は抑制される。逃がし安全弁が断続して開動作するため、原子炉から発生した蒸気は原子炉格納容器内のプール水へ放出され、プール水温及び格納容器圧力が上昇する。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、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は考慮する（従来型BWRでも原子炉出力が厳しくなるように起動を仮定する）。主蒸気隔離弁の閉止により、給水加熱器への加熱蒸気がなくなるため、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。これにより燃料は沸騰遷移状態となり燃料被覆管温度が上昇する。

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手動操作により、ほう酸水注入系が起動され、負のボロン反応度が徐々に印加されると、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プレッション・プール冷却効果と相まって、事象は収束に向かうことになる。

(4) 注目パラメータの確認

原子炉停止機能喪失事象に対して適用される判断基準は、以下のとおりである。

- 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倍未満）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力未満）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度未満）

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、判断基準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。したがって、本事象では燃料被覆管の温度（以下「燃料被覆管温度」という。）、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（以下「原子炉圧力」という。）、格納容器圧力バウンダリにかかる圧力及び温度（以下「格納容器圧力」及び「原子炉格納容器のプール水温度」という。）が注目パラメータとなる。このうち、燃料被覆管温度は、REDYコードでの計算結果を使用して、SCATコードで評価される。

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RE DY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	本資料での取り扱い
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」と同様に評価することとする
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／妥当性評価は記載しない
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／妥当性評価は記載しない

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 節記載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。

本事故シーケンスでは、事故発生初期の約 5 分以内に原子炉圧力、燃料被覆管温度の順で注目パラメータがピークを迎える。それ以降は、手動起動したほう酸水注入系による負のボロン反応度効果によって次第に原子炉出力が抑制され、また残留熱除去系による除熱が行われることから、数十分後に格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度はピークを迎え、最終的には事象は収束する。以上より、炉心内挙動を評価する短時間領域と、原子炉格納容器側挙動を評価する長時間領域の二つに時間領域を分割して考えるものとした。

原子炉圧力と燃料被覆管温度を支配する物理現象の同定とその重要度評価は、上述したように一つの短時間領域でまとめている。この理由は燃料被覆管温度が異なる時間で二度のピークを生じ、かつ一度目の燃料被覆管温度のピークは原子炉圧力のピーク時間と前後するためである。本資料では、このランク付けの妥当性を裏付けるため、短時間領域を時間経過に伴って変化するプラント挙動を考慮した三つのサブ時間領域に細分割し、このサブ時間領域ごとでの重要現象のランク付けを行っている（添付 4 参照）。なお、このサブ時間領域は短時間領域における反応度係数の不確かさ評価にも適用している（添付 5 参照）。

上記において、SCATコードで評価する燃料被覆管温度に係わる物理現象のランクは、SCATコードへのインプット値となる炉心入口流量、

出力、炉心圧力及び炉心入口エンタルピに影響を与えるものについて注目して選定している。

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)]

原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、ボロンによって原子炉が未臨界になるまで臨界状態が継続する。すなわち、事象発生後も継続した核分裂出力が原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼすため、核分裂出力はどの評価指標に対しても重要度が高いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

再循環ポンプがトリップした後の給水加熱喪失状態では、軸方向出力分布が下方ピークになることが知られており、注目パラメータに影響を与える可能性がある。ただし、この場合でも炉心平均ボイド率は増加することになるため、原子炉出力は低めに推移すると考えられ、燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての炉心流量、原子炉出力）、格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、結果を厳しくするものではなく重要度は低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

(ボイド反応度 (減速材密度反応度) とドップラ反応度)

本事故シーケンスでは、反応度の変化が長時間にわたって原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼす。短時間領域では、原子炉スクラム失敗を

仮定した事象でも原子炉圧力の評価指標に対して（ここで選択した原子炉施設では）余裕があり，反応度フィードバック効果の重要度は低いが，燃料被覆管温度（主に，SCATコードのインプットとしての原子炉出力）の評価指標に対しての重要度は高いと考えられる。一方，長時間領域では，低出力状態が継続するものの，格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度へ与える影響は後述するボロン反応度が支配的な変化要因となり，重要度は中程度だと考えられる。

（ボロン反応度）

事象収束に必要なほう酸水注入系の起動は，事故発生後約 10 分以降であり，これ以降はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。したがって，長時間領域の格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が高いと考えられる。

（その他）

上述以外に，反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は，起動時のボイド反応度やドップラ反応度の影響がほとんどない状態では考慮する必要があるが，本事故シーケンスのような高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお，遅発中性子生成割合，中性子寿命といったパラメータは上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

本事故シーケンスでは，原子炉スクラムに失敗する評価を実施することが目的であるため，制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果は考慮不要である。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

崩壊熱はプラント停止後の事象進展では主要な熱発生源となるが、本事故シーケンスでは高い出力で臨界状態が維持される。このため、全出力に占める崩壊熱の割合が小さい短時間領域では、評価指標である原子炉圧力や燃料被覆管温度に与える影響はほとんどない。一方、核分裂出力が急速に低下した後の長時間領域では、変化の遅い崩壊熱が原子炉全出力に占める割合が大きく、格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が中程度になると考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

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、沸騰二相流における密度波不安定現象（熱水力的要因）とボイド反応度フィードバック効果（核的要因）が結合して中性子束振動（三次元効果）が生じ、評価指標である燃料被覆管温度に影響を与える（SCATコードで評価）可能性がある。

この中性子束振動現象が生じる際には、給水加熱喪失により原子炉出力が上昇するが、このときの軸方向出力分布は下方ピークになると、冷却材はより上流側から沸騰を開始し、炉心平均のボイド率の減少幅を小さめに抑制する。これにより、原子炉出力の上昇は低めに抑制されることになる。しかしながら、原子炉出力の上昇と核熱水力不安定事象による中性子束振動が重畳した場合、評価指標である燃料被覆管温度へ与える影響が大きくなる可能性も考えられる。このため、三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度になると考えられる。

時間平均では炉心全体の挙動としての中性子束振動が、原子炉圧力、

格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、逃がし安全弁開閉による圧力制御と相まって重要度は低いと考えられる。

なお、REDYコードでは、中性子束振動現象を模擬することが困難であるため、中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては、米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（TRACコード）による参考解析結果を参照する（添付7参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

燃料棒内で発生した熱は、燃料棒表面から熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。燃料棒内の熱移動は、燃料ペレットや燃料被覆管内での熱伝導度、燃料ギャップでの熱伝達率に影響されるが、燃料棒内の出力分布や物性値はこの事象を通じて大きく変わることがなく、どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

燃料で発生した熱は、燃料棒表面から単相壁面熱伝達や二相壁面熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。この速さは、燃料棒表面の熱伝達率にも影響されるが、原子炉スクラム失敗を仮定した事象では平均炉心で見れば沸騰状態が継続しており、熱伝達の速さが評価指標へ与える重要度は低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

沸騰遷移が生じるのは原子炉出力が高く炉心流量が低い短時間領域である。沸騰遷移が生じるとドライアウトやリウェット現象が起こるが、

これらの現象は高出力燃料バンドルが対象となる局所的な現象であり、プラント全体の挙動としては、どの評価指標に対しても主要な現象とはならない。ただし、高出力燃料バンドルにおける沸騰遷移現象は、SCATコードで評価している。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

これらの物理現象については、主蒸気隔離弁の誤閉止による圧力上昇により原子炉出力が一時的に上昇するが、早期の再循環ポンプトリップによる出力抑制効果により、プラント全体の平均応答としてはどの評価指標に対しても影響を与えない。ただし、SCATコードで評価する燃料被覆管温度に関しては、それぞれ重要度を検討する必要がある。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

燃料から冷却材に伝えられる熱により、炉心平均ボイド率が増加するが、一方、炉心入口サブクーリングの増加や非常用炉心冷却系（以下「ECCS」という。）の炉心上部への注水等による凝縮が生じると、炉心平均ボイド率は減少する。炉心平均ボイド率は核熱水力計算に使用されるため、どの評価指標に与える重要度も高いと考えられる。なお、本事故シーケンスでは、LOCAとは異なり、炉心は冠水が継続されており、炉心部の二相水位を考慮する必要はない。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心 (熱流動)]

(14) 気液熱非平衡 [炉心 (熱流動)]

これらの物理現象は、LOCAにおける炉心内水位低下事象を想定し

たものであり、原子炉スクラム失敗を仮定する事象では炉内保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されることから、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(15) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]

炉心圧力損失が大きい場合、再循環ポンプトリップ時の炉心流量の低下速度が大きくなり、出力抑制効果に影響する。また、再循環ポンプトリップ後では、炉心圧力損失は自然循環流量に影響する。よって、本件に関しては(17)に含まれるものとする。

(16) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

本事故シーケンスでは、制御棒挿入失敗を仮定していることから、高い出力が長期にわたって継続する。本物理現象は、炉心流量の変化、炉心入口サブクーリングの変化、ECCSによる上部プレナムへの注水等によって、原子炉内での径方向の燃料集合体間流量配分が時間を追って変化する現象も指している。しかしながら、プラント全体としての原子炉出力は炉心平均ボイド率の変化でほぼ決まることが、これまでの多くのREDYコードによる実機試験結果の再現解析から確認されており、さらに、本事故シーケンスでは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と考えられるため、どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

また、本事故シーケンスでは、出力が高く炉心流量が低い運転領域を経過する期間があり、この期間に中性子束振動現象（(6)参照）及び炉心流量の振動現象（高出力チャンネルでの流量振動現象を含む）が生じる可能性がある。この期間では炉心流量を支配するのは強制循環力又は

自然循環力であり、中性子束振動が炉心流量の振動現象へ及ぼす影響は小さいと考えられるが、核と熱水力現象は相互に関連する事象であることを鑑み、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度を三次元効果〔炉心（核）〕と同じ中程度とし、三次元効果〔炉心（核）〕に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化〔原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）〕

再循環ポンプトリップにより炉心流量を低下させることで原子炉出力を抑制するが、冷却材流量変化の速さ（コーストダウン特性）は原子炉出力の抑制の速さに影響する。原子炉圧力は評価指標に対して余裕があるため重要度は低いと考えられるが、短時間領域での評価指標である燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての炉心入口流量変化）に与える重要度は高いと考えられる。

本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に自然循環状態で高出力状態が継続する。このため、自然循環流量が原子炉出力変化に与える影響は無視できない。自然循環状態時に燃料被覆管温度が厳しくなる従来型BWRプラントの場合（主に、SCATコードのインプットとしての炉心入口流量、原子炉出力）、長時間領域での格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）〕

原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると逃がし安全弁から蒸気が放出され、圧力上昇を緩和する。短時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量は、原子炉圧力最大値を左右するものであり、原

子炉圧力の評価指標に与える重要度は中程度と考えられるが、燃料被覆管温度の評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

一方、長時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量が多いと格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度へ与える重要度が高いと考えられるが、これに伴い原子炉圧力が低下し、早く逃がし安全弁が閉鎖することになることから、総合すると重要度は低いと考えられる。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

ここで取り扱うべき沸騰・凝縮・ボイド率変化の物理現象は、炉心シユラウド外の状態である。短時間領域の注目パラメータである原子炉圧力及び燃料被覆管温度は炉心内の出力変動に伴うものであり、また長時間領域の注目パラメータである格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度は、原子炉から放出される蒸気量に起因したものである。このため本事故シーケンスでは炉心以外の沸騰・凝縮・ボイド率変化は炉心内の状態変化に直接的な影響はないことから評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

(20) 気液分離 (水位変化)・対向流 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

(21) 気液熱非平衡 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

これらの物理現象については、炉心流量変化に影響する要因は、炉心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、炉心外領域での気液分離 (水位変化)・対向流、気液熱非平衡が、原子炉出力に与える影響は小さく、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(22) 圧力損失 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

炉心シュラウド外の圧力損失は、(15)の炉心圧力損失と同様に、再循環ポンプトリップ時の流量変化速度、トリップ後の自然循環流量に影響する。よって、本件に関しては、(17)で考慮する。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

原子炉スクラム失敗を仮定しているため、原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため、原子炉ドーム部を含む炉心シュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(24) E C C S注水 (給水系・代替注水設備含む) [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

本事故シーケンスでは、給水ポンプの停止、予備給水ポンプ等も考慮しており、これらは炉心入口サブクーリングの変化に起因した原子炉内ボイドの変化、原子炉水位の変化に起因した炉心流量の変化となって原子炉出力に影響を及ぼす。また、原子炉水位低下等によりE C C Sの起動を想定しているため、E C C Sの注水量は原子炉水位の上昇及び炉心流量の変化に影響する。また、主蒸気隔離弁が誤閉止して給水加熱器への加熱蒸気が遮断されると、給水温度が低下して原子炉出力上昇につながる。

短時間領域での原子炉圧力の評価指標への影響はないと考えられるが、燃料被覆管温度 (主に、S C A Tコードのインプットとしての炉心入口エンタルピ)、長時間領域での格納容器圧力及び原子炉格納容器のプ

ール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(25) ほう酸水の拡散 [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

過去のほう酸水の拡散に係わる試験により得られている知見から、上部プレナム部から注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合は一度炉心周辺部を下降した後に炉心に戻るルートを通して拡散する。炉心流量が増加してくると、上記に加え、上部プレナム部から注入されたほう酸水が炉心に直接入ることなく、一度炉心シュラウド外を循環し混合されてから、下方から炉心に入るほう酸水の割合が増えてくる。炉心流量がさらに増加すると全量が炉心流量と共に一度上昇し、炉心シュラウド外を循環し混合されてからダウンカマを下降し下方から炉心に入る。なお、ほう酸水が下部プレナムから注入される従来型BWRプラントの場合は、炉心流量に係らず、常に下方から炉心に入る。原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、長期的な事象収束において、ボロン反応度により出力を抑制するためのほう酸水注入系の起動による炉心内のほう酸水拡散は重要な現象である。したがって、長時間領域の格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

なお、REDYコードでは、三次元的な炉心挙動は模擬できないが、試験結果を反映したモデルにしていることで、物理現象に対応している。

(26) 三次元効果 [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

本物理現象は、炉心以外の領域における周方向流量配分を意味しているが、炉心シュラウド外での周方向流量分布、下部プレナムでの周方向

流量分布とも、原子炉内の構造物の配置や、給水スパーージャ等の構造からして、重要な物理現象とはならない。

(27) 冷却材放出 [原子炉格納容器]

本物理現象自体は、原子炉格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気に関わる事象であり、原子炉から見た(18)と同じものである。

(28) 格納容器各領域間の流動 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から原子炉格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも、原子炉格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、格納容器各領域間の流動は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(29) サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

本物理現象が短時間領域で評価指標に与える影響はないが、原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に達すると、逃がし安全弁から原子炉格納容器のプール水へ蒸気が放出され、格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が上昇することになる。残留熱除去系がこの熱を除去することでこれらの上昇は抑制されるものの、長時間領域の格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から原子炉格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出さ

れる場合でも、原子炉格納容器内の空間部の温度は保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、気液界面の熱伝達は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]

長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度を厳しめに評価するためには、これらの物理現象は考慮しない方が保守的である。

(32) スプレイ冷却 [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、評価指標である格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、スプレイ冷却は考慮していない。

(33) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、原子炉が冠水維持されていることから放射線水分解等による水素ガス及び酸素ガス発生は重要な物理現象とはならない。

(34) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、格納容器ベントは考慮していない。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価における重要現象のランク

分類	事故シーケンスグループ		原子炉停止機能喪失			
	物理現象	評価指標	短時間領域		長時間領域	
			原子炉 圧力	燃料被覆管温度 REDY	燃料被覆管温度 SCAT*3	格納容 器圧力
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	H	H	(H)*4	H
	(2)	出力分布変化	I	L	H	L
	(3)	反応度フィードバック効果 (ボイド, ドップラ, ボロン)	L/I	H/I	(H)*4	M/H
	(4)	制御棒反応度効果	I	I	I	I
	(5)	崩壊熱	I	I	(I)*4	M
	(6)	三次元効果	L	M*5	M*5	L
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	H	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	L	L	H	L
	(9)	沸騰遷移	I	I	H	I
	(10)	燃料被覆管酸化	I	I	L	I
	(11)	燃料被覆管変形	I	I	I	I
炉心 (熱流動)	(12)	沸騰・ボイド率変化	H	H	L	H
	(13)	気液分離(水位変化)・対向流	I	I	I	I
	(14)	気液熱非平衡	I	I	M	I
	(15)	圧力損失	*1	*1	(L)*4	*1
	(16)	三次元効果	L	M*5	M*5	L
原子炉圧 力容器 (逃がし 安全弁含 む)	(17)	冷却材流量変化	L	H	(H)*4	H
	(18)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	M	L	(L)*4	L
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	I	L
	(20)	気液分離(水位変化)・対向流	I	I	I	I
	(21)	気液熱非平衡	I	I	I	I
	(22)	圧力損失	*1	*1	I	*1
	(23)	構造材との熱伝達	I	I	I	I
	(24)	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	I	H	(H)*4	H
	(25)	ほう酸水の拡散	I	I	I	H
	(26)	三次元効果	I	I	I	I
原子炉格 納容器	(27)	冷却材放出	*2	*2	*2	*2
	(28)	格納容器各領域間の流動	I	I	I	I
	(29)	サブプレッション・プール冷却	I	I	I	H
	(30)	気液界面の熱伝達	I	I	I	I
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I	I	I	I
	(32)	スプレイ冷却	I	I	I	I
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・ 酸素ガス発生	I	I	I	I
	(34)	格納容器ベント	I	I	I	I

*1 No. 17 で評価 *2 No. 18 と同一物理現象 *3 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるが、SCATコードで評価する物理事象であり、ここでは参考記載。

*4 SCATコードで評価する場合に、REDYコードの結果を引き継ぐ。

*5 三次元効果の模擬はREDY/SCATコード体系では困難であるため、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードを使用して参考的に解析して参照する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

REDYコードは、制御棒の異常な引き抜きを除く運転時の異常な過渡変化解析及び冷却材流量の喪失の事故解析を評価するコードである。炉心、原子炉压力容器、原子炉压力容器内部構造物、原子炉冷却材再循環系、主蒸気管、タービン系、原子炉格納容器等プラント全体を模擬している。炉心核特性は6群の遅発中性子を考慮した一点近似動特性方程式を適用し、中性子エネルギーは1群としている。反応度モデルには制御棒、ボイド、ドップラ、スクラム及びボロンの各反応度を考慮している。また、燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力的挙動を計算する。制御系としては、圧力制御系、給水制御系及び再循環流量制御系を模擬し、また、安全保護系も模擬している。

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、主蒸気管等のデータ、核データ、燃料棒データ、原子炉格納容器データ、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、原子炉格納容器のプール水温度等の時間変化が求められる。

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)	核分裂出力	核特性モデル
	出力分布変化(*1)	核特性モデル
	反応度フィードバック効果	反応度モデル(*2)
	崩壊熱	崩壊熱モデル(*2)
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化(*1)	燃料棒モデル
	燃料棒表面熱伝達(*1)	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル
	圧力損失(*1)	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	再循環系モデル
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化(*1)	再循環系モデル
	圧力損失(*1)	
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル (*3)
原子炉格納容器	冷却材放出	逃がし安全弁モデル
	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル(*3)

(注 1) 重要現象の欄で、(*1)をつけた現象は、2章でどの評価指標に対してもランクLとされた現象、又は他の現象に含むとした現象である。ここでは、見易さを考えて参考までに再掲している。

(注 2) 必要な解析モデルの欄で、(*2)をつけたモデルは原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル、(*3)をつけたモデルは、現行の原子炉設置変更許可申請解析では特に必要とされなかったモデルである。

3.3 解析モデル^{(1) (2) (3)}

REDYコードは、3.2 節で述べた重要現象を評価するための解析モデルを有しており、妥当な数値解法をもつことはこれまでの実機プラントの起動試験等でも確認され、従来の原子炉設置変更許可申請にも適用されている設計解析コードである。

各モデルの説明を以下に示す。なお、ここで説明している解析モデルは、表 3-1 に示した重要現象に分類された物理現象を評価するための解析モデルと、新適用モデルを中心に記述している。

(1) プラント動特性コード解析モデル（全体）

図 3-1 に、プラント動特性コード解析モデルの全体図を示す。

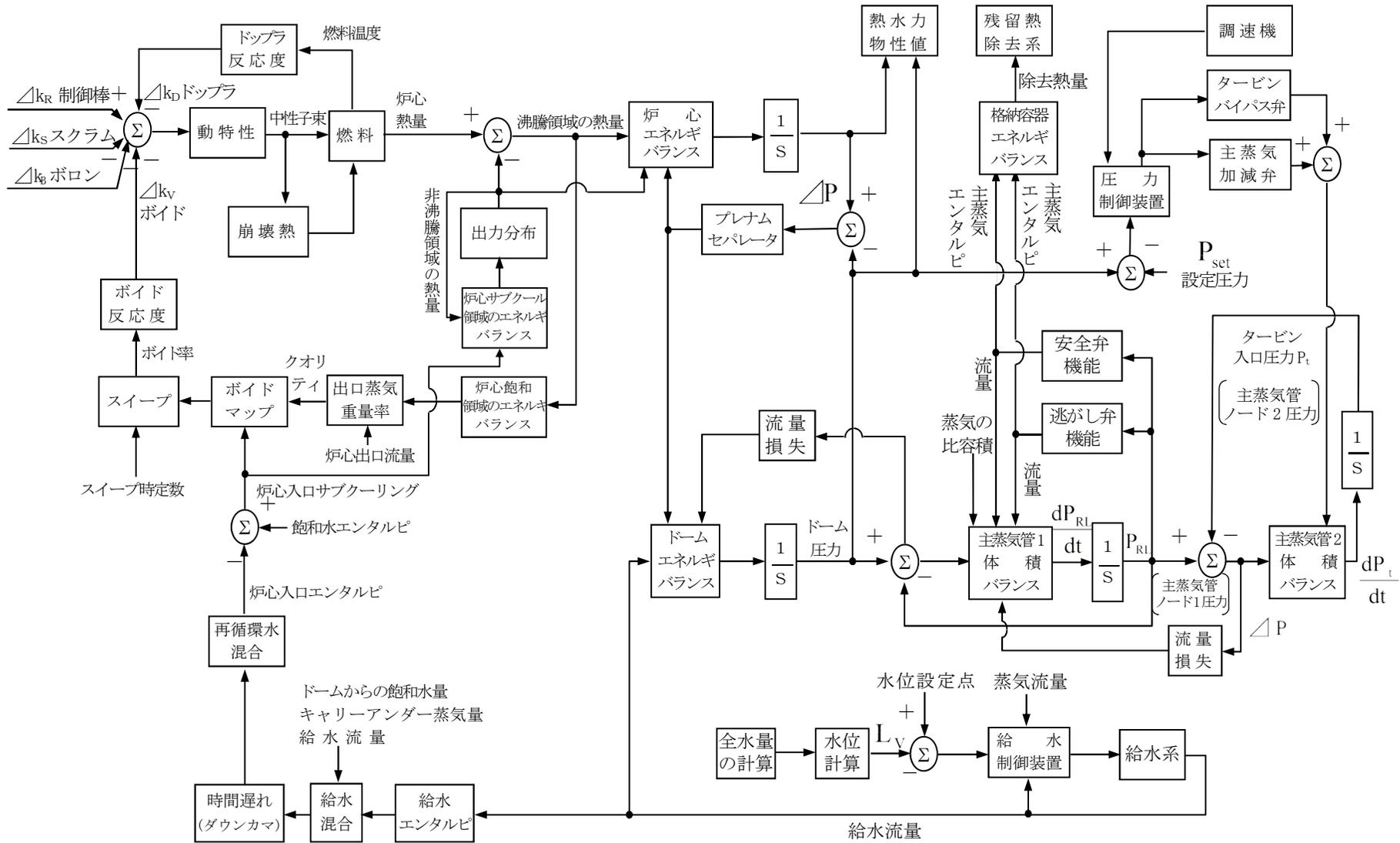


図 3-1 プラント動特性コード解析モデル (ABWR)

(2) 核特性モデル

一点近似動特性モデルを用いて、中性子動特性挙動を評価する。

入力として「(3) 反応度モデル」から得られる各種反応度を用いる。

- a. 中性子エネルギーは1群とする。
- b. 中性子束は時間と空間で変数分離可能であり、中性子束の空間分布は一定である。
- c. 反応度フィードバックは、平均出力の代表燃料チャンネルに基づいて計算する。

一点近似動特性モデルは次の式で表される。

$$\frac{dn}{dt} = \left(\frac{\delta_k - \beta}{\ell^*} \right) n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell^*} n - \lambda_i C_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)$$

- n : 中性子数
 δ_k : 反応度
 β : 全遅発中性子割合
 λ_i : 各遅発中性子先行核崩壊定数
 C_i : 各遅発中性子先行核密度
 β_i : 各遅発中性子割合
 ℓ^* : 即発中性子生成時間

ここで

$$\tau_0 = \frac{\ell^*}{\beta}, \quad \Delta k_N = \frac{\delta_k}{\beta}, \quad f_i = \frac{\beta_i}{\beta}, \quad y_i = \tau_0 C_i$$

とおき、前述の式に代入すると、REDYコードでモデル化している次式

が得られる。

$$\tau_0 \frac{dn}{dt} = (\Delta k_N - 1)n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i y_i$$

$$\frac{dy_i}{dt} = f_i n - \lambda_i y_i \quad (i=1,2,\dots,6)$$

- τ_0 : 即発中性子炉周期
 Δk_N : 正味の反応度 (反応度総和)
 f_i : 全遅発中性子割合に対する各遅発中性子割合
 y_i : 遅発中性子群

(3) 反応度モデル

5種類の反応度 (制御棒反応度, ボイド反応度, ドップラ反応度, スクラム反応度, ボロン反応度) が, 「(2) 核特性モデル」で示した動特性方程式の入力となる。

制御棒反応度, スクラム反応度は外部入力として与えられる。ボイド反応度は「(6) 炉心ボイドモデル」より得られる炉心平均ボイド率の関数として, ドップラ反応度は「(5) 燃料棒モデル」より得られる燃料平均温度の関数としてテーブルで与えられる。ボロン反応度は, 「(12) ほう酸水拡散モデル」より得られる。

正味の反応度 Δk_N は次式で表される。

$$\Delta k_N = \Delta k_R - \Delta k_V - \Delta k_D - \Delta k_S - \Delta k_B$$

Δk_R : 制御棒反応度

Δk_V : ボイド反応度

Δk_D : ドップラ反応度

ΔK_S : スクラム反応度

ΔK_B : ボロン反応度

(4) 崩壊熱モデル

原子炉出力の全てが核分裂によって直接生じるわけではない。出力の約94%は核分裂から直接生じるが、残りの約6%は燃料内に生成された放射性分裂生成物の崩壊によるものである。原子炉の全出力はj群の崩壊熱を仮定すると次式で表わされる。

$$n_f = \left\{ \left(1 - \sum_{i=1}^j K_{di} \right) + \sum_{i=1}^j \frac{K_{di}}{T_{di}S+1} \right\} n$$

n_f : 原子炉全出力

K_{di} : 崩壊熱生成割合 (i群)

T_{di} : 崩壊熱等価時定数 (i群)

n : 核分裂出力, 中性子個数

図 3-2 に 11 群及び 4 群モデルの時間変化を ANSI/ANS-5.1-1979 で表した曲線と比較して示す。

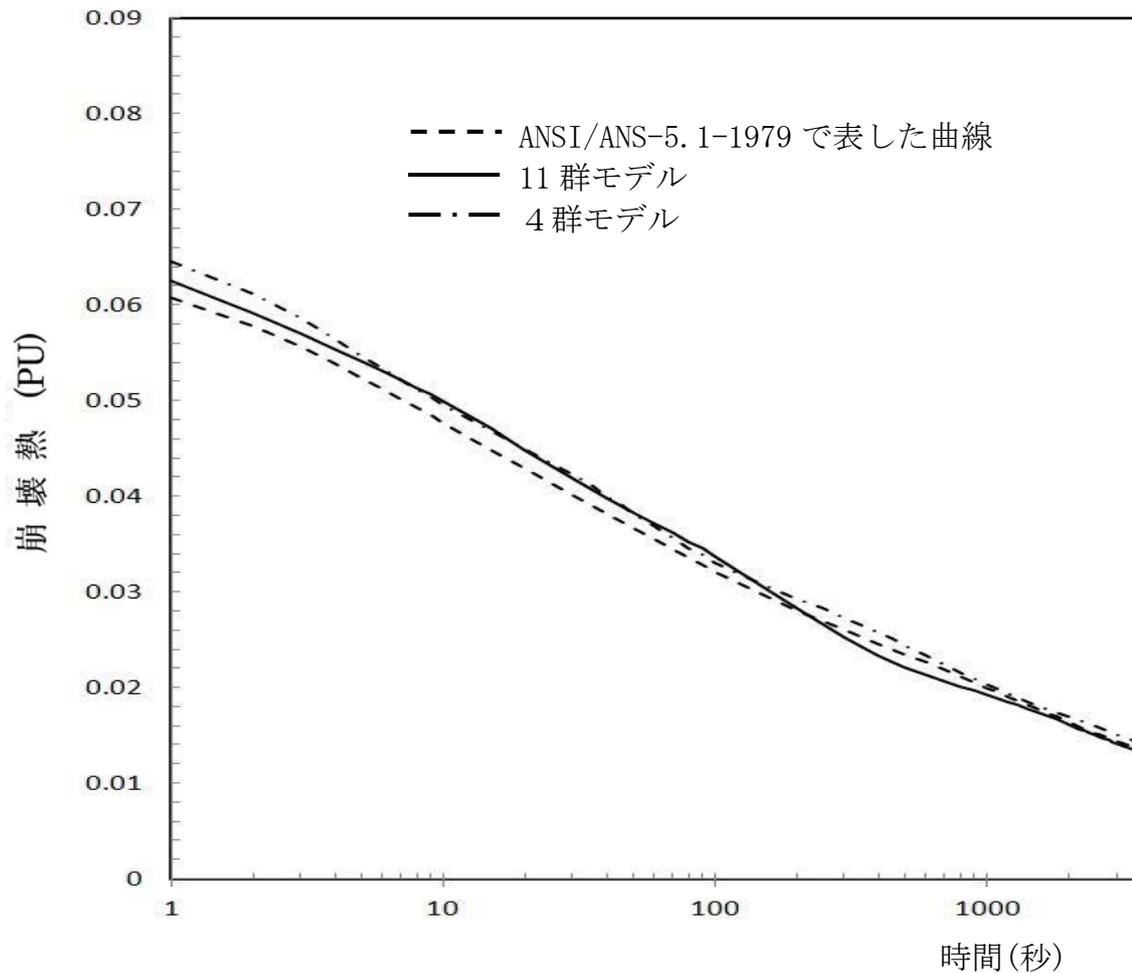


図 3-2 崩壊熱特性の比較

(5) 燃料棒モデル

原子炉内の平均的な燃料棒で代表させ、図 3-3 に示すようにその燃料棒表面を同心円状に分割し、それぞれのノードに熱伝導方程式を適用して、燃料温度、平均表面熱流束を計算する。入力としての生成熱（核分裂による即発分と崩壊熱による遅発分を考慮）は、「(2) 核特性モデル」より得られる中性子束と、「(4) 崩壊熱モデル」より得られる崩壊熱により算出している。

- a. 燃料ペレット 4 ノード，燃料被覆管 1 ノード及びギャップ部 1 ノードとする。

- b. 温度分布の空間依存性は半径方向のみとする。
- c. 燃料の熱伝導度はノードの平均温度の関数とし、ノード内では一定とする。
- d. 燃料の密度及び比熱は温度によらず一定とする。
- e. 各ノードの温度はそのノードについて体積平均したものとする。
- f. 燃料被覆管での熱発生は無視する。

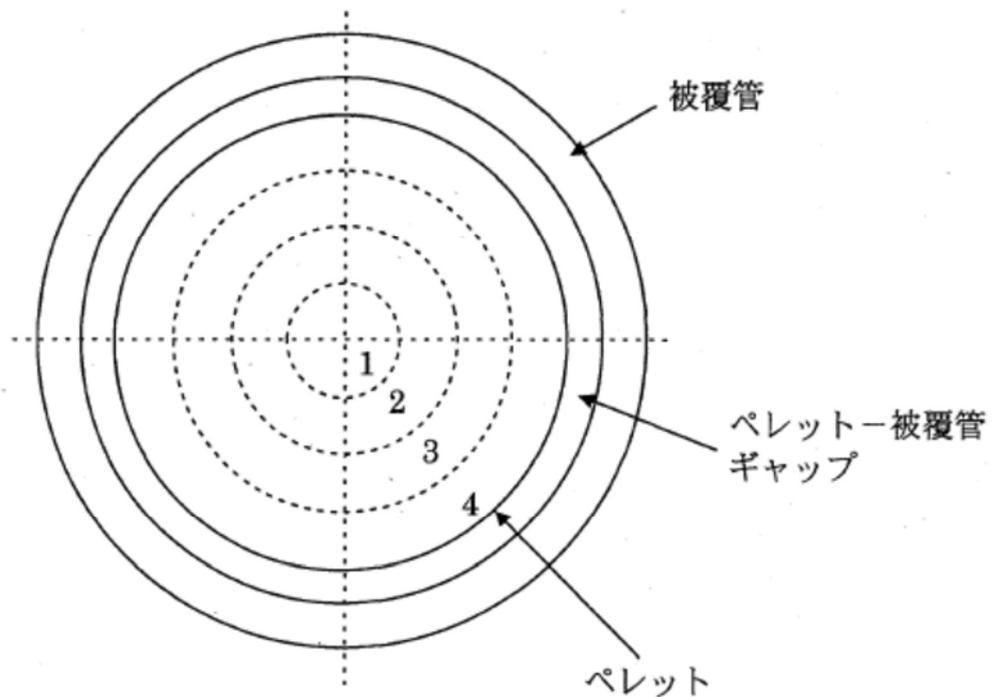


図 3-3 燃料棒モデル

ここで、燃料棒中心 $R_h (=0)$ で、径方向の温度 T の変化は、以下の式で与えられ、

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R_h} = 0$$

となる。

燃料棒と燃料被覆管のギャップ間の熱流束 q_G は、燃料ギャップ実効面積 A_g 、燃料ギャップコンダクタンス h_g 、ペレット表面の温度 T_{f0} 及び燃料被覆管内面の温度 T_{Ci} の温度から、

$$q_G = A_g h_g (T_{f0} - T_{Ci})$$

となる。

燃料被覆管と冷却材の境界で、燃料棒被覆管熱伝導率 K_{CL} 、燃料表面平均熱伝達率 h_B 、燃料棒被覆管外側表面温度 T_{C0} 及び炉心の飽和温度 T_{B1} とすると、

$$(-K_{CL} \frac{\partial T}{\partial r})_{r=R_r} = h_B (T_{C0} - T_{B1})$$

となる。

なお、 i 番目のノードにおける熱収支は次のようになる。

$$\rho_f V_i C_{pf} \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\text{流入熱量})_i - (\text{流出熱量})_i + (\text{発生熱量})_i$$

燃料棒内での熱輸送は、熱伝導が支配的であるため、 q/A_r はフーリエの法則で表せる。

$$\frac{q}{A_r} = -K \frac{\partial T}{\partial r} \quad \text{又は} \quad q = -KA_r \frac{\partial T}{\partial r}$$

r : 径方向長さ

q : 単位時間当たりの通過熱量

K : 熱伝導率

A_r : 燃料棒表面積

T : 温度

V_i : 各ノードの体積

ρ_f : 燃料棒密度

C_{pf} : 燃料棒比熱

(6) 炉心ボイドモデル

炉心部はサブクール領域と飽和領域に分けて質量及びエネルギーバランスを解き、炉心出口クオリティ、炉心部圧力の変化を求める。

入力としては「(5) 燃料棒モデル」から得られる熱量、「(9) 再循環系モデル」等から得られる炉心流量、炉心入口エンタルピを用いる。

- a. 飽和水、飽和蒸気は熱平衡状態にあるとする。
- b. サブクール領域の流体の圧縮性は無視する。
- c. 炉心バイパス流（チャンネルボックス外を流れる冷却水）は炉心入口でエンタルピを保ったまま出口に達するものとする。

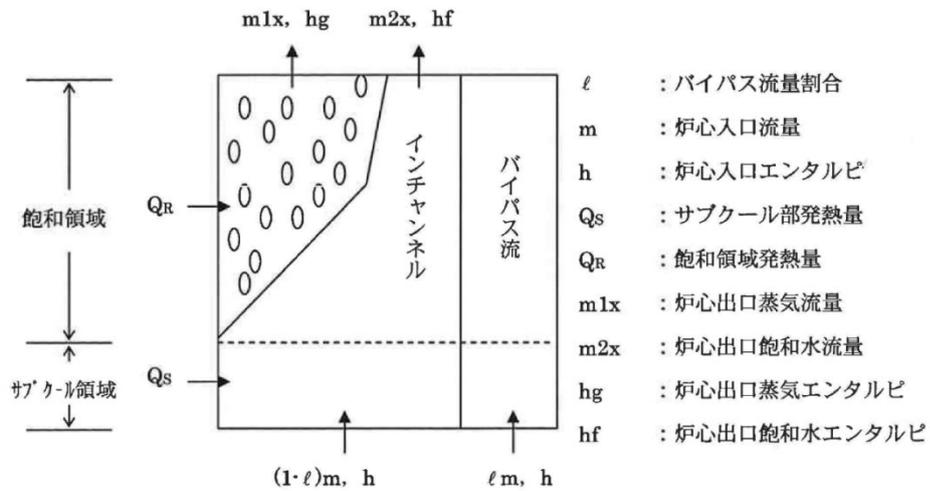


図 3-4 炉心部モデル図

上記モデルから得られる炉心出口クオリティを基に、過渡状態の炉心平均ボイド率を求める。

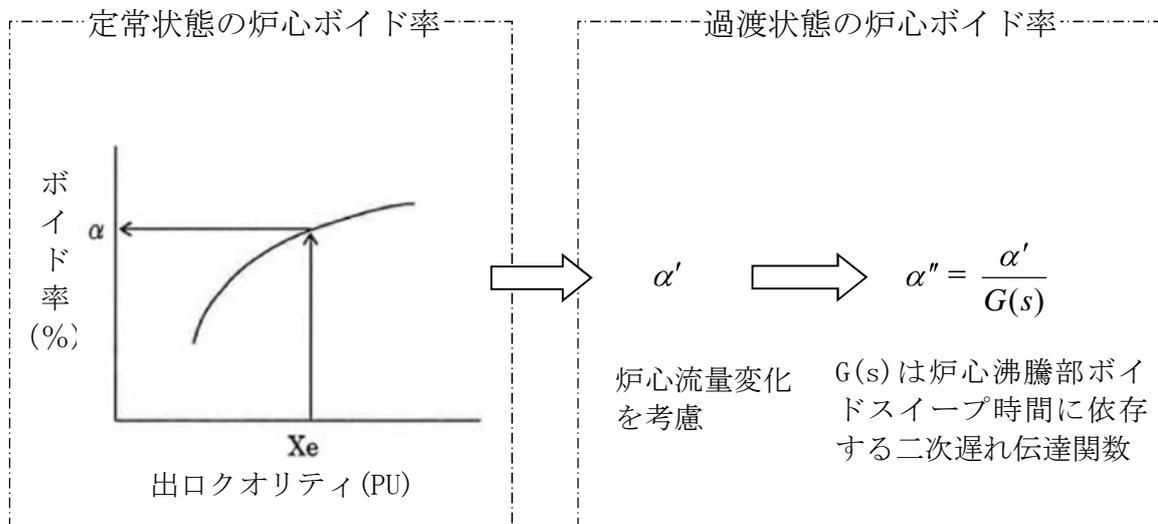
- a. ボイドモデルは炉心を一点に近似した集中定数モデルとする。
- b. 定常状態の炉心平均ボイド率 α を出口クオリティ等の関数として求める。

- c. 過渡変動に伴う炉心平均ボイド率は、炉心流量 m の変化を考慮した補正後のボイド率 (α') として次式で求める。

$$\alpha' = \alpha - (A + Bm + Cm^2) \quad (A, B, C \text{ は定数})$$

さらに、これに二次遅れ伝達関数で模擬しボイド率 (α'') とする。

- d. 炉心圧力変化を考慮する。



(7) 蒸気ドーム部モデル

ベッセル圧力ノードについてのセパレータ流量，キャリアアンダー流量を考慮して質量及びエネルギーバランスを解いてその圧力変化を求め，ドーム部圧力と主蒸気管圧力から主蒸気流量を計算する。

入力として「(11) 給水系モデル」からの給水流量，またセパレータモデルからセパレータ流量，キャリアアンダー流量を用いる。

- 給水とバルク水の混合には時間遅れはないものとする。
- バルク領域の液体は圧力が上昇過程にあり，キャリアアンダー質量がゼロの時を除いて飽和状態にあるものとする。
- セパレータ内の液体は常に飽和状態にあるものとする。

(8) 主蒸気管モデル

主蒸気管部のベッセル出口から主蒸気隔離弁までと、主蒸気隔離弁から主蒸気加減弁までの2ノードに分割する。主蒸気管内では蒸発、凝縮のいずれも生じないと仮定して質量及び体積バランスを解き、各ノードの圧力変化を求める。入力として「(7) 蒸気ドーム部モデル」で得られる主蒸気流量、圧力制御系モデルから得られるタービンバイパス弁開度や主蒸気加減弁開度を用い、また、主蒸気隔離弁が閉止する場合は主蒸気隔離弁閉止特性を外部入力として与える。

- a. 逃がし安全弁（逃がし弁機能）は設定圧に達すると開放し始める。
- b. 主蒸気加減弁及びタービンバイパス弁は圧力制御系モデルで制御される。

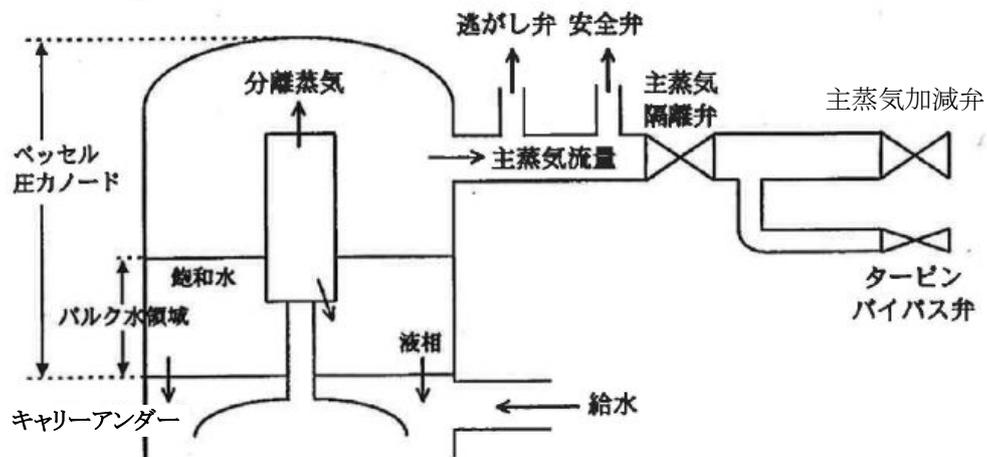


図 3-5 主蒸気管モデル

ここで、逃がし安全弁が設置されている主蒸気管部の圧力の変化率を表わす式は、主蒸気管中では凝縮も蒸発も起こらないと仮定したときの質量と体積バランスの式から得られ、主蒸気隔離弁流量は弁開度変化に伴う時間関数で与えられる。なお、逃がし安全弁流量は「(10) 逃がし安全弁(逃

がし弁機能)モデル」から求められる。

$$\dot{P}_{RL} = \dot{P}_2 - \frac{1}{V_{LI}} \frac{dP}{d\rho_{gR}} (m_{I3} - m_{RV} - m_{ISO})$$

P_{RL} : 主蒸気管圧力

P_2 : 原子炉ドーム圧力

V_{LI} : 主蒸気管体積

ρ_{gR} : 密度

m_{I3} : 原子炉出口流量

m_{RV} : 逃がし安全弁 (逃がし弁機能) 流量

m_{ISO} : 主蒸気隔離弁流量

(9) 再循環系モデル

ダウンコマ、下部プレナム、再循環ポンプ、炉心部、セパレータ等原子炉一巡の圧力損失係数、再循環ポンプ吐出圧力、炉心シュラウド内外のヘッド差及び慣性に従って再循環流量を計算する。また、ポンプ慣性とトルクよりポンプの運動方程式を解き、ポンプ回転速度を計算する。再循環流量とポンプ回転速度は、ポンプ流量に依存する吐出圧特性及び負荷トルク特性を通じて相互に関連する。また、再循環ポンプの回転速度は、再循環流量制御系モデルから得られる速度要求信号が本モデルのインプットとなる。

(10) 逃がし安全弁 (逃がし弁機能) モデル

逃がし安全弁は原子炉圧力容器内の圧力が設定点を超えた時に作動し、原子炉内圧力が高くなることを防ぐ。その位置は主蒸気隔離弁よりも原子炉側に位置する。逃がし安全弁は、開く圧力と再び閉じる圧力とは異なる。

る。代表的な逃がし安全弁特性を図 3-6 に示す。

定格の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能動作時）の合計 m_{RC} は，初期圧における個々の逃がし安全弁容量から得られる。

$$m_{RC} = \sum_i N_{RVi} C_{RV}(P_{RL,0}) \quad (\text{全ての開いている設定圧グループの総和})$$

弁を流れる蒸気流量は次式で表わされる。

$$\dot{m}_{RU} = (m_{RC} - m_{RU}) / \tau_{RV}$$

$$m_{RV} = \begin{cases} m_{RU} \left(\frac{P_{RL}}{P_{RL,0}} \right) & : P_{RL} > P_{RSi} \text{ か、} P_{RL} > P_{RRi} \text{ かつ } \dot{P}_{RL} < 0 \text{ のとき} \\ 0 & : \text{上記以外} \end{cases}$$

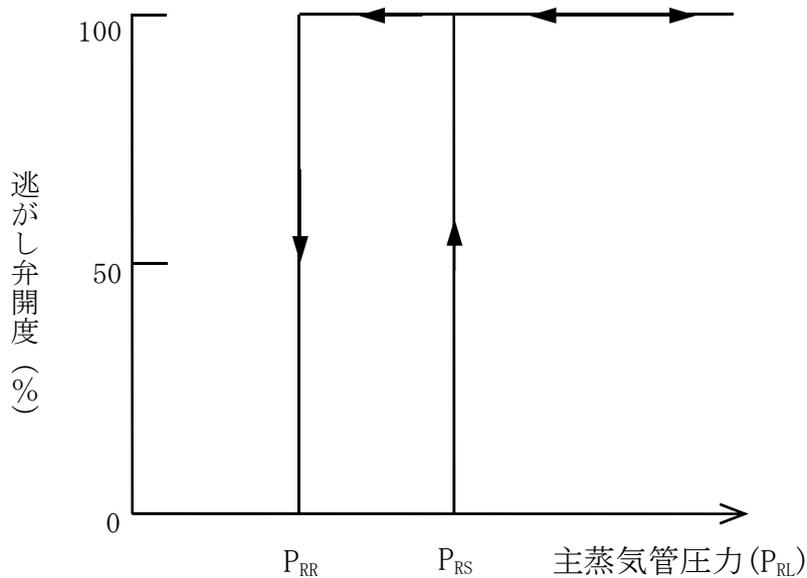


図 3-6 逃がし安全弁開度特性

m_{RC}	: 逃がし安全弁流量
N_{RV}	: 逃がし安全弁（逃がし弁機能）個数
$C_{RV}(P_{RL,0})$: 圧力 $P_{RL,0}$ における個々の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能）
m_{RU}	: 補正前の逃がし安全弁流量
τ_{RV}	: 逃がし安全弁時定数
m_{RV}	: 補正後の逃がし安全弁流量
P_{RL}	: 主蒸気管ノード 1 圧力
$P_{RL,0}$: 主蒸気管ノード 1 初期圧力
P_{RSi}	: 各逃がし安全弁吹出し圧力
P_{RRI}	: 各逃がし安全弁吹止まり圧力

(11) 給水系モデル

給水流量は図 3-7 に示すように、給水制御系と給水ポンプを模擬し、原子炉水位、主蒸気流量及び給水流量の三要素の変化から求める。給水エンタルピは、「(8) 主蒸気管モデル」から得られる主蒸気流量の変化から遅れ要素を考慮して図 3-8 のように求める方法と、ヒートバランスによる給復水系各部の給水エンタルピと配管体積及び給水流量から算出し、一次遅れを考慮して図 3-9 に示す方法のいずれかを選択できる。主蒸気流量の遮断時には、どちらも給水エンタルピの低下を一次遅れと輸送遅れで模擬している点では同等であるが、図 3-8 のモデルでは給水加熱器を一つで模擬し、図 3-9 のモデルでは多段で模擬している点異なる。

また、ECCS はインターロックに従って設計流量が原子炉に注水され、そのエンタルピは、注入源が復水貯蔵タンクの場合は復水貯蔵タンク水温に基づくエンタルピ、原子炉格納容器のプール水の場合は「(13) 格納容器モデル」のエンタルピとなる。

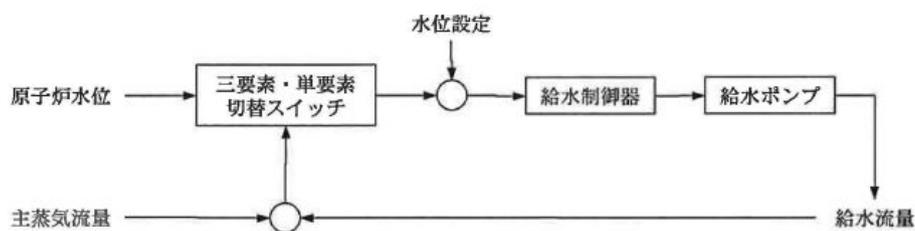


図 3-7 給水系モデル

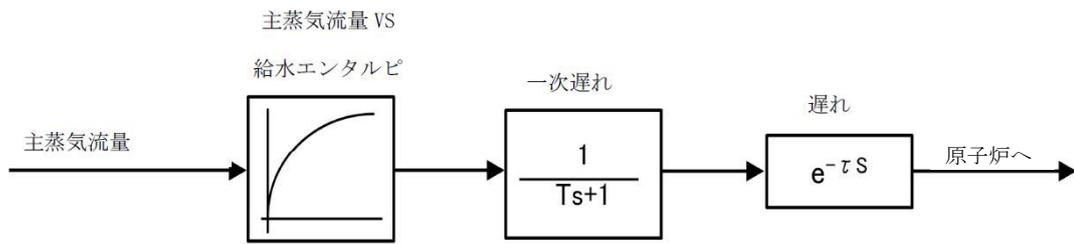


図 3-8 給水エンタルピモデル (1)

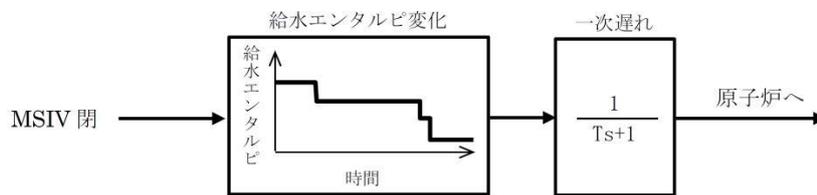


図 3-9 給水エンタルピモデル (2)

(12) ほう酸水拡散モデル

ABWRでは、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクからほう酸水注入系配管と高圧炉心注水系（以下「HPCF」という。）配管を経由して、HPCFスパーチャから炉心上部に注入される。一方、従来型BWRでは、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクから配管を経由してスタンドパイプから炉心下部に注入される。

これらのモデルでは次の仮定を設ける。

- a. 起動判定遅れ時間、配管でのほう酸水の輸送遅れ時間を考慮する。
- b. ボロン反応度は、有効炉心（有効燃料下端から上端まで）の単位体積あたりに存在するボロンの重量（炉心内ボロン濃度）に比例する。
- c. 炉心に到達するほう酸水は、炉心上部に注入されるABWRでは炉心流量には依存せず、時間の一次関数で増加するものとする。一方炉心下部に注入される従来型BWRでは炉心流量依存（ミキシング効率）

で変わるものとし、これを図 3-10 に示す。

ボロンが炉心下部に到達した後の炉心内のボロン反応度は次式で表わされる。

$$\Delta K_B(t) = \frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6 \left(\frac{\Delta K_{B\text{-hot}}}{C_{B\text{-hot}}} \right)$$

なお、 $\frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6$ が炉心のボロン濃度 C_B である。

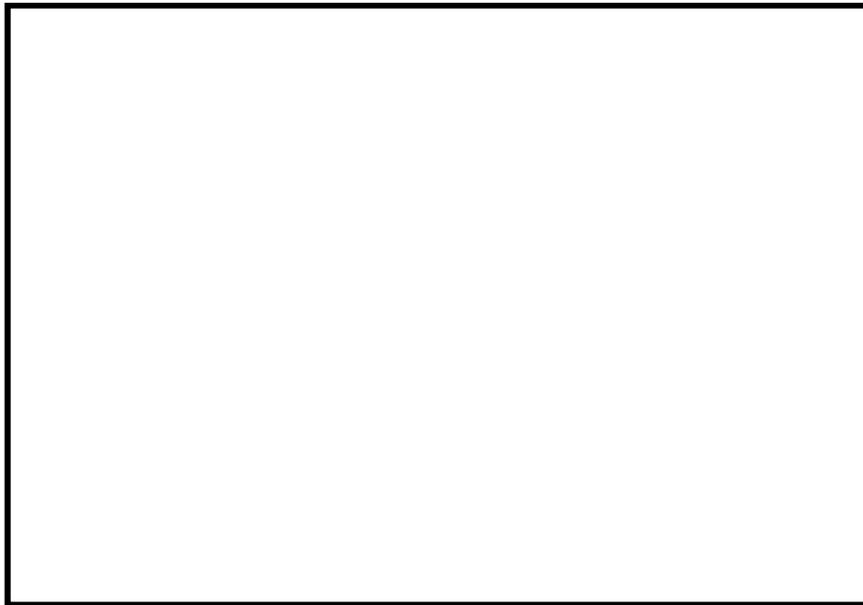


図3-10 ボロンミキシング効率（従来型BWR）

- ΔK_B : ボロン反応度
- m_B : 下部プレナムに注入されるボロン流量
- η_B : 下部プレナムでのボロンミキシング効率
- M_0 : 初期冷却材合計量
- ρ_C : 炉心内冷却材の平均密度
- ρ_{C0} : 初期炉心内冷却材の密度
- K_{mass} : 原子炉水位変化を考慮した冷却材量の変化比

(主蒸気管や逃がし安全弁から蒸気が流出することにより、初期冷却材合計量 M_0 が時間を追って変化することを考慮した無次元ファクタであり、ボロンが濃縮・希釈される影響を表す)

- $\Delta K_{B\text{-hot}}$: 初期状態から高温停止までに必要なボロン反応度の合計
- $C_{B\text{-hot}}$: 高温停止を達成するために必要なボロン濃度
- C_B : 炉心内ボロン濃度

(13) 格納容器モデル

図 3-11 に格納容器モデルを示す。ここでは以下のことを仮定する。

ドライウエルとウェットウエル（サプレッション・プール（以下「S/P」という。）含む）は、空間的に一体と仮定する。これは、本モデルが原子炉スクラム失敗を仮定した事象の解析で使用されることを前提としており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象の場合、原子炉の圧力上昇によって開いた逃がし安全弁から、蒸気が S/P の水中に放出されウェットウエルの圧力がドライウエルの圧力上昇に先行し、真空破壊装置が早期に開き、開いたままになるためである。

- 原子炉格納容器からの放熱による熱喪失は保守的に考慮しない。
- 原子炉格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じとする。
- 原子炉格納容器内の空間部は、保守的に常に水蒸気で飽和しているものとする。

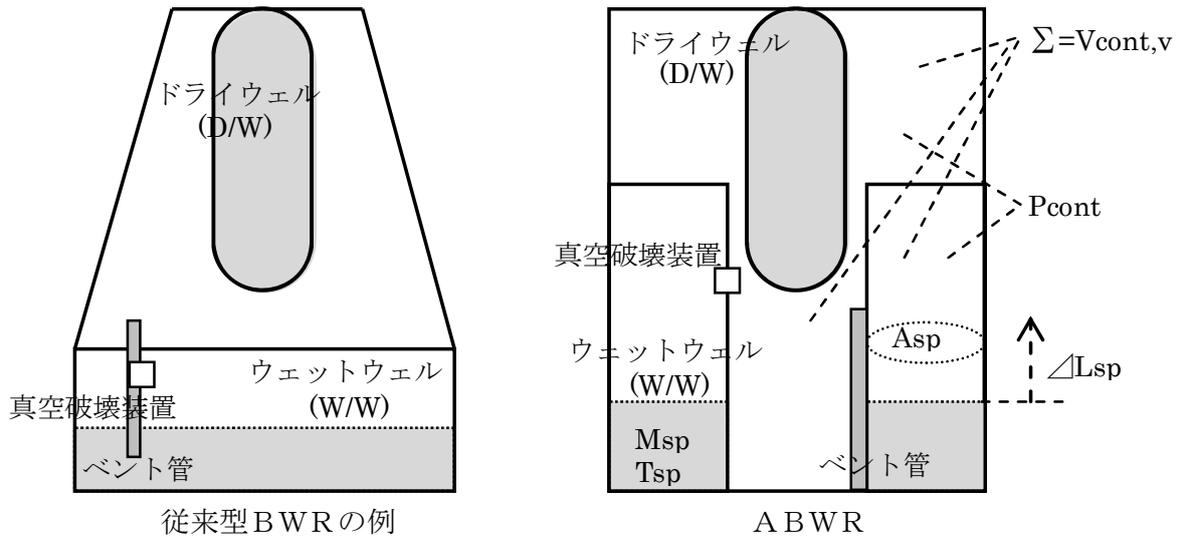


図 3-11 格納容器モデル

原子炉格納容器の質量バランスとエネルギーバランスは次の式のようになる。

$$\begin{aligned} \dot{M}_{sp} = & m_{RV} + m_{SV} + m_{RCICG} + m_{HPCIG} \\ & - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}) \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \dot{E}_{sp} = & (m_{RV} + m_{SV}) h_{g2} + m_{RCICG} h_{RCICG} + m_{HPCIG} h_{HPCIG} \\ & - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}) h_{pool} - Q_{ex} (T_{sp} - T_{cool}) \end{aligned} \quad (2)$$

格納容器圧力 P_{cont} は、ガスと蒸気分圧の合計に等しいので

$$P_{\text{cont}} = P_{\text{cont,a}} + P_{\text{cont,s}} \quad (3)$$

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

$$P_{\text{cont,a}} = n_m R (T_{\text{sp}} + 273) / V_{\text{cont,v}} \quad (4)$$

で計算できる。

$P_{\text{cont,s}}$ は,

$$T_{\text{sp}} = (E_{\text{sp}} / M_{\text{sp}}) / C \quad (5)$$

であるので、仮定b. から、 $P_{\text{cont,s}}$ は次式のように求まる。

$$P_{\text{cont,s}} = f_1(T_{\text{sp}}) \quad : \text{蒸気表より} \quad (6)$$

よって、(3)、(4)、(6)から、格納容器圧力 P_{cont} が求まる。

なお、格納容器モデルは R E D Y コードの一部として組み込んでいる。

この理由は次の通りである。

原子炉スクラム失敗を仮定した本事故シーケンスでは、逃がし安全弁から放出された蒸気は原子炉格納容器のプール水中に放出され、これを受けてプール水のエンタルピは次第に大きくなる。一方、残留熱除去系によるプール水の除熱はプール水のエンタルピ上昇を抑制し、ボロンの反応度抑制が支配的になってからはプール水のエンタルピを低下させる。

本事故シーケンスでは、この原子炉格納容器のプール水が E C C S により原子炉に注入され、炉内水の温度低下に寄与することから、このような原子炉内保有水と原子炉格納容器のプール水とが連携して巡回する物理現象を解く必要があった。

M_{sp} : S / P 保有水量

m_{RV} : 逃がし弁流量

m_{SV} : 安全弁流量

m_{RCICG}	: S / P に排出される原子炉隔離時冷却系（以下「RCIC」という。）タービン排気流量
m_{HPCIG}	: S / P に排出される高圧炉心注水系（以下「HPCI」という。）タービン排気流量
m_{RCIC}	: RCIC 流量
m_{HPCS}	: 高圧炉心スプレイ系（以下「HPCS」という。）流量
m_{HPCI}	: HPCI 流量
m_{HPCF}	: HPCF 流量
E_{sp}	: 原子炉格納容器内の水と蒸気の保有エネルギー
h_{g2}	: 逃がし安全弁から排出される蒸気エンタルピー
h_{HPCIG}	: S / P に排出されるHPCIタービン排気エンタルピー
h_{RCICG}	: S / P に排出されるRCICタービン排気エンタルピー
h_{pool}	: S / P 水エンタルピー
Q_{ex}	: 残留熱除去系等の熱除去割合
T_{sp}	: S / P 水温度
T_{cool}	: 残留熱除去系熱交換後の二次側温度
P_{cont}	: 格納容器圧力
$P_{cont,a}$: 格納容器圧力 空気分圧
$P_{cont,s}$: 格納容器圧力 蒸気分圧
C	: S / P 水の比熱
n_m	: モル数
R	: 気体定数
$V_{cont,v}$: 原子炉格納容器の空間体積（S / P の水が占める部分を除く）

3.4 入出力

REDYコードの主要な入出力パラメータを図 3-12 に示す。REDYコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

(1) 前処理コードからREDYコードへのインプット

(核データ)

- ① ボイド反応度
- ② ドップラ反応度
- ③ ボロン反応度
- ④ その他の動特性パラメータ

(燃料物性データ)

- ① 炉心平均ギャップ熱伝達係数

(熱水力データ)

- ① 炉心圧損係数
- ② ボイドマップ

(2) 前処理コードを用いないインプット

(原子炉幾何形状)

- ① 原子炉，原子炉内部構造物，主蒸気管等の寸法

(炉心仕様)

- ② 燃料棒に関するデータ（外径，内径，熱伝導度，比熱等）
- ③ 出力分布，蒸気表等の熱水力関係データ

(機器・設備仕様)

- ④ 各種の弁の特性

⑤ 再循環ポンプ等のデータ

⑥ ほう酸水注入系に関するデータ

(制御系仕様)

⑦ 各種の制御系に関するデータ

(格納容器形状)

⑧ S/P水温度，ドライウェル空間容積等の原子炉格納容器に関するデータ

(初期運転条件)

⑨ 運転条件データ（原子炉出力，主蒸気流量，炉心流量，原子炉圧力等）

(外乱条件)

⑩ 外乱条件（過渡変化起因条件等）

(3) REDYコードのアウトプットその1

プラント動特性解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 中性子束
- ② 平均表面熱流束
- ③ 主蒸気流量
- ④ タービン蒸気流量
- ⑤ 給水流量
- ⑥ 炉心流量
- ⑦ 再循環ポンプ流量
- ⑧ 原子炉圧力
- ⑨ 原子炉水位
- ⑩ 逃がし安全弁流量

- ⑪ タービンバイパス弁流量
- ⑫ 炉心入口エンタルピ
- ⑬ 炉心平均ボイド率
- ⑭ 格納容器圧力
- ⑮ 原子炉格納容器のプール水温度

(4) REDYコードのアウトプットその2

SCATコードへ以下のデータを渡すことにより、燃料被覆管温度評価を実施する。

- ① 炉心入口流量
- ② 出力
- ③ 炉心圧力
- ④ 炉心入口エンタルピ

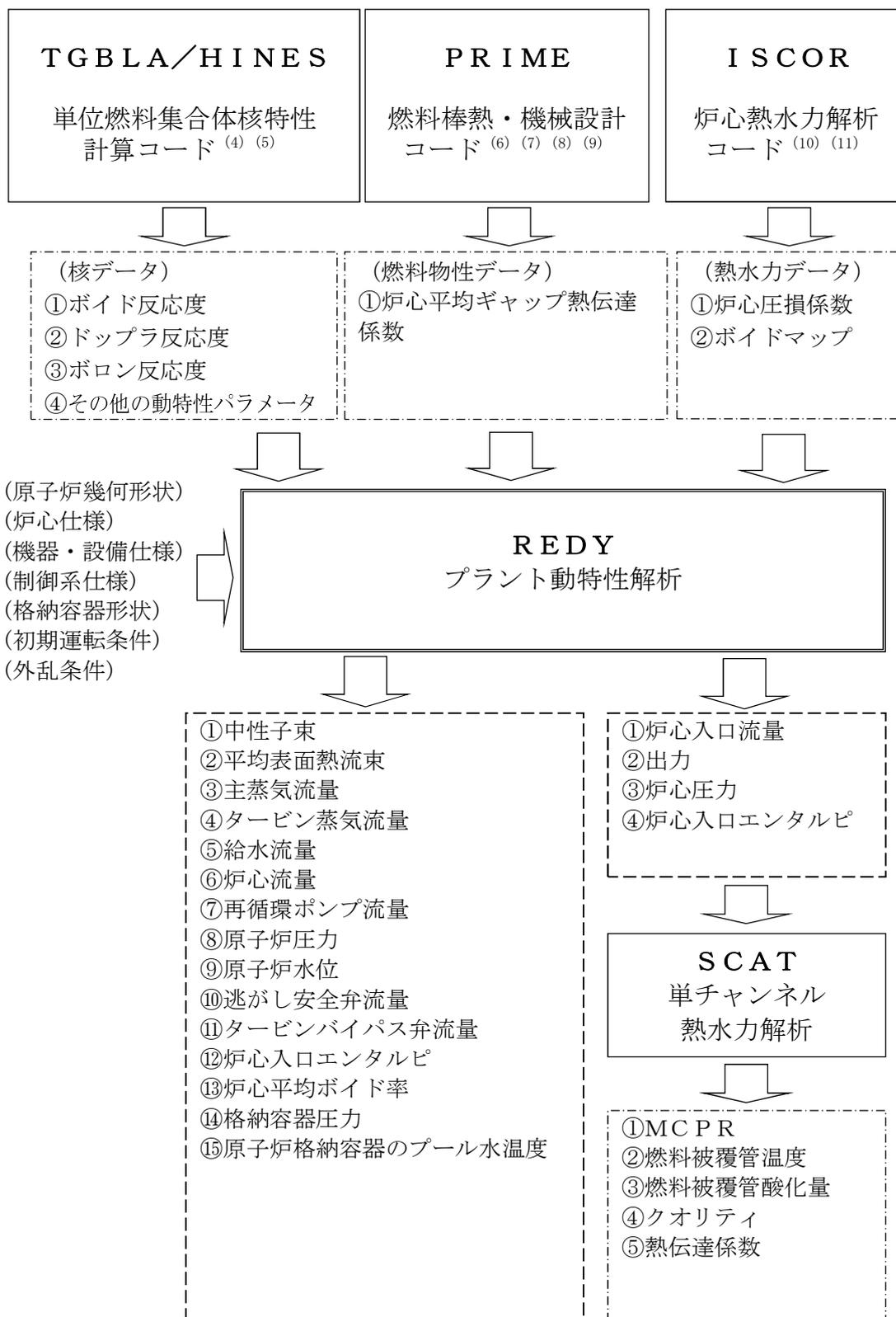


図 3-12 REDYコードの主要な入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

2章で重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表4-1の評価マトリックスに示す。REDYコードは、運転時の異常な過渡変化におけるプラント全体の挙動を評価する解析コードであり、実機プラントの起動試験（以下「実機試験」という。）の結果との比較によっても妥当性確認が行われているが、本資料ではこれを含めて原子炉スクラム失敗を仮定した評価に着目して妥当性を確認する。

以下の各節にて適宜参照する国内ABWRに対する実機試験結果とREDYコード（REDY Ver. 2）による解析結果との比較を初めに列挙しておく。ただし、必要に応じて従来型BWRの実機試験結果とREDYコード（REDY Ver. 1）による解析結果との比較も併用している。

これらの実機試験解析では、初装荷燃料炉心（BOC-1）の核定数やボイドマップ、実機試験の結果から得られた各種の機器・弁特性（開度特性やポンプ慣性含む）、制御ロジックで使用するデータに実機セット値等を使用している点が、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止での解析条件とは異なる。しかしながら、これらの違いがパラメータの変化の大きい原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析に与える影響は無視できる。また、主蒸気隔離弁が初期に閉鎖することから圧力制御系は評価結果に影響を与えず、給水流量制御系の動作も、本評価解析のように給水ポンプトリップや予備機が起動（その後ランアウト流量制限がかかる）する場合には期待されない。再循環流量制御系に関しては、実機試験は手動モードであるが本事象では自動としている。これは、手動モードにすると、出力が高く維持され放出蒸気が多く原子炉水位低で早期に再循環ポンプがトリップし、結果として出力が小さく評価されるためであ

る。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法（評価マトリックス）

分類	重要現象		計算モデル	妥当性確認 (着目パラメータ)
炉心 (核)	核分裂出力		核特性モデル	図 4-1, 図 4-4～図 4-7 (中性子束変化)
	反応度フィードバック 効果		反応度モデル (ボイド・ドップラ)	
			反応度モデル (ボロン)	図 4-26～図 4-33
	崩壊熱		崩壊熱モデル	図 4-8
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	図 4-1, 図 4-3 図 4-5～図 4-7 (中性子束, 水位変化) 図 4-9～図 4-16
原子炉圧力 容器 (逃がし安 全弁含む)	冷却材 流量変 化	コーストダ ウン特性	再循環系モデル	図 4-1～図 4-2 (炉心流量変化)
		自然循環流 量		図 4-2, 図 4-17, 図 4-18 (炉心流量)
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	図 4-3 (逃がし安全弁流量)
	ECCS注水 (給水系・代替注水設 備含む)		給水系モデル	図 4-4, 図 4-6 (給水流量変化時の中性子 束) 図 4-19～図 4-21
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	図 4-22～図 4-33
原子炉格納 容器	サプレッション・プー ル冷却		格納容器モデル	基礎的な物理法則を適用 したモデルであるため式 確認とした。

(1) 実機インターナルポンプ 3 台トリップ試験

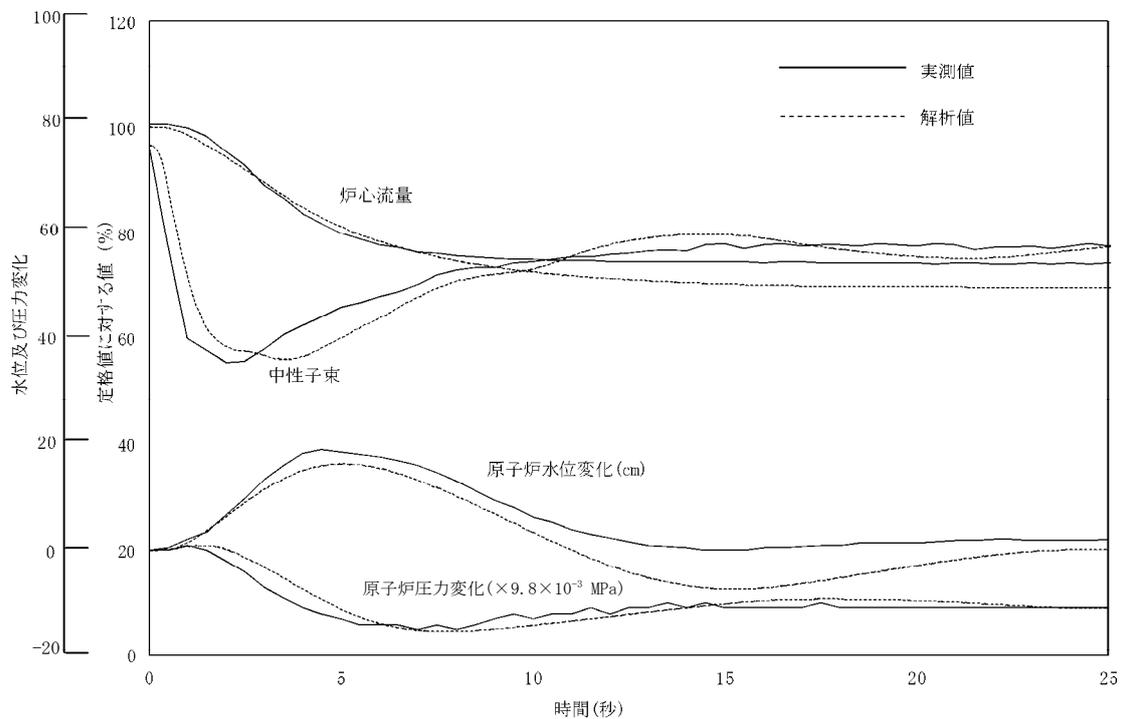


図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、常用高圧母線の故障等の発生を模擬し、常用高圧母線に接続するインターナルポンプを 3 台同時にトリップさせている。

b. 実機試験結果の挙動

インターナルポンプ 3 台トリップにより炉心流量が急減し、再循環系が手動モードであることから、流量は回復することなく、約 70% で整定する。炉心流量の低下により中性子束も低下するが、この間プラントはスクラムしないため運転は継続している。水位は一時的に約 20cm 上昇するが、給水制御系により通常水位に制御される。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、炉心流量、中性子束、原子炉圧力及び原子炉水位とも実機挙動の変化傾向とはどの時点でも一致している。なお、原子炉水位は過渡的に実機との変化幅の差が大きくなっているが、プラント状態が整定しつつある25秒付近ではその差は小さくなってきている。

(2) 実機発電機負荷遮断試験

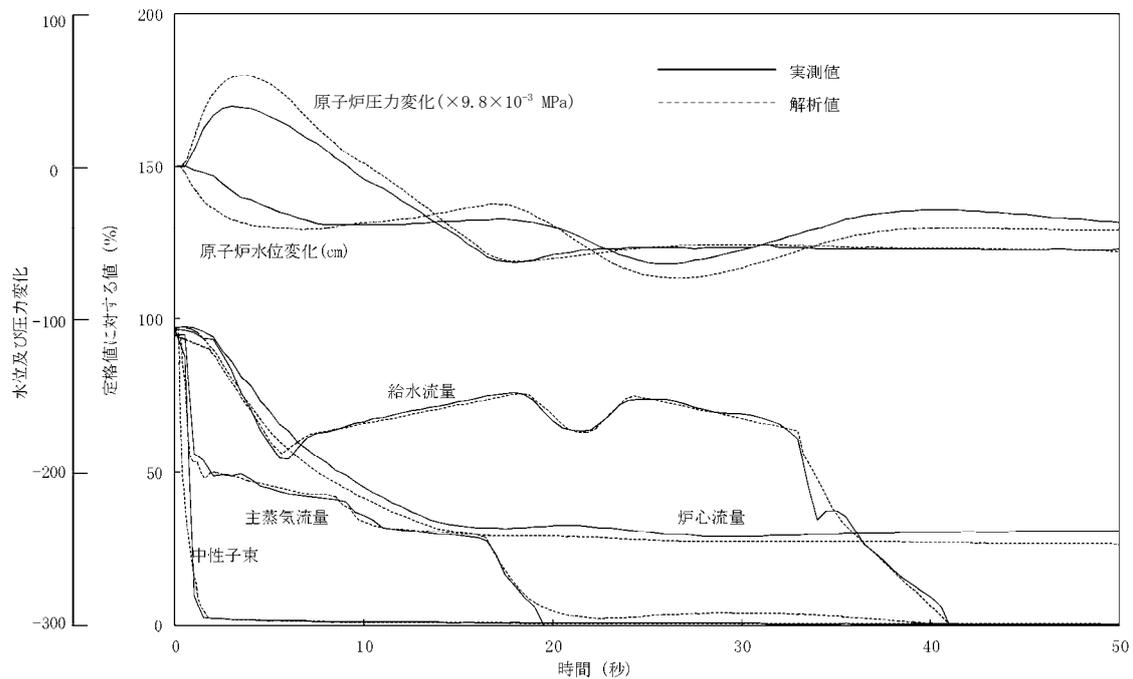


図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，送電系統の故障等により，負荷が急激に遮断された場合を模擬し，発電機負荷遮断を行っている。

b. 実機試験結果の挙動

発電機負荷遮断信号により，主蒸気加減弁の急閉，タービンバイパス弁の急開が生じ，原子炉は直ちにスクラムしている。スクラムすることにより中性子束は急激に減少してほぼゼロとなる。なお，図には示していないが，バイパス弁容量が定格蒸気流量の 33%であるため，圧力が上昇し逃がし安全弁が 3 弁開放している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量，原子炉圧力及び原子炉水位とも実機試験と同様な変化となっている。原子炉圧力は解析の

方がやや高めとなっており、解析結果が保守的な評価を与えている。なお、本事象においては、給水ポンプにトリップ、予備機起動、ランアウト流量制限等が生じており、過渡的に給水制御指令信号から切り離される。こうした条件下でも実機試験の給水流量挙動を模擬するため、起動停止の流量変化がある部分では解析で得られる流量に補正をかけて再現している。

(3) 実機主蒸気隔離弁全閉試験

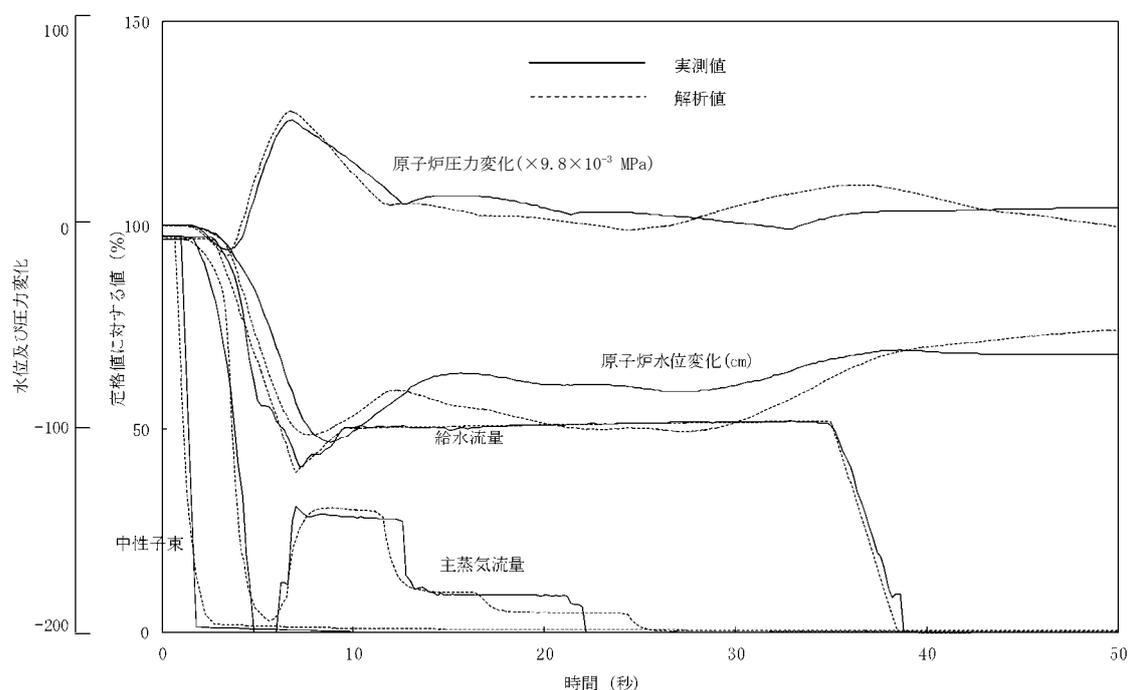


図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，原子炉水位，主蒸気流量等の原子炉系の異常，あるいは運転員の誤操作等により主蒸気隔離弁が全閉することを模擬している。

b. 実機試験結果の挙動

主蒸気隔離弁全閉により直ちに原子炉はスクラムし，主蒸気流量はゼロに，中性子束もほぼゼロになる。原子炉圧力は約 0.51MPa 上昇しているが，逃がし安全弁が 6 弁開放することにより圧力上昇が抑えられている。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量及び原子炉圧力とも実機の増減方向を良く模擬しており，その変化幅の差も小さい。

なお，本事象においては，事象発生直後から給水ポンプにトリップ，予

備機起動，ランアウト流量制限等が生じ，過渡的に給水制御指令信号から切り離されている。こうした条件下で実機試験の給水流量挙動を模擬するため，解析における給水流量変化を入力としている。

(4) 実機給水ポンプトリップ予備機不起動試験

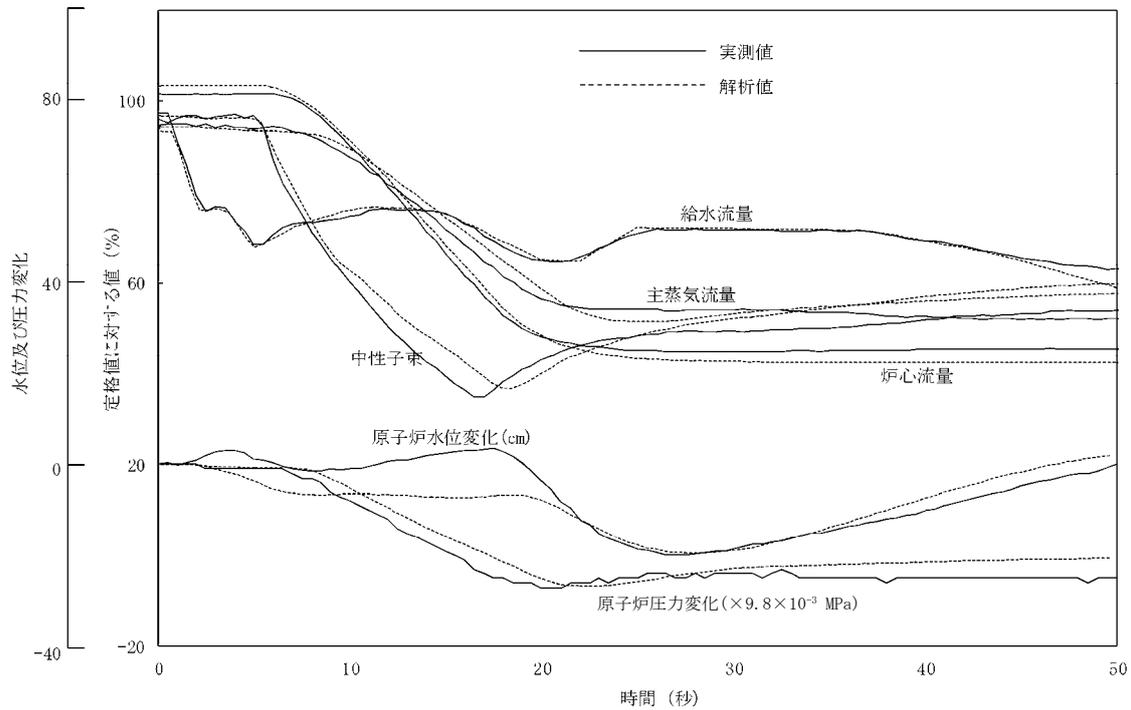


図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、給復水系ポンプがトリップし、予備機が自動起動しなかった場合を模擬した。なお、水位低下を抑えるために再循環ポンプをランバックさせることで出力を低下させ、運転継続が図られている。

b. 実機試験結果の挙動

タービン駆動給水ポンプの1台がトリップし、予備のモータ駆動給水ポンプが起動しないため、給水流量が低下するが、インターナルポンプを自動ランバックさせ出力を低下させることで水位低下を抑えている。原子炉水位は約20cm低下した後に回復傾向となり、運転継続している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、中性子束、主蒸気流量及び原子炉圧力と

も良く実機と一致している。原子炉水位は、解析の方の低下が速いが、最低水位及びその後の回復傾向は良く一致している。なお、解析における給水流量変化は、給水ポンプにトリップ及びランアウト状態が生じ、過渡的に給水制御指令信号から切り離されているため、実機に合わせた給水流量変化を入力している。

(5) 実機再循環流量制御系速度設定点変更試験

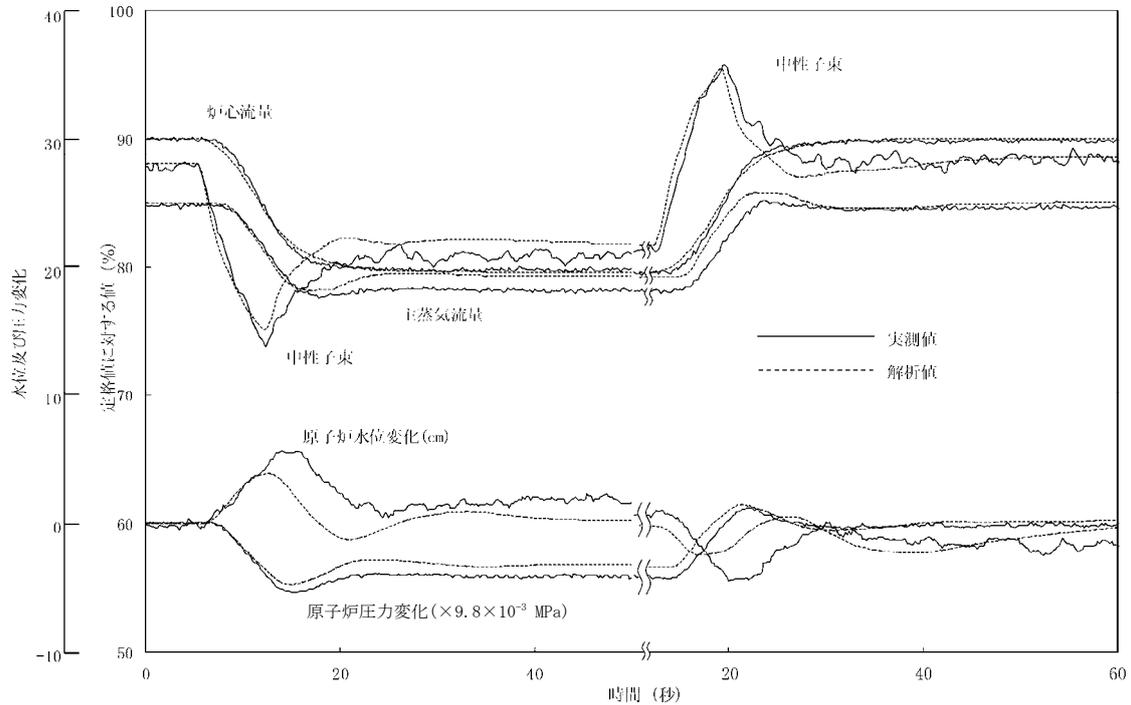


図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験
(定格出力：±10%設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、再循環流量制御系の再循環ポンプ速度設定を-10%、+10%ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

炉心流量の-10%の変化に対して、中性子束は低下して過渡的にアンダースhootした後、炉心流量の整定に伴い一定となる。原子炉水位、原子炉圧力等のパラメータも過渡的に変化するがその後安定状態となっている。炉心流量+10%も同様である。

c. 実機試験結果との比較

再循環流量を±10%変化させた例である。炉心流量の増減により中性子束は急激に変化しているが、炉心流量の整定に伴い安定に整定している。

REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

(6) 実機給水制御系水位設定点変更試験

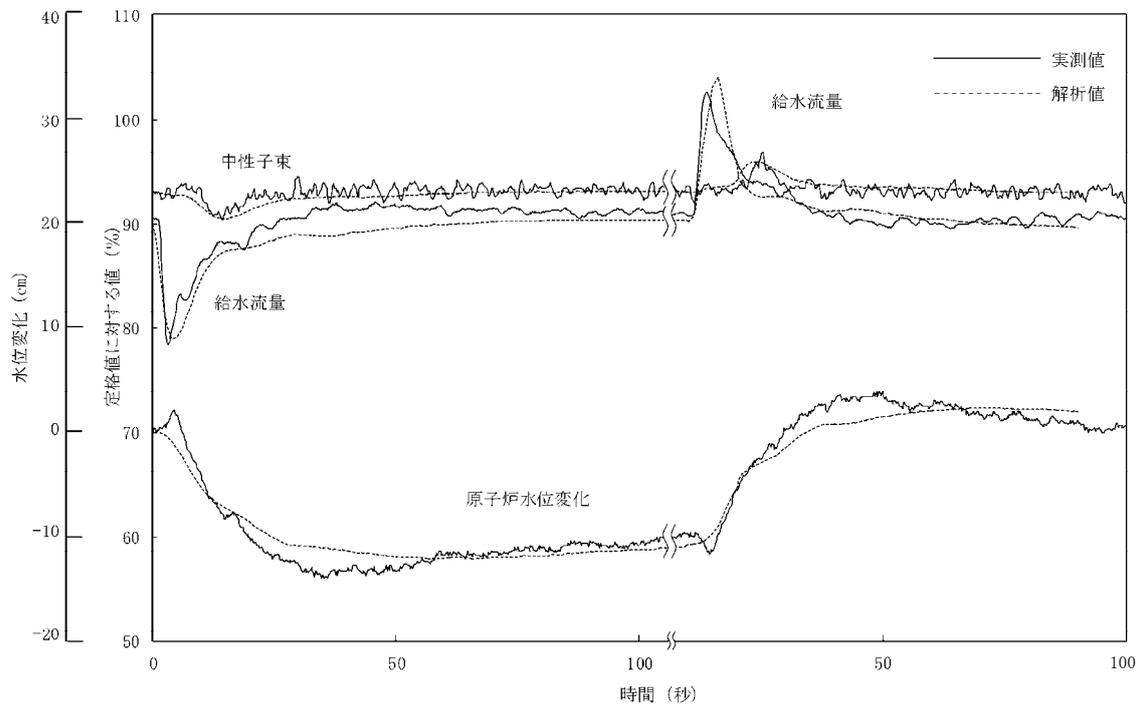


図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験
(定格出力：±10cm 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、給水制御系の水位設定値を-10cm、+10cm ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

水位設定値の-10cm 変更に対して、給水流量が減少して原子炉水位が低下する。その後目標水位に達すると各パラメータは一定となる。水位設定値+10cm 変更も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉水位を±10cm 変化させた例であり、REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

(7) 実機圧力制御系圧力設定点変更試験

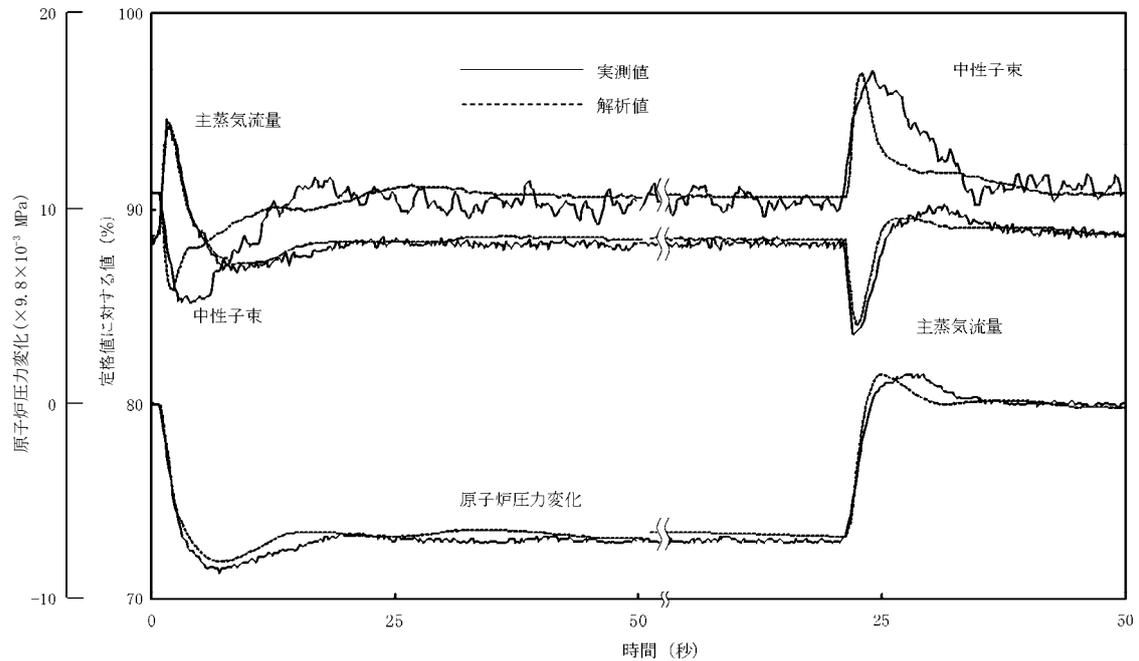


図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験
(定格出力：±0.069MPa 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、圧力制御系の圧力設定値を－0.069MPa、＋0.069MPa ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

原子炉圧力の－0.069MPa の変化に対して、主蒸気流量、中性子束は過渡的に変化した後、原子炉圧力の整定に伴い一定となる。原子炉圧力＋0.069MPa も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉圧力を±0.069MPa 変化させた例であり、REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認

炉心（核）に対する重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果及び崩壊熱であり、REDDYコードでは、これらを評価するモデルとして、

- ・核特性モデル（一点近似動特性モデル）
- ・反応度モデル（ボイド、ドップラ及びボロン）
- ・崩壊熱モデル

を採用している。

4.2.1 核特性モデルと反応度モデル（ボイド、ドップラ）の妥当性確認

(1) 実機試験結果との比較による妥当性確認

REDDYコードの核特性モデルは一点近似動特性モデルを採用しており、方程式自体は机上又は実験解析で検証されている公知のものである。実機の原子力発電プラントに、この一点近似動特性モデルを適用した場合、正しい核定数及び適切な反応度フィードバックが与えられた条件下において、実機試験の中性子束応答を良く模擬できることは、これまで国内外での多数の実機試験との比較で確認されている。この妥当性確認は核特性単独モデルではできず、核特性モデル、反応度モデルに加え他の熱水力モデル等との総合効果として確認される。

核特性モデルの妥当性を確認することが目的であるため、ここで引用する実機試験結果は、原子炉がスクラムしない場合の以下の事象が参照対象となる。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

本事故シーケンスで作動する再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減による炉心内ボイド率増加に伴う出力抑制模擬能力は図 4-1, 図 4-5 から, 給水流量変化 (ECCS注水) から生じる炉心入口サブクーリング変化に伴う炉心内ボイド率増減に伴う出力変化の模擬能力は図 4-4, 図 4-6 から, 圧力変更に対する出力変動模擬能力は図 4-7 からその妥当性が確認できる。

(2) 反応度モデル (ボイド, ドップラ) の妥当性確認

申請解析における R E D Y コードの反応度フィードバックは, 単位燃料集合体核特性計算コードによる評価から求められた反応度係数に不確かさ等を考慮し, 本事故シーケンスにおける全ての解析時間を通して同一値の保守因子として動的ボイド係数 1.25, 動的ドップラ係数 0.9 を掛けて評価している。これは, 本事故シーケンスの初期における現象 (圧力上昇によりボイドが減少することによる出力上昇) が支配的であるためである。しかしながら, 本事故シーケンスは, 事象進展に伴ってプラント状態が大きく変化するため, 本資料でこの妥当性を確認する。手法としては, 原子炉内の物理現象が主な評価対象となる短時間領域をプラント挙動に従ってさらに三つのサブ時間領域に細分割し (添付 4 参照), それぞれの領域での反応度フィードバック (ボイド, ドップラ) の不確かさを求め, サブ時間領域ごとの不確かさを事象進展に伴って変更可能な機能を R E D Y コードに追加して行う。

サブ短時間領域ごとの動的ボイド係数, 動的ドップラ係数のそれぞれに求めた不確かさ (下限値・ノミナル値・上限値の組み合わせ) を添付 5 に

示す。

4.2.2 反応度モデル（ボロン）の妥当性確認

実機試験からは確認できない反応度フィードバックモデルのうち、ボロン反応度に関しては、後述する「4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認」でそのモデルの妥当性確認を実施している（図 4-26～図 4-33）。このモデルでは、反応度抑制に寄与する炉心内のボロン濃度変化を計算し、この濃度にインプット定数としての、高温停止に必要な「ボロン反応度／ボロン濃度（ボロン反応度添加率）」を乗じてボロン反応度に換算している。なお、ボロン反応度添加率に関する妥当性確認結果を添付 6 に示す。

高温停止に必要なボロン反応度は、三次元未臨界性評価を考慮しているため、その不確かさは、ほう酸水注入系の三次元未臨界性評価における停止余裕基準の $1.5\% \Delta k^{(12)(13)}$ とする。なお、本評価は、定格運転時に臨界を保った状態を起点としており、高温停止に必要なボロン所要量は炉心の違いで大きく変化することはないため、代表的に平衡炉心で評価しているが、ここでは、炉心変更及び MOX 混在炉心の場合における装荷遅れ等に伴う高温停止に必要なボロン反応度の不確かさについても考慮し、十分余裕がある値として停止余裕基準と同等の $1.5\% \Delta k$ とした。

よって、これらの合計から $3\% \Delta k$ を不確かさとした。

4.2.3 崩壊熱モデルの妥当性確認

REDY コードの崩壊熱は、11 群又は 4 群モデルで模擬し、両モデルは同等であることを 3.3 節で確認している。

以下、11 群モデルについて説明する。11 群モデルは 1979 年に米国の NUREG-1335⁽¹⁴⁾ で参照され、Idaho National Engineering Laboratory が採

用した 11 群モデルとデータを採用している。日本では、1992 年 4 月 28 日の原子力安全委員会、原子炉安全基準専門部会 原子力崩壊熱評価小委員会での論議により、AESJ 推奨値を用いることも妥当との結論が得られている。本資料の図に REDY コードで使用している崩壊熱曲線を重ね合わせたものが図 4-8 である。11 群モデルと現状のデータは GE モデル

(1973) + 3 σ とほぼ同等であり、新 ANS (1979) + 2 σ や AESJ 推奨値よりは、わずかに高めに評価していることが確認できた。なお、図 4-8 から REDY コードで使用している崩壊熱計算の不確かさは、1 秒の時点で最大 +0.8%、-0.1% である。

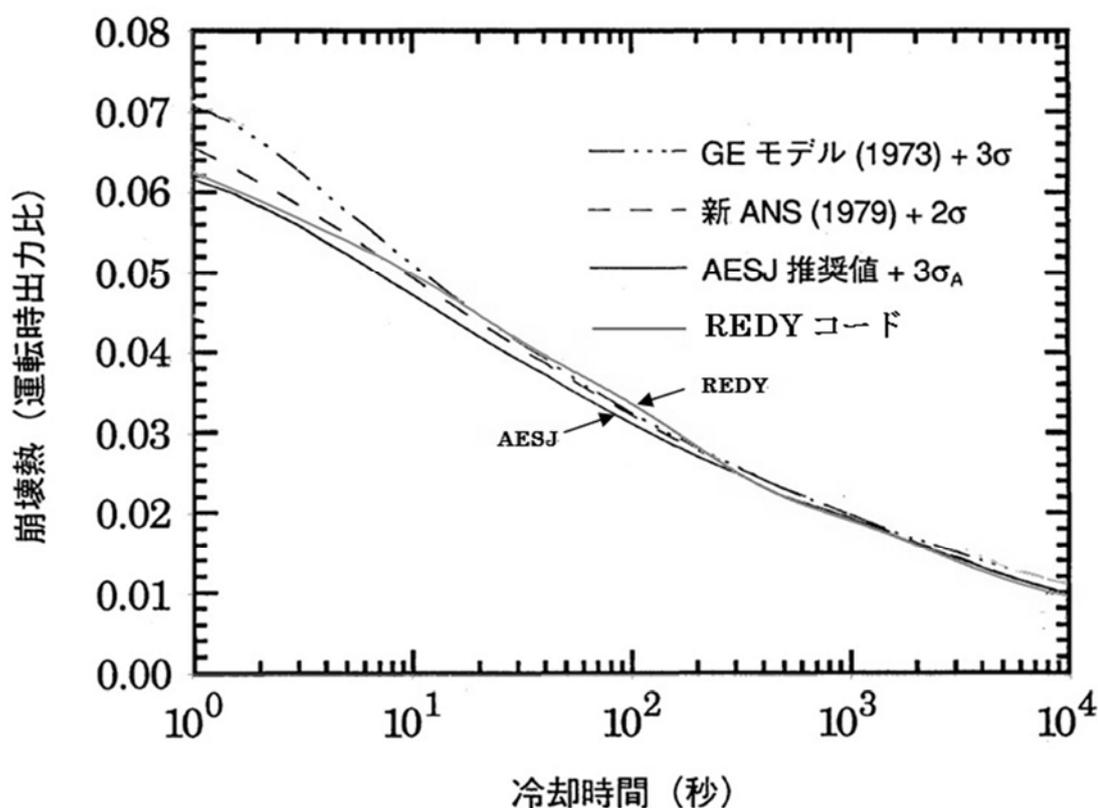


図 4-8 REDY コードの崩壊熱曲線と各種推奨値との比較

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認

炉心（熱流動）に対する重要現象は、沸騰・ボイド率変化であり、RE
DYコードでは、炉心ボイドマップとそのスweepモデルのことである。

炉心ボイドマップは図4-9に示すように、定格炉心流量における炉心出口
クオリティと炉心平均ボイド率との関係を、炉心入口サブクーリングをパ
ラメータとしてまとめた関数である。過渡時の状態は、ここから得られる
炉心平均ボイド率に、炉心流量補正、さらにはスweepモデルを適用して
模擬している。炉心平均ボイド率へのスweep効果は炉心入口流量の変化
等を考慮した二次遅れモデル近似である。

(1) 炉心ボイドマップの妥当性

炉心ボイドマップは、定格状態において設計軸方向出力分布（平衡炉心
に相当する下方ピーク）を仮定し、炉心熱水力解析コードを用いて求めて
いる。後述の4.3.1節で参照している「炉心ボイドマップ確認試験」におい
ては、実際は軸方向出力分布を下方分布、均一分布、中央分布として試験
を実施している。その結果、軸方向出力分布の違いによるボイド率に与え
る影響の明確な差はないと結論付けている。本事故シーケンスでは、給水
加熱喪失の影響を受けている間、より下方ピークとなることが知られてお
り、設計軸方向出力分布を仮定していることの妥当性を確認するために、
仮により下方ピークとなった場合のボイドマップを作成して比較した。こ
の結果、より下方ピークを想定した場合は、同じ炉心入口サブクーリング
であれば沸騰開始が早くなり、本事故シーケンス範囲での炉心ボイドマッ
プ全体がボイド率の大きい方に並行移動する（初期の炉心ボイド率が多少
高くなる）ことを確認している。ここで、プラント全体の挙動に影響を及
ぼすボイド反応度の変化は、初期運転点でのボイド率の相違による影響よ

りも、主にそこからのボイド率の変化幅と変化速度による影響が支配的である。このことから軸方向出力分布の違いによる影響はボイド率の変化幅や変化速度に大きく影響するものではないため、結果としてプラント全体への影響に有意な差を与えることはないといえる。実際、添付3に示したように、本事故シーケンス解析で初期の軸方向出力分布をより下方ピークに変更した解析を実施した場合でも、評価結果に与える影響は小さいことを確認している(*1)。また、本事故シーケンス解析での高炉心入口サブクーリング側の炉心入口サブクーリング変動範囲は、従来の高温高圧での実バンドル体系での試験範囲外である。しかしながら、炉心入口サブクーリングが高まるにつれて、サブクール沸騰及び飽和沸騰開始点が下流側に移動するものの、サブクール沸騰開始後の下流側の流動状態は通常の炉心入口サブクーリング時と特に変わるものではないため、平均ボイド率を対象とした炉心ボイドマップの高炉心入口サブクーリングでの不確かさに対する影響は小さいと考えられる。

(*1) R E D Yコードでは模擬できないが、短時間領域では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなると想定される(添付2参照)。これに伴いボイドマップも変わるものと推測され、この過渡時のボイドマップを初期炉心状態として作成し、その影響を参考解析してみると、短時間の評価パラメータは小さめに評価されることが確認できた(添付3参照)。

(2) 炉心流量補正モデルの妥当性

過渡時の炉心平均ボイド率の変化は、上記(1)の炉心ボイドマップから得られた炉心平均ボイド率に対し、炉心流量補正を加えて求める。後述の図

4-15 の試験解析結果により軸方向出力分布の影響が小さいこと, 図 4-16 の試験解析結果により炉心入口サブクーリングの影響が小さいことも確認していることから, 本事故シーケンスにこのモデルを適用することの妥当性が確認された。

なお, 炉心流量補正モデルの妥当性は「4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認」でも示している。

(3) ボイドスweepモデルの妥当性

ボイドスweepモデルは, 炉心入口流量, 沸騰長等をパラメータとして, 過渡時の軸方向の炉心内ボイド伝播変化を考慮したものである。ボイドスweepモデルの妥当性は, 後述の 4.3.1 図 4-13 で参照している時間領域での試験結果, 図 4-14 で参照している周波数特性での試験結果より確認している。さらに前述の 4.1 で示した実機試験結果 (ボイドスweepのモデルのパラメータである炉心入口流量等を変えた場合) に対する模擬能力が十分高いことを, 計測可能な中性子束変化を通して総合的に確認している。

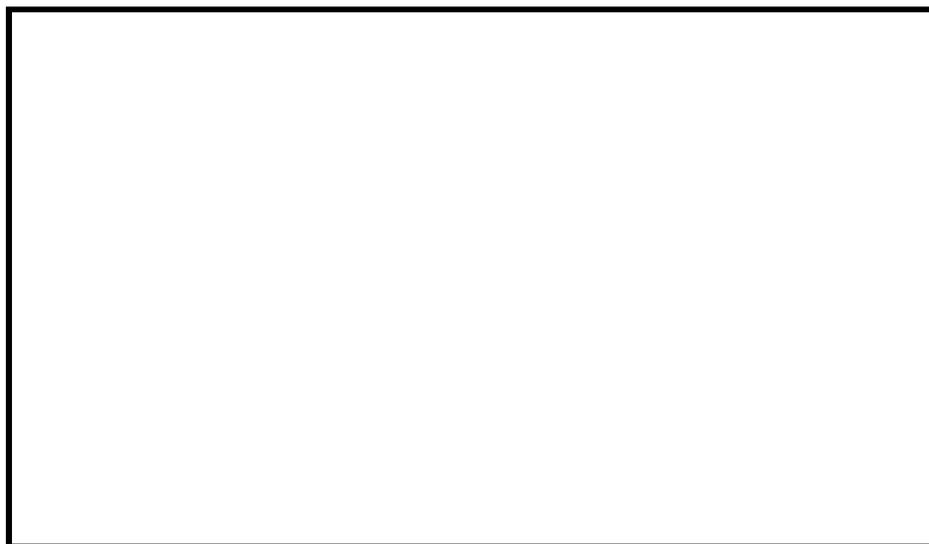


図 4-9 ボイドマップの例⁽¹⁵⁾

4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験

図 4-10 及び図 4-11 に、日本国内で実施された試験装置系統図及び試験部を示す。



図 4-10 試験装置系統図



図 4-11 試験部概要図と解説

図 4-12 に、実機定格流量相当における定常状態のボイド試験結果について、試験結果で得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係を示す。図中、REDYコードにおける設計式の値を実線で示すが、試験結果と良く一致していることが確認されている。

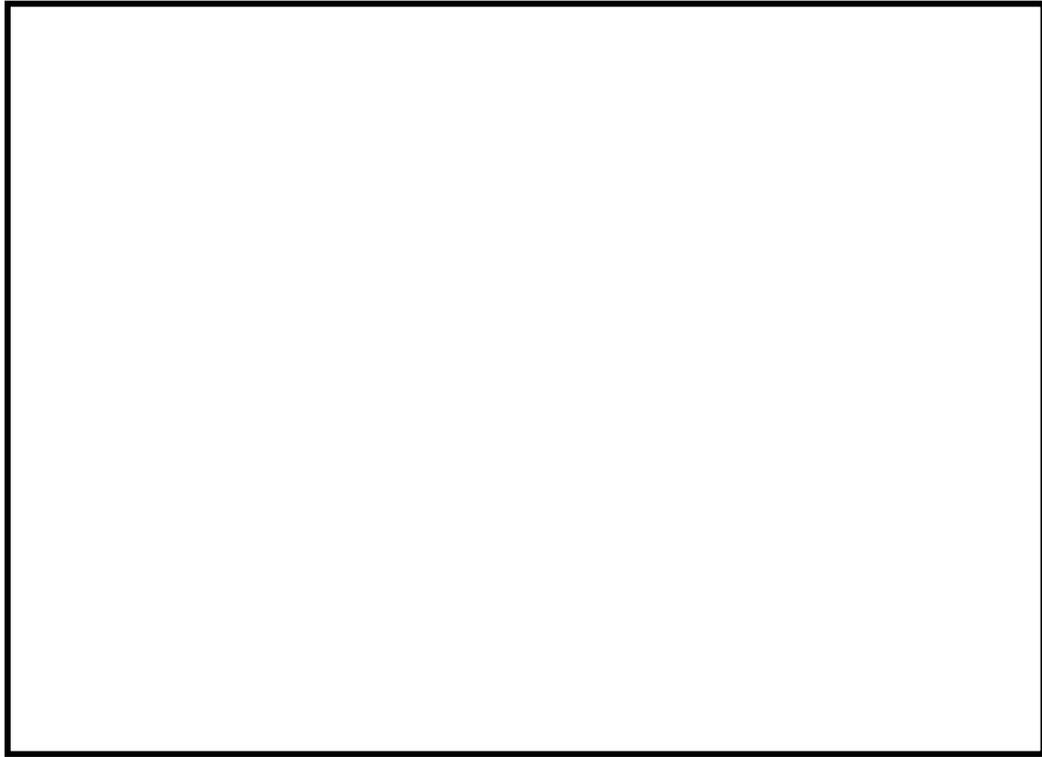


図 4-12 ボイドマップの確認結果（実機定格流量相当）⁽¹⁵⁾

また、同試験装置で過渡時のスweepモデルの妥当性も確認しており、この結果を図 4-13 に示す。

REDYコードのボイドスweepモデルによる計算値についても同図に示すが、両者の時間変化挙動は良く一致している。また、この妥当性は、実機試験結果との比較でも確認されている。

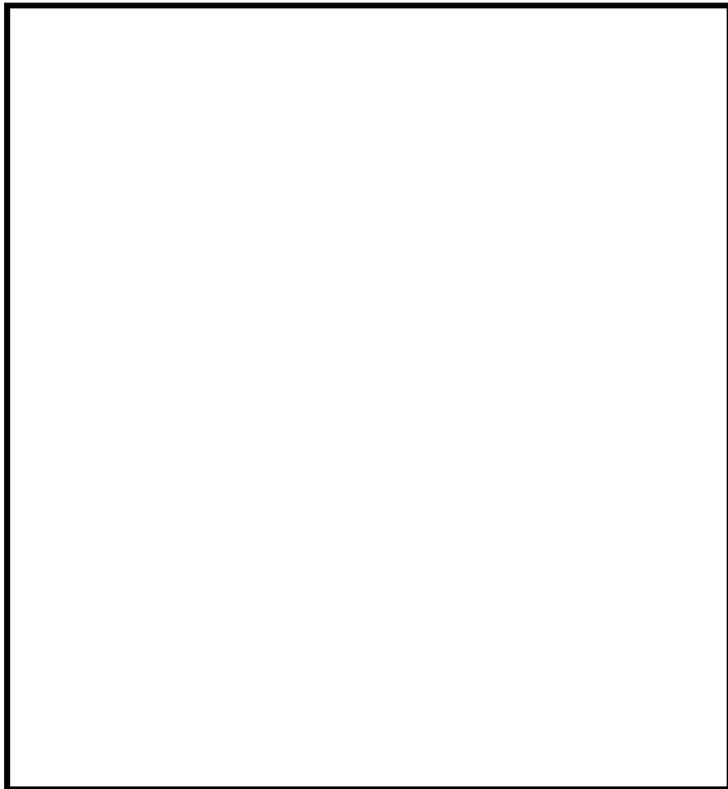


図 4-13 流量減少時のボイド率変化⁽¹⁵⁾

GE社から報告されているボイドスweepモデルの妥当性確認結果では、試験装置は実機との相似性を考慮した設備とし、電気入力を正弦状に変化させて、出力と平均ボイド率の周波数伝達関数を求めている。この実験解析をREDYコードの可変二次遅れスweepモデルと比較した結果を図4-14に示すが、実炉で重要な0.1Hzから1Hzの周波数範囲で実験結果と解析結果とは、良く一致していることが確認されている。

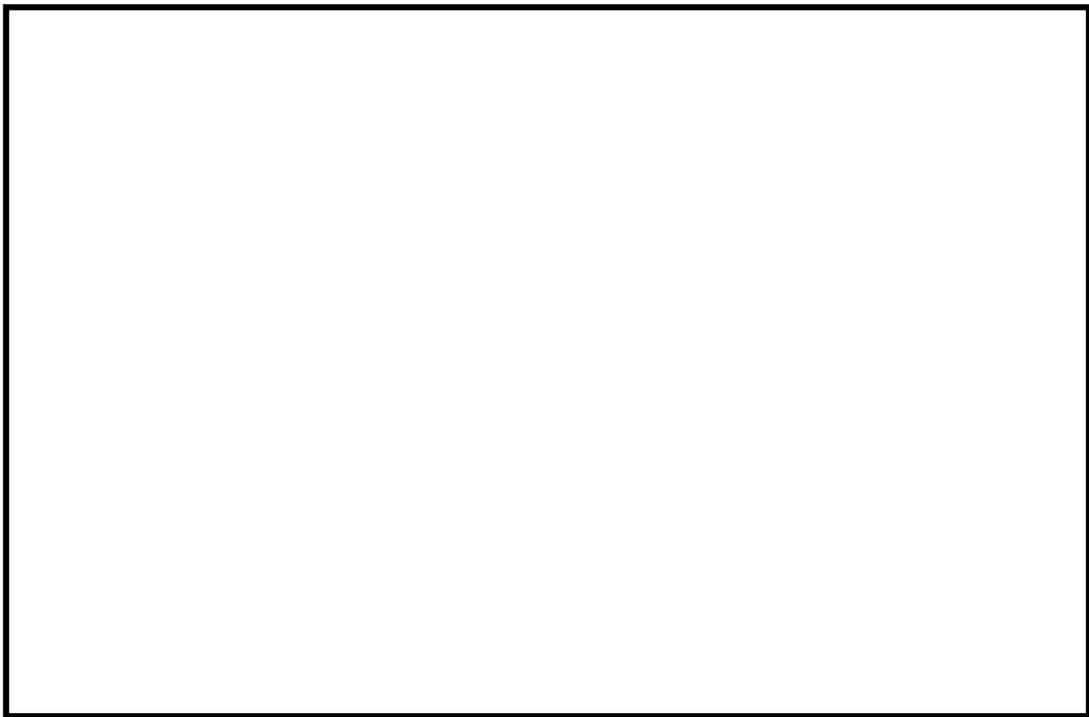


図4-14 過渡時ボイド率の解析結果と実験結果との比較⁽¹⁵⁾
(出力—平均ボイド伝達関数の周波数応答)

4.3.2 炉心平均ボイド率の炉心流量補正モデルに係わる妥当性確認

REDYコードでは定格炉心流量で定めた炉心平均ボイドマップを用いており、炉心流量が低下した場合に相対的蒸気ドリフト量が増えて炉心内の平均ボイド率が変化することを炉心流量の二次関数でマイナス補正している。本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に低炉心流量や自然循環状態で高出力状態が継続することからこのモデルの重要度が高い。

図 4-15 は、「4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験」の中で報告している日本国内で実施された試験結果を、炉心入口流量の変化に伴うボイド率補正率（PU）（=定格炉心流量でのボイド率に対する補正割合）の関係として整理したものである。試験装置は、8×8燃料を模擬しており、出力分布が均一の場合（かつ、炉心出口クオリティ 25%）と下方ピーク（かつ、炉心出口クオリティ 20%）の場合の試験結果（それぞれ4点と2点）をプロットしている。これによると、炉心ボイド率の炉心流量補正率は、軸方向出力分布の違いに係らず、REDYモデルの二次関数とほぼ一致しており、その妥当性が確認できた。

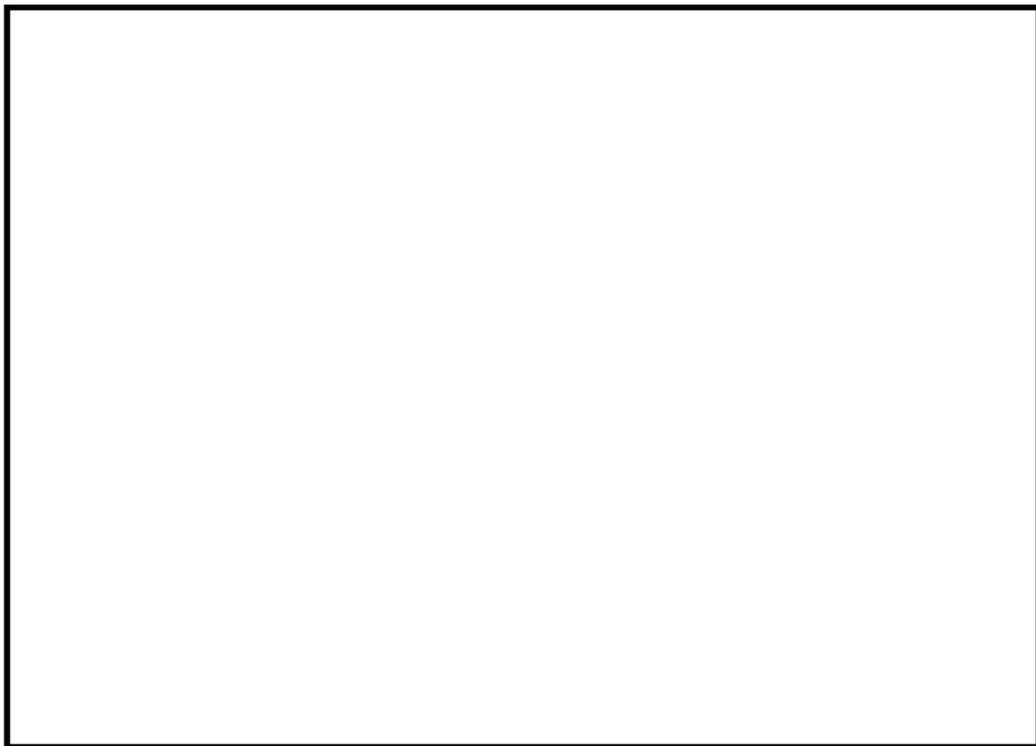


図 4-15 炉心ボイドマップの流量依存性（国内試験結果との比較）

上記の試験で模擬した燃料は8×8燃料であること、試験点数が必ずしも十分とはいえないことから、炉心ボイド率の炉心流量補正モデルの妥当性確認の方法として、設計データとの比較手法（炉心熱水力解析コードで多数のボイドマップデータを作成し、炉心流量の違いによる影響を整理する

手法)を用いる。

図 4-16 は、炉心流量を 15%、40%、70%、100%とし、それぞれに対して炉心出口クオリティを 30%、40%、60%、80%かつ 6 種類の炉心入口サブクーリングを変えた場合の試験解析を行い、ボイド率補正率 (PU) を求めて図にまとめたものである。図では試験点が重なっているが、同じ炉心流量における試験解析点数は上記より各 24 個存在する。なお、燃料は 9 × 9 燃料 (A 型) の平衡炉心を想定している。

同図に、REDY コードモデルで使用している二次関数を実線で併記しているが、炉心出口クオリティや炉心入口サブクーリングの違いに係らず、ボイド率補正率 (PU) は炉心流量の二次関数でフィッティングできることが示されている。なお、約 40% 流量付近では、試験解析点より REDY モデルのデータの方がボイド率を少なめに評価しており、これは短時間領域での原子炉出力を高め評価していることを意味する。

本図から、破線で示したような炉心流量に依存しない場合 (補正なし) を不確かさ下限とし、15% 炉心流量での試験解析点も包含する二次関数を不確かさ上限とする。



図 4-16 炉心ボイドマップの流量依存性（試験解析結果との比較）

4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認

炉心ボイドの挙動は実機では直接確認することができない。ただし、核分裂出力変化の妥当性を実機試験結果で確認した 4.2.1 節と同様に、RED Yコードのボイドマップが実機の過渡変化挙動を模擬できないと、

- ・ これによって生じるボイドフィードバック起因の中性子束変化
- ・ 炉心内ボイド率が変化することでの炉心シュラウド外水位変化（検出水位）

が模擬できないことになる。

以上より、これらの中性子束、検出水位を着目パラメータとして、以下の事象について実機試験結果とRED Yコードの解析結果を比較した。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

図 4-1 の R E D Y コードの解析結果は、炉心流量急減に伴う実機の中性子束変化を良く模擬しており、結果的に本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う炉心ボイド率の増加現象が模擬できることを意味している。

図 4-3 の R E D Y コードの解析結果は、実機の原子炉水位変化を良く模擬しており、スクラム失敗を仮定した原子炉隔離に伴う圧力上昇によって（この場合はスクラムも併用）生じる炉心ボイド率の減少現象を十分模擬できることが確認できたといえる。

図 4-5 の再循環流量の増減変化に対する中性子束の変化は良く実機を模擬できているが、これにより、炉心流量の変化に伴うボイドスイープのモデルの妥当性が確認できる。

図 4-6 は給水流量を試験で増減させたものであるが、中性子束の変化が良く実機を模擬できている。この場合、給水流量の変化は炉心入口サブクーリングを増減させるが、炉心入口サブクーリングをパラメータとしているボイドマップの妥当性が示されている。

図 4-7 は原子炉圧力を増減させた試験結果であるが、中性子束の変化は良く実機を模擬できている。すなわち、ボイドマップの圧力変化に対する模擬モデルの妥当性が確認できる。

4.4 原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認

原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）に対する重要現象は、冷却材流量変化（強制循環時）、冷却材流量変化（自然循環時）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）及びほう酸水の拡散であり、REDYコードでは、これら进行评估するモデルとして、

- ・再循環系モデル
- ・逃がし安全弁モデル
- ・給水系モデル
- ・ほう酸水拡散モデル

を採用している。

4.4.1 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その1

（冷却材流量変化（強制循環時））

重要な物理現象である、冷却材流量変化（強制循環時）の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップによる炉心流量低下速度は、炉心のボイド挙動、炉心を含む過渡流れの圧力損失係数、再循環ポンプの慣性定数や初期回転速度といった多くのパラメータによって複合的に影響を受ける。

よって、ここでは再循環ポンプトリップ、又はそれ相当の炉心流量変化がどの程度REDYコードで模擬できているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-1 の実機試験結果は全 10 台のインターナルポンプのうち、3 台のボ

ンプがトリップした場合であるが、R E D Yコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。また、図 4-2 の実機試験結果はインターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップ（+ 6 台のインターナルポンプランバック）が行われた事象であるが、こちらも R E D Yコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。

以上より、本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う再循環系モデルの妥当性が確認できた。

なお、再循環ポンプの炉心流量低下率はポンプの時定数が支配的要因となり、時定数の不確かさはポンプの設計仕様から+10%、-10%である。

4.4.2 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その 2

（冷却材流量変化（自然循環時））

重要な物理現象である、冷却材流量変化（自然循環時）の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップにより、自然循環状態で高出力状態が継続する原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、炉心流量の整定値が高い場合に炉心内ボイド率が小さくなり出力が大きくなると想定される。よって、ここでは再循環ポンプトリップ後の自然循環流量がどの程度 R E D Yコードで模擬できているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

BWRプラントの起動停止の運転では、最低ポンプ速度状態を経由するも自然循環流量での運転は行わない運用としている。このため、通常運転時の自然循環状態の実機データは存在しないが、図 4-2 の過渡事象はこれに近いものとなっている。

図 4-2 に示した実機の発電機負荷遮断試験結果では、インターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップが行われ、残りの 6 台のポンプが最低ポンプ速度運転となった炉心流量状態が実現されており、低炉心流量状態を模擬したデータであるとみなすことができる。

この場合は、原子炉がスクラムされていることから炉心のボイド率も次第に低下していく過程にあるが、REDYコードはこの過程を含めて低炉心流量状態を模擬できることが示されている。

4.4.3 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その 3

(冷却材流量変化 (自然循環時))

上述した ABWR の実機試験結果での妥当性確認結果は、自然循環状態に近いものとして 6 台のインターナルポンプが最低ポンプ速度となった場合であるが、これを補足する目的で、従来型 BWR での試験結果との比較結果を示す。なお、解析コードは“REDY Ver. 1”を使用しているが、ここで確認している主要なモデルは“REDY Ver. 1(ATWS 用)”と同等である。

図 4-17 は、460MWe の従来型 BWR プラントにおいて、2 台の再循環ポンプ M/G セットを手動でトリップさせた試験結果を REDY コードで再現解析したものである。再循環ポンプ M/G セットトリップにより、ポンプ回転速度が徐々に低下し、これにつれて炉心流量も低下し、自然循環状態になっている。これによれば、炉心流量、中性子束及び主蒸気流量変化とも 20 秒後の整定値は約 2% 以内で一致している。

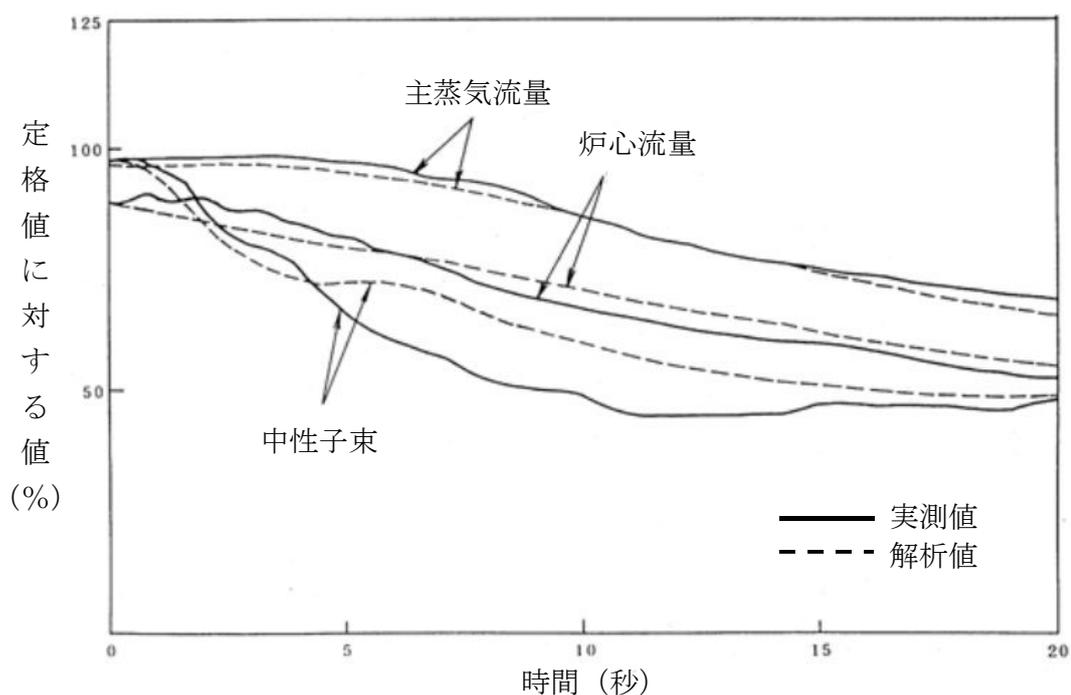


図 4-17 再循環ポンプM/Gセット2台トリップ試験⁽¹⁾

図 4-18 は、1100MWe の従来型BWRプラントにおいて、2台の再循環ポンプを手動でトリップさせた場合の試験結果をREDYコードで再現したものである。この場合も20秒後の自然循環状態に着目すると、原子炉水位変化、原子炉圧力変化、中性子束変化も整定値で数%以内の差で一致しており、ここで着目したい自然循環流量の値は精度良く模擬できることが確認できた。

本事故シーケンスでは、原子炉水位が大きく低下し、さらにECCSも注水されることから、上述の実機試験結果における自然循環流量の状態とは多少異なる。しかしながら、いずれにせよ自然循環状態は、インターナルポンプまたは再循環ポンプによる強制循環力がなくなった状態であり、REDYコードが採用している単純な運動量保存則(*1)において、摩擦圧損等の占める影響力は流量の二乗に比例して小さくなることから、炉心シュ

ラウド内外の位置ヘッド差（マスバランス）が支配的な駆動力となる。なお、炉心摩擦損失係数自体は、炉心熱水力解析コードにより炉心平均ボイド率の関数として求めているが、本事故シーケンスを通してボイド率の変化が小さいことから、炉心摩擦損失係数の変化も小さい。以上より、本事故シーケンスにおける自然循環流量を模擬する場合、一次元の運動量保存則を適用することは妥当であると考ええる。

(*1) R E D Yコードでは、一次元流れの運動量保存則により、各圧力評価点間の圧力差、位置損失（位置ヘッド）、摩擦圧損、局所圧損、加速圧損、ポンプ昇圧（強制循環力）から過渡時の流量変化を求めている。

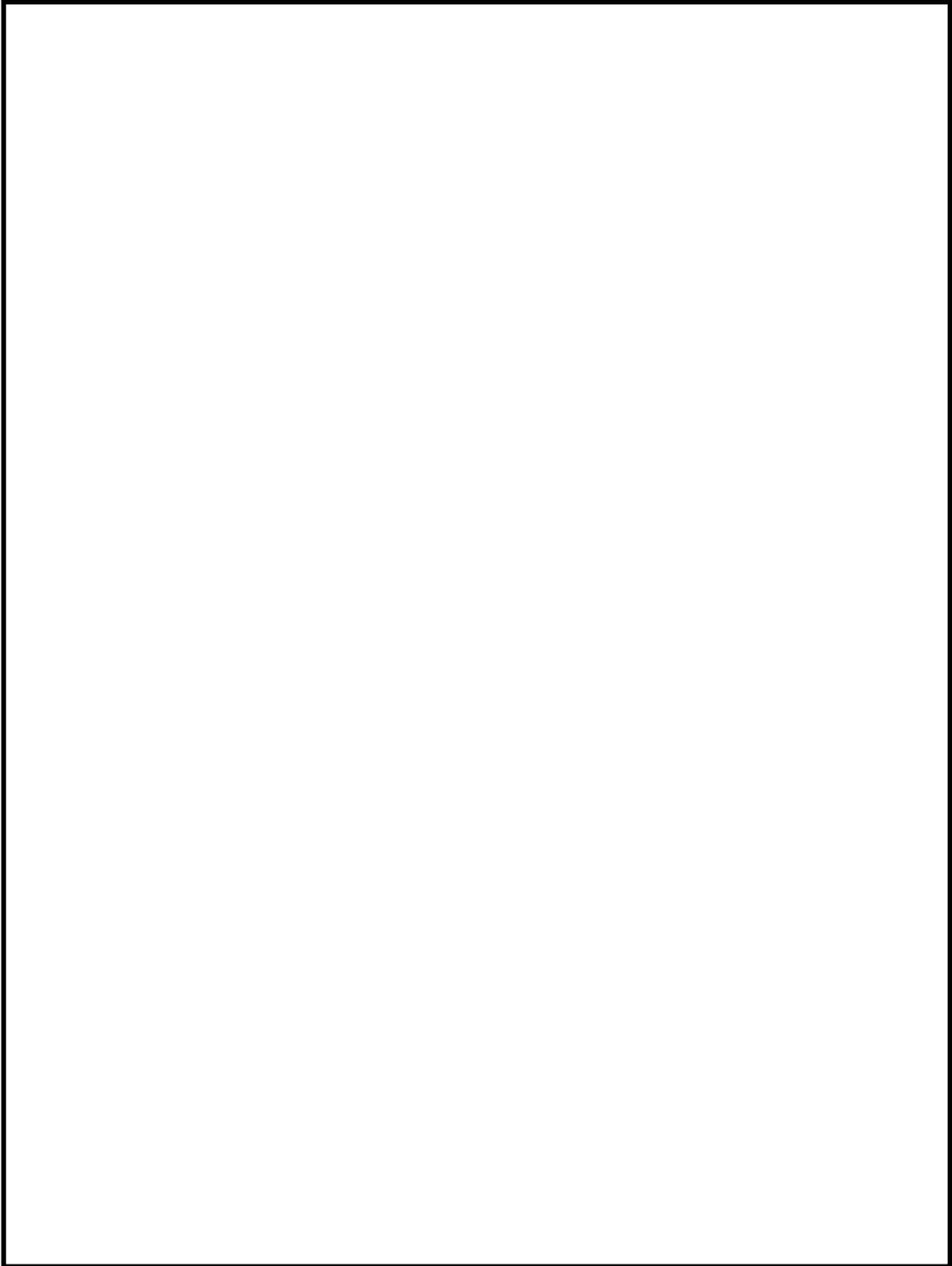


図 4-18 再循環ポンプ 2 台トリップ試験⁽¹⁵⁾

4.4.4 逃がし安全弁モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認

原子炉圧力の評価にとって重要な物理現象である冷却材放出は、本事故シーケンスでは逃がし安全弁からの蒸気放出に該当する。実機ではこれに対応した試験結果が存在することから、これを R E D Y コードの流量変化（自然循環時）との比較によって行う。

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-3 の主蒸気隔離弁全閉時の実機試験結果にある主蒸気流量は、原子炉が隔離した後は全て逃がし安全弁から放出される蒸気流量である。ここにおいて、R E D Y コードの解析結果と実機試験結果の挙動は開閉タイミングを含めてほぼ一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象に対して、逃がし安全弁モデルを使うことの妥当性が確認された。

なお、モデルにおける吹き出し容量は、「日本工業規格 JISB8210」付属書記載の算出式により計算された値をインプットデータとして用いており、吹き出し容量の不確かさは -0% 、 $+16.6\%$ であることが分かっている。

4.4.5 給水系モデルの妥当性確認

（総合的な妥当性確認、主に給水流量）

原子炉への給水流量が変化すると、例えば増加した場合には、炉心入口サブクーリングが増加するために炉心のボイドが減少し、正のボイド反応度が印加されることで原子炉出力が増加する。また、給水の温度が変化すると、例えば低くなった場合には給水流量が同じでも、前述と同じ理由で出力が増加する。

実機試験結果の中から給水流量変化が主導となる以下の事象にて、R E D Y コードの妥当性確認を行う。なお、E C C S 流量変化に伴う実機デー

タは存在しないが、原子炉に注水された場合の原子炉内全体の減圧効果や炉心入口サブクーリングに与える影響は同等と考え、ここでの妥当性確認に含めるものとする。

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-4 の実機試験は給水ポンプトリップにより給水流量が急激に低下した場合のプラント挙動であり、給水流量の減少による炉心入口サブクーリング減少が炉心のボイド率増加を引き起こし、時間遅れの後に中性子束減少として表れている。実機試験では再循環ポンプランバックによる炉心流量低下も並行して炉心ボイド率増加を引き起こしているため、炉心入口サブクーリング減少のみの影響ではないが、総合してどのパラメータの挙動も REDYコードは良く模擬できている。

図 4-6 は、給水流量が増減した場合のプラント挙動であり、こちらの実機試験結果では給水流量が減少した場合、増加した場合の中性子束の挙動が REDYコードにて良く模擬されている。

このように、REDYコードの解析結果と実機試験結果の挙動は良く一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象での給水流量変化に対する模擬能力の妥当性が確認された。

(給水エンタルピモデルの妥当性確認)

給水エンタルピモデルは 3.3 節の解析モデルに示したように、二つのモデルから選択できる。

図 4-19 は、給水エンタルピモデル (1) の REDYコードで使用している主蒸気流量と給水エンタルピとの相関テーブルを、実機試験データと比

較したものである。これによると、モデルで使用しているデータの方が給水エンタルピを多少小さめに評価しており、全般的に良く一致している。ただし、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、早期に主蒸気流量が遮断されゼロとなるが、この点での給水エンタルピはモデルの方が約 60kJ/kg (約 14°C) 程高めであり、これを主蒸気流量がゼロの点での不確かさとする。

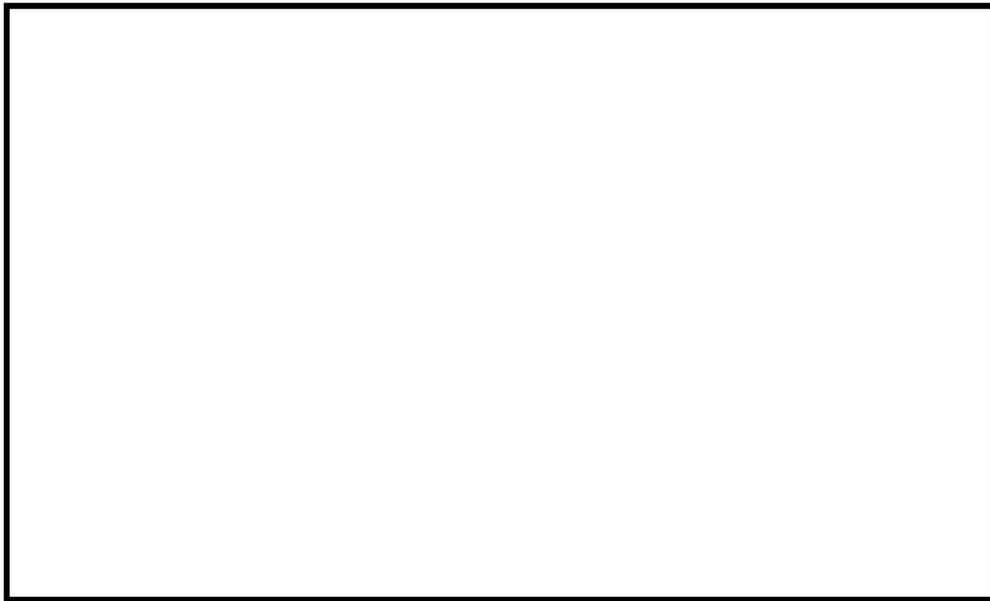


図 4-19 給水エンタルピモデル（1）の主蒸気流量と給水エンタルピとの関係

図 4-20 は、給水エンタルピモデルにおける一次遅れ特性を確認したものである。REDYコードでは 60 秒の時定数を使用しているが、実機試験結果を良く再現できるのは 80 秒の時定数である。このことから、本事故シナリオでは給水エンタルピの低下を早めに評価していることとなり、モデルの保守性が確認できた。



図 4-20 給水エンタルピモデル（1）における一次遅れ特性

給水エンタルピの低下は，主蒸気隔離弁の誤閉止に伴って生じる給水加熱蒸気喪失に起因して生じ，エンタルピが低下した給水が原子炉圧力容器に到達するには時間遅れがある。REDYコードではこの遅れ時間を考慮できるようになっているが，本事故シーケンスでは厳しめに遅れ時間を0秒として評価している。よって，この遅れ時間50秒（給水流量68%相当で評価）を不確かさ下限とする。

図 4-21 は，給水エンタルピモデル（2）で入力する給水エンタルピ変化の保守性を確認したものである。有効性評価では，インプットデータとしての輸送遅れ時間算出の際に給水流量を上限値一定と仮定している。このため解析では，給水流量の変動を考慮した場合よりも輸送遅れ時間が短くなり，給水エンタルピの低下を速めに模擬している。

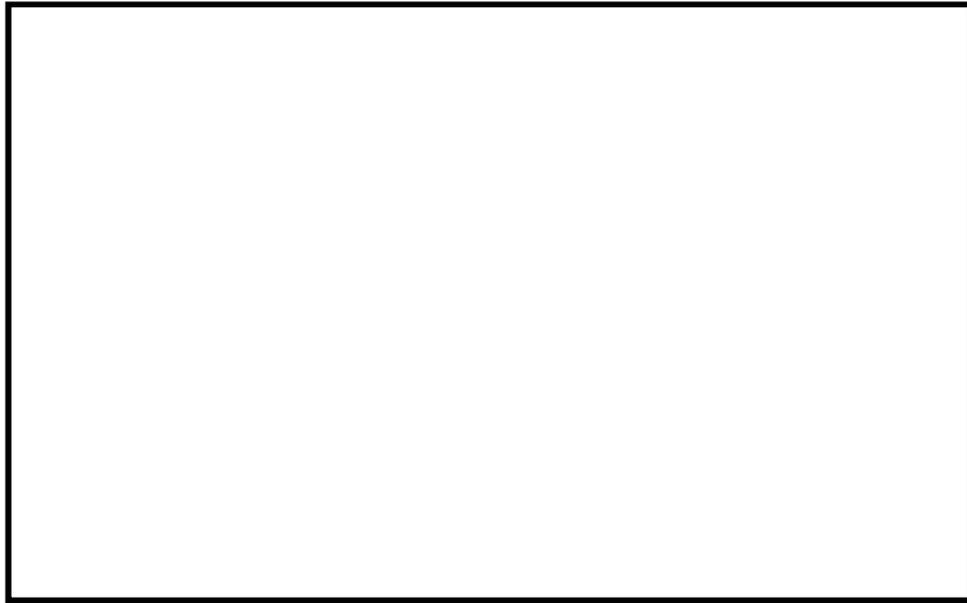


図 4-21 給水エンタルピモデル（2）に入力する給水エンタルピ変化

（ECCSエンタルピの妥当性確認）

本事故シーケンスで期待しているECCS（HPCFとRCIC）の流量は安全要求の下限値を使用し，原子炉格納容器のプール水又は復水貯蔵槽を水源としている。基本ケースでは，それぞれの設計流量（HPCFで $182\text{m}^3/\text{h}$ ）を用いているが，流量制御をしているRCICは別として，HPCFの場合にはプラス側の不確かさがあり，制御棒挿入失敗を仮定した本事象では，炉心を冷却する作用によりどの評価指標に与える影響も厳しくなる可能性がある。HPCFでは実力値として+137%（ $250\text{m}^3/\text{h}$ ）の能力があり，これを不確かさとする。

また，制御棒挿入失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，長時間領域での評価指標である格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度を高めめに評価する目的で，原子炉格納容器のプール水温度は保安規定で定めた上限値 35°C を基本ケースとしている。しかしながら，一方で，ECCSはこの原子炉格納容器のプール水も使用しており，より冷たいプール水が結

果を厳しくする可能性も考えられる。よって、ここでは設計仕様の常用温度下限である 10℃を不確かさの下限とする。

4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認

ほう酸水注入系によって原子炉に注入されたほう酸水は、炉心内冷却材内に拡散されることによりボロン反応度効果として作用し、原子炉を停止させる。

ほう酸水が原子炉に到達するまでの遅れ時間は単純な移送計算で求められるが、到達後の原子炉内拡散は複雑であり、これを詳細に模擬することは困難である。このため、ほう酸水拡散モデルでは、その入力データを試験結果から得られた結果に基づいて厳しめに設定又は補正することで安全側の評価となっていることを確認する。

ボロンミキシングの試験設備は 1/6 縮尺で模擬した試験設備であり、ほう酸水流量及び炉心流量をパラメータとして原子炉内ボロン濃度の時間変化を計測している。

図 4-22, 図 4-23 及び図 4-24 に米国で実施された 1/6 スケール三次元試験装置(バレストス試験装置)構成図及び炉心部測定位置を示す 。試験は制御棒挿入失敗を仮定した時の炉心流量範囲でのミキシング条件を考慮し、以下の試験条件で行っている。



A BWR用には，炉心上部からの注水試験が該当し，自然循環状態では，ボロンは主に炉心バイパス部を下降し，燃料下部タイプレートのリーク流路から燃料チャンネル内に流入している。ボロンは上部プレナムで一様に混合されている。なお，従来型BWRプラントでは，ボロンは下部プレナムで一様な混合が得られることが確認されている。

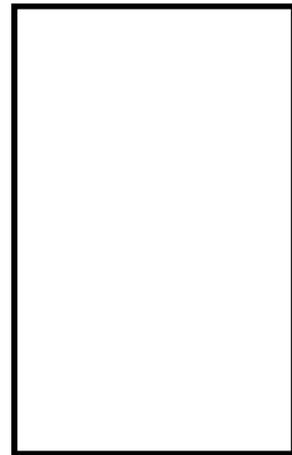


図 4-22 全体構成図

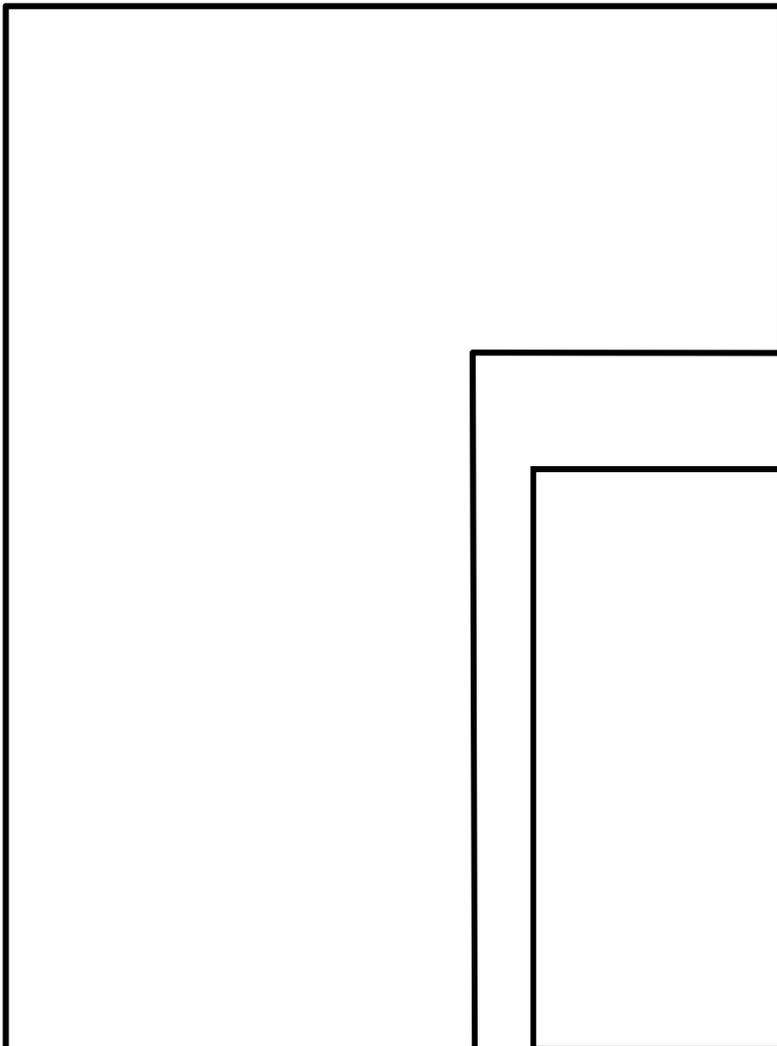


図 4-23 軸方向測定位置

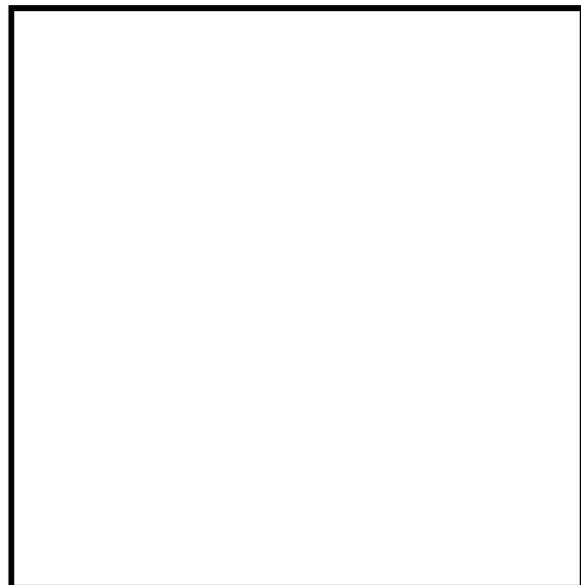


図 4-24 径方向測定位置 (図の■の部分)

(1) ABWRの場合

炉心上部のHPCFスパーチャから注入されるABWRでは、例えば炉心流量がゼロの場合は原子炉内に注入されたボロンは全量が炉心内に下降し、遅れなく反応度に寄与する。このほう酸水の注入位置によって、ABWRのほう酸水拡散モデルで使用するボロンのミキシング効率¹⁾は炉心流量には依存しないものと見なされるので、炉内拡散遅れを考慮し、ほう酸水の注入速度を保守的な時間遅れでインプットするモデルとしている。

ABWR向けの試験結果を図4-26、図4-27、図4-28及び図4-29に示す。また、モデル化の検討図を図4-30及び図4-31に示す。



最も保守側の結果を包含する値を注入速度として用いることは妥当である。

なお、個々の計測値の一例として、燃料集合体内の混合率の変化を図4-25に示す。試験結果からは時間とともに位置によるバラツキは小さくなっている。



図 4-25 計測点ごとのボロン軸方向測定結果



図 4-26 ボロン濃度の時間変化(1)

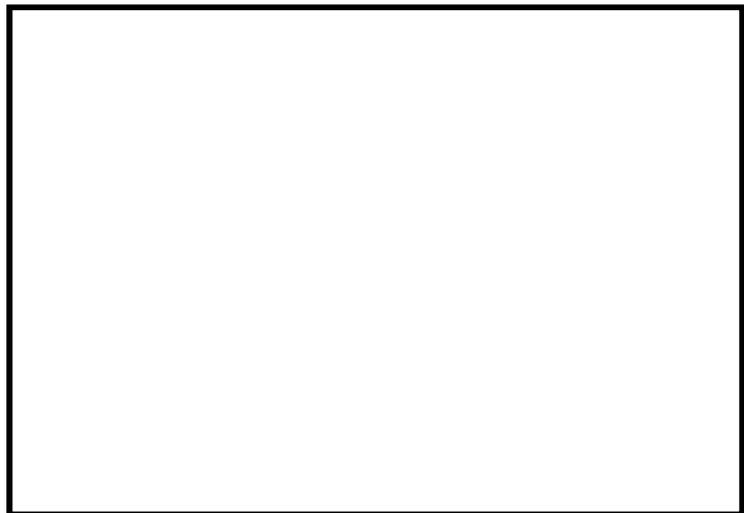


図 4-27 ボロン濃度の時間変化(2)

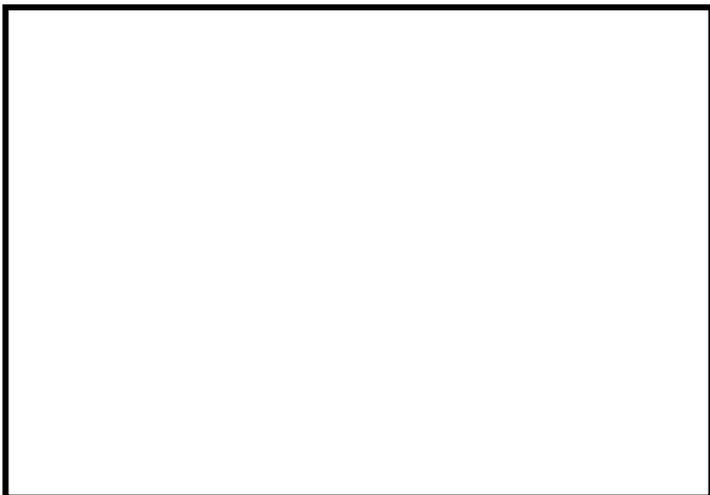


図 4-28 ボロン濃度の時間変化(3)

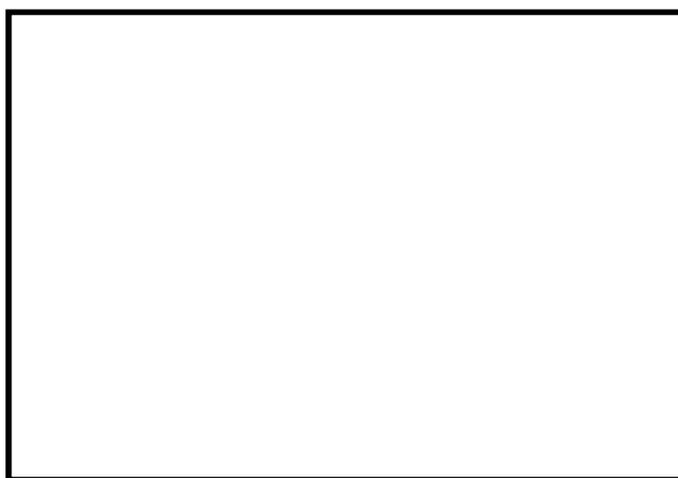


図 4-29 ボロン濃度の時間変化(4)

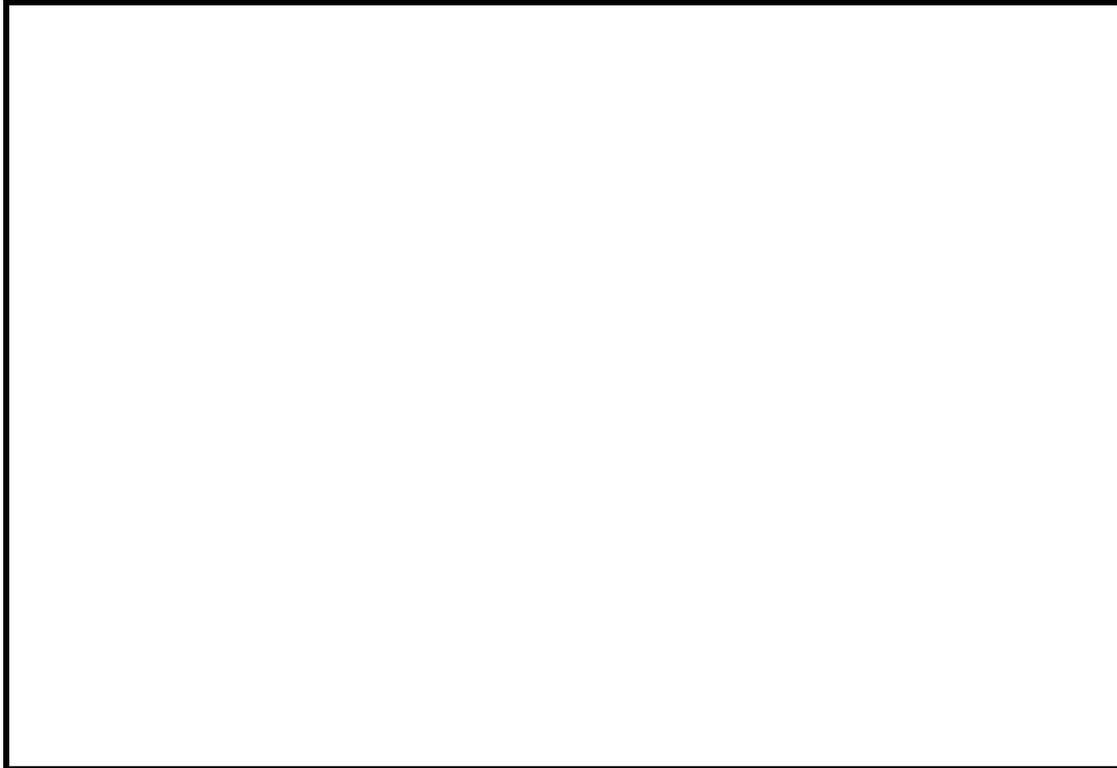


図 4-30 S L C 流量と目標濃度到達時間の関係

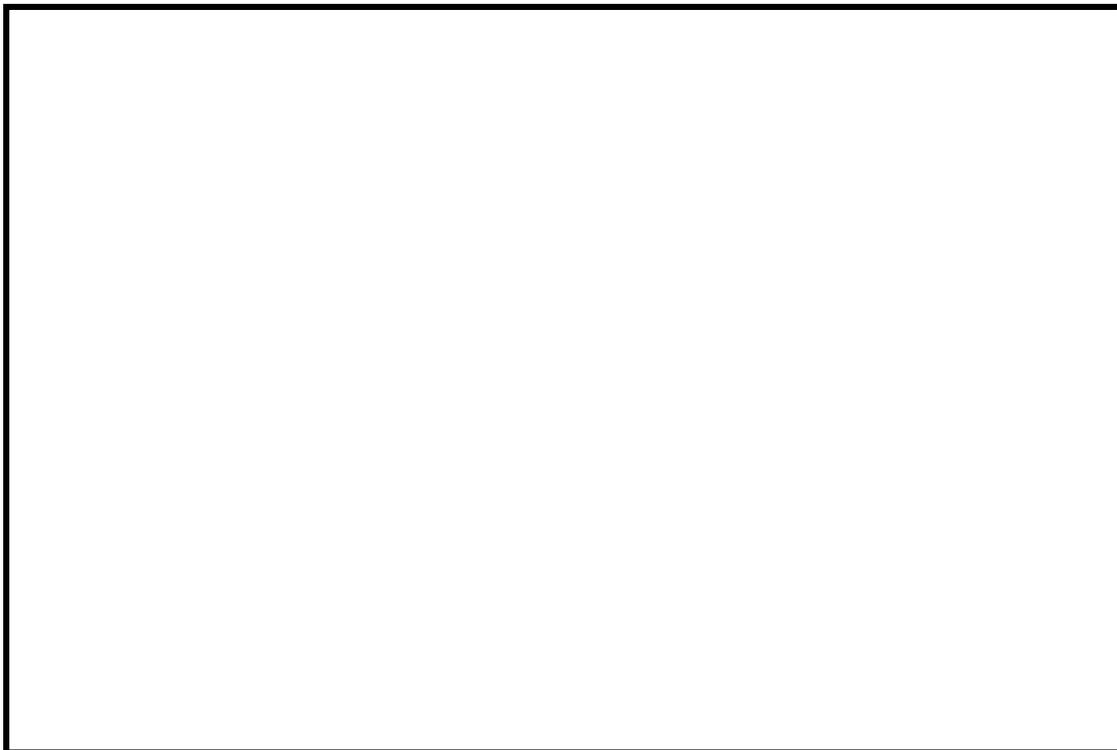


図 4-31 実機ほう酸水流量におけるボロン濃度時間変化のモデル

(2) 従来型BWRの場合

炉心下部の下部プレナムスタンドパイプから注入される従来型BWRでは、原子炉に一定速度で注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合にはその一部が下部プレナムに滞留し反応度に寄与できないことが考えられる。これを模擬するためにほう酸水拡散モデルでは、注入速度に炉心流量依存のボロンミキシング効率を掛けている。このボロンのミキシング効率は図 4-32 のようにモデル化されている。



図 4-32 従来型BWRのボロンミキシング効率



図 4-33 従来型BWRのボロン混合試験結果

従来型BWR向けの試験結果を図 4-33 に示す。なお、ミキシング効率は「反応度に寄与する領域の濃度」を「原子炉内全領域で十分に混合した時の濃度」で割った無次元数で定義される。試験の結果から以下がいえ



これにより、従来型BWRにおいて、



することは妥当である。

以上より，ほう酸水拡散モデルは妥当であることが確認された。なお，拡散モデルにおけるボイドの影響を添付6に示す。

原子炉スクラム失敗を仮定した事象が発生し，ほう酸水注入系が作動する時点では，ある程度の変動はあるものの，燃料棒での中性子発生及び中性子吸収，減速材による中性子減速及び中性子吸収等がバランスしている。この状態でほう酸水注入系が作動すると，炉心が沸騰状態であっても減速材中にはボロンが含まれ，吸収効果が増加する。このため，前述の状態よりも反応度は低下する。ボロン濃度が一定であれば，上記状態よりも出力が低下したところで再びバランスするが，ボロン濃度は増加し続けるため，沸騰状態においても確実に出力は低下して原子炉停止に至ると考える。

4.5 原子炉格納容器における重要現象の妥当性確認

3.3 節で示した格納容器モデルは、質量バランスとエネルギーバランスに、基礎的な物理法則を適用したものであり、この妥当性はこれを適用するモデル構築上の仮定確認と、インプットとしての逃がし安全弁からの蒸気流量及び熱交換係数で決まる。以下、モデルが保守的で妥当であることを確認する。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、圧力上昇によって開いた逃がし安全弁からの蒸気は排気管を経由し、原子炉格納容器のプール水中に放出され冷却される。この時、状態によっては一部の蒸気はウェットウェルの空間部に移行する。つまり、事故解析のLOCAとは異なり最初に圧力の上昇が始まるのはウェットウェルであり、真空破壊装置が開いて初めてドライウェルの圧力も上昇を開始する。原子炉格納容器を一つの圧力ノードとして評価できるのは、このように、本事故シーケンスでは基本的に真空破壊装置は早期に開き、開いたままとなるためである。

ここで、原子炉格納容器内の空間部の温度は常にプール水温度と同じと仮定しているが、実際には、原子炉格納容器内の気体温度はプール水温度に遅れて、かつ吸熱して変化するため、気体温度を時間遅れなくプール水温度に追随させることは、格納容器圧力を高く評価することになり、この仮定は保守的である。また、原子炉格納容器内の空間部は常に水蒸気で飽和しているものとする仮定しているが、原子炉格納容器内の気体空間が水蒸気で飽和していなければ、蒸気分圧はより低い値となるためこの仮定も保守的である。

以上のとおり、モデルは空間的に原子炉格納容器を一体とし、単純な計算で保守性を確保しており、原子炉格納容器における重要現象を保守的に

評価できるモデルであることが確認された。

以上にて確認してきた妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさを表 4-2
にまとめる。

[参考文献 (4 章関連)]

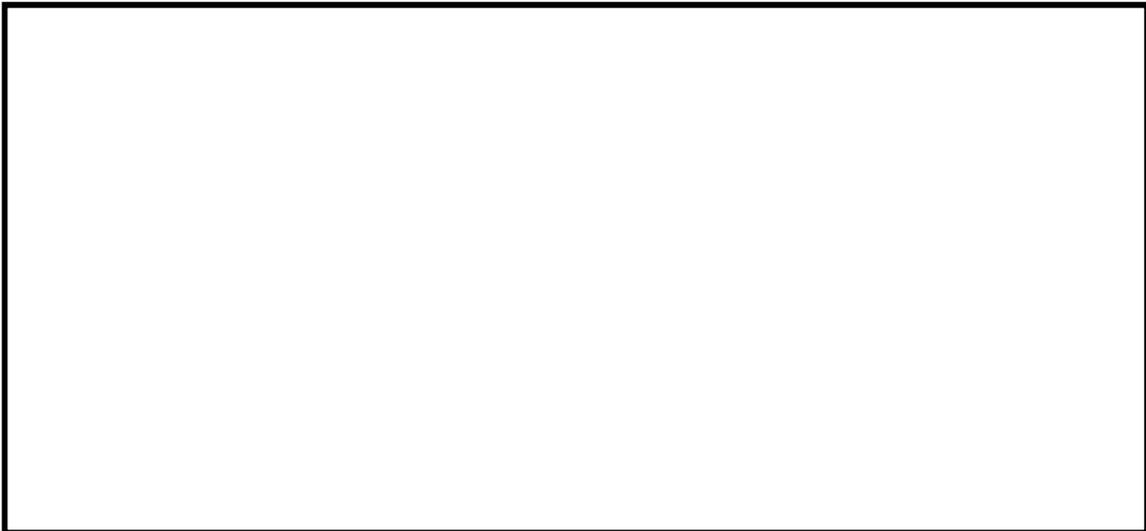


表 4-2 解析モデルの妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさのまとめ

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ	
炉心(核)	核分裂出力	核特性モデル	A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める	
	反応度フィードバック効果	反応度モデル (ボイド・ドップラ)	A B W R 実機試験 設計解析での確認	添付 5 の添付表 5-5 参照	
		反応度モデル (ボロン)	設計値の確認 (ほう酸水拡散 モデル自体は以下)	高温停止に必要なボロン反応度： - 3 %/k	
	崩壊熱	崩壊熱モデル	学会推奨曲線，モデル式確認	1 秒経過で最大 +0.8 % / -0.1 %	
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル	試験装置，A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める	
			設計解析での確認	炉心流量補正なし/最大補正二次関数	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁 含む)	冷却材流量 変化	再循環系モデル	コーストダウン特性	A B W R 実機試験，設計値	ポンプの時定数：+10 % / -10 %
			自然循環流量	A B W R 実機試験	モデルの仮定に含まれる
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル	A B W R 実機試験，設計値	逃がし弁流量：+16.6 %	
	E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル (給水エンタルピ)	A B W R 実機試験，設計値	(1) 給水温度 (主蒸気流量ゼロ)： -60 kJ/kg (-14°C) (2) 遅れ時間 +50 秒	
			設計値等の確認	H P C F 流量： +137 %	
			設計値等の確認	原子炉格納容器のプール水初期エンタルピ： -104 kJ/kg (-25°C)	
ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル	試験装置	入力値に含まれる		
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル	モデル式確認	入力値に含まれる	

4.6 実機解析への適用性

重要現象に対して実施した R E D Y コードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

4.6.1 重要現象への適用性

R E D Y コードを用いた有効性評価における重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果、沸騰・ボイド率変化、冷却材流量変化（強制循環流量）、冷却材流量変化（自然循環流量）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、E C C S 注水（給水系・代替注水設備含む）、ほう酸水の拡散及びサプレッション・プール冷却である。

R E D Y コードは元々実際に起こり得るプラント挙動（プラント安定性や運転時の異常な過渡変化）を評価する目的で開発されており、4.1 節から 4.5 節で確認したように、重要現象を模擬した各モデルの妥当性は実在する実機試験結果との比較によりほぼ確認可能である。さらに、直接確認できない炉心ボイドモデルについては、実機を模擬した試験装置での試験によっても確認されており、また、崩壊熱については学会等で公的に認められた特性を模擬していることが確認できた。なお、ボイドマップは、炉心熱水力解析コードから得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係から静的に求めたものであることから、多少各パラメータの変動が大きくなる原子炉スクラム失敗を仮定した事象の評価においても適用可能であると考ええる。

実機試験で確認できない、原子炉スクラム失敗を仮定した事象として特有なほう酸水注入によるボロン反応度変化については、三次元コードから得られた実機を想定した高温停止に必要なボロン反応度とボロン濃度をデータとし、これに試験によって裏付けられた炉心内平均ボロン濃度の変化

を考慮している。したがって、ほう酸水拡散モデルも、原子炉スクラム失敗を仮定した実機の適用において問題がない。

原子炉格納容器内への逃がし安全弁からの蒸気放出に伴う圧力と温度の評価に関しては、質量及びエネルギーをバランス式から計算し、保守的な結果を与える仮定の下で構築された単純な物理方程式を採用していることを4.5節で説明した。したがって、原子炉格納容器の評価においてこのモデルを実機に適用することに問題はない。

4.6.2 出力等が異なるプラントへの適用性

出力等が異なるプラントにおいて、原子炉停止機能喪失事象評価に影響する設備の相違箇所は、以下のとおりである。

- ・再循環系
- ・ほう酸水注入箇所
- ・ECCSの構成

再循環系については、ABWRはインターナルポンプを採用しているが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは外部ループとジェットポンプにより構成されている。この相違は、再循環ポンプがトリップして炉心流量が低下する際の炉心流量の低下速度に影響し、炉心からの冷却材への熱交換に影響するが、それぞれ実機試験結果で確認された異なる再循環系モデルを選択する。

ほう酸水の注入箇所については、ABWRでは炉心上部への注入となるが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは炉心下部へ注入する。この相違に対しては、それぞれ試験装置により確認された異なるデータを適用できる。

ECCSの構成については、原子炉スクラム失敗を仮定した事象時には原子炉圧力が高めに推移するため、高圧系のECCSを使用するが、炉型や定格原子炉出力によらず基本的な構成は相違ない。

以上より、出力等が異なるプラントへも適用可能である。

4.6.3 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、出力等が異なるプラントと共通の確認結果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考える。

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実機比較解析等を踏まえ、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 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

REDYコードで取り扱う評価指標は、原子炉圧力、燃料被覆管温度、格納容器圧力、原子炉格納容器のプール水温度である。このうち燃料被覆管温度については、REDYコードの解析結果をSCATコードに受け渡し評価を実施する。

以下に重要現象の不確かさがこれらの評価指標に与える影響について示す。

(1) 核分裂出力

核分裂出力は3.3節に示す一点近似動特性の核特性モデルを解くことにより求めている。核分裂出力の不確かさは、核特性モデルで使用する反応度フィードバック効果（ボイド反応度、ドップラ反応度、ボロン反応度）の不確かさに含まれる。核定数の不確かさに対しては原子炉スクラム失敗を仮定した事象が保守的な結果を与えるような燃焼度時点の炉心データを組み合わせて使用しており、反応度フィードバック効果については後述の(2)に示す。

(2) 反応度フィードバック効果

ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさについては、運転時の異常な過渡変化評価と同様に、ボイド反応度に保守ファクタを考慮して計算することにより、加圧事象時の出力上昇が大きくなるように評価している。しかし、本事故シーケンスは、原子炉圧力や炉心入口サブクールが時間経過につれて増減する長期事象であることから、運転時の異常な過渡変化のような短時間の事象を評価する場合とは異なり保守因子が変化するため、ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさ評価で設定した範囲に対して感度解析にて確認する必要がある。なお、感度解析のための単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさを含めた反応度フィードバック係数の不確かさ評価については、添付5にて説明する。また、感度解析実施のためにサブ時間領域ごと（添付4参照）に反応度係数を変更可能な機能をREDYコードに追加して評価を実施する。

ボロン反応度の不確かさについては、その不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を5.1.2節で確認する。

(3) 崩壊熱

発生熱源としての崩壊熱が大きい場合は、長時間領域で評価指標に影響があるものと想定された。崩壊熱の不確かさ幅は時間とその時点までの核分裂出力の変遷で決まるが、不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を5.1.2節で確認する。

(4) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化現象の不確かさは、REDYコードでは3.3節に示

した炉心ボイドモデルとそのデータの不確かさによる。データは炉心熱水力解析コードの解析結果を元に一点近似用に作成しており、現実的に評価していることから、ボイドマップが評価指標に与える影響は小さい。ただし、ボイドマップの炉心流量補正の不確かさについては感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(5) 冷却材流量変化（コーストダウン特性）

再循環ポンプトリップ時、ポンプ速度の低下が遅いほど原子炉出力の抑制も遅くなり、原子炉圧力が高めに評価される。また、炉心流量の低下が速いと、燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。

この冷却材流量低下速度が燃料被覆管温度の評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(6) 冷却材流量変化（自然循環流量）

再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下し、自然循環状態となるが、その際、炉心流量が小さいと燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また、炉心流量が大きいと原子炉出力が高くなり、逃がし安全弁の開閉により原子炉格納容器側に放出される蒸気流量が多くなることから、格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が高くなると考えられる。

自然循環流量は、再循環ポンプの駆動力（A B W R で数台運転中の期間）、核特性と、これに起因した炉心内の熱水学的挙動変化、炉心シュラウド内外挙動やE C C S注水（給水系を含む）等に総合的に影響される物理現象である。このためこれを単独で切り出して不確かさを感度解析することは困難である。しかしながら、4.4.3 節で説明しているように

自然循環状態は炉心シュラウド内外の位置ヘッド差（マスバランス）が支配的であり原子炉内ボイドによる摩擦圧損等の炉心流量への影響は小さいこと、実機試験での挙動をおおむね再現できることを確認していることから、炉心流量の不確かさによる影響は評価指標に対する安全裕度を有意に小さくするものではない。さらに、解析モデルの異なるコード（TRACコード）により参考的に解析評価を行い、REDYコードによる解析結果とプラントの全体挙動が同様であることを確認する（添付7参照）。

(7) 冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉圧力容器）

短時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量が少ないほど、事象初期の圧力上昇が緩和されにくく、原子炉圧力が高めに評価されるとともに、炉心出力及び炉心圧力も高くなり、燃料被覆管温度も高くなると考えられる。解析で使用している逃がし安全弁容量は安全率を考慮して決定した下限値であるが、この吹出し容量の違いが評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(8) ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）

給水温度の変化やECCSの水源としての原子炉格納容器のプール水温度の初期値は、炉心入口サブクーリングの変化となって原子炉出力を変化させるため、燃料被覆管温度や長時間領域の格納容器圧力、原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に影響する可能性がある。以上より、給水温度の変化や原子炉格納容器のプール水温度の初期値の不確かさについて確認する必要がある。

なお、炉心に注入されるECCS流量が多いほど、原子炉水位が高く

なり自然循環状態における炉心流量が大きくなるため、原子炉出力が高くなる効果があると考えられる。ただし、R C I Cについては流量制御しており、不確かさの考慮は不要である。また、H P C F（H P C S）流量については、安全要求値を下限値として使用しているが、プラス側の不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(9) ほう酸水の拡散

ほう酸水の拡散に係わる不確かさは、ボロン反応度の不確かさとして原子炉出力の抑制に影響することから、長時間領域の格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に影響する。これについては、試験装置で得られたほう酸水の混合特性を考慮して保守的に設定しており、厳しい評価となっている。

(10) サプレッション・プール冷却

3.3 節にて示したとおり、R E D Yコードにおける格納容器モデルでは、放熱による熱損失を考慮せず、かつ空間部が飽和状態にある等、温度及び圧力評価において保守的な仮定を置き、質量バランスとエネルギーバランスの式等により格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度を計算している。これにより、格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度を保守的に評価しており、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。また、残留熱除去系の除熱量については、除熱量が小さい場合はサプレッション・プールの冷却速度が遅くなり格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度が高くなる可能性があるが、残留熱除去系の除熱量は最小値を用いていることから、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節に示した重要現象に対する不確かさについて、評価指標に与える影響が大きい、もしくは影響の大きさの確認が必要であるとした重要現象について、REDYコードを用いた感度解析を実施した。なお、対象とした重要現象は、反応度フィードバック効果（ボイド反応度、ドップラ反応度、ボロン反応度）、崩壊熱、沸騰・ボイド率変化（炉心流量補正）、冷却材流量変化、冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉圧力容器）及びECCS注水（給水系・代替注水設備含む）である。

各重要現象に対するREDYコードによる感度解析結果を表5-2に示す。対象プラントはABWRとし、主蒸気隔離弁の誤閉止を起因事象とした。また、これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとし、各感度解析における評価指標の値を、ベースケースからの偏差の形で示した。

評価指標の中で、制限値に対する裕度が小さいのは燃料被覆管温度だけである。このため、以下はこの燃料被覆管温度に絞っての考察を行う。

表5-2に示した感度解析結果をみると、不確かさが燃料被覆管温度にプラス側の感度（結果を厳しくする感度）を与えることはない。例えば、ボイド係数とドップラ係数の保守因子に関しては、申請解析条件では代表的にボイド係数1.25とドップラ係数0.9（解析時間を通して一定）を使用しているが、事故シーケンスに沿って不確かさを評価し、これをサブ時間領域ごとに変えた感度解析結果によると、各組合せにおいて結果を有意に厳しくすることはなく、加圧事象時の反応度係数の保守因子を申請解析条件で用いることの代表性が確認された。また、不確かさ幅を特定できないこと

から、表 5-2 に含めずに添付 2 と添付 3 で補足している軸方向出力分布が下方ピークになる場合を想定した場合は、燃料被覆管温度がより小さく評価される傾向が見られることが確認されている。

以上を総合すると、申請解析における R E D Y コードによる解析結果は評価指標である燃料被覆管温度を保守的に評価していると考ええる。

なお、R E D Y コードでは模擬できない、核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動現象が燃料被覆管温度に与える影響は、参考解析の T R A C コードによる解析結果を参照しても、その影響は小さくかつ判断基準に対しても十分裕度があることを別途確認している。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/2)

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)	核分裂出力	核特性モデル	考慮しない	反応度フィードバック効果の不確かさに含まれる。	
	反応度フィードバック効果	反応度モデル(ボイド, ドップラ)	添付 5 の添付表 5-5 参照	反応度係数の不確かさが評価指標に影響を及ぼす。	
		反応度モデル(ボロン)	高温停止に必要なボロン反応度： - 3 % Δk	ボロン反応度が小さい方が格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度を厳しく評価する。	
	崩壊熱	崩壊熱モデル	崩壊熱： 1 秒後 +0.8% / -0.1%	崩壊熱が大きい方が格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度を厳しく評価する。	
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル	炉心流量補正： 補正なし / 最大補正二次関数	補正量が大きい方が、炉心流量が小さくなった場合に炉心ボイド率を少なめに模擬することから、原子炉出力を高め、燃料被覆管温度を厳しく評価する。	
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	コーストダウン特性	再循環系モデル	再循環ポンプ慣性時定数： +10% / -10%	冷却材流量変化(強制循環時)速度が小さいと原子炉圧力が高く評価され、大きいと燃料被覆管温度が高く評価される。
		自然循環流量		モデルの仮定に含まれる	冷却材流量変化(自然循環時)が大きいと燃料被覆管温度が高くなる可能性があり、小さいと格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が高くなる。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル	逃がし弁流量： +16.6%	冷却材放出量が小さいと、原子炉圧力及び燃料被覆管温度が高く評価されるが、下限値を使用しているため不確かさについては考慮不要。冷却材放出量が大きいと、格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が高く評価される可能性がある。	

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/2)

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 (逃がし安全弁含む)	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル	給水エンタルピ (1) 給水温度 (主蒸気流量ゼロで) -60 kJ/kg (-14°C) (2) 遅れ時間 +50 秒	事象発生初期の給水温度低下による出力上昇により燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また、給水流量やECCS流量が多いと格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度に影響を与える可能性がある。
			HPCF流量： +137%	
原子炉格納容器のプール水初期エンタルピ： -104 kJ/kg (-25°C)				
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル	保守的な値を使用	ほう酸水の変化を保守的に設定しており、格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度も保守側の結果となる。
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル	保守的モデルに含まれる	単純な物理式を用いること及び保守的仮定により、保守的に評価している。

表 5-2 重要現象の不確かさに対する R E D Y 感度解析結果

重要現象	不確かさ幅	ベースケースからの感度			
		原子炉圧力 (MPa)	燃料被覆管 温度(°C)	原子炉格納容器の プール水温度(°C)	格納容器圧力 (MPa)
		9.08 ^(*)	1060 ^(*)	113 ^(*)	0.19 ^(*)
反応度フィードバック効果	添付 5 の添付表 5-5 参照	-0.44/0.01 ^(*1)	0/0 ^(*1)	(ボロン反応度が支配的な期間であり詳細不確かさは評価しない)	
	ボロン反応度：-3%Δk	0.00 (評価対象外)	0 (評価対象外)	+7	+0.04
崩壊熱	崩壊熱曲線：初期値で+1%/-2% (1秒後で+0.8%/-0.1%を包含)	0.00/0.00	0/0	0/0	0.00/0.00
沸騰・ボイド率変化	炉心流量補正： 補正なし/最大補正二次関数	-0.18/0.00	-170/0	-4/2	-0.02/0.01
冷却材流量変化(コースト ダウン特性)	再循環ポンプ慣性時定数： +10%/-10%	0.00/-0.01	0/0	0/0	0.00/0.00
冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし弁流量：+16.6%	-0.39	0	0	0.00
E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水エンタルピ ^o (1)給水温度(主蒸気流量ゼロで) -60 kJ/kg (-14°C) (2)遅れ時間 +50 秒	0.00	-110 ^(*2)	0	0.00
	H P C F 流量：+137%	0.00	0	+4	+0.03
	原子炉格納容器のプール水初期エンタルピ： -104kJ/kg (-25°C)	0.00	0	-18	-0.06

(*) ベースケースでの評価結果

(*1) 本評価は、添付 5 の(動的ボイド係数, 動的ドップラ係数)の保守因子から五つの組合せ(ノミナル値, ノミナル値)(下限値, 下限値)(下限値, 上限値)(上限値, 下限値)(上限値, 上限値)を実施し、その結果から最大値と最小値を記載したものである。

(*2) 給水温度(+要因)と遅れ時間(-要因)を同時に考慮した感度。仮に遅れ時間は考慮しない(0秒)とした場合は10°Cとなる。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

原子炉スクラム失敗を仮定した事象においてR E D Yコードで取り扱う運転操作は、ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作、自動減圧系（以下「A D S」という。）作動阻止操作、E C C Sによる水位低下維持操作である。

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

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作は、事象発生時点から又は原子炉格納容器のプール水温度高の発信を起点に実施している。プラントの運転操作としては、制御棒が全挿入されない状態で、原子炉格納容器のプール水温度が高くなった場合、ほう酸水注入系及び残留熱除去系を起動することになるが、状態確認等の運転員操作の余裕時間を考慮しているため、不確かさの影響は保守的に評価される。

A D Sは作動条件成立後時間遅れをもって作動する。手動阻止操作は原子炉水位低下を確認して、A D S作動条件成立前に阻止操作を実施している。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するとともに、条件成立後であっても時間遅れがあるため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

水位低下維持操作は、ボロン濃度上昇に伴い原子炉出力が低下し原子炉水位が上昇してくるために、原子炉水位を低めに維持する操作である。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

(2) 運転操作後の影響

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作後は、炉心部でのボロン濃度増加により原子炉出力が低下するため、原子炉水位が回復してくる。原子炉水位が上昇するとボロン濃度上昇割合が減少する可能性があるが、高温停止に必要なボロン濃度に至る時間の評価において定常水位を仮定しているため、コードの不確かさは水位低下維持操作に影響を与えない。

以上より、REDDYコードの不確かさの運転操作への影響を考慮すると、実機運用上は時間余裕が増える方向又は影響を与えないため、有効性評価で確認できた運転操作の妥当性については実機運転においても適用できる。

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-014 訂 2, 昭和 63 年 3 月)
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」
(株式会社東芝, TLR-012 改訂 1, 昭和 63 年 3 月)
- (3) Linford, R. B., “Analytical Methods of Plant Transient Evaluations for the General Electric Boiling Water Reactor”, NEDO-10802, February 1973.
- (4) 「沸騰水形原子力発電所 2次元単位セル計算手法について」
(日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社, HLR-005 訂 1 平成 20 年 4 月)
- (5) 「沸騰水型原子力発電所 燃料集合体核特性計算手法」
(株式会社東芝, TLR-006 改訂 1, 平成 20 年 9 月)
- (6) 「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)
- (7) 「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)
- (8) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX 燃料への適用)」 (株式会社日立製作所, HLR-053 訂 2, 平成 11 年 2 月)
- (9) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX 燃料への適用)」 (株式会社東芝, TLR-045A 改訂 2, 平成 11 年 2 月)
- (10) 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱設計手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-008, 昭和 52 年 4 月)
- (11) 「沸騰水形原子力発電所 熱水力設計計算手法について」
(東京芝浦電気株式会社, TLR-008, 昭和 51 年 9 月)
- (12) 「沸騰水型原子力発電所 ほう酸水注入系における未臨界性評価手法

の高度化について」(TGBLA/LOGOS 版) (平成 19 年 10 月)

(13) 「沸騰水型原子力発電所 ほう酸水注入系における未臨界性評価手法
の高度化について」(HINES/PANACH 版) (平成 19 年 10 月)

(14) ANCR-NUREG-1335 “RELAP4/MOD5 A Computer program for
transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and
related systems user’s manual”, Volume I, September, 1976.

(15) 「BWR プラント過渡解析コード REDY のレビュー結果について」
(昭和 60 年 2 月, 通商産業省原子力発電技術顧問会 安全解析コード
検討会)

添付1 入力項目リスト

入力項目リスト (1/2)

分類	入力項目
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
	原子炉圧力
	原子炉水位
	原子炉各部寸法
	各種圧力損失データ
	格納容器容積
炉心データ	ボイド反応度
	ドップラ反応度
	ボロン反応度
	炉心圧力損失
燃料データ	燃料棒本数
	燃料有効長
	燃料被覆管外径
	燃料被覆管物性
	燃料ギャップコンダクタンス
	軸方向出力分布

入力項目リスト (2/2)

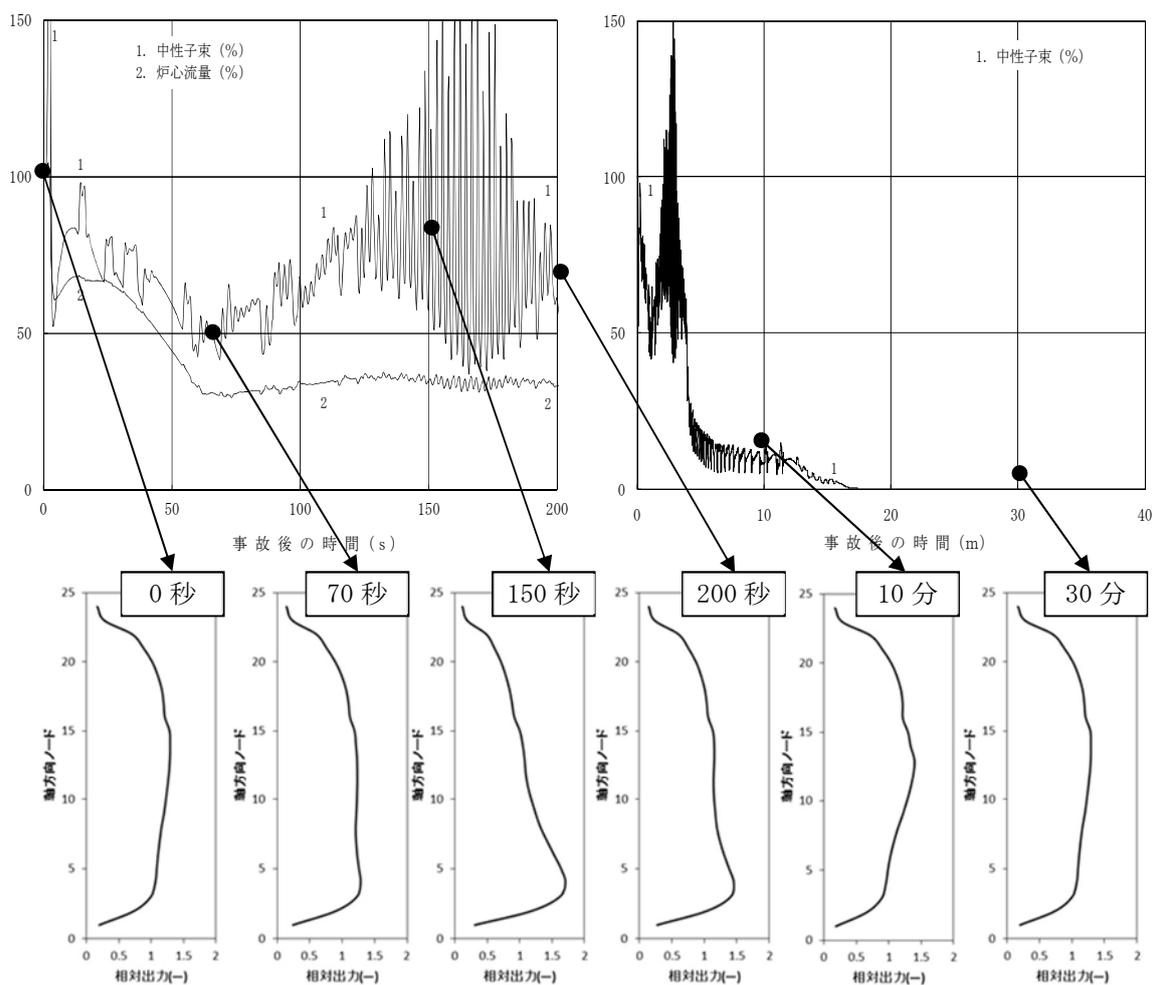
分類	入力項目
逃がし安全弁	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
給水系	容量 (予備機含む)
	停止条件
	給水温度低下特性
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間
事故収束に重要な機器, 操作関連	代替原子炉再循環ポンプトリップ機能 (自動作動設定点, 作動遅れ時間, 台数, 再循環ポンプ慣性時定数)
	高圧注水系 (自動起動・停止設定点, 作動遅れ時間, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度, 注水量調整手動操作条件)
	ほう酸水注入系 (注水遅れ時間, 注水流量, 高温停止濃度, 起動手動操作条件)
	残留熱除去系 (手動起動操作条件, 台数, 容量)

添付2 軸方向出力分布の変化について

REDYコードの軸方向出力分布のデータは、固定のインプットデータであり、時間変化で変わることの模擬はできない。

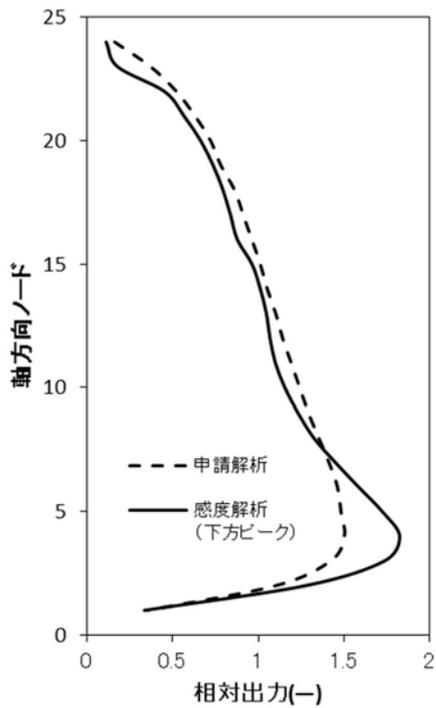
一方、添付図2-1に示すTRACコードの解析結果（代表チャンネルの軸方向出力分布の変化）によると、事象発生前（初期状態）は上方ピークであった軸方向出力分布は主蒸気隔離弁の誤閉止後給水加熱喪失状態になると、炉心入口のサブクールが増加し炉心下部を中心に正の反応度が投入されるため、軸方向出力分布は下方ピークとなっている。ただし、この下方ピークにシフトしている時間帯は約70秒から約200秒であり、この時期を過ぎると初期の軸方向出力分布に戻っている。

ここでは、REDYにおける“下方ピークの軸方向出力分布データ”の影響を確認するために、一貫して下方ピーク出力分布とした場合（異なる炉心进行评估するのが目的ではないことから、核特性やボイドマップ等は変更していない単独効果）の影響を確認する。

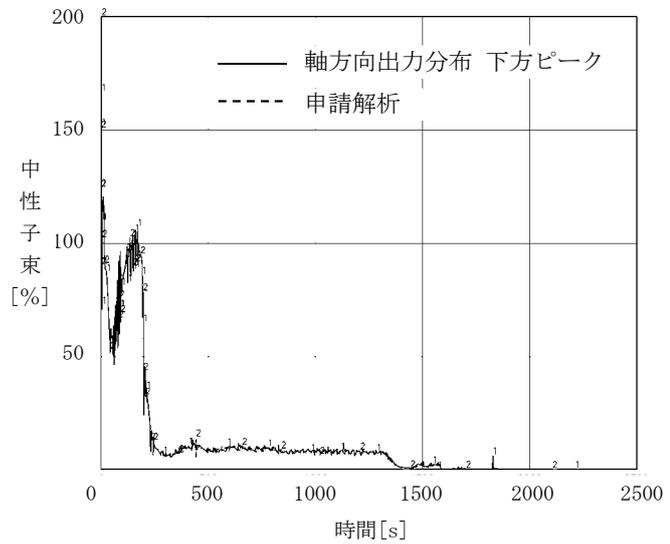


添付図 2-1 TRACコードによる軸方向出力分布の時間変化

添付図 2-2 のように軸方向出力分布を変えた場合の確認結果を添付図 2-3, 添付表 2-1 に示すが, これによると本事象で一時的に生じる下方ピーク状態を仮定しても, REDYコードでは炉心全体に及ぼす影響はほとんどないことが確認された。



添付図 2-2 R E D Yコードにおける解析条件



添付図 2-3 R E D Yコード解析結果（下方ピーク）

添付表 2-1 軸方向出力分布を変えた場合の解析結果

評価指標	R E D Yコード (申請解析)	R E D Yコード (下方ピーク軸方向出力分布)
原子炉圧力 (MPa [gage])	9.08	9.08
燃料被覆管温度 (°C)	1060	1060
格納容器圧力 (MPa [gage])	0.19	0.19
原子炉格納容器のプール水温 度 (°C)	113	113

(注) 燃料被覆管温度を求める S C A Tコードでは、中央ピークとしている。

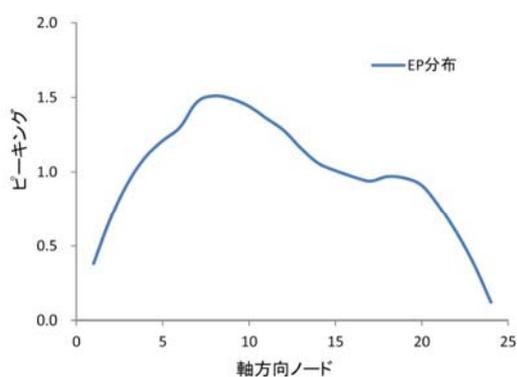
添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について

REDYコードでは、定格炉心流量でのボイドマップデータに基づき、これに過渡状態の変化を加えることで炉心のボイド率を模擬しており、このボイドマップモデルの妥当性は、広い範囲の実機試験等で確認されている。ただし、REDYコードの定格炉心流量でのボイドマップデータ自体は、固定のインプットデータであり、REDYコードの軸方向出力分布変化と同様、時間で変わることの模擬はできない。

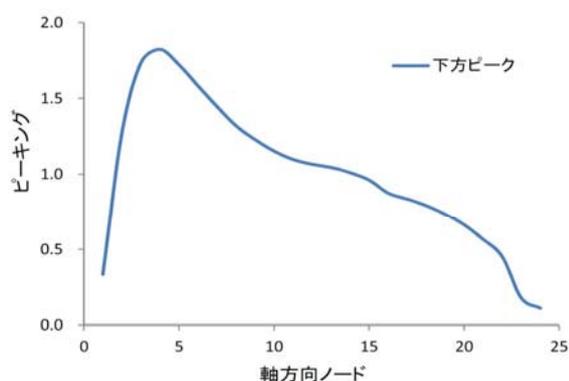
原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析では、主蒸気隔離弁の誤閉止に伴う給水加熱喪失により、過渡的に軸方向出力分布が大きく下方ピークとなることがわかっており、これがREDYコードで用いている定格ボイドマップに与える影響を確認する。

ここでは、TRACコードによる解析結果から得られる下方ピークとなった時点での軸方向出力分布を用い、炉心熱水力解析コードを用いて下方ピーク時の軸方向出力分布でのボイドマップを作成し、“下方ピークを想定した場合のボイドマップデータ”の影響を確認するために、一貫して下方ピークのボイドマップとした場合（異なる炉心を評価するのが目的ではないことから、核や軸方向出力分布は変更していない単独効果）の影響を確認する。

今回の申請解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布を添付図 3-1 に、今回の感度解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布（TRACコードによる代表的な下方ピーク）を添付図 3-2 に示す。



添付図 3-1 申請解析に用いる設計ボイドマップ作成における軸方向出力分布



添付図 3-2 TRACの「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」の軸方向出力分布

今回実施した影響解析の主な条件を以下に示す。

- ・プラント：代表ABWR
- ・評価事象：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
- ・初期条件：100%出力/100%炉心流量
- ・炉心：9×9燃料（A型）単一炉心
- ・ボイドマップ：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止時の給水加熱喪失状態における軸方向出力分布（下方ピーク）を考慮したボイドマップ

添付表 3-1 に示すとおり、給水加熱喪失に伴う軸方向出力分布の変化を考慮したボイドマップにより解析を実施した結果、評価指標に及ぼす影響は比較的小さいことが確認できた。

添付表 3-1 ボイドマップを変えた場合の解析結果

評価指標	REDYコード (申請解析) (設計ボイドマップ)	REDYコード (TRACコードによる代表的な 下方ピークに対応したボイドマッ プ)
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	8.94
燃料被覆管温度(°C)	1060	970
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
原子炉格納容器のプール水温 度(°C)	113	114

(注) 燃料被覆管温度を求めるSCATコードでは、中央ピークとしている。

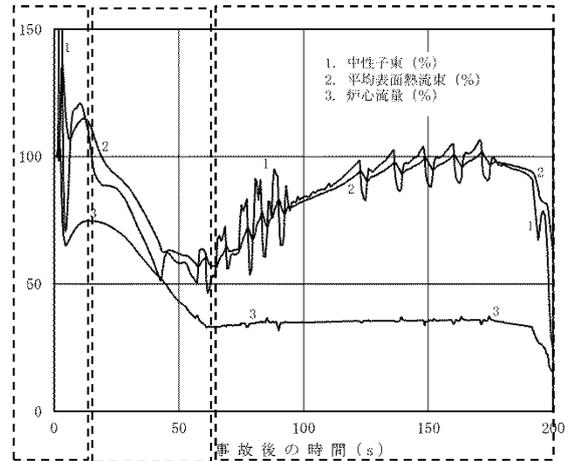
添付4 短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討

1. 短時間領域の細分割

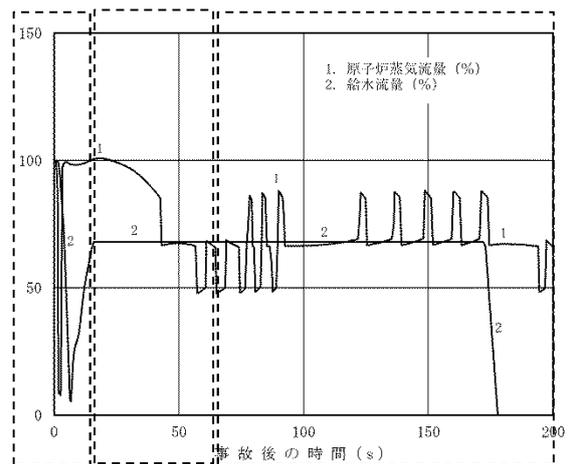
短時間領域をサブ時間領域1（出力変動期）、サブ時間領域2（出力抑制期）、サブ時間領域3（出力再上昇期）の三つのサブ時間領域に細分割した場合の重要現象のランクを検討する。なお、短時間領域での評価指標は、原子炉圧力と燃料被覆管最高温度（以下「PCT」という。）である。

(1) サブ時間領域1（0秒から約10秒）

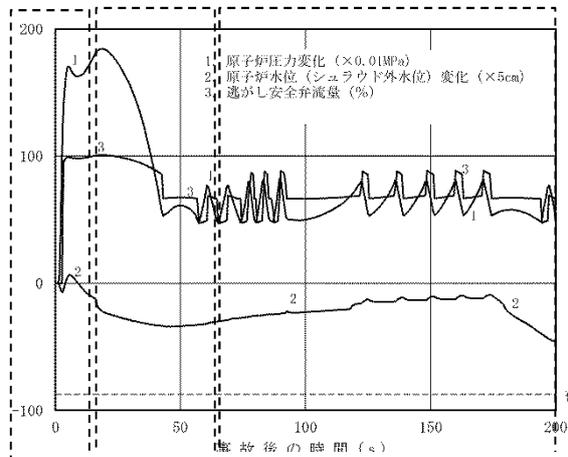
原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止により原子炉圧力が上昇するために、炉心平均ボイド率が減少し、これにより正のボイド反応度が印加され中性子束が上昇する。ただし、中性子束上昇に伴って燃料温度と熱出力も増加するため、負のドップラ反応度印加、発生熱に伴う炉心内ボイド率増加による負のボイド反応度印加により中性子



(a) 中性子束, 平均表面熱流束, 炉心流量



(b) 原子炉蒸気流量, 給水流量



(c) 原子炉圧力変化, 原子炉水位変化, 逃がし安全弁流量

添付図 4-1 原子炉停止機能喪失

束の過度な上昇は抑制される（BWRの自己制御性）。同時期に、原子炉圧力高のインターロック信号が2秒で作動し4台の再循環インターナルポンプ（以下「R I P」という。）トリップが炉心流量を急減させ負のボイド反応度を印加することにより、中性子束は2秒後に306%のピークを迎えた後、一時的に定格値以下にまで低下する。その後は継続する圧力上昇によって中性子束が再度上昇する。なお、本期間内で給水ポンプはタービン駆動給水ポンプからモータ駆動給水ポンプに切り替わる。

以上に述べた時間領域は、中性子束が定格値近傍で増減する領域であり、これをサブ時間領域1（出力変動期）とした。

(2) サブ時間領域2（約10秒～約60秒）

この時間領域では、再循環流量制御系自動モードにより、トリップしていない6台のR I Pポンプ速度が次第に最低速度まで低下し、炉心流量が一定になるまで、炉心のボイド率が増加する。このため、徐々に負のボイド反応度が投入され出力は約50%まで低下する。この時間領域の初期ではまだ出力が高く、炉心流量減少開始による冷却能力低下により、燃料被覆管温度が15秒で820℃となり（一次ピーク）、原子炉圧力は19秒後に最大値8.92MPa[gage]となるが、その後はいずれも継続的な炉心流量低下により徐々に抑制される。これをサブ時間領域2（出力抑制期）とした。なお、図示してはいないが、格納容器圧力高により34秒後にH P C FとR C I Cが起動し、原子炉水位の異常な低下を抑制している。

(3) サブ時間領域3（約60秒～約200秒）

トリップしなかった6台のR I Pは最低速度で運転を継続し、炉心流量はほぼ一定となる。この間、主蒸気隔離弁が閉鎖することに起因して給水

加熱能力が喪失し、給水流量のエンタルピが次第に低下することにより、炉心入口サブクーリングが増加する。このため、炉心平均ボイド率が減少し、出力が次第に上昇し150秒前後に定格出力近傍で平衡状態となる。この間の原子炉圧力は逃がし安全弁の開閉によりほぼ一定に制御される。173秒で復水器ホットウェル水位低で給水ポンプトリップ、191秒で原子炉水位低で運転中の6台のR I Pトリップが生じ、再循環流量は自然循環流量状態に移行するとともに、原子炉出力は低下し、燃料被覆管温度も175秒で1060℃となった（二次ピーク）のち低下する。以上に述べた時間領域は、給水加熱喪失により中性子束が再上昇する領域であり、これをサブ時間領域3（出力再上昇期）とした。

2. 重要現象のランク付け

原子炉圧力の最大値と燃料被覆管温度（一次ピーク）の最大値はサブ時間領域2で、燃料被覆管温度（二次ピーク）は給水加熱喪失により中性子束が再上昇するサブ時間領域3で決まる。短時間領域で重要と考えられる物理現象は、核分裂出力、出力分布変化、反応度フィードバック効果、三次元効果（核）、沸騰・ボイド率変化、三次元効果（熱流動）、冷却材流量変化、冷却材流量放出、E C C S流量（給水系含む）であるが、これらの物理現象を前述の三つのサブ時間領域ごとに当てはめて、評価指標へのランクと不確かさを検討した。

(1)核分裂出力

反応度フィードバック効果との総合事象として評価するものであり、プラント挙動に関わらず、どのサブ時間領域でも評価指標に与える重要度は高いと考える。

(2) 出力分布変化

サブ時間領域 1 とサブ時間領域 2 では、軸方向出力分布は形状がそれほど変わらずに一様に変化する。一方、サブ時間領域 3 では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなることが従来から知られている。

原子炉圧力は冷却材流量放出（逃がし安全弁）により制御され、本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力を評価する上で重要現象とはならない。燃料被覆管温度は、サブ時間領域 3 において軸方向出力分布が下方ピークに変化することから、炉心ボイド率の変化を通して評価指標である燃料被覆管温度へ影響を与える。本物理現象はむしろ燃料被覆管温度を小さくする方向である。この下方ピークへの変化を考慮しない評価は厳しめの結果を与えることになることから、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は低い。ただし、これを確認するために添付 2 及び 3 にてサブ時間領域 3 で軸方向出力分布が下方ピークとなることの影響を確認するための感度解析を実施している。

(3) 反応度フィードバック効果（ボイド反応度，ドップラ反応度）

原子炉圧力は冷却材流量放出（逃がし安全弁）により制御され、本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力に与える重要度は低いと考えられる。

一方、本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は、サブ時間領域 2 及びサブ時間領域 3 で高い。詳細化したサブ時間領域ごとのプラント状態を見てみると、各サブ時間領域のボイド率変化、燃料温度変化、炉心入口サブクーリング変化はプラント挙動に大きく左右され、各サブ時間領域に対して実施した不確かさ評価結果（添付 5 参照）を、それぞれのサブ時間領域に別々に適用してその影響を確認することがより現実

的であると考え。以上より、サブ時間領域ごとに反応度フィードバック効果（ボイド反応度，ドップラ反応度）の不確かさを変えて，燃料被覆管温度に与える影響を評価する。

(4) 三次元効果（核）

核熱水力不安定事象により中性子束振動が生じる可能性のある期間は，サブ時間領域 3 であり，本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考えられる。ただし，REDYコードでは中性子束振動（三次元効果）を再現することはモデル上困難であり，TRACコードを参照している。

(5) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化は反応度フィードバック効果（ボイド反応度）に直接影響を与えることから，評価指標である原子炉圧力に対しては，サブ時間領域 1 及びサブ時間領域 2 で重要度が高い。評価指標である燃料被覆管温度に対してはサブ時間領域 2 及びサブ時間領域 3 で重要度が高く，サブ時間領域 1 は出力変動期間ではあるが，ボイド率の炉心流量依存性並びにその後のサブ時間領域 2 及び 3 へ与える影響の重要度を考慮すると，重要度は中程度になると考えられる。

この場合，REDYコードで使用しているボイドマップの炉心流量依存性の不確かさはどのサブ時間領域でも適用でき，REDYコード説明書にて不確かさを評価している。なお，サブ時間領域 3 において下方ピークに対応したボイドマップとなることの検討は前述(2)の出力分布変化に含めて検討・考察している。

(6) 三次元効果(熱流動)

上記、(4)の三次元効果(核)と同様、サブ時間領域3(出力再上昇期)を対象とした核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動が、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考える。

(7) 冷却材流量変化

ポンプトリップによるコーストダウン特性は、サブ時間領域1で評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度が高いと考えられ、RE DYコード説明書本文にて不確かさの感度解析を実施している。

(8) 冷却材流量放出

冷却材流量放出(逃がし安全弁流量)は、原子炉内で発生する熱を原子炉から原子炉格納容器へ放出する上でサブ時間領域1及び2において、評価指標である原子炉圧力に与える影響は中程度と考えられる。一方、本事象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度はどのサブ時間領域においても小さいと考えられる。

(9) E C C S 流量(給水系含む)

時間遅れを持って炉心に影響を与える給水加熱喪失は、サブ時間領域3において炉心入口サブクールを減少として出力に影響するため、燃料被覆管温度に対して重要度が高いと考えられ、RE DYコード説明書本文にて感度解析を実施している。

以上、短時間領域におけるプラント挙動を考慮した上で各重要物理現象のランク付けを再検討した結果を添付表4-1に示す。ここで、太線で囲んだものが、本文の短時間領域で報告しているものであり、短時間領域でのラ

ンク（三つのサブ時間領域の中で一番高いランク）付けは妥当であることが示されている。

添付表4-1 短時間領域を細分割した場合のランク評価結果

細分割区分 (全体は短時間領域)	サブ時間領域1		サブ時間領域2		サブ時間領域3		短時間領域	
	出力変動期		出力抑制期		出力再上昇期		—	
評価指標 物理現象	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT
核分裂出力	H	H	H	H	H	H	H	H
出力分布変化	I	I	I	I	I	L	I	L
反応度フィードバック 効果 (ボイド, ドップラ)	L	M	L	H	L	H	L	H
三次元効果 「炉心(核)」	L	L	L	L	L	M	L	M
沸騰・ボイド率変化 「炉心(熱流動)」	H	M	H	H	L	H	H	H
三次元効果 「炉心(熱流動)」	L	L	L	L	L	M	L	M
冷却材流量変化 「原子炉圧力容器」	L	H	L	L	L	L	L	H
冷却材流量放出 「原子炉圧力容器」	M	L	M	L	L	L	M	L
ECCS注水 (給水系含む)	I	I	I	I	I	H	I	H

添付5 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード用）の保守因子について

原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において、REDYコードに原子炉設置変更許可申請書の添付書類に記載の平衡炉心サイクル末期の反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は1.25倍、ドップラ係数は0.9倍）を掛けた反応度係数を用いている。

一方、本事象では、事象の進展に伴い、初期の運転状態から炉心流量、原子炉圧力、炉心入口エンタルピ、軸方向出力分布等が時間とともに変化し、ボイド係数、ドップラ係数が影響を受け、保守因子は一定ではない。

そこで有効性評価手法が適切であることを確認するために、前述のとおり5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を三つのサブ時間領域に細分割した上で、それぞれに反応度係数に対する保守因子を設定してREDYコードによる評価を行っている。

ここでは、①、②において5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数に対する保守因子を求め、③において5.1.2節の感度解析結果より有効性評価の一律の保守因子の手法が適用できることを確認した。

- ① 炉心一点近似縮約による反応度係数評価は、圧力変化、流量変化等の摂動による炉心状態変化及び事象進展に伴う炉心状態変化を扱うことができない。原子炉停止機能喪失事象では、この炉心状態変化の変化に伴う不確かさが大きくなる可能性があるため、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより、各サブ時間領域に対するボイド係数、ドップラ係数を評価し、炉心一点近似手法による反応度係数（添

付書類八記載の値) に対する比として各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値を評価した。

- ② ①で求めた保守因子のノミナル値に，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより評価したボイド係数，ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさ（補足参照）を加えることで，5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子変動幅を求めた。
- ③ ①及び②の検討より，原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において，事象を通じた一律の保守因子として，ボイド係数は 1.25 及びドップラ係数は 0.9 が適用できることを確認した。

1. 原子炉停止機能喪失事象での各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値

(1) 評価方法

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止発生事象の短時間領域を，以下の三つのサブ時間領域に細分割し，

- ・出力変動期（サブ時間領域 1）
- ・出力抑制期（サブ時間領域 2）
- ・出力再上昇期（サブ時間領域 3）

各サブ時間領域の代表的な炉心状態における炉心パラメータを用い，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより，ボイド係数，ドップラ係数を評価し，原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の反応度係数（保守因子1.0倍に相当）と比較した。

ボイド係数は，各解析点に応じた微小な摂動を与え実効増倍率の変化量を

求め、炉心平均のボイド率の変化量で除することで求めた。各解析点での摂動は、添付表5-2、添付表5-3及び添付表5-4に示すように、サブ時間領域1では圧力摂動、サブ時間領域2では流量摂動、サブ時間領域3では入口エンタルピ摂動を与えた。

ドップラ係数は、各解析点における摂動計算により炉心平均値を求めた。

(2) 解析条件

解析は三つの代表プラントを対象として行い、この主な解析条件を添付表5-1-1に示す。また、各代表プラントの短時間領域の細分割区分を添付表5-1-2～4に示す。

添付表 5-1-1 主な解析条件

プラント	代表ABWR	代表従来型BWR①	代表従来型BWR②
評価条件	原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止		
初期条件	100%出力／100%炉心流量	100%出力／85%炉心流量	
炉心	9×9燃料（A型） 単一炉心	9×9（A型）+標準組 成MOX燃料混在炉心	9×9燃料（A型） 単一炉心
炉心格子	N格子	S格子	C格子
解析コード	HINES／ PANACH	TGBLA／ LOGOS	HINES／ PANACH

(注) HINES, TGBLA：単位燃料集合体核特性計算コード

PANACH, LOGOS：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

添付表 5-1-2 代表 A B W R の短時間領域の細分割区分

細分割区分		中性子束挙動の特徴
サブ時間領域 1 (出力変動期)	0 秒～約 10 秒	100%→306%→100%以下
サブ時間領域 2 (出力抑制期)	約 10 秒～約 60 秒	約 50%まで低下
サブ時間領域 3 (出力再上昇期)	約 60 秒～約 200 秒	約 100%まで再上昇

添付表 5-1-3 代表従来型 B W R ①の短時間領域の細分割区分

細分割区分		中性子束挙動の特徴
サブ時間領域 1 (出力変動期)	0 秒～約 10 秒	100%→754%→100%以下
サブ時間領域 2 (出力抑制期)	約 10 秒～約 50 秒	約 30%まで低下
サブ時間領域 3 (出力再上昇期)	約 50 秒～約 280 秒	約 90%まで再上昇

添付表 5-1-4 代表従来型 B W R ②の短時間領域の細分割区分

細分割区分		中性子束挙動の特徴
サブ時間領域 1 (出力変動期)	0 秒～約 10 秒	100%→560%→100%以下
サブ時間領域 2 (出力抑制期)	約 10 秒～約 40 秒	約 40%まで低下
サブ時間領域 3 (出力再上昇期)	約 40 秒～約 140 秒	約 80%まで再上昇

(3) 解析結果

各解析点における，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数と一点近似モデルの反応度係数^(*)の比（以下「三次元／炉心一点近似（保守因子 1.0）」という。）を添付表 5-2，添付表 5-3 及び添付表 5-4 に示す。これによると，摂動及び事象進展に伴い軸方向の出力分布及びボイド分布が変化するためボイド係数は変化するが，ドップラ係数は主に U-238 の共鳴吸収が支配的であることから変化は小さくなっている。

(*)原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の減速材ボイド係数，ドップラ係数

冒頭に述べたように，炉心一点近似縮約による反応度係数評価は，圧力変化，流量変化等の摂動及び事象進展に伴う炉心状態の変化を扱えないため，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いて炉心状態変化を取り込んで評価しているが，ボイド係数において特にその影響が大きいことが分かる。

このように三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることで，炉心状態変化を取り込むことができるものの，静的評価であることによる不確かさが含まれると考えられる。そこで，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価できることを含めて，サブ時間領域ごとに保守因子の設定について以下のとおり確認した。

サブ時間領域 1 では，圧力増加による正のボイド反応度印加による中性子束の上昇が支配的である。圧力摂動においては，軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は，流量摂動，エンタルピ摂動に比較して小さく，また，炉心一体型の摂動であり，特に軸方向にほぼ時間遅れなく摂動が

与えられるため、事象開始時点の炉心状態に対して静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いてボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域2における支配的要因は流量摂動であり、炉心出力だけでなく、軸方向ボイド率分布、軸方向出力分布もこの影響を受ける。炉心入口流量が減少すると、この流量摂動の影響が時間遅れを伴って動的に下方から上方に伝わり、上部のボイド率が変化する前に下方のボイド率が増加することとなる。このため、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数評価では現実の軸方向ボイド率分布、軸方向出力分布と異なった状態を評価していることになる。この流れによる時間遅れがボイド率変化に及ぼす影響を確認するため、SCATコードにより、サブ時間領域2の流量減少の時間変化を模擬した場合と定常解析に相当する準静的に流量が減少した場合について、軸方向ボイド率分布を評価したところ、両者の差はほとんどないことが確認された。以上より、サブ時間領域2における流量減少は緩やかであり、流れによる時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さく、ボイド係数への影響は小さいといえる。なお、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を三つのサブ時間領域に細分割した上で、反応度係数に対する保守因子の上限値、下限値を添付表5-2に基づき設定してREDYコード/SCATコードによる評価を行っており、一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くないとの結果を得ている。このようにボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから、不確かさを大きめに考慮することで、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域3においては、給水温度低下に伴うエンタルピ摂動が支配的であるが、逃がし安全弁開閉に伴う圧力摂動もボイド係数に影響を及ぼす。圧力摂動については軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は小さいが、エンタルピ摂動では影響が大きく、ボイド係数自体として絶対値が大きくなる。サブ時間領域3において給水温度が低下し、さらに逃がし安全弁が閉じられた場合は、両者ともボイド率を低下させる方向に働くため正のボイド反応度が印加されることになる。この場合、ボイド反応度変化量としては両者の効果が重畳するものの、ボイド率変化量も両者の効果が重畳するので、単位ボイド率変化量に対するボイド反応度変化量で定義されるボイド係数は、エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数と圧力摂動単独で変化したボイド係数の中間的な値となる。以上より、エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数を用いた方が出力を高め（保守的）に評価することにもなるため、エンタルピ摂動によるボイド係数で代表させている。

エンタルピ摂動による影響は、流量摂動と同様に時間遅れをもって炉心軸方向下方から上方に伝わるが、サブ時間領域2の炉心流量減少に比較して事象進展がゆっくりしていることから、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価することは可能であると考えられる。一方、サブ時間領域3は、当該時点までの事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさがより大きくなると考えられるため、保守因子を設定する上で不確かさを大きめに見る必要がある。この不確かさの定量化は困難であるが、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」より、ボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

なお、中性子束振動状態での静的反応度係数は定義できないため、本手法の適用対象外である。中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては、米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（TRACコード）による参考解析結果を参照する。

添付表 5-2 代表ABWRの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元／炉心一点近似（保守因子1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域1	圧力摂動		
サブ時間領域2	流量摂動		
サブ時間領域3 ^(*)	入口エンタルピ摂動		

(*) 中性子束振動に対しては適用外

添付表 5-3 代表従来型BWR①の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元／炉心一点近似（保守因子1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域1	圧力摂動		
サブ時間領域2	流量摂動		
サブ時間領域3 ^(*)	入口エンタルピ摂動		

(*) 中性子束振動に対しては適用外

添付表 5-4 代表従来型BWR②の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気
 隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元
 ／炉心一点近似（保守因子 1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域 1	圧力摂動		
サブ時間領域 2	流量摂動		
サブ時間領域 3 ^(*)	入口エンタルピ摂動		

(*) 中性子束振動に対しては適用外

2. 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数の保守因子の変動範囲

前節で求めた各サブ時間領域の保守因子のノミナル値と、補足に記載した三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数、ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさを用いて、5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子を求めた。

具体的には、添付表 5-2、添付表 5-3、添付表 5-4 の値に、以下の添付表 5-5（補足表 5-9 より転載）の不確かさを加えて、添付表 5-6、添付表 5-7、添付表 5-8 のようになる。

なお、ここでは遅発中性子割合の不確かさも含めて、動的反応度係数としてまとめている。

添付表 5-5 平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ（まとめ）

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ（合計）		

（補足表 5-9 より転載）

(*) 1. で前述したような静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることによる不確かさ、事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加が考えられることから、「その他の要因に対する安全余裕」として、ボイド係数 , ドップラ係数 の安全余裕を採用している。

添付表 5-6 代表 A BWR の原子炉スクラム失敗を仮定した
 主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の
 保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域 1						
サブ時間領域 2						
サブ時間領域 3						

添付表 5-7 代表従来型 BWR ① の原子炉スクラム失敗を仮定した
 主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の
 保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域 1						
サブ時間領域 2						
サブ時間領域 3						

添付表 5-8 代表従来型BWR②の原子炉スクラム失敗を仮定した

主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の

保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域 1						
サブ時間領域 2						
サブ時間領域 3						

(*) サブ時間領域 1 は事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加は小さいと考えられることから、添付表 5-6、添付表 5-7、添付表 5-8 では「その他の要因に対する安全余裕」を含まず記載している。

ただし、5.1.2 の「重要現象の不確かさに対する感度解析」では、保守側評価として、サブ時間領域 1 に対してもサブ時間領域 2、3 と同じボイド係数 、ドップラ係数 の安全余裕を採用している。

添付表 5-7 に示した代表従来型BWRプラント①の検討結果は、標準組成 MOX 燃料混在炉心の場合を想定しているが、ここに初期 Pu 組成変動、及び装荷遅れの影響を考慮すれば、添付表 5-7 の結果に対して、更に動的ボイド係数で 倍、動的ドップラ係数で 倍を見込む必要がある。

動的反応度係数の保守因子の変動による有効性評価への影響を確認するため、添付表 5-6、添付表 5-7 及び添付表 5-8 に示した保守因子の上下限值を組み合わせた感度解析を実施した。添付表 5-9、添付表 5-10 及び添付表 5-11 に感度解析結果を示す。代表 A BWR の場合は、給水温度低下によって原子炉出力が準静的に増加するサブ時間領域 3 において燃料被覆管温度が最高温度となるため、各ケースとも有意な差は生じていない。一方、代表従来型 BWR の場合は、原子炉圧力上昇によって原子炉出力が急増するサブ時間領域 1、流量減少によって原子炉出力が急減するサブ時間領域 2 及び給水温度低下によって原子炉出力が準静的に増加するサブ時間領域 3 において燃料被覆管温度が最高温度となるため、保守因子の影響を比較的受けやすいものの、ベースケースに比較して過度に温度が上昇するものはない。以上より、不確かさが燃料被覆管温度に有意な影響を及ぼすものではないことを確認した。

添付表 5-9 代表 A B W R の動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	保守因子 ^(*1)		燃料被覆管温度	
	動的ボイド 係数	動的ドップラ 係数	最高温度 (°C)	最高温度の 偏差 ^(*2) (°C)
ベースケース	1.25	0.9	約 1060	-
ケース 1	ノミナル値	ノミナル値	約 1060	0
ケース 2	下限値	下限値	約 1060	0
ケース 3	下限値	上限値	約 1060	0
ケース 4	上限値	下限値	約 1060	0
ケース 5	上限値	上限値	約 1060	0

(*1) ノミナル値／上限値／下限値については、添付表 5-6 参照

(*2) ベースケースとの偏差

添付表 5-10 代表従来型 B W R ①の動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	保守因子 ^(*1)		燃料被覆管温度	
	動的ボイド 係数	動的ドップラ 係数	最高温度 (°C)	最高温度の 偏差 ^(*2) (°C)
ベースケース	1.25	0.9	約 1030	-
ケース 1	ノミナル値	ノミナル値	約 930	-100
ケース 2	下限値	下限値	約 920	-110
ケース 3	下限値	上限値	約 870	-160
ケース 4	上限値	下限値	約 1010	-20
ケース 5	上限値	上限値	約 940	-90

(*1) ノミナル値／上限値／下限値については、添付表 5-7 参照

(*2) ベースケースとの偏差

添付表 5-11 代表従来型BWR②の動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	保守因子 ^(*1)		燃料被覆管温度	
	動的ボイド 係数	動的ドップラ 係数	最高温度 (°C)	最高温度の 偏差 ^(*2) (°C)
ベースケース	1.25	0.9	約 880	-
ケース 1	ノミナル値	ノミナル値	約 830	-50
ケース 2	下限値	下限値	約 840	-40
ケース 3	下限値	上限値	約 880	0 ^(*3)
ケース 4	上限値	下限値	約 870	-10
ケース 5	上限値	上限値	約 850	-30

(*1) ノミナル値／上限値／下限値については、添付表 5-8 参照

(*2) ベースケースとの偏差

(*3) サブ時間領域 3 にて最高温度が発生しており、ベースケースと同じサブ時間領域 1 での最高温度の偏差は-140°Cとなっている。

3. 原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価における反応度係数の保守因子について

有効性評価において反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は1.25倍，ドップラ係数は0.9倍）を用いていることについて，以下に検討した結果をまとめる。

サブ時間領域1は，1. で述べたとおり，圧力摂動が支配的な期間であり，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することが可能である。また，ボイド係数は2. に示した保守因子変動範囲よりも保守的な値（1.25）を有効性評価で用いている。ドップラ係数は保守因子変動範囲の下限值が有効性評価で用いている値よりも下回っているものの，サブ時間領域1の出力ピークに起因した燃料被覆管温度への影響は，ドップラ係数が下限値の場合でも有意に厳しくなるケースはなく，ドップラ係数の感度は小さいことが分かった。

従って，サブ時間領域1において，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域2は，流量摂動が支配的な期間ではあるが，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価する保守因子には，流れによる時間遅れが軸方向ボイド率分布，軸方向出力分布へ及ぼす影響は考慮されていない。しかしながら，流量減少は緩やかであり，SCATコードによる評価により，流れの時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さいことが確認されたため，この現象のボイド係数への影響は小さいといえる。不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたREDYコード/SCATコードによる評価結果は，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃

燃料被覆管温度よりも有意に厳しくなることはなく、サブ時間領域2においても、反応度係数の保守因子は、動的ボイド係数は1.25倍、動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域3は、給水温度低下に伴うエンタルピ摂動及び逃がし安全弁開閉に伴う圧力摂動が支配的な期間ではあるが、保守的にエンタルピ摂動が支配的であるとして保守因子を評価している。サブ時間領域3におけるエンタルピ摂動は事象進展が遅いため、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することは可能と考えられるが、2.に示したように保守因子変動範囲は有効性評価で用いた一律の保守因子よりも非保守的なものがある。しかしながら、不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたREDYコード/SCATコードによる評価を行っているが、一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも有意に厳しくなることはないとの結果を得ており、サブ時間領域3においても、反応度係数の保守因子は、動的ボイド係数は1.25倍、動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

以上より、反応度係数の保守因子として、動的ボイド係数は1.25倍、動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考える。

[参考文献]

- (1) ミクロ炉物理学 I. 連続エネルギーモンテカルロ法によるドップラ反応度の検証 (原子力学会 2000年春の年会)
- (2) ミクロ炉物理学 1999年日本原子力学会誌 Vol. 41, No. 11(1999)p. 37-41
- (3) 熱中性子散乱カーネルを修正したMCNP5による上方散乱効果の確認

(原子力学会 2012 年春の年会)

- (4) 重核種の熱振動を考慮できる共鳴散乱モデルを組み込んだ改良 MCNP5 の
妥当性確認と Monteburns2 への組み込み

(原子力学会 2012 年秋の大会)

- (5) 軽水炉燃料の Doppler 反応度計算における評価モデル詳細化の検討

(原子力学会 2015 年秋の大会)

- (6) Effect of Subchannel Void Fraction Distribution on Lattice Physics
Parameters for Boiling Water Reactor Fuel Bundles

(Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, vol.45, No.12,
p. 1237-1251, 2008)

添付 5 補足 反応度係数評価の不確かさ要因について

反応度係数の評価を以下の四つの段階に分けて、不確かさ要因を抽出し整理した。

[1]～[3]は、反応度係数計算の不確かさと取替設計段階における不確かさであり、[4]は[1]～[3]で述べた炉心一点近似手法による R E D Y コードの反応度係数の不確かさである。

[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ

[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ

[3] 三次元炉心計算の不確かさ（取替炉心の詳細設計段階の不確かさも含む）

[4] R E D Y コードの反応度係数の不確かさ（[1]～[3]で記載）

以下に、[1]～[3]の反応度係数の主要な不確かさ要因を挙げる。なお、サブ時間領域 2 及びサブ時間領域 3 においては、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより反応度係数を評価するのに当たり有意な不確かさが生じる可能性があり、さらに補足表 5-2 にあるように、その他の要因も幾つか考えられることから、これらを「その他の要因に対する安全余裕」として、動的ボイド係数に 、変動量の小さい動的ドップラ係数に の安全余裕を加える。5.1.2 で重要現象の不確かさに対する感度解析を行うのにおいては、保守側にサブ時間領域 1 に対しても、同じ安全余裕を加えることとする。

[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ

燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因としては、補足表 5-1 に示す核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさが挙げられる。

補足表 5-1 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因

	不確かさ要因	備 考
1.1	核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさ	臨界試験によりライブラリまで含めて妥当性が確認される。 実機の運転により実効増倍率等が確認される。

現行の単位燃料集合体核特性計算コードの核データライブラリは ENDF-B4, B5 で、最新 (ENDF-B7) のものではないが、臨界試験 (ボイド反応度 : EPICURE, BASALA 試験, ドップラ反応度 : Hellstrand の実験式, 実効遅発中性子割合 β : TCA, MISTRAL 試験) との比較で、核データ断面積ライブラリまで含めた燃料集合体計算コードの不確かさが確認されている。

[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ

燃料集合体計算に由来する不確かさ要因を補足表 5-2 に整理する。これらは、試験との比較により不確かさが確認されている。

なお、ドップラ係数に対しては、ペレット内温度分布の影響は有意だが、重核種の熱振動の影響を無視していることで相殺する方向 (両者合計でやや more negative 側の評価, 参考文献の文献 1 ~ 文献 5 参照) となっており、現行コードでは考慮されていない。

補足表 5-2 燃料集合体計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
2.1	概念モデルに由来する不確かさ ・実験又は連続群モンテカルロ計算手法との相違に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認解析
2.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・種々の数学モデル（拡散近似，燃焼チェイン，共鳴計算等）に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認 ドップラ係数については，重核種の熱振動の影響（more negative 側）は有意(*)
2.3	入力データ，計算条件等に由来する不確かさ ・実験体系との妥当性確認時と設計計算時又は連続群モンテカルロ計算との比較計算時とで異なる種々の条件，設定，計算体系のモデル化等に由来する不確かさ ・減速材の密度及び温度の分布，燃料温度分布が実機燃料と異なることに由来する不確かさ	チャンネル曲り，製造公差の影響は炉心全体で平均化され影響は小さいと考えられる(*) 集合体内ボイド分布の影響は Gd が存在する領域では有意（参考文献の文献 6）だが，平衡炉心では新燃料体数が少なく炉心全体への影響は小さいと考えられる(*) ドップラ係数については，燃料棒ペレット内温度分布の影響（less negative 側）は有意(*)
2.4	下流側コードへのデータ受け渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ	影響の大きな要因はないと考えられる(*)
2.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	試験の測定誤差が大きい場合（ドップラ係数）は考慮

(*)その他の要因として考えられるもの（追加の安全余裕にて考慮）

燃料集合体計算に由来する不確かさ（補足表 5-2 の (*)を除く要因）は，試験データとの比較により，補足表 5-3 のようになっている。

補足表 5-3 単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさ

	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
試験データを基準とした不確かさ		

- ・動的ボイド係数の不確かさは，ボイド反応度試験（EPICURE，BASALA 試験）の不確かさと β 測定試験（TCA，MISTRAL 試験）の不確かさより

程度としている。

- ・ 動的ドップラ係数の不確かさは、現行コードの評価値は Hellstrand の実効共鳴積分との比較で同等かやや less negative 側の評価となっているが、不確かさとしては、Hellstrand の実験式の誤差の [] に β の不確かさ [] を独立事象として加えて [] としている。

[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ

三次元炉心計算に由来する不確かさ要因を補足表 5-4 に整理する。これらの要因は、最終的に、三次元出力分布、三次元燃焼度分布の三次元炉心計算の不確かさに由来した反応度係数の不確かさと、取替炉心の詳細設計段階において炉心状態が異なることに由来した反応度係数の不確かさの二つに集約できる。

補足表 5-4 三次元炉心計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
3.1	概念モデルに由来する不確かさ ・無限格子を対象としたマクロ断面積評価法に由来する不確かさ ・設計想定炉心の包絡性に由来する不確かさ	三次元出力分布等に不確かさが生じるが、 γ スキャン測定結果、照射後試験の燃焼度測定により影響を把握している HBB/UB や1ヶ月運転期間変動等、包絡的な炉心条件を考慮している
3.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・少数群の粗メッシュ体系における定常固有値計算の解析結果と実機との相違に由来する初期炉心条件の不確かさ ・炉心燃焼計算の不確かさから生じる炉心条件の不確かさに由来する不確かさ	これらの数学的モデル、入力データ、計算条件等に由来する不確かさが原因で、初期炉心条件である三次元出力分布、三次元燃焼度分布に不確かさが生じている これらについては、 γ スキャン測定結果、照射後試験の燃焼度測定により不確かさを把握し、反応度係数への影響を評価している
3.3	入力データ、計算条件等に由来する不確かさ ・原子炉圧力、入口エンタルピ、炉心流量等のパラメータの入力データと実機との相違に由来する不確かさ	
3.4	下流側コードへのデータ受渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ ・平衡サイクル早期及び末期等の特定の炉心状態の選定に由来する設計想定炉心の代表性にかかわる不確かさ	動的ボイド係数の大きいサイクル末期を選定している(*) HBB/UB や1ヶ月運転期間変動等、包絡的な炉心条件を考慮している
3.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	γ スキャン測定、燃焼度測定による実験データの不確かさは小さいので無視する

(*) 起動時等にキセノンの蓄積が少ない場合は、制御棒が多く挿入され、動的ボイド係数の絶対値が増加する。サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値はサイクル初期より大きく、サイクル初期の起動時に制御棒が多く挿入された場合の動的ボイド係数の絶対値を制御棒密度を変えた感度解析により評価すると、サイクル末期の絶対値に包含される程度となる。仮に、サイクル初期の起動時において、サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値の範囲を超えたとしても、その他の不確かさ要因として考慮できる程度である。

補足表 5-4 の 3.2, 3.3 において, γ スキャン測定結果よりノード出力の平均二乗誤差 (RMS) で 程度あり, 照射後試験の燃焼度測定との比較で相対偏差 (1σ) で 程度ある。これらの不確かさは大部分ばらつきの成分であるので, 炉心平均のボイド係数, ドップラ係数への影響はノード間の影響が相殺され大きくないと考えられるが, ここでは軸方向の出力分布が 程度ずれた場合と, 燃焼度が 一律ずれた場合の反応度係数の解析結果に基づき, 補足表 5-5 の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表 5-5 三次元出力分布, 三次元燃焼度分布に由来した三次元炉心計算の不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
三次元炉心計算の不確かさ	<input type="text"/>	

一方, 補足表 5-4 の 3.4 に記載のように, 取替炉心設計段階における不確かさとして, 運転期間, 燃料装荷位置, 制御棒挿入位置の変動に由来した不確かさを考慮する必要がある。

運転期間については, 13 ヶ月運転の平衡炉心の反応度係数を基準に, ± 1 ヶ月程度変動させた平衡炉心における反応度係数を評価し, 変動の影響を評価した。

燃料装荷位置については, 炉心の熱的制限値を満足する範囲で, 特定サイクルの燃料装荷位置における集合体燃焼度を, 炉心の内側から燃焼度の大きい燃料を配置した平衡炉心と, 炉心の外側から燃焼度の大きい燃料を配置した場合の平衡炉心における反応度係数を評価し, 変動の影響を評価した。

制御棒挿入位置については, サイクルを通じて制御棒を深めに挿入して運転した平衡炉心と, 制御棒を浅めに挿入して運転した平衡炉心における

反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

これらより、補足表 5-6 の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表 5-6 取替炉心の詳細設計段階における不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
詳細設計段階の不確かさの影響		

[4] REDYコードの反応度係数の不確かさ

REDYコードのボイド係数の不確かさ、ドップラ係数の不確かさについては、炉心一点近似モデルに由来した不確かさが挙げられるが、個々の不確かさ要因に分解するのではなく、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数、ドップラ係数と直接比較することにより、全体の不確かさを一括して評価する。

なお、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数の評価には、事象進展に伴う炉心状態変化に起因した不確かさが含まれていると考えられる。

そこで、サブ時間領域 1 については出力ピークまで圧力摂動の幅を増加させ、サブ時間領域 2 及びサブ時間領域 3 については別の時刻の異なる炉心状態で、ボイド係数を評価したところ 程度の変化に留まり、表 5-2 の感度解析で考慮した の不確かさに対して問題ないことを確認した。この影響は、「その他の要因に対する安全余裕」の中で考慮する。

以上をまとめると、平衡炉心末期の動的ボイド係数、動的ドップラ係数の不確かさは、補足表 5-7 及び補足表 5-8 のようになる。

補足表 5-7 平衡炉心末期の動的ボイド係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ	
[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

補足表 5-8 平衡炉心末期の動的ドップラ係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ	
[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

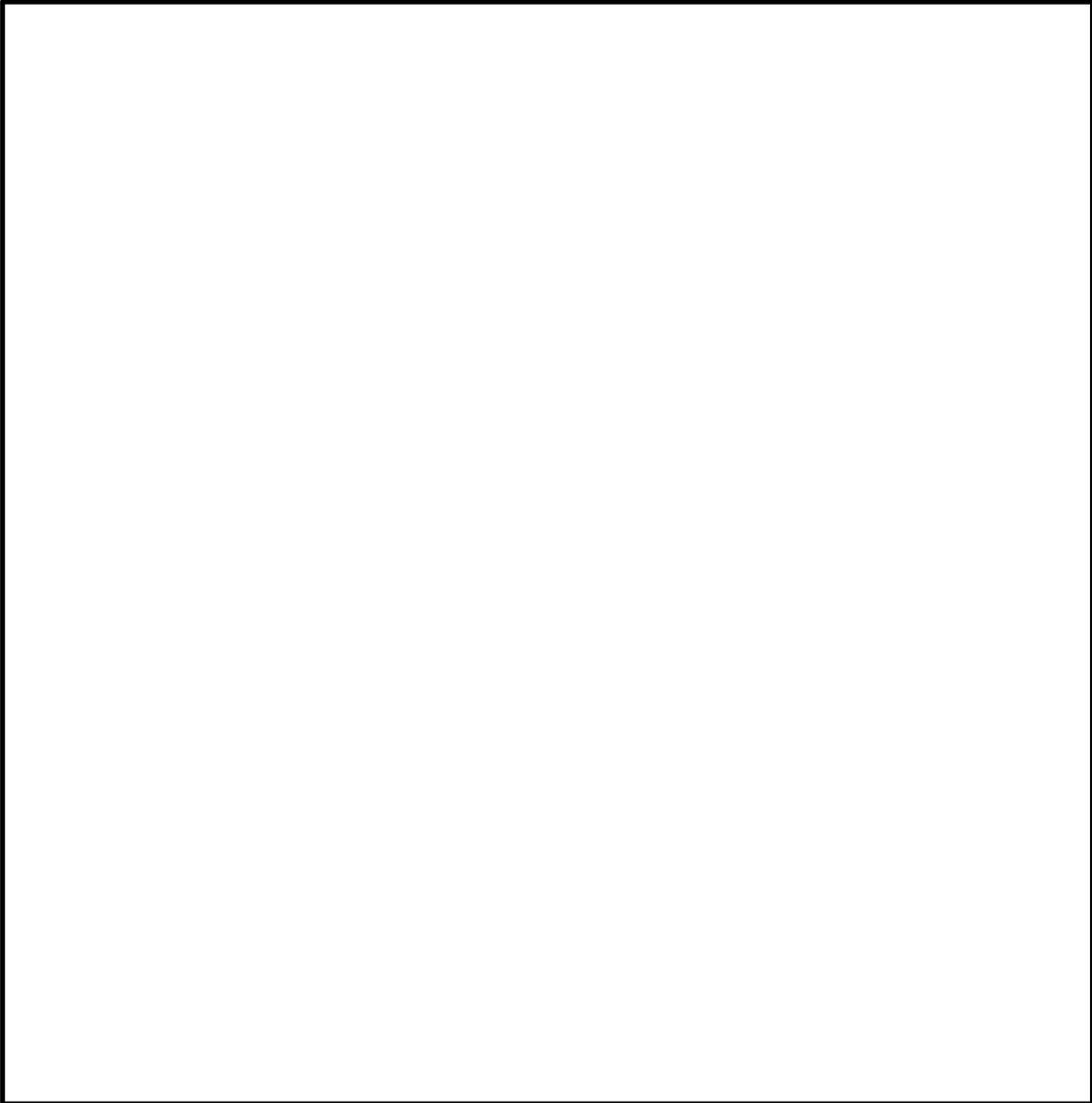
以上より、平衡炉心末期の反応度係数の不確かさは、補足表 5-9 のようになる。

補足表 5-9 平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ（まとめ）

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ（合計）		

添付6 ボロン反応度添加率について

1. ほう酸水拡散モデルの妥当性確認において参照した試験について



炉心を一点近似で模擬しているREDYコードでは、次式のようにボロン反応度は有効炉心内のボロン濃度に比例し、ベッセル内にゆっくりと蓄積され一様に混合すると仮定している。

$$\Delta K_B = C_B \times \left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$$

ΔK_B : ボロン反応度

C_B : 炉心内ボロン濃度

ΔK_{B-hot} : 高温停止に必要なボロン反応度

C_{B-hot} : 高温停止に必要なボロン濃度

$\left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$: ボロン反応度添加率

制御棒挿入失敗を仮定した本事象では、徐々に注入されるボロンが原子炉格納容器の評価指標に与える影響を評価することが目的であり、数十分の長時間解析であることからしても、ボイドが発生する炉心内でもボロンが一様に混合すると仮定し、ボロン濃度の変化からボロン反応度を求めていることは妥当であると考えられる。

一方、実機を考えると、原子炉の発熱によって炉心内でボイド（蒸気）が発生するが、反応度に寄与するのは、有効炉心内に存在するボロン量である。この観点から、前述の試験も R E D Y コードのモデルも「有効炉心内のボロン濃度変化」に着目している。

ただし、前述の試験には核的な検討は含んでいない。このため、前述のボロン反応度添加率に与えるボイドの核的影響と不確かさについては、次章で説明する。

なお、高温停止に必要なボロン反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード（LOGOS）により、高温待機時の過剰反応度を打ち消すための反応度として求めている。高温停止に必要なボロン濃度は、高温停止に必要なボロン反応度を投入するのに必要なボロン濃度である。前述の仮定をもとに高温停止に必要なボロン濃度とボロン反応度を使用して R E D Y

コードによる評価を実施している。

2. ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響評価

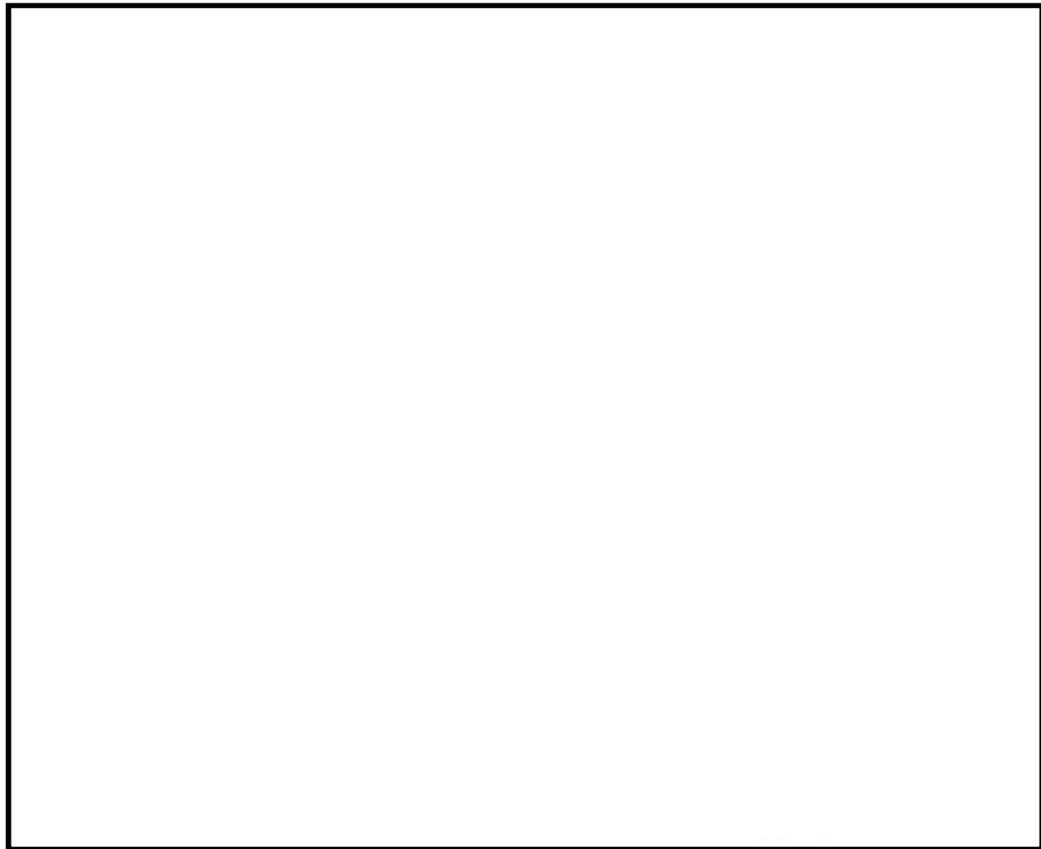
前章のボロン反応度添加率 ($\Delta K_{B-hot}/C_{B-hot}$) については、ボイド発生に伴う中性子スペクトル変化による影響を受ける可能性があるため、以下で検討する。

ここでは、ABWRの9×9（A型）ウラン燃料を対象として、ボイド率を0%、40%、70%と変え、ボロンを注入した場合の無限増倍率を評価し、ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響を調べた。

燃料集合体核特性評価の評価条件は以下のとおりである。

- 対象領域 : 9×9（A型）ウラン低Gd燃料の中央部領域
(軸方向9～15ノード)
ただし、ノードは、燃料有効長を24分割し燃料
下端から数えた値で、燃料集合体と燃料集合体間
の水領域を含む領域
- 解析コード : 単位燃料集合体核特性計算コード(TGBLA)
- 炉心状態 : 高温待機時
- 燃焼度 : サイクル末期相当(9×9(A型)ウラン燃料 25GWd/st)
- 履歴ボイド率 : 40% (BWR炉心の代表的な値)
- ボロン濃度 : 0, 300, 600ppm (水に含まれるボロン濃度)

評価の結果、対象領域の体積平均のボロン濃度と無限増倍率の関係は添付図6のようになった。対象領域の体積平均のボロン濃度は、ボイド率0%の場合は0, 300, 600ppmであり、ボイド率40%、70%の場合は水の量が減少しているため、対象領域の体積平均のボロン濃度が減少している。



添付図 6 無限増倍率のボロン濃度依存性

上図より，ボイド率によらず傾きはほとんど変わらない結果となった。

添付図 6 より，ボロン濃度が 0 ppm と 300ppm（無限増倍率の二次内挿値）の無限増倍率の差より，ボロン反応度添加率 [Δ k/ppm] を求めると，添付表 6 のようになる。

添付表 6 ボロン反応度添加率のボイド率依存性

	0-300ppm の傾き	0-600ppm の傾き
ボイド率[%]		
ボロン反応度添加率 [Δ k/ppm]		

添付表 6 より、0-300ppm のボロン濃度のボロン反応度添加率はボイド率によらずほとんど変わらないことがわかる。

したがって、ボイドが発生した場合のボロン反応度添加率に、高温待機時のボイド率 0 % のボロン反応度添加率を用いる R E D Y のモデルには問題ないと考える。

3. ボロン反応度添加率に与える不確かさ

添付図 6 及び添付表 6 は代表領域の燃料集合体計算による評価結果であるが、炉心計算においても、ボロン反応度添加率はボイド率の違いにはほとんど影響されないものと考えられる。

一方、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード (L O G O S) によるボロン反応度添加率 ($\Delta k / \text{ppm}$) は、高温待機時において、ボロンなしの場合と 600ppm の場合の実効増倍率の差を 600 で除すことにより求めている。高温停止に必要なボロン濃度は 600ppm より小さいので、ボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっている。

以上より、ボロン反応度添加率にはボイド率の違いによる影響はほとんど見られず、 L O G O S によるボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっていることが確認できた。

なお、実際の炉心では、炉心流量は炉心上部に移行するに従い、炉心で発生する熱により水が蒸気になり、ボロンが濃縮され、水中のボロン濃度が高くなる効果が考えられるので、添付表 6 の評価値自体も保守性を有している。

4. その他

以上、ボロン反応度添加率について補足説明したが、ボロン反応度の不確かさに関しては、これ以外に次のことがいえる。

- ・ 5.1.2 の感度解析において、高温停止に必要なボロン反応度について $3\% \Delta k$ の不確かさを考慮した場合でも、格納容器圧力へ与える影響は $+0.04\text{MPa}$ 、原子炉格納容器のプール水温度への影響は高々 $+7^\circ\text{C}$ であり、影響は小さいことを確認している。

なお、ボロン反応度の不確かさに直接係わる事項ではないが、評価指標である格納容器温度圧力と原子炉格納容器のプール水温度に係わる事項として、次の事項についても留意しておく必要がある。

- ・ 原子炉格納容器の判断基準は、それぞれ $0.62\text{MPa}[\text{gage}]$ 及び 200°C であるが、これに対して申請解析による最大値は $0.19\text{MPa}[\text{gage}]$ 及び 113°C と小さく、どちらも判断基準に対して十分な裕度がある。
- ・ 格納容器モデルは 3.3(13) に示したように、「原子炉格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じとする」等の非常に保守的な仮定を設けており、評価結果を厳しくしている。

添付7 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較

プラントの全体的挙動については、本資料の4章「妥当性確認」で実機試験結果との比較を実施しているが、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、より広い適用範囲（高出力かつ低炉心流量状態、スクラムが生じない給水加熱喪失状態、ほう酸水の注入による出力抑制事象等）での解析が必要とされる。さらに、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、REDYコードでは模擬されない核熱水力不安定事象（中性子束振動現象）、高出力バンドルのリウエット現象がプラントにフィードバックされる影響も生じ得る可能性がある。

以上より、他のコードでの解析結果を参照し、プラント挙動に大きな差異がないことを確認するという目的で、原子炉の熱水力挙動を評価する多次元二流体モデル及び炉心の中性子動特性を評価する三次元中性子動特性モデルを使用し、米国において運転時の異常な過渡変化評価や原子炉スクラム失敗事象評価、安定性評価での適用実績がある（各LTR（Licensing Topical Report）に対してNRCの承認が得られている）TRACコードを用い、本事故シーケンスにおける原子炉スクラム失敗事象でのプラント全体的挙動をREDYコードのものと比較する。両解析コードによる共通解析条件を添付表7-1に示す。

添付表 7-1 REDYコード, TRACコードの共通解析条件

(原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止-ABWRの例)

項目	解析条件
原子炉熱出力	3926 MW (定格原子炉熱出力の 100%)
原子炉圧力	7.07 MPa[gage]
炉心流量	52.2×10^3 t/h (定格炉心流量の 100%)
主蒸気流量	7.64×10^3 t/h (定格主蒸気流量の 100%)
原子炉水位	通常運転水位
R C I C 流量	182 m ³ /h
H P C F 流量	182~727 m ³ /h
原子炉水位低(L3)設定点	+62 cm
原子炉水位低(L2)設定点	-58 cm
原子炉水位低(L1.5)設定点	-203 cm
原子炉圧力高設定点	7.48 MPa[gage]
主蒸気隔離弁閉鎖時間	3 秒
主蒸気隔離弁閉鎖特性	
逃がし安全弁設定圧力	逃がし弁機能 (公称値) を使用
第 1 段	7.51 MPa[gage] × 1 個, 363 t/h/個
第 2 段	7.58 MPa[gage] × 1 個, 367 t/h/個
第 3 段	7.65 MPa[gage] × 4 個, 370 t/h/個
第 4 段	7.72 MPa[gage] × 4 個, 373 t/h/個
第 5 段	7.79 MPa[gage] × 4 個, 377 t/h/個
第 6 段	7.86 MPa[gage] × 4 個, 380 t/h/個
格納容器限界圧力	0.62MPa[gage]
格納容器限界温度	200℃

TRACコードと比較するREDYコードの解析結果は、申請解析に加え、後述する理由により、“下方ピーク軸方向出力分布炉心”の場合も比較する。これらの違いを添付表 7-2 に示す。

添付表 7-2 REDYコード解析条件の比較

	申請解析	下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定
REDYの軸方向出力分布	設計下方ピーク	下方ピーク (*1)
REDYのボイドマップ	設計ボイドマップ	上記の軸方向出力分布 (*1) に対応したボイドマップ

(*1) TRACコードによる原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気
 隔離弁の誤閉止事象の解析結果で、給水加熱喪失が生じている
 時の代表的な下方ピーク軸方向出力分布。

両解析コードによる比較を添付図 7-1（短時間領域）及び添付図 7-2（長時間領域）に、評価指標との比較結果を添付表 7-3 に示す。

(1) 短時間領域での考察

短時間領域では、添付図 7-1 に示すように、REDYコードによる申請解析結果（左側の図）をTRACコードの解析結果（右側の図）と比較すると、全体的な挙動は良く一致している。特に、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約 70 秒から約 200 秒では、炉心流量はほぼ同一となっており、給水加熱喪失に伴って変化する中性子束の増加傾向、それが高い値で平衡する傾向等も類似の挙動を示している。ただし、平衡時の値はREDYコードの方が若干高めであり、“炉心の核熱水力モデルの相違”に起因しているものと推定される。このため、添付表 7-3 に示したように、

燃料被覆管温度はTRACコードでの解析結果 550°Cに対し、REDYコードでは 1060°Cと高めに評価されている。また、他の三つの評価パラメータ最大値も同様にREDYコードの方が大きい。

上述に推定した、REDYコード（炉心一点近似）とTRACコード（炉心三次元）の“炉心の核熱水力モデルの相違”について確認するためにREDYコードで“下方ピーク軸方向出力分布炉心”を仮定した場合の結果を添付図7-1に併記した（添付図7-2及び添付表7-3にも併せて記載）。これによると、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約150秒前後の原子炉出力は、添付図7-1(1)の中性子束変化図（中央の図）に示したように申請解析結果（左側の図）より約10%低くなっており、TRACコードの解析結果（右側の図）に近くなっている。また、この時の燃料被覆管温度は添付表7-3に示したように、970°Cと小さくなる結果が得られている。以上より、“炉心の核熱水力モデル”の差がREDYコードとTRACコードとの結果に与える一要因であることがREDYコードでの解析結果から確認できる。

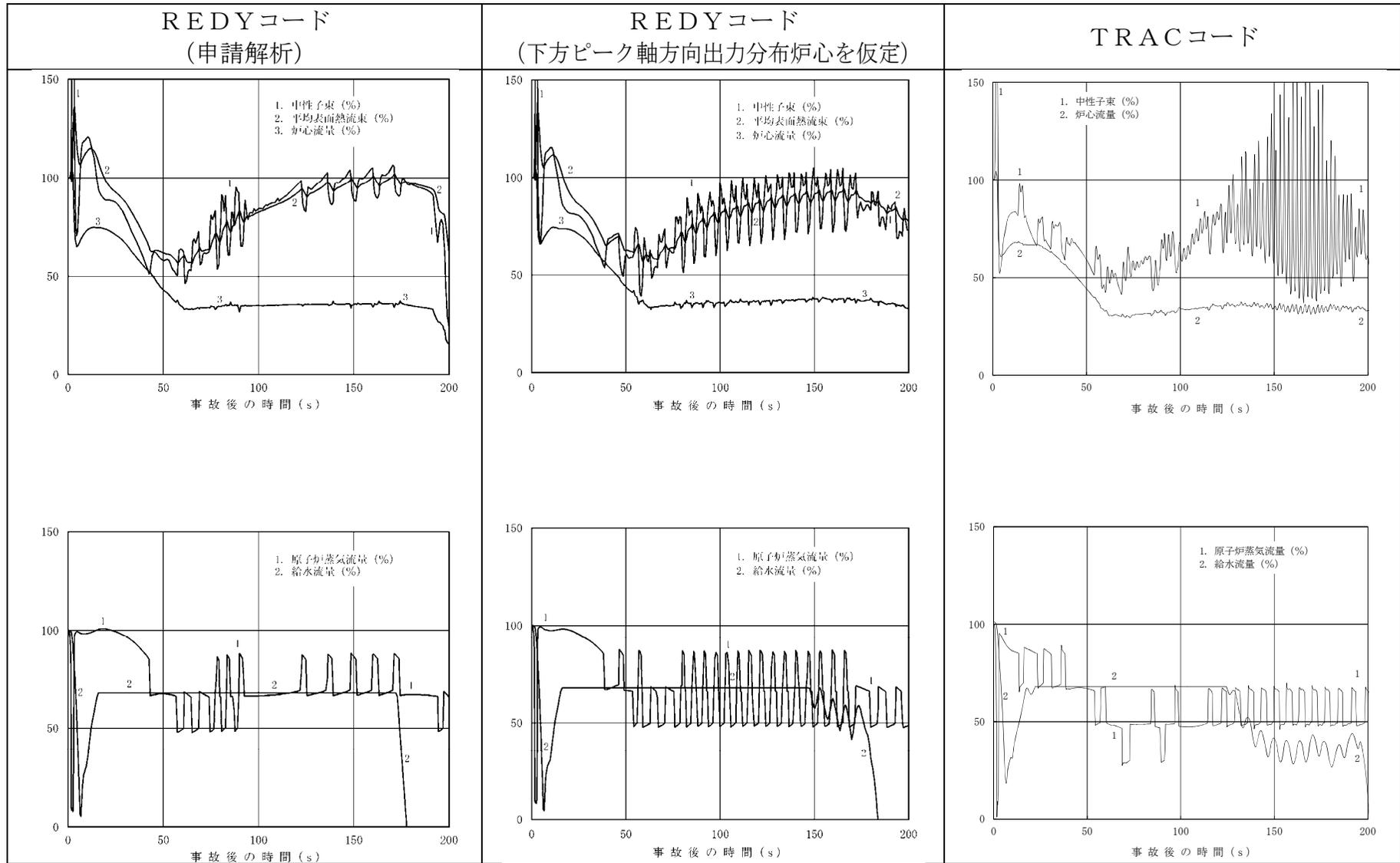
なお、TRACコードでは約70秒から約200秒の注目すべき期間で、物理現象のランクをMとした三次元効果（中性子束振動現象）が見られる。これに対し、REDYコードの解析では振動現象は見られず、REDYコードの軸方向出力分布のみ下方ピークを仮定した場合の解析（中央の図）で多少顕著に見られる中性子束振動も、逃がし安全弁の開閉に起因した中性子束変動である。これは、REDYコードでは、炉心を一点近似の集中定数系のモデルで模擬していることから、炉心内での局所的挙動を考慮する必要があるチャンネル安定性を含んでいる炉心安定性を模擬するのが困難なためである。

しかしながら、TRACコードの解析結果では、中性子束振動により燃

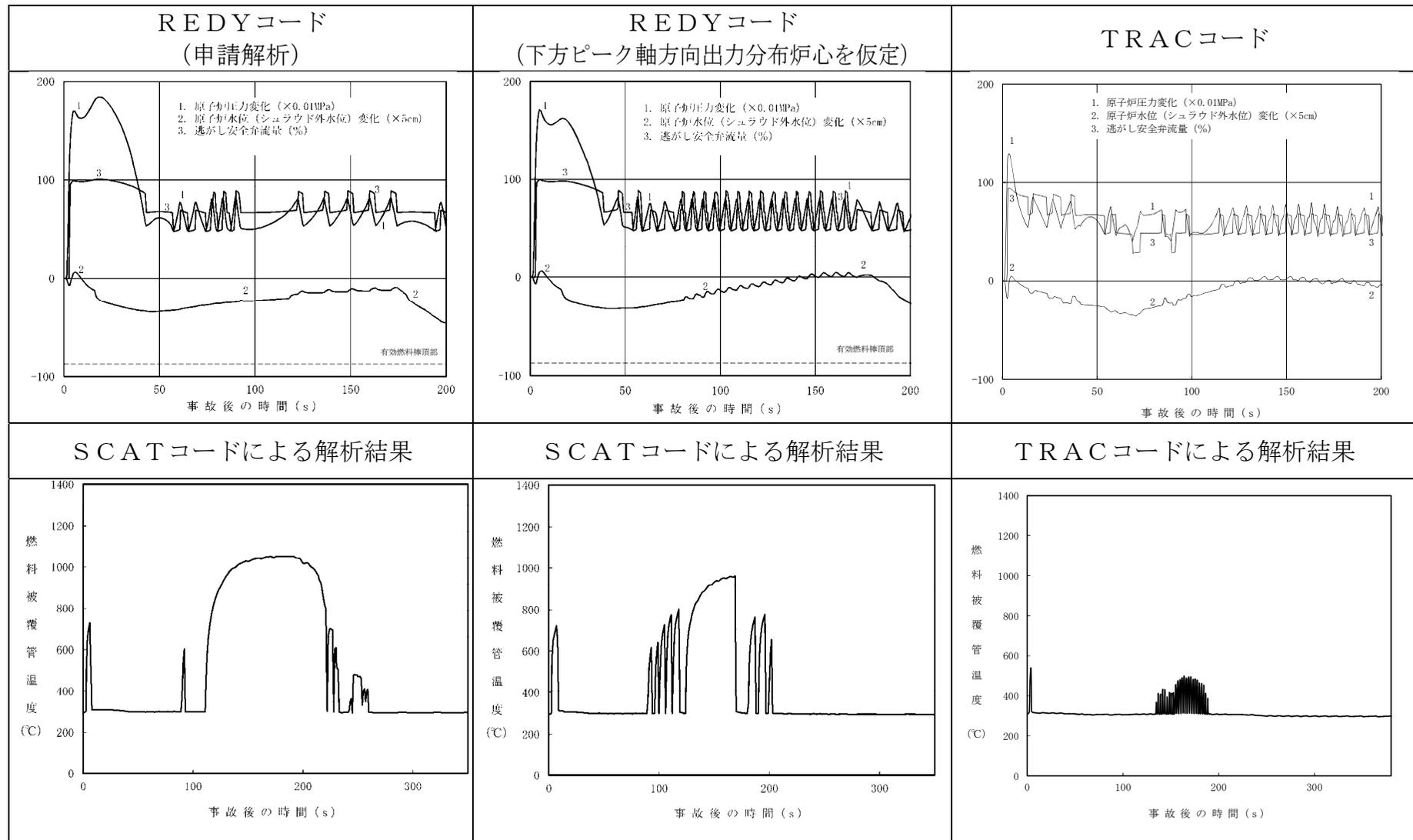
燃料被覆管温度も振動しているものの、その最大値はむしろREDYコードの解析結果より十分小さくなっている。さらに、前述の逃がし安全弁の開閉に起因する中性子束振動現象と三次元効果による中性子束振動現象の影響で上昇する燃料被覆管温度分を、SCATコードによる核沸騰状態における燃料被覆管温度に加算したとしても、判断基準を下回る結果となっている。

(2) 長時間領域での考察

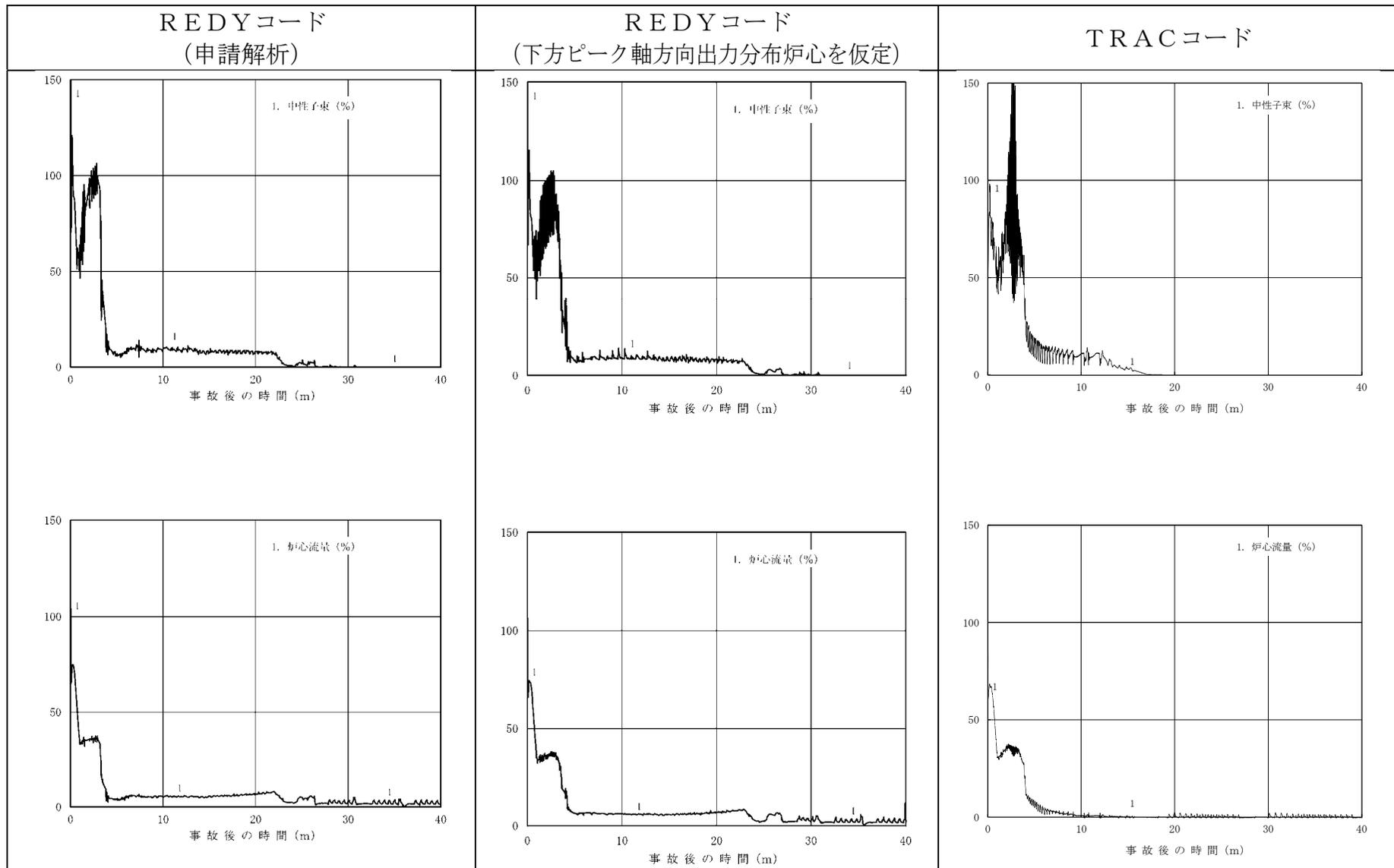
長時間領域では、添付図 7-2 に示すように、13 分以降の自然循環流量に違いが見られるが、駆動源の一つである原子炉水位の変化もほぼ合っていることから、この数パーセントの自然循環流量の差は、炉心の核熱水力モデルの相違に起因しているものと推定される。しかしながら、REDYコードでは、自然循環流量が大きいことで、中性子束が高めの値に維持され、評価指標である格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度に対する評価結果を厳しくしている。なお、格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度といったパラメータの増加は類似の挙動を示している。



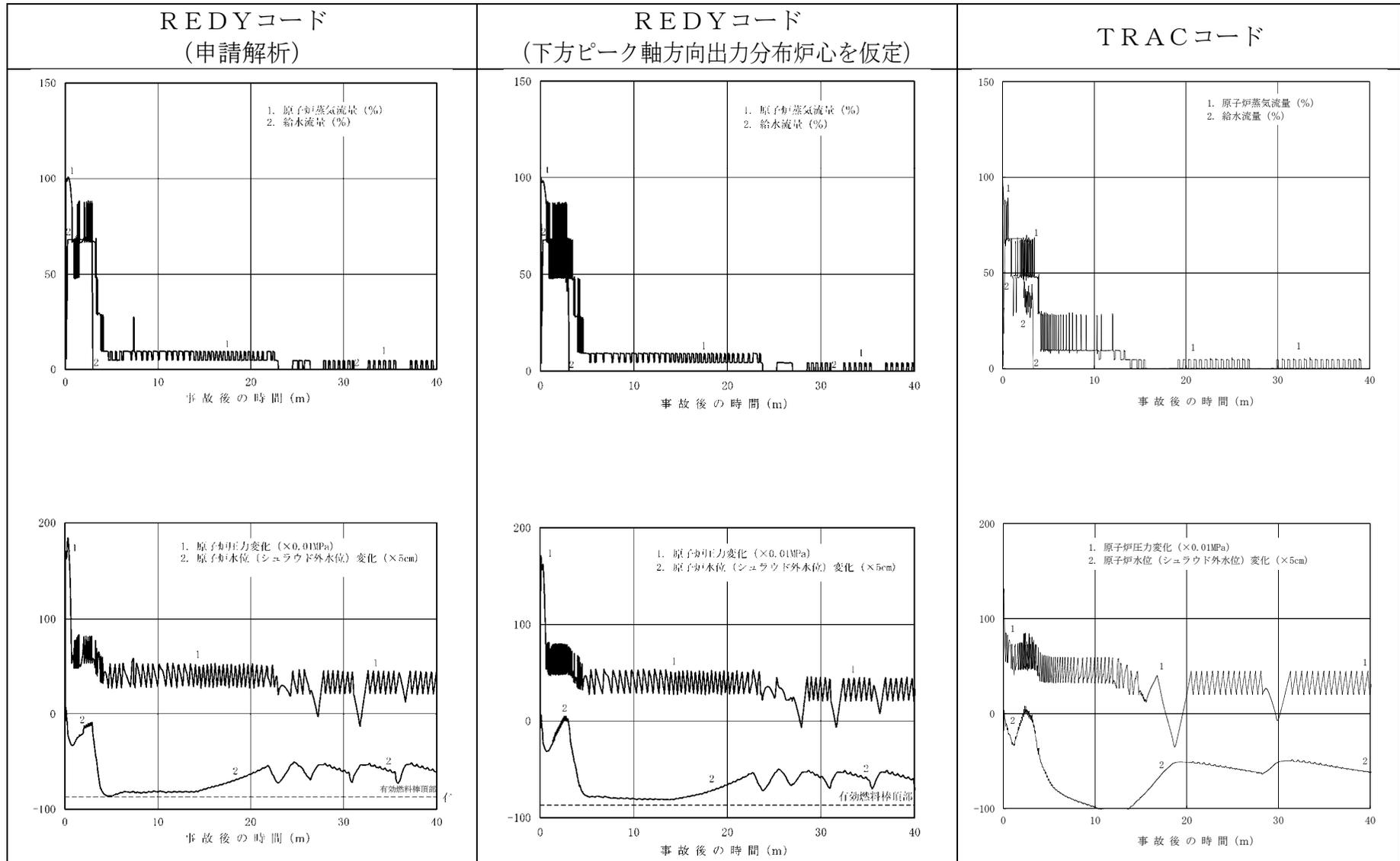
添付図 7-1(1) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)



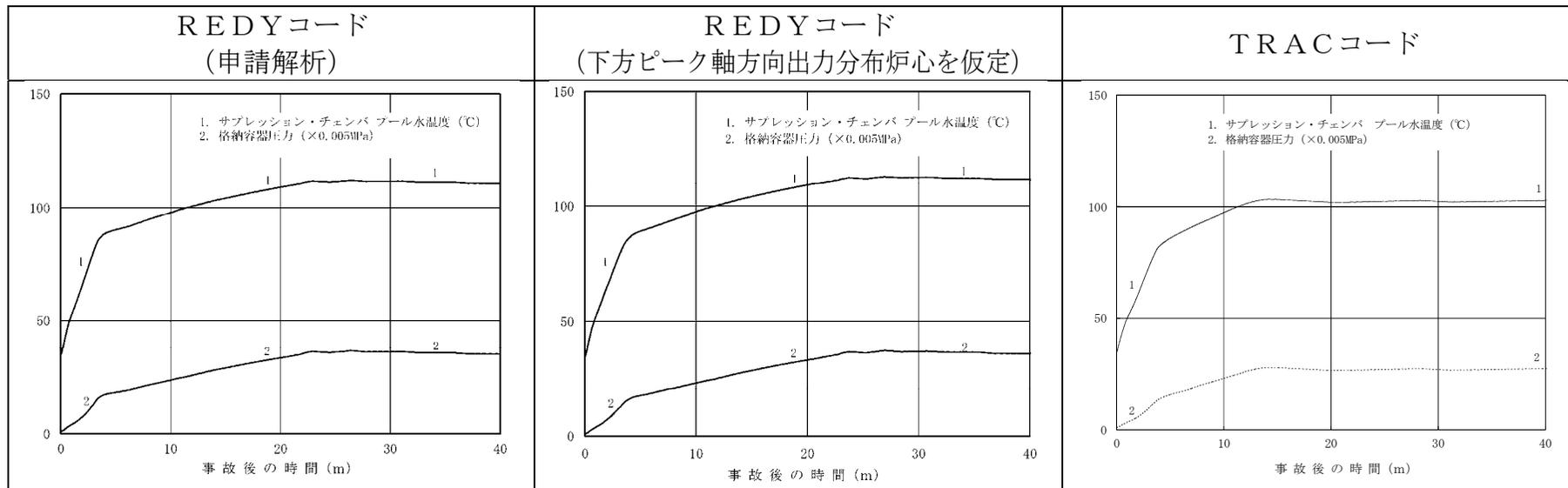
添付図 7-1(2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)



添付図 7-2(1)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)



添付図 7-2(2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)



添付図 7-2(3)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（長時間領域）

添付表 7-3 ABWRを例とした解析結果の比較

評価指標		REDYコード (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定)	TRACコード 解析結果
原子炉圧力	10.34MPa[gage]	9.08	8.94	8.53
燃料被覆管温度	1200°C	1060	970	550
格納容器圧力	0.62MPa[gage]	0.19	0.19	0.14
原子炉格納容器のプール水温度	200°C	113	114	103

(注) 燃料被覆管温度を求めるSCATコードでは、中央ピークとしている。

添付7補足 TRACコードによる三次元核熱結合不安定の影響評価について

1. 目的

「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」事象における三次元核熱結合不安定による出力振動の影響を確認するため、TRACコードによる参考解析を実施している。しかしながら、本参考解析では、給水加熱喪失後の炉出力解析結果がREDYコードの解析結果より低めに推移している。このため、TRACコードによる参考解析において、給水加熱喪失後の出力上昇をREDYコードと同程度になるように調整した感度解析を実施し、逃がし安全弁閉による出力上昇に加え、三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅を検討した。

2. 感度解析条件

TRACコードによる解析において、給水加熱喪失後の出力上昇をREDYコードと同程度になるように解析条件を設定する方法としては以下が考えられる。

- (1) 初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせ、再循環ポンプトリップ後の出力を全体的に高めに推移させる。
- (2) ボイド／ドップラ反応度係数を調整し、給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくすることにより、出力上昇量を高めにする。
- (3) 給水温度低下幅をより大きくし、給水加熱喪失後の炉心入口サブクーリングの増加量を大きくする。これにより、給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくし、出力上昇量を高めにする。

これらのうち（２）の場合、整定出力をREDYコードと同程度とするため、ボイド反応度係数の絶対値をノミナルより大きめに設定することになる。このとき、三次元核熱結合不安定による出力振動発生時のボイドフィードバックの影響が過度に保守側に評価される可能性がある。

また、（３）の場合、給水加熱喪失時の給水温度低下を想定し得る温度より更に低めに設定することになる。このため、給水加熱喪失後の炉心軸方向出力分布がノミナルより更に下方ピークとなり、三次元核熱結合不安定及び燃料被覆管温度の評価に影響する可能性がある。

一方、（１）の場合、炉心反応度係数及び給水温度低下はノミナルのままとし、他の手法と同様に整定出力及び炉心ボイド率はREDYコードと同程度とすることができる。したがって、REDYコードの整定出力に合わせることを以外の要素を極力取り除くため、初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせた運転点から解析する方法を採用し、感度解析を実施した。

なお、この初期運転点は、あくまでも意図的に整定出力を高めるために設定した仮の運転点である。

3. 解析結果

補足表 7 に解析結果を、以下の図に解析結果の比較を示す。

補足図 7-1 REDY/SCATコード（申請解析）

補足図 7-2 TRACコード（ベースケース解析）

補足図 7-3 TRACコード（意図的に整定出力を高めた解析）

ここで、補足図 7-1 及び補足図 7-2 の初期運転点は定格出力／定格炉心流量である。

補足図7-2及び補足図7-3のTRACコードによる解析結果では、補足図7-1のREDYコードの解析結果には見られない核熱不安定による出力振動が、逃がし安全弁閉による出力上昇と重畳して模擬されている。一般に低炉心流量かつ高出力運転点の方が核熱不安定に対する余裕が小さくなることが知られており、補足図7-2のTRACコードによる解析結果（ベースケース解析）に比べ、補足図7-3に示すTRACコードによる解析結果（意図的に整定出力を高めた解析）の方が出力の振動幅は大きくなっている。しかしながら、整定出力レベルをREDYコードの解析結果に合わせたTRACコードによる解析（補足図7-3）においても、燃料被覆管温度の最大値は620℃程度で、REDY/SCATコードによる燃料被覆管温度の最大値を下回る結果となっている（補足表7参照）。

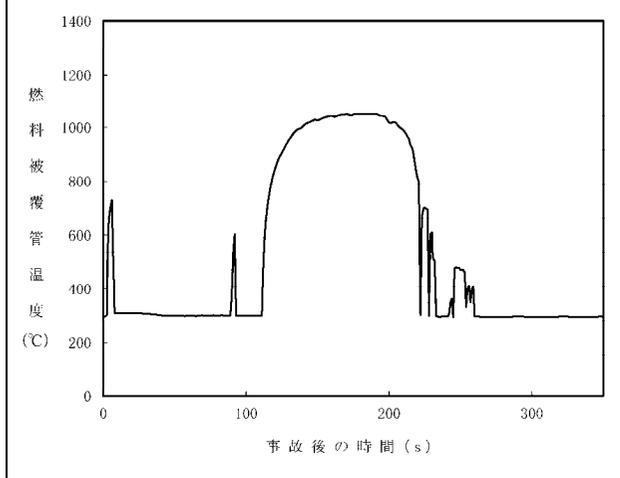
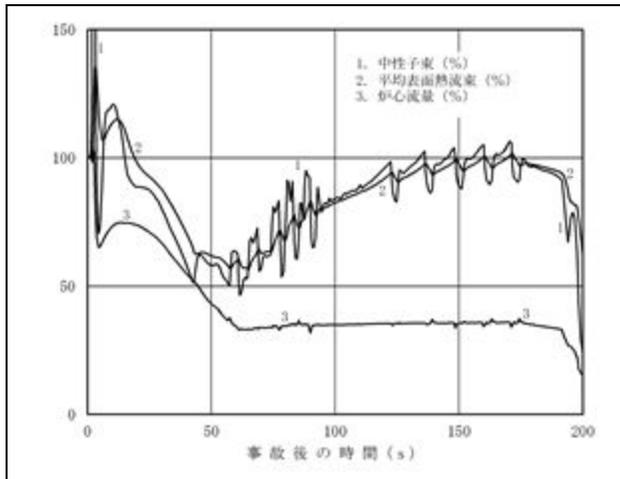
なお、補足図7-3において約190秒付近で燃料被覆管温度が近傍のピーク値に比べ高くなっている。補足図7-4に示すように、逃がし安全弁閉による圧力上昇と核熱不安定による出力上昇のタイミングが比較的一致しているためと考えられるが、この場合においても燃料被覆管温度の更なる上昇は80℃程度に留まる。これは数百℃の燃料被覆管温度の上昇は、沸騰遷移の発生による燃料被覆管と原子炉冷却材間の熱伝達の低下によるものであり、逃がし安全弁閉に伴い沸騰遷移が発生した状態（熱伝達係数が低下した状態）から核熱不安定による出力振動により再度出力が上昇したとしても、熱伝達状態の変化はなく、熱流束の上昇も短時間で限定的であるためである。

以上より、参考解析の位置付けではあるがTRACコードを用いて逃がし安全弁閉による出力上昇と、三次元核熱結合不安定による出力振動が重畳した事象が発生した場合の影響を検討した結果、逃がし安全弁閉による出力上

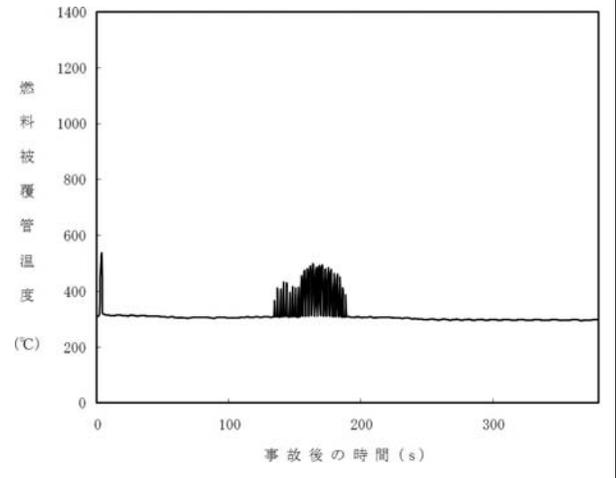
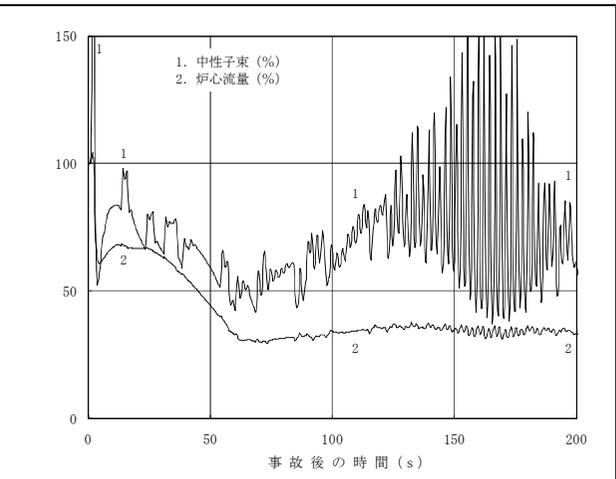
昇に加え、三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅は数十℃程度であると推定される。したがって、REDY/SCATコードによる評価において核熱不安定による出力振動の影響を考慮しても燃料被覆管温度は判断基準を満足すると考えられる。

補足表 7 感度解析結果のサマリ

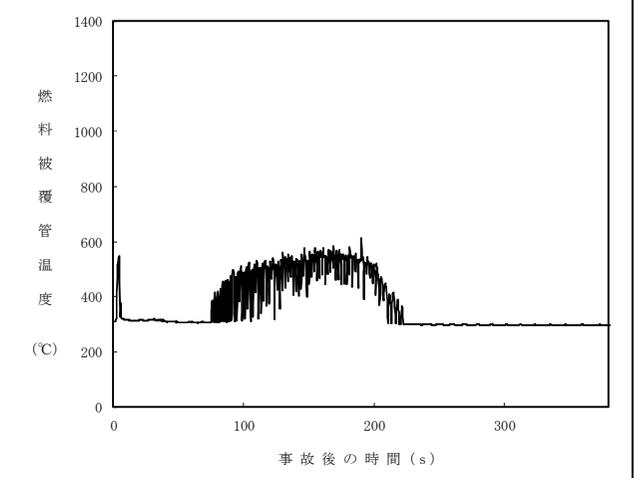
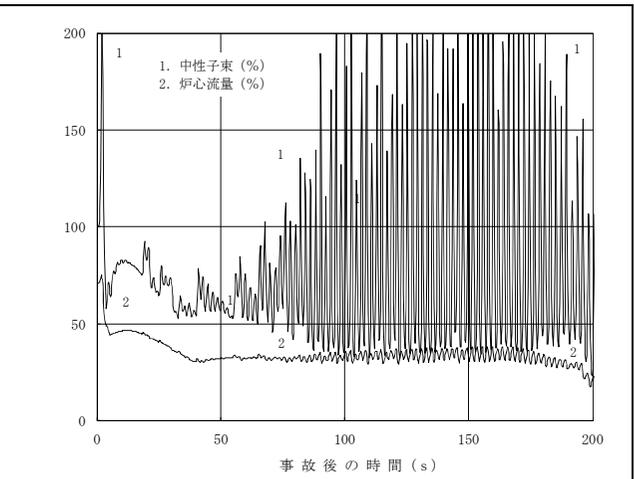
項目	REDY/SCATコード (申請解析)	TRACコード (ベースケース解析)	TRACコード (意図的に整定出力を高めた解析)	判断基準
燃料被覆管 最高温度	約 1060℃	約 550℃	約 620℃	1200℃



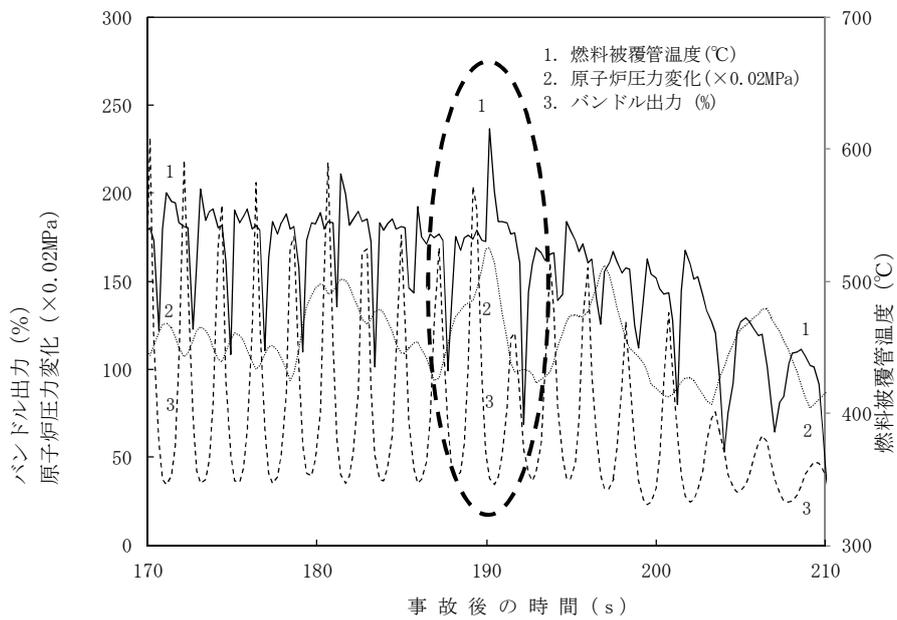
補足図 7-1 REDY/SCATコード (申請解析)



補足図 7-2 TRACコード (ベースケース)



補足図 7-3 TRACコード (意図的に整定出力を高めた解析)

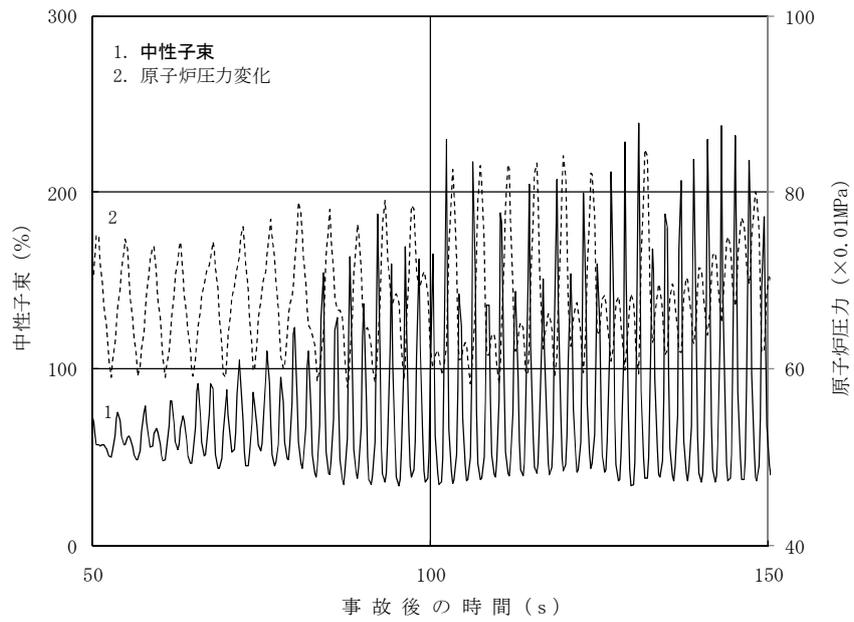


補足図 7-4 バンドル出力，原子炉圧力及び燃料被覆管温度の時間変化
(TRAC解析)

付録

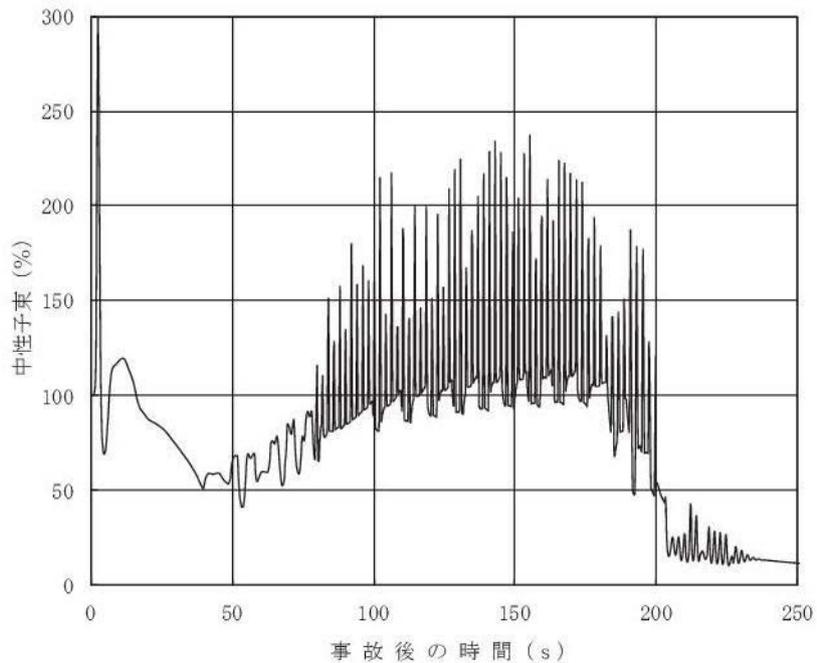
参考に、TRACコードによる解析（意図的に整定出力を高めた解析）において逃がし安全弁閉のタイミングを調整し、三次元核熱不安定による出力振動に伴う出力上昇のタイミングと、逃がし安全弁閉による圧力上昇のタイミングを合わせた解析を実施し（付録図1参照）、解析結果とREDY解析の中性子束、炉心入口流量を比較し、出力振動が大きくなる時間領域についてTRACコードの挙動（中性子束及びバンドル入口流量）を、初期運転点を100%出力/90%炉心流量としたREDY解析（低流量解析）に反映してSCAT解析を実施した。低流量解析をベースにしたのは、低流量の方が三次元核熱結合不安定に対する余裕が小さくなるためである。なお、TRACコードによる出力振動はREDYコードに対して上下しているが、本解析では保守的に出力が上昇する側の変動のみを重ね合わせた（付録図2参照）。なお、TRACコードによる出力振動は、2～3秒間隔であることから、0.5秒ごとにタイミングをずらした感度解析も併せて実施した。

付録表1及び付録表2に示すように、出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁閉による圧力上昇を重畳させたTRACコードによる解析結果をREDYコードの解析結果に反映して作成したデータを使用したSCATコードによる解析では、REDY/SCATコードの解析結果（低流量解析）に比べ最大で70℃程度高い結果となる。



付録図1 中性子束と原子炉圧力の時間変化

(出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力上昇のタイミングを合わせたTRAC解析)



付録図2 REDYコードにTRACコードの出力振動を重畳させた中性子束 (SCAT 感度解析用の入力として使用)

付録表 1 解析結果サマリ

項目	REDY/SCATコード (出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力 上昇を重畳させたTRAC解析の結果をREDYデ ータに反映した解析結果との比較：ベースケース)
燃料被覆管温度の上昇 幅の変化	約 20℃

付録表 2 感度解析結果サマリ

項目	REDY/SCATコード (REDYデータに反映させるTRAC解析のタイミ ングをずらした感度解析結果)
燃料被覆管温度の上昇幅 の変化	約 70℃ (0.5 秒ずらした解析) 約 30℃ (1.0 秒ずらした解析) 約 30℃ (1.5 秒ずらした解析) 約 60℃ (2.0 秒ずらした解析) 約 50℃ (2.5 秒ずらした解析)

第4部 SCAT

目 次

S C A T

1. はじめに.....	4-3
2. 重要現象の特定.....	4-4
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	4-4
2.2 ランクの定義.....	4-4
2.3 物理現象に対するランク付け.....	4-6
3. 解析モデルについて.....	4-20
3.1 コード概要.....	4-20
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	4-21
3.3 解析モデル.....	4-22
3.4 入出力.....	4-45
4. 妥当性確認.....	4-48
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	4-48
4.2 A T L A S 試験.....	4-51
4.3 N U P E C B W R 燃料集合体熱水力試験.....	4-66
4.4 実機解析への適用性.....	4-82
5. 有効性評価への適用性.....	4-84
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）.....	4-84
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）.....	4-87
6. 参考文献.....	4-88
添付 1 入力項目リスト.....	4-91
添付 2 ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性.....	4-92
添付 3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性.....	4-94
添付 4 リウエットモデルの適用性.....	4-105
添付 5 9×9燃料（A型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性.....	4-110
添付 6 有効性評価における9×9燃料（A型）の代表性.....	4-116

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」という。）に適用するコードのうち、SCATコード（SCAT Ver. 3）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。

なお、REDYコードの計算結果をインプットとする必要があるが、このREDYコードに対する説明は別資料（第3部REDY）にて行う。

また、本資料で引用している最適評価コードはTRACコード（TRACG Ver. 5）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 C A T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である原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、主蒸気隔離弁閉止時の原子炉圧力上昇によるボイド減少で炉心に正の反応度が投入されることにより生じる沸騰遷移、及び給水加熱喪失の状態で出力が増加することにより生じる沸騰遷移によって燃料被覆管の温度（以下「燃料被覆管温度」という。）が上昇し高温になる。それに伴い燃料被覆管の酸化量（以下「燃料被覆管酸化量」という。）も増加するが、判断基準（15%以下）に十分余裕があるため、評価指標は燃料被覆管温度で代表できると考えられる。

したがって、燃料被覆管温度が評価指標である。炉心損傷防止対策の有効性を確認するその他の評価指標についてはR E D Yコードによる解析で確認する。

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」で抽出された原子炉停止機能喪失で取り扱う物理現象について、表 2-1 の定義に従い「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	本資料での取り扱い
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」と同様に評価することとする。
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／妥当性評価は記載しない。
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／妥当性評価は記載しない。

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 節記載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」に分類する事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。

なお、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は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、REDYコードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、SCATコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外としてREDYコードの説明資料で示す。

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)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化によって燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、原子炉出力変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

出力分布には、径方向出力分布及び軸方向出力分布がある。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉スクラム失敗を仮定していることから、径方向出力分布の変化は小さい。一方、給水温度の変化等から軸方向出力分布は変化する。軸方向出力分布の変化は、沸騰遷移の生じた位置の局所の出力によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがっ

て、出力分布変化は燃料被覆管温度の変化に対して重要度は高いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

(ボイド反応度 (減速材密度反応度) とドップラ反応度)

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉出力がボイド・ドップラ反応度フィードバック効果によって変動し、燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、ボイド・ドップラ反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、反応度フィードバック効果は原子炉出力変化として R E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(ボロン反応度)

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。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、ボロンの反応度フィードバック効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(その他)

上述以外に、反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は、起動時のボイド反応度やドップラ反応度の影響が殆どない状態では考慮する必要があるが、本事故シーケンスのような高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお、遅発中性子生成割合、中性子寿命といったパラメータは上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、スクラム失敗及び代替制御棒挿入機能が作動しないことを仮定しているため、制御棒反応度及び制御棒速度による効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化による燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与えるが、スクラムが失敗した状態で崩壊熱は核分裂出力に比べて小さい。したがって、崩壊熱が燃料被覆管温度変化に与える影響は殆どないと考えられる。なお、原子炉出力変化はR E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

中性子束振動（三次元効果）が発生すると、中性子束と冷却材流量の振動によって沸騰遷移及びリウエットの発生に影響を与えることから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。

流量振動によって沸騰遷移を発生させる試験では、流量振幅が大きくなると数秒の周期で燃料被覆管温度が鋸歯状的に上昇と降下を繰り返し、温度上昇幅は僅かであることが確認されている⁽¹⁾。これは中性子束の振動周期が数秒であることに対して熱流束の時間変化が小さいためと考えられる。しかし、スクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象のように、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生すると、燃

燃料被覆管温度の上昇幅が有意に大きくなる可能性も考えられる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、原子炉出力変化及び炉心入口流量の変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

ここでスクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象において、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生しても燃料被覆管温度の上昇幅が有意に大きくなることは、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードによる参考解析結果を参照する（第3部REDY添付7参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

燃料棒内温度変化は、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燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて燃料被覆管温度は上昇する。沸騰遷移後、冷却材への熱伝達に関わる燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度挙動に影響を与える。特に膜沸騰状態の下では、過熱蒸気により燃料棒表面熱伝達が変化すること、更に高温に至る場合には、輻射熱伝達の寄与が次第に大きくなること等により燃料被覆管温度挙動に大きな影響を与える。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて核沸騰から膜沸騰状態に移行し、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に移行する。ドライアウト領域では、燃料被覆管温度は急上昇する。その後リウエットによって核沸騰時の温度まで低下する。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

燃料被覆管酸化はジルコニウム－水反応によって発熱量が増加するが、出力の高い主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では核反応による発熱量に比べて影響は小さいと考えられる。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態及び原子炉圧力が維持されることから燃料被覆管変形は生じないため、燃料被覆管変形が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

沸騰遷移が生じる高クォリティの状態では軸方向ボイド率変化を含むボイド率変化は小さく、また膜沸騰状態での表面熱伝達の変化は主にクォリティの変化に依存することから、ボイド率変化による表面熱伝達の変化は小さい。また、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、水面変動による大きなボイド率変化はない。そのため燃料被覆管温度挙

動への影響は小さいと考えられる。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、気液分離（水位変化）・対向流が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(14) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉压力容器内の保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されている。高出力燃料集合体の一部で高温の過熱蒸気が発生したとしても、当該蒸気流は炉心出口近傍で他の燃料集合体から流出する二相流との混合により飽和になると考えられ、炉心外の熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかし、発生した過熱蒸気の影響が当該燃料集合体内の隣接する燃料棒に波及する可能性がある。したがって、気液熱非平衡による熱流動の変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、発生した過熱蒸気による燃料被覆管温度への影響、すなわち燃料被覆管と冷却材との温度差が低下することの影響は、膜沸騰状態における燃料棒表面熱伝達係数の物性値等をモデル化することで得られる保守性によっておおむね相殺されることで実効的に取り込まれており、(8)項の燃料棒表面熱伝達 [炉心（燃料）] で相応に考慮できるとしてよいと考えられる。

(15) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

チャンネル内の圧力損失は、チャンネルを流れる冷却材流量を介して表面

熱伝達の変化に影響を与える。しかし、沸騰遷移後は冷却材流量の変化による表面熱伝達の変化は小さく、燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお、炉心入口流量の変化はR E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

三次元効果による燃料集合体間の流量配分は、冷却材流量が変化することから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える。しかし、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、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と考えられる。また、高出力燃料集合体は平均出力燃料集合体に比べてボイド率が高く流量低下が早くなるが、冷却材流量が減少すれば二相部の圧力損失による流量配分の寄与が相対的に小さくなるので、高出力燃料集合体の流量低下は緩和されると考えられる。したがって、三次元効果による燃料集合体間の流量配分は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

ただし、中性子束と冷却材流量の振動現象（高出力チャンネルの流量振動現象を含む）は、沸騰遷移及びリウエットの発生に影響を与えることから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。そのため、三次元効果 [炉心 (熱流動)] は(6)項の三次元効果 [炉心 (核)] と同様に燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度とし、三次元効果 [炉心 (核)] に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化 [原子炉压力容器]

再循環ポンプトリップにより炉心流量を減少させることで原子炉出力を抑

制することから、再循環ポンプのコストダウン特性と流路慣性による冷却材流量変化の速さは原子炉出力の抑制の速さに影響する。また、事象発生直後に再循環ポンプトリップするため、燃料被覆管温度上昇時の冷却材流量は自然循環流量相当である。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対して重要度は高いと考えられる。なお、炉心入口流量の変化はR E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[原子炉压力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、主蒸気隔離弁の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。逃がし安全弁から放出される蒸気流量の変化によって原子炉圧力が変化し、ボイドの生成・凝縮に影響するため反応度フィードバック効果に影響する。反応度フィードバック効果は(3)項の反応度フィードバック効果[炉心(核)]で考慮する。したがって、冷却材放出（臨界流・差圧流）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお、原子炉圧力変化及び原子炉出力変化はR E D Yコードの解析結果を引き継がれる物理現象である。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化[原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰・凝縮・ボイド率変化（減圧沸騰（フラッシング）、二相水位、二相流動）が炉心内の領域に与える影響は小さく、燃料被覆管温度挙動への影響はないと考えられる。したがって、沸騰・凝縮・ボイド率変化が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流 [原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心以外の領域で気液分離（水位変化）・対向流が生じないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(21) 気液熱非平衡 [原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心以外の領域で気液熱非平衡が生じないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(22) 圧力損失 [原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象での燃料被覆管温度を評価する上で、(15)項の圧力損失 [炉心（熱流動）] の物理現象を考慮する。したがって、圧力損失が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉压力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため、原子炉ドーム部を含む炉心シュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は影響を与えないと考えられる。したがって、構造材との熱伝達が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(24) 非常用炉心冷却系（以下「ECCS」という。）注水（給水系・代替注水設備含む）〔原子炉圧力容器〕

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）により冷却材を注入し、炉心入口流量及び炉心入口エンタルピーの変化によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、炉心入口流量変化及び炉心入口エンタルピー変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) ほう酸水の拡散〔原子炉圧力容器〕

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。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、ほう酸水の拡散が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(26) 三次元効果〔原子炉圧力容器〕

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、ほう酸水の輸送・拡散における三次元効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(27) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉格納容器〕

本物理現象自体は、格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気流に係る事象であり、原子炉から見た(18)項の冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉圧力容器〕と同じである。

(28) 格納容器各領域間の流動 [原子炉格納容器]

格納容器各領域間の流動は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(29) サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

サプレッション・プール冷却は、ECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却の効果が現れる段階より早いため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]

気液界面の熱伝達は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]

構造材との熱伝達及び内部熱伝導は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(32) スプレイ冷却 [原子炉格納容器]

スプレイ冷却は、サプレッション・プール水温の低下によってECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、スプレイ冷却の実施を仮定していないため、燃料被覆管温度変化に与え

る影響はないと考えられる。

(33) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器]

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(34) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

格納容器ベントは、サプレッション・プール水温の低下によってECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、格納容器ベントの実施を仮定していないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

表 2-2 原子炉停止機能喪失における物理現象のランク (SCATコード)
(1/2)

分類	事故シーケンス		主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
	物理現象	評価指標	燃料被覆管温度
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	(H) *1
	(2)	出力分布変化	<u>H</u>
	(3)	反応度フィードバック効果	(H) *1
	(4)	制御棒反応度効果	I
	(5)	崩壊熱	(I) *1
	(6)	三次元効果	<u>M</u> *2
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	<u>H</u>
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
炉心 (熱流動)	(12)	沸騰・ボイド率変化	L
	(13)	気液分離 (水位変化)・対向流	I
	(14)	気液熱非平衡	<u>M</u>
	(15)	圧力損失	(L) *1
	(16)	三次元効果	<u>M</u> *2
原子炉圧力 容器 (逃がし安 全弁含む)	(17)	冷却材流量変化	(H) *1
	(18)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	(L) *1
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
	(20)	気液分離 (水位変化)・対向流	I
	(21)	気液熱非平衡	I
	(22)	圧力損失	I
	(23)	構造材との熱伝達	I
	(24)	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含 む)	(H) *1
	(25)	ほう酸水の拡散	I
	(26)	三次元効果	I

*1 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、REDYコードの解析結果を引き継ぐ物理現象も含んでいる。そのような物理現象は、SCATコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外とする。

*2 三次元効果の模擬はREDY/SCATコード体系では困難であるため、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードによる参考解析結果を参照する。

表 2-2 原子炉停止機能喪失における物理現象のランク (S C A Tコード)
(2/2)

分類	事故シーケンス		主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
	物理現象		評価指標 燃料被覆管温度
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	(18) と同一物理現象
	(28)	格納容器各領域間の流動	I
	(29)	サプレッション・プール冷却	I
	(30)	気液界面の熱伝達	I
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I
	(32)	スプレイ冷却	I
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・酸素 ガス発生	I
	(34)	格納容器ベント	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

SCATコードは、燃料の熱的余裕及び燃料被覆管温度を解析するコードである。本コードは、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だけの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。

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「運転時の異常な過渡変化の解析」及び「事故解析」における最小限界出力比（以下「MCPR」という。）の評価に加え、原子炉停止機能喪失の事象で生じる沸騰遷移後の燃料被覆管温度及び燃料被覆管表面の酸化量を評価する。そのため、沸騰遷移後の燃料被覆管－冷却材間の熱伝達相関式とリウエット相関式を適用する。また、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（以下「ジルコニウム－水反応」という。）に「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下「ECCS性能評価指針」という。）に示されている Baker-Just の式⁽²⁾を適用する。

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燃料集合体出力、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相関式⁽³⁾⁽⁴⁾に基づく限界出力比、各ノードでの冷却材流量、クォリティ、燃料被覆管温度等の時間変化が求められる。また、燃料被覆管温度から燃料被覆管酸化量の時間変化が求められる。

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（表2-2で「H」及び「M」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）	出力分布変化	燃料モデル	出力分布モデル
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット-被覆管ギャップ 熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内 熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル (サブクール熱伝達，サブクール 沸騰熱伝達，核沸騰熱伝 達，膜沸騰熱伝達，輻射熱伝 達*) リウエットモデル
	沸騰遷移	チャンネル内 熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル
炉心 (熱流動)	気液熱非平衡	チャンネル内 熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル

* 燃料被覆管温度を厳しい側に評価する観点から，輻射熱伝達の寄与を解析コード中で取り扱わない。

3.3 解析モデル⁽⁵⁾⁽⁶⁾

SCATコードは、REDYコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて、燃料のMCPR及び燃料被覆管温度を評価する。またREDYコードから求まる中性子束、炉心流量、炉心入口エンタルピ、炉心圧力の時間変化を境界条件とする。重要現象に対するSCATコードの計算モデルを表3-2に示す。

表 3-2 S C A Tコードのモデル一覧

項 目		計算モデル
チャンネル内 熱流動モデル	流動の基本式 (非平衡ドリフトフラックス モデル)	気液各相に対して質量保存式とエネルギー保存式, 及び気液混相の運動量保存式を適用
	ボイドモデル	を適用した Zuber-Findlay の式
	サブクールボイドモデル	
	圧力損失モデル	
	被覆管表面熱伝達モデル	以下の熱伝達モードを考慮 ・サブクール熱伝達 Dittus-Boelter の式 ・サブクール沸騰・核沸騰熱伝達 Jens-Lottes の式 ・膜沸騰熱伝達 修正 Dougall-Rohsenow 式 ^(注2)
	沸騰遷移評価モデル	G E X L 相関式を適用
	リウエットモデル	リウエットクオリティをモデル化した相関式を適用 ^(注2)
燃料モデル	出力分布モデル	初期値で固定した軸方向出力分布を適用
	熱伝導モデル	燃料棒径方向に一次元熱伝導方程式を適用
	燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	初期値で固定した軸方向ギャップ熱伝達係数を適用

(注 1) 現行の原子炉設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデル

(注 2) 原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル

3.3.1 チャンネル内熱流動モデル

SCATコードは、燃料棒、ウォータロッド、チャンネルボックスで構成される燃料集合体の冷却材挙動を評価するモデルである。燃料集合体の冷却材流路は軸方向に複数のノードに分割して冷却材の熱水力挙動を計算する。

(1) 保存則

冷却材流路の軸方向各ノードについて保存則を適用して熱水力状態を計算する。二相流モデルには、気液各相の質量保存式とエネルギー保存式、及び気液混相の運動量保存式の五つの保存式を適用し、ドリフトフラックスモデルに基づく気液各相の速度差を考慮する。

目的のノードの冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）を判定し、それに対して与えられる質量保存式とエネルギー保存式を解くことでクオリティ、エンタルピ等を求める。ボイド率を求めるために、ボイド率とクオリティの相関式を用いる。

ノードの熱水力状態が求められると、燃料棒から冷却材に伝わる熱を計算する。

保存式は下式である。

(a) 質量保存式

$$\begin{aligned}\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v) + \frac{\partial G_v}{\partial z} &= \Gamma_g \\ \frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l] + \frac{\partial G_l}{\partial z} &= -\Gamma_g\end{aligned}$$

(b) エネルギー保存式

$$\begin{aligned}\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v h_v) + \frac{\partial}{\partial z}(G_v h_v) &= Q_v + \alpha \frac{\partial P}{\partial t} + h_g \Gamma_g \\ \frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l h_l] + \frac{\partial}{\partial z}(G_l h_l) &= Q_l + (1-\alpha) \frac{\partial P}{\partial t} - h_f \Gamma_g\end{aligned}$$

なお、質量保存式及びエネルギー保存式から求められた全ノードの熱水力状態を用いて、運動量保存式を解くことでチャンネル内の圧力損失を求めることができる。

運動量保存式は下式である。

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} (G_v u_v + G_l u_l) + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H} + \bar{\rho}g = 0$$

ここで、

$$G = G_l + G_v$$

$$\bar{\rho} = \rho_l(1 - \alpha) + \rho_g\alpha$$

記号は以下のとおりである。

α : ボイド率

ρ : 密度

G : 質量流束

u : 相速度

Γ_g : 蒸気生成率

h : エンタルピ

Q : 熱伝達量

P : 冷却材圧力

g : 重力加速度

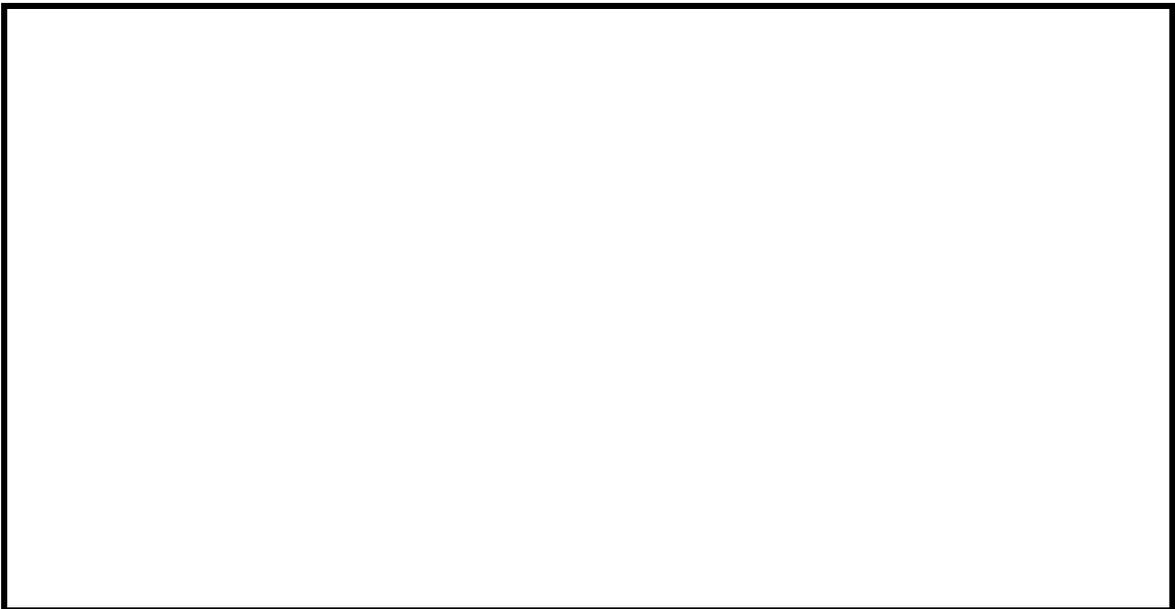
f : 摩擦抵抗係数

D_H : 水力等価直径

(添字) v : 蒸気相
l : 液相
g : 飽和蒸気
f : 飽和水

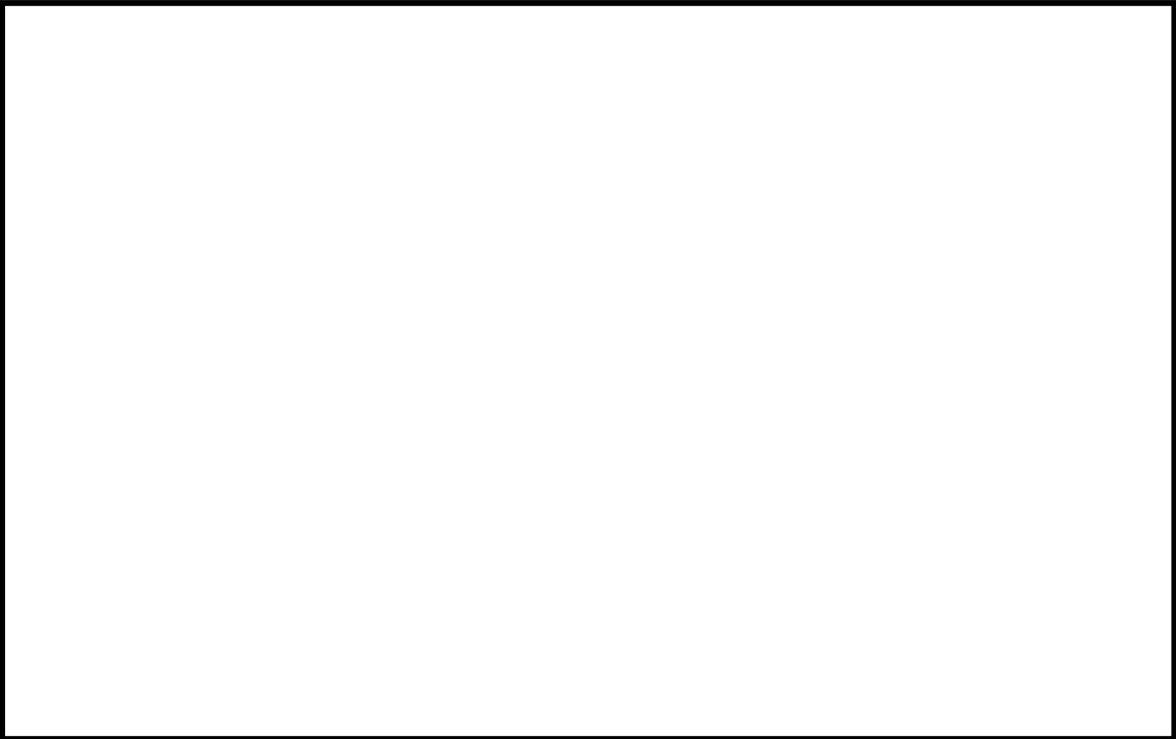
(2) 構成式

①ボイドモデル, サブクールボイドモデル



②圧力損失モデル





上記①②のモデルが適切に評価できていることを添付2に示す。

③被覆管表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。

冷却材の沸騰状態の選択ロジックを図3-1に示す。サブクール沸騰開始位置は単相液相エンタルピを示す曲線と気泡離脱時のエンタルピを示す曲線の交点より求まる。すなわち、単相液相エンタルピが気泡離脱時のエンタルピ以上となった時にサブクール沸騰が始まるとする。また、核沸騰は液相エンタルピが飽和状態に達した時に始まるとする。核沸騰から膜沸騰への移行については、限界クオリティと沸騰長さの関係等に基づき整理されたGEXL相関式を用いて判定する。リウエットによる膜沸騰状態から核沸騰状態への移行については、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」⁽⁸⁾で推奨される相関式を用い

て判定する。G E X L 相関式を用いた沸騰遷移判定の詳細は④で、リウエット判定については⑤に示す。

各流動状態に対して設定される熱伝達モデルの一覧を表 3-2 に示す。サブクール領域の単相流には Dittus-Boelter の式⁽⁹⁾を、サブクール沸騰及び核沸騰領域には Jens-Lottes の式⁽¹⁰⁾を、膜沸騰領域には修正 Dougall-Rohsenow 式⁽⁸⁾⁽¹¹⁾を適用する。

なお、過渡的な沸騰遷移後の熱伝達相関式について、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」では、その適用範囲内において修正 Dougall-Rohsenow 式を使用することが妥当であるとしている。また、燃料被覆管温度が 800°C程度を超える高温範囲では、輻射熱伝達が温度の増加とともに増大して燃料集合体内の燃料被覆管温度を平坦化するように作用するが、S C A Tコードにおいては輻射熱伝達の影響を考慮せず、出力の大きな燃料棒の燃料被覆管温度を高め評価する方法を採っている。

相関式は下式である。ただし、飽和核沸騰時及び沸騰遷移後においては、冷却材の温度を飽和温度として冷却材への熱流束を評価する。

(a) Dittus-Boelter の式⁽⁹⁾

$$h = 0.023Re^{0.8}Pr^{0.4} \frac{k}{D_H}$$

(b) Jens-Lottes の式⁽¹⁰⁾

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{JL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60e^{-\frac{P}{900}} \left[\frac{Q/A}{10^6} \right]^{1/4}$$

(c) 修正 Dougall-Rohsenow 式⁽⁸⁾⁽¹¹⁾

$$h = 0.023 \left\{ \frac{GD_H}{\mu_{g,f}} \left[x_e + \frac{\rho_{g,s}}{\rho_{l,s}} (1 - x_e) \right] \right\}^{0.8} Pr_{g,f}^{0.4} \frac{k_{g,f}}{D_H}$$

各物性値に用いる過熱蒸気の温度は、蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いる。

記号は以下のとおりである。

h : 熱伝達率

Q : 熱伝達量

ΔT_{JL} : 燃料被覆管表面温度と冷却材温度（飽和温度）との差

x_e : 断面平均熱平衡クオリティ

D_H : 水力等価直径

G : 冷却材の質量流束

P : 冷却材圧力

A : 伝熱面積

k : 冷却材の熱伝導率

ρ : 冷却材の密度

μ : 冷却材の粘性係数

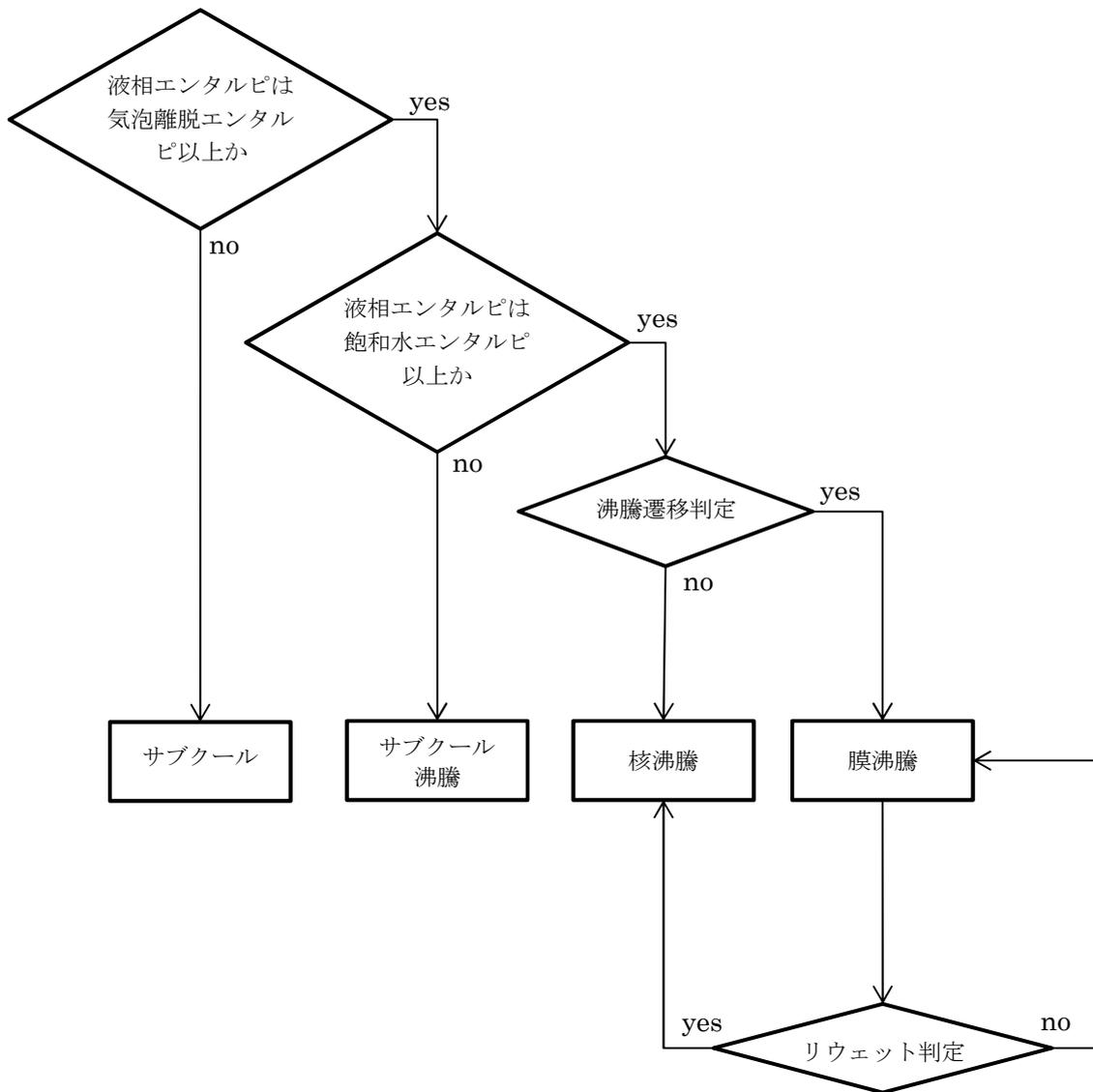
Re : 冷却材のレイノルズ数

Pr : 冷却材のプラントル数

(添字) g,s : 飽和蒸気

l,s : 飽和水

g,f : 過熱蒸氣



沸騰遷移判定：G E X L 相関式による沸騰遷移判定
 リウエット判定：相関式 2 によるリウエット判定

図 3-1 流動状態の選択ロジック

④沸騰遷移評価モデル

燃料集合体が沸騰遷移に至る状況はG E X L 相関式を用いて計算する。有効性評価解析における沸騰遷移の判定は，G E X L 相関式から得られるM C P R がM C P R に関する燃料の許容設計限界（以下「S L M C P R」という。）を下回った時点とする。

G E X L 相関式は沸騰遷移の開始を予測する式で，B W R 炉心で出現することが予想される種々の軸方向出力分布を条件とした豊富な試験データに基づいて作成されており，以下の特徴を有する。

- ・出力分布依存性を考慮する手段として，「限界クオリティ（ X_C ）対沸騰長さ（ L_B ）」の関係を導入している。
- ・局所出力分布の関数を取り込んでいる。
- ・実形状の模擬燃料集合体により得られたデータをベストフィットしていることが大きな特徴として挙げられる。

G E X L 相関式は次式で表現される。

$$X_C = f(L_B, D_Q, G, L, P, R)$$

記号は以下のとおりである。

X_C ：断面平均の限界クオリティ

L_B ：沸騰長さ

D_Q ：熱的等価直径

G ：質量流束

L ：加熱長さ

P ：圧力

R ：局所出力分布に関する係数

以下に，G E X L 相関式から得られるM C P R の計算と，沸騰遷移の生

じる位置を判定する計算について述べる。

(a) MCPRの計算方法

GEXL 相関式を用いた限界出力（燃料集合体のある点において沸騰遷移を生じさせる燃料集合体出力）の計算は、次に述べる手法によって行う。

- (i) 注目するバンドルの質量速度，圧力，局所出力関数等を求める。
- (ii) (i)の条件下でGEXL相関式を用いて「限界クオリティ (X_c) 対沸騰長さ (L_B)」を計算する。
- (iii) 注目するバンドルの出力を上昇させ，(i)の条件下で「運転クオリティ (X) 対沸騰長さ (L_B)」を計算する。
- (iv) (ii)と(iii)で得られた曲線を比較し，(ii)の曲線に(iii)の曲線がある点で接する場合の出力を求める。これが求める限界出力である。

もし(ii)(iii)で得られた曲線が接しない場合，出力を変えて(iii)の計算を反復し，接する場合のバンドル出力を求める。この関係を図 3-2 に示す。

運転出力に対しGEXL相関式から得られる限界出力の比がMCPRとなる。有効性評価解析では，MCPRがSLMCPRを下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断する。SLMCPRは，GEXL相関式が持つ不確かさ等を考慮して保守的に設定する。

過渡時のMCPRについては，主に限界クオリティと運転クオリティの比に基づく値で評価する。

(b) 沸騰遷移位置判定の計算方法

沸騰遷移の判定後，沸騰遷移の生じる位置を判定する。有効性評価解析における沸騰遷移の生じる位置を判定する計算は，次に述べる手法によって行う。

- (i) GEXL 相関式を用いて限界クオリティ (X_c) を計算する。
- (ii) (i)での限界クオリティを用いて SLMCPR に相当する限界クオリティを求める。
- (iii) 軸方向沸騰遷移位置を表すために，(ii)での SLMCPR に相当する限界クオリティを補正する。
- (iv) この補正した限界クオリティと運転クオリティとを比較し，交点の軸方向ノード位置を沸騰遷移が生じた位置と判定する。

この関係を図 3-3 に示す。

沸騰遷移を判定した位置では，沸騰遷移後の熱伝達相関式によって求めた熱伝達係数を用いて燃料被覆管温度を計算する。

燃料集合体断面平均クオリティ (X)

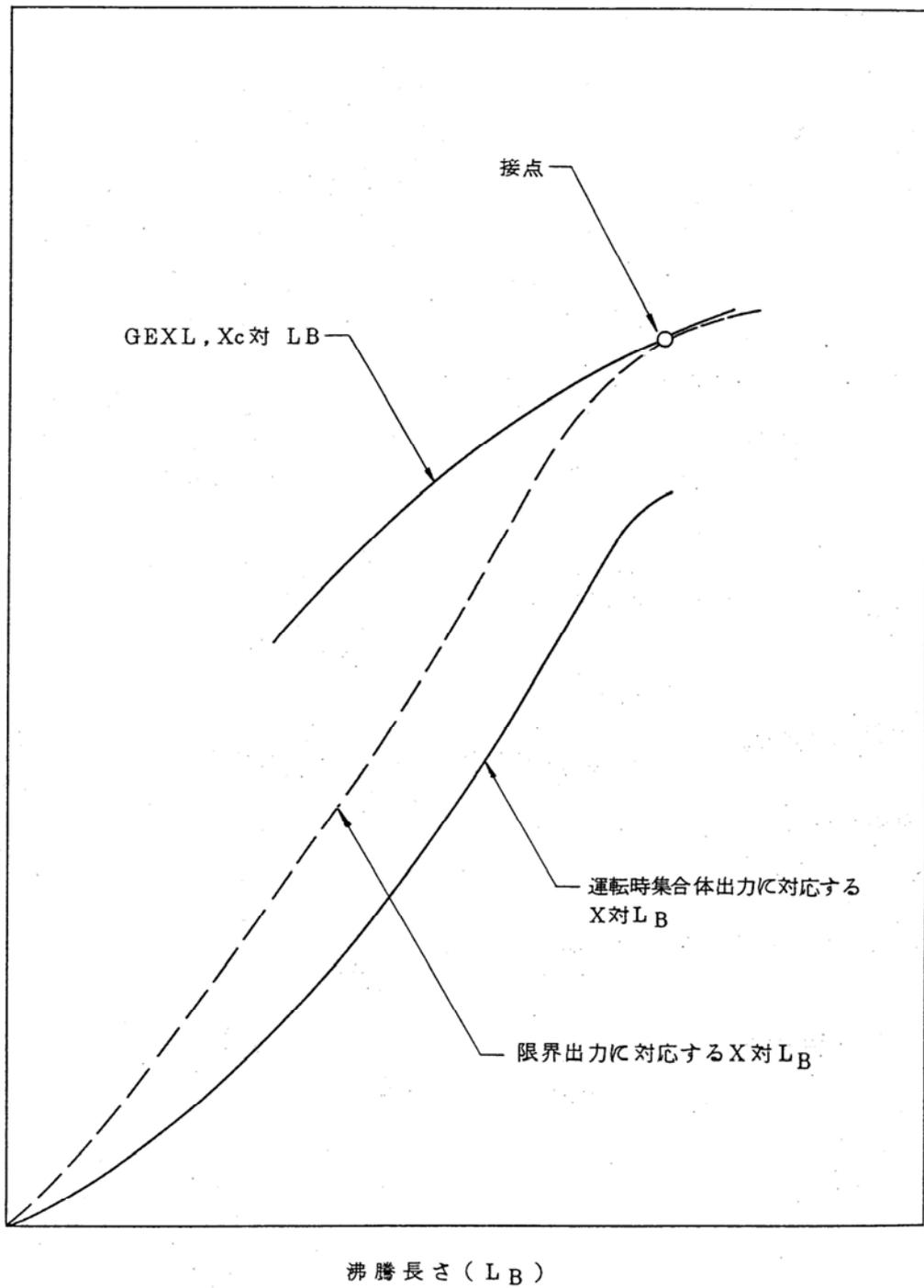
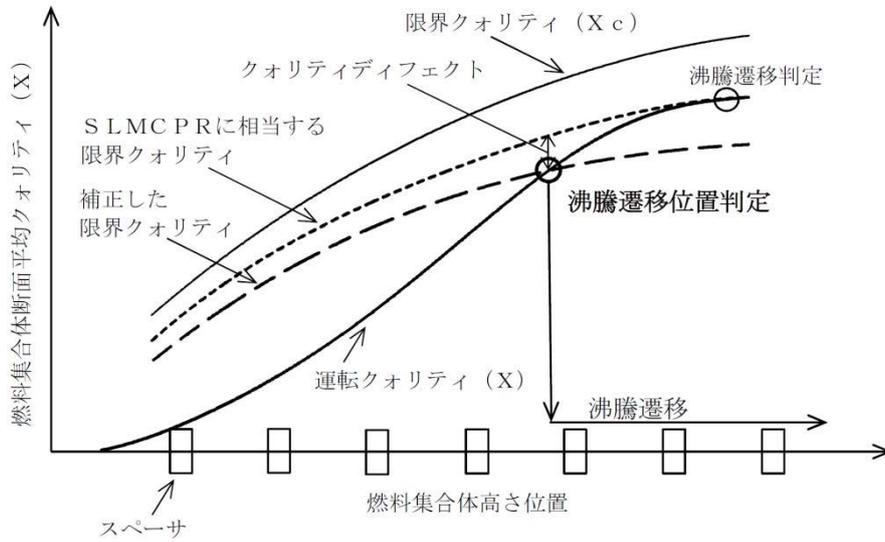


図 3-2 限界出力の評価手法⁽³⁾⁽⁴⁾



沸騰遷移判定位置におけるクオリティディフェクト
 $= \text{限界クオリティ} * \text{運転クオリティ}$

*)有効性評価解析ではSLMCP Rに相当する限界クオリティ

図 3-3 沸騰遷移位置判定の評価手法

⑤リウエットモデル

沸騰遷移後のリウエット時刻の予測方法について、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」では、相関式1⁽⁸⁾⁽¹²⁾と相関式2⁽⁸⁾⁽¹³⁾のリウエット相関式のいずれかを使用することが妥当であるとしている。相関式1は単管試験データに基づいて作成した相関式で、相関式2は管群試験データに基づいて現象論的に作成した相関式である。

相関式2は、相関式1よりもドライアウト持続時間を長く評価する傾向があるため、燃料被覆管温度を高めにより評価する。そのため、相関式2をリウエット時刻の予測方法に適用する。

なお、相関式2は、燃料集合体内の軸方向着目位置の流路断面平均クオリティがリウエットクオリティを下回ったときにリウエットが発生するという考えに基づいている。実機的设计及び運転条件を対象とした熱水力試験によれば、準定常状態におけるリウエットクオリティは沸騰遷移を生じる限界クオリティに一致するが、過渡状態におけるリウエットクオリティは限界クオリティを下回る傾向にある。相関式2は、リウエット時点における流路断面平均クオリティと限界クオリティの偏差をモデル化したものである。

相関式は下式である⁽⁸⁾⁽¹³⁾。

$$x_{\text{rewet}} = x_c + \Delta x$$

$$\Delta x = \left\{ 0.0635 \frac{D_w F h_{fg}}{u_{if}^0} \left[\frac{G(x - x_c)}{q''} \right]_{t=t_m} \frac{G_0}{G} \left(\frac{\Delta T_w - \Delta T_0}{\Delta T_0} \right) - \Delta t_0 \right\} \overline{\frac{dx}{dt}}$$

記号は以下のとおりである。

x_{rewet} : 燃料集合体内の流路で断面平均したリウエットクオリティ

- x_c : 燃料集合体内の流路で断面平均した限界クオリティ
 x : 燃料集合体内の流路で断面平均したクオリティ
 Δx : 過渡時におけるリウエットクオリティの限界クオリティからの偏差
 ΔT_w : 壁面過熱度
 ΔT_0 : 液膜先端固気液三相界面の過熱度
 q'' : ドライアウト部の熱流束
 F : 断面平均燃料棒出力に対するピーキング係数
 G : 冷却材の質量流束
 D_w : 熱的等価直径
 h_{fg} : 蒸発潜熱
 t_m : $x-x_c$ が最大となる時刻
 Δt_0 : $x-x_c$ が最大となる時刻から x が x_c まで復帰するまでの経過時間
 $\overline{\frac{dx}{dt}}$: x が x_c まで復帰した時刻からリウエット時刻までの x の平均変化率
 G_0 : 質量流束規格化基準値
 u_{lf}^0 : 液膜進展速度規格化基準値

3.3.2 燃料モデル

S C A Tコードの燃料モデルは、燃料集合体（燃料棒、ウォータロッド等）やチャンネルボックスで構成される。燃料棒熱伝達計算は、最大5グループに分けることができ、各々の燃料棒ごとに行うことができる。

実機解析に用いるグルーピング及びノーディングを図3-4及び図3-5に、考え方を表3-3に示す。9×9燃料（A型）の場合は、図3-4に示すようにホットロッド（標準長）、平均出力ロッド（標準長）、部分長ロッド、ウォータロッドの四つのグループに分けて模擬している。

(1) 出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布の初期状態一定値として入力している。

(2) 熱伝導モデル

燃料棒は、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、被覆管で構成され、図3-5に示すように軸方向に複数のノードに分割し、それぞれのノードに径方向に熱伝導方程式を適用して、冷却材への熱伝達を計算する。

- ① 燃料ペレットは径方向に複数のノードに分割し、被覆管は通常内側と外側の二つのノードに分割して取り扱う。
- ② 燃料ペレットでは、ペレット中心部よりペレット周辺部が相対的に局所出力が大きくなる傾向があり、この特性を取り込めるように径方向出力分布を考慮することができる。
- ③ ペレットと被覆管のギャップ部の熱の授受には、ギャップ熱伝達係数を用い、一般に軸方向中央部のギャップ熱伝達係数が大きくなる傾向があり、このため、ギャップ熱伝達係数は軸方向分布を考慮できる。

ギャップ熱伝達については時間変化をしない一定値とする場合と、出力上昇に伴う燃料ペレットの熱特性の変化を考慮に入れた時間的に変化する場合の取り扱いが可能である。

- ④ 熱伝導率，熱容量等，燃料ペレット及び被覆管の物性については，関係式若しくはテーブル形式で温度依存を考慮する。

(3) 燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル

燃料ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達係数は，熱放出率を考慮した輻射伝導係数，燃料ペレットと被覆管相互の接触圧力を考慮した熱伝達係数，熱膨張の影響を考慮した気相部の熱伝導係数から求められる。

MCPRを計算する解析では，燃料棒機械設計コードPRIME⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾で計算された結果に基づき，軸方向ギャップ熱伝達係数は一定値を用いている。

燃料棒の温度分布を示す方程式は下式である⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

(a) 燃料ペレット

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F \frac{\partial T}{\partial t} - Q_g$$

(b) 燃料ペレット－被覆管ギャップ部

$$\left[K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = H_g \Delta T_{\text{gap}}$$

(c) 燃料被覆管

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_c \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c C_c \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下のとおりである。

T : 温度

ΔT_{gap} : 燃料ペレット-燃料被覆管ギャップの温度差

K_F : 燃料ペレットの熱伝導率

K_c : 燃料被覆管の熱伝導率

H_g : 燃料ペレット-燃料被覆管の熱伝達率

ρ_F : 燃料ペレット密度

ρ_c : 燃料被覆管密度

C_F : 燃料ペレット比熱

C_c : 燃料被覆管比熱

Q_g : 燃料ペレットの発熱量

表 3-3 SCATコードのノーディングの考え方（9×9燃料（A型）の例）

領域	考え方
燃料棒グループ	燃料集合体の燃料棒及びウォータロッドを考慮するため、ホットテスト出力標準長燃料棒，平均出力標準長燃料棒，部分長燃料棒，ウォータロッドのグループに分ける。
燃料棒（軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために，核計算に合わせて燃料部を 24 ノードに分割している。また燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒（径方向）	燃料ペレット内の熱挙動を詳細に計算するために燃料ペレット部は 12 ノード，燃料ペレットと被覆管の間のギャップ部を 1 ノード，また，被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた 2 ノードに分割している。

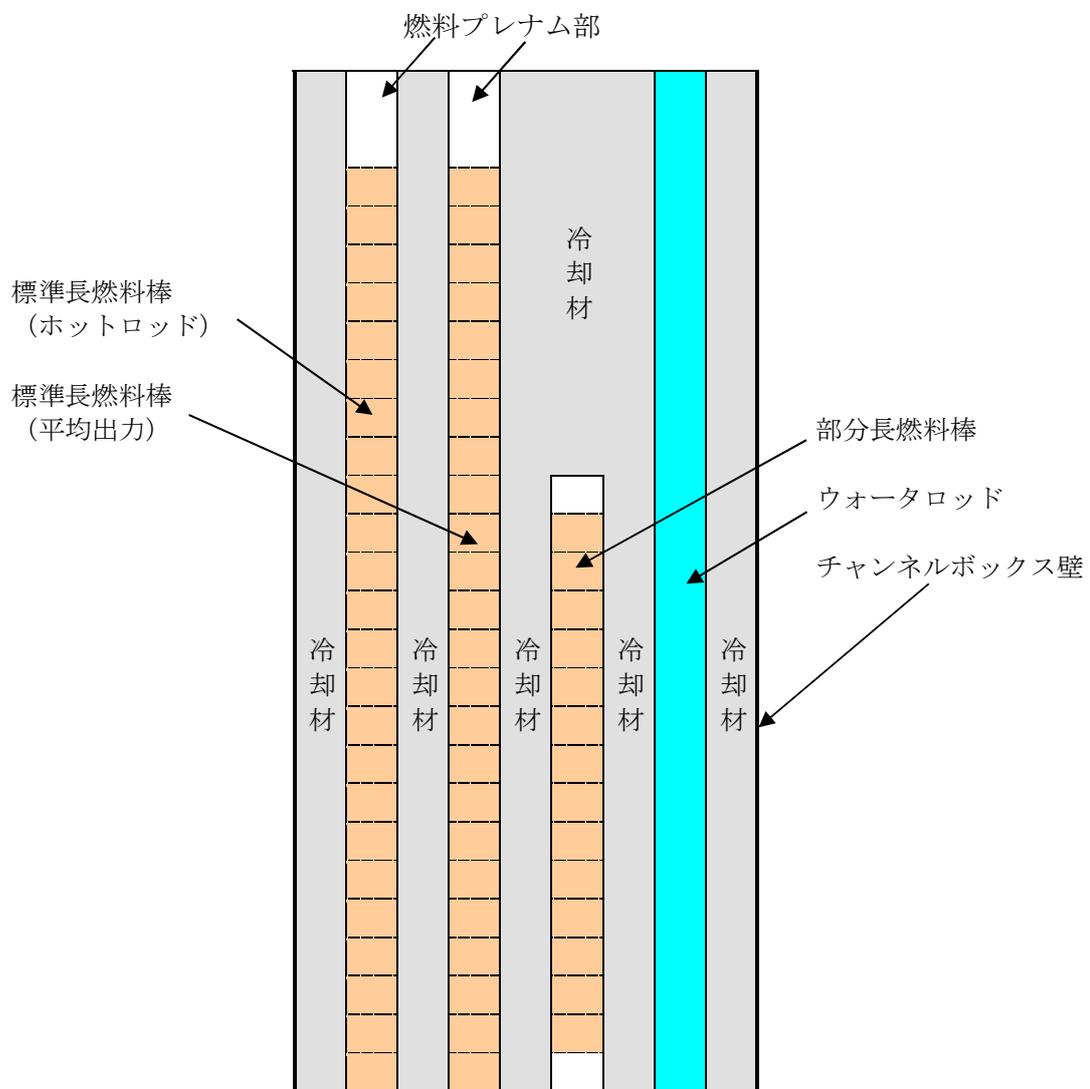


図 3-4 燃料集合体モデル (9 × 9 燃料 (A型) の例)

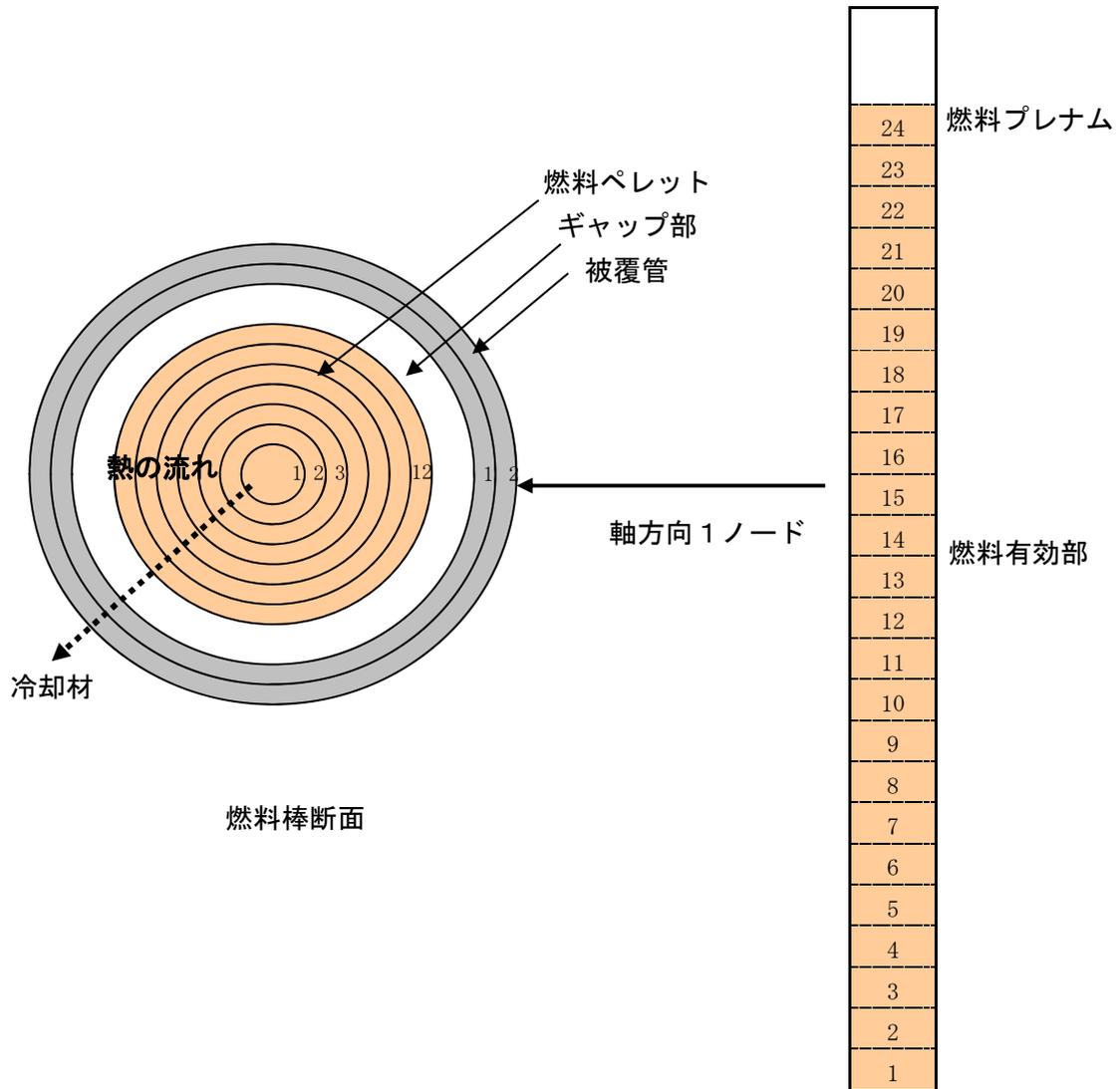


図 3-5 燃料棒モデル（9 × 9 燃料（A型）の例）

3.4 入出力

SCATコードはREDYコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて評価する。SCATコードの主要な入出力を図3-6に示す。各インプットデータの詳細な入力情報については添付1に示す。

①炉心データ

②燃料データ

なお、SCATコードの入口流量及びバンドル出力の時間変化は、REDYコードにより求められた規格化した炉心入口流量及び出力の時間変化がインプットとなる。初期値は、初期MCP Rに合わせた入口流量及びバンドル出力を与える。

初期入口流量は、炉心熱水力解析コードISCOR⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾を用いて、MCP Rの初期値が通常運転時の制限値（以下「OLMCP R」という。）になるように初期バンドル出力とともに求められる。具体的には、高出力燃料集合体及び平均出力燃料集合体の入口流量は全燃料集合体の入口と出口間の圧力差が等しくなるように計算され、また、計算された入口流量を用いて求められた高出力燃料集合体のMCP RがOLMCP Rとなるように、入口流量とバンドル出力の繰り返し計算が行われることで、初期バンドル出力と初期入口流量が得られる。

OLMCP Rに相当する高出力燃料集合体は、平均出力燃料集合体よりも出力が高く、ボイド率が大きいため、高出力燃料集合体の初期入口流量は炉心平均の初期入口流量よりも小さい。

上記をインプットデータとして、単チャンネル熱水力解析を実施し、以下

のアウトプットデータを得る。

①MCPR

②燃料被覆管温度

③燃料被覆管酸化量（ジルコニウム－水反応量）

④クオリティ

⑤熱伝達係数

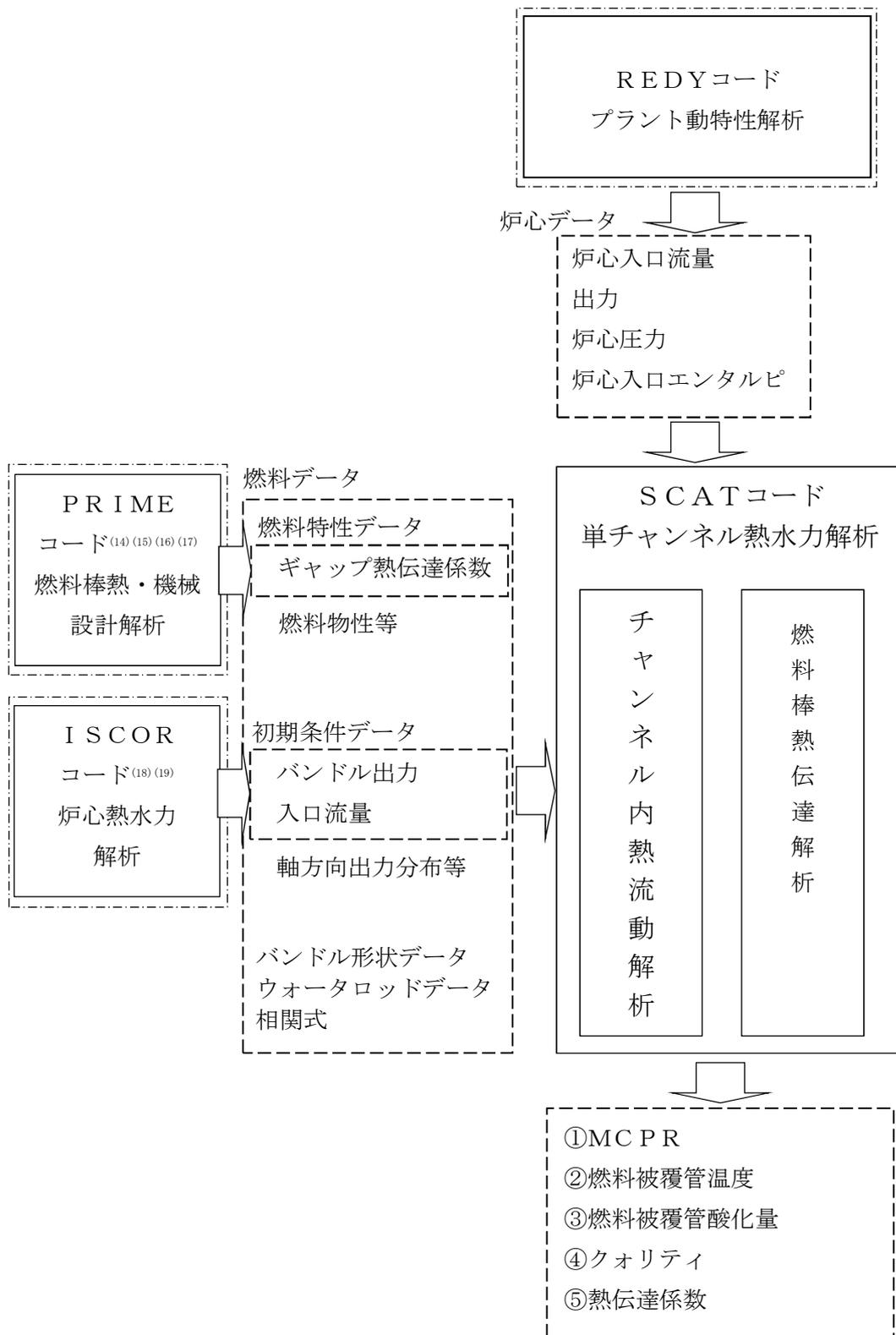


図 3-6 SCATコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

SCAT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おり、出力分布変化、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、沸騰遷移及び気液熱非平衡である。

出力分布変化については、中央ピークに基づく軸方向出力分布を代表として設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、再循環ポンプトリップや主蒸気遮断による給水加熱喪失の状態では軸方向出力分布は下部ピークに変化する。下部ピークでは、沸騰遷移が発生する燃料集合体上部において局所の出力が小さいため燃料被覆管温度上昇が小さくなる。そのため、軸方向出力分布を中央ピークに設定することで、燃料被覆管温度は高めに評価される。よって、出力分布変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。なお、沸騰遷移位置については以下の沸騰遷移の重要現象で取り扱う。

燃料棒内温度変化については、燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象において、主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では、燃料ペレットから冷却材へ伝達される熱量が大きいほどMCP Rが小さくなって、沸騰遷移位置が深く予測される。そのため、燃料ペレット熱伝導率及びギャップ熱伝達係数によって表面熱流束に対する熱伝達の遅れを小さくすることで燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では、表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。よって、燃料棒内温度変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。

燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡については、BWR燃料の沸騰遷移を

模擬したNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験⁽²⁰⁾⁽²¹⁾⁽²²⁾の燃料被覆管温度測定値との比較により、燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡の解析モデルの妥当性を確認する。

沸騰遷移については、GEXL相関式がATLAS試験データ⁽³⁾⁽⁴⁾を基に作成されていることを確認することに加え、上述のNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験においてドライアウト持続時間の測定値と比較することにより、沸騰遷移の解析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	A T L A S 試 験	N U P E C B W R 燃 料 集 合 体 熱 水 力 試 験
炉心 (核)	出力分布変化*	出力分布モデル	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化*	熱伝導モデル 燃料ペレット-被覆管ギャップ熱 伝達モデル	—	—
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル	—	図 4-15 図 4-16
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	図 4-3 図 4-5 図 4-6	図 4-12 図 4-13 図 4-14
炉心 (熱流動)	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル	—	図 4-15 図 4-16

*4.1 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 ATLAS 試験

(1) ATLAS 試験設備の概要⁽³⁾⁽⁴⁾

米国GE社ATLAS試験設備の仕様を表4-2に、系統構成図を図4-1に示す。

実験は循環ポンプにより流体を循環させ、混合器で温度差のある水（循環ポンプからの水と空冷熱交からの水）を混合し、目的のサブクール水を得る。サブクール水の一部は凝縮器に流されるが、残りは流量制御弁を通り、オリフィス流量計、タービン流量計を経て試験部に入る。試験部で発生した蒸気は凝縮器で凝縮され、循環ポンプに戻る。蒸気ドラムの圧力は、冷水をドラム中にスプレイして蒸気を凝縮させることにより制御される。

試験部容器の模式図を図4-2に示す。試験部は高温高圧流水中において実寸大規模燃料集合体に直接通電し、原子炉内の発熱状態を模擬して沸騰二相流の伝熱流動特性を測定するためのもので、模擬燃料集合体、圧力容器、接続電極等から構成される。

また、試験条件を表4-3に、試験パラメータの範囲を表4-4に示す。試験条件はBWRの通常運転時の値に対応し、出力の上昇、流量の減少は沸騰遷移を生ずる範囲までを含んでいる。

(2) 妥当性確認結果

①定常状態における予測能力

9×9燃料集合体のGEXL相関式で予測した限界出力と測定された限界出力の比較を図4-3に示す。これらの比較によれば90%以上のデータについて、予測値が測定値の±6%以内に入る。GEXL相関式の予測能力を統計的に評価するため、実験限界出力比（以下「ECPR」という。）なる量を次のように定義する。

$$E C P R = \frac{\text{予測限界出力 (G E X L 相関式による)}}{\text{測定限界出力 (A T L A S 試験による)}}$$

A T L A S 試験で得られた 9 × 9 燃料のヒストグラムを作ると図 4-4 のようになり、G E X L 相関式は B W R 運転範囲を含む広範囲の運転条件で優れた一致を示していると考えられる。

② 過渡状態における予測能力

過渡状態の沸騰遷移について、沸騰遷移予測時間の比較を図 4-5 に示す。沸騰遷移発生時間の計算値の多くは、±0.35 秒以内に入っていた。また、この範囲に入らなかったものについては、予測時間は実測より早くなっており、保守的な結果を与えている。

次に 7 × 7 燃料における沸騰遷移予測位置の比較を図 4-6 に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く、また沸騰遷移予測位置は深くなっており、保守的な結果を与えている。

(3) 入口サブクーリングに対する G E X L 相関式の適用性

主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では、給水加熱喪失の状態が継続するため入口サブクーリングが大きくなる。代表的な A B W R 及び B W R 5 における入口サブクーリングは 320 kJ/kg 以下の範囲で変化し、A T L A S 試験の範囲以上となることから、この範囲の入口サブクーリングに対する G E X L 相関式の適用性を確認する必要がある。ただし、この確認は、第 1 ~ 第 3 スペーサの範囲に対してのみ行う。

A T L A S 試験 4 × 4 格子における入口サブクーリングと限界出力測定値との関係を図 4-7 に示す。限界出力測定値はおよそ 320kJ/kg 近くまで、ほぼ直線的に上昇することが示されている。この 4 × 4 格子は 7 × 7 燃料の形状

を模擬したものであり、入口サブクーリングと限界出力との関係のような基本的な熱水力特性を同等に再現できる。同様に、 9×9 燃料（A型）における関係を図 4-8 に示す。これらの直線傾向は、環状流又は環状噴霧流（以下、総称して「環状流」という。）で発生する液膜ドライアウトに起因する CHF（Critical heat flux）発生機構において、入口サブクーリング増加、すなわち入口サブクールクォリティの増加に応じて下流側に移動する環状流開始高さとの相関関係に由来すると考えられる。

これは次のように説明できる。まず、同一の燃料集合体内冷却水流量の下では、環状流に流動様式が遷移する環状流開始点の高さが蒸気クォリティの大きさに従って定まる。環状流開始高さは液膜ドライアウトの直前で生じる流動様式の遷移位置に相当し、これに至るまでに必要となる冷却材への総熱伝達量は、燃料集合体出力の大小にかかわらず、入口サブクールクォリティの大きさに比例して増加する。特に、同一の燃料集合体出力の下では、入口サブクールクォリティが増加すると、環状流開始高さはその大きさに比例して下流側に移動する。また、環状流開始点から燃料集合体出口までの加熱量は、同一出力の下では環状流開始点が下流側に移動するにつれて小さくなる。一方、入口サブクーリングが大きくなる給水加熱喪失期間は、炉心流量が低下するため燃料集合体内の冷却水流量が定格の 3～4 割程度となり、このような低流量条件下ではドライアウトは主に液膜の蒸発により生じるため、第 1～第 3 スペーサ位置でドライアウトが生じるためには、環状流開始点の下流側への移動に応じて、各スペーサ位置と環状流開始点との距離（以下「環状流長さ」という。）の減少量を相殺させる量だけ燃料集合体の線出力密度が増加する必要がある。このとき、環状流長さが十分に大きいことから、この相殺量は入口サブクールクォリティの増分に対しておおむね線形で近似できる。以上から、液膜ドライアウトによる沸騰遷移を生じさせるため

の冷却材への熱伝達量，すなわち限界出力値が入口サブクールクォリティ又は入口サブクーリングに応じておおむね直線的に上昇することになる。

一方で， 7×7 燃料を模擬した 4×4 格子に比べて， 9×9 燃料（A型）は細径燃料棒を採用しながら燃料棒本数を増やすことで伝熱面積を増加させ，限界出力を向上させている。さらに， 9×9 燃料（A型）の丸セル型スペーサは， 4×4 格子の試験で採用された格子型スペーサに比べてドライアウトの抑制効果が高いことが知られている。燃料格子形状等が限界出力値に影響を及ぼし， 9×9 燃料（A型）では限界出力性能も改善されているため，第1～第3スペーサ位置で環状流が維持されていることを確認する必要がある。給水加熱喪失期間は液膜から液滴が生じにくい低流量条件にあり，加えて第3スペーサから下流側における蒸気クォリティは0.3を超えるため，十分に環状流に至っていると評価される。したがって， 9×9 燃料（A型）においても検討範囲の第1～第3スペーサ位置に対しては， 4×4 格子と同等の入口サブクーリングまで安定した直線性が確保されると考えられる。

なお，図4-9に 9×9 燃料（A型）における入口サブクーリングとGEXL相関式による限界出力計算値との関係（炉心流量は定格流量の約30%）を示す。限界出力計算値は入口サブクーリングが増加するにつれて直線的に上昇し，ATLAS試験の範囲外の外挿領域まで直線傾向を維持していることが確認できる。

4.3(3)で述べる柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉における主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析（感度解析）では，燃料被覆管最高温度（以下「PCT」という。）が厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において，GEXL相関式は第4スペーサ位置まで沸騰遷移が及ぶと評価している。入口サブクーリングが大きいと飽和沸騰開始高さが燃料集合体中央付近まで上昇し，沸騰長さ

(飽和沸騰開始位置から沸騰遷移を生じる位置までの軸方向距離) が極端に短くなる。しかし、このような条件下でも、上流側のサブクール領域においてドライアウト以外の現象が生じるような熱水力的に不安定な状態には至らないと考えられる。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における条件において、広い範囲の試験データを整理した甲藤のCHF特性領域線図⁽²³⁾ではドライアウト領域に相当している。さらに、提唱されている気泡充満モデルや蒸気ブランケットモデルが対象とする現象はいずれも加熱面近傍にボイド率が集中する状況下でのCHF発生機構であるが、解析上では、4.1節のように中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定していることと相まって、中央ピークから下流側で発生するドライアウトに起因するCHF発生機構であるため、上流側で高熱流束条件下において生じるCHF発生機構に至る可能性は十分小さいと考えられる。4.3(3)に後述するとおり、実際に第4スペーサで沸騰遷移が生じる可能性は極めて小さく、GEXL相関式の判定は十分保守側といえる。

ただし、それに続く給水ポンプトリップによる原子炉水位低下により、再循環ポンプがトリップして炉心流量が減少する過程は、入口サブクーリングが回復するため本項の説明対象外となる。この過程におけるGEXL相関式の適用性については、4.3(3)に後述することとする。

以上の検討から、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析で現れる9×9燃料(A型)のATLAS試験の範囲以上の入口サブクーリングに対しても、第1～第3スペーサの範囲ではGEXL相関式は適用可能であることを確認した。一方、第4スペーサに対しては、GEXL相関式の適用が保守的であることを確認した。ただし、柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉の感度解析で見られるような給水ポンプ及び再循環ポンプトリップ後に炉心流量と原子炉出力が急減する過程に現れる出力-流量

のミスマッチ期間においては、GEXL相関式による評価が必ずしも保守側ではない可能性がある。しかしながら、SCATコードによるPCT評価を過度に非保守側に導くものではないことから、この期間にGEXL相関式を適用しても安全評価上の問題にはならないと考えられる。

(4) GEXL相関式における重要現象（沸騰遷移）の不確かさ

ATLAS試験の測定限界出力とGEXL相関式の予測限界出力とから求められる標準偏差は3.6%以下であり、これが沸騰遷移におけるGEXL相関式の不確かさに相当する。しかし、3.3.1(2)④に記載したとおり、MCP RがSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断するように保守的に設定しているため、不確かさの影響はこの設定に含まれる。

表 4-2 ATLAS 試験ループの仕様⁽³⁾⁽⁴⁾

項目	仕様
試験部最大熱入力	17.2 MW
ループ最大圧力	158 kg/cm ² a (15.5 MPa[abs])
ループ最高温度	346 °C
試験部最大流量	3,790 l/min (6.31×10 ⁻² m ³ /s)
試験部容器	BWR 実寸大模擬燃料集合体収納可

表 4-3 ATLAS 試験条件⁽⁵⁾⁽⁶⁾

項目	出力上昇事象	流量減少事象
圧力	1,000 psia (6.9 MPa[abs])	
流量	1.0×10 ⁶ lb/h-ft ² (1,356 kg/m ² -s)	
入口温度	510~525 °F (266~274 °C)	500~530 °F (260~277 °C)
出力	1.34~5.40 MW	1.00~6.65 MW

表 4-4 試験パラメータ範囲⁽³⁾⁽⁴⁾

項目	範囲
圧力	800~1,400 psia (5.5~9.7 MPa[abs])
質量速度	0.10~1.35 Mlb/h-ft ² (140~1,830 kg/m ² -s)
入口サブクーリング	0~100 Btu/lb (0~223 kJ/kg)

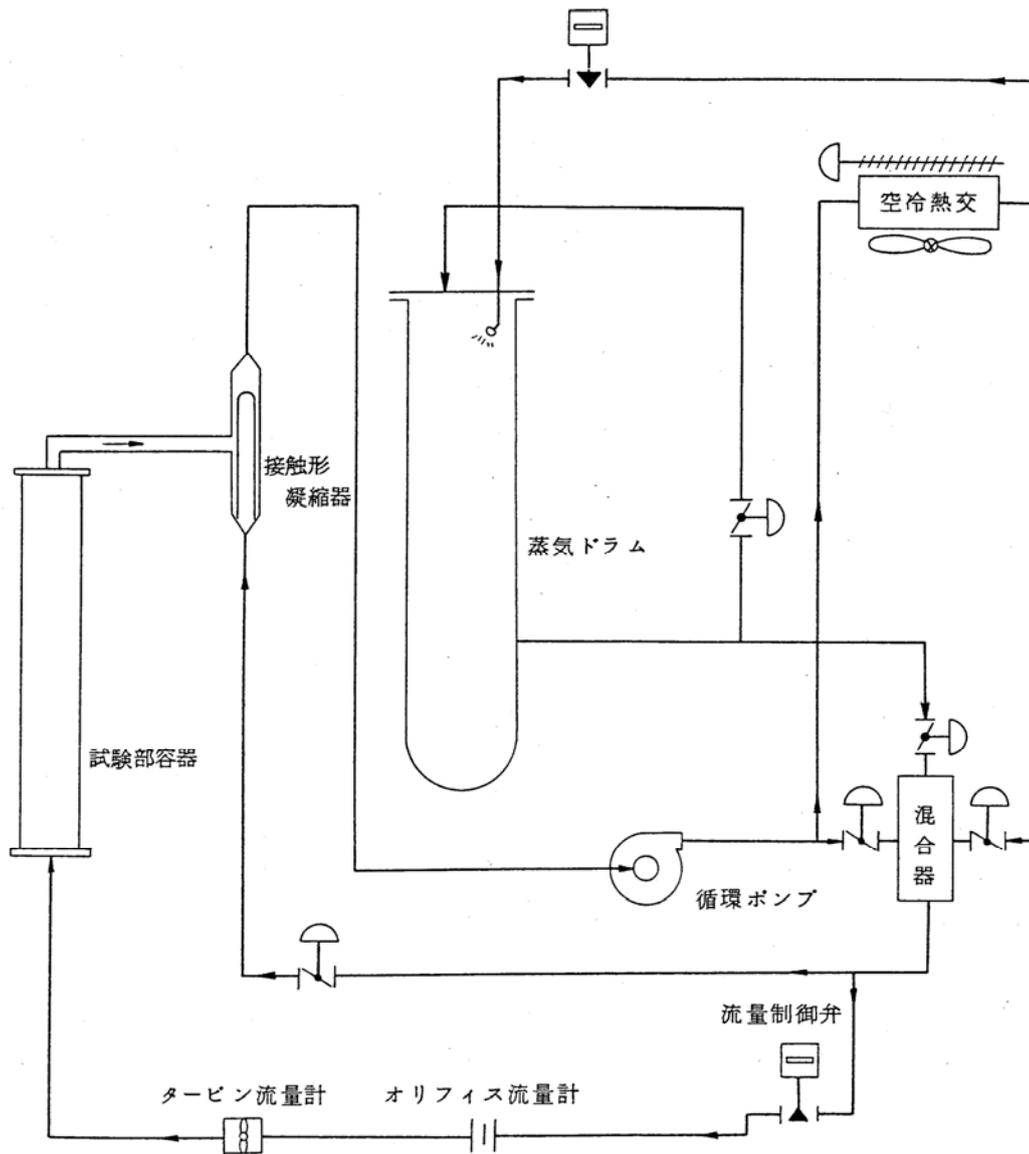


図 4-1 ATLASループ系統構成図⁽³⁾⁽⁴⁾

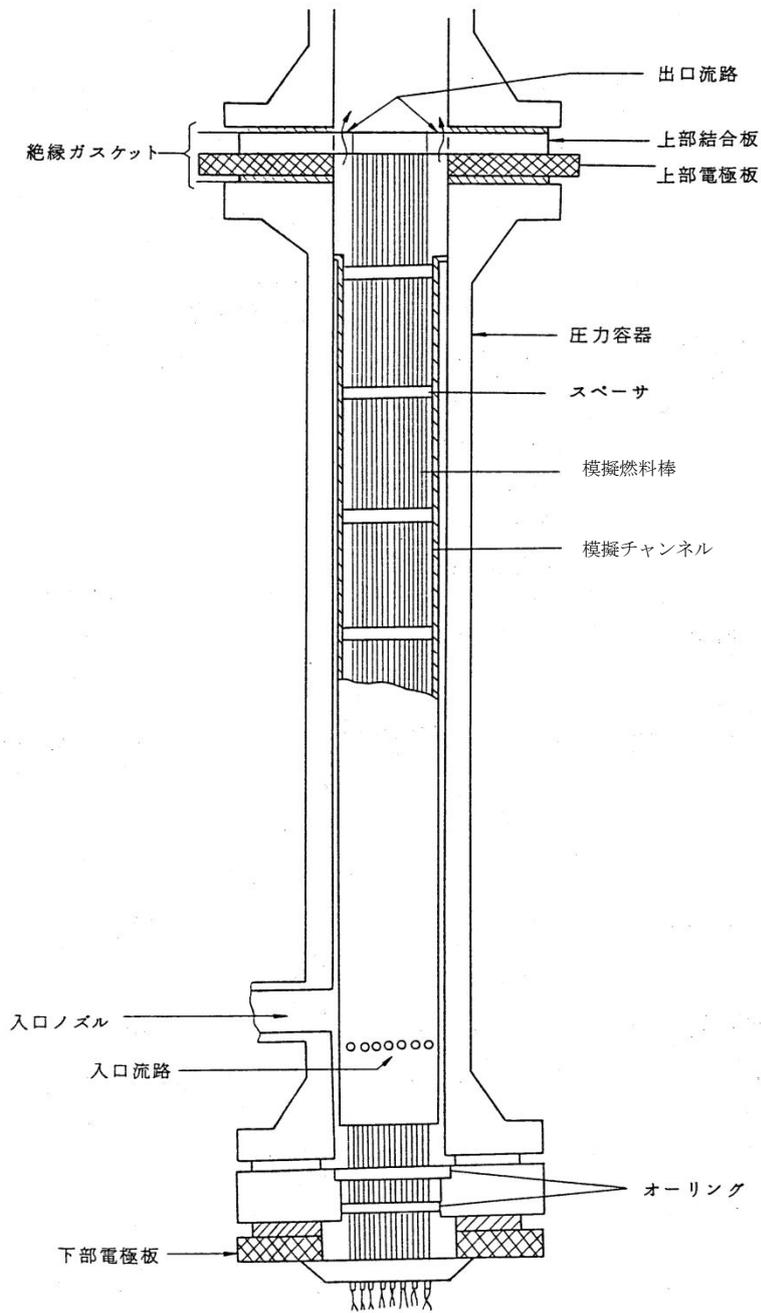


図 4-2 試験部⁽³⁾⁽⁴⁾

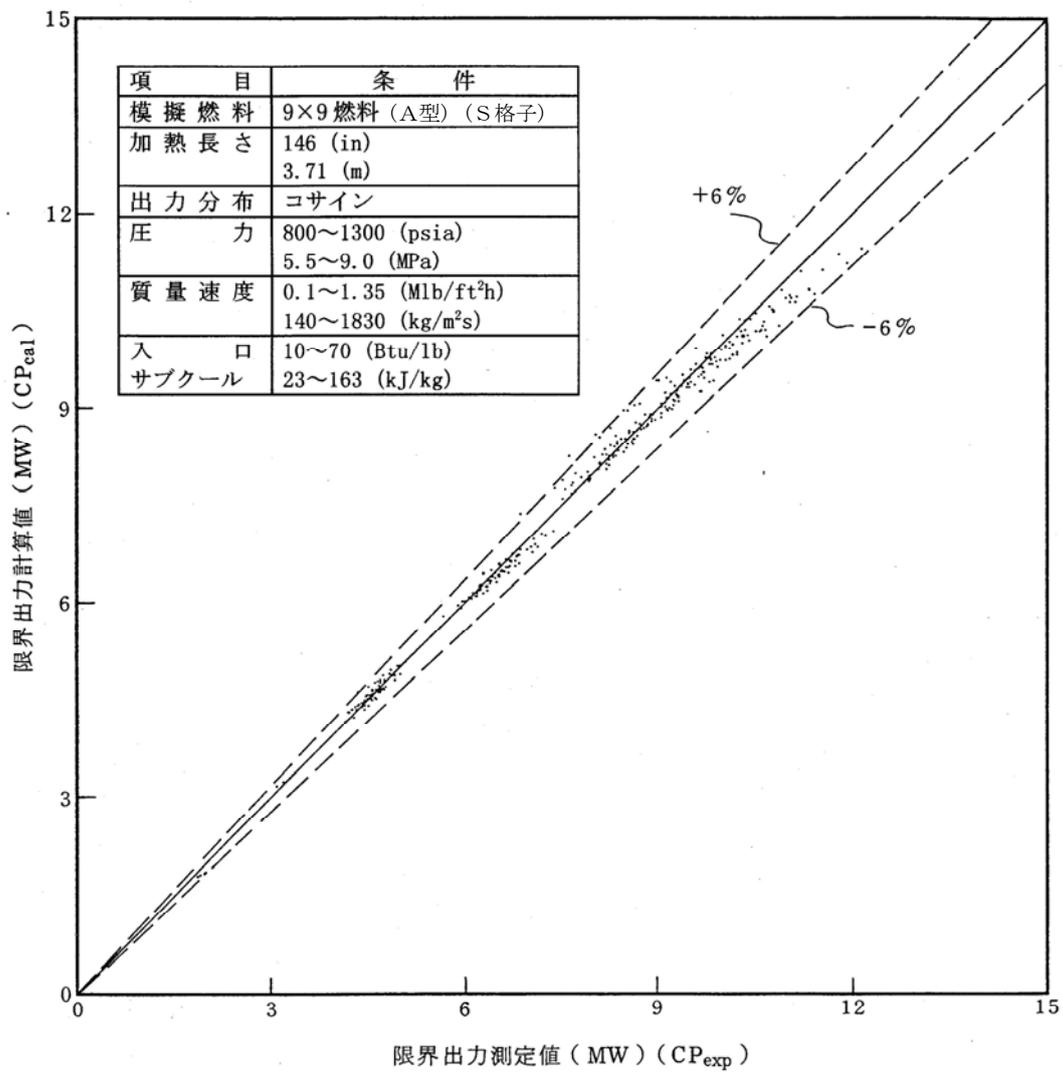


図 4-3 限界出力計算値と測定値の関係⁽³⁾⁽⁴⁾

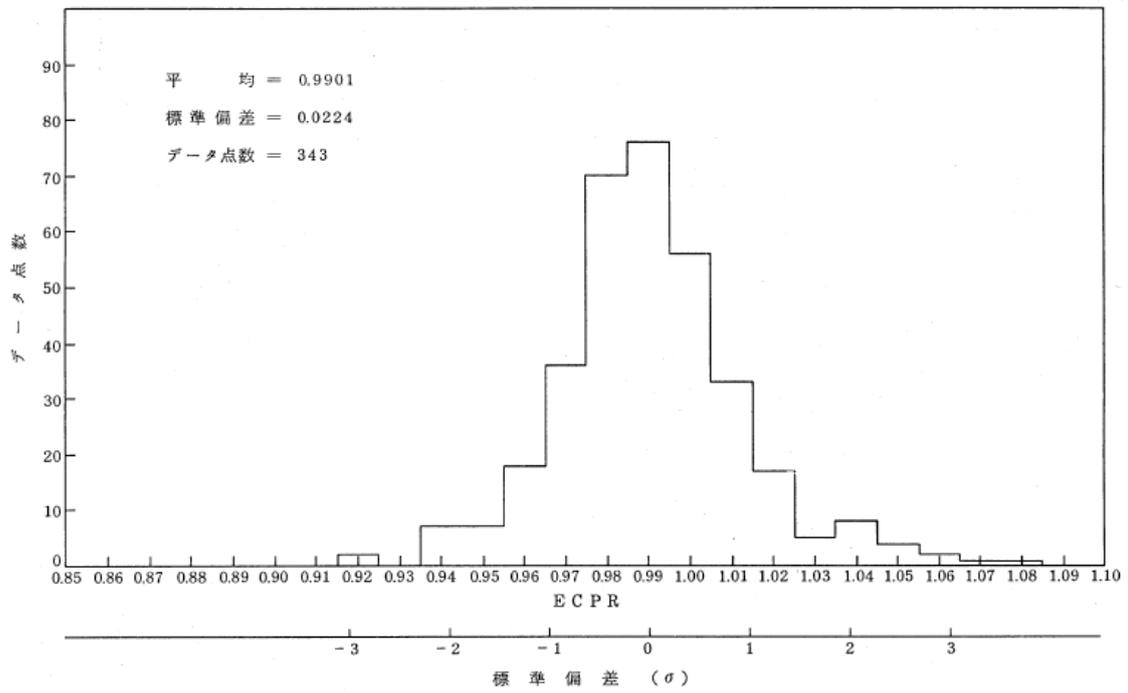


図 4-4 ECPRヒストグラム⁽³⁾⁽⁴⁾

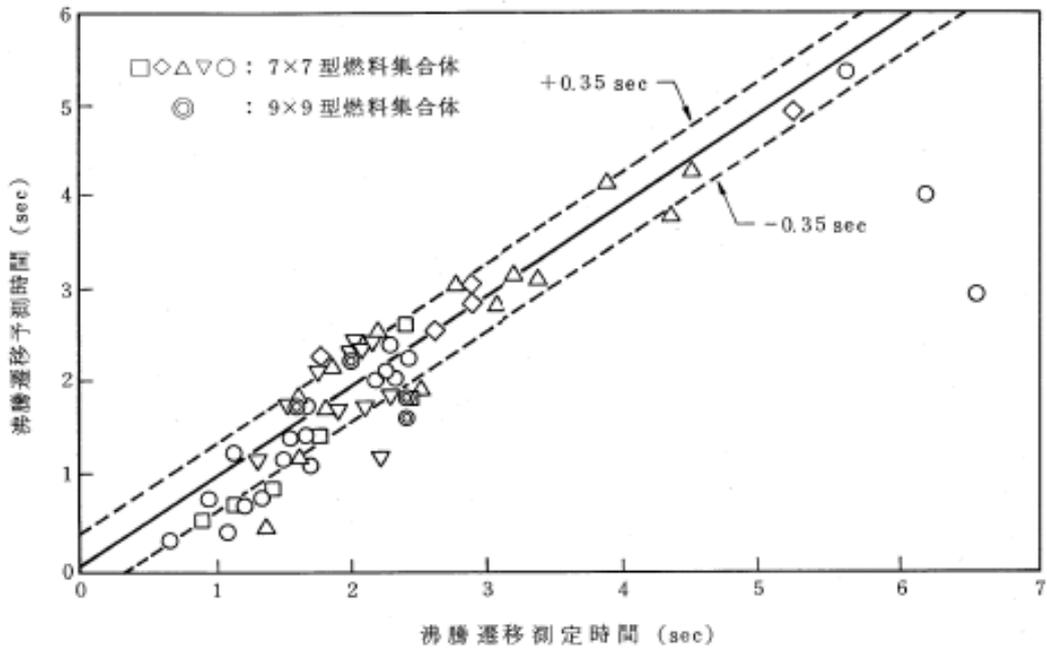


図 4-5 初期沸騰遷移予測時間対測定時間⁽³⁾⁽⁴⁾

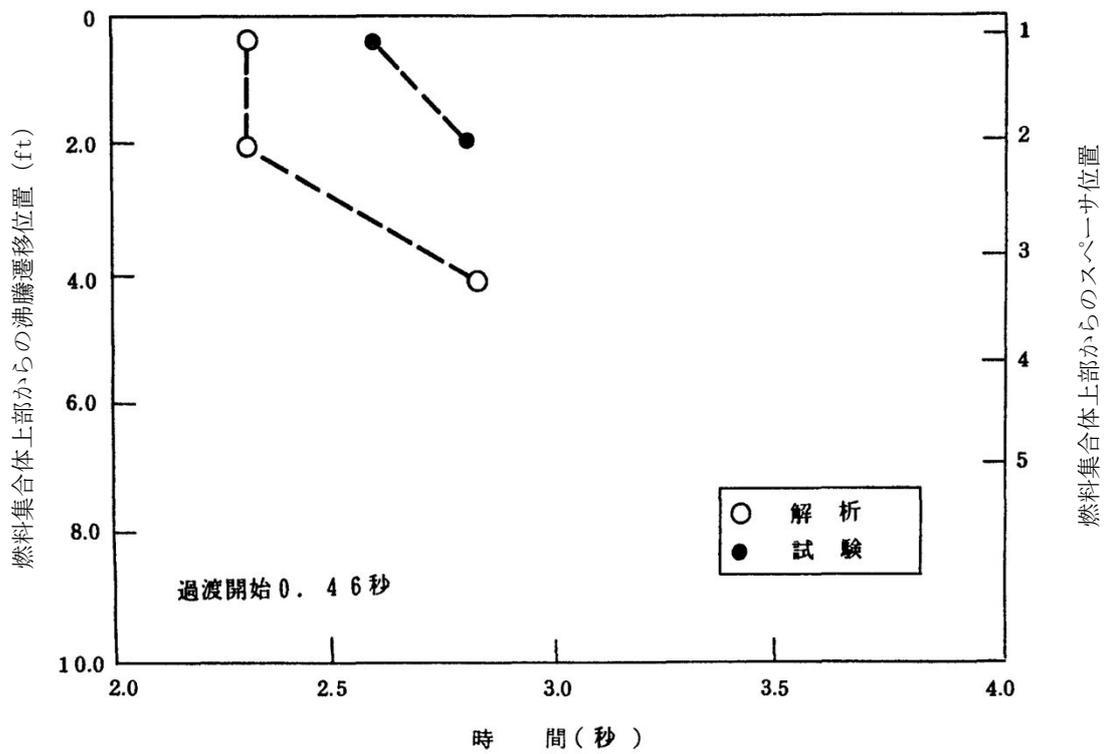


図 4-6 沸騰遷移位置の時間変化 (7 × 7 燃料) ⁽⁶⁾

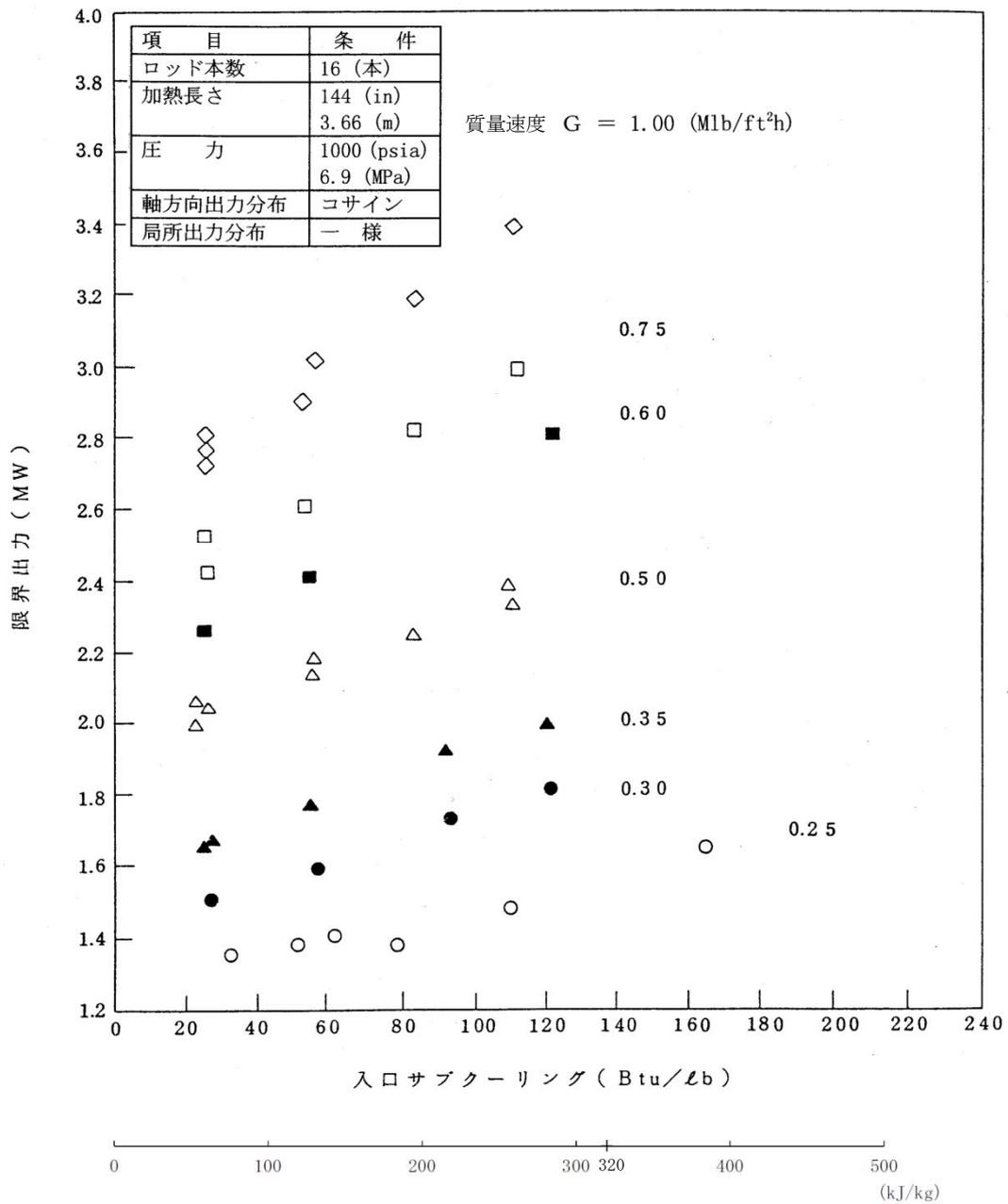


図 4-7 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係 (4 × 4 格子) ⁽³⁾⁽⁴⁾

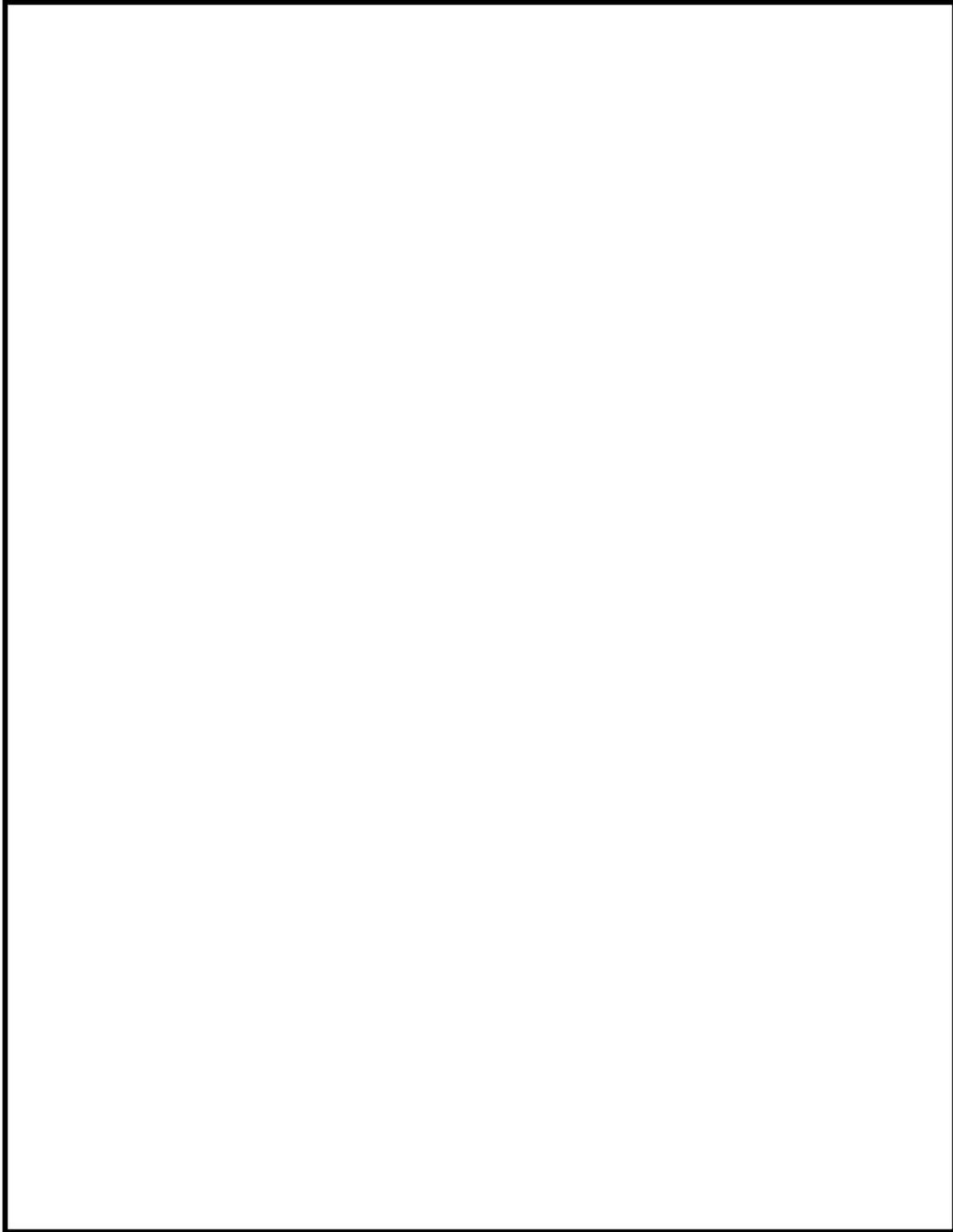


図 4-8 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係 (9 × 9 燃料 (A型))

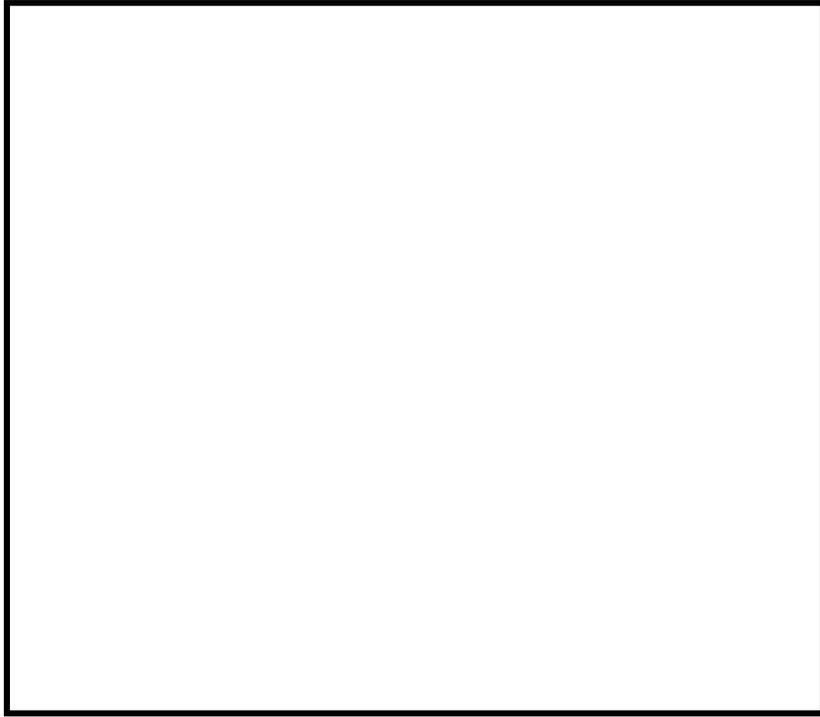


図 4-9 入力サブクーリングと限界出力計算値の関係例

4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験

(1) NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の概要^{(20) (21) (22)}

(財)原子力発電技術機構（NUPEC）において過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は実寸大の9×9燃料（A型）模擬燃料集合体であり、表4-5に燃料集合体の仕様を、表4-6に試験条件を、図4-10に試験体を、図4-11に試験体の径方向出力分布を示す。模擬燃料棒表面温度は模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し、その測定位置はスパーサの直上流である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では、流量、出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

沸騰遷移発生時間について、試験とGEXL相関式による解析結果との比較を図4-12に示す。4.2項のATLAS試験の妥当性確認と同様に、GEXL相関式による沸騰遷移発生時間の計算値は±0.35秒以内に入っていて、良好に予測できる。

沸騰遷移位置について、試験とGEXL相関式による解析結果との比較を図4-13及び図4-14に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く、また沸騰遷移予測位置は深く予測する傾向となっており、保守的な予測結果を与えている。

また、沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式、リウエット相関式に相関式2を用いた場合の結果として、図4-15に燃料被覆管温度の最大値の比較を、図4-16にドライアウト持続時間の比較を示す。修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えてい

て、燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

S C A Tコードは沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することにより、燃料被覆管温度を高め評価する傾向がある。

そのため、重要現象（燃料棒表面熱伝達）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 に含まれる。

(3) 沸騰遷移深さに対する G E X L 相関式の保守性

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉における主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析（感度解析）では、P C T が厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において、沸騰遷移が及ぶ最深位置を集合体上部から数えて第 4 スペーサ位置までと評価している。沸騰遷移深さは、軸方向の熱流束分布と相まって P C T に影響する。ここでは、G E X L 相関式による沸騰遷移深さ評価位置の保守性について検討する。ただし、保守性を検討する対象期間を、上述の P C T が厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間とする。

主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では、燃料被覆管温度を高め評価するように、中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定している。中央ピークの場合、9 × 9 燃料の沸騰遷移は集合体上部から数えて第 1 ~ 第 3 スペーサの直上流位置で生じることが実験から確認されている。例えば、N U P E C の B W R 燃料集合体熱水力試験^{(20) (21) (22)}では、図 4-10 に示すとおり第 1 ~ 第 4 スペーサの直上流位置（A ~ D 断面）に熱電対が設置されているが、第 4 スペーサ位置（D 断面）では沸騰遷移は報告されていない。

GEXL 相関式の適用に当たっては、3.3.1(2)④(b)の沸騰遷移位置判定の計算方法に基づいて、SLMCP R 相当の限界クオリティで沸騰遷移するものとし、更に沸騰遷移位置を厳しい側（上流側）に評価するために保守的に整理した補正クオリティを用いることで、早めにかつより上流側の位置で沸騰遷移を予測する方法をとっている。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、再循環ポンプの部分台数トリップ及びその後のポンプ流量の制御により炉心流量を低下させるため、ホットチャンネルを流れる冷却水の流量は定格炉心流量の約 30%相当の低流量条件となる。このような流量（及び出力）の減少過渡において生じる沸騰遷移は、環状流において燃料棒表面を流れる液膜流のドライアウトに起因すると考えられ、スぺーサの直上流位置で生じることが一般に知られている。スぺーサは環状噴霧流中の冷却水流れに種々の影響を及ぼすが、蒸気乱流の促進作用等により蒸气流中の液滴を液膜流へ付着させる効果があるといわれており、実際にスぺーサの下流側で液膜流量が増加することが実験から確認されている。燃料棒の発熱の影響で液膜流量は下流へ行くほど減少するものの、スぺーサの直下流側では液膜流量が増加して熱的余裕が増す。このようなスぺーサ効果によるCHFの軸方向変化を模式的に表すと図 4-17 のように描画できる⁽²⁶⁾。スぺーサ直上流位置においてCHFが極小となるため、スぺーサ間の領域ではこれらの極小位置において沸騰遷移が初生することになり、極小位置から上流側のスぺーサ間の領域では通常、沸騰遷移は初生しない。

一方、沸騰遷移が発生する可能性のあるスぺーサ位置に着目すると、炉心入口サブクール度が非常に大きいことから集合体の中央高さ付近までサブクール沸騰状態にあり、第5～第7スぺーサの範囲では軸方向のボイド率の増加が十分でなく、発達した環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成される

流動状態には程遠い流動様式にとどまる。この結果、この範囲においては、軸方向出力分布が中央ピークのため加熱量が小さいことと相まって、4.2(3)に示したように沸騰遷移は発生しない。

以上から、発熱のピーク高さ位置に最も近く、前述の熱水力試験で沸騰遷移が報告されなかった第4スペーサ及び第4スペーサと第5スペーサとの間の領域に対してGEXL相関式を適用した評価の保守性に着目して以下に説明を加える。

さて、第4スペーサ直上流位置から第5スペーサの間の領域（以下「中央高さ領域」という。）は中央ピークに基づく軸方向出力分布のため軸方向で加熱量が最も大きな領域である。一方で、前述したようにサブクール度が非常に大きいために、サブクール沸騰から飽和沸騰に移行し始める領域でもある。しかし厳しい側の想定として、敢えてドライアウトが生じ得る流動様式である環状噴霧流に遷移する領域に至っていることを仮定して、以下、沸騰遷移が生じる可能性を検討する。

このため、この中央高さ領域では、単管の場合なら環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成され始める流動様式に到達し得ると仮定する。一方、燃料集合体は管群流路であるため、このような流動様式遷移は燃料棒の出力が最も高いこと等により、熱的に最も厳しい条件の燃料棒の周り（以下「ホットサブチャンネル」という。）で初生する。この時、ホットサブチャンネルに隣接するサブチャンネルでは、環状噴霧流様式遷移前のチャーン流等の間欠的な流れが生じる領域にあること、ホットサブチャンネルが環状噴霧流に遷移することで界面せん断力が減少してホットサブチャンネルに周囲から流れが流入し周囲の流れの影響を受けやすくなること等から、ホットサブチャンネルの流動様式が環状噴霧流に遷移したとしても、その流れは隣接サブチャンネルの間欠的な流れの影響を受けて不安定化する。さらに、前述したよう

に飽和沸騰長さが過度に短いことと相まって安定した液膜流が形成されにくく、この点からも液膜流が脈動的な流れとなる。このため、仮にドライアウトに至っても燃料被覆管温度の上昇が生じるほどドライアウト状態が継続するとは考えられない。したがって、中央高さ領域では、仮に厳しい側に環状噴霧流に遷移することを仮定したとしても、CHFが極小となる第4スぺーサ直上流位置以外の領域はおろか、第4スぺーサ直上流位置においてさえも沸騰遷移が生じる可能性は極めて小さい。

したがって、SLMCP R相当条件で生じるとした沸騰遷移及び沸騰遷移位置を厳しい側に評価する補正クォリティを導入することの二つの保守的な評価手法とすることで、第1～第3スぺーサだけでなく、更に一段上流側の第4スぺーサ直上流位置及び中央高さ領域内の他のノード位置に沸騰遷移が及ぶと判定するGEXL相関式を用いた沸騰遷移条件の評価は十分に保守的であると考えられる。

なお、沸騰遷移の評価に当たっては、一点近似炉心動特性評価時のボイド反応度の取扱い等、炉心出力を過大に評価するようにして得た結果を用いることで、熱的に厳しい側の解析を実施していることから、GEXL相関式による上記の沸騰遷移深さに対する保守性は十分なものと評価できる。

以上で、PCTが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において、GEXL相関式による沸騰遷移条件の評価が十分に保守的であることを示した。一方、その後、給水ポンプトリップによる原子炉水位低下により、再循環ポンプ6台がトリップして、炉心流量が減少する。炉心流量減少によるボイド率の増加により、若干の時間遅れを持って原子炉出力が低下する。この過程において、短い時間であるが出力と流量のミスマッチ（比較的高い原子炉出力でありながら非常に低い炉心流量となる期

間)が生じ、ホットチャンネル内の蒸気クオリティが一時的に増加する。このときGEXL相関式は、沸騰遷移が及ぶ最深位置を更に上流側の第5スペーサ位置までと評価している。以下では、この出力ー流量のミスマッチを生じる期間に対して、沸騰遷移が生じる可能性について検討を加える。

出力ー流量のミスマッチが大きくなる初期炉心流量 90%の解析ケースを検討の対象とする。再循環ポンプの停止により、炉心流量は定格時の約7%相当まで急減する。これに追随して原子炉出力も低下するが、炉心流量が定格の7%相当に至った時点でホットチャンネルの熱流束は定格時の約50%程度を保持している。このため、飽和沸騰の開始高さは第7スペーサ付近まで低下し、第5スペーサ位置の蒸気クオリティは約50%に及ぶ。第5スペーサから下流側は膜沸騰に至っており、燃料集合体上部では蒸気単相流となる。以下、各スペーサ位置に着目して沸騰遷移が生じる可能性を検討する。

第7スペーサ位置はほぼ飽和沸騰開始高さに位置する。本項前半で検討した原子炉出力が高い状態で保持される期間の中央高さ領域と同等のクオリティ条件であることから沸騰遷移が生じる可能性は小さい。ただし、ごく低流量のため流動様式の発達が早く、チャーン流に近い乱れた様相を呈する可能性がある。しかしながら、この位置の加熱量が小さいことと相まって、仮に燃料棒表面に一時的なドライパッチ（液膜消失部）が生じたとしても、乱れた流れの中ですぐに消滅するため、燃料被覆管温度が上昇するには至らない。次に、第6スペーサ位置はGEXL相関式では沸騰遷移を生じないと判定されるが、急速な沸騰により燃料棒表面に安定した液膜は形成されず、通常の二相流の流動様式の発達過程とは異なる逆環状流的な流動様式へと移行する可能性がある。しかし、第7スペーサ位置と同様に不安定で乱れた流動状態であることに変わり無く、間欠的なドライパッチを生じたとしても、燃料被覆管温度が有意に増加するほど(※)長時間持続しないと考えられる。

また、激しい核沸騰により燃料棒表面から吹き飛ばされた液膜が比較的大きな液塊となってチャンネル内を浮遊し、小さな液滴に分裂しないまま、乱れによって燃料棒へ衝突する冷却形態も生じ得る。これは、噴霧流冷却よりもはるかに大きな冷却効果を期待できる。さらに、ホットチャンネルの熱流束は急速な減少過程にあり、10秒足らずで半減して定格時の25%以下へと低下するため、出力ー流量のミスマッチは早期に緩和される。以上の理由から、第6スぺーサ位置でドライパッチを生じる懸念はあるものの、燃料被覆管温度が大きく上昇する可能性は小さいと考えられる。第5スぺーサは第4スぺーサとともに、中央ピークの軸方向出力分布において最も発熱量が大きい領域に位置する。第4スぺーサ位置では蒸気クォリティが1.0に近い状態となる。ここで熱的に厳しい条件として、中央ピーク位置において飽和蒸気単相となる場合を想定し、定格時の50%相当の原子炉出力と7%相当の炉心流量が維持されると仮定する。この条件では、厳しめの評価を行うため、液滴冷却の影響を無視した蒸気単相流のDittus-Boelter式を用い、さらにリウエットなしの静定状態として評価すると、ホットサブチャンネルの燃料被覆管温度最大値は約900℃となる。実際には、熱流束は減少過程にあり、出力ー流量のミスマッチがほどなく緩和されるため、このような高温に至る可能性は小さい。したがって、この期間におけるSCATコードの燃料被覆管最高温度評価値（約900℃）は、結果として保守側の評価といえる。第4スぺーサから下流側は、上部へ行くほど発熱量が低下するものの、蒸気温度が上昇して過熱蒸気となるため、熱的に厳しい状態が十数秒間持続することが予想される。しかし、熱流束は急速な減少過程にあることから、燃料被覆管温度の上昇が過度に大きくなることはないと考えられる。

以上、給水ポンプ及び再循環ポンプトリップ後に出現する出力ー流量のミ

スマッチ期間に対して、沸騰遷移を生じる可能性を検討した。この期間に限っては、GEXL 相関式による沸騰遷移深さの評価は必ずしも保守的とはいえないことが推測された。しかし、解析で仮定している再循環ポンプ 6 台が同時に停止する可能性は低く、炉心流量の低下は、より緩やかになると考えられること、また、中央ピークから下部に位置する第 5～第 7 スペーサ位置の出力は小さいことから、GEXL 相関式の評価に非保守性があったとしても、SCAT コードによる燃料被覆管温度評価結果を過度に非保守側へ導くものではないと判断でき、PCT 評価上の問題となるものではないと結論できる。

(※) 熱流束が低下しているため、燃料被覆管温度の顕著な上昇には十秒程度の時間を要すると見込まれる。

(4) 重要現象（気液熱非平衡）の不確かさ

図 4-11 に示す試験体の径方向出力分布から、熱的に最も厳しい燃料棒（以下「ホットピン」という。）に着目すると、ホットピンが 3 本直線状に配置、3 本を L 字型に配置されており、ホットピンに隣接して同様なホットピンが 2 本配置された体系とみなせる。この体系において、上記のように修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えている。3.3.1(2)項のように、修正 Dougall-Rohsenow 式では過熱蒸気の温度を蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）とした物性値を用いている。これを踏まえると、燃料被覆管温度を高く評価していることは、バルク温度が飽和又は少なくとも飽和温度から有意に上昇しないことを意味することが分かる。これは、沸騰遷移においても、隣接燃料棒との間に飽和温度の蒸気が介在することを示すため、ホットピンの影響が隣接した

燃料棒に波及しないことを示唆していると考えられる。

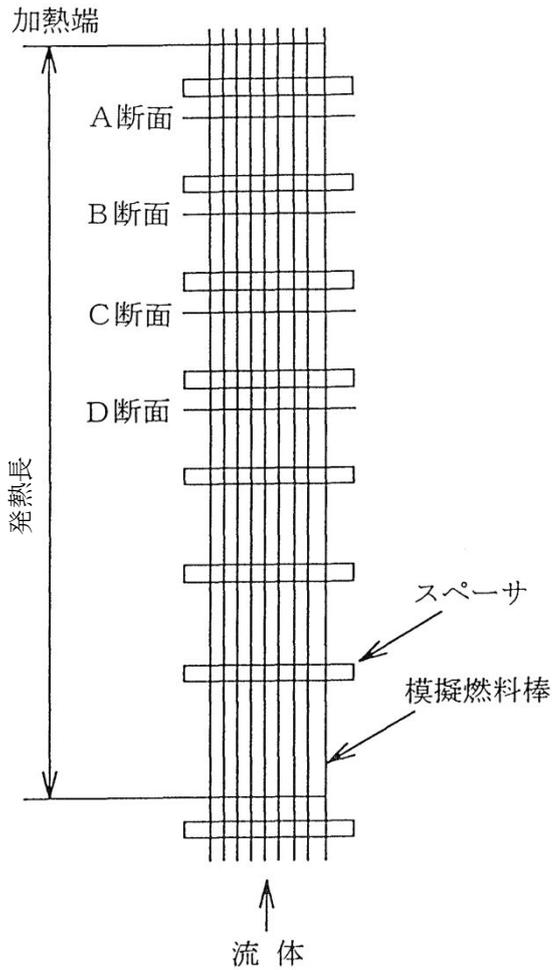
したがって、重要現象（気液熱非平衡）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれると考えられる。

表 4-5 模擬燃料集合体の仕様⁽⁸⁾

項目	仕様
燃料タイプ	9 × 9 燃料 (A型)
燃料棒本数 (ヒータロッド)	74
・標準燃料棒	66
・部分長燃料棒	8
加熱長	
・標準燃料棒	約 3,710mm
燃料棒外径	φ 11.2mm
ウォータロッド本数	2
燃料棒ピッチ	14.3mm
チャンネルボックス内幅	132.5mm
スペーサ個数	7 (丸セル型)
軸方向出力分布	コサイン

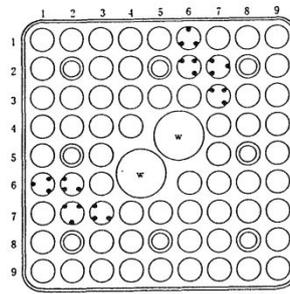
表 4-6 試験条件⁽⁸⁾

項目		出力上昇事象	流量減少事象
初期条件	圧力	約 7.2 MPa[abs]	
	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約 6 ~ 8 MW	

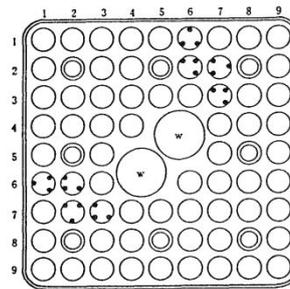


[試験体側面模式図]

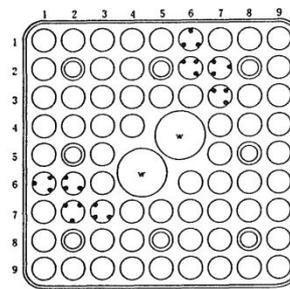
A断面 熱電対本数24本



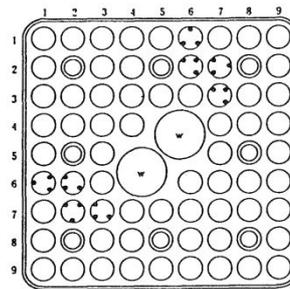
B断面 熱電対本数24本



C断面 熱電対本数24本



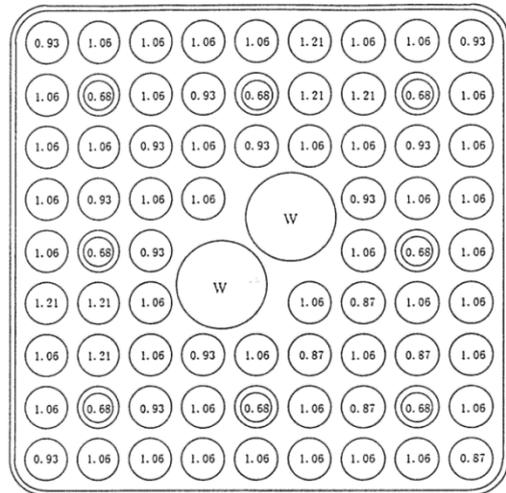
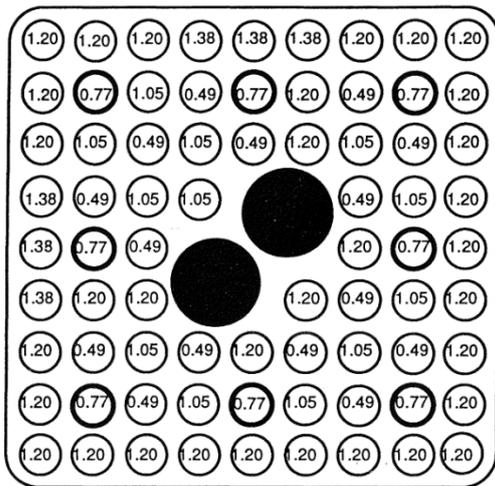
D断面 熱電対本数24本



- : 標準燃料棒
- ◎ : 部分長燃料棒
- : 熱電対位置

[熱電対取付け位置]

図 4-10 試験体の例⁽²¹⁾



○ 内数字は径方向出力比率を示す。

○ 発熱ロッド ● 水ロッド ○ 部分長ロッド

○内の数字は、(ロッド全出力での) 相対出力を示す。
 ◎は部分長を示す。
 Wは模擬ウオータロッドを示す。

試験体 (燃焼初期)

試験体 (燃焼の進んだ分布)

図 4-11 試験体の径方向出力分布⁽²¹⁾

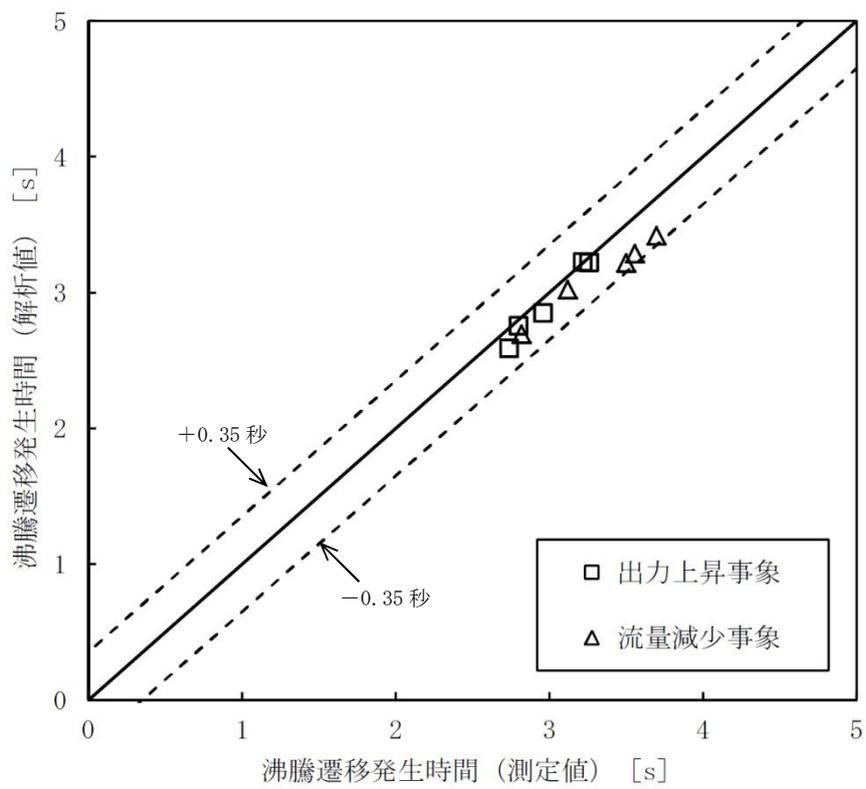


図 4-12 沸騰遷移発生時間の比較

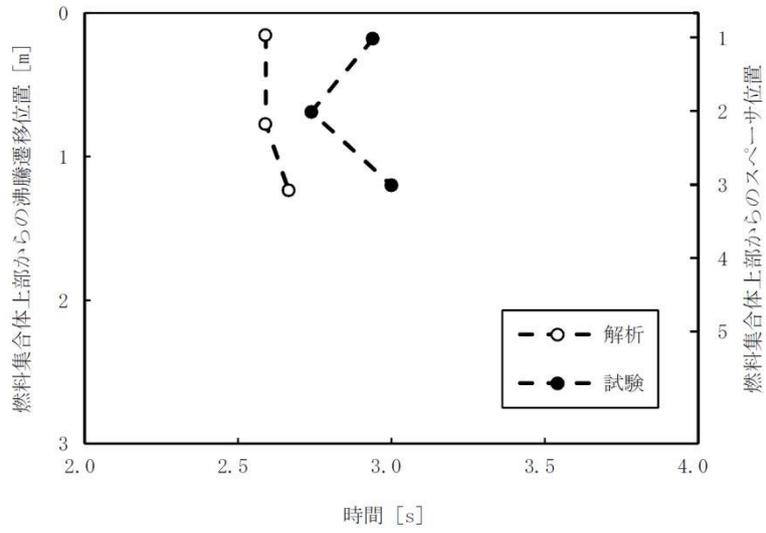


図 4-13 沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

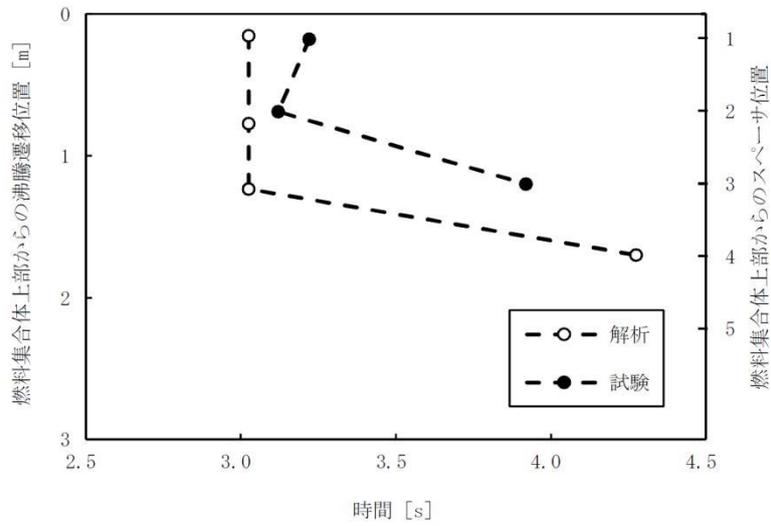


図 4-14 沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

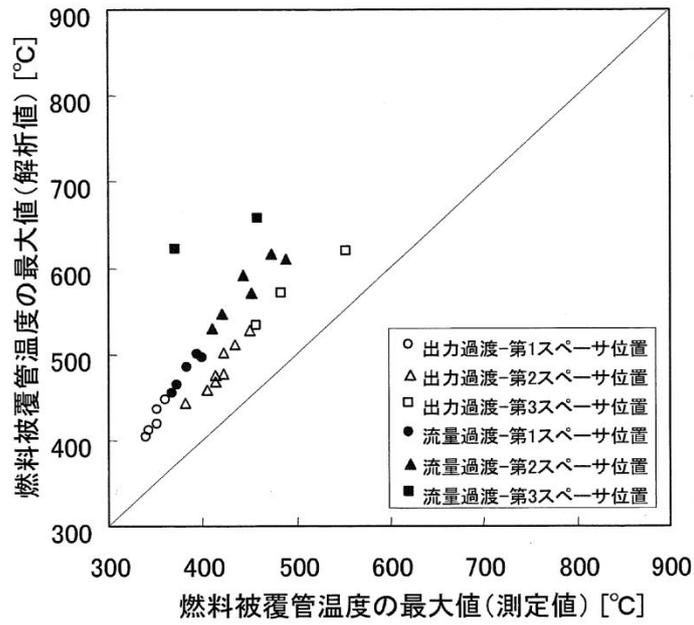


図 4-15 燃料被覆管温度の最大値の比較⁽⁸⁾

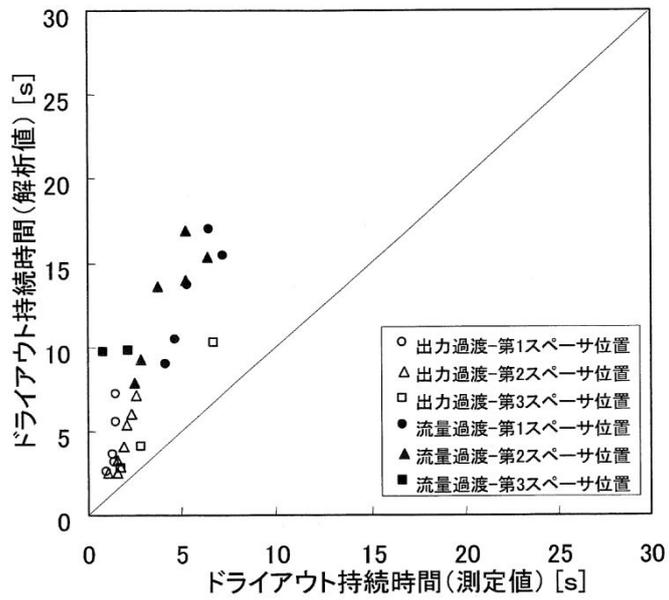


図 4-16 ドライアウト持続時間の比較⁽⁸⁾

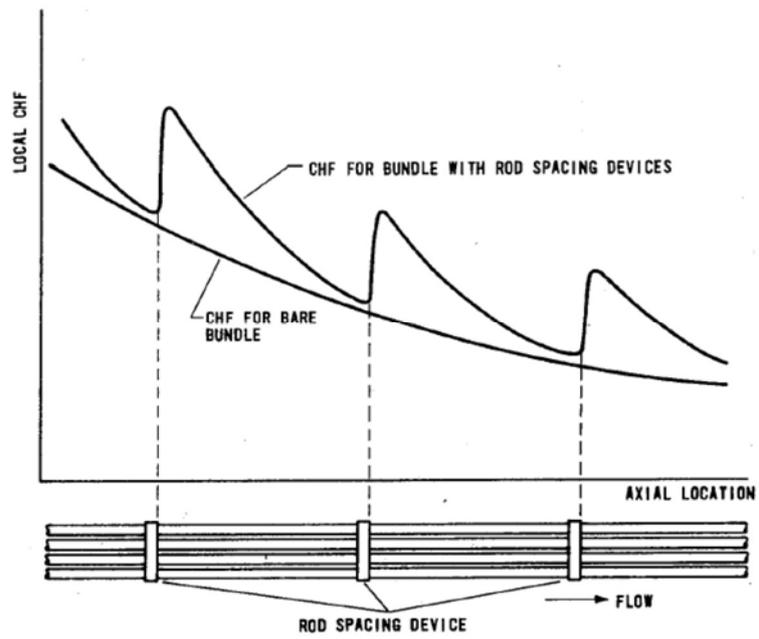


図 4-17 軸方向CHFへのスぺーサの影響⁽²⁶⁾

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 重要現象への適用性

原子炉停止機能喪失の重要現象に対して実施したSCATコードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを本節で述べる。

燃料棒表面熱伝達については、沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することにより、燃料被覆管温度を高く評価していることを 4.3 節に示す実寸大の模擬燃料を用いたNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析で確認した。

沸騰遷移については、4.2 節に示す実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験の解析と、4.3 節に示すNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、沸騰遷移の状態を精度良く予測することを確認した。

したがって、SCATコードは重要現象の燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移評価に適用できる。

4.4.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性

実機解析に用いるノーディングは、3.3 節で述べた考え方にに基づき設定したものである。

燃料棒グループ、燃料棒の軸方向のノード分割は、実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験とNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、重要現象を適切に評価でき、評価指標である燃料被覆管温度は高めに評価されることを確認した。なお、軸方向 24 ノードの分割は、従来からBWRプラントに幅広く用いられている三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード^{(24) (25)}の分割と同じである。

また、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料ペレット部の径方向ノード分割数は、約 10 ノード以上の分割

とすれば燃料被覆管温度はほぼ一定であると考えられる。一例として、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、2，3ノード変化させても燃料被覆管最高温度の変化は1℃以内であることから、12ノードの径方向ノード分割数は妥当である。

したがって、ノード分割による不確かさは、本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

4.4.3 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、BWRプラント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いえる。

5. 有効性評価への適用性

4章の妥当性確認をふまえ、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視点と運転員操作の視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 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

S C A Tコードで取り扱う評価指標は燃料被覆管温度である。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) 出力分布変化

中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定することで、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象で起こる下部ピークの軸方向出力分布よりも燃料被覆管温度上昇が大きくなる。また、G E X L 相関式で計算することにより保守的に沸騰遷移予測時間を早く、沸騰遷移予測位置を深く予測できる傾向であることを4.2節及び4.3節で確認している。そのため、中央ピークに基づく軸方向出力分布及び深く予測する沸騰遷移位置によって、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。

(2) 燃料棒内温度変化

燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定することで、原子炉出力が上昇する時の表面熱流束に対する熱伝達の遅れが小さくなり上昇量が大きくなる。そのため有効性評価解析において主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では、燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では、表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。

(3) 燃料棒表面熱伝達

沸騰遷移後の膜沸騰状態では修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することにより、保守的に燃料被覆管温度を高めに評価することを 4.3 節で確認しているため、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、有効性評価解析による燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 の適用性について、添付 3、添付 4 及び添付 5 で述べる。

(4) 沸騰遷移

沸騰遷移に至る状況を 4.2 節の結果から作成した G E X L 相関式で計算することにより沸騰遷移の状態を予測できることを 4.3 節で確認している。4.2 節で不確かさを 3.6%としているが、M C P R が S L M C P R を下回った時点で沸騰遷移が発生するように保守的に設定しているため、不確かさの影響はこの設定に含まれる。

なお一例として、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、沸騰遷移が発生する M C P R の設定を S L M C P R とした解析の燃料被覆管最高温度は、1.0 とした解析よりも 50℃程度高めに評価される。

(5) 気液熱非平衡

上記(4)項のように、沸騰遷移後の膜沸騰状態において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。また、発生した過熱蒸気の影響が隣接する燃料棒に波及しないことを 4.3 節で確認しており、不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれる。

なお、図 3-6 のように S C A T コードの入力設定に前処理コードを用いているが、燃料被覆管温度が高めに評価されるように設定しているため、前処理コードの不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

以上から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。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）

SCATコードで取り扱う運転操作はない。また、有効性評価解析で考慮する運転操作は解析結果となる燃料被覆管温度の影響を受けない。したがって、SCATコードの不確かさが運転操作に影響を与えることはない。

表 5-1 重要現象の不確かさ

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)	出力分布 変化	出力分布モデル	入力値に含まれる	燃料被覆管温度を高め評価する。
炉心 (燃料)	燃料棒内 温度変化	熱伝導モデル、燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	入力値に含まれる	主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態で燃料被覆管温度を高め評価する。給水加熱喪失によって原子炉出力が増加する状態で燃料被覆管温度への影響は大きくない。
	燃料棒表面 熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル、リウエットモデル	相関式に含まれる	保守的に評価する相関式を適用するため、燃料被覆管温度を高め評価する。
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	3.6%	沸騰遷移をSLMCP Rで発生するように保守的に設定しているため、不確かさの影響は含まれる。
炉心 (熱流動)	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル、リウエットモデル	相関式に含まれる	保守的に評価する相関式を適用するため、燃料被覆管温度を高め評価する。

6. 参考文献

- (1) 「BWR核熱水力安定性評価の現状と課題」, (社)日本原子力学会, 2001年12月
- (2) 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.
- (3) 「沸騰水型原子力発電所 原子炉の熱特性評価法 (GETAB) について」, 株式会社日立製作所, HLR-007 訂4, 平成9年12月
- (4) 「沸騰水型原子力発電所 GETABの概要」, 株式会社東芝, TLR-009 改訂4, 平成10年1月
- (5) 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-014 訂2, 昭和63年3月
- (6) 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」, 株式会社東芝, TLR-012 改訂1, 昭和63年3月
- (7) N. Zuber and J. A. Findlay, "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems", J. Heat Transfer, November 1965.
- (8) 「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」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003年6月
- (9) Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publ. Eng. Vol.2, October 1930.
- (10) Jens, W. H. and Lottes, P. A., "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water", ANL-4627, May 1951.

- (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 熱伝達率—」, JAERI-Research 2001-060, 2002 年 2 月
- (12) Sakae MUTO et al., "An Experimental Study on Rewetting Phenomena in Transient Conditions of BWRs", Nuclear Engineering and Design 120, 311-321 (1990).
- (13) 工藤, 原, 「BWR 燃料集合体の現象論的リウエット相関式の開発」, 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 2-No. 2, 121-129, 2003 年 6 月
- (14) 「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, H L R - 033 訂 1, 平成 10 年 2 月
- (15) 「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, T L R - 045 改訂 1, 平成 10 年 1 月
- (16) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX 燃料への適用)」, 株式会社日立製作所, H L R - 053 訂 2, 平成 11 年 2 月
- (17) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX 燃料への適用)」, 株式会社東芝, T L R - 045A 改訂 2, 平成 11 年 2 月
- (18) 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱設計手法について」, 株式会社日立製作所, H L R - 008, 昭和 52 年 4 月
- (19) 「沸騰水形原子力発電所 熱水力設計計算手法について」, 東京芝浦電気株式会社, T L R - 008, 昭和 51 年 9 月
- (20) 「平成 8 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 9 年 3 月
- (21) 「平成 9 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 10 年 3 月
- (22) 「平成 10 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 11 年 3 月

- (23) 甲藤, 「一様加熱垂直円管内の強制流動沸騰の限界熱流束 (高圧領域の研究と CHF 特性領域線図)」, 日本機械学会論文集 (B 編), 47 巻 413 号 (昭 56-1), 139
- (24) 「沸騰水型原子力発電所 3次元核熱水力計算手法について」, 日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社, H L R - 006 訂 3, 平成 22 年 10 月
- (25) 「沸騰水型原子力発電所 三次元核熱水力計算コードの概要」, 株式会社東芝, T L R - 007 改訂 1, 平成 20 年 9 月
- (26) D. C. Groeneveld and W. W. Yousef, “Spacing Devices for Nuclear Fuel Bundles: A Survey of Their Effect on CHF, Post-CHF Heat Transfer and Pressure Drop”, Proceedings of ANS/ASME/NRC Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, 1980.

添付1 入力項目リスト

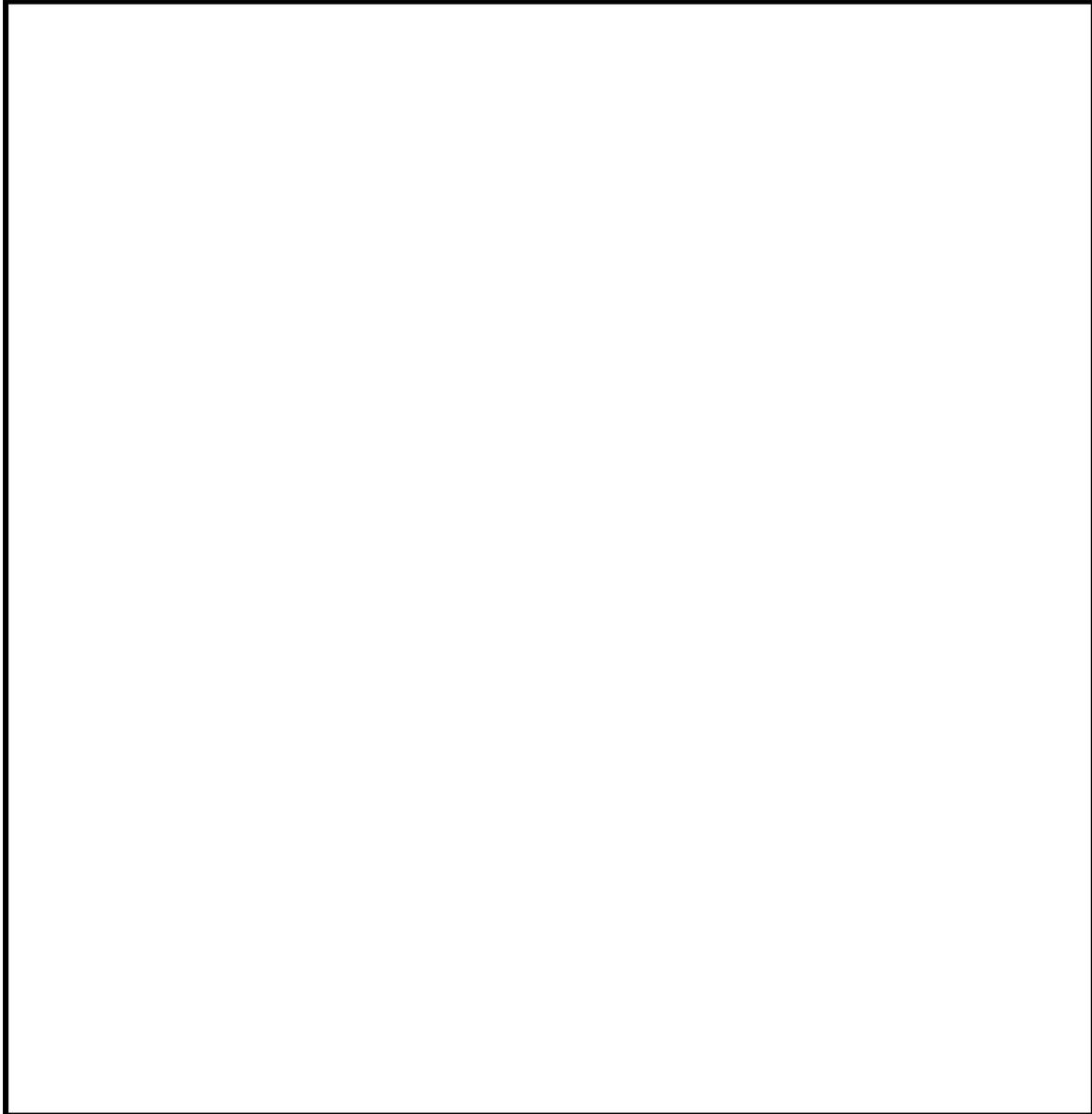
入力項目リスト

分 類	入力項目
炉心データ*	出力時間変化
	炉心入口流量時間変化
	炉心入口エンタルピ時間変化
	炉心圧力時間変化
燃料データ	バンドル形状データ (標準長/部分長燃料棒本数, 流路面積等)
	ウォータロッドデータ (本数, 外径等)
	燃料特性データ (ギャップ熱伝達係数, 燃料物性等)
	相関式 (GEXL相関式, 熱伝達相関式, リウエット相関式等)
	初期条件データ (バンドル出力, 入口流量, 軸方向出力分布等)

*REDYコードにより求められたデータを引き継いで用いる

添付2 ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性

本添付では，3.3.1 項に示したボイドモデル，サブクールボイドモデル及び圧力損失モデルの適切性について述べる。





添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルは SLMCPR を下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めめに評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。

4.3 節に示したように、燃料被覆管温度 500℃程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価の妥当性を確認している。

本添付では、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価において、4.3 節の妥当性確認に加えて、BWR 燃料の沸騰遷移を模擬した 5×5 高温ポスト B T 試験の燃料被覆管温度測定値との比較により、修正 Dougall-Rohsenow 式の妥当性を確認し、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 5×5 高温ポスト B T 試験を用いた妥当性確認

(1) 5×5 高温ポスト B T 試験の概要⁽¹⁾

(株) グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は 10×10 燃料模擬の 5×5 部分バンドルであり、添付表 3-1 に燃料集合体の仕様を、添付表 3-2 に試験条件を、添付図 3-1 に試験体を示す。模擬燃料棒表面温度は、高出力ロッド及び低出力ロッドの模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し、その測定位置はスペーサの