原子力規制庁　御中

平成２８年度原子力施設等防災対策等委託費
（高経年化技術評価高度化
（原子炉一次系機器の健全性評価手法の高度化））
事業成果報告書

平成２９年３月

国立研究開発法人　日本原子力研究開発機構

本報告書は、原子力規制委員会 原子力規制庁の委託事業「平成２８年度原子力施設等防災対策等委託費（高経年化技術評価高度化（原子炉一次系機器の健全性評価手法の高度化）　）事業」により、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が作成し、原子力規制庁へ納品したものです。

したがって、本資料の公開、複製、転載、引用等には、原子力規制庁の承認が必要です。

目　次

1. 概要 1-1
2. 原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究 2-1
2.1 背景と目的 2-1
2.2 海外の規制状況等の最新知見の調査 2-2
2.2.1 海外の規制機関における PFM 評価手法の適用事例や審査状況の調査 2-2
2.2.2 最新知見の調査 2-10
2.2.3 認識論的不確実さの取り扱いに関する調査 2-15
2.2.4 延性破壊の考慮要否に関する検討 2-44
2.3 PFM 評価手法の整備 2-54
2.3.1 国内プラントを対象とした解析条件の整備 2-54
2.3.2 破壊力学評価機能の整備 2-144
2.3.3 解析コードの信頼性確認 2-159
2.3.4 標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータの精緻化 2-218
2.4 PFM 評価手法の活用方策の検討 2-252
2.4.1 信頼度を評価指標とした機能喪失確率評価事例 2-252
2.4.2 中性子照射量の低減措置の影響解析 2-259
2.4.3 JEAC4206 改定に関する影響解析 2-265
2.4.4 非破壊検査の影響解析 2-271
2.4.5 脆化予測式の影響解析 2-275
2.5 2 章のまとめ 2-281
2.5.1 海外の規制状況等の最新知見の調査 2-281
2.5.2 PFM 評価手法の整備 2-281
2.5.3 PFM 評価手法の活用方策の検討 2-281
3. 一次系配管に関する調査研究 3-1
3.1 背景と目的 3-1
3.2 海外の規制状況等の最新知見の調査 3-2
3.2.1 海外における PFM 評価手法の適用事例や審査状況の調査 3-2
3.2.2 最新知見の調査 3-10
3.3 PFM 評価手法の整備 3-14
3.3.1 国内プラントを対象とした解析条件の整備 3-14
3.3.2 破壊力学評価機能の整備 3-48
3.3.3 解析コードの信頼性確認 3-59
3.3.4 解析要領、代表的解析手法及びモデルデータの整備 3-93
3.4 PFM 評価手法の活用方策の検討 3-167
3.4.1 加圧熱衝撃事象の発生頻度に関する評価事例の整備 3-167
3.4.2 破損確率に及ぼす検査の影響に関する評価事例の整備 3-181
3.4.3 破損確率に及ぼす亀裂進展速度評価モデルの影響に関する評価事例の整備 3-197
3.4.4 破損確率に及ぼす IHSI、水素注入実施の影響に関する評価事例の整備 3-215
3.5 3 章のまとめ 3-230
3.5.1 海外の規制状況等の最新知見等の調査 3-230

3.5.2 PFM 評価手法の整備 3-230
3.5.3 PFM 評価手法の活用方策の検討 3-230
4. 圧力バウンダリ機器の事故時破壊挙動評価に関する調査研究 4-1
4.1 COSSAL ベンチマーク解析 4-1
4.1.1 概要 4-1
4.1.2 解析モデル及び解析条件 4-1
4.1.3 解析モデルの作成 4-14
4.1.4 解析結果 4-27
4.2 経年劣化を考慮した下部ヘッドに対する事故時構造解析 4-60
4.2.1 概要 4-60
4.2.2 解析モデル 4-60
4.2.3 材料特性 4-63
4.2.4 解析条件 4-63
4.2.5 解析結果 4-66
4.3 4 章のまとめ 4-76
5. まとめ 5-1
5.1 本年度の実施項目 5-1
5.1.1 原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究 5-1
5.1.2 一次系配管の確率論的評価手法に関する調査研究 5-2
5.1.3 圧力バウンダリ機器の事故時破壊挙動評価に関する調査研究 5-3
5.2 今後の課題 5-4
5.2.1 原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究 5-4
5.2.2 一次系配管の確率論的評価手法に関する調査研究 5-5
5.2.3 圧力バウンダリ機器の事故時破壊挙動評価に関する調査研究 5-6

表一 覧

表 2.2.1-1　母材を対象とした監視試験データの統計テストの例 2-5
表 2.2.1-2　ISI による指示（1/2） 2-6
表 2.2.1-3　ISI による指示（2/2） 2-7
表 2.2.1-4　母材及び鍛造材に対する代替 PTS 規則による許容亀裂数 2-9
表 2.2.1-5　溶接部に対する代替 PTS 規則による許容亀裂数 2-9
表 2.2.2-1　ASME PVP 2016 の RPV を対象とした PFM 評価に係る代表的な発表 2-12
表 2.2.2-2　Döel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV 評価の概要 2-14
表 2.2.3-1　不確実さの分類 2-17
表 2.2.3-2　検討対象データ（スクリーニング前） 2-19
表 2.2.3-3　スクリーニング手順 2-20
表 2.2.3-4　検討対象データ（スクリーニング後） 2-21
表 2.2.3-5　パラメータの整理 2-26
表 2.2.3-6　ワイブル分布パラメータ及び分散 2-29
表 2.2.3-7　ワイブル分布パラメータ及び分散 2-33
表 2.2.3-8　検討対象及び RT_{NDT}-T_0 の値 2-38
表 2.2.3-9　検討対象データ 2-42
表 2.2.4-1　応力分布・K 値の計算条件（FAVLoad の解析条件） 2-45
表 2.2.4-2　確率論に基づいた解析条件 2-47
表 2.2.4-3　評価時期及び初期の RT_{NDT} 及び USE の値 2-48
表 2.2.4-4　RT_{NDT} と USE の設定値に対応するモデルプラントの母材の相当 EFPY 2-48
表 2.2.4-5　各ケースの TWCF 2-49
表 2.2.4-6　各ケースの全 TWCF における延性破壊の割合 2-50
表 2.3.1-1　調査を行った国内プロジェクトの概要 2-55
表 2.3.1-2　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（1/4） 2-57
表 2.3.1-3　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（2/4） 2-57
表 2.3.1-4　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（3/4） 2-58
表 2.3.1-5　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（4/4） 2-59
表 2.3.1-6　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の欠陥検出試験条件（1/3） 2-59
表 2.3.1-7　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の欠陥検出試験条件（2/3） 2-60
表 2.3.1-8　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の欠陥検出試験条件（3/3） 2-60
表 2.3.1-9　Khaleel モデルにおける検査員の熟練度に関するパラメータ [32] 2-60
表 2.3.1-10　深さサイジング測定で使用された平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷） 2-62
表 2.3.1-11 平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体の深さサイジング精度に関するパラメータ 2-63
表 2.3.1-12　国内モデルプラントを想定した条件 2-65
表 2.3.1-13　亀裂分布の事前分布 2-70

表 2.3.1-14　検出個数に対する事後分布の連続性の確認条件 2-71
表 2.3.1-15　検出個数に対する事後分布の連続性の確認条件（ケース別） 2-72
表 2.3.1-16　RT_{NDT} が高い米国のプラント一覧 [38] 2-85
表 2.3.1-17　運転員操作が PTS 評価に及ぼす影響 2-86
表 2.3.1-18 過渡のイベントシナリオ関連項目ごとのプラント間比較（概要一覧の一部を抜粋） 2-87
表 2.3.1-19　BV 評価用の過渡事象（1/3） 2-90
表 2.3.1-20　BV 評価用の過渡事象（2/3） 2-91
表 2.3.1-21　BV 評価用の過渡事象（3/3） 2-92
表 2.3.1-22　プラントのデータの一覧表（3 ループ PWR 国内プラントモデル） 2-112
表 2.3.1-23　3 ループモデルの原子炉容器内の各部の寸法 2-113
表 2.3.1-24　3 ループモデルの加圧器の各部の寸法 2-113
表 2.3.1-25　3 ループモデルの燃料棒 HeatStructure のデータ（半径方向） 2-114
表 2.3.1-26　3 ループモデルの燃料棒 HeatStructure のデータ（鉛直方向） 2-114
表 2.3.1-27　3 ループモデルの炉容器壁のデータ（半径方向） 2-114
表 2.3.1-28　3 ループモデルの炉容器壁のデータ（鉛直方向） 2-115
表 2.3.1-29　3 ループモデルの熱遮蔽体のデータ（半径方向） 2-116
表 2.3.1-30　3 ループモデルの熱遮蔽体のデータ（鉛直方向） 2-116
表 2.3.1-31　PWR 国内プラントモデルを対象とした解析での PTS シナリオ 2-119
表 2.3.1-32　各過渡事象の FCI 及び TWCF への寄与度 2-143
表 2.3.2-1　PARENT/CHILD 関係の有無による TWCF への影響 2-153
表 2.3.2-2　PARENT/CHILD 関係を考慮しない場合の FCI（平均値）の内訳 2-154
表 2.3.2-3　PARENT/CHILD 関係を考慮する場合の FCI（平均値）の内訳 2-154
表 2.3.2-4　PARENT/CHILD 関係を考慮しない場合の TWCF（平均値）の内訳 2-155
表 2.3.2-5　PARENT/CHILD 関係を考慮する場合の TWCF（平均値）の内訳 2-155
表 2.3.2-6　RT_{NDT} の認識論的不確実さに関するモデルによる FCI 及び TWCF の違い 2-158
表 2.3.3-1　比較解析の入力データ作成方針 2-162
表 2.3.3-2　RPV の寸法 2-163
表 2.3.3-3　PASCAL における応力拡大係数算出式 2-164
表 2.3.3-4　LBLOCA-56 の決定論解析の亀裂寸法 2-167
表 2.3.3-5　単一亀裂の CPI 及び CPF の比較の主な条件 2-171
表 2.3.3-6　単一亀裂の PFM 解析に用いた亀裂寸法 2-172
表 2.3.3-7　比較のためのステップ 2-172
表 2.3.3-8　単一亀裂の CPI の比較（時間変化を考慮しない応力分布及び温度分布） 2-173
表 2.3.3-9　単一亀裂の CPF の比較（時間変化を考慮しない応力分布及び温度分布） 2-174
表 2.3.3-10　全体機能の比較の主な条件 2-176
表 2.3.3-11　TWCF の比較のためのステップ 2-179
表 2.3.3-12　TWCF の比較の条件 2-179
表 2.3.3-13　LBLOCA-56 を対象とした全体機能の比較（Step 1） 2-180
表 2.3.3-14　LBLOCA-56 を対象とした全体機能の比較（Step 2） 2-180
表 2.3.3-15　LBLOCA-56 を対象とした全体機能の比較（Step 3） 2-180
表 2.3.3-16　SO-126 を対象とした全体機能の比較（Step 1） 2-181

表 2.3.3-17　SO-126 を対象とした全体機能の比較（Step 2）.....2-181
表 2.3.3-18　SO-126 を対象とした全体機能の比較（Step 3）.....2-181
表 2.3.3-19　SBLOCA-3 を対象とした全体機能の比較（Step 1）.....2-182
表 2.3.3-20　SBLOCA-3 を対象とした全体機能の比較（Step 3）.....2-182
表 2.3.3-21　SBLOCA-114 を対象とした全体機能の比較（Step 1）.....2-182
表 2.3.3-22　SBLOCA-114 を対象とした全体機能の比較（Step 3）.....2-183
表 2.3.3-23　脆化予測法に関する FCI の感度解析結果.....2-185
表 2.3.3-24　脆化予測法に関する TWCF の感度解析結果.....2-185
表 2.3.3-25　脆化予測法に関する単一亀裂の CPF の比較条件.....2-185
表 2.3.3-26　脆化予測法に関する単一亀裂の CPF の比較ステップ.....2-185
表 2.3.3-27　脆化予測法に関する単一亀裂の CPF の比較結果.....2-186
表 2.3.3-28　溶接残留応力に関する FCI の感度解析結果.....2-188
表 2.3.3-29　溶接残留応力に関する TWCF の感度解析結果.....2-189
表 2.3.3-30　WPS 効果モデルに関する FCI の感度解析結果.....2-191
表 2.3.3-31　高温予荷重効果モデルに関する TWCF の感度解析結果.....2-191
表 2.3.3-32　WPS 効果モデルに関する決定論解析の条件（応力拡大係数）.....2-191
表 2.3.3-33　WPS 効果モデルに関する決定論解析の条件（破壊靭性）.....2-192
表 2.3.3-34　亀裂進展方式に関する感度解析における CPI の結果.....2-194
表 2.3.3-35　亀裂進展方式に関する感度解析における CPF の結果.....2-195
表 2.3.3-36　亀裂進展方式に関する感度解析結果（計算に要した時間）.....2-196
表 2.3.3-37　参照温度の評価法に関する FCI の感度解析結果.....2-200
表 2.3.3-38　参照温度の評価法に関する TWCF の感度解析結果.....2-200
表 2.3.3-39　表面亀裂を対象とした過年度結果との比較.....2-202
表 2.3.3-40　内部亀裂を対象とした過年度結果との比較.....2-203
表 2.3.3-41　表面亀裂を対象とした過年度結果との比較（過年度の PASCAL3 の結果）.2-203
表 2.3.3-42　表面亀裂を対象とした過年度結果との比較（今年度の PASCAL3 の結果）.2-203
表 2.3.3-43　内部亀裂を対象とした過年度結果との比較（過年度の PASCAL3 の結果）.2-204
表 2.3.3-44　内部亀裂を対象とした過年度結果との比較（今年度の PASCAL3 の結果）.2-204
表 2.3.3-45　台形公式を用いた積分処理の確認.....2-204
表 2.3.3-46　過渡事象（SBLOCA）における応力拡大係数の確認条件.....2-207
表 2.3.3-47　応力データ点の逐次 3 次多項式近似（Microsoft Excel®との比較による確認）..2-212
表 2.3.3-48　PARENT/CHILD 関係の確認条件.....2-216
表 2.3.3-49　PARENT/CHILD 関係を考慮する機能の確認結果.....2-217
表 2.3.4-1　標準的解析要領案.....2-220
表 2.3.4-2　PASCAL を用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例.....2-237
表 2.3.4-3　PASCAL の信頼性確認の項目一覧.....2-237
表 2.3.4-4　中性子照射量分布の機能に関する信頼性確認の例.....2-238
表 2.3.4-5　K_{Ic} 分布の機能に関する信頼性確認の例.....2-238
表 2.3.4-6　亀裂進展判定と亀裂種類切り替えに関する信頼性確認の例.....2-239
表 2.3.4-7　JEAC4201-2007[2013 年追補版]の脆化予測法に関する信頼性確認の例.....2-239
表 2.3.4-8　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 1）.....2-241

表 2.3.4-9　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 2）.....2-242
表 2.3.4-10　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 3）.....2-243
表 2.3.4-11　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 4）.....2-244
表 2.3.4-12　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 5）.....2-245
表 2.3.4-13　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 6）.....2-246
表 2.3.4-14　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 7）.....2-247
表 2.3.4-15　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 8）.....2-248
表 2.3.4-16　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 9）.....2-249
表 2.3.4-17　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 10）.....2-250
表 2.3.4-18　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 11）.....2-251
表 2.4.1-1　国内モデルデータを用いた基本ケースの解析結果.....2-253
表 2.4.1-2　基本ケースの解析結果（FCI の内訳の平均値）.....2-254
表 2.4.1-3　基本ケースの解析結果（TWCF の内訳の平均値）.....2-254
表 2.4.1-4　基本ケースの解析結果（TWCF を FCI で割ったもの（単位は%））.....2-255
表 2.4.2-1　中性子照射量の低減措置.....2-260
表 2.4.2-2　中性子照射量の低減措置の影響解析の結果.....2-262
表 2.4.3-1　亀裂形状による解析条件の差異.....2-265
表 2.4.3-2　想定亀裂の形状による CPI、CPF への影響.....2-266
表 2.4.3-3　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（LBLOCA）.....2-268
表 2.4.3-4　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（SBLOCA）.....2-268
表 2.4.3-5　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（MSLB）.....2-269
表 2.4.3-6　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（SO）.....2-269
表 2.4.4-1　ベイズ更新のケースと結果.....2-272
表 2.4.5-1　脆化予測法の違いによる FCI 及び TWCF への影響の解析結果.....2-276
表 3.2.1-1　1965 年から 1996 年までの配管の漏えい数.....3-7
表 3.2.1-2 パーデューモデルで用いられる目標漏えい頻度.....3-8
表 3.2.2-1　ASME PVP 2016 の一次系配管を対象とした PFM に係る発表.....3-12
表 3.3.1-1　調査を行った国内プロジェクトの概要.....3-15
表 3.3.1-2　超音波探傷手法の分類.....3-16
表 3.3.1-3　直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥検出性試験に用いられた試験体.....3-17
表 3.3.1-4　UTS での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥検出性試験条件.....3-17
表 3.3.1-5　SCC 欠陥の検査員の熟練度による PNNL の POD 評価モデルのパラメータ.....3-17
表 3.3.1-6　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング測定に用いられた試験体.....3-19
表 3.3.1-7　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング測定に参加したチームの試験条件（現行法(波形)）.....3-19
表 3.3.1-8　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング測定に参加したチームの試験条件（PA 法）.....3-20
表 3.3.1-9　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥深さサイジング精度のまとめ.....3-21
表 3.3.1-10　直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥検出性試験条件.....3-22
表 3.3.1-11　UTS での直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の深さサイジング測定に用いら

れた試験体.....3-23
表 3.3.1-12　直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度のまとめ..3-23
表 3.3.1-13　UTS での直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥検出性試験条件.....3-24
表 3.3.1-14　UTS での直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の深さサイジング測定に用いられた試験体.....3-25
表 3.3.1-15　直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の深さサイジング測定に参加したチーム数及び使用された探触子.....3-25
表 3.3.1-16　直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度のまとめ.....3-26
表 3.3.1-17　ニッケル合金溶接部における欠陥（SCC）検出の試験条件（現行法）.....3-28
表 3.3.1-18　ニッケル合金溶接部における欠陥（SCC）検出の試験条件（PA 法）.....3-28
表 3.3.1-19　溶接平行欠陥の検出性試験結果.....3-29
表 3.3.1-20　溶接直交欠陥の検出性試験結果.....3-30
表 3.3.1-21　ニッケル合金溶接部（SCC）の欠陥深さサイジング精度モデルのパラメータ...3-37
表 3.3.1-22　ニッケル合金溶接部における深さサイジングの主な測定条件（現行法）.....3-38
表 3.3.1-23　ニッケル合金溶接部における深さサイジングの主な測定条件（PA 法）.....3-38
表 3.3.1-24　ニッケル合金溶接部における SCC 深さサイジング精度のまとめ.....3-42
表 3.3.2-1　亀裂開口変位 COD を求めるための各係数.....3-51
表 3.3.2-2　内部流体の状態と臨界流量算出モデル.....3-53
表 3.3.2-3　Gcテーブルの概要.....3-53
表 3.3.2-4　Gcテーブルの独立変数の値.....3-53
表 3.3.2-5　溶接残留応力分布の入力用 csv ファイルのフォーマット例.....3-57
表 3.3.2-6　導入機能を用いる溶接残留応力の入力カード.....3-57
表 3.3.2-7　従来の階層型モンテカルロ法のフォーマット.....3-58
表 3.3.2-8　導入するユーザー指定型の階層型モンテカルロ法のフォーマット.....3-58
表 3.3.3-1　亀裂進展速度評価モデルの変数.....3-61
表 3.3.3-2　対象配管.....3-62
表 3.3.3-3　対象亀裂.....3-62
表 3.3.3-4　定常運転時の負荷条件.....3-63
表 3.3.3-5　溶接残留応力.....3-64
表 3.3.3-6　SCC 進展速度.....3-65
表 3.3.3-7　応力拡大係数の算出式.....3-66
表 3.3.3-8　矩形及び扇形亀裂の共通条件.....3-71
表 3.3.3-9　矩形亀裂の条件.....3-71
表 3.3.3-10　扇形亀裂の条件.....3-71
表 3.3.3-11　ツールの確認用の対数正規分布のパラメータ.....3-75
表 3.3.3-12　対数正規分布に関するツールの確認結果.....3-75
表 3.3.3-13　ツールの確認用の正規分布のパラメータ.....3-76
表 3.3.3-14　正規分布に関するツールの確認結果.....3-76
表 3.3.3-15　ツールの確認用の指数分布のパラメータ.....3-77
表 3.3.3-16　指数分布に関するツールの確認結果.....3-77
表 3.3.3-17　ツールの確認用のワイブル分布のパラメータ.....3-78

表 3.3.3-18　ワイブル分布に関するツールの確認結果 3-78
表 3.3.3-19　ツールの確認用の一様分布のパラメータ 3-79
表 3.3.3-20　一様分布に関するツールの確認結果 3-79
表 3.3.3-21　確認用の認識論的不確実さ及び偶然的不確実さのパラメータ 3-80
表 3.3.3-22　指定した亀裂深さの条件 3-85
表 3.3.3-23　出力ファイルに出力された階層分割情報 3-86
表 3.3.3-24　分割方法による分割数と破断確率の関係の比較 3-87
表 3.3.3-25　ユーザー指定分割と自動最適化ループを使用した均等分割との結果の比較 3-88
表 3.3.3-26　SCC 亀裂進展速度評価機能の検証条件 3-89
表 3.3.4-1　経年配管を対象とした PFM 評価要領 3-94
表 3.3.4-2　PASCAL-SP で考慮できる初期亀裂及び発生亀裂の条件 3-106
表 3.3.4-3　評価ケース 3-108
表 3.3.4-4　対象配管 3-109
表 3.3.4-5　対象亀裂 3-111
表 3.3.4-6　定常運転時の負荷条件 3-112
表 3.3.4-7　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数 3-113
表 3.3.4-8　地震動による応答応力 3-113
表 3.3.4-9　疲労亀裂進展速度 3-114
表 3.3.4-10　応力拡大係数の算出条件 3-115
表 3.3.4-11　破壊評価用応力 3-116
表 3.3.4-12　亀裂貫通の判定条件 3-117
表 3.3.4-13　破壊評価手法 3-118
表 3.3.4-14　流動応力 3-119
表 3.3.4-15　対象配管 3-120
表 3.3.4-16　対象亀裂 3-122
表 3.3.4-17　初期亀裂の位置 3-123
表 3.3.4-18　IGSCC による亀裂の発生モデル 3-124
表 3.3.4-19　定常運転時の負荷条件 3-125
表 3.3.4-20　溶接残留応力 3-126
表 3.3.4-21　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数 3-128
表 3.3.4-22　地震動による応答応力 3-128
表 3.3.4-23　SCC 進展速度 3-130
表 3.3.4-24　疲労亀裂進展速度 3-131
表 3.3.4-25　応力拡大係数の算出条件 3-132
表 3.3.4-26　破壊評価用応力 3-133
表 3.3.4-27　亀裂貫通の判定条件 3-133
表 3.3.4-28　破壊評価手法 3-134
表 3.3.4-29　流動応力 3-134
表 3.3.4-30　非破壊検査による亀裂の非検出確率評価モデル 3-135
表 3.3.4-31　対象配管 3-136
表 3.3.4-32　対象亀裂 3-137
表 3.3.4-33　定常運転時負荷条件 3-138

表 3.3.4-34　溶接残留応力.....3-139
表 3.3.4-35　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数.....3-140
表 3.3.4-36　地震動による応答応力.....3-140
表 3.3.4-37　PWSCC 亀裂進展速度.....3-142
表 3.3.4-38　疲労亀裂進展速度.....3-143
表 3.3.4-39　応力拡大係数の算出条件.....3-144
表 3.3.4-40　破壊評価用応力.....3-145
表 3.3.4-41　亀裂貫通の判定条件.....3-145
表 3.3.4-42　破壊評価手法.....3-146
表 3.3.4-43　流動応力.....3-146
表 3.3.4-44　非破壊検査による亀裂の検出確率評価モデル.....3-147
表 3.3.4-45　対象配管.....3-148
表 3.3.4-46　対象亀裂.....3-149
表 3.3.4-47　定常運転時負荷条件.....3-150
表 3.3.4-48　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数.....3-151
表 3.3.4-49　地震動による応答応力.....3-151
表 3.3.4-50　疲労亀裂進展速度.....3-152
表 3.3.4-51　応力拡大係数の算出条件.....3-153
表 3.3.4-52　破壊評価用応力.....3-154
表 3.3.4-53　亀裂貫通の判定条件.....3-154
表 3.3.4-54　破壊評価法.....3-155
表 3.3.4-55　破壊評価用材料定数.....3-156
表 3.3.4-56　化学成分.....3-157
表 3.3.4-57　TSS モデルによる材料定数の予測式.....3-158
表 3.3.4-58　熱時効を考慮した J-R カーブの予測.....3-159
表 3.4.1-1　対象配管.....3-168
表 3.4.1-2　対象亀裂.....3-169
表 3.4.1-3　PWSCC による亀裂発生モデル.....3-170
表 3.4.1-4　定常運転時負荷条件.....3-171
表 3.4.1-5　溶接残留応力.....3-172
表 3.4.1-6　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数.....3-172
表 3.4.1-7　PWSCC 亀裂進展速度.....3-173
表 3.4.1-8　疲労亀裂進展速度.....3-174
表 3.4.1-9　応力拡大係数の算出条件.....3-175
表 3.4.1-10　破壊評価用応力.....3-176
表 3.4.1-11　亀裂貫通の判定条件.....3-177
表 3.4.1-12　漏えい量評価モデル.....3-178
表 3.4.1-13　破壊評価手法.....3-179
表 3.4.1-14　流動応力.....3-179
表 3.4.2-1　解析ケース.....3-181
表 3.4.2-2　対象セグメント.....3-183
表 3.4.2-3　対象亀裂形状.....3-184

表 3.4.2-4　対象亀裂の存在確率.....3-185
表 3.4.2-5　定常運転時負荷条件.....3-186
表 3.4.2-6　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数.....3-186
表 3.4.2-7　疲労亀裂進展速度.....3-187
表 3.4.2-8　応力拡大係数.....3-188
表 3.4.2-9　破壊評価用応力.....3-189
表 3.4.2-10　亀裂貫通の判定条件.....3-189
表 3.4.2-11　破壊評価法.....3-190
表 3.4.2-12　流動応力.....3-190
表 3.4.2-13　非破壊検査による亀裂の検出確率.....3-191
表 3.4.2-14　非破壊検査に関する解析条件.....3-194
表 3.4.3-1　解析ケース.....3-197
表 3.4.3-2　対象配管.....3-198
表 3.4.3-3　対象亀裂.....3-199
表 3.4.3-4　初期亀裂の位置.....3-200
表 3.4.3-5　定常運転時の負荷条件.....3-201
表 3.4.3-6　溶接残留応力.....3-202
表 3.4.3-7　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数.....3-204
表 3.4.3-8　維持規格の亀裂進展速度線図に基づく IGSCC 亀裂進展速度評価モデル.....3-205
表 3.4.3-9　旧 JNES において検討された IGSCC 亀裂進展速度線図に基づく亀裂進展速度評価モデル.....3-206
表 3.4.3-10　疲労亀裂進展速度.....3-207
表 3.4.3-11　応力拡大係の算出条件.....3-208
表 3.4.3-12　破壊評価用負荷条件.....3-209
表 3.4.3-13　亀裂貫通の判定条件.....3-209
表 3.4.3-14　破壊評価手法.....3-210
表 3.4.3-15　流動応力.....3-210
表 3.4.3-16　非破壊検査による亀裂の非検出確率評価モデル.....3-211
表 3.4.4-1　IHSI に関する解析ケース.....3-215
表 3.4.4-2　水素注入に関する解析ケース.....3-215
表 3.4.4-3　対象配管.....3-216
表 3.4.4-4　IGSCC による亀裂の発生モデル.....3-217
表 3.4.4-5　定常運転時の負荷条件.....3-218
表 3.4.4-6　溶接残留応力.....3-218
表 3.4.4-7　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数.....3-219
表 3.4.4-8　BWR 通常沪内水室環境中の SCC 進展速度.....3-221
表 3.4.4-9　水素注入水質環境中の SCC 進展速度.....3-222
表 3.4.4-10　疲労亀裂進展速度.....3-223
表 3.4.4-11　応力拡大係数の算出条件.....3-224
表 3.4.4-12　破壊評価用応力.....3-225
表 3.4.4-13　亀裂貫通の判定条件.....3-225
表 3.4.4-14　破壊評価手法.....3-226

表 3.4.4-15　流動応力.....3-226
表 4.1.2-1　ローカルモデルの寸法 [127].....4-3
表 4.1.2-2　Main Task（MT）の解析ケース.....4-10
表 4.1.2-3　Parametric Studies（PS）の解析ケース.....4-10
表 4.1.2-4　COSSAL 事務局から提供された材料物性データ.....4-11
表 4.1.2-5　解析モデルと端部力の関係.....4-14
表 4.2.3-1　構造部の材料.....4-63
表 4.2.5-1　ニッケル合金の破壊靭性値（[136] より引用）.....4-72

図一 覧

図 2.2.1-1　Palisades に対するライセンス変更申請に関する 10CFR50.61a[1] の適用の経緯の概要 2-4
図 2.2.1-2　NUREG-2163[5] の監視試験データに対する脆化予測式の精度に関する模式図 2-5
図 2.2.1-3　RPV 展開図と指示情報 2-8
図 2.2.1-4　代替 PTS 規則の要求事項に対する推奨手順のフロー図 2-10
図 2.2.2-1　Döel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV 評価の流れ 2-13
図 2.2.3-1　破壊靭性曲線及び破壊靭性データ 2-23
図 2.2.3-2　FAVOR 理論マニュアルのサンプリング対象 2-24
図 2.2.3-3　FAVOR 理論マニュアルのサンプル数補正値及び近似曲線 2-25
図 2.2.3-4　ΔRT_{LB}**及び$\Delta RT_{epistemic}$ の累積頻度分布 2-29
図 2.2.3-5　破壊靭性曲線（国内モデル B） 2-30
図 2.2.3-6　RT_{NDT}-T_o 及び$\Delta RT_{epistemic}$ の累積頻度分布 2-32
図 2.2.3-7　破壊靭性曲線（国内モデル A） 2-34
図 2.2.3-8　$\Delta RT_{epistemic}$ の比較 2-35
図 2.2.3-9　破壊靭性評価モデルの比較 2-36
図 2.2.3-10　RT_{NDT}-T_o の累積頻度分布 2-39
図 2.2.3-11　ΔRT_{ARREST}（=T_{KIa}-T_o）と T_o の関係 2-42
図 2.2.3-12　var(T_{KIa})と T_o の関係 2-43
図 2.2.3-13　亀裂伝播停止靭性曲線 2-44
図 2.2.4-1　RT_{NDT} に対する TWCF と全 TWCF における延性破壊の割合の傾向 2-51
図 2.2.4-2　*USE* に対する TWCF と全 TWCF における延性破壊の割合の傾向 2-52
図 2.3.1-1　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（1/4） 2-57
図 2.3.1-2　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（2/4） 2-57
図 2.3.1-3　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（3/4） 2-58
図 2.3.1-4　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（4/4） 2-59
図 2.3.1-5　Khaleel モデル[32] の POD 曲線と UTS プロジェクトで得られた欠陥検出確率との比較 2-61
図 2.3.1-6　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体の欠陥深さ測定精度（外面探傷、端部エコー法） 2-63
図 2.3.1-7　補修溶接を考慮した場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布 2-66
図 2.3.1-8　補修溶接を考慮した場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布 2-66
図 2.3.1-9　補修溶接を考慮しない場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布 2-67
図 2.3.1-10　補修溶接を考慮しない場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布 2-67
図 2.3.1-11　国内モデルプラント相当の亀裂密度分布 2-68
図 2.3.1-12　Khaleel モデル 2-72
図 2.3.1-13　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 1-A） 2-73
図 2.3.1-14　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 1-B） 2-73
図 2.3.1-15　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 1-C） 2-74
図 2.3.1-16　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 1-D） 2-74
図 2.3.1-17　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 2-A） 2-75

図 2.3.1-18　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 2-B）.....2-75
図 2.3.1-19　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 2-C）.....2-76
図 2.3.1-20　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 2-D）.....2-76
図 2.3.1-21　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 3-A）.....2-77
図 2.3.1-22　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 3-B）.....2-77
図 2.3.1-23　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 3-C）.....2-78
図 2.3.1-24　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース 3-D）.....2-78
図 2.3.1-25　母材部の small flaw の亀裂密度のベイズ更新.....2-79
図 2.3.1-26　母材部の large flaw の亀裂密度のベイズ更新.....2-79
図 2.3.1-27　母材部の small flaw の亀裂深さパラメータのベイズ更新.....2-80
図 2.3.1-28　母材部の large flaw の亀裂深さパラメータのベイズ更新.....2-80
図 2.3.1-29　溶接部の small flaw の亀裂密度のベイズ更新.....2-81
図 2.3.1-30　溶接部の large flaw の亀裂密度のベイズ更新.....2-81
図 2.3.1-31　溶接部の small flaw の亀裂深さパラメータのベイズ更新.....2-82
図 2.3.1-32　溶接部の large flaw の亀裂深さパラメータのベイズ更新.....2-82
図 2.3.1-33　Small-diameter pipe break (LOCA) transients.....2-93
図 2.3.1-34　Medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients.....2-94
図 2.3.1-35　Large-diameter steam line break transients.....2-95
図 2.3.1-36　Stuck-open primary valve transients (including valve reclosure).....2-96
図 2.3.1-37　Stuck-open primary valve transients (no value reclosure).....2-97
図 2.3.1-38　SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves.....2-98
図 2.3.1-39　Feed&Bleed, Overfeed.....2-99
図 2.3.1-40　Mixed primary and secondary initiator transients.....2-100
図 2.3.1-41　Small-diameter pipe break (LOCA) transients の発生頻度.....2-101
図 2.3.1-42　Medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients の発生頻度.....2-101
図 2.3.1-43　Large-diameter steam line break transients の発生頻度.....2-102
図 2.3.1-44　Stuck-open primary valve transients (including value reclosure) の発生頻度.....2-102
図 2.3.1-45　Stuck-open primary valve transients (no value reclosure) の発生頻度.....2-103
図 2.3.1-46　SO-2 transients involving all (or a large number) stuck-open valves の発生頻度..2-103
図 2.3.1-47　Feed&Bleed, Overfeed の発生頻度.....2-104
図 2.3.1-48　Mixed primary and secondary initiator transients の発生頻度.....2-104
図 2.3.1-49　事象分類ごとの発生頻度.....2-105
図 2.3.1-50　米国の文献及びデータの対応関係.....2-105
図 2.3.1-51　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（原子炉容器付近及び一次系ループ）.....2-107
図 2.3.1-52　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（原子炉容器部分の拡大図）.....2-108
図 2.3.1-53　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（破断側の一次系ループ部分の拡大図）.....2-109
図 2.3.1-54　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（健全側の一次系ループ部分の拡大図）.....2-109
図 2.3.1-55　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（破断側の ECCS、蓄圧器

部分の拡大図）.....2-110
図 2.3.1-56　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（健全側の ECCS、蓄圧器部分の拡大図）.....2-110
図 2.3.1-57　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（加圧器部分の拡大図）.2-110
図 2.3.1-58　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（破断側二次側ループ）.2-111
図 2.3.1-59　3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（健全側二次側ループ）.2-111
図 2.3.1-60　破断流量.....2-120
図 2.3.1-61　ECCS による高圧注入量.....2-121
図 2.3.1-62　補助給水注入量.....2-122
図 2.3.1-63　加圧器（一次系）の圧力.....2-123
図 2.3.1-64　加圧器水位.....2-124
図 2.3.1-65　蒸気発生器（二次系）の圧力.....2-125
図 2.3.1-66　SG（二次系）の流体温度.....2-126
図 2.3.1-67　ホットレグ、コールドレグの流体温度.....2-127
図 2.3.1-68　ホットレグ、コールドレグの流量.....2-128
図 2.3.1-69　ダウンカマ部の流量（黒破線がコールドレグ直下約 3.6m の位置）.....2-129
図 2.3.1-70　ダウンカマ部の流体温度（黒破線がコールドレグ直下約 3.6m の位置）.....2-130
図 2.3.1-71　ダウンカマ部の圧力（黒破線がコールドレグ直下約 3.6m の位置）.....2-131
図 2.3.1-72　ダウンカマ部-RPV 壁の間の熱伝達係数.....2-132
図 2.3.1-73　熱伝達係数の評価対象位置（コールドレグ直下約 3.6m の位置）.....2-133
図 2.3.1-74　コールドレグ直下約 3.6m の位置における流体温度.....2-133
図 2.3.1-75　コールドレグ直下約 3.6m の位置における圧力.....2-134
図 2.3.1-76　コールドレグ直下約 3.6m の位置における RPV 壁との間の熱伝達係数.....2-134
図 2.3.1-77　RPV モデル.....2-135
図 2.3.1-78　構造モデル境界条件図.....2-136
図 2.3.1-79　温度分布の時間変化.....2-137
図 2.3.1-80　内外表面の温度（左）及び内表面の熱流束（右）の時刻歴.....2-137
図 2.3.1-81　主蒸気管破断後 2000[秒]でのフープストレス.....2-139
図 2.3.1-82　応力の評価点での周方向応力及び Mises 応力の時刻歴.....2-140
図 2.3.1-83　SO-126 の冷却水温度の元データと削減後の使用データ.....2-141
図 2.3.2-1　PASCAL における解析の流れ.....2-144
図 2.3.2-2　TWCF の不確実さの評価フロー.....2-147
図 2.3.2-3　LHS 法を用いたサンプリングの例.....2-148
図 2.3.2-4　亀裂の形状の定義.....2-152
図 2.3.2-5　K_I 算出のための応力の取扱い.....2-152
図 2.3.2-6　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-156
図 2.3.2-7　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-156
図 2.3.2-8　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-157
図 2.3.2-9　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-157

図 2.3.3-1　FAVOR における解析の流れ 2-161
図 2.3.3-2　PASCAL における解析の流れ 2-162
図 2.3.3-3　決定論解析による応力拡大係数の比較に用いた応力分布（時間変化なし） ..2-164
図 2.3.3-4　時間変化を考慮しない応力分布における表面半楕円亀裂の応力拡大係数 2-165
図 2.3.3-5　時間変化を考慮しない応力分布における無限長及び全周亀裂の応力拡大係数 2-165
図 2.3.3-6　時間変化を考慮しない応力分布における内部亀裂の応力拡大係数（亀裂内表面点の位置固定） 2-166
図 2.3.3-7　時間変化を考慮しない応力分布における内部亀裂の応力拡大係数（亀裂深さ固定） 2-166
図 2.3.3-8　決定論解析による応力拡大係数比較に用いた LBLOCA-56 における応力及び温度分布の例 2-167
図 2.3.3-9　LBLOCA-56 における表面半楕円亀裂の応力拡大係数 2-168
図 2.3.3-10　LBLOCA-56 における無限長亀裂の応力拡大係数 2-168
図 2.3.3-11　LBLOCA-56 における軸方向内部亀裂の応力拡大係数 2-169
図 2.3.3-12　単一亀裂の CPI 及び CPF の比較に用いた時間変化を考慮しない応力分布 ...2-173
図 2.3.3-13　台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例（PVP2014-28350[48] より引用） 2-177
図 2.3.3-14　SO-126（97 分時点）の応力及び温度分布 2-177
図 2.3.3-15　SBLOCA-3（66 分時点）の応力及び温度分布 2-178
図 2.3.3-16　SBLOCA-114（49 分時点）の応力及び温度分布 2-178
図 2.3.3-17　日米の脆化予測法の違い（決定論解析） 2-184
図 2.3.3-18　FAVOR の溶接残留応力とその 3 次多項式近似 2-187
図 2.3.3-19　異なる溶接残留応力による母材部の周方向応力の比較（過渡事象開始直後） ..2-187
図 2.3.3-20　異なる溶接残留応力による溶接部の周方向応力の比較（過渡事象開始直後） ..2-188
図 2.3.3-21　LBLOCA-56 と SO-126 における応力拡大係数と破壊靭性曲線 2-192
図 2.3.3-22　破壊靭性曲線の比較 2-199
図 2.3.3-23　亀裂伝播停止靭性曲線の比較 2-199
図 2.3.3-24　積分処理の確認用の被積分関数 2-204
図 2.3.3-25　LHS 法の確認 2-206
図 2.3.3-26　機能確認のための溶接残留応力 2-207
図 2.3.3-27　表面半楕円亀裂の応力拡大係数（CEA の解 [45]） 2-208
図 2.3.3-28　軸方向に長い亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]、*a*/*t*=10%） 2-208
図 2.3.3-29　軸方向に長い亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]、*a*/*t*=30%） 2-209
図 2.3.3-30　軸方向に長い亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]、*a*/*t*=50%） 2-209
図 2.3.3-31　全周亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]、*a*/*t*=10%） 2-210
図 2.3.3-32　全周亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]、*a*/*t*=30%） 2-210
図 2.3.3-33　全周亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]、*a*/*t*=50%） 2-211
図 2.3.3-34　周方向内部亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]） 2-211
図 2.3.3-35　軸方向内部亀裂の応力拡大係数（JSME 維持規格 [44]） 2-212

図 2.3.3-36　応力データ点を亀裂が存在する範囲の 3 次多項式近似して得られた応力分布 ..2-213
図 2.3.3-37　母材部応力に用いる補正係数（全周亀裂）.....2-214
図 2.3.3-38　母材部応力に用いる補正係数（無限長亀裂）.....2-214
図 2.3.3-39　クラッド部応力に用いる補正係数.....2-215
図 2.3.3-40　PARENT/CHILD 関係を考慮する機能の確認条件（サブリージョン）.....2-216
図 2.3.4-1　標準的解析要領の枠組み.....2-218
図 2.3.4-2　標準的解析要領の対象範囲.....2-219
図 2.3.4-3　破損頻度計算手順の模式図.....2-234
図 2.3.4-4　PASCAL3 の重ね合わせ方の概念（JAEA Data/Code 2010-033[2]）.....2-235
図 2.3.4-5　FAVOR における FAVPFM の計算の流れ[3].....2-236
図 2.4.1-1　基本ケースの TWCF の分布.....2-253
図 2.4.1-2　基本ケースにおける FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-256
図 2.4.1-3　基本ケースにおける TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-256
図 2.4.1-4　基本ケースにおける FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-257
図 2.4.1-5　基本ケースにおける TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-257
図 2.4.1-6　基本ケースにおける過渡事象別の FCI（平均値）における亀裂種類の割合...2-258
図 2.4.1-7　基本ケースにおける過渡事象別の TWCF（平均値）における亀裂種類の割合....2-258
図 2.4.2-1　運転年数と RT_{NDT} のシフト量.....2-260
図 2.4.2-2　運転年数と RT_{NDT} のシフト量（拡大図）.....2-261
図 2.4.2-3　中性子照射量と RT_{NDT} のシフト量.....2-261
図 2.4.2-4　中性子照射量と RT_{NDT} のシフト量（拡大図）.....2-262
図 2.4.2-5　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-263
図 2.4.2-6　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-263
図 2.4.2-7　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-264
図 2.4.2-8　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-264
図 2.4.3-1　破壊靭性曲線の比較（T-T_o を用いて整理）.....2-270
図 2.4.3-2　破壊靭性曲線の比較（T-RT_{NDT}～T-T_{r30} を用いて整理）.....2-270
図 2.4.4-1　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-273
図 2.4.4-2　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-273
図 2.4.4-3　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-274
図 2.4.4-4　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-274
図 2.4.5-1　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-276
図 2.4.5-2　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度.....2-277
図 2.4.5-3　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-277
図 2.4.5-4　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度.....2-278
図 2.4.5-5　日米の脆化予測法の比較（運転年数 48EFPY）.....2-278
図 2.4.5-6　RT_{NDT} のシフト量の分布（中性子照射量の平均値は 7×10^{19}n/cm^2）.....2-279
図 2.4.5-7　RT_{NDT} のシフト量の分布（中性子照射量の平均値は 4×10^{19}n/cm^2）.....2-279
図 2.4.5-8　板厚内の RT_{NDT} のシフト量（表面の照射量は 7×10^{19}n/cm^2）.....2-280
図 3.2.1-1　ASME/WOG 手法の流れの模式図.....3-4

図 3.2.1-2　CANDU 炉の模式図 3-10
図 3.2.1-3　燃料チャネルの模式図....3-10
図 3.2.2-1　各位置において独立に応力値を決定した場合の残留応力分布 3-12
図 3.2.2-2　隣接する点との相関を考慮して応力値を決定した場合の残留応力分布 3-13
図 3.3.1-1　SCC に対する POD 曲線と UTS で得られた欠陥検出確率との比較....3-18
図 3.3.1-2　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング精度（現行法(波形)）
....3-20
図 3.3.1-3　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング精度（PA 法）3-21
図 3.3.1-4　直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度 3-23
図 3.3.1-5　直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度 3-26
図 3.3.1-6　溶接平行欠陥に対する欠陥検出確率....3-31
図 3.3.1-7　溶接直交欠陥に対する欠陥検出確率....3-32
図 3.3.1-8　カテゴリ分けした場合の溶接平行欠陥に対する欠陥検出確率 3-33
図 3.3.1-9　カテゴリ分けした場合の溶接直交欠陥に対する欠陥検出確率 3-34
図 3.3.1-10　溶接平行欠陥に対する POD 曲線（外面 UT）....3-35
図 3.3.1-11　溶接直交欠陥に対する POD 曲線（外面 UT）....3-36
図 3.3.1-12　現行法（波形）の深さサイジング精度（溶接平行欠陥）....3-39
図 3.3.1-13　現行法（画像）の深さサイジング精度（溶接平行欠陥）....3-39
図 3.3.1-14　PA 法の深さサイジング精度（溶接平行欠陥）....3-40
図 3.3.1-15　現行法（波形）の深さサイジング精度（溶接直交欠陥）....3-40
図 3.3.1-16　現行法（画像）の深さサイジング精度（溶接直交欠陥）....3-41
図 3.3.1-17　PA 法の深さサイジング精度（溶接直交欠陥）....3-41
図 3.3.1-18　xLPR における残留応力のサンプリング例　（100 サンプル、相関係数 0.9）.3-43
図 3.3.1-19　想定した溶接残留応力分布の例....3-45
図 3.3.1-20　不確実さを考慮してサンプリングした溶接残留応力分布(10 サンプル) 3-45
図 3.3.1-21　溶接硬化部の SCC 進展速度線図 3-47
図 3.3.1-22　溶接金属部の SCC 進展速度線図 3-47
図 3.3.2-1　軸方向半楕円亀裂から矩形貫通亀裂への置換え....3-49
図 3.3.2-2　認識論的不確実さを考慮した評価の概念図（対数正規分布の場合）....3-55
図 3.3.2-3　認識論的不確実さを考慮した計算フロー....3-55
図 3.3.3-1　溶接残留応力分布....3-64
図 3.3.3-2　PASCAL-SP 決定論解析の結果(亀裂深さ)....3-67
図 3.3.3-3　PASCAL-SP 決定論解析の結果(亀裂長さ)....3-67
図 3.3.3-4　xLPR v.1 Pilot Study 決定論解析の結果(亀裂深さ)....3-68
図 3.3.3-5　重ね合わせた結果図(亀裂深さ)....3-68
図 3.3.3-6　xLPR v.1 Pilot Study 決定論解析の結果(亀裂長さ)....3-69
図 3.3.3-7　重ね合わせた結果図(亀裂長さ)....3-69
図 3.3.3-8　JAERI-M レポートの漏えい量算出例（左：矩形、右：扇形）....3-72
図 3.3.3-9　臨界流量算出機能の確認....3-72
図 3.3.3-10　軸方向貫通亀裂及び周方向貫通亀裂に対する漏えい量の算出機能確認....3-73
図 3.3.3-11　破損確率の平均値の比較....3-80
図 3.3.3-12　検証において入力として用いた溶接残留応力分布....3-81

図 3.3.3-13　乱数を固定して生成した残留応力分布の比較.....3-82
図 3.3.3-14　導入機能を用いて生成した 100 セットの残留応力分布.....3-83
図 3.3.3-15　サンプリングされた亀裂深さのヒストグラム.....3-85
図 3.3.3-16　分割数に対する 20 年目の破断確率.....3-87
図 3.3.3-17　サンプリング数自動最適化ループを使用した解析結果との比較.....3-88
図 3.3.3-18　PASCAL-SP で計算した溶接硬化部の亀裂進展速度.....3-90
図 3.3.3-19　溶接硬化部の SCC 進展速度線図.....3-90
図 3.3.3-20　計算値と速度線図の重ね合わせ（溶接硬化部）.....3-91
図 3.3.3-21　PASCAL-SP で計算した溶接金属部の亀裂進展速度.....3-91
図 3.3.3-22　溶接金属部の SCC 進展速度線図.....3-92
図 3.3.3-23　計算値と速度線図の重ね合わせ（溶接金属部）.....3-92
図 3.3.4-1　経年配管を対象とした PFM 評価手順.....3-105
図 3.3.4-2　SUS316 配管の SCC の模式図.....3-105
図 3.3.4-3　亀裂発生部位と溶接境界に達する時の深さの関係（「原子炉再循環系配管に係わる健全性評価方法について」より引用）.....3-106
図 3.3.4-4　亀裂発生時刻の確率論的評価モデルの例（PVP2008-61017 より引用）.....3-107
図 3.3.4-5　亀裂半長の確率論的評価モデルの例（PVP2008-61017 より引用）.....3-107
図 3.3.4-6　内表面亀裂の進展の模式図.....3-123
図 3.3.4-7　溶接残留応力分布　300A（旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会資料より引用 [103]）.....3-127
図 3.3.4-8　溶接残留応力分布　400A（旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会資料より引用 [103]）.....3-127
図 3.3.4-9　溶接残留応力分布（PVP2015-45134[109] より引用）.....3-139
図 3.3.4-10　経年事象による亀裂の進展及び地震による亀裂の進展.....3-160
図 3.3.4-11　経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例.....3-161
図 3.3.4-12　初期亀裂を想定し、経年事象として IGSCC 及び疲労を考慮した破損確率解析事例.....3-162
図 3.3.4-13　経年事象として IGSCC による亀裂発生及び IGSCC と疲労による亀裂進展を考慮した破損確率解析事例.....3-163
図 3.3.4-14　初期亀裂を想定し、経年事象として PWSCC 及び疲労を考慮した破損確率解析事例.....3-164
図 3.3.4-15　経年事象として PWSCC を考慮した破損確率解析事例　発生亀裂.....3-165
図 3.3.4-16　経年事象として熱時効を考慮した破損確率解析事例.....3-166
図 3.4.1-1　溶接残留応力分布（PVP2015-45134[109] より引用）.....3-172
図 3.4.1-2　ホットレグを対象とした漏えい検知確率及び破断確率.....3-180
図 3.4.2-1　セグメントの漏えい頻度と試験程度の関係.....3-192
図 3.4.2-2　セグメントの漏えい頻度と試験程度の関係における検査の実施タイミングの影響.....3-195
図 3.4.3-1　内表面亀裂の進展の模式図.....3-200
図 3.4.3-2　300A 配管の溶接残留応力分布.....3-203
図 3.4.3-3　400A 配管の溶接残留応力分布.....3-203
図 3.4.3-4　300A 配管の解析結果.....3-212

図 3.4.3-5　400A 配管の解析結果 3-213
図 3.4.3-6　溶接硬化部における IGSCC 亀裂進展速度評価モデルの比較 3-213
図 3.4.3-7　溶接金属における IGSCC 亀裂進展速度評価モデルの比較 3-214
図 3.4.4-1　IHSI 実施前後の残留応力 3-219
図 3.4.4-2　IHSI を想定した解析結果（縦軸：線形目盛） 3-228
図 3.4.4-3　IHSI を想定した解析結果（縦軸：対数目盛） 3-228
図 3.4.4-4　水素注入を想定した解析結果（縦軸：線形目盛） 3-229
図 3.4.4-5　水素注入を想定した解析結果（縦軸：対数目盛） 3-229
図 4.1.2-1　COSSAL ベンチマーク解析の対象の全体系（[127] より引用） 4-2
図 4.1.2-2　ローカルモデルの概略図（[127] より引用） 4-3
図 4.1.2-3　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管） 4-4
図 4.1.2-4　蒸気発生器との接続部（端面 A）の局所座標系 4-5
図 4.1.2-5　RPV との接続部（端面 B）の局所座標系 4-5
図 4.1.2-6　加圧器との接続部（端面 C）の局所座標系 4-6
図 4.1.2-7　蒸気発生器との接続部（端面 A）における変位履歴 4-6
図 4.1.2-8　RPV との接続部（端面 B）における変位履歴 4-7
図 4.1.2-9　加圧器との接続部（端面 C）における変位履歴 4-7
図 4.1.2-10　温度履歴 4-9
図 4.1.2-11　圧力履歴 4-9
図 4.1.2-12　COSSAL ベンチマーク解析に用いたヤング率（炭素鋼） 4-12
図 4.1.2-13　COSSAL ベンチマーク解析に用いた降伏後の応力-ひずみ線図（炭素鋼） 4-12
図 4.1.2-14　COSSAL ベンチマーク解析に用いた平均線膨張係数（炭素鋼） 4-13
図 4.1.2-15　MT3　蒸気発生器伝熱管減肉の模擬イメージ 4-14
図 4.1.3-1　1 次冷却材管エルボのメッシュ 4-16
図 4.1.3-2　1 次冷却材管エルボの境界条件の設定（固定端） 4-17
図 4.1.3-3　1 次冷却材管エルボの境界条件の設定（端部力を付与する端部） 4-18
図 4.1.3-4　1 次冷却材管エルボの境界条件の設定（内圧） 4-19
図 4.1.3-5　1 次冷却材管直管のメッシュ 4-20
図 4.1.3-6　サージ管のメッシュ 4-21
図 4.1.3-7　蒸気発生器伝熱管のメッシュ 4-22
図 4.1.3-8　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ 4-23
図 4.1.3-9　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ（続き） 4-24
図 4.1.3-10　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ（続き） 4-25
図 4.1.3-11　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ（続き） 4-26
図 4.1.3-12　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）における材料区分 4-27
図 4.1.4-1　MT-1a Norton 則を用いて得られた結果（コンター図） 4-28
図 4.1.4-2　MT-1a MG 則を用いて得られた結果（コンター図） 4-29
図 4.1.4-3　MT-1a KR 則を用いて得られた結果（コンター図） 4-29
図 4.1.4-4　MT-1a 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較 4-30
図 4.1.4-5　MT-1b Norton 則を用いて得られた結果（コンター図） 4-31
図 4.1.4-6　MT-1b MG 則を用いて得られた結果（コンター図） 4-32

図 4.1.4-7　MT-1b KR 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-32
図 4.1.4-8　MT-1b 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較.....4-33
図 4.1.4-9　MT-2 Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-34
図 4.1.4-10　MT-2 MG 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-34
図 4.1.4-11　MT-2 KR 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-35
図 4.1.4-12　MT-2 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較.....4-36
図 4.1.4-13　MT-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力（全体図）.....4-37
図 4.1.4-14　MT-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力と相当塑性ひずみ（時刻歴）.....4-37
図 4.1.4-15　MT-4 Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-38
図 4.1.4-16　MT-4 MG 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-39
図 4.1.4-17　MT-4 KR 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-39
図 4.1.4-18　MT-4 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較.....4-40
図 4.1.4-19　PS-A-1a Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-42
図 4.1.4-20　PS-A-1a MG 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-43
図 4.1.4-21　PS-A-1a 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較.....4-43
図 4.1.4-22　PS-A-1b Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-45
図 4.1.4-23　PS-A-1b MG 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-45
図 4.1.4-24　PS-A-1b 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較.....4-46
図 4.1.4-25　PS-A-2 Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-47
図 4.1.4-26　PS-A-2 MG 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-47
図 4.1.4-27　PS-A-2 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較.....4-48
図 4.1.4-28　PS-A-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力（全体図）.....4-49
図 4.1.4-29　PS-A-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力と相当塑性ひずみ（時刻歴）.....4-49
図 4.1.4-30　PS-A-4 Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-50
図 4.1.4-31　PS-A-4 MG 則を用いて得られた結果（コンター図）.....4-50
図 4.1.4-32　PS-A-4 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較.....4-51
図 4.1.4-33　PS-B Norton 則を用いて得られた結果（コンター図、全体図）.....4-52
図 4.1.4-34　PS-B Norton 則を用いて得られた結果（コンター図、拡大図）.....4-53
図 4.1.4-35　PS-B MG 則を用いて得られた結果（コンター図、全体図）.....4-53
図 4.1.4-36　PS-B MG 則を用いて得られた結果（サージ管で比較的大きな相当クリープひずみが発生した箇所）.....4-54
図 4.1.4-37　PS-B Norton 則を用いて得られた相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力と相当クリープひずみの時刻歴.....4-55

図 4.1.4-38　PS-B MG 則を用いて得られた相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力と相当クリープひずみの時刻歴 4-55
図 4.1.4-39　PS-C-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力（全体図） 4-56
図 4.1.4-40　PS-C-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力と相当塑性ひずみ(時刻歴） 4-56
図 4.1.4-41　PS-C-4 Norton 則を用いて得られた結果（コンター図） 4-57
図 4.1.4-42　PS-C-4 MG 則を用いて得られた結果（コンター図） 4-57
図 4.1.4-43　PS-C-4 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較 4-58
図 4.2.2-1　計装管等の貫通部を含む下部ヘッドの解析モデルの概要 4-61
図 4.2.2-2　圧力容器下部ヘッドの貫通部を対象とした解析モデルのメッシュ図 4-62
図 4.2.2-3　解析モデルのメッシュ図（亀裂部分、半透明表示） 4-63
図 4.2.4-1　熱応力解析の境界条件 4-64
図 4.2.4-2　J 開先継手の残留応力分布（[134] より引用） 4-65
図 4.2.4-3　伝熱解析による温度分布の例　[単位: K] 4-65
図 4.2.5-1　600 [℃]に昇温後 7200 [秒]時点の周方向応力及び変形（変形倍率 30 倍）　[単位: MPa] 4-67
図 4.2.5-2　600 [℃]に昇温後 7200 [秒]時点の相当塑性ひずみ 4-68
図 4.2.5-3　600 [℃]に昇温後 7200 [秒]時点の周方向クリープひずみ　[単位: －] 4-68
図 4.2.5-4　600 [℃]に昇温後 7200 [秒]時点で相当塑性ひずみが最大となる箇所 4-69
図 4.2.5-5　600 [℃]に昇温後 7200 [秒]時点で相当クリープひずみが最大となる箇所 4-69
図 4.2.5-6　亀裂先端のパラメータ角度 4-70
図 4.2.5-7　楕円のパラメータ角度 θ （° ） 4-70
図 4.2.5-8　亀裂前縁の J 積分値（溶接残留応力 350MPa） 4-71
図 4.2.5-9　亀裂前縁の C*積分値（溶接残留応力 200 MPa） 4-73
図 4.2.5-10　亀裂前縁の C*積分値（溶接残留応力 350 MPa） 4-74
図 4.2.5-11　代表的なクリープ亀裂進展データ　（より引用） 4-74
図 4.2.5-12　代表的なクリープ亀裂進展データ　（より引用） 4-75

1. 概要

高経年化技術評価等を高度化するため、長期供用した原子力発電所の原子炉圧力容器や一次系配管等の原子炉一次系機器について、海外の規制状況等の最新知見を調査し、国内プラントを対象にした確率論的破壊力学（PFM）評価手法の整備を実施した。また、PFM による数値指標を活用した定量的評価事例の整備を行う等、PFM 評価手法の活用方策の検討を実施した。さらに、経年劣化事象を考慮した圧力バウンダリ機器の事故時破壊挙動を評価するため、重大事故時の機器の破壊挙動に関するベンチマーク解析を行うとともに、経年劣化が機器類の損傷に及ぼす影響の評価を実施した。

2. 原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究

2.1 背景と目的

「原子炉圧力容器の中性子照射脆化について」（H24.8.29：旧経済産業省原子力安全・保安院）においては、関連温度の予測法の信頼性向上や、加圧熱衝撃（Pressurized Thermal Shock、以下「PTS」という。）の評価に対する国際的な整合性に留意した最新知見の反映が望ましいとされている。また、現行の規制基準における原子炉圧力容器（Reactor Pressure Vessel、以下「RPV」という。）に対する健全性評価は、日本電気協会規程に準拠し、決定論的手法に基づき行われているが、PTS 時の荷重条件の評価等、約 20 年前に策定された内容も含まれているため、最新知見を反映してその妥当性を再確認し、必要に応じて見直しを行うことは重要である。

このため本事業では、高経年化技術評価に関わる RPV の現行の健全性評価手法等に対する技術的根拠の再確認等を行うとともに、近年欧米等で規制への適用が進んでおり、規格改定の影響や安全性向上に係る取組みの効果等を定量的に示すことのできる確率論的手法の整備等を行い、今後の規制の高度化や学協会規格の技術評価に資する。具体的には、高経年化技術評価に関わる RPV の健全性評価手法について、確率論的手法の適用が進むことを念頭に、確率論的破壊力学（Probabilistic Fracture Mechanics、以下「PFM」という。）評価手法に関して、海外における適用事例や最新知見の調査、及び国内規制基準への PFM 評価手法の活用方策の検討を行う。また、亀裂貫通頻度（Through-Wall Cracking Frequency、以下「TWCF」という。）評価のため、専門家による議論等を踏まえた標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータの高度化を行う。

2.2 海外の規制状況等の最新知見の調査

2.2.1 海外の規制機関における PFM 評価手法の適用事例や審査状況の調査

RPV を対象とした、海外の機関における PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況の例の概要を述べる。

米国における代替 PTS 規則 10CFR50.61a[1]を用いた審査状況の例として、Palisades に対するライセンス変更申請（License Amendment Request）に関する審査の概要を示す。Palisades は、Combustion Engineering 社によって設計されたプラントであり、米国 PTS 再評価プロジェクト[2,3]において、PFM を用いた詳細な TWCF 評価を行う対象として選定された代表 3 プラントの 1 つである。Palisades はライセンス期限前に 10CFR50.61[4]の破壊靭性要求を満足しない可能性があることから、Entergy 社は運転延長のためライセンス申請変更を行った。

2010 年に発行された米国代替 PTS 規則 10CFR50.61a[1] では、新しい脆化予測式が規定されるとともに、それを用いた監視試験データの適用性に関する要求事項、供用期間中検査のデータ分析に関する要求事項等が規定されている。米国原子力規制委員会（United States Nuclear Regulatory Comission、 以下「USNRC」という。）は、10CFR50.61a[1] の要求事項等に関する技術根拠をまとめ、その内容を NUREG-2163[5]（ドラフト版）として 2015 年に公開した。

Palisades に対するライセンス変更申請に関する 10CFR50.61a[1] の適用の経緯の概要を図 2.2.1-1 に示す。NUREG-2163[5]（ドラフト版）の発行の前から、Palisades を保有する Entergy 社は 10CFR50.61a[1] の適用申請の手続を開始している。この適用申請に対する USNRC の要求と、それに対する Entergy 社の回答を経た後に、2015 年 11 月に USNRC は Palisades に対する 10CFR50.61a[1] の適用を承認した。Entergy 社による最初の申請時[6]における技術的根拠として、WCAP-17628-NP, Revision 1[7]が引用されている。WCAP-

---

[1] U.S. Nuclear Regulatory Commmsion Regulations: Title 10, Code of Federal Regulations, Part 50, Section 50.61a, “Alternate Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events”, (2010).

[2] M. EricksonKirk, et al, “Technical Basis for Revision of the Pressurized Thermal Shock (PTS) Screening Limit in the PTS rule (10CFR50.61)”, NUREG-1806, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2006).

[3] M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS)”, NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010).

[4] U.S. Nuclear Regulatory Commmsion Regulations: Title 10, Code of Federal Regulations, Part 50, Section 50.61, “Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events”, (1985).

[5] G.L.Stevens, M.T.Kirk, and M.Modarres, “Technical Basis for Regulatory Guidance on the Alternate Presssurized Thermal Shock Rule Draft Report for Comment,” USNRC, NUREG-2163, (2015).

[6] Entergy Nuclear Operations Inc.: License Amendment Request to Implement 10 CFR 50.61 a, "Alternate Fracture Toughness Requirements for Protection Against Pressurized Thermal Shock Events"

[7] WCAP-17628-NP, Revision 1, “Palisades, Alternate Pressurized Thermal Shock (PTS) Rule Evaluation”

17628-NP, Revision 1[7]には、NUREG-2163[5]において要求事項として解説されている、以下の3つの事項に関するPalisadesの評価結果が示されている。

- RPVのベルトラインにおける軸方向溶接部、周方向溶接部、及び母材部について、end-of-license extention（EOLE, 42.1定格負荷相当年数（Effective Full Power Years、以下「EFPY」という。）に相当）の最大中性子照射量位置における関連温度RT_{MAX}の値が、代替PTS規則の要求の値を下回ること
- 監視試験結果が代替PTS規則で要求されている統計テストを満足すること
- 供用期間中検査（in-service inspection、以下「ISI」という。）による単位長さあるいは単位体積当たりの亀裂個数及び亀裂寸法が、代替PTS規則の要求を満足すること

Palisadesの評価結果は全ての項目を満足するため、Entergy社はこれを技術的根拠としてライセンス変更申請を行った。各項目の概要を以下に述べる。

まず、申請者は、EOLにおける関連温度RT_{MAX}が代替PTS規則の要求の値を下回ることを示す必要がある。EOLEにおける関連温度RT_{MAX}を表2.2.1-1に示す。対象とするRPVの胴部、下部、上部のそれぞれについて、軸方向溶接部におけるEOLEにおける関連温度RT_{MAX}であるRT_{MAX-AW}（軸方向溶接部の場合“AW(Axial Weld)”、周方向溶接部の場合“CW(Circumferential Weld)”、母材の場合“PL(Plate)の添え字で表される）、母材部の最大中性子照射量位置における関連温度RT_{MAX-PL}、この2つのRT_{MAX}の和、周方向溶接部の最大中性子照射量位置における関連温度RT_{MAX-CW}の全てについて、10CFR50.61a[1]の要求を下回っていることをEntergy社は確認した。

次に、NUREG-2163[5]の監視試験データに対する脆化予測式の精度に関する模式図を図2.2.1-2に示す。申請者は、代替PTS規則に規定されている脆化予測式と監視試験データを用いてType A, B, Dに対する分析を行い、脆化予測法を用いて十分な精度で監視試験データを予測できることを示す必要がある。Palisadesの母材の監視試験データの統計テストの例を表2.2.1-1に示す。表2.2.1-1の“Mean Deviation Test”、“Slopt Deviation Test”、“Outlier Deviation Test”のそれぞれが、図2.2.1-2の“Type A”、“Type B”、“Type D”に対応する。なお、溶接部の統計テストにおいては、Sister plantの試験データが含まれる。表2.2.1-1の下部において統計テストの判定“Pass/Fail?”が“Pass”で示されているように、監視試験データが統計テストを満足することをEntergy社は示した。

最後に、ISIによる欠陥指示の情報を表2.2.1-2、表2.2.1-3に示す。また、RPV展開図と指示情報を図2.2.1-3に示す。計42の指示のうち、28の指示が内表面から1inchあるいは板厚の1/10のいずれか大きい方に位置する。これらの28の指示について、代替PTS規則による許容亀裂数と比較したものを表2.2.1-4及び表2.2.1-5に示す。このように、許容亀裂数を下回ることをEntergy社は示した。

なお、NUREG-2163[5]では、図2.2.1-4の代替PTS規則の要求事項に対する推奨手順のフロー図が示すように、事業者がPFM解析によるTWCFを指標とした評価を行っても

よいとされているが、Palisades に対しては PFM 解析は実施されなかった。これは、ISI による亀裂個数が許容亀裂個数を下回っていること（図 2.2.1-4 の Step D）、クラッドを貫通し、かつ母材側の深さが 0.075inch 以上となる軸方向亀裂が存在していないこと（図 2.2.1-4 の Step B）、クラッド-母材境界から板厚の 3/8 までに位置する亀裂の寸法が、ASME Code Section XI[8] Table IWB-3510-1 を満足していること（図 2.2.1-4 の Step C）が示されたことにより、プラント個別の PFM 評価が必要なかったためである。

以上より、 Entergy 社は、NUREG-2163[5] においても要求事項として解説されている事項について Palisades が満足すること、すなわち 10CFR50.61a[1] に適合することを示した。

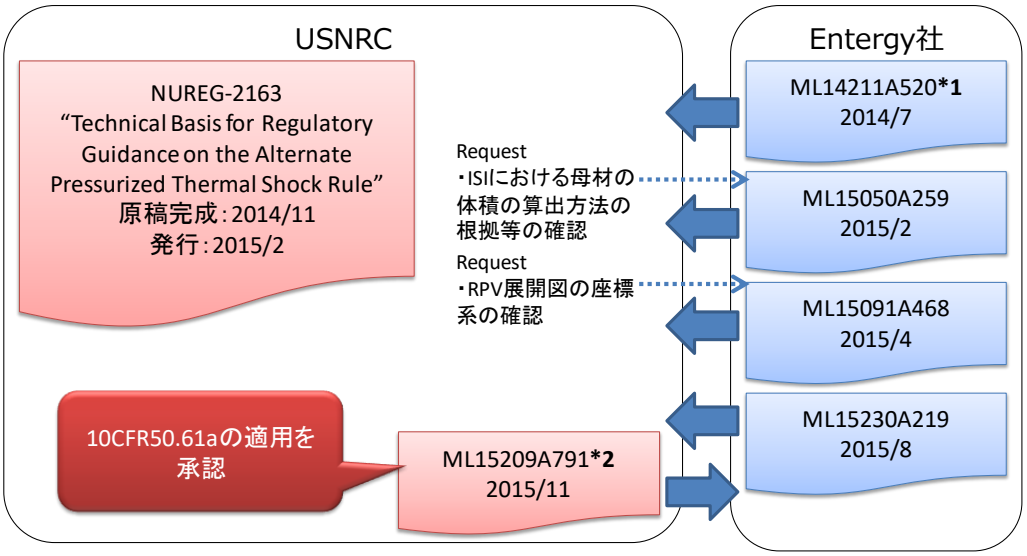


図2.2.1-1　Palisadesに対するライセンス変更申請に関する10CFR50.61a[1]の適用の経緯の概要

[8] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, Rules for Inservice Inpsection of Nuclear Power Plant Components, BPVC-XI-2015, American Society of Mechanical Engineers, New York, (2015).

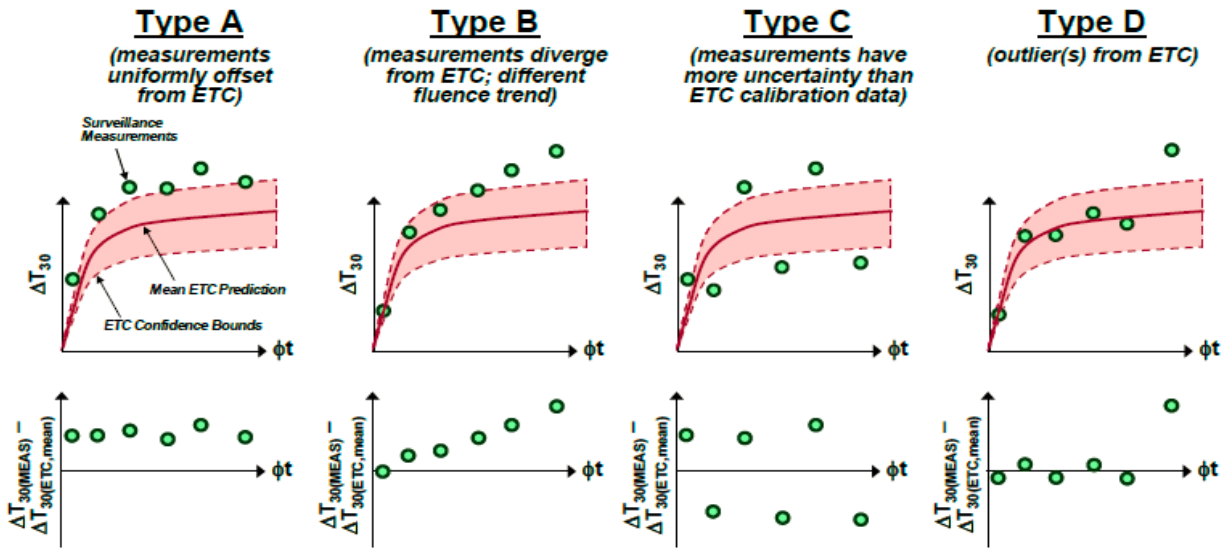


図2.2.1-2　NUREG-2163[5]の監視試験データに対する脆化予測式の精度に関する模式図
（NUREG-2163[5]より引用）

表 2.2.1-1　母材を対象とした監視試験データの統計テストの例
（WCAP-17628-NP[7] より引用）

Table 8-6　Surveillance Data Evaluation for Palisades Base Metal Heat C-1279

Plant	Capsule	Direction	Log of Fluence	Residual "r"	$(x - x_{avg})^2$	r* (r/sigma)
Palisades	A-240	Longitudinal	19.61	-28.9	0.104	-1.37
Palisades	W-290	Longitudinal	18.97	-8.5	0.100	-0.40
Palisades	W-110	Longitudinal	19.21	-0.4	0.005	-0.02
Palisades	W-100	Longitudinal	19.32	-29.9	0.001	-1.41
Palisades	A-240	Transverse	19.61	-28.9	0.104	-1.37
Palisades	W-290	Transverse	18.97	11.5	0.100	0.54
Palisades	W-100	Transverse	19.32	-46.5	0.001	-2.19

Mean Deviation Test	
Standard Deviation (sigma)	21.2
Mean Deviation	-18.8
Maximum Mean Residual	18.7
Pass/Fail?	Pass

Slope Deviation Test	
Slope (m)	-52.84
Standard Error of Fit	16.13
Standard Error of Slope	24.99
T-Statistic	-2.11
Critical T-Statistic	3.36
Pass/Fail?	Pass

Outlier Deviation Test	
Largest r*	0.54
Largest allowable r*	2.98
Pass/Fail?	Pass
Second largest r*	-0.02
Second largest allowable r*	2.00
Pass/Fail?	Pass

表 2.2.1-2　ISI による指示（1/2）

（WCAP-17628-NP[7] より引用）

Table 8-9　Reactor Vessel ISI Evaluation for Potential Beltline and Extended Beltline Flaws for Palisades

Weld ISI No.	Indication No.	TWE[(1)] (in.)	Location[(2)] (Plate/Weld)	Within Beltline or Extended Beltline?	Inner (3/8)t?	Inner (1/10)t or 1"?	Flaw Orientation	Flaw Limits Evaluation Required?
1-112A	1	0.125	Plate	No	Yes	Yes	Axial	No
	2	0.125	Plate	No	Yes	No	Axial	No
	3	0.125	Plate	No	Yes	Yes	Axial	No
	4	0.417	Plate	No	No	No	Axial	No
	5	0.125	Plate	No	No	No	Axial	No
	6	0.176	Plate	Yes	Yes	Yes	Circ.	Yes
1-112B	1	0.08	Plate	No	Yes	Yes	Axial	No
	2	0.10	Plate	No	Yes	Yes	Axial	No
	3	0.41	Plate	No	Yes	No	Axial	No
	4	0.16	Plate	No	Yes	No	Axial	No
1-112C	1	0.125	Plate	No	No	No	Circ.	No
	2	0.118	Plate	No	Yes	Yes	Axial	No
	3	0.081	Plate	No	Yes	No	Axial	No
2-112A	1	0.14	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	2	0.13	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes

表 2.2.1-3　ISI による指示（2/2）

（WCAP-17628-NP[7] より引用）

Table 8-9　Reactor Vessel ISI Evaluation for Potential Beltline and Extended Beltline Flaws for Palisades

Weld ISI No.	Indication No.	TWE[(1)] (in.)	Location[(2)] (Plate/Weld)	Within Beltline or Extended Beltline?	Inner (3/8)t?	Inner (1/10)t or 1"?	Flaw Orientation	Flaw Limits Evaluation Required?
2-112B	1	0.26	Plate	Yes	Yes	No	Axial	No
	2	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	3	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	4	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	5	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	6	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	7	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	8	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	9	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	10	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	11	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	12	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	13	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	14	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	15	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	16	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	17	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
	18	0.06	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
3-112B	1	0.37	Plate	Yes	No	No	Axial	No
3-112C	1	0.26	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
8-112	1	0.20	Plate	Yes	Yes	Yes	Axial	Yes
9-112	1	0.125	Plate	Yes	Yes	Yes	Circ.	Yes
	2	0.125	Plate	Yes	Yes	Yes	Circ.	Yes
	3	0.125	Plate	Yes	Yes	Yes	Circ.	Yes
	4	0.125	Plate	Yes	Yes	Yes	Circ.	Yes
	5	0.125	Plate	Yes	Yes	Yes	Circ.	Yes
	6	0.125	Plate	Yes	Yes	Yes	Circ.	Yes

Note:

1. TWE is the same as the dimension "2a" for subsurface indications or "a" for surface indications from Table 7-2.
2. For the purposes of this evaluation, all indications were considered to be in the plate material and are be evaluated against the more conservative plate flaw limits.

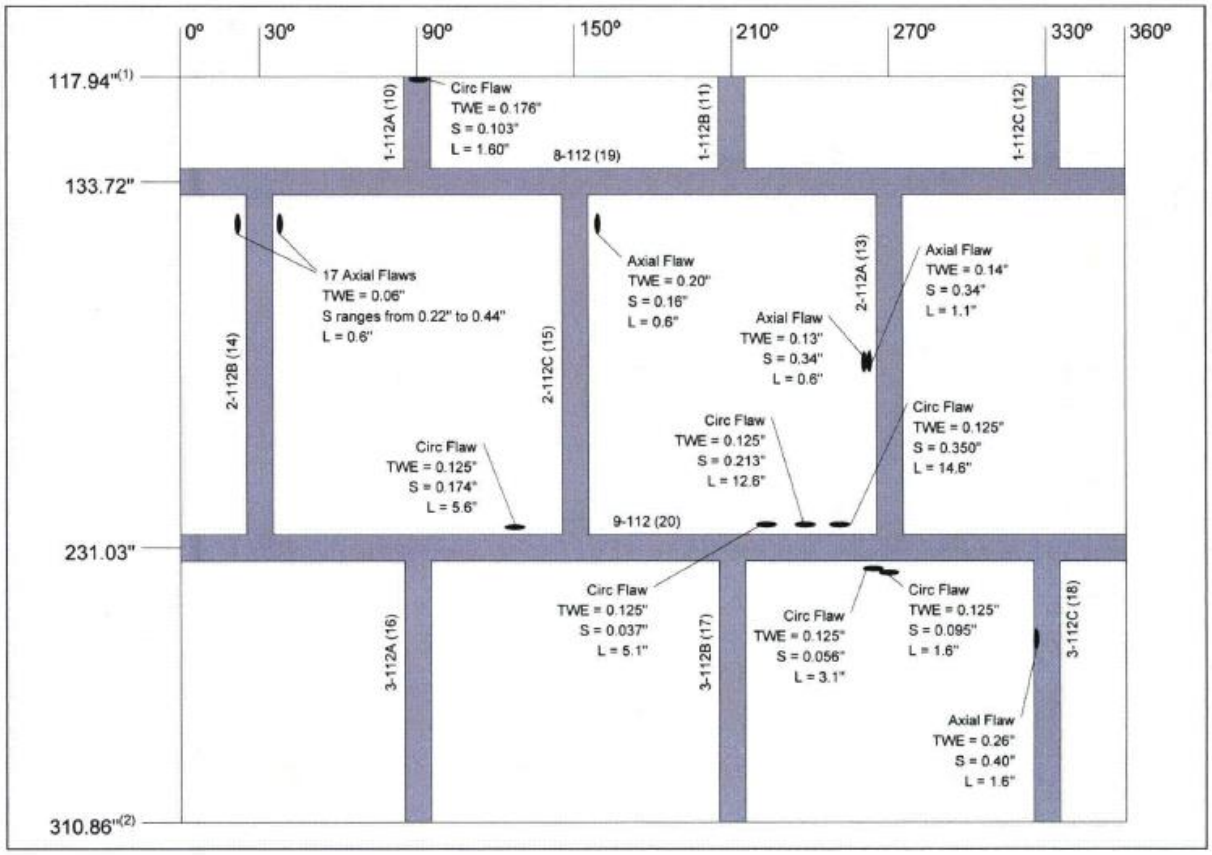


Figure 8-1 Weld and Plate Indication Map for Palisades Beltline and Extended Beltline(3)

図 2.2.1-3　RPV 展開図と指示情報

（WCAP-17628-NP[7] より引用）

表2.2.1-4　母材及び鍛造材に対する代替PTS規則による許容亀裂数
（WCAP-17628-NP[7]より引用）

Table 8-11 Alternate PTS Rule Allowable Number of Flaws in Plates and Forgings Scaled for Palisades			
Through-Wall Extent, TWE (in.)		Scaled maximum number of flaws per 14500 square-inches of inside surface area in the inspection volume that are greater than or equal to TWE_{MIN} and less than TWE_{MAX}. This flaw density does not include underclad cracks in forgings	Number of Flaws (Axial/Circ.)
TWE_{MIN}	TWE_{MAX}		
0	0.075	No Limit	17 (17/0)
0.075	0.375	117	11 (4/7)
0.125	0.375	46	11 (4/7)
0.175	0.375	13	3 (2/1)
0.225	0.375	5	1 (1/0)
0.275	0.375	2	0 (0/0)
0.325	0.375	1	0 (0/0)
0.375	Infinite	0	0 (0/0)

表2.2.1-5　溶接部に対する代替PTS規則による許容亀裂数
（WCAP-17628-NP[7]より引用）

Table 8-12 Alternate PTS Rule Allowable Number of Flaws in Welds Scaled for Palisades			
Through-Wall Extent, TWE (in.)		Scaled maximum number of flaws per 1600 inches of weld length in the inspection volume that are greater than or equal to TWE_{MIN} and less than TWE_{MAX}.	Number of Flaws (Axial/Circ.)
TWE_{MIN}	TWE_{MAX}		
0	0.075	No Limit	0 (0/0)
0.075	0.475	267	0 (0/0)
0.125	0.475	146	0 (0/0)
0.175	0.475	37	0 (0/0)
0.225	0.475	14	0 (0/0)
0.275	0.475	7	0 (0/0)
0.325	0.475	5	0 (0/0)
0.375	0.475	3	0 (0/0)
0.425	0.475	2	0 (0/0)
0.475	Infinite	0	0 (0/0)

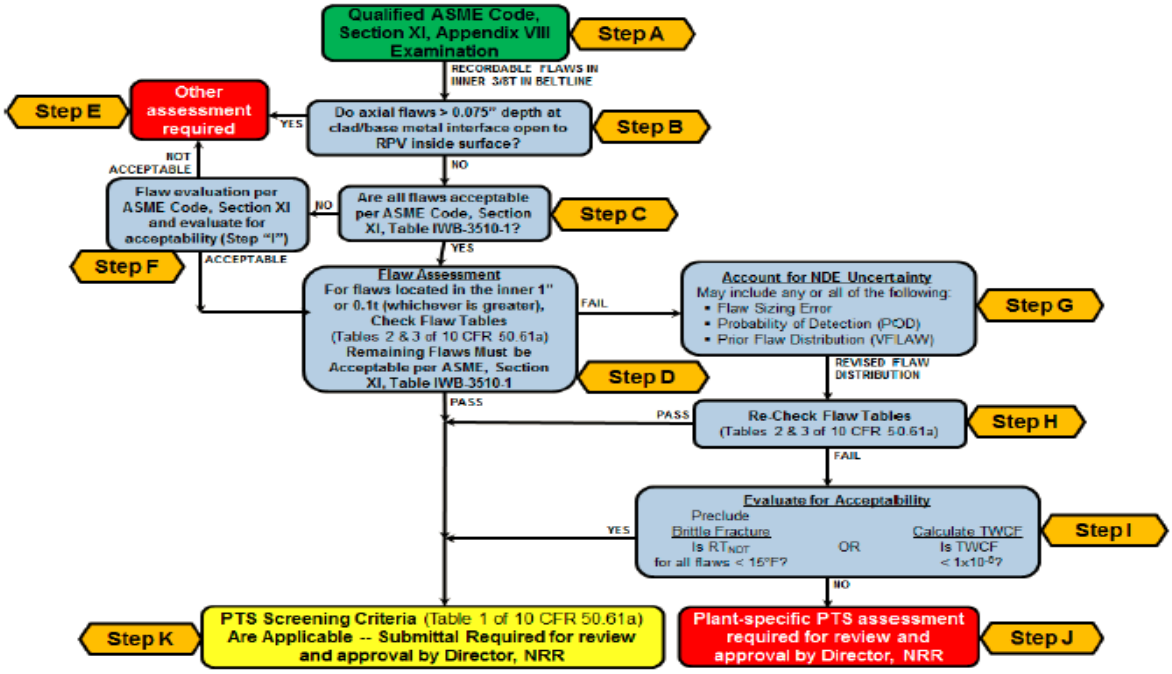


Figure 5. Flow Diagram with Recommendations for Meeting the Requirements of the Alternate PTS Rule.

図 2.2.1-4　代替 PTS 規則の要求事項に対する推奨手順のフロー図
（NUREG-2163[5] より引用）

2.2.2 最新知見の調査

(1) 海外における PFM 評価手法に係る適用事例等の調査

ASME 2016 Pressure Vessels & Piping Conference（以下、「ASME PVP 2016」という。）を中心に、The 11th International Conference on the Asian Society for Integrity of Nuclear Components（以下、「ASINCO-11」という。）等の国際会議や、International Journal of Pressure Vessels and Piping（以下、「IJPVP」という。）、Journal of Pressure Vessel Technology（以下、「JPVT」という。）、Nuclear Engineering and Design （以下、「NED」という。）等のジャーナルを対象とした最新知見の調査を行った。その結果、代表的な知見は、2016 年 7 月に開催された ASME PVP 2016 における発表内容に包絡されていることを確認したため、ここでは ASME PVP 2016 における発表内容について整理した。

ASME PVP 2016 において示された、RPV を対象とした PFM に係る代表的な最新知見の概要を表 2.2.2-1 に示す。

ASME PVP 2016 では、表 2.2.2-1 のベルギーDöel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV の健全性評価に関連して、RPV における水素白点の評価に関するセッションが 3 つ設置された。Smet らは Döel3 号機及び Tihange 2 号機の RPV における水素白点の評価を総括した内容について発表を行った[9]。Döel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV 評価の流れを図

[9] M.D.Smet and J.V.Vyve, “Overview of the Doel 3 and Tihange 2 Reactor Pressure Vessel Safety Cases”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016-

2.2.2-1 に示す。まず、2012 年夏に Döel 3 号機の RPV に対する超音波探傷検査（Ultrasonic Testing、以下「UT」という。）により母材に約 8000 箇所の指示が検出されたことから、“UT Inspection”、“Material Investigation and Testing”、“Structural Integrity Analyses”に関する検討が開始された。図 2.2.2-1 に示す全体スケジュールは、“REVIEW BY SAFETY AUTHORITIES”の行に 2013 年 5 月頃に“GO”で示される時期の前後で、大きく 2 つに分けることができる。ここでは、便宜的にそれぞれプロジェクト 1、プロジェクト 2 と記すこととする。プロジェクト 1、プロジェクト 2 のそれぞれにおける“UT Inspection”、“Material Investigation and Testing”、“Structural Integrity Analyses”の主な成果の概要を表 2.2.2-2 に示す。全体としては、“UT Inspection”において亀裂の分析、“Material Investigation and Testing”において脆化予測及び破壊靭性等の確認が行われ、それらを踏まえて“Structural Integrity Analyses”において健全性評価が行われた。

2012 年末までに行われた各種検査、分析等を踏まえて、短期的目標と中期的目標が設定された。プロジェクト 1 においては、図 2.2.2-1 の“ST Actions”で示される短期的目標に対する検討が行われ、それを踏まえて再稼動が行われた。プロジェクト 2 においては、短期的目標の検討時の追加課題と、中期的目標に対する検討が行われた。プロジェクト 2 の間に、照射した参照ブロック（AREVA shell VB395、水素白点を含む）を対象とした予測結果の精度が不十分とされ、脆化予測式に関する見直しがなされたため、一時的に再度運転停止となるが、改めて各検討が行われた結果、2016 年より再稼動が認められた。各検討の報告書は、ベルギー規制当局のホームページに公開されている[10]。Döel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV 評価においては、決定論的な健全性評価が行われたが、その補足として PFM 評価が行われた。PFM 評価では、RPV の幾何条件及び亀裂分布については Döel 3 号機のデータが、過渡事象については Beaver Valley Unit 1（以下、「BV」という。）のデータが用いられた。過渡事象に BV のデータが用いられた理由としては、Döel 3 号機の RPV はウェスティングハウス社製の 3 ループ型 RPV であり、BV のそれと同じであること、同様に原子炉冷却材ループの構成が同じ（ホットレグ 1 つ、U 字管蒸気発生器等）であること、さらに、BV の安全注入系のほうが PTS 時の過渡条件がより厳しくなること等が記されている。評価の結果、亀裂進展頻度（Frequency of Crack Initiation、以下「FCI」という。）は 2.3×10^{-8}[回/炉年]となり、保守的に亀裂進展を亀裂貫通とみなしたとしても、米国 10CFR50.61a[1] の許容値である 10^{-6}[回/炉年]を下回ることが示された。

63878, (2016).

[10] http://www.fanc.fgov.be/nl/page/doel-3-tihange-2-flaw-indications-in-the-reactor-pressure-vessel-steel/1989.aspx

表 2.2.2-1　ASME PVP 2016 の RPV を対象とした PFM 評価に係る代表的な発表

内容	発表番号、第一著者
ベルギーDöel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV の評価	PVP2016-638789, Smet（Tractebel，ベルギー） 他多数（PVP2016-63860[11], PVP2016-63882[12]等）
熱水力解析を含めた健全性評価	PVP2016-63459[13], Nicak（AREVA GmbH，ドイツ） PVP2016-63869[14], Qian（Paul Scherrer Institute，スイス）
PFM 解析を用いた各国の検討	PVP2016-63121[15], Chou（Institute of Nuclear Energy Research，台湾） PVP2016-63112[16], Bhimanadam（NRG，オランダ） PVP2016-63128[17]，Kim（Korea Atomic Energy Research Institute，韓国）

[11] D.Moussebois and P.Ancrenaz, “Ultrasonic Inspection of Hydrogen Flakes in Large Forgings: From Qualification to Site Inspection”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016-63860, (2016).

[12] E.D.Bruycker, S.D.Vroey, X.Hallet, J.Stubbe and S.Nardone, “Root Cause Analysis of the Unexpected Behaviour of a Flaked Material Under Irradiation and Transferability to the Doel 3/Tihange 2 Reactor Pressure Vessels”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016-63882, (2016).

[13] T.Nicak, R.Trewin, E.Keim, I.Cremer, S.Blasset and H.Hägeli, “Fracture-Mechanics Analysis of the Reactor Pressure Vessel Beznau 1 Based on Thermal-Hydraulics Input Data From KWU-MIX and CFD Analyses”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016-63459, (2016).

[14] G.Qian, M.Niffenegger, M.Sharabi and N.Lafferty, “Deterministic and Probabilistic PTS Study for a Reactor Pressure Vessel Considering Plume Cooling Effects”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016-63869, (2016).

[15] H.W.Chou and C.C.Huang, “Fracture Probability Assessment for Embrittled Reactor Pressure Vessels Under Ultimate Response Guideline Operation”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016-63121, (2016).

[16] V. R. Bhimanadam and F. J. Blom, “Probabilistic PTS Analysis”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016-63112, (2016).

[17] J.Kim, B.Lee, T.Kim and Y.Chang, “Development of Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Codes for Reactor Pressure Vessels Considering Recent Embrittlement Model and Calculation Method of SIF: Progress of the Work”, 2016 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2016- 63128, (2016).

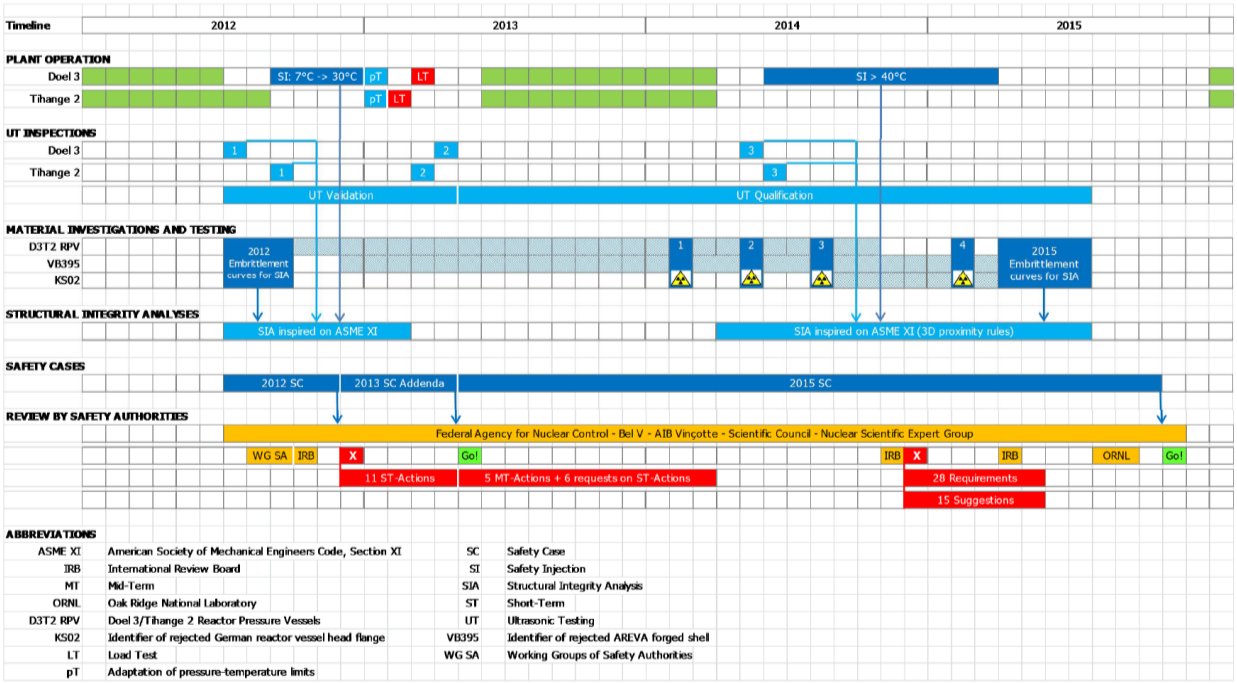


FIGURE 1: OVERALL TIMELINE OF THE DOEL 3/TIHANGE RPV ASSESSMENT PROJECT

図 2.2.2-1　Döel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV 評価の流れ
（PVP2016-63878[9] より引用）

表 2.2.2-2　Döel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV 評価の概要

項目	プロジェクト 1	プロジェクト 2
UT Inspection	Döel 3 号機に対する UT の妥当性確認のため、参照ブロック（AREVA shell VB395、水素白点を含む）に対する UT 及び破壊試験が実施され、健全性評価上、問題がないと判断された。	再検査した結果、検出された欠陥指示数は増加した（Döel 3 号機で約 8,000→約 13,000）。しかし、更新したデータを用いて構造健全性評価を行った結果、更新前と同様に問題がないと判断された。
Material Investigation and Testing	Döel 3 号機のノズルシェル部分（胴部よりも照射量が低い）、VB395 等に対する破壊靭性試験が実施され、健全性評価上、問題がないと判断された。しかし、これらは非照射材のため、規制側からは水素白点を含む照射材を対象とした試験を行うよう要求があった。	プロジェクト 1 でのΔRT_{NDT}の評価では、FIS（仏国の予測式）の予測値に 50℃を加算するとされた。しかし、照射した VB395 を対象とした試験では予測を超えるものがあったため、脆化予測式が変更された。
Structural Integrity Analyses	ASME Code Section XI[8]の亀裂評価、10CFR50.61 のスクリーニング基準、10CFR50 Appendix G の破壊靭性要求のいずれも満足することが確認された。また、決定論評価の補足として、PFM 解析が行われた。	プロジェクト 1 と同じ方法論、更新した指示データ、新しい脆化予測式を用いて健全性評価が行われ、結果の傾向が変わらないことが確認された。PFM 解析は行われなかった。

(2) FAVOR における溶接部の亀裂の取扱に関する調査

米国 PFM 解析コード FAVOR[18]では、溶接部の亀裂について、母材部と溶接金属の境界面上に存在するとしてモデル化されている。これらの亀裂は母材部、溶接金属のうち、RT_{NDT} の値が高いほうに進展し易いという考え方に基づき、高い方の RT_{NDT} の値を用いて進展及び停止判定を行っている。より具体的には、各溶接金属とその溶接金属に隣り

[18] Williams, P. T., Dickson, T. L., and Yin, S., “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge, FAVOR, v12.1, Computer Code: Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations”, Oak Ridge National Laboratory, ORNL/TM-2012/567, United States Nuclear Regulatory Commission ADAMs number ML13008A015, (2012).

合う母材部をそれぞれ PARENT と CHILD として関連付け（以下、この関連付けを「PARENT/CHILD 関係」という。）、PARENT の亀裂の進展判定時には CHILD である母材部の RT_{NDT} についても算出し、2 つの RT_{NDT} のうち高い方を用いて亀裂進展を行う。

2.2.3 認識論的不確実さの取り扱いに関する調査

不確実さはその要因により、偶然的不確実さと認識論的不確実さに大きく区分される。ここで、偶然的不確実さは材料特性等のように影響因子が本来持っている不確実さであり、データが増えても減少しない不確実さである。また、認識論的不確実さは知識及び認識の不足に関係する不確実さであり、データや知見が充実化されれば減らすことのできる不確実さである。

認識論的不確実さを考慮することにより、PFM 解析により得られる TWCF の信頼度を評価出来るようにするため、本節では、2.2.3(1)項において、米国 PFM 解析コード FAVOR における不確実さの分類の調査を行い、それを踏まえて、国内への適用性を確認した。また、2.2.3(2)項において、FAVOR における関連温度 RT_{NDT} に関連する認識論的不確実さの設定方法の調査を行い、それを踏まえて、国内の鋼材を対象とした RT_{NDT} の認識論的不確実さに関する分析を実施した。

(1) 認識論的不確実さと偶然的不確実さの分類

PASCAL を用いて TWCF の信頼度評価を実施するため、各確率変数が有する不確実さを認識論的不確実さと偶然的不確実さに分類する必要がある。そこで、FAVOR[18] における不確実さの分類及びその根拠について調査を行い、その分類の国内プラントへの適用性について検討した。

1) FAVOR における不確実さの分類

(a) 中性子照射量[19]：認識論的不確実さ

中性子照射量のばらつきは、中性子束の輸送計算やモンテカルロ計算等の計算精度を基に、専門家判断により設定されている。このため、中性子照射量の不確実さは認識論的不確実さに分類される。

(b) 化学成分[19]：認識論的不確実さ

評価位置における化学成分の値は原理的に決定可能な量である。分析が行われていないことによる、知識の不足に関する不確実さであると考えられるため、化学成分の不確実さは認識論的不確実さに分類される。

---

[19] Sui, N., “Uncertainty Analysis and Pressurized Thermal Shock: An Opinion,” USNRC,1999, ADAMS #ML992710066.

(c) 亀裂分布[19]：認識論的不確実さ

亀裂分布は原理的に決定可能である。分析が行われていないことによる、知識の不足に関する不確実さであると考えられるため、化学成分の不確実さは認識論的不確実さに分類される。

(d) 関連温度 RT_{NDT} の初期値[20]：認識論的不確実さ

関連温度 RT_{NDT} は 2.2.3(2)項において後述するように、T_0 のように破壊靭性試験から直接的に求められるものでは無いため、測定方法に一定の保守性が含まれる。。

また、RT_{NDT} の実験値が無いプラントに関しては、米国の RT_{NDT} のデータベースから算出した平均値と標準偏差を使用している。この不確実さは、実験が行われていないことによる知識の不足に関する不確実さであると考えられるため、認識論的不確実さとして取り扱う。

(e) 脆化予測式[20]：認識論的不確実さ

脆化予測式の不確実さとしては以下の要因が考えられる。

(1) 照射による損傷の物理現象を脆化予測式の関数系がどの程度表現出来ているか。

(2) 脆化予測式を作成するために使用したデータセット（ΔT_{30} のデータ、化学成分、照射量）がどの程度正確かつ無矛盾に設定されているか。

これら 2 つの不確実さは共に知識の不足に関する不確実さであると考えられるため、脆化予測式の不確実さは認識論的不確実さとして取り扱う。

(f) 破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性[20]：偶然的不確実さ

破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性は、転位の動きを阻害する様々な因子（非均質粒子や粒界、双晶境界等）による影響を受ける。これらの因子の分布はランダムであり、また、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性のモデル化のスケールより小さなスケールで生じる現象であることから、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性の不確実さは、知見の増加により減少することが出来ないと考えられる。このため、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性の不確実さは偶然的不確実さとして取り扱う。

(g) 過渡事象の発生頻度[2]：認識論的不確実さ

過渡事象はその発生が稀であり、知見が不足していることが、発生頻度の推定に影響している。このため過渡事象の発生頻度の不確実さは認識論的不確実さとして取り扱う。

2) 国内モデルデータにおける不確実さの分類

前項で調査をした FAVOR[18] における不確実さの分類を表 2.2.3-1 に示す。FAVOR で

[20] ErickssonKirk, M.T., “Probabilistic Fracture Mechanics: Models, Parameters, and Uncertainty Treatment Used in FAVOR Version 04.1,” NUREG-1807, 2005.

は、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性の不確実さのみが偶然的不確実さに分類され、他の変数の不確実さは認識論的不確実さに分類される。同項で示した各変数の不確実さの分類の根拠は、米国特有のものでは無く、国内プラントへの適用に支障は無いと考えられる。このため、国内モデルデータでは、表 2.2.3-1 の不確実さの分類を使用することとした。

表 2.2.3-1　不確実さの分類

不確実さの種類	確率変数
認識論的不確実さ	化学成分、中性子照射量、RT_{NDT} 初期値、脆化予測式、初期亀裂分布、過渡事象頻度
偶然的不確実さ	破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性

(2) RT_{NDT} の認識論的不確実さ

前述したように、関連温度 RT_{NDT} はシャルピー衝撃試験や落重試験の結果に基づき設定されており、破壊靭性試験から直接的に求められる量では無い。このため、RT_{NDT} は認識論的な不確実さを含んでいると考えられる。本節では、国内プラントを対象とした TWCF の信頼度評価を含む確率論的健全性の実現に向けて、米国 PFM 解析コード FAVOR[18] における RT_{NDT} の認識論的不確実さの設定方法を調査するとともに、調査結果を踏まえて、国内鋼材等を対象に RT_{NDT} の認識論的不確実さの分析を行った

まず、国内鋼材に対する破壊靭性における参照温度の認識論的不確実さに関する調査及び分析結果を 2.2.3(2)1)項に示す。次に、国内鋼材に対する亀裂伝播停止靭性における参照温度の認識論的不確実さに関する調査及び分析を 2.2.3(2)2)項に示す。以下、特に注釈のない限り、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性は平面ひずみ状態における靭性を意味するものとする。

1) 破壊靭性における参照温度の認識論的不確実さ

ここでは、破壊靭性における参照温度の認識論的不確実さに関して、FAVOR における設定方法の調査を踏まえて、FAVOR[18] と同様の破壊靭性の下限曲線に基づく分析を 2.2.3(2)1)(a)項に、マスターカーブ法の破壊靭性参照温度 T_0 に基づく分析を 2.2.3(2)1)(b)項に記す。また、両分析結果（及び FAVOR のモデル）の比較を 2.2.3(2)1)(c)項に記す。

(a) 破壊靭性の下限曲線に基づいた分析

ここでは、FAVOR[18] に RT_{NDT} の認識論的不確実さモデルの整備方法を調査し、調査した結果を踏まえて、FAVOR と同様に破壊靭性の下限曲線を用いた分析を国内の破壊靭性データを対象に行い、RT_{NDT} の認識論的不確実さモデルを整備した。なお、ここで分析を行った認識論的不確実さ及び破壊靭性のモデルを以下では国内モデル B と呼ぶこと

とする。

① 検討対象データ及びスクリーニング手順

Katsuyama ら[21]が破壊靭性の確率論的評価モデルを整備した時に用いられた破壊靭性データのうち、マスターカーブ法の破壊靭性参照温度 T_0 及び RT_{NDT} の両方の情報があるデータを表 2.2.3-2 に示す。これらのデータに対し、表 2.2.3-3 の手順でスクリーニングを実施した。そのスクリーニング後、最終的に検討対象とした破壊靭性データを表 2.2.3-4 に示す。これらの 42 種の破壊靭性データを用いて RT_{NDT} の認識論的不確実さモデルを整備した。

[21] J. Katsuyama, G. Katsumata. and K. Onizawa., “DEVELOPMENT OF PROBABILISTIC EVALUATION MODELS OF FRACTURE TOUGHNESS K_{Ic} AND K_{Ia} FOR JAPANESE RPV STEELS”, PVP2015, Proceedings of the ASME 2015 Pressure Vessels and Piping Conference, 45915, (2015).

表 2.2.3-2　検討対象データ（スクリーニング前）

ID	:鋼種分類	サンプル数 [個]
1	SQV2A-LM	13
2	SQV2A-LB	3
3	SQV2A-LI	3
4	SQV2A-MM	2
5	SQV2A-MB	3
6	SQV2A-MI	2
7	SQV2A-HM	2
8	SQV2A-HB	2
9	SQV2A-HI	2
10	SFVQ1A-C1M	5
11	SFVQ1A-C2M	2
12	SFVQ1A-C3M	3
13	SFVQ1A-C3I	13
14	SFVQ2A-B	2
15	SA302B	2
16	溶接金属 WL-M	8
17	溶接金属 WL-B	7
18	溶接金属 WL-I	4
19	溶接金属 WM-B	4
20	溶接金属 WH-M	2
21	溶接金属 WH-I	2
22	A533(7HA)	13
23	A533(7HB)	23
24	A533(8HA)	8
25	A533(8HB)	8
26	A533(9HA)	9
27	A508(7HC)	11
28	A508(8HC)	7
29	A508(8HD)	8
30	A508(8HE)	6
31	A533(9HD)Base	1
32	Weld(9HA)	2
33	A533(9HD)Weld	1
34	1B 照射前	4
35	5B 照射前	3
36	1W 照射前	9
37	5W 照射前	7
38	SFVQ1A	12
39	SQV2A(Heat 1)	9
40	SteelA	2
41	SteelB	2
42	JRH	7
43	JRM	12
44	JRL	2

表 2.2.3-3　スクリーニング手順

手順	除外対象	除外理由	該当 ID
①	単一材料で T_o または RT_{NDT} が複数存在するデータのうち、少数派のデータ	T_o 及び RT_{NDT} 値ごとに異なる材料として取り扱うことになるため	23、36
②	E399-90[22]に基づき破壊靭性（K_{Ic}）の値が invalid であると判定されたデータ	K_{Ic} データとして妥当でないため	16、19、26、30、34、36、37
③	K_{Ic} のサンプル数が 1 個のみの材料	ばらつきが過大に見積もられる可能性が高いため	31、33
④	RT_{LB}**-T_o<0 となる材料*1	FAVOR 理論マニュアル[18]に準拠	該当なし

*1 RT_{LB}**は 2.2.3(2)1)(a)③項で後述する破壊靭性の下限曲線の関連温度。

[22] ASTM E399-90, “Standard Test Method for Plane−Strain Fracture Toughness of Metallic Materials”, Annual book of ASTM standards 3.01, (1991)

表 2.2.3-4　検討対象データ（スクリーニング後）

ID	:鋼種分類	サンプル数 [個]	T_0 [℃]	RT_{NDT} [℃]
1	SQV2A-LM	13	-44.5	9
2	SQV2A-LB	3	-66.2	-3
3	SQV2A-LI	3	-64.0	-3
4	SQV2A-MM	2	-62.5	-23
5	SQV2A-MB	3	-59.0	-20
6	SQV2A-MI	2	-67.5	-13
7	SQV2A-HM	2	-95.0	-30
8	SQV2A-HB	2	-80.1	-35
9	SQV2A-HI	2	-94.3	-30
10	SFVQ1A-C1M	5	-91.7	-35
11	SFVQ1A-C2M	2	-99.6	-40
12	SFVQ1A-C3M	3	-73.7	-40
13	SFVQ1A-C3I	13	-71.5	-35
14	SFVQ2A-B	2	-98.2	-30
15	SA302B	2	-75.8	-35
16	溶接金属 WL-M	6	-31.0	-9
17	溶接金属 WL-B	7	-48.7	-21
18	溶接金属 WL-I	4	-63.8	-22
19	溶接金属 WM-B	3	-69.8	-60
20	溶接金属 WH-M	2	-82.9	-70
21	溶接金属 WH-I	2	-90.2	-65
22	A533(7HA)	13	-68.4	-30
23	A533(7HB)	18	-69.2	-25
24	A533(8HA)	8	-70.4	-35
25	A533(8HB)	8	-92.4	-30
26	A533(9HA)	7	-104.7	-35
27	A508(7HC)	11	-73.6	-20
28	A508(8HC)	7	-107.9	-35
29	A508(8HD)	8	-52.7	-30
30	A508(8HE)	5	-66.7	-30
32	Weld(9HA)	2	-125.3	-70
34	1B 照射前	3	-100.3	-30
35	5B 照射前	3	-75.9	-25
36	1W 照射前	7	-63.0	-60
37	5W 照射前	5	-42.1	-50
38	SFVQ1A	12	-105.5	-30
39	SQV2A(Heat 1)	9	-88.7	-30
40	SteelA	2	-65.8	-35
41	SteelB	2	-97.2	-45
42	JRH	7	-88.8	-12
43	JRM	12	-67.1	-30
44	JRL	2	-114.1	-45

② ΔRT_{LB}の算出

RT_{NDT}を用いて設定した国内の破壊靭性[21]の下限曲線（1パーセンタイルの曲線）及び破壊靭性の実測値を図2.2.3-1に示す。なお、図2.2.3-1では、破壊靭性の実測値は、例として3材料のみを代表して示している。破壊靭性曲線と実測値の温度差分（横軸方向の差分）をRT_{NDT}の認識論的不確実さとして考えた。図2.2.3-1の国内の破壊靭性下限曲線は、変数$\Delta T = T - RT_{\mathrm{NDT}}$を用いて、次式(2.2.3-1)で表される[21]。

$$K_{\mathrm{Ic}}(\Delta T) = a(\Delta T) + b(\Delta T)(-\ln(1-p))^{\frac{1}{c(\Delta T)}} \qquad (2.2.3\text{-}1)$$

$$a(\Delta T) = 21.24 - 0.29\exp\left(-0.0076(\Delta T)\right)$$

$$b(\Delta T) = 12.39 + 89.29\exp\left(0.0146(\Delta T)\right)$$

$$c(\Delta T) = 2.93 + 0.80\exp\left(0.0432(\Delta T)\right)$$

ただし、pは累積確率でp=1 [%]とした。

また、米国のFAVOR理論マニュアル[18]では、米国の破壊靭性下限曲線として、ASME Code Section XIの破壊靭性曲線[8]をもとに、米国の破壊靭性データを包絡するように曲線（Adjusted曲線）を設定しているが、その詳細な設定方法は不明である。米国のAdjusted曲線を図2.2.3-1に合わせて示す。Adjusted曲線は、変数$\Delta T = T - RT_{\mathrm{NDT}}$を用いて、式(2.2.3-2)で表される。

$$K_{\mathrm{Ic}}(\Delta T) = a(\Delta T) + b(\Delta T)(-\ln(1-p))^{\frac{1}{c(\Delta T)}} \qquad (2.2.3\text{-}2)$$

各材料について、式(2.2.3-1)で表される曲線と実測値の横軸方向の差分の最小値をΔRT_{LB}*とし、破壊靭性の下限曲線の関連温度RT_{LB}*を次式(2.2.3-3)で定義した。

$$RT^{*}_{\mathrm{LB}} = RT_{\mathrm{NDT}} - \Delta RT^{*}_{\mathrm{LB}} \qquad (2.2.3\text{-}3)$$

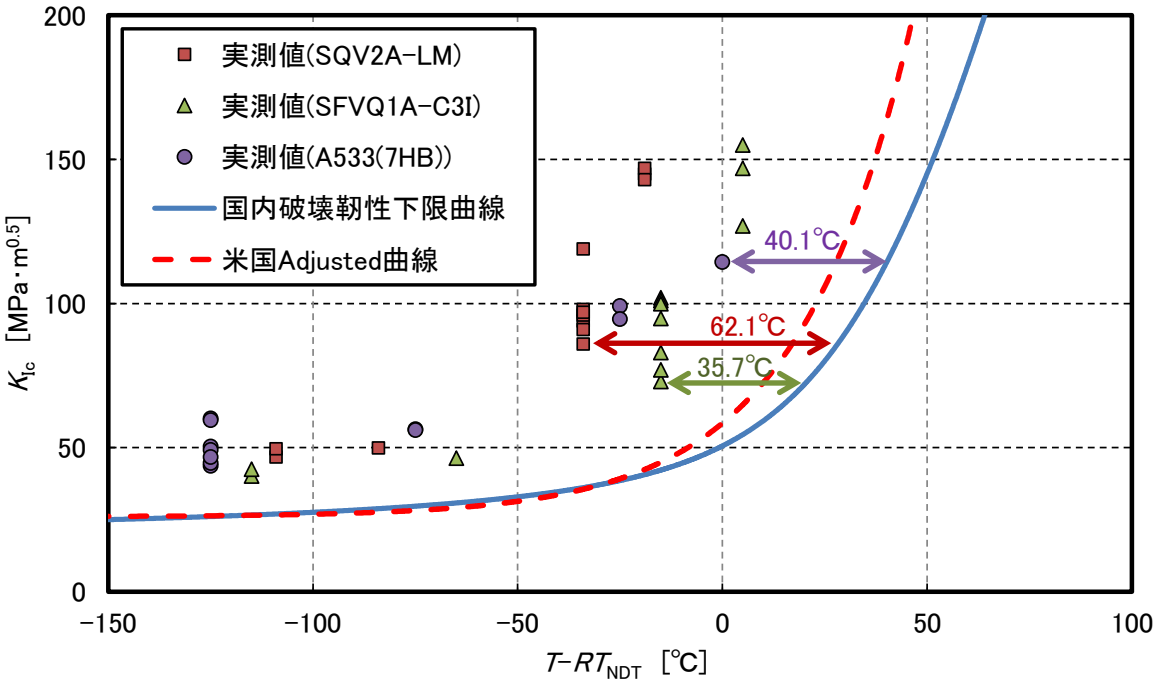


図 2.2.3-1　破壊靭性曲線及び破壊靭性データ

③　RT_{LB}*に対するサンプル数補正及び RT_{LB}**の算出

各材料について、破壊靭性データのサンプル数が少ないものは、破壊靭性曲線との差分の最小値ΔRT_{LB}*が過大に見積もられる可能性がある。そこで、FAVOR[18]では、各材料について、破壊靭性データのサンプル数に応じて、ΔRT_{LB}*のサンプル数補正を施している。図 2.2.3-2 に FAVOR 理論マニュアル[18]のサンプリング対象材料、サンプル数（*Sample size*）及びサンプル数補正値（*Size correct*）の一覧を示す。FAVOR 理論マニュアル[18]には、サンプル数補正方法に関する明確な記載がないため、本検討では以下の手順でサンプル数補正を行った。

図 2.2.3-3 に示した FAVOR 理論マニュアル[18]の *Sample size* と *Size correct* の関係を示す。図 2.2.3-3 より、*Sample size* と *Size correct* には次式(2.2.3-4)で表される関係があると仮定し、係数 A を変数として最小二乗近似により、A=46.07 を得た。

$$(Size\ correct) = A/(Sample\ size) = 46.07/(Sample\ size) \qquad (2.2.3\text{-}4)$$

この式(2.2.3-4)を用いて、各材料データの *Size correct* を決定した。RT_{LB}*に対し、次式(2.2.3-5)によりサンプル数補正を施し RT_{LB}**を得た。

$$RT_{LB}^{**} = RT_{LB}^{*} + (Size\ correct) \qquad (2.2.3\text{-}5)$$

以上より、サンプル数を考慮した破壊靭性曲線（RT_{LB}^{**}）と実測値（RT_{NDT}）の温度差分（$\Delta RT_{\mathrm{LB}}^{**}$）は、次式(2.2.3-6)によって定められる。

$$\Delta RT_{\mathrm{LB}}^{**} = RT_{\mathrm{NDT}} - RT_{\mathrm{LB}}^{**} \qquad (2.2.3\text{-}6)$$

国内鋼材における各材料について、種々のパラメータを整理したものを表 2.2.3-5 に示す。

Material Description	Product Form	Sample Size, N	Reference Temperatures					Uncertainty Terms	
			$RT_{NDT(0)}$ (°F)	T_0 (°F)	RT_{LB}^{*} (°F)	*Size Correct.* (°F)	RT_{LB}^{**} (°F)	$RT_{NDT(0)} - T_0$ (°F)	$\Delta RT_{epistemic}^{**}$ (°F)
HSST 01	Weld	8	0	-105	-75.2	10.9	-64.3	105	64.3
A533 Cl. 1	Weld	8	0	-57	0	10.9	10.9	57	-10.9
HSST 01	Plate	17	20	-1	-82.4	4.6	-77.8	21	97.8
HSST 03	Plate	9	20	-21	-81.1	9.6	-71.5	41	91.5
A533 Cl. 1	Plate	13	65	-74	-127.6	6.4	-121.2	139	186.2
HSST 02	Plate	69	0	-17	-2.1	0	-2.1	17	2.1
A533B	Weld	10	-45	-151	-195.7	8.5	-187.2	106	142.2
A533B	weld/HAZ	6	0	-132	-176.9	14.5	-162.4	132	162.4
A508 Cl. 2	Forging	12	50	-124	-104.5	6.9	-97.6	174	147.6
A508 Cl. 2	Forging	9	51	-60	-8.7	9.6	0.9	111	50.1
A508 Cl. 2	forging	10	65	-55	1.9	8.5	10.4	120	54.6
HSSI 72W	weld	12	-9.4	-70	3.6	6.4	10.0	60.6	-19.4
HSSI 73W	weld	10	-29.2	-78	-76.1	8.5	-67.6	48.8	38.4
HSST 13A	plate	43	-9.4	-109	-43.5	0.9	-42.6	99.6	33.2
A508 Cl. 3	forging	6	-13	-46	-25.8	14.5	-11.3	33	-1.7
Midland Nozzle	weld	6	52	-34	-51.9	14.5	-37.4	86	89.4
Midland Beltline	weld	2	23	-71	-99.7	40.8	-58.9	94	81.9
Plate 02 4th Irr.	plate	4	0	-8	-83.8	21.5	-62.3	8	62.3

RT_{LB}^{*} = lower-bounding reference temperature without sample-size adjustment

RT_{LB}^{**} = lower-bounding reference temperature with sample-size adjustment

$\Delta RT_{epistemic}^{**} = RT_{NDT(0)} - RT_{LB}^{**}$

図 2.2.3-2　FAVOR 理論マニュアルのサンプリング対象
(FAVOR 理論マニュアル [18] より引用)

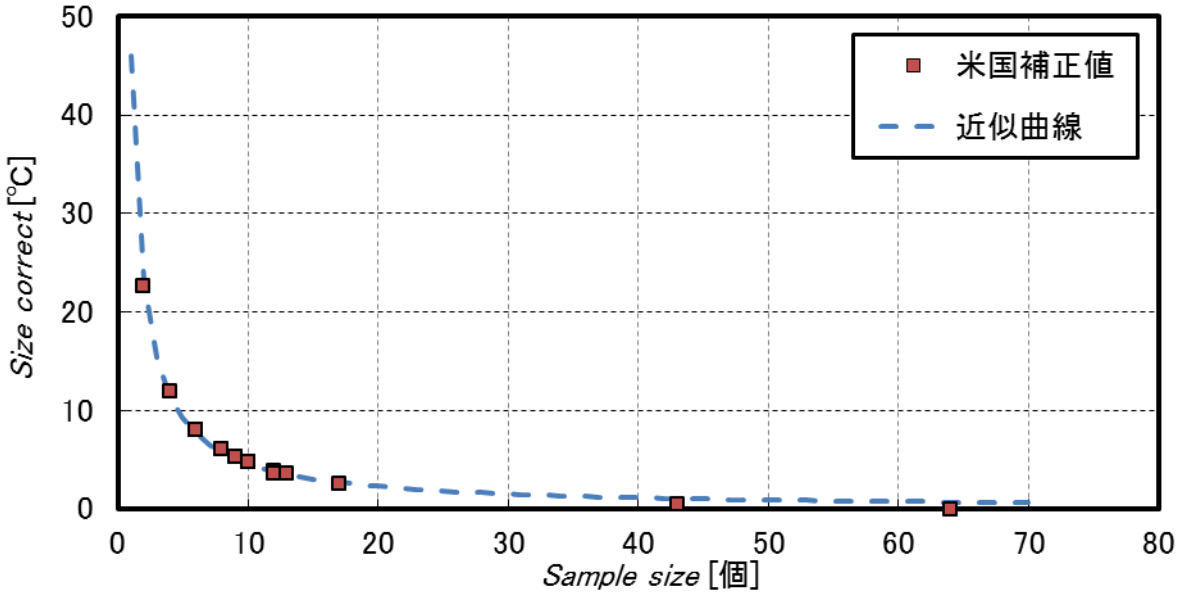


図 2.2.3-3　FAVOR 理論マニュアルのサンプル数補正値及び近似曲線
（米国の補正値は FAVOR 理論マニュアル [18] より引用）

表 2.2.3-5　パラメータの整理

:鋼種分類	*Sample size* [個]	RT_{NDT} [℃]	T_o [℃]	ΔRT_{LB}* [℃]	*Size correct* [℃]	RT_{LB}** [℃]	RT_{NDT}-T_o [℃]	ΔRT_{LB}** [℃]
SQV2A-LM	13	9	-44.5	62.1	3.5	-49.6	53.5	58.6
SQV2A-LB	3	-3	-66.2	77.7	15.4	-65.3	63.2	62.3
SQV2A-LI	3	-3	-64.0	65.5	15.4	-53.1	61.0	50.1
SQV2A-MM	2	-23	-62.5	102.7	23.0	-102.7	39.5	79.7
SQV2A-MB	3	-20	-59.0	77.4	15.4	-82.0	39.0	62.0
SQV2A-MI	2	-13	-67.5	120.4	23.0	-110.4	54.5	97.4
SQV2A-HM	2	-30	-95.0	97.5	23.0	-104.5	65.0	74.5
SQV2A-HB	2	-35	-80.1	124.4	23.0	-136.4	45.1	101.4
SQV2A-HI	2	-30	-94.3	105.2	23.0	-112.2	64.3	82.2
SFVQ1A-C1M	5	-35	-91.7	47.2	9.2	-73.0	56.7	38.0
SFVQ1A-C2M	2	-40	-99.6	111.1	23.0	-128.1	59.6	88.1
SFVQ1A-C3M	3	-40	-73.7	66.9	15.4	-91.5	33.7	51.5
SFVQ1A-C3I	13	-35	-71.5	35.7	3.5	-67.2	36.5	32.2
SFVQ2A-B	2	-30	-98.2	115.1	23.0	-122.1	68.2	92.1
SA302B	2	-35	-75.8	114.3	23.0	-126.3	40.8	91.3
溶接金属 WL-M	6	-9	-31.0	16.6	7.7	-17.9	22.0	8.9
溶接金属 WL-B	7	-21	-48.7	23.0	6.6	-37.4	27.7	16.4
溶接金属 WL-I	4	-22	-63.8	15.2	11.5	-25.7	41.8	3.7
溶接金属 WM-B	3	-60	-69.8	45.3	15.4	-89.9	9.8	29.9
溶接金属 WH-M	2	-70	-82.9	60.1	23.0	-107.1	12.9	37.1
溶接金属 WH-I	2	-65	-90.2	75.5	23.0	-117.5	25.2	52.5
A533(7HA)	13	-30	-68.4	39.2	3.5	-65.7	38.4	35.7
A533(7HB)	18	-25	-69.2	40.1	2.6	-62.5	44.2	37.5
A533(8HA)	8	-35	-70.4	36.1	5.8	-65.3	35.4	30.3
A533(8HB)	8	-30	-92.4	54.1	5.8	-78.3	62.4	48.3
A533(9HA)	7	-35	-104.7	82.7	6.6	-111.1	69.7	76.1
A508(7HC)	11	-20	-73.6	20.9	4.2	-36.7	53.6	16.7
A508(8HC)	7	-35	-107.9	55.5	6.6	-83.9	72.9	48.9
A508(8HD)	8	-30	-52.7	51.8	5.8	-76.0	22.7	46.0
A508(8HE)	5	-30	-66.7	35.5	9.2	-56.3	36.7	26.3
Weld(9HA)	2	-70	-125.3	97.8	23.0	-144.8	55.3	74.8
1B 照射前	3	-30	-100.3	75.4	15.4	-90.0	70.3	60.0
5B 照射前	3	-25	-75.9	74.4	15.4	-84.0	50.9	59.0
1W 照射前	7	-60	-63.0	13.3	6.6	-66.7	3.0	6.7
5W 照射前	5	-50	-42.1	29.0	9.2	-69.8	-7.9	19.8
SFVQ1A	12	-30	-105.5	74.5	3.8	-100.7	75.5	70.7
SQV2A(Heat 1)	9	-30	-88.7	59.7	5.1	-84.6	58.7	54.6
SteelA	2	-35	-65.8	48.1	23.0	-60.1	30.8	25.1
SteelB	2	-45	-97.2	53.4	23.0	-75.4	52.2	30.4
JRH	7	-12	-88.8	57.2	6.6	-62.6	76.8	50.6
JRM	12	-30	-67.1	34.6	3.8	-60.8	37.1	30.8
JRL	2	-45	-114.1	71.2	23.0	-93.2	69.1	48.2

④ RT_{NDT}の認識論的不確実さの算出

ΔRT_{LB}**の累積頻度分布を図 2.2.3-4 に示す。FAVOR 理論マニュアルを参考に、ΔRT_{LB}**の不確実さを次式(2.2.3-7)で表されるワイブル分布式で定義した。なお、累積頻度 P はメディアンランクの近似式(2.2.3-8)を用いて算出した。

$$P = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\Delta RT_{\mathrm{LB}}^{**} - a}{b}\right)^{c}\right] \qquad (2.2.3\text{-}7)$$

$$P = \frac{i-0.3}{n+0.4} \quad ; \quad 0<P<1 \qquad (2.2.3\text{-}8)$$

図 2.2.3-4 のΔRT_{LB}**の材料データに対し、直交回帰により式(2.2.3-7)のワイブル分布パラメータ a、b 及び c の値を求めた。直交回帰では、FAVOR 理論マニュアル [18] に記載の Orthogonal Distance Regression（以下、「ODR」という）プログラムを使用した。なお、ODR プログラムの妥当性については、FAVOR 理論マニュアル [18] に記載されている計算結果をトレースすることにより確認した。直交回帰により、式(2.2.3-7)のワイブル分布パラメータ a、b、c、分散$\sigma^2_{\Delta RT_{\mathrm{LB}}}$及び平均$\mu_{\Delta RT_{\mathrm{LB}}}$は表 2.2.3-6 に示すとおりとなった。

式(2.2.3-6)の定義より、ΔRT_{LB}**には RT_{NDT} と RT_{LB}**のそれぞれの計測や材料物性に由来するばらつきが含まれる。そこで、ばらつきのダブルカウントを除き、モデルの認識論的不確実さのみを抽出するために、ΔRT_{LB}**の不確実さ$\sigma^2_{\Delta RT_{\mathrm{LB}}}$を次式(2.2.3-9)から式(2.2.3-11)のように分類した。

$$\mathrm{var}(RT_{\mathrm{NDT}}) = \sigma_1^2 + \sigma_3^2 \qquad (2.2.3\text{-}9)$$

$$\mathrm{var}(RT_{\mathrm{LB}}^{**}) = \sigma_2^2 + \sigma_4^2 \qquad (2.2.3\text{-}10)$$

$$\sigma^2_{\Delta RT_{\mathrm{LB}}} = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + \sigma_4^2 \qquad (2.2.3\text{-}11)$$

$\mathrm{var}(x)$：x の分散

σ_1：RT_{NDT} の計測や材料物性のばらつき

σ_2：RT_{LB}**の計測や材料物性のばらつき

σ_3：RT_{NDT} のモデルの認識論的不確実さ

σ_4：RT_{LB}**のモデルの認識論的不確実さ

これらのうち、計測や材料物性のばらつき（σ_1 及び σ_2）は、FAVOR と同様に、PASCAL においても RT_{NDT} の初期値のばらつきとして別途考慮されることになる。したがって、考慮されていない不確実さ$\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{epistemic}}}$は次式(2.2.3-12)で表される。

$$\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{epistemic}}} = \sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{LB}}} - \sigma_1^2 - \sigma_2^2 \qquad (2.2.3\text{-}12)$$

FAVOR 理論マニュアルではσ_1及びσ_2を以下の 2 ケースが設定されており、本検討においても同様の値を設定用いた。

Case 1：$\sigma_1^2 = 23^2\ [°F^2] = 12.78^2\ [℃^2]$、$\sigma_2^2 = 0\ [°F^2] = 0\ [℃^2]$
Case 2：$\sigma_1^2 = 23^2\ [°F^2] = 12.78^2\ [℃^2]$、$\sigma_2^2 = 23^2\ [°F^2] = 12.78^2\ [℃^2]$

式(2.2.3-12)で求められる$\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{epistemic}}}$の値を用いて、式(2.2.3-7)の b 及び c の値を次式(2.2.3-13)及び式(2.2.3-14)の関係から補正した。なお、式(2.2.3-7)の a は分散に影響しないパラメータであるため、直交回帰により得られた値で一定とした。

$$\mu_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{LB}}} - a - b\Gamma\left(1+\frac{1}{c}\right) = 0 \qquad (2.2.3\text{-}13)$$

$$\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{epistemic}}} - b^2\left[\Gamma\left(1+\frac{2}{c}\right) - \Gamma^2\left(1+\frac{1}{c}\right)\right] = 0 \qquad (2.2.3\text{-}14)$$

Case 1 及び Case 2 のそれぞれに対し、以上の手順により求めたワイブル分布式(2.2.3-15)及び式(2.2.3-16)を、RT_{NDT} に含まれる認識論的不確実さ$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$ として定義した。

Case 1：
$$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}} = -10.44 + 68.02[-\ln(1-P)]^{1/2.821}\ [℃]\ ;\quad 0<P<1 \qquad (2.2.3\text{-}15)$$

Case 2：
$$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}} = -10.44 + 67.39[-\ln(1-P)]^{1/3.445}\ [℃]\ ;\quad 0<P<1 \qquad (2.2.3\text{-}16)$$

補正後のワイブル分布パラメータ及び分散を表 2.2.3-6 に示す。式(2.2.3-7)の直交回帰により得られた曲線（補正なし）及び補正後の曲線（Case 1 及び Case 2）を図 2.2.3-4 に示す。以下、本報告書では $RT_{\mathrm{LB}}{}^{**}$及び RT_{NDT} の両方の不確実さを考慮した Case 2 を採用することとした。

なお、上記の認識論的不確実さには脆化予測に伴う不確実さは含まれていない。その不確実さについて、FAVOR[18] では、脆化予測に伴う不確実さを考慮されていないが、JEAC4201-2007[2013 年追補版][23]では、解説-附属書 B-2100-3 において、国内脆化予測法の予測誤差（監視試験のΔRT_{NDT} 実測値で補正しない場合）の標準偏差が 9.5℃、平均予測誤差が-1.1℃であることが分析されていることを踏まえ、国内モデルでは、その不確実

[23] 日本電気協会, JEAC 4201-2007[2013 年追補版] 原子炉構造材の監視試験方法, (2013).

さを考慮することとした。その場合、別途考慮される化学成分等の不確実さ等の影響を差し引いて、これらを認識論的不確実さとして考慮することが必要である。

以上をまとめると、国内モデル B では、認識論的な不確実さ及び RT_{NDT} のシフト量を考慮した関連温度 $\overline{RT_{\mathrm{NDT}}}$ は以下のように表される。

$$\overline{RT_{\mathrm{NDT}}} = \overline{RT_{\mathrm{NDT(0)}}} - \Delta RT_{\mathrm{epistemic}} + \overline{\Delta RT_{\mathrm{NDT}}} \qquad (2.2.3\text{-}17)$$

$$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}} = -10.44 + 67.39[-\ln(1-P)]^{1/3.445}\ [℃]\ ;\quad 0<P<1 \qquad (2.2.3\text{-}18)$$

ここで、$\overline{RT_{NDT(0)}}$ は RT_{NDT} の初期値であり、実験値が無いことに由来する認識論的不確実さを正規分布により考慮する。また、$\overline{\Delta RT_{NDT}}$ は RT_{NDT} のシフト量であり、予測誤差に関する認識論的不確実さを正規分布により考慮する。

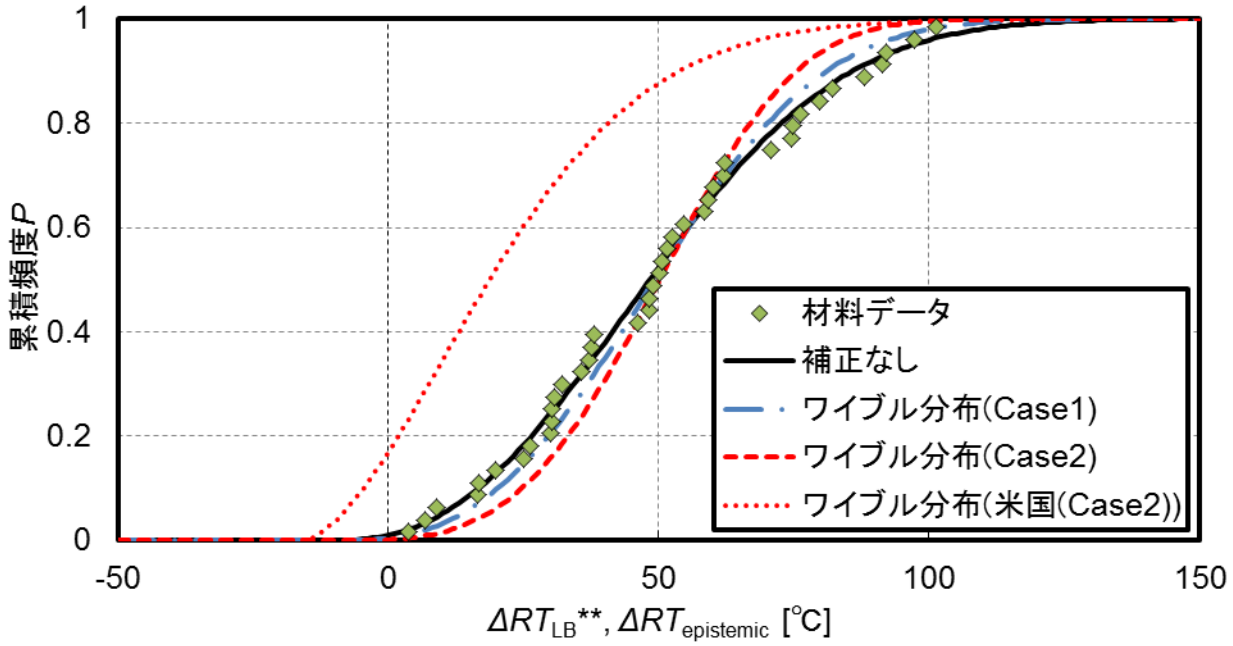


図 2.2.3-4　ΔRT_{LB}**及び$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$ の累積頻度分布
（米国（Case 2）は FAVOR 理論マニュアル [18] より引用）

表 2.2.3-6　ワイブル分布パラメータ及び分散

	σ_1^2 [℃²]	σ_2^2 [℃²]	a [℃]	b [℃]	c [-]	$\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT_{LB}}}$, $\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT_{epistemic}}}$ [℃²]	$\mu_{\Delta RT_{\mathrm{LB}}}$ [℃]
補正なし	-	-	-10.44	68.32	2.435	704.7	50.15
Case 1	12.78^2	0	-10.44	68.02	2.821	541.4	50.15
Case 2	12.78^2	12.78^2	-10.44	67.39	3.445	378.2	50.15

⑤　破壊靭性曲線の整備

以上により求めた$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$を用いて補正した$\overline{RT_{\mathrm{NDT}}}$　に対して、破壊靭性曲線を整備した。破壊靭性曲線のばらつきは J. Katsuyama らの文献[21]等に従ってワイブル分布とした。ただし、補正した$\overline{RT_{\mathrm{NDT}}}$は、破壊靭性を直接的に表現する指標であると考えられるため、最弱リンクモデルを適用できることから、破壊靭性のワイブル分布の形状パラメータ c を 4 に設定した。得られた破壊靭性曲線は$\Delta T = T - \overline{RT_{\mathrm{NDT}}}$及び累積確率 P を用いて、次式(2.2.3-19)で表される。

$$K_{\mathrm{Ic}}(\Delta T) = a(\Delta T) + b(\Delta T)(-\ln(1-P))^{\frac{1}{c}} \qquad (2.2.3\text{-}19)$$
$$a(\Delta T) = 18.55 + 12.09\exp\left(0.0368(\Delta T)\right)$$
$$b(\Delta T) = 20.84 + 35.68\exp\left(0.00780(\Delta T)\right)$$
$$c = 4$$

以上のようにして得られた式(2.2.3-19)の破壊靭性曲線を図 2.2.3-5 に示す。ここで得られた認識論的不確実さ及び破壊靭性のモデルを以下では国内モデル B と呼ぶこととした。

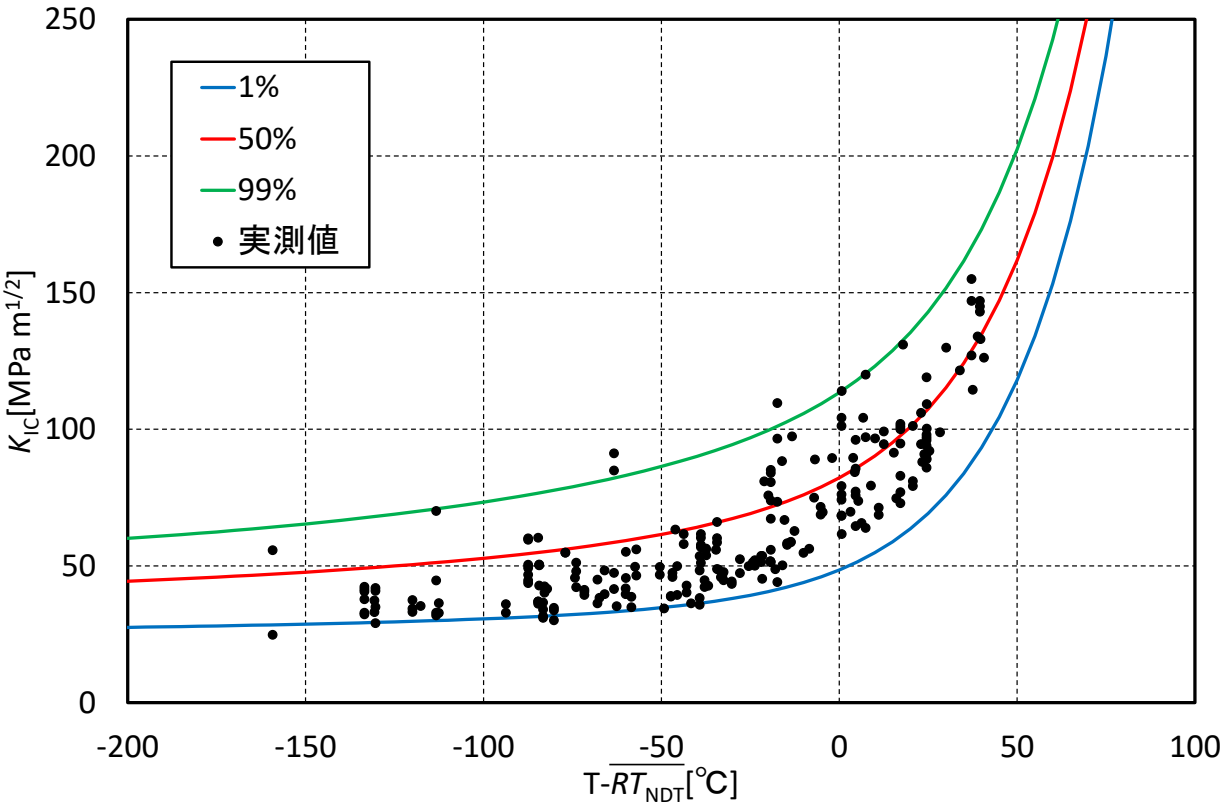


図 2.2.3-5　破壊靭性曲線（国内モデル B）

(b) T_oに基づいた分析

ここでは、マスターカーブ法の破壊靭性参照温度 T_oを基に、国内の破壊靭性データに対して分析を行い、RT_{NDT} の認識論的不確実さの評価モデルを整備した。基本的な手順は前項 2.2.3(2)1)(a)と同様である。ここでは主に前項の手順と差異のある部分について示す。なお、ここで分析を行った認識論的不確実さ及び破壊靭性のモデルを以下では国内モデル A と呼ぶこととする。

① 検討対象データ及びスクリーニング手順

検討対象としたデータは前項 2.2.3(2)1)(a)の表 2.2.3-4 に示したスクリーニング後のデータと同一とした。同表に示される RT_{NDT} 及び T_o を対象に以下の分析を行った。

② サンプル数補正

表 2.2.3-4 に示す T_o は E1921[24]の実験手順に基づき設定されており、十分な数の Valid なサンプルから算出されたと考えられる。よって、サンプル数の影響は小さいため、本分析ではサンプル数補正は考慮しない。

③ RT_{NDT}の認識論的不確実さの算出

表 2.2.3-4 から求めた$\Delta RT_{To}=RT_{NDT}-T_o$ の累積頻度分布を図 2.2.3-6 に示す。前項 2.2.3(2)1)(a)と同様に、ΔRT_{To} の材料データに対し、直交回帰によりワイブル分布パラメータ a、b、c、分散$\sigma^2_{\Delta RT_{To}}$及び平均$\mu_{\Delta RT_{To}}$を算出した結果を表 2.2.3-7 に示す。

前項 2.2.3(2)1)(a)と同様に、ΔRT_{To} には、RT_{NDT} の計測や材料特性に由来するばらつきが含まれる。一方で、T_o は破壊靭性を直接的に表す指標であると考えられるため、計測や材料物性に由来するばらつきは含まれない。そこで、RT_{NDT} に関するダブルカウントを除き、モデルの認識論的不確実さのみを抽出するため、ΔRT_{To} の分散$\sigma^2_{\Delta RT_{To}}$を次式(2.2.3-20)から式(2.2.3-22)のように分類した。

$$\mathrm{var}(RT_{NDT}) = \sigma_1^2 + \sigma_3^2 \quad (2.2.3\text{-}20)$$

$$\mathrm{var}(T_o) = \sigma_4^2 \quad (2.2.3\text{-}21)$$

$$\sigma^2_{\Delta RT_{To}} = \sigma_1^2 + \sigma_3^2 + \sigma_4^2 \quad (2.2.3\text{-}22)$$

$\mathrm{var}(x)$：x の分散

σ_1：RT_{NDT} の計測や材料物性のばらつき

σ_3：RT_{NDT} のモデルの認識論的不確実さ

σ_4：T_o のモデルの認識論的不確実さ

[24] ASTM E1921-16, “Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, To, for Ferritic Steels in the Transition Range”, Annual book of ASTM standards 3.01, (2016).

このうち、σ_1 は RT_{NDT} の初期値の不確実さとして別途考慮されることになるため、モデルの不確実さ $\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{epistemic}}}$ は次式(2.2.3-23)で表される。

$$\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{epistemic}}} = \sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{To}}} - \sigma_1^2 \qquad (2.2.3\text{-}23)$$

前項 2.2.3(2)1)(a)と同様に、以下のように $\sigma_1{}^2$=12.78[℃]の値を設定し、得られた $\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT}_{\mathrm{epistemic}}}$ の値を用いて b 及び c の値を更新した結果を表 2.2.3-7 に Case 1 として示す。また、得られた曲線を図 2.2.3-6 に、$\sigma_1{}^2$ の補正をしない曲線（補正なし）及び補正をした曲線（Case 1）を示す。

以上をまとめると、国内モデル A では、認識論的な不確実さ及び RT_{NDT} のシフト量を考慮した $\overline{RT_{\mathrm{NDT}}}$ は以下のように表される。

$$\overline{RT_{\mathrm{NDT}}} = \overline{RT_{\mathrm{NDT(0)}}} - \Delta RT_{\mathrm{epistemic}} + \overline{\Delta RT_{\mathrm{NDT}}} \qquad (2.2.3\text{-}24)$$

$$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}} = -15.60 + 67.40[-\ln(1-P)]^{1/4.489}\ [℃]\ ;\quad 0<P<1 \qquad (2.2.3\text{-}25)$$

ここで、$\overline{RT_{NDT(0)}}$ は RT_{NDT} の初期値であり、実験値が無いことに由来する認識論的不確実さを正規分布により考慮する。また、$\overline{\Delta RT_{NDT}}$ は RT_{NDT} のシフト量であり、予測誤差に関する認識論的不確実さを正規分布により考慮する。

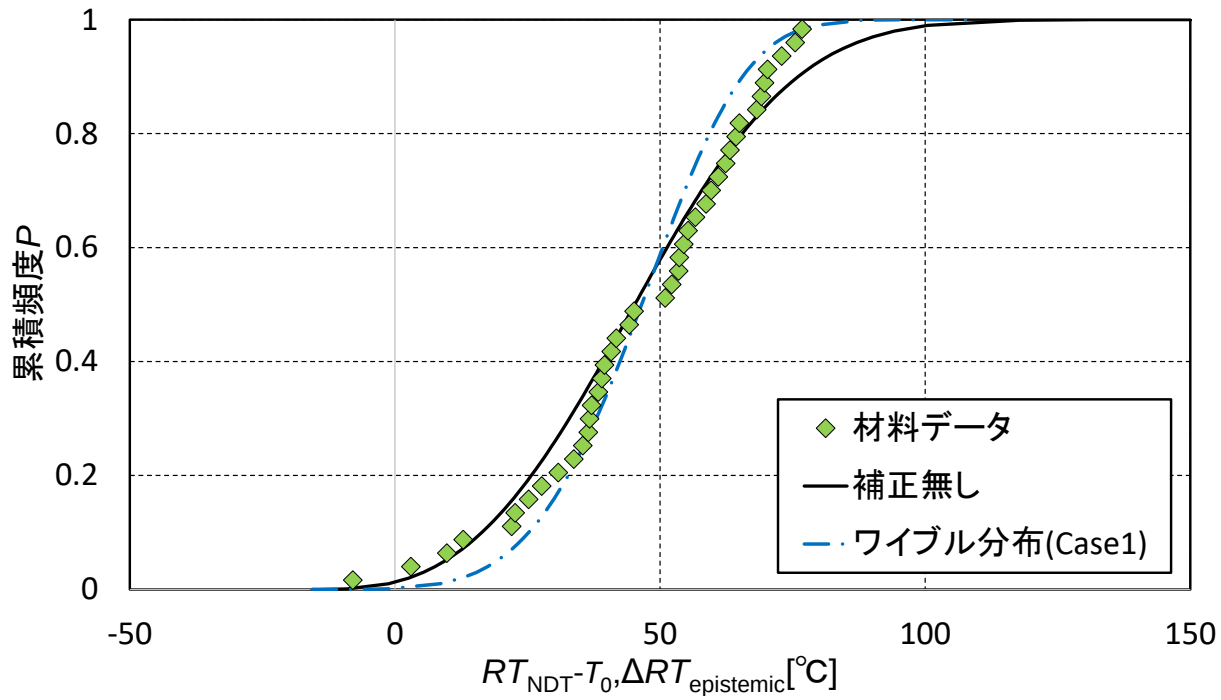


図 2.2.3-6　RT_{NDT}-T_0 及び $\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$ の累積頻度分布

表 2.2.3-7　ワイブル分布パラメータ及び分散

	$\sigma_1{}^2$ [℃^{2}]	$\sigma_2{}^2$ [℃^{2}]	a [℃]	b [℃]	c [-]	$\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT_{To}}}$, $\sigma^2_{\Delta \mathrm{RT_{epistemic}}}$ [℃^{2}]	$\mu_{\Delta RT_{\mathrm{To}}}$ [℃]
補正なし	-	-	-15.60	68.94	2.931	404.8	45.89
Case 1	12.78^2	0	-15.60	67.40	4.489	241.5	45.89

④　破壊靭性曲線の整備

以上により求めた$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$を用いて補正した$RT_{\mathrm{NDT}}$に対して、破壊靭性曲線を整備した。破壊靭性曲線のばらつきはJ. Katsuyamaらの文献[21]等に従ってワイブル分布とした。ただし、補正した$\overline{RT_{\mathrm{NDT}}}$は、破壊靭性を直接的に表現する指標であると考えられるため、最弱リンクモデルを適用できることから、破壊靭性のワイブル分布の形状パラメータcを4に設定した。得られた破壊靭性曲線は$\Delta T = T - \overline{RT_{\mathrm{NDT}}}$及び累積確率$P$を用いて、次式(2.2.3-26)で表される。

$$K_{\mathrm{Ic}}(\Delta T) = a(\Delta T) + b(\Delta T)(-\ln(1-P))^{\frac{1}{c}} \tag{2.2.3-26}$$
$$a(\Delta T) = 13.18 + 6.71\exp\left(0.0337(\Delta T)\right)$$
$$b(\Delta T) = 15.88 + 42.21\exp\left(0.0121(\Delta T)\right)$$
$$c = 4$$

式(2.2.3-26)の破壊靭性曲線を図 2.2.3-7 に示す。本節で得られた認識論的不確実さ及び破壊靭性のモデルを以下では国内モデルAと呼ぶ。

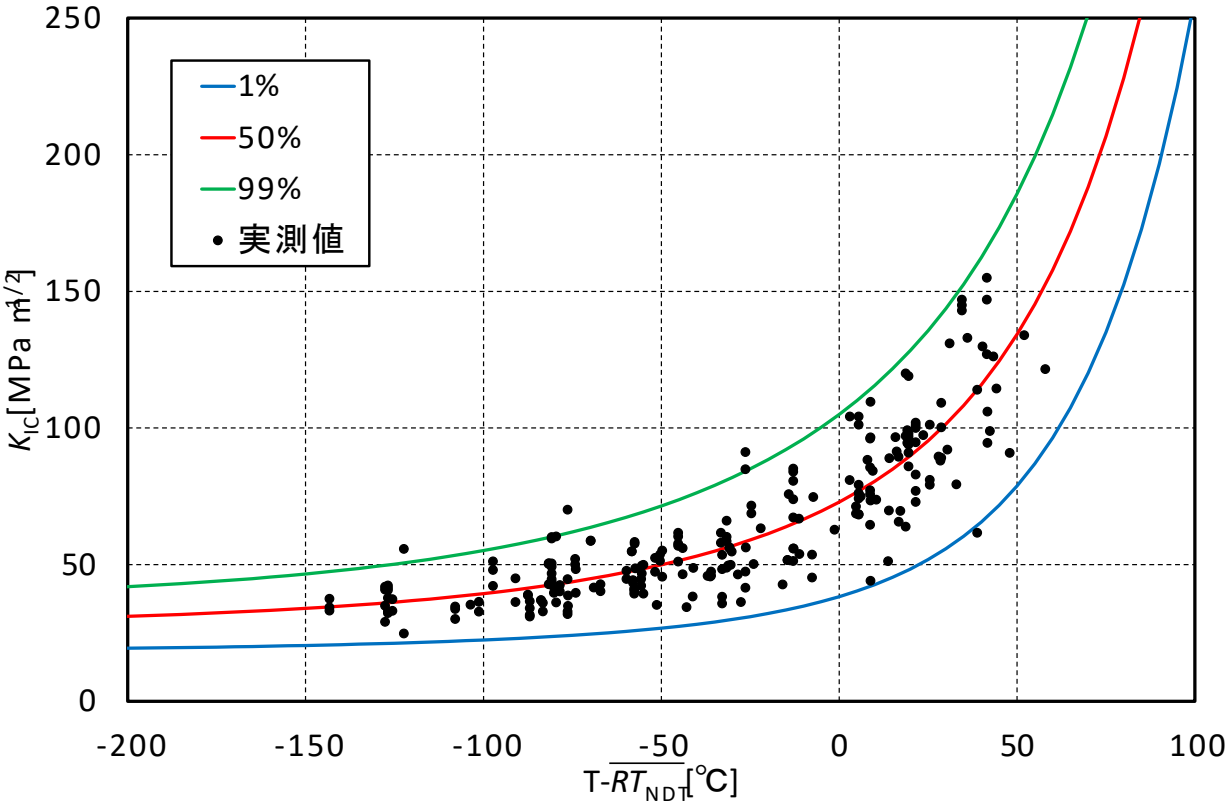


図 2.2.3-7　破壊靭性曲線（国内モデル A）

(c) 国内モデル A、国内モデル B 及び米国モデルの比較

国内モデル A、国内モデル B 及び米国 FAVOR[18] における認識論的不確実さ$\Delta RT_{\text{epistemic}}$を図 2.2.3-8 に示す。国内モデル A の$\Delta RT_{\text{epistemic}}$の 50 パーセンタイル値が約 47[℃]、国内モデル B の 50 パーセンタイル値が約 50[℃]であり、共に米国モデル（50 パーセンタイル値が 19[℃]）と比較して、高温側に分布している。

国内モデル A に関して、図 2.2.3-10 に示す米国の RT_{NDT}-T_o の結果と比較して、約 5[℃]以内程度の差異であり、日米間に大きな差異は無い。一方、国内モデル B に関しては、RT_{NDT}-RT_{LB} は日米間で 50 パーセンタイル値で 30[℃]程度の差異があり、今後、米国で用いられた Adjusted 曲線の考え方、データの選定やサンプル数補正等の更なる検討が必要であると考えられる。

国内モデル A、国内モデル B 及び米国 FAVOR における破壊靭性を図 2.2.3-9 に示す。ここで、図 2.2.3-9 では、各モデルの横軸の指標を合わせるため、横軸を

$T - RT_{\text{NDT}} = T - T_o + \Delta RT_{\text{epistemic}}$：モデル A

$T - RT_{\text{NDT}} = T - T_{LB} + \Delta RT_{\text{epistemic}}$：モデル B 及び米国モデル

として比較を行った。その際、$\Delta RT_{\text{epistemic}}$には 50 パーセンタイル値を用いた。破壊靭性の不確実さは偶然的不確実さに分類されるため、各モデルで同程度のばらつきになるこ

とが期待されるが、国内モデル A は米国モデルと同等の分布とばらつきを有する一方、国内モデル B は他のモデルと比較して低温側で分布し、そのばらつきは小さく見積もられている。また、図 2.2.3-5 と図 2.2.3-7 の比較から、国内モデル A は、国内モデル B に比べて実測データの包絡性が良好である。

以上の分析から、本年度の国内モデルデータとしては、国内モデル A を採用することとした。なお、国内モデル A、B 及び FAVOR のモデルの PFM 解析による比較結果は 2.3.2(6)項で後述する。

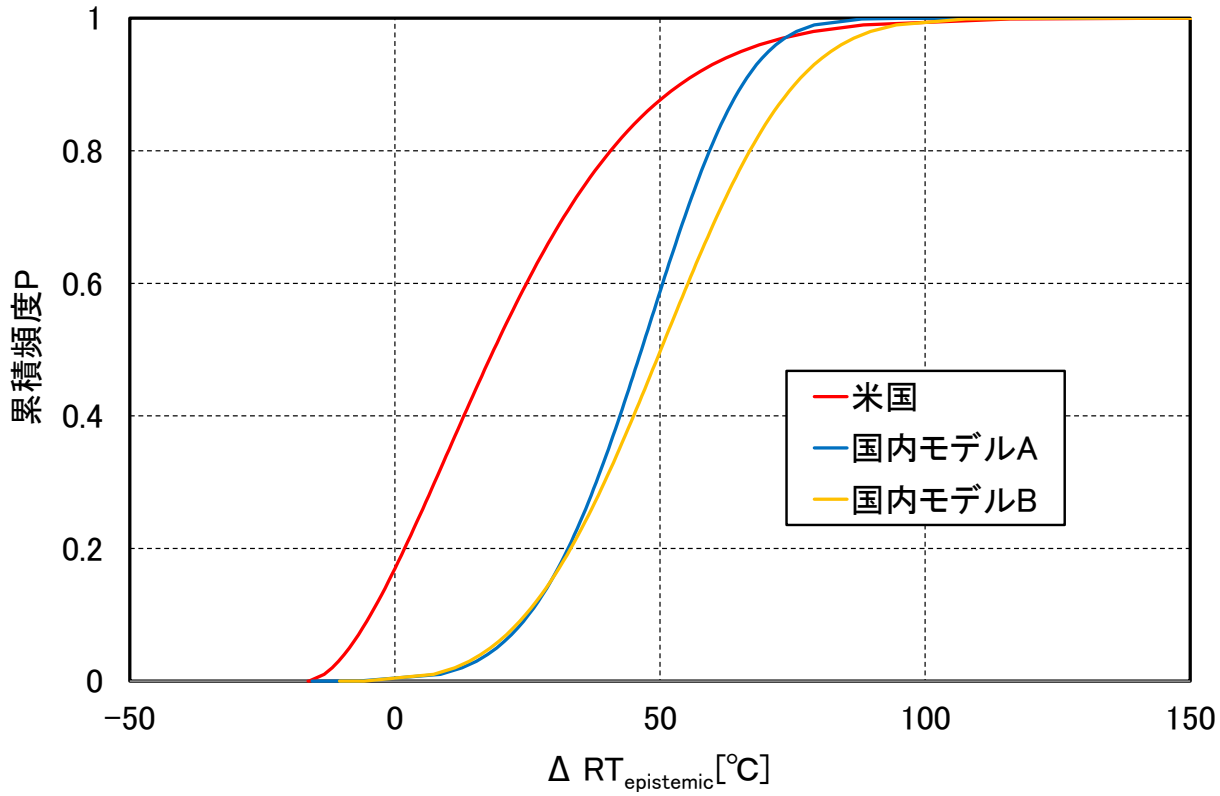


図 2.2.3-8　$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$ の比較

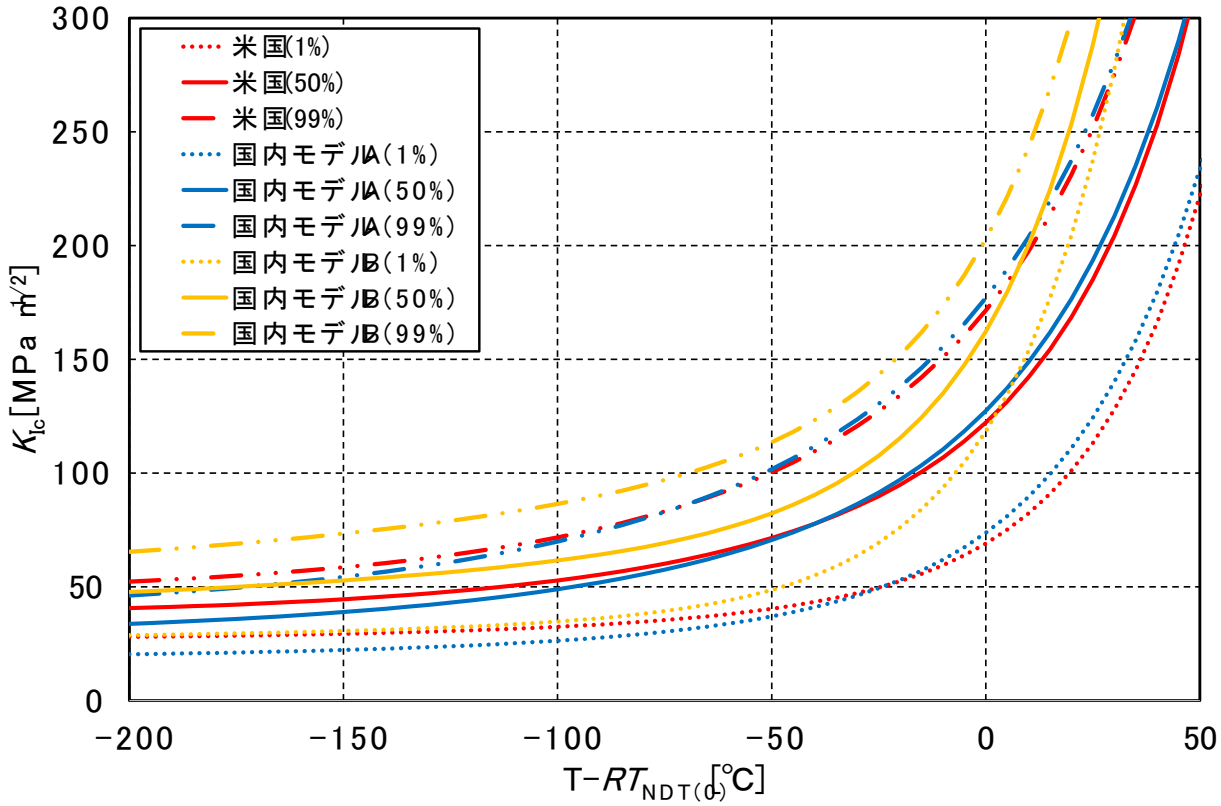


図 2.2.3-9　破壊靭性評価モデルの比較

2) 亀裂伝播停止靭性の参照温度（T_{KIa}）の認識論的不確実さ

FAVOR[18] では、マスターカーブ法をベースに亀裂伝播停止靭性曲線を整備しており、亀裂伝播停止靭性（K_{Ia}）が 100[MPa√m]となる温度として T_{KIa} が用いられる。FAVOR 理論マニュアルでは、T_{KIa} と RT_{NDT} の関係は以下の式(2.2.3-27)で設定される。

$$\begin{aligned} T_{K_{Ia}} &= RT_{ARREST} \\ &= T_0 + \Delta RT_{ARREST} + \Delta RT_{NDT} \\ &= RT_{NDTo} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{ARREST} + \Delta RT_{NDT} \end{aligned} \qquad (2.2.3\text{-}27)$$

ここで、T_o はマスターカーブ法の破壊靭性参照温度、RT_{NDTo} は未照射材の関連温度、ΔRT_{ARREST} は T_{KIa} と T_o の差分、ΔRT_{NDT} は照射による関連温度の移行量、$\Delta RT_{epist-arrest}$ は RT_{NDT} と T_o の差分である。FAVOR 理論マニュアル[18]に従って、$\Delta RT_{epist-arrest}$ と ΔRT_{ARREST} それぞれについて認識論的不確実さをのモデルを整備した。

(a) $\Delta RT_{epist-arrest}$ の算出

2.2.3(2)1)項と同様のスクリーニング後の検討対象データに対し、各材料の RT_{NDT} と T_o の差分を算出した。表 2.2.3-8 に検討対象データ及び RT_{NDT}-T_o の値を示す。RT_{NDT}-T_o のワイブル分布を図 2.2.3-10 に示す。RT_{NDT}-T_o の認識論的不確実さ $\Delta RT_{epist-arrest}$ を次式

(2.2.3-28)で表されるワイブル分布式で定義した。なお、累積頻度 P はメディアンランクの近似式を用いて算出した。

$$RT_{NDT} - T_0 = \Delta RT_{\text{epist-arrest}} = a + b[-\ln(1-P)]^{1/c} \qquad (2.2.3\text{-}28)$$

$$P = \frac{i-0.3}{n+0.4} \quad ; \quad 0<P<1$$

図 2.2.3-10 の材料データに対し、2.2.3(2)1)(a)と同様の ODR プログラムを用いて、直交回帰により式(2.2.3-28)のワイブル分布パラメータ a、b 及び c の値を求め、次式(2.2.3-29)を得た。

$$\Delta RT_{\text{epist-arrest}} = -188.8 + 243.8[-\ln(1-P)]^{1/13.53} \ [℃] \quad ; \quad 0<P<1 \qquad (2.2.3\text{-}29)$$

図 2.2.3-10 に、RT_{NDT}-T_0 のワイブル分布式(2.2.3-29)で表される回帰曲線を示す。

表 2.2.3-8　検討対象及び RT_{NDT}-T_o の値

ID	:鋼種分類	サンプル数 [個]	RT_{NDT} [℃]	T_o [℃]	RT_{NDT}-T_o [℃]
1	SQV2A-LM	13	9	-44.5	53.5
2	SQV2A-LB	3	-3	-66.2	63.2
3	SQV2A-LI	3	-3	-64.0	61.0
4	SQV2A-MM	2	-23	-62.5	39.5
5	SQV2A-MB	3	-20	-59.0	39.0
6	SQV2A-MI	2	-13	-67.5	54.5
7	SQV2A-HM	2	-30	-95.0	65.0
8	SQV2A-HB	2	-35	-80.1	45.1
9	SQV2A-HI	2	-30	-94.3	64.3
10	SFVQ1A-C1M	5	-35	-91.7	56.7
11	SFVQ1A-C2M	2	-40	-99.6	59.6
12	SFVQ1A-C3M	3	-40	-73.7	33.7
13	SFVQ1A-C3I	13	-35	-71.5	36.5
14	SFVQ2A-B	2	-30	-98.2	68.2
15	SA302B	2	-35	-75.8	40.8
16	溶接金属 WL-M	6	-9	-31.0	22.0
17	溶接金属 WL-B	7	-21	-48.7	27.7
18	溶接金属 WL-I	4	-22	-63.8	41.8
19	溶接金属 WM-B	3	-60	-69.8	9.8
20	溶接金属 WH-M	2	-70	-82.9	12.9
21	溶接金属 WH-I	2	-65	-90.2	25.2
22	A533(7HA)	13	-30	-68.4	38.4
23	A533(7HB)	18	-25	-69.2	44.2
24	A533(8HA)	8	-35	-70.4	35.4
25	A533(8HB)	8	-30	-92.4	62.4
26	A533(9HA)	7	-35	-104.7	69.7
27	A508(7HC)	11	-20	-73.6	53.6
28	A508(8HC)	7	-35	-107.9	72.9
29	A508(8HD)	8	-30	-52.7	22.7
30	A508(8HE)	5	-30	-66.7	36.7
32	Weld(9HA)	2	-70	-125.3	55.3
34	1B 照射前	3	-30	-100.3	70.3
35	5B 照射前	3	-25	-75.9	50.9
36	1W 照射前	7	-60	-63.0	3.0
37	5W 照射前	5	-50	-42.1	-7.9
38	SFVQ1A	12	-30	-105.5	75.5
39	SQV2A(Heat 1)	9	-30	-88.7	58.7
40	SteelA	2	-35	-65.8	30.8
41	SteelB	2	-45	-97.2	52.2
42	JRH	7	-12	-88.8	76.8
43	JRM	12	-30	-67.1	37.1
44	JRL	2	-45	-114.1	69.1

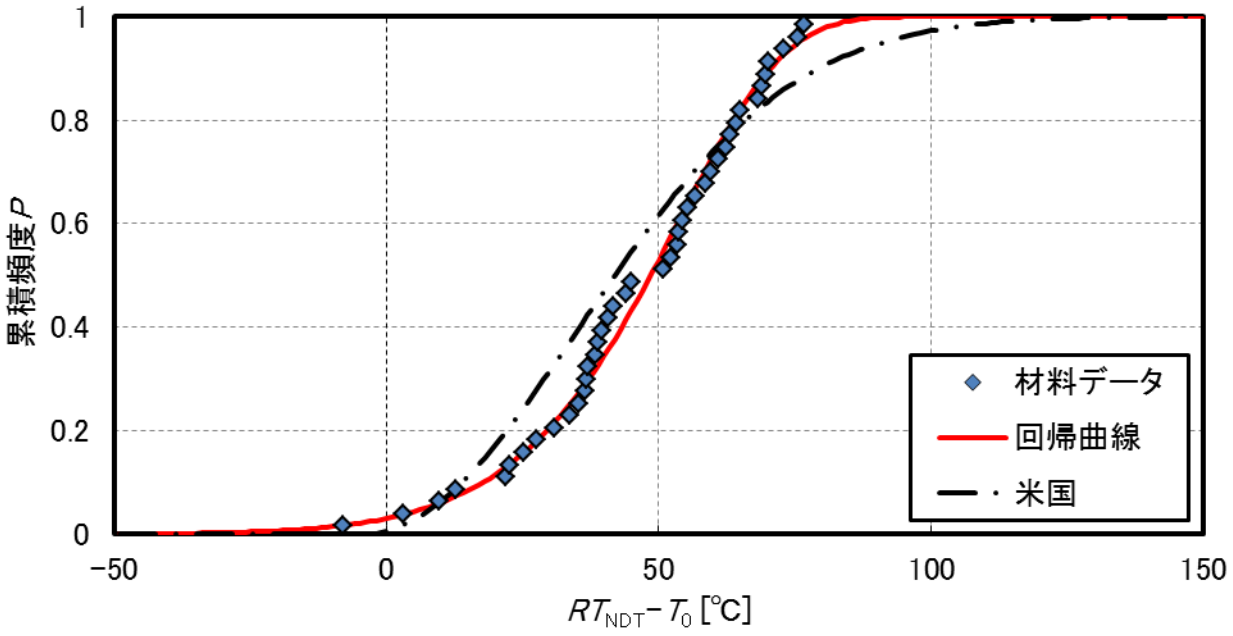


図 2.2.3-10　RT_{NDT}-T_o の累積頻度分布
（米国のカーブは FAVOR 理論マニュアル [18] より引用）

(b)　ΔRT_{ARREST} の算出

調査した亀裂伝播停止靭性データのうち T_o 及び T_{KIa} の両方の情報があるデータを検討対象とした。これらのデータを表 2.2.3-9 に示す。これらの 11 種のデータを用いて T_{KIa} の認識論的不確実さを評価した。

表 2.2.3-9 に T_{KIa}-T_o の認識論的不確実さΔRT_{ARREST}(=T_{KIa}-T_o)の評価結果を示す。図 2.2.3-11 にΔRT_{ARREST} と T_o の関係を示す。T_o におけるΔRT_{ARREST} の平均$\Delta RT_{ARREST(mean)}$を次式(2.2.3-30)で定義した。

$$\Delta RT_{ARREST(mean)} = a\exp(bT_0) \qquad (2.2.3\text{-}30)$$

図 2.2.3-11 の材料データに対し、前項 2.2.3(2)1)(a)と同様に、直交回帰により式(2.2.3-30)のパラメータ a 及び b の値を求め、次式(2.2.3-31)を得た。

$$\Delta RT_{ARREST(mean)} = 39.21\exp(-0.006868T_0)\ [℃] \qquad (2.2.3\text{-}31)$$

図 2.2.3-11 に、式(2.2.3-31)で表される回帰曲線を示す。ここで、式(2.2.3-31)のΔRT_{ARREST}は対数正規分布に従うと仮定した。このとき、$\ln[\Delta RT_{ARREST(mean)}]$は正規分布に従い、次式(2.2.3-32)が成立する。なお、$\ln[\Delta RT_{ARREST(mean)}]$の標本標準偏差は$\sigma_{\ln} = 0.2753$ [℃]であった。

$$\mathrm{var}(\Delta RT_{ARREST(mean)}) = \exp(\sigma_{\ln}^2)\left[\exp(\sigma_{\ln}^2) - 1\right]\left\{\exp\left[2\ln(\Delta RT_{ARREST(mean)}) - \sigma_{\ln}^2\right]\right\}$$

$$\sigma_{\ln} = 0.2753\ [℃] \tag{2.2.3-32}$$

$\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}$の分散は$T_o$の分散と$T_{\mathrm{KIa}}$の分散の和であり、次式(2.2.3-33)で表される。

$$\mathrm{var}\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right) = \mathrm{var}\left(T_{\mathrm{KI_a}}\right) + \mathrm{var}(T_o) \tag{2.2.3-33}$$

T_oの分散は$\Delta RT_{\mathrm{epist\text{-}arerst}}$の不確実さの一部として別途考慮されることになるため、ここでは次式(2.2.3-34)よりT_{KIa}の分散のみを考慮した。

$$\begin{aligned}\mathrm{var}\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(rev)}}\right) &= \mathrm{var}\left(T_{\mathrm{KI_a}}\right) = \mathrm{var}\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right) - \mathrm{var}(T_o) \\ &= \exp\left(\sigma_{\ln}^2\right)\left[\exp\left(\sigma_{\ln}^2\right) - 1\right]\left\{\exp\left[2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right) - \sigma_{\ln}^2\right]\right\} - \mathrm{var}(T_o)\end{aligned} \tag{2.2.3-34}$$

ここで、$\mathrm{var}\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(rev)}}\right)$は、$\Delta RT_{\mathrm{ARREST(rev)}}$を対数正規分布と仮定した際に、対応する正規分布$\ln(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(rev)}})$の標準偏差$\sigma_{\ln}^2(T_0)_{\mathrm{rev}}$を用いて、次式(2.2.3-35)で表される。

$$\begin{aligned}&\mathrm{var}\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(rev)}}\right) \\ &\quad = \exp\left(\sigma_{\ln}^2(T_o)_{\mathrm{rev}}\right)\left[\exp\left(\sigma_{\ln}^2(T_o)_{\mathrm{rev}}\right) - 1\right]\left\{\exp\left[2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right) - \sigma_{\ln}^2(T_o)_{\mathrm{rev}}\right]\right\}\end{aligned} \tag{2.2.3-35}$$

式(2.2.3-34)と式(2.2.3-35)より、$\sigma_{\ln}^2(T_o)_{\mathrm{rev}}$について次式(2.2.3-36)を得た。

$$\begin{aligned}\sigma_{\ln}(T_0)_{\mathrm{rev}} &= \sqrt{\ln\left\{\exp\left[\sigma_{\ln}^2 + 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)\right] - \mathrm{var}(T_o)\right\} - 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)} \\ &= \sqrt{\ln\left\{\exp\left[0.2753^2 + 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)\right] - \mathrm{var}(T_o)\right\} - 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)}\ [℃] \\ &= \sqrt{\ln\left\{\exp\left[0.07579 + 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)\right] - \mathrm{var}(T_o)\right\} - 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)}\ [℃]\end{aligned} \tag{2.2.3-36}$$

FAVOR 理論マニュアルでは$\mathrm{var}(T_o)$を以下の$\mathrm{var}(T_o)_{\mathrm{initial}}$で設定しており、本検討においても同様の値を設定した。

$$\mathrm{var}(T_o)_{\mathrm{initial}} = 23^2\ [°\mathrm{F}^2] = 12.78^2\ [℃^2]$$

このとき、式(2.2.3-34)より、$T_o > -21.8\ [℃]$の範囲で$\mathrm{var}\left(T_{\mathrm{KI_a}}\right) < 0$となる。そこで、$\mathrm{var}\left(T_{\mathrm{KI_a}}\right) > 0$となるように、$T_o$の関数で$\mathrm{var}(T_o)$を変化させた。式(2.2.3-37)を満たす範囲で

は$\mathrm{var}(T_o) = \mathrm{var}(T_o)_{\mathrm{initial}} = 12.78^2$ [℃^{2}]とし、式(2.2.3-38)を満たす範囲では$\mathrm{var}(T_0) = 0$ [℃^{2}]とした。

$$\exp(\sigma_{\ln}^2)\left[\exp(\sigma_{\ln}^2) - 1\right]\left\{\exp\left[2\ln(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}) - \sigma_{\ln}^2\right]\right\} - \mathrm{var}(T_0)_{\mathrm{initial}} \geq 2\mathrm{var}(T_o)_{\mathrm{initial}} \quad (2.2.3\text{-}37)$$

$$\exp(\sigma_{\ln}^2)\left[\exp(\sigma_{\ln}^2) - 1\right]\left\{\exp\left[2\ln(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}) - \sigma_{\ln}^2\right]\right\} - \mathrm{var}(T_0)_{\mathrm{initial}} < 0 \quad (2.2.3\text{-}38)$$

式(2.2.3-37)を満たすとき$T_0 \leq -101.9$[℃]、式(2.2.3-38)を満たすとき$-21.8 < T_0$ [℃]となる。また、式(2.2.3-37)及び式(2.2.3-38)をいずれも満たさない範囲（$-101.9 < T_0 \leq -21.8$ [℃]）については、その範囲で$\mathrm{var}(T_0)$が T_0 の関数で線形に変化するとした。以上より、$\mathrm{var}(T_o)$は次式(2.2.3-39)とした。

$$\begin{aligned} &\mathrm{var}(T_o) = 12.78^2 = 163.3\ [℃^2] && ; \quad T_0 \leq -101.9\ [℃] \\ &\mathrm{var}(T_o) = -44.438 - 2.038T_0\ [℃^2] && ; \quad -101.9 < T_0 \leq -21.8\ [℃] \\ &\mathrm{var}(T_o) = 0\ [℃^2] && ; \quad -21.8 < T_0\ [℃] \end{aligned} \quad (2.2.3\text{-}39)$$

図 2.2.3-12 に $\mathrm{var}(T_{\mathrm{KIa}})$及び $\mathrm{var}(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}})$と T_0 の関係を示す。

以上をまとめると、亀裂伝播停止靭性に関して、認識論的な不確実さ及び RT_{NDT} のシフト量を考慮した RT_{ARREST} は以下のように表される。

$$RT_{\mathrm{ARREST}} = \overline{RT_{\mathrm{NDT(0)}}} - \Delta RT_{\mathrm{epist-arrest}} + \Delta RT_{\mathrm{ARREST}} + \overline{\Delta RT_{\mathrm{NDT}}} \quad (2.2.3\text{-}40)$$

ここで、$\Delta RT_{\mathrm{epist-arrest}}$及び $\Delta RT_{\mathrm{ARREST}}$はそれぞれ以下のように表される。

$$\Delta RT_{\mathrm{epist-arrest}} = -188.8 + 243.8[-\ln(1-P)]^{1/13.53}\ [℃] \quad ; \quad 0<P<1 \quad (2.2.3\text{-}41)$$

$$\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}} = 39.21\exp(-0.006868T_0)\ [℃] \quad (2.2.3\text{-}42)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{\ln}(T_0)_{\mathrm{rev}} &= \sqrt{\ln\left\{\exp\left[0.2753^2 + 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)\right] - \mathrm{var}(T_0)\right\} - 2\ln(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}})}\ [℃] \\ &= \sqrt{\ln\left\{\exp\left[0.07579 + 2\ln\left(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}}\right)\right] - \mathrm{var}(T_0)\right\} - 2\ln(\Delta RT_{\mathrm{ARREST(mean)}})}\ [℃] \end{aligned} \quad (2.2.3\text{-}43)$$

$$\begin{aligned} &\mathrm{var}(T_0) = 12.78^2 = 163.3\ [℃^2] && ; \quad T_0 \leq -101.9\ [℃] \\ &\mathrm{var}(T_0) = -44.438 - 2.038T_0\ [℃^2] && ; \quad -101.9 < T_0 \leq -21.8\ [℃] \\ &\mathrm{var}(T_0) = 0\ [℃^2] && ; \quad -21.8 < T_0\ [℃] \end{aligned} \quad (2.2.3\text{-}44)$$

また、$\overline{RT_{NDT(0)}}$は RT_{NDT} の初期値であり、実験値が無いことに由来する認識論的不確実さを正規分布により考慮する。$\overline{\Delta RT_{NDT}}$は RT_{NDT} のシフト量であり、予測誤差に関する認識論的を正規分布により考慮する。

表 2.2.3-9　検討対象データ

ID	:鋼種分類	T_o [℃]	T_{KIa} [℃]	ΔRT_{ARREST} (=T_{KIa}-T_o) [℃]
45	72W	-58	-14	44
46	73W	-61	-15	46
47	WP-2	27	68	41
48	8HB_MRL_Base	-93.2	-46.2	47
49	8HD_MRL_Base	-44.4	-4.9	39.5
50	B(改良材鋼板)	-100	6.1	106.1
51	SQV2A-L(B)	-65.9	2.7	68.6
52	SQV2A-H(M)	-94.7	5.8	100.5
53	SFVQ1A-C1(M)	-91.2	-3.8	87.4
54	SFVQ1A-C3(I)	-70.5	6.5	77.0
55	SQV2B(M)	-119.3	-30.7	88.6

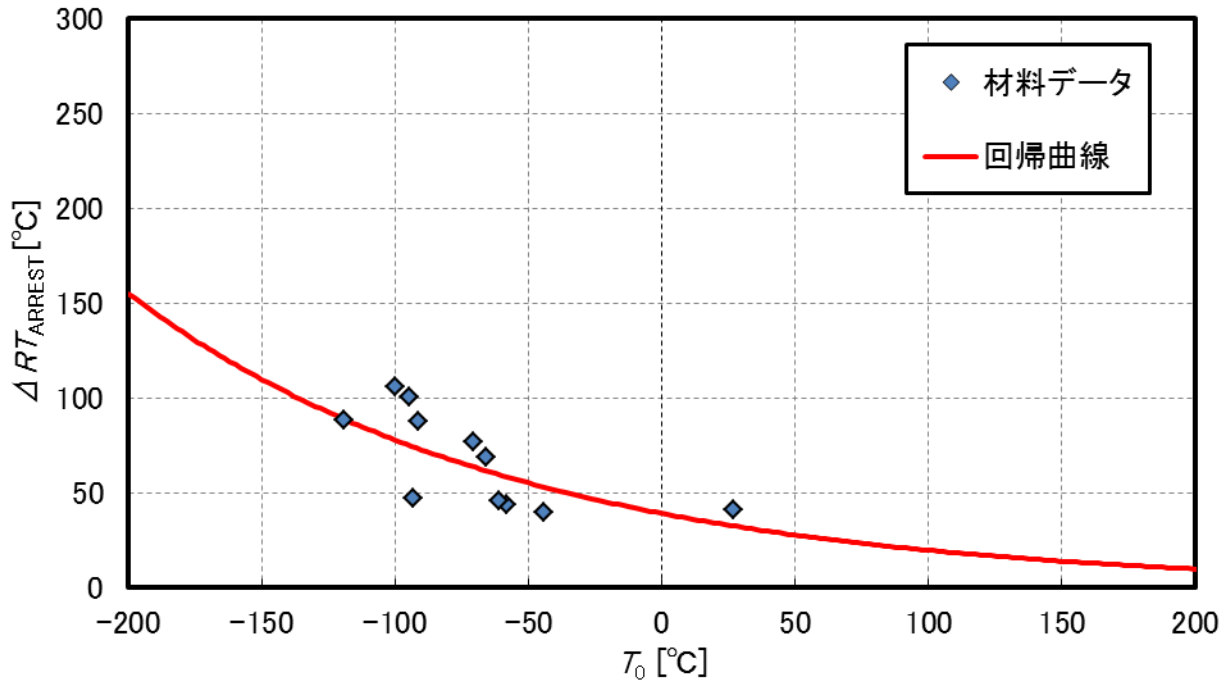


図 2.2.3-11　ΔRT_{ARREST}（=T_{KIa}-T_o）と T_o の関係

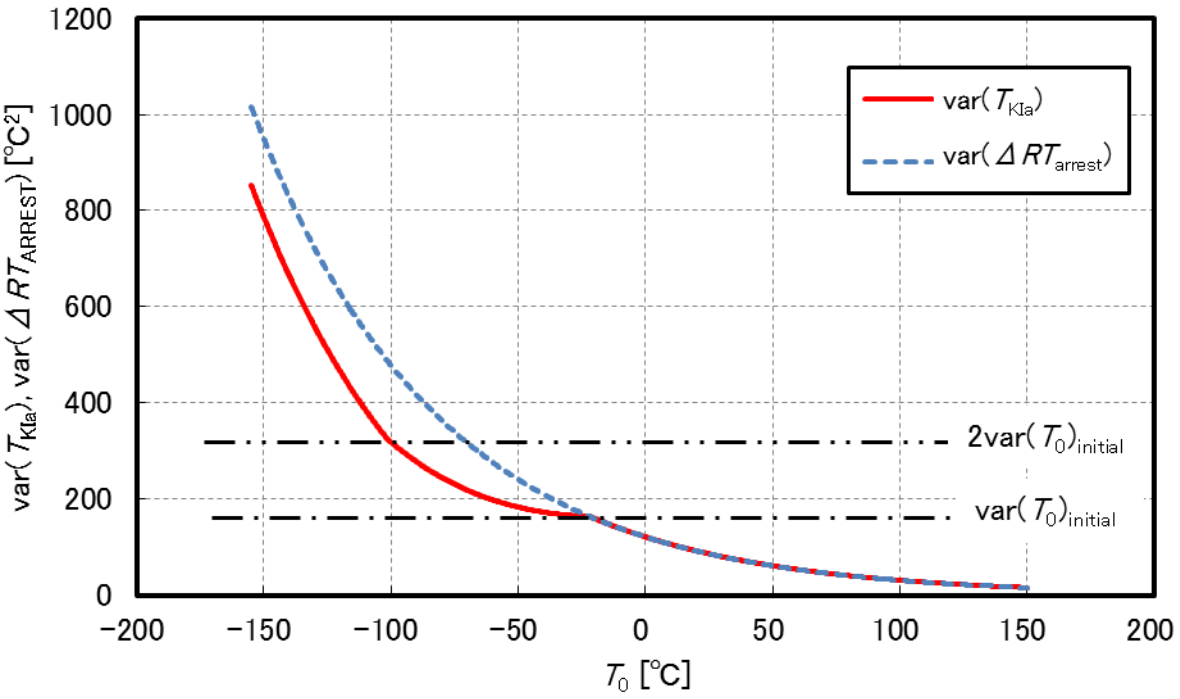


図 2.2.3-12　var(T_{KIa})と T_o の関係

(c) 亀裂伝播停止靭性曲線の整備

以上により求めた RT_{ARREST} に対して、亀裂伝播停止靭性曲線を整備した。曲線のばらつきは J. Katsuyama らの文献[21]と同様に、対数正規により考慮した。得られた亀裂伝播停止靭性曲線は$\Delta T = T - RT_{ARREST}$を用いて、次式(2.2.3-45)で表される。

$$K_{Ia(mean)} = 25.6885 + 73.9005\exp\left(0.0127(\Delta T)\right)$$
$$\sigma_{ln} = 0.162 \qquad (2.2.3\text{-}45)$$

式(2.2.3-45)の亀裂伝播停止靭性曲線を図 2.2.3-7 に示す。

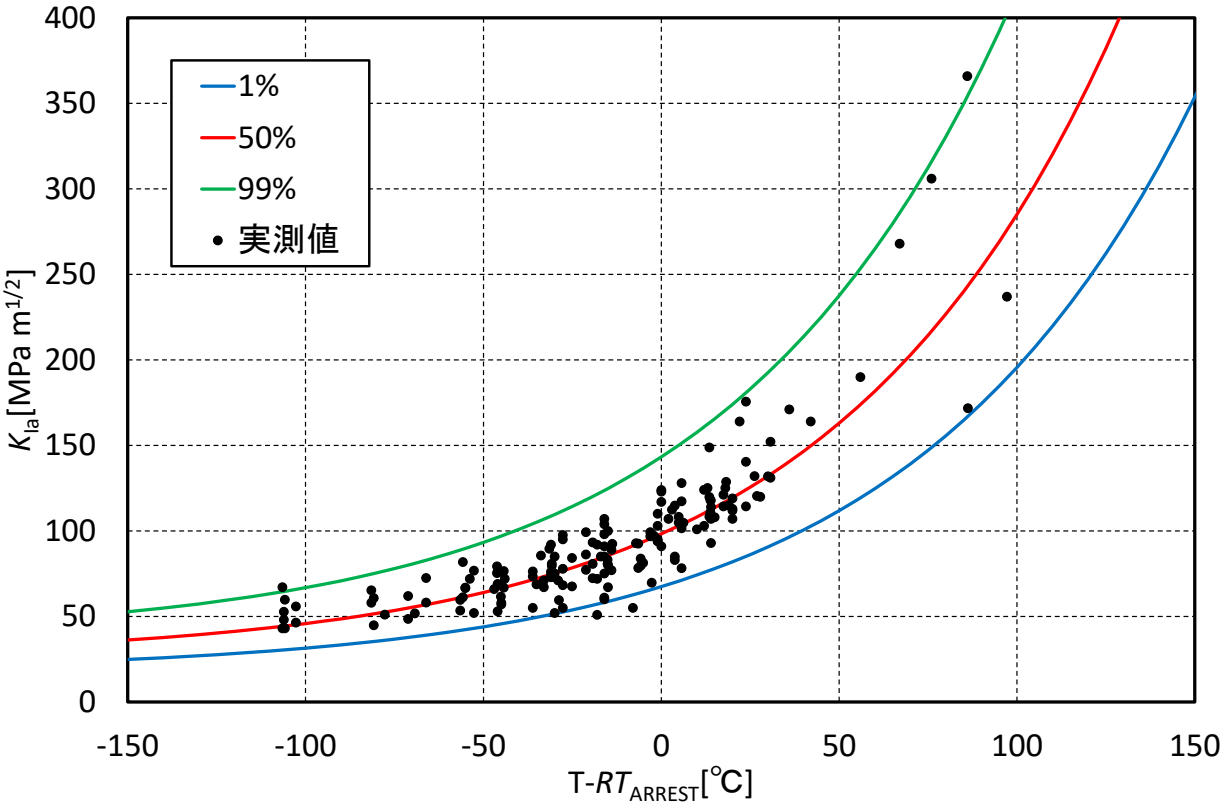


図 2.2.3-13　亀裂伝播停止靭性曲線

2.2.4 延性破壊の考慮要否に関する検討

米国で開発された PFM 解析コード FAVOR[18] を用いて、国内 PWR プラントを念頭に置いた複数の評価条件を設定し、PTS 事象時の延性破壊の考慮による破損頻度への影響を確認した。その結果を踏まえ、国内 RPV に対する PFM 評価における延性破壊の考慮要否について検討を行った。

(1) 評価方法

FAVOR を用いて、脆性破壊に影響を及ぼす関連温度 RT_{NDT} と延性破壊に影響を及ぼす上部棚吸収エネルギー*USE* を変化させた場合の RPV の TWCF とそのうちの延性破壊の割合を求め、国内プラントを想定した評価条件での PFM 解析における延性破壊の考慮要否を検討した。なお、本節で使用した FAVOR のバージョンは 12.1 である。

FAVOR のプログラムは、FAVLoad、FAVPFM 及び FAVPost の 3 つのモジュールで構成されている。FAVLoad は、熱伝導及び応力解析により応力分布及び応力拡大係数（以下、「K 値」という。）を求める。FAVPFM は FAVLoad の結果を基に、PFM 評価を実施する。FAVPost では、FAVPFM の結果を基に、過渡事象の発生頻度（回/炉年）を確率密度で考慮して、RPV 炉心領域の 1 年当たりの破損頻度（FCI 及び TWC）を算出する。ここでは、TWCF を指標として、延性破壊の考慮要否に関する検討を行った。

(2) 評価条件

評価条件は、国内プラントを念頭において過年度の標準的解析手法及び国内モデルデータを使用するが、過渡条件等の評価条件の設定が難しいものは米国で使用されているBV及びOconee Unit 1（以下、「Oconee」という。）の条件[25]を使用した。

1) 応力分布・*K*値の計算（FAVLoadの解析条件）

容器とクラッドの寸法に関する項目については国内モデルプラントデータを参考に設定し、その他の物性値や過渡情報等はBVの条件、もしくは、Oconeeの条件を使用する。解析条件一覧を表2.2.4-1に示す。

表2.2.4-1　応力分布・*K*値の計算条件（FAVLoadの解析条件）

項目	設定値	備考
容器母材内半径	2000mm	国内モデルプラントデータ
容器板厚（母材）	200mm	国内モデルプラントデータ
クラッド厚さ	5mm	国内モデルプラントデータ
熱伝達率	BVの解析条件 （記載省略）	－
比熱		－
ヤング率		－
ポアソン比		－
線膨張係数		－
各過渡の熱伝達率変化情報		－
各過渡の温度変化情報		－
各過渡の圧力変化情報		－

2) 確率論に基づいた解析（FAVPFM及びFAVPostの解析条件）

化学組成は過年度の標準的解析手法及び国内モデルデータとし、その他の破壊評価手法、欠陥分布、過渡の発生頻度に関する条件はBVの解析条件と同じとした。また、標準的解析手法及び国内モデルデータとして設定されていない条件については、実プラントを想定した値を設定した。設定した条件を表2.2.4-2に示す。

また、評価時期での内表面位置における関連温度 RT_{NDT} 及び上部棚吸収エネルギー *USE* を変化させた場合の延性破壊の割合の影響を確認するため、表2.2.4-3に示す複数の条件を設定した。なお、FAVORの設定で必要となる RT_{NDT} の初期値及び *USE* は、評

[25] Dickson, T. L., et al, “Electronic Archival of the Results of Pressurized Thermal Shock Analyses for Beaver Valley, Oconee, and Palisades Reactor Pressure Vessels Generated with the 04.1 version of FAVOR,” ORNL/NRC/LTR-04/18, (2004).

価時期で設定した値となるように、別途米国の脆化予測式から求めた。なお、国内モデルプラントの母材において、設定した RT_{NDT} と USE の値に達する時期（ここでは、EFPY の値を示している。）を表 2.2.4-4 に示す。

表 2.2.4-2　確率論に基づいた解析条件

項目	設定値	備考
シミュレーション回数	10^5	BV 条件と同じ。 ただし、BV 条件では T_0 から上部棚破壊靭性を推定しているが、今回は NUREG/CR-6551 の式で *USE* を予測して、上部棚破壊靭性を推定。
高温予荷重効果の考慮有無	有	
照射脆化予測モデル	RT_{NDT}：10CFR50.61a[1] *USE*：NUREG/CR-6551[26]	
貫通と判定する欠陥深さ（板厚比）	0.9t	
照射量のばらつき標準偏差	13.1%	
対象領域の高さ（単位 m）	4	モデルプラントデータ。
継手溶接部のモデル化範囲	軸方向溶接部：0.78 度×4 本 周方向溶接部：50mm	実プラントを想定した設定値。
内表面での中性子照射量 （単位 n/cm^2, E>1MeV）	7×10^{19} 周・軸方向に一様	実プラントを想定した設定値。評価の簡易化のため、周・軸方向に照射量を一様に与える。
母材の化学組成 （Cu,Ni,P,Mn の含有量） 平均値（単位 wt%）	Cu：0.16 Ni：0.61 P：0.010 Mn：1.4	国内モデルプラントデータ。ただし、P 及び Mn は、モデルプラントデータにないため、初期プラントを想定した値を設定。
溶接金属の化学組成 （Cu,Ni,P,Mn の含有量） 平均値（単位 wt%）	Cu：0.14 Ni：0.80 P：0.010 Mn：1.2	
母材の化学組成 （Cu,Ni,P の含有量） 標準偏差 （単位 wt%）	Cu:0.01 Ni:0.02 P:0.0013	国内モデルプラントデータ。ただし、P はモデルプラントデータにないため、BV 条件に設定。
溶接金属の化学組成 （Cu,Ni,P の含有量） 標準偏差（単位 wt%）		
欠陥分布	表面欠陥：Oconee 条件 内部欠陥：BV 条件	
過渡条件	BV の解析条件（記載省略）	
過渡の発生確率（FAVPost）		

[26] E.D. Eason, et al, “T Improved Embrittlement Correlations for Reactor Pressure Vessel Steels”, NUREG/CR-6551, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (1998).

表 2.2.4-3　評価時期及び初期の RT_{NDT} 及び *USE* の値

ケース名	RT_{NDT}（℃）			*USE*（J）		
	評価時期（内表面位置）	初期		評価時期（内表面位置）	初期	
		母材	溶接金属		母材	溶接金属
1-1	50	-38	-48	50	48	57
1-2				70	88	96
1-3				100	137	143
2-1	100	12	2	50	48	57
2-2				70	88	96
2-3				100	137	143
3-1	120	32	22	50	48	57
3-2				70	88	96
3-3				100	137	143

表 2.2.4-4　RT_{NDT} と *USE* の設定値に対応するモデルプラントの母材の相当 EFPY

項目	設定値（内表面位置）	相当 EFPY[*1]（内表面位置）
RT_{NDT}（℃）	50	3
	100	36
	120	64
USE（J）	50	-[*2]
	70	29
	100	0[*3]

*1：計算対象は原子力規制委員会 HP[27]掲載の国内初期 PWR プラントの母材とした。

*2：中性子照射量が JEAC4201-2007[2013 年追補版][23]の解説-附属書 B の国内 *USE* 予測式の適用範囲上限で *USE* 調整値は約 62J であり、50J にはならない。

*3：対象とする国内初期 PWR プラントでは初期値が 100J 未満となっている。

[27] 原子力規制委員会，運転期間延長認可申請（高浜 1，2 号炉）に関する事業者ヒアリング（52），資料 7，URL: http://www.nsr.go.jp/disclosure/committee/yuushikisya/untenkikanencho/meeting/takahama12.html，(2016)

(3) 解析結果

各ケースに対して評価した TWCF の値及び全 TWCF における延性破壊の割合を表 2.2.4-5 及び表 2.2.4-6 と図 2.2.4-1 及び図 2.2.4-2 に示す。

RT_{NDT} が 50℃のケースでは、いずれも延性破壊の割合が 1%以下であり、十分小さいが、95 パーセンタイルの TWCF の値自体がゼロとなり、脆性破壊のリスクも十分低い。

RT_{NDT} が 100℃のケースでは、*USE* の低下とともに、延性破壊の割合が約 15%から約 20%まで上昇した。ただし、米国の 10CFR50.61a[1] の策定に使用された TWCF に対する許容基準 1×10^{-6}[回/炉年]と比べると、本ケースの TWCF は約 2 桁低く、延性破壊を含めた破壊のリスクは十分に低いと考えられる。このことから、100℃と高い RT_{NDT} を設定した本ケースにおいても、延性破壊は考慮しなくても問題ないと考えられる。

RT_{NDT} がさらに高い 120℃のケースでは、*USE* の低下とともに、延性破壊の割合が約 30%から約 50%まで上昇した。このように RT_{NDT} が高いケースでは、TWCF が許容基準を若干下回る程度と高く、延性破壊の割合も大きい。以上のように、RT_{NDT} が高く、TWCF も高いケースでは、その値は延性破壊の考慮要否に依存することが示された。

表 2.2.4-5　各ケースの TWCF

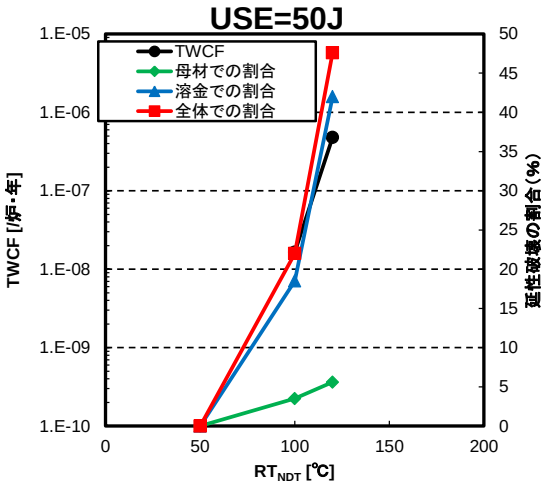
ケース名	評価時期の RT_{NDT}（℃）（内表面位置）	評価時期の *USE*（J）（内表面位置）	95%ile TWCF [回/炉年]	TWCF の割合（%）	
				母材	溶接金属
1-1	母材：50 溶接金属：47	50	0	0.2	99.8
1-2		70	0	0.1	99.9
1-3		100	0	0.0	100.0
2-1	母材：100 溶接金属：97	50	1.65×10^{-8}	22.6	77.4
2-2		70	1.40×10^{-8}	21.4	78.6
2-3		100	1.04×10^{-8}	19.5	80.5
3-1	母材：120 溶接金属：117	50	4.80×10^{-7}	30.4	69.6
3-2		70	4.38×10^{-7}	31.9	68.1
3-3		100	3.39×10^{-7}	34.3	65.7

注) 本表での評価時期の RT_{NDT} は、FAVPost の出力で確認した内表面位置での RT_{NDT} の値。

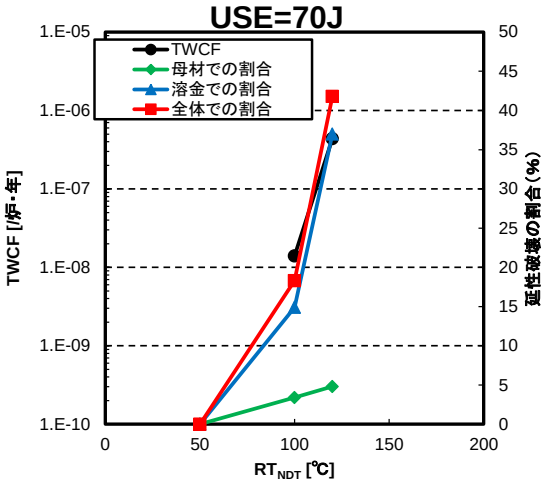
表 2.2.4-6　各ケースの全 TWCF における延性破壊の割合

ケース名	評価時期の RT_{NDT}（℃）（内表面位置）	評価時期の USE（J）（内表面位置）	全 TWCF における延性破壊の割合（%）		
			母材	溶接金属	合計
1-1	母材：50 溶接金属：47	50	0	0	0
1-2		70	0	0	0
1-3		100	0	0.7	0.7
2-1	母材：100 溶接金属：97	50	3.5	18.5	22.0
2-2		70	3.4	14.9	18.3
2-3		100	3.4	11.4	14.8
3-1	母材：120 溶接金属：117	50	5.6	42.0	47.6
3-2		70	4.8	37.0	41.8
3-3		100	4.8	26.4	31.2

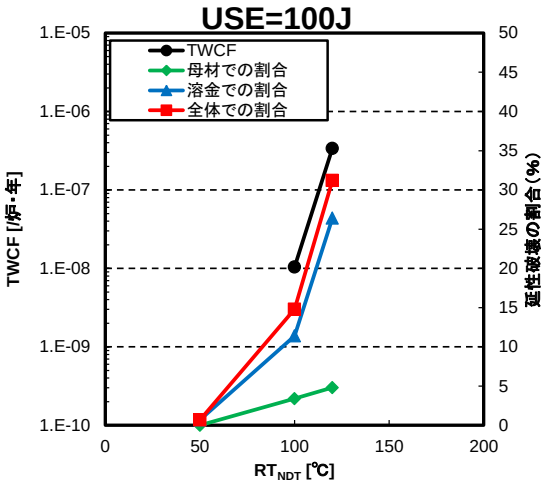
注) 本表での評価時期の RT_{NDT} は、FAVPost の出力で確認した内表面位置での RT_{NDT} の値。



[USE=50J]

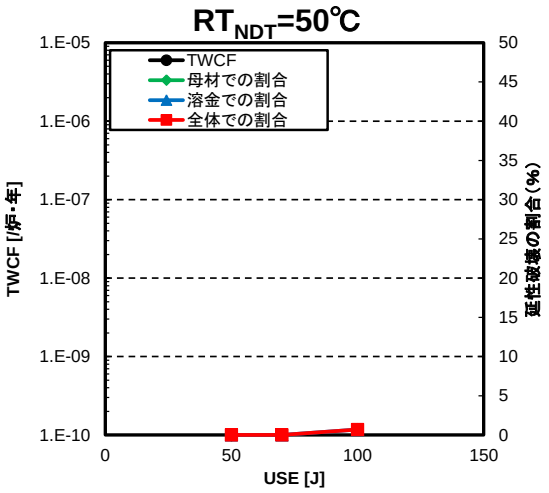


[USE=70J]

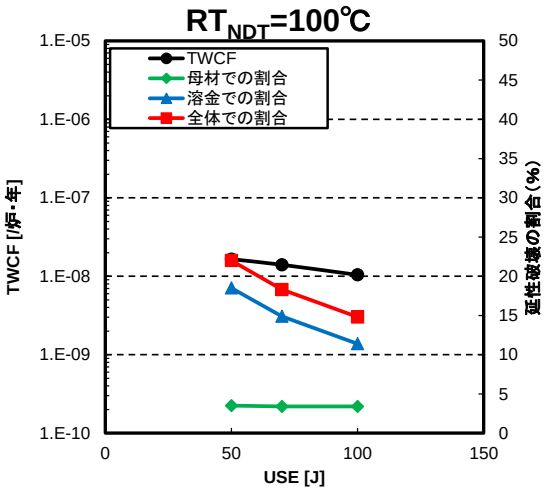


[USE=100J]

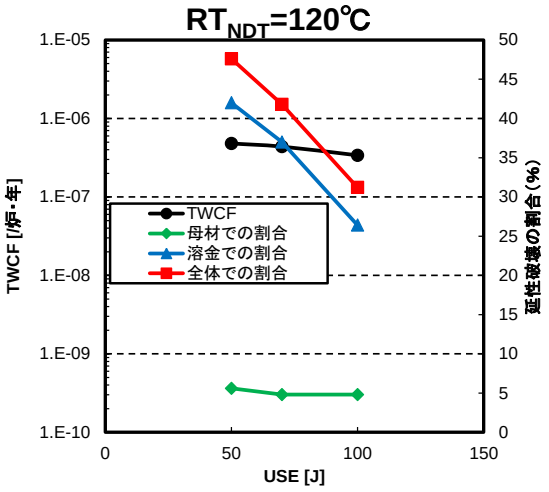
図 2.2.4-1　RT_{NDT} に対する TWCF と全 TWCF における延性破壊の割合の傾向



[RT_{NDT}=50℃]



[RT_{NDT}=100℃]



[RT_{NDT}=120℃]

図 2.2.4-2　*USE* に対する TWCF と全 TWCF における延性破壊の割合の傾向

(4) 延性破壊の考慮要否に関する検討のまとめ

米国で開発された PFM 解析コード FAVOR を用いて、国内 PWR モデルプラントを念頭に置いた複数の評価条件を設定し、PTS 事象時の延性破壊の考慮による TWCF への影響を確認し、RPV の PFM 評価における延性破壊の考慮要否について検討を行った。

検討の結果、RT_{NDT} が約 100℃での TWCF は 10^{-8}[回/炉年]程度となり、*USE* が 50J から 100J での延性破壊の割合は約 15%から 20%であった。RT_{NDT} が約 120℃では、TWCF が 10^{-7}[回/炉年]程度で、*USE* が 50J から 100J での延性破壊の割合は約 30%から 50%であった。RT_{NDT} が約 100℃までであれば、TWCF の値は米国で使用されている TWCF の許容値と比べて十分低いとの観点で、延性破壊を考慮しなくても問題ないものと思われるが、RT_{NDT} が約 120℃以上で、TWCF が高くなる場合においては、延性破壊の影響も無視できなくなる可能性がある。ただし、今回の評価条件は照射量を一様に設定していること等保守的に設定していることや、米国の脆化予測式を使用していることから、延性破壊の考慮要否については、より実プラントを想定した評価条件とする等、更に分析を進めることが重要である。

2.3 PFM 評価手法の整備

2.3.1 国内プラントを対象とした解析条件の整備

(1) 非破壊検査評価モデルの検討

RPV の PFM に基づく健全性評価においては、非破壊検査による影響効果に関する評価は重要な課題の一つである。これまで、本事業で用いられてきた非破壊検査評価モデルは米国で提案された評価モデルであることから、その国内プラントへの適用性を確認する必要がある。

以上を踏まえ、国内プラントの RPV を対象に、PFM に基づく健全性評価の高度化を図るため、国内の非破壊検査の欠陥検出性及びサイジング精度に係るデータの調査を行い、その調査を踏まえ、海外の非破壊検査評価モデルの国内プラントへの適用性を検討した。

1) 調査対象

RPV の非破壊検査評価モデルを構築するために、国内における欠陥検出性及びサイジング精度に関するデータを調査した。

国内における炭素鋼の疲労亀裂を対象とした超音波探傷試験に関して、超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認プロジェクト[28]（以下、「UTS プロジェクト」という。）以前の国内プロジェクトでは、主としてスリット状の人工欠陥に対するデータが取得されており、現行の超音波探傷検査（Ultrasonic Testing、以下「UT」という。）法による欠陥検出性及び深さサイジング精度に関するモデルの整備には適していない。その課題を踏まえて実施された UTS プロジェクトにおいては、実機の形状、寸法、材質を模擬した試験体に対して、疲労及び SCC により欠陥が付与され、それに対する UT 試験の欠陥検出性及び深さサイジング精度の評価が行われている[29]。その UTS プロジェクトにおける試験条件に関して、欠陥検出試験は、検査領域のみが指示され、欠陥の有無・形状・深さなどは開示しない「ブラインド試験」にて実施されている。また、試験で指示された検査領域には欠陥が付与されていない「無欠陥領域」が含まれている。この試験条件は、実機における検査に近い条件であり、UTS プロジェクトの欠陥検出試験で得られたデータは、RPV に係る欠陥検出確率を導き出すのに適当なデータと考えられる。

なお、UTS プロジェクトにおいては、以下の理由から、実機プラント環境と実験室環境における検査結果に大きな差がないと判断され、特別な試験環境条件は設定されていない[30]。

---

[28] 独立行政法人 原子力安全基盤機構、”原子力発電施設検査技術実証事業に関する報告書（超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認に関するもの）［総括版］,” 05 基材報-0001, (2005).

[29] 財団法人 発電設備技術検査協会, “平成 8 年度 実用原子力発電施設検査技術等開発に関する事業報告書,” (1997).

[30] 財団法人 発電設備技術検査協会, “平成 8 年度 実用原子力発電施設検査技術等開発

・実機の RPV に適用される自動探傷においては、その接近性や放射線等の実機の検査環境に対する配慮をして設計された専用の自動探傷装置、ロボット等を使用して検査が実施されるため、検査環境に対する配慮は不要である。
・手動探傷に関しては、完全防護服着用の場合の測定精度についての分析がなされており[31]、最大エコー高さの再現性に対する防護服着用の影響は極めて小さいことから、検査環境は検出性に及ぼす影響が少ない。

以上の観点から、調査対象のプロジェクトは国内で実施された UTS プロジェクトとした。UTS プロジェクトの期間及び概要を表 2.3.1-1 に示す。

表 2.3.1-1　調査を行った国内プロジェクトの概要

プロジェクト名	期間	概要
超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認（UTSプロジェクト）[28]	平成 7 年から平成 16 年	ISIで使用されている超音波探傷検査の検出性、サイジング精度の確認

2) 欠陥検出確率評価モデルの検討

UTS プロジェクトの「平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）」で得られている欠陥検出確率のデータを用いて、海外の欠陥検出確率（Probability Of Detection、以下「POD」という。）モデルの適用性を検討した。

UTS プロジェクトの欠陥検出性試験に使用された平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体の外形を図 2.3.1-1 から図 2.3.1-4 に、試験体の寸法を表 2.3.1-2 から表 2.3.1-5 に示す。UTS プロジェクトで使用された試験体に付与された欠陥は、評価不要欠陥寸法の欠陥の検出可否を確認できるように、アスペクト比（欠陥深さ/欠陥長さ）が 0.1、0.15、0.3 となるよう 3 通り設定され、それを目標に試験体が作成されている。また、クラッド厚については、BWR プラントを模擬した試験体に対しては公称 5.0mm の厚さ、PWR プラントを模擬した試験体に対しては公称 5.5mm の厚さで溶接施工されている。しかしながら、切断試験の結果により、各欠陥の付与位置によってクラッド厚にばらつきがあることが確認されている。

欠陥検出性試験の条件は表 2.3.1-6 から表 2.3.1-8 に示すとおりである。得られた欠陥検出確率のデータを図 2.3.1-5 に示す。ここで、UTS プロジェクトで得られた欠陥検出確率のデータは、試験に参加したチーム数に対して、欠陥を検出することができたチームの割合である。亀裂深さ 5 mm 程度の疲労亀裂に対し、低い欠陥検出確率となっている

に関する事業報告書〔添付資料〕,” (1997).

[31] 財団法人　原子力工学試験センター、”昭和 56 年度　実用原子力発電施設検査技術等開発に関する事業報告書〔添付資料〕,”(1982).

が、疲労亀裂の先端がクラッドと母材の境界付近にあることが、低い欠陥検出確率の一因として考えられている。

これらの得られた欠陥検出確率のデータと、過年度まで当事業で使用されてきたKhaleelのPOD評価モデル[32]との比較を行った。Khaleelの POD評価モデルを次式(2.3.1-1)に示す。

$$\mathrm{POD}(a) = 1 - \varepsilon - \frac{1}{2}(1-\varepsilon)\mathrm{erfc}\left(\nu \ln\left(\frac{a}{a^*}\right)\right) \qquad (2.3.1\text{-}1)$$

a: 亀裂深さ
a*: PODが 50%となる亀裂深さ
ν: POD 曲線の傾き
ε: 見逃がし確率

Khaleelの POD評価モデルにおいては、検査員の熟練度（パフォーマンス）に応じて、4種類のレベルが定義されている。各レベルのパラメータを表 2.3.1-9に示す。表 2.3.1-9の各熟練度に対する POD 曲線を、UTS プロジェクトで得られている欠陥検出確率と比較して図 2.3.1-5に示す。Khaleelの POD評価モデルと UTSプロジェクトで得られている欠陥検出確率との比較により、国内の RPVの検査データが得られたデータの中央付近を通っており、Advanced レベルの POD 曲線により前述の欠陥検出確率のデータをよく再現できることが確認できた。また Very goodに対する POD 曲線は UTS プロジェクトから得られた欠陥検出確率をほぼ包絡しており、Very goodの POD 曲線が国内の RPVの検査のデータに対して保守的なモデルであることが確認できた。

[32] F.A.Khaleel and F.A.Simonen, “A model for predicting vessel failure probabilities including the effects of service inspection and flaw sizing errors,” NED, 200, 353-369, (2000).

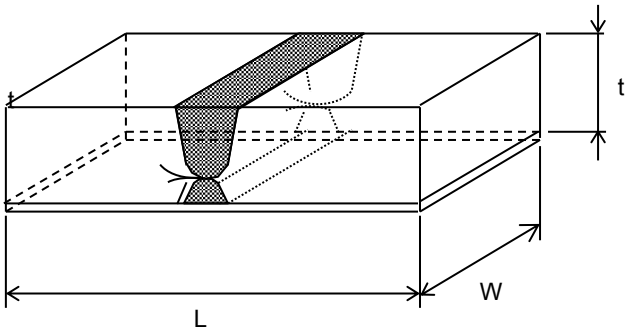


図 2.3.1-1　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（1/4）

表 2.3.1-2　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（1/4）

試験体	試験体寸法
平板 100t	W：200 [mm]、L：1400 [mm]、t：100 [mm]
平板 160t	W：200 [mm]、L：1400 [mm]、t：160 [mm]
平板 180t	W：200 [mm]、L：1400 [mm]、t：180 [mm]
平板 250t	W：350 [mm]、L：2200 [mm]、t：250 [mm]

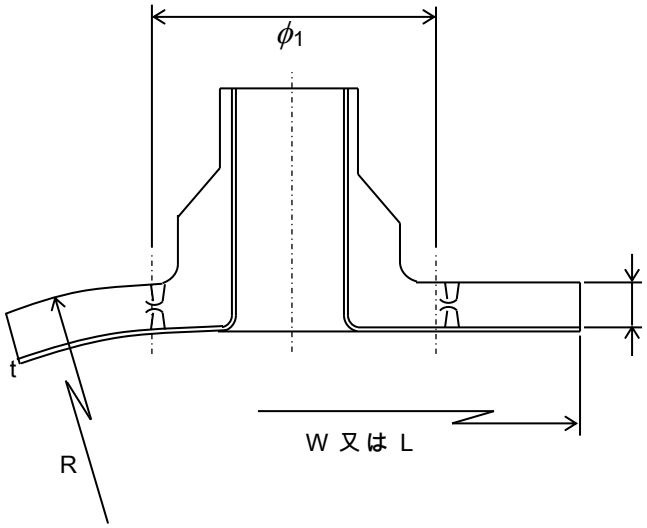


図 2.3.1-2　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（2/4）

表 2.3.1-3　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（2/4）

試験体	試験体寸法
BWR RPV 再循環水入口ノズル（胴ノズル部）	W：1690 [mm]、L：1690 [mm]、t：160 [mm] ϕ_1：866 [mm]、R：3370 [mm]
BWR RPV ジェットポンプ計装ノズル（胴ノズル部）	W：1400 [mm]、L：1400 [mm]、t：160 [mm] ϕ_1：526 [mm]、R：3370 [mm]

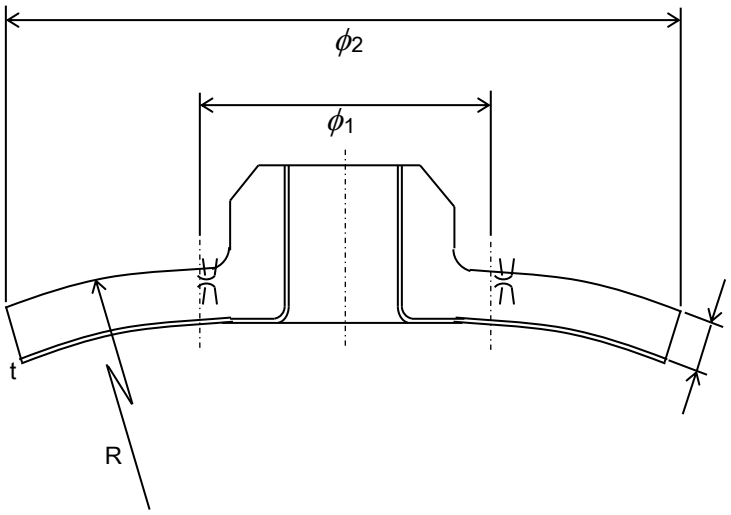


図 2.3.1-3　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（3/4）

表 2.3.1-4　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（3/4）

試験体	試験体寸法
PWR 加圧器サージノズル （胴ノズル部）	ϕ_2：1200 [mm]、t：77 [mm]、ϕ_1：580.5 [mm] R：1163 [mm]
PWR 加圧器スプレイノズル （胴ノズル部）	ϕ_2：900 [mm]、t：77 [mm]、ϕ_1：300 [mm] R：1163 [mm]

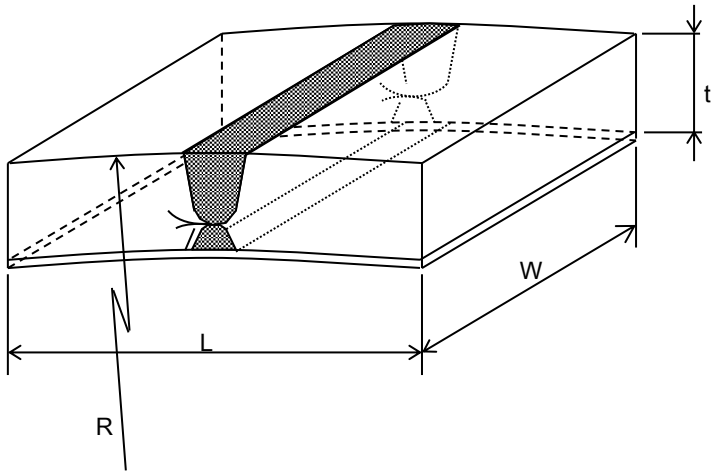


図 2.3.1-4　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の外形（4/4）

表 2.3.1-5　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の寸法（4/4）

試験体	試験体寸法
BWR 容器胴クラッド下亀裂摸擬	W：1100 [mm]、L：1095 [mm]、t：160 [mm] R：3370 [mm]
PWR 容器胴クラッド下亀裂摸擬	W：1200 [mm]、L：1200 [mm]、t：220 [mm] R：2422.6 [mm]

表 2.3.1-6　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の欠陥検出試験条件（1/3）

	平板100t		平板160t	平板180t		平板250t
試験体数	11体	3体	11体	11体	3体	11体
対象欠陥 (数)	疲労 (9個)	亀裂進展加工 (3個)	疲労欠陥 (9個)	疲労 (9個)	亀裂進展加工 (3個)	疲労欠陥 (9個)
試験範囲	欠陥領域9 無欠陥領域2	欠陥領域3	欠陥領域9 無欠陥領域2	欠陥領域9 無欠陥領域2	欠陥領域3	欠陥領域9 無欠陥領域2
手法	手動5チーム	手動5チーム	手動5チーム、 自動1チーム	自動1チーム	自動1チーム	自動1チーム
探触子	横波 2MHz（45°、60°）					

表 2.3.1-7　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の欠陥検出試験条件（2/3）

	BWR RPV 再循環水入口ノズル	BWR RPV ジェットポンプ計装ノズル	PWR 加圧器サージノズル	PWR 加圧器スプレイノズル
対象欠陥(数)	疲労欠陥 (4 個)	疲労欠陥 (4 個)	疲労欠陥 (4 個)	疲労欠陥 (4 個)
試験範囲	胴ノズル溶接線全周	胴ノズル溶接線全周	胴ノズル溶接線全周	胴ノズル溶接線全周
手法	自動 1 チーム	手動 5 チーム	手動 5 チーム	手動 5 チーム
探触子	横波 2MHz（45°、60°）			

表 2.3.1-8　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）の欠陥検出試験条件（3/3）

	BWR 容器胴 クラッド下亀裂模擬	PWR 容器胴 クラッド下亀裂模擬
対象欠陥(数)	疲労欠陥 (4 個)	疲労欠陥 (4 個)
試験範囲	溶接線に平行方向に全幅 (1100 [mm])	溶接線に平行方向に全幅 (1200 [mm])
手法	手動 5 チーム、自動 1 チーム	手動 5 チーム
探触子	横波 2MHz（45°、60°）	

表 2.3.1-9　Khaleel モデルにおける検査員の熟練度に関するパラメータ [32]

熟練度	a^* [mm]	ε^* [-]	ν [-]
Marginal	20.54	0.25	1.6
Good	12.7	0.1	1.6
Very good	6.35	0.01	1.6
Advanced	3.175	0.001	1.6

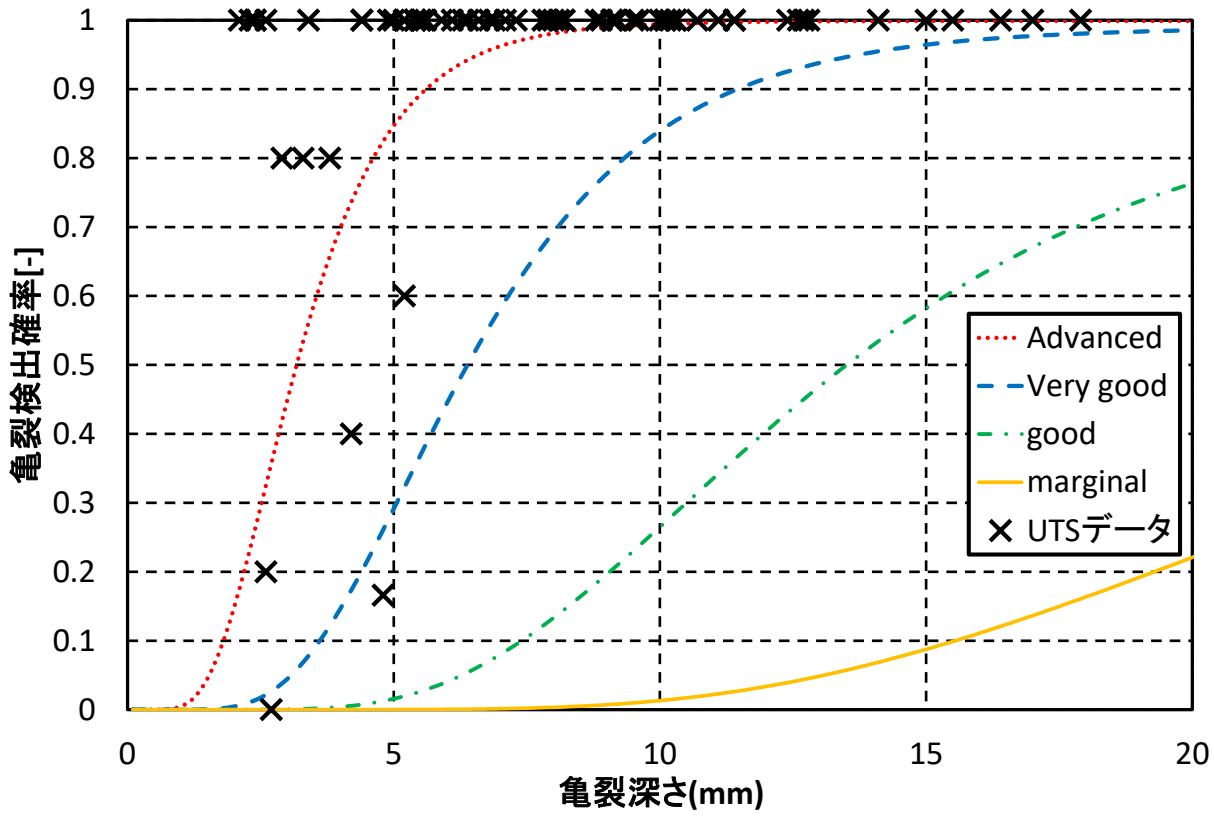


図 2.3.1-5　Khaleel モデル [32] の POD 曲線と UTS プロジェクトで得られた欠陥検出確率との比較

3) 欠陥深さサイジング精度評価モデルの検討

RPV の欠陥深さサイジング精度を評価するために、UTS プロジェクトにおいて現行 UT 法（端部エコー法）によって得られた「平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）」の欠陥深さサイジングの結果について調査を行った。

当該試験に参加したチーム数は 5 チーム、使用された探触子は横波 5MHz 及び横波 10MHz である。また、参加チームには欠陥存在領域が提示されたが、欠陥の種類、大きさ、詳細位置等については提示されていない。評価対象欠陥は、表 2.3.1-10 に示す 51 個の疲労欠陥と進展加工を行った 8 欠陥の計 59 個である。欠陥深さサイジング精度の分析に使用した各試験体の厚さ、欠陥の個数を表 2.3.1-10 に示す。

深さサイジング精度評価モデルとして、NUREG-2163[5] 等と同様に以下の、1 次関数を仮定した。

$$d_i = c_1 m_i + c_2 + E_M \qquad (2.3.1\text{-}2)$$

ここで、m_i は欠陥 i の深さ測定値、d_i は実際の欠陥寸法である。また、E_M は測定による誤差を表しており標準偏差 σ_M を持つ正規分布としてモデル化した。

調査したデータから求めた欠陥深さサイジング精度評価モデルのパラメータ c_1、c_2、σ_M を表 2.3.1-11 に示す。また、調査したデータ及びフィッティングにより得られた欠陥深さサイジング精度評価モデルを図 2.3.1-6 に示す。図 2.3.1-6 の横軸は実際の欠陥深さ、縦軸は UT による測定値であり、各試験チームが最も確からしい測定値として判断された値である。欠陥深さサイジング精度については、測定値を得たものを対象としており、欠陥検出できなかった際のデータは含まれていない。

以上のように、UTS プロジェクトで得られたサイジング精度のデータに対して、米国で提案された式(2.3.1-2)を適用し国内プラントを対象とした欠陥深さサイジング精度評価モデルを作成した。

表 2.3.1-10　深さサイジング測定で使用された平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体（外面探傷）

試験体	板厚 [mm]	欠陥の個数	
		疲労	進展加工
平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体	100	9	5
	160	9	0
	180	9	3
	250	0	0
BWR RPV 再循環水入口ノズル疲労亀裂付与試験体（胴ノズル部）	160	4	0
BWR RPV ジェットポンプ計装ノズル疲労亀裂付与試験体（胴ノズル部）	160	4	0
PWR 加圧器サージノズル疲労亀裂付与試験体（胴ノズル部）	77	4	0
PWR 加圧器スプレイノズル疲労亀裂付与試験体（胴ノズル部）	77	4	0
BWR 容器胴クラッド下亀裂摸擬試験体	160	4	0
PWR 容器胴クラッド下亀裂摸擬試験体	220	4	0

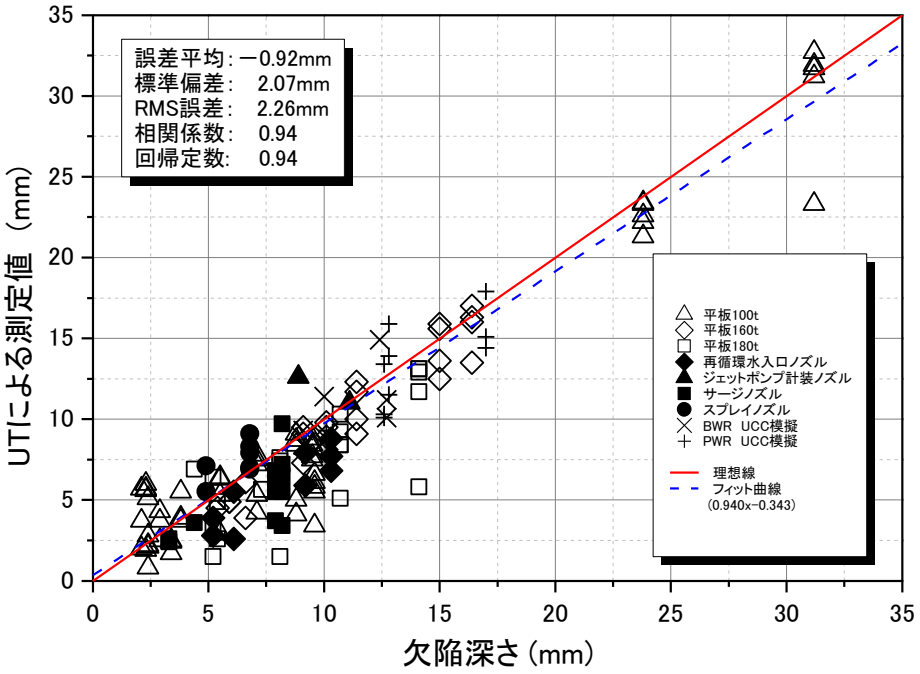


図 2.3.1-6　平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体の欠陥深さ測定精度（外面探傷、端部エコー法）

表 2.3.1-11 平板炭素鋼クラッド付疲労亀裂付与試験体の深さサイジング精度に関するパラメータ

c_1	c_2	σ_M
0.94	-0.34	4.146

(2) 亀裂分布の検討

1) VFLAW による亀裂分布の検討

過年度までの国内モデルプラントの TWCF 評価においては、亀裂分布データとして米国の代表 4 プラントを対象として作成された亀裂分布の平均値を用いていた。本年度は、亀裂分布作成コード「VFLAW[33]」により、国内プラント相当の溶接条件に基づく計算を行い、亀裂分布データを作成した。

[33] S.R.Simonen, et al, “A Generalized Procedure for Generating Flaw Related Inputs for the FAVOR Code”, NUREG/CR-6817, Rev. 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2013)

(a) 亀裂分布作成コード VFLAW

VFLAW は対象プラントの溶接条件（溶接方法、ビード幅、補修溶接等）や板厚等を元に溶接等による亀裂分布データを作成するコードである [33]。VFLAW は、供用がキャンセルされた RPV（PVRUF, Shoreham 等）の破壊検査及び非破壊検査による測定及び分析の結果や溶接条件を踏まえて亀裂分布を予測するコード PRODIGAL[34]による分析、専門家による判断等を踏まえて作成されており、亀裂分布を作成することができる。

(b) 国内モデルプラント相当の亀裂分布

VFLAW に入力した国内プラント相当の RPV の寸法及び溶接条件を表 2.3.1-12 に示す。この条件を用いて作成した国内プラント相当の亀裂密度分布を図 2.3.1-7 から図 2.3.1-11 に示す。これらの図には、過年度（2015 年）まで用いた亀裂密度分布も比較のためプロットしている。図 2.3.1-7、図 2.3.1-8 は補修溶接を考慮した場合、図 2.3.1-9、図 2.3.1-10 は補修溶接を考慮しない場合の内部亀裂の亀裂密度分布を、図 2.3.1-11 には表面亀裂の亀裂密度を示している。母材部内部亀裂の 1%を除く全ての亀裂深さ範囲において、また、表面亀裂の全てのアスペクト比において、作成した国内モデルプラント相当の亀裂分布のほうが昨年度使用した亀裂分布よりも亀裂密度が低い結果となった。また、補修溶接を考慮した場合のほうが、補修溶接を考慮しない場合に比べて、亀裂密度は大きい傾向となった。国内プラントにおいて、補修溶接が行われていることが否定出来ないこと、補修溶接を考慮した場合のほうが保守的な亀裂密度となることを考慮して、本年度の国内モデルデータでは補修溶接を考慮することとした。

[34] O.J.V.Chapman and F.A.Simonen, et al, “A Model for Estimating the Probabilities of Defects in Reactor Pressure Vessel Welds”, NUREG/CR-5505, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (1998)

表 2.3.1-12　国内モデルプラントを想定した条件

項目	BV の値 (参考)	国内モデルプラント を想定した値	根拠
母材板厚	200[mm]	200[mm]	国内の 3 ループ相当
ビード幅	4.76[mm] SAW 溶接 5.08[mm] SMAW 溶接 3.56[mm] 補修溶接	3.73[mm] SAW 溶接 2.79[mm] 補修溶接	PVP2014-28392[35] （補修溶接のビード幅は、米国の比率を参考に算出）
クラッド厚さ	3.96[mm]	5.5[mm]	PVP2014-28392[35]
クラッド ビード幅	25.4[mm]	50[mm]	溶接学会論文集 第 28 巻 第 3 号 p.261-271[36]
補修溶接の割合	2%	2%	米国プラント（一律 2%）を参考
データベース	PVRUF（表面亀裂） Shoreham（溶接部内部亀裂）	PVRUF（表面亀裂） Shoreham（溶接部内部亀裂）	米国プラントを参考

[35] T.Hirota, et al., “Proposal for Update on Evaluation Procedure for Reactor Pressure Vessels against Pressurized Thermal Shock Events in Japan”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2014-28392, (2014).

[36] 宇田川 誠，勝山 仁哉，西川 弘之，鬼沢 邦雄,“原子炉圧力容器肉盛溶接部における溶接及び溶接後熱処理による残留応力分布評価”, 溶接学会論文集，第 28 巻 第 3 号 p.261-271, (2010).

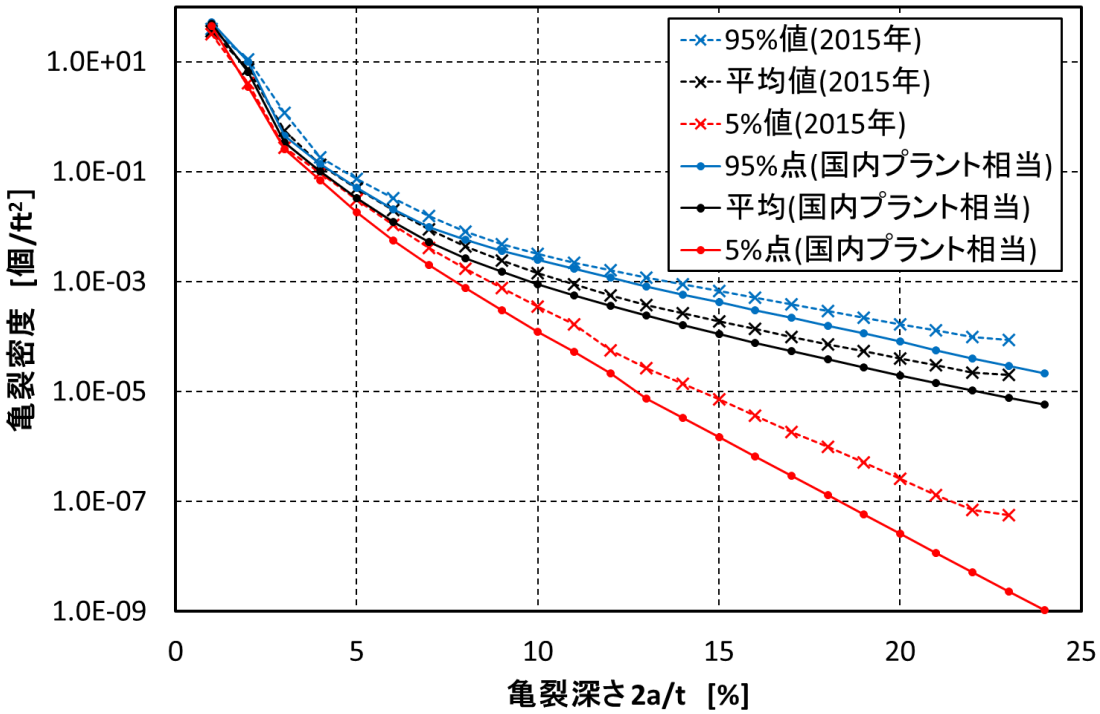


図 2.3.1-7　補修溶接を考慮した場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布（溶接部内部亀裂）

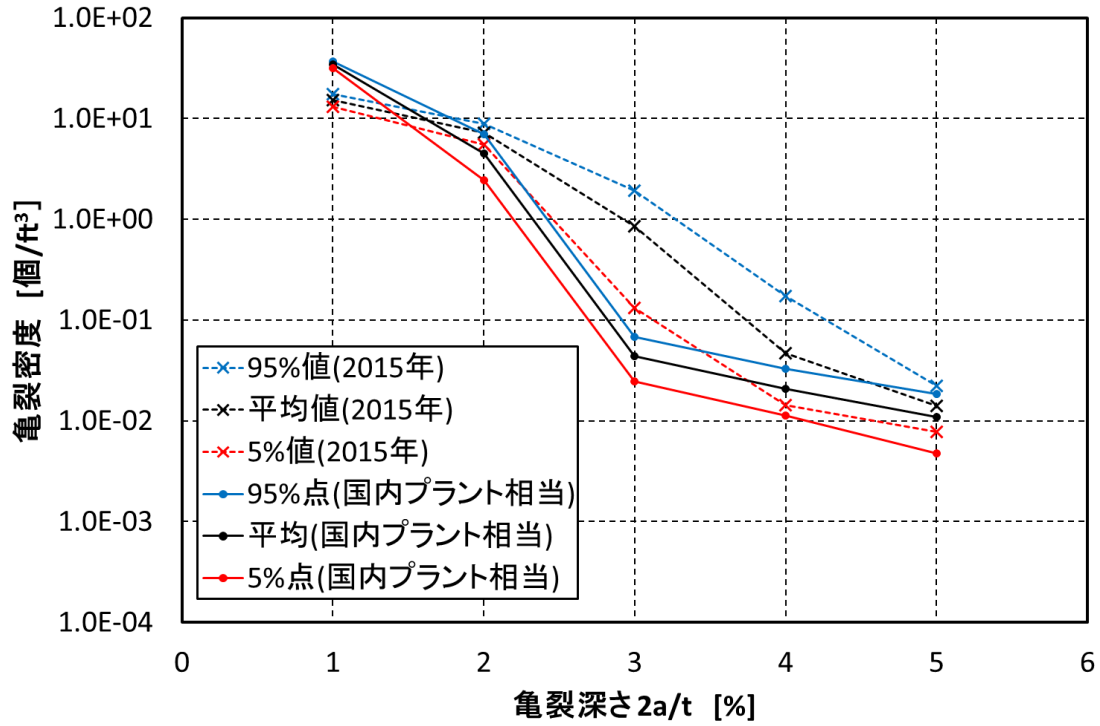


図 2.3.1-8　補修溶接を考慮した場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布（母材部内部亀裂）

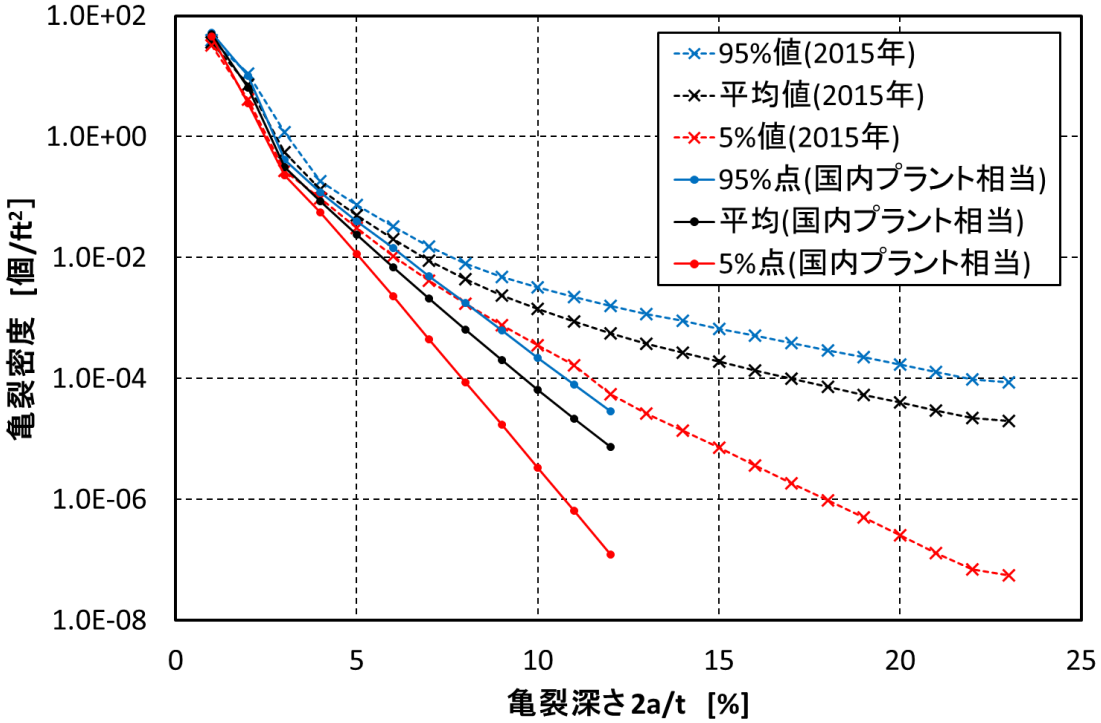


図 2.3.1-9　補修溶接を考慮しない場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布
（溶接部内部亀裂）

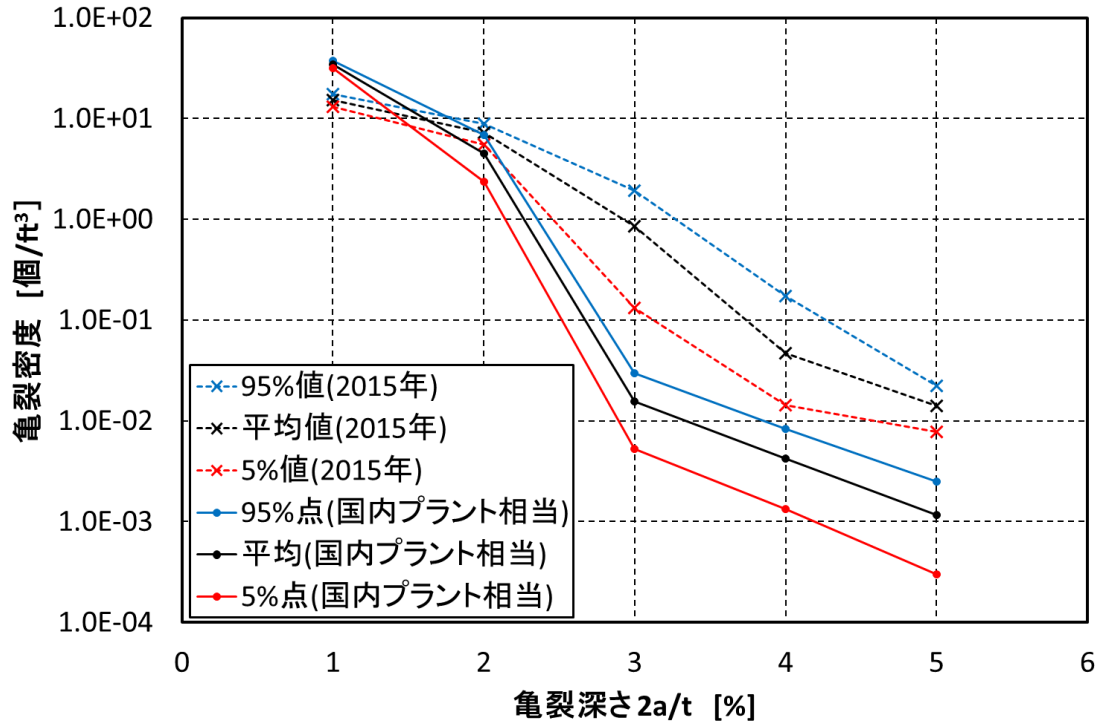


図 2.3.1-10　補修溶接を考慮しない場合の国内モデルプラント相当の亀裂密度分布
（母材部内部亀裂）

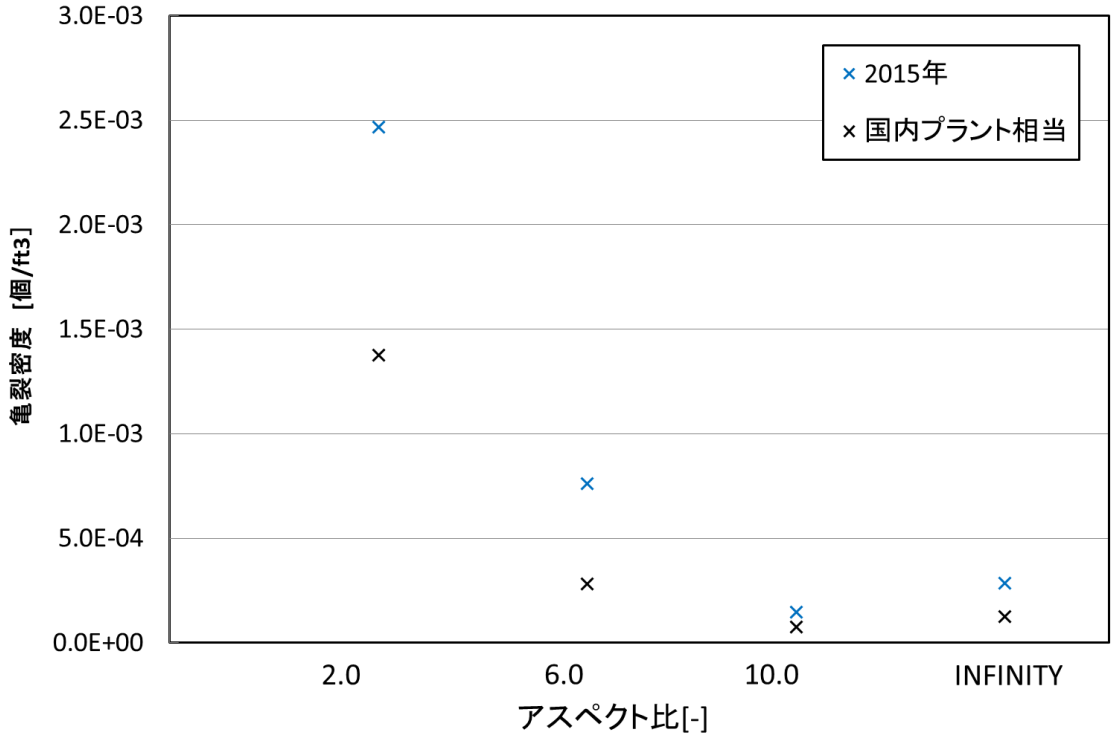


図 2.3.1-11　国内モデルプラント相当の亀裂密度分布
（表面亀裂）

2) 非破壊検査の結果を用いた亀裂分布の更新

2.3.1(2)1)項で検討した亀裂分布は、国内モデルプラントと同様の溶接条件で製造された RPV における代表的な亀裂分布とみなすことができる。この亀裂分布は非破壊検査による影響が反映されていないため、非破壊検査の結果が得られている場合には、それを考慮した亀裂分布を作成できる余地がある。ここでは、非破壊検査の影響を考慮した亀裂分布を作成する方法について検討を行った。

(a) 亀裂分布の更新の方法

非破壊検査の影響が考慮されていない代表的な亀裂分布から、非破壊検査の影響を考慮した亀裂分布を作成する方法について調査した。USNRC によって 2015 年 2 月にドラフト版として公開された、米国代替 PTS 規則 10CFR50.61a[1] の要求事項に関する技術根拠をまとめた NUREG-2163[5] には、ベイズ推定により亀裂分布を更新する手順（以下、「ベイズ更新」という。）が記載されており、本事業ではこれを参考に非破壊検査の結果を用いた亀裂分布の更新を行った。

ベイズ更新では、亀裂分布を特徴づけるパラメータを確率変数として扱い、その確率分布を更新する。更新前の確率分布を事前分布、更新後の確率分布を事後分布と呼ぶ。この 2 つの分布は次式で関係づけられる。

$$\pi_1(\psi) = \frac{L(data|\psi)\pi_0(\psi)}{\int d\psi L(data|\psi)\pi_0(\psi)} \quad (2.3.1\text{-}3)$$

ここで、ψは亀裂分布を特徴づけるパラメータであり、ベイズ更新前の確率分布を$\pi_0(\psi)$、更新後の確率分布を$\pi_1(\psi)$で表している。$\pi_0(\psi)$及び$\pi_1(\psi)$を以下ではそれぞれ事前分布及び事後分布と呼ぶ。$L(data|\psi)$はパラメータの値がψの時に、非破壊検査の結果（以下、「検査結果」という。）である $data$ が得られる確率密度であり、以下では、尤度関数と呼ぶ。

(b) 事前分布

亀裂分布の事前分布として、NUREG-2163[5] では VFLAW を用いて生成される亀裂分布が用いられている。本事業でも、VFLAW で国内プラント相当の溶接条件を設定して算出された亀裂分布を事前分布として用いた。VFLAW を用いて生成される亀裂分布は、数密度と、亀裂深さの分布により特徴づけられる。VFLAW では、亀裂深さが溶接ビード幅よりも小さい亀裂（以下、「small flaw」という。）と大きい亀裂（以下、「large flaw」という。）で異なる分布が設定されている [33]。また、内部亀裂については母材部と溶接金属とで異なる分布が用いられている。さらに、溶接方法により異なる分布が用いられている。亀裂深さの分布は VFLAW においては指数分布と多項式分布が用いられているが、NUREG-2163[5] では、ベイズ更新を行う際には多項式分布についても指数分布に置き換えられていることから、本事業でも事前分布として指数分布を用いることとした。ベイズ更新の対象となるパラメータは、数密度（以下、変数ρで表す。）と亀裂深さの指数分布のパラメータ（以下、変数λで表す。）の 2 つである。亀裂深さの確率分布関数を次に示す。

$$f_s(2a) = \frac{\lambda_s}{1-e^{-\lambda_s \Delta}} \exp[-\lambda_s \times 2a] \quad (2.3.1\text{-}4)$$

$$f_l(2a) = \lambda_l \exp[-\lambda_l(2a - \Delta)] \quad (2.3.1\text{-}5)$$

ここで、f_s、f_l はそれぞれ small flaw と large flaw の分布関数であり、Δは溶接ビード幅である。λ_s と λ_l はそれぞれ small flaw と large flaw のパラメータである。

本事業で用いるパラメータの事前分布は、NUREG-2163[5] と同様に全てガンマ分布とした。ガンマ分布の確率密度関数は次式で与えられる。

$$\gamma(x; k, \theta) = \frac{x^{k-1}}{\theta^k \Gamma(k)} e^{-\frac{x}{\theta}} \quad (2.3.1\text{-}6)$$

ここで、k、θはそれぞれ形状母数と尺度母数と呼ばれる正の定数である。表 2.3.1-13 に各パラメータの事前分布の k 及びθを示す。

表 2.3.1-13　亀裂分布の事前分布

更新対象パラメータ	亀裂の存在領域	亀裂の大きさ	ガンマ分布のパラメータ	
			k（形状母数）	θ（尺度母数）
亀裂密度 [1/m^3]	母材部	small flaw	1419	0.05556
		large flaw	4	0.01389
	溶接部	small flaw	3160	7.299
		large flaw	32	7.299
亀裂深さパラメータ[1/m]	母材部	small flaw	39	13.79
		large flaw	52	12.37
	溶接部	small flaw	39	13.79
		large flaw	52	12.37

(c) 尤度関数

まず、数密度に関する尤度関数について述べる。NUREG-2163[5]には、亀裂個数に注目した尤度関数と、亀裂数密度に注目して簡易的に評価した尤度関数が記載されている。これらを参考として、亀裂数密度についての尤度関数を次のように求めた。検査による亀裂検出個数を n*個とすると、尤度関数は「亀裂数密度がρで n 個の亀裂が存在している時、そのうち n*個の亀裂が検出される確率」である。よって、尤度関数は次式で与えられる。

$$L = \sum_{n=n^*}^{\infty} \frac{n!}{n^*!(n-n^*)!} P_f^{n^*} \left(1 - P_f\right)^{n-n^*} \times \frac{e^{-\rho V}(\rho V)^n}{n!} \propto \rho^{n^*} e^{-P_f \rho V} \qquad (2.3.1\text{-}7)$$

$$P_f = \int da \, \mathrm{POD}(a) f(a) \qquad (2.3.1\text{-}8)$$

ここで、V は検査した領域の体積、f は亀裂深さの確率密度関数である。POD は亀裂検出確率であり、亀裂深さの関数としている。

次に、亀裂深さの分布のパラメータλに関する尤度関数について述べる。亀裂深さの分布に関する尤度関数は NUREG-2163[5] に与えられているが、非破壊検査により欠陥指示がない場合にはそれを適用することはできない。そこで、本事業では、以下の考え方に基づき尤度関数を提案した。

亀裂深さが a_1、a_2、…、a_{n^*}である亀裂が検出されたと仮定すると、尤度関数は、n*個の亀裂が検出され、かつその亀裂深さが a_1、a_2、…、a_{n^*}となる確率をλの関数として表現したものとなる。n*個の亀裂が検出される確率は、前述の式(2.3.1-7)と同様である。

さらに、1 つの亀裂が検出されたとき、その深さが a_1 となる確率密度は

$$\frac{POD(a_1)f(a_1)}{P_f} \tag{2.3.1-9}$$

で与えられることから、亀裂深さ分布に関する尤度関数は

$$L = \rho^{n^*} e^{-P_f \rho V} \times \prod_{i=1}^{n^*} \frac{POD(a_i)f(a_i)}{P_f} \tag{2.3.1-10}$$

となる。この式(2.3.1-10)で示す尤度関数により、非破壊検査によって亀裂が検出されなかった場合についても亀裂密度を更新することが可能となる。その適用性を確認するため、亀裂検出個数を変化させて、事後分布が連続的に変化することを示した。確認の際に適用した条件を表 2.3.1-14 及び表 2.3.1-15 に示す。POD 曲線には図 2.3.1-12 に示す Khaleel モデル [32] を用いており、異なる亀裂深さと検査精度を想定して確認を行った。事後分布の 5 パーセンタイル値、平均値、95 パーセンタイル値を図 2.3.1-13 から図 2.3.1-24 に示す。図 2.3.1-13 から図 2.3.1-24 から事後分布は亀裂検出個数に対して連続的に変化することから、提案した尤度関数は亀裂が検出されなかった場合にも適用できることを確認した。

RPV の全領域を検査した結果欠陥指示が無かった場合に、上述の尤度関数を用いて国内相当条件の亀裂分布に関するパラメータをベイズ更新した結果を図 2.3.1-25 から図 2.3.1-32 に示す。これらの図では、事後分布の曲線が事前分布の曲線とほぼ重なるような場合は省略し、検査により影響がある場合の結果のみを示している。Khaleel モデルでは検査員の熟練度に応じて、4 種類のモデルが用意されているが、検査によって欠陥指示が無いと仮定し、検査精度が低い場合には、事後分布は事前分布からほとんど変化しなかった。

表 2.3.1-14　検出個数に対する事後分布の連続性の確認条件

対象領域	母材部
検査領域	全領域
亀裂深さとビード幅の関係	small flaw

表 2.3.1-15　検出個数に対する事後分布の連続性の確認条件（ケース別）

ケース名	亀裂深さ[mm]	検査精度（Khaleel モデル）
1-A	1.5	Advanced
1-B	1.5	Very good
1-C	1.5	Good
1-D	1.5	Marginal
2-A	2.5	Advanced
2-B	2.5	Very good
2-C	2.5	Good
2-D	2.5	Marginal
3-A	3.5	Advanced
3-B	3.5	Very good
3-C	3.5	Good
3-D	3.5	Marginal

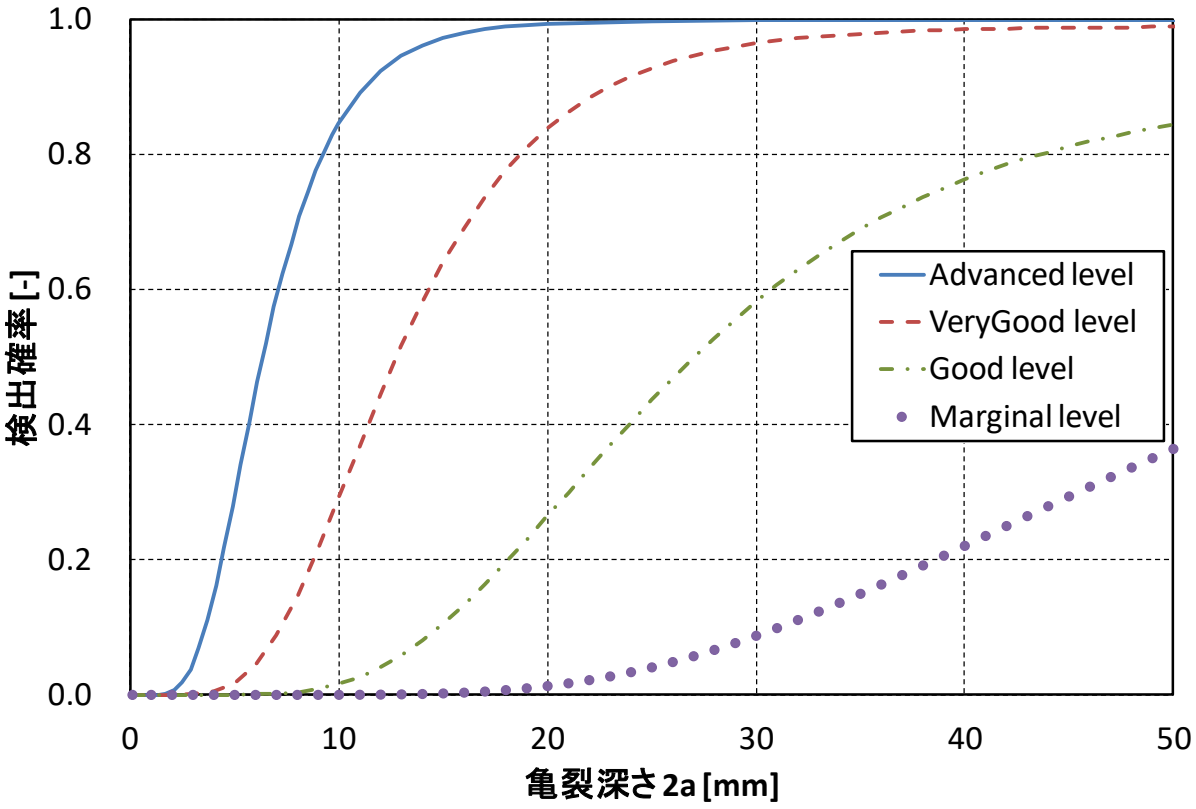


図2.3.1-12　Khaleelモデル

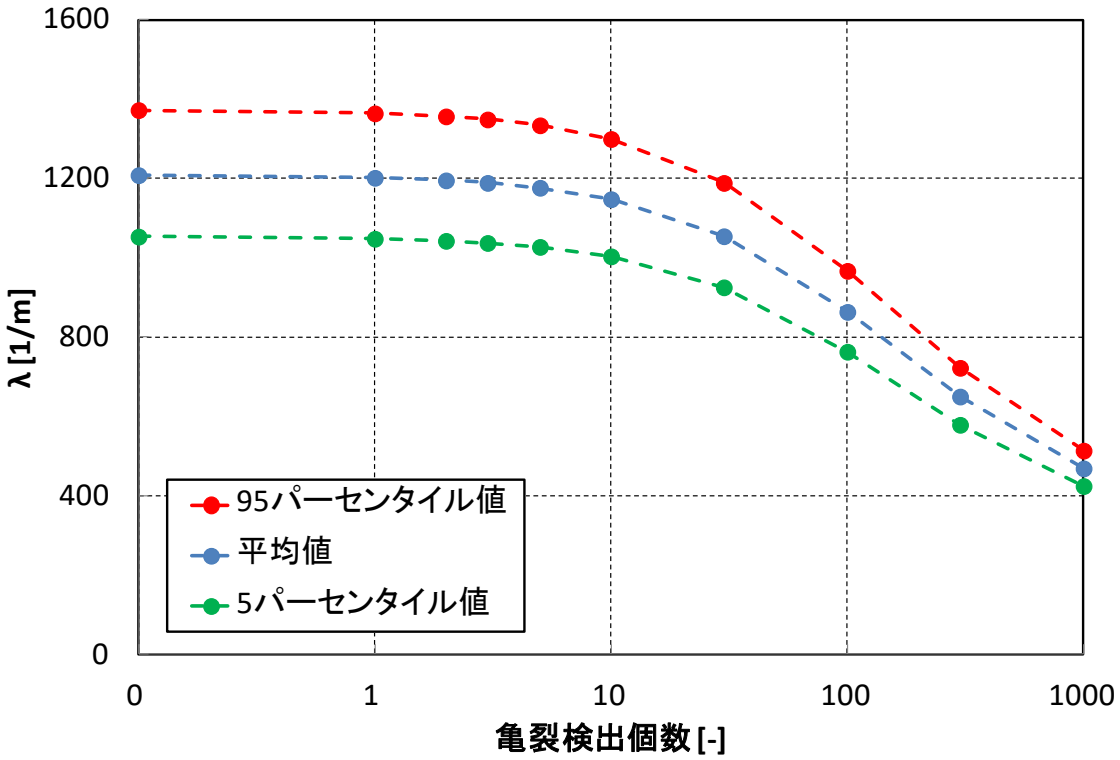


図2.3.1-13　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース1-A）

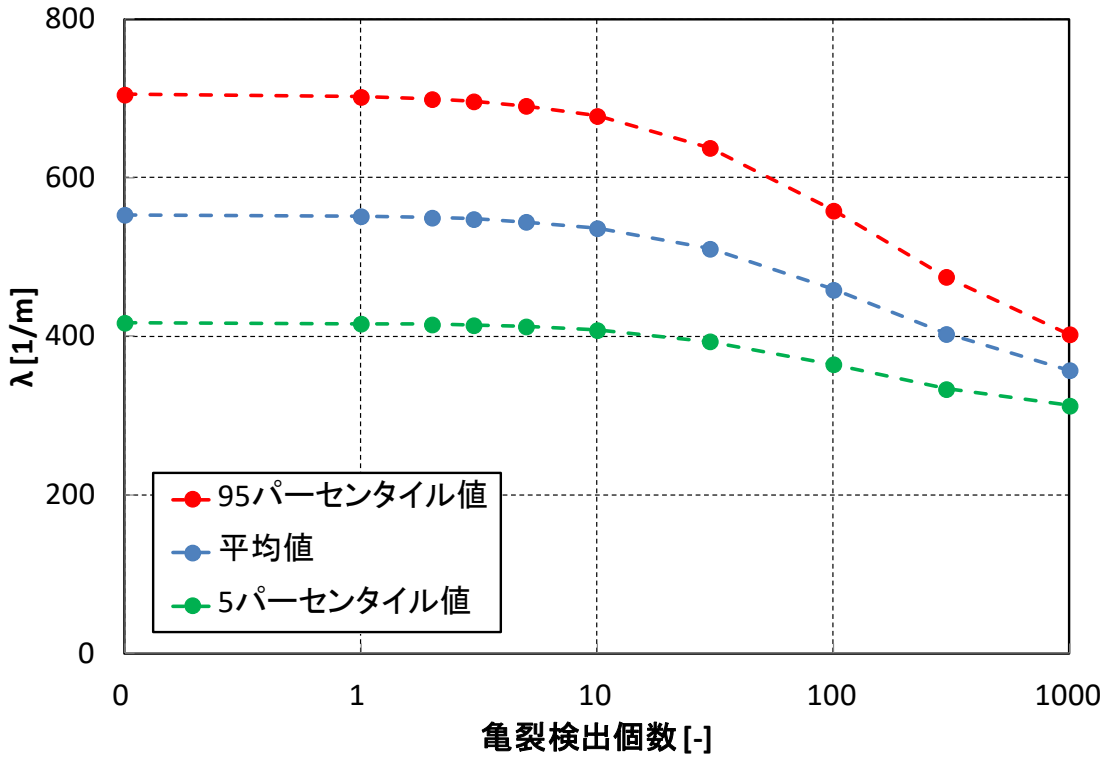


図2.3.1-14　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース1-B）

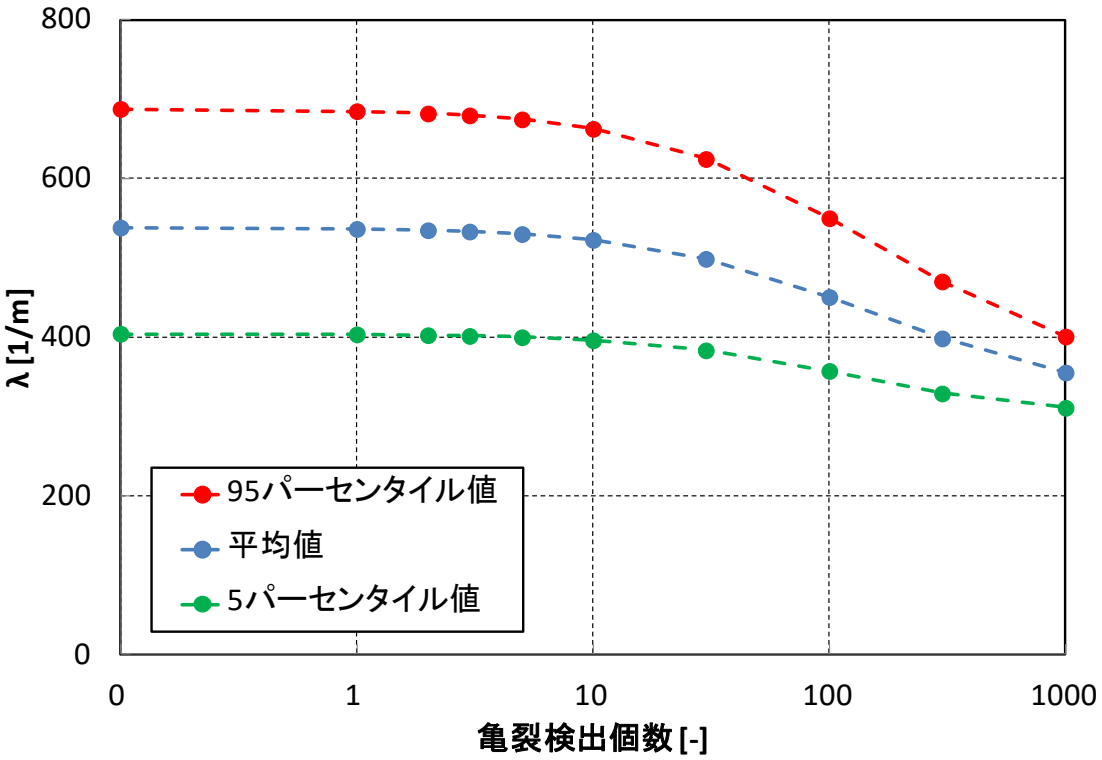


図2.3.1-15　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース1-C）

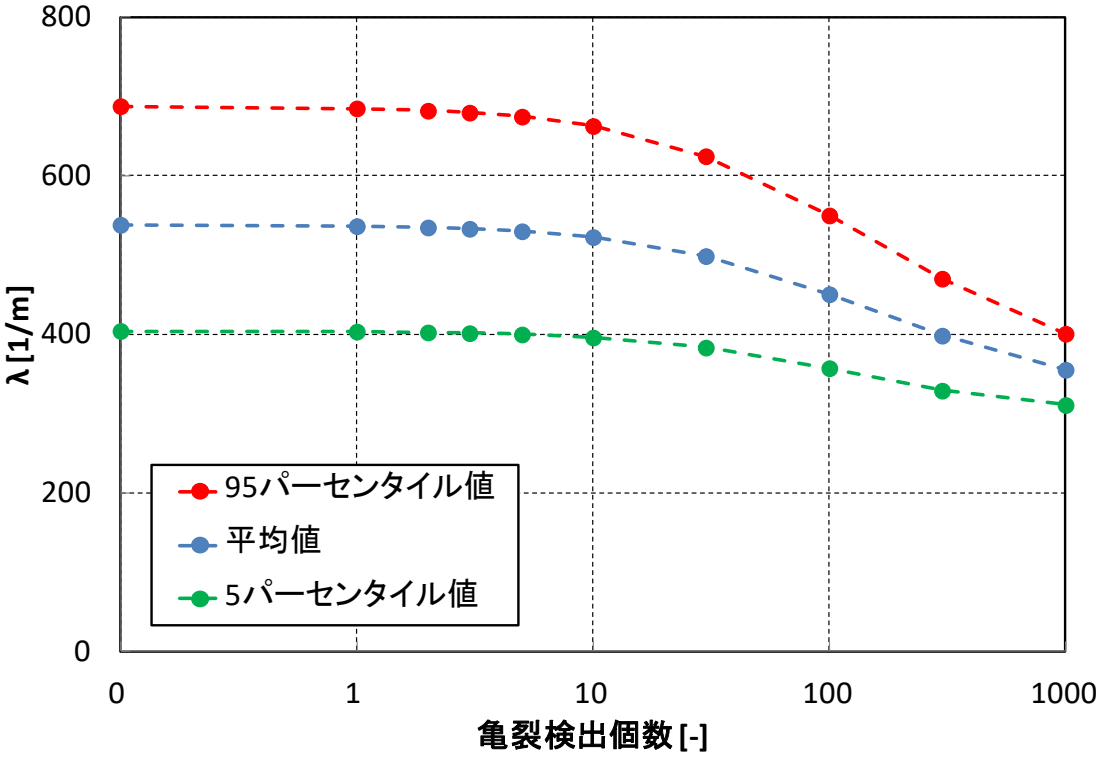


図2.3.1-16　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース1-D）

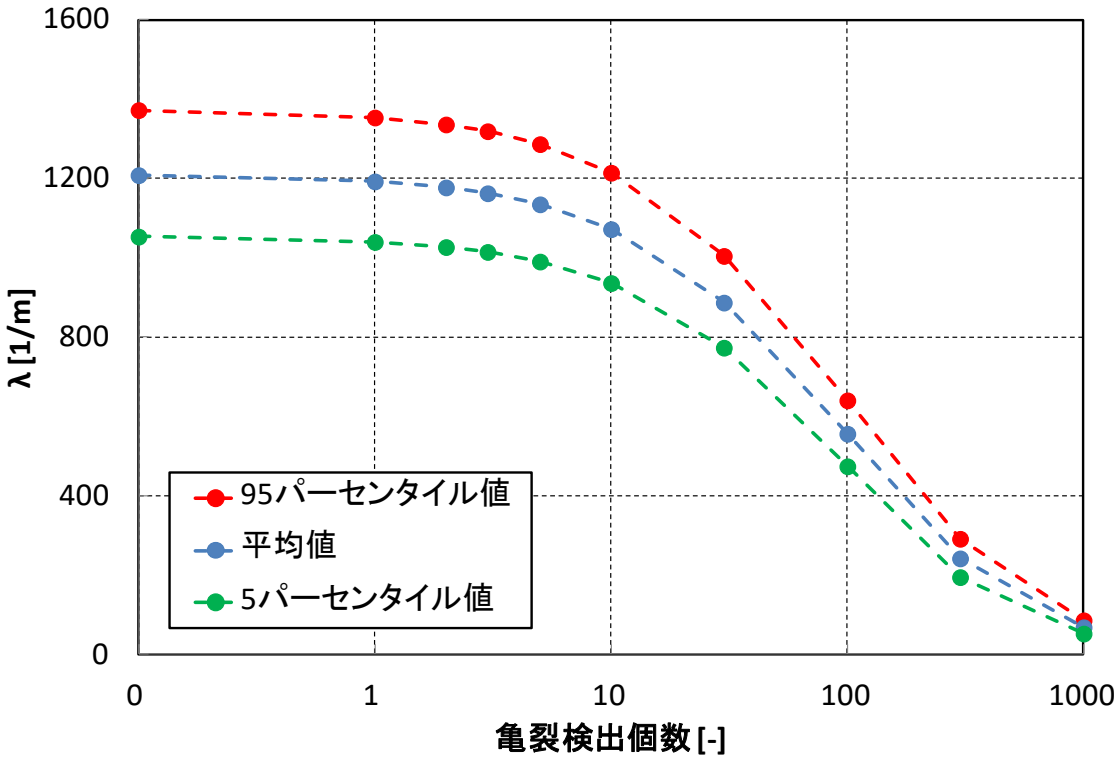


図2.3.1-17　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース2-A）

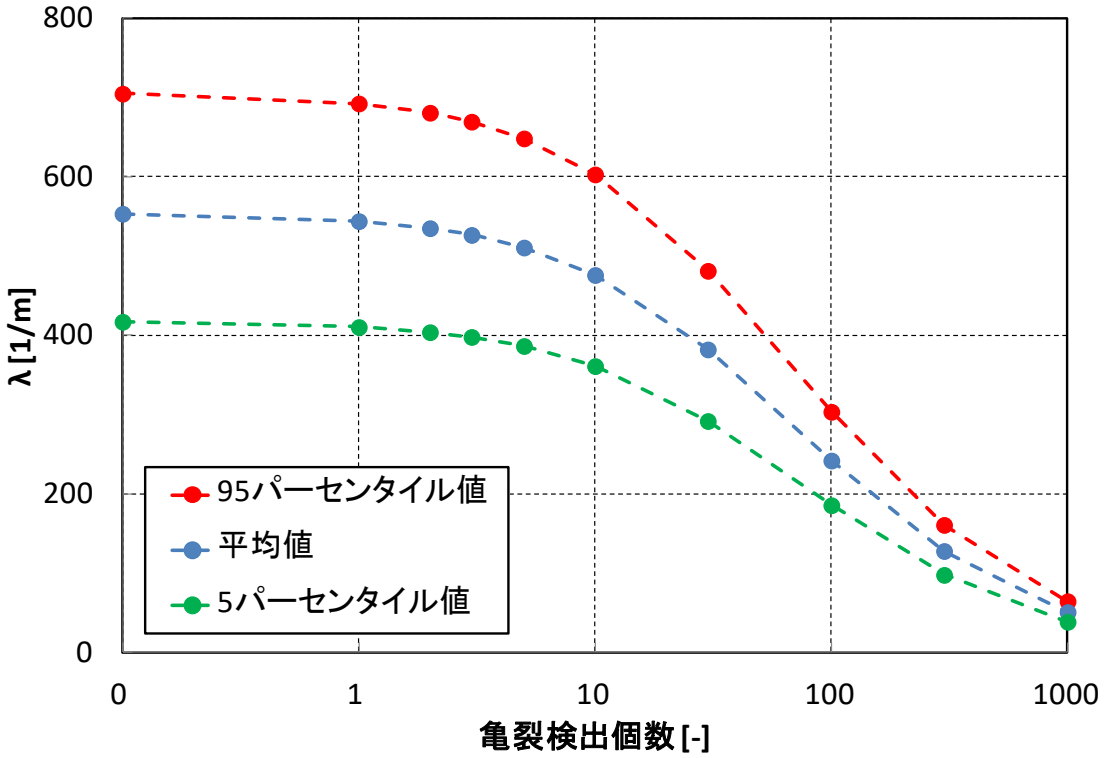


図2.3.1-18　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース2-B）

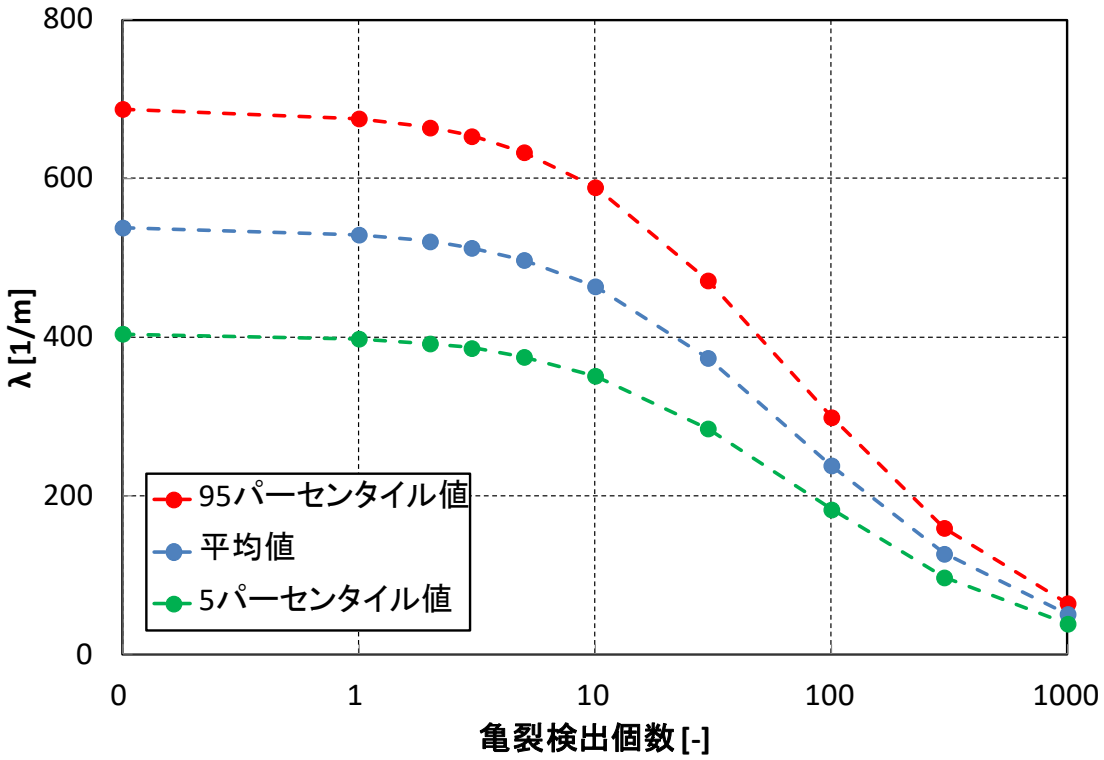


図2.3.1-19　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース2-C）

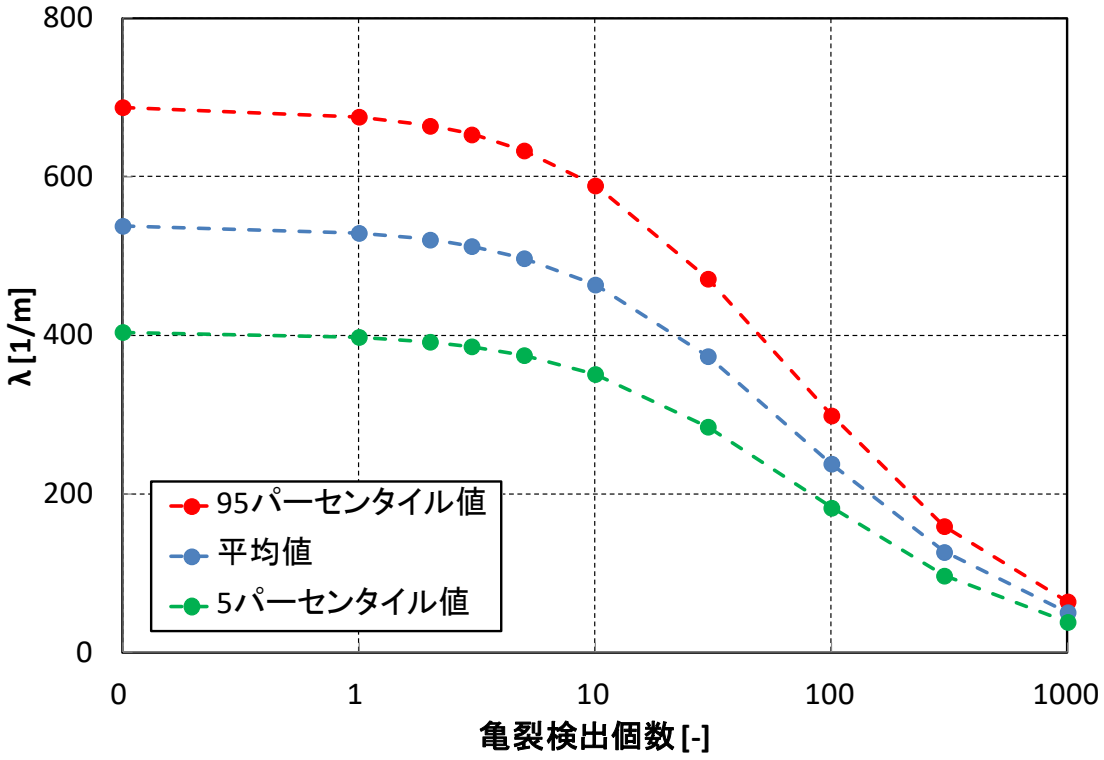


図2.3.1-20　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース2-D）

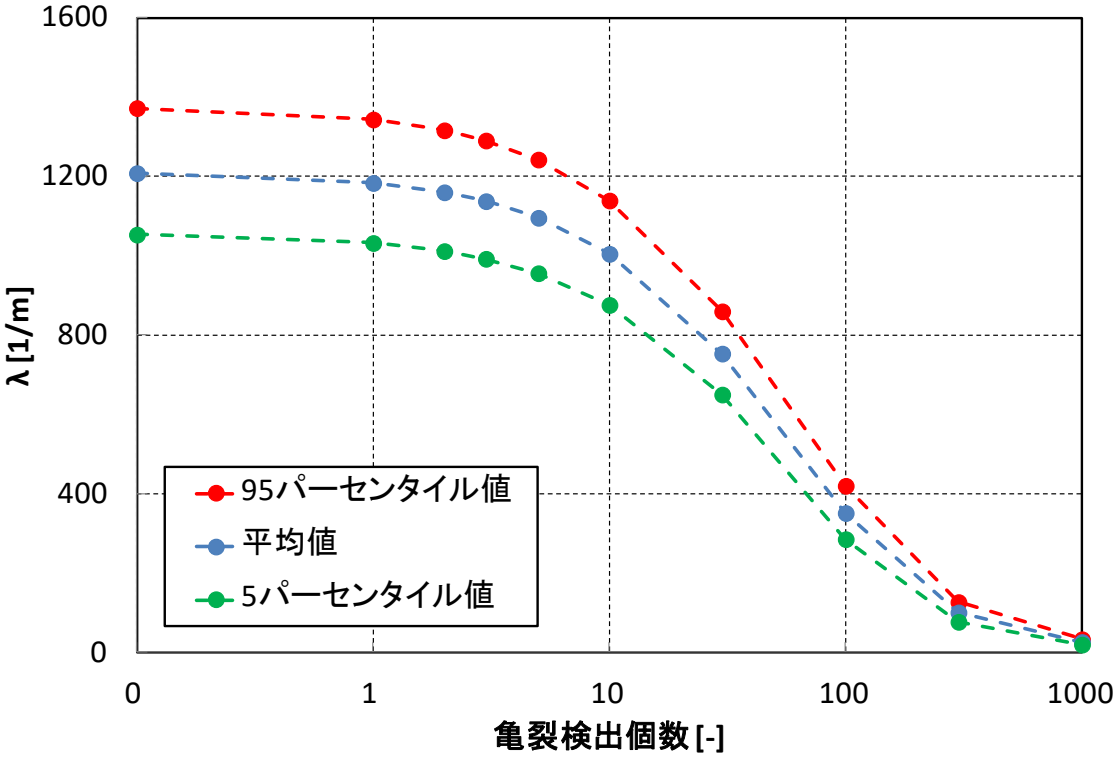


図2.3.1-21　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース3-A）

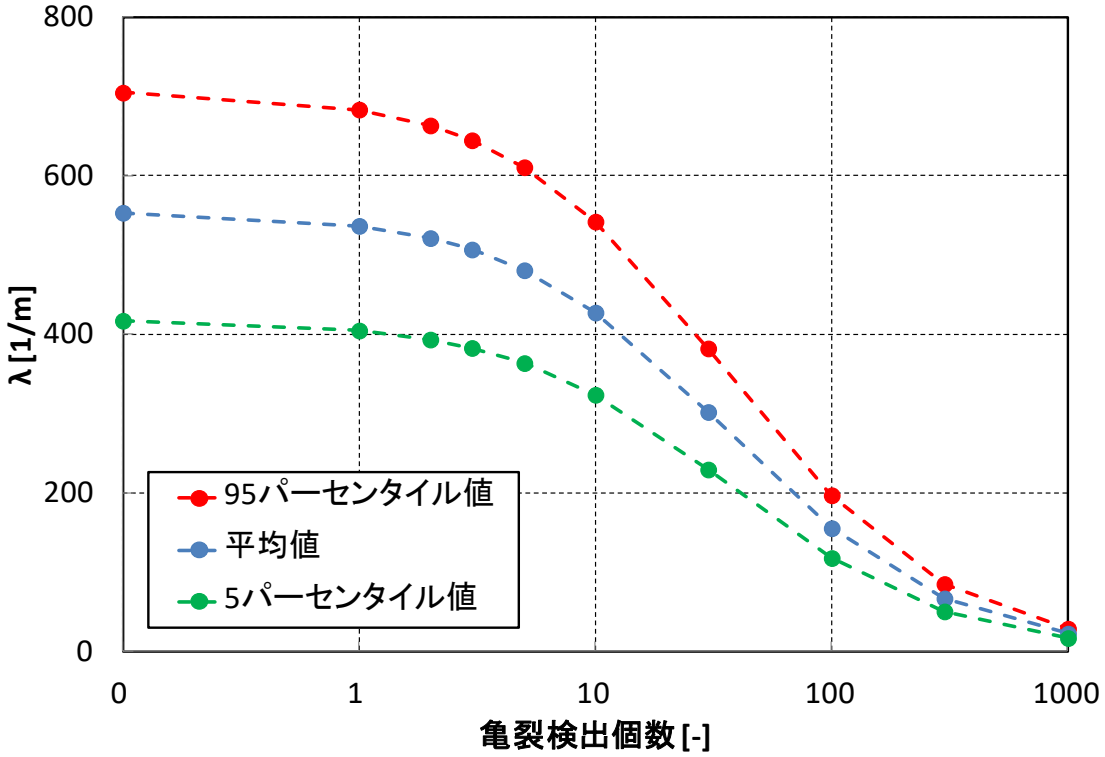


図2.3.1-22　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース3-B）

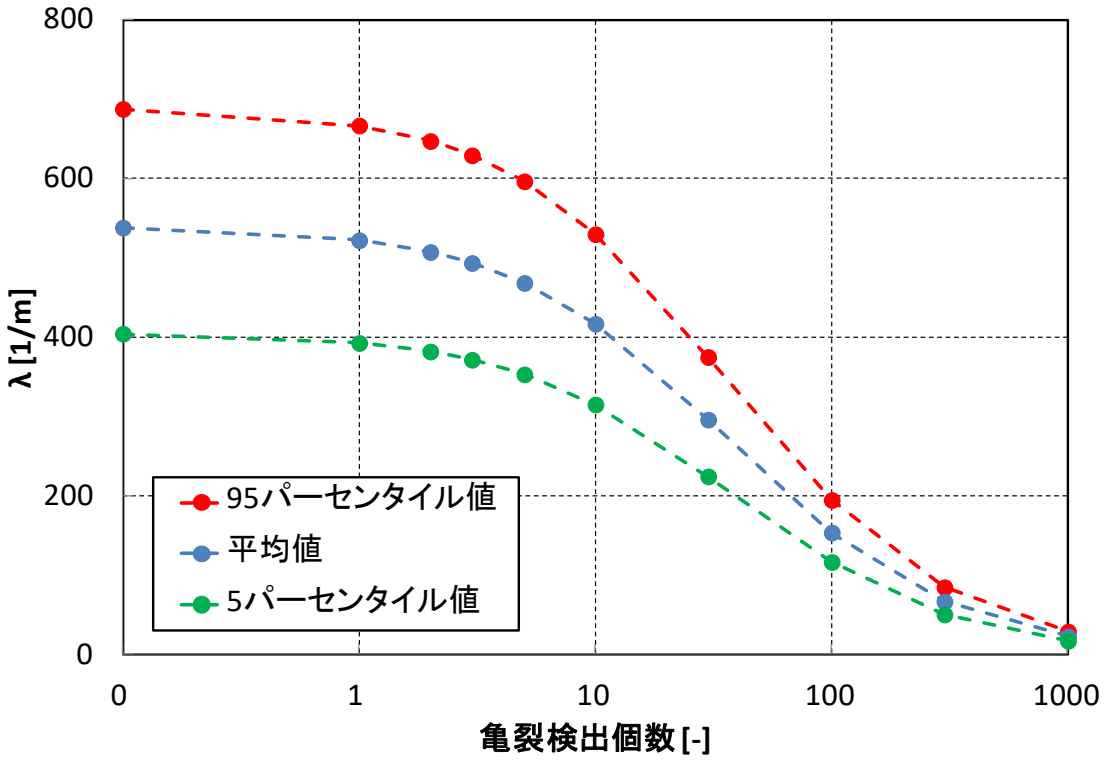


図2.3.1-23　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース3-C）

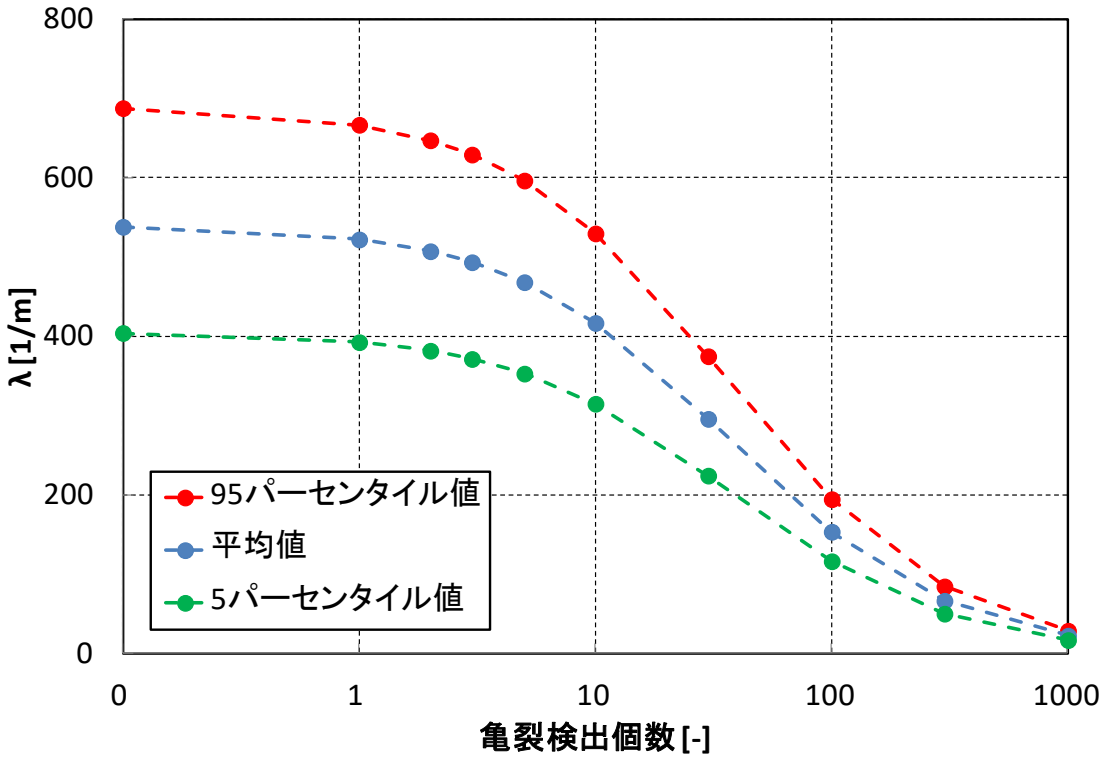


図2.3.1-24　亀裂検出個数に対する連続性の確認（ケース3-D）

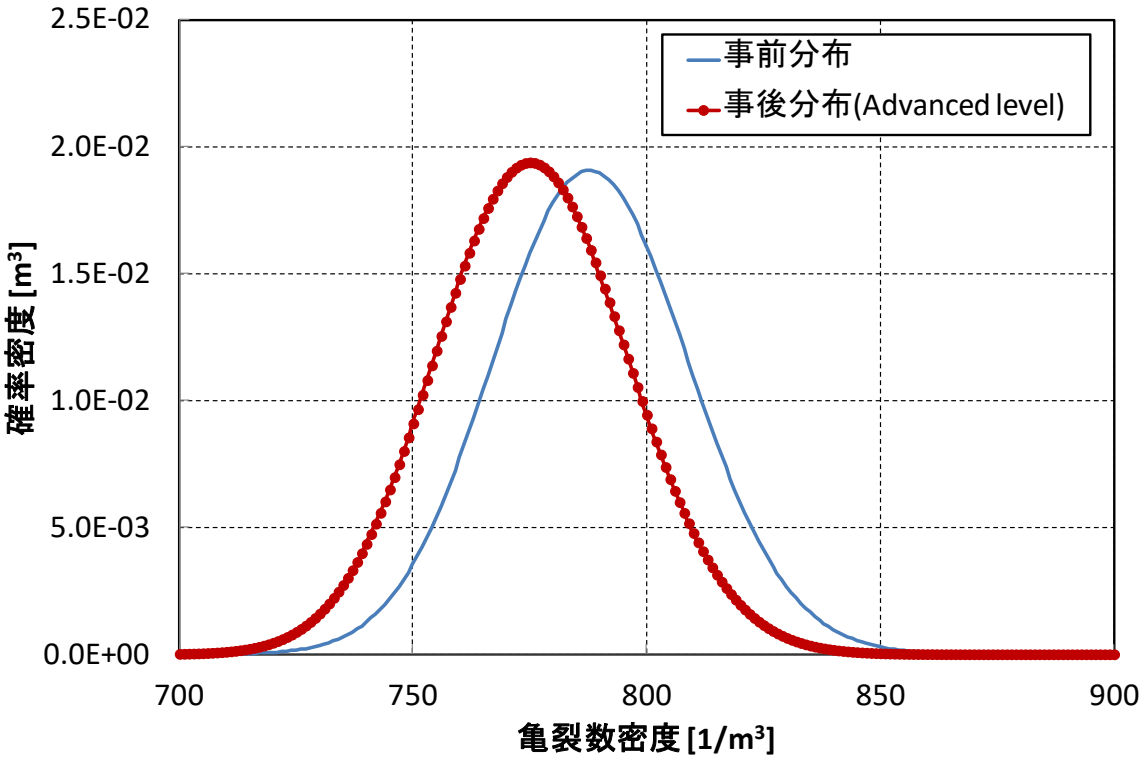


図2.3.1-25　母材部のsmall flawの亀裂密度のベイズ更新

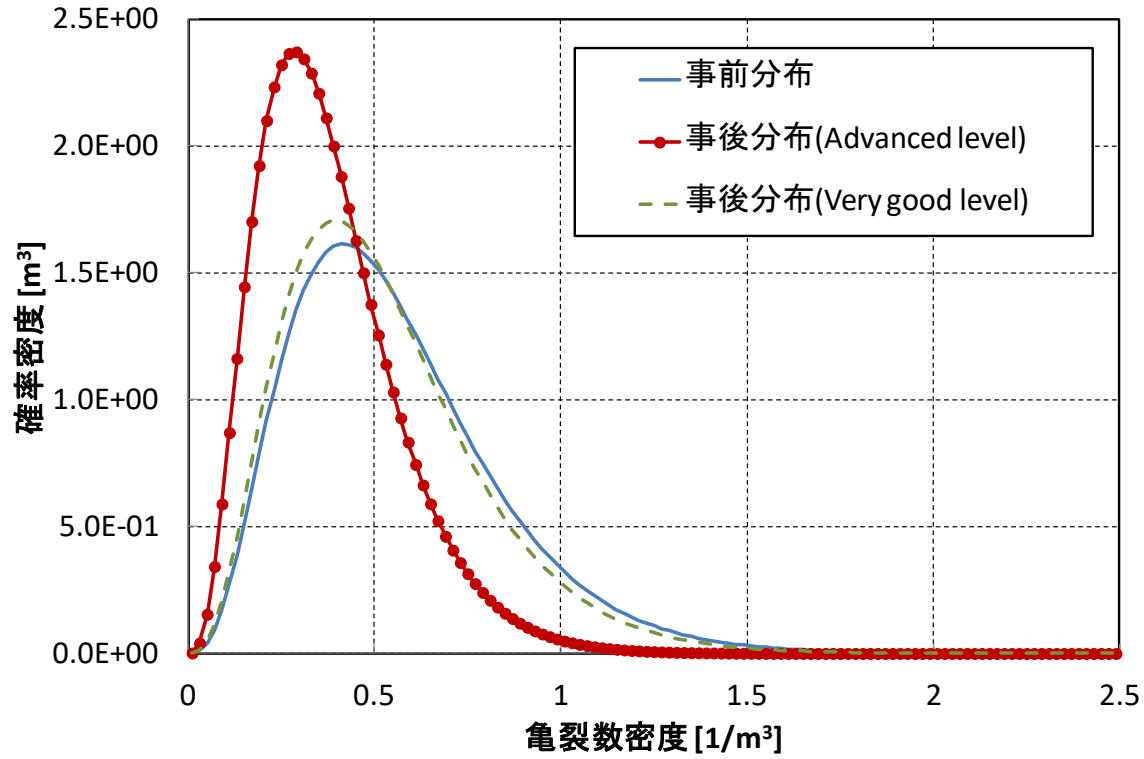


図2.3.1-26　母材部のlarge flawの亀裂密度のベイズ更新

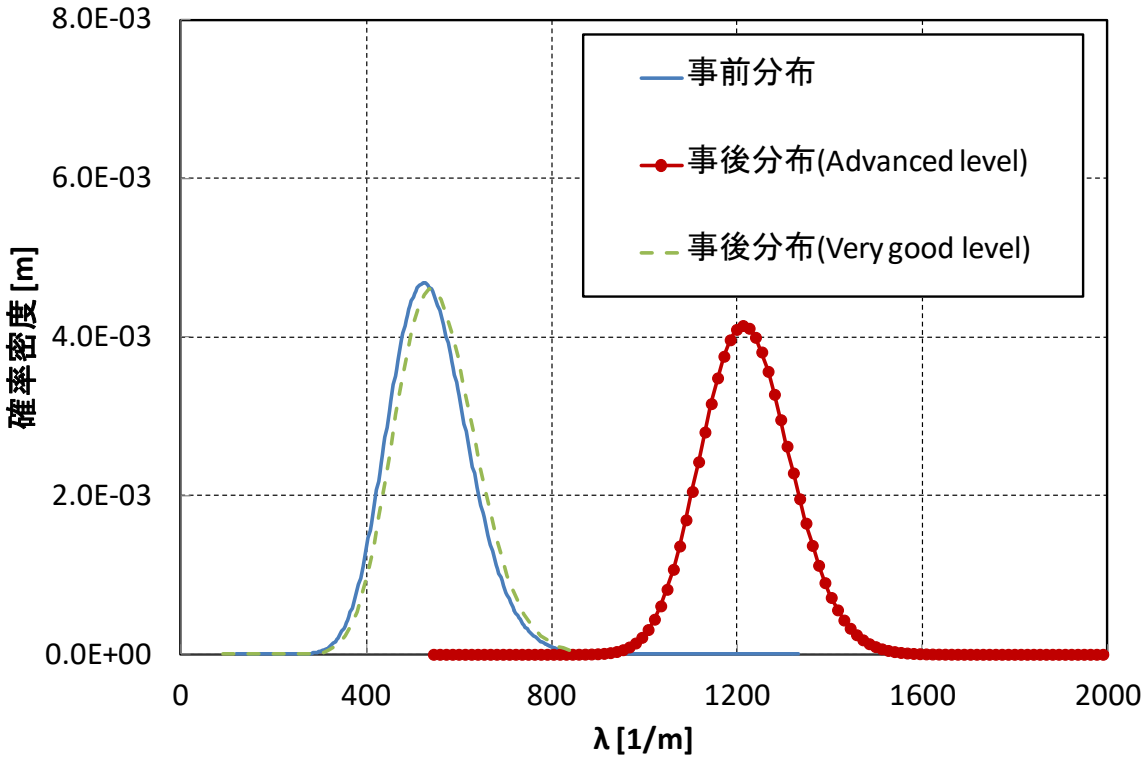


図2.3.1-27　母材部のsmall flawの亀裂深さパラメータのベイズ更新

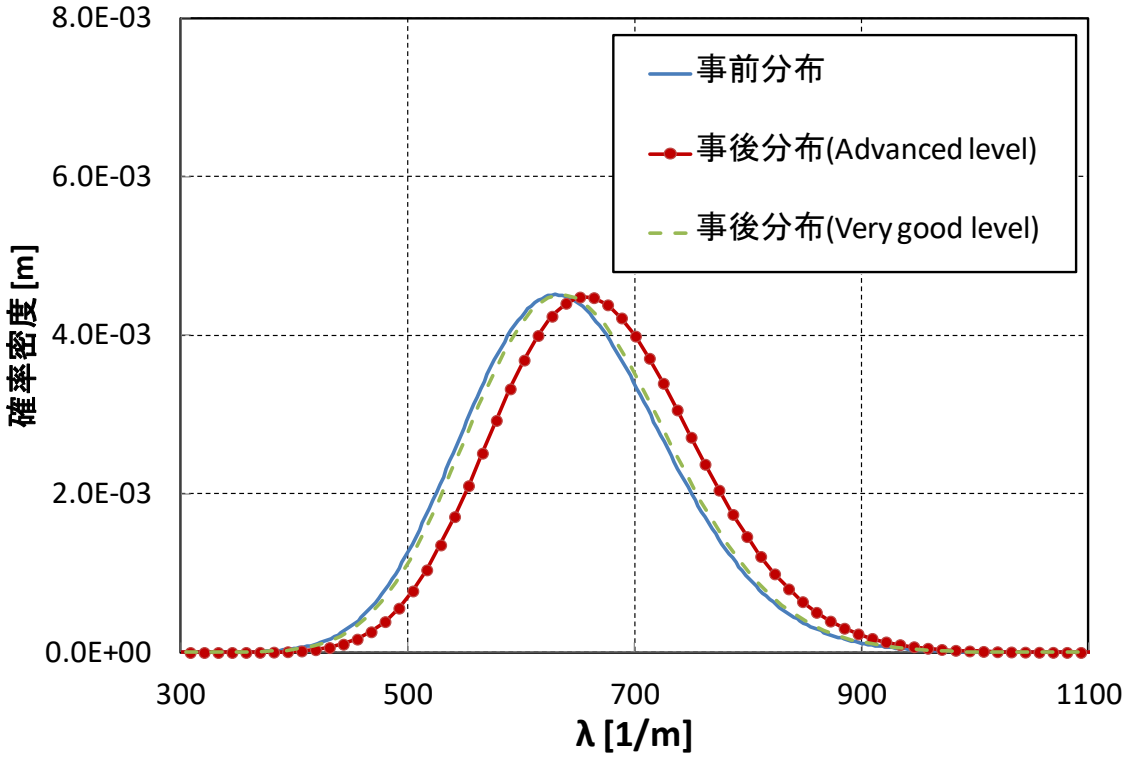


図2.3.1-28　母材部のlarge flawの亀裂深さパラメータのベイズ更新

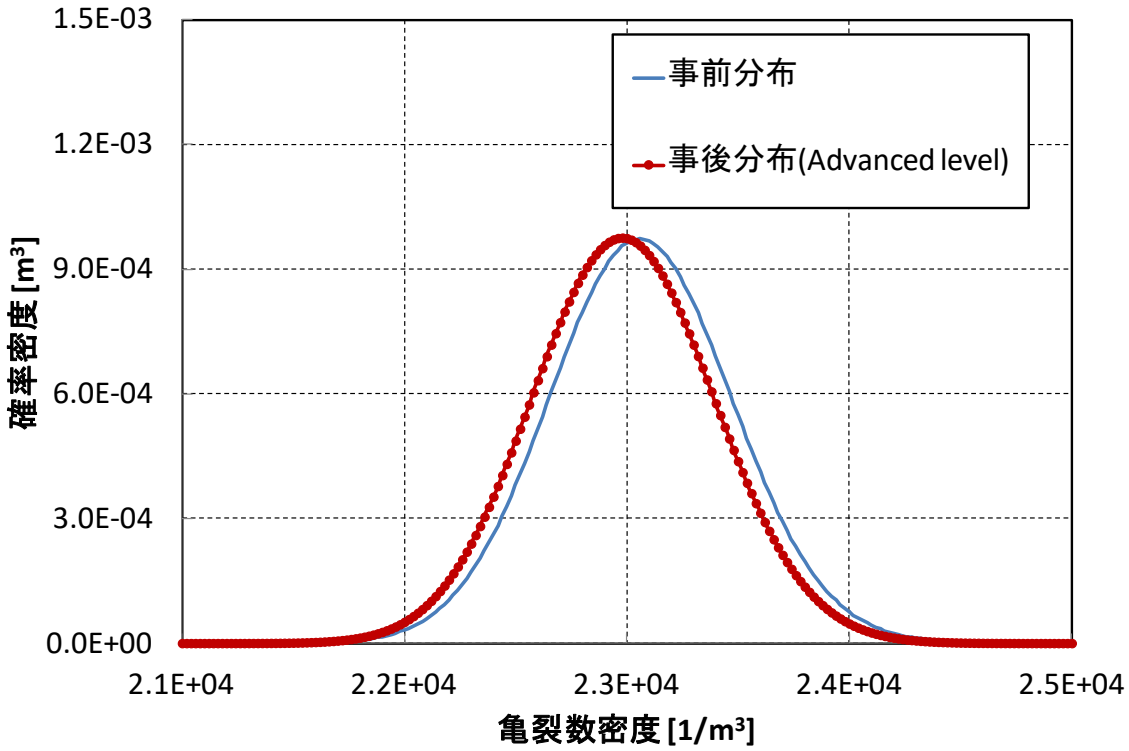


図2.3.1-29　溶接部のsmall flawの亀裂密度のベイズ更新

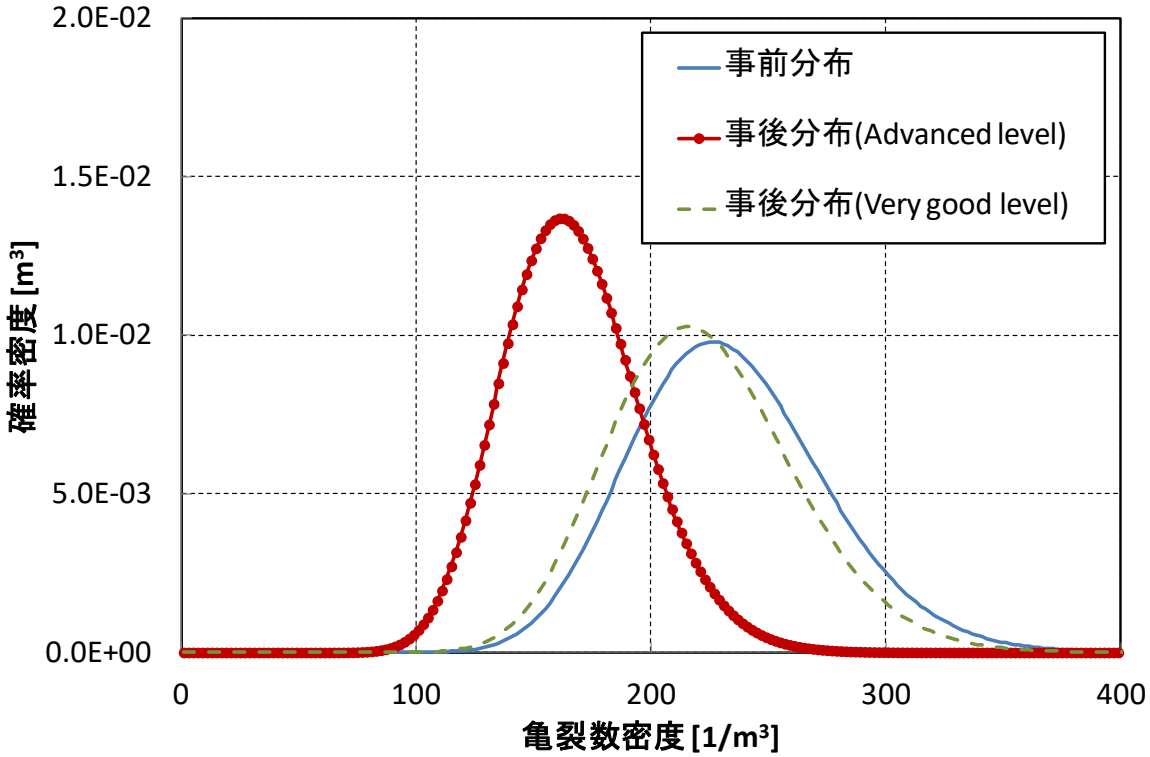


図2.3.1-30　溶接部のlarge flawの亀裂密度のベイズ更新

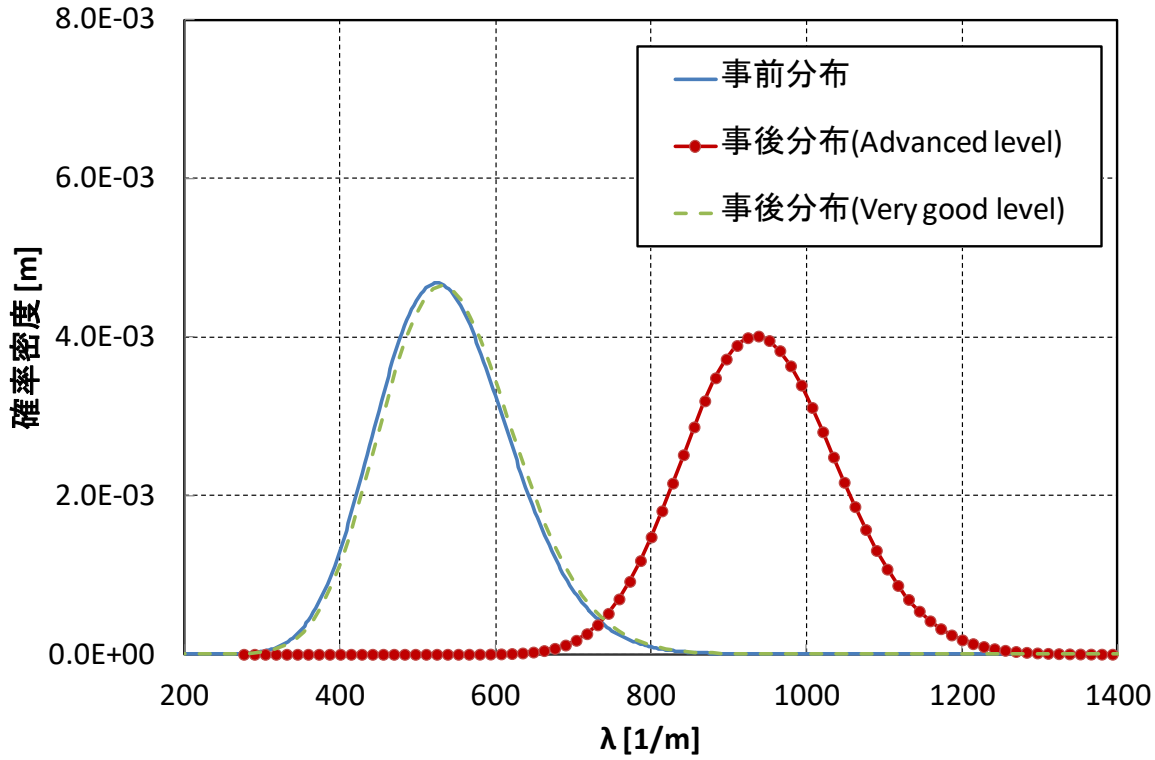


図2.3.1-31　溶接部のsmall flawの亀裂深さパラメータのベイズ更新

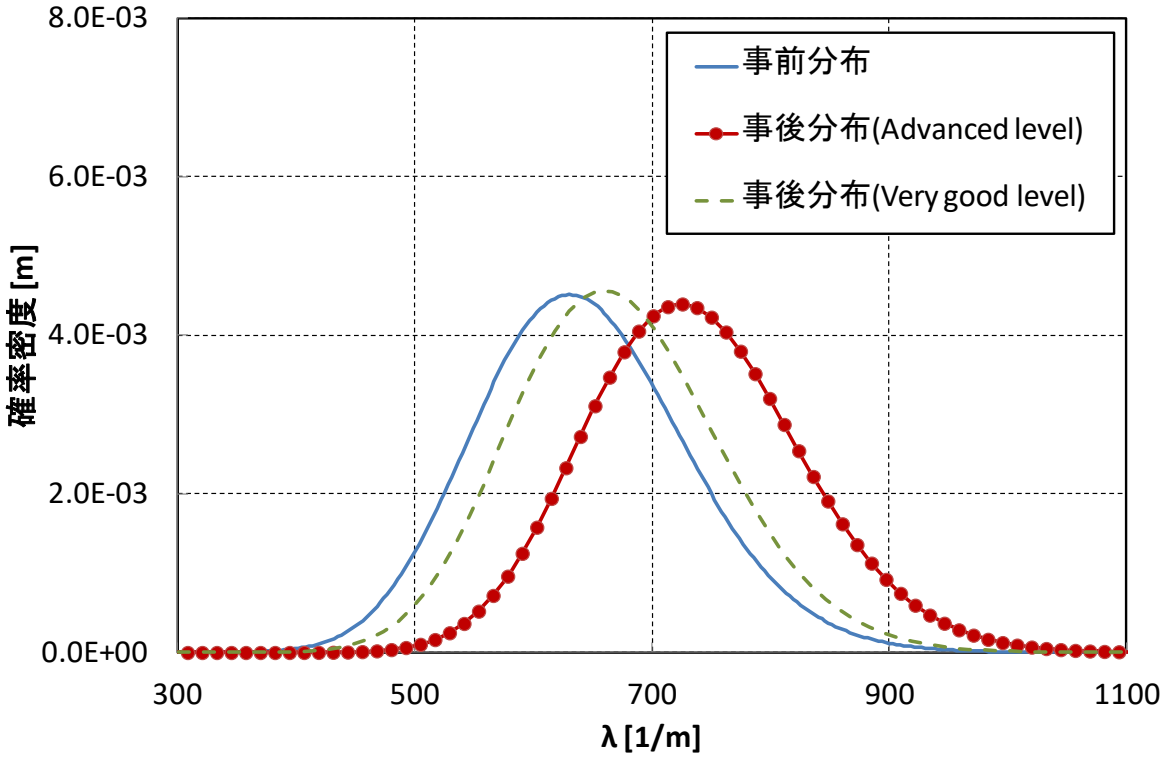


図2.3.1-32　溶接部のlarge flawの亀裂深さパラメータのベイズ更新

(3) 過渡事象及び現実的荷重条件の検討

過年度までの国内の PFM 評価に用いられてきた過渡事象[37]は、決定論的健全性評価で用いられた事象を参考にして設定されていることから、過度な保守性が含まれる可能性がある。そのため、PFM 評価においては、より実機に即した過渡事象の選定が重要な課題の一つである。

そこで、まず 2.3.1(3)1)項において、文献調査により、PFM 評価で使用実績のある、米国代表プラントの過渡事象の発生頻度や熱水力履歴等の他プラントへの適用性について確認した。次に、2.3.1(3)2)項において、日米間のプラントの差異のうち最も影響が大きいと思われる運転員操作に関する感度解析を行い、米国の過渡事象の国内プラントへの適用性を確認した。最後に、2.3.1(3)3)項において、米国過渡事象のうち、FCI や TWCF への寄与が大きい事象を確認し、本事業の解析で使用する過渡事象を選定した。

1) 米国の過渡事象データの調査

(a) 米国における代表プラントの過渡事象データの一般プラントへの適用性検討

米国では、PTS 再評価プロジェクトにおいて、熱水力解析を含む詳細な TWCF 評価を行う対象として選定された代表 3 プラント（BV、Oconee、Palisades）の代表性、一般性を確認するため、代表 3 プラントと以下の 5 プラント（以下、「一般化検討プラント」という。）の比較を行っている[38]。表 2.3.1-16 中に黄色のハッチングで示すとおり、一般化検討プラントとして選定されているのは高経年化により高い RT_{NDT} を示す米国プラントである。なお、同表中で青色のハッチングで示されているのが代表プラントである。

- ✓ Salem 1：比較対象は BV (Westinghouse)
- ✓ TMI 1：比較対象は Oconee (Babcock & Wilcox)
- ✓ Fort Calhoun：比較対象は Palisades (Combustion Engineering)
- ✓ Diablo Canyon 1：比較対象は BV (Westinghouse)
- ✓ Sequoyah 1：比較対象は BV (Westinghouse)

一般化の検討においては、上述の 5 プラントの設計・運用特性の情報について、米国の電力研究所（Electric Power Reserch Institute、以下「EPRI」という）支援の元で各プラントから提出されたアンケートに基づき、PFM 評価に及ぼす影響も踏まえて、代表プラントの過渡事象履歴等のデータの他プラントへの適用性が検討されている。

---

[37] 発電設備技術検査協会, ”溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書[原子炉圧力容器加圧熱衝撃試験][総まとめ版]”, (1992).

[38] Whitehead, D.W., et al., “Generalization of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock (PTS) Risk Results to Additional Plants,”, #ML042880482, (2004).

過渡事象の発生については、イベントシナリオを、二次系の破損、二次系のオーバーフィード、冷却材喪失事故（Loss of Coolant Accident、以下「LOCA」という。）関連、動力作動式逃し弁・安全逃し弁関連、フィード&ブリード関連、の 5 つに分類し、確率論的リスク評価（Probabilistic Risk Assessment、以下「PRA」という。）及び人間信頼性解析（Human Reliability Analysis、以下「HRA」という。）に基づき、それらのシナリオに影響する項目を代表プラントと一般化検討プラントで比較することにより、代表プラントデータの一般プラントへの適用性を検討している。例として、過渡のイベントシナリオ関連項目ごとに一般化検討プラントと代表プラントの差異を比較した概要一覧表の一部抜粋を表 2.3.1-18 に示す。

また、過渡事象の熱水力履歴については、破断口径が 20.32cm（8.0in）以上の LOCA、破断口径が 5.08 から 14.37cm（2.0 から 5.7 in）の LOCA、再閉塞した一次系安全逃し弁の開固着、主蒸気管破断（Main Steam Line Break、以下「MSLB」という。）及び二次系の破損、の 4 つのグループに再分類して検討が行われており、代表プラントの PFM 評価において大きな影響がある過渡事象と、特定のプラント設計に対する補足的検討のための過渡事象が選定されている。

これらの検討においては、基本的にはプラント間の差異を定性的に考察しているが、PRA/HRA や熱水力的観点に基づく考察において、一般化検討プラントの条件のほうが代表プラントより PTS 評価上厳しくなると予想される事項については、個別に評価（熱水力解析、PFM 解析を含む）を行い、TWCF に大きな影響が無いことを確認している。

以上の検討を踏まえ、一般化検討プラントを対象とした PFM 解析では、発生頻度や熱水力履歴等の過渡条件を、代表プラントの過渡条件で代替することが可能であると結論付けられている。

更に、米国 PTS 再評価プロジェクトでは、上述のプラントの設計・運用特性の情報に基づくに加えて、代表プラントの結果に影響を及ぼす因子に関して、運転員操作が PTS 評価に及ぼす影響の分析や、熱水力評価における影響因子（破断口径、破断位置、熱伝達係数、崩壊熱、開固着したバルブ数、バルブ再閉塞のタイミング、弁の開固着（Stuck Open Valve、以下「SO」という。）時の運転員操作のタイミング等）の感度解析が行われている。運転員操作に関する分析の概略は表 2.3.1-17 に示すとおりである。それらを踏まえて、同じベンダーが製作した炉であれば、過渡事象の進展や発生頻度、熱水力的な応答に大きな影響はないと結論付けられており、米国内の PWR の関連温度に対するスクリーニング基準の分析において、代表プラントの過渡事象が適用されている[2]。

表 2.3.1-16　RT_{NDT} が高い米国のプラント一覧 [38]

Table 1.　Plants with highest RT_{NDT}.

Tolerance to a PTS Challenge		Plant Name	NSSS Vendor	Most Embrittled Material	$RT_{NDT(u)}$ + Irradiation Shift at 40 years [°F]	Vessel Manufacturer
The estimated tolerance to a PTS challenge increases as the number in the next column increases (i.e., plants with the lowest ranking have the most embrittled materials).	1	Salem 1	Westinghouse	Plate	204	Combustion Engineering
	2	Beaver Valley 1	Westinghouse	Plate	194	Combustion Engineering
	3	TMI-1	Babcock & Wilcox	Axial Weld	186	Babcock & Wilcox
	4	Fort Calhoun	Combustion Engineering	Axial Weld	181	Combustion Engineering
	5	Palisades	Combustion Engineering	Axial Weld	179	Combustion Engineering
	6	Calvert Cliffs 1	Combustion Engineering	Axial Weld	178	Combustion Engineering
	7	Diablo Canyon 1	Westinghouse	Axial Weld	171	Combustion Engineering
	8	Diablo Canyon 2	Westinghouse	Plate	170	Combustion Engineering
	9	Sequoyah 1	Westinghouse	Forging	167	Rotterdam Dockyard
	10	Watts Bar 1	Westinghouse	Forging	164	Rotterdam Dockyard
	11	St. Lucie 1	Combustion Engineering	Axial Weld	164	Combustion Engineering
	12	Surry 1	Westinghouse	Axial Weld	163	Babcock & Wilcox
	13	Indian Point 2	Westinghouse	Plate	162	Combustion Engineering
	14	Ginna	Westinghouse	Forging	161	Babcock & Wilcox
	15	Point Beach 1	Westinghouse	Axial Weld	159	Babcock & Wilcox
	16	Farley 2	Westinghouse	Plate	158	Combustion Engineering
	17	Mcguire 1	Westinghouse	Axial Weld	158	Combustion Engineering
	18	Oconee 1	Babcock & Wilcox	Axial Weld	157	Babcock & Wilcox
	19	North Anna 2	Westinghouse	Forging	155	Rotterdam Dockyard
	20	Shearon Harris	Westinghouse	Plate	153	Chicago Bridge & Iron
	21	North Anna 1	Westinghouse	Forging	153	Rotterdam Dockyard
	22	Cook 2	Westinghouse	Plate	152	Chicago Bridge & Iron
	23	Salem 2	Westinghouse	Axial Weld	148	Combustion Engineering
	24	Crystal River 3	Babcock & Wilcox	Axial Weld	141	Babcock & Wilcox
	25	Calvert Cliffs 2	Combustion Engineering	Plate	139	Combustion Engineering
	26	Robinson 2	Westinghouse	Plate	138	Combustion Engineering
	27	Cook 1	Westinghouse	Axial Weld	138	Combustion Engineering
	28	Farley 2	Westinghouse	Plate	133	Combustion Engineering
	29	Farley 1	Westinghouse	Plate	133	Combustion Engineering
	30	Arkansas Nuclear 1	Babcock & Wilcox	Axial Weld	129	Babcock & Wilcox

Notes:

Plants analyzed in the PTS re-evaluation effort.

Plants compared in the Generalization activity.

表 2.3.1-17　運転員操作が PTS 評価に及ぼす影響

事象	分析概要
中破断 LOCA[*1]・大破断[*2]LOCA	安全注入系からの注水では、冷却系の上部領域まで冷却水が満たされることはなく、ポンプの停止操作を行う必要がない。そのため、これらの事象では運転員操作は行われないことから、運転員操作の影響は無い。
MSLB	MSLB 事象では、亀裂貫通は、主に過渡事象初期の過渡事象発生後 10 分から 15 分で生じる。運転員操作は過渡事象発生後 30 分以降に行われるため、TWCF に与える影響は小さい。
SO-1	SO-1 事象のうち、運転員操作がモデル化されている事象は、高温ゼロ出力条件下での SO-1 事象の発生と高圧注水の急減速による再加圧の防止のみである。この事象の TWCF が全 TWCF に占める割合は小さく、運転員操作がなかったとしても TWCF に与える影響はほとんど無い。

*1 中破断 LOCA：破断口径が 4 から 8 [inch]（約 10 から 20 [cm]）の LOCA

*2 大破断 LOCA：破断口径が 8 [inch]（約 20 [cm]）以上の LOCA

表 2.3.1-18 過渡のイベントシナリオ関連項目ごとのプラント間比較（概要一覧の一部を抜粋）
（ML042880482 より引用 [38]）

Table A-1. Generalization summary.

Generalization Issue			Plant								Comment / Question / Issue Resolution
General Category	ID #	Specific Issue	Oconee (B&W) 2568 MWt Axial Weld (157 °F)	Beaver Valley (W-3) 2652 MWt Plate (194 °F)	Palisades (CE) 2530 MWt Axial Weld (179 °F)	Ft. Calhoun (CE) 1500 MWt Axial Weld (181 °F)	Diablo Canyon (W-4) 3338 MWt Axial Weld (171 °F)	TMI (B&W) 2535 MWt Axial Weld (186 °F)	Sequoyah (W-4) 3411 MWt Forging (167 °F)	Salem (W-4) 3411 MWt Plate (204 °F)	
Secondary Breaches	1	Number of MSIVs	There are no main steam isolation valves (Oconee FSAR, Chapter 10, 31 Dec 1999)	There is one MSIV and integral/associated non-return valve per steam line (3 total).	One MSIV per each of the two steam lines. Each MSIV is a combined swing-type check valve with a pneumatic actuator for isolation. (Ref: C. N. Dahlgren (CMS Energy) email to C. D. Fletcher (ISL), 1/30/02.	1 isolation-type MSIV and 1 reverse flow check valve per each of two steamlines.	1 isolation-type MSIV and 1 reverse flow check valve per each of four steamlines.	There are two steam lines from each OTSG. Each line has one motor operated stop check valve (MS-V-1A,B,C,D). EOPs provide directions for OTSG isolation if primary to secondary heat transfer is excessive. • MS-V-1A,B,C,D are closed. These remote operated valves isolate the non-seismic steam supply to the Main Turbine. These valves are redundant to the Turbine Stop valves (but TSVs are in non-seismic turbine bldg.)	1 isolation-type MSIV and 1 reverse flow check valve per each of four steamlines	1 MSIV and 1 MSIV bypass valve per each of 4 steamlines.	All new plants same as BV and Palisades. Will tend to make breaks and secondary valve openings downstream of MSIVs unimportant since must also have MSIV(s) fail to close. Oconee is already analyzed. Lack of MSIVs compensated by relatively quick isolation of feed to an affected SG per procedures/training.
	2	Isolation capability with regard to other possible secondary valve open paths (e.g., ADVs, SDVs, TBVs) excluding MSSVs	During a MSLB, the turbine stop valves will close which will isolate the affected steam generator from the unaffected steam generator. There are no other isolation capabilities identified. [Oconee FSAR, Section 15.13, 31 Dec 1999] The TBVs have associated remote-operable turbine block valves that can be manually closed to isolate a stuck-open TBV. The ADVs are generally not used (closed) as they have a hand-chain type of system. Other than MSSRVs, valves can be isolated or in the case of the ADVs, not used.	The SG SRVs and ASDVs are connected upstream of the MSIVs and cannot be isolated by MSIV closure. However, there are local manual valves that can be closed to isolate each ADV (see main steam P&ID). The TBVs (steam dump valves) are connected downstream of the MSIVs and so can be isolated by MSIV closure. Other than MSSRVs, valves can be isolated.	ADVs are connected upstream of the MSIVs and cannot be isolated by MSIV closure. However, there are local manual valves (with reach rods) that can be closed to isolate each ADV. There is one TBV connected downstream of the MSIVs and so can be isolated by MSIV closure. (Ref: Siemens Power Corp LOEL ANF-RELAP model and analysis notebook, E-5772-595-2). Also, P&IDs for Main Steam. Other than MSSRVs, valves can be isolated.	MSIVs are upstream of the single ADV per line and upstream of the steam dump and bypass valves. MSIVs are downstream of the MSSVs which are not isolable. Other than MSSRVs, valves can be isolated.	MSIVs are downstream of a single 10% ADV per line and downstream of 5 MSSVs per line (MSSV not isolable). MSIVs are upstream of 9 dump valves that bypass the turbine (35 %) and 12 condenser steam dump valves (40%)[8] The MSIVs will isolate the turbine bypass valves and the condenser steam dump valves. The 10% ADV's can be isolated by closing upstream manual valves. Direction for their use is provided in EOPs for response to SGTRs. Other than MSSRVs, valves can be isolated.	• MS-V-3A/F and MS-V-4A/B are closed. These are the turbine bypass valves and atmospheric dump valves. These valves are operated from the control room. • EOP directs closure of MS-V2A & B if OTSG blowdown continues after phase 1 isolation. MS-V-2A & B are remote operated isolation valves upstream of the TBVs and ADVs. Other than MSSRVs, valves can be isolated.	The MSIVs isolate the steam dump valves. The ADVs have separate manual block valves upstream of the the ADV for isolation. The main steam SRVs are nonisolable. Other than MSSRVs, valves can be isolated.	If all MSIVs close, the steam dump/turbine bypass valves will be isolated. The ADVs (one per steamline) are upstream of the MSIVs. Each has a block valve for isolation purposes. The safety valves (5 per steamline) do not have isolation capability. Other than MSSRVs, valves can be isolated.	Plants are similar hardware-wise. Some differences possible due to differences in procedures (for when to isolate) and whether isolation is remote or local. From Oconee, BV, and Palisades, these open valve(s) cases are NOT dominant CPF-wise (not so severe a cooldown) and so above differences unimportant.

(b) 米国 BV 評価用の過渡事象

ここでは、米国の過渡事象の特徴を確認し、国内プラントにおける PFM 評価への適用性を分析するため、USNRC から提供された、FAVOR[18] により BV に対する評価を行うための入力データ等を対象に、米国 PTS 再評価プロジェクトにおける過渡事象について調査を行った。

PTS 再評価プロジェクトの際に BV に対して用いられた過渡事象[2]の一覧を表 2.3.1-19 から表 2.3.1-21 に示す。また、各過渡事象に対して行われた熱水力解析に基づく冷却水の温度履歴、圧力履歴、炉容器壁面に対する熱伝達係数履歴（FAVLoad 入力データ）を、事象の分類ごとに図 2.3.1-33 から図 2.3.1-40 に示す。図中の系列名は、表 2.3.1-19 から表 2.3.1-21 における BV Case の番号に対応している。なお、国内プラントを対象とした評価との比較を行うため、小破断 LOCA（Small Breack Loss of Coolant Accident、以下「SBLOCA」という。）、大破断 LOCA（Large Breack Loss of Coolant Accident、以下「LBLOCA」という。）、MSLB に相当する分類の図については、国内の代表的 PTS 事象の過渡[37]の時刻歴を重ねて示している（図中では“発電技研”と表記している。また、熱伝達係数については文献に範囲のみが記載されているため上下限を示している。）。これらの比較からは、以下の点が確認できる。

- ✓ 流体温度に関しては、国内代表的事象が概ね下限を包絡している。
- ✓ 流体圧力に関しては、SBLOCA では国内代表的事象が概ね上限を包絡しているが、MSLB では国内代表的事象を上回る場合があり、LBLOCA では、全ての事象が国内代表的事象を上回っている。なお、国内代表的事象の LBLOCA は事象発生時点での完全な減圧（ゲージ圧ゼロ）を想定している。
- ✓ 熱伝達係数に関しては、SBLOCA と LBLOCA のデータは国内代表的事象の上下限の範囲内であるが、MSLB では国内代表的事象の上限値を大幅に上回る場合がある。

次に、BV を対象とした PTS-PRA に基づく過渡事象の発生頻度（FAVPost 入力データ）を、事象の分類ごとに、それぞれ図 2.3.1-41 から図 2.3.1-48 に示す。なお、この FAVPost の入力データは、NUREG-1874[3] の PTS 再評価プロジェクトの最終的な結果の算出に使用されたものである。また、公開文献に記載された発生頻度との対応を確認するため、NUREG-1806[2] 及び LETTER REPORT ML042880454[39]との比較を行った。参考まで、事象分類ごとの過渡事象の発生頻度の合計及び PTS 評価に関する米国の公開文献とデータの対応関係をそれぞれ図 2.3.1-49 及び図 2.3.1-50 に示す。これらの比較からは、以下の点が確認できる。

- ✓ LOCA 事象に関しては、ML042880454[39] 発行以降にデータが見直されており、過渡事象の発生頻度が 1 桁程度低下している。

[39] LETTER REPORT, ”Beaver Valley Pressurized Thermal Shock (PTS) Probabilistic Risk Assessment (PRA),” ML042880454, (2005).

- ✓ MSLB、SO-2 事象に関しては、データの見直しは行われておらず、同一の値が示されている。
- ✓ SO-1 事象に関しては、ML042880454[39] 発行以降にデータが見直されており、過渡事象の発生頻度が数倍増加している。

表 2.3.1-19　BV 評価用の過渡事象（1/3）

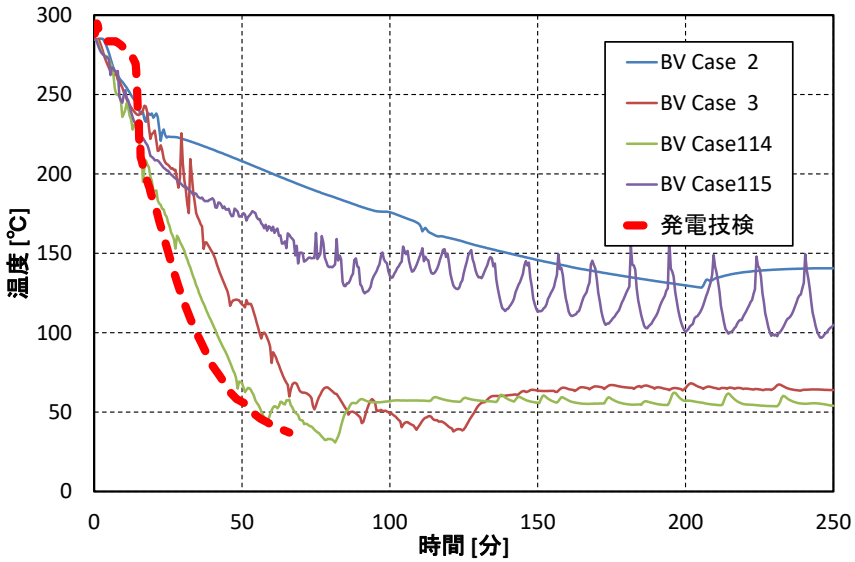
BV Case	System Failure	Operator Action	HZP	Category
2	3.59 cm [1.414 in] surge line break	None.	No	small-diameter pipe break (LOCA) transients
3	5.08 cm [2.0 in] surge line break	None.	No	small-diameter pipe break (LOCA) transients
7	20.32 cm [8.0 in] surge line break	None.	No	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients
9	40.64 cm [16.0 in] hot leg break	None.	No	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients
14	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV	None.	No	stuck-open primary valve transients (no value reclosure)
31	Reactor/turbine trip w/feed and bleed (Operator open all pressurizer PORVs and use all charging/HHSI pumps)	None.	No	feed and bleed, overfeed, and steam generator tube rupture transients
34	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's	None.	No	stuck-open primary valve transients (no value reclosure)
56	10.16 cm [4.0 in] surge line break	None.	Yes	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients
59	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s.	None.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
60	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s.	None.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
61	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s.	None.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
62	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s.	None.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
64	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (no value reclosure)
65	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's and HHSI failure	Operator opens all ASDVs 5 minutes after HHSI would have come on.	No	mixed primary and secondary initiator transients
66	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's. One valve recloses at 3000 seconds while the other valve remains open.	None.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
67	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's. One valve recloses at 6000 seconds while the other valve remains open.	None.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
68	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's that reclose at 6000 s with HHSI failure.	Operator opens all ASDVs 5 minutes after HHSI would have come on.	No	mixed primary and secondary initiator transients
69	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRVs which reclose at 3,000 s.	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
70	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRVs which reclose at 6,000 s.	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
71	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s.	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
72	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV with HHSI failure.	Operator opens all ASDVs 5 minutes after HHSI would have come on.	No	mixed primary and secondary initiator transients
73	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV with HHSI failure	Operator opens all ASDVs 5 minutes after HHSI would have come on.	Yes	mixed primary and secondary initiator transients
74	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator	None.	No	large-diameter steam line break transients
76	Reactor/turbine trip w/full MFW to all 3 SGs (MFW maintains SG level near top).	Operator trips reactor coolant pumps.	Yes	feed and bleed, overfeed, and steam generator tube rupture transients

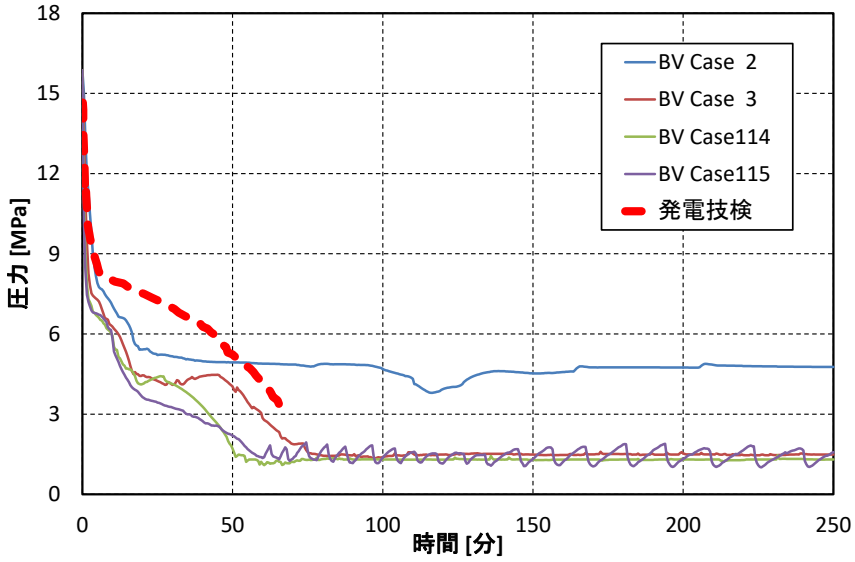
表 2.3.1-20　BV 評価用の過渡事象（2/3）

BV Case	System Failure	Operator Action	HZP	Category
78	Reactor/turbine trip with failure of MFW and AFW.	Operator opens all ASDVs to let condensate fill SGs.	No	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves
81	Main Steam Line Break with AFW continuing to feed affected generator and with HHSI failure initially.	Operator opens ADVs (on intact generators). HHSI is restored after CFTs discharge 50%.	No	large-diameter steam line break transients
82	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV (recloses at 6000 s) and with HHSI failure.	Operator opens all ASDVs 5 minutes after HHSI would have started.	No	mixed primary and secondary initiator transients
83	2.54 cm [1.0 in] surge line break with HHSI failure and motor driven AFW failure. MFW is tripped. Level control failure causes all steam generators to be overfed with turbine AFW, with the level maintained at top of SGs.	Operator trips RCPs. Operator opens all ASDVs 5 minutes after HHSI would have come on.	No	mixed primary and secondary initiator transients
92	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's, one recloses at 3000 s.	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
93	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's. One valve recloses at 6000 seconds while the other valve remains open.	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
94	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV.	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (no value reclosure)
97	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s.	None.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
102	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI (30 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	No	large-diameter steam line break transients
103	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI (30 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	Yes	large-diameter steam line break transients
104	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI (60 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	No	large-diameter steam line break transients
105	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI (60 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	Yes	large-diameter steam line break transients
106	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator.	Operator controls HHSI (30 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	No	large-diameter steam line break transients
107	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator.	Operator controls HHSI (30 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	Yes	large-diameter steam line break transients
108	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI (30 minute delay)	Yes	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves
109	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI (30 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	Yes	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves
110	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes	Operator controls HHSI (60 minute delay)	No	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves

表 2.3.1-21　BV 評価用の過渡事象（3/3）

BV Case	System Failure	Operator Action	HZP	Category
111	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI (60 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	Yes	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves
112	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator.	Operator controls HHSI (30 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	No	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves
113	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator.	Operator controls HHSI (30 minute delay). Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs due to adverse containment conditions.	Yes	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves
114	7.18 cm [2.828 in] surge line break, summer conditions (HHSI, LHSI temp = 55°F, Accumulator Temp = 105°F), heat transfer coefficient increased 30% (modeled by increasing heat transfer surface area by 30% in passive heat structures).	None.	No	small-diameter pipe break (LOCA) transients
115	7.18 cm [2.828 in] cold leg break	None.	No	small-diameter pipe break (LOCA) transients
116	14.366 cm [5.657 in] cold leg break with break area increased 30%	None.	No	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients
117	14.366 cm [5.657 in] cold leg break, summer conditions (HHSI, LHSI temp = 55°F, Accumulator Temp = 105°F)	None.	No	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients
118	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator	None.	No	SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves
119	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	Operator controls HHSI (1 minute delay). Updated control logic.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
120	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	Operator controls HHSI (10 minute delay). Updated control logic.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
121	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s	Operator controls HHSI (1 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
122	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRVs which reclose at 6,000 s	Operator controls HHSI (1 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
123	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRVs which reclose at 3,000 s	Operator controls HHSI (10 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
124	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRVs which reclose at 6,000 s	Operator controls HHSI (10 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
125	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	Operator controls HHSI (1 minute delay). Updated control logic.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
126	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	Operator controls HHSI (10 minute delay). Updated control logic.	No	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
127	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	Operator controls HHSI (1 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
128	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s	Operator controls HHSI (1 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
129	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	Operator controls HHSI (10 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)
130	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s	Operator controls HHSI (10 minute delay). Updated control logic.	Yes	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)





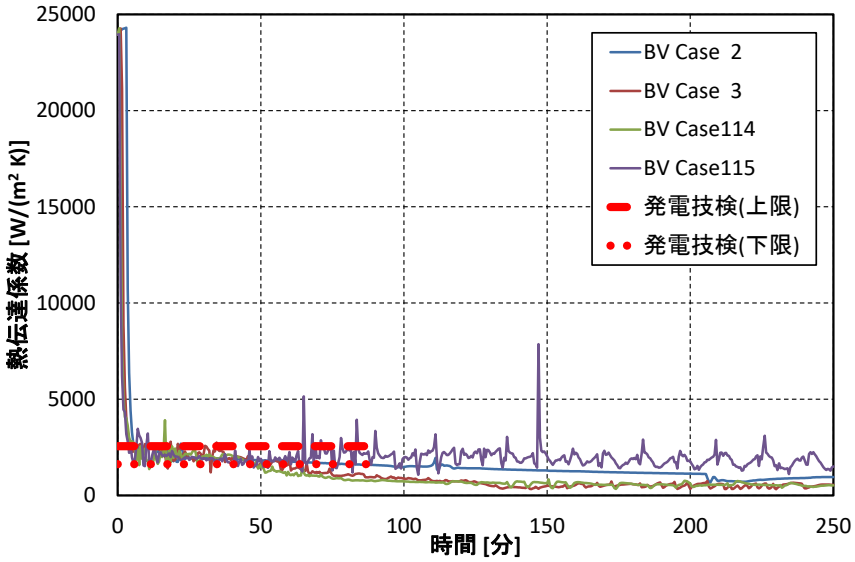


図 2.3.1-33　Small-diameter pipe break (LOCA) transients

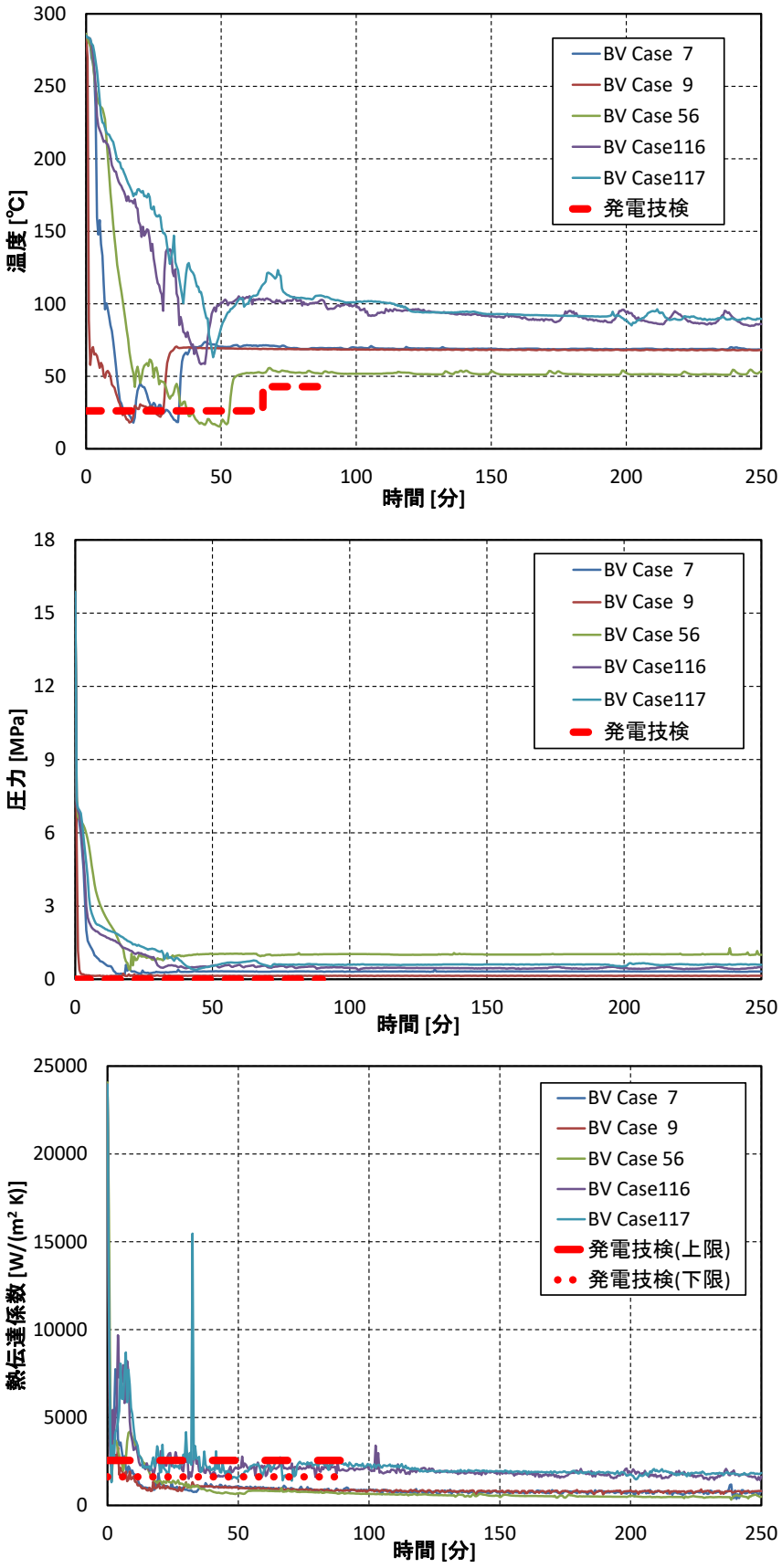
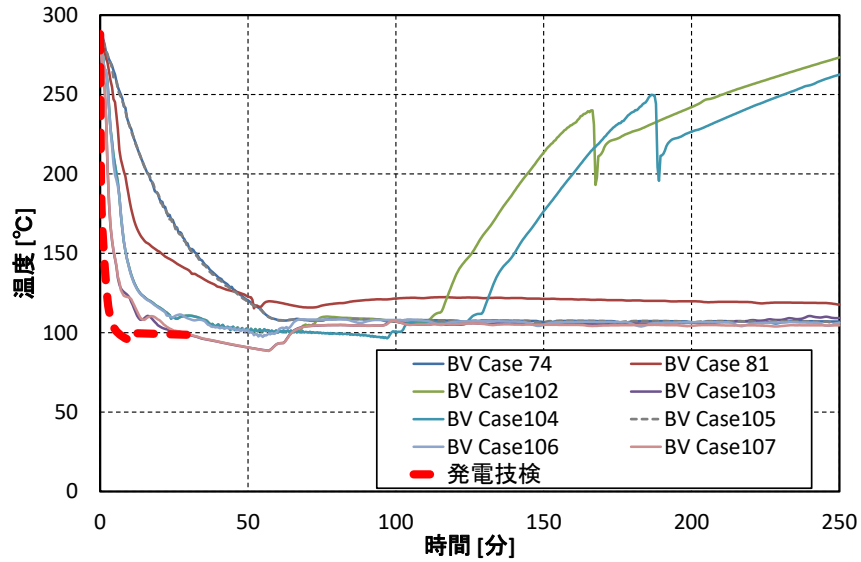
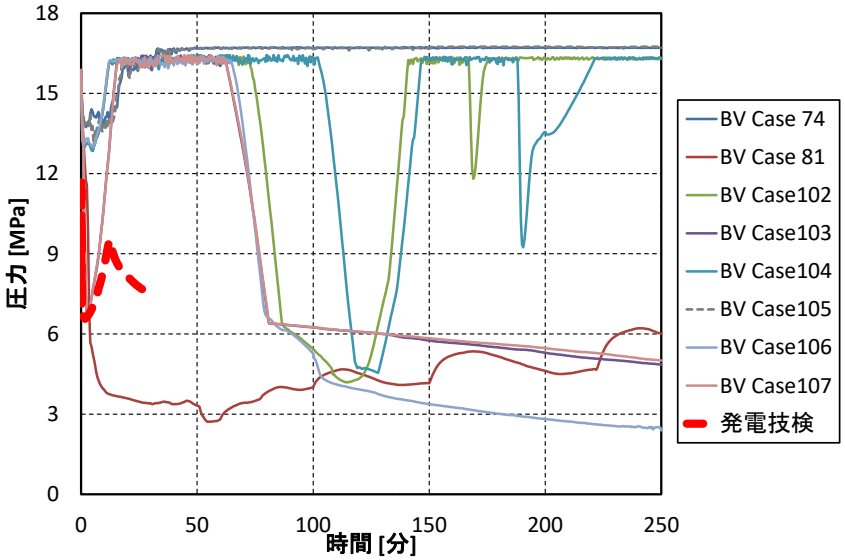


図 2.3.1-34　Medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients





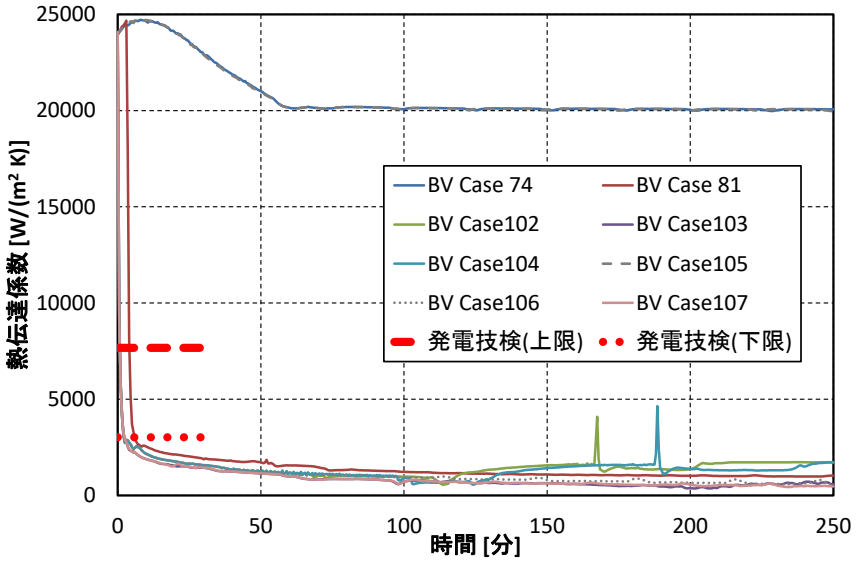


図 2.3.1-35　Large-diameter steam line break transients

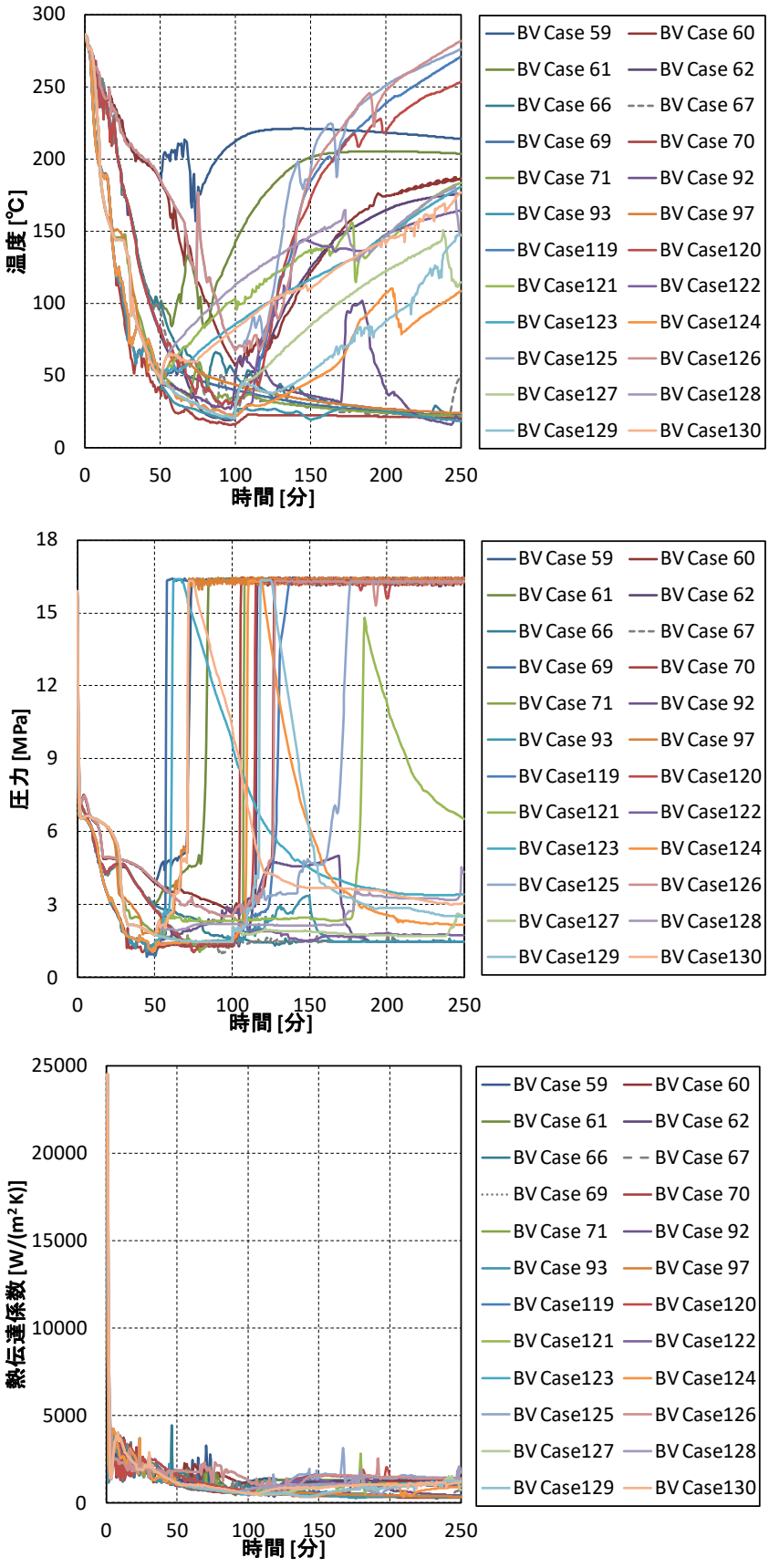
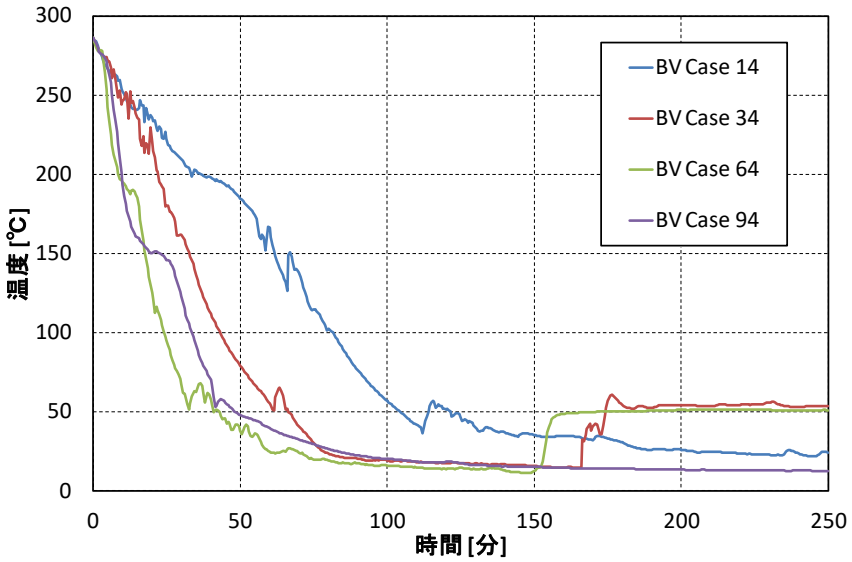
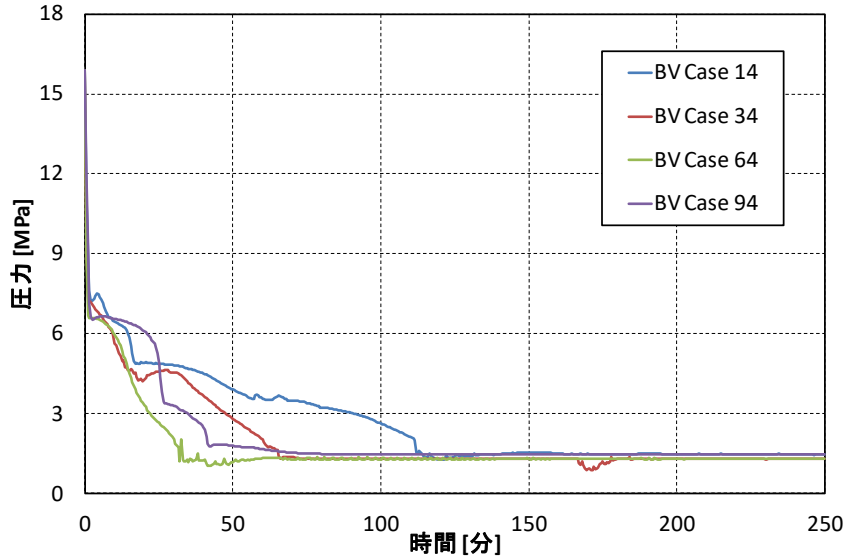


図 2.3.1-36　Stuck-open primary valve transients (including valve reclosure)





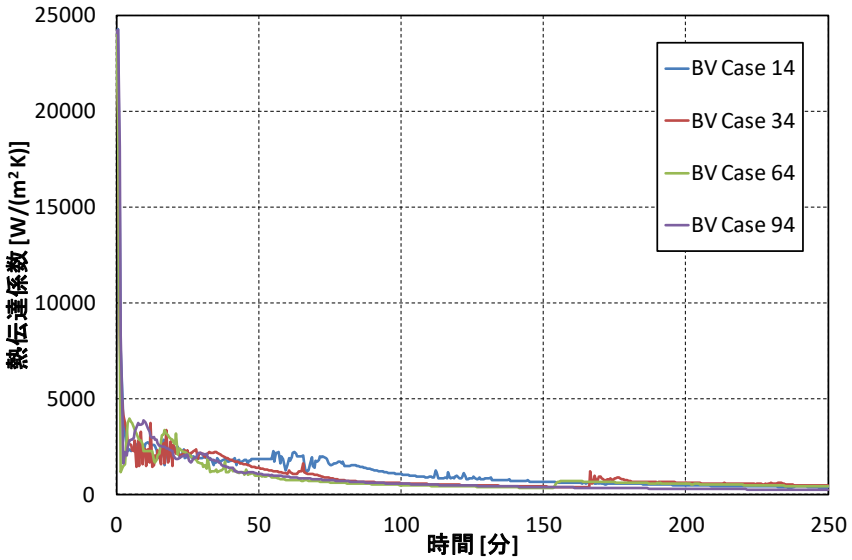


図 2.3.1-37　Stuck-open primary valve transients (no value reclosure)

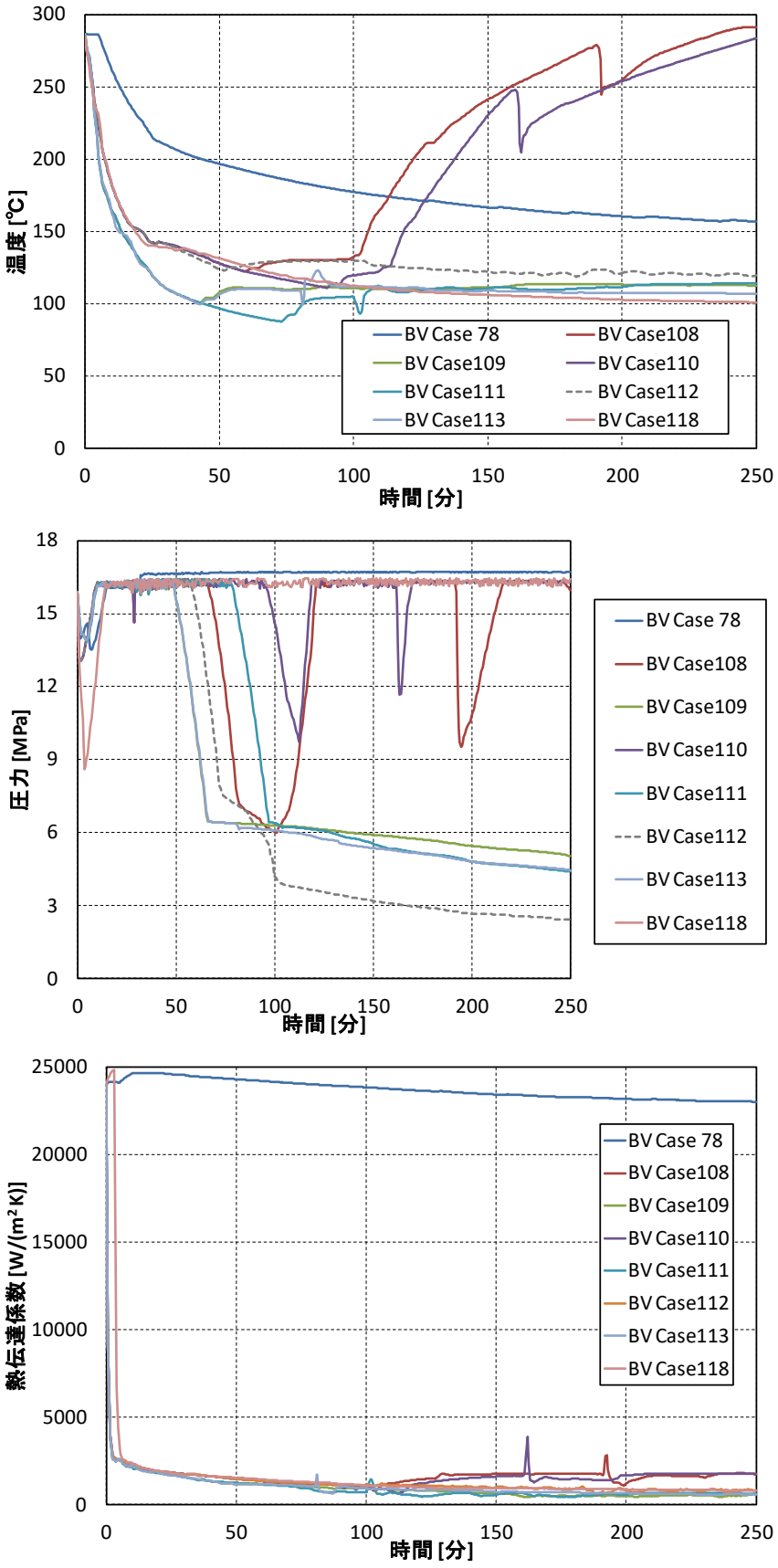
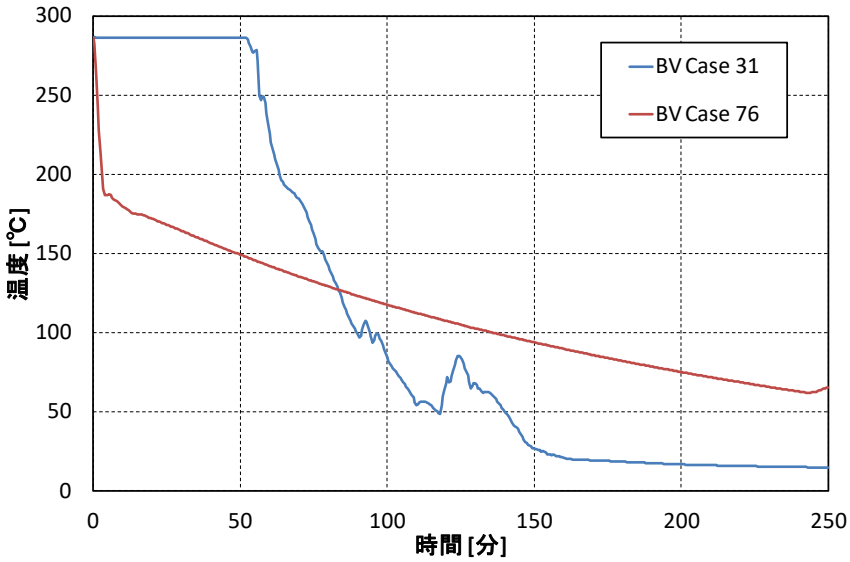
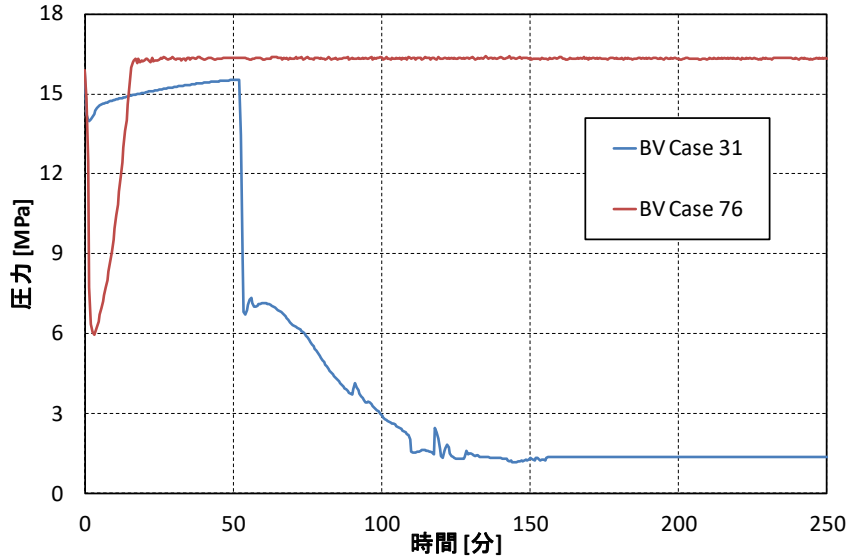


図 2.3.1-38　SO-2 transients involving all (or a very large number of) stuck-open valves





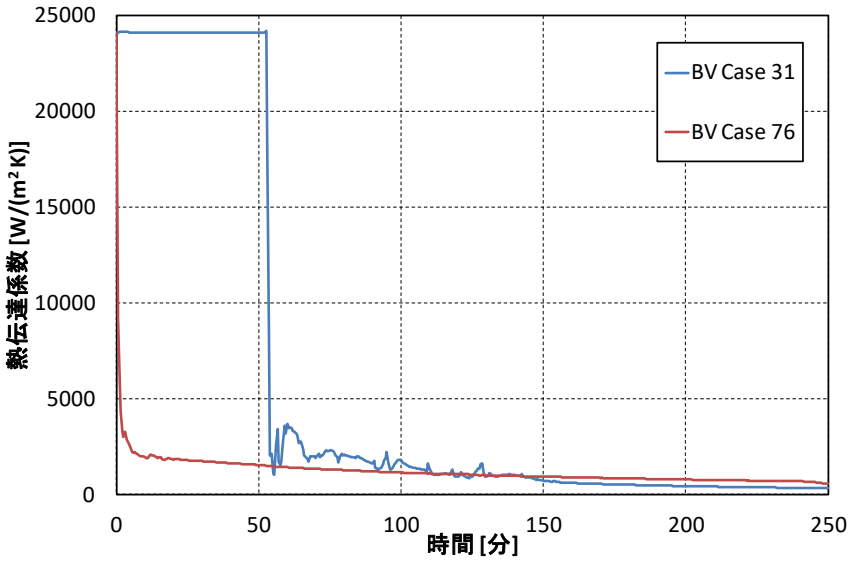
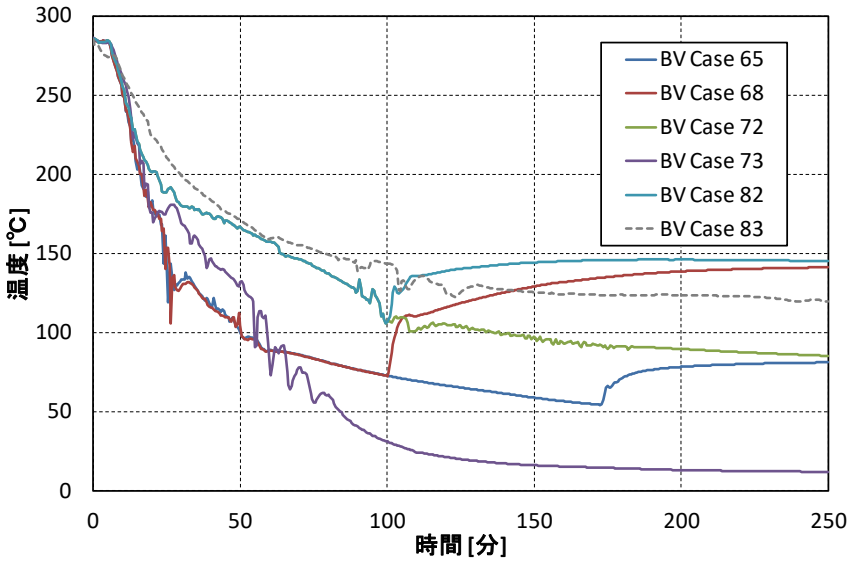
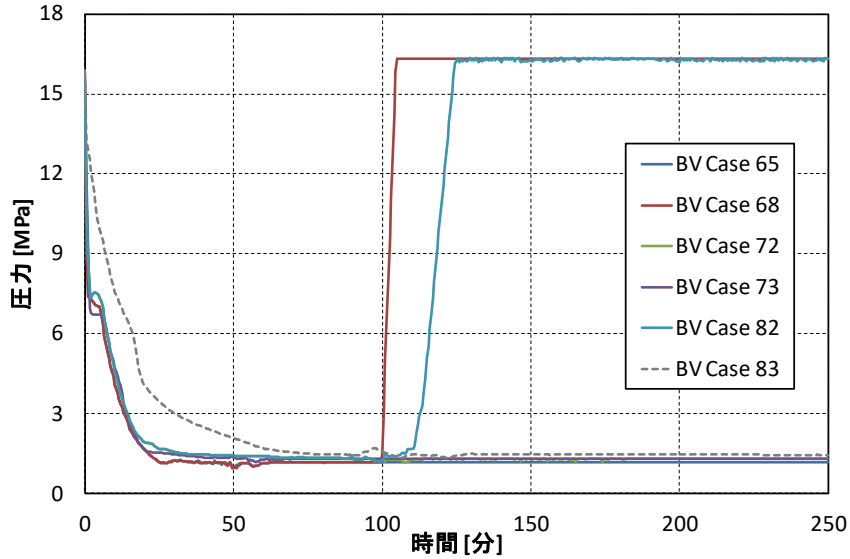


図 2.3.1-39　Feed&Bleed, Overfeed





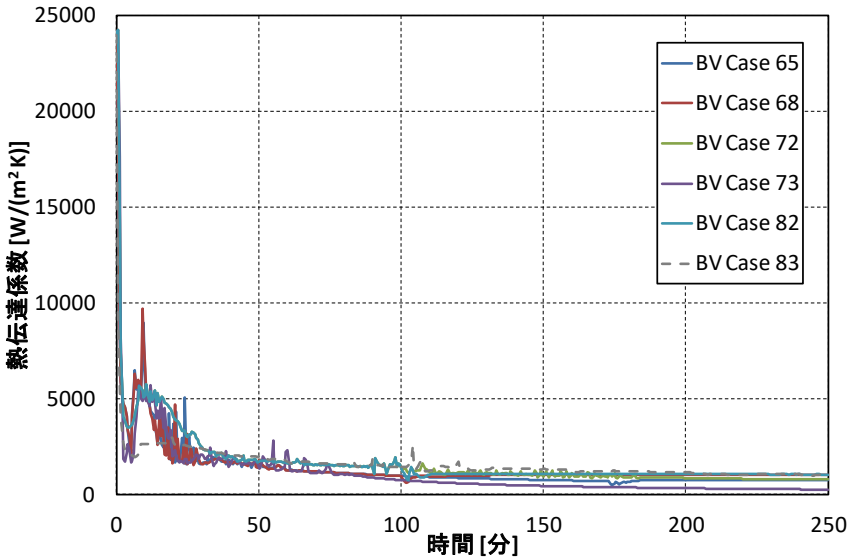


図 2.3.1-40　Mixed primary and secondary initiator transients

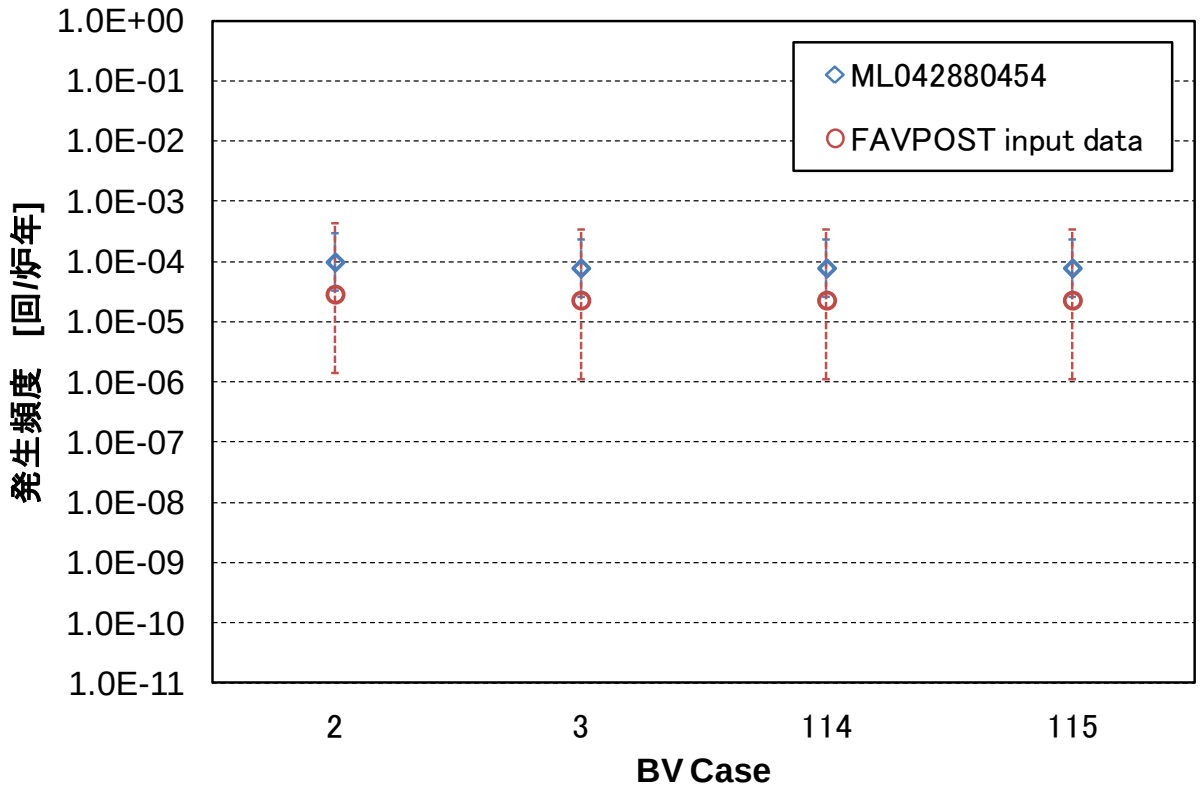


図 2.3.1-41　Small-diameter pipe break (LOCA) transients の発生頻度

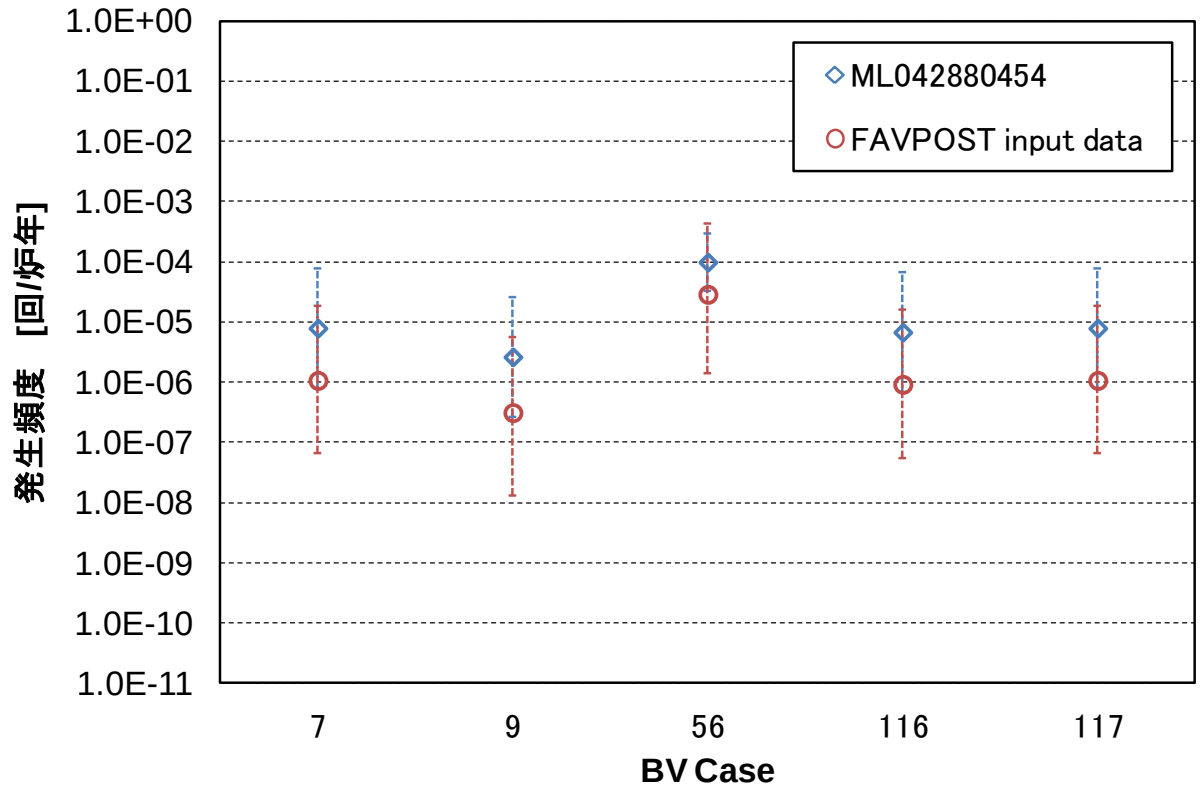


図 2.3.1-42　Medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients の発生頻度

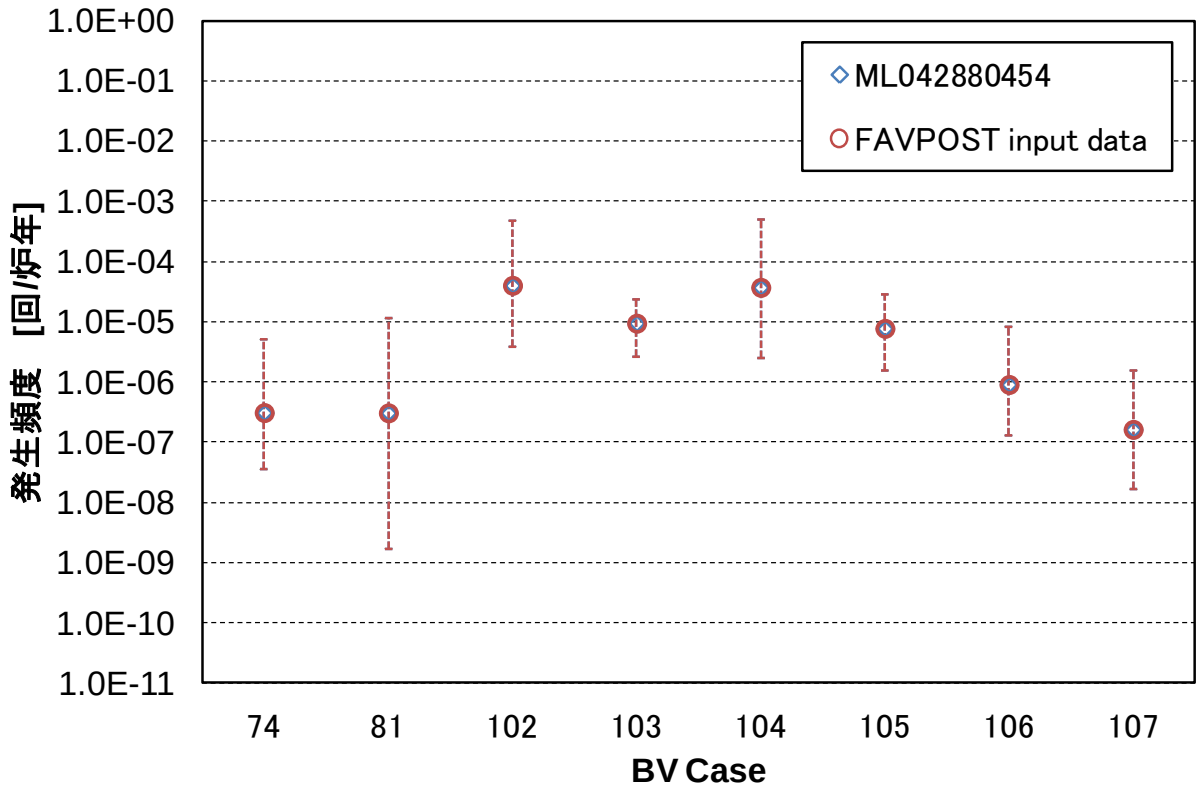


図 2.3.1-43　Large-diameter steam line break transients の発生頻度

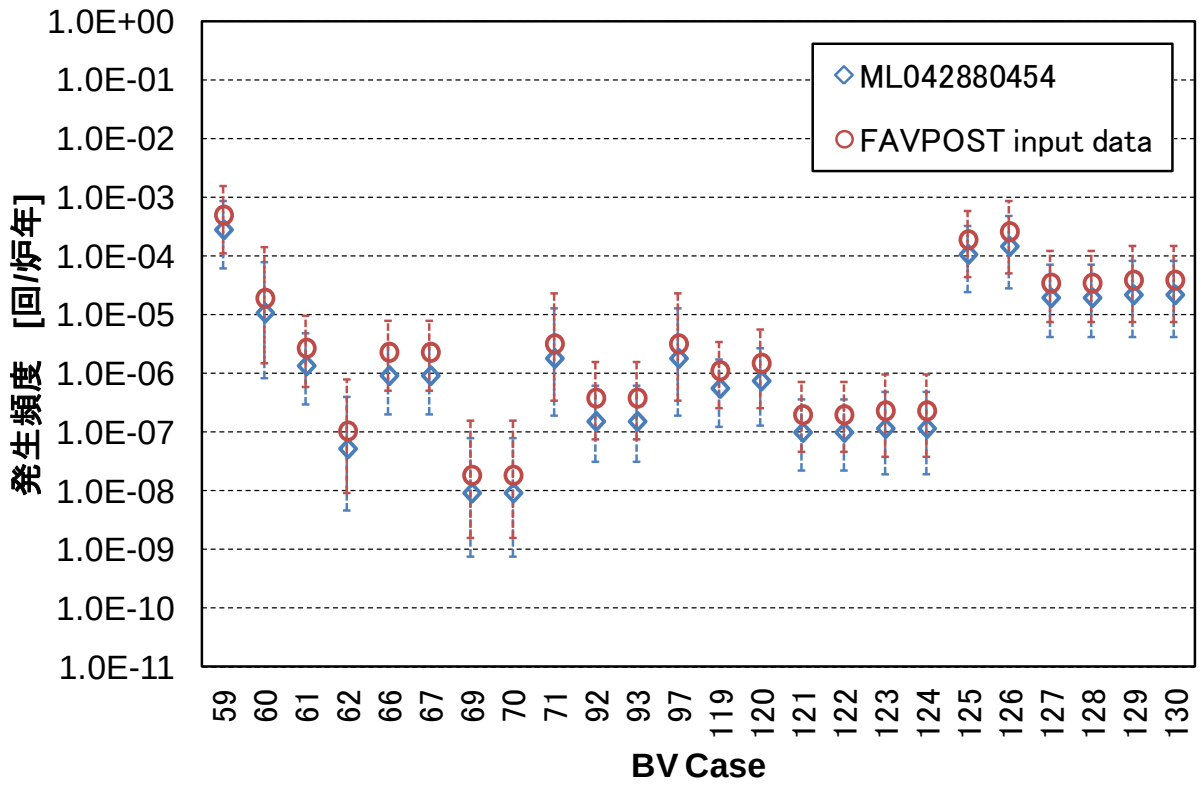


図 2.3.1-44　Stuck-open primary valve transients (including value reclosure) の発生頻度

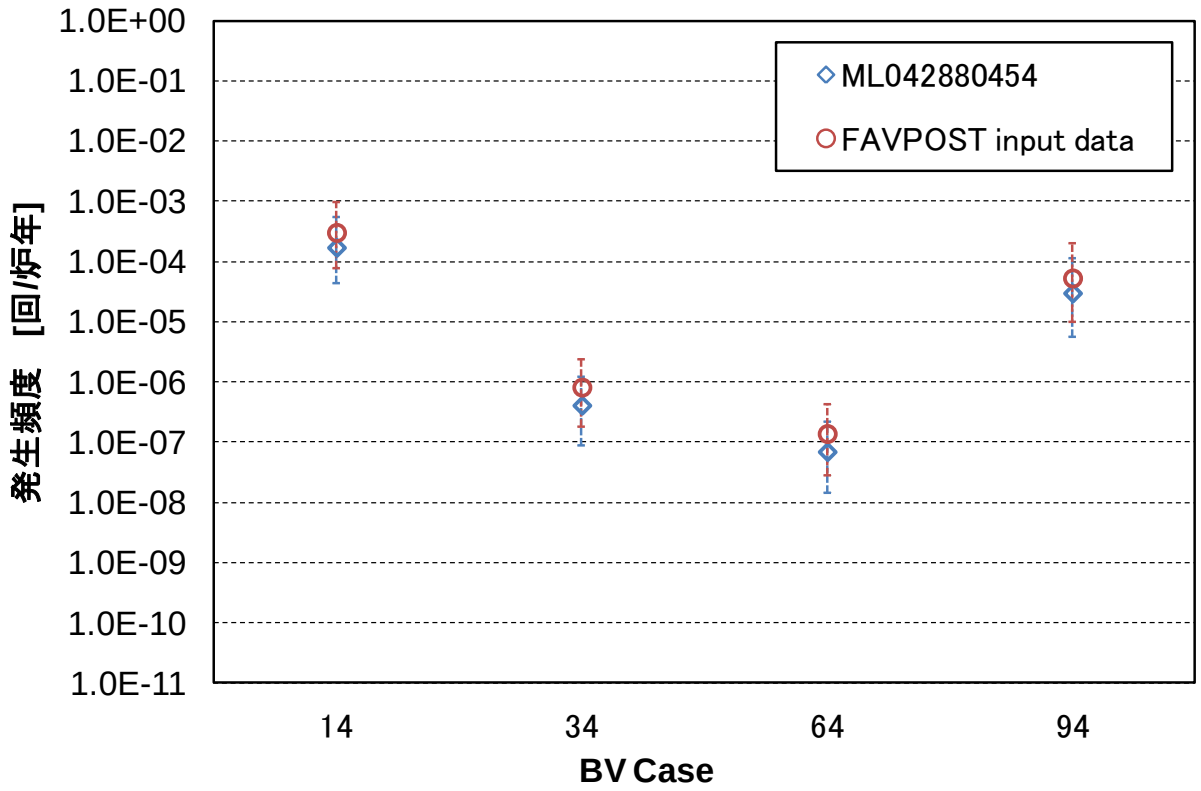


図 2.3.1-45　Stuck-open primary valve transients (no value reclosure) の発生頻度

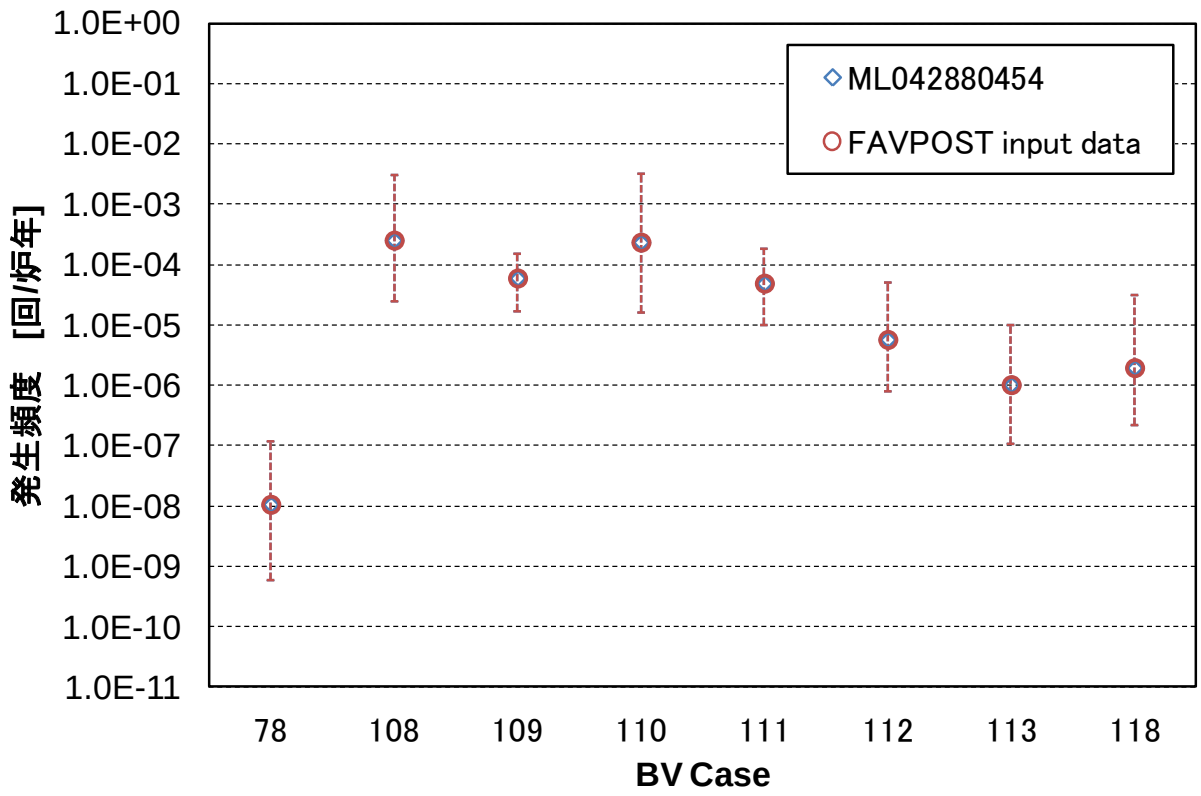


図 2.3.1-46　SO-2 transients involving all (or a large number) stuck-open valves の発生頻度

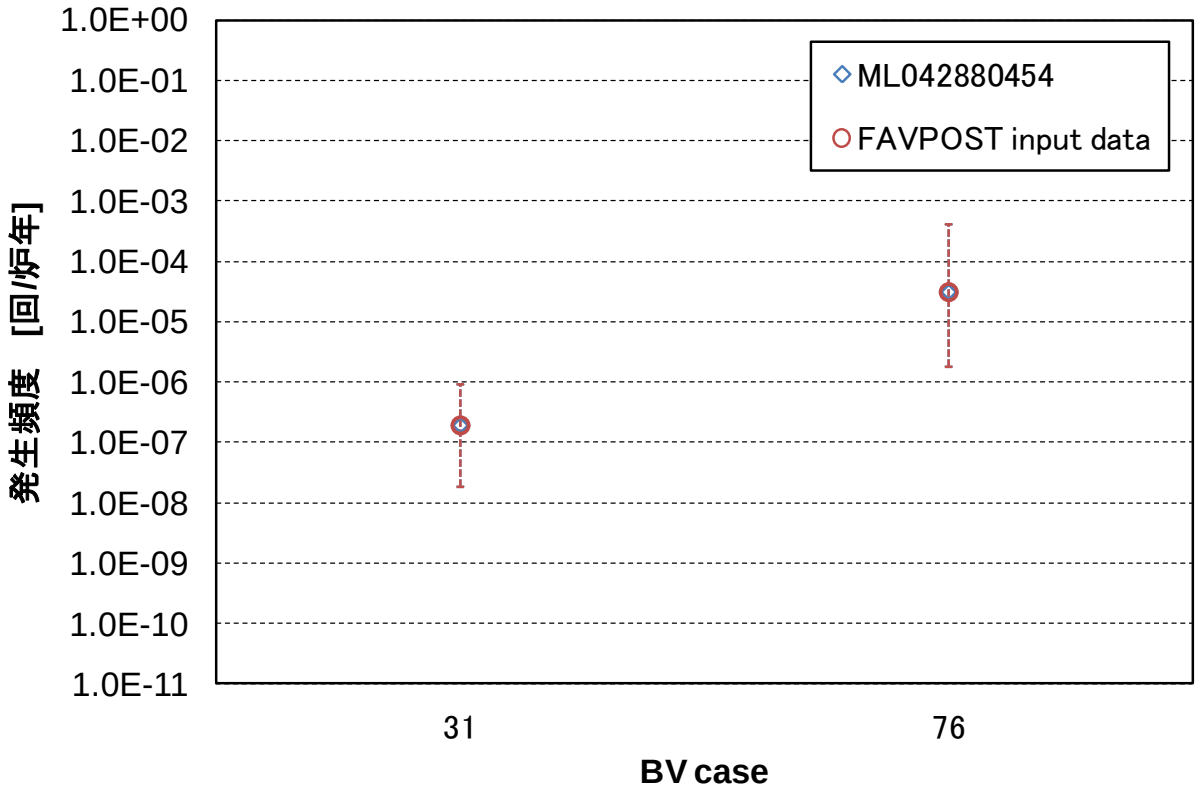


図 2.3.1-47　Feed&Bleed, Overfeed の発生頻度

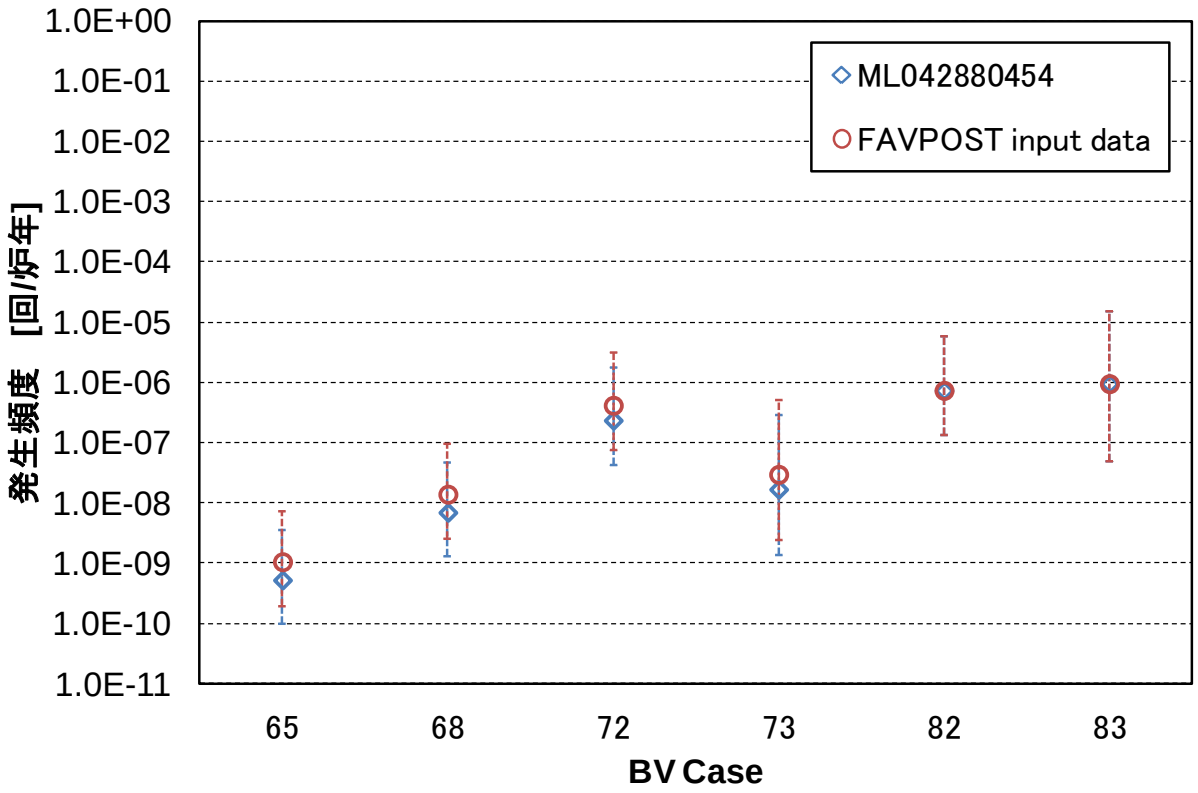


図 2.3.1-48　Mixed primary and secondary initiator transients の発生頻度

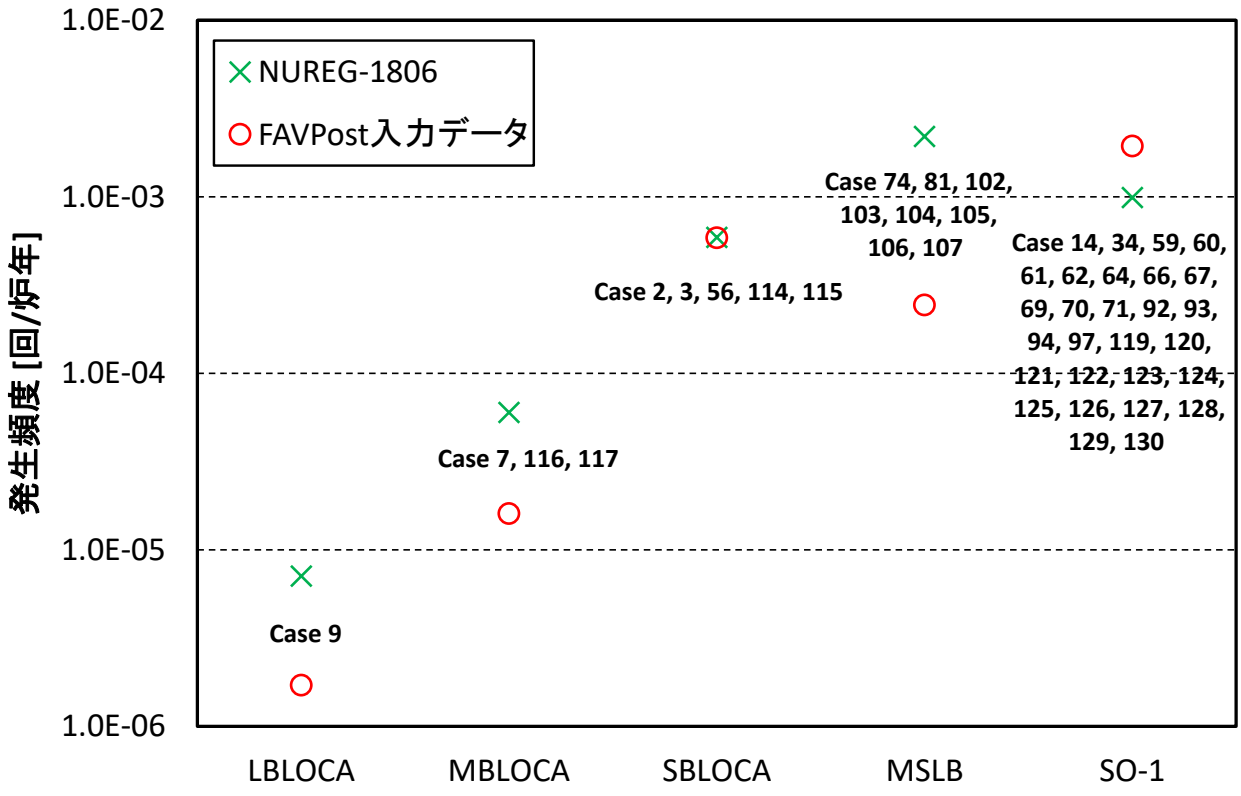


図 2.3.1-49　事象分類ごとの発生頻度

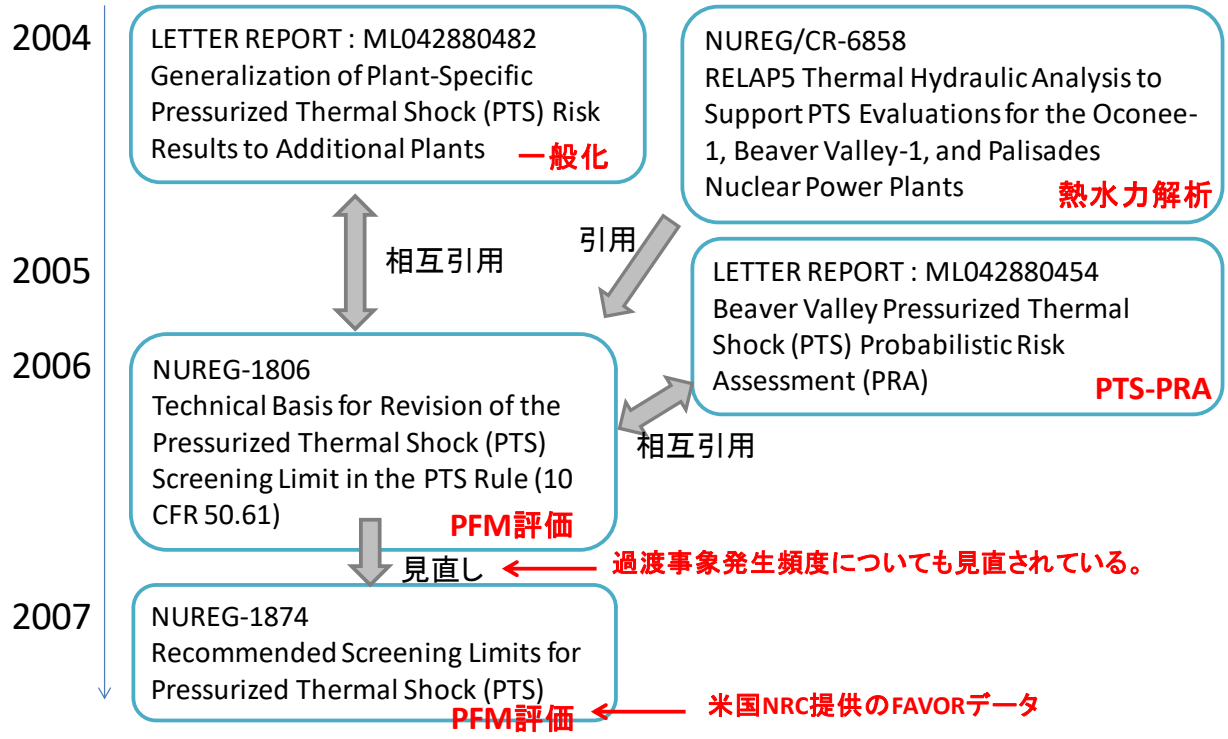


図 2.3.1-50　米国の文献及びデータの対応関係

2) システムコードを用いた適用性検討

ここでは、PTS 事象の推移に最も大きな影響を及ぼす因子の一つである運転員による操作に関して、国内と米国の運転員操作の余裕時間に差異があることを念頭に、感度解析を行い、米国の PTS 事象時の熱水力履歴の国内プラントへの適用性を検討した。2.3.1(3)1)(a)項の表 2.3.1-17 を踏まえ、運転員による操作が熱水力挙動に影響する可能性がある MSLB を解析対象とした。

まず、2.3.1(3)2)(a)項において、3 ループ PWR 国内プラントを対象としたシステム解析コード RELAP5 を用いた熱水力解析を行い、運転員操作による熱水力挙動への影響を確認した。次に、2.3.1(3)2)(a)項の結果を用いて、2.3.1(3)2)(b)項において荷重条件を算出し、運転員操作の余裕時間の観点から、米国過渡事象の国内プラントへの適用性について検討した。

(a) PWR 国内プラントモデルを対象とした PTS 事象の解析

① 入力データの整備

3 ループ PWR 国内プラントに対する入力データの整備に先立ち、別途、大型非定常試験装置（Large Scale Test Facility、以下「LSTF」という）実験[40]を対象に、システム解析コード RELAP5 を用いて MSLB を模擬した解析を実施し、LSTF 実験の結果や、それを模擬した解析結果との比較を通じて、作成した入力データの解析手法、及び PTS シナリオの設定方法の妥当性を確認している。

3 ループ PWR 国内プラントに対する PTS 事象の解析を実施するため、LSTF 実験に対する入力データを基に、設置許可申請書[41]等を参考にして、3 ループ国内プラントを対象とした RELAP5 の入力データを作成した。解析には、RELAP5（バージョン MOD3.3）を用いた。作成したモデルのノーディング図を図 2.3.1-51 から図 2.3.1-59 に示す。ノーディング図に示した各ノード番号に対応するコンポーネント名及び領域名を表 2.3.1-22 に示す。また、各ノードに設定した寸法や境界条件等を表 2.3.1-23 から表 2.3.1-30 に示す。なお、本モデルでは、3 ループのうち、1 つのループに破断が生じるとし、破断が生じない 2 ループは 1 つにまとめて取り扱うこととした。

本解析は、米国 BV において最も運転員操作による影響が大きいと考えられる事象[42]（BV Case103、以下「MSLB-103」という。）を対象とし、定常状態及び主蒸気管破断後の過渡状態の解析条件を設定した。MSLB-103 では、主蒸気管が破断するまでの定常状態は Hot Zero Power の状態であり、その状態を模擬するように設定を行った。破断位置は、MSLB-103 を参考に、蒸気発生器の出口付近（図 2.3.1-58 を参照）に設定した。

---

[40] Organisation for Economic Co-operation and Development, “Final Integration Report of OECD/NEA ROSA Project 2005-2009”, (2013)

[41] 関西電力, ”高浜発電所原子炉設置許可申請書”, (1969).

[42] W. C. Arcieri, et al, “RELAP5 Thermal Hydraulic Analysis to Support PTS Evaluations for the Oconee-1, Beaver Valley-1, and Palisades Nuclear Power Plants”, NUREG/CR-6858, (2004).

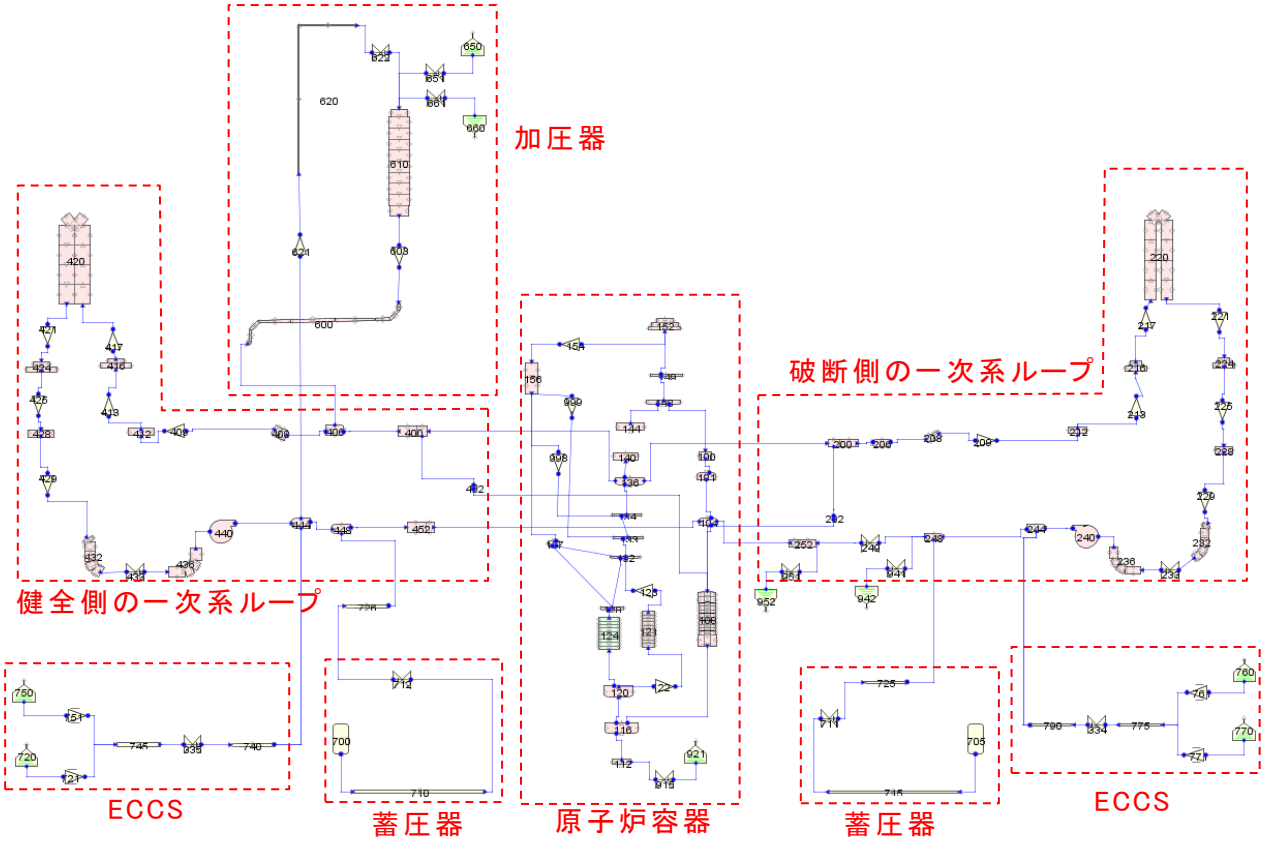


図2.3.1-51　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（原子炉容器付近及び一次系ループ）

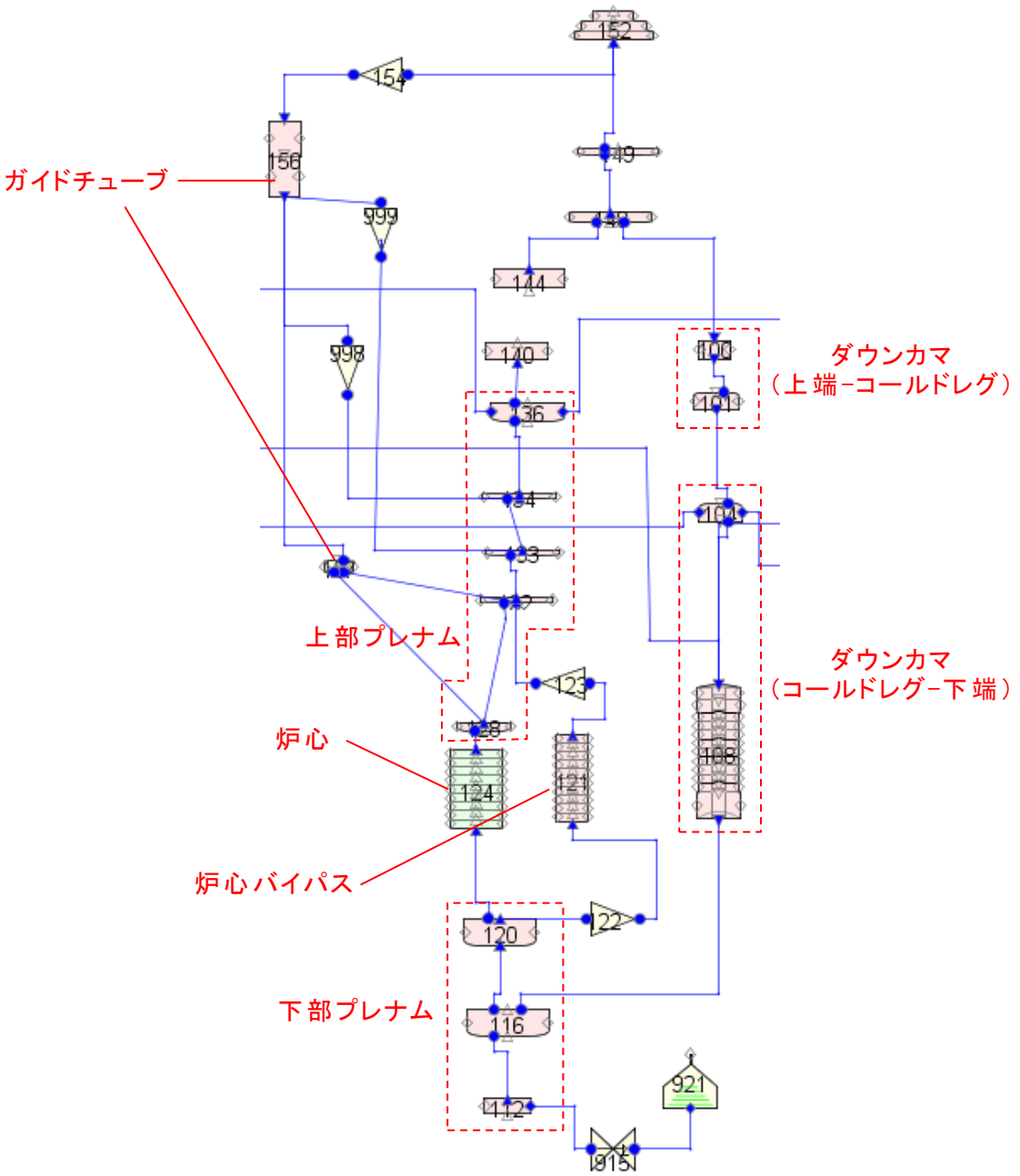


図2.3.1-52　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（原子炉容器部分の拡大図）

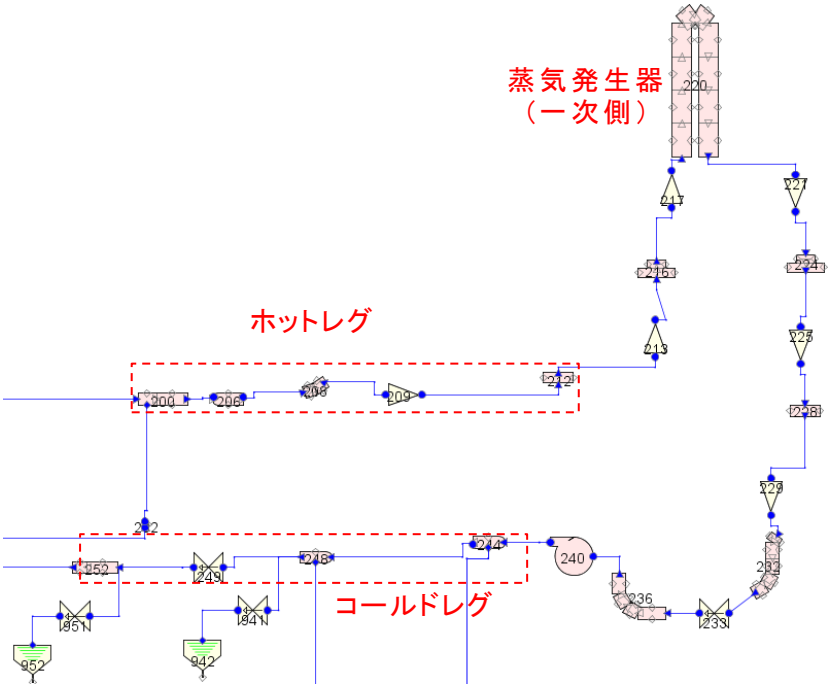


図2.3.1-53　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（破断側の一次系ループ部分の拡大図）

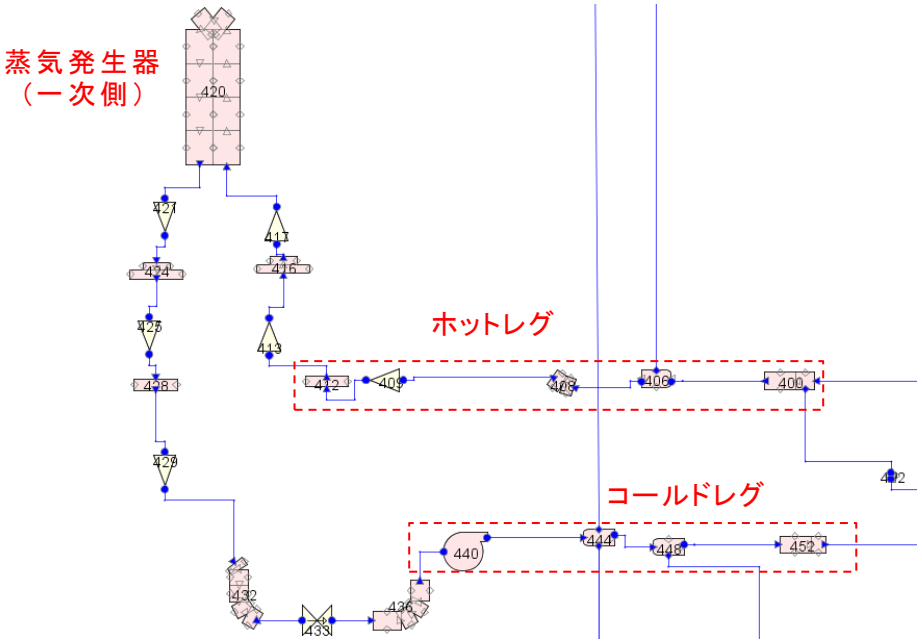


図2.3.1-54　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（健全側の一次系ループ部分の拡大図）

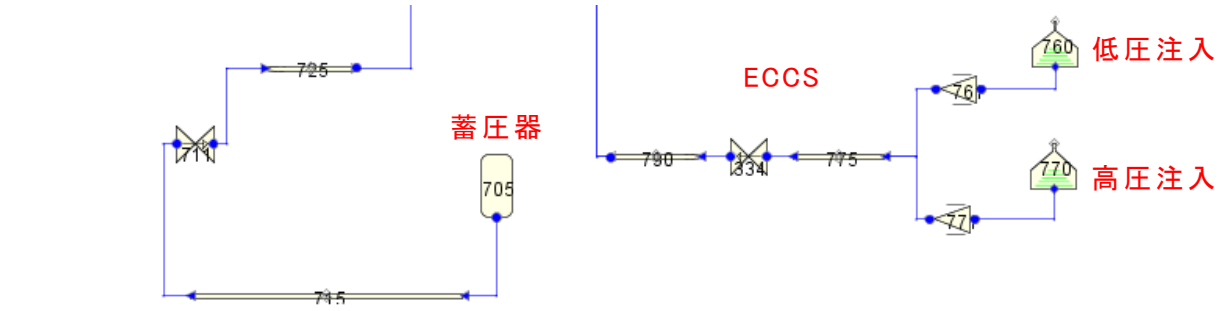


図2.3.1-55　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（破断側のECCS、蓄圧器部分の拡大図）

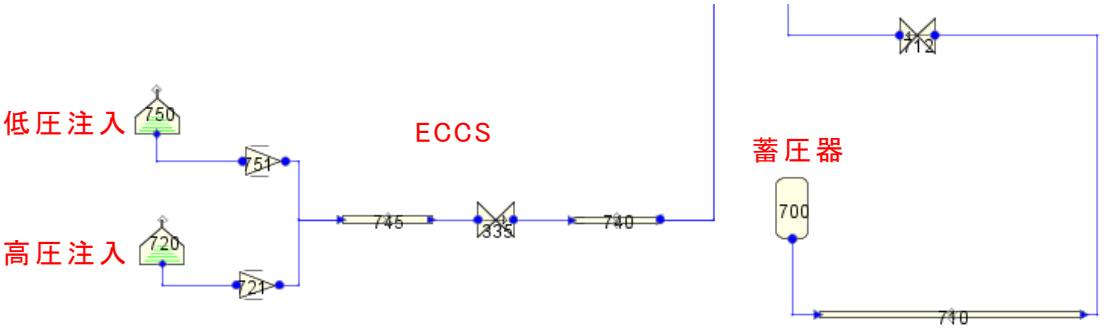


図2.3.1-56　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（健全側のECCS、蓄圧器部分の拡大図）

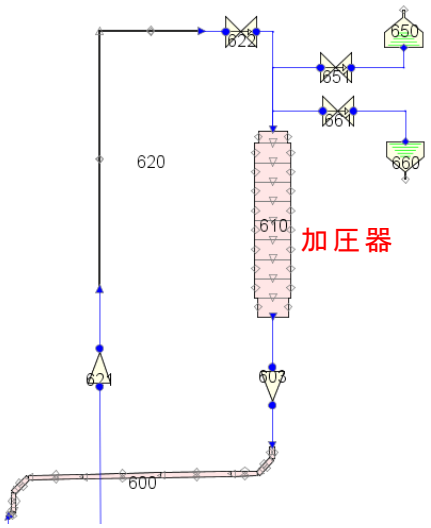


図2.3.1-57　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（加圧器部分の拡大図）

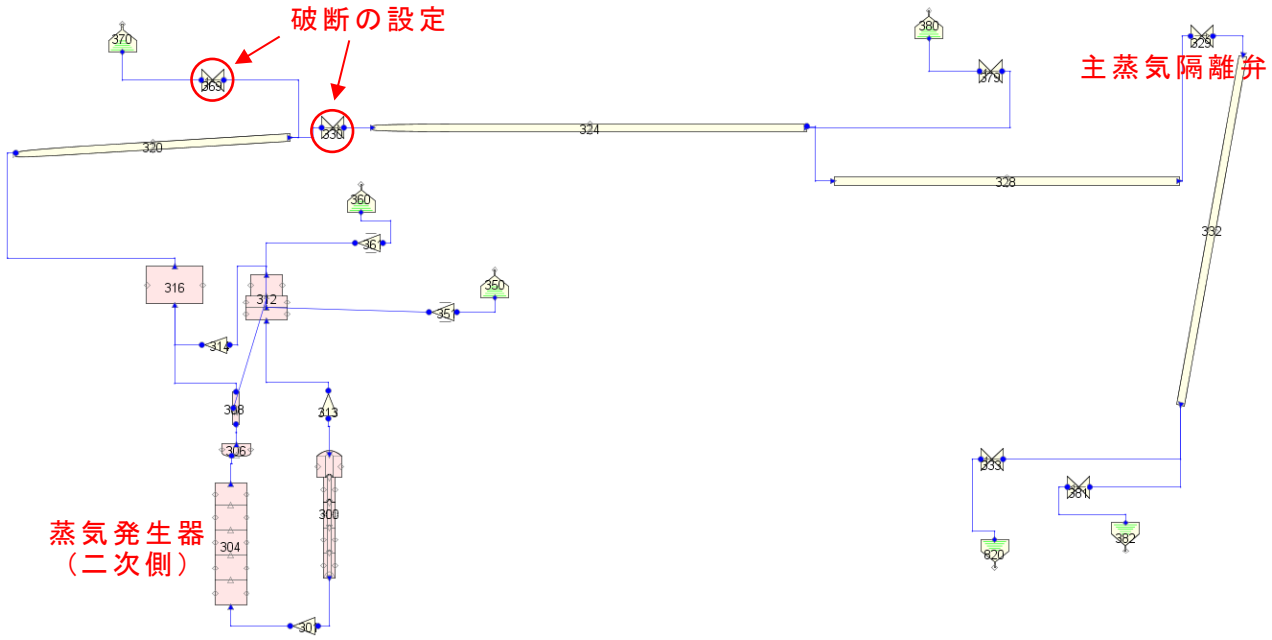


図2.3.1-58　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（破断側二次側ループ）

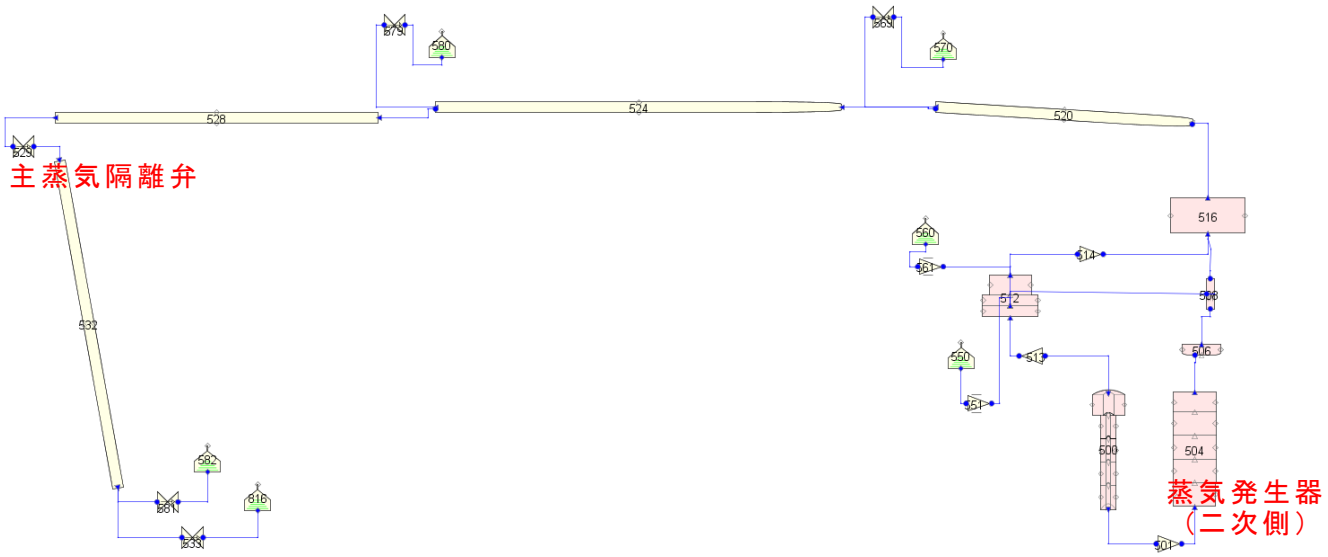


図2.3.1-59　3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（健全側二次側ループ）

表 2.3.1-22　プラントのデータの一覧表（3 ループ PWR 国内プラントモデル）

ノード番号	コンポーネント名	領域名
100	Single Volumes	ダウンカマ
101	Branches	ダウンカマ
104	Branches	ダウンカマ
108	Annulus	ダウンカマ
112	Single Volumes	下部プレナム
116	Branches	下部プレナム
120	Branches	炉心入り口
121	Pipes	炉心バイパス
124	Pipes	炉心
128	Branches	炉心出口
132	Branches	上部プレナム
133	Branches	上部プレナム
134	Branches	上部プレナム
136	Branches	上部プレナム
156	Pipes	ガイドチューブ
157	Branches	ガイドチューブ
200	Pipes	ホットレグ
206	Branches	ホットレグ
208	Pipes	ホットレグ
209	Single Junctions	ホットレグ
220	Pipes	蒸気発生器（一次側）
244	Branches	コールドレグ
248	Branches	コールドレグ
252	Pipes	コールドレグ
304	Pipes	蒸気発生器（二次側）
330	Valves	主蒸気隔離弁
400	Pipes	ホットレグ
406	Branches	ホットレグ
408	Pipes	ホットレグ
409	Single Junctions	ホットレグ
420	Pipes	蒸気発生器（一次側）
444	Branches	コールドレグ
448	Branches	コールドレグ
452	Pipes	コールドレグ
504	Pipes	蒸気発生器（二次側）
529	Valves	主蒸気隔離弁
610	Pipes	加圧器
620	Pipes	加圧器スプレーライン

表 2.3.1-23　3 ループモデルの原子炉容器内の各部の寸法

領域名※	体積[m^3]	流路断面積[m^2]	管長[m]
ダウンカマ（コールドレグ-下端）	16.638	2.283	6.910
ダウンカマ（上端-コールドレグ）	3.239	2.583	1.722
下部プレナム	20.867	8.851	3.099
炉心有効発熱長間	13.020	3.557	3.660
炉心バイパス	5.344	1.321	4.045
上部プレナム	12.790	7.045	1.990
ガイドチューブ	4.888	1.134	4.052
合計	76.786		

※各領域名が指す部分については、図 2.3.1-52 参照

表 2.3.1-24　3 ループモデルの加圧器の各部の寸法

領域名	管長[m]	流路断面積[m^2]	体積[m^3]	高さ[m]
サージライン	20.306	6.34E-2	1.288	-4.62
加圧器	12.211	3.464	40.340	-12.211
加圧器スプレーライン	16.831	5.99E-03	0.100	16.831

表 2.3.1-25　3 ループモデルの燃料棒 HeatStructure のデータ（半径方向）

7 つに分割された メッシュの幅[m]	半径位置 [m]	材料	発熱部フラグ
1.1645E-03	1.1646E-03	二酸化ウラン	on
1.1645E-03	2.3291E-03	二酸化ウラン	on
1.1645E-03	3.4936E-03	二酸化ウラン	on
1.1645E-03	4.6581E-03	二酸化ウラン	on
8.5000E-05	4.7431E-03	He	off
3.0850E-04	5.0516E-03	ジルカロイ 4	off
3.0850E-04	5.3601E-03	ジルカロイ 4	off

表 2.3.1-26　3 ループモデルの燃料棒 HeatStructure のデータ（鉛直方向）

	メッシュ幅[m]	出力分布
	4.0667E-01	4.0324E-02
	4.0667E-01	9.0294E-02
	4.0667E-01	1.3026E-01
	4.0667E-01	1.5618E-01
	4.0667E-01	1.6588E-01
	4.0667E-01	1.5618E-01
	4.0667E-01	1.3026E-01
	4.0667E-01	9.0294E-02
	4.0667E-01	4.0324E-02
合計	3.66	1.00

表 2.3.1-27　3 ループモデルの炉容器壁のデータ（半径方向）

	メッシュ幅[m]	半径位置 [m]
	0.004	1.999
	0.054	2.053
	0.054	2.107
	0.054	2.161
	0.054	2.215
	0.1	2.315
	0.1	2.415
合計	0.42	

表 2.3.1-28　3 ループモデルの炉容器壁のデータ（鉛直方向）

	内側境界条件	メッシュ幅 [m]	外側境界条件
	100 DC[*1]	0.89695	900 CV[*2]
	101 DC	0.8248	900 CV
	104 DC	0.8245	900 CV
	108-1 DC	0.51075	900 CV
	108-2 DC	0.655	900 CV
	108-3 DC	0.406666	900 CV
	108-4 DC	0.406666	900 CV
	108-5 DC	0.406666	900 CV
	108-6 DC	0.406666	900 CV
	108-7 DC	0.406666	900 CV
	108-8 DC	0.406666	900 CV
	108-9 DC	0.406666	900 CV
	108-10 DC	0.406666	900 CV
	108-11 DC	0.406666	900 CV
	108-12 DC	1.2588	900 CV
合計		8.630794	

*1 ノード番号 100 のダウンカマ領域と接続。以下の行も同様。

*2 ノード番号 900 の格納容器領域と接続。

表 2.3.1-29　3 ループモデルの熱遮蔽体のデータ（半径方向）

	7 つに分割されたメッシュの幅[m]	半径位置 [m]
	3.50E-02	1.9150
	3.50E-02	1.9500
	3.50E-02	1.9850
	3.50E-02	2.0200
合計	1.40E-01	

表 2.3.1-30　3 ループモデルの熱遮蔽体のデータ（鉛直方向）

	内側境界条件	メッシュ幅 [m]	内側境界条件
	108-3 DC[*1]	0.406666	断熱
	108-4 DC	0.406666	断熱
	108-5 DC	0.406666	断熱
	108-6 DC	0.406666	断熱
	108-7 DC	0.406666	断熱
	108-8 DC	0.406666	断熱
	108-9 DC	0.406666	断熱
	108-10 DC	0.406666	断熱
	108-11 DC	0.406666	断熱
	108-12 DC	1.2588	断熱
合計		4.918794	

*1 ノード番号 108-3 のダウンカマ領域と接続。以下の行も同様。

② RELAP5 による熱水力解析

作成した入力データを用いて、3 ループプラントを対象とした熱水力解析を RELAP5 を用いて行った。本解析では、0[秒]から 1000[秒]まで定常計算を行い、1000[秒]で主蒸気管が破断するように設定し、4000[秒]まで計算を行った。前項においても述べたように、PTS シナリオは米国 BV の MSLB-103[42] に沿って設定を行った。本解析で設定した事象の一覧を表 2.3.1-31 に示す。

運転員操作に関して、運転員の対応の余裕時間を国内では 10 分としているのに対して、米国では 30 分としていることを考慮し、

ケース①：主蒸気管が破断して 30 分後に ECCS を停止する場合（米国基準）
ケース②：主蒸気管が破断して 10 分後に ECCS を停止する場合（国内基準）
ケース③：主蒸気管が破断した後、ECCS を停止しない場合

の 3 ケースの解析を実施した。上記の 3 ケースの解析結果について、BV の結果[42]と比較して図 2.3.1-60 から図 2.3.1-72 に示す。また、ダウンカマ部において、高い中性子照射量を受ける位置（図 2.3.1-73 参照。以下では、この位置を「評価対象位置」と呼ぶ。）におけるケース①から③の冷却材温度、圧力、熱伝達係数の結果を図 2.3.1-74 から図 2.3.1-76 に示す。

本解析のケース①と BV の MSLB-103 の事象推移を比較すると、幾何形状等の詳細な条件に由来する差異はあるものの、定性的にほぼ同様の挙動を示すことを確認した。本解析のケース①と BV の事象推移の詳細な比較を以下に示す。

・過渡事象の初期（1000[秒]から 1400[秒]程度）

本解析ケースでは、2 次系に存在する主蒸気管がギロチン破断するとしている。破断流量を図 2.3.1-60 に示す。臨界流モデルや詳細な条件の差異によると推定される破断流量のピーク値に差異は見られるが、圧力が低下して以降の挙動はほぼ相似な結果となった。ケース①、BV ともに、図 2.3.1-65 に示すように破断側 2 次系圧力が急激に低下し、ほぼ大気圧になるとともに、図 2.3.1-66 に示す温度も飽和温度の 100℃近くに急低下した。これに伴い、図 2.3.1-67 の破断側コールドレグ（Cold Leg、以下「CL」という。）の温度が低下し、その影響が破断側ホットレグ（Hot Leg、以下「HL」という。）及び健全側ループに波及した。また、1 次系ループ全体の温度低下に伴い、水が収縮することにより図 2.3.1-64 の加圧器の水位が低下し、それにより加圧器内の蒸気の断熱膨張が生じ、1 次系圧力が図 2.3.1-63 に示すように低下した。破断による圧力低下はケース①と BV で等しく、6MPa 程度である。その後の低下傾向などの差異はループ、加圧器の幾何的なデータの差異によるところが大きいと考えられる。

・圧力回復期（1400[秒]程度以降）

ケース①では、ECCS 水の注入により、加圧器の水位（図 2.3.1-64）が 1400[秒]辺りから回復傾向を示した。ケース①では加圧器の水位が 80%を超えると、加圧機内の蒸気の断熱圧縮効果で 1 次系圧力が急回復（上昇）する。一方、BV では、系の体積や加圧器の幾何データの差異等の影響により、加圧器水位とそれに伴う圧力回復の時間推移は異なる結果となったが、定性的には相似な結果となった。

ECCS 注入量について、図 2.3.1-61 に示すように、主蒸気管破断直後の圧力低下時の ECCS 水の注入量は流量はケース①と BV でほぼ同一となっているが、その後の圧力回復の挙動により差異が生じた。ECCS の注入量は BV の圧力回復が早いことから、BV では急速に減少している一方、ケース①では圧力回復が遅い影響によりピーク値に差異が生じた。これは幾何形状の差異が影響していると考えられる。

・ダウンカマ部の温度挙動

図 2.3.1-70 に示すように、ケース①、BV のケース共にダウンカマ温度は定常時の温度から、主蒸気管破断後 1000[秒]程度にかけて 80℃程度に減少しており、ほぼ相似な振る舞いを示した。

ケース①に関して、図 2.3.1-67 に示す CL 温度は破断側ループの方が低下が早いが、図 2.3.1-70 に示すダウンカマ部の流体温度は健全側ループと破断側ループの冷却水の混合による平均的な温度推移となった。

ダウンカマ部のノーディングをより詳細化し、ダウンカマ内の 3 次元的な効果を表現することにより、より詳細な PTS 評価が実現できる可能性がある。

次に、ケース①からケース③の運転員操作の開始時間に関する比較を示す。なお、ここでは熱水力的な挙動の比較のみを行うこととし、荷重条件（圧力容器壁内の温度及び応力）の比較は 2.3.1(3)2)(b)項に後述する。

・ケース①とケース③の比較

ケース①では、主蒸気管破断から 30 分後に ECCS を停止しているが、加圧器の圧力（図 2.3.1-63）や加圧器の水位（図 2.3.1-64）は ECCS 停止までに回復したため、その後 ECCS を停止しても、一次系ループにおける圧力や流体温度への影響はほとんどなかった。そのため、ケース①の結果は、ケース③の ECCS を停止しない場合の結果とほぼ同等の結果となった。

・ケース①とケース②の比較

ケース①では、ECCS を停止するまでに加圧器の圧力・水位は回復したが、ケース②では、主蒸気管破断から ECCS を停止しているまでの時間が 10 分と短いために、加圧器の圧力・水位の回復が途中で打ち切られる（図 2.3.1-63、図 2.3.1-64 参照）。その結果、ECCS 停止後の一次系ループにおける圧力や流体温度はケース①とは異なる結果となった。特に図 2.3.1-63 や図 2.3.1-75 に示したように、圧力は著しく異なり、ケース②ではケース①で見られた圧力回復挙動は生じなかった。

表 2.3.1-31　PWR 国内プラントモデルを対象とした解析での PTS シナリオ

発生した事象	発生時間※[秒]	RELAP での計算時間[秒]
定常状態（Hot Zero Power）	－	0
主蒸気管破断（ギロチン破断）	0	1000
原子炉トリップ	0	1000
ECCS（高圧注入）作動	0	1000
主給水停止	0	1000
補助給水作動	0	1000
運転員操作による ECCS 停止（国内基準の場合）	600	1600
運転員操作による ECCS 停止（米国基準の場合）	1800 付近	2800

※RELAP5 で定常計算を 1000[秒]行った後、主蒸気管破断を行っているため、RELAP5 での計算時間と発生時間とは 1000[秒]のずれがある。

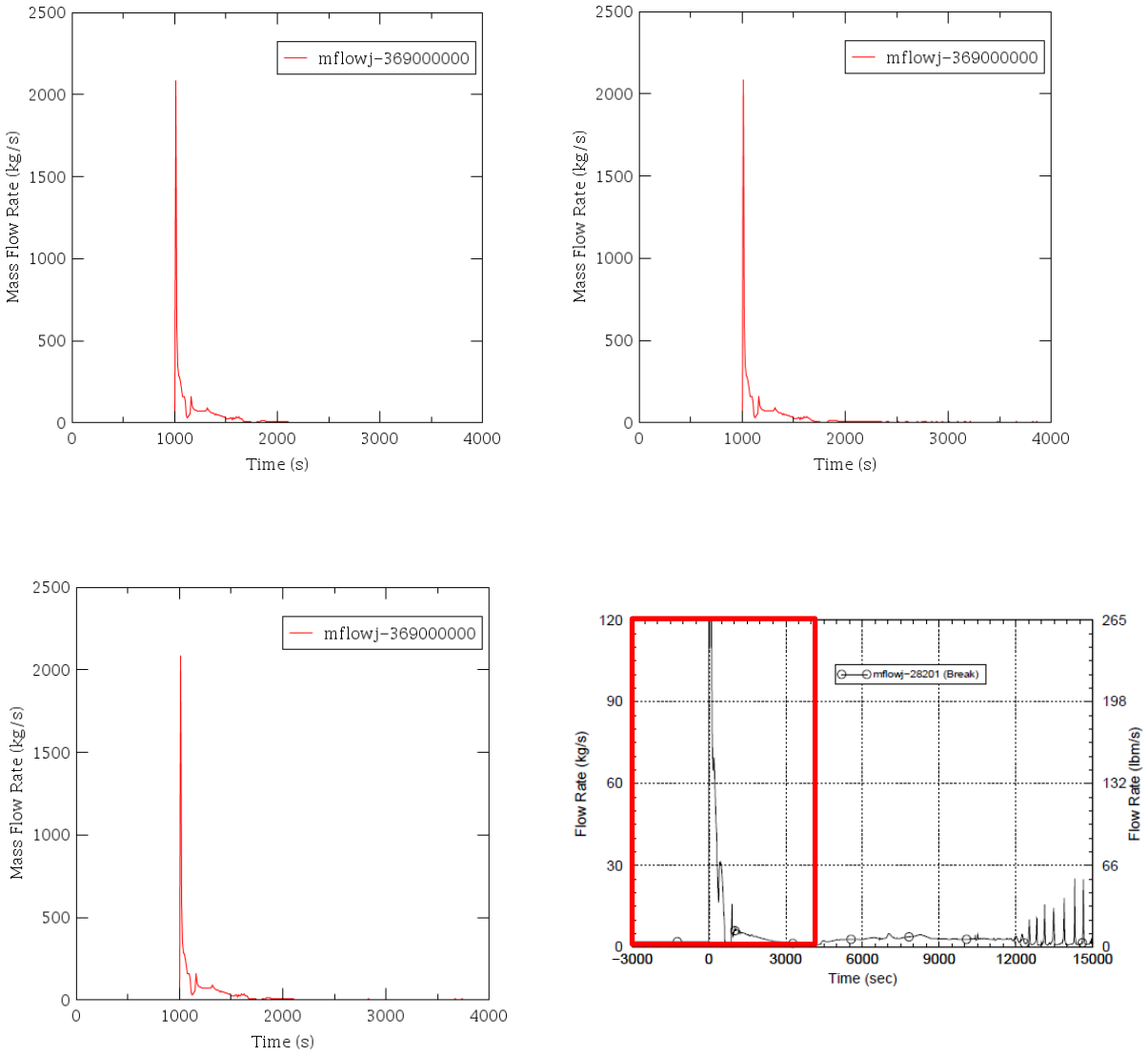


図2.3.1-60　破断流量

左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）

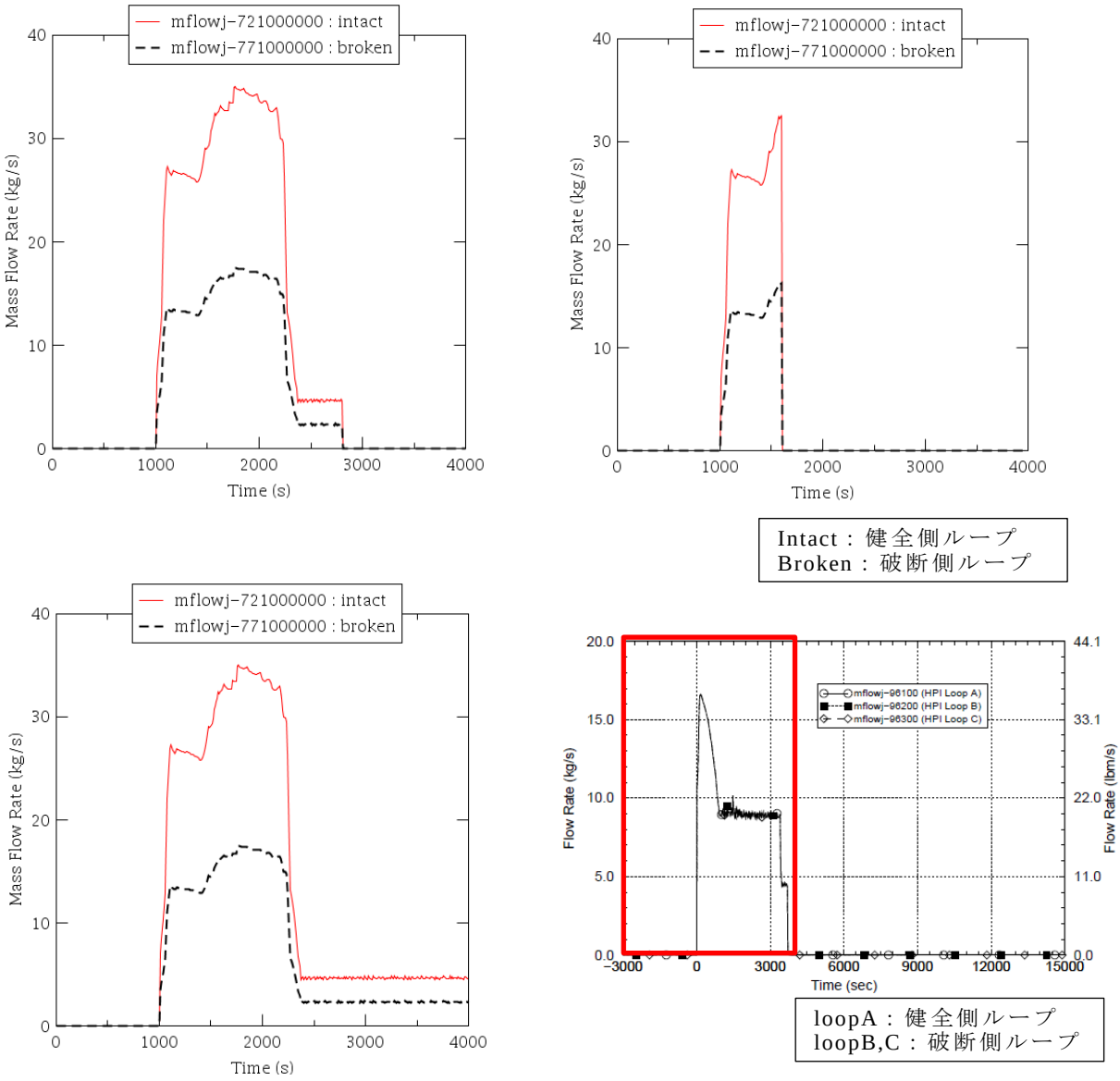


図2.3.1-61　ECCSによる高圧注入量

左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）

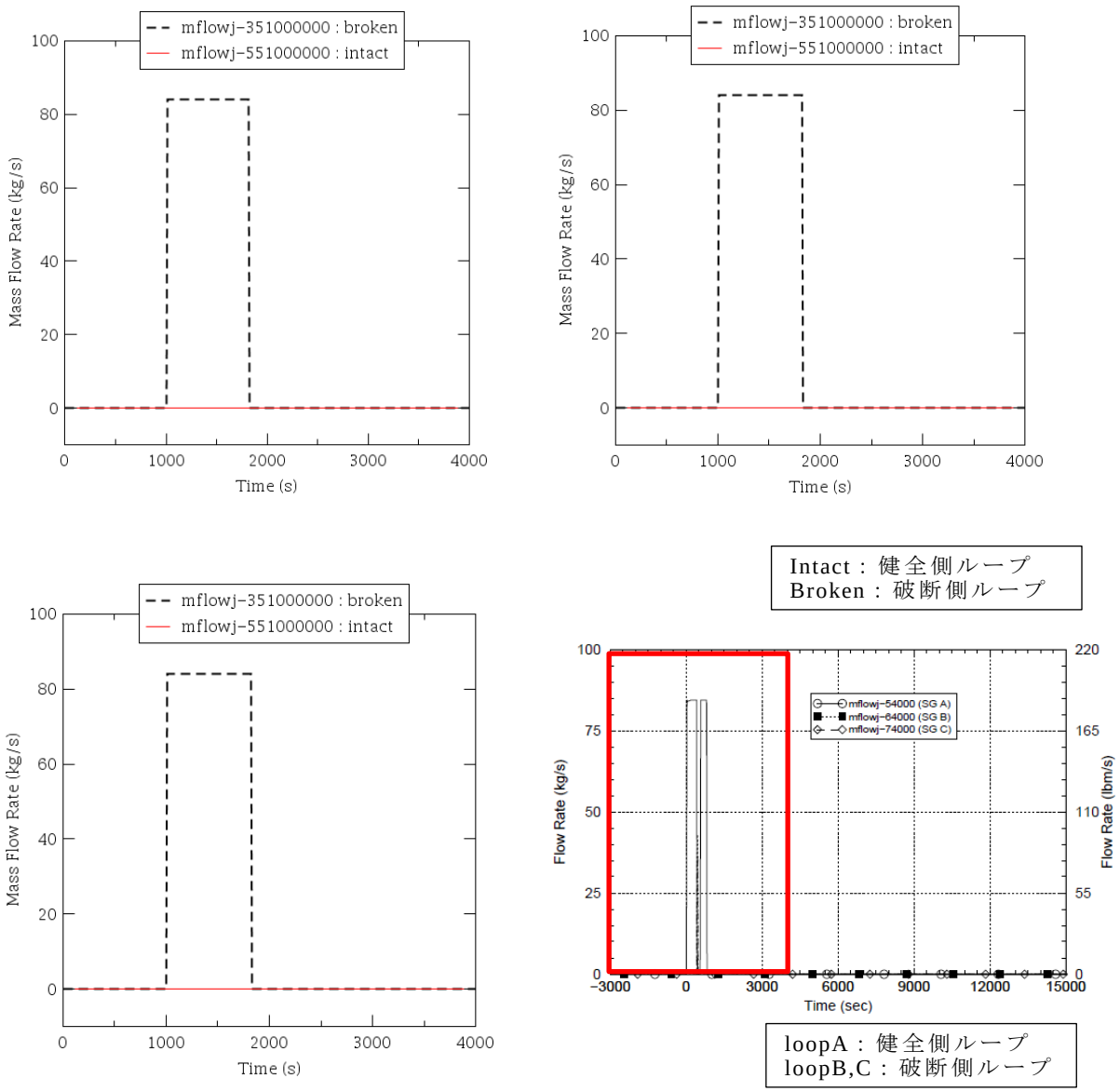


図2.3.1-62　補助給水注入量

左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）

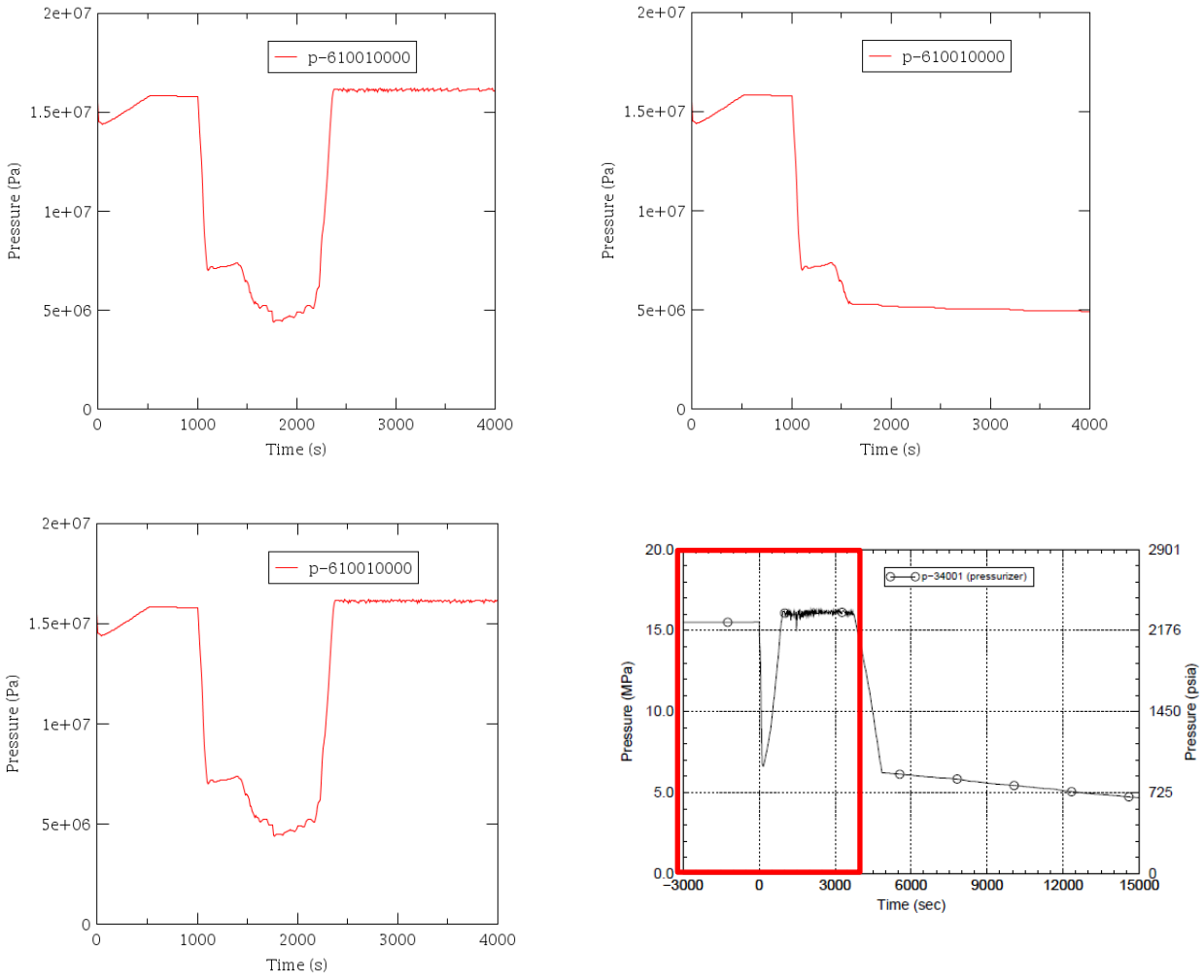


図2.3.1-63　加圧器（一次系）の圧力

左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）

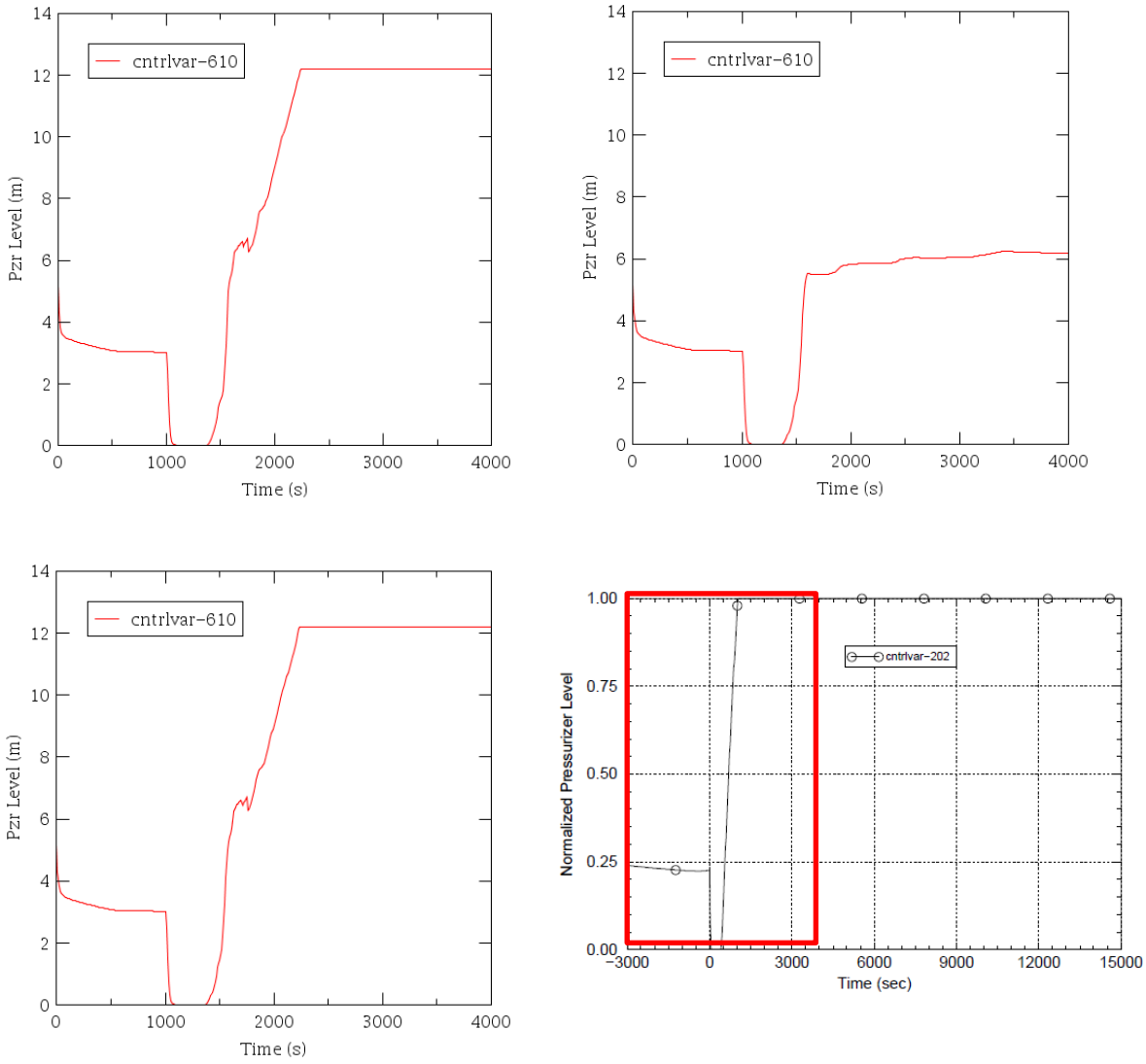


図2.3.1-64　加圧器水位

左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）

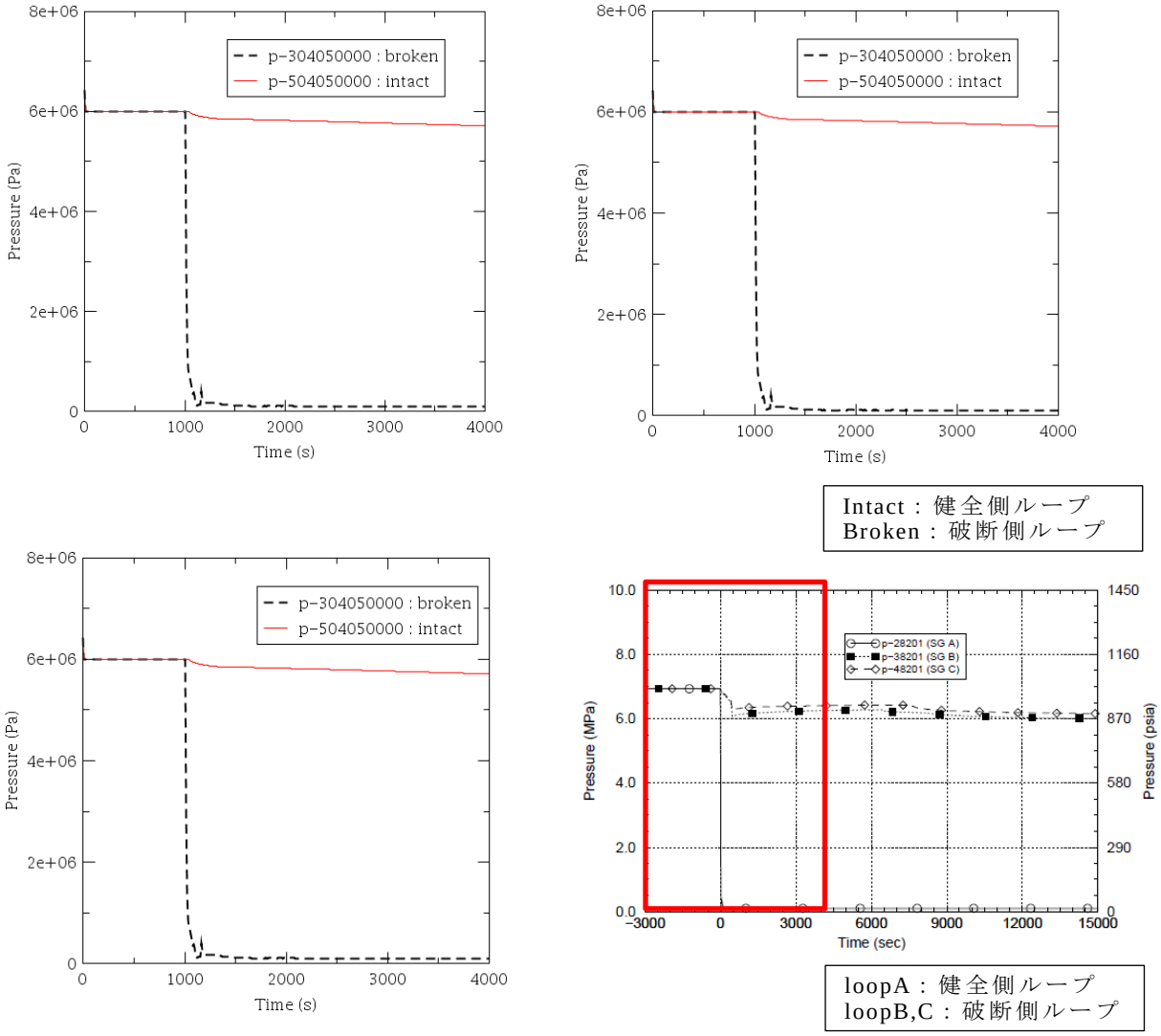


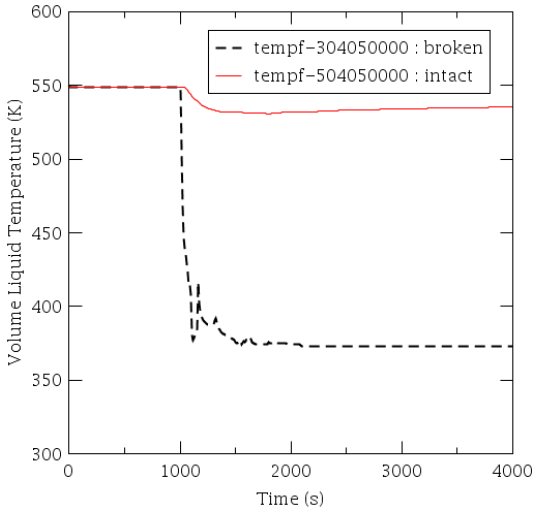
図2.3.1-65　蒸気発生器（二次系）の圧力

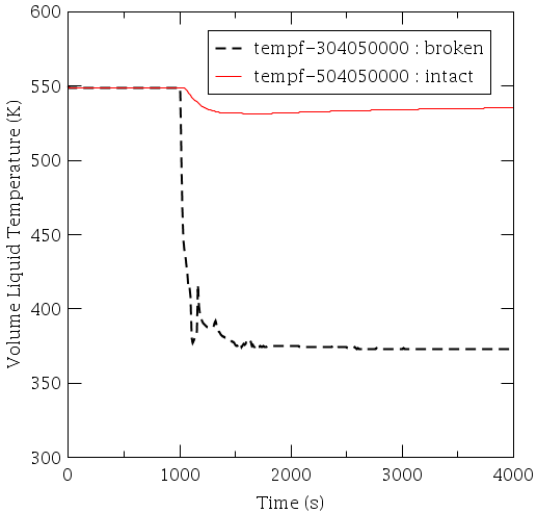
左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

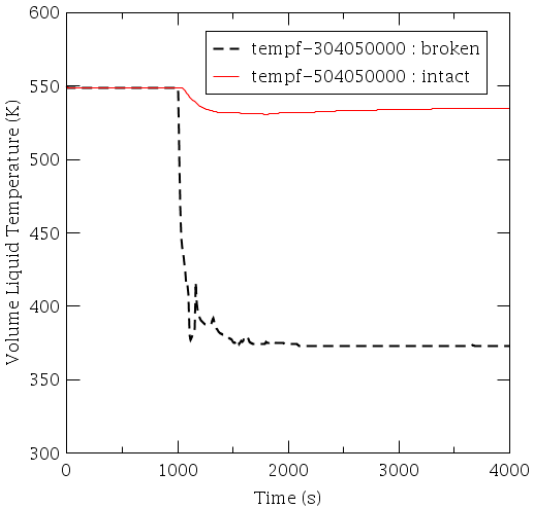
右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）







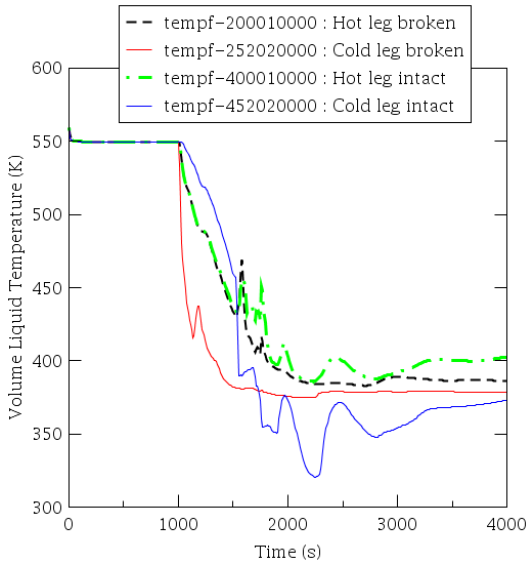
文献[42]に該当する流体温度は掲載されていない。

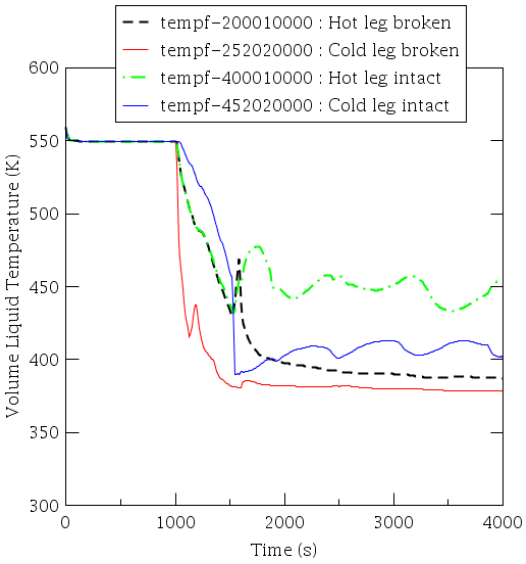
図2.3.1-66　SG（二次系）の流体温度

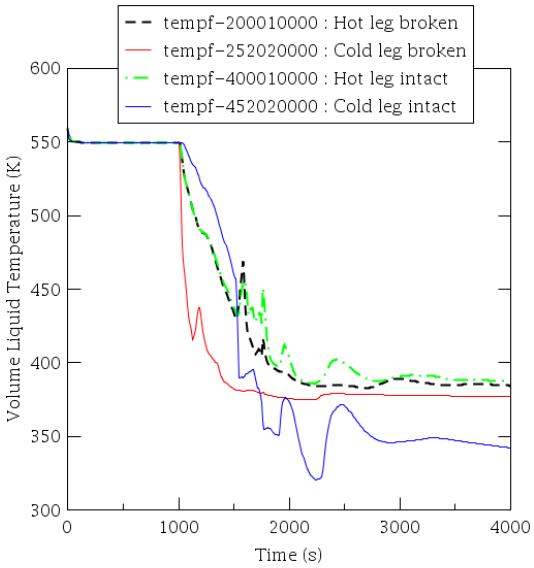
左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合







文献[42]に該当する流体温度は掲載されていない。

図2.3.1-67　ホットレグ、コールドレグの流体温度
左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）
右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）
左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

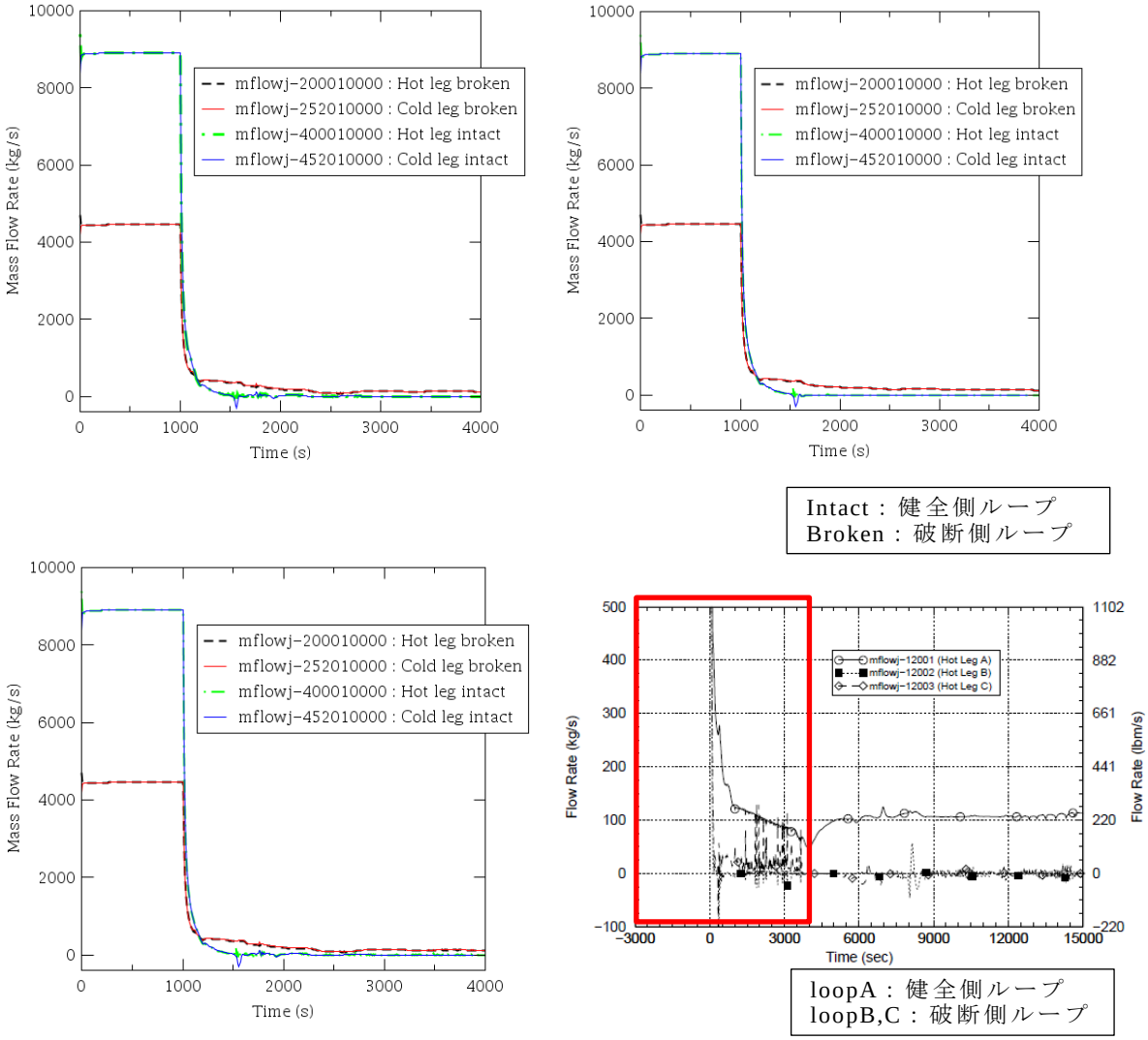


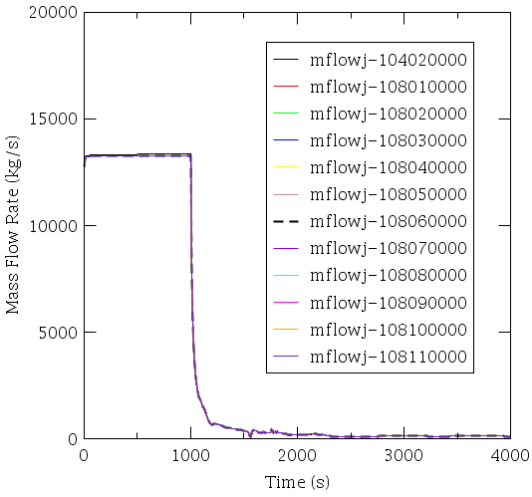
図2.3.1-68　ホットレグ、コールドレグの流量

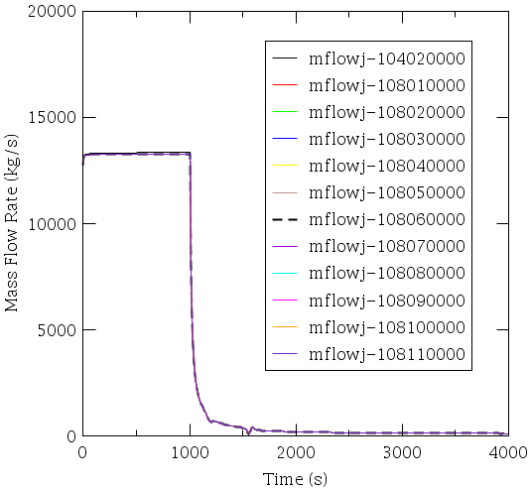
左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

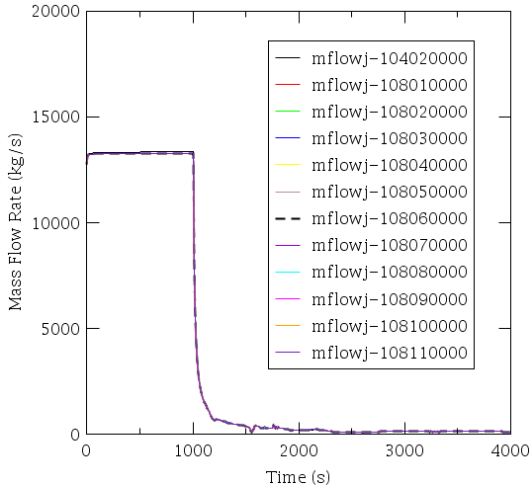
右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）







文献[42]に該当する流体温度は掲載されていない。

図2.3.1-69　ダウンカマ部の流量（黒破線がコールドレグ直下約3.6mの位置）
左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）
右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）
左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

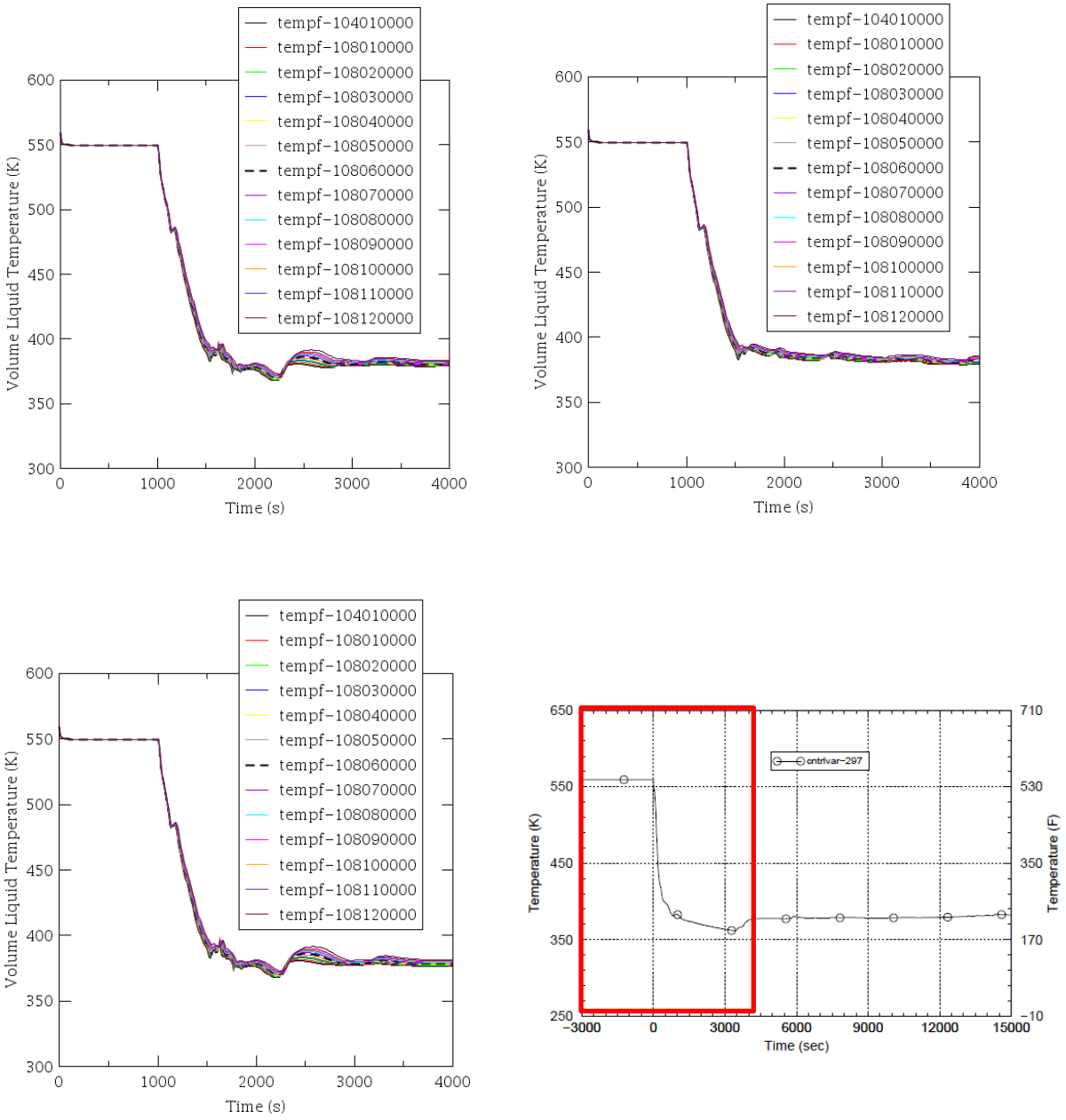
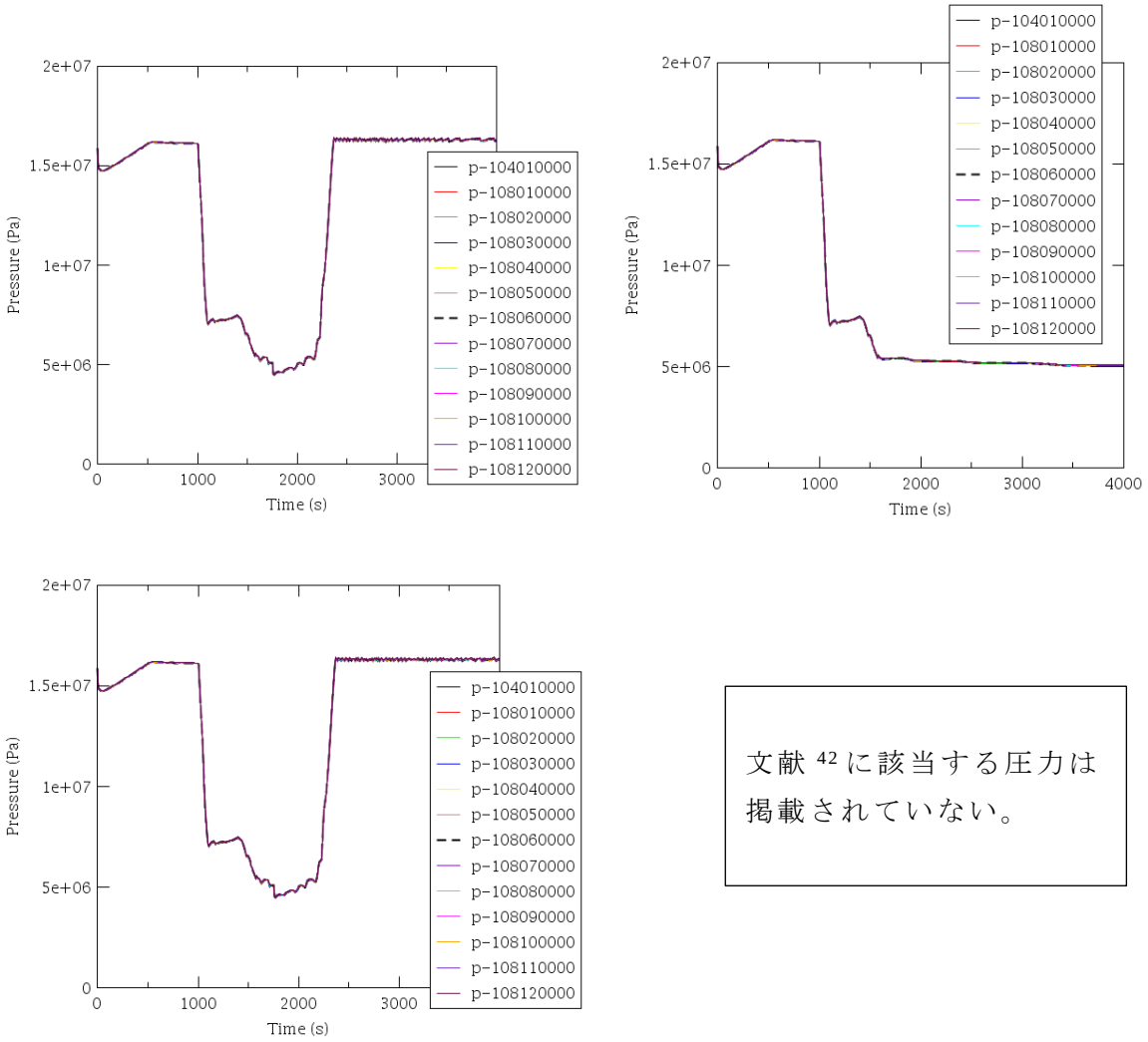


図2.3.1-70　ダウンカマ部の流体温度（黒破線がコールドレグ直下約3.6mの位置）
左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）
右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）
左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合
右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）



文献[42]に該当する圧力は掲載されていない。

図2.3.1-71　ダウンカマ部の圧力（黒破線がコールドレグ直下約3.6mの位置）
左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）
右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）
左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

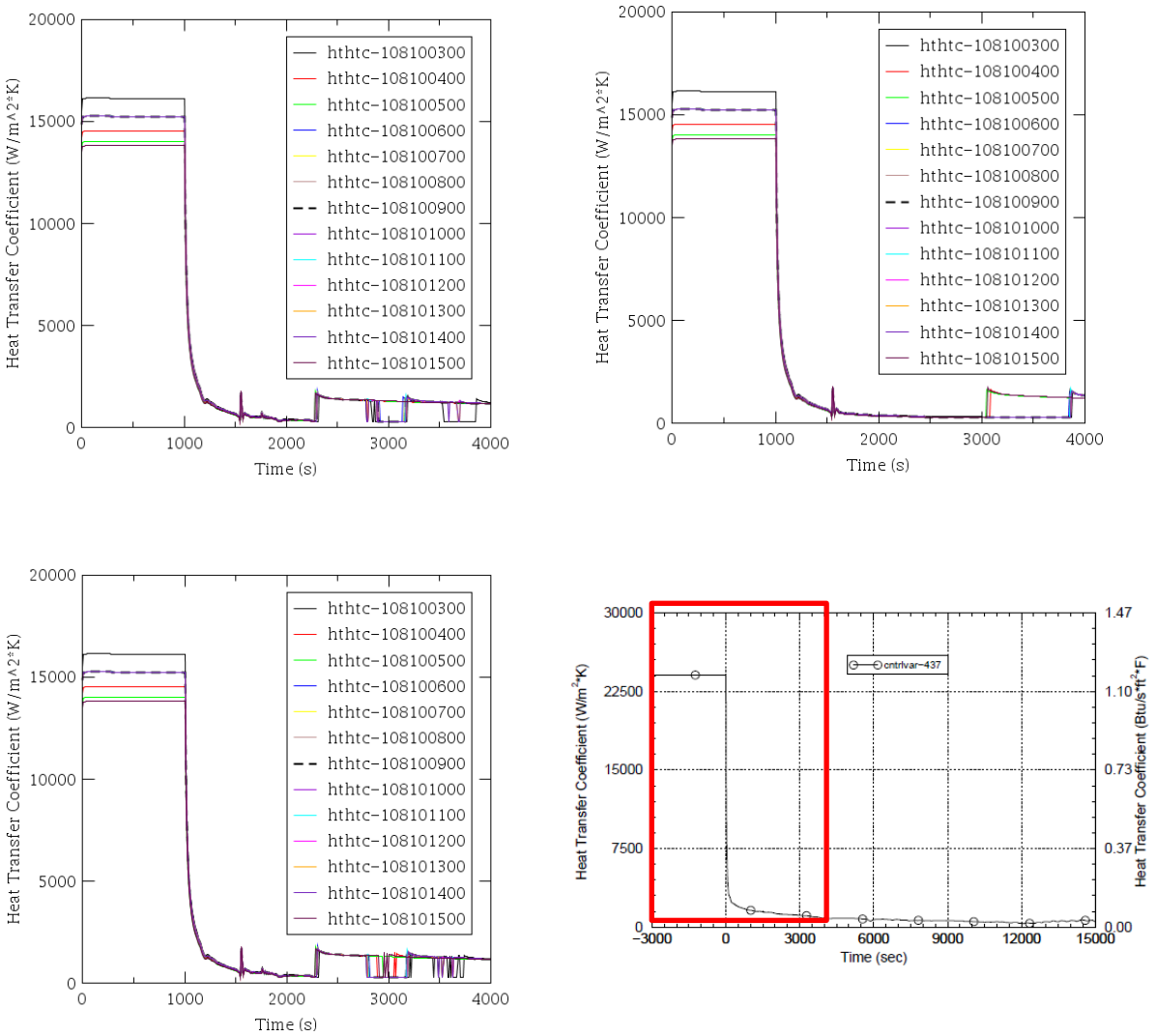


図2.3.1-72　ダウンカマ部-RPV壁の間の熱伝達係数

（黒破線がコールドレグ直下約3.6mの位置）

左上：主蒸気管が破断して30分後にECCSを停止する場合（米国基準）

右上：主蒸気管が破断して10分後にECCSを停止する場合（国内基準）

左下：主蒸気管が破断した後、ECCSを停止しない場合

右下：米国BVの結果（NUREG/CR-6858[42]より引用）

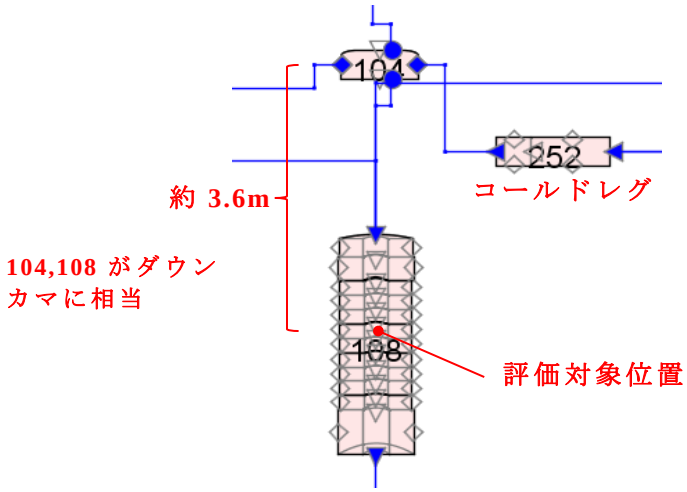


図2.3.1-73　熱伝達係数の評価対象位置（コールドレグ直下約3.6mの位置）

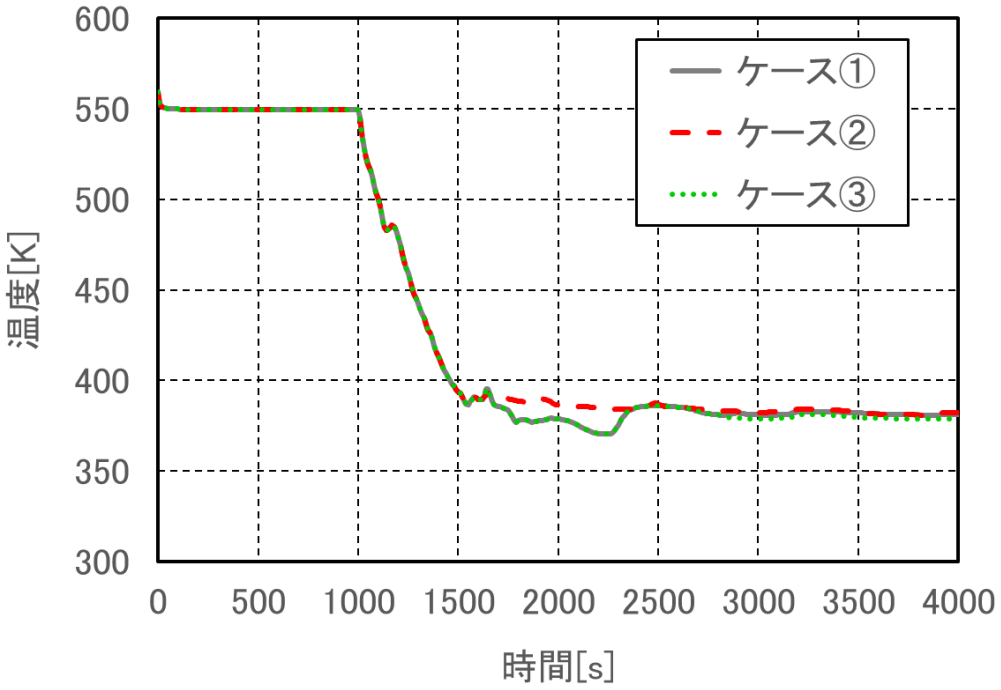


図2.3.1-74　コールドレグ直下約3.6mの位置における流体温度

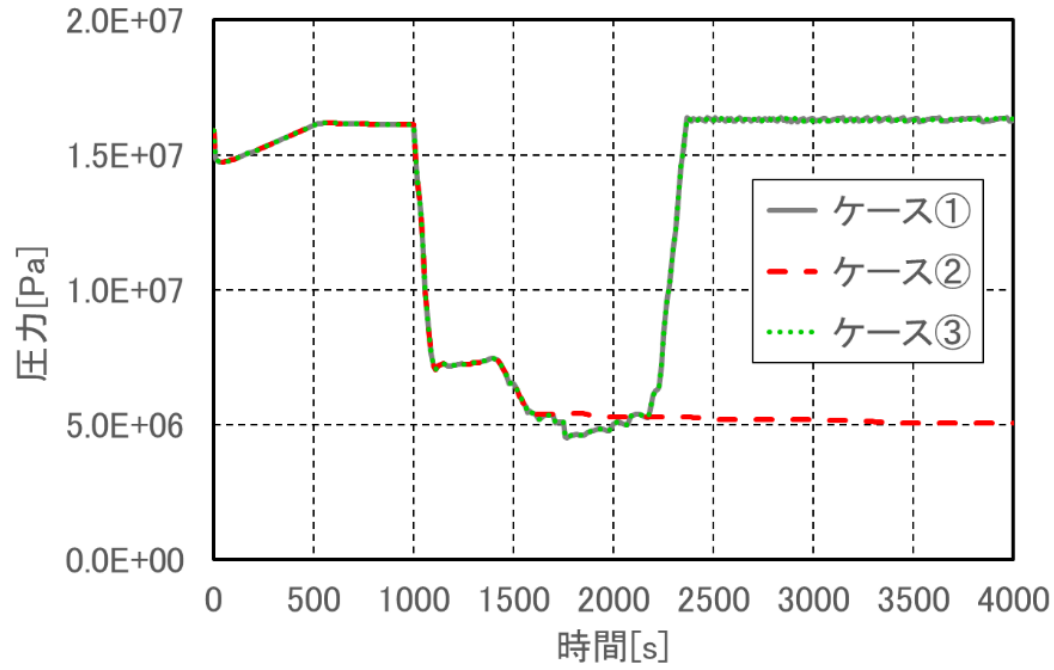


図2.3.1-75　コールドレグ直下約3.6mの位置における圧力

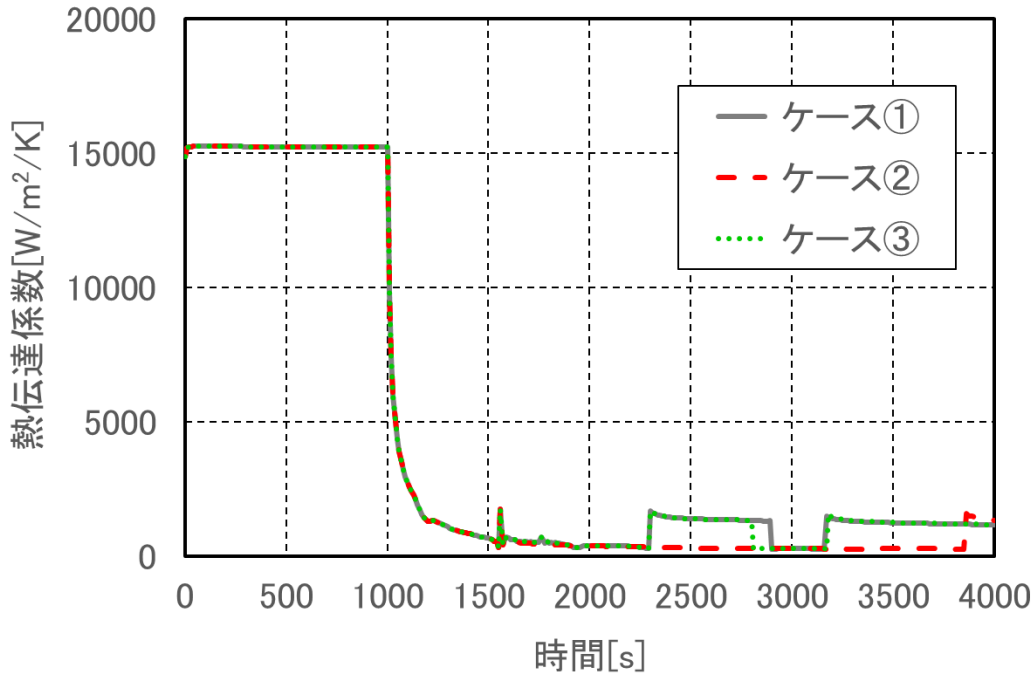


図2.3.1-76　コールドレグ直下約3.6mの位置におけるRPV壁との間の熱伝達係数

(b) PTS 時の応力の評価のための熱応力解析

ここでは、2.3.1(3)2)(a)項で算出した圧力容器壁表面の圧力、流体温度及び熱伝達係数を用いて構造解析を実施し、主蒸気管破断時の圧力容器壁内の応力及び温度を算出した。また、運転員操作の余裕時間に関する感度解析を実施し、運転員操作が結果に与える影響について確認した。

① 解析モデル

2.3.1(3)2)(a)項で計算した RPV 表面の冷却材温度、圧力及び熱伝達係数の時刻歴を用いて、熱応力解析により RPV における温度分布及び応力分布を求めた。

対象は 3 ループ PWR 国内プラントの RPV であり、そのクラッド厚さを 5mm、母材厚さを 200mm、母材内表面側までの内半径を 2m とした。境界条件は、周方向について 1/3 対称の周期境界条件を与えた。また、炉心領域部の解析対象領域の高さは 5.7m とした。本解析で使用した RPV モデルを図 2.3.1-77 に示す。このメッシュの要素数は 81,000、節点数は 88,179 である。本事業では、過年度と同様、クラッド部の残留応力を考慮した熱応力解析を実施した。

運転員操作については、ケース①（主蒸気管が破断して 30 分後に ECCS を停止）とケース②（主蒸気管が破断して 10 分後に ECCS を停止）の 2 ケース実施した。

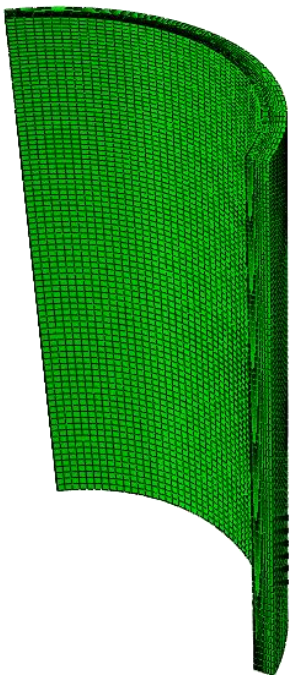


図 2.3.1-77　RPV モデル

② 解析条件

クラッドを溶接する際に生じる残留応力について、過年度に平板モデルを用いて求めた残留応力を基に、固有歪法解析を用いて RPV モデルにおける残留応力分布を算出し、熱応力解析に適用した。

冷却材温度、内圧及び熱伝達係数には 2.3.1(3)2)(a)項で RELAP5 を用いて算出した結果を用いた。ただし、図 2.3.1-70 から図 2.3.1-72 より、冷却材温度、内圧及び熱伝達係数の各計算結果の高さに対する依存性がほぼ無視できることから、本解析では、ダウンカマにおいて亀裂が想定される位置のデータのみを用い、冷却材温度、内圧及び熱伝達係数は全て高さ方向に均一であると仮定して解析を行った。

(ア)熱伝導解析

2.3.1(3)2)(a)項の冷却材温度及び熱伝達係数の時刻歴と外気温（300 K で一定とした）を入力として解析を行った。外表面の熱伝達係数についても、RELAP5 で用いた値から換算した値を用いた。流体及び外気への伝達部位以外の熱境界条件は断熱とした。

(イ)熱応力解析

上述の熱伝導解析による温度分布と、RELAP5 により求めた圧力容器内表面の圧力を入力として熱応力解析を行った。境界条件は、図 2.3.1-78 のように設定した。また、内圧が最小となる時刻でも 60 [atm]と大気圧に比べて大きいため、外表面圧力（大気圧）は無視して内圧のみを考慮した。

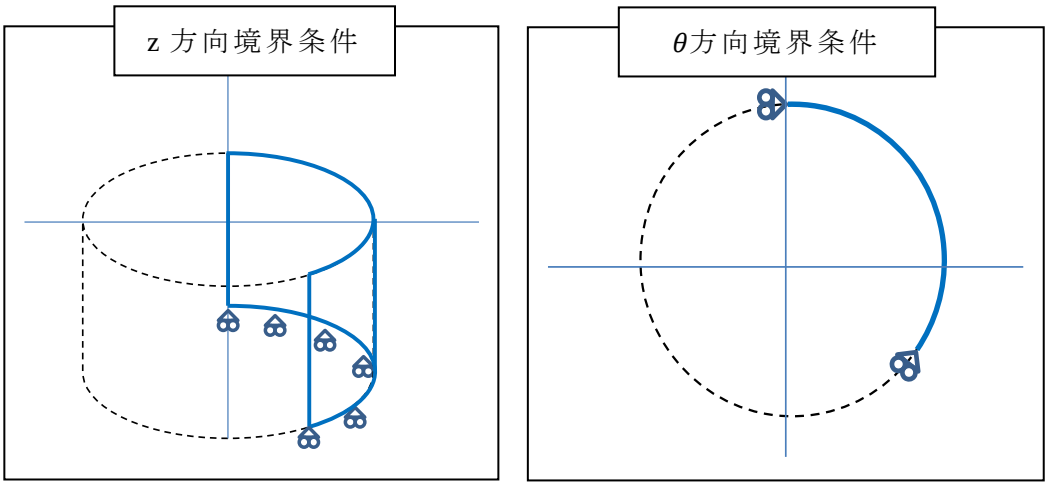


図2.3.1-78　構造モデル境界条件図

③　解析結果

(ア)熱伝導解析結果

板厚方向の温度分布の時間変化を図 2.3.1-79 に示す。冷却水によって内表面側と外表面側には最大で 90℃程度の温度差が発生した。外表面側の温度については、ケース①（主蒸気管が破断して 30 分後に ECCS を停止）とケース②（主蒸気管が破断して 10 分後に ECCS を停止）で大きな違いがない。一方、内表面側の温度はケース①の方がケース②に比べてより冷却されている。

また、内表面及び外表面での温度変化と熱流束を図 2.3.1-80 に示す。ケース②での運転員操作が行われる主蒸気管破断後 600[秒]を境に、内外表面の両方で、ケース①の方がケース②に比べて温度が低くなった。また、ケース①の場合の主蒸気管破断後 1300[秒]及び 1900[秒]付近で温度及び熱流束が大きく変化しているが、これはこの時刻で熱伝達係数が急激に変化しているためであると考えられる。

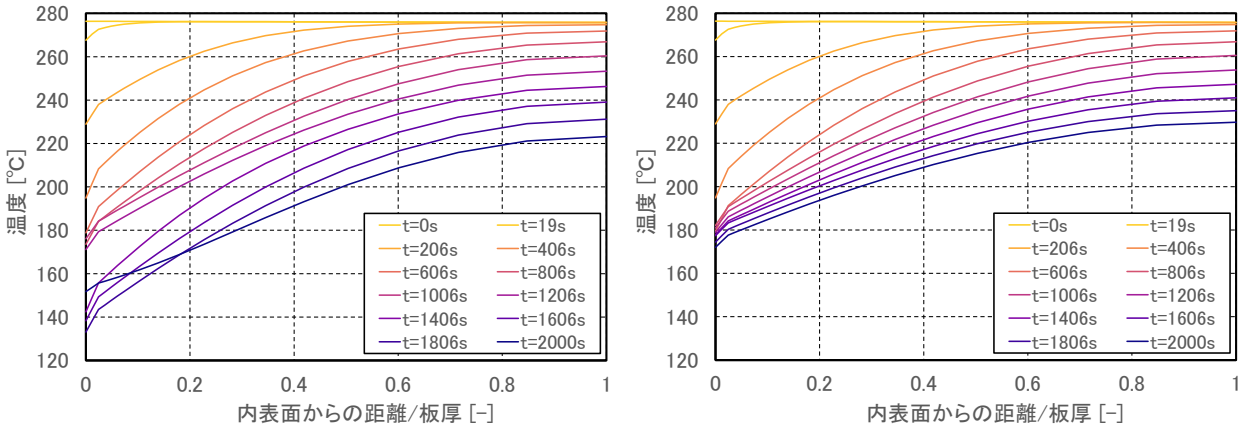


図 2.3.1-79　温度分布の時間変化

左：ケース①（主蒸気管が破断して 30 分後に ECCS を停止）

右：ケース②（主蒸気管が破断して 10 分後に ECCS を停止）

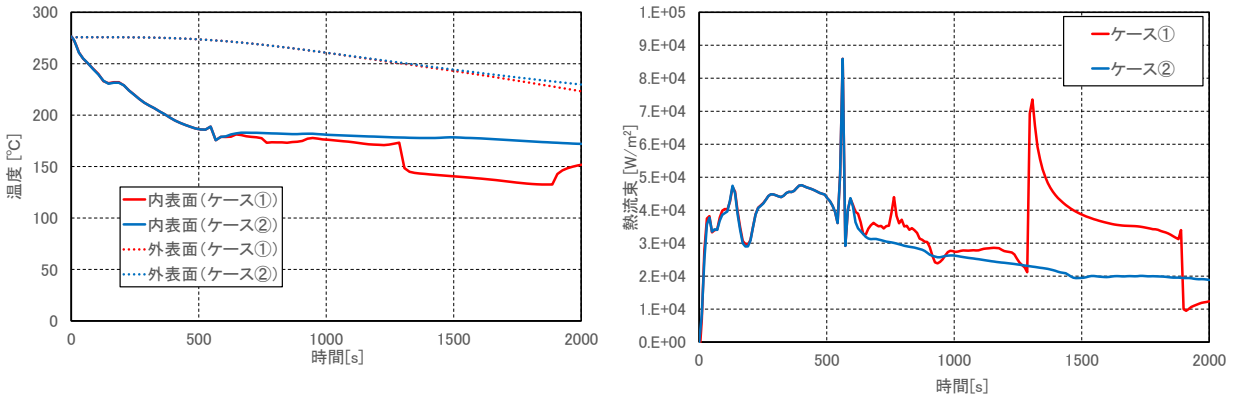


図 2.3.1-80　内外表面の温度（左）及び内表面の熱流束（右）の時刻歴

(イ)熱応力解析結果

熱応力解析により求めた最終時刻（主蒸気管破断後 2000[秒]）の周方向応力の分布を図 2.3.1-81 に示す。決定論的評価では軸方向亀裂が想定されることを踏まえ、周方向応力を示している。RPV モデルの上部で応力が低いのは、その近傍の境界条件を自由端に設定しているためであるので、以降、この部分の結果は除外して検討を行った。全体的に、ケース②の方がケース①に比べて応力は低い結果となった。想定亀裂の最深点（母材表面から 10 mm の位置）における周方向応力の時間変化を図 2.3.1-82 に示す。両ケースとも冷却に伴って応力は上昇し、主蒸気管破断後 500[秒]付近で最大値を示し、その後減少している。1300[秒]付近からはケース①の場合のみ、周方向応力が再び上昇している。これは、この時刻で内圧が上昇していることに起因する。また、同じくケース①の 1900[秒] 付近では逆に応力が減少している。これは、この時刻で温度が上昇（図 2.3.1-80）することにより、熱応力が緩和されたためであると考えられる。

周方向応力の最大値は、ケース①で 400 [MPa]、ケース②で 260 [MPa]となった。解析のほとんどの時間において、ケース①の周方向応力及び Mises 応力がケース②を上回っており、応力の観点から米国基準の方が国内基準より保守的な結果となった。また、図 2.3.1-79 及び図 2.3.1-80 から板厚内の温度分布の履歴が米国の方が低いことから、破壊靭性の観点からも米国基準の方が保守的な結果である。

以上のことから、システムコードを用いた PWR 国内プラントモデルを対象とした PTS 事象の解析により、今回対象とした MSLB-103 事象に関して、運転員操作による影響は米国基準の方が保守的であることを確認した。このことから、当該事象に関する国内プラントへの適用性が確認できた。

今後、熱応力解析の境界条件の検討や熱水力解析におけるダウンカマの詳細化を行うとともに、他の影響因子に関しても検討を行うことが重要である。

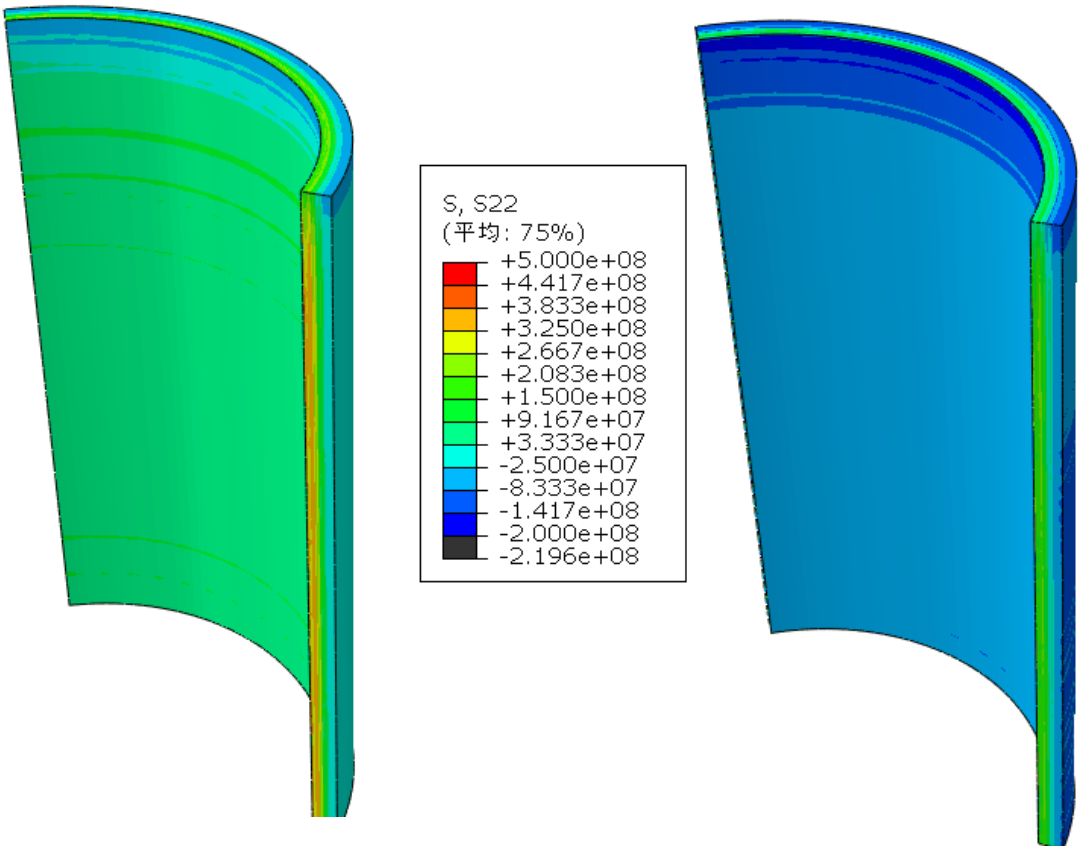


図 2.3.1-81　主蒸気管破断後 2000[秒]でのフープストレス
左：ケース①（主蒸気管が破断して 30 分後に ECCS を停止）
右：ケース②（主蒸気管が破断して 10 分後に ECCS を停止）

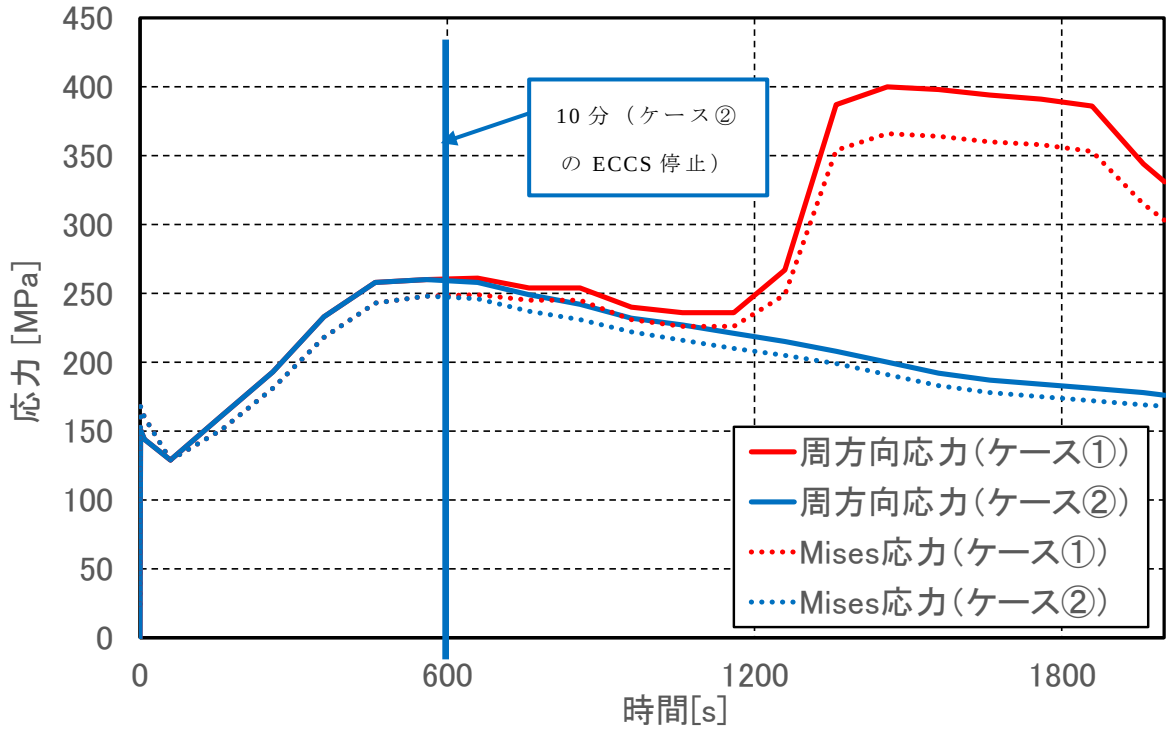


図 2.3.1-82　応力の評価点での周方向応力及び Mises 応力の時刻歴

3) 米国の過渡事象データの選定

2.3.1(3)1)項及び 2.3.1(3)2)項における検討結果を受け、TWCF 評価において、国内モデルプラントへの米国過渡事象の適用に問題はないことを確認したため、本年度の国内モデルデータでは、米国の過渡事象を用いることとした。

米国 BV の評価で対象となっている 61 の過渡事象を対象に PASCAL を用いた PFM 解析を行い、各事象の FCI 及び TWCF への寄与度を確認した。得られた各事象の寄与度から、多くの事象は FCI や TWCF への寄与度を無視できることが分かった。そこで、分析の煩雑さや解析時間を低減するため、本年度の国内 RPV に対する評価を行う際に用いる過渡事象データとして、FCI や TWCF への寄与度を無視することのできない事象だけを選定することとした。なお、本解析においては、過渡事象以外の解析条件は昨年度の標準的解析手法及び国内モデルデータの条件を用いている。

(a) 米国の熱水力履歴データ

米国 BV の評価で対象となっている 61 の過渡事象の熱水力履歴データを元に、FEM 解析コード PrePASCAL を用いた解析を行い、板厚内の温度分布、応力分布の履歴データを算出した。その 61 の過渡事象について、PrePASCAL で計算するにあたり、PrePACAL で使用可能な形式にデータを変換した。例として元の SO-126 の冷却水温度履歴データと PrePASCAL で使用した熱水力履歴データを図 2.3.1-83 に示す。

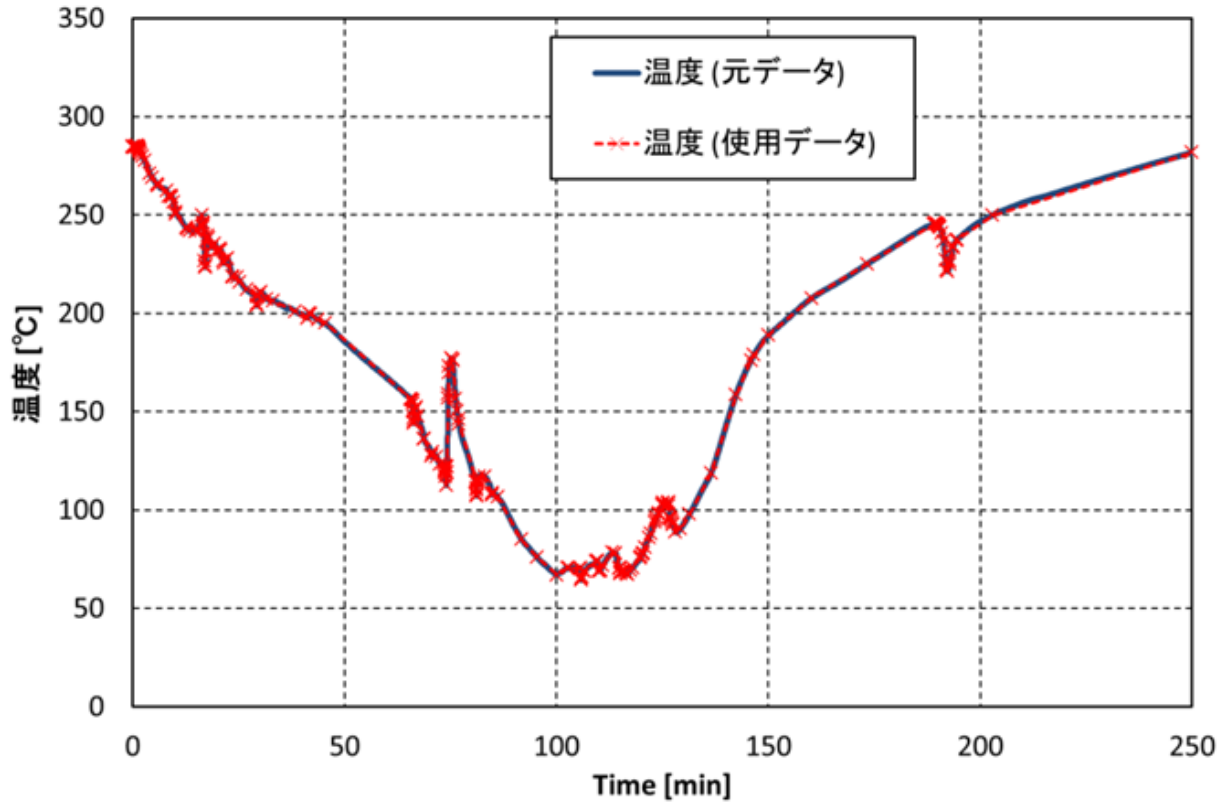


図 2.3.1-83　SO-126 の冷却水温度の元データと削減後の使用データ

(b) TWCF への寄与度

(a)で得られた温度分布、応力分布の履歴データを用いて FCI 及び TWCF を算出した。各過渡事象の全体の FCI 及び TWCF への寄与度についてまとめたものを表 2.3.1-32 に示す。ここで、TWCF の寄与度が全体 0.1%を超えるものは Case 126（SO）、Case 56（LOCA）、Case 97（SO）、Case 114（LOCA）、Case 71（SO）、Case 130（SO）、Case 60（SO）の 7 事象であった。この中には、LBLOCA 事象、SBLOCA 事象、SO 事象が含まれている。TWCF 評価に用いる過渡事象として、まずはこの 7 事象を選定した。しかしながら、この 7 事象の中には JEAC4206-2016[43]で対象としている MSLB 事象が含まれていないため、MSLB 事象において TWCF への寄与度が最も高い Case 103（MSLB）についても選定することとした。さらに、FCI への寄与度が高い Case 3（LOCA）、Case 94（SO）、米国の BV の評価 [2] において TWCF への寄与度が高い Case 7（LOCA）、Case 123（SO）、Case 129（SO）についても選定した。これら選定した計 13 事象は TWCF 全体に対して 99.78%、FCI 全体に対して 97%の寄与度を占める。以上のように、選定した過渡事象について、その事象番号の背景を黄色に色付けして表 2.3.1-32 に示している。

[43] 社団法人日本電気協会,“電気技術規程原子力編 原子炉圧力容器に対する供用期間中の破壊靭性の確認方法”, JEAC4206-2016, (2016)

表 2.3.1-32　各過渡事象の FCI 及び TWCF への寄与度

事象番号	事象の概要	事象の種類	TWCFへの寄与度			FCIへの寄与度		米国の評価
			値 [%]	累積[%]	順位	値 [%]	順位	順位
126	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	93.34	93.34	1	13.3	4	3
56	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients	LOCA	3.47	96.81	2	40.2	1	1
97	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	1.97	98.79	3	1.2	7	5
114	small-diameter pipe break (LOCA) transients	LOCA	0.40	99.18	4	13.6	3	
71	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.20	99.38	5	0.3	14	9
130	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.11	99.49	6	0.5	11	2
60	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.11	99.60	7	0.0	28	4
120	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.09	99.68	8	0.1	16	
7	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients	LOCA	0.07	99.76	9	1.6	6	8
3	small-diameter pipe break (LOCA) transients	LOCA	0.05	99.81	10	13.8	2	
14	stuck-open primary valve transients (no value reclosure)	SO	0.04	99.85	11	0.7	8	
61	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.03	99.88	12	0.0	19	
123	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.03	99.91	13	0.0	26	7
129	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.02	99.93	14	0.5	10	6
117	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients	LOCA	0.01	99.94	15	0.7	9	
94	stuck-open primary valve transients (no value reclosure)	SO	0.01	99.95	16	12.0	5	
128	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.01	99.96	17	0.4	12	
127	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.01	99.97	18	0.4	13	
64	stuck-open primary valve transients (no value reclosure)	SO	0.01	99.97	19	0.1	17	
69	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	99.98	20	0.0	36	
70	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	99.98	21	0.0	22	
119	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	99.99	22	0.1	18	
103	large-diameter steam line break transients	MSLB	0.00	99.99	23	0.0	29	10
9	medium- and large-diameter pipe break (LOCA) transients	LOCA	0.00	99.99	24	0.2	15	
124	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	99.99	25	0.0	27	
92	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	99.99	26	0.0	24	
93	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	99.99	27	0.0	23	
121	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	99.99	28	0.0	30	
62	stuck-open primary valve transients (including value reclosure)	SO	0.00	100.00	29	0.0	37	
105	large-diameter steam line break transients	MSLB	0.00	100.00	30	0.0	42	

2.3.2 破壊力学評価機能の整備

本節では、本年度 PFM 解析コード PASCAL に整備した以下の機能の概要について述べる。

(1)低損傷確率に対応した評価機能

(2)信頼度評価機能

(3)複雑な応力分布に関する評価機能

(4)表面亀裂の応力拡大係数計算の適用範囲拡張

(5)PARENT/CHILD 評価機能

(6)国内鋼材を対象とした破壊靭性評価モデル

なお、整備した機能の信頼性確認については 2.3.3(2)項で後述する。

PASCAL のモジュールの構成及びデータの流れを図 2.3.2-1 に示す。PASCAL は、荷重解析を行うモジュール、単一亀裂の PFM 解析を行うモジュール、PFM 解析の結果から RPV 炉心領域の FCI や TWCF を算出するモジュールの 3 つのモジュールから構成されている。以下ではこの 3 つのモジュールをそれぞれ PrePASCAL、PASCAL3、PostPASCAL という。

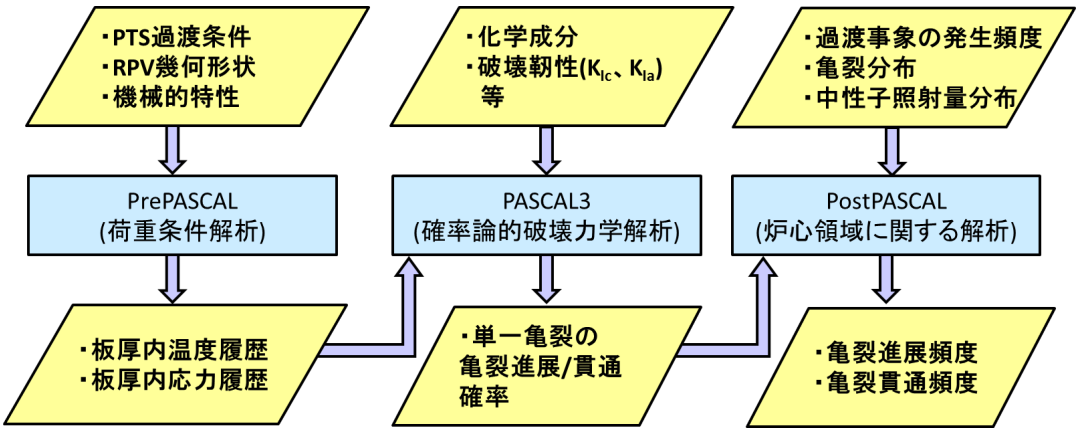


図2.3.2-1　PASCALにおける解析の流れ

(1) 低損傷確率に対応した評価機能

PASCAL では、FCI 及び TWCF は、条件付亀裂進展確率（Conditional Probability of Initiation, 以下「CPI」という。）や条件付亀裂貫通確率（Conditional Probability of Failure, 以下「CPF」という。）を用いて算出される。以降本項では CPI と CPF をまとめて損傷確率と呼ぶ。FCI 及び TWCF は、単一亀裂の CPI 及び CPF と RPV 内の亀裂個数及び過渡事象の発生頻度から算出されるが、寸法が小さく損傷確率が低い亀裂は数が多く、寸法が大きく損傷確率が高い亀裂は数が少ない傾向がある。このため、損傷確率の値が低い場合でも、FCI 及び TWCF に大きな影響を与える場合があり、低損傷確率についても精度よく算出することが重要である。

過年度までに整備した PASCAL の PFM 解析モジュール PASCAL3 では、損傷確率が低い場合に、値を精度よく求めるためには非常に多くのサンプル数が必要であり、非常に多くの時間が必要であったため、今年度はアルゴリズムを改良して算出精度を向上させた。

1) 概要

過年度までの PASCAL3 では、モンテカルロ法により損傷確率を算出していた。そのモンテカルロ法では、各サンプルについて、乱数を用いて全ての確率変数の値を決定して、亀裂が進展や貫通をするかどうかを判定し、この処理を複数のサンプルに対して行うことで、総サンプル数と亀裂進展及び貫通に至ったサンプル数との比から CPI 及び CPF を算出していた。この方法で確率を算出する際、少なくとも求める確率の逆数程度のサンプル数の解析を行う必要があるため、損傷確率が低い場合には膨大なサンプルについて長い時間をかけて計算を行う必要がある。一方、TWCF 評価においては、前述のとおり高い精度で低損傷確率を計算する必要が生じるため、モンテカルロ法よりも効率的なアルゴリズムを導入した。

また、CPF に関しても、過年度までのモンテカルロ法に基づく算出機能と比較して、より効率的に CPF を算出する機能を PASCAL3 に導入した。

2) CPI 及び CPF 算出アルゴリズム

まず、CPI 算出について述べる。破壊靭性以外の確率変数の値が決定されれば、過渡事象の各時刻において、破壊靭性の累積分布を用いて破壊靭性が亀裂の評価点における応力拡大係数の値を下回る確率を算出することができる。過渡事象の全ての時刻についてこの値を算出し、それらの最大値が CPI となる。

次に、CPF 算出について述べる。CPF 算出方法として、破壊靭性靭性と亀裂伝播停止靭性の相関の有無に関わらず適用可能な方法と、標準的解析手法に基づき、破壊靭性靭性と亀裂伝播停止靭性の相関がある場合に、より効率的に計算を行う方法の 2 種類の方法を整備した。以下にそれぞれの方法の概要を述べる。

まず。破壊靭性靭性と亀裂伝播停止靭性の相関の有無に関わらず適用可能な方法について述べる。この方法では、過年度までと同様に、破壊靭性の分布に関する確率変数をモンテカルロ法によりサンプリングすることで CPF を算出することとした。ただし、前述の方法で CPI を算出可能なことから、亀裂進展が発生するような低い破壊靭性の範囲でのみサンプリングを行うこととした。CPF は、モンテカルロ法のサンプリング数を N、貫通したサンプルの個数を N_f とすると以下の式により求められる。

$$\mathrm{CPF} = \mathrm{CPI} \times \frac{N_f}{N} \qquad (2.3.2\text{-}1)$$

次に、破壊靭性と亀裂伝播停止靭性の相関を考慮する場合に、より効率的に CPF を算出する方法について述べる。亀裂伝播停止靭性以外の確率変数の値が与えられたときに亀裂が貫通するかどうかは亀裂伝播停止靭性の累積確率によって決定される。このため、CPF を亀裂伝播停止靭性の累積確率についての積分値ととらえることができ、この積分をモンテカルロ法ではなく台形公式を用いて評価することで、CPF を効率よく算出できる機能を整備した。CPF は CPI と異なり、厳密値を算出することができないため、ユーザーが指定する相対誤差を下回るまで積分点を増やして積分値の精度を向上させることとした。

(2) 信頼度評価機能

1) 信頼度の考え方

一般に不確実さはその要因により、偶然的不確実さと認識論的不確実さに大きく区分される。ここで、偶然的不確実さは材料特性等のように影響因子が本来持っている不確実さであり、データが増えても減少しない不確実さである。一方、認識論的不確実さは知識及び認識の不足に関係する不確実さであり、データが充実されれば減らすことのできる不確実さである。PFM 解析コードではこれらの不確実な量を確率変数として取り扱い、例えば乱数を用いたモンテカルロ法により TWCF を評価する。過年度までの PASCAL においては、これらの不確実さを区別せずに、各サンプルにおいて全ての確率変数を乱数により決定し、亀裂が貫通や破壊したサンプル回数と全サンプル数の比により CPF を決定していた。

本年度は 2.2.3(1)項で述べたように、各確率変数が有する不確実さを偶然的不確実さと認識論的不確実さに分類した。認識論的不確実さと偶然的不確実さを区別し、TWCF の不確実さを評価するためには、従来の PASCAL の評価フローを変更する必要がある。TWCF の不確実さを評価するフローを図 2.3.2-2 に示す。具体的には、まず認識論的不確実さに分類される確率変数の組の値を一つ定め、次いで偶然的不確実さに分類される変数の不確実さを考慮して TWCF を一つ算出する。この処理を繰り返し行って得られた複数の TWCF を統計処理することで、TWCF の不確実さを評価する。

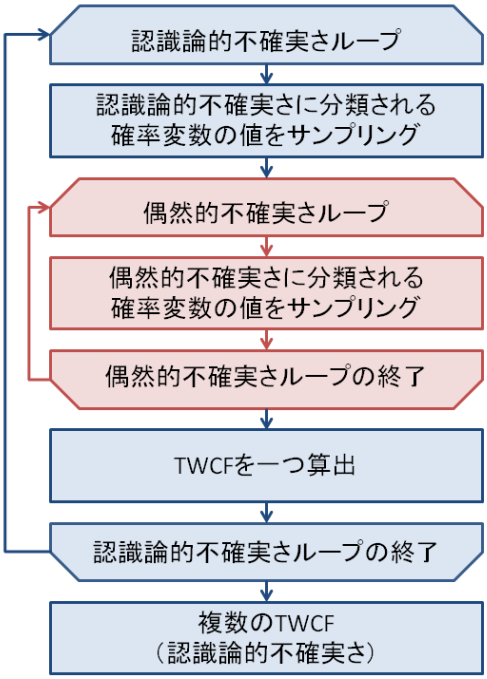


図 2.3.2-2　TWCF の不確実さの評価フロー

2) PASCAL への実装

2.2.3(1)項に示したように、国内モデルデータでは各確率変数のうち、偶然的不確実さに分類される確率変数は破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性のみである。ここで、標準的解析手法及び国内モデルデータでは両者の相関を考慮するため、実質的に確率変数は一つとなる。そのため、2.3.2(1)項のような数値積分手法を用いることができる。

また、認識論的不確実さに分類される確率変数に対しては、ラテン超方格法（Latin Hypercube Sampling、以下「LHS 法」という。）と呼ばれるサンプリング手法を PASCAL に整備した。

LHS 法は、各確率変数の値を独立に乱数を用いて決定するよりも、サンプリング数を抑えて効率的に結果を得ることができる手法である。サンプリングする確率変数の分布の範囲を N 個の区間に等分割し、この N 個の区間を重複なくランダムに並び替えた上で各区間のサンプリングを行う。ただし、確率変数の個数を M 個とした時、1 回のサンプリングで、M 個全ての確率変数の累積確率が異なる値をとるようにサンプリングされる。N=20、M=2 の例を図 2.3.2-3 に示す。LHS 法では、縦軸と横軸のそれぞれの補助線で区切られた区間に必ず一つの点がサンプリングされており、LHS 法によるサンプリングのほうが、2 次元空間内で一様なサンプリングが行われることがみてとれる。認識論的不確実さに分類される確率変数は数が多いため、PASCAL では認識論的不確実さに分類される確率変数の組を LHS 法を用いてサンプリングし、TWCF の不確実さを効率よく評価することができるようにした。

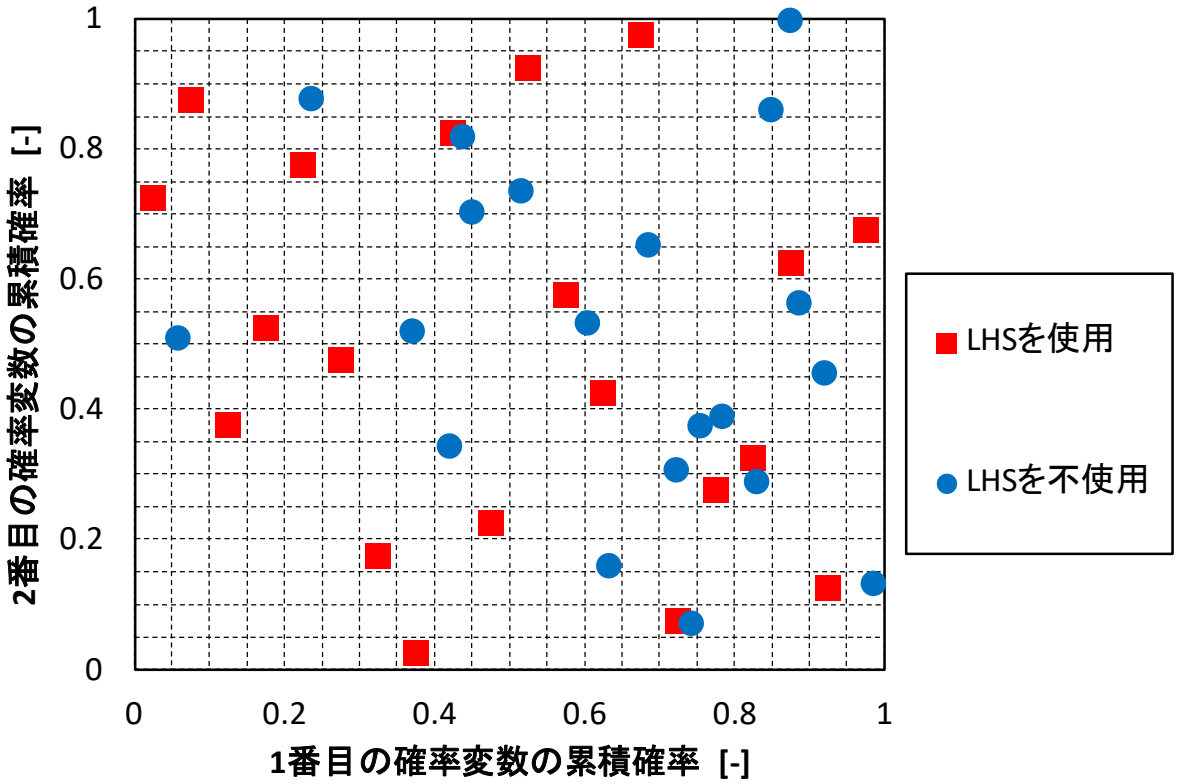


図 2.3.2-3　LHS 法を用いたサンプリングの例

(3) 複雑な応力分布に関する評価機能

1) 重み関数法

日本機械学会の維持規格[44]を始めとして多くの規格において、応力拡大係数の算出には、板厚方向の応力分布を多項式近似した係数が用いられている。過渡事象により生じる応力分布は、過年度までの PASCAL に実装されているこの板厚方向の多項式で十分近似できると考えられる。一方、クラッド部における残留応力分布のように、応力分布は非常に複雑となる場合があるため、多項式近似では十分な精度が得られない可能性がある。

ASME Code Section XI[8] の Nonmandatory Appendix A には、多項式近似を前提とした応力拡大係数解に加えて、重み関数法に基づく応力拡大係数の算出方法が示されている。この手法では、応力分布が離散点で与えられ、かつ次式のように隣り合う 2 点間の分布を線形近似することを前提としている。

$$\sigma_i(\mathrm{x}) = k_i x + b_i \qquad (i = 1, \ldots, n) \tag{2.3.2-2}$$

[44]日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格（2012 年版）,” JSME S NA-1-2012, (2012).

ここで、i 番目の区間における切片 b_i と傾き k_i はそれぞれ次式で与えられる。

$$b_i = \sigma(x_i) - x_i\left(\frac{\sigma(x_{i+1})-\sigma(x_i)}{x_{i+1}-x_i}\right) \tag{2.3.2-3}$$

$$k_i = \frac{\sigma(x_{i+1})-\sigma(x_i)}{x_{i+1}-x_i} \tag{2.3.2-4}$$

重み関数法による応力拡大係数は、一般的に次式で表される。

$$K_I = \int_0^a m(x,a)\sigma(x)\mathrm{d}x \tag{2.3.2-5}$$

ここで、a は亀裂深さ、$m(x,a)$は重み関数である。ASME Code Section XI[8] では表面半楕円亀裂に対する最深点の重み関数は、無次元係数 G_0 及び G_1 を用いて、次式で与えられている。

$$m(x,a) = \frac{2}{[2\pi(a-x)]^{1/2}}\left[1 + M_1\left(1-\frac{x}{a}\right)^{1/2} + M_2\left(1-\frac{x}{a}\right) + M_3\left(1-\frac{x}{a}\right)^{3/2}\right] \tag{2.3.2-6}$$

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2}}(3G_1-G_0) - \frac{24}{5} \tag{2.3.2-7}$$

$$M_2 = 3 \tag{2.3.2-8}$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2}}(G_0 - 2G_1) + \frac{8}{5} \tag{2.3.2-9}$$

(2.3.2-5)式を(2.3.2-5)式に代入することで、亀裂最深点の応力拡大係数は次式のように求められる。

$$K_I = K_{IM0} + K_{IM1}M_1 + K_{IM2}M_2 + K_{IM3}M_3 \tag{2.3.2-10}$$

$$K_{IM0} = \frac{2\sqrt{2}}{3\sqrt{\pi}}\sum_{i=1}^{n}\left[(k_i x_i + 2k_i a + 3b_i)\sqrt{a-x_i} - (k_i x_{i+1} + 2k_i a + 3b_i)\sqrt{a-x_{i+1}}\right] \tag{2.3.2-11}$$

$$K_{IM1} = \sqrt{\frac{2}{\pi}}\frac{1}{\sqrt{a}}\sum_{i=1}^{n}\left[\frac{k_i}{2}\left(x_{i+1}^2 - {x_i}^2\right) + b_i(x_{i+1}-x_i)\right] \tag{2.3.2-12}$$

$$K_{IM2} = \frac{2}{15}\sqrt{\frac{2}{\pi}}\frac{1}{a}\sum_{i=1}^{n}\left[(3k_i x_i + 2k_i a + 5b_i)(a-x_i)^{3/2} - (3k_i x_{i+1} + 2k_i a + 5b_i)(a-x_{i+1})^{3/2}\right] \tag{2.3.2-13}$$

$$K_{IM3} = \sqrt{\frac{2}{\pi}}\frac{1}{a\sqrt{a}}\sum_{i=1}^{n}\left[\frac{k_i}{3}\left({x_i}^3 - x_{i+1}^3\right) + \frac{1}{2}(k_i a - b_i)x_{i+1}^2 - \frac{1}{2}(k_i a - b_i){x_i}^2 + b_i a(x_{i+1} - x_i)\right]$$

(2.3.2-14)

同様に、表面半楕円亀裂の表面点における重み関数は次式で表される。

$$m(x,a) = \frac{2}{(\pi x)^{1/2}}\left[1 + N_1\left(\frac{x}{a}\right)^{1/2} + N_2\left(\frac{x}{a}\right) + N_3\left(\frac{x}{a}\right)^{3/2}\right] \quad (2.3.2\text{-}15)$$

$$N_1 = 3\pi(2G_0 - 5G_1) - 8 \quad (2.3.2\text{-}16)$$

$$N_2 = 15\pi(3G_1 - G_0) + 15 \quad (2.3.2\text{-}17)$$

$$N_3 = 3\pi(3G_0 - 10G_1) - 8 \quad (2.3.2\text{-}18)$$

これにより応力拡大係数は次式で求められる。

$$K_I = K_{IN0} + K_{IN1}N_1 + K_{IN2}N_2 + K_{IN3}N_3 \quad (2.3.2\text{-}19)$$

$$K_{IN0} = \frac{4}{3\sqrt{\pi}}\sum_{i=1}^{n}\left[\sqrt{x_{i+1}}(k_i x_{i+1} + 3b_i) - \sqrt{x_i}(k_i x_i + 3b_i)\right] \quad (2.3.2\text{-}20)$$

$$K_{IN1} = \frac{1}{\sqrt{\pi a}}\sum_{i=1}^{n}[x_{i+1}(k_i x_{i+1} + 2b_i) - x_i(k_i x_i + 2b_i)] \quad (2.3.2\text{-}21)$$

$$K_{IN2} = \frac{4}{15a\sqrt{\pi}}\sum_{i=1}^{n}\left[x_{i+1}^{3/2}(3k_i x_{i+1} + 5b_i) - x_i^{3/2}(3k_i x_i + 5b_i)\right] \quad (2.3.2\text{-}22)$$

$$K_{IN3} = \frac{1}{3a\sqrt{\pi a}}\sum_{i=1}^{n}[x_{i+1}^2(2k_i x_{i+1} + 3b_i) - x_i^2(2k_i x_i + 3b_i)] \quad (2.3.2\text{-}23)$$

以上の重み関数法に基づく応力拡大係数算出機能を PASCAL に導入した。

2) 亀裂の存在範囲における応力分布の多項式近似

ASME Code Section XI[8] では表面亀裂に対する重み関数は示されているが、内部亀裂に対する重み関数法は示されていない。また、他の規格等においても内部亀裂に対して一般的に適用可能な重み関数は提案されていない。

そこで、複雑な応力分布に対応し、内部亀裂にも適用可能な方法として、応力拡大係数が亀裂の存在する領域の応力分布によって決定されることを考慮して、従来の板厚全体ではなく亀裂が存在する領域での応力分布を多項式で表現することで、複雑な応力分布に対する応力拡大係数を精度よく算出する機能を PASCAL に整備した。

(4) 表面亀裂の応力拡大係数計算の適用範囲拡張

CEA の解[45]において、クラッドを貫通する表面亀裂の応力拡大係数は、次式で与えられる。

$$K_I = \left(\sum_{j=0}^{4} \sigma_j i_j \left(\frac{a+r}{h+r}\right)^j + \sum_{j=0}^{1} \sigma_{jr} i_{jr} \left(\frac{a+r}{h+r}\right)^j\right)\sqrt{\pi(a+r)} \qquad (2.3.2\text{-}24)$$

ここで、図 2.3.2-4 に示すように、r はクラッド厚さ、a はクラッド厚さを除いた亀裂深さ、h は母材の板厚である。応力は 4 次多項式で表現され、σ_j及びσ_{jr}は多項式の係数である。応力は図 2.3.2-5 に示すようにクラッド部と母材部とに分離して取扱われ、式中のσ_jは母材部における応力の係数、σ_{jr}はクラッド部の応力の係数である。係数 i_j 及び i_{jr} は補正係数であり、a/c（c は亀裂半長）と a/r について表を補間して用いる。無限長亀裂と全周亀裂（a/c=0 に対応）については、これらのパラメータ以外に、h/r についても表を補間して用いており、用いる表の次元が半楕円亀裂のものと異なる。

過年度の PASCAL3 では、表面半楕円亀裂に関する CEA の解[45]の応力拡大係数について、クラッド厚さが 5 mm の表に限定した機能整備が行われており、任意のクラッド厚さを対象とした解析に適用することができなかった。そのため、今年度では任意のクラッド厚さに対しても CEA の解[45]を用いることができるよう、補正係数の表を拡張した。具体的には、任意のクラッド厚さに対して、a/c=0 の補正係数を拡張することで、応力拡大係数を任意のクラッド厚さに対して算出できるようにした。

[45] S. Marie, S. Chapuliot, “Improvement of the calculation of the stress intensity factors for underclad and through-clad defects in a reactor pressure vessel subjected to a pressurised thermal shock”, International Journal of Pressure Vessels and Piping 85 (2008) 517– 531.

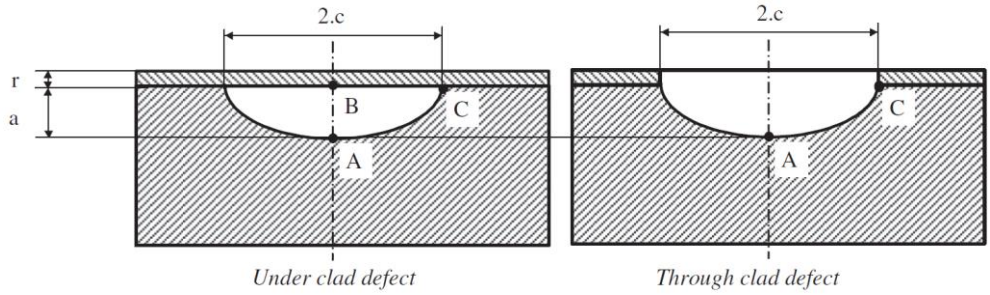


Fig. 9. Characteristic points of the underclad and through-clad defects.

図 2.3.2-4　亀裂の形状の定義
（CEA の解 [45] より引用）

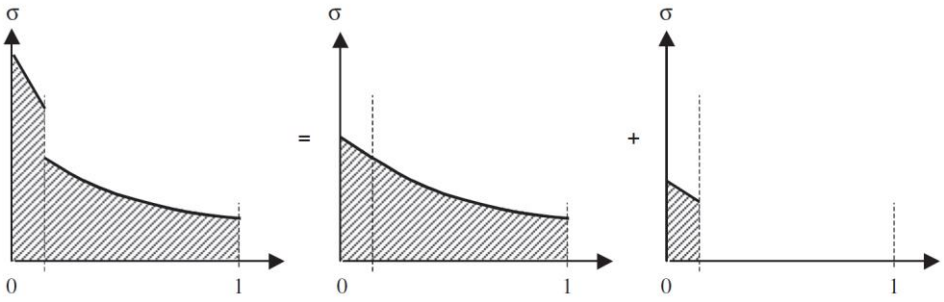


Fig. 8. Stress decomposition for analytical K_I calculation.

図 2.3.2-5　K_I 算出のための応力の取扱い
（CEA の解 [45] より引用）

(5) PARENT/CHILD 評価機能

2.2.2(2)項で述べたように、FAVOR[18] には溶接金属に対する亀裂の進展評価において、隣接する母材部の性質も考慮した評価が行われる機能がある。FAVOR[18] では、FAVPFM において亀裂進展に伴う評価点ごとに PARENT と CHILD の RT_{NDT} を求め、その大きい方の値が評価に用いられている。PASCAL においては、母材部と溶接金属のうち、RT_{NDT} が高い方が CPI が高いことを利用して、母材部と溶接金属の CPI を比較して大きい方の値を評価に用いることで、FAVOR と同等の FCI 及び TWCF を算出する機能を整備した。具体的には、PostPASCAL において、各サンプルに対して、溶接金属に存在する亀裂の CPI 及び CPF を決定する際、溶接金属の化学成分を用いて算出した CPI と、隣接する母材部の化学成分を用いて算出した CPI を比較し、高い CPI を持つ部位の CPI 及び CPF を用いることとした。

2.4.1 節において後述する条件と同様の条件のもと、PARENT/CHILD 関係を考慮しない場合と考慮する場合の TWCF の 95 パーセンタイル値の比較を表 2.3.2-1 に示す。RT_{NDT} の初期値は溶接金属よりも母材のほうが 40℃以上高いため、PARENT/CHILD 関係を考慮することで、TWCF の平均値は約 4 倍、95 パーセンタイル値は約 40 倍に増加した。

また、亀裂種類及び過渡事象別の FCI 及び TWCF の内訳を表 2.3.2-2 から表 2.3.2-5 及び図 2.3.2-6 から図 2.3.2-9 に示す。図 2.3.2-7 から、PARENT/CHILD 関係を考慮しない場合には溶接部の内部亀裂はほとんど TWCF へ寄与しなかった一方で、PARENT/CHILD 関係を考慮した場合には平均値で 65%程度の寄与となり、TWCF の主要な割合を占めるようになった。また、図 2.3.2-9 から、内部亀裂の寄与度が大きい LBOCA 事象、SBLOCA 事象及び MSLB 事象は、SO 事象と比べて、PARENT/CHILD 関係の考慮の有無による影響が大きい傾向となった。

表 2.3.2-1　PARENT/CHILD 関係の有無による TWCF への影響

PARENT/CHILD 関係	TWCF [回/炉年] （95 パーセンタイル値）
考慮しない	4.16E-10
考慮する	1.70E-08

表 2.3.2-2　PARENT/CHILD 関係を考慮しない場合の FCI（平均値）の内訳

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
		周方向	軸方向	周方向	軸方向	周方向	
126	SO	1.0×10^{-8}	3.1×10^{-12}	6.8×10^{-16}	0	1.0×10^{-20}	1.0×10^{-8}
56	LBLOCA	1.8×10^{-7}	3.9×10^{-9}	4.7×10^{-9}	0	1.6×10^{-13}	1.9×10^{-7}
97	SO	2.6×10^{-9}	1.3×10^{-11}	3.4×10^{-11}	9.7×10^{-15}	3.2×10^{-15}	2.6×10^{-9}
114	SBLOCA	2.8×10^{-8}	2.5×10^{-10}	2.3×10^{-10}	0	7.8×10^{-15}	2.8×10^{-8}
71	SO	4.4×10^{-10}	3.3×10^{-12}	1.8×10^{-12}	7.8×10^{-14}	9.3×10^{-19}	4.4×10^{-10}
130	SO	9.7×10^{-10}	4.9×10^{-12}	2.5×10^{-12}	6.6×10^{-17}	2.0×10^{-19}	9.8×10^{-10}
60	SO	1.1×10^{-12}	2.6×10^{-11}	0	7.2×10^{-17}	0	2.7×10^{-11}
7	MBLOCA	7.5×10^{-9}	1.4×10^{-10}	1.8×10^{-10}	3.0×10^{-23}	8.9×10^{-15}	7.9×10^{-9}
3	SBLOCA	1.8×10^{-8}	4.5×10^{-18}	1.3×10^{-18}	0	0	1.8×10^{-8}
103	MSLB	4.6×10^{-11}	1.1×10^{-12}	2.0×10^{-14}	0	0	4.7×10^{-11}
94	SO	2.7×10^{-8}	0	3.5×10^{-10}	0	3.0×10^{-14}	2.7×10^{-8}
123	SO	3.1×10^{-11}	9.5×10^{-12}	3.3×10^{-13}	8.7×10^{-16}	2.1×10^{-19}	4.0×10^{-11}
129	SO	7.9×10^{-10}	6.4×10^{-12}	1.6×10^{-12}	2.1×10^{-13}	1.8×10^{-20}	7.9×10^{-10}

表 2.3.2-3　PARENT/CHILD 関係を考慮する場合の FCI（平均値）の内訳

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
		周方向	軸方向	周方向	軸方向	周方向	
126	SO	1.0×10^{-8}	3.1×10^{-12}	6.8×10^{-16}	1.7×10^{-11}	1.3×10^{-12}	1.0×10^{-8}
56	LBLOCA	1.8×10^{-7}	3.9×10^{-9}	4.7×10^{-9}	1.9×10^{-9}	2.2×10^{-8}	2.2×10^{-7}
97	SO	2.6×10^{-9}	1.3×10^{-11}	3.4×10^{-11}	2.6×10^{-11}	2.2×10^{-10}	2.9×10^{-9}
114	SBLOCA	2.8×10^{-8}	2.5×10^{-10}	2.3×10^{-10}	1.5×10^{-10}	1.6×10^{-9}	3.1×10^{-8}
71	SO	4.4×10^{-10}	3.3×10^{-12}	1.8×10^{-12}	2.6×10^{-11}	1.9×10^{-11}	4.9×10^{-10}
130	SO	9.8×10^{-10}	4.9×10^{-12}	2.5×10^{-12}	3.0×10^{-11}	4.6×10^{-11}	1.1×10^{-9}
60	SO	1.1×10^{-12}	2.6×10^{-11}	0	5.3×10^{-11}	3.6×10^{-17}	8.0×10^{-11}
7	MBLOCA	7.6×10^{-9}	1.4×10^{-10}	1.8×10^{-10}	5.5×10^{-11}	8.8×10^{-10}	8.9×10^{-9}
3	SBLOCA	1.9×10^{-8}	4.5×10^{-18}	1.3×10^{-18}	2.8×10^{-17}	2.0×10^{-14}	1.9×10^{-8}
103	MSLB	4.7×10^{-11}	1.1×10^{-12}	2.0×10^{-14}	3.4×10^{-13}	9.2×10^{-13}	4.9×10^{-11}
94	SO	2.7×10^{-8}	0	3.5×10^{-10}	0	2.2×10^{-9}	3.0×10^{-8}
123	SO	3.1×10^{-11}	9.5×10^{-12}	3.3×10^{-13}	9.7×10^{-12}	2.6×10^{-12}	5.3×10^{-11}
129	SO	8.0×10^{-10}	6.4×10^{-12}	1.6×10^{-12}	7.5×10^{-11}	2.5×10^{-11}	9.1×10^{-10}

表 2.3.2-4　PARENT/CHILD 関係を考慮しない場合の TWCF（平均値）の内訳

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
		周方向	軸方向	周方向	軸方向	周方向	
126	SO	2.9×10^{-9}	3.1×10^{-12}	6.2×10^{-16}	0	0	2.9×10^{-9}
56	LBLOCA	0	2.9×10^{-9}	3.1×10^{-22}	0	0	2.9×10^{-9}
97	SO	1.3×10^{-10}	1.3×10^{-11}	2.5×10^{-11}	9.7×10^{-15}	1.4×10^{-17}	1.7×10^{-10}
114	SBLOCA	4.9×10^{-16}	2.5×10^{-10}	3.1×10^{-15}	0	5.0×10^{-20}	2.5×10^{-10}
71	SO	1.9×10^{-11}	3.3×10^{-12}	1.3×10^{-12}	7.8×10^{-14}	5.4×10^{-21}	2.4×10^{-11}
130	SO	8.0×10^{-14}	4.9×10^{-12}	3.0×10^{-13}	6.6×10^{-17}	0	5.3×10^{-12}
60	SO	8.7×10^{-16}	2.6×10^{-11}	0	7.2×10^{-17}	0	2.6×10^{-11}
7	MBLOCA	4.2×10^{-22}	7.0×10^{-11}	4.9×10^{-23}	0	0	7.0×10^{-11}
3	SBLOCA	4.8×10^{-14}	4.5×10^{-18}	0	0	0	4.8×10^{-14}
103	MSLB	2.6×10^{-15}	1.1×10^{-12}	1.2×10^{-16}	0	0	1.1×10^{-12}
94	SO	1.9×10^{-15}	0	7.6×10^{-15}	0	2.2×10^{-19}	9.5×10^{-15}
123	SO	1.1×10^{-12}	9.5×10^{-12}	2.5×10^{-13}	8.7×10^{-16}	8.6×10^{-22}	1.1×10^{-11}
129	SO	6.4×10^{-14}	6.4×10^{-12}	5.8×10^{-14}	2.1×10^{-13}	0	6.8×10^{-12}

表 2.3.2-5　PARENT/CHILD 関係を考慮する場合の TWCF（平均値）の内訳

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
		周方向	軸方向	周方向	軸方向	周方向	
126	SO	3.0×10^{-9}	3.1×10^{-12}	6.2×10^{-16}	1.7×10^{-11}	1.0×10^{-12}	3.0×10^{-9}
56	LBLOCA	1.3×10^{-9}	2.9×10^{-9}	3.1×10^{-22}	1.5×10^{-9}	1.1×10^{-8}	1.7×10^{-8}
97	SO	1.5×10^{-10}	1.3×10^{-11}	2.5×10^{-11}	2.6×10^{-11}	1.6×10^{-10}	3.7×10^{-10}
114	SBLOCA	2.0×10^{-10}	2.5×10^{-10}	3.1×10^{-15}	1.4×10^{-10}	7.8×10^{-10}	1.4×10^{-9}
71	SO	2.3×10^{-11}	3.3×10^{-12}	1.3×10^{-12}	2.6×10^{-11}	1.3×10^{-11}	6.7×10^{-11}
130	SO	7.0×10^{-12}	4.9×10^{-12}	3.0×10^{-13}	3.0×10^{-11}	2.4×10^{-11}	6.6×10^{-11}
60	SO	9.4×10^{-15}	2.6×10^{-11}	0	5.3×10^{-11}	1.8×10^{-17}	7.9×10^{-11}
7	MBLOCA	5.4×10^{-11}	7.0×10^{-11}	4.9×10^{-23}	3.4×10^{-11}	4.4×10^{-10}	6.0×10^{-10}
3	SBLOCA	1.3×10^{-10}	4.5×10^{-18}	0	1.3×10^{-17}	9.8×10^{-15}	1.3×10^{-10}
103	MSLB	3.4×10^{-13}	1.1×10^{-12}	1.2×10^{-16}	3.4×10^{-13}	4.6×10^{-13}	2.2×10^{-12}
94	SO	1.9×10^{-10}	0	7.6×10^{-15}	0	1.1×10^{-9}	1.3×10^{-9}
123	SO	1.3×10^{-12}	9.5×10^{-12}	2.5×10^{-13}	9.7×10^{-12}	1.9×10^{-12}	2.3×10^{-11}
129	SO	5.8×10^{-12}	6.4×10^{-12}	5.8×10^{-14}	7.5×10^{-11}	1.3×10^{-11}	1.0×10^{-10}

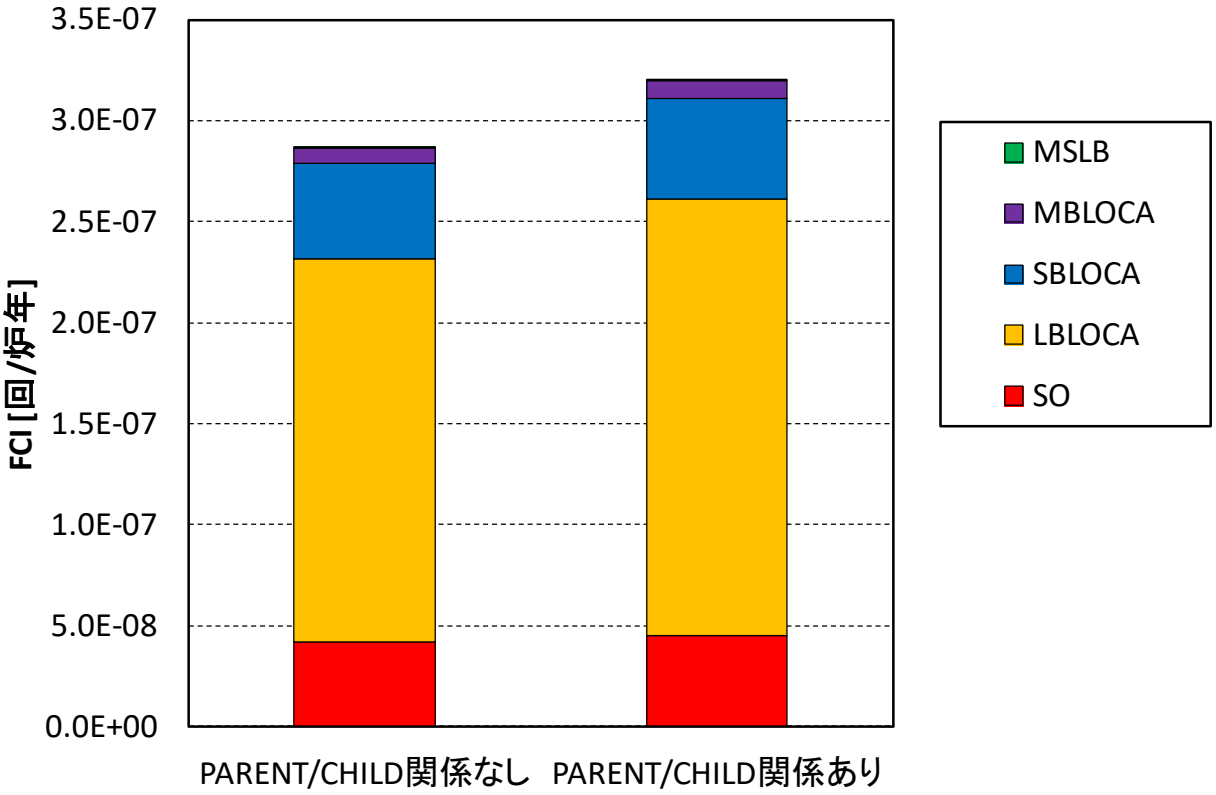


図 2.3.2-6　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度

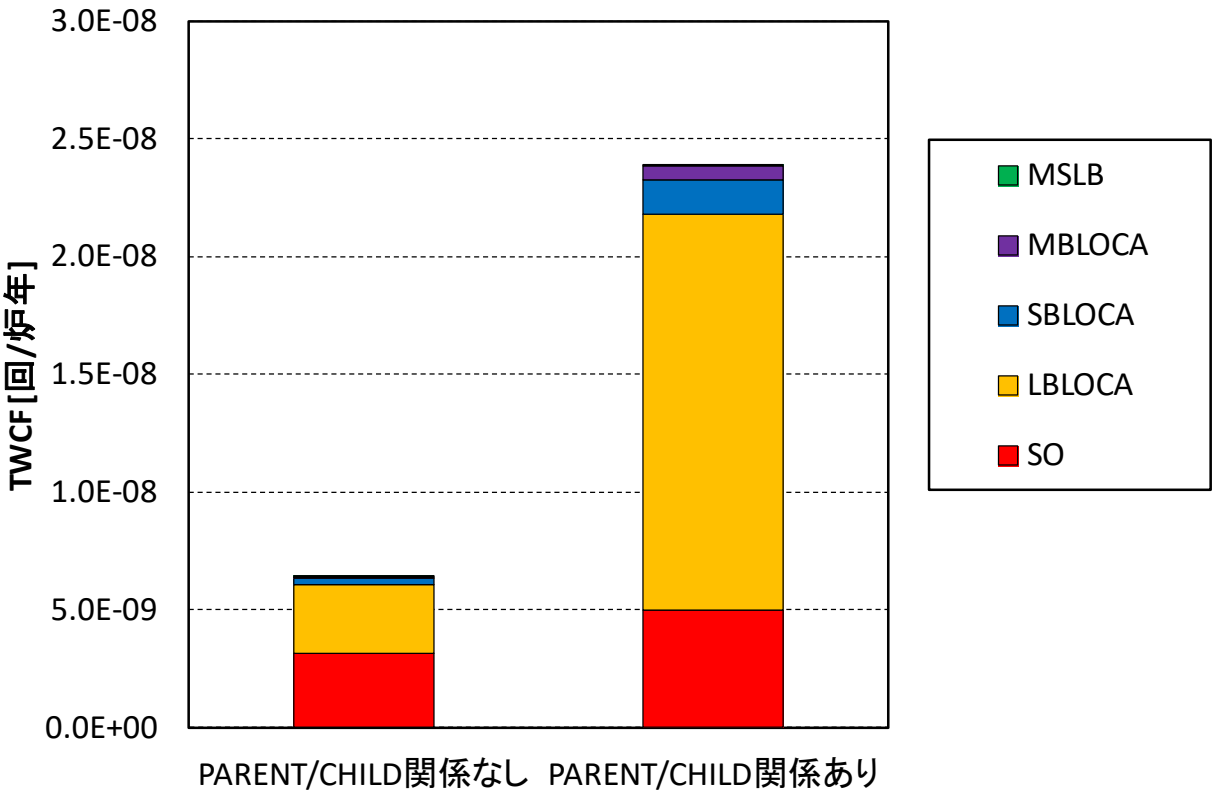


図 2.3.2-7　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度

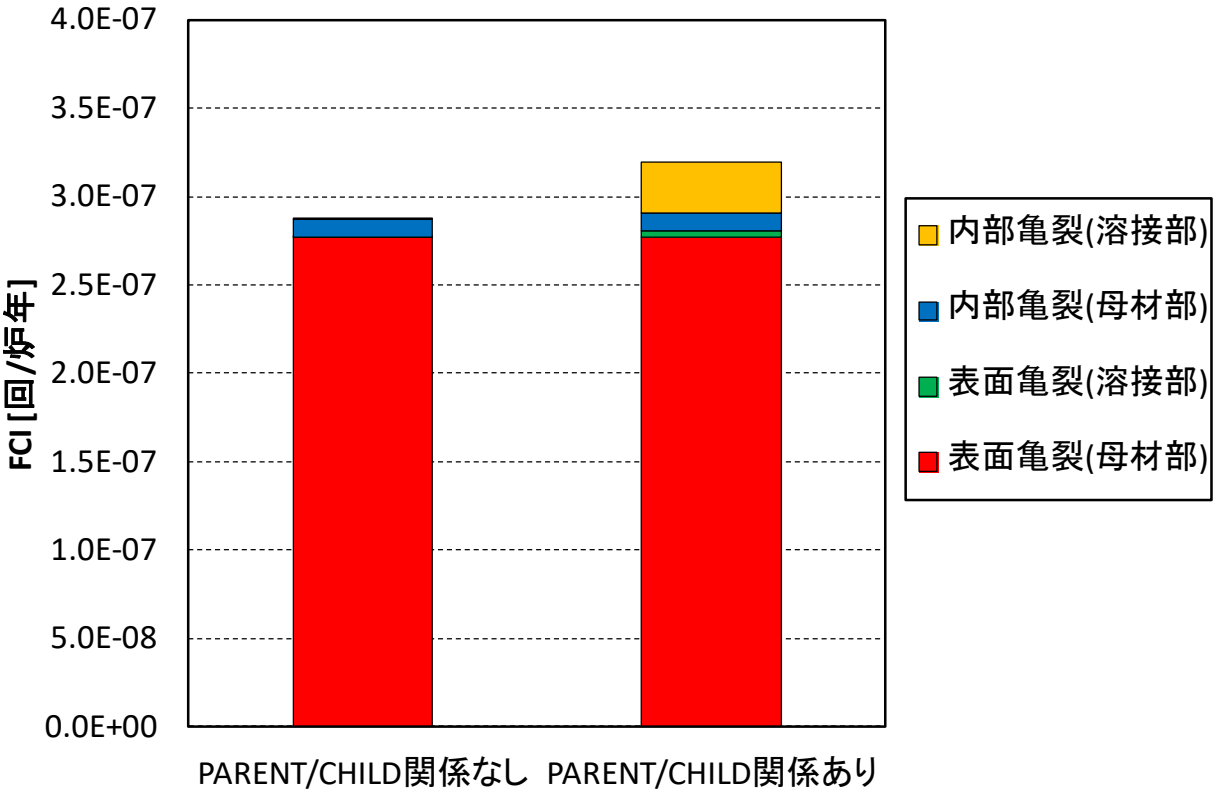


図 2.3.2-8　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

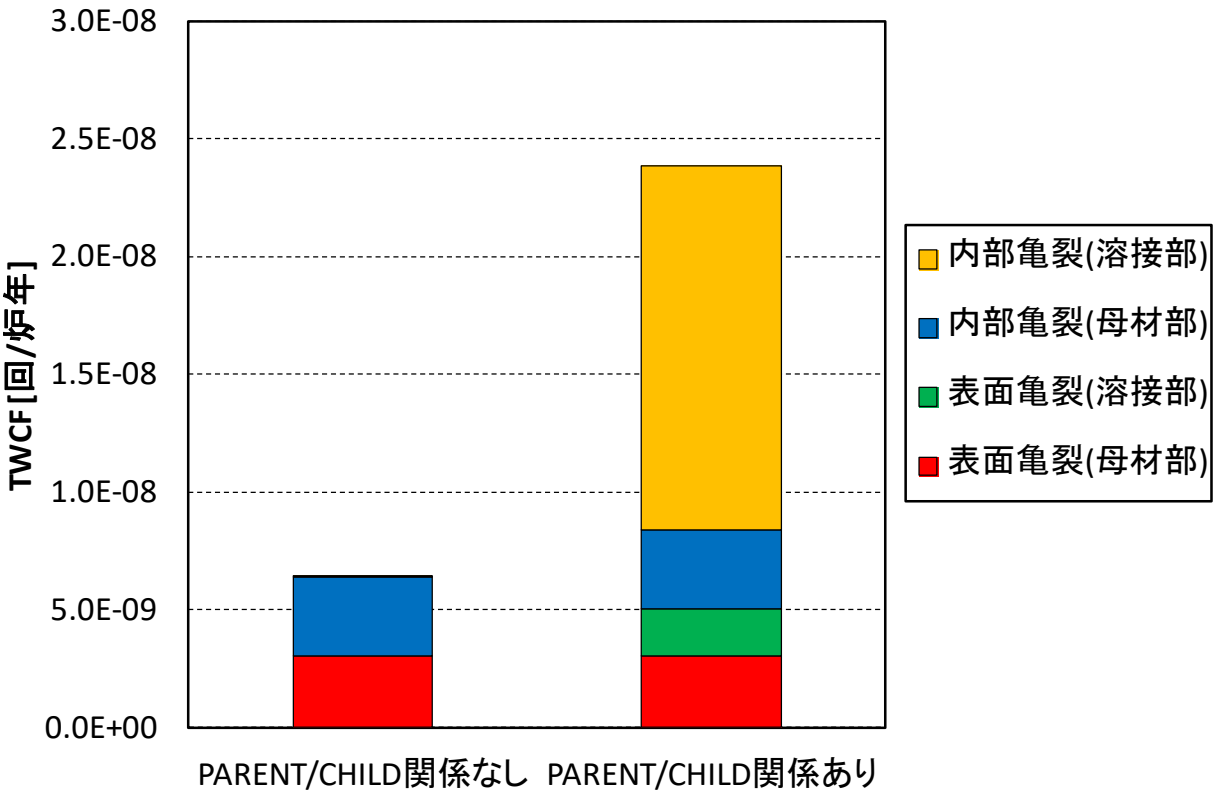


図 2.3.2-9　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

(6) 国内鋼材を対象とした破壊靭性評価モデル

2.2.3(2)項において検討した認識論的不確実さを考慮したK_{Ic}及びK_{Ia}の国内モデル A 及び国内モデル B を PASCAL に整備した。

2.2.3(2)項において検討したように、FAVOR[18]及び国内モデル A、B では、認識論的な不確実さ及び RT_{NDT} のシフト量を考慮した$\overline{RT_{NDT}}$及びRT_{ARREST}は以下のように表される。

$$\overline{RT_{NDT}} = RT_{NDT0} - \Delta RT_{\mathrm{epistemic}} + \Delta RT_{NDT} \quad (2.3.2\text{-}25)$$

$$RT_{ARREST} = RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{\mathrm{arrest}} + \Delta RT_{NDT} \quad (2.3.2\text{-}26)$$

$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$： RT_{NDT} と破壊靭性を表す指標（RT_{LB} または T_{o}）の差異に由来する認識論的不確実さ

$\Delta RT_{epist-arrest}$： RT_{NDT} と T_{o} の差異に由来する認識論的不確実さ

$\Delta RT_{\mathrm{arrest}}$： T_{o} と T_{KIa} の差異に由来する認識論的不確実さ

2.4.1 節において後述する条件と同様の条件のもと、FAVOR 及び国内モデル A、B を用いて算出した FCI 及び TWCF の結果を表 2.3.2-6 に示す。FCI 及び TWCF に関して、国内モデル A と FAVOR のモデルが同様のオーダーの値であるのに対し、モデル B は平均値で 1 桁、95 パーセンタイル値で 4 から 5 桁程度低い値を示した。この傾向は、図 2.2.3-9 に示した破壊靭性の傾向と一致している。

表 2.3.2-6 RT_{NDT} の認識論的不確実さに関するモデルによる FCI 及び TWCF の違い

	FCI [回/炉年]		TWCF [回/炉年]	
	平均値	95 パーセンタイル値	平均値	95 パーセンタイル値
国内モデル A	2.85×10^{-7}	7.94×10^{-7}	6.39×10^{-9}	4.16×10^{-10}
国内モデル B	3.94×10^{-8}	3.02×10^{-11}	5.60×10^{-10}	4.99×10^{-15}
FAVOR モデル	3.65×10^{-7}	1.54×10^{-6}	1.91×10^{-9}	6.42×10^{-9}

2.3.3 解析コードの信頼性確認

本節では、RPV を対象とした PFM 解析コード PASCAL の信頼性確認を実施した。

一般に、解析コードの検証方法としては、実験との比較による妥当性確認等が挙げられるが、PFM が対象とするような非常に頻度の低い事象に対しては実験を行うことが実質上不可能である。このため、PFM 解析コードにおいては、決定論的な破壊力学解析機能等の個別機能の検証が非常に重要である。また、複合的に機能の検証を行うため、複数のコードを用いた比較解析も広く行われている。

本節では、2.2.3(1)項に示す他コードの比較解析として、米国の PFM 解析コード FAVOR との比較解析、及び 2.3.3(2)項に示す本年度追加した機能の検証により、PASCAL の信頼性を確認した。

(1) 他コードとの比較解析による信頼性確認

ここでは、米国の PFM 解析コード FAVOR[46]と PASCAL の比較解析を通じて、PASCAL の信頼性確認を行った。

ここで比較を行った FAVOR と PASCAL の各モジュール及びモジュール間のデータの流れについて、概要を以下に記す。FAVOR の FCI 及び TWCF 算出手順を図 2.3.3-1 に示す。FAVOR は FAVLoad、FAVPFM、FAVPost という 3 つのモジュールから成っており、FAVLoad では過渡事象中の RPV 壁内の温度と応力分布及び応力拡大係数を算出する。次に、過渡事象が発生した場合の RPV 炉心領域に対する CPI 及び CPF を FAVPFM で算出する。最後に、FAVPost では FAVPFM で算出した RPV 炉心領域の CPI 及び CPF と過渡事象の発生頻度から、FCI 及び TWCF を算出する。これに対して、PASCAL における解析の流れを図 2.3.3-2 に示す。PASCAL は PrePASCAL、PASCAL3、PostPASCAL の 3 つのモジュールから成っており、PrePASCAL では、過渡事象中の RPV 壁内の温度と応力分布を算出する。次に、PASCAL3 では、単一亀裂に対する CPI 及び CPF を算出し、PostPASCAL において PASCAL3 の解析結果を用いて、中性子照射量分布、亀裂分布及び過渡事象発生頻度を考慮して、RPV 炉心領域に対する FCI 及び TWCF を算出する。このうち、PFM 解析のソルバーである FAVPFM 及び PASCAL3、後処理プログラムである FAVPost 及び PostPASCAL を本比較解析の対象とした。過渡事象中の RPV 壁内の温度と応力分布については、FAVLoad で計算した結果を FAVPFM 及び PASCAL3 で共通に用いることとした。

ここでは、まず、2.3.3(1)1)項において、決定論解析を行い、FAVOR と PASCAL の応力拡大係数の差異を確認した。次に、2.3.3(1)2)項において、単一亀裂に対する CPI 及び CPF を比較し、確率論解析を行う際の基本的な処理に関する差異の有無について確認した。更に、2.3.3(1)3)項において、RPV 炉心領域に対する FCI 及び TWCF を比較すること

[46] P.T.Williams, et al, “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge FAVOR, v12.1, Computer Code : Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations”, ORNL/TM-2012/567, (2012).

で、全体の機能の比較を行った。最後に、2.3.3(1)4)項において、脆化予測式等、国内と米国で異なる条件について、PASCAL を用いた感度解析を行った。なお、本解析では信頼度に関する比較は行わず、FCI 及び TWCF の平均値のみを比較した。

本節で使用した FAVOR のバージョンは 12.1 である。また、本節で使用した PASCAL は昨年度に整備したバージョン 3.6A である。

本解析の入力条件について、RPV 寸法や化学成分等、可能な限り国内モデルデータを使用することとした。ただし、脆化予測式等の FAVOR で評価することが不可能なものは米国の条件を用いることとした。なお、PASCAL には、FAVOR の脆化予測式（以下、「米国脆化予測式」という。）が上述のバージョンで既に実装が施されている。表 2.3.3-1 に各条件について、国内モデルデータまたは米国データのどちらを使用したかを示す。なお、応力拡大係数については、各コードに組み込まれているものが異なるため、過年度までの PASCAL では、同一の応力拡大係数算出式を使用することが出来なかったが、一部 PASCAL の機能改良などを行い、同一の応力拡大係数を用いた解析も実施した。

FAVOR と PASCAL は作成した機関が異なるため、機能に種々の違いがあるが、本節の比較解析を通じて、RPV 寸法や化学成分、応力拡大係数等の条件を合わせた場合にはほぼ同等の結果が得られることを確認した。以降、得られた結果等について述べる。

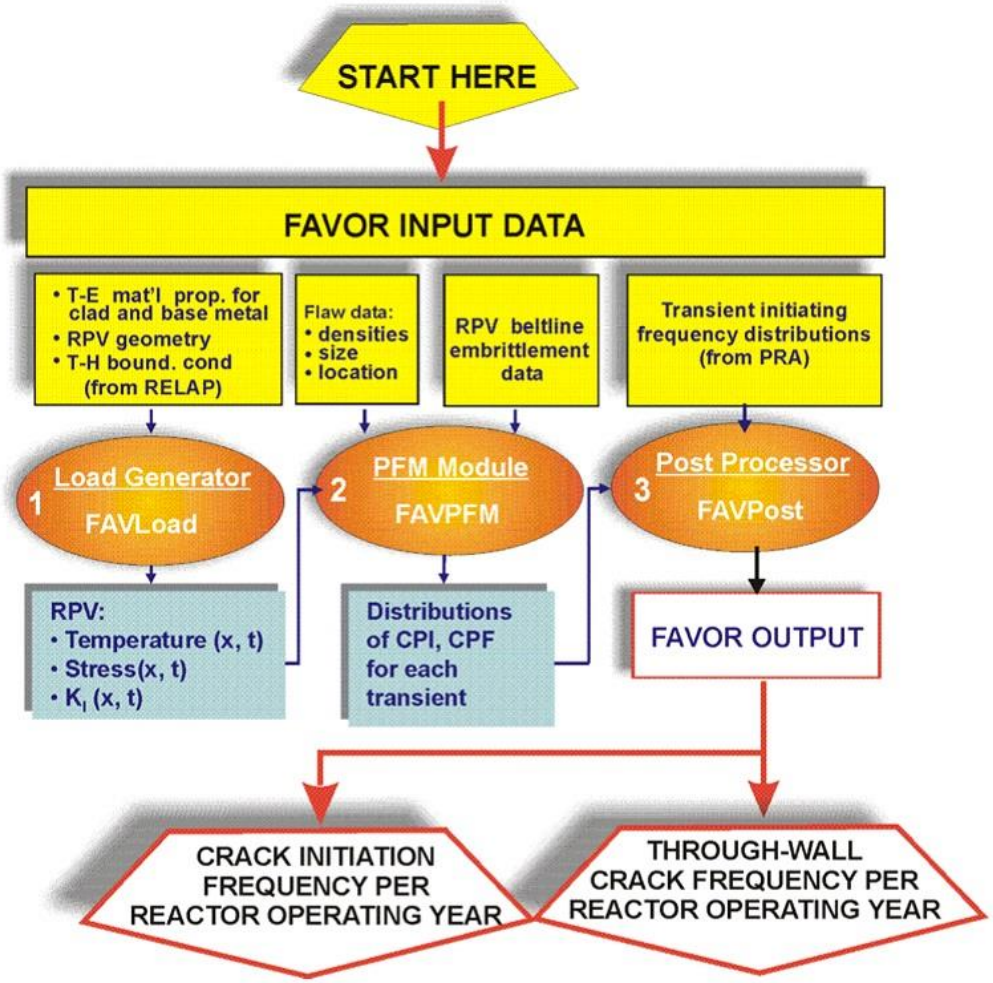


Fig. 2. FAVOR data streams flow through three modules: (1) FAVLoad, (2) FAVPFM, and (3) FAVPost.

図2.3.3-1　FAVORにおける解析の流れ

（FAVORの理論マニュアル[46]より引用）

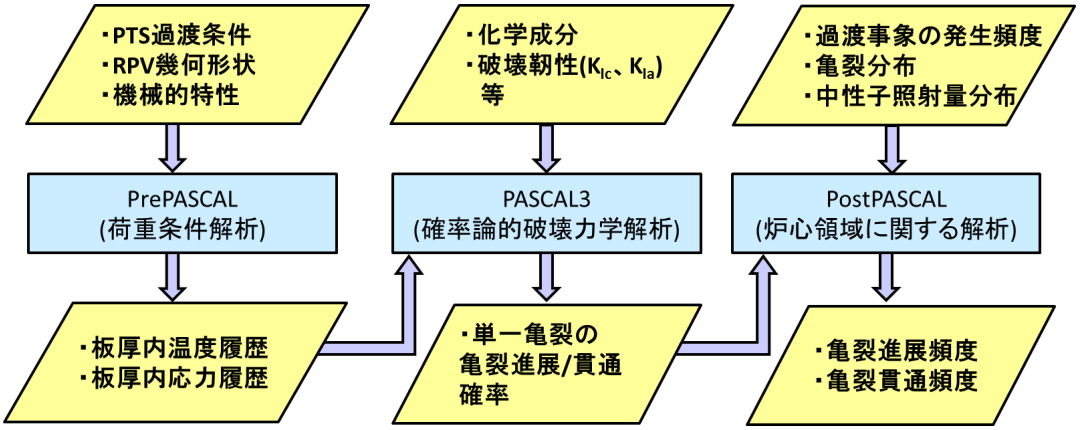


図2.3.3-2　PASCALにおける解析の流れ

表 2.3.3-1　比較解析の入力データ作成方針

解析条件	国内/米国
RPV 炉心領域寸法	国内
亀裂分布	国内
中性子照射量の最大値	国内
RT_{NDT} 初期値	国内
化学成分平均値	国内
化学成分標準偏差	国内
脆化予測法	米国
破壊靭性	米国
亀裂伝播停止靭性	米国
応力拡大係数	PASCAL と FAVOR で異なる （一部、同一の応力拡大係数算出式を用いた計算も実施）

1) 決定論解析による比較解析

PASCAL により算出した応力拡大係数と、FAVOR[18]により算出した応力拡大係数の比較を行った。対象とした亀裂形状は、表面亀裂（半楕円亀裂、軸方向無限長亀裂、全周亀裂）及び内部亀裂（楕円亀裂）とした。本解析で用いた RPV 炉心領域寸法を表 2.3.3-2 に示す。PASCAL の応力拡大係数算出式は表 2.3.3-3 に示すように国内モデルデータと同様のものを用いた。

まず、応力分布の時間変化を考慮せずに、内圧（15.8MPa）のみの単純な応力条件で応力拡大係数の比較を行った。なお、ここで設定した圧力は典型的な圧力として、BV の運転時の圧力を用いた。応力分布を図 2.3.3-3 に示す。応力拡大係数の比較結果を図 2.3.3-4

から図 2.3.3-7 に示す。図 2.3.3-6 及び図 2.3.3-7 において、アスペクト比は、a/c=1（亀裂半深さを a、亀裂半長さを c）とした。また、図 2.3.3-6 に示した比較では、クラッド及び母材の境界面と亀裂の内表面に最も近い点との距離を約 2.6 mm（=205.5/80 mm）に固定し、亀裂深さを変化させている。一方、図 2.3.3-7 に示した応力拡大係数の比較では、亀裂深さ $2a$ を板厚の 5%である 10.275 mm（＝205.5 mm×0.05）に固定し、亀裂の深さ方向の位置を変化させている。図 2.3.3-6 に示した比較においては、亀裂深さが小さい領域では、両者はよく一致するものの、亀裂深さが大きくなるにつれて FAVOR と PASCAL の差が大きくなった。PASCAL で算出された応力拡大係数は、FAVOR で算出された値と比較して、亀裂深さ $2a$ が 10 mm 程度の亀裂についてはおおよそ 3%程度、亀裂深さ $2a$ が 70 mm 程度の大きな亀裂については 10%程度小さい値となった。また、図 2.3.3-7 に示した応力拡大係数の比較でも、PASCAL の方が FAVOR よりもおおよそ 3%程度小さい値を算出した。

次に、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された BV を対象とした事象から、LBLOCA に分類される Case 56[42]（以下、「LBLOCA-56」という。）を選定し、応力拡大係数の時刻歴の比較を行った。後述する 2.3.3(1)2)項以降の確率論解析において亀裂が最も進展した時刻（17 分）における応力及び温度分布を図 2.3.3-8 に示す。比較に使用した亀裂寸法の条件を表 2.3.3-4 に示す。応力拡大係数の比較結果を図 2.3.3-9 から図 2.3.3-11 に示す。応力拡大係数の値が比較的大きい 50 分以前において、表面半楕円亀裂については 3%程度、無限長亀裂については 5%程度の差があることが分かった。また、内部亀裂については 10 から 20%程度の大きな差があることが分かった。

以上の比較から、PASCAL と FAVOR では応力拡大係数に最大で数十%の差異があることが認められた。2.3.3(1)2)項以降に後述するが、この差異は、PFM 解析に関する比較において、結果に大きく影響する。このため、2.3.3(1)2)項以降の PFM 解析においては、PASCAL を改良する等して、2 つのコードで同じ応力拡大係数を用いた解析を実施できるようにした。具体的には、表面半楕円亀裂と無限長及び全周亀裂については、FAVPFM に応力拡大係数値をデータとして入力することが可能なため、PASCAL で算出した応力拡大係数を FAVPFM の入力データの形式で出力する機能を追加し、出力したファイルを FAVPFM に読み込ませるようにした。また、内部亀裂については、FAVOR と同様の応力拡大係数算出式を PASCAL に導入した。これにより、次項以降の PFM 解析において、応力拡大係数を合わせた計算を可能とした。

表 2.3.3-2　RPV の寸法

項目	値
母材板厚 [mm]	200
クラッド厚さ [mm]	5.5
容器母材内半径 [mm]	2,000

表 2.3.3-3　PASCAL における応力拡大係数算出式

亀裂種類	応力拡大係数算出式
表面半楕円亀裂	CEA の式 [45]
内部亀裂	JSME 維持規格 2012 年版の式 [44]
全周亀裂及び軸方向に長い亀裂	JSME 維持規格 2012 年版の式 [44]

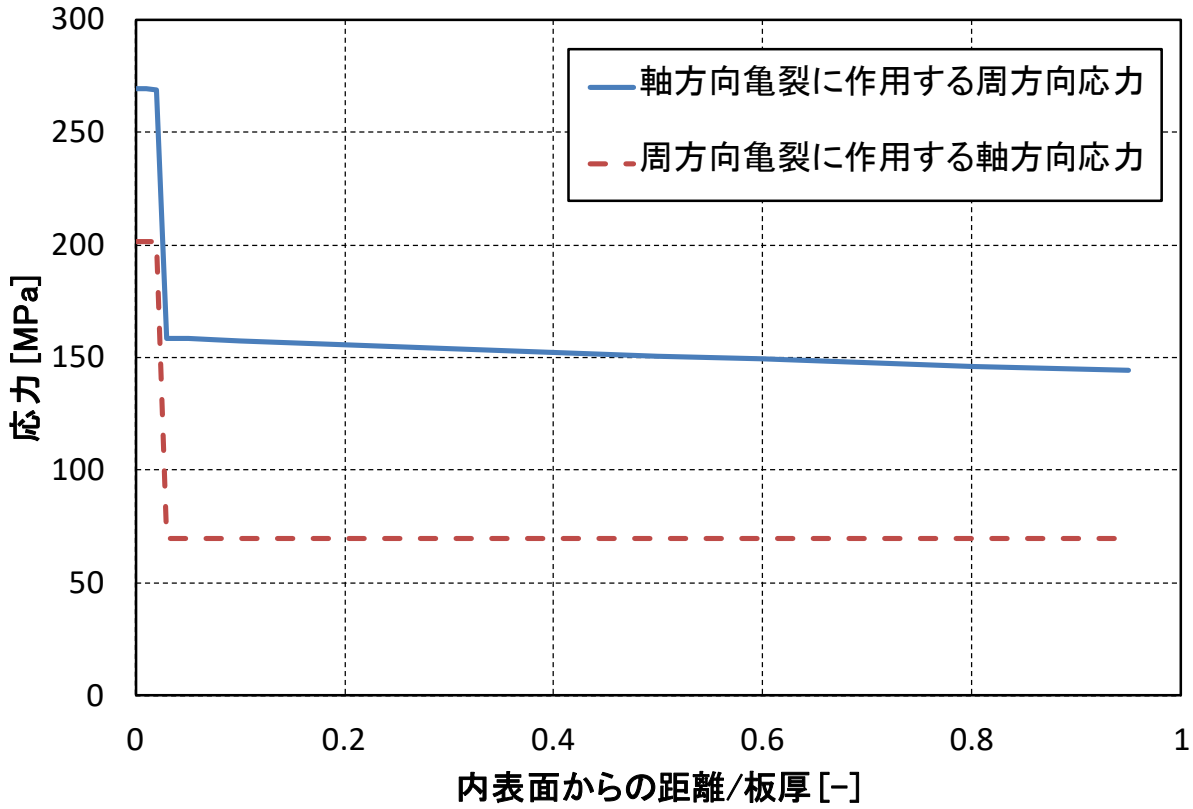


図2.3.3-3　決定論解析による応力拡大係数の比較に用いた応力分布（時間変化なし）

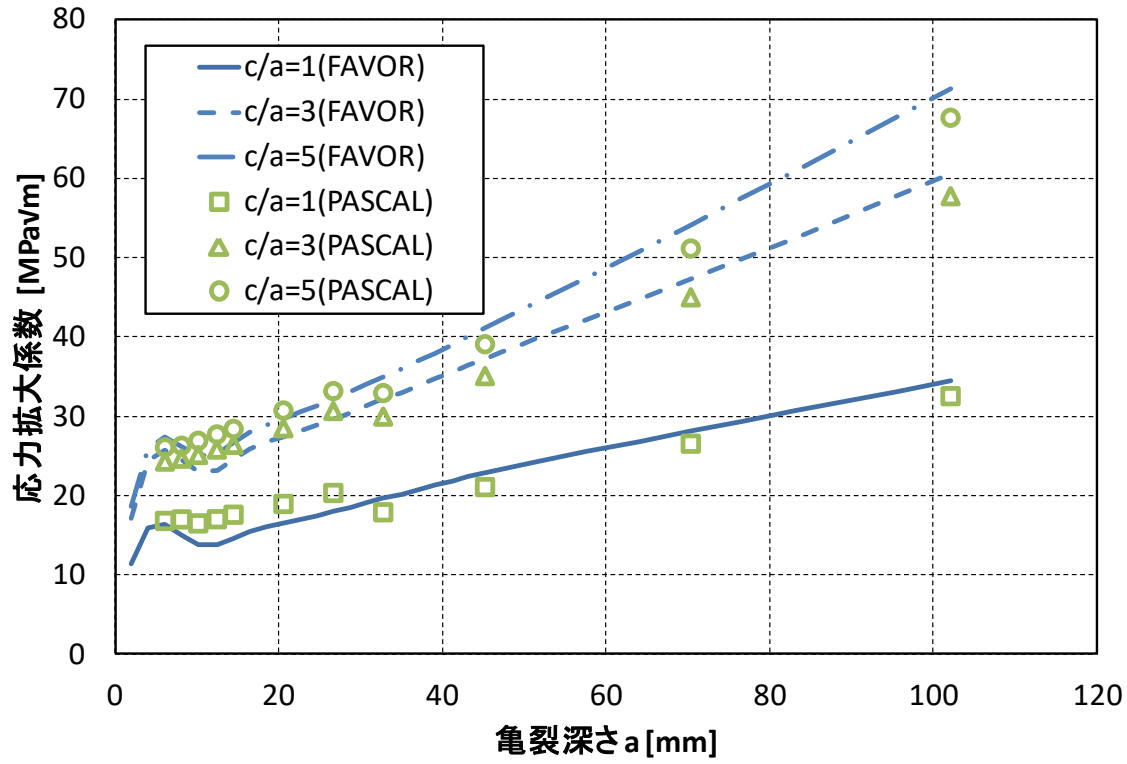


図2.3.3-4　時間変化を考慮しない応力分布における表面半楕円亀裂の応力拡大係数

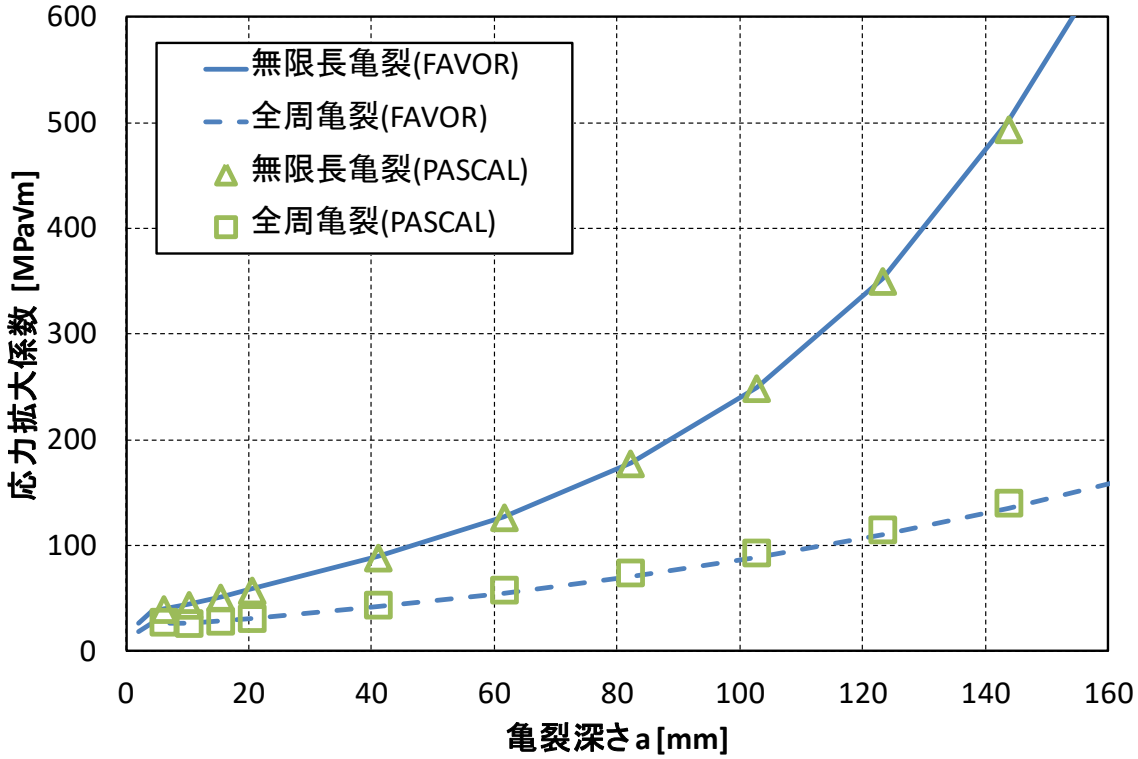


図2.3.3-5　時間変化を考慮しない応力分布における無限長及び全周亀裂の応力拡大係数

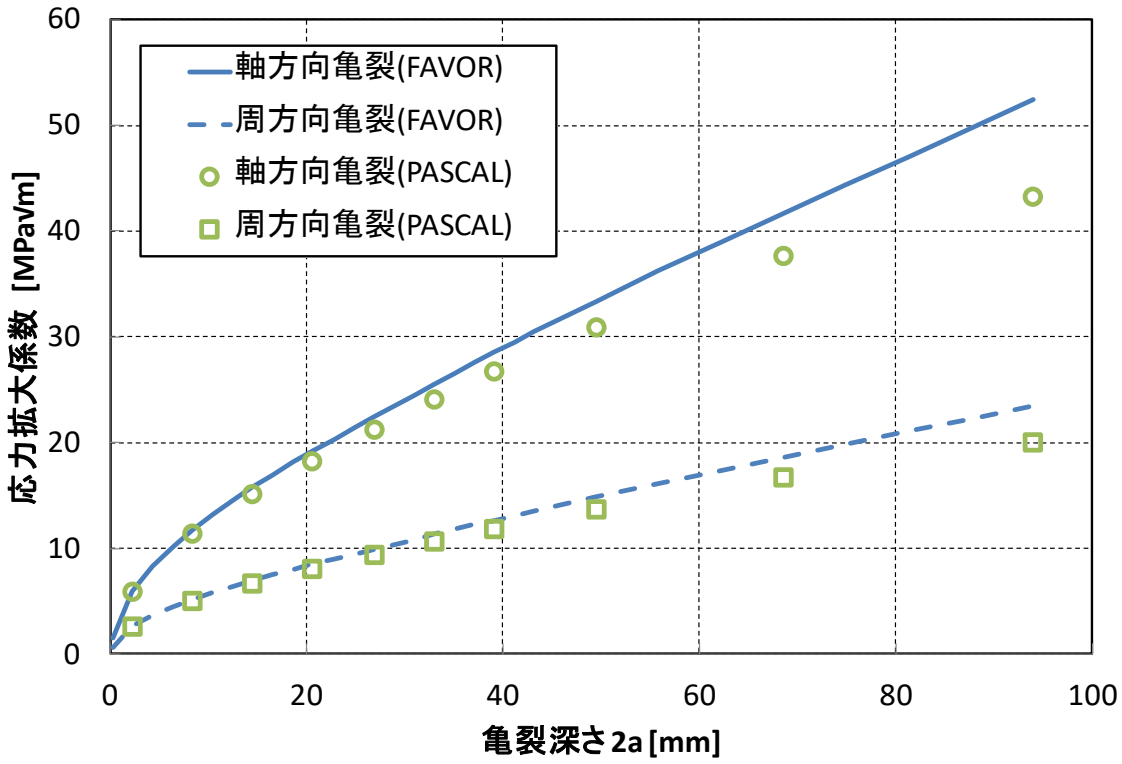


図2.3.3-6　時間変化を考慮しない応力分布における内部亀裂の応力拡大係数（亀裂内表面点の位置固定）

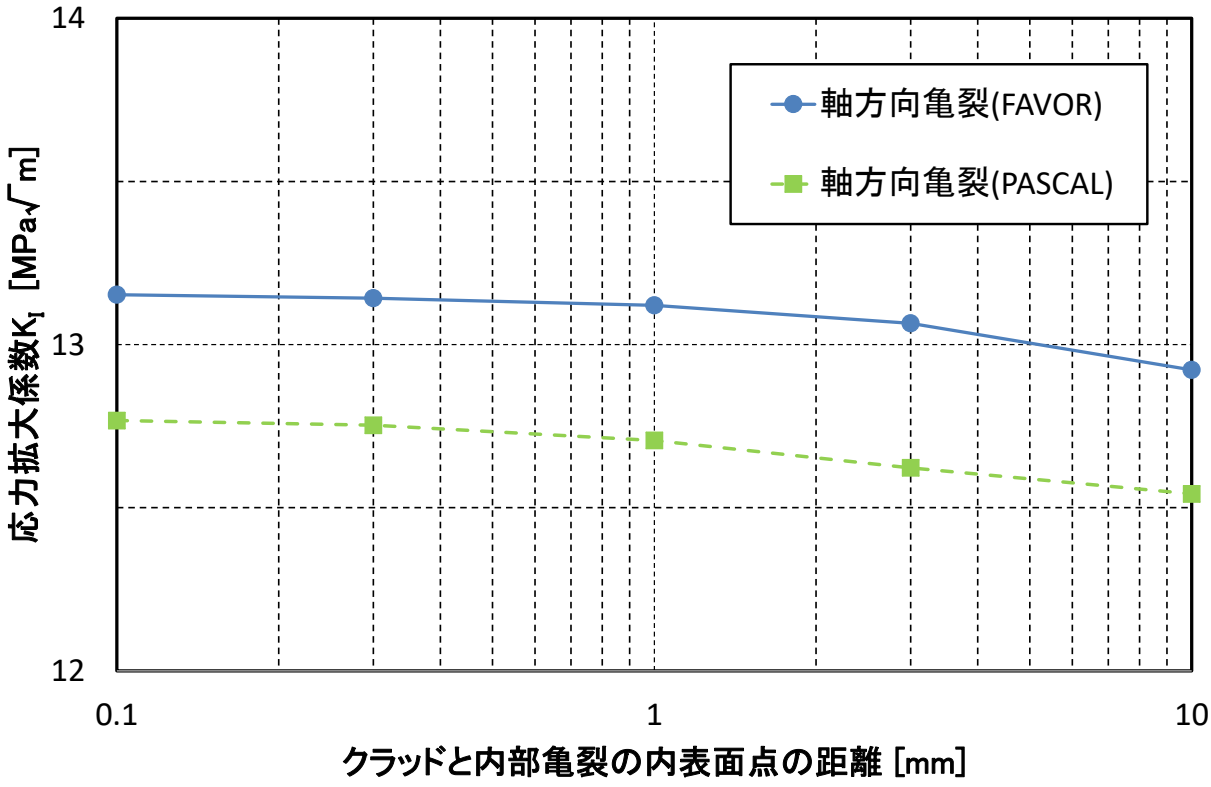


図2.3.3-7　時間変化を考慮しない応力分布における内部亀裂の応力拡大係数（亀裂深さ固定）

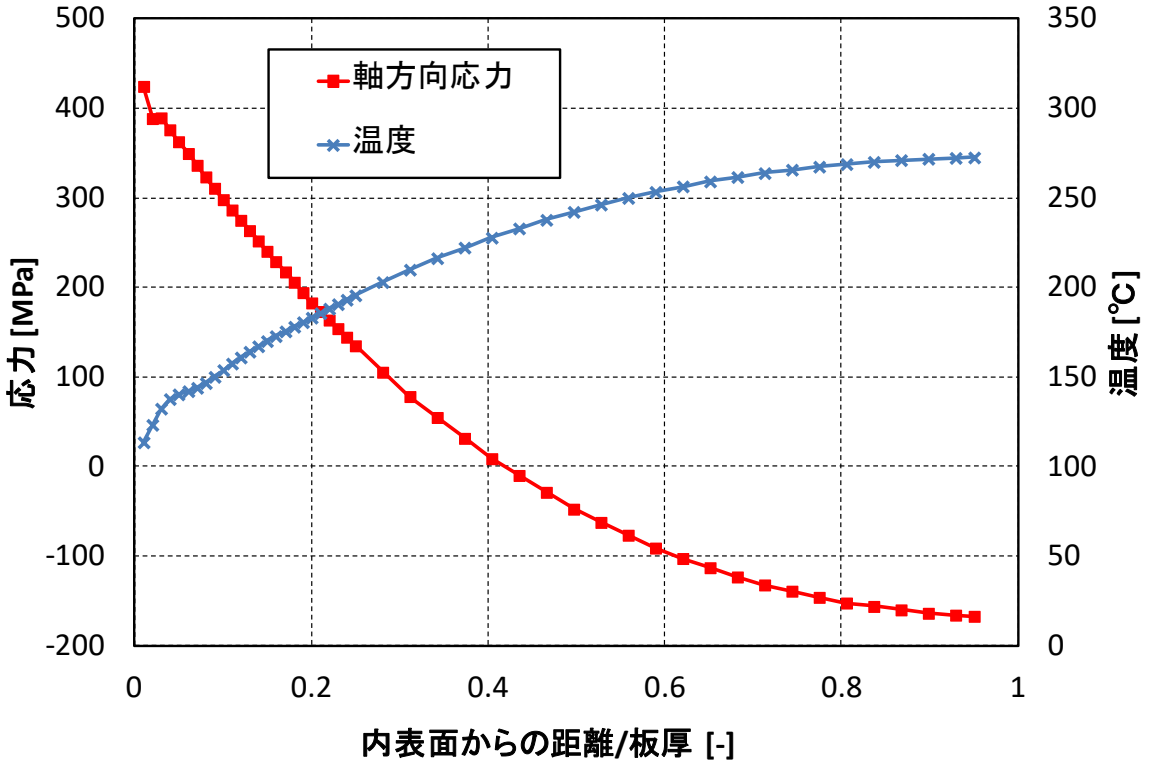


図2.3.3-8　決定論解析による応力拡大係数比較に用いたLBLOCA-56における応力及び温度分布の例

表 2.3.3-4　LBLOCA-56 の決定論解析の亀裂寸法

亀裂種類	項目	値
内部亀裂	深さ	$2a$=0.010275[mm](板厚の 5%)
	アスペクト比	a/c=1.0
	深さ方向位置	0.1[mm]　（亀裂の内表面側の点とクラッド-母材境界の距離）
無限長亀裂	深さ	a=6.165[mm]（板厚の 3%）
表面亀裂	深さ	a=6.165[mm]（板厚の 3%）
	アスペクト比	a/c=0.2

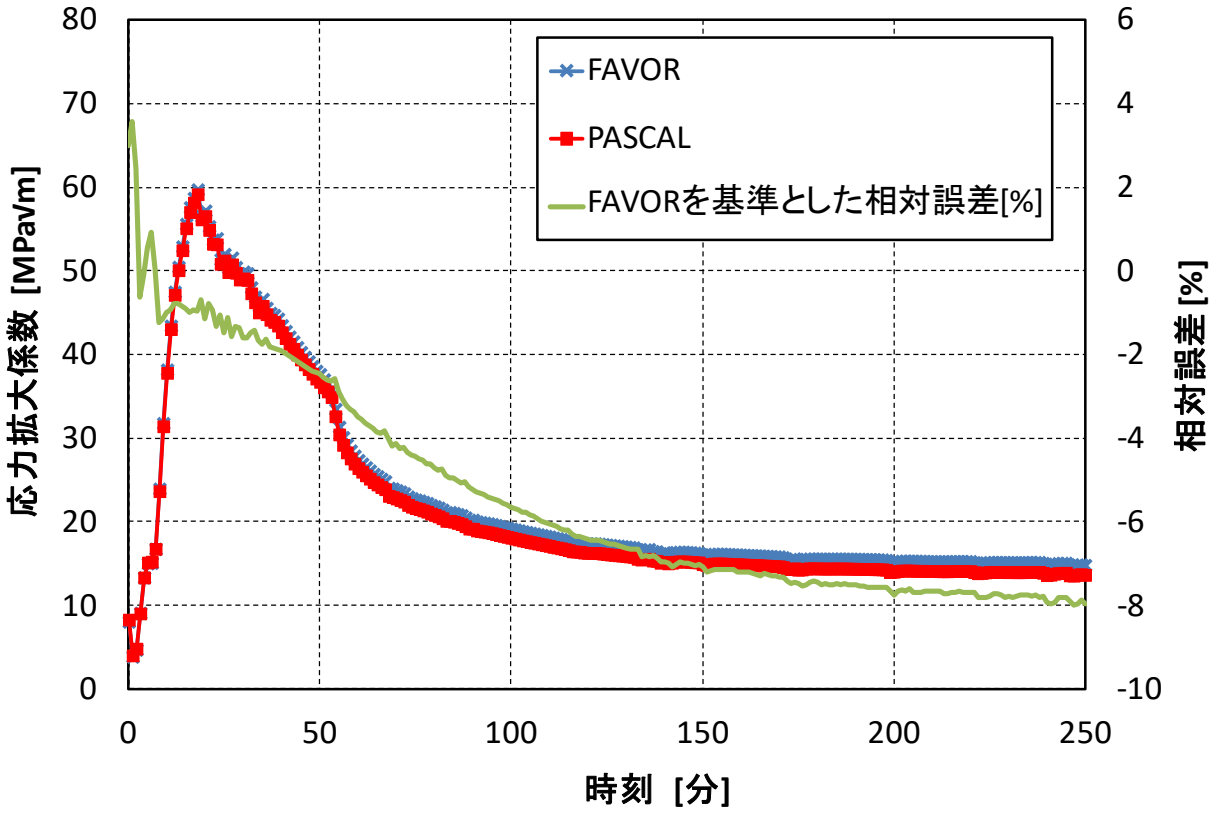


図2.3.3-9　LBLOCA-56における表面半楕円亀裂の応力拡大係数

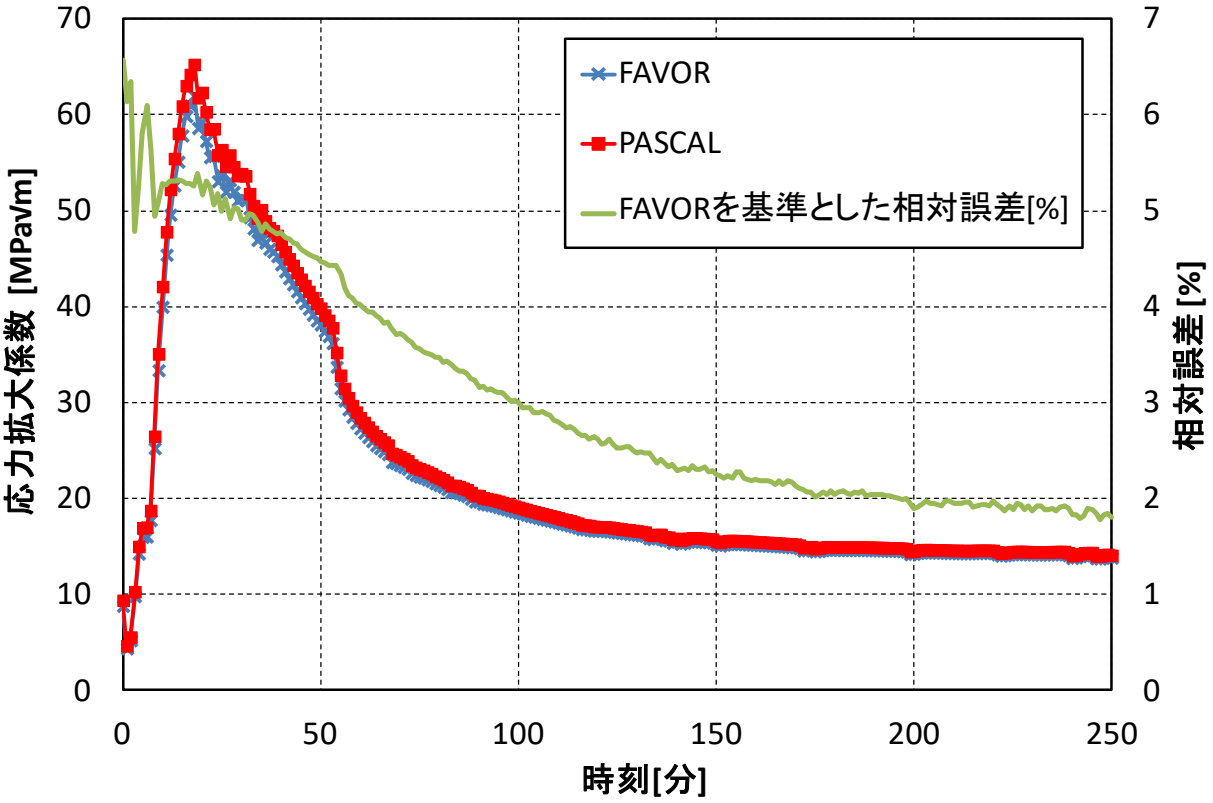


図2.3.3-10　LBLOCA-56における無限長亀裂の応力拡大係数

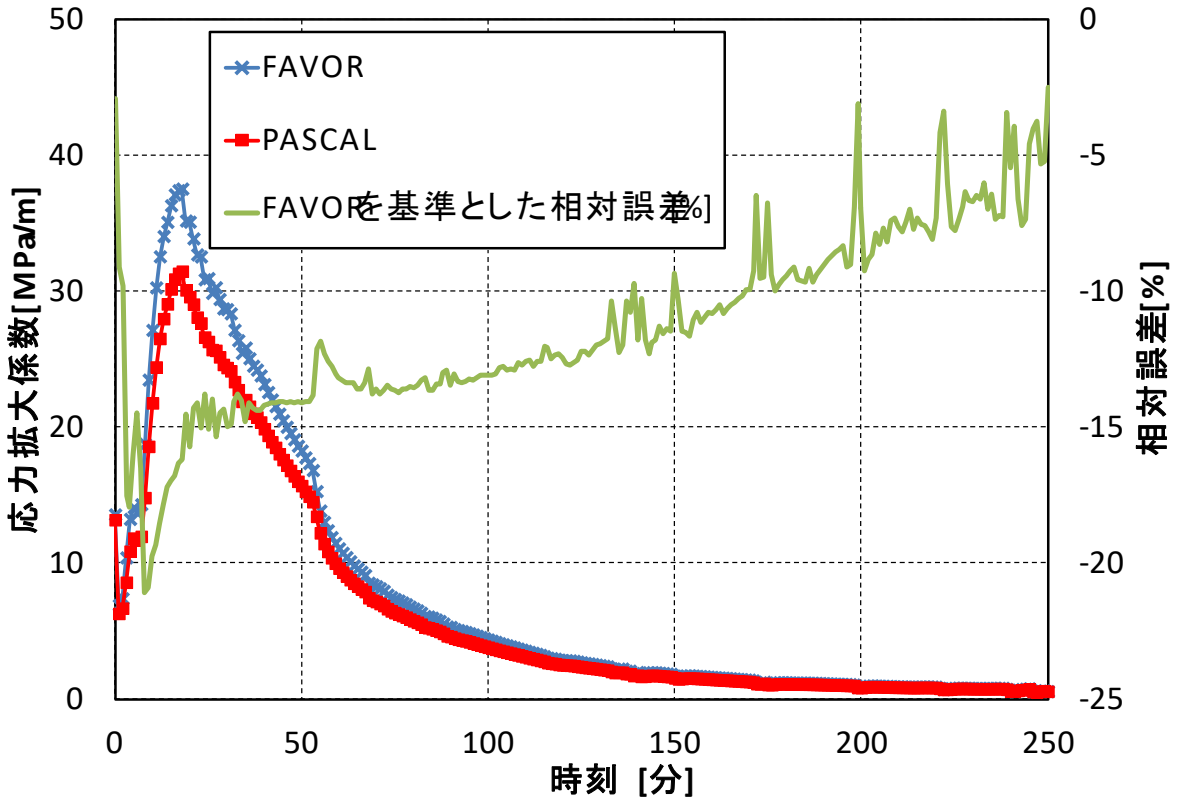


図2.3.3-11　LBLOCA-56における軸方向内部亀裂の応力拡大係数

2) 単一亀裂に対する破損確率の比較

単一亀裂に対する CPI 及び CPF を PASCAL により算出し、FAVOR[18] による計算結果との比較を行った。解析条件を表 2.3.3-5 に、解析に使用した亀裂寸法を表 2.3.3-6 に示す。対象部位として母材部及び溶接部、亀裂種類として表面半楕円亀裂及び内部楕円亀裂を考慮した計 4 ケースの解析を実施した。国内モデルデータにおいて表面亀裂は周方向亀裂のみを考慮すること、また、2.4 節で後述する国内モデルデータを用いた TWCF 評価において内部亀裂の場合は周方向内部亀裂よりも軸方向内部亀裂の方が寄与度が大きいことから、表面亀裂は周方向、内部亀裂は軸方向を対象とした。なお、本解析のサンプル数は PASCAL、FAVOR ともに 10 万とした。

各ケースにおいて表 2.3.3-7 に示す 3 つのステップの解析を実施した。表 2.3.3-7 において、FAVOR と PASCAL で処理が同じである項目については○、そうでない項目は×と記載している。Step 1 は PASCAL と FAVOR の本来の解析機能に基づく結果の比較である。Step 2 は応力拡大係数を一致させた場合の比較である。Step 3 はさらに亀裂進展処理を PASCAL と FAVOR で一致させた場合の比較である。それを PASCAL で実現するため、FAVOR と同様に、無限長亀裂に置き換えた直後に、必ず 1 回以上進展するように K_{Ia} の累積確率を調整する処理を PASCAL に導入した。また、Step 3 では、PASCAL と同様に、FAVOR の化学成分の分布を正規分布に設定した。なお、FAVOR では化学成分の

含有量や中性子照射量等の確率変数について、RPV 内の特定の領域（母材、溶接線など）ごとにばらつく「global」なばらつきと亀裂ごとに異なる値をとる「local」なばらつきの 2 種類のばらつきを設定することができる。本解析では、これら 2 種類のばらつきを単一の正規分布で最尤推定により近似したときの標準偏差を求め、PASCAL（及び Step 3 の FAVOR の「global」なばらつき）で用いる化学成分の含有量及び中性子照射量の標準偏差とした。

図 2.3.3-12 に示すような時間変化を考慮しない内圧（30MPa）を付与した場合の応力分布及び温度分布を用いて PFM 解析を行い、両コードにより算出される CPI 及び CPF の比較を行った。なお、ここで設定した圧力（30MPa）は、有意な破損確率を算出するため、現実よりも大きな値を想定した圧力である。比較結果を表 2.3.3-8 及び表 2.3.3-9 に示す。Step 1 では PASCAL と FAVOR とで応力拡大係数が異なるため、CPI 及び CPF は一致せず、最大で 3 倍程度の差異がみられた。Step 2 で応力拡大係数を合わせた場合には、PASCAL と FAVOR の CPI 及び CPF は 1%以下の範囲で一致した。Step 3 で、亀裂進展処理及び化学成分の分布を合わせた場合には、CPI 及び CPF の値は Step 2 からほとんど変化がなかった。以上により、本ケースのような時間変化を考慮しない圧力を付与した場合には、PASCAL と FAVOR の差異の主な原因は応力拡大係数であることを確認した。

表 2.3.3-5　単一亀裂の CPI 及び CPF の比較の主な条件

分類	項目	条件
過渡事象	対象とする事象	時間変化を考慮しない温度及び応力分布と BV Case 56（LBLOCA-56）
亀裂	対象部位	母材及び溶接部
	亀裂種類	表面亀裂及び内部亀裂
中性子照射	中性子照射量 [n/cm^2]	7.0×10^{19}
	中性子照射のばらつき	平均値の 13.1%
	中性子束 [n/cm^2/s]	4.624×10^{10}
	板厚内の減衰	考慮する
	照射温度 [℃]	288
材料特性	RT_{NDT} の初期値 [℃]	-5（母材）、-50（溶接材）
	RT_{NDT} の初期値のばらつき [℃]	9.444
	脆化予測式	10CFR50.61a[1]
	脆化予測式のばらつき	考慮しない
	Cu 平均値　[wt%]	0.16（母材）、0.14（溶接材）
	Ni 平均値　[wt%]	0.61（母材）、0.80（溶接材）
	P 平均値　[wt%]	0.010（母材）、0.012（溶接材）
	Mn 平均値　[wt%]	1.41（母材）、1.22（溶接材）
	Cu 標準偏差 [wt%]	0.0106（母材）、0.0190（溶接材）
	Ni 標準偏差　[wt%]	0.023（母材）、0.0353（溶接材）
	P 標準偏差　[wt%]	0.0014（母材）、0.0015（溶接材）
	Mn 標準偏差　[wt%]	0.0636（母材）、0.0608（溶接材）
	破壊靭性 K_{Ic}	ORNL 99/27[47]
	亀裂伝播停止靭性 K_{Ia}	ORNL 99/27[47]
	流動応力　[MPa]	500
その他	高温予測荷重効果	考慮する
	亀裂貫通判定	板厚比 0.8

[47] K. O. Bowman and P. T. Williams, Technical Basis for Statistical Models of Extended KIc and KIa Fracture Toughness Databases for RPV Steels, ORNL/NRC/LTR-99/27, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, February, 2000.

表 2.3.3-6　単一亀裂の PFM 解析に用いた亀裂寸法

亀裂種類	項目	値
内部亀裂	深さ	$2a$=0.010275[mm](板厚の 5%)
	アスペクト比	a/c=1.0
	深さ方向位置	0.1[mm] （亀裂の内表面側の点とクラッド-母材境界の距離）
	亀裂方向	軸方向
表面亀裂	深さ	a=6.165[mm]（板厚の 3%）
	アスペクト比	a/c=0.2
	亀裂方向	周方向

表 2.3.3-7　比較のためのステップ

ステップ番号	応力拡大係数	亀裂進展処理（K_{Ia} の算出処理）	化学成分の確率分布	中性子照射量の確率分布
1	×	×	×	×
2	○	×	×	×
3	○	○	○	○

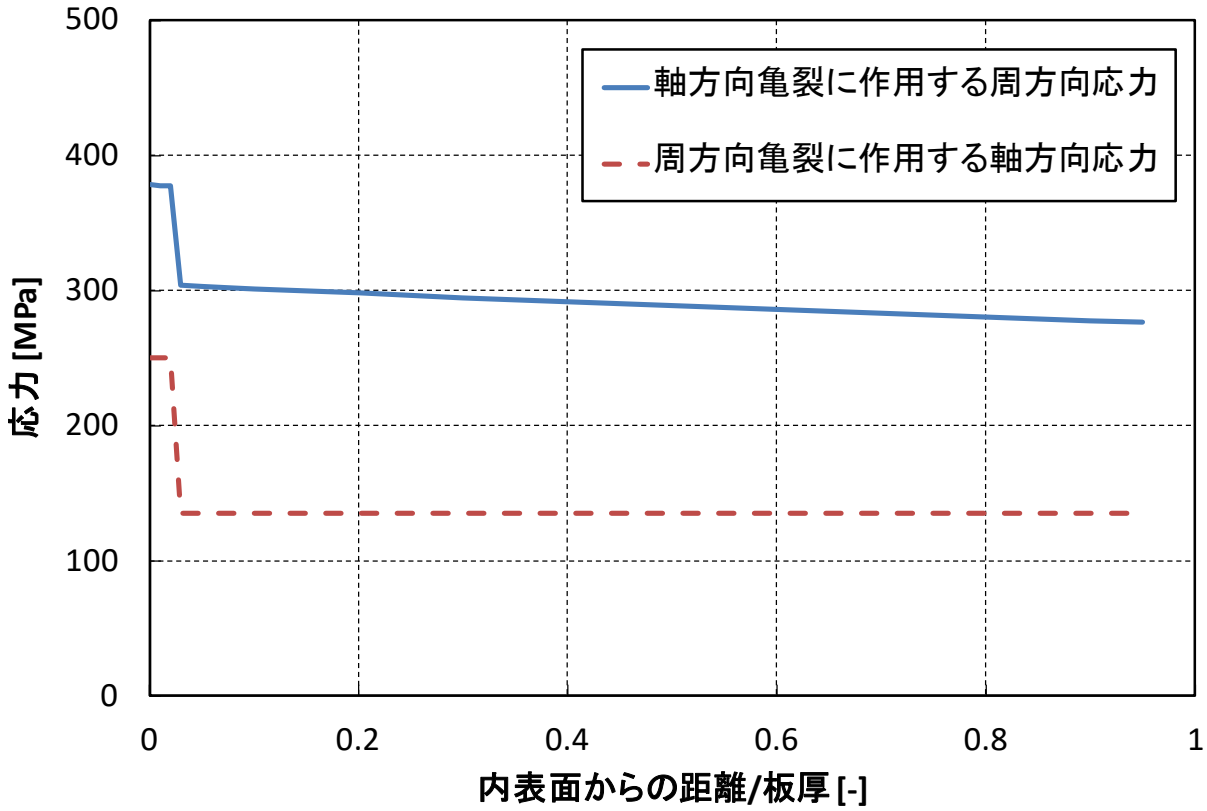


図2.3.3-12　単一亀裂のCPI及びCPFの比較に用いた時間変化を考慮しない応力分布

表 2.3.3-8　単一亀裂の CPI の比較（時間変化を考慮しない応力分布及び温度分布）

亀裂種類＼解析ステップ			Step 1		Step 2		Step 3	
			FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL
母材部	内部	軸	4.56×10^{-5}	1.75×10^{-5}	4.56×10^{-5}	4.55×10^{-5}	4.56×10^{-5}	4.55×10^{-5}
	表面	周	1.88×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}
溶接部	内部	軸	6.75×10^{-2}	4.59×10^{-2}	6.75×10^{-2}	6.74×10^{-2}	6.75×10^{-2}	6.74×10^{-2}
	表面	周	1.65×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}

表 2.3.3-9　単一亀裂の CPF の比較（時間変化を考慮しない応力分布及び温度分布）

亀裂種類＼解析ステップ			Step 1		Step 2		Step 3	
			FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL
母材部	内部	軸	4.56×10^{-5}	1.75×10^{-5}	4.56×10^{-5}	4.55×10^{-5}	4.56×10^{-5}	4.55×10^{-5}
	表面	周	1.88×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}	1.29×10^{-2}
溶接部	内部	軸	6.75×10^{-2}	4.59×10^{-2}	6.75×10^{-2}	6.74×10^{-2}	6.75×10^{-2}	6.74×10^{-2}
	表面	周	1.64×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.07×10^{-3}

3) 全体機能に対する比較解析

PASCAL 及び FAVOR[18] を用いて、RPV 内の中性子照射量分布、亀裂分布及び過渡事象の発生頻度を考慮して算出した TWCF の値を比較した。過渡事象は米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された BV Unit 1 における代表的な過渡事象 4 ケース（LBLOCA-56 に加えて、以下、BV Case 126 を「SO-126」、BV Case 3 を「SBLOCA-3」、BV Case 114 を「SBLOCA-114」という。）を選定した。主な解析条件を表 2.3.3-10 に示す。LBLOCA-56 以外の 4 つの過渡事象に関して、確率論解析の結果、亀裂が最も進展した時刻における応力及び温度分布を図 2.3.3-14 から図 2.3.3-16 に示す。なお、本解析のサンプル数は PASCAL、FAVOR ともに 10 万とした。

前項の単一亀裂に対する CPI 及び CPF の比較解析と同様に、表 2.3.3-11 に示す 3 ステップを設定した。ただし、本比較解析では Step 3 においては、亀裂のアスペクト比に関する項目を追加した。FAVOR では亀裂のアスペクト比についてはアスペクト比を一定の区間内で一様分布として扱っているが、PASCAL では区間の中央値を用いている。ここでは、FAVOR において、PASCAL と同様にアスペクト比分布の中央値を用いることとした。なお、Step 2 は、特に BV や 2.4 節において後述する国内モデルデータを用いた TWCF 評価において寄与度が大きい LBLOCA-56 及び SO-126 のみについて行い、その他の事象については Step 1 と Step 3 の解析のみを実施した。さらに、各ステップにおいて表 2.3.3-12 に示すように、中性子照射量分布の有無、溶接部の有無について、4 つの解析ケースに対する比較解析を行った。中性子照射量分布の有無に関しては、FAVOR では、RPV を対象として CPF を算出した後にその平均値等を算出する一方、PASCAL では、単一亀裂の CPF を算出した後、その期待値と中性子照射量分布や亀裂分布等を用いて RPV 炉心領域に対する CPF の平均値を求めている。すなわち、PASCAL ではいくつかの中性子照射量に対して破損確率を算出した後、それらの値を補間して RPV 炉心領域に対する CPF を求めている。この処理の違いによる差を明らかにするため、中性子照射量の空間分布がなく一様である場合と、図 2.3.3-13 に示す実機データに基づく空間分布を設定した場合の両方の条件で比較を行った。

以上の解析条件に基づいて算出したFCI及びTWCFの結果を表2.3.3-13から表2.3.3-22に示す。

まず、2.4節のTWCF評価において寄与の大きいLBLOCA-56及びSO-126の解析ケースa及びc（RPV内の中性子照射量の空間分布を一様とした場合）について述べる。Step 1では、応力拡大係数の差異により2つのコードが算出したFCI及びTWCFには最大で一桁程度の差異がある。Step 2で応力拡大係数を一致させた場合には、PASCALとFAVORのFCIは10%以内の誤差で一致したが、TWCFは最大5倍程度の差異となった。さらに、Step 3で亀裂進展処理及び化学成分の分布等を一致させた場合にはTWCFについても最大25%程度の範囲内で一致するようになった。以上により、TWCFへの寄与度が高いLBLOCA-56及びSO-126について、応力拡大係数や亀裂進展処理、化学成分分布等を一致させることでPASCALとFAVORにより、ほぼ同等の値が得られることを確認した。

Step 3でもTWCFに25%程度の差異がある原因として、PASCALとFAVORとで亀裂進展時における乱数の取扱が一部異なることが原因の一つとして挙げられる。具体的には、PASCALでは亀裂進展前にサンプリングしたK_{Ic}やK_{Ia}の累積確率値を用いて進展後の無限長亀裂の進展処理の計算を行う一方、FAVORでは進展後にK_{Ic}やK_{Ia}の累積確率の乱数がサンプリングされる。この処理の差異は、特に破損確率の値が低いときに顕著に影響があると考えられるが、その影響の詳細な分析等については今後の課題である。

また、中性子照射量分布に関して、LBLOCA-56及びSO-126の解析ケースaとbを比較すると、PASCALとFAVORのFCIの差異は解析ケースaでは10%以内であるのに対して、解析ケースbでは30%程度であり、中性子照射量の補間による影響が数十%程度であることを確認した。今後、中性子照射量の計算点数や補間方法等について更なる検討が必要であると考えられる。

LBLOCA-56及びSO-126以外のTWCFへの寄与が比較的小さい事象（SBLOCA-3及びSBLOCA-114）について、FCIは応力拡大係数や中性子照射量の影響に関して、LBLOCA-56及びSO-126と同様の傾向である。一方で、TWCFについては、PASCALとFAVORの結果に最大5倍程度の差異があるが、SBLOCA-3及びSBLOCA-114はLBLOCA-56やSO-126と比較して破損確率の値が1桁以上低いため、上記の亀裂進展時の乱数の処理による影響が顕著に現れた可能性がある。また、破損確率が小さいため、サンプル数が影響している可能性もあり、検討が必要であると考えられる。

以上をまとめると、TWCFへの寄与度が高いLBLOCA-56及びSO-126については、応力拡大係数や亀裂進展処理、化学成分分布等を一致させることでPASCALとFAVORにより、ほぼ同等の値が得られることを確認した。今後、進展進展時の乱数の差異、中性子照射量に関する計算点数や補間方法、サンプル数の影響等について検討が必要であると考えられる。

表 2.3.3-10　全体機能の比較の主な条件

分類	項目	条件
過渡事象	対象とする事象	代表的な 4 事象 BV Case 3、56、114、126
	発生頻度　[回/炉年]	米国 BV の分布データ BV Case 56（LBLOCA-56）: 1.34×10^{-5} BV Case 3（SBLOCA-3）: 1.06×10^{-4} BV Case 114（SBLOCA-114）: 1.06×10^{-4} BV Case 126（SO-126）: 3.35×10^{-4}
亀裂	表面亀裂分布	国内溶接条件を考慮した分布
	内部亀裂分布	国内溶接条件を考慮した分布
中性子照射	中性子照射量の最大値 [n/cm^2]	7.0×10^{19}
	中性子照射のばらつき	平均値の 13.1%
	中性子照射量の空間分布	RPV 内で一様 あるいは台湾のデータ（PVP2014-28350[48]）を使用（以下、「台湾相当」という。）
	中性子束　[$n/cm^2/s$]	4.624×10^{10}
	板厚内の減衰	考慮する
	照射温度　[℃]	288
材料特性	単一亀裂の条件付亀裂貫通確率の比較条件と同様	
その他	単一亀裂の条件付亀裂貫通確率の比較条件と同様	

[48] H.W. Chou, et al, “Structural Reliability Evaluation on the Pressurized Water Reactor Pressure Vessel Under Pressurized Thermal Shock”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2014-28350, (2014)

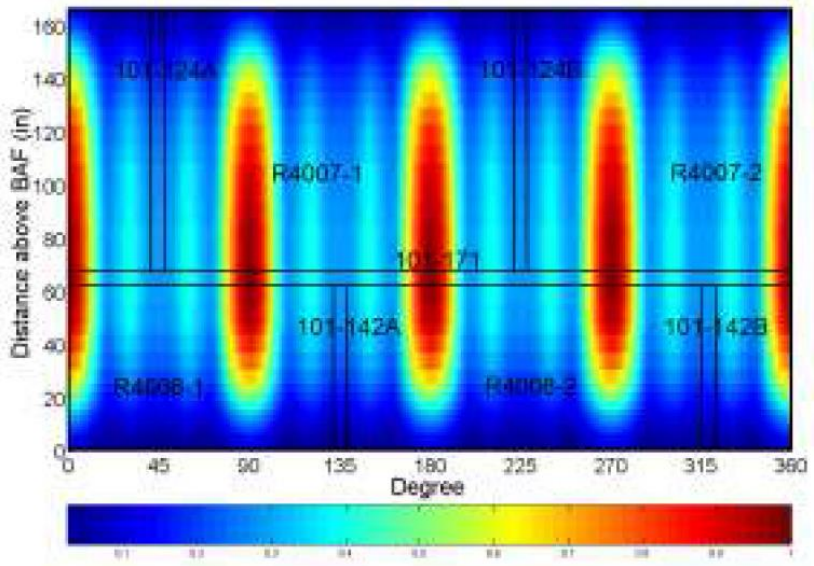


FIG. 3 THE RELATIVE NEUTRON FLUX DISTRIBUTION AGAINST THE CONFIGURATION OF BELTLINE REGION

図 2.3.3-13　台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例（PVP2014-28350[48] より引用）

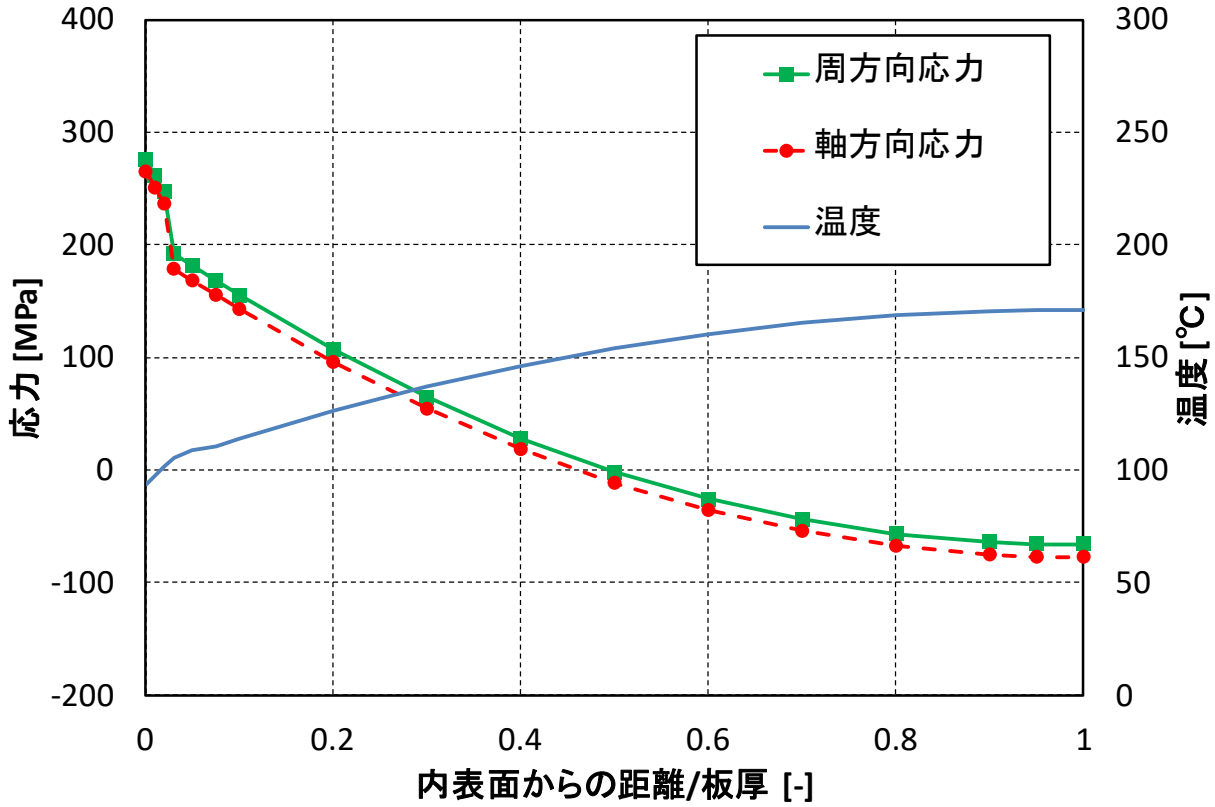


図 2.3.3-14　SO-126（97 分時点）の応力及び温度分布

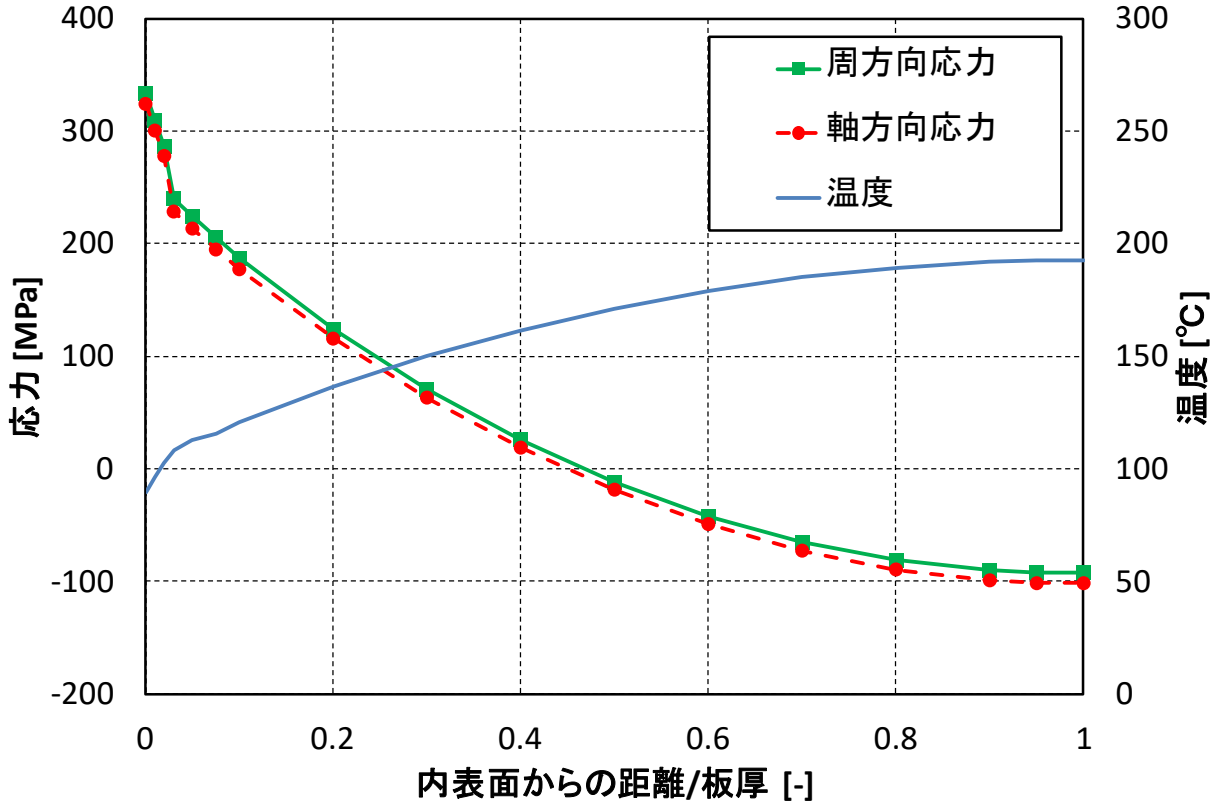


図 2.3.3-15　SBLOCA-3（66 分時点）の応力及び温度分布

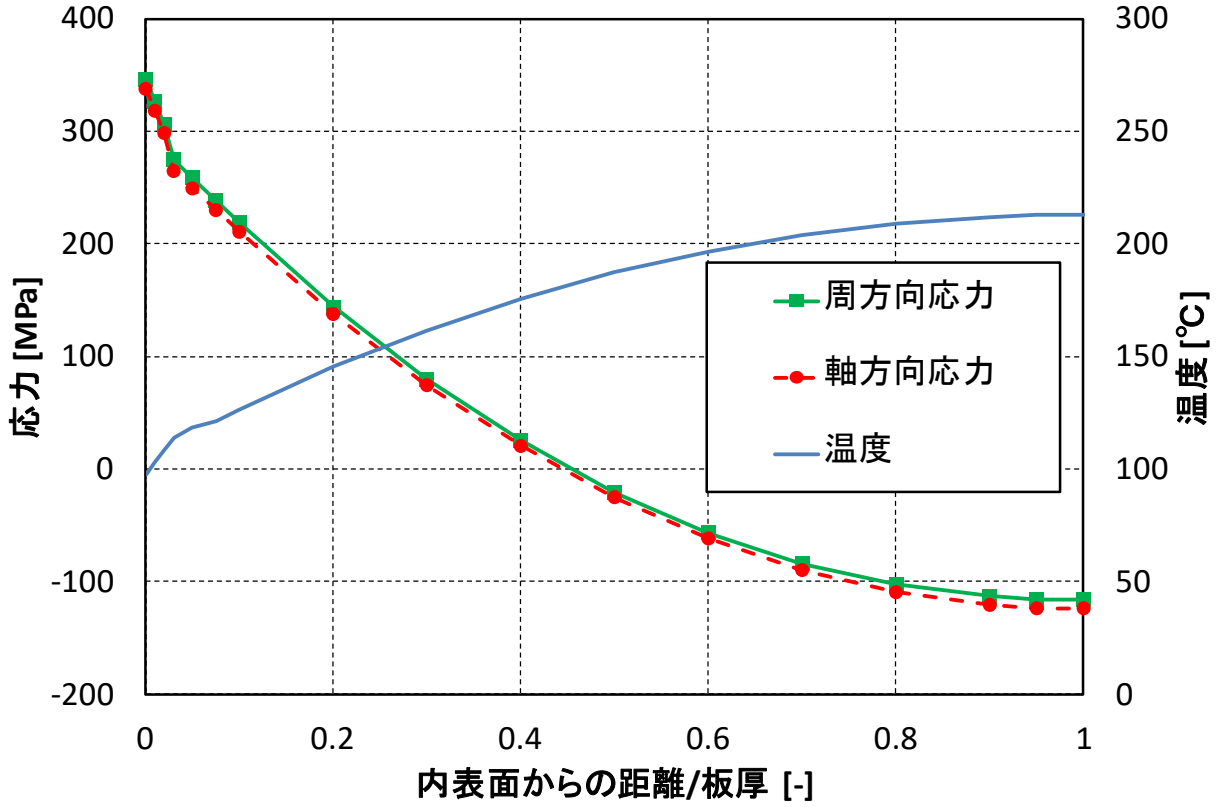


図 2.3.3-16　SBLOCA-114（49 分時点）の応力及び温度分布

表 2.3.3-11　TWCF の比較のためのステップ

ステップ番号	応力拡大係数	亀裂進展処理（K_{Ia} の算出処理）	化学成分の分布	中性子照射量の分布	亀裂アスペクト比
1	×	×	×	×	×
2	○	×	×	×	×
3	○	○	○	○	○

表 2.3.3-12　TWCF の比較の条件

解析ケース	溶接部の有無	中性子照射量の空間分布
a	母材のみ	一様
b	母材のみ	台湾相当
c	溶接部を含む	一様
d	溶接部を含む	台湾相当

表 2.3.3-13　LBLOCA-56 を対象とした全体機能の比較（Step 1）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	2.03×10^{-9}	9.77×10^{-12}	2.28×10^{-9}	1.45×10^{-12}	1.12	0.15
b	無	台湾相当	2.09×10^{-10}	9.28×10^{-13}	2.03×10^{-10}	8.59×10^{-14}	0.97	0.09
c	有	一様	2.16×10^{-9}	3.55×10^{-11}	2.25×10^{-9}	1.43×10^{-12}	1.04	0.04
d	有	台湾相当	2.40×10^{-10}	9.25×10^{-13}	2.01×10^{-10}	8.46×10^{-14}	0.84	0.09

表 2.3.3-14　LBLOCA-56 を対象とした全体機能の比較（Step 2）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	2.44×10^{-9}	1.12×10^{-11}	2.30×10^{-9}	1.56×10^{-11}	0.95	1.39
b	無	台湾相当	2.59×10^{-10}	1.01×10^{-12}	2.05×10^{-10}	1.01×10^{-12}	0.79	1.00
c	有	一様	2.33×10^{-9}	9.94×10^{-12}	2.27×10^{-9}	1.54×10^{-11}	0.98	1.55
d	有	台湾相当	2.96×10^{-10}	7.49×10^{-13}	2.02×10^{-10}	9.97×10^{-13}	0.68	1.33

表 2.3.3-15　LBLOCA-56 を対象とした全体機能の比較（Step 3）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	2.45×10^{-9}	1.21×10^{-11}	2.29×10^{-9}	1.35×10^{-11}	0.93	1.11
b	無	台湾相当	2.84×10^{-10}	1.06×10^{-12}	2.02×10^{-10}	7.79×10^{-13}	0.71	0.73
c	有	一様	2.23×10^{-9}	1.07×10^{-11}	2.25×10^{-9}	1.33×10^{-11}	1.01	1.25
d	有	台湾相当	2.96×10^{-10}	8.61×10^{-13}	1.99×10^{-10}	7.68×10^{-13}	0.67	0.89

表 2.3.3-16　SO-126 を対象とした全体機能の比較（Step 1）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	5.34×10^{-10}	5.34×10^{-10}	5.70×10^{-10}	2.11×10^{-10}	1.07	0.39
b	無	台湾相当	3.99×10^{-11}	3.99×10^{-11}	4.36×10^{-11}	1.18×10^{-11}	1.09	0.29
c	有	一様	4.73×10^{-10}	4.73×10^{-10}	5.63×10^{-10}	2.08×10^{-10}	1.19	0.44
d	有	台湾相当	5.49×10^{-11}	5.49×10^{-11}	4.30×10^{-11}	1.16×10^{-11}	0.78	0.21

表 2.3.3-17　SO-126 を対象とした全体機能の比較（Step 2）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	6.21×10^{-10}	6.21×10^{-10}	5.70×10^{-10}	2.11×10^{-10}	0.92	0.34
b	無	台湾相当	4.81×10^{-11}	4.81×10^{-11}	4.36×10^{-11}	1.18×10^{-11}	0.91	0.24
c	有	一様	5.83×10^{-10}	5.83×10^{-10}	5.63×10^{-10}	2.08×10^{-10}	0.96	0.36
d	有	台湾相当	6.20×10^{-11}	6.20×10^{-11}	4.30×10^{-11}	1.16×10^{-11}	0.69	0.19

表 2.3.3-18　SO-126 を対象とした全体機能の比較（Step 3）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	6.21×10^{-10}	6.21×10^{-10}	5.64×10^{-10}	5.64×10^{-10}	0.91	0.91
b	無	台湾相当	5.93×10^{-11}	5.93×10^{-11}	4.28×10^{-11}	4.28×10^{-11}	0.72	0.72
c	有	一様	5.42×10^{-10}	5.42×10^{-10}	5.57×10^{-10}	5.57×10^{-10}	1.03	1.03
d	有	台湾相当	7.15×10^{-11}	7.15×10^{-11}	4.22×10^{-11}	4.22×10^{-11}	0.59	0.59

表 2.3.3-19　SBLOCA-3 を対象とした全体機能の比較（Step 1）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	1.84×10^{-9}	1.23×10^{-09}	2.02×10^{-9}	1.40×10^{-10}	1.09	0.11
b	無	台湾相当	1.87×10^{-10}	1.50×10^{-10}	1.83×10^{-10}	8.29×10^{-12}	0.98	0.06
c	有	一様	1.73×10^{-9}	1.13×10^{-09}	1.99×10^{-9}	1.38×10^{-10}	1.15	0.12
d	有	台湾相当	2.22×10^{-10}	1.78×10^{-10}	1.81×10^{-10}	8.17×10^{-12}	0.81	0.05

表 2.3.3-20　SBLOCA-3 を対象とした全体機能の比較（Step 3）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	2.14×10^{-9}	7.01×10^{-10}	2.00×10^{-9}	1.98×10^{-9}	0.94	2.83
b	無	台湾相当	2.53×10^{-10}	9.51×10^{-11}	1.81×10^{-10}	1.79×10^{-10}	0.72	1.88
c	有	一様	1.95×10^{-9}	6.19×10^{-10}	1.98×10^{-9}	1.96×10^{-9}	1.01	3.16
d	有	台湾相当	2.66×10^{-10}	1.04×10^{-10}	1.78×10^{-10}	1.77×10^{-10}	0.67	1.70

表 2.3.3-21　SBLOCA-114 を対象とした全体機能の比較（Step 1）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	2.44×10^{-9}	1.65×10^{-10}	2.82×10^{-9}	5.52×10^{-10}	1.15	3.35
b	無	台湾相当	2.33×10^{-10}	1.39×10^{-11}	2.45×10^{-10}	3.97×10^{-11}	1.05	2.86
c	有	一様	2.27×10^{-9}	1.29×10^{-10}	2.78×10^{-9}	5.44×10^{-10}	1.23	4.21
d	有	台湾相当	2.81×10^{-10}	1.93×10^{-11}	2.42×10^{-10}	3.92×10^{-11}	0.86	2.03

表 2.3.3-22　SBLOCA-114 を対象とした全体機能の比較（Step 3）

解析ケース	溶接部の有無	照射量の空間分布	FAVOR		PASCAL		PASCAL/FAVOR	
			FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI [回/炉年]	TWCF [回/炉年]	FCI の比	TWCF の比
a	無	一様	3.01×10^{-9}	6.78×10^{-10}	2.80×10^{-9}	2.79×10^{-9}	0.93	4.12
b	無	台湾相当	3.38×10^{-10}	7.85×10^{-11}	2.42×10^{-10}	2.42×10^{-10}	0.71	3.08
c	有	一様	2.72×10^{-9}	5.98×10^{-10}	2.76×10^{-9}	2.76×10^{-9}	1.01	4.61
d	有	台湾相当	3.59×10^{-10}	1.05×10^{-10}	2.38×10^{-10}	2.38×10^{-10}	0.66	2.27

4) PASCAL を用いた感度解析

PASCAL を用いて、日米で条件が異なる項目について、その影響を確認することを目的に、感度解析を行った。解析条件は、表 2.3.3-12 のケース a の条件を用いることとした。また、過渡事象については、FCI と TWCF に対してそれぞれ支配的な寄与を与える事象である LBLOCA-56 と SO-126 を対象とした。なお、本解析のサンプリング数は 10 万とした。

(a) 脆化予測法の影響

PASCAL と FAVOR[18] で用いられている脆化予測式の差異により、TWCF にどの程度の影響を与えるのかを確認した。

FAVOR では USNRC における代替 PTS 規則 10CFR50.61a[1] に基づいて RT_{NDT} の中性子照射によるシフト量を算出している。ただし、FAVOR では、10CFR50.61a の T_{r30} のシフト量から、RT_{NDT} のシフト量に変換する際に、母材部には 1.1 倍、溶接部には 0.99 倍を乗じている [18]。一方、国内でも脆化予測法が整備されており（JEAC4201-2007 2013 年追補版 [23]、以下、「国内脆化予測法」という。）、これらの脆化予測式の違いが TWCF に与える影響について確認することは重要である。

まず、日米の脆化予測法による母材部の RT_{NDT} のシフト量を比較した結果を図 2.3.3-17 に示す。本解析ケースのように中性子照射量の最大値を 7×10^{19}[n/cm^2]とした場合、TWCF 評価で設定した亀裂の評価点の中性子照射量は、板厚内における中性子照射量の減衰効果により、7×10^{19}[n/cm^2]より小さい中性子照射量を用いて RT_{NDT} のシフト量が算出されることになる。したがって、評価点における中性子照射量は 7×10^{19}[n/cm^2]に比べて低いことから、米国脆化予測式のほうが RT_{NDT} のシフト量が大きくなり、国内脆化予測法に比べて TWCF は大きくなると予想される。

一方、算出した FCI 及び TWCF は表 2.3.3-23 及び表 2.3.3-24 のようになり、上述の予想と逆の結果となった。なお、国内脆化予測法を用いる際には、脆化予測法の予測誤差

として 8.9℃のばらつきを考慮して解析を実施している。

図 2.3.3-17 の中性子照射量と RT_{NDT} のシフト量の関係に基づく考察と確率論解析の傾向の差異の原因を明らかにするため、SO-126 における単一亀裂に対する CPF について、脆化予測法のばらつきに関する感度解析を実施した。解析条件及び比較ケースをそれぞれ表 2.3.3-25 及び表 2.3.3-26 に、解析結果を表 2.3.3-27 に示す。脆化予測法のばらつきを考慮したケース 1 については、上述の TWCF の傾向と同様、国内脆化予測法を用いた方が CPF がわずかに高くなる一方、脆化予測法のばらつきを考慮しないケース 2 については、米国脆化予測式を用いた方が CPF が高く、決定論解析の傾向と一致している。以上の考察により、脆化予測法のばらつきの影響により、決定論解析の傾向とは異なり、国内脆化予測法の方が TWCF の値が大きくなったと考えられる。以上により、米国では考慮されていない脆化予測式のばらつきは、PFM 評価を行ううえで重要であることを確認した。

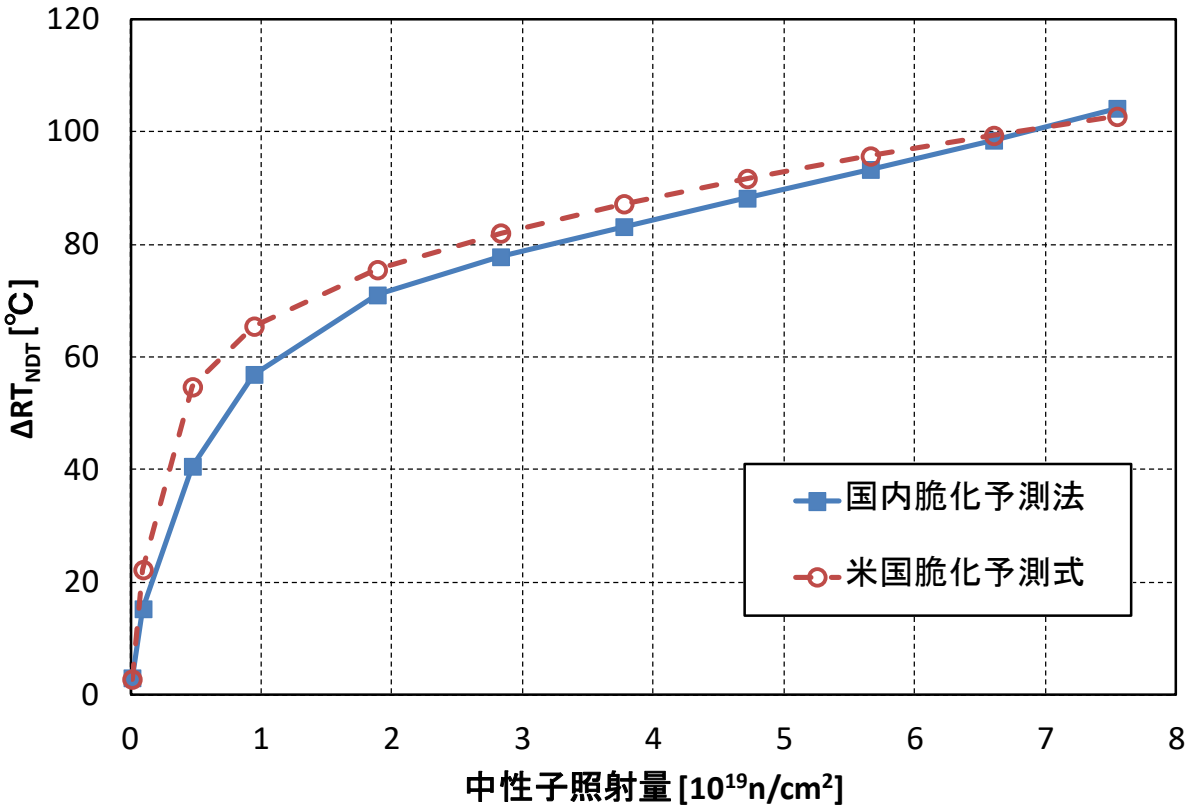


図2.3.3-17　日米の脆化予測法の違い（決定論解析）

表 2.3.3-23　脆化予測法に関する FCI の感度解析結果

亀裂の種類			基本ケース（米国の脆化予測式）		国内脆化予測法	
			LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126
全亀裂			2.29×10^{-9}	5.64×10^{-10}	3.44×10^{-9}	9.62×10^{-10}
表面亀裂		周	2.26×10^{-9}	5.64×10^{-10}	3.39×10^{-9}	9.62×10^{-10}
内部亀裂	母材部	軸	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}	3.04×10^{-11}	5.37×10^{-15}
		周	1.13×10^{-11}	0.0	2.58×10^{-11}	0.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0

表 2.3.3-24　脆化予測法に関する TWCF の感度解析結果

亀裂の種類			基本ケース（米国脆化予測式）		国内脆化予測法	
			LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126
全亀裂			1.35×10^{-11}	5.64×10^{-10}	3.04×10^{-11}	9.62×10^{-10}
表面亀裂		周	9.14×10^{-14}	5.64×10^{-10}	4.50×10^{-15}	9.62×10^{-10}
内部亀裂	母材部	軸	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}	3.04×10^{-11}	5.37×10^{-15}
		周	1.07×10^{-14}	0.0	9.35×10^{-16}	0.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0

表 2.3.3-25　脆化予測法に関する単一亀裂の CPF の比較条件

項目	条件
過渡事象	SO-126
亀裂種類	母材部周方向表面亀裂
亀裂寸法	a/t=0.03、$2c/a$=10
中性子照射量	7×10^{19} [n/cm^2]

表 2.3.3-26　脆化予測法に関する単一亀裂の CPF の比較ステップ

ケース	国内脆化予測法のばらつき
1	8.9 [℃]
2	0 [℃]（ばらつきなし）

表 2.3.3-27　脆化予測法に関する単一亀裂の CPF の比較結果

ケース	CPF	
	国内脆化予測法	米国脆化予測式
1	8.08×10^{-6}	4.29×10^{-6}
2	3.41×10^{-6}	4.29×10^{-6}

(b) 溶接残留応力の影響

FAVOR[18]で設定されている溶接残留応力を用いた場合と、過年度に国内プラントを対象に設定した溶接残留応力を用いた場合の FCI 及び TWCF の比較を行った。

PASCAL では、突合せ溶接及びクラッド溶接による残留応力をともにデータ点で入力する一方、FAVOR では、データ点として設定しているのは突合せ溶接による残留応力のみであり、クラッド溶接による残留応力に関しては、無応力温度を調整（253℃）することによりクラッド内の応力を模擬している。ここで、無応力温度は FAVOR の理論マニュアル[18]では、「Stress Free Temperature」で定義されている定数であり、熱応力解析における初期温度に相当する。本解析では、熱応力解析の初期温度として、PASCAL で国内の残留応力を用いる場合には残留応力が定義されている 20℃を用い、FAVOR で米国の残留応力分布を使用する場合には 253℃を用いることとした。

FAVOR の突合せ溶接による残留応力を図 2.3.3-18 に示す。ここでは、昨年度に整備した PASCAL バージョン 3.6A を用いているため、重み関数法を使用することが出来ず、溶接残留応力の分布を 3 次多項式で表現している。過渡事象開始直後の母材部及び溶接部の周方向応力について、国内の残留応力と FAVOR の残留応力を比較してそれぞれ図 2.3.3-19 及び図 2.3.3-20 に示す。

以上の残留応力を適用して算出した FCI 及び TWCF の結果をそれぞれ表 2.3.3-28 及び表 2.3.3-29 に示す。溶接部の内部亀裂については、いずれの残留応力を用いた場合でも FCI 及び TWCF への寄与は 0 であり、PASCAL と FAVOR による結果に違いはなかった。母材部の内部亀裂については、国内の溶接残留応力を用いた方が FAVOR の残留応力を用いた場合よりも FCI 及び TWCF が大きくなる傾向にある。これは、内部亀裂のうち FCI 及び TWCF に大きく寄与するのは内表面付近に存在する亀裂であり、国内の残留応力の方が内表面近傍の応力が高いためだと考えられる。また、表面亀裂についても、亀裂最深点（板厚の 3%）付近の応力は国内の溶接残留応力の方が高いため、国内の残留応力を用いた場合に FCI 及び TWCF が高い値を示したと考えられる。以上の結果から、表面亀裂と内部亀裂の双方において、国内の溶接残留応力を用いた場合に保守的な評価となっており、残留応力の考慮が重要であることを示した。

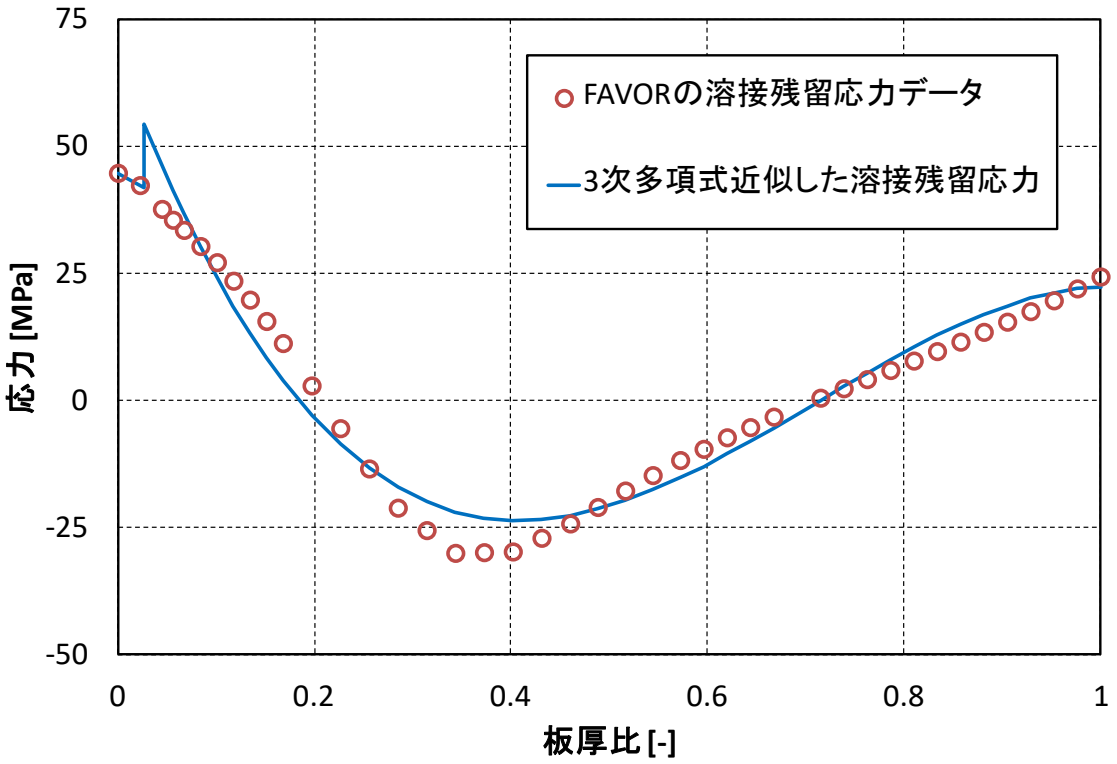


図 2.3.3-18　FAVOR の溶接残留応力とその 3 次多項式近似

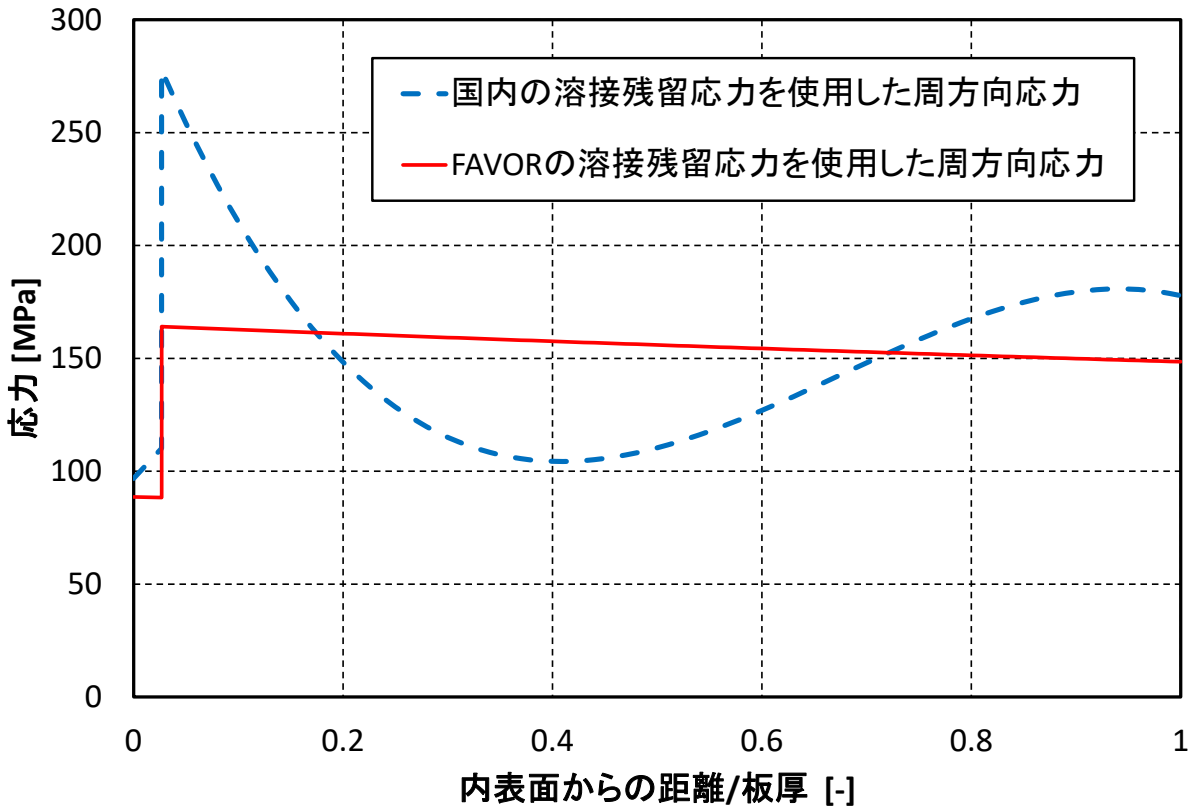


図 2.3.3-19　異なる溶接残留応力による母材部の周方向応力の比較（過渡事象開始直後）

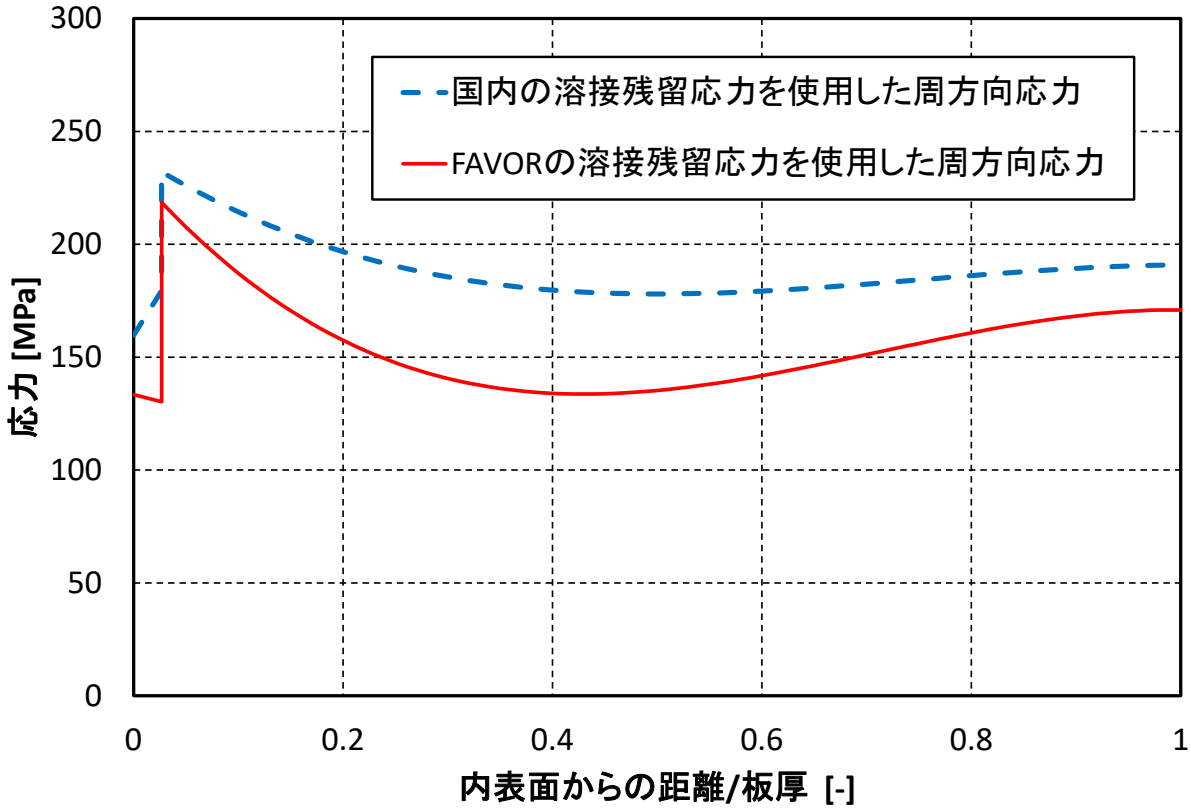


図 2.3.3-20　異なる溶接残留応力による溶接部の周方向応力の比較（過渡事象開始直後）

表 2.3.3-28　溶接残留応力に関する FCI の感度解析結果

亀裂の種類			FAVOR の溶接残留応力		国内の溶接残留応力	
			LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126
全亀裂			2.29×10^{-9}	5.64×10^{-10}	6.30×10^{-9}	3.88×10^{-9}
表面亀裂		周	2.26×10^{-9}	5.64×10^{-10}	4.71×10^{-9}	3.64×10^{-9}
内部亀裂	母材部	軸	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}	8.41×10^{-10}	2.33×10^{-10}
		周	1.13×10^{-11}	0.0	7.43×10^{-10}	1.92×10^{-15}
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0

表 2.3.3-29　溶接残留応力に関する TWCF の感度解析結果

亀裂の種類			FAVOR の溶接残留応力		国内の溶接残留応力	
			LBLOCA	SO-126	LBLOCA	SO-126
全亀裂			1.35×10^{-11}	5.64×10^{-10}	8.41×10^{-10}	3.88×10^{-9}
表面亀裂		周	9.14×10^{-14}	5.64×10^{-10}	6.96×10^{-17}	3.64×10^{-9}
内部亀裂	母材部	軸	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}	8.41×10^{-10}	2.33×10^{-10}
		周	1.07×10^{-14}	0.0	3.67×10^{-16}	1.92×10^{-15}
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0

(c) 高温予荷重効果モデルの影響

高温予荷重（Warm Pre-Stress, 以下「WPS」という。）について、PASCAL の標準的なモデルとしては、ACE モデル[49]を採用している一方、FAVOR[18] では独自のモデルを採用している。ここでは、これらの 2 つのモデルに加えて、再加圧時の WPS 効果を考慮しない場合の計 3 モデル及び WPS 効果を考慮しない場合について、FCI 及び TWCF の比較を行った。

比較対象の 3 つの WPS モデルについて、モデル 1 は、応力拡大係数が減少している時刻においては亀裂の進展が生じないモデルである。なお、本モデルでは、再加圧時の WPS 効果を考慮しない。

モデル 2 は ACE モデルと呼ばれるモデルであり、以下の式で表される有効破壊靭性 $K_{FRAC}{}^{\mathrm{ACE}}$を応力拡大係数が超えた場合に亀裂進展すると判定する。

$$K_{FRAC}{}^{\mathrm{ACE}} = \max\{K_{Ic}; \min\{K_{WPS}; K_2 + K_{WPS}/2\}\} \qquad (2.3.3\text{-}1)$$

$K_{FRAC}{}^{ACE}$ ： ACE モデルの有効破壊靭性
K_{Ic}： 定温時の破壊靭性
K_{WPS} ： 最大荷重における応力拡大係数（応力拡大係数の最大値）
K_2： 荷重履歴中の応力拡大係数の最小値

モデル 3 は FAVOR において標準的なモデルであり、応力拡大係数が過去の応力拡大係数の最大値を超えていない場合には亀裂の進展が生じない。すなわち、応力拡大係数が過去の応力拡大係数の最大値に到達する前に破壊する可能性がある場合には、非保守的なモデルとなる可能性がある。

[49] D. Moinereau, et al., “VALIDATION OF ACE ANALYTICAL CRITERION FOR WARM PRE-STRESS EVALUATION IN RPV INTEGRITY ASSESSMENT”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45103, (2015).

各モデルを用いて算出された FCI 及び TWCF の結果をそれぞれ表 2.3.3-30 及び表 2.3.3-31 に示す。今回の比較においてはモデル 2 とモデル 3 の結果に差異は無く、PASCAL と FAVOR の標準的な WPS モデルの差異は FCI や TWCF にほとんど影響しないことを確認した。モデル 1 とモデル 3 を比較すると、SO-126 については FCI 及び TWCF の値がモデル 1 とモデル 3 で 1%程度以下の差異である一方、LBLOCA-56 ではモデル 1 の方が FCI、TWCF 共に 1 から 2 桁程度高い値を示した。この傾向の原因について考察するため、表 2.3.3-32 に示す条件の下、決定論解析を行って応力拡大係数の履歴を確認した。応力拡大係数の履歴を図 2.3.3-21 に示す。なお、関連する確率変数に平均値を用いて破壊靭性曲線を評価すると、CPI が 0 となるため、図 2.3.3-21 においては表 2.3.3-33 に示す条件を用いて破壊靭性に関連する量を定め、また、破壊靭性の分布（ワイブル分布）の累積確率（図 2.3.3-21 では p と表記している）が 1×10^{-3} と 1×10^{-6} となる曲線を示した。WPS 効果を考慮する場合、応力拡大係数が増加する間にのみ亀裂が進展する可能性がある。それに対応する時刻点を図 2.3.3-21 に橙色の点でプロットしており、PASCAL 及び FAVOR では、その時刻点において破壊評価が行われる。図 2.3.3-21 から、LBLOCA-56 では、18 分に応力拡大係数の最大値をとることが分かり、18 分以降、応力拡大係数の最大値は更新されない。このため、モデル 3 では 18 分以降は亀裂進展が生じず、モデル 1 に比べて FCI 及び TWCF は小さくなる。また、図 2.3.3-21 から、SO-126 においては、モデル 3 では 100 分頃に応力拡大係数の最大値をとり、100 分以降の応力拡大係数は破壊靭性曲線から離れていく傾向にある。そのため、100 分以降の亀裂進展はモデル 1 においてもほとんど生じず、モデル 1 との差はほとんどないと考えられる。

モデル 1 と WPS 効果を考慮しない場合を比較すると、図 2.3.3-21 から亀裂の進展する可能性のある時刻点はモデル 1 の方が少ないため、LBLOCA-56 と SO-126 の両方において FCI 及び TWCF が減少したと考えられる。

表 2.3.3-30　WPS 効果モデルに関する FCI の感度解析結果

			WPS 効果なし		モデル 1		モデル 2（ACE モデル）		モデル 3（FAVOR モデル）	
亀裂の種類			LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126
全亀裂			7.98×10^{-09}	1.16×10^{-09}	6.78×10^{-09}	5.67×10^{-10}	2.29×10^{-09}	5.64×10^{-10}	2.29×10^{-09}	5.64×10^{-10}
表面亀裂		周	7.94×10^{-09}	1.16×10^{-09}	6.75×10^{-09}	5.67×10^{-10}	2.26×10^{-09}	5.64×10^{-10}	2.26×10^{-09}	5.64×10^{-10}
内部亀裂	母材部	軸	1.71×10^{-11}	2.67×10^{-15}	1.44×10^{-11}	2.67×10^{-15}	1.34×10^{-11}	2.67×10^{-15}	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}
		周	1.41×10^{-11}	0.0	1.19×10^{-11}	0.0	1.13×10^{-11}	0.0	1.13×10^{-11}	0.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

表 2.3.3-31　高温予荷重効果モデルに関する TWCF の感度解析結果

			WPS 効果なし		モデル 1		モデル 2（ACE モデル）		モデル 3（FAVOR モデル）	
亀裂の種類			LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126
全亀裂			2.99×10^{-09}	1.16×10^{-09}	1.04×10^{-09}	5.67×10^{-10}	1.35×10^{-11}	5.64×10^{-10}	1.35×10^{-11}	5.64×10^{-10}
表面亀裂		周	2.96×10^{-09}	1.16×10^{-09}	1.03×10^{-09}	5.67×10^{-10}	9.14×10^{-14}	5.64×10^{-10}	9.14×10^{-14}	5.64×10^{-10}
内部亀裂	母材部	軸	1.71×10^{-11}	2.67×10^{-15}	1.44×10^{-11}	2.67×10^{-15}	1.34×10^{-11}	2.67×10^{-15}	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}
		周	1.28×10^{-11}	0.0	2.17×10^{-12}	0.0	1.07×10^{-14}	0.0	1.07×10^{-14}	0.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

表 2.3.3-32　WPS 効果モデルに関する決定論解析の条件（応力拡大係数）

項目	値
亀裂種類	母材部周方向表面亀裂
亀裂寸法	a/t=0.03、$2c/a$=2

表 2.3.3-33　WPS 効果モデルに関する決定論解析の条件（破壊靭性）

項目	値
$\Delta RT_{\mathrm{epistemic}}$	1 パーセント値（-13.4℃）
RT_{NDT} の初期値	平均値 ＋2×標準偏差（13.9℃）
脆化予測法の誤差	0
化学成分	母材の平均値
内表面の中性子照射量 [10^{19}n/cm^2]	7

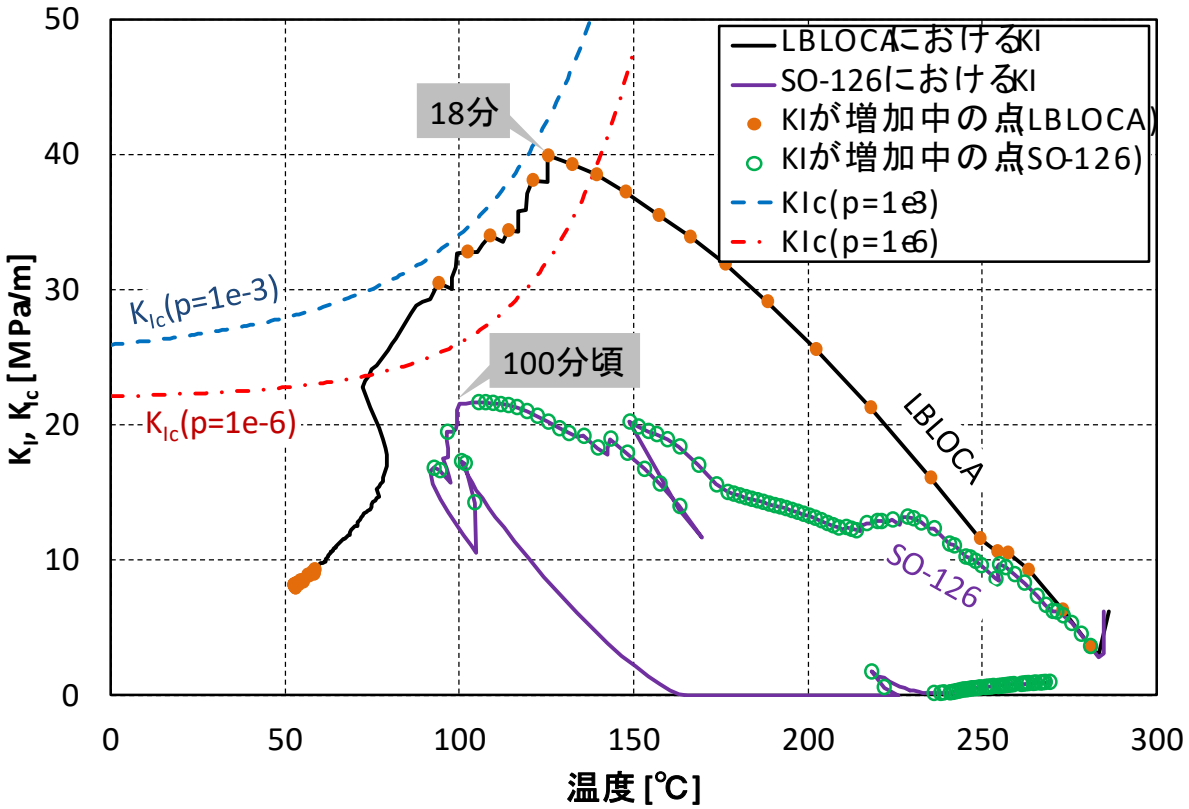


図 2.3.3-21　LBLOCA-56 と SO-126 における応力拡大係数と破壊靭性曲線

(d)　亀裂進展方式の影響

亀裂進展方式について、FAVOR[18] では、亀裂進展に係る条件が満たされると、その時点で表面亀裂及び内部亀裂は、無限長亀裂あるいは全周亀裂に置き換えられる処理が行われている。具体的には、半楕円亀裂については、亀裂の最深点で進展条件を満たす場合、深さの等しい無限長亀裂あるいは全周亀裂に置き換えられる。内部亀裂については、内表面に最も近い亀裂上の点において進展条件を満たす場合、亀裂の最深点の位置が等しい無限長亀裂あるいは全周亀裂に置き換えられる。

このような亀裂進展処理を行うと、保守的な評価となると考えられるが、PASCAL では、亀裂形状を保持したまま、各評価点の位置を少しずつ変化させて、より大きな亀裂

寸法に置き換える亀裂の進展処理も可能であるため、亀裂の進展処理による TWCF への影響を確認した。ここでは、半楕円亀裂については、亀裂深さ方向と亀裂長さ方向のそれぞれについて進展条件を満たせば微小進展することとした。また、内部亀裂については、亀裂最深点と内表面側の点を独立に扱い、それぞれについて進展条件を満たせば微小進展することとした。また、内部亀裂が進展した結果、内表面側の評価点がクラッドに達した場合には表面亀裂に置き換えることとした。後述するが、亀裂進展処理方式を変更すると TWCF 算出に要する時間が増加するため、亀裂の種類及び寸法について代表的なものを選定し、単一亀裂に対する CPI 及び CPF の比較を行うこととした。

CPI 及び CPF の算出結果をそれぞれ表 2.3.3-34 及び表 2.3.3-35 に示す。同表中では、亀裂の評価点が進展条件を満たせば無限長亀裂あるいは全周亀裂に置き換える処理を「ただちに無限長」、亀裂寸法を徐々に大きくする処理を「微小進展」と記載した。内部亀裂については、亀裂進展方式の違いによる CPF の差はほとんどないが、表面亀裂については全周亀裂に置き換えると評価が保守的になる場合があることが分かる。この内部亀裂と表面亀裂の傾向の差異については、今後検討を行う必要がある。

また、表 2.3.3-36 に解析に要した時間を示す。微小進展のほうが、表面亀裂については 10 倍程度、内部亀裂については倍程度の解析時間を要することが分かる。

表 2.3.3-34　亀裂進展方式に関する感度解析における CPI の結果

亀裂種類	亀裂深さ	亀裂長さ	亀裂位置 [mm]*	LBLOCA-56		SO-126	
				ただちに無限長	微小進展	ただちに無限長	微小進展
表面亀裂(周方向、母材部)	a/t=0.03	c/a=1	-	3.61×10^{-6}	3.61×10^{-6}	0.0	0.0
		c/a=5	-	5.72×10^{-4}	5.72×10^{-4}	4.29×10^{-6}	4.29×10^{-6}
内部亀裂(軸方向、母材部)	$2a/t$=0.01	c/a=1	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0
			1.0	0.0	0.0	0.0	0.0
			10	0.0	0.0	0.0	0.0
		c/a=9	0.1	1.45×10^{-10}	1.45×10^{-10}	0.0	0.0
			1.0	3.42×10^{-12}	3.42×10^{-12}	0.0	0.0
			10	0.0	0.0	0.0	0.0
	$2a/t$=0.05	c/a=1	0.1	6.13×10^{-6}	6.13×10^{-6}	0.0	0.0
			1.0	1.41×10^{-6}	1.41×10^{-6}	0.0	0.0
			10	3.14×10^{-12}	3.14×10^{-12}	0.0	0.0
		c/a=9	0.1	6.96×10^{-4}	6.96×10^{-4}	3.92×10^{-15}	3.92×10^{-15}
			1.0	2.73×10^{-4}	2.73×10^{-4}	0.0	0.0
			10	2.35×10^{-7}	2.35×10^{-7}	1.06×10^{-9}	1.06×10^{-9}

＊亀裂の評価点とクラッド-母材境界の距離

表 2.3.3-35　亀裂進展方式に関する感度解析における CPF の結果

亀裂種類	亀裂深さ	亀裂長さ	亀裂位置 [mm]*	LBLOCA-56		SO-126	
				ただちに無限長	微小進展	ただちに無限長	微小進展
表面亀裂(周方向、母材部)	a/t=3%	c/a=1	-	4.82×10^{-9}	0.0	0.0	0.0
		c/a=5	-	1.27×10^{-8}	0.0	4.29×10^{-6}	4.27×10^{-6}
内部亀裂(軸方向、母材部)	2a/t=1%	c/a=1	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0
			1.0	0.0	0.0	0.0	0.0
			10	0.0	0.0	0.0	0.0
		c/a=9	0.1	1.45×10^{-10}	1.45×10^{-10}	0.0	0.0
			1.0	3.42×10^{-12}	3.42×10^{-12}	0.0	0.0
			10	0.0	0.0	0.0	0.0
	2a/t=5%	c/a=1	0.1	6.13×10^{-6}	6.13×10^{-6}	0.0	0.0
			1.0	1.41×10^{-6}	1.41×10^{-6}	0.0	0.0
			10	3.14×10^{-12}	3.14×10^{-12}	0.0	0.0
		c/a=9	0.1	6.96×10^{-4}	6.87×10^{-4}	3.92×10^{-15}	3.92×10^{-15}
			1.0	2.73×10^{-4}	2.73×10^{-4}	0.0	0.0
			10	2.35×10^{-7}	2.35×10^{-7}	1.06×10^{-9}	1.06×10^{-9}

＊亀裂の評価点とクラッド-母材境界の距離

表 2.3.3-36　亀裂進展方式に関する感度解析結果（計算に要した時間）

亀裂種類	亀裂深さ	亀裂長さ	亀裂位置 [mm] *	LBLOCA-56		SO-126	
				ただちに無限長[秒]	微小進展[秒]	ただちに無限長[秒]	微小進展[秒]
表面亀裂(周方向、母材部)	a/t=3%	c/a=1	-	1170	10530	393	793
		c/a=5	-	4488	45182	1706	28088
内部亀裂(軸方向、母材部)	2a/t=1%	c/a=1	0.1	126	337	150	336
			1.0	155	359	152	358
			10	157	358	151	358
		c/a=9	0.1	158	360	149	355
			1.0	156	357	135	357
			10	158	358	147	358
	2a/t=5%	c/a=1	0.1	535	791	152	356
			1.0	347	568	151	353
			10	160	357	154	359
		c/a=9	0.1	1596	3352	152	355
			1.0	1201	1541	152	355
			10	200	517	185	531

＊亀裂の評価点とクラッド-母材境界の距離

(e) 参照温度の評価法の影響

FAVOR[18]に整備されている破壊靭性曲線と亀裂伝播停止靭性曲線（以下、「FAVOR モデル」という。）を用いた場合と、過年度に整備した破壊靭性曲線と亀裂伝播停止靭性曲線[21]（以下、「国内モデル」という。）を用いた場合について、FCI 及び TWCF の比較を行った。まず、破壊靭性曲線と亀裂伝播停止靭性曲線について整理する。破壊靭性K_{Ic}は以下のように、ワイブル分布に従う確率変数としてモデル化される。

$$K_{\mathrm{Ic}}(\Delta T) = a_{K_{Ic}}(\Delta T) + b_{K_{Ic}}(\Delta T)\left[-\ln\left(1-\Phi_{K_{Ic}}\right)\right]^{1/c_{K_{Ic}}} \quad \text{for} \quad 0 < \Phi_{K_{Ic}} < 1 \qquad (2.3.3\text{-}2)$$

ただし、ΔTは次式で与えられる。

$$\Delta T = T - RT_{NDT} = T - \left(RT_{NDT0} - \Delta RT_{epistemic} + \Delta RT_{NDT}\right) \qquad (2.3.3\text{-}3)$$

$$\Delta RT_{epistemic}(\Delta T) = a_{\Delta RT_{epi}} + b_{\Delta RT_{epi}}\left[-ln\left(1-\Phi_{\Delta RT_{epi}}\right)\right]^{1/c_{\Delta RT_{epi}}} \text{ for } 0 < \Phi_{\Delta RT_{epi}} < 1 \qquad (2.3.3\text{-}4)$$

FAVOR モデルのパラメータを以下に示す。

$$a_{K_{Ic}}(\Delta T) = 19.35 + 8.335\exp[0.02254(\Delta T)]\left[\text{ksi}\sqrt{\text{inch}}\right] \quad (2.3.3\text{-}5)$$

$$b_{K_{Ic}}(\Delta T) = 15.61 + 50.132\exp[0.008(\Delta T)]\left[\text{ksi}\sqrt{\text{inch}}\right] \quad (2.3.3\text{-}6)$$

$$c_{K_{Ic}}(\Delta \text{T}) = 4 \quad (2.3.3\text{-}7)$$

$$a_{\Delta RT_{epi}} = -29.5\ [°\text{F}] \quad (2.3.3\text{-}8)$$

$$b_{\Delta RT_{epi}} = 78.0\ [°\text{F}] \quad (2.3.3\text{-}9)$$

$$c_{\Delta RT_{epi}} = 1.73 \quad (2.3.3\text{-}10)$$

$$\Delta T = T - RT_{NDT}[°\text{F}] \quad (2.3.3\text{-}11)$$

国内モデルのパラメータを以下に示す。

$$a_{K_{Ic}}(\Delta T) = 21.24 - 0.29\exp[-0.0076(\Delta T)]\left[\text{MPa}\sqrt{\text{m}}\right] \quad (2.3.3\text{-}12)$$

$$b_{K_{Ic}}(\Delta T) = 12.39 + 89.29\exp[0.0146(\Delta T)]\left[\text{MPa}\sqrt{\text{m}}\right] \quad (2.3.3\text{-}13)$$

$$c_{K_{Ic}}(\Delta \text{T}) = 2.93 + 0.80\exp[0.0432(\Delta T)] \quad (2.3.3\text{-}14)$$

$$\Delta RT_{epistemic}(\Delta T) = 0 \quad (2.3.3\text{-}15)$$

$$\Delta T = T - RT_{NDT}[°\text{C}] \quad (2.3.3\text{-}16)$$

亀裂伝播停止靭性K_{Ia}は対数正規分布に従う確率変数として以下のようにモデル化されている。

$$K_{Ia}\left(T - T_{K_{Ia}}\right) = exp\left[\sigma_{ln(K_{Ia})} \times Z\left(\Phi_{K_{Ia}}\right) + \mu_{ln(K_{Ia})}\left(T - T_{K_{Ia}}\right)\right] \text{ for } 0 < \Phi_{K_{Ia}} < 1 \quad (2.3.3\text{-}17)$$

$$\mu_{ln(K_{Ia})}\left(T - T_{K_{Ia}}\right) = \ln\left[K_{Ia(mean)}\left(T - T_{K_{Ia}}\right)\right] - \frac{\sigma^2_{\ln(K_{Ia})}}{2} \quad (2.3.3\text{-}18)$$

ただし、Z は標準正規分布の累積分布関数の逆関数であり、$T - T_{K_{Ia}}$は以下の式で与えられる。

$$T - T_{K_{Ia}} = T - \left(RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{arrest} + \Delta RT_{NDT}\right) \quad (2.3.3\text{-}19)$$

ここで、$\Delta RT_{epist-arrest}$は国内モデルでは 0 であるが、FAVOR モデルではワイブル分布に従う確率変数であり、以下の式で与えられる。

$$\Delta RT_{epist-arrest} = a_{\Delta RT_{e-a}} + b_{\Delta RT_{e-a}}\left[-ln\left(1 - \Phi_{\Delta RT_{e-a}}\right)\right]^{1/c_{\Delta RT_{e-a}}} \text{ for } 0 < \Phi_{\Delta RT_{e-a}} < 1 \quad (2.3.3\text{-}20)$$

$$a_{\Delta RT_{e-a}} = -8.28[°\text{F}] \quad (2.3.3\text{-}21)$$

$$b_{\Delta RT_{e-a}} = 100.43\ [°\text{F}] \quad (2.3.3\text{-}22)$$

$$c_{\Delta RT_{e-a}} = 2.036 \quad (2.3.3\text{-}23)$$

ΔRT_{arrest}は国内モデルでは 0 であるが、FAVOR モデルでは対数正規分布であり以下の式から算出される。

$$\Delta RT_{arrsst} = exp\left[\sigma_{ln(\Delta RT_{arrest})} \times Z\left(\Phi_{K_{Ia}}\right) + \mu_{ln(\Delta RT_{arrest})}\right] [℃] \quad (2.3.3\text{-}24)$$

$$\mu_{ln(\Delta RT_{arrest})} = \ln\left[\Delta RT_{arrest(mean)}(T_0)\right] - \frac{\sigma^2_{\ln(\Delta RT_{arrest})}}{2} \quad (2.3.3\text{-}25)$$

$$T_0 = RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} \quad (2.3.3\text{-}26)$$

$$\sigma_{ln(\Delta RT_{arrest})} = \sqrt{\ln\left\{\exp\left[\sigma_{ln(\Delta RT_{arrest})}{}^2 + 2\ln\left(\Delta RT_{arrest(mean)}\right)\right] - var(T_0)\right\} - 2\ln\left[\Delta RT_{arrest(mean)}\right]} \quad (2.3.3\text{-}27)$$

$$K_{Ia(mean)}\left(T - T_{K_{Ia}}\right) = 27.302 + 69.962\exp\left[0.006057\left(T - T_{K_{Ia}}\right)\right] \left[\text{ksi}\sqrt{inch}\right] \quad (2.3.3\text{-}28)$$

$$\sigma_{ln(K_{Ia})} = 0.18 \quad (2.3.3\text{-}29)$$

$$\Delta RT_{arrest(mean)} = 44.123\exp[-0.006T_0] \ [℃] \quad (2.3.3\text{-}30)$$

$$\sigma_{ln(\Delta RT_{arrest})} = 0.39 \quad (2.3.3\text{-}31)$$

$$\text{var}(\text{T}_0) = \begin{cases} 12.778^2 & T_0 \leq -35.7℃ \\ 99.905972 - 1.7748073T_0 & -35.7℃ < T_0 \leq -56℃ \\ 0 & 56℃ < T_0 \end{cases} \quad (2.3.3\text{-}32)$$

国内モデルのパラメータを以下に示す。

$$K_{Ia(mean)}\left(T - T_{K_{Ia}}\right) = 34.87 + 42.97\exp\left[0.0187\left(T - T_{K_{Ia}}\right)\right] \left[\text{MPa}\sqrt{m}\right] \quad (2.3.3\text{-}33)$$

$$\sigma_{ln(K_{Ia})} = 0.276 \quad (2.3.3\text{-}34)$$

破壊靭性K_{Ic}及び亀裂伝播停止靭性K_{Ia}の比較を図 2.3.3-22 と図 2.3.3-23 に示す。なお、FAVOR モデルの認識論的不確実さ（$\Delta RT_{epistemic}$、ΔRT_{arrest}及び$\Delta RT_{epist-arrest}$）については 50 パーセンタイル値を使用している。図 2.3.3-22 から、破壊靭性曲線について国内モデルのほうが保守的であることが分かる。

FCI 及び TWCF の結果を表 2.3.3-37 と表 2.3.3-38 に示す。FCI については、国内モデルの方が米国モデルに比べて高く、保守的な評価となった。この原因については、図 2.3.3-22 の破壊靭性曲線を基に考察でき、国内モデルの 1 パーセンタイル曲線が全ての温度範囲で米国モデルに比べて低いことや、国内モデルの各曲線が高温側で米国モデルに比べて低いにことによる。TWCF についても、FCI と同様、国内モデルの方が米国モデルに比べて高く、保守的な評価となった。これは、図 2.3.3-23 から解析により算出される応力拡大係数の範囲で有意な差異がみられないことから、FCI の大小関係によるものと思われる。

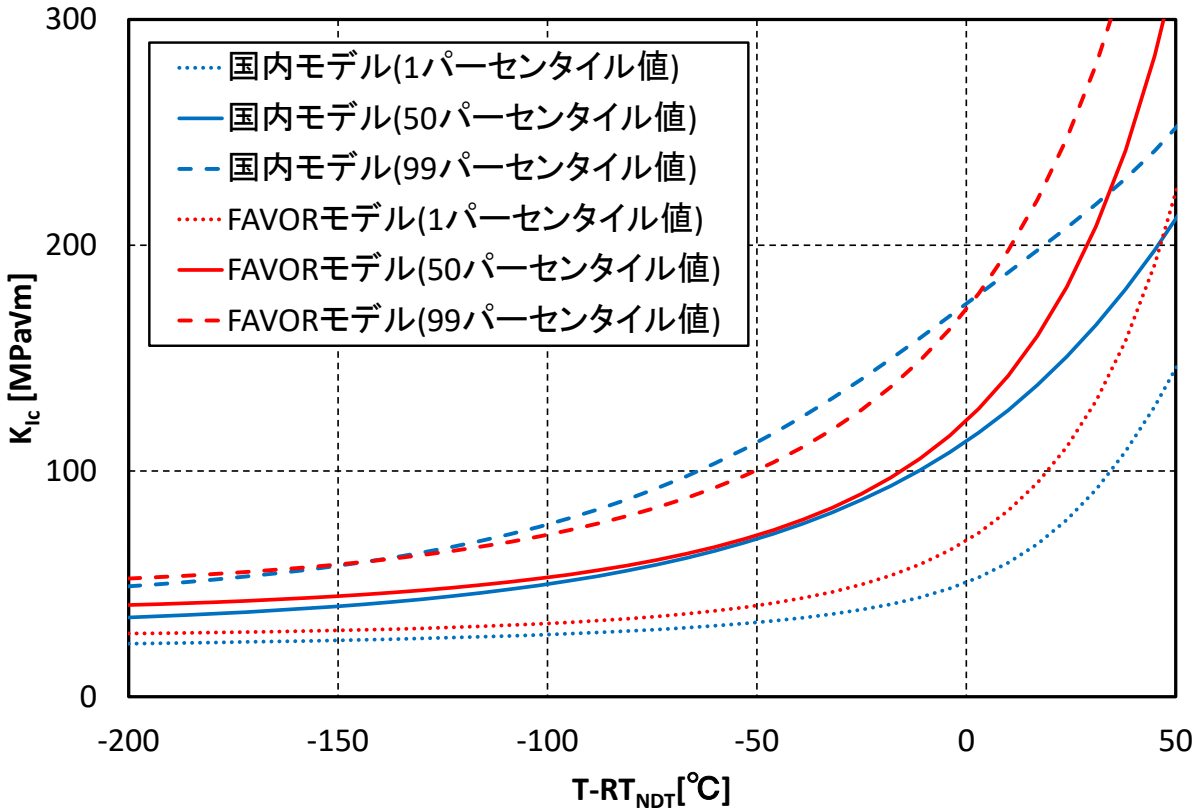


図 2.3.3-22　破壊靭性曲線の比較

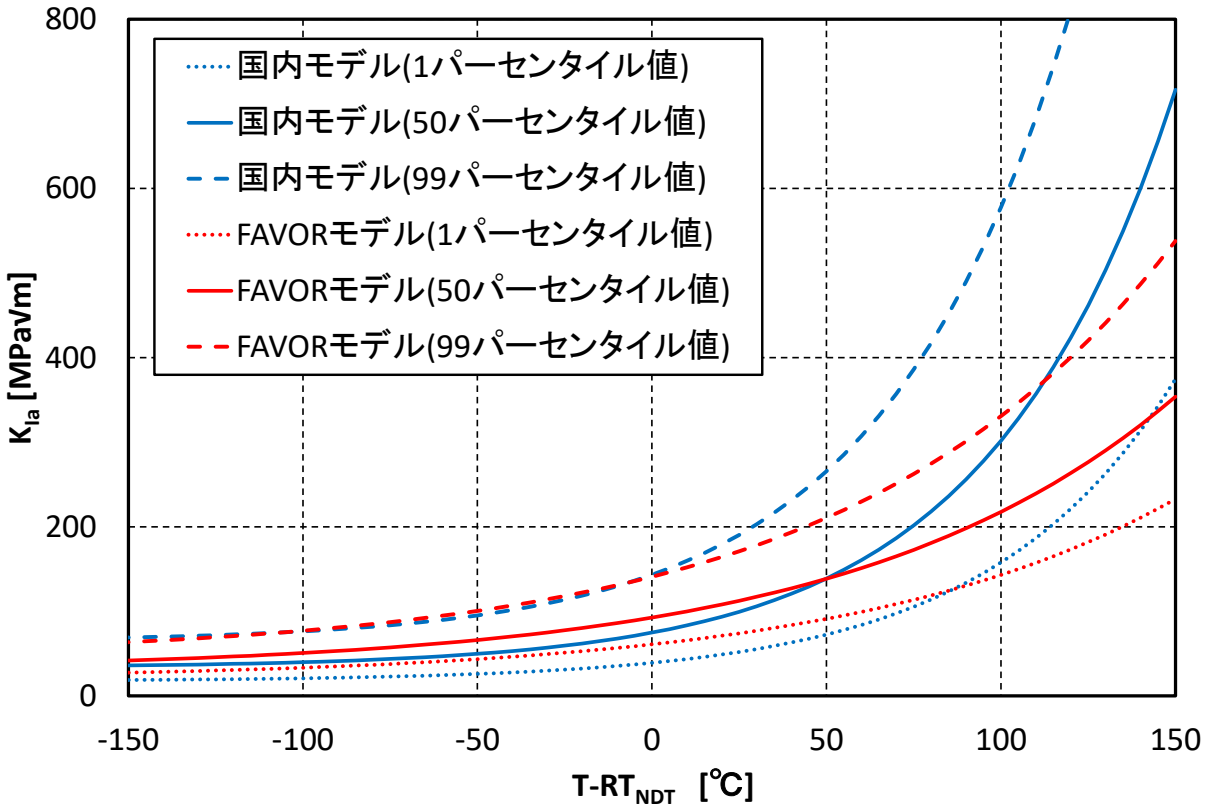


図 2.3.3-23　亀裂伝播停止靭性曲線の比較

表 2.3.3-37　参照温度の評価法に関する FCI の感度解析結果

亀裂の種類			基本ケース（米国）		国内	
			LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126
全亀裂			2.29×10^{-9}	5.64×10^{-10}	6.78×10^{-9}	1.58×10^{-8}
表面亀裂		周	1.35×10^{-11}	5.64×10^{-10}	5.91×10^{-9}	1.58×10^{-8}
内部亀裂	母材部	軸	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}	4.65×10^{-10}	9.08×10^{-12}
		周	1.13×10^{-11}	0.0	4.04×10^{-10}	0.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0

表 2.3.3-38　参照温度の評価法に関する TWCF の感度解析結果

亀裂の種類			基本ケース（米国）		国内	
			LBLOCA-56	SO-126	LBLOCA-56	SO-126
全亀裂			1.35×10^{-11}	5.64×10^{-10}	4.00×10^{-10}	1.58×10^{-8}
表面亀裂		周	9.14×10^{-14}	5.64×10^{-10}	0.0	1.58×10^{-8}
内部亀裂	母材部	軸	1.34×10^{-11}	1.41×10^{-15}	4.00×10^{-10}	9.08×10^{-12}
		周	1.07×10^{-14}	0.0	8.25×10^{-17}	0.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.0	0.0	0.0	0.0

(2) 本年度整備した機能に関する信頼性確認

本年度 PASCAL3 に導入した機能について、その信頼性を確認するための検証を実施した。なお、導入した機能の詳細については 2.3.1 節に示した。

1) 低損傷確率に対応した評価機能の確認

導入した低損傷確率に対応した CPI 及び CPF の評価機能の信頼性を確認した。なお、ここでは、2.3.2(1)項に示した 2 種類の CPF 算出機能のうち、台形公式を用いた数値積分機能を用いた場合の結果を示す。

まず、本年度導入した低損傷確率を整備した PASCAL3 と、過年度の PASCAL3 から算出される CPI 及び CPF に差異が無いことを確認した。表面亀裂と内部亀裂についての比較結果を表 2.3.3-39 及び表 2.3.3-40 にそれぞれ示す。表 2.3.3-39 と表 2.3.3-40 から、過年度の PASCAL3 を用いて得られた CPF と、導入した機能を用いて得られた CPF が、過年度の PASCAL3 から得られた統計誤差の範囲内で一致していることを確認した。CPF が 0 となる条件についても、過年度の PASCAL3 と統計誤差の範囲内で矛盾しない結果が得られた。なお、導入した機能では、比較的少ないサンプル数で計算が収束するため、収束したことが確認されたケースについては、より多くのサンプル数の解析は実施していない。

次に、より厳密な確認を行うため、破壊靭性以外の確率変数を固定して、過年度の PASCAL3 による CPF との比較を行った。表面亀裂の比較結果を表 2.3.3-41 と表 2.3.3-42 に、内部亀裂の比較結果を表 2.3.3-43 と表 2.3.3-44 にそれぞれ示す。過年度の PASCAL3 でサンプル数を十分大きく設定した CPF と、今年度導入した機能を用いて得られた CPF は、統計統計誤差の範囲内で一致していることを確認した。さらに、収束までに要する時間が大幅に短縮されていることを確認した。

さらに、CPF を算出する際の台形公式を用いた数値積分処理について、理論値との比較による検証を行った。確認用の被積分関数を図 2.3.3-24 に示す。この被積分関数を区間(1E-5,1)で積分すると、積分値は 0.0999 となる。表 2.3.3-45 に示すように、要求した相対誤差内の精度で積分を評価できていることを確認した。

表 2.3.3-39　表面亀裂を対象とした過年度結果との比較

過渡事象	サンプリング数	昨年度の PASCAL3 を用いた解析			導入した機能を用いた解析
		CPF	信頼区間(1σ)の下端	信頼区間(1 σ)の上端	CPF(平均値)
LBLOCA	10	0.0	-	-	0.0
	1,000	0.0	-	-	0.0
	100,000	0.0	-	-	0.0
	10,000,000	0.0	-	-	0.0
MSLB	10	0.0	-	-	0.0
	1,000	0.0	-	-	0.0
	100,000	0.0	-	-	7.59×10^{-9}
	10,000,000	0.0	-	-	1.14×10^{-8}
SO130	10	0.0	-	-	0.0
	1,000	0.0	-	-	9.25×10^{-6}
	100,000	1.00×10^{-5}	5.00×10^{-11}	2.00×10^{-5}	8.81×10^{-6}
	10,000,000	8.00×10^{-6}	7.11×10^{-6}	8.89×10^{-6}	8.60×10^{-6}

表 2.3.3-40　内部亀裂を対象とした過年度結果との比較

過渡事象	サンプリング数	昨年度の PASCAL3 を用いた解析			導入した機能を用いた解析
		CPF	信頼区間 (1 σ) の下端	信頼区間 (1 σ) の上端	CPF(平均値)
LBLOCA	10,000	0.0	-	-	4.14×10^{-6}
	1,000,000	1.00×10^{-6}	5.00×10^{-13}	2.00×10^{-6}	4.11×10^{-6}
	100,000,000	4.04×10^{-6}	3.84×10^{-6}	4.24×10^{-6}	—
MSLB	10,000	0.0	-	-	3.29×10^{-7}
	1,000,000	1.00×10^{-6}	5.00×10^{-13}	2.00×10^{-6}	2.60×10^{-7}
	100,000,000	2.60×10^{-7}	2.09×10^{-7}	3.11×10^{-7}	—
SO126	10,000	0.0	-	-	0.00E+00
	1,000,000	0.0	-	-	0.00E+00
	100,000,000	0.0	-	-	—
SO130	10,000	0.0	-	-	0.00E+00
	1,000,000	0.0	-	-	2.53×10^{-13}
	100,000,000	0.0	-	-	—

表 2.3.3-41　表面亀裂を対象とした過年度結果との比較（過年度の PASCAL3 の結果）

サンプル数	CPF	信頼区間(1 σ) の下端	信頼区間(1 σ) の上端	計算時間[sec]
10,000	1.400×10^{-3}	1.026×10^{-3}	1.774×10^{-3}	1.5
100,000	1.430×10^{-3}	1.311×10^{-3}	1.549×10^{-3}	12
1,000,000	1.379×10^{-3}	1.342×10^{-3}	1.416×10^{-3}	120
10,000,000	1.381×10^{-3}	1.369×10^{-3}	1.393×10^{-3}	1100
72,309,374	1.383×10^{-3}	1.379×10^{-3}	1.387×10^{-3}	8400

表 2.3.3-42　表面亀裂を対象とした過年度結果との比較（今年度の PASCAL3 の結果）

目標相対誤差[%]	CPF	信頼区間の下端	信頼区間の上端	計算時間[sec]
10	1.399×10^{-3}	1.259×10^{-3}	1.539×10^{-3}	0.12
1	1.393×10^{-3}	1.379×10^{-3}	1.407×10^{-3}	0.3
0.1	1.386×10^{-3}	1.385×10^{-3}	1.388×10^{-3}	1.5

表 2.3.3-43　内部亀裂を対象とした過年度結果との比較（過年度の PASCAL3 の結果）

サンプル数	CPF	信頼区間(1 σ)の下端	信頼区間(1 σ)の上端	計算時間[sec]
10,000	7.000×10^{-4}	4.355×10^{-4}	9.645×10^{-4}	1.1
100,000	1.250×10^{-3}	1.138×10^{-3}	1.362×10^{-3}	9.7
1,000,000	1.240×10^{-3}	1.205×10^{-3}	1.275×10^{-3}	91
10,000,000	1.325×10^{-3}	1.314×10^{-3}	1.337×10^{-3}	880
100,000,000	1.325×10^{-3}	1.321×10^{-3}	1.329×10^{-3}	9000

表 2.3.3-44　内部亀裂を対象とした過年度結果との比較（今年度の PASCAL3 の結果）

目標相対誤差[%]	CPF	信頼区間の下端	信頼区間の上端	計算時間[sec]
10	1.499×10^{-3}	1.349×10^{-3}	1.648×10^{-3}	0.2
1	1.329×10^{-3}	1.316×10^{-3}	1.343×10^{-3}	0.4
0.1	1.326×10^{-3}	1.325×10^{-3}	1.328×10^{-3}	1.4



図2.3.3-24　積分処理の確認用の被積分関数

表 2.3.3-45　台形公式を用いた積分処理の確認

要求した相対誤差[%]	算出値	算出値の実際の相対誤差[%]
10	0.105308164	5.41
1	0.10023767	3.38×10^{-1}
0.1	0.099885924	-1.41×10^{-2}
0.01	0.099894724	-5.28×10^{-3}
0.001	0.09989967	-3.31×10^{-4}
0.0001	0.099900013	1.32×10^{-5}

2) 信頼度評価機能の確認

信頼度評価機能として新たに整備した LHS 法について、2 つの観点から機能を確認した。まず、PASCAL で LHS 法でサンプリングした変数を 10000 通り書き出し、その値に対応する累積確率が

$$\frac{i-0.5}{10000} \quad (i = 1, \ldots, 10000) \tag{2.3.3-35}$$

となることを確認した。PASCAL3 で LHS 法でサンプリングした変数と Microsoft Excel® を用いて算出した値との相対誤差の最大値は 1.5E-5 [%]であり、PASCAL により適切な処理が行われていることを確認した。

次に、確率変数の値の組が適切に決定されていることを確認した。*M* 個の確率変数の組に注目すると、*M* 個の累積確率の平均値は、0 から 1 までの一様分布に従う *M* 個の乱数の平均値であるから、中心極限定理から、平均μと標準偏差σがそれぞれ

$$\mu = 0.5 \tag{2.3.3-36}$$

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{12M}} \tag{2.3.3-37}$$

となる正規分布に従う（*M* が十分大きい場合）。*M*=19、10000 通りの確率変数の組をサンプリングした結果を図 2.3.3-25 に示す。図 2.3.3-25 から、PASCAL から算出される結果は中心極限定理から導かれる正規分布とほぼ一致しており、機能が正しく実装されていることを確認した。

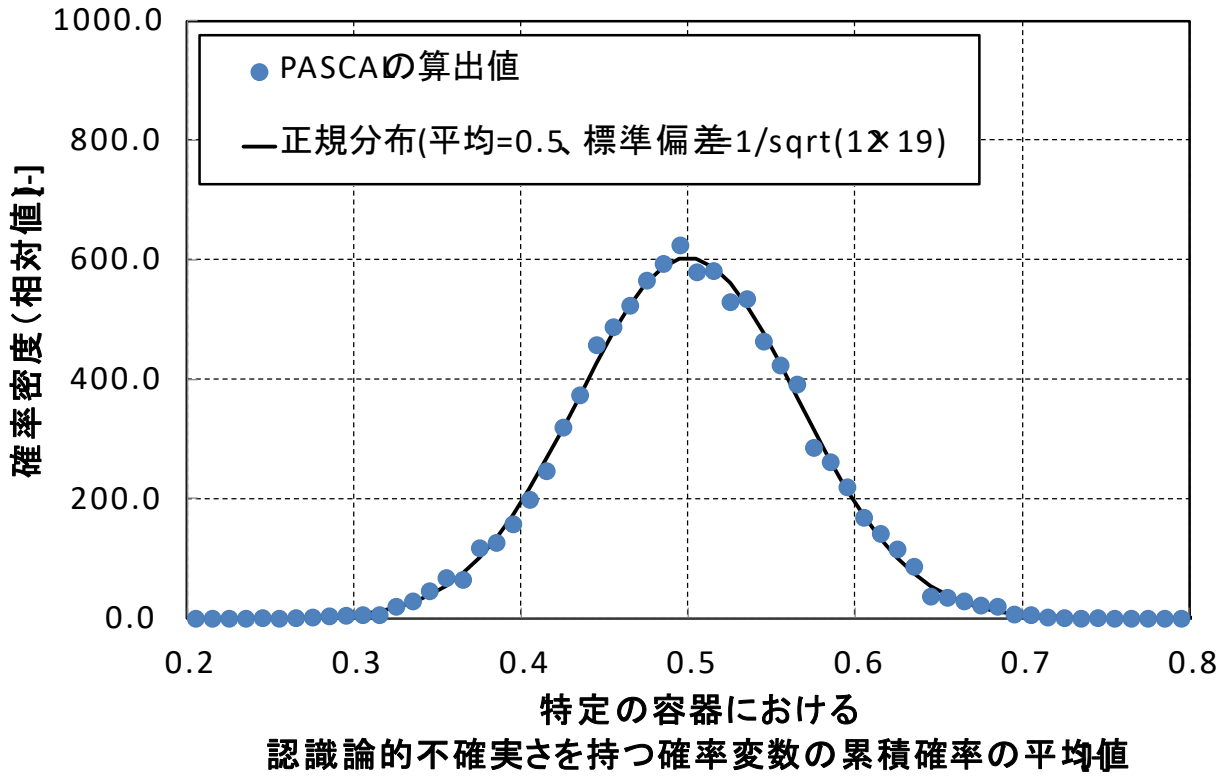


図 2.3.3-25　LHS 法の確認

3) 複雑な応力分布に関する評価機能の確認

重み関数法及び逐次近似した応力分布を用いて応力拡大係数を算出する機能について、具体的な過渡事象における応力拡大係数の値を確認し、過年度まで使用していた重ね合わせの原理に基づく簡易法による応力拡大係数と比較することで機能確認を行った。過渡事象として、応力拡大係数算出時に内圧が正しく考慮されていることを確認するため、内圧の減少が比較的緩やかな事象である SBLOCA 事象[37]を選定した。確認のために設定した RPV と亀裂の寸法を表 2.3.3-46 に示す。溶接残留応力は図 2.3.3-26 に示すようにクラッド部と母材部とでそれぞれ 3 次多項式で表現されるものを用いた。重ね合わせの原理に基づく簡易法では、溶接残留応力分布を 3 次多項式で入力しているため、図 2.3.3-26 に示す応力分布に対しては誤差の少ない応力拡大係数を評価できる。そこで、重ね合わせの原理に基づく簡易法で算出される応力拡大係数に対する相対誤差を求め、値が十分小さいことを確認することにより機能確認を行った。結果を図 2.3.3-27 から図 2.3.3-35 に示す。表面半楕円亀裂については CEA の解[45]、軸方向に長い亀裂、全周亀裂、内部亀裂ついては JSME 維持規格（2012 年版）の解[44]から応力拡大係数を算出している。

さらに、亀裂が存在する範囲で応力分布を多項式近似する機能に関して、表 2.3.3-47 に示すように、3 次多項式近似が適切に行われていることを Microsoft Excel®により算出した値と比較することで確認した。図 2.3.3-36 に亀裂の範囲が異なる複数のケースにお

いて、多項式近似した結果を示す。図 2.3.3-36 に示すように、亀裂が存在する範囲における応力分布を表現できていることを確認した。

表 2.3.3-46　過渡事象（SBLOCA）における応力拡大係数の確認条件

項目	値
表面半楕円亀裂の寸法	a=6mm、c=6mm
軸方向に長い亀裂の寸法	a/t=0.1、0.2、0.3
全周亀裂の寸法	a/t=0.1、0.2、0.3
内部亀裂の寸法	$2a/t$=0.04、c/a=1.125 亀裂中心位置/板厚=0.1
クラッド厚さ [mm]	5.0
母材厚さ [mm]	205.0

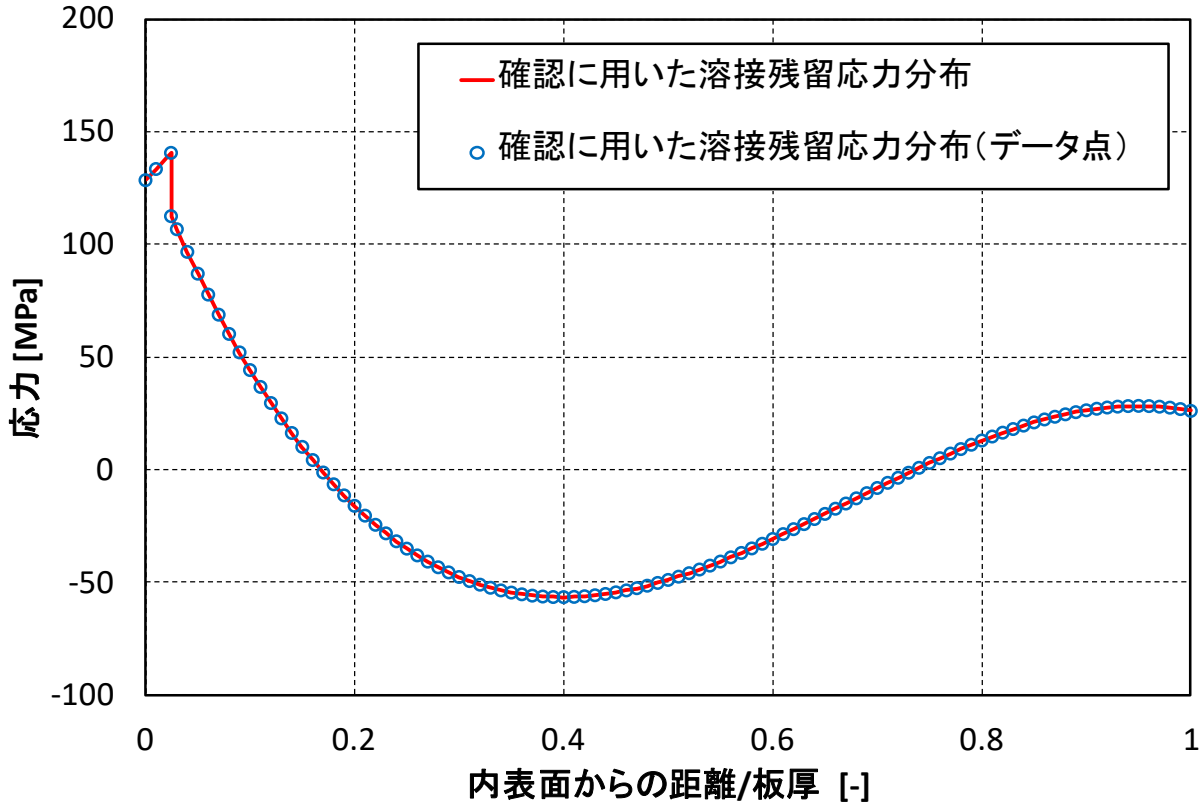


図2.3.3-26　機能確認のための溶接残留応力

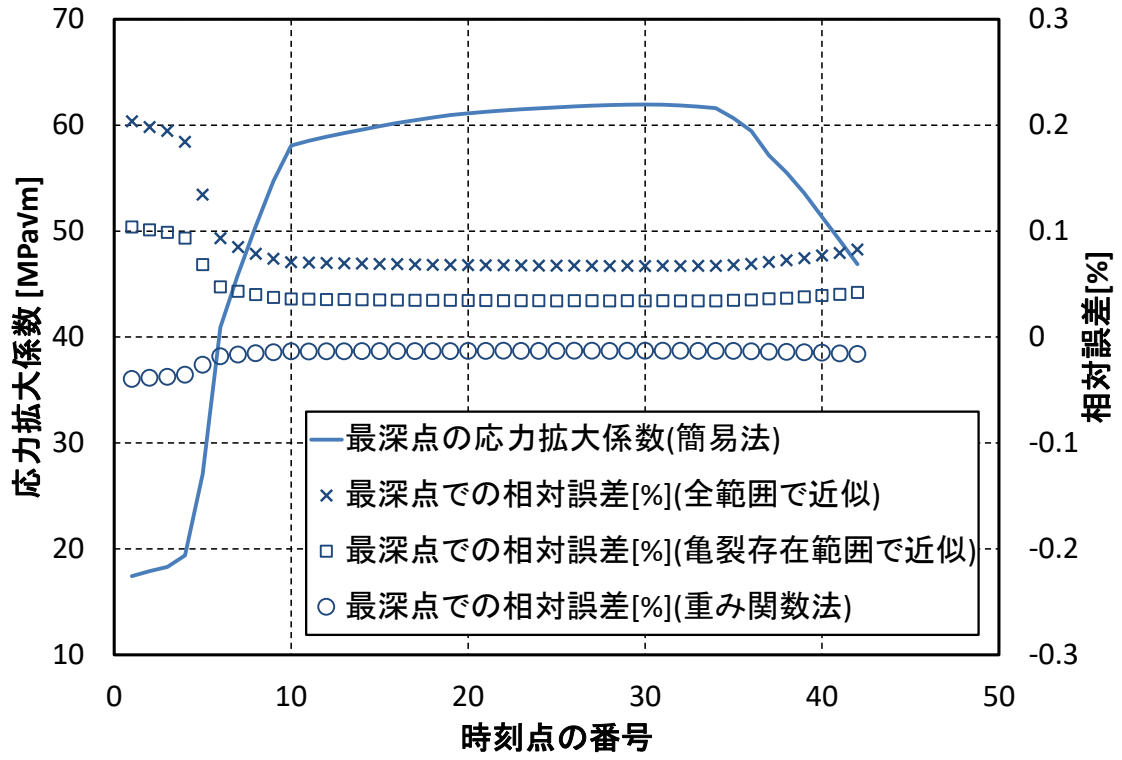


図2.3.3-27　表面半楕円亀裂の応力拡大係数（CEAの解[45]）

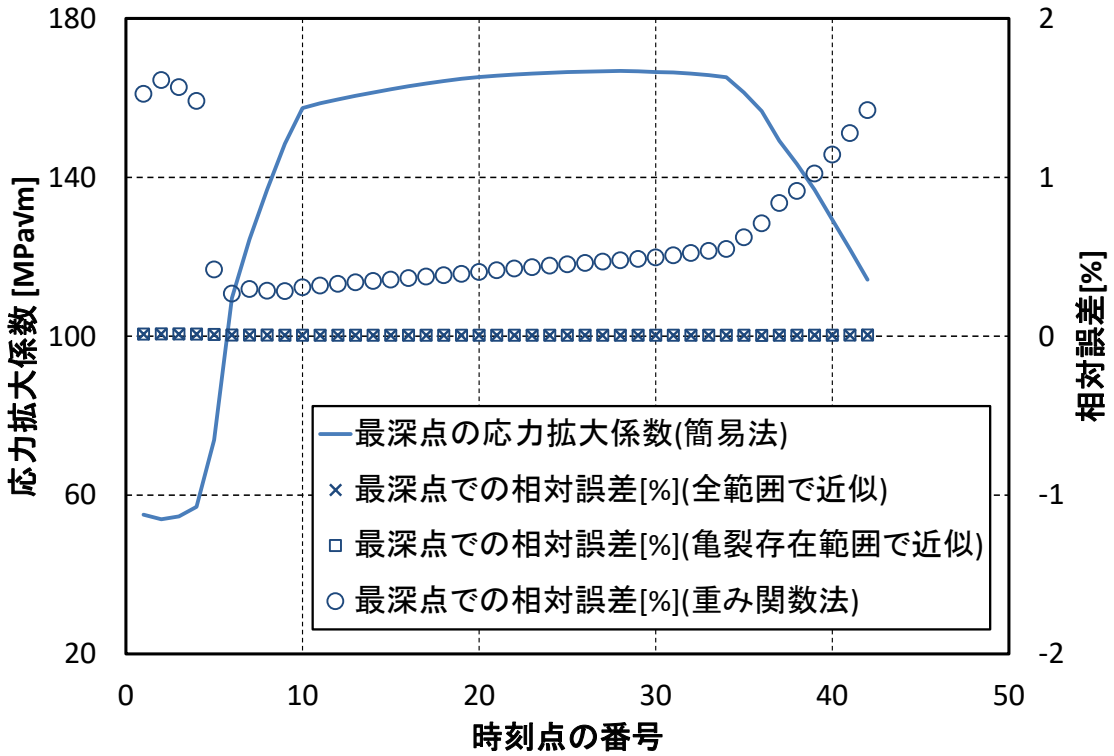


図2.3.3-28　軸方向に長い亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]、a/t=10%）

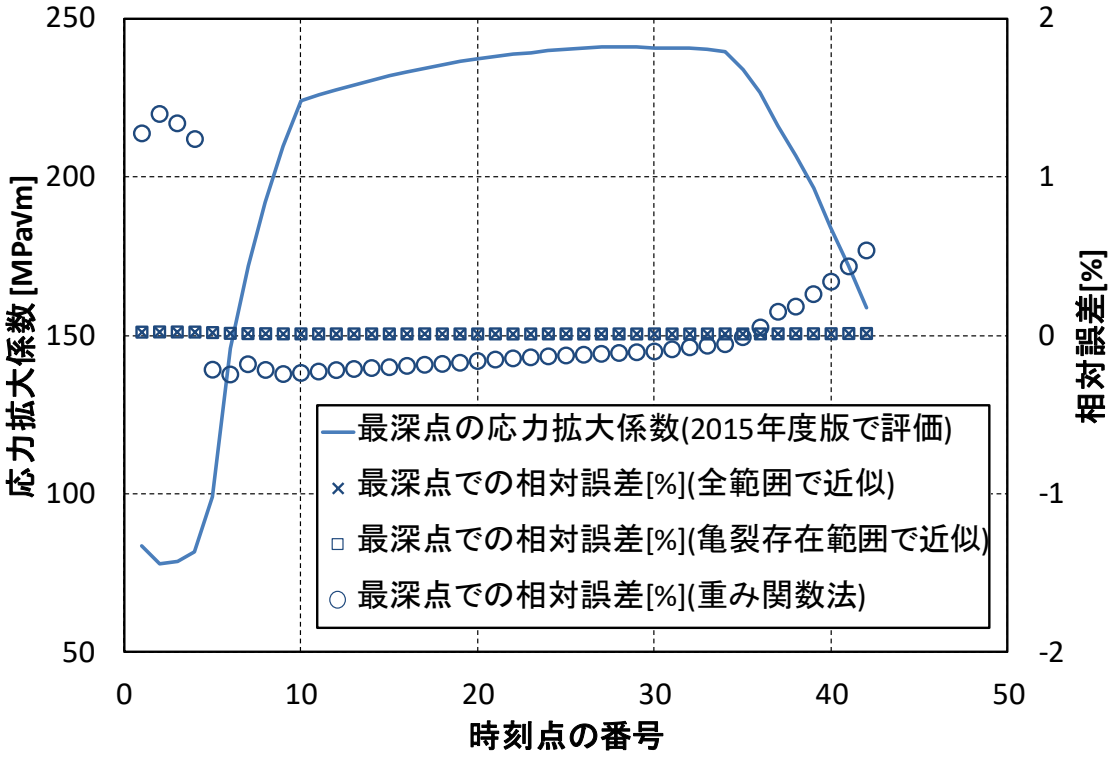


図2.3.3-29　軸方向に長い亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]、a/t=30%）

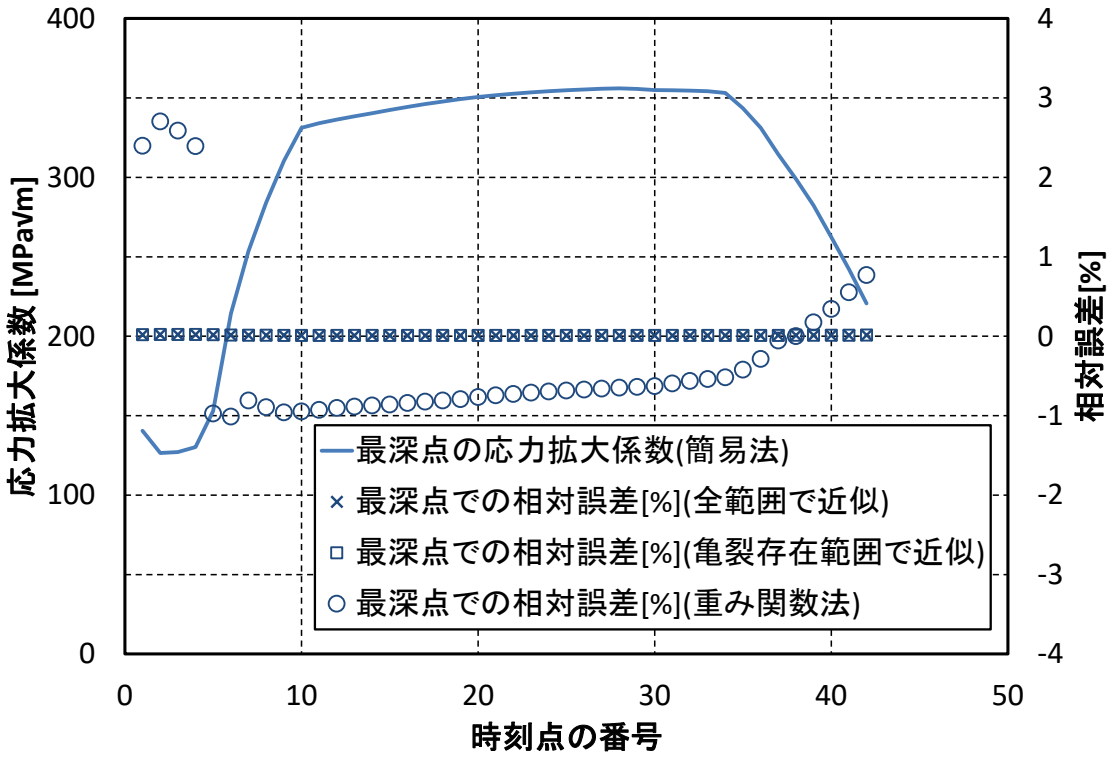


図2.3.3-30　軸方向に長い亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]、a/t=50%）

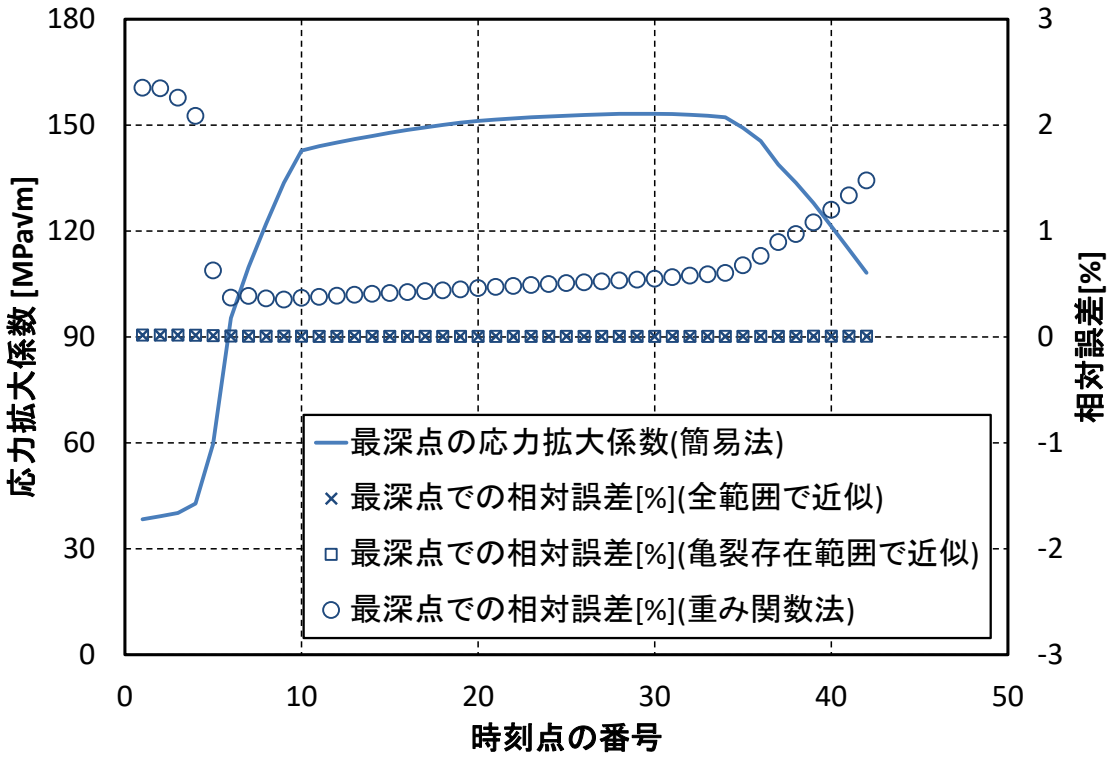


図2.3.3-31　全周亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]、a/t=10%）

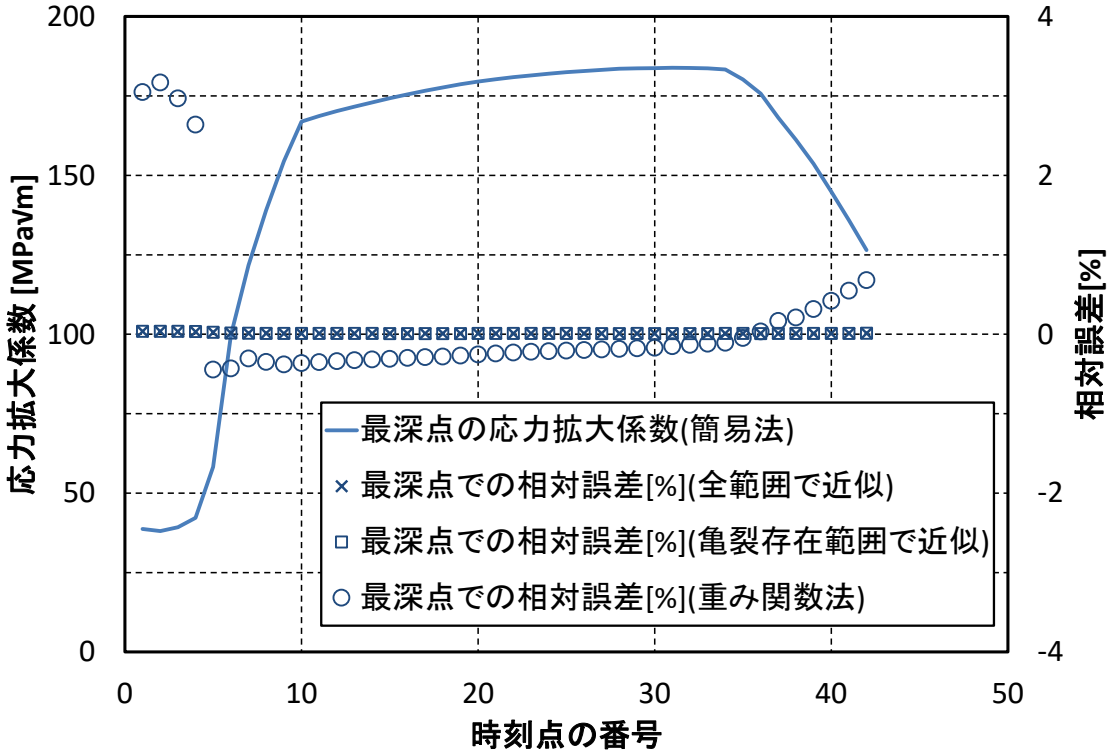


図2.3.3-32　全周亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]、a/t=30%）

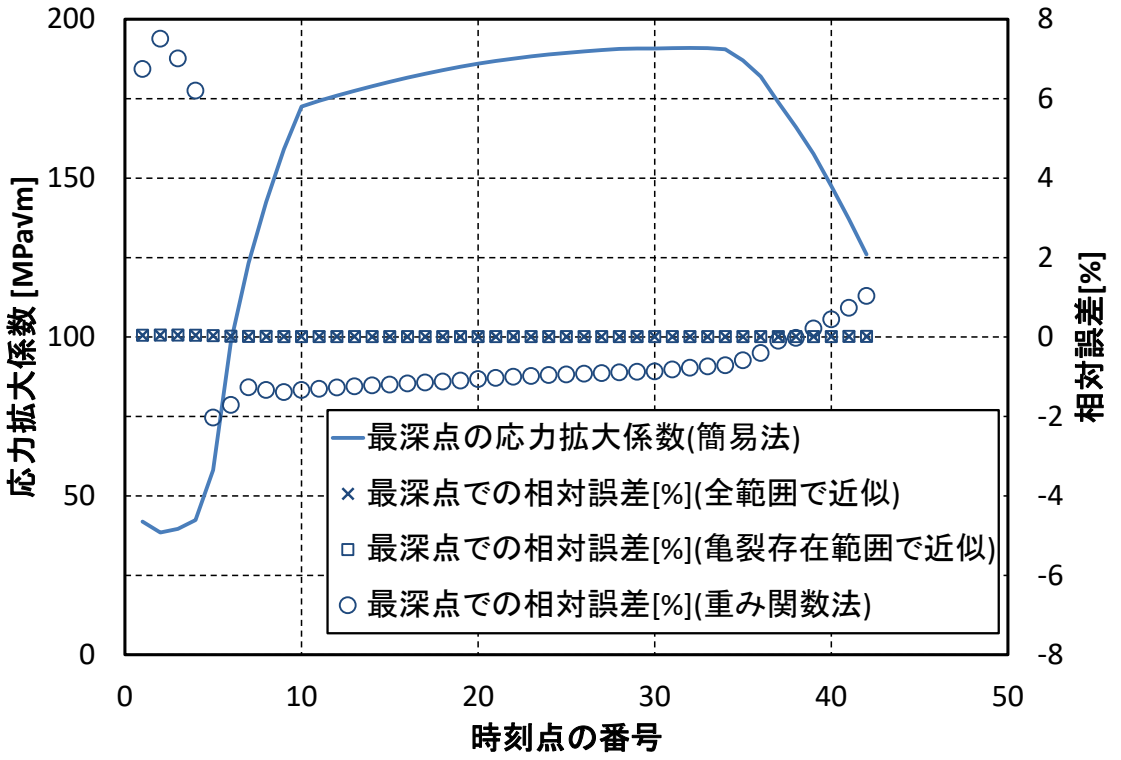


図2.3.3-33　全周亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]、a/t=50%）

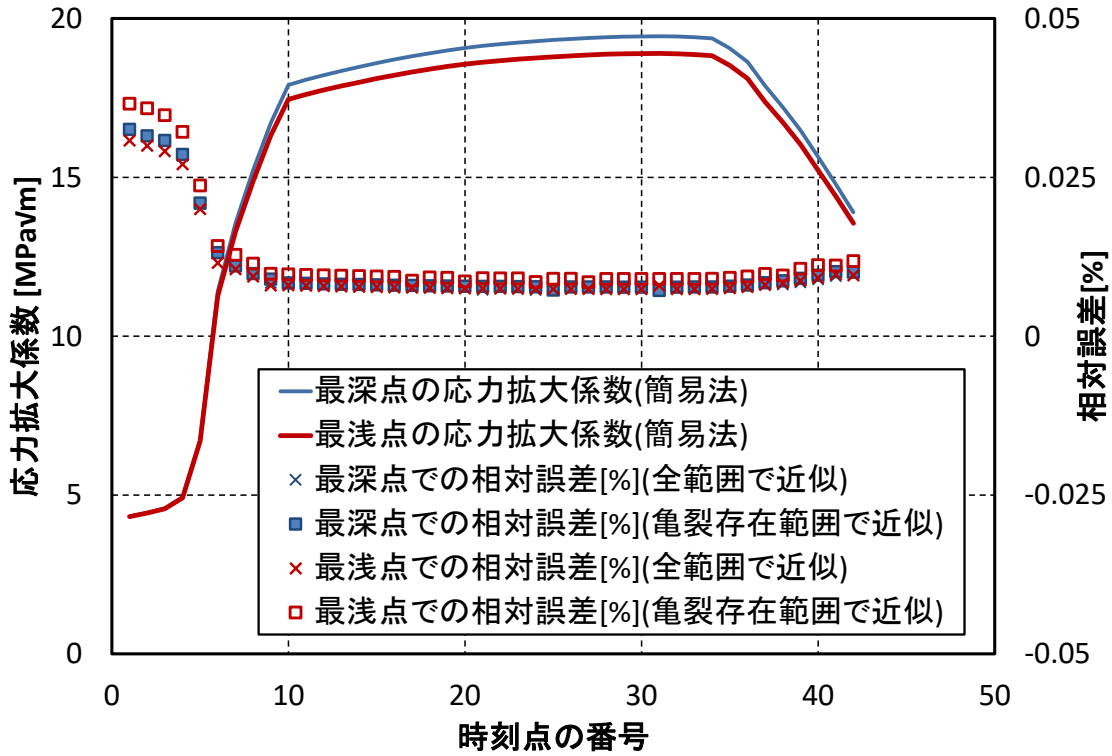


図2.3.3-34　周方向内部亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]）

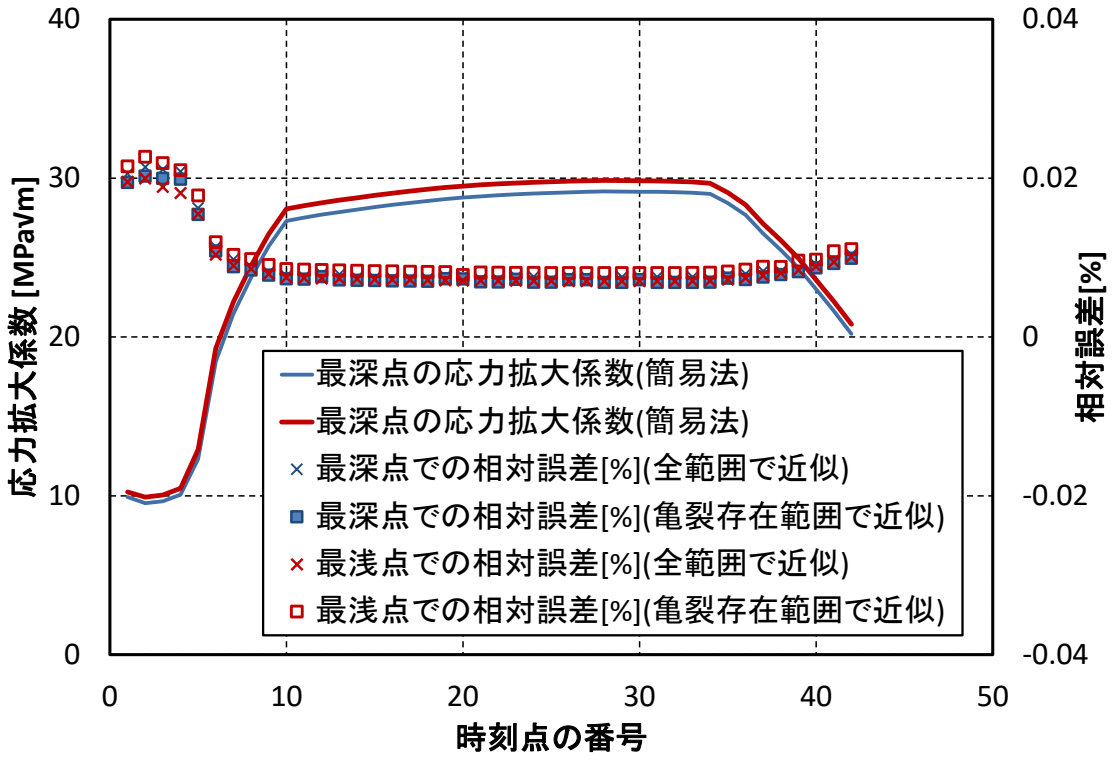


図2.3.3-35　軸方向内部亀裂の応力拡大係数（JSME維持規格[44]）

表 2.3.3-47　応力データ点の逐次 3 次多項式近似（Microsoft Excel®との比較による確認）

多項式の次数			0	1	2	3
応力データ点を逐次近似する板厚方向位置（x/t）	0.1 から 0.2 まで	Excel	104.52	-602.7	0	0
		PASCAL	104.52	-602.7	0	0
	0.1 から 0.3 まで	Excel	131.83	-992.03	1331.97	0
		PASCAL	131.84	-992.03	1331.97	0
	0.1 から 0.4 まで	Excel	138.21	-1093.58	1828.41	-756.43
		PASCAL	138.23	-1093.58	1828.41	-756.43
	0.1 から 0.5 まで	Excel	140.13	-1121.45	1949.19	-916.62
		PASCAL	140.15	-1121.45	1949.19	-916.62
	0.1 から 0.6 まで	Excel	140.92	-1132.17	1991.14	-965.75
		PASCAL	140.93	-1132.17	1991.14	-965.75

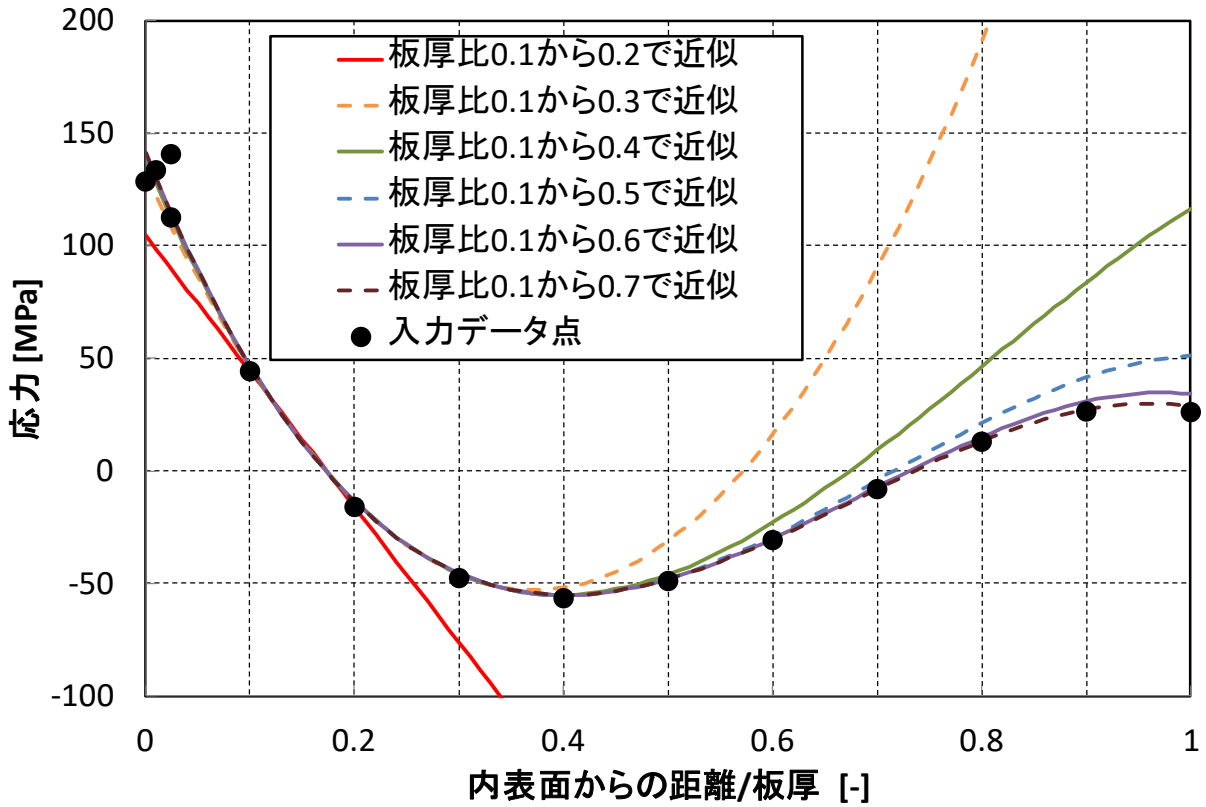


図2.3.3-36　応力データ点を亀裂が存在する範囲の3次多項式近似して得られた応力分布

4) 表面亀裂の応力拡大係数計算の適用範囲拡張の確認

PASCAL3 に導入した機能を用いて算出した a/c=0 に対応する補正係数と、文献に記載されている値との比較を行った。図 2.3.3-37 から図 2.3.3-39 にその結果を示す。クラッド厚さが 5mm の場合と 6mm の場合とで異なる値の補正係数が算出されるが、いずれの場合も文献値を正しく線形補間していることを確認した。

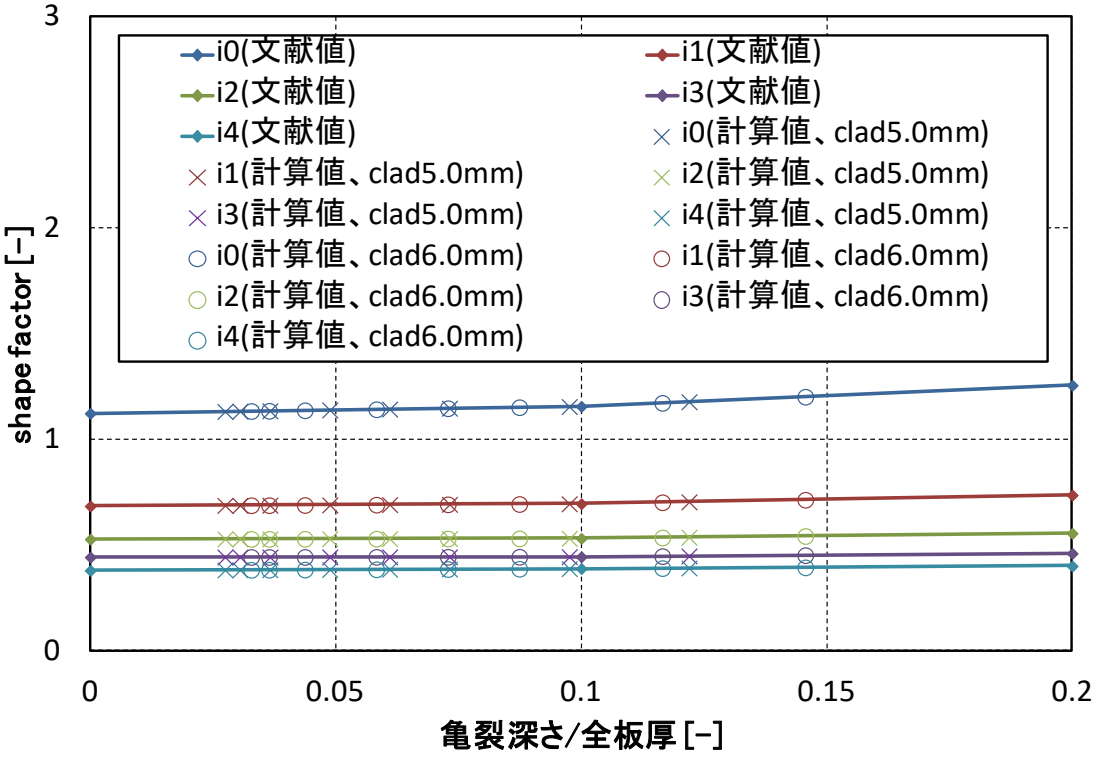


図2.3.3-37　母材部応力に用いる補正係数（全周亀裂）

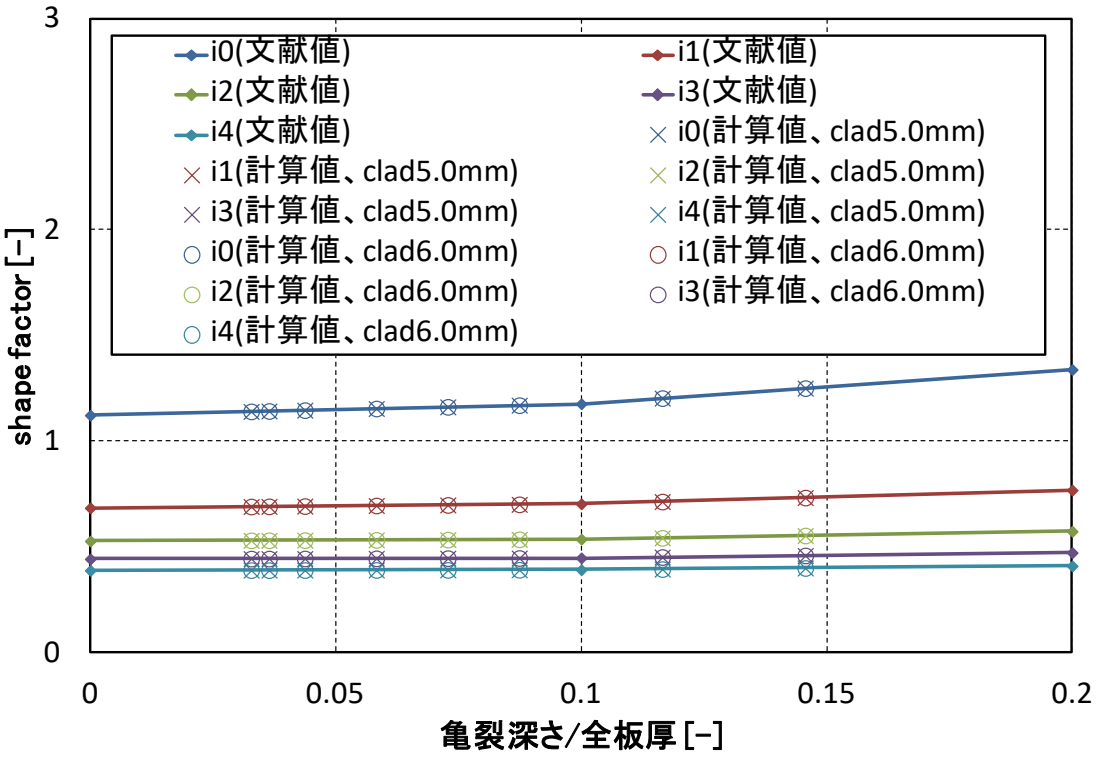


図2.3.3-38　母材部応力に用いる補正係数（無限長亀裂）

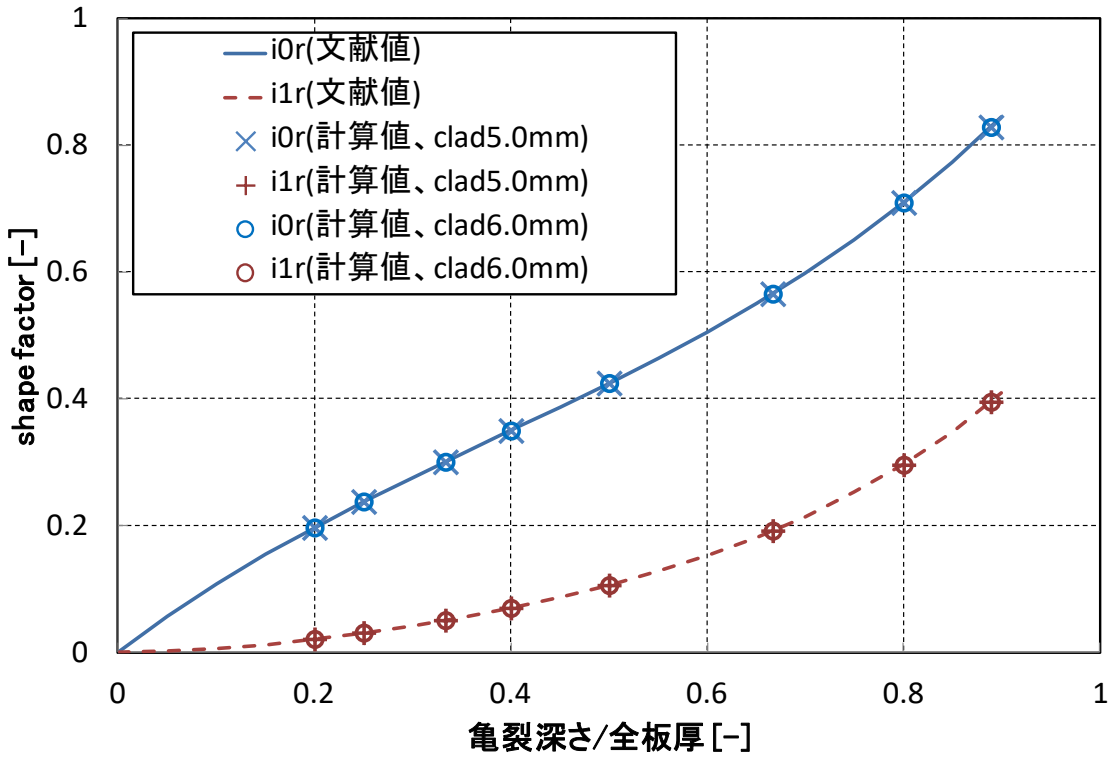


図 2.3.3-39　クラッド部応力に用いる補正係数

5) PARENT/CHILD 評価機能の確認

PostPASCAL と Microsoft Excel®を用いて、表 2.3.3-48 と図 2.3.3-40 に示す条件で TWCF を算出し、それらを比較することにより PostPASCAL の機能を確認した。

表 2.3.3-49 に結果を示す。PARENT/CHILD 関係を考慮する場合としない場合のいずれにおいても、PostPASCAL で算出した値は Microsoft Excel®で算出した値と 10 桁程度の精度で一致した（一致している桁を下線で示した）。

表 2.3.3-48　PARENT/CHILD 関係の確認条件

項目	値
RPV 寸法	内半径（母材表面までの距離）：2 [m] クラッド厚さ：5.5 [mm] 母材厚さ：200 [mm] 胴部高さ：4 [m]
母材部の内部亀裂の CPF	1.0E-4（中性子照射量に依らず一定）
溶接部の内部亀裂の CPF	1.0E-5（中性子照射量に依らず一定）
表面亀裂の CPF	1.0E-6（中性子照射量に依らず一定）
母材部の内部亀裂の分布	$2a/t$=0.01、c/a=1.125 の亀裂の数密度：37.3 [1/FT^3] （米国 BV の値を参考に設定） その他の深さ及びアスペクト比の密度は 0
母材部の内部亀裂の分布	$2a/t$=0.01、c/a=1.125 の亀裂の数密度：52.8 [1/FT^2] （米国 BV の値を参考に設定） その他の深さ及びアスペクト比の密度は 0
表面亀裂の分布	a/t=0.03、$2c/a$=2 の亀裂の数密度：0.00186 [1/FT^2] （米国 Oconee の値を参考に設定） その他の深さ及びアスペクト比の密度は 0

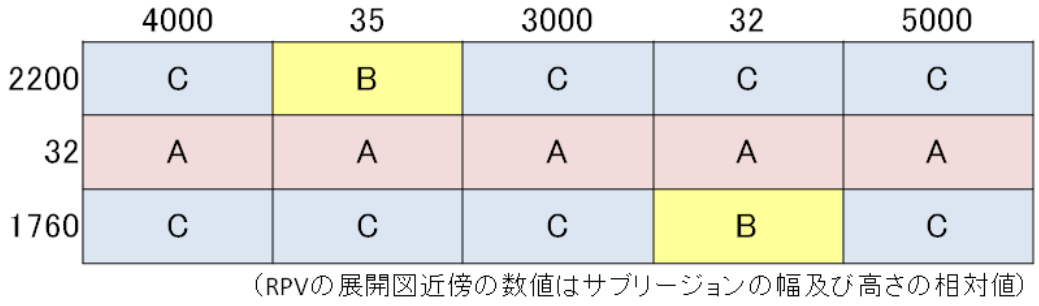


図2.3.3-40　PARENT/CHILD関係を考慮する機能の確認条件（サブリージョン）

表 2.3.3-49　PARENT/CHILD 関係を考慮する機能の確認結果

PARENT/CHILD の考慮の有無	PostPASCAL	Microsoft Excel®
考慮する	0.402508803106542	0.402508803110451
考慮しない	0.474531848581835	0.474531848583452

2.3.4 標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータの精緻化

(1) 標準的解析要領

過年度までに、PFM を用いて国内実機プラントを想定した TWCF の評価を行うことを念頭に、RPV を対象とした健全性評価を PFM を用いて実施する際に必要となる一般基本事項や考え方を取りまとめて、標準的解析要領として整備した。

本年度は、2.2 節で得られた知見や 2.2.4 節に示した PASCAL の改良点を踏まえて亀裂分布、非破壊検査、信頼度評価等に関する更新を行った。

1) 標準的解析要領の枠組みと対象範囲

標準的解析要領の枠組みについて図 2.3.4-1 に、対象とする範囲を図 2.3.4-2 に示す。標準的解析要領は基本事項である本文とその詳細を説明する解説からなる。また、附属書には解析コードの信頼性確認方法の事例として、PASCAL の信頼性確認事例を記載している。

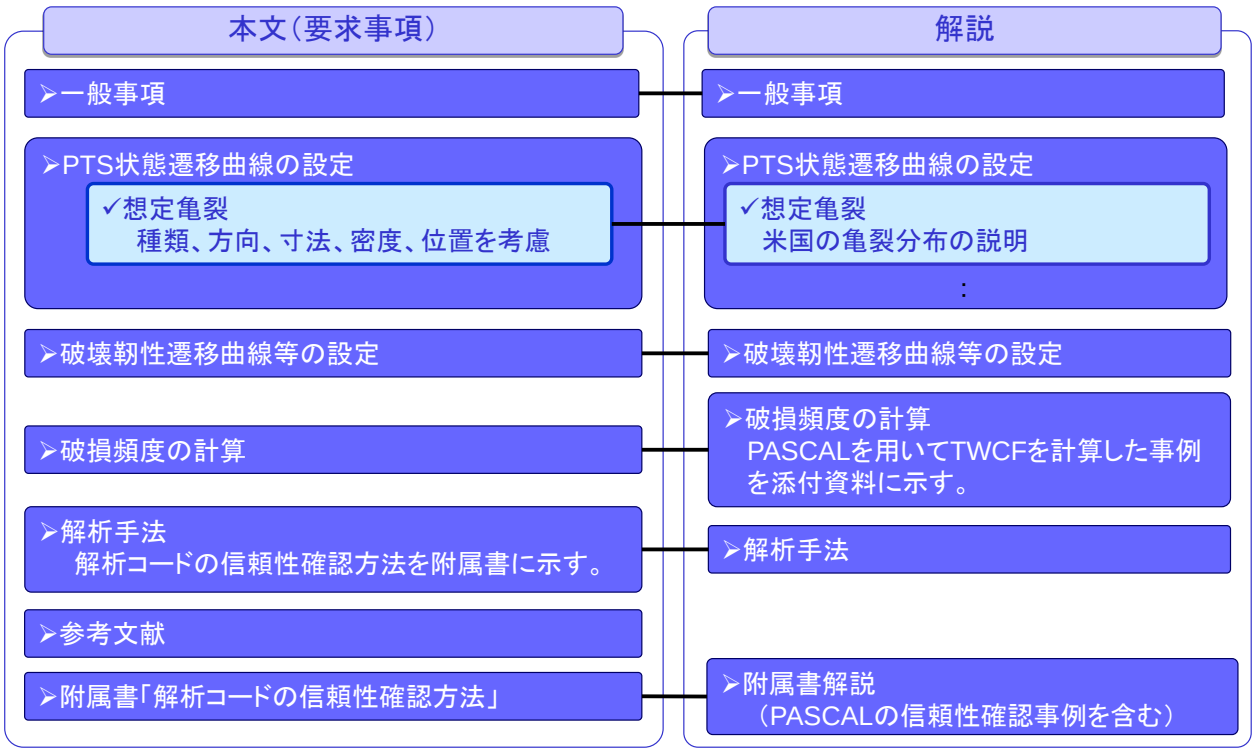


図 2.3.4-1　標準的解析要領の枠組み

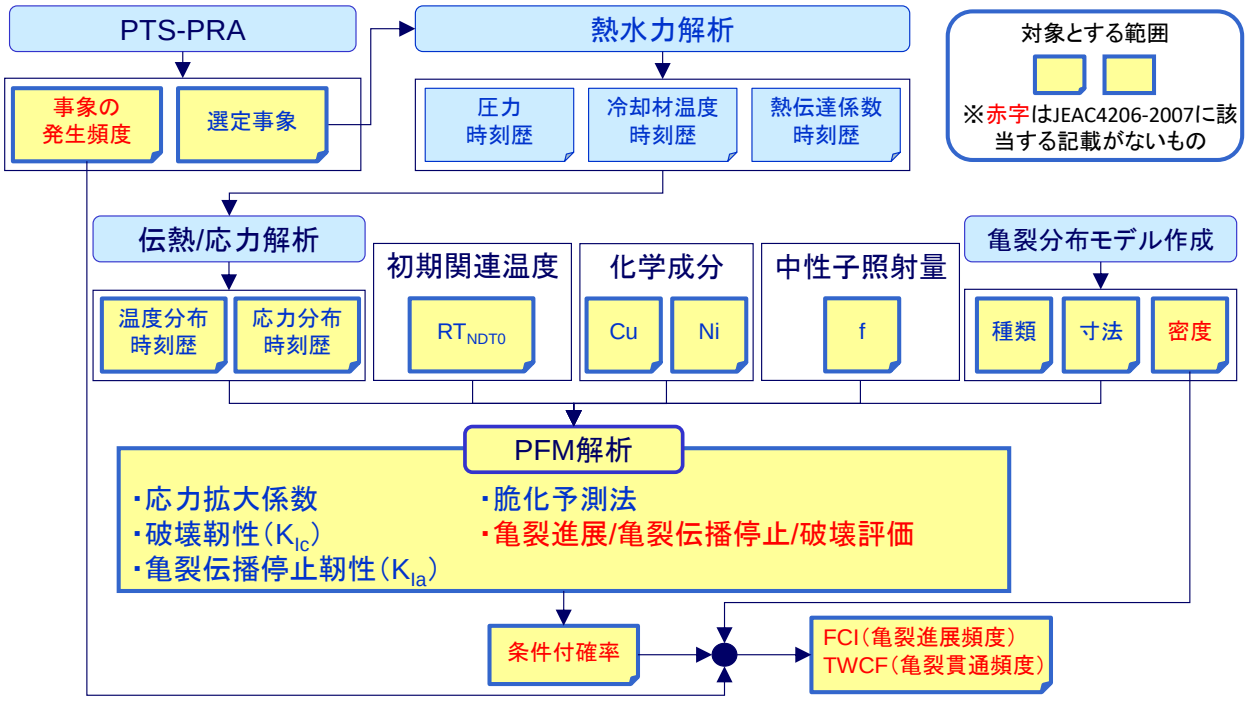


図 2.3.4-2　標準的解析要領の対象範囲

2) 標準的解析要領の詳細

本年度高度化した「原子炉圧力容器を対象とした確率論的破壊力学に基づく健全性評価に関する標準的解析要領」を以下に示す。標準的解析要領は本文とその解説からなり、参考論文及び図表も含まれる。標準的解析要領内の参考論文については、本節の参考論文を参照のこと。なお、過年度の標準的解析要領からの主な更新内容は下記のとおりである。黄色のマーカー部は本年度の主な変更点を示す。

- JEAC4206 の改定を踏まえた更新
- 原子炉圧力容器健全性研究専門部会における議論の反映
- 最新知見を踏まえた更新
- 破壊靭性、亀裂伝播停止靭性、亀裂分布、非破壊検査、信頼度評価等に関する更新
- 上記項目の更新を踏まえた章立て・構成の見直し

表 2.3.4-1　標準的解析要領案

加圧水型原子炉圧力容器の破損頻度計算に関する標準的解析要領案				
番号	見出し	本文	解説	JEAC4206-2016 の項目
1	一般事項			
1.1	適用範囲	本要領は、原子炉圧力容器（Reactor Pressure Vessel, RPV）の炉心領域部を対象に、加圧熱衝撃（Pressurized Thermal Shock, PTS）事象等の過渡事象中の非延性破壊について、亀裂進展頻度や亀裂貫通頻度等の破損頻度計算を行う標準的な要領について定めるものである。	・本要領は、決定論的に非延性亀裂進展を防止するための健全性評価手法である JEAC4206-2016[1] RF-4200 を参考にしている。 ・より妥当な評価手法、あるいは新知見を適用できる場合は本要領の記載の限りではない。	RF-4200 供用状態 C 及び D に対する健全性評価
		許容基準は、性能目標等に基づき別途定められるものであり、本要領には含まれない。	-	-
1.2	用語の定義	本項では、確率論的破壊力学（Probabilistic Fracture Mechanics, PFM）解析手法に関連し、本要領で使用する用語について、その定義を記述する。 確率論的破壊力学：構造物の破壊に影響する各因子が有する不確実さを考慮して、破壊力学に基づく評価を通じて構造物の破壊が発生する確率を定量的に評価する学問体系。 確率変数：確率分布を有する影響因子。本要領では、構造物の破壊に影響する中性子照射量や破壊靭性等がそれにあたる。 認識論的不確実さ：知識及び認識の不足に関係する不確実さ。データが充実化されれば減らすことができる。 偶然的不確実さ：材料特性等に見られるように対象物が本来持っているばらつく特性による不確実さ。データが増えても減らすことができない。 モンテカルロ法：確率変数について乱数を用いたシミュレーションを多数行うことにより近似解を求める計算手法。 亀裂：本要領では、破壊力学解析の対象である割れ等を「亀裂」と称する。 亀裂進展確率：亀裂が進展を開始する（以下、「亀裂進展」という）確率。なお、本要領において、亀裂進展とは脆性亀裂進展の発生を意味するが、必ずしも不安定破壊に至るものではない。モンテカルロ法を用いてシミュレーションする場合は、評価対象とする全ての亀裂のうち、進展と判定された亀裂が占める割合から求められる。	-	-

		亀裂貫通確率：亀裂が貫通する（以下、「亀裂貫通」という）確率。モンテカルロ法を用いてシミュレーションする場合は、評価対象とする全ての亀裂のうち、貫通と判定された亀裂が占める割合から求められる。 亀裂進展頻度： RPV に想定する亀裂が供用 1 年あたりに進展する頻度。亀裂進展確率に過渡発生頻度を乗じた値に相当する。 亀裂貫通頻度（TWCF: Through-Wall Cracking Frequency）: RPV に想定する亀裂が供用 1 年あたりに貫通する頻度。亀裂貫通確率に過渡発生頻度を乗じた値に相当する。 破壊靭性 : 衝撃試験、落重試験等の破壊靭性試験により求められた値の呼称。本要領では、特別注釈を加えない限り、亀裂進展に係る破壊靭性を意味する。 亀裂伝播停止靭性 : 破壊靭性のうち、亀裂進展後の停止 (アレスト) に寄与する破壊靭性。 破損 : 想定亀裂の亀裂進展、亀裂貫通、あるいはその両方を意味する。		
1.3	対象とする機器	加圧水型原子炉圧力容器の炉心領域部を対象とする。	・本要領は JEAC4206-2016[1] RF-4200 を参考にしているため、現段階では加圧水型原子炉圧力容器を対象としているが、沸騰水型原子炉圧力容器等についても、炉心領域部を対象とした過渡事象中（供用状態 A 及び B、耐圧試験等を含む）の非延性破壊について、確率論的破壊力学解析手法を用いて健全性評価を行う場合は、本要領を参考とすることができる。	-
1.4	破損頻度計算手順の概要	破損頻度計算手順の模式図を図 2.3.4-3 に示す。必要に応じて、複数の過渡事象、複数の亀裂種類等を考慮して RPV の破損頻度を計算する。 図中に”*”で示した不確実さを有する主なパラメータについては、PFM 解析において確率分布として取り扱うか、または PFM 解析において離散的な数値として取り扱い、得られる結果に対して分布を考慮する等の処理を行ってもよい。	・JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では非延性亀裂進展、高温予荷重効果を考慮した非延性亀裂進展、亀裂の板厚貫通を許容基準としている。本要領に基づく亀裂貫通頻度の計算においては、応力拡大係数、破壊靭性の算出、高温予荷重効果を考慮した亀裂進展判定、亀裂進展後の停止判定までの手順については JEAC4206-2016[1] RF-4230 とほぼ同等である。 ・本要領は、PFM 解析コードを使用して破損頻度を計算することを前提としている。なお、RPV における PTS 事象等の過渡事象時の非延性破壊を対象とした代表的な PFM 解析コードとして、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構（Japan Atomic Energy Agency, JAEA）が開発している PASCAL[2]が挙げられる。主に国内の RPV を評価することを目的として各種機能が整備されており、条件付破損確率を計算する PASCAL3 と、破損頻度を計算する PostPASCAL から構成される。また、米国ではオークリッジ国立研究所（Oak Ridge National Laboratory, ORNL）が FAVOR[3]を開発している。FAVOR は、米国原子力規制委員会（Nuclear Regulatory Commission, NRC）による PTS 再評価プロジェクト[4]等において使用された。	-

2	PTS 状態遷移曲線の設定			RF-4221, RF-4231 PTS 状態遷移曲線の設定
2.1	事象の選定	評価対象プラントにおいて、PTS 事象等の過渡事象中の非延性亀裂進展に伴う亀裂貫通頻度を評価する上で、適切な事象を選定する。当該事象が発生した場合の非延性亀裂進展による亀裂貫通の可能性だけではなく、当該事象の発生頻度の観点を含めて選定する。 国内外の過渡事象を参考にしてもよい。その場合、事象の選定の根拠を明確にすること。	・確率論的リスク評価（Probabilistic Risk Assessment, PRA）における事象の選定手法を参考とすることが望ましい。例えば、内的事象を対象としたレベル 1PRA に関する原子力学会標準[5]等に事象の選定方法に関する考え方が整理されている。ただし、内的事象を対象としたレベル 1PRA に関する原子力学会標準の適用においては、炉心損傷を防止する観点から事象を選定しているが、本要領の適用にあたっては、非延性亀裂進展を防止する観点から事象を選定する必要がある。 ・JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、”供用状態 C 及び D のうち、温度低下が大きい事象または温度低下とともに圧力が高く維持される事象として、大破断冷却材喪失事故、小破断冷却材喪失事故及び主蒸気管破断事故を評価対象事象とする。”と規定されている。 ・米国 PTS 再評価プロジェクト[4]においては、PTS に対する PRA の結果に基づいて事象が選定されており[6]、パイロットプラントの事例では、一次系の弁の開固着（SO-1）時にも亀裂貫通頻度が得られている。米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された Beaver Valley Unit1 における全 TWCF の評価事例が NUREG-1806[4]に示されている。	RF-4221(1), RF-4231(1)
2.2	温度分布の時刻歴	RPV の炉心領域部における一次冷却材温度及び流量の過渡変化から、RPV の板厚内における温度分布の時刻歴を評価する。	・国内 3 ループ RPV を想定した主蒸気管破断事故（Main Steam Line Break, MSLB）、小破断 LOCA（Loss-Of-Coolant Accident）、大破断 LOCA について、RPV ダウンカマ部流体の温度及び圧力の過渡変化の例が、発電設備技術検査協会の報告[7]に示されている。 ・米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された RPV ダウンカマ部流体の温度及び圧力の過渡変化の例が、NUREG/CR-6858[8]に示されている。 ・2.1 で選定した事象について、冷却材温度や熱伝達係数の履歴を用いて、有限要素法解析等により RPV の板厚内における温度分布の時刻歴を求める。 ・解析精度を確保するため、有限要素法解析等の時間刻みやメッシュ数等が十分な数であることを確認する。 ・最新の知見や解析技術を適用して評価してもよい。	-
2.3	応力分布の時刻歴	RPV の圧力及び板厚内における温度分布の過渡変化から、RPV の板厚内における応力分布の時刻歴を評価する。	・2.1 で選定した事象について、2.2 で求めた温度分布や圧力の履歴を用いて、有限要素法解析等により RPV の板厚内における応力分布の時刻歴を求める。 ・解析精度を確保するため、有限要素法解析等の時間刻みやメッシュ数等が十分な数であることを確認する。 ・最新の知見や解析技術を適用して評価してもよい。	-

2.4	溶接残留応力分布	製造時の突合せ溶接及びクラッド溶接による残留応力分布を考慮する。	・JEAC4206-2016[1] RF-4221 の一般評価及び RF-4231 の詳細評価では、”母材についてはクラッド溶接による残留応力、溶接金属についてはクラッド溶接及び継ぎ手溶接による残留応力を考慮する。”と規定されている。 ・国内において、突合せ溶接及びクラッド溶接による残留応力評価の事例[9][10]がある。 ・RPV を対象とした突合せ溶接から通常運転までの周方向残留応力分布の例が PVP2014-28392[9]に示されている。 ・溶接残留応力の影響を考慮する場合には、解析の初期温度を適切に設定する必要がある。	RF-4221(3), RF-4231(4)
2.5	想定亀裂	亀裂の種類、方向、寸法、個数あるいは密度、位置を考慮して、適切な亀裂（分布）を想定する。 JEAC4206-2016[1] RF-4230 の最大仮想亀裂を適用してもよい。ただし、亀裂個数については考慮すること。 米国 PTS 再評価プロジェクト[4]において適用された亀裂分布を参考にしてもよい。 国内プラントの溶接条件等を用いて、亀裂分布作成コードにより亀裂分布を作成してもよい。その場合、その根拠を明確にすること。 検査結果を反映してもよい。	・JEAC4206-2016[1] RF-4221 の一般評価及び RF-4231 の詳細評価においては、”原子炉圧力容器炉心領域内面のクラッド下に深さ 10mm、長さ 60mm の半楕円亀裂を想定する。最大仮想亀裂の方向は、母材に対して軸方向、溶接金属に対して溶接線方向とする。原子炉圧力容器炉心領域に対する非破壊試験の結果、より小さな最大仮想亀裂を保証できる場合は、より小さな亀裂を最大仮想亀裂として用いてもよい。”と規定されている。 ・米国 PTS 再評価プロジェクト[4]においては、供用がキャンセルされた RPV の破壊・非破壊検査の結果を基に専門家判断等を踏まえて整備された亀裂分布作成コードの使用等を通じて、亀裂の寸法及び密度が設定された。現段階では、RPV の亀裂分布について、最も詳細なデータ及びプロセスを踏まえたものであると考えられる。FAVOR[3]に使用する亀裂分布の作成方法とサンプルデータについては報告書[11]にまとめられている。 ・FAVOR[3]における亀裂の取り扱いの概要を以下に示す。 ・亀裂種類は、表面亀裂及び内部亀裂であり、表面亀裂は半楕円亀裂、内部亀裂は楕円亀裂として取り扱う。 ・亀裂分布のデータとして、亀裂寸法と亀裂密度が使用される。亀裂寸法については、表面半楕円亀裂は深さ及び長さ（アスペクト比）、内部楕円亀裂は深さ、長さ（アスペクト比）、RPV 板厚方向位置が使用される。 ・表面半楕円亀裂はクラッド施工と同方向、溶接部における内部楕円亀裂は溶接方向と同方向、母材部における内部楕円亀裂は軸方向及び周方向に同程度の割合で存在すると仮定する。また、内部楕円亀裂はクラッド直下から、板厚の 3/8 までに一様に存在すると仮定する。 ・亀裂の合体は考慮しない。 ・検査の結果に基づき、想定する亀裂寸法、あるいは亀裂個数等の条件が設定できる場合は、その根拠を明確にすることにより、想定亀裂に反映してもよい。NUREG-2163[12]に、亀裂深さ及び密度に関するベイズ更新に基づく検査結果の反映方法が示されている。	RF-4221(4), RF-4231(5) 最大仮想亀裂
2.6	応力拡大係数	想定する RPV の幾何形状、想定する応力分布、想定する亀	・日本機械学会維持規格[13]の添付 E-5 に示されている応力拡大係数算出式の内、	RF-4221(5),

		裂種類を踏まえて、応力拡大係数（K_I、モードⅠの応力拡大係数）を評価する。 弾性解析を用いる場合は、選定した事象中の応力分布と、溶接残留応力分布を重ね合わせて K_I を算出する。弾塑性解析を用いる場合は、その手法と根拠を明確にすること。 亀裂進展に伴って、亀裂形状が変化する場合においても正しく評価できること。 原則として、日本機械学会維持規格[13]または、JEAC4206-2016 附属書 C の K_I 算出式を使用する。ただし、十分な精度を有すると判断される場合、その適用範囲に注意して、その他の国内外の規格等の K_I 算出式を使用してもよい。使用する応力拡大係数の適用範囲を超える場合は、その影響を確認すること。	平板における内部楕円亀裂、円筒における周方向及び軸方向表面半楕円亀裂、全周亀裂、軸方向に長い亀裂等に対しては、それぞれ 5.2、5.3(2)及び 5.3(3)、5.3(4)、5.3(5)の応力拡大係数算出式を使用することができる。 ・クラッドと母材の境界において応力分布が不連続となるような場合は、それを考慮して整備された重ね合せの原理に基づく手法、あるいは重み関数法に基づく方法等を用いることができる。 ・クラッドを貫通した表面亀裂に対する応力拡大係数の評価法として、PASCAL3[2]の重ね合わせ法の概念を図 2.3.4-4 に示す。 ・JEAC4206-2016[1] RF-4221 の一般評価及び RF-4231 の詳細評価では、”附属書 C の C-5000 に従って(4)で設定した最大仮想亀裂最深部における応力拡大係数 K_I を算出する。(3)の応力解析を有限要素法で実施する場合には、最大仮想亀裂をモデル化して最大仮想亀裂最深部における応力拡大係数を有限要素法により算出してもよい。”と規定されている。附属書 C の C-5000 には、クラッド直下の亀裂に対する応力拡大係数の計算例が示されている。	RF-4231(6) PTS 状態遷移曲線の設定
3	破壊靭性遷移曲線等の設定			RF-4222, RF-4232 破壊靭性遷移曲線の設定
3.1	中性子照射量	評価時期に対応した中性子照射量を設定する。 亀裂先端の中性子照射量を設定する際には、想定する亀裂の位置に対応して、RPV 内表面における空間的な分布や板厚方向の減衰を考慮してもよい。	・板厚方向の減衰については、JEAC4201-2007 [2013 年追補版] [14] B-2100 に規定されている評価式を使用してもよい。 ・JEAC4201-2007 [2013 年追補版] [14] B-2100 に記載されている中性子照射量の減衰式を次式に示す（f：亀裂先端における中性子照射量[$\times 10^{19}$n/cm^2]、f_0：RPV 内表面における中性子照射量[$\times 10^{19}$n/cm^2]、a：亀裂深さ[mm]）。 $$f = f_0 \cdot exp(-0.24a/25.4)$$ ・上式は、FAVOR[3]においても、保守的な評価結果を与えるものとして採用されている。 ・米国及び台湾における RPV を対象とした PFM 解析[15]においては、RPV 内表面における中性子照射量の空間的な分布が考慮されている。 ・米国 Oconee Unit1 の RPV 内表面中性子照射量分布の例が NUREG-1806[4]に示されている。また、台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例が PVP2014-28350[15]に示されている。	JEAC4201-2007 [2013 年追補版] B-2100
3.2	化学成分	評価対象プラントに対して、評価対象部位の材料に応じて適切な化学成分を設定する。材料のミルシート値または監視試験片の分析値を平均値として扱う。 米国等の化学成分の不確実さを参考にしてもよい。その場	・化学成分については、例えば母材の場合、ミルシート値は代表値であり、板厚内にはある程度不確実さがあると考えられることから、正規分布等にモデル化する。 ・FAVOR[3]では、米国のデータベース RVID[16]が使用され、Cu、Ni 等について	-

		合、根拠を明確にすること。	は、不確実さがモデル化されている。RPV のある領域に複数個存在する亀裂先端の化学成分の設定について、1 つ目の亀裂先端の化学成分を正規分布に基づいて設定した上で、2 つ目以降の化学成分は 1 つ目の化学成分を基に、ロジスティック分布を用いて設定する、という手法が用いられている。母材及び鍛造材について、1 つ目の亀裂先端の化学成分の標準偏差の推奨値は、Cu 及び Ni についてそれぞれ 0.0073wt%及び 0.0244wt%とされている。	
3.3	関連温度	評価対象プラントに対して、評価対象部位の材料に応じて適切な関連温度（RT_{NDT}）の初期値を設定する。 中性子照射効果（ΔRT_{NDT}）については、JEAC4201-2007[2013 年追補版][14]の脆化予測法を使用すること。 米国等の脆化予測法を参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。	・JEAC4201-2007[2013 年追補版][14]の脆化予測法では、公称照射温度、中性子束、Cu 含有率、Ni 含有率、中性子照射量（あるいは EFPY）に対応したΔRT_{NDT}の予測値（計算値）が表形式で与えられる。JEAC4201-2007[2013 年追補版] [14]によれば、”標準材を除く国内監視試験データのみの予測誤差（標準偏差 9.5℃、平均予測誤差－1.1℃）”と分析されている。 ・FAVOR[3]では、Regulatory Guide 1.99 Rev2 の手法、あるいは Eason の手法等から算出されるシャルピー遷移温度のシフトを用いて破壊靭性シフトを求め、ΔRT_{NDT}予測値を決定する。 ・RT_{NDT}初期値について、米国の 10CFR50.61[17]では、測定値がある場合には、試験法の精度でその不確実さを決める。また、測定値がなく、溶接金属の一般的な平均値を使用する場合には 17° F (9.4℃) を用いることとしている。(実際の評価では、実測値がある場合には標準偏差は 0 としている。)	JEAC4201-2007 [2013 年追補版] B-2100
3.4	破壊靭性	評価対象プラントに対して、適切な破壊靭性（K_{Ic}）曲線を設定する。原則として、国産の鋼材に対する K_{Ic} 曲線を使用すること。 米国等の K_{Ic} 曲線を参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。	・PASCAL 及び FAVOR[3]では、破壊靭性を算出するうえで RT_{NDT} には保守性及び不確実さが含まれるとし、それを調整するための不確実さ（$\Delta RT_{epistemic}$）を考慮に入れて解析が行われる。 ・JAEA が整備した国産鋼材のデータに基づく K_{Ic} 曲線（ワイブル分布）を以下に示す。$\overline{RT_{NDT}}$及び$\Delta RT_{epistemic}$は下式により表される。 $$\overline{RT_{NDT}} = RT_{NDT(0)} + \Delta RT_{NDT} - \Delta RT_{epistemic}$$ $$\Delta RT_{epistemic} = -15.60 + 67.40[-\ln(1-\Phi)]^{1/1.73}$$ $$\Phi \leftarrow U(0,1)$$ ここで、$RT_{NDT(0)}$、ΔRT_{NDT}、及びΦは、それぞれ RT_{NDT} の初期値、RT_{NDT} のシフト量、及び累積分布確率である。$\Delta RT_{epistemic}$ を考慮した K_{Ic} 曲線を次式に示す。 ここで T は金属温度、$\Phi_{K_{Ic}}$は K_{Ic} の累積分布確率である。 ・FAVOR[3]では、RT_{NDT} 及び$\Delta RT_{epistemic}$ は下式により表される。 $$\Delta RT_{epistemic} = -29.5 + 78.0[-\ln(1-\Phi)]^{1/1.73}$$ $$\Phi \leftarrow U(0,1)$$ また、FAVOR[3]に導入されている$\Delta RT_{epistemic}$ を考慮した際の K_{Ic} 曲線を次式に示す。 $$K_{Ic}(\Delta T) = a_{K_{Ic}}(\Delta T) + b_{K_{Ic}}(\Delta T)\left[-\ln\left(1-\Phi_{K_{Ic}}\right)\right]^{1/c_{K_{Ic}}} \text{ for } 0 < \Phi_{K_{Ic}} < 1$$ $$a_{K_{Ic}}(\Delta T_{RELATIVE}) = 19.35 + 8.335\exp[0.02254(\Delta T_{RELATIVE})] \quad [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$$	-

			$b_{K_{Ic}}(\Delta T_{RELATIVE}) = 15.61 + 50.132\exp[0.008(\Delta T_{RELATIVE})] \quad [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$ $c_{K_{Ic}} = 4$ $\Delta T_{RELATIVE} = T(\tau) - (RT_{NDT(0)} - \Delta RT_{epistemic})$ [°F] ここで T は金属温度、$\Phi_{K_{Ic}}$は K_{Ic} の累積分布確率である。詳細は参考文献[3]を参照のこと。	
3.5	亀裂伝播停止靭性	評価対象プラントに対して、適切な亀裂伝播停止靭性（K_{Ia}）曲線を設定する。原則として、国産の鋼材に対する K_{Ia} 曲線を使用すること。 米国等の K_{Ia} 曲線を参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。	・PASCAL 及び FAVOR[3]では、亀裂伝播停止靭性を算出するうえで RT_{NDT} には保守性及び不確実さが含まれるとし、それを調整するための不確実さ$\Delta RT_{epist-arrest}$及びΔRT_{ARREST}を考慮に入れて解析が行われる。 ・JAEA が整備した国産鋼材及び米国鋼材のデータに基づく K_{Ia} 曲線（対数正規分布）を次式に示す。RT_{ARREST}は下式により表される。 $RT_{ARREST} = RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{ARREST} + \Delta RT_{NDT}$ $\Delta RT_{epist-arrest} = -188.8 + 243.8[-\ln(1-P)]^{1/13.53}$ $\Delta RT_{\text{ARREST(mean)}} = 39.21\exp(-0.006868T_0)$ $\sigma_{\ln(T_0)\text{rev}} = \sqrt{\ln\{\exp[0.07579 + 2\ln(\Delta RT_{\text{ARREST(mean)}})] - \text{var}(T_0)\} - 2\ln(\Delta RT_{\text{ARREST(mean)}})}$ $\text{var}(T_0) = 12.78^2 = 163.3\ [\text{°C}^2] \quad ; \quad T_0 \le -101.9\ [\text{°C}]$ $\text{var}(T_0) = -44.438 - 2.038T_0\ [\text{°C}^2] \quad ; \quad -101.9 < T_0 \le -21.8\ [\text{°C}]$ $\text{var}(T_0) = 0\ [\text{°C}^2] \quad ; \quad -21.8 < T_0\ [\text{°C}]$ ここで、RT_{NDT0}、ΔRT_{NDT}、及び P は、それぞれ RT_{NDT} の初期値、RT_{NDT} のシフト量、及び累積分布確率である。$\Delta RT_{epist-arrest}$及びΔRT_{ARREST}を考慮した K_{Ia} 曲線を次式に示す。 $K_{Ia}(\Delta T) = 25.69 + 73.90\exp[0.0127(\Delta T)][\text{MPa}\sqrt{\text{m}}]$ $\sigma_{\ln(K_{Ia})} = 0.162$ $\mu_{\ln(K_{Ia})}(\Delta T) = \ln[\bar{K}_{Ia}(\Delta T)] - \frac{\sigma^2_{\ln(K_{Ia})}}{2}$ $\Delta T = T - RT_{ARREST}[\text{°C}]$ ・FAVOR[3]の K_{Ia} 曲線を次式に示す。詳細は参考文献[3]を参照のこと。 $\mu_{\ln(K_{Ia})}(\Delta T_{RELATIVE}) = \ln[\bar{K}_{Ia}(\Delta T_{RELATIVE})] - \frac{\sigma^2_{\ln(K_{Ia})}}{2}$ $\sigma_{\ln(K_{Ia})} = 0.18$ $K_{Ia(\text{mean})}(\Delta T_{RELATIVE}) = 27.302 + 69.962\exp[0.006057(\Delta T_{RELATIVE})] \quad [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$ $\Delta T_{RELATIVE} = T(r,\tau) - RT_{Arrest}(r,\cdots)$ [°F] $RT_{ARREST}(r,\cdots) = RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{ARREST} + \Delta RT_{NDT}(r,\cdots)$ ・PASCAL3[2]では、K_{Ic} との相関について考慮することができる。すなわち、例えば、FAVOR の取り扱いと同様に、相関が 1 の場合は、同一の累積分布確率 (ϕ)を用いて K_{Ic} と K_{Ia} 曲線を設定することができる。	-
4	破損頻度の計算			-

4.1	計算手法	モンテカルロ法等の手法を用いて、破損頻度等を算出する。	・確率変数のサンプリング方法としては、モンテカルロ法やラテン超方格法等が挙げられる。	-
4.2	亀裂進展	K_I が K_{Ic} を超える場合に、亀裂進展と判定する。ただし、高温予荷重効果を考慮し、冷却過程で K_I が減少している過程においては、亀裂は進展しないこととする。また、その後の再加圧等により K_I が増加する場合には、適切な手法を用いて高温予荷重効果を考慮してもよい。 亀裂進展と判定された場合、その亀裂の寸法は、より大きなものに変更する。	・JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、非延性破壊発生に関する許容基準（$K_{Jc}>K_I$）を満足しない場合に、高温予荷重効果を考慮した非延性破壊発生に対する許容基準として、”冷却過程で応力拡大係数が単調減少している時間域（$dK_I/dt<0$）を除外した最大仮想亀裂最深部における PTS 状態遷移曲線（K_I）と評価時期の最大仮想亀裂最深部の照射条件に対応する破壊靭性遷移曲線（K_{Jc}）とを比較し、両者が交差しないこと（$K_{Jc}>K_I$）。”と規定されている。 ・その後の再加圧等により K_I が増加する場合の高温予荷重効果に係る手法として、様々な試験片形状、寸法、応力負荷、過渡条件を踏まえたデータベースを用いて提案された、次式の ACE モデルが挙げられる。 $K_{FRACT} = \max\{K_{Ic}; \min\{K_{WPS}; K_2 + K_{WPS}/2\}\}$ ここで、K_{FRACT}、K_{Ic}、K_{WPS} 及び K_2 はそれぞれ有効破壊靭性、再加圧時の温度における破壊靭性、荷重履歴中の応力拡大係数の最大値、荷重履歴中の応力拡大係数の最小値である。この ACE モデルは、試験との比較等を通じて検証が進められており、有効破壊靭性が試験結果よりも小さく、保守的な評価となることが確認されている[19][20]。 ・FAVOR[3]では表面半楕円亀裂の場合は最深点を、内部楕円亀裂の場合は内表面側の点を進展評価点とし、進展と判定された場合は全周亀裂、あるいは軸方向に長い亀裂に置き換える。PASCAL3[2]はこの機能に加えて、半楕円あるいは楕円形状を維持したまま、亀裂の寸法を大きくする等の機能を有する。	RF-4223, RF-4233(1)(2) 許容基準
4.3	亀裂伝播停止	亀裂進展と判定された後の亀裂に対して、K_I を算出する。その状態において評価点の K_{Ia} を算出し、K_I が K_{Ia} を下回る場合に、亀裂伝播停止と判定する。伝播停止しない場合、より大きな亀裂とみなして伝播停止の判定を行う。これを亀裂貫通に至るまで行う。亀裂伝播停止する場合には、その後の時刻において、4.1 に従う亀裂進展及び進展した亀裂の伝播停止の有無を判定する。	・JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、高温予荷重効果を考慮した非延性破壊発生に対する許容基準を満足しない場合に、亀裂の板厚貫通有無に対する許容基準として、”容器の板厚内で亀裂の伝播が停止すること。”と規定されている。また、その解説では、亀裂伝播”停止が生じた場合には、停止した時刻以降の PTS 事象に対して非延性破壊の再発生及び塑性崩壊の有無を評価すること”としている。	RF-4233(3)
4.4	亀裂貫通	亀裂深さが適切なしきい値に達した状態、あるいは塑性崩壊と判定される状態を亀裂貫通として評価する。	・JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、”亀裂の伝播が停止する位置が厚さの 75%を超える場合には容器の板厚を貫通すると評価する。”と規定されている。 ・日本機械学会維持規格[13]の添付 E-5（応力拡大係数の算出）の表面亀裂に対する応力拡大係数算出式の補正係数は、亀裂深さ比 a/t（a：亀裂深さ、t：板厚）について、最大 a/t=0.8 まで与えられている。	RF-4233(3)
4.5	条件付亀裂進展確率	ある事象の発生時間内に、1 つの亀裂が進展開始する確率を、条件付亀裂進展確率として評価する。	-	-
4.6	条件付亀裂貫通確率	ある事象の発生時間内に、1 つの亀裂が貫通する確率を、条件付亀裂貫通確率として評価する。	-	-

4.7	過渡事象の発生頻度	評価対象プラントに対する過渡事象の発生頻度を適用すること。 なお、国内類似プラント相当の値があればそれを適用してもよい。米国等の過渡事象の発生頻度を参考にしてもよい。これらの場合、発生頻度導出の根拠を明確にすること。	・PRA に準じた手法により、選定された PTS 事象を引き起こす可能性のある事象に対して得られる発生頻度を適用することが望ましい。 ・米国 PTS 再評価プロジェクト[4]で計算された代表 3 プラントにおける代表的な過渡事象の発生頻度が NUREG-1806[4]に示されている。	-
4.8	亀裂進展頻度	条件付亀裂進展確率に対して亀裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとに亀裂進展確率を評価する。 これに各過渡事象の発生頻度を乗じた上で、選定された全ての過渡事象に対して総和をとることにより、評価対象プラントの亀裂進展頻度として評価する。	・RPV に対する亀裂進展確率の算出において、亀裂の個数を考慮する場合、亀裂（表面/内部、軸/周）は同時に存在するため、1 つの亀裂も進展しない確率を求めて、1 から減ずる。 ・過渡事象は独立に発生するため、過渡事象ごとに求めた亀裂進展確率に発生頻度を乗じた上で、それらの総和をとることにより、亀裂進展頻度を求める。	
4.9	亀裂貫通頻度	条件付亀裂貫通確率に対して亀裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとに亀裂貫通確率を評価する。 これに各過渡事象の発生頻度を乗じた上で、選定された全ての過渡事象に対して総和をとることにより、評価対象プラントの亀裂貫通頻度として評価する。	・RPV に対する亀裂貫通確率の算出において、亀裂の個数を考慮する場合、亀裂（表面/内部、軸/周）は同時に存在するため、1 つの亀裂も貫通しない確率を求めて、1 から減ずる。 ・過渡事象は独立に発生するため、過渡事象ごとに求めた亀裂貫通確率に発生頻度を乗じた上で、それらの総和をとることにより、亀裂貫通頻度を求める。 ・米国 PTS 再評価プロジェクト[4]では、亀裂貫通頻度 10^{-6} 回/年が許容基準として使用された。 ・NUREG-1806[4]によれば、TWCF を RPV 破損頻度（Reactor Vessel Failure Frequency, RVFF）とみなすと、RVFF の許容基準 RVFF*と米国の規制基準の数値の対応は次のようになる。 RVFF* =5×10^{-6} 回/炉年　：Regulatory Guide 1.154 の推奨値 RVFF* =1×10^{-5} 回/炉年　：Regulatory Guide 1.174 の炉心損傷頻度（Core Damage Frequency, CDF）のガイドライン、及びリスク情報を活用した 10CFR50 のオプション 3 のフレームワーク RVFF* =1×10^{-6} 回/炉年　：Regulatory Guide 1.174 の早期大規模放出頻度（Large Early Release Frequency, LERF）のガイドライン、及びリスク情報を活用した 10CFR50 のオプション 3 のフレームワーク ・NUREG-1806[4]では TWCF と RVFF を同等とみなし、その許容基準を 1×10^{-6} 回/炉年としている。	-
4.10	信頼度	亀裂進展頻度と亀裂貫通頻度の評価においては、考慮する各確率変数の不確実さを認識論的不確実さまたは偶然的不確実さに分類して、認識論的不確実さを考慮した信頼度評価を行うことが望ましい。	・米国では TWCF 評価値として、95%信頼度が用いられている[21]。 ・FAVOR[3]では、各確率変数の不確実さを認識論的不確実さまたは偶然的不確実さに分類することにより、信頼度評価が行われている。各確率変数の不確実さの分類は以下のとおりである。 認識論的不確実さ　：中性子照射量、化学成分、関連温度、亀裂分布、過渡の発生頻度等 偶然的不確実さ　：破壊靭性、亀裂伝播停止靭性 この分類に基づき、確率変数のサンプリングを二重ループにすることで信頼度評	

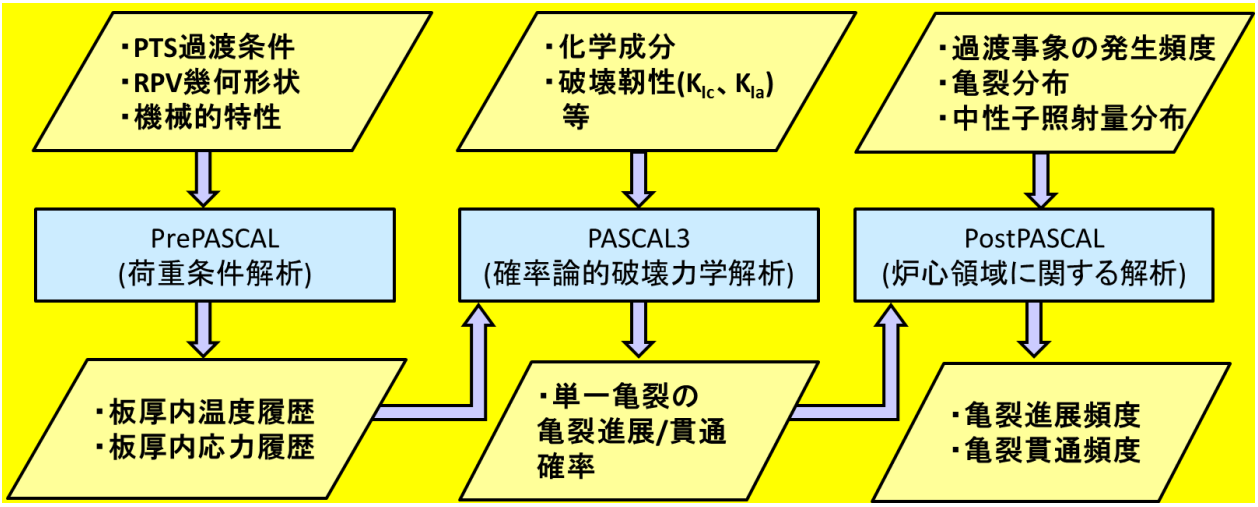
			価を実現しており、内側のループで偶然的不確実さに係る確率変数をサンプリングし、外側のループで認識論的不確実さに係る確率変数をサンプリングしている。	
4.11	不確実さの取扱	不確実さを有するパラメータについては、推定される不確実さの程度を確率分布としてモデル化し取り扱う。その際、モデル化の根拠を明確にする。 必要に応じて、確率分布の裾野について打ち切りを考慮してもよい。ただし、その根拠を明確にするとともに、破損頻度に対する影響の程度を確認すること。	・不確実さを考慮する主なパラメータについては、図 2.3.4-3 を参照のこと。 ・正規分布等の確率分布に従う確率変数のように、平均値の両側に分布の裾野が無限に広がる場合、例えば化学成分のようにサンプリングされた値が負となるような物理的に非合理的な評価等を避けるため、確率分布の裾野について打ち切りを考慮する場合がある。 ・PASCAL[2]を用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例を表 2.3.4-2 に示す。	-
4.12	計算精度	計算された破損確率に対して、RPV の破損数やモンテカルロ法のサンプリング数やモンテカルロ法の計算により破損と判定された数が十分な数であること等を確認する。	・PASCAL3[2]には、十分な RPV の破損数がカウントされた場合に計算を打ち切る機能や、階層別モンテカルロ法を適用した場合に破損確率の収束性を基に計算を打ち切る機能がある。また、信頼区間の幅を推定する機能がある。	
5	解析コード			
5.1	信頼性確認	解析コードを用いる場合は、その信頼性確認が実施されているコードを用いること。解析コードの信頼性確認方法を附属書に示す。	・PASCAL[2]の信頼性確認事例を附属書に関する解説に示す。	
	参考文献		-	-
		[1] 社団法人日本電気協会,“電気技術規程原子力編 原子炉圧力容器に対する供用期間中の破壊靭性の確認方法”, JEAC4206-2016, (2016) [2] 眞崎ら, “原子炉圧力容器用確率論的破壊力学解析コード PASCAL3 の使用手引及び解析手法”, JAEA-Data/Code 2010-033, (2011) [3] P.T.Williams, et al, “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge FAVOR, v12.1, Computer Code : Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations”, ORNL/TM-2012/567, (2012) [4] M. EricksonKirk, et al, “Technical Basis for Revision of the Pressurized Thermal Shock (PTS) Screening Limit in the PTS Rule (10CFR50.61)”, NUREG-1806, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2006) [5] 原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的リスク評価に関する実施基準（レベル 1PRA 編）：2013, AESJ-SC-P008:2013, 日本原子力学会, (2014). [6] D.L.Whitehead and A.M. Kolaczkowski, “PRA Procedures and Uncertainty for PTS Analysis,” NUREG/CR-6859, U.S.	-	-

Nuclear Regulatory Commission, (2004)
[7] 財団法人発電設備技術検査協会, “溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書[原子炉圧力容器加圧熱衝撃試験][総まとめ版]”, (1992)
[8] W.C.Arcieri, et al, “RELAP5 Thermal Hydraulic Analysis to Support PTS Evaluations for the Oconee-1, Beaver Valley-1, and Palisades Nuclear Power Plants,” NUREG/CR-6858, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2004)
[9] T.Hirota, et al., “Proposal for Update on Evaluation Procedure for Reactor Pressure Vessels against Pressurized Thermal Shock Events in Japan”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2014-28392, (2014)
[10] J.Katsuyama, et al, “Assessment of Residual Stress Due to Overlay-Welded Cladding and Structural Integrity of a Reactor Pressure Vessel”, Journal of Pressure Vessel Technology, 135(5), 051402, (2013)
[11] S.R.Simonen, et al, “A Generalized Procedure for Generating Flaw Related Inputs for the FAVOR Code”, NUREG/CR-6817, Rev. 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2013)
[12] G.L. Stevens, et al, “Technical Basis for Regulatory Guidance on the Alternate Pressurized Thermal Shock Rule”, NUREG-2163, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2015)
[13] 発電用原子力設備規格維持規格（2012 年版）, 日本機械学会, (2012).
[14] 社団法人日本電気協会, “電気技術規程原子力編 原子炉構造材の監視試験方法”, JEAC4201-2007[2013 年追補版], (2014)
[15] H.W. Chou, et al, “Structural Reliability Evaluation on the Pressurized Water Reactor Pressure Vessel Under Pressurized Thermal Shock Events”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2014-28350, (2014)
[16] Reactor Vessel Integrity Database (RVID), Version 2.1.1, U. S. Nuclear Regulatory Commission,(2000).
[17] Nuclear Regulatory Commission, “Fracture toughness requirements for protection against pressurized thermal shock events,” 10CFR50.61
[18] J.Katsuyama, et al., “Development of Probabilistic Evaluation

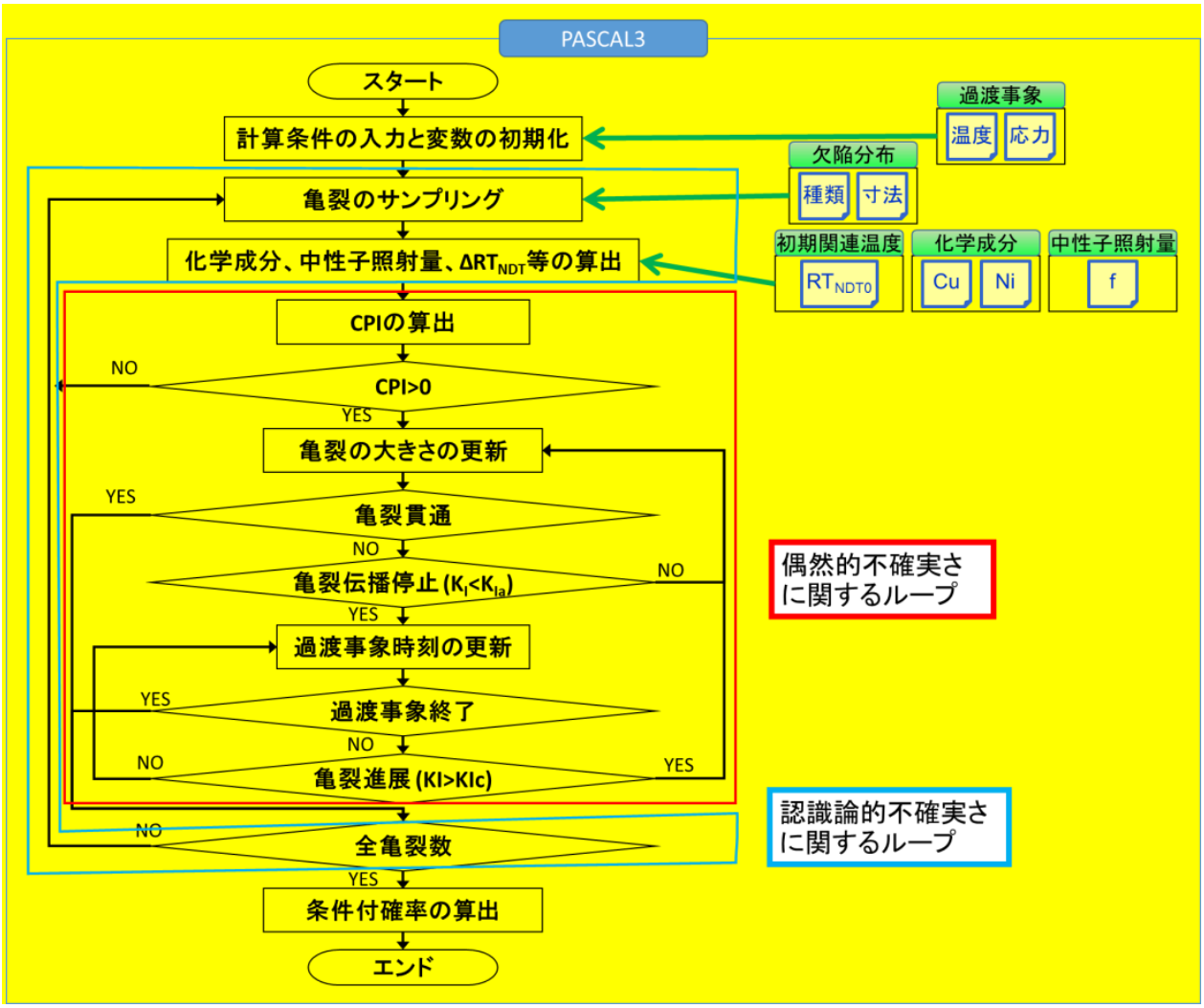
		Models of Fracture Toughness K_{Ic} and K_{Ia} for Japanese RPV Steels", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45915, (2015) [19]D. Moinereau, et al., "Validation of ACE Analytical Criterion for Warm Pre-Stress Evaluation in RPV Integrity Assessment", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45103, (2015) [20]K. Iwata, et al., "Specimen Size Effect on Fracture Toughness of Reactor Pressure Vessel Steel Following Warm Pre-Stressing", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63795, (2016) [21]M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, "Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS)", NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010) [22]S.N.M.Malik, "FAVOR Code Versions 2.4 and 3.1 Verification and Validation Summary Report," NUREG-1795, (2007). [23]Y.Kanto, et al, "Summary of International PFM Round Robin analyses among Asian Countries on Reactor Pressure Vessel Integrity During Pressurized Thermal Shock," International Journal of Pressure Vessels and Piping, 90-91, p.46 – 55, (2012). [24]E.Dautreme, et al, "MAI Benchmark Campaign of International Software for Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment," Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2014-28212, (2014).		
	[附属書] 解析コードの信頼性確認方法			-
1	適用範囲	原子炉圧力容器を対象にPFM解析により健全性評価を行う際に使用する解析コードの信頼性確認方法について定めるものである。 解析コードが正しく動作することの検証（verification）を対象としたものであり、実現象を想定した妥当性確認（validation）は本附属書には含まれない。	-	-
2	機能の分類	不確実さを有するパラメータについて、入力で指定した確率分布が正しく設定されていること（以下、「確率変数」の機能）の検証と、各評価式による値の算出、及び一連の評価式による条件の判定等が正しく行われていること（以下、「評価フロー・評価式」の機能）の検証に分類して、それぞれ検証を行う。	・米国のPFM解析コードFAVORの検証[22]についても、同様の考え方で実施された。	-

3	確率変数の検証	原則として、不確実さを有するパラメータの全てに対して検証を行う。 入力で指定した確率分布に従い、一般的な解析で使用される数だけ、確率変数のサンプリングを行い、理論的な分布との比較を通じて、指定した確率分布を正しく再現していることを確認する。	・例えば、「RT_{NDT}」、「化学成分」、「中性子照射量」、「K_{Ic}」、「K_{Ia}」、「初期亀裂」等が対象となる。PASCAL[2]の信頼性確認の項目一覧を表 2.3.4-3 に示す。 ・PASCAL3[2]の中性子照射量分布の機能に関する信頼性確認の例を表 2.3.4-4 に示す。この例では、正規分布として取り扱われる中性子照射量について、サンプリングされる値を通常の出力とは別途出力させて統計処理を行ったものと、Microsoft Excel®の正規分布の関数を用いて、1, 5, 50, 95, 99 パーセンタイル値を比較している。相対誤差は 1%未満と十分に小さく、PASCAL3[2]の中性子照射量分布の機能が正しく動作していることが確認できる。また、Shapiro-Wilk 検定や Kolmogorov-Smirnov 検定により、帰無仮説を正規分布とした場合に、有意水準 5%において帰無仮説が棄却されないことを確認している。 ・PASCAL3[2]の K_{Ic} 分布の機能に関する信頼性確認として、中性子照射量分布の場合と同様に、ワイブル分布として取り扱われる K_{Ic} について、サンプリングされる値を通常の出力とは別途出力させて統計処理を行ったものと、Microsoft Excel®のワイブル分布の関数を用いて、1, 5, 50, 95, 99 パーセンタイル値を比較した結果、よい一致が見られた。また、これらのパーセンタイル値に対応する K_{Ic}、すなわち、37.35、45.40、71.39、99.07、110.02 と一致するように K_I を設定して、亀裂進展確率を計算した結果を表 2.3.4-5 に示す。得られる亀裂進展確率と、K_{Ic} のパーセンタイル値の相対誤差は 1%未満であり、十分に小さい。PASCAL3[2]の K_{Ic} 分布の機能、及び亀裂進展確率の計算の機能が正しく動作していることが確認できる。なお、この例では T-RT_{NDT} は-43.313℃で一定としている。	-
4	評価フロー・評価式の検証	原則として、亀裂貫通頻度を算出するための、主要な評価式、及び主要な評価フローに対して検証を行う。 確認用の代表的事例を作成し、想定どおりの結果が得られることを確認する。	・例えば、「条件付亀裂進展確率」、「条件付亀裂伝播停止確率」、「条件付亀裂貫通確率」、「亀裂貫通頻度」、「亀裂進展・停止判定」、「亀裂種類及び K_I 評価式の切り替え」、「脆化予測法」、「中性子照射量の指数減衰」、「溶接残留応力」、「破壊評価」等に関する評価式が対象となる。PASCAL[2]の信頼性確認の項目一覧を表 2.3.4-3 に示す。 ・PASCAL3[2]を用いた亀裂進展判定と亀裂種類切り替えに関する信頼性確認の例を表 2.3.4-6 に示す。この例では、計算に使用される値を通常の出力とは別途出力させて、K_I が K_{Ic} を超えるまで過渡事象の時刻が更新されること、K_I が K_{Ic} を超えると内部亀裂から軸方向に長い亀裂に亀裂種類が切り替わること、軸方向に長い亀裂に切り替わった後は同一の時刻において、亀裂寸法が更新されて K_I が計算されることが確認できる。 ・PASCAL3[2]を用いた JEAC4201-2007[2013 追補版] [14]の脆化予測法の信頼性確認として、中性子照射量の補間に関する信頼性確認の例を表 2.3.4-7 に示す。JEAC4201-2007[2013 追補版] [14]では、Cu、Ni、中性子照射量、照射温度、中性子束の各値に対して予測値が表形式で与えられており、このうち中性子束については次式で補間することとしている。	-

			$\Delta RT_{NDT_c} = \Delta RT_{NDT_a} + \frac{\Delta RT_{NDT_b} - \Delta RT_{NDT_a}}{log\varphi_b - log\varphi_a}(log\varphi_c - log\varphi_a)$ この例では、計算に使用される値を通常の出力とは別途出力させて、Microsoft Excel®により同一の式を用いて補間した値を比較した結果、両者が一致することを確認している。 なお、JEAC4201-2007[2013 追補版] [14]の脆化予測法の信頼性確認としては、この例に加えて、所定の表の値が正しく使用されること、中性子束以外のパラメータについて線形に正しく補間されることを確認する必要がある。	
5	開発者以外の専門機関の参加	解析コードの信頼性確認は、コードの開発者以外の専門機関が参加して実施されることが望ましい。	・FAVOR[3]については、開発機関である ORNL 以外の機関も参加して、その信頼性確認が実施された。 ・PASCAL[2]については、「PASCAL 信頼性向上ワーキンググループ」においてそのソースが開発者以外の複数の機関に開示され、信頼性確認が行われた。	-
6	ベンチマーク解析の活用	同等の機能を有する他の解析コードを用いてベンチマーク解析を行い、解析コードの比較を行うことが望ましい。	・国際ベンチマーク解析において PASCAL3[2]が使用された[23][24]。	-



(a) PASCAL における計算手順



(b) PASCAL3 (PFM 解析) における計算の流れ

図 2.3.4-3　破損頻度計算手順の模式図

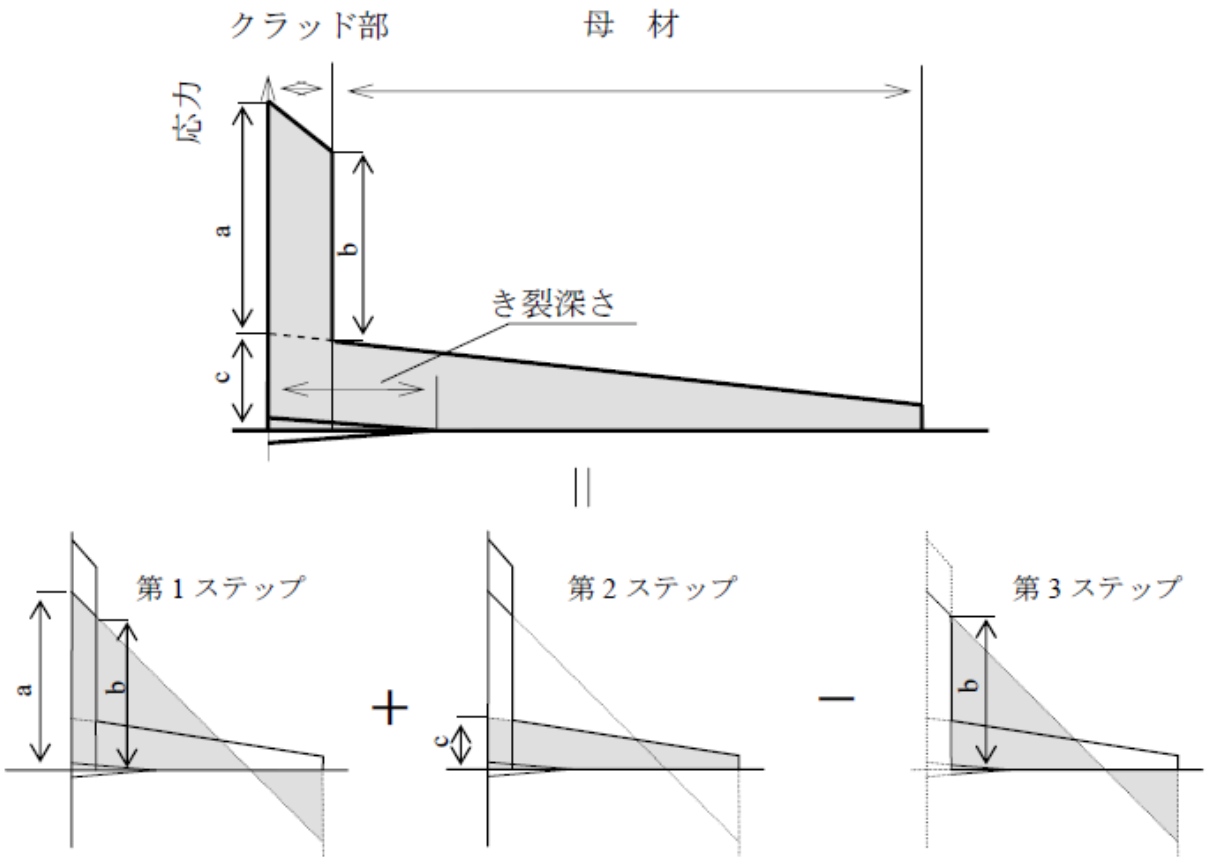


図 7-20　簡易法による応力拡大係数の概念図

図 2.3.4-4　PASCAL3 の重ね合わせ方の概念（JAEA Data/Code 2010-033[2]）

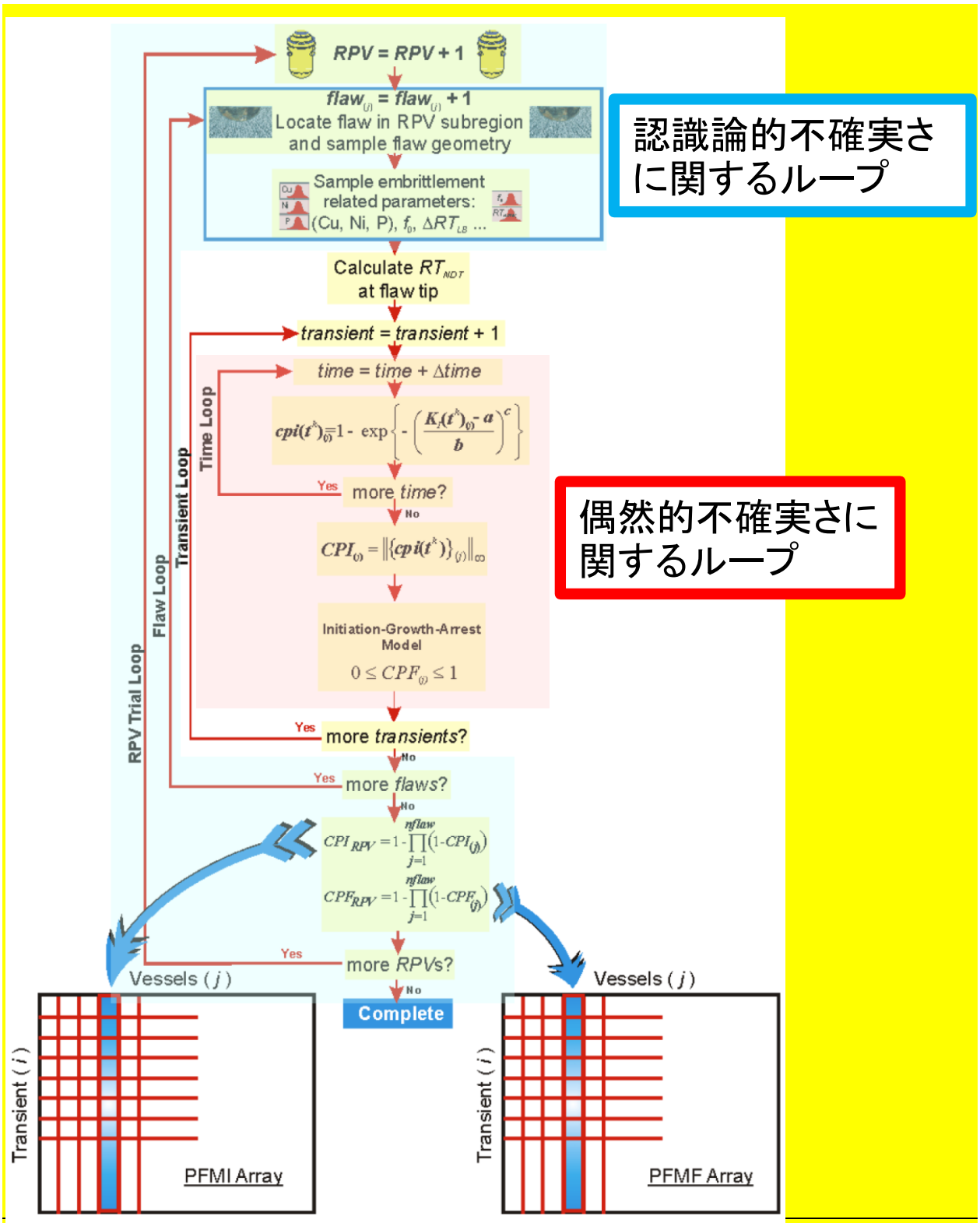


図 2.3.4-5　FAVOR における FAVPFM の計算の流れ[3]

表 2.3.4-2　PASCAL を用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例
過渡事象ごとの TWCF[回/炉年]に対する確率分布の打ち切りの影響

	大破断 LOCA	主蒸気管破断	小破断 LOCA	一次系弁の開固着
打ち切り 5σ *1	1.11×10^{-9}	8.23×10^{-8}	1.98×10^{-8}	1.17×10^{-6}
打ち切りなし*2	1.11×10^{-9}	8.23×10^{-8}	1.98×10^{-8}	1.17×10^{-6}

*1：全ての確率変数に対して、平均から標準偏差σの 5 倍離れた値を打ち切り値として、サンプリングされた値がそれを超える場合は端点の値を用いる。下限については、サンプリングされた値が負の場合は 0 とする。

*2：打ち切りを考慮しない。ただし、サンプリングされた値が負の場合は 0 とする。

表 2.3.4-3　PASCAL の信頼性確認の項目一覧

分類	項目
確率変数	RT_{NDT}
	化学成分
	中性子照射量
	破壊靭性
	亀裂伝播停止靭性
	初期亀裂
評価フロー 評価式	条件付亀裂進展確率
	条件付亀裂進展停止確率
	条件付亀裂貫通確率
	亀裂貫通頻度
	亀裂進展・停止時の評価
	高温予荷重効果の評価
	応力拡大係数
	亀裂種類及び応力拡大係数の切り替え
	脆化予測法
	中性子照射量　指数減衰
	溶接残留応力
	破壊評価

表 2.3.4-4　中性子照射量分布の機能に関する信頼性確認の例

パーセンタイル値	Microsoft Excel® 正規分布：A	PASCAL3*1 サンプリング結果：B	(B-A)/A*100[%]
1	6.9105	6.9486	0.5516
5	7.8327	7.8465	0.1757
50	10.0000	9.9988	-0.0124
95	12.1673	12.1519	-0.1266
99	13.0895	13.0428	-0.3568

*1: サンプリング数：100,000

表 2.3.4-5　K_{Ic} 分布の機能に関する信頼性確認の例

累積確率：p	Microsoft Excel® ワイブル分布（K_{Ic} [MPa√m]に対応）	PASCAL3*1 亀裂進展確率：Pi	(Pi-p)/p*100 [%]
0.01	37.35	0.009957	-0.4295
0.05	45.40	0.04978	-0.4394
0.5	71.39	0.4984	-0.3150
0.95	99.07	0.9492	-0.0826
0.99	110.02	0.9899	-0.0129

$T\text{-}RT_{NDT}$= -43.313 [°C]

*1: サンプリング数：100,000

表 2.3.4-6　亀裂進展判定と亀裂種類切り替えに関する信頼性確認の例

時刻 [分]	亀裂種類*1	内部亀裂*2		軸方向に長い亀裂	
		K_I [MPa√m]	K_{Ic} [MPa√m]	K_I [MPa√m]	K_{Ic} [MPa√m]
32	2	70.47	72.80	-	-
32.5	2	70.68	70.87	-	-
33	0	70.86	69.09	153.79	143.73
33	0	-	-	157.28	-

*1: 0 内部亀裂、2 軸方向に長い亀裂

*2:内表面側

表 2.3.4-7　JEAC4201-2007[2013 年追補版]の脆化予測法に関する信頼性確認の例

中性子照射量 [10^{19}n/cm^2]	附属書表 中性子束 1.0×10^{11} ΔRT_{NDT}[℃]	附属書表 中性子束 2.0×10^{11} ΔRT_{NDT}[℃]	補間値 中性子束 1.5×10^{11} ΔRT_{NDT}[℃] (Microsoft Excel®)	PASCAL3 ΔRT_{NDT}[℃]
1	56.2	54	54.91308	54.91308
1.5	65.5	64	64.62256	64.62256
2	71.6	71.1	71.30752	71.30752
2.5	76	76.4	76.23399	76.23399
3	79.6	80.7	80.24346	80.24346

(2) 標準的解析手法及び国内モデルデータの精緻化

2.2 節で得られた知見等を踏まえ、将来的に PFM を用いて国内実機プラントを想定した TWCF の評価を行うことを念頭に、専門家の意見を踏まえつつ、本事業において PASCAL を用いて解析を行う場合に必要となる標準的解析手法及び国内モデルデータの精緻化を行った。

本年度までに選定した標準的解析手法及び国内モデルデータを、表 2.3.4-8 から表 2.3.4-18 に示す。なお、黄色のマーカー部は本年度の主な変更点を示す。

表 2.3.4-8　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 1）

分類	項目	条件	備考
RPV	内半径	2m（母材表面までの距離）	国内 3 ループ相当
	母材厚さ	200mm	同上
	クラッド厚さ	5.5mm	PVP2014-28392[35]
	胴部高さ	4m	炉心領域を想定
	溶接部位置	米国 Beaver Valley　3 ループ	ORNL/NRC/LTR-04/18[25]

表 2.3.4-9　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 2）

分類	項目	条件	備考
過渡事象	事象の選定	米国 Beaver Valley 事例の過渡事象	米国 Beaver Valley 事例[2]から、国内の TWCF 評価において主要な 13 事象を選定
	発生頻度	不確実さを考慮	米国 Beaver Valley のデータの当該事象の発生頻度分布
	発生頻度の不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方[18]
	冷却材温度時刻歴	・米国 Beaver Valley 事例の過渡事象	米国 Beaver Valley の時刻歴データ[42]
	圧力時刻歴	同上	同上
	熱伝達係数	同上	同上

表 2.3.4-10　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 3）

分類	項目	条件	備考
過渡事象	伝熱解析 入力データ	温度依存性考慮	・　実力評価を前提とし、必要に応じて規格値等を参照 ・　J.Katsuyama, et al, JPVT, Volume135, Issue5[50] を参考
	応力解析 入力データ	温度依存性考慮	同上
	応力解析種類	弾性解析	応力拡大係数を保守的に評価
	解析の初期温度	20℃	-
溶接残留応力分布	突合せ溶接	国内相当で最も詳細な解析事例	PVP2014-28392[35]
	クラッド溶接	国内相当で最も詳細な解析事例	JPVT Vol. 135, 051402[50] 及び JAEA による検討を参考
	応力拡大係数の計算	過渡事象による応力分布と溶接残留応力分布の線形重ね合せ	線形重ね合わせの原理を適用可能

[50] J.Katsuyama, et al, “Assessment of Residual Stress Due to Overlay-Welded Cladding and Structural Integrity of a Reactor Pressure Vessel”, Journal of Pressure Vessel Technology, 135(5), 051402, (2013).

表 2.3.4-11　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 4）

分類	項目	条件	備考
想定亀裂	表面亀裂（方向）	周方向のみ	・米国の考え方（クラッド施工方向と同一）[42,51] ・国内の RPV 炉心領域に対するクラッド溶接は周方向
	表面亀裂（密度）	国内プラント相当の溶接条件を用いて算出した VFLAW データ	クラッドについて、国内 PWR は 1 層、米国 Beaver Valley は 2 層、米国 Oconee は 1 層
	表面亀裂（深さ）	6.5mm（内表面からの深さ　母材側は 1mm）	米国の考え方（クラッドを超える程度の深さを考慮する）[42,51]
	表面亀裂（アスペクト比）	国内プラント相当の溶接条件を用いて算出した VFLAW データ	-
	内部亀裂（方向）	母材部…軸方向及び周方向（50%ずつ） 溶接部…溶接方向と同一	米国の考え方
	内部亀裂（密度、深さ、アスペクト比）	国内プラント相当の溶接条件を用いて算出した VFLAW データ	-
	内部亀裂（位置）	内表面側の評価点の位置をクラッド直下から母材厚さの 3/8 まで一様分布	米国の考え方[18]（亀裂の内表面側の評価点が、母材厚さの 3/8 より外表面側に位置する内部亀裂は、PTS 時の健全性に影響を及ぼさない）
	合体	考慮しない	米国の考え方
	不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方[18]

[51] M. EricksonKirk, et al, “Sensitivity Studies of the Probabilistic Fracture Mechanics Model Used in FAVOR”, NUREG-1808, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2006).

表 2.3.4-12　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 5）

分類	項目	条件	備考
応力拡大係数	内表面半楕円亀裂	CEA の解 クラッドのヤング率 170GPa 母材のヤング率 198GPa	・　クラッドを考慮して取得された CEA の解[45] ・　半楕円亀裂の解のテーブルを、全周亀裂の解を用いて拡張し、亀裂アスペクト比が小さい場合の精度を向上させた ・　ヤング率は過渡事象データ計算に使用した 300℃の値[50]
	内部楕円亀裂（軸または周方向）	JSME 維持規格（2012 年版）の解（及び JAEA の解）	・　国内規格である JSME 維持規格（2012 年版）[44]の解 ・　維持規格の解[44]に対して、JAEA の解[52]を用いてテーブルを拡張して、亀裂位置が内表面に近い場合の精度を向上させた
	内表面全周亀裂	JSME 維持規格（2012 年版）の解	国内規格である JSME 維持規格（2012 年版）[44]の解
	軸方向に長い内表面亀裂	JSME 維持規格（2012 年版）の解	国内規格である JSME 維持規格（2012 年版）[44]の解

[52] ルら, “平板中内部楕円亀裂の応力拡大係数の解について”, M&M2015 材料力学カンファレンス, OS0916-211, (2015).

表 2.3.4-13　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 6）

分類	項目	条件	備考
応力拡大係数	クラッドの考慮	応力分布の不連続に対して線形重ね合せ（内表面全周亀裂、軸方向に長い表面亀裂に対する JSME 維持規格の解）	線形重ね合せの原理を適用可能
	塑性域補正	JSME 維持規格（2012 年版）の手法	国内規格である JSME 維持規格（2012 年版）[44]の解
	降伏応力	温度依存性考慮	JPVT_PVP2010-25541[50] の室温のデータを元に日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 TM 委員会(WES1108-1995)の式により温度依存性を考慮した値
	β補正	考慮しない	内部亀裂はクラッド下亀裂としない
	内圧	考慮する	-

表 2.3.4-14　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 7）

分類	項目	条件	備考
中性子照射量	分布型	正規分布	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	平均値	最大で 7×10^{19} n/cm^2	-
	標準偏差	平均値の 13.1%	米国データ [20]
	打ち切り	±5σ（打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用）	RC111[53]及び感度解析結果を参考
	幾何形状に起因する分布（溶接部位置を含む）	台湾のデータ　3 ループ	PVP2014-28350[48]
	板厚内減衰	JEAC4201-2007 [2013 年追補版] B-2100 の減衰式（係数 9.449）	国内の評価法である JEAC4201-2007 [2013 年追補版][23]
	不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方 [18]

[53] 日本機械学会, “確率論的破壊力学解析手法の適用性研究(II)”, (1994).

表 2.3.4-15　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 8）

分類	項目	条件	備考
化学成分	Cu 分布型	正規分布	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	Cu 平均値	・母材　0.16 wt% ・溶接材　0.14 wt%	国内の RPV を想定
	Cu 標準偏差	0.01 wt%　（母材・溶接材共通）	・　同一 heat 内を想定 ・　専門部会委員コメントより
	Cu 打ち切り	±5σ（打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用）	RC111[53] 及び感度解析結果を参考
	Ni 分布型	正規分布	化学成分データ[54]から推定
	Ni 平均値	・母材　0.61 wt% ・溶接材　0.8 wt%	国内の RPV を想定
	Ni 標準偏差	0.02 wt%　（母材・溶接材共通）	化学成分データ [54] から推定
	Ni 打ち切り	±5σ（打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用）	RC111[53] 及び感度解析結果を参考
	不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方 [18]

[54] 古平, “軽水炉圧力容器鋼材の進歩”, 鉄と鋼,vol. 73, 1656-1667, (1987).

表 2.3.4-16　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 9）

分類	項目	条件	備考
脆化予測法	脆化予測法	JEAC4201-2007[2013 年追補版]	JEAC4201-2007[2013 年追補版][23]
	平均予測誤差	-1.1 ℃	JEAC4201-2007[2013 年追補版][23] Mc 補正なしの場合の値※
	予測法の不確実さ	標準偏差 8.9 ℃	JEAC4201-2007[2013 年追補版][23] を踏まえて、Cu、Ni、中性子照射量の不確実さによる重複を排除した値 Mc 補正なしの場合の値※
	不確実さの評価	RT_{NDT} 全体の標準偏差は予測法の標準偏差と RT_{NDT} 初期値の標準偏差の二乗和の平方根	-
	照射温度	288℃	運転時の温度
	中性子束	4.624×10^{10}n/cm^2/s	60 年運転で 48EFPY を想定
	不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方[18]
RT_{NDT} 初期値	分布型	正規分布	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	平均値	・母材　-5℃ ・溶接材　-50℃	NISA・JNES「主な経年劣化事象の性状分析と対策」[55]
	標準偏差	9.4 ℃	10CFR50.61[1] を参考
	不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方[18]

※Mc 補正を考慮した評価を行う際には、平均予測誤差を-0.3℃、脆化予測法の不確実さの標準偏差を 4.2℃とする。

[55] “主な経年劣化事象の性状分析と対策“, 総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会高経年化対策検討委員会（第 7 回）, (2005).

表 2.3.4-17　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 10）

分類	項目	条件	備考
破壊靭性	破壊靭性 K_{Ic}	国内データ（ワイブル分布型）	PVP2015-45915[21]
	亀裂伝播停止靭性 K_{Ia}	国内データ（対数正規分布型）	PVP2015-45915[21]
	K_{Ia} の打ち切り	±5σ（打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用）	RC111[53] 及び感度解析結果を参考
	K_{Ic} と K_{Ia} の相関	それぞれの分布のパーセンタイル値は同一	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	板厚方向の不確実さ	パーセンタイル値は板厚方向で同一	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	不確実さの分類	偶然的不確実さ	米国の考え方[18]
進展	判定	$K_I > K_{Ic}$ 延性亀裂進展は考慮しない	脆性亀裂進展評価
	進展評価位置	表面亀裂：最深点 内部亀裂：内表面側の点	FAVOR の手法[18]
	WPS	ACE モデル	PVP2015-45103[49]、PVP2016-63795[56]を参考
	進展後の亀裂形状	・周方向亀裂：全周亀裂に置き換え ・軸方向亀裂：軸方向に長い亀裂に置き換え	FAVOR の手法[18]
伝播停止	判定	$K_I < K_{Ia}$	脆性亀裂伝播停止

[56] K.Iwata, et al., “Specimen Size Effect On Fracture Toughness of Reactor Pressure Vessel Steel Following Warm Pre-Stressing”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63795, (2016)

表 2.3.4-18　標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 11）

分類	項目	条件	備考
亀裂貫通	判定	・*a*/*t* 基準 ・塑性崩壊基準 のいずれかを満たすと亀裂貫通	*a*/*t* 基準を満たすことが多いと考えられるが、応力が支配的となり塑性崩壊する可能性を考慮
	a/*t* 基準	*a*/*t*>0.8	応力拡大係数の取得範囲等を参考
	塑性崩壊基準	JEAC4206（JEAC4206-2016[43]）	-
	流動応力	500MPa（不確実さなし）	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
亀裂貫通確率	複数亀裂の扱い	複数の亀裂のうち 1 つでも亀裂進展（あるいは亀裂貫通）した場合に RPV として亀裂進展（あるいは亀裂貫通）したと判定	FAVOR の手法 [18]
亀裂貫通頻度（TWCF）	過渡事象の扱い	各過渡事象における TWCF の総和	過渡事象は独立に発生するため、TWCF は総和をとる（FAVOR[18] も同様）

2.4 PFM 評価手法の活用方策の検討

2.4.1 信頼度を評価指標とした機能喪失確率評価事例

2.2.2 節の不確実さの分類に関する調査、2.3.1 節の認識論的不確実さに関する機能整備を踏まえて、TWCF の分布を評価できるようになり、これにより TWCF の信頼度を評価可能となった。米国の PTS 再評価プロジェクト等を参考に、信頼度を考慮した評価を行うため、本事業においても TWCF の 95 パーセンタイル値を数値指標とした。解析条件は 2.3.4 で述べた標準的解析手法及び国内モデルデータの条件を用いた。健全性評価における様々な項目の影響について、PFM 解析により数値指標を用いて確認することを念頭に、2.4.2 以降では解析条件の変更が TWCF に及ぼす影響について定量的に分析した。

(1) 解析条件

2.3.4 節に示す標準的解析手法及び国内モデルデータを本ケースの解析条件とした。以下、本ケースを「基本ケース」と呼ぶ。

(2) 解析結果

基本ケースにより求められた TWCF の分布を図 2.4.1-1 に示す。同図に示すように、化学成分や中性子照射量、亀裂分布等の認識論的不確実さに由来して、TWCF は分布を有する。基本ケースの FCI 及び TWCF の算出結果を表 2.4.1-1 に示す。図 2.4.1-1 に示した、認識論的不確実さを考慮して得られた FCI 及び TWCF の分布を基に、平均値、50 パーセンタイル値、95 パーセンタイル値、99 パーセンタイル値を求めた結果である。数値指標として用いる 95 パーセンタイル値は 4.16×10^{-10}[回/炉年]であった。なお、図 2.4.1-1 から分かるように、TWCF の分布は歪度が高いため、表 2.4.1-1 に示したように平均値と 50 パーセンタイルが大きく隔たる傾向にあった。なお、TWCF が 0.0[回/炉年]となるサンプルがあるが、これは、ワイブル分布に基づく破壊靭性の分布が下限値を持つことに由来している。

次に FCI 及び TWCF の亀裂種類や過渡事象ごとの内訳を表 2.4.1-2 から表 2.4.1-4 及び図 2.4.1-2 から図 2.4.1-7 に示す。ただし、ここで示す値は平均値である。

各過渡事象の寄与度について、FCI においては LBLOCA-56 の占める割合が大きく、全体の約 67%を占める。TWCF においては SO-126 と LBLOCA-56 の 2 事象の占める割合が大きく、ともに約 46%を占める。LBLOCA-56 について、FCI においては、表面亀裂に起因する値が高い値を示しているが、TWCF における表面亀裂からの寄与はなく、進展した表面亀裂は全て停止していることがわかる。また、SO-126 について、FCI と TWCF の比（表 2.4.1-4）から、表面亀裂は進展した亀裂のうちの約 30%が貫通、内部亀裂は全ての亀裂が貫通しており、一度進展を開始した亀裂は貫通に至りやすい傾向にあることがわかる。

LBLOCA-56 及び SO-126 以外の事象に関しても、表 2.4.1-2 から表 2.4.1-4 により、SO

事象においては表面亀裂及び内部亀裂ともに、進展した亀裂が貫通に至る可能性があり、表面亀裂と内部亀裂の両方が TWCF に寄与する一方、SO 以外の事象については、表面亀裂の場合には亀裂が進展しても貫通には至らず、TWCF への寄与はほとんどが内部亀裂によるものであることがわかる。

表 2.4.1-1　国内モデルデータを用いた基本ケースの解析結果

	平均値	50 パーセンタイル値	95 パーセンタイル値	99 パーセンタイル値
FCI [回/炉年]	2.85×10^{-7}	4.90×10^{-14}	7.94×10^{-7}	5.49×10^{-6}
TWCF [回/炉年]	6.39×10^{-9}	1.26×10^{-17}	4.16×10^{-10}	1.66×10^{-8}

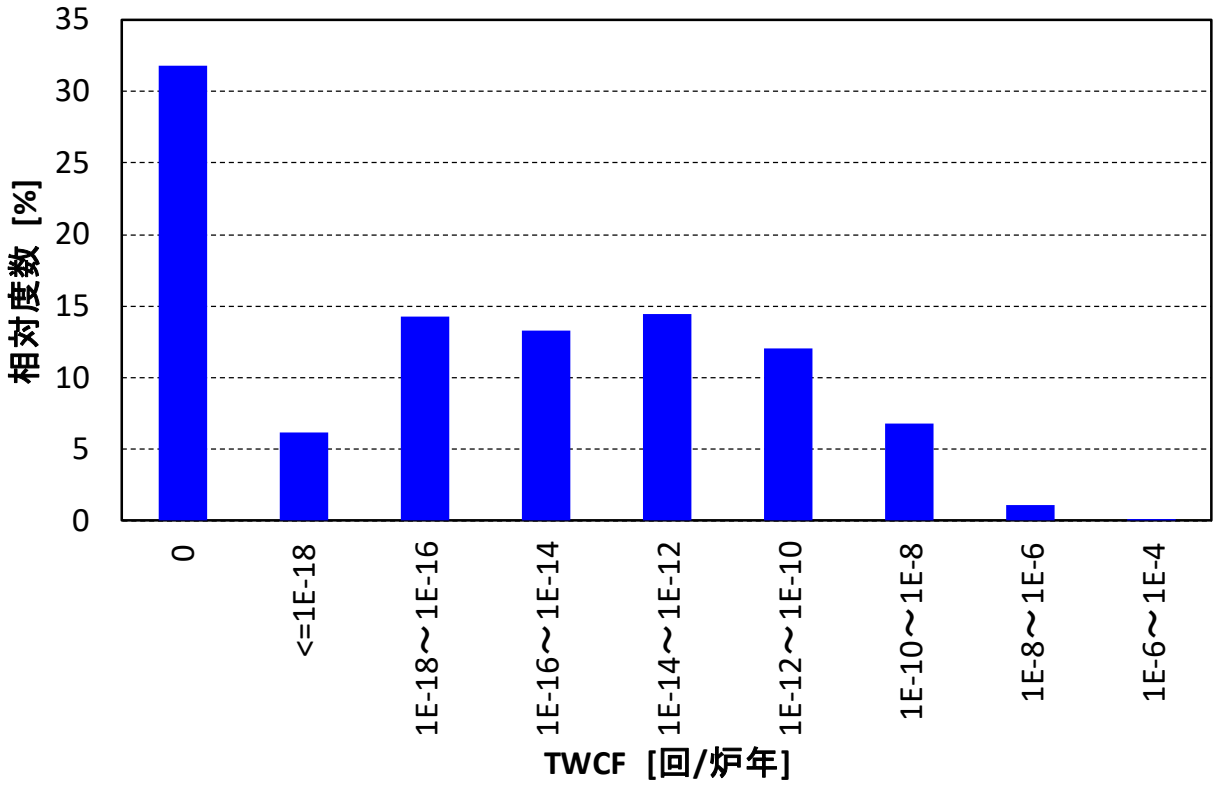


図 2.4.1-1　基本ケースの TWCF の分布

表 2.4.1-2　基本ケースの解析結果（FCI の内訳の平均値）

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
		周方向	軸方向	周方向	軸方向	周方向	
126	SO	1.0×10^{-8}	3.1×10^{-12}	6.8×10^{-16}	0	1.0×10^{-20}	1.0×10^{-8}
56	LBLOCA	1.8×10^{-7}	3.9×10^{-9}	4.7×10^{-9}	0	1.6×10^{-13}	1.9×10^{-7}
97	SO	2.6×10^{-9}	1.3×10^{-11}	3.4×10^{-11}	9.7×10^{-15}	3.2×10^{-15}	2.6×10^{-9}
114	SBLOCA	2.8×10^{-8}	2.5×10^{-10}	2.3×10^{-10}	0	7.8×10^{-15}	2.8×10^{-8}
71	SO	4.4×10^{-10}	3.3×10^{-12}	1.8×10^{-12}	7.8×10^{-14}	9.3×10^{-19}	4.4×10^{-10}
130	SO	9.7×10^{-10}	4.9×10^{-12}	2.5×10^{-12}	6.6×10^{-17}	2.0×10^{-19}	9.8×10^{-10}
60	SO	1.1×10^{-12}	2.6×10^{-11}	0	7.2×10^{-17}	0	2.7×10^{-11}
7	MBLOCA	7.5×10^{-9}	1.4×10^{-10}	1.8×10^{-10}	3.0×10^{-23}	8.9×10^{-15}	7.9×10^{-9}
3	SBLOCA	1.8×10^{-8}	4.5×10^{-18}	1.3×10^{-18}	0	0	1.8×10^{-8}
103	MSLB	4.6×10^{-11}	1.1×10^{-12}	2.0×10^{-14}	0	0	4.7×10^{-11}
94	SO	2.7×10^{-8}	0	3.5×10^{-10}	0	3.0×10^{-14}	2.7×10^{-8}
123	SO	3.1×10^{-11}	9.5×10^{-12}	3.3×10^{-13}	8.7×10^{-16}	2.1×10^{-19}	4.0×10^{-11}
129	SO	7.9×10^{-10}	6.4×10^{-12}	1.6×10^{-12}	2.1×10^{-13}	1.8×10^{-20}	7.9×10^{-10}

表 2.4.1-3　基本ケースの解析結果（TWCF の内訳の平均値）

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
		周方向	軸方向	周方向	軸方向	周方向	
126	SO	2.9×10^{-9}	3.1×10^{-12}	6.2×10^{-16}	0	0	2.9×10^{-9}
56	LBLOCA	0	2.9×10^{-9}	3.1×10^{-22}	0	0	2.9×10^{-9}
97	SO	1.3×10^{-10}	1.3×10^{-11}	2.5×10^{-11}	9.7×10^{-15}	1.4×10^{-17}	1.7×10^{-10}
114	SBLOCA	4.9×10^{-16}	2.5×10^{-10}	3.1×10^{-15}	0	5.0×10^{-20}	2.5×10^{-10}
71	SO	1.9×10^{-11}	3.3×10^{-12}	1.3×10^{-12}	7.8×10^{-14}	5.4×10^{-21}	2.4×10^{-11}
130	SO	8.0×10^{-14}	4.9×10^{-12}	3.0×10^{-13}	6.6×10^{-17}	0	5.3×10^{-12}
60	SO	8.7×10^{-16}	2.6×10^{-11}	0	7.2×10^{-17}	0	2.6×10^{-11}
7	MBLOCA	4.2×10^{-22}	7.0×10^{-11}	4.9×10^{-23}	0	0	7.0×10^{-11}
3	SBLOCA	4.8×10^{-14}	4.5×10^{-18}	0	0	0	4.8×10^{-14}
103	MSLB	2.6×10^{-15}	1.1×10^{-12}	1.2×10^{-16}	0	0	1.1×10^{-12}
94	SO	1.9×10^{-15}	0	7.6×10^{-15}	0	2.2×10^{-19}	9.5×10^{-15}
123	SO	1.1×10^{-12}	9.5×10^{-12}	2.5×10^{-13}	8.7×10^{-16}	8.6×10^{-22}	1.1×10^{-11}
129	SO	6.4×10^{-14}	6.4×10^{-12}	5.8×10^{-14}	2.1×10^{-13}	0	6.8×10^{-12}

表 2.4.1-4　基本ケースの解析結果（TWCF を FCI で割ったもの（単位は%））

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
		周方向	軸方向	周方向	軸方向	周方向	
126	SO	29	100	91.18	−*	0	29
56	LBLOCA	0	74.36	0	−	0	1.53
97	SO	5	100	73.53	100	0.44	6.54
114	SBLOCA	0	100	0	−	0	0.89
71	SO	4.32	100	72.22	100	0.58	5.45
130	SO	0.01	100	12	100	0	0.54
60	SO	0.08	100	−	100	−	96.3
7	MBLOCA	0	50	0	0	0	0.89
3	SBLOCA	0	100	0	−	−	0
103	MSLB	0.01	100	0.6	−	−	2.34
94	SO	0	−	0	−	0	0
123	SO	3.55	100	75.76	100	0.41	27.5
129	SO	0.01	100	3.63	100	0	0.86

* FCI、TWCF ともに 0 の場合に “−”と記した。

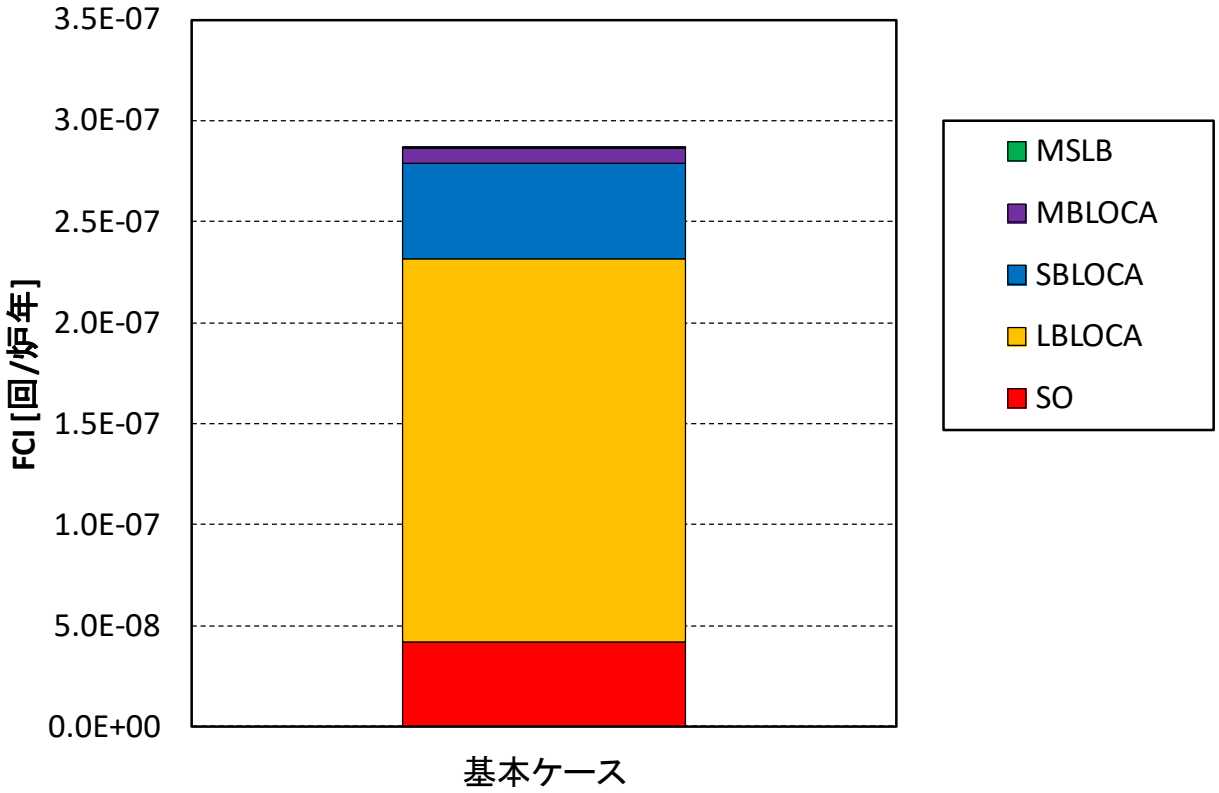


図 2.4.1-2　基本ケースにおける FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度

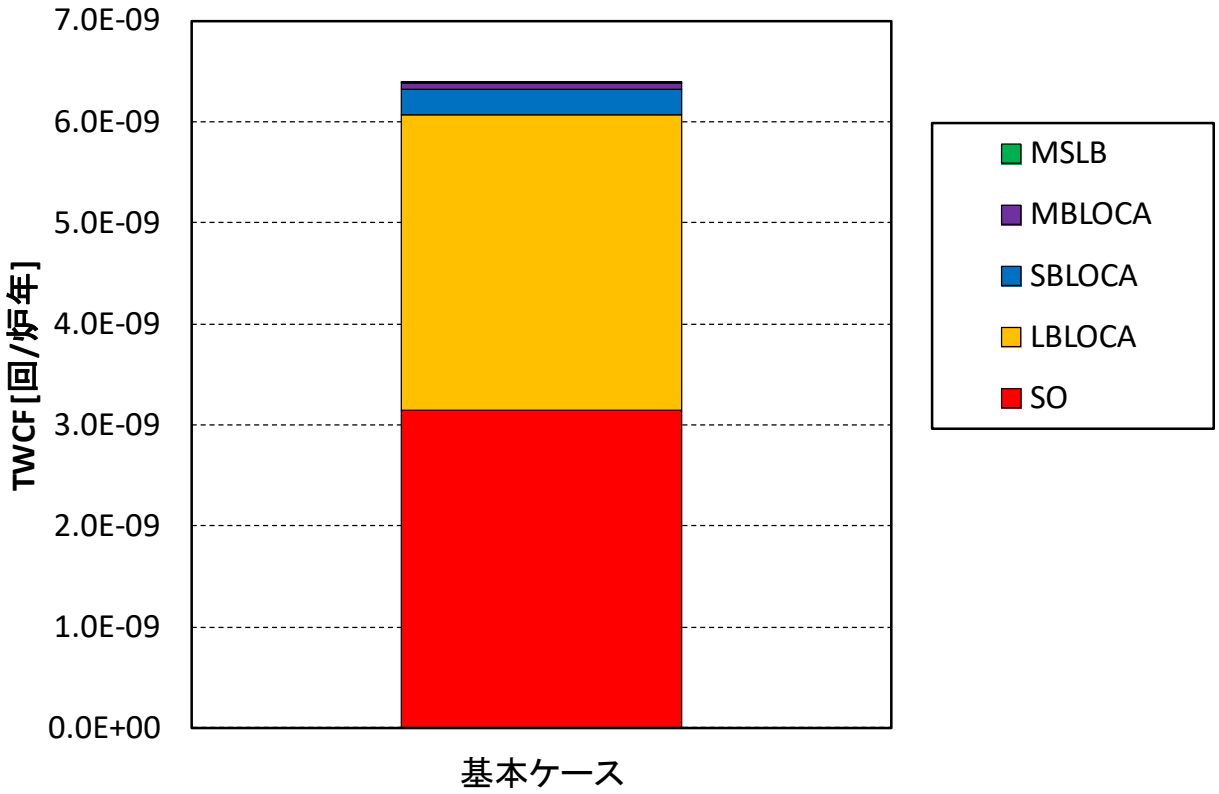


図 2.4.1-3　基本ケースにおける TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度

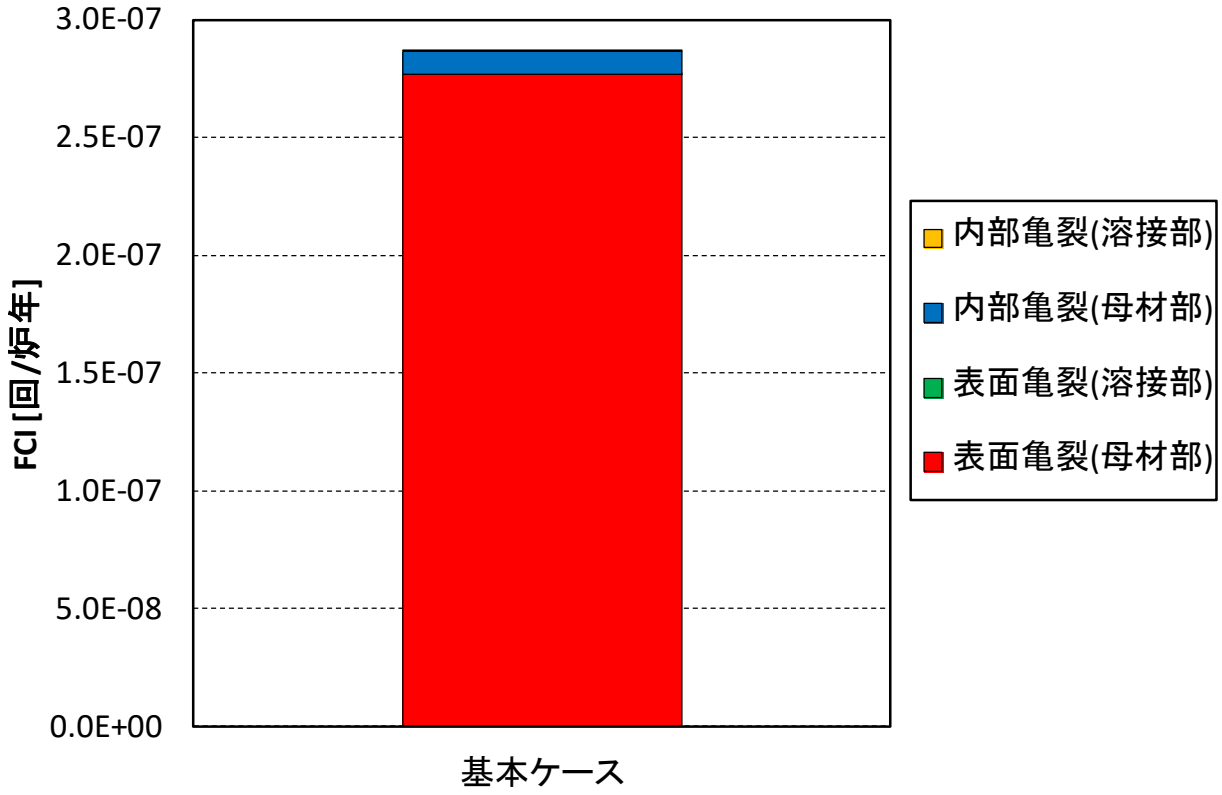


図 2.4.1-4　基本ケースにおける FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

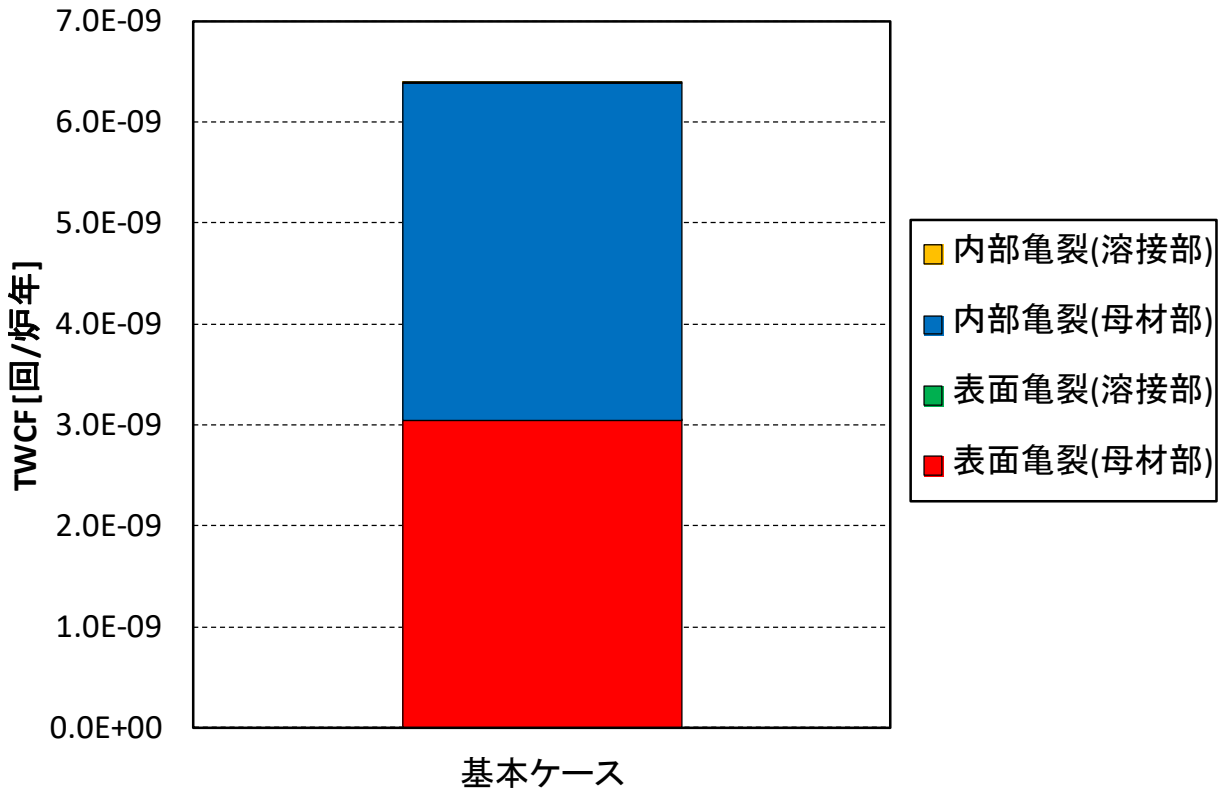


図 2.4.1-5　基本ケースにおける TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

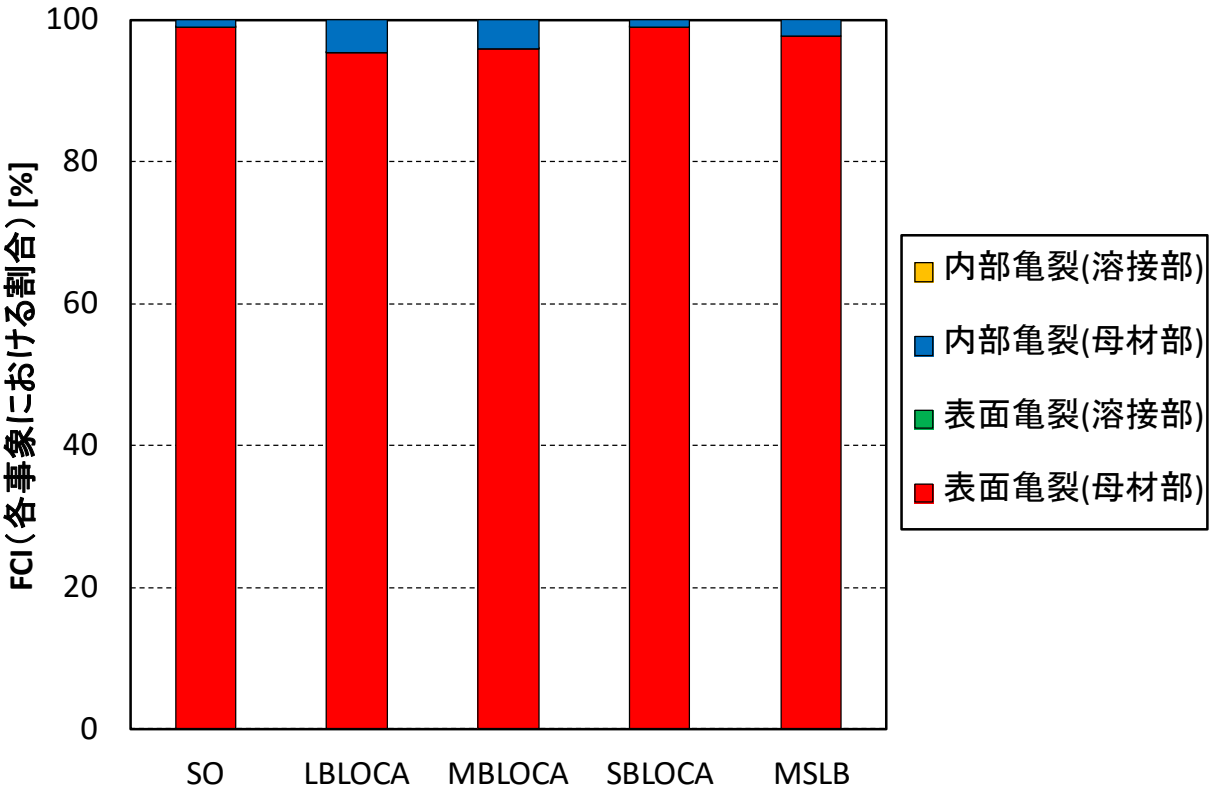


図 2.4.1-6　基本ケースにおける過渡事象別の FCI（平均値）における亀裂種類の割合

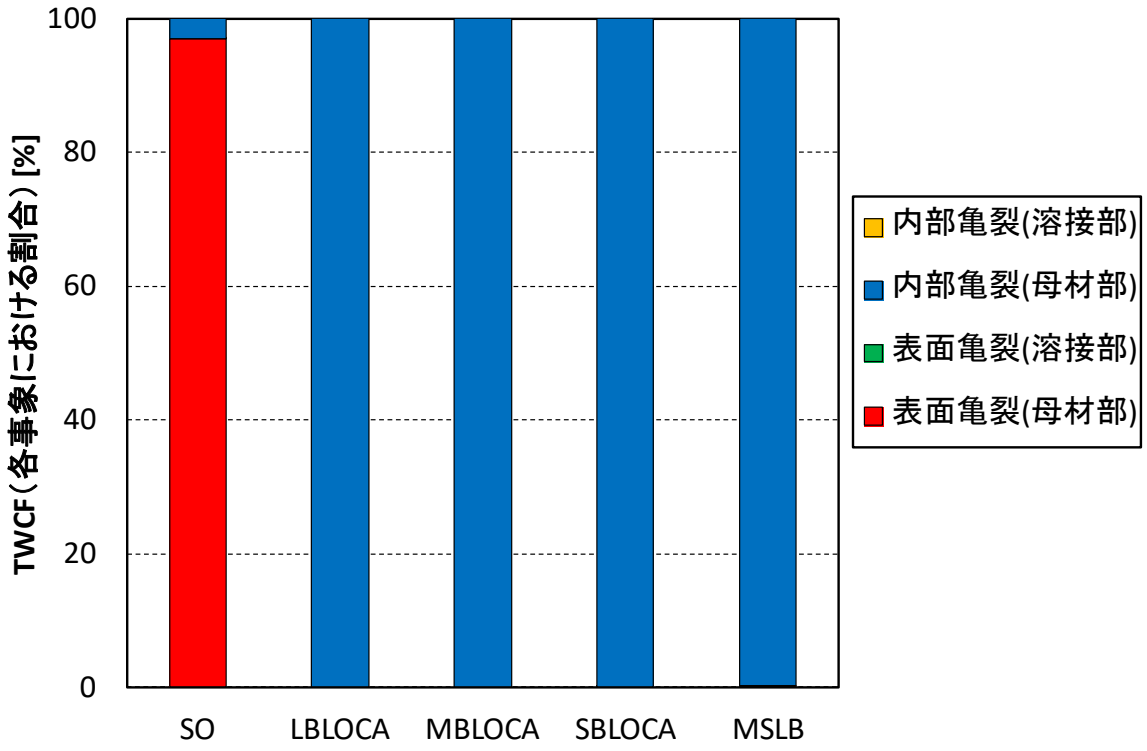


図 2.4.1-7　基本ケースにおける過渡事象別の TWCF（平均値）における亀裂種類の割合

2.4.2 中性子照射量の低減措置の影響解析

JEAC4206-2016[43]には、許容基準を満足しなかった場合の措置として、「RF-4240　是正措置」に以下の記載が示されている。

> RF-4220 の一般評価又は RF-4230 の詳細評価で許容基準を満足しなかった場合には，以下の(1)から(3)又は妥当と確認されている方法により是正措置を行い，再度 RF-4220 の一般評価又は RF-4230 の詳細評価を行って，許容基準を満足することを確認する。
>
> (1)　原子炉圧力容器が受ける中性子束の低減による破壊靭性低下の緩和
>
> (2)　焼なましによる原子炉圧力容器の破壊靭性の回復
>
> (3)　安全注入水の温度上昇や流量の削減による原子炉圧力容器炉心領域部の温度低下及び応力上昇の緩和

このうち、「(1)原子炉圧力容器が受ける中性子束の低減による破壊靭性低下の緩和」の効果の確認のため、中性子照射量の低減割合に関する感度解析を実施した。

(1) 解析条件

基本ケースの条件を基に、中性子照射量の低減を考慮したケースを以下のとおり設定した。原子炉圧力容器の運転期間を 60 年とし、その期間中における 40 年以降、中性子束の低減措置を施すことを想定して PFM 解析による TWCF 評価を実施した。中性子束低減の効果を考慮して RT_{NDT} のシフト量を算出するため、PASCAL3 に導入されている、文献[57]に基づく脆化予測法に関するソースコードに対して、ある運転年数から中性子束の低減割合を設定できる機能を追加した。低減割合は文献[58]を参考として以下の 3 ケースとした。各ケースの運転年数と RT_{NDT} のシフト量の関係を図 2.4.2-1 及び図 2.4.2-2 に、中性子照射量と RT_{NDT} のシフト量の関係を図 2.4.2-3 及び図 2.4.2-4 に示す。図 2.4.2-1 及び図 2.4.2-2 から、照射量の低減の効果により、低減割合に応じて同一年数における RT_{NDT} のシフト量が低くなっていることがわかる。

---

[57] 曽根田直樹，土肥謙次，野本明義，西田憲二，石野栞，“軽水炉圧力容器鋼材の照射脆化予測法の式化に関する研究，” 電力中央研究所報告 Q06019, (2007).

[58] Tapio Planman, Reijo Pelli and Kari Törrönen,"IRRADIATION EMBRITTLEMENT MITIGATION," EUR 16072 EN, AMES Report No.1, (1994)

表 2.4.2-1　中性子照射量の低減措置

ケース	低減割合	説明
1	50%	-
2	80%	出力を落とさずに燃料の配置換えにより達成できる最大値
3	90%	最大（5 から 10%のダミー燃料集合体により、出力は低減）

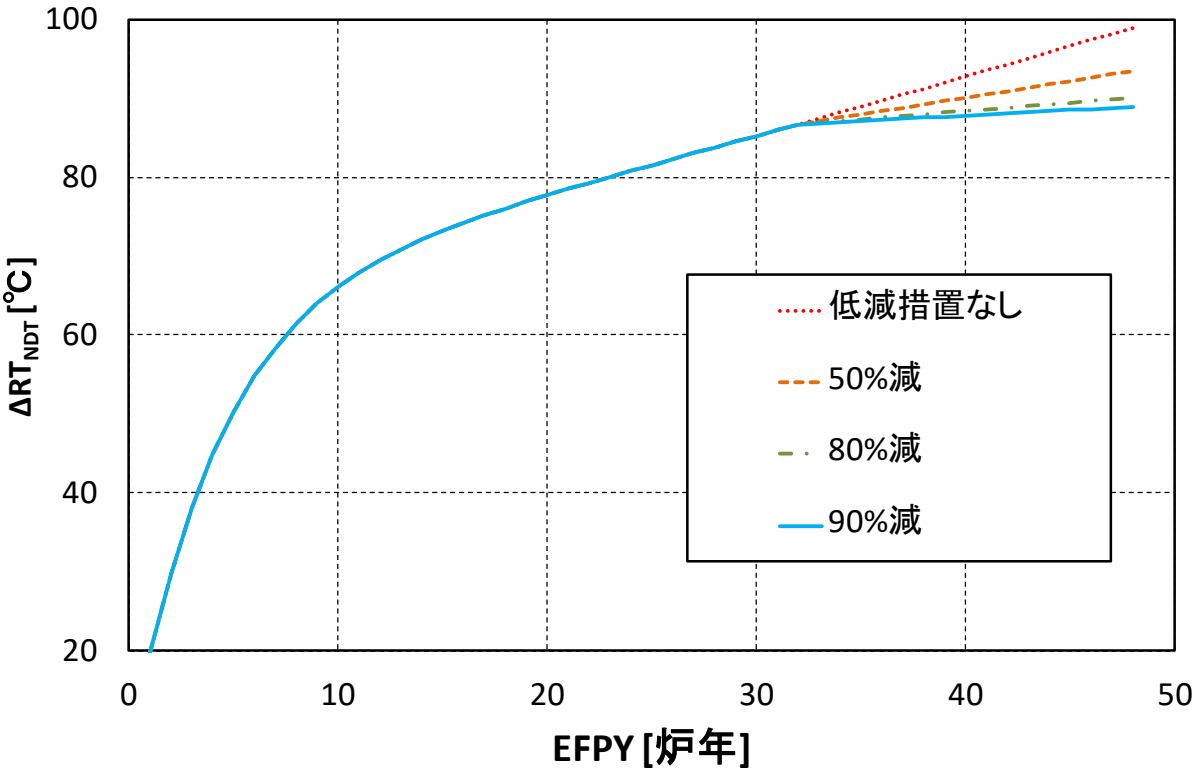


図2.4.2-1　運転年数とRT_{NDT}のシフト量

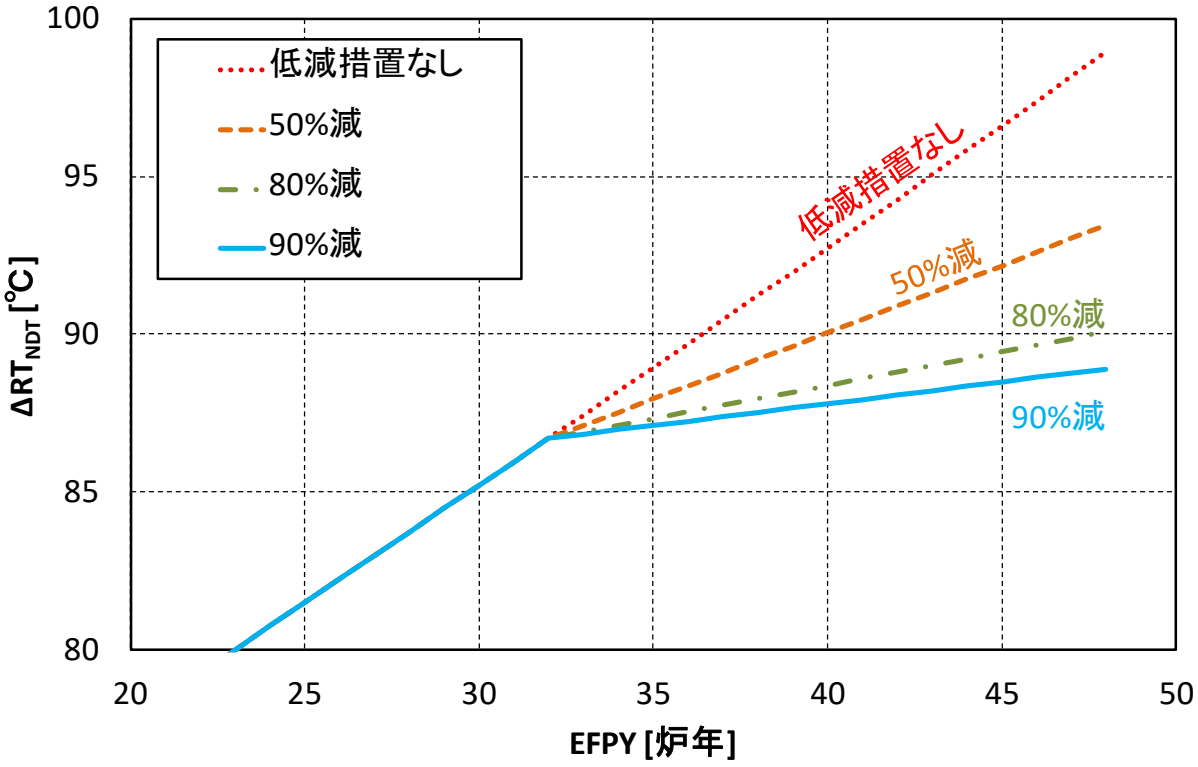


図2.4.2-2　運転年数とRT_{NDT}のシフト量（拡大図）

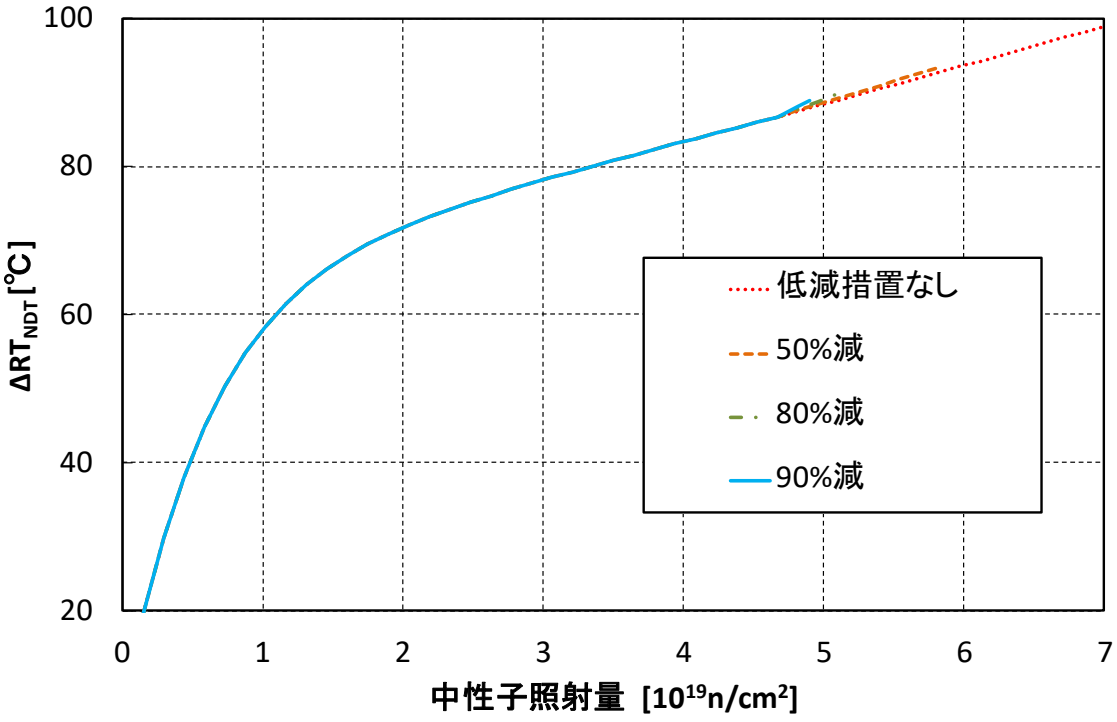


図2.4.2-3　中性子照射量とRT_{NDT}のシフト量

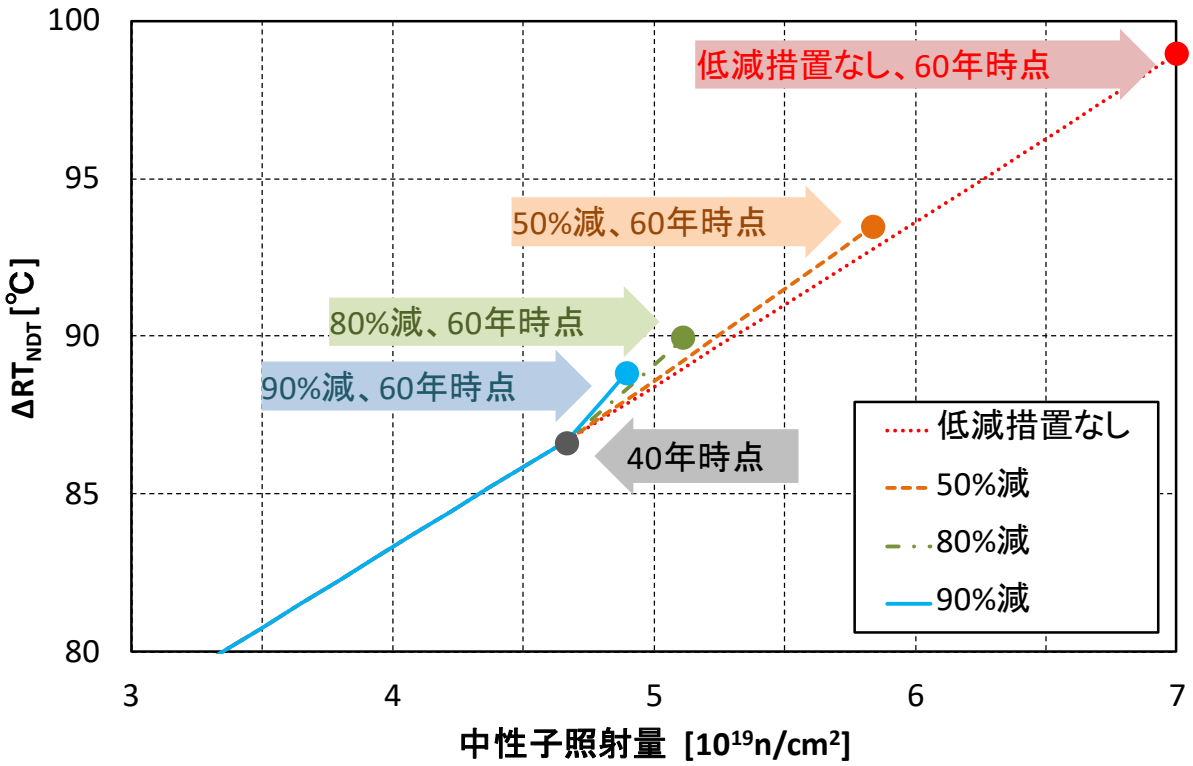


図2.4.2-4　中性子照射量とRT_{NDT}のシフト量（拡大図）

(2) 解析結果

中性子照射量を低減させた各ケースの TWCF 評価の結果を表 2.4.2-2 に示す。TWCF の 95 パーセンタイル値に関して、中性子照射量を 50%低減させた場合には TWCF は約 42%、中性子照射量を 80%低減させた場合には TWCF は約 36%、中性子照射量を 90%低減させた場合には TWCF は約 27%に低減することが分かる。また、過渡事象や亀裂種類ごとの FCI 及び TWCF の内訳を図 2.4.2-5 から図 2.4.2-8 に示す。図 2.4.2-5 から図 2.4.2-8 から、中性子照射量低減の効果は過渡事象や初期亀裂位置によらずほぼ一律に FCI や TWCF が減少することがわかる。

中性子照射量の低減に伴って TWCF の値が減少しており、低減措置が安全性向上につながることを定量的に確認した。

表 2.4.2-2　中性子照射量の低減措置の影響解析の結果

ケース名	低減措置なし	ケース 1	ケース 2	ケース 3
中性子束の低減割合	-	50%	80%	90%
TWCF [回/炉年]	4.16×10^{-10}	1.75×10^{-10}	1.48×10^{-10}	1.13×10^{-10}

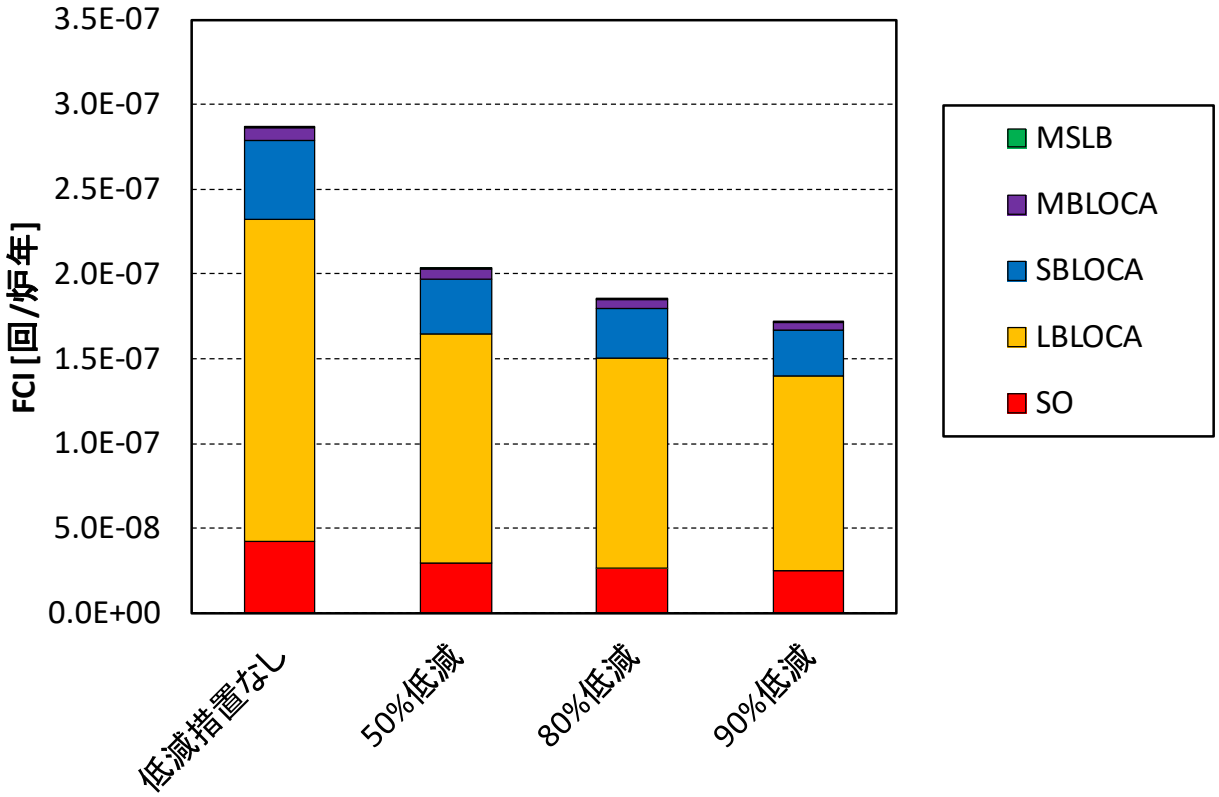


図 2.4.2-5　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度

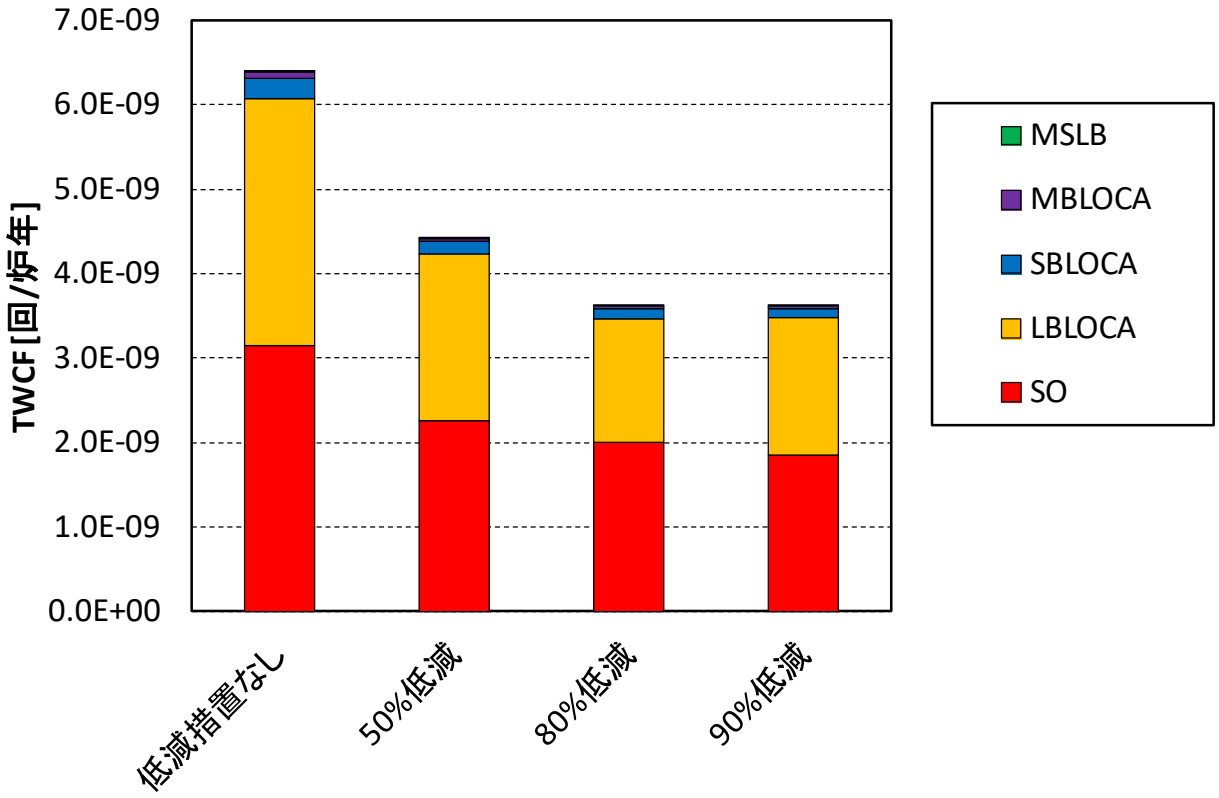


図 2.4.2-6　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度

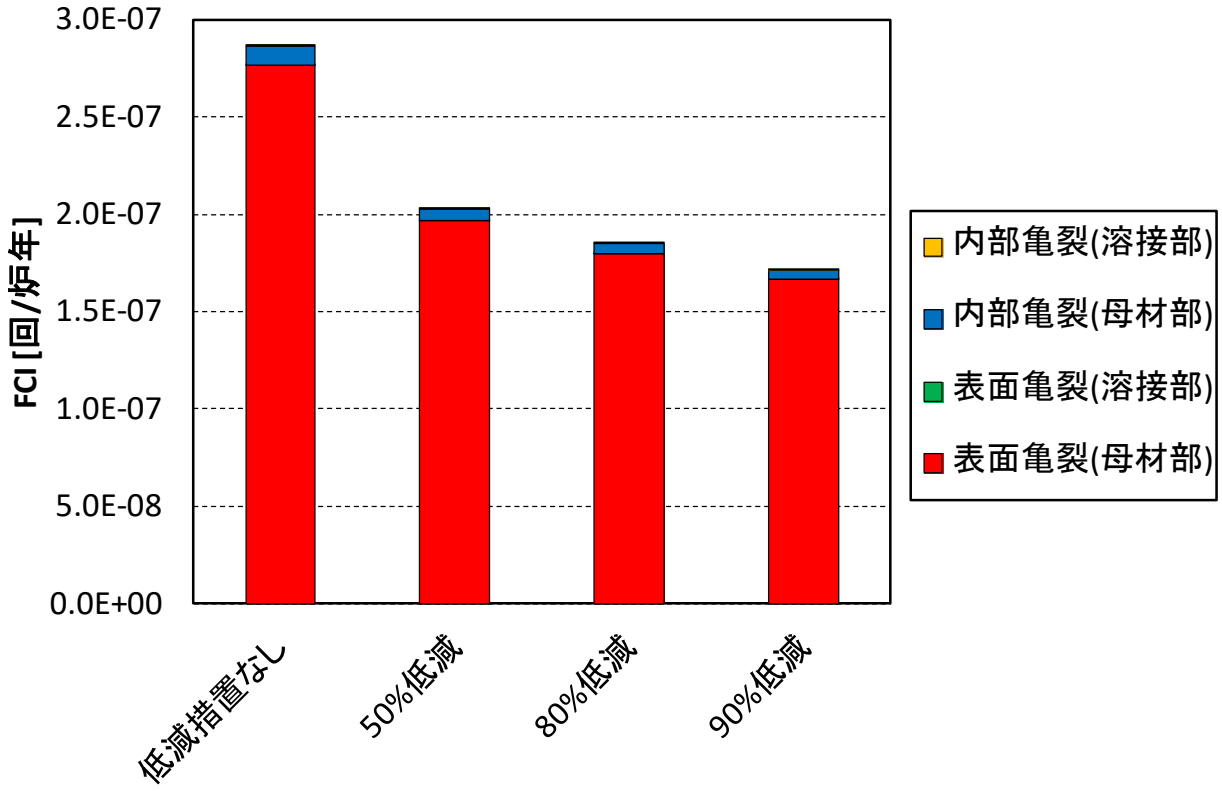


図 2.4.2-7　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

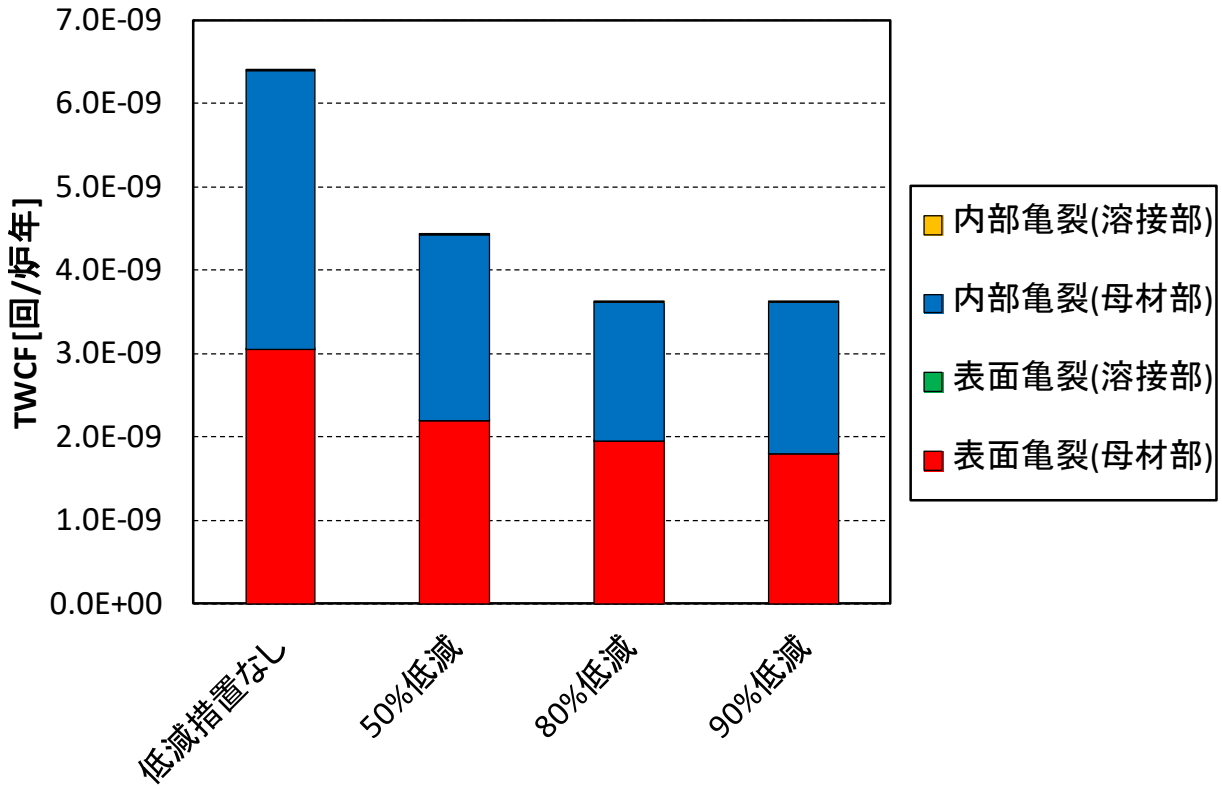


図 2.4.2-8　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

2.4.3 JEAC4206 改定に関する影響解析

本年度、JEAC4206 が改定された[43]ことを受け、改定により変更のあった項目に関して、PFM 解析により、その影響を定量的に調べた。

(1) 想定亀裂に関する影響解析

想定亀裂に関して、JEAC4206-2016[43]では、国内外の非破壊検査実績等を踏まえ、最大仮想欠陥が表面欠陥からクラッド下の内在欠陥に変更された。これを踏まえて、表面亀裂とクラッド下亀裂（Under Clad Crack、以下「UCC」という。）で CPF にどの程度の差異があるのかを評価した。亀裂形状の影響を評価するため、特に表面亀裂の TWCF において支配的な寄与度を示す過渡事象（SO-126 事象）に対する CPI と CPF を計算した。

1) 解析条件

本解析で比較する亀裂形状は表面半楕円亀裂及び UCC である。表 2.4.3-1 に示すように、亀裂形状の差異により、応力拡大係数算出式や塑性域補正式が異なる。想定する亀裂寸法は、EAC4206-2016[43]の決定論評価で想定されている亀裂深さ 10mm (母材部)、亀裂長さ 60mm とした。中性子照射量は 0.5×10^{19} から 7.0×10^{19}n/cm^2 までの 4 通りとし、母材部と溶接部のそれぞれについて CPI と CPF を算出した。その他の条件に関しては基本条件と同じである。

表 2.4.3-1　亀裂形状による解析条件の差異

亀裂形状	応力拡大係数算出式	塑性域補正
表面半楕円亀裂	CEA の解(表面亀裂)	JSME 維持規格（2012 年版）[44]の手法
UCC	CEA の解(UCC)	β 補正[59]

2) 解析結果

CPI、CPF の解析結果を表 2.4.3-2 に示す。いずれの条件においても、UCC のほうが表面亀裂よりも CPI、CPF ともに母材部に関しては数十%程度、溶接部に関しては 1 桁から 3 桁程度低い値となった。同じ亀裂寸法の場合、表面亀裂の K 値はクラッド下亀裂のそれより高いため、表面亀裂のほうが CPI と CPF が高くなったと考えられる。

[59] AFCEN, "In-Service Inspection Rules for Mechanical Components of PWR Nuclear Islands," (2010).

表 2.4.3-2　想定亀裂の形状による CPI、CPF への影響

Fluence [10^{19} n/cm^2]			0.5	1.0	4.0	7.0
母材部	CPI	表面亀裂	9.7×10^{-4}	1.3×10^{-3}	5.3×10^{-3}	2.0×10^{-2}
		クラッド下亀裂	1.2×10^{-4}	1.7×10^{-4}	8.5×10^{-4}	4.0×10^{-3}
	CPF	表面亀裂	6.4×10^{-4}	8.6×10^{-4}	4.3×10^{-3}	1.9×10^{-2}
		クラッド下亀裂	1.2×10^{-4}	1.6×10^{-4}	8.5×10^{-4}	4.0×10^{-3}
溶接部	CPI	表面亀裂	1.8×10^{-7}	3.9×10^{-7}	1.1×10^{-5}	1.5×10^{-4}
		クラッド下亀裂	5.5×10^{-11}	4.8×10^{-10}	2.5×10^{-7}	7.7×10^{-6}
	CPF	表面亀裂	6.9×10^{-8}	1.7×10^{-7}	7.0×10^{-6}	1.3×10^{-4}
		クラッド下亀裂	5.5×10^{-11}	4.8×10^{-10}	2.2×10^{-7}	7.7×10^{-6}

(2) 破壊靭性に関する影響解析

破壊靭性曲線に関して、JEAC4206-2016[43] では、プラント建設時や破壊靭性データが十分でない場合にも破壊靭性値のばらつきを適切に考慮した評価が行えるよう、マスターカーブ法の考え方を用いて、シャルピー遷移温度 T_{r30} を指標とした破壊靭性曲線を規定されている。この破壊靭性曲線の設定が PFM 解析による TWCF 評価に与える影響を調べるため、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性について、今年度整備した国内モデル A と JEAC4206-2016[43] で規定される T_{r30} を指標とした破壊靭性曲線モデルを用いて単一亀裂の CPI 及び CPF を比較した。

1) 解析条件

解析条件は想定亀裂に関する影響解析と同様とした。ただし、過渡事象については、過年度まで国内モデルデータとして設定していた LBLOCA、SBLOCA、MSLB に加え、2.3.1(1)項で米国の過渡事象から選定した SO-126 も考慮した。

JEAC4206-2016[43] で規定される T_{r30} を指標とした破壊靭性曲線モデルは、マスターカーブ法に基づいており、以下の式が用いて表現されている。

$$K_{Ic}(\Delta T) = a_{K_{Ic}}(\Delta T) + b_{K_{Ic}}(\Delta T)\left[-\ln\left(1-\Phi_{K_{Ic}}\right)\right]^{1/c_{K_{Ic}}} \text{ for } 0 < \Phi_{K_{Ic}} < 1 \quad (2.4.3\text{-}1)$$

$$a_{K_{Ic}}(\Delta T) = 20.0\ [\mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}] \quad (2.4.3\text{-}2)$$

$$b_{K_{Ic}}(\Delta T) = 11.0 + 77.0\exp[0.019(\Delta T)]\ [\mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}] \quad (2.4.3\text{-}3)$$

$$c_{K_{Ic}}(\mathrm{\Delta T}) = 4 \quad (2.4.3\text{-}4)$$

$$\Delta T = T - (T_{r30} + \Delta T_t) \quad (2.4.3\text{-}5)$$

$$\Delta T_t = \begin{cases} -15[\mathrm{℃}] & \text{母材} \\ 14[\mathrm{℃}] & \text{溶接金属} \end{cases} \quad (2.4.3\text{-}6)$$

$$T_{\mathrm{r30}} = T_{\mathrm{r30}}\text{初期値} + \Delta RT_{NDT} \quad (2.4.3\text{-}7)$$

亀裂伝播停止靭性についても式(2.4.3-1)と同様の関数を用いた。ただし、2.2.3(2)項のT_{KIa}-T_{o}の分析に基づき、ΔTとして以下を設定した。

$$\Delta T = T - T_{KIa} = T - \left(T_{\mathrm{r30}} + \Delta T_t + \Delta RT_{\mathrm{arrest(mean)}}(T_{\mathrm{r30}} + \Delta T_t)\right) \quad (2.4.3\text{-}8)$$

$$\Delta RT_{\mathrm{arrest(mean)}}(T_0) = 39.21\exp[-0.006868T_0]\ [℃] \quad (2.4.3\text{-}9)$$

T_{r30}の初期値は、文献[60]を参考に母材 0℃、溶接金属-48℃とした。

2) 解析結果

CPI 及び CPF の比較を表 2.4.3-3 から表 2.4.3-6 に示す。国内データ A とマスターカーブ法を用いた CPI 及び CPF を比較すると、ほぼ同程度の桁数ではあるが、国内モデル A の方が CPI 及び CPF の値が高く、保守的な結果となった。

国内モデル A とマスターカーブ法の破壊靭性曲線曲線の比較を図 2.4.3-1 及び図 2.4.3-2 に示す。横軸を T-T_{o}とした図 2.4.3-1 では、国内モデルの方がマスターカーブ法よりも破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性がおおむね小さい。一方、横軸を T-RT_{NDT}～T-T_{r30}とした図 2.4.3-2 では、マスターカーブ法の方が保守的になっており、このため、CPI 及び CPF の値がマスターカーブ法を用いた方が高くなったと考えれる。横軸を T-T_{o}とした場合と T-RT_{NDT}～T-T_{r30} とした場合の破壊靭性の傾向の差異は関連温度のシフト量の差異（国内モデルAでは約45[℃]、T_{r30}に基づくマスターカーブ法では 15[℃]）によるものである。

[60] 関西電力, “高浜発電所 1 号炉 劣化状況評価書 添付書類二”, (2015).

表 2.4.3-3　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（LBLOCA）

Fluence[10^{19} n/cm^2]			0.5		1.0		4.0		7.0	
破壊及び亀裂伝播停止靭性			国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ
母材部	CPI	表面亀裂	4.15×10^{-2}	1.01×10^{-1}	5.30×10^{-2}	1.19×10^{-1}	1.55×10^{-1}	2.66×10^{-1}	3.57×10^{-1}	5.16×10^{-1}
		UCC	3.71×10^{-3}	1.69×10^{-2}	5.10×10^{-3}	2.04×10^{-2}	2.16×10^{-2}	5.04×10^{-2}	7.59×10^{-2}	1.27×10^{-1}
	CPF	表面亀裂	1.31×10^{-13}	1.98×10^{-5}	7.61×10^{-13}	3.05×10^{-5}	1.52×10^{-11}	8.78×10^{-5}	1.96×10^{-10}	1.03×10^{-4}
		UCC	6.49×10^{-14}	1.41×10^{-5}	6.83×10^{-14}	2.46×10^{-5}	1.13×10^{-12}	1.01×10^{-4}	2.66×10^{-11}	1.28×10^{-4}
溶接部	CPI	表面亀裂	1.04×10^{-4}	3.00×10^{-2}	1.70×10^{-4}	3.61×10^{-2}	1.84×10^{-3}	9.61×10^{-2}	1.45×10^{-2}	2.46×10^{-1}
		UCC	4.56×10^{-7}	3.86×10^{-3}	1.14×10^{-6}	4.65×10^{-3}	3.79×10^{-5}	1.26×10^{-2}	5.52×10^{-4}	3.63×10^{-2}
	CPF	表面亀裂	0	1.23×10^{-4}	3.74×10^{-20}	1.57×10^{-4}	4.16×10^{-16}	2.14×10^{-4}	5.28×10^{-13}	1.14×10^{-4}
		UCC	2.31×10^{-17}	1.23×10^{-4}	2.11×10^{-17}	1.57×10^{-4}	2.55×10^{-17}	2.40×10^{-4}	2.83×10^{-15}	9.76×10^{-5}

表 2.4.3-4　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（SBLOCA）

Fluence[10^{19} n/cm^2]			0.5		1.0		4.0		7.0	
破壊及び亀裂伝播停止靭性			国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ
母材部	CPI	表面亀裂	2.06×10^{-3}	1.16×10^{-2}	2.92×10^{-3}	1.40×10^{-2}	1.45×10^{-2}	3.69×10^{-2}	5.88×10^{-2}	1.01×10^{-1}
		UCC	5.92×10^{-5}	1.61×10^{-3}	9.21×10^{-5}	1.95×10^{-3}	7.03×10^{-4}	5.02×10^{-3}	4.42×10^{-3}	1.40×10^{-2}
	CPF	表面亀裂	2.60×10^{-7}	4.49×10^{-4}	2.40×10^{-7}	5.59×10^{-4}	1.20×10^{-7}	9.72×10^{-4}	5.11×10^{-7}	7.13×10^{-4}
		UCC	9.20×10^{-8}	4.62×10^{-5}	1.23×10^{-7}	5.26×10^{-5}	4.02×10^{-7}	7.36×10^{-5}	9.78×10^{-7}	5.32×10^{-4}
溶接部	CPI	表面亀裂	2.11×10^{-7}	3.24×10^{-3}	6.07×10^{-7}	3.93×10^{-3}	3.07×10^{-5}	1.12×10^{-2}	5.35×10^{-4}	3.47×10^{-2}
		UCC	0	3.30×10^{-4}	0	3.99×10^{-4}	1.52×10^{-8}	1.09×10^{-3}	4.23×10^{-6}	3.29×10^{-3}
	CPF	表面亀裂	9.27×10^{-9}	1.65×10^{-4}	1.83×10^{-8}	1.54×10^{-4}	7.94×10^{-8}	1.71×10^{-4}	1.72×10^{-7}	2.58×10^{-4}
		UCC	0	3.30×10^{-4}	0	3.99×10^{-4}	2.68×10^{-9}	1.09×10^{-3}	1.62×10^{-7}	1.17×10^{-3}

表 2.4.3-5　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（MSLB）

Fluence[10^{19} n/cm^2]			0.5		1.0		4.0		7.0	
破壊及び亀裂伝播停止靭性			国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ
母材部	CPI	表面亀裂	3.80×10^{-4}	6.50×10^{-3}	5.85×10^{-4}	7.91×10^{-3}	4.31×10^{-3}	2.15×10^{-2}	2.49×10^{-2}	6.22×10^{-2}
		UCC	1.07×10^{-5}	1.12×10^{-3}	1.86×10^{-5}	1.36×10^{-3}	2.13×10^{-4}	3.56×10^{-3}	1.88×10^{-3}	1.01×10^{-2}
	CPF	表面亀裂	2.12×10^{-9}	2.25×10^{-4}	2.95×10^{-9}	2.22×10^{-4}	2.84×10^{-8}	1.95×10^{-4}	8.42×10^{-8}	6.03×10^{-5}
		UCC	3.67×10^{-12}	6.58×10^{-5}	2.08×10^{-12}	4.57×10^{-5}	2.28×10^{-9}	4.05×10^{-5}	3.69×10^{-8}	2.69×10^{-4}
溶接部	CPI	表面亀裂	0	1.76×10^{-3}	0	2.14×10^{-3}	8.88×10^{-7}	6.24×10^{-3}	7.75×10^{-5}	2.00×10^{-2}
		UCC	0	2.40×10^{-4}	0	2.90×10^{-4}	0	8.04×10^{-4}	2.59×10^{-7}	2.46×10^{-3}
	CPF	表面亀裂	0	9.17×10^{-5}	0	4.65×10^{-5}	4.78×10^{-14}	8.93×10^{-5}	1.10×10^{-13}	4.22×10^{-4}
		UCC	0	6.96×10^{-5}	0	9.17×10^{-5}	0	3.27×10^{-4}	4.21×10^{-12}	8.49×10^{-4}

表 2.4.3-6　マスターカーブ法を用いて評価した CPI 及び CPF（SO）

Fluence[10^{19} n/cm^2]			0.5		1.0		4.0		7.0	
破壊及び亀裂伝播停止靭性			国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ	国内モデル	マスターカーブ
母材部	CPI	表面亀裂	4.14×10^{-5}	7.65×10^{-4}	6.31×10^{-5}	9.27×10^{-4}	4.53×10^{-4}	2.47×10^{-3}	2.71×10^{-3}	7.15×10^{-3}
		UCC	0	1.34×10^{-5}	0	1.63×10^{-5}	8.49×10^{-9}	4.29×10^{-5}	1.02×10^{-6}	1.24×10^{-4}
	CPF	表面亀裂	7.01×10^{-6}	7.65×10^{-4}	1.04×10^{-5}	9.27×10^{-4}	5.84×10^{-5}	2.47×10^{-3}	2.49×10^{-4}	7.15×10^{-3}
		UCC	0	1.34×10^{-5}	0	1.63×10^{-5}	7.35×10^{-9}	4.29×10^{-5}	9.05×10^{-7}	1.24×10^{-4}
溶接部	CPI	表面亀裂	0	2.28×10^{-4}	1.43×10^{-11}	2.77×10^{-4}	2.27×10^{-7}	7.91×10^{-4}	9.69×10^{-6}	2.48×10^{-3}
		UCC	0	2.03×10^{-6}	0	2.46×10^{-6}	0	6.82×10^{-6}	0	2.10×10^{-5}
	CPF	表面亀裂	0	2.28×10^{-4}	2.75×10^{-12}	2.77×10^{-4}	7.79×10^{-8}	7.91×10^{-4}	3.63×10^{-6}	2.48×10^{-3}
		UCC	0	2.03×10^{-6}	0	2.46×10^{-6}	0	6.82×10^{-6}	0	2.10×10^{-5}

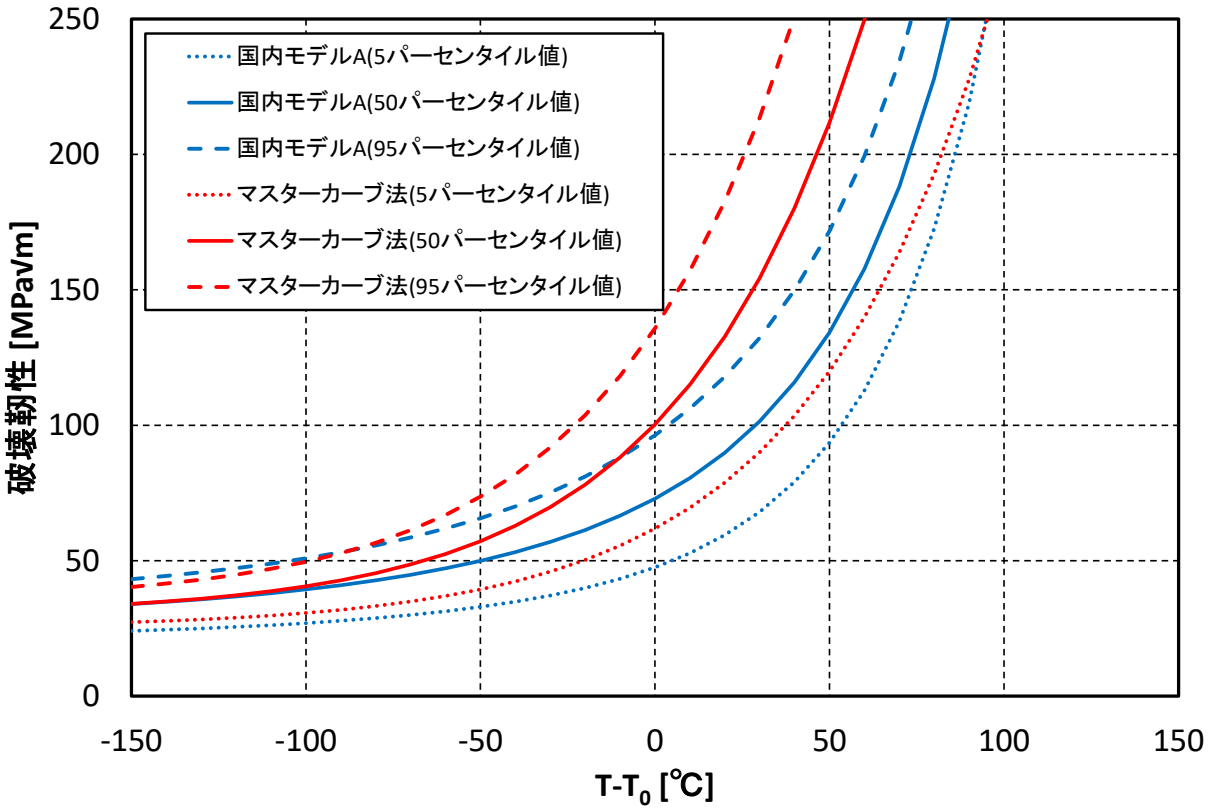


図 2.4.3-1　破壊靭性曲線の比較（T-T_0 を用いて整理）

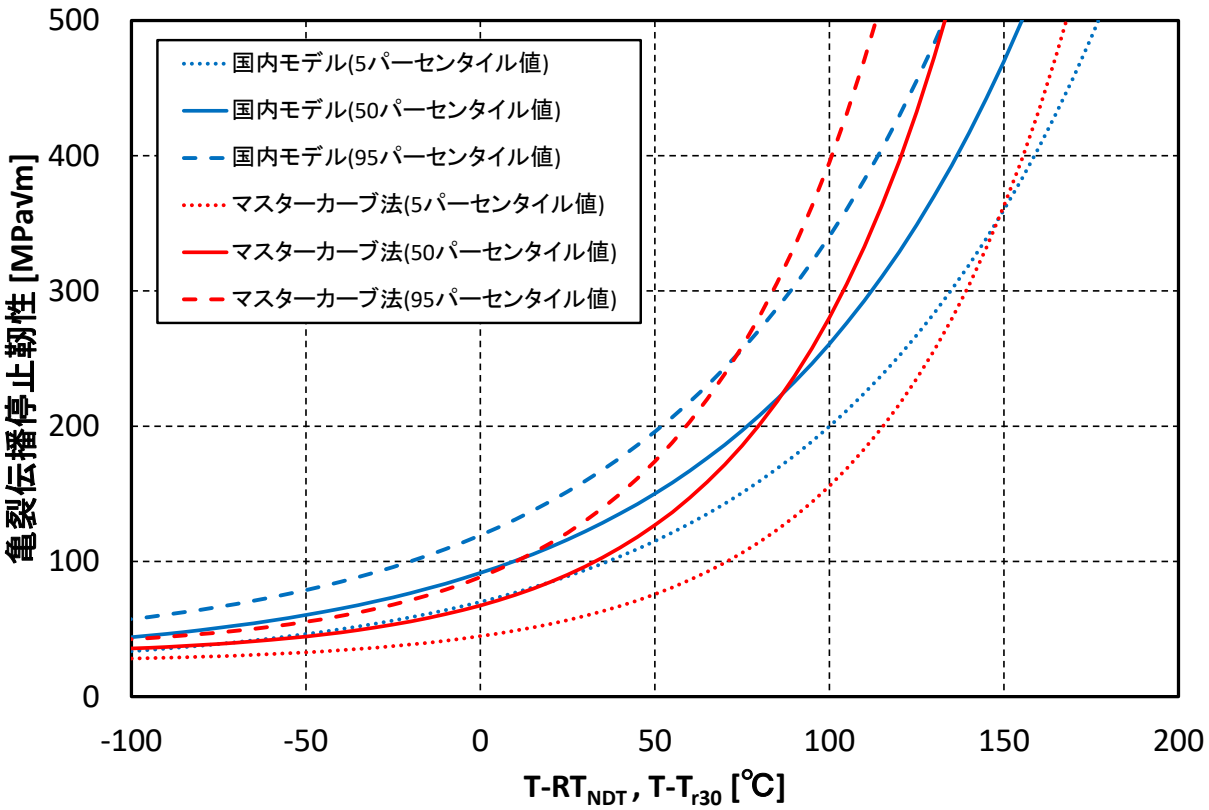


図 2.4.3-2　破壊靭性曲線の比較（T-RT_{NDT}～T-T_{r30} を用いて整理）

2.4.4 非破壊検査の影響解析

2.3.1(2)2)項において調査を行ったように、ベイズ更新に基づき非破壊検査結果を反映した亀裂分布モデルを作成することが出来る。本節では、RPV に対する非破壊検査で欠陥指示がない場合を想定し、2.3.1(1)項において調査した国内プラント相当の非破壊検査評価モデルとベイズ更新により亀裂分布モデルを更新し、検査が TWCF に与える影響を確認した。

(1) 表面亀裂分布

基本ケースの亀裂分布の作成に使用している VFLAW は、表面亀裂に対する不確実さが設定されていないため、ベイズ更新により非破壊検査の結果を反映することができない。そこで、表面亀裂に関する非破壊検査の影響を確認するため、VFLAW で使用されている亀裂密度の値の根拠となるデータ [33] を調査し、表面亀裂の数密度の不確実さについて検討した。以下にその概要を記す。

VFLAW で使用されている表面亀裂の密度は、まずクラッド内部亀裂の密度を PVRUF のデータから求め、次いでその内部亀裂と同等の CPI となる表面亀裂の密度を VISA-II の解析により求めている [33]。クラッド内部亀裂の密度については、PVRUF のクラッド内部亀裂の破壊及び非破壊検査データから算出している。PVRUF のベルトライン部のクラッドビードの総長さは 2690m であるが、検査した 222m の領域において 1204 個のクラッド内部亀裂が検出されている。単位クラッドビード長さあたりのクラッド内の内部亀裂個数は、検査した領域に亀裂が集中していると考えると約 0.45 個となるが、容器全体に一様に分布していると考えると約 5.4 個となる。NUREG/CR-6817, Rev.1[33] によると、VFLAW ではこの 2 つの値を亀裂密度の上下限とし、その中間的な値として 1.0[個/m]を採用している。このことを踏まえ、VFLAW では、このクラッド内の内部亀裂の密度から、TWCF への寄与がクラッド内の内部亀裂と表面亀裂とで CPI への寄与が同程度になるように表面亀裂の密度を出力するように設定されている。これは、VFLAW は FAVOR[18] で使用する亀裂分布を作成するコードであり、FAVOR にはクラッド内の内部亀裂について解析する機能が整備されていないため、クラッド内の内部亀裂による寄与を表面亀裂で表現しているからである。

以上の VFLAW の表面亀裂の根拠となるデータから、表面亀裂の事前分布を作成した。クラッド内部亀裂の密度（1.0[個/m]）が 0.45[個/m]と 5.4[個/m]から決定されたことに注目し、表面亀裂の事前分布は、平均値が 1.0[個/m]となる対数正規分布とした。対数正規分布の分散は、単位クラッドビード長さ当たりの個数が 0.45[個/m]以下になる確率と 5.4[個/m]以上になる確率が 1%になることを課して決定した。

(2) 解析条件

基本ケースの条件に対し、非破壊検査による影響を考慮した解析ケースを設定した。非破壊検査に係る欠陥検出確率評価モデルは、2.3.1(1)項の検討結果を踏まえて、Khaleel

モデル[32]の Advanced 及び Very good とした。検査領域は炉心全領域を設定した。また、FAVOR と同様に内部亀裂のみを検査領域とした解析も実施した。検査結果としては、欠陥指示が無かった場合を想定した。亀裂密度は、2.3.1(2)1)項で述べたとおり、国内モデルプラント相当の溶接条件により得られた密度分布を用いた。解析ケースを表 2.4.4-1 にまとめて示す。

(3) 解析結果

表 2.4.4-1 の最も右の列に更新前後の亀裂分布を用いて算出した TWCF を示した。また、過渡事象や亀裂種類ごとの FCI 及び TWCF の内訳を図 2.4.4-1 から図 2.4.4-4 に示す。ケース 1 から 4 までの結果では、より精度の高い検査を行った場合のほうが TWCF が低くなっている。これは、検査によって欠陥指示が無かった場合、より精度の高い検査を行った場合のほうが、より密度が小さく、亀裂深さが浅い亀裂分布へと更新されるためである。また、内部亀裂に加えて表面亀裂も対象として検査を実施した場合には、内部亀裂のみを対象とした場合に比べて TWCF は低くなる。これは、内部亀裂と同様に表面亀裂についても、欠陥指示がない場合にはより小さい密度に更新されるためである。

以上のように、非破壊検査の影響について、PFM 解析により定量的に示すことができた。

表 2.4.4-1　ベイズ更新のケースと結果

ケース名	検査範囲	対象亀裂	検査精度 （Khaleel モデル）	TWCF の 95 パーセンタイル値
0 （事前分布）	-	-	-	4.62×10^{-10}
1	全領域	内部亀裂と 表面亀裂	Advanced	2.16×10^{-10}
2	全領域	内部亀裂と 表面亀裂	Very good	2.35×10^{-10}
3	全領域	内部亀裂	Advanced	2.37×10^{-10}
4	全領域	内部亀裂	Very good	2.48×10^{-10}

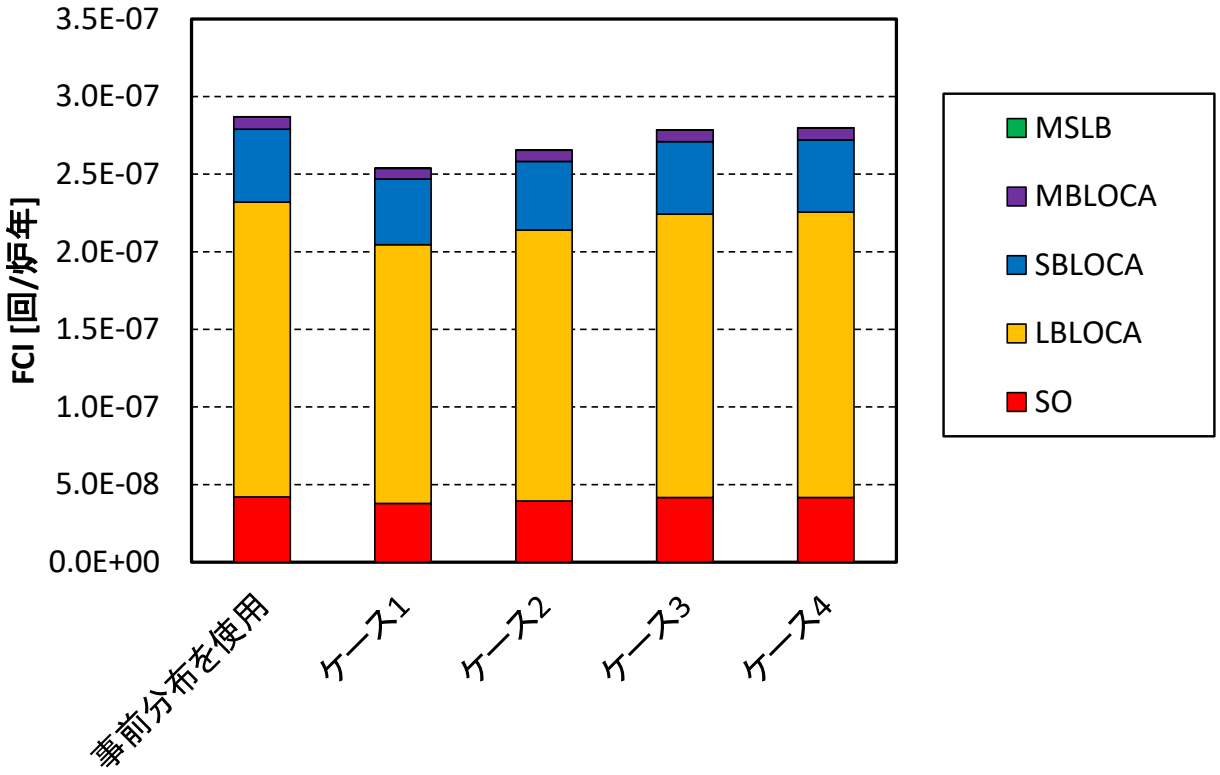


図 2.4.4-1　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度

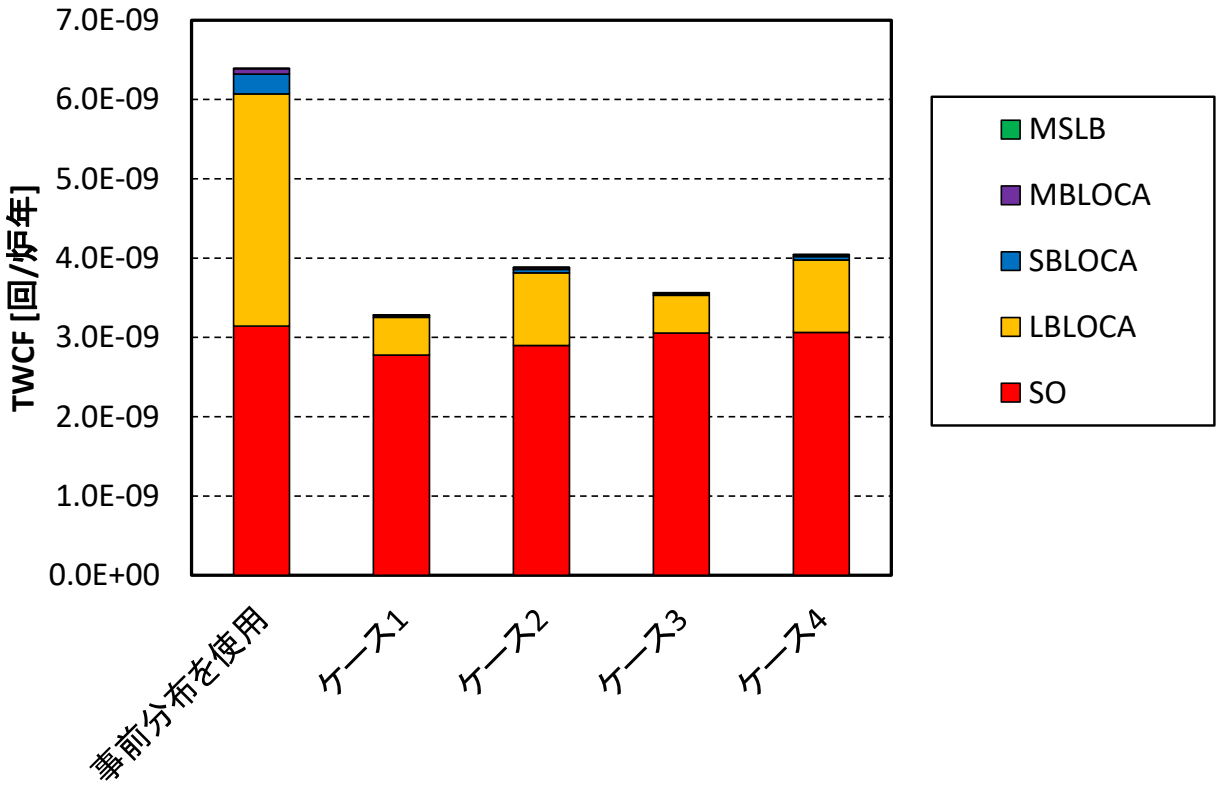


図 2.4.4-2　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度

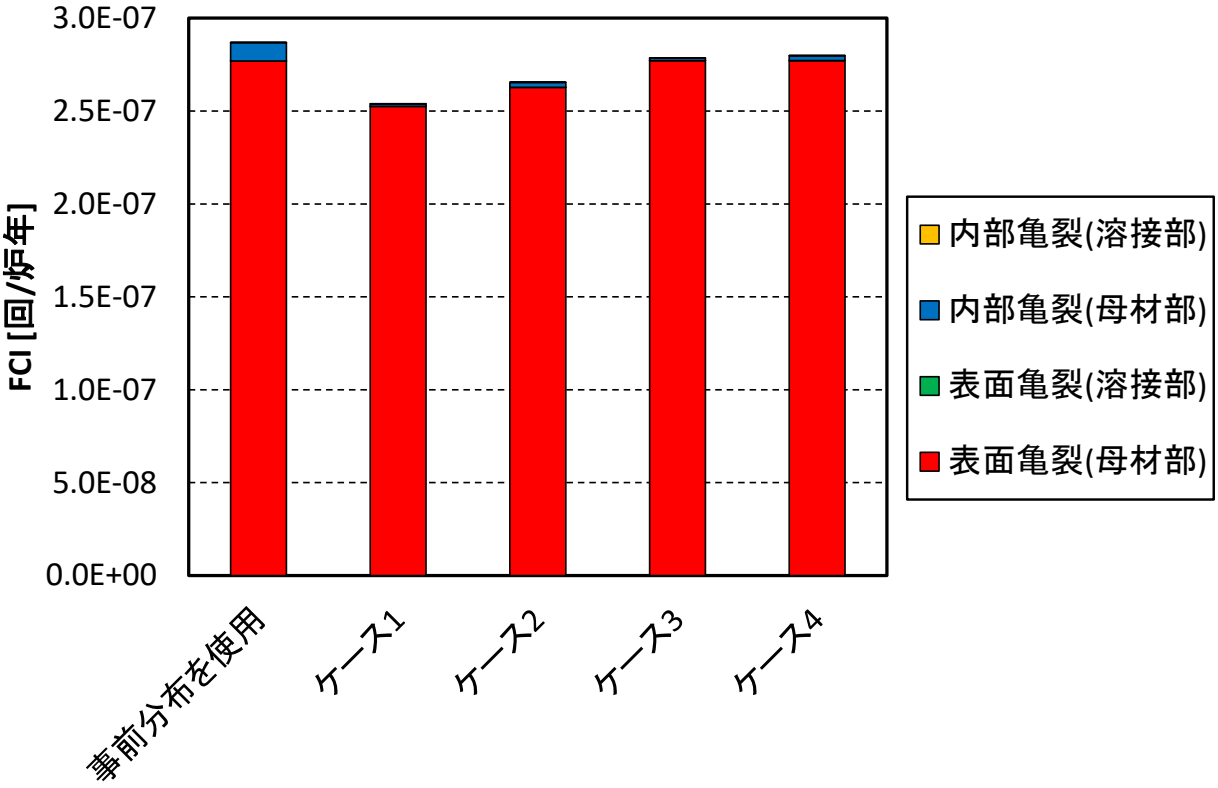


図 2.4.4-3　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

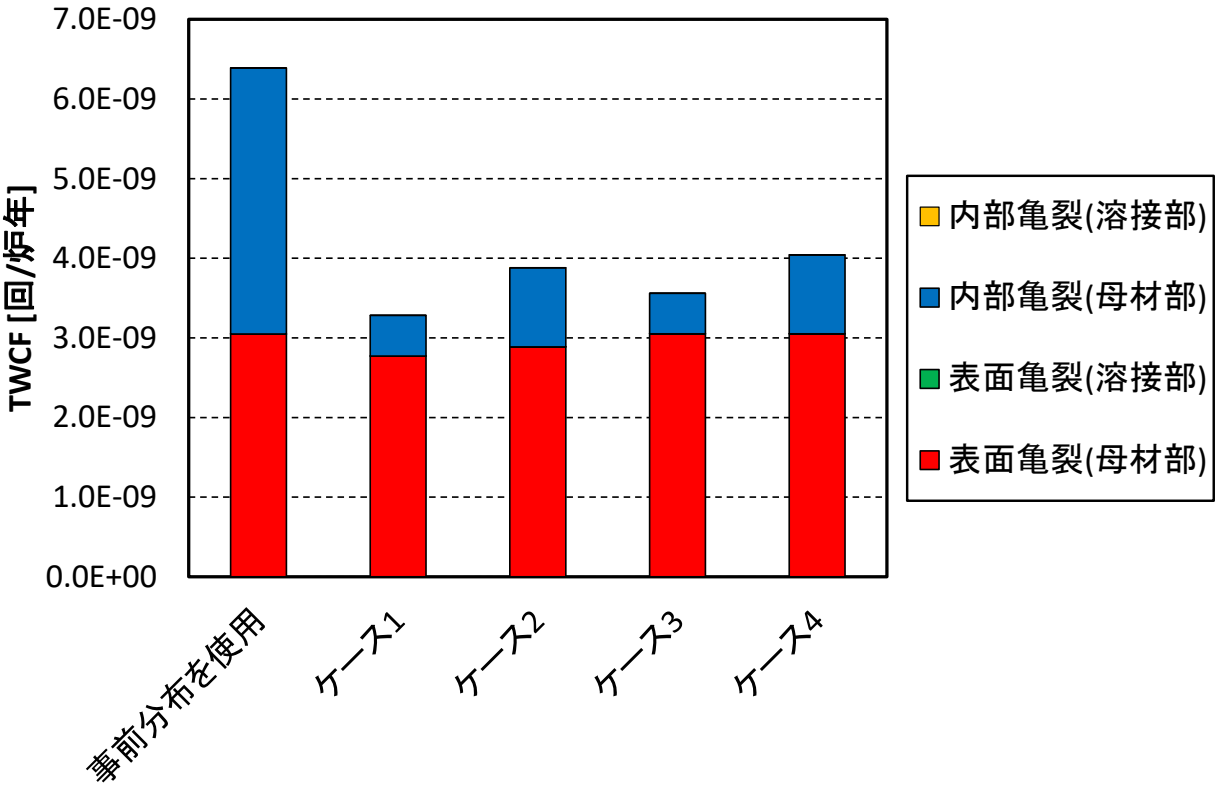


図 2.4.4-4　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

2.4.5 脆化予測式の影響解析

標準的解析手法及び国内モデルデータを用いた基本ケースでは、JEAC4201-2007 2013 年追補版[23]に基づいて RT_{NDT} のシフト量を算出している（以下、「国内脆化予測法」という。）。一方、米国においては USNRC における代替 PTS 規則 10CFR50.61a[1]に基づき、RT_{NDT} のシフト量が規定されている（以下、「米国脆化予測式」という。）。これらの脆化予測法の違いについて、PFM 解析により定量的にその影響を調べた。なお、FAVOR の脆化予測式（10CFR50.61a のシフト量に対して、母材部には 1.1、溶接部には 0.99 を乗じる[18]）と国内脆化予測法との差異の影響については 2.3.3(1)4)(a)項において述べた。

(1) 解析条件

米国脆化予測式を用いたケースとして、基本ケースから、脆化予測式を変更した解析を実施した。また、国内脆化予測法を用いたケースでは、脆化予測式の違いによる影響を明確にするため、その不確実さは考慮していない。

(2) 解析結果

解析結果として、FCI 及び TWCF の平均値及び 95 パーセンタイル値を表 2.4.5-1 に示す。また、過渡事象や亀裂種類ごとの FCI 及び TWCF の内訳を図 2.4.5-1 から図 2.4.5-4 に示す。FCI に関しては国内脆化予測法のほうが保守的な結果を与えるが、TWCF の 95 パーセンタイル値は米国脆化予測式の方が高い値を示した。この結果を解釈するため、日米の脆化予測法を比較した図を図 2.4.5-5 に示す。以降、本節の図は母材部を対象としている。図 2.4.5-5 より、中性子照射量が 1 から 4×10^{19} [n/cm^2] においては、米国脆化予測式のほうがシフト量が高くなっている。中性子照射量、化学成分及び RT_{NDT} の初期値の不確実さを考慮した RT_{NDT} のシフト量の分布を図 2.4.5-6 と図 2.4.5-7 に示す。中性子照射量の平均値が 7×10^{19} [n/cm^2]である場合は国内脆化予測法のほうがシフト量が高いが、中性子照射量の平均値が 4×10^{19} [n/cm^2]である場合はシフト量の平均値及び分散は米国脆化予測式のほうがわずかに大きくなっている。さらに、板厚内の中性子照射量の減衰を考慮した、板厚内の RT_{NDT} のシフト量を図 2.4.5-8 に示す。図 2.4.5-8 から、表面付近の照射量が高い領域では国内脆化予測法のほうが高いシフト量を与えるが、内表面からの距離が大きくなると米国脆化予測式のほうが高いシフト量を与えることがある。以上のような両国の脆化予測式の違いから、主に表面付近の亀裂の進展が支配的である FCI に関しては国内脆化予測法のほうが値が大きくなるが、亀裂が中性子照射量の低い板厚内を伝播する過程においては米国脆化予測式のほうが保守的である場合がある。そのため、TWCF に関しては米国脆化予測式を用いるほうが値が大きくなる場合があると考えられる。

表 2.4.5-1　脆化予測法の違いによる FCI 及び TWCF への影響の解析結果

脆化予測法	FCI [回/炉年]		TWCF [回/炉年]	
	平均値	95 パーセンタイル値	平均値	95 パーセンタイル値
国内	2.10×10^{-7}	4.69×10^{-7}	6.47×10^{-9}	3.39×10^{-10}
米国	1.84×10^{-7}	3.01×10^{-7}	6.37×10^{-9}	4.60×10^{-10}

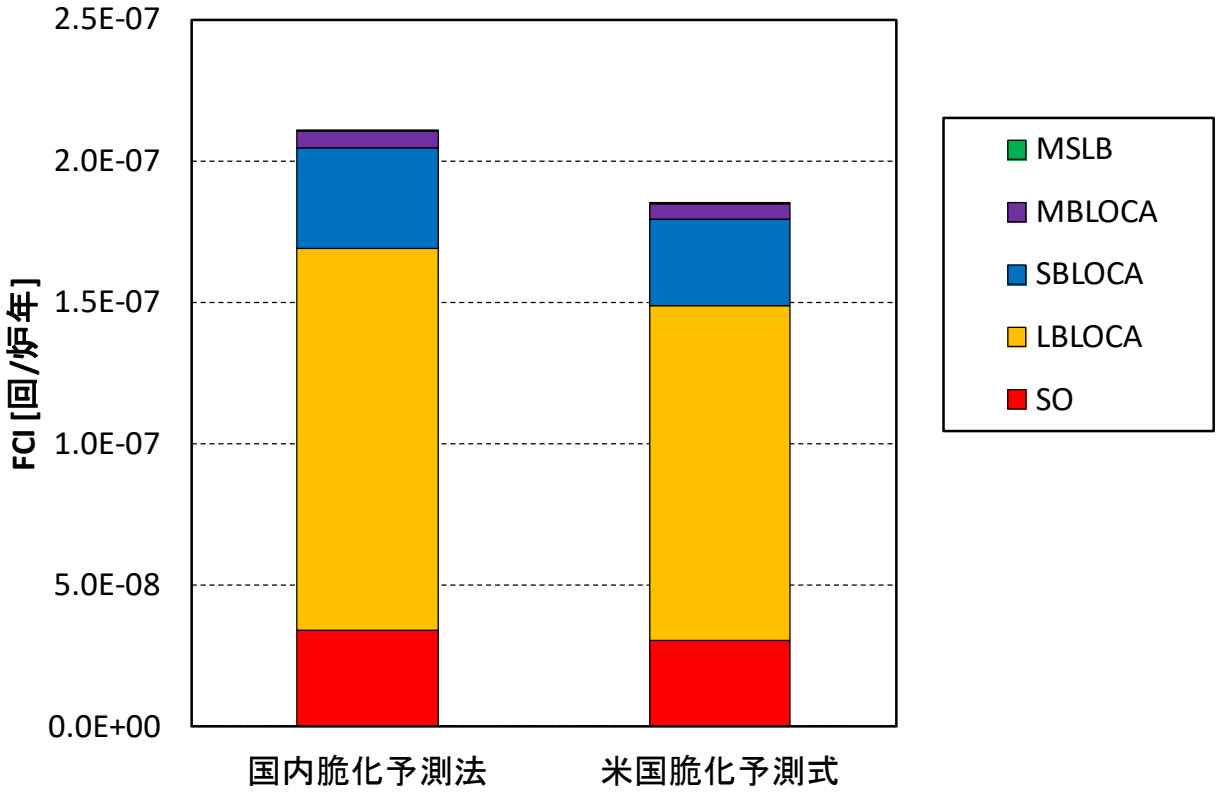


図 2.4.5-1　FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度

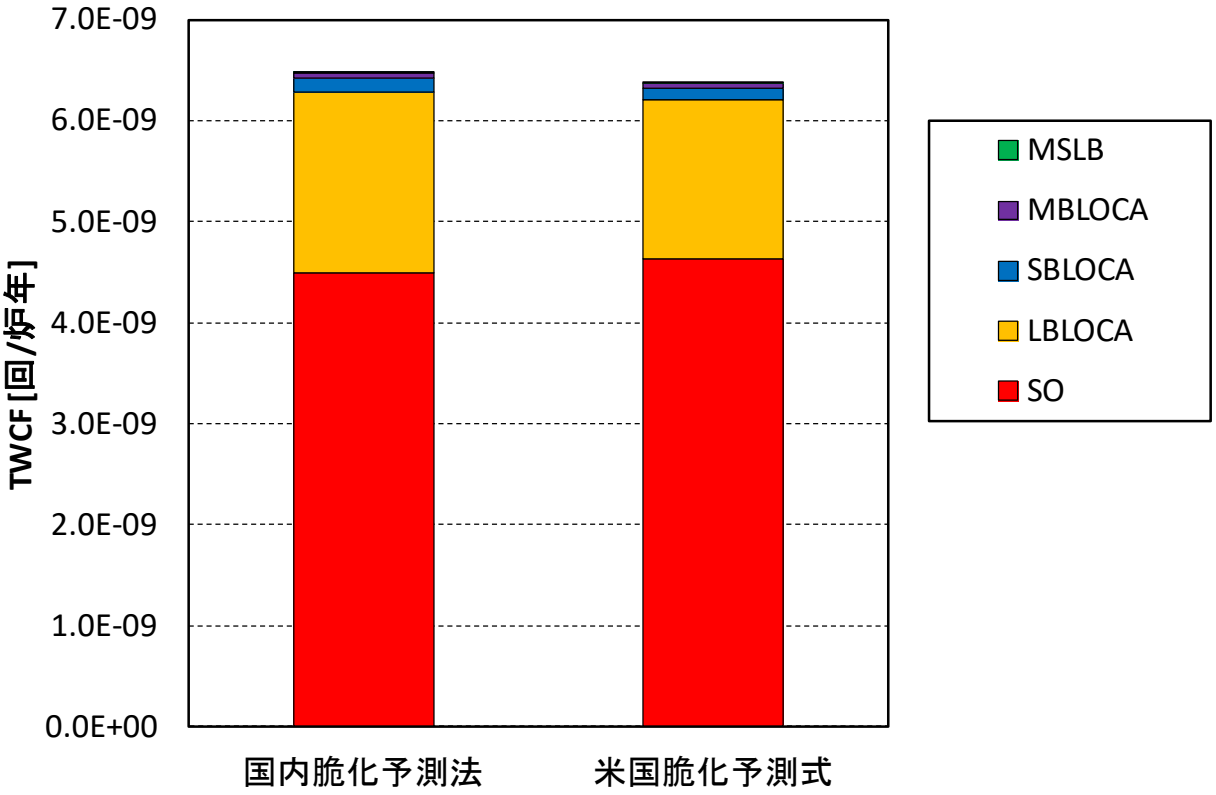


図 2.4.5-2　TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度

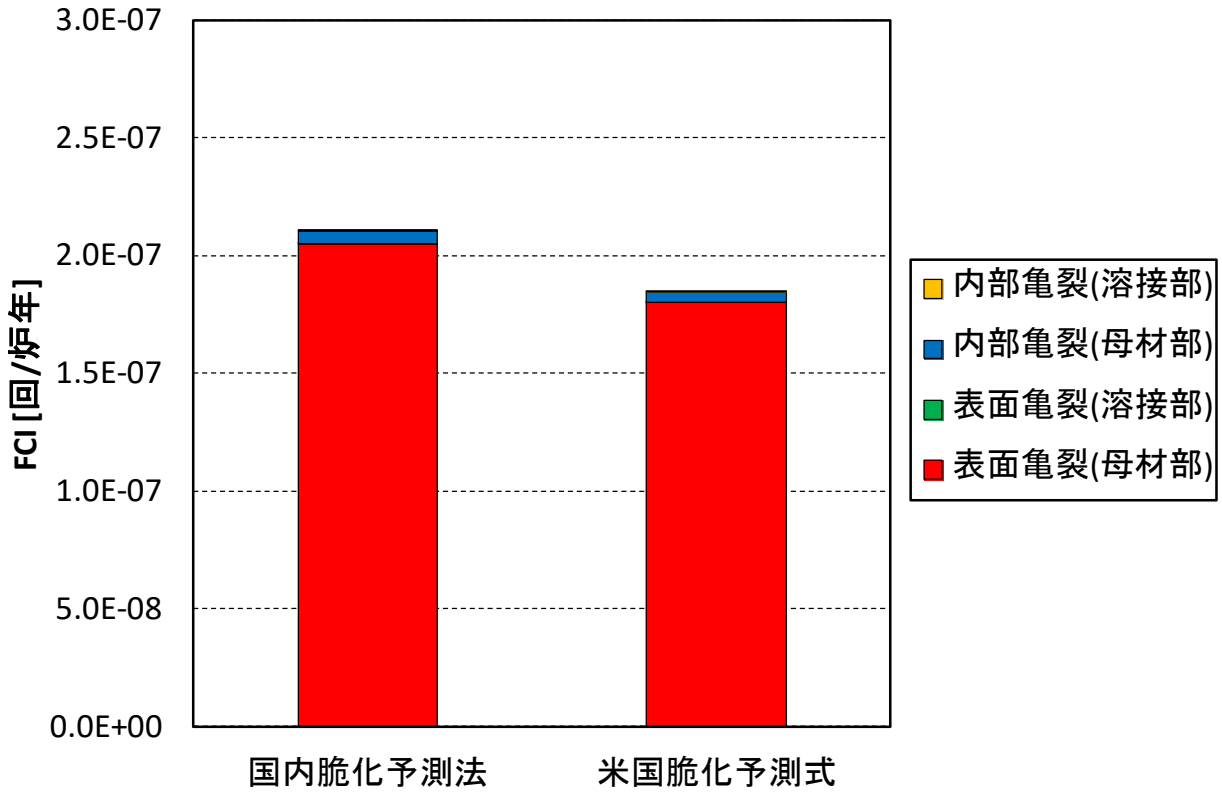


図 2.4.5-3　FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

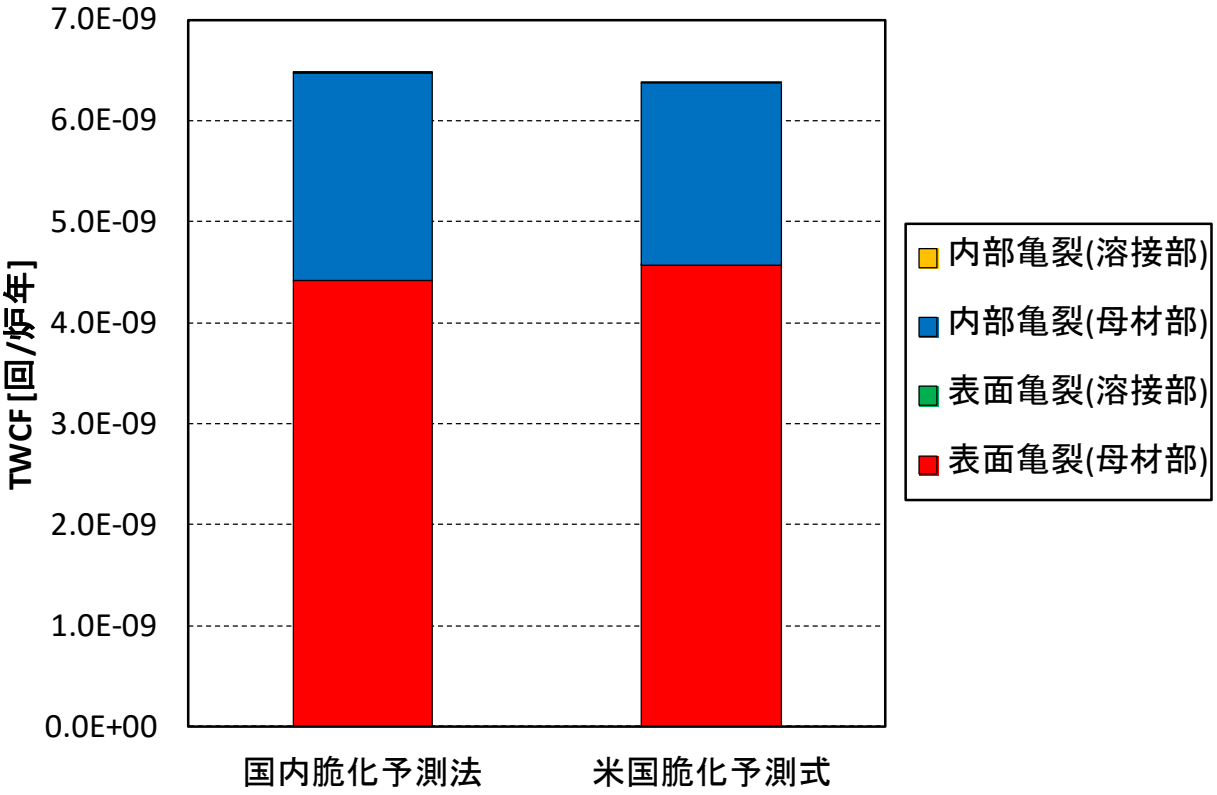


図 2.4.5-4　TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

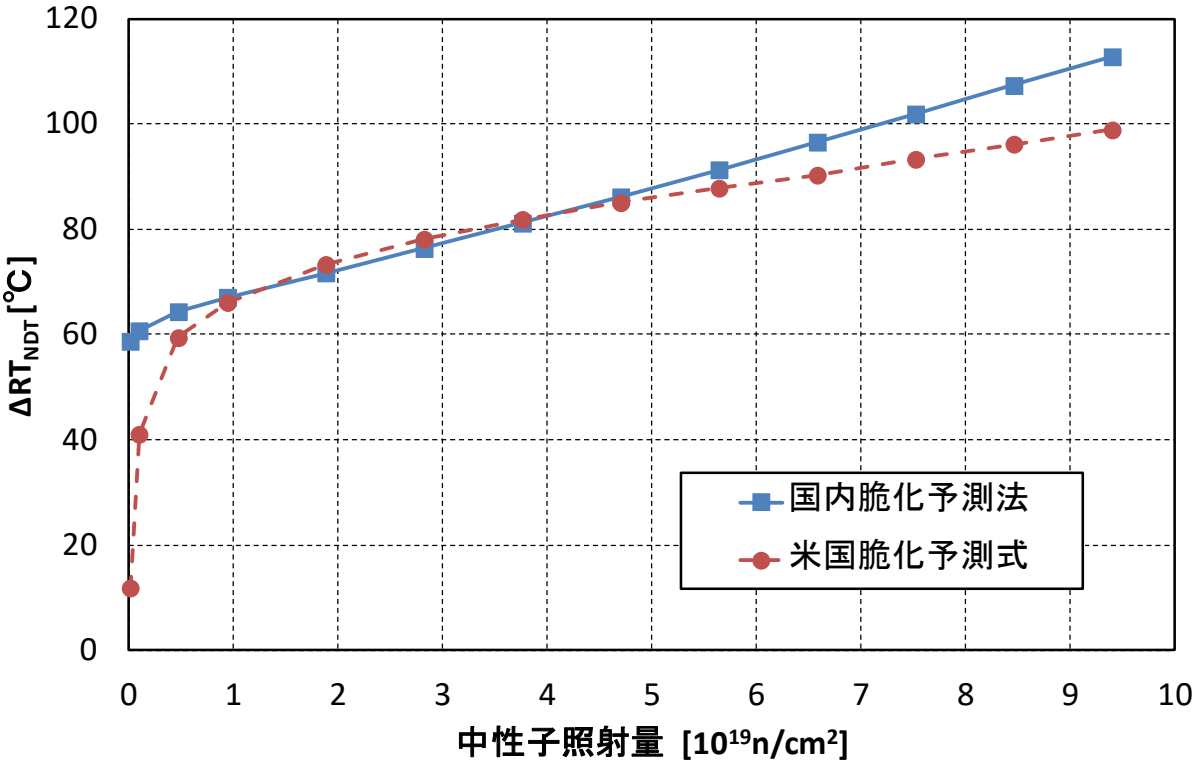


図 2.4.5-5　日米の脆化予測法の比較（運転年数 48EFPY）

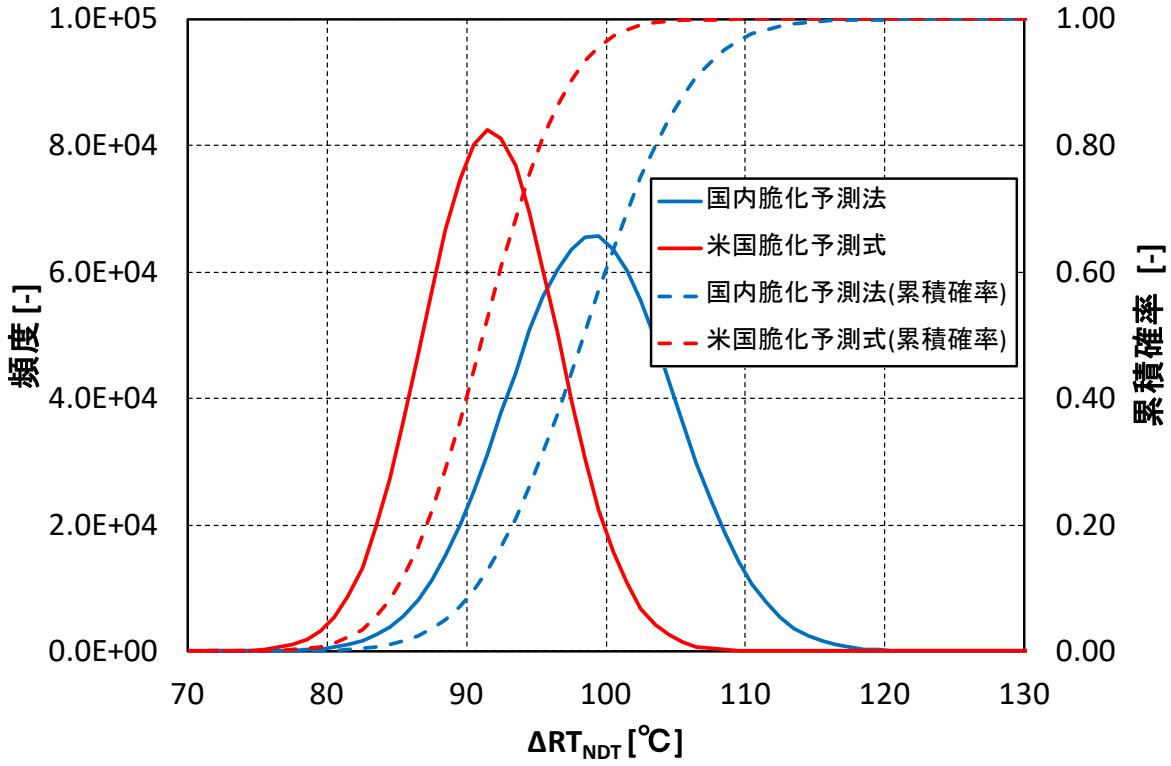


図 2.4.5-6　RT_{NDT} のシフト量の分布（中性子照射量の平均値は 7×10^{19}n/cm^2）

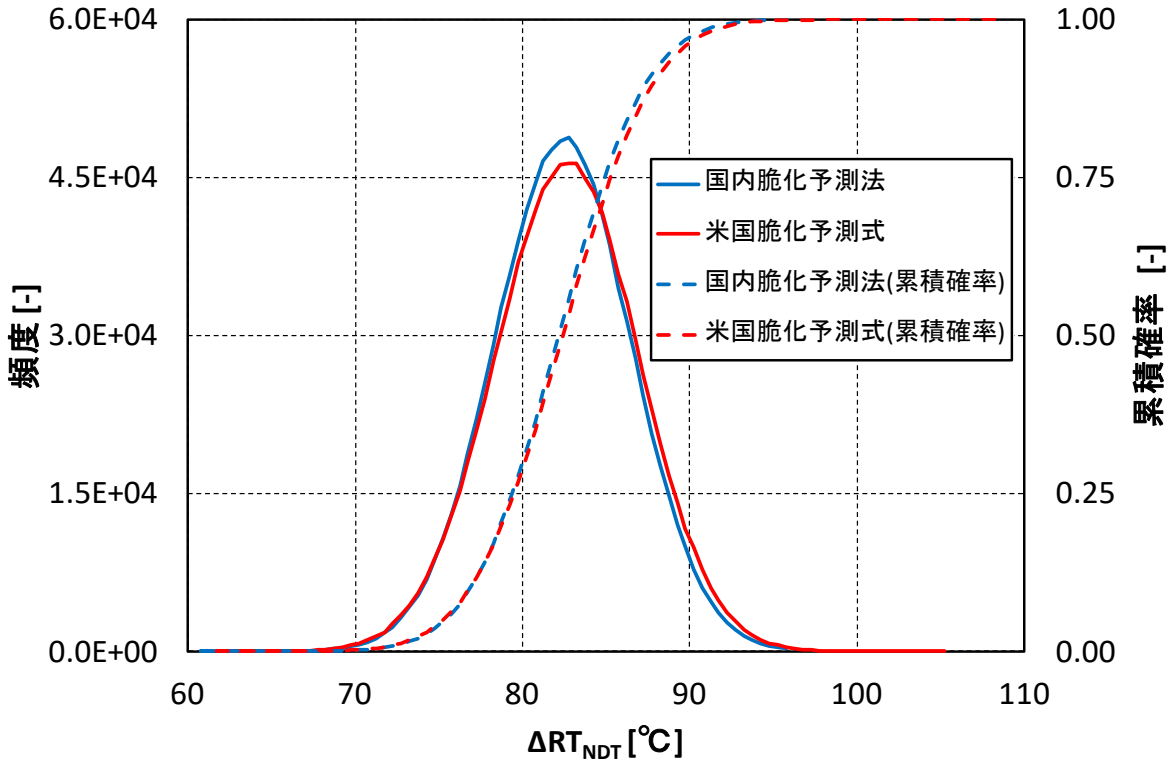


図 2.4.5-7　RT_{NDT} のシフト量の分布（中性子照射量の平均値は 4×10^{19}n/cm^2）

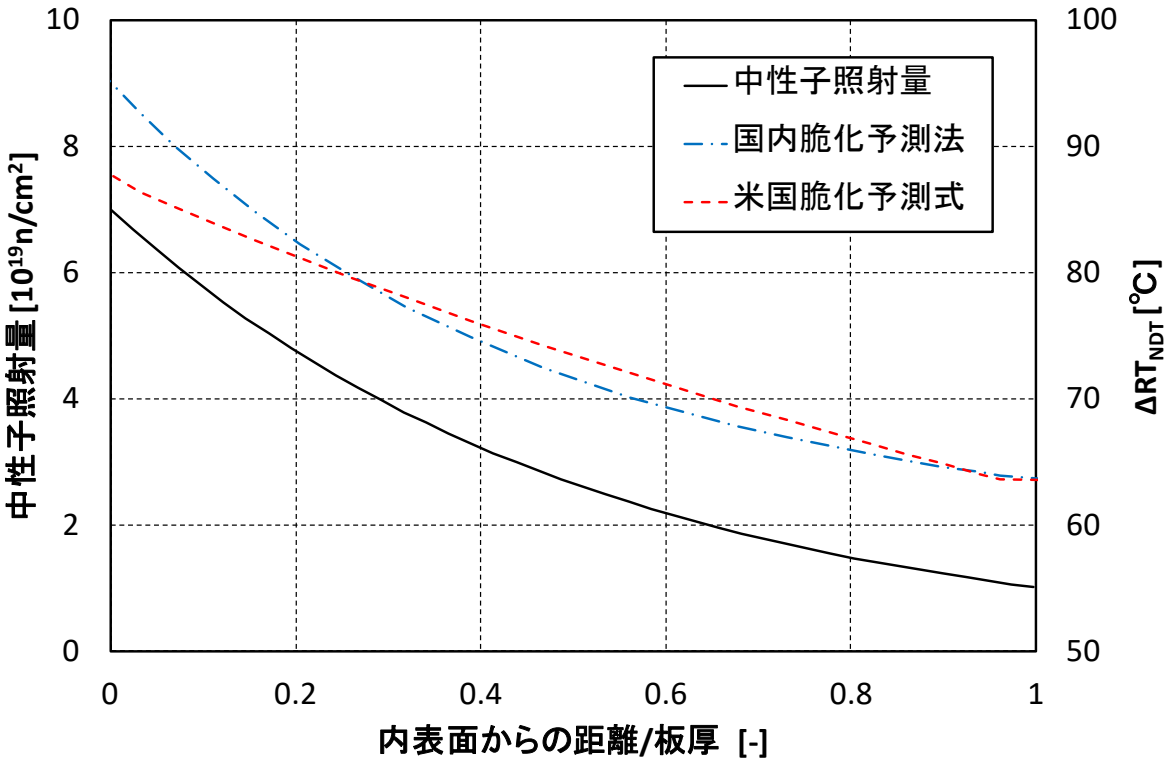


図 2.4.5-8　板厚内の RT_{NDT} のシフト量（表面の照射量は 7×10^{19}n/cm^2）

2.5 2 章のまとめ

2.5.1 海外の規制状況等の最新知見の調査

RPV を対象に、海外における PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況等について調査を行った。また、ASME PVP2016 等を対象に、ベルギーDöel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV の健全性評価に関する知見等を調査した。

認識論的不確実さ及び偶然的不確実さの取扱いに関して、FAVOR における各確率変数の認識論的不確実さと偶然的不確実さの分類を調査し、国内モデルプラントへの適用性を確認した。また、国内の破壊靭性データ及び亀裂伝播停止靭性データを基に、関連温度に対する認識論的不確実さの評価モデル、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性に対する偶然的不確実さの評価モデルを整備した。

2.5.2 PFM 評価手法の整備

国内モデルプラントを対象とした PFM 評価の精緻化を目的に、最新知見の調査結果等を踏まえ、確率論的評価モデル等の整備を行った。具体的には、非破壊検査に関して、国内プロジェクトの非破壊検査データを調査し、海外の評価モデルの国内プラントへの適用性を確認した。亀裂分布に関して、国内プラント相当の溶接条件を適用することにより、国内モデルプラントに適する亀裂分布を整備した。また、非破壊検査結果を亀裂分布に反映する手法について、ベイズ更新に基づく手法の適用性を確認するとともに、非破壊検査において欠陥指示がない場合に適用可能な手法を提案した。過渡事象に関して、米国 PTS 再評価プロジェクトに関する調査及びシステムコードを用いた解析を踏まえて、米国 BV における過渡事象の国内プラントへの適用性を確認した。

PASCAL に低損傷確率に対応した解析機能を整備し、TWCF 等の計算精度の向上及び解析の高速化を実現した。また、応力拡大係数計算に係る重み関数法等の整備により、破壊力学評価機能の精度向上を図った。さらに、信頼度評価機能を整備し、TWCF の信頼度評価を可能にした。

PASCAL と FAVOR との比較計算を実施することにより、PASCAL の信頼性を確認した。また、本年度 PASCAL に整備した、低損傷確率に対応した解析機能や信頼度評価機能等について、信頼性確認を実施した。

過年度までに整備した標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータについて、最新知見、上述の PASCAL に対する機能整備、専門家の意見等を踏まえて高度化を行った。

2.5.3 PFM 評価手法の活用方策の検討

本年度において高度化した標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータを用いて FCI 及び TWCF を算出できることを確認した。また、PFM 評価手法の高経年化技術評価等の審査や評価等への活用に向けて、TWCF の 95 パーセンタイル値を数値指標として、非破壊検査の実施や中性子照射量の低減措置等が RPV の構造健全性に及ぼす影

響等を定量的に示す等、PFM の有用性を示した。

3. 一次系配管に関する調査研究

3.1 背景と目的

原子力発電所における一次系配管は、圧力バウンダリとしてその健全性が維持される必要がある。供用期間中において、疲労亀裂、粒界型応力腐食割れ（以下「IGSCC」という。）、PWR における 1 次冷却水中応力腐食割れ（以下、「PWSCC」という。）、BWR 水質環境中におけるニッケル合金応力腐食割れ（以下、「NiSCC」という。）、熱時効等の経年事象が報告されている。国内においては、供用期間中に亀裂が検出された場合の健全性評価は維持規格[44]等に基づいて決定論的な評価が行われる。

一方、一次系配管の健全性評価に関して、定量的かつ合理的な手法として、PFM 解析の活用が国内外で検討されている。原子力機構では PASCAL-SP 等の PFM 解析コードの整備を進めている。米国において、近年では PWSCC 等を対象に一次系配管の極低破損確率の評価を目的とした PFM 解析コードの開発、熱時効を考慮した PFM 解析に基づく規格整備等の検討が進められている。

そのため、本事業では、確率論的手法を用いて一次系配管の健全性評価を高度化することを目的として、破損確率評価に関する最新知見を調査し、その調査結果等を踏まえ PASCAL-SP に関する機能整備、及び一次系配管における代表的な経年事象を対象とした PFM 評価を実施するための解析要領の整備を実施した。

3.2 海外の規制状況等の最新知見の調査

海外の規制機関等における PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況等を調査し、得られた知見を取りまとめた。また、PFM 解析技術の国内外における最新動向の調査を行い、得られた知見を取りまとめた。

3.2.1 海外における PFM 評価手法の適用事例や審査状況の調査

2.2.1 で述べたとおり、米国においては既に、RPV を対象に、PFM 評価に基づく規制基準 10CFR50.61a[1] が策定されている。近年、諸外国において配管等の機器に対する健全性評価についても、確率論的手法を取り入れる動きが見られる。ここでは、一次系配管に対する、海外の規制状況等の最新知見に関する調査結果について取りまとめた結果について以下に記す。

(1) 海外における PFM 評価手法の適用事例や審査状況

2016 年の USNRC による規制情報会議で、スウェーデンの規制における PFM の適用に関する発表があった。一次系配管に関しては、EU プロジェクトにより整備され、経年事象として配管の SCC 及び疲労を考慮した PFM 解析コード NURBIM の活用を念頭に、例えば、配管の破損頻度が 10^{-6}/年以下であれば、配管の破損は設計拡張状態（DEC: Design Extension Condition）の事象に分類される、というような検討がなされている。

(2) 米国等における一次系配管を対象とした PFM 評価手法の適用事例

米国等においては、リスク情報を活用した供用期間中検査（Risk Informed In-Service Inspection、以下「RI-ISI」という。）において、一次系配管を対象とした PFM 評価手法の適用事例がある。以下に、RI-ISI に関する文献である Westinghouse Owners Group（以下「WOG」という。）の Topical Report[61]及び NUREG/CR-1661[62]の PFM 評価手法活用に関連する部分の概要をまとめた。

1) リスク情報を活用した供用期間中検査

RI-ISI とは、原子力配管系において、リスクの観点から重要な部位に対して重点的に非破壊検査を実施する供用期間中検査である。その実施手法として WOG により開発された手法（以下、「WOG 手法」という。）及び EPRI により開発された手法が挙げられる。WOG 手法において PFM 評価手法が用いられていることから、ここでは WOG 手法について調査を行った。以下、特記がない限り、非破壊検査を検査と記す。

WOG 手法の手順は、WOG の Topical Report[61] に記載されている。その手順を図 3.2.1-1

[61] WCAP-14572 Revision 1-NP-A, "Westinghouse Owners Group Application of Risk-Informed Methods to Piping Inservice Inspection Topical Report," (1999).

[62] U.S. Nuclear Regulatory Commission, “Technical Elements of Risk-Informed Inservice Inspection Programs for Piping,” Draft Report, NUREG/CR-1661, (1999).

に示す。WOG 手法では、まず、RI-ISI を実施する対象の配管系を決定し、その配管系を、配管の分岐点や配管寸法が変わる箇所等において分割し、セグメントと呼ばれる小さな単位に分ける。次に、各セグメントの破損確率を PFM によって評価する。破損確率は、セグメントの中で経年事象や負荷条件等から最も破損の可能性が高いと想定される部位、例えば溶接線における破損を想定して求める。また、各セグメントが破損した際の炉心損傷頻度（Core Damage Frequency、以下「CDF」という。）への影響を PRA により評価する。この PFM と PRA による評価に基づき、各セグメントの CDF への寄与度を算出する。例えば、セグメントが破損した際に、プラントが異常状態となる起因事象[63]が発生する場合、CDF への寄与度は、PFM 評価の結果から算出される、プラントの今後の供用期間におけるセグメントの破損頻度F_fと、PRA の結果から得られるセグメントの破損により起因事象が発生した場合の条件付き炉心損傷確率（Conditional Core Damage Probability, 以下「CCDP」という。）を用いて式(3.2.1-1)より算出される。

$$CDF = F_f \times CCDP \qquad (3.2.1\text{-}1)$$

そして、得られた CDF を用いてセグメントの重要度分類を行い、その重要度に応じて各セグメントの検査計画を策定する。

WOG 手法においては、重要度が高いセグメントに対する検査計画の策定方法が定められており、その他の相対的に重要度が低いセグメントの検査計画は事業者に委ねるとされている。重要度の高いセグメントの検査計画に当たっては、まず試験程度が決定される。試験程度とは、セグメントの全溶接線のうち、検査間隔の間に検査が行われる溶接線の割合のことである。その決定方法は、セグメントに疲労以外の経年事象が想定されるか否かに応じて 2 つに分類され、それぞれの場合について定められている。重要度の高いセグメントに疲労以外の経年事象が想定される場合、原則試験程度を 100%として、検査間隔の間に毎回セグメントの全ての溶接線を検査する。ただし想定される経年事象が疲労である溶接線が、セグメント内に部分的に存在する場合は、統計モデルを用いてそれらの溶接線に対する試験程度が決定される。また重要度の高いセグメントに疲労以外の経年事象が想定されない場合は、統計モデルを用いてセグメントの試験程度が決定される。この統計モデルはパーデューモデルと呼ばれ、検査を考慮して評価されたセグメントの漏えい頻度と、運転経験に基づき定められた目標漏えい頻度の比較によって、試験程度を決定するものであり、その過程において PFM が部分的に活用される。試験程度が決定された後、セグメントにおける具体的な検査対象の溶接線を決定することで検査計画が策定される。この新たな検査計画は、ASME B&PV Code Section XI[8] 等に基づく従来の検査計画と、次に記すようにリスクの観点で比較され、その実施の可否が判

[63] 吉村忍, 関東康祐, “リスク活用のための確率論的破壊力学技術 基礎と応用,” 一般社団法人日本溶接協会 原子力研究委員会 PFM 小委員会, ISBN 978-4-907200-02-2, (2014).

断される。具体的には、新たな計画に従って検査を実施した場合の全セグメントの CDF の和と従来の計画に従って検査を実施した場合のそれを比較し、新たな検査計画によって従来よりも全セグメントの CDF の合計値が減少するか、または増加してもその増加量が十分に小さいことが確認されれば、新たな計画に従って実際に検査を行う。一方で、CDF の合計値の増加量が十分に小さいことが確認できない場合は再度プロセスを見直し、CDF を低減するために検査箇所が追加される。

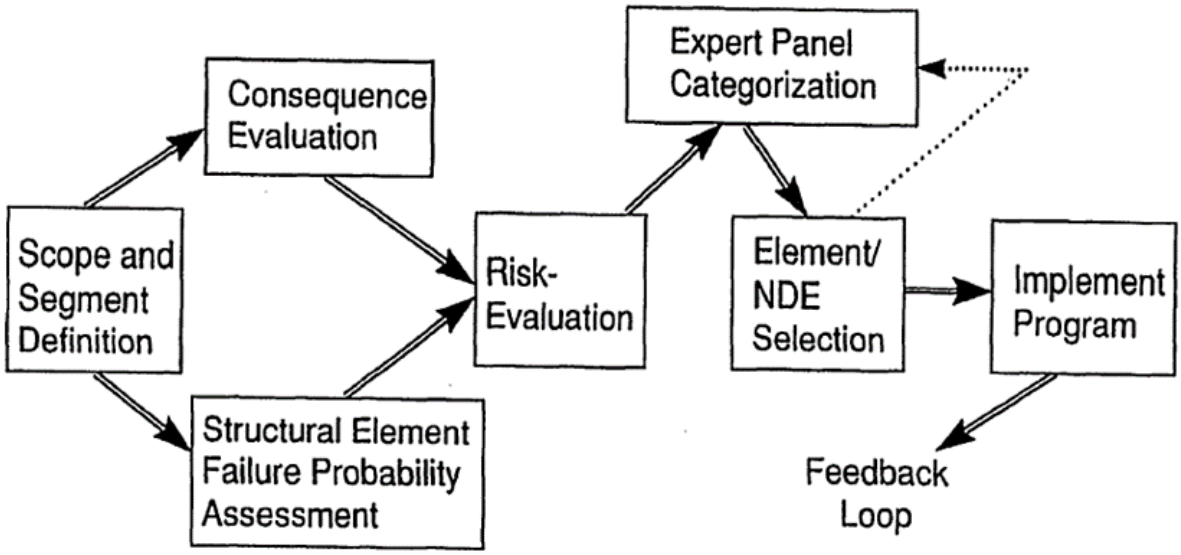


図 3.2.1-1　ASME/WOG 手法の流れの模式図
（WCAP-14572 Revision 1-NP-A[61] より引用）

2) パーデューモデルによる試験程度の決定プロセス

1）で述べたように、重要度の高いセグメントに疲労以外の経年事象が想定されない場合は、PFM が部分的に活用されるパーデューモデルを用いてセグメントの試験程度が決定される。NUREG/CR-1661[62] を参考に、パーデューモデルによるセグメントの試験程度の決定プロセスを以下に説明する。

パーデューモデルは、試験程度を統計分野における消費者リスクの考え方に基づいて決定する。

まず、消費者リスクの考え方に関して、製品の品質管理の例を挙げて説明する。製造者は製品を出荷する際に製品の一部の品質を確認し、品質が合格基準以上であることが確認されれば、製品全体の品質を合格基準以上と判断して消費者へ出荷する。一方で、品質が基準未満であることが確認されると、製品全体の品質が基準未満であると判断して、出荷を取りやめる。消費者リスクとは、このように一部分の品質確認の結果に基づ

き出荷された製品全体の品質が、合格基準未満である確率を示す。

パーデューモデル[62]において、消費者リスクは、セグメントの検査において一部の溶接線を検査することを考えた場合に、亀裂を有する溶接線が検査されなかった、あるいは亀裂の検出に失敗したという理由から、亀裂が検出されていないセグメントにおいて漏えいが発生する頻度として定義されている。一方、亀裂が検出された場合、セグメントは、その全体が補修等によって健全な状態となり、漏えいは発生しない。したがって、検査対象の溶接線の数を増やすことで、検査後に亀裂が残りにくくなるため、消費者リスクを低減できる。許容可能な消費者リスクの値として、NUREG/CR-1661[62]では目標漏えい頻度が定められており、セグメントの検査においては、消費者リスクすなわちセグメントの漏えい頻度が、目標漏えい頻度を下回るように検査対象の溶接線数を決める必要がある。目標漏えい頻度は、表 3.2.1-1 に示す ASME B&PV Code Section XI[8]に従って検査が行われた期間に生じた配管系の漏えい数を参考に、溶接線当たりの頻度として表 3.2.1-2 の通り定められており、1 溶接線当たりの目標漏えい頻度にセグメントの溶接線数を乗じたものが、セグメントの目標漏えい頻度である。つまり、検査の結果として、セグメントの漏えい頻度が目標漏えい頻度より低くなる場合、その検査は ASME B&PV Code Section XI[8]に基づく検査による配管の健全性を維持できる検査である。

検査対象の溶接線数に対応したセグメントの漏えい頻度は、検査前のセグメントにおける、亀裂を有する溶接線の数ごとに場合分けされ計算される。検査対象の溶接線数をnとすると、亀裂を有する溶接線の数がkの場合の漏えい頻度は、「検査前のセグメントにおける亀裂を有する溶接線の数がk箇所である確率P_k」×「n箇所の溶接線を検査してk箇所に存在する亀裂が全く検出されない確率$G_{n,k}$」×「k箇所の亀裂によってセグメントが漏えいに至る頻度Q_k」として計算される。kの全ての場合について計算された漏えい頻度を合計することで、検査対象の溶接線数がn箇所の場合、すなわち任意の検査箇所数に対応したセグメントの漏えい頻度が算出される。以下に、確率P_k、確率$G_{n,k}$及び頻度Q_kの算出手順を示す。

検査前のセグメントにおける亀裂を有する溶接線の数がk箇所である確率P_kは二項分布により計算され、単一溶接線において初期亀裂が 1 つ存在する確率p、セグメントの溶接線数 N 及び亀裂を有する溶接線数kを用いて、次式で表される。

$$P_k = {}_N C_k p^k (1-p)^{N-k} \qquad (3.2.1\text{-}2)$$

ここで、$p^k(1-p)^{N-k}$は N 箇所の溶接線において、亀裂が 1 つ存在するか（確率p）、存在しないか（確率$1-p$）の判定を行った場合に、k箇所の溶接線で亀裂が存在すると判定され、残り$N-k$箇所の溶接線で亀裂が存在しないと判定される確率を示しており、${}_N C_k$は亀裂が存在するk箇所の溶接線の組み合わせ数に相当する。

n箇所の溶接線を検査してk箇所に存在する亀裂が全く検出されない確率$G_{n,k}$は超幾何分布により計算され、セグメントの全 N 箇所の溶接線のうちn箇所を検査する場合、検

査対象となる亀裂を有する溶接線数 K と非破壊検査における亀裂の検出確率 POD を用いて、次式で表される。

$$G_{n,k} = \sum_{K=0}^{k} \frac{{}_kC_K \times {}_{N-k}C_{n-K}}{{}_NC_n} \times (1 - POD)^K \quad (3.2.1\text{-}3)$$

上式の右辺を展開すると次式で表される。

$$G_{n,k} = \frac{{}_{N-k}C_n}{{}_NC_n} + \frac{{}_kC_1 \times {}_{N-k}C_{n-1}}{{}_NC_n} \times (1 - POD) + \frac{{}_kC_2 \times {}_{N-k}C_{n-2}}{{}_NC_n} \times (1 - POD)^2 \quad (3.2.1\text{-}4)$$

式(3.2.1-4)の右辺の各項について説明すると、式(3.2.1-4)の第 1 項は、${}_{N-k}C_n$がセグメントの全溶接線のうち亀裂が存在しない$N-k$箇所の溶接線から検査箇所をn箇所選択する場合の組み合わせ数を示し、${}_NC_n$がセグメントの全N箇所の溶接線から検査箇所をn箇所選択する場合の組み合わせ数を示すことから、亀裂を有する溶接線を検査しないことにより亀裂が全く検出されない確率を示している。式(3.2.1-4)の第 2 項については、${}_kC_1$がk箇所の亀裂を有する溶接線から検査箇所を 1 箇所選択する組み合わせ数を示し、${}_{N-k}C_{n-1}$は亀裂が存在しない$N-k$箇所の溶接線から残り$n-1$箇所の検査箇所を選択する組み合わせ数を示す。（1－POD）は、亀裂を有する溶接線 1 箇所を検査した場合に、亀裂の検出に失敗する確率を示すことから、第 2 項は亀裂を有する溶接線 1 箇所を検査対象とした場合に亀裂が全く検出されない確率を示す。同様にして式(3.2.1-4)の第 3 項は、亀裂を有する溶接線 2 箇所を検査対象とした場合に、両溶接線での亀裂の検出に失敗し、亀裂が全く検出されない確率を示す。式(3.2.1-4)の第 4 項以降の説明は省略するが、第 2 項及び第 3 項と同様に検査で亀裂が検出されない確率に相当する。

k箇所の亀裂によってセグメントが漏えいに至る頻度Q_kは、セグメントにおける亀裂を有する溶接線のうち 1 箇所が漏えいに至る頻度として計算され、亀裂を 1 つ有する単一溶接線の漏えい頻度qと亀裂を有する溶接線数kを用いて次式で表される。

$$Q_k = 1 - (1 - q)^k \quad (3.2.1\text{-}5)$$

一般的に、頻度qは十分に小さい値であるため、上式は次式のように近似される。

$$Q_k = kq \quad (3.2.1\text{-}6)$$

ここで漏えい頻度qは、PFM 解析により算出したプラントの今後の供用期間における漏えい確率P_{l_per}の増加量を、今後の供用年数で除することで求められる。

以上の手順から、溶接線の検査箇所数がn箇所の場合のセグメントの漏えい頻度F_nは、

亀裂を有する溶接線数kごとに計算されたP_k、$G_{n,k}$及びQ_kの積を、亀裂が存在しない$k=0$の場合から、全溶接線に亀裂が存在する$k=N$の場合まで足し合わせることで、次式のように計算される。

$$F_n = \sum_{k=0}^{N}\left[P_k \times G_{n,k} \times Q_k\right]$$
$$= \sum_{k=0}^{N}\left[{}_N C_k p^k (1-p)^{N-k} \times \sum_{K=0}^{k}\left\{\frac{{}_k C_K \times {}_{N-k}C_{n-K}}{{}_N C_n} \times (1-POD)^K\right\} \times kq\right] \quad (3.2.1\text{-}7)$$

上式における n の値を変えることで、検査箇所数に対応したセグメントの漏えい頻度が計算される。検査箇所数 n を徐々に増加させ、計算されたセグメントの漏えい頻度が目標漏えい頻度を下回った時の検査箇所数が検査間隔中に要求される検査箇所数であり、セグメントに含まれる溶接線の数に対するその割合が、パーデューモデルにより決定されるセグメントの試験程度となる。

表 3.2.1-1　1965 年から 1996 年までの配管の漏えい数
(NUREG/CR-1661[62] より引用)

配管材質	配管呼び径 D [inch]	漏えい数	1 溶接線当たりの漏えい頻度 [/年]
ステンレス鋼	$D \leqq 1$	546	1.8×10^{-5}
フェライト鋼	$D \leqq 1$	414	1.3×10^{-5}
ステンレス鋼	$1 < D \leqq 4$	290	1.0×10^{-5}
フェライト鋼	$1 < D \leqq 4$	136	4.0×10^{-6}
ステンレス鋼	$4 < D$	170	5.0×10^{-6}
フェライト鋼	$4 < D$	253	8.0×10^{-6}

表 3.2.1-2 パーデューモデルで用いられる目標漏えい頻度
(NUREG/CR-1661[62] より引用)

配管材質	配管呼び径 D [inch]	1 溶接線当たりの 目標漏えい頻度 [/年]
ステンレス鋼	$D \leqq 1$	1.0×10^{-5}
フェライト鋼	$D \leqq 1$	1.0×10^{-5}
ステンレス鋼	$1 < D \leqq 4$	1.0×10^{-5}
フェライト鋼	$1 < D \leqq 4$	1.0×10^{-6}
ステンレス鋼	$4 < D$	1.0×10^{-6}
フェライト鋼	$4 < D$	5.0×10^{-6}

(3) カナダにおける PFM 評価手法の適用事例

カナダの規制における PFM の活用については、2015 年 7 月に開催された ASME PVP 2015 の PFM のチュートリアルの特別セッションにおいて、カナダ原子力安全委員会（Canadian Nuclear Safety Commission、以下「CNSC」という。）の担当者から、CANDU オーナーズグループにより整備された、圧力管や給水管を評価対象とした PFM 解析コード PRAISE-CANDU の紹介があった。また、圧力管の経年劣化に係るリスク評価、給水管の漏えい前破断（Leak Before Break、以下「LBB」という。）に係る確率論的評価、大口径配管の大破断 LOCA の発生頻度に係る評価については、事業者の申請を受けて CNSC がレビュー中であり、CNSC は条件付きで LBB に係る確率論的評価を認めていること等の説明があった。

ASME PVP 2016 においても CNSC からこれに関連して、PFM 評価の適用事例について発表があった。まず、Laxman らによるカナダ CANDU 炉の圧力管の破損に対する許容基準に関する発表[64]の概要を述べる。対象とする機器は、図 3.2.1-2 及び図 3.2.1-3 に示す CANDU 炉の燃料チャネルの圧力管である。CANDU 炉の炉心領域は、380 から 480 の圧力管から構成される。Canadian Standard の“CSA-N285.4[65], Clause12：燃料チャネルの定期検査”及び“CSA-N285.8[66]：圧力管の供用期間中評価”に圧力管の検査に関する規程が設けられている。CSA-N285.8 では、圧力管の最大許容頻度（Maximum Allowable Frequency、以下「MAF」という。）について、劣化メカニズムが 1 つの場合は、30 年で 1 つの圧力管が破損すると仮定すると頻度は 0.033 となり、さらに不確かさを考慮して安全率を 2

[64] S.Laxman, et al., “Regulatory Perspective for the Definition of Probabilistic Acceptance Crieria for CANDU Pressure Tubes”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63655, (2016)

[65] Canadian Standards Association, “Periodic inspection of CANDU nuclear power plant components”, N285.4-14, (2014)

[66] Canadian Standards Association, “Technical requirements for in-service evaluation of zirconium alloy pressure tubes in CANDU reactors”, N285.8-15, (2015)

とすることにより、MAF は 0.0165 に設定されていることが示された。しかし、CNSC としては、この MAF の設定については、1990 年代に検討され、2000 年代初めに CSA-N285.8 に具体化されたものであり、圧力管の破損は設計基準事故（Design Basis Accident、以下「DBA」という。）に相当するものの、CNSC REGDOC 2.4.1[67]では、DBA の頻度の最大値を 0.01 回/炉年に制限していること等から、今後そのレビューが必要であるとしている。

次に、CNSC による CANDU 炉の給水管の維持に対する考え方に関する発表[68]の概要について述べる。対象とする機器は、図 3.2.1-2 に示す給水管である。給水管については、ライフサイクルマネジメントプラン（Life Cycle Management Plan、以下「LCMP」という。）、維持管理ガイドライン、定期検査プログラム（Periodic Inspection Program、以下「PIP」という。）が高経年化対策の中心的な要素とされている。給水管の経年事象としては、過去の運転及び検査実績に基づき、流れ加速型腐食と亀裂が挙げられており、亀裂に関連する事象としては SCC と低温クリープ亀裂が挙げられている。例えば、曲率半径の短いエルボ及び補修溶接部において亀裂が確認されている。また、ニッケル合金溶接金属の異材溶接部において PWSCC が顕在化する可能性があることから、事業者の技術評価に対して、CNSC は確率論的評価によるリスク情報を活用したレビューを行っている。しかしながら、PVP2016-63545[68] ではその詳細は説明されていない。

Canadian Standard の CSA-N285.4[65] では PIP が必須の要求項目とされている。また、CNSC REGDOC 2.6.3[69]では、効果的な高経年化対策を行うため、LCMP を以下の 9 つの観点で評価する必要があるとしている。

1. Scope of the aging management program based on understanding aging
2. Preventive actions to minimize & control aging degradation
3. Detection of aging effects
4. Monitoring and trending of aging effects
5. Mitigating aging effects
6. Acceptance criteria
7. Corrective actions
8. Operating experience feedback & feedback of R&D results
9. Quality management

[67] Canadian Nuclear Safety Commision, “Fitness for Service Deterministic Safety Analysis”, REGDOC-2.4.1, (2014)
[68] S.Eom, et al., “Overview of Aging Management Program for CANDU Feeders – Canadian Regulatory Perspectives”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63545, (2016)
[69] Canadian Nuclear Safety Commision, “Fitness for Service Aging Management”, REGDOC-2.6.3, (2014)

このうち、PVP2016-63545[68]では、Acceptance criteria に関連して、経年事象を有する機器の継続運転に関する評価について、確率論的評価手法のみに基づく決定は行わないと説明されている。CNSC は、PFM 解析手法の適用について、不確かさや入力パラメータに関するガイドラインの策定、低破損確率の計算を行う場合の PFM 解析コードの妥当性確認等の検討が必要とであると考えている。

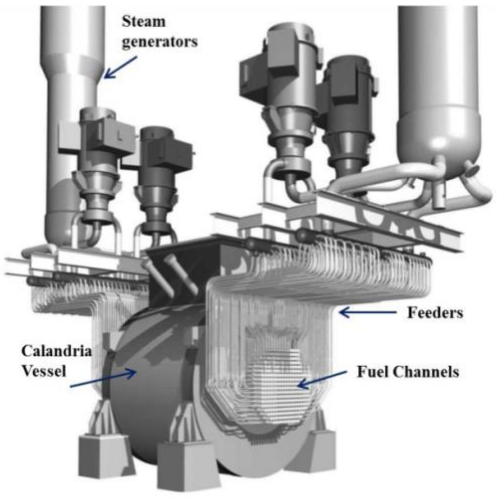


Fig 1: Schematic Diagram of a CANDU PHWR

図3.2.1-2　CANDU炉の模式図
（PVP2016-63655[64]より引用）

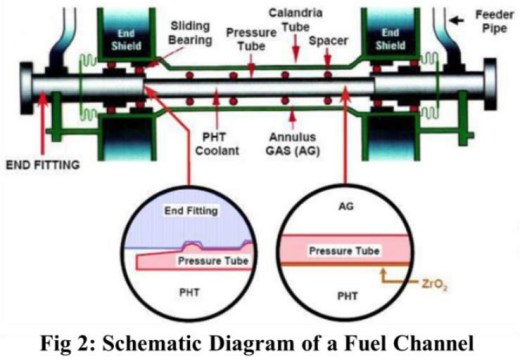


Fig 2: Schematic Diagram of a Fuel Channel

図3.2.1-3　燃料チャネルの模式図
（PVP2016-63655[64]より引用）

3.2.2 最新知見の調査

ASME PVP 2016、ASINCO-11 等の国際会議や、IJPVP、JPVT、NED 等のジャーナルを対象とした最新知見の調査を行った。その結果、主な発表内容は、2016 年 7 月に開催された ASME PVP 2016 における発表内容で包絡できることを確認した。

ASME PVP 2016 において示された、一次系配管を対象とした PFM に係る代表的な最

新知見の概要を表 3.2.2-1 に示す。

PFM 解析コード xLPR v.2.0 に関する発表のうち、溶接残留応力の不確実さの取り扱いに関する発表[70, 71]があった。これによると、溶接残留応力の分布とその不確実さを考慮する際、xLPR では特定の位置における応力値の平均と分散を求め、これをパラメータとする正規分布に従う乱数を用いて応力分布サンプルを作り出している。その際に、以下の要求を満たす必要がある。

A) サンプリングした応力分布がなめらかなものになる

板厚方向の残留応力分布を表現する際、板厚方向における離散点ごとに独立に応力値をサンプリングすると、隣の点の応力値と大きな差が生じてなめらかな分布を得られないことがある。これは、隣接する点との相関を考慮して応力値をサンプリングすることで解決できる。

B) 重みつきサンプリングが可能である

内表面における応力値について重みつきサンプリングを行い、順次相関を考慮して応力値をサンプリングする。

C) 軸方向応力分布を積分すると 0 になる

各位置において独立に、あるいは隣接する点との相関を考慮して応力値を決定すると、各位置においては尤もらしい応力値が得られるが、応力分布を積分すると 0 にならない。従って、軸方向応力については補正が必要である。

このうち、A に関連して、Kurth ら [71] は、各位置において独立に応力値を決定した場合と隣接する点との相関を考慮して応力値を決定した場合の応力分布をそれぞれ図 3.2.2-1 と図 3.2.2-2 のように比較して示している。両図が示すように、後者の場合の方が、滑らかな応力分布が得られている。

[70] R.E.Kurth, et al., “Uncertanty Sampling of Weld Residual Stress Fields in Probabilistic Analysis : Part I Theory”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63962, (2016)

[71] R.E.Kurth, et al., “Uncertanty Sampling of Weld Residual Stress Fields in Probabilistic Analysis : Part II Example”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63963, (2016)

表 3.2.2-1　ASME PVP 2016 の一次系配管を対象とした PFM に係る発表

内容	論文番号や著者等
PFM 解析コード xLPR v.2.0 関連	PVP2016-63055, Shim (Structural Integrity Associates, アメリカ)[72] 他多数（PVP2016-63264 [73], PVP2016-63830[74]等）
2 相ステンレス鋼（ステンレス鋳鋼）を対象とした PFM 解析	PVP2016-63305, Ma (Wuhan Institute of Technology, 中国)[75] PVP2016-63850, Uddin (Engineering Mechanics Corporation of Columbus, アメリカ) [76]

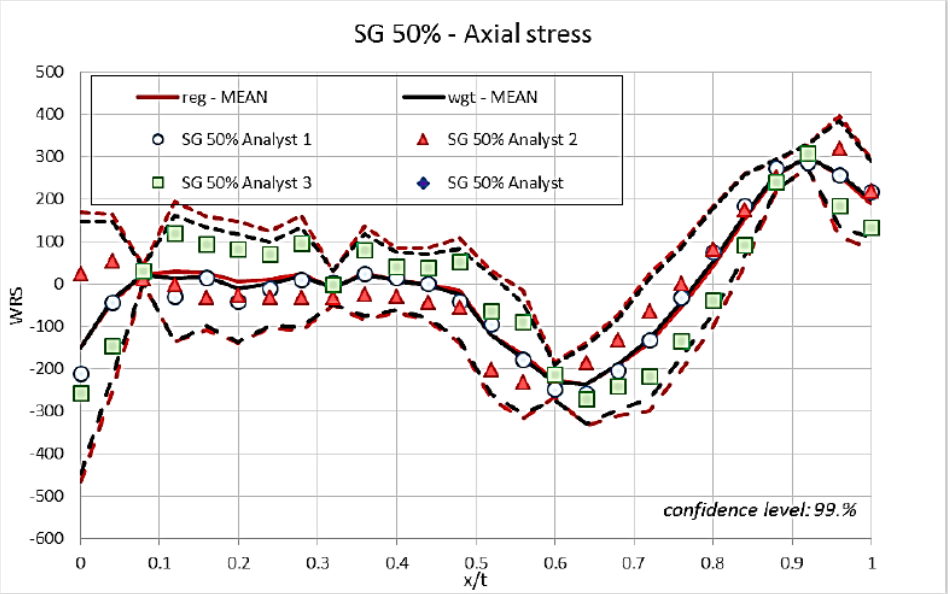


Figure 1: use of varying standard deviation on axial stress data for steam generator with 50% repair

図3.2.2-1　各位置において独立に応力値を決定した場合の残留応力分布
（PVP2016-63963[71]から引用）

[72] D. J. Shim and D. Rudland, “Deterministic Analysis Results Supporting xLPR Version 2 Code Development”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63055, (2016)

[73] R. Olson, et al., “Improvement of the LBB.ENG2 Circumferential Through-wall Crack J-estimation Scheme”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63264, (2016)

[74] S. Kalyanam, et al., “Validation of Axial Crack Stability Assessment Methods in xLPR Version 2.0 Code”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63830, (2016)

[75] L. Ma, et al., “Comparison of Leak-Before-Break Assessment of Main Loop Piping Lines Fabrication of Different Materials”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63305, (2016)

[76] M. F. Uddin, et al., “Critical Flaw Evaluation of Cast Austenitic Stainless Steel: Deterministic and Probabilistic Fracture Analysis”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63850, (2016)

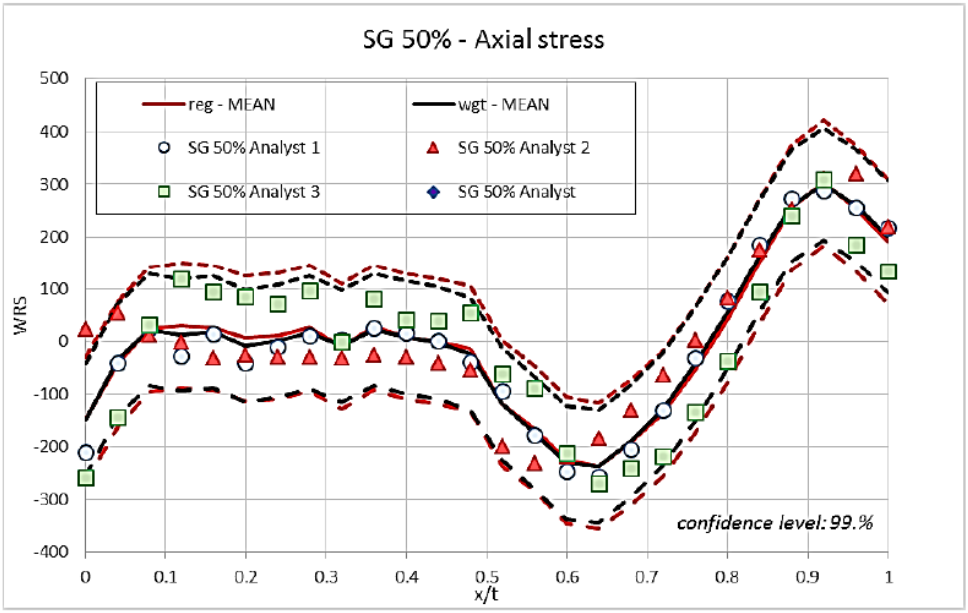


Figure 2: use of averaged standard deviation on axial stress data for steam generator with 50% repair

図3.2.2-2　隣接する点との相関を考慮して応力値を決定した場合の残留応力分布（PVP2016-63963[71]から引用）

3.3 PFM 評価手法の整備

非破壊検査による欠陥検出性に係る評価モデル等の整備を行うとともに、PASCAL-SP を対象に、信頼度評価等に係る PFM 評価手法の高度化を行った。また、本年度整備した機能の信頼性確認を行うとともに、海外の PFM 解析コードとの比較解析を通じて、PFM 解析コードの信頼性向上を図った。さらに、PFM 評価に関する解析要領、代表的解析手法及びモデルデータ、並びに解析事例を整備した。

3.3.1 国内プラントを対象とした解析条件の整備

(1) 非破壊検査評価モデルの検討

一次系配管の PFM に基づく健全性評価においては、非破壊検査による影響評価は重要な課題の一つである。非破壊検査評価モデルとしては、米国で提案された評価モデルがあるが、米国で提案された評価モデルは国内プラントに適用する場合の適用性を確認する必要がある。

以上の背景を踏まえ、国内プラントの一次系配管を対象に、PFM に基づく健全性評価の高度化を図るため、国内の非破壊検査の欠陥検出性及びサイジングに係るデータの調査を行い、その調査を踏まえ、海外の非破壊検査評価モデルの国内プラントへの適用性を検討した。

1) 調査対象

国内プラントの一次系配管の非破壊検査評価モデルを構築するため、これまで国内で実施されたプロジェクトの欠陥検出性及びサイジング精度に関するデータを調査し、試験要領、試験体及び試験結果等を整理を行った。調査対象とした国内プロジェクトとその概要を表 3.3.1-1 に示す。

また、調査対象とした国内プロジェクトにおいて使用された超音波探傷手法の概要を表 3.3.1-2 に示す。

表 3.3.1-1　調査を行った国内プロジェクトの概要

プロジェクト名	期間	対象部位	概要
超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認（UTS）[28]	平成 7 年から平成 16 年	RV/RPV PLR 配管（ステンレス鋼） 主蒸気配管（炭素鋼） 主冷却材管（ステンレス鋳鋼）	ISIで使用されている超音波探傷検査の検出性、サイジング精度の確認
低炭素ステンレス鋼の非破壊検査技術実証（NSA）[77]	平成 15 から平成 18 年	PLR 配管（低炭素ステンレス鋼）	低炭素ステンレス鋼（溶接金属を含む）のSCC検出性、サイジング精度の確認
ニッケル基合金溶接部の非破壊検査技術実証（NNW）[78]	平成 14 年から平成 20 年	セーフエンド、シュラウドサポート、RV	ニッケル基合金溶接部のSCC検出性、サイジング精度の確認
原子力発電所の非破壊検査情報の収集整備（APN）[79]	平成 19 年から平成 21 年	ステンレス鋼、ウェルドオーバーレイ	健全部や欠陥部の非破壊検査信号、補修溶接部の非破壊検査信号等を取得し、データベースの作成

[77] 独立行政法人 原子力安全基盤機構，”低炭素ステンレス鋼の非破壊検査技術実証に関する事業報告書 : 総括版,”, (2007).
[78] 独立行政法人 原子力安全基盤機構，”ニッケル基合金溶接部の非破壊検査技術実証事業に関する事業報告書,”, (2009).
[79] 独立行政法人 原子力安全基盤機構，”原子力発電所の非破壊検査情報の収集整備に関する事業報告書,”, (2011).

表 3.3.1-2　超音波探傷手法の分類

名称	概要
現行法(波形)	角度が固定された単一の振動子を持つ探触子から試験対象に超音波を入射し、欠陥などからの反射波を探触子で受信し、その波形を観察することにより、欠陥の検出や深さサイジングを行う手法。
現行法(画像)	現行法(波形)で得られた波形を画像処理し、評価する手法。
フェーズドアレイ法（PA 法）	多数の振動子から構成される探触子を用い、個々の振動子を電子制御することにより、超音波を集束させたり、入射角度を振ることが可能な手法。

2) 直管ステンレス鋼（SCC）

(a) POD 評価モデルの検討

直管ステンレス鋼の SCC に対する POD 評価モデルを構築するため、UTS プロジェクトで得られた直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥検出確率のデータを調査し、POD 評価モデルの検討を行った。評価対象欠陥は表 3.3.1-3 に示す 57 個の SCC である。また、表 3.3.1-4 に直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥検出性試験条件を示す。これらのデータを、PNNL において提案された以下の POD 評価モデル[80]と比較し、POD 評価モデルの国内プラントへの適用性を確認した。

$$\mathrm{POD}(a) = 1 - \varepsilon - \frac{1}{2}(1-\varepsilon)\mathrm{erfc}\left(\nu \ln\left(\frac{A}{A^*}\right)\right) \qquad (3.3.1\text{-}1)$$

$$A = \frac{\pi}{2}ab \quad (2b \geq D_{\mathrm{B}})$$
$$A = \frac{\pi}{2}aD_{\mathrm{B}} \quad (2b < D_{\mathrm{B}})$$
$$A^* = \frac{\pi}{4}a^*D_{\mathrm{B}}$$

ただし、a は亀裂深さ、b は亀裂半長、D_B は超音波ビームの直径である。PNNL の POD 評価モデルでは、ステンレス鋼管の SCC に対する超音波探傷検査（以下、「UT 検査」という。）の検査員の熟練度に応じて、パラメータが表 3.3.1-5 のように定義されている。これらのパラメータは、$2b \geq D_{\mathrm{B}}$を満たし、かつ板厚 1 インチ以上のオーステナイト系ステンレス鋼管における欠陥に対しての定義であるため、UTS プロジェクトのデータから、板厚 10[mm]の SCC 付与 SUS 管の検出データ、及び板厚 25[mm]以上の SUS 配管で欠陥長さ 10[mm]以下の欠陥のデータを除いたデータ（計 34 個の SCC）と PNNL の POD 評価モデルとの比較を行った（図 3.3.1-1）。図 3.3.1-1 に示すように、Very good の POD 曲

[80] F.A.Khaleel and F.A.Simonen, “Evaluations of Structural Failure Probabilities and Candidate Inservice Inspection Programs,” NUREG/CR-6986,(2009).

線が UTS プロジェクトの欠陥検出確率データをほぼ包絡しており、国内の直管ステンレス鋼の SCC に対する検査のデータに対して保守的であることを確認した。

表 3.3.1-3　直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥検出性試験に用いられた試験体

試験体	外径 [mm]	肉厚 [mm]	欠陥の個数	
			欠陥長さ 10 [mm]以上	欠陥長さ 10 [mm]未満
直管ステレンス鋼 SCC 付与試験体	165.2	10	8	1
	355.6	25	8	9
	508.8	35	5	4
	609.6	50	13	1
	642	47（N1[*1]）	4	0
	144	18.5（N9[*2]）	4	0

*1 BWR RPV 再循環水出口ノズルセーフエンド試験体
*2 BWR RPV ジェットポンプ計装ノズルセーフエンド試験体

表 3.3.1-4　UTS での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥検出性試験条件

	150A[*1]×10t[*2]	350A×25t	500A×35t	600A×50t	ϕ [*3]642×47t	ϕ 144×18.5t
配管寸法	外径 165.2 [mm] 肉厚 10 [mm]	外径 355.6 [mm] 肉厚 25 [mm]	外径 508.8 [mm] 肉厚 35 [mm]	外径 609.6 [mm] 肉厚 50 [mm]	外径 642 [mm] 肉厚 47 [mm]	外径 144 [mm] 肉厚 18.5 [mm]
SCC 数	9 個	17 個	9 個	14 個	4 個	4 個
手法	手動 5 チーム	手動 5 チーム、自動 1 チーム	自動 1 チーム	手動 5 チーム、自動 1 チーム	手動 5 チーム	手動 5 チーム
探触子	2 [MHz], 5 [MHz]（横波 45°）	2 [MHz]（横波 45°）	2 [MHz]（横波 45°）	2 [MHz]（横波 45°）	2 [MHz]（横波 45°）	2 [MHz]（横波 45°）

*1 呼び径、*2 肉厚、*3 外径

表 3.3.1-5　SCC 欠陥の検査員の熟練度による PNNL の POD 評価モデルのパラメータ

熟練度	a^*/t(-)	ε(-)	ν(-)
Marginal	0.65	0.25	1.4
Good	0.40	0.1	1.6
Very good	0.15	0.02	1.6
Advance	0.05	0.005	1.6

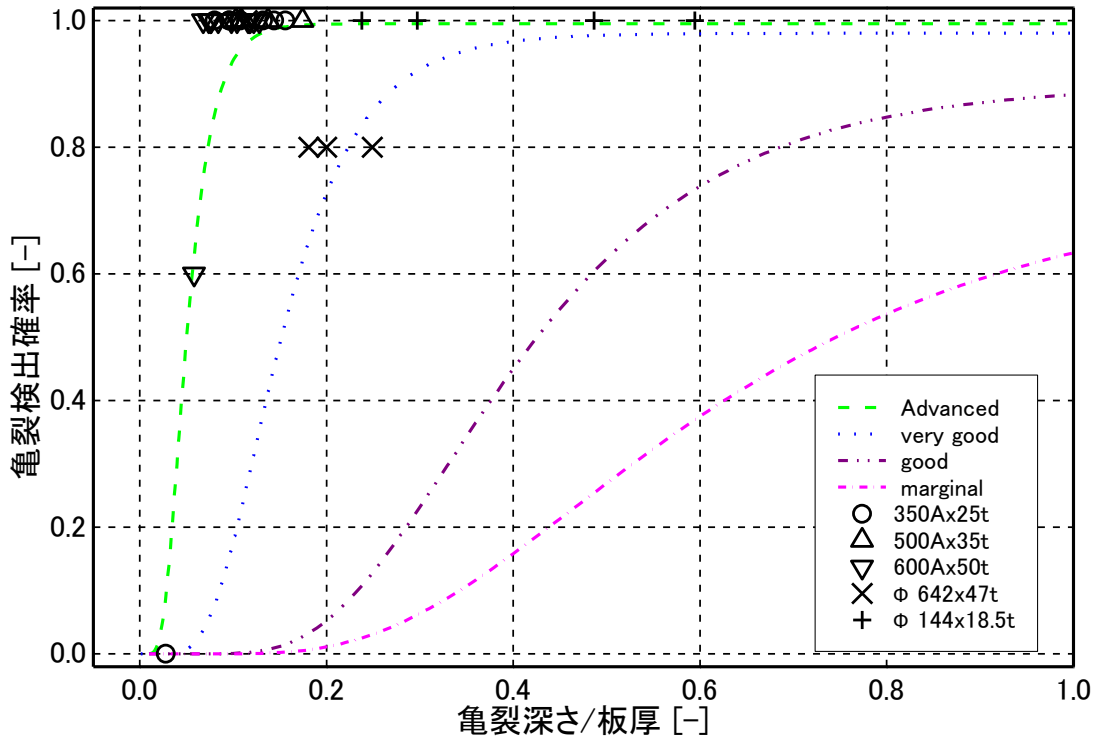


図 3.3.1-1　SCC に対する POD 曲線と UTS で得られた欠陥検出確率との比較

(b) サイジング精度評価モデルの検討（NSA プロジェクト）

表 3.3.1-1 に示すプロジェクトのうち、UTS プロジェクト及び NSA プロジェクトの 2 つのプロジェクトにおいて直管ステンレス鋼における SCC 深さサイジング精度の評価が実施されている。このうち、UTS プロジェクトにおいては、使用されている探触子は横波探触子であり、付与された SCC の深さは最大で 7 mm 程度であった。近年においては、原子力プラントにおける SCC に対する深さサイジングは、縦波探触子を使用した現行法(波形)とフェーズドアレイ法（以下、「PA 法」という。）を組み合わせた手法により行うことが主流となっており、NSA プロジェクトではこの 2 手法による深さサイジング試験も行われている。また、NSA プロジェクトでは、最大で 30 mm 以上の比較的深い欠陥が付与された試験体が作成されている。更に、SCC の再現性について、コーナーエコー高さ、端部エコー高さ及び溶接部における SCC 先端位置の違いの 3 項目から分析が行われており、NSA プロジェクトで付与された SCC は超音波探傷検査によるサイジング精度を確認する上で、実機の SCC がよく再現されていると考えられる [77]。以上から、国内プラントの SCC 深さサイジング精度評価モデルの構築には NSA プロジェクトのデータがより適しているため、本事業においては、NSA プロジェクトから得られたデータを基に深さサイジング精度の評価を行うこととした。

NSA プロジェクトにおける評価対象である SCC は、表 3.3.1-6 に示す 36 個である。NSA プロジェクトでは、SCC 深さサイジング測定が屈折角 45° で固定された探触子を用いた現行法(波形)と PA 法によって行われた。現行法(波形)及び PA 法のそれぞれの試験条件を表 3.3.1-7 及び表 3.3.1-8 に示す。

深さサイジング精度評価モデルとして、xLPR v.2.0[81]と同様に以下の 1 次関数を仮定した。

$$d_i = c_1 m_i + c_2 + E_M \qquad (3.3.1\text{-}2)$$

ここで、m_iは欠陥 i の深さ測定値、d_iは実際の欠陥寸法である。また、E_Mは測定による誤差を表しており標準偏差σ_Mを持つ正規分布としてモデル化した。欠陥深さサイジング精度評価モデルのパラメータ c_1、c_2及びσ_Mを調査により得られたデータからフィッテイングする。

直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥深さ測定精度について得られたデータを一次関数によりフィッティングした結果を、現行法(波形)及び PA 法についてそれぞれ図 3.3.1-2 及び図 3.3.1-3 に示す。また、欠陥深さサイジング精度評価モデルのパラメータ c_1、c_2、σ_Mの値を表 3.3.1-9 に示す。

以上のように、NSA プロジェクトで得られた現行法(波形)及び PA 法による直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体における深さサイジング精度のデータに対して、式(3.3.1-2)を適用することにより国内プラントを対象とした欠陥深さサイジング精度評価モデルを作成した。

表 3.3.1-6　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング測定に用いられた試験体

試験体	厚さ [mm]	SCC の個数
直管ステレンス鋼 SCC 付与試験体	18.9	9
	23.1	9
	37.5	18

表 3.3.1-7　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング測定に参加したチームの試験条件（現行法(波形)）

手法の名称		斜角法
探触子	周波数	2 [MHz]又は 5 [MHz]
	波の種類	縦波及び横波
	屈折角	45°

[81] Xinjian Duran et al., “Pressure Vessel and Piping Division, Tutorial Series on: Piping Probabilistic Fracture Mechanics – Approaches and Applications”, Technical Tutorial on PVP-2015, PVPD-75, (2015).

表 3.3.1-8　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング測定に参加したチームの試験条件（PA 法）

チーム名		A	B	C
探傷方法		水浸 PA 法*1	直接接触 PA 法*2	点収束 PA 法*3
探触子	探触子の種類	リニアアレイ	リニアアレイ	リニアアレイ
	周波数	2 [MHz]	2 [MHz]	2 [MHz]
	波の種類	縦波	縦波	縦波
	屈折角	40°，45°	30°～80°	34°～69°
接触媒質		水	グリセリンペースト	グリセリンペースト

*1 探触子と探傷面の間を水で満たした状態で探傷を行う PA 法。
*2 探触子を探傷面に直接接触させて探傷を行う PA 法。
*3 探触子に曲率を持たせる等して欠陥の検出・サイジング性能を向上させた PA 法。

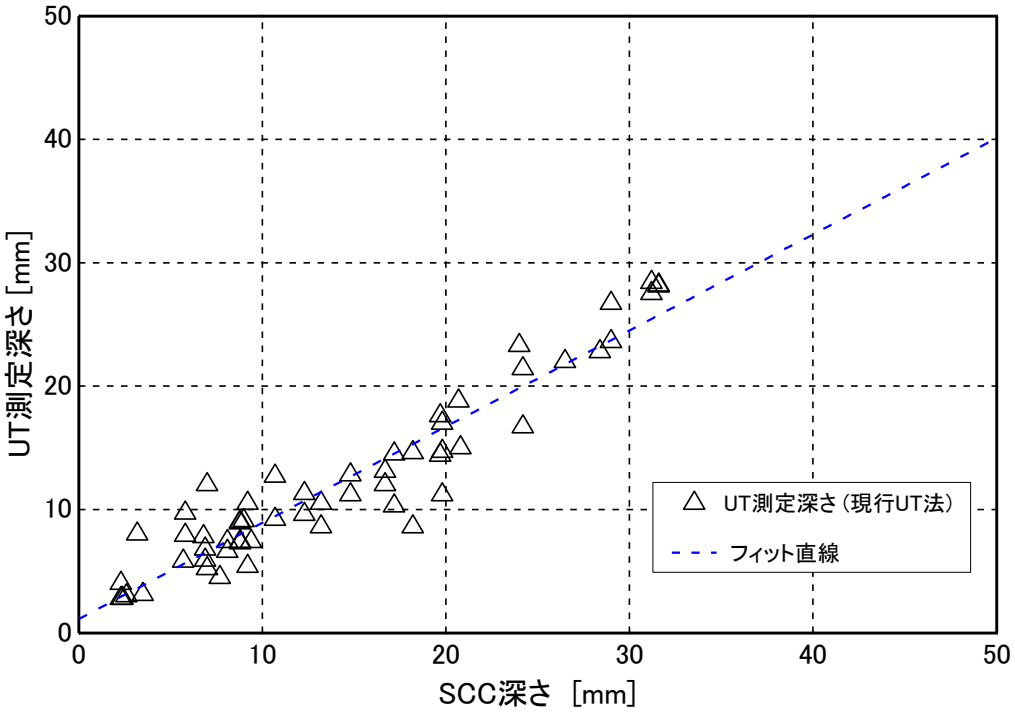


図 3.3.1-2　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング精度（現行法(波形)）

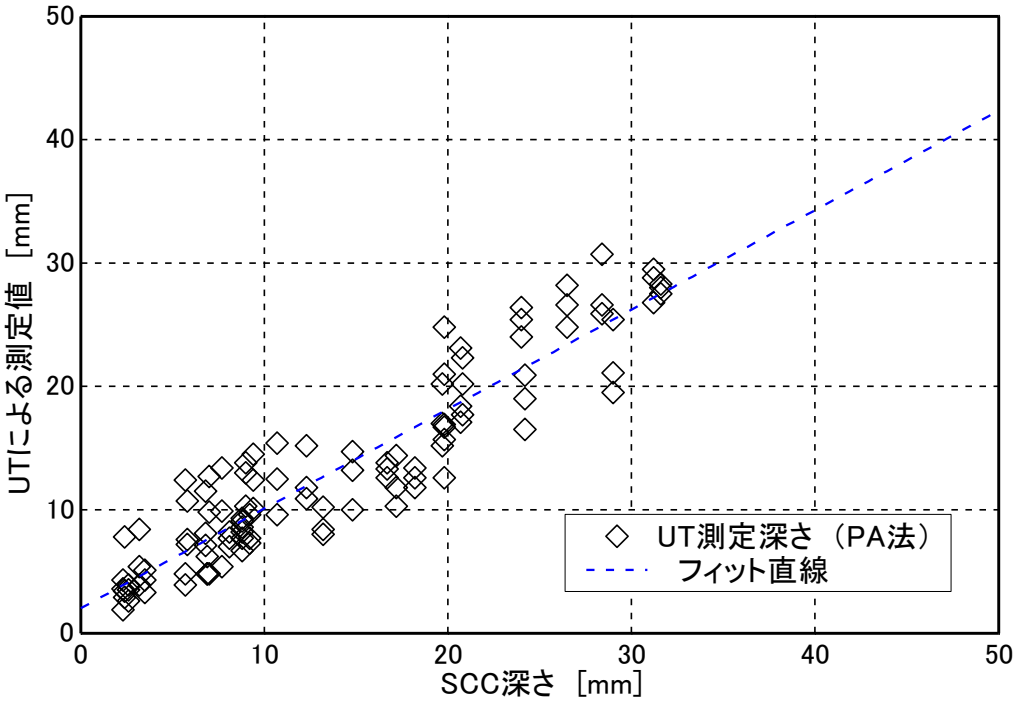


図 3.3.1-3　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の深さサイジング精度（PA 法）

表 3.3.1-9　NSA での直管ステンレス鋼 SCC 付与試験体の欠陥深さサイジング精度のまとめ

測定手法	c_1	c_2	σ_M
現行法(波形)	0.78	1.13	5.32
PA 法	0.81	2.03	8.20

3) 直管ステンレス鋼（疲労亀裂）

(a) POD 評価モデルの検討

直管ステンレス鋼の欠陥（疲労亀裂）に対する POD 評価モデルを構築するために、UTS プロジェクト [28] で得られた直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の結果を調査した。表 3.3.1-10 に直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥検出性試験条件を示す。UTS プロジェクトにおける直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の試験では、参加した全チームが最小で深さ 1.6 [mm]の小さい亀裂も含めて全ての欠陥を検出した。このため、直管ステンレス鋼における疲労亀裂に対する POD 曲線を得ることができなかった。

(b) サイジング精度評価モデルの検討

直管ステンレス鋼における欠陥（疲労亀裂）深さサイジング精度を評価するために、UTS プロジェクトにおいて手動探傷による現行法(波形)で得られた直管ステンレス鋼疲

労亀裂付与試験体の欠陥（疲労亀裂）深さサイジングの結果について調査し、サイジング精度評価モデルを整備した。

評価対象欠陥は表 3.3.1-11 に示す 36 個の疲労欠陥と進展加工を行った 4 個の欠陥（350A×25t 配管の 2 欠陥、600A×50t 配管の 2 欠陥）の計 40 個である。ここで、UTS プロジェクトでは、疲労欠陥を再加工して特定の大きさに調節した欠陥を「進展加工した欠陥」と呼び、疲労欠陥と区別しているが、非破壊検査上これらの区別は無いことが切断調査により確認されている[28]。非破壊検査においては、参加したチーム数は 5 チームであり、使用された探触子は横波 5 MHz 及び 10 MHz であった。

直管ステンレス鋼における SCC の場合と同様に式(3.3.1-2)の一次関数を用いたサイジング精度評価モデルに関して、国内モデルとしての適用性について検討を行った。

直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さ測定精度について得られたデータを一次関数によりフィッティングした結果を図 3.3.1-4 に示す。なお、600A×50t 配管の試験において亀裂先端部の特定を明らかに間違えた 1 チームのデータは評価から除かれている。また、欠陥深さサイジング精度評価モデルのパラメータ c_1、c_2、及びσ_Mの値を表 3.3.1-12 に示す。

以上のように、UTS プロジェクトで得られた現行法(波形)による直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体での深さサイジング精度のデータに対して、式(3.3.1-2)を適用し、国内プラントを対象とした欠陥深さサイジング精度評価モデルを作成した。

表 3.3.1-10　直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥検出性試験条件

	150A×10t	350A×25t	500A×35t	600A×50t
試験体寸法	外径 165.2 [mm] 肉厚 10 [mm]	外径 355.6 [mm] 肉厚 25 [mm]	外径 508.8 [mm] 肉厚 35 [mm]	外径 609.6 [mm] 肉厚 50 [mm]
試験体数	8 体	5 体	8 体	4 体
対象欠陥 (数)	疲労欠陥 (9 個)	疲労欠陥 (9 個)	疲労欠陥 (9 個)	疲労欠陥 (9 個)
試験範囲	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域 (80[mm]/1 領域)	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域 (80[mm]/1 領域)	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域 (80[mm]/1 領域)	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域 (85[mm]/1 領域)
手法	手動 5 チーム	手動 5 チーム、 自動 1 チーム	自動 1 チーム	自動 1 チーム
探触子	横波 2MHz （45°、60°）、 5MHz（45°）	横波 2MHz （45°、60°）		横波 2MHz （45°）

表 3.3.1-11　UTS での直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の深さサイジング測定に用いられた試験体

試験体	外径 [mm]	肉厚 [mm]	欠陥の個数	
			疲労	進展加工欠陥
直管ステレンス鋼疲労亀裂付与試験体	165.2	10	9	0
	355.6	25	9	2
	508.8	35	9	0
	609.6	50	9	2

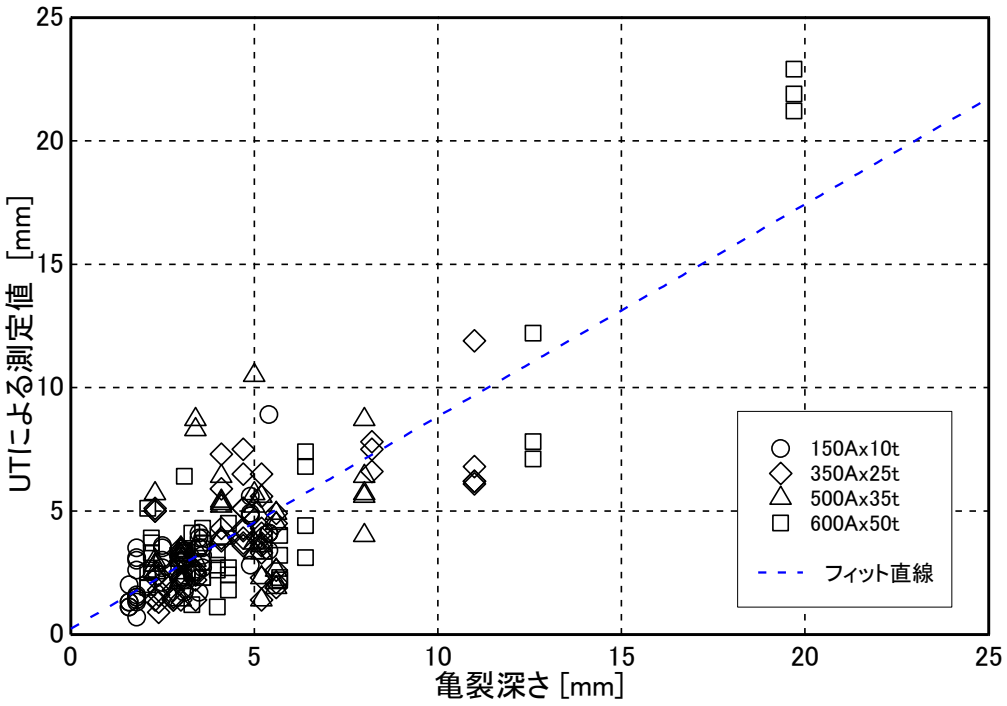


図 3.3.1-4　直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度

表 3.3.1-12　直管ステンレス鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度のまとめ

測定手法	c_1	c_2	σ_M
端部エコー法	0.86	0.23	3.05

4) 直管炭素鋼の疲労亀裂

(a) POD 評価モデルの検討

直管炭素鋼の POD 評価モデルを検討するため、UTS プロジェクト [28] の直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体を対象として、亀裂検出確率に係るデータの調査した。試験条件を表 3.3.1-13 に示す。なお、UTS プロジェクトの直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の検査に使用された試験体のうち、板厚 25t の試験体に付与された疲労亀裂は、亀裂の間隙が他の試験体のものよりと比較して狭いことが報告されている [28]。亀裂の間隙は欠陥検出性を低下させることが知られており、POD 分析にこの板厚 25t の試験体を評価の対象にするかどうかについては、詳細な検討が必要であると考えられる、このため、今回の評価からは板厚 25t の試験体を欠陥検出確率データは除外し、評価を行った。

直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の試験では、参加した全チームが最小 0.6[mm]の欠陥を含む全ての欠陥を検出していた。このため、直管炭素鋼における疲労亀裂に対する POD 評価モデルを作成することが出来なかった。

表 3.3.1-13　UTS での直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥検出性試験条件

	150Ax10t	350Ax25t	500Ax35t	600Ax50t
配管寸法	外径 165.2 [mm] 肉厚 10 [mm]	外径 355.6 [mm] 肉厚 25 [mm]	外径 508.8 [mm] 肉厚 35 [mm]	外径 609.6 [mm] 肉厚 50 [mm]
対象欠陥(数)	疲労欠陥 (9 個)	疲労欠陥 (9 個)	疲労欠陥 (9 個)	疲労欠陥 (9 個)
試験範囲	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域	9 欠陥領域及び 18 無欠陥領域
手法	手動 5 チーム	手動 5 チーム、 自動 1 チーム	自動 1 チーム	自動 1 チーム
探触子	横波 5 [MHz]（屈折角 45°）			

(b) サイジング精度評価モデルの検討

直管炭素鋼における欠陥深さサイジング精度を評価するために、UTS プロジェクトにおいて、直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体に対して、現行法(波形)により得られた欠陥深さサイジングの結果について調査し、サイジング精度評価モデルを整備した。評価対象欠陥は、表 3.3.1-14 に示す 36 個の疲労亀裂と進展加工を行った 5 個の欠陥（350Ax25t 配管の 3 個の欠陥、600Ax50t 配管の 2 個の欠陥）の計 41 個である。対象とした試験体、参加チーム数、使用された手法等を整理して表 3.3.1-15 に示す。

直管ステンレス鋼における SCC と同様に式(3.3.1-2)の一次関数のサイジング精度評価モデルに関して、国内モデルとしての適用性について検討を行った。

直管炭素鋼亀裂付与試験体の欠陥深さ測定精度について、UTS プロジェクトの調査により得られたデータを式(3.3.1-2)によりフィッティングした結果を図 3.3.1-5 に示す。また、欠陥深さサイジング精度評価モデルのパラメータ c_1、c_2、及びσ_Mの値を表 3.3.1-16 に示す。ここで、測定精度の算出に用いた値には、各試験チームが採取した値の中で最も確からしい測定値として判断した値を用いた。

以上のように、UTS プロジェクトで得られた現行法(波形)による直管炭素鋼亀裂付与試験体での深さサイジング精度のデータに対して、式(3.3.1-2)適用し国内プラントを対象とした欠陥深さサイジング精度評価モデルを作成した。

表 3.3.1-14　UTS での直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の深さサイジング測定に用いられた試験体

試験体	外径 [mm]	肉厚 [mm]	欠陥の個数	
			疲労	進展加工欠陥
直管炭素鋼 疲労亀裂付与試験	165.2	10	9	0
	355.6	25	9	3
	508.8	35	9	0
	609.6	50	9	2

表 3.3.1-15　直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の深さサイジング測定に参加したチーム数及び使用された探触子

	150A×10t	350A×25t		500A×35t	600A×50t	
配管寸法	外径 165.2 [mm] 肉厚 10 [mm]	外径 355.6 [mm] 肉厚 25 [mm]		外径 508.8 [mm] 肉厚 35 [mm]	外径 609.6 [mm] 肉厚 50 [mm]	
対象欠陥(数)	疲労欠陥（9 個）	疲労欠陥（9 個）	進展加工欠陥（3 個）	疲労欠陥（9 個）	疲労欠陥(9 個)	進展加工欠陥（2 個）
手法	手動 5 チーム	手動 5 チーム、自動 1 チーム	手動 5 チーム	手動 5 チーム、自動 1 チーム	手動 5 チーム、自動 1 チーム	手動 5 チーム
探触子	横波 5 [MHz]、横波 10 [MHz]					

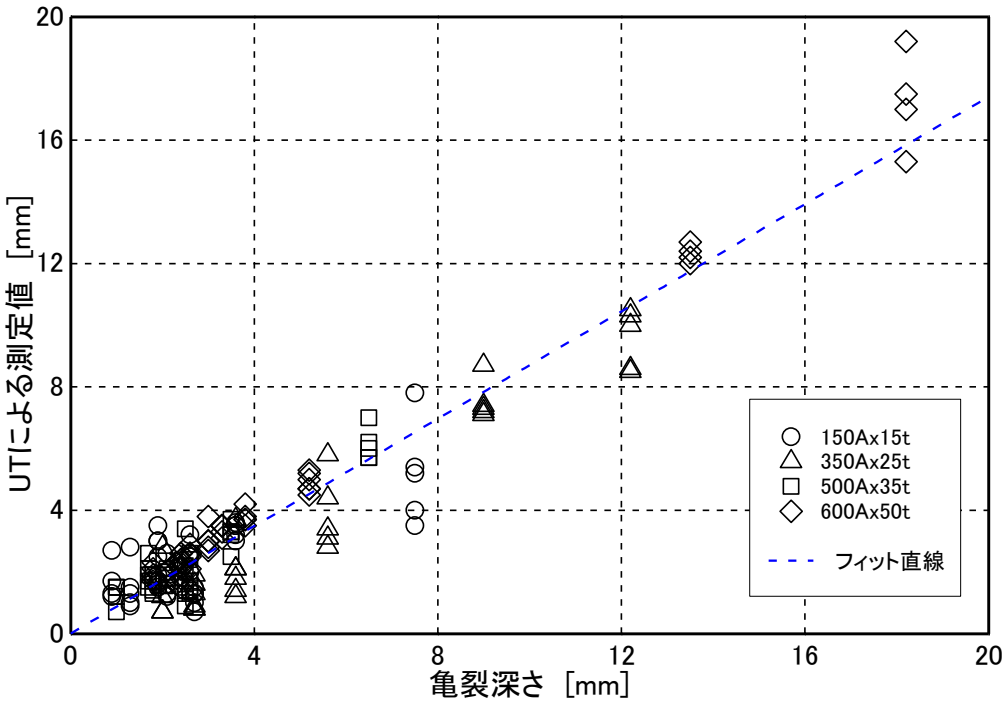


図 3.3.1-5　直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度

表 3.3.1-16　直管炭素鋼疲労亀裂付与試験体の欠陥深さサイジング精度のまとめ

測定手法	c_1	c_2	σ_M
端部エコー法	0.87	0.01	0.750

5) ニッケル合金溶接部（SCC）

(a) POD 評価モデルの検討

ニッケル合金溶接部における SCC の POD 評価モデルを評価するために、国内におけるニッケル合金溶接部における SCC の欠陥検出性や深さサイジング精度に関する評価が行われた NNW プロジェクト[78]における、原子炉再循環水入口ノズルセーフエンド模擬試験体、加圧器サージ管台セーフエンド模擬試験体加圧器安全弁管台セーフエンド模擬試験体を対象に調査し、POD 評価モデルを整備した。

NNW プロジェクトでは、現行法(波形)、現行法（画像）及び PA 法による欠陥検出試験が行われた。現行法（波形）、現行法（画像）及び PA 法の試験条件をそれぞれ 表 3.3.1-18 及び表 3.3.1-17 に示す。

溶接線に平行な欠陥（以下「溶接平行欠陥」という。）及び溶接線に直行する欠陥（以下「溶接直交欠陥」という。）における試験体及び欠陥ごとの検出性試験結果をそれぞれ表 3.3.1-19、表 3.3.1-20 に示す。ここで、NNW プロジェクトでは、試験体に付与した欠陥深さについて、日本機械学会「発電用原子力設備規格 維持規格（2002 年改訂版）

[82]」に規定されているアスペクト比 *a*/*c*=0.35 の場合の評価不要欠陥寸法（板厚の 10.2% ）を参考にして、板厚 10%の深さの SCC が付与されている。また、海外で欠陥が貫通にまで至った事例も考慮して、板厚の 25%及び 50%深さの SCC も付与されている[83]。

NNW プロジェクトでは、表 3.3.1-19、表 3.3.1-20 に示すように、溶接線の両側から欠陥検出試験を行っている [78]。このうち、いずれか片側から検出すれば検出可として、欠陥深さと欠陥検出率の関係を図 3.3.1-6 及び図 3.3.1-7 に各手法ごとにまとめた。検出確率は、検出可の場合を 1 とし、不可の場合は 0 として取り扱った。NNW プロジェクトでは、欠陥深さを 3 つのカテゴリーに分けて、そのカテゴリー内での欠陥検出確率を用いて POD 曲線の評価が行われている。検出確率の算出方法は、カテゴリ内の深さの欠陥に対し（検出可の数／総欠陥数）としている。溶接平行欠陥の深さのカテゴリは、板厚の 13%～15%、26%～39%及び 47%以上とし、溶接直交欠陥の深さのカテゴリは、板厚の 11%～18%、28%～35%及び 49%以上としている。その結果を図 3.3.1-8 及び図 3.3.1-9 示す。NNW プロジェクトでは、この 3 カテゴリに分けて評価した検出確率に対して、以下で表されるロジスティック曲線を用いて POD 曲線が評価されている。

$$\mathrm{POD(a)} = \frac{1}{1+\exp(-\alpha-\beta a)} \qquad (3.3.1\text{-}3)$$

ここで、a は亀裂深さ、α及びβはフィッテイングにより求めるモデルのパラメータである。NNW プロジェクトで得られた POD 曲線を図 3.3.1-10 及び図 3.3.1-11 に、モデルのパラメータα及びβの値を表 3.3.1-21 に示す。これらの POD 曲線より、ニッケル合金溶接部においては、板厚の 20%の欠陥深さに対して、溶接平行欠陥ではいずれの手法ともに欠陥検出確率は 0.95 以上になることが推定されている。また、溶接直交欠陥では、板厚の 20%の欠陥深さに対して現行法(波形)では欠陥検出率が 0.85 程度であったが、現行法（画像）及び PA 法では欠陥検出率は 0.95 以上になることが推定されている。

[82] 日本機械学会,“発電用原子力設備規格維持規格(2002 年版),” JSME S NA1-2002, (2012).
[83] 財団法人 発電設備技術検査協会、”平成 14 年度　炉内構造物等特殊材料溶接部検査技術調査に関する事業報告書”、(2003).

表 3.3.1-17　ニッケル合金溶接部における欠陥（SCC）検出の試験条件（現行法）

	現行法（波形）	現行法（画像）※1
公称周波	2 [MHz]	1 [MHz]～2 [MHz]
振動の種類	縦波斜角法	縦波斜角法
公称屈折角	溶接平行欠陥に対する探傷：45 度 溶接直交欠陥に対する探傷：35 度 ※2	溶接平行欠陥に対する探傷：45 度 溶接直交欠陥に対する探傷：30～36 度 ※2
検出レベル	ノイズレベル以上※3	
チーム数	1 チーム	2 チーム（全試験体） 3 チーム（一部の試験体）

※1　探触子の位置に対応した探傷波形を収録して作成した UT 画像を評価する方法。

※2　内面に約 45 度で入射する屈折角を選定。

※3　エコー高さに関わらず欠陥と考えられるエコーを識別して検出。

表 3.3.1-18　ニッケル合金溶接部における欠陥（SCC）検出の試験条件（PA 法）

	PA 法	
公称周波数	2 [MHz]	2 [MHz]　（5 [MHz]）
振動の種類	縦波斜角法	
電子走査方法	リニア走査	セクター走査
検出レベル	ノイズレベル以上*1	
チーム数	1 チーム	2 チーム

*1　エコー高さに関わらず欠陥と考えられるエコーを識別して検出する。

表 3.3.1-19　溶接平行欠陥の検出性試験結果

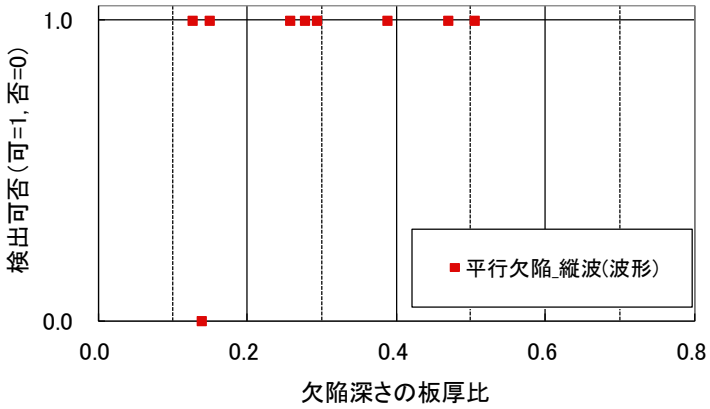
試験体名	欠陥番号	欠陥深さ [mm]	深さの板厚比 [%]	現行法(波形) 横波	現行法（波形） 縦波	現行法（画像）			PA 法		
				A チーム	B チーム	C チーム	D チーム	E チーム	J チーム	K チーム	L チーム
原子炉再循環水入口ノズル	CH1	8.1	25.7	○s	○s	◎	◎	-	◎	◎	◎
	CH3	4.7	14.9	○s	○s	×	○s	-	◎	×	○s
	CH4	15.9	50.5	○s	○s	◎	◎	-	◎	◎	◎
加圧器サージ管台	SH1	5.8	12.6	○s	○s	◎	◎	○n	◎	◎	○n
	SH2	13.5	29.3	○s	○s	◎	◎	◎	◎	◎	◎
	SH3	17.8	38.8	○s	○s	◎	◎	◎	◎	◎	◎
加圧器安全弁管台	AH3	4.1	13.9	-	×	◎	◎	-	◎	◎	◎
	AH2	8.2	27.7	-	◎	◎	◎	-	◎	◎	◎
	AH1	13.9	46.9	-	◎	◎	◎	-	◎	◎	◎

◎：両側から検出可、×：両側とも検出不可
○n：ノズル側からのみ検出可、○s：セーフエンド側からのみ検出可

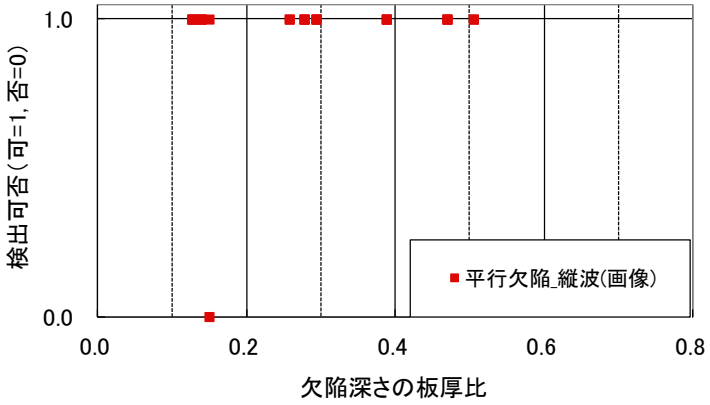
表 3.3.1-20　溶接直交欠陥の検出性試験結果

試験体名	欠陥番号	欠陥深さ[mm]	深さの板厚比(%)	現行法(波形)横波	現行法(波形)縦波	縦波(画像)				PA 法		
				A チーム	B チーム	C チーム	D チーム	E チーム	F チーム	J チーム	K チーム	L チーム
原子炉再循環水入口ノズル	CV1	5.4	17.1	×	×	◎	×	-	-	◎	◎	×
	CV1(1)	5.4	17.1	×	×	×	○	-	-	◎	○	×
	CV1(2)	5.4	17.1	×	◎	◎	×	-	-	○	○	○
	CV2	9.8	31.1	×	◎	◎	◎	-	-	◎	○	○
	CV3	11.1	35.2	×	◎	◎	◎	-	-	◎	○	○
加圧器サージ管台	ST1	4.9	10.7	×	×	◎	○	-	○	◎	◎	○
	ST2	13.3	28.9	×	○	◎	◎	-	◎	◎	◎	◎
	ST3	23.2	50.4	×	◎	◎	◎	-	◎	◎	◎	◎
加圧器安全弁	AT1	14.7	49.7	-	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎
	AT2	8.4	28.3	-	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎
	AT3	5.2	17.6	-	×	×	◎	◎	○	◎	○	◎

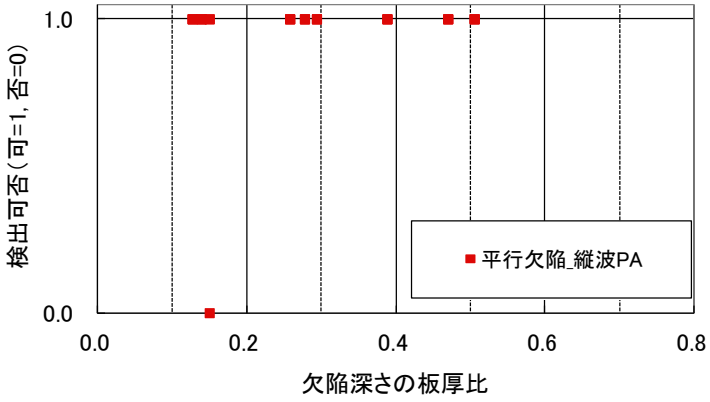
◎：両側から検出可、○：いずれか片側から検出可、×：両側とも検出不可



(a)現行法（波形）の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）

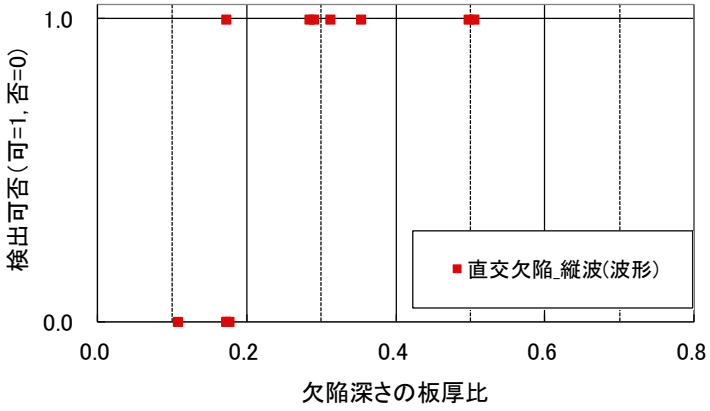


(b)現行法（画像）の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）

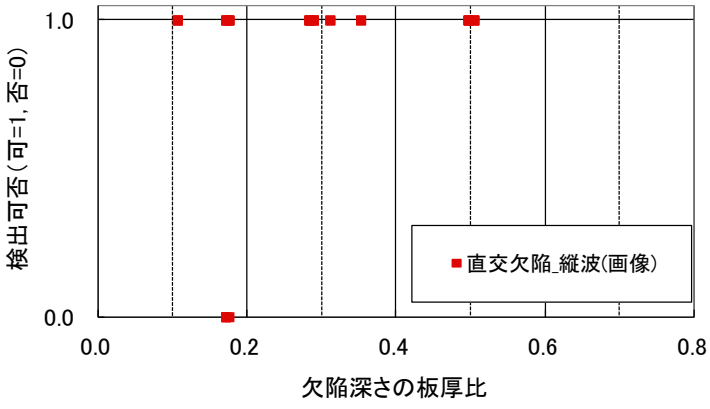


(c)PA 法の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）

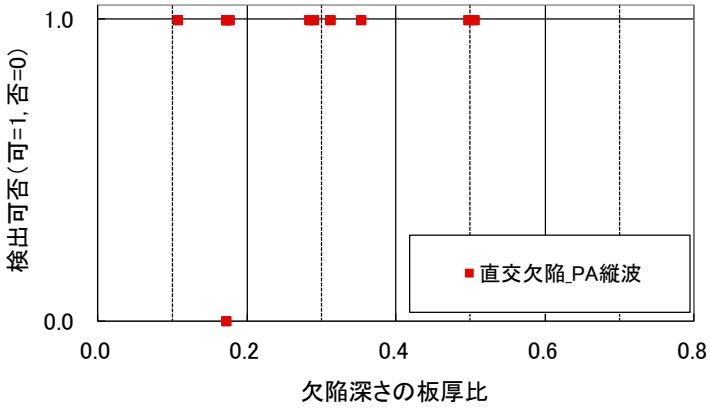
図 3.3.1-6　溶接平行欠陥に対する欠陥検出確率



(a)現行法（波形）の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）

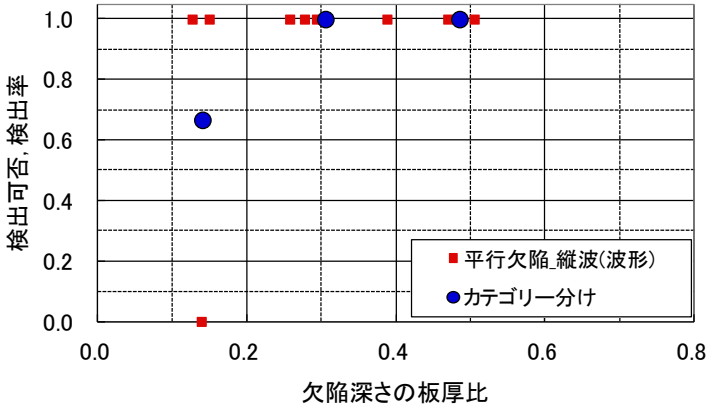


(b)現行法（画像）の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）

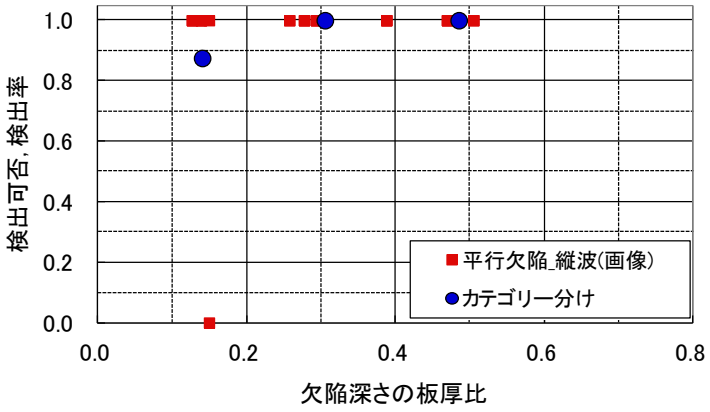


(c)PA 法の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）

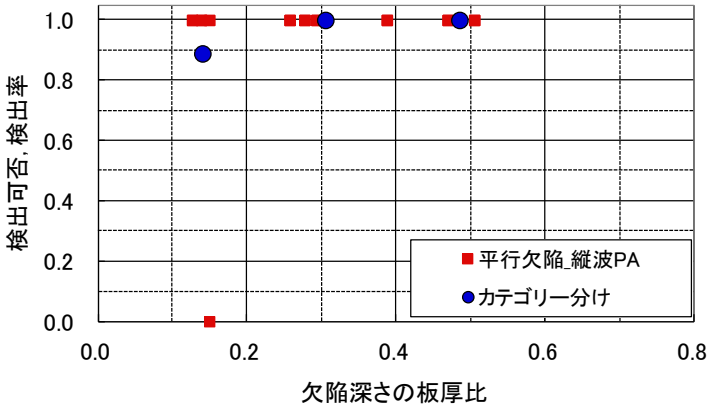
図 3.3.1-7　溶接直交欠陥に対する欠陥検出確率



(a)現行法（波形）の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）

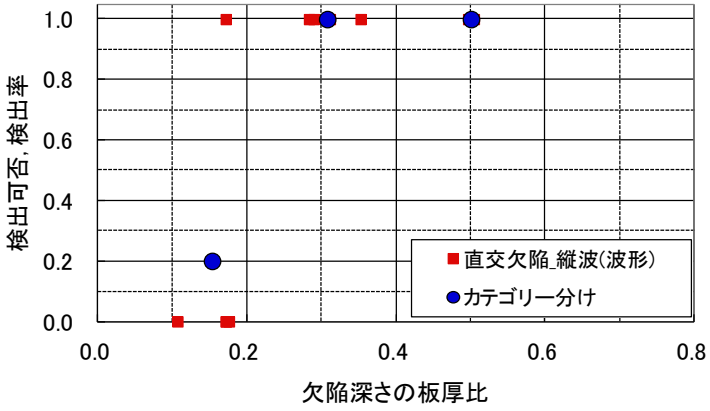


(b)現行法（画像）の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）

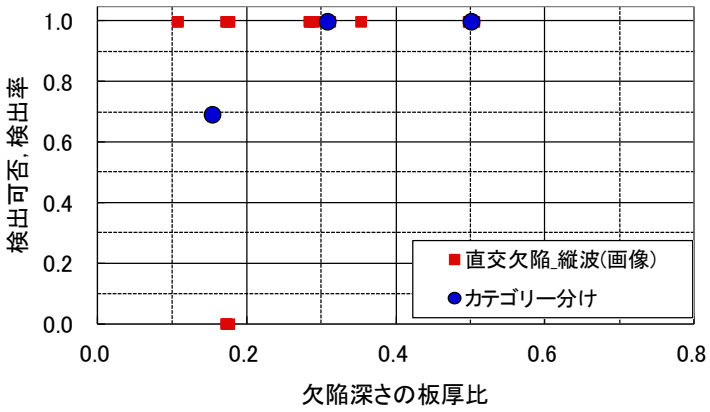


(c) PA 法の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）

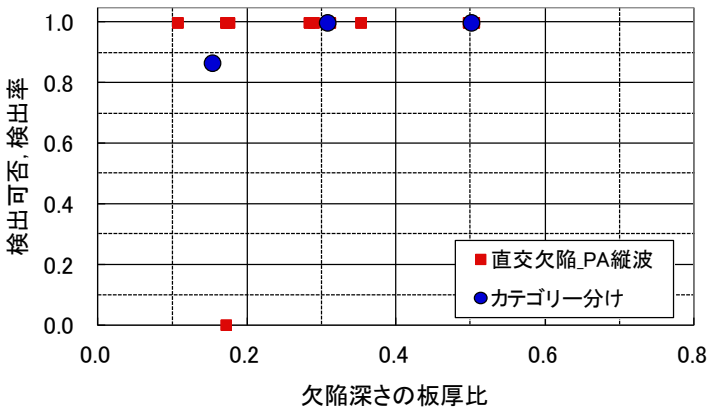
図 3.3.1-8　カテゴリ分けした場合の溶接平行欠陥に対する欠陥検出確率
（欠陥寸法を、13%t ～15%t、26%t ～39%t 及び 47%t 以上の 3 カテゴリに分けた場合）



(a)現行法（波形）の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）

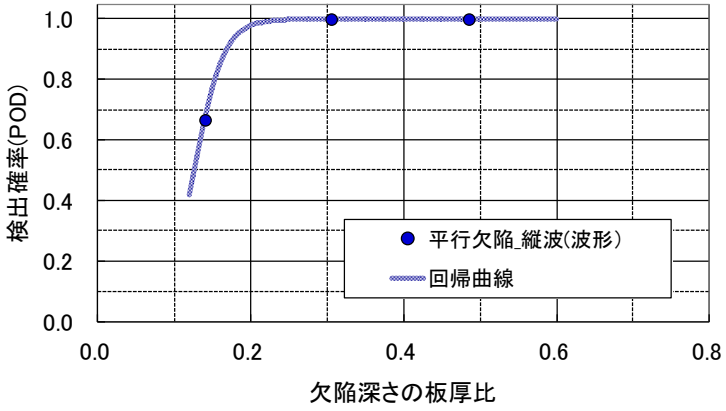


(b)現行法（画像）の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）

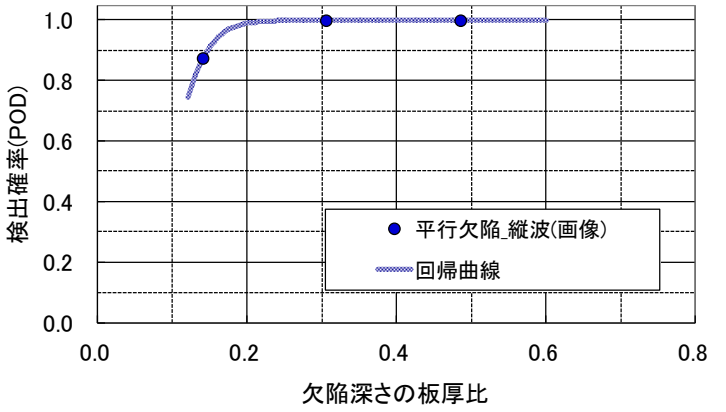


(c) PA 法の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）

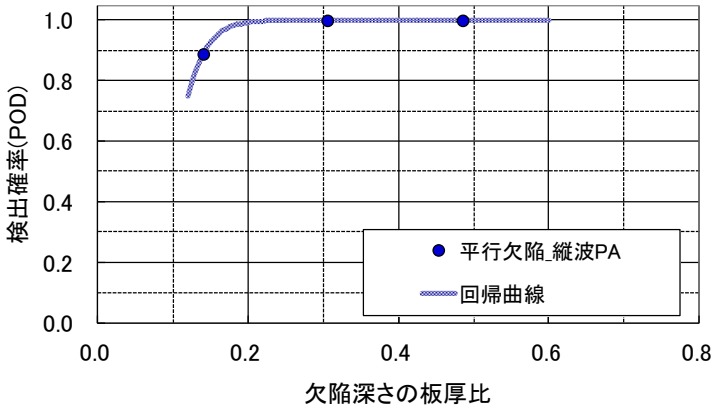
図 3.3.1-9　カテゴリ分けした場合の溶接直交欠陥に対する欠陥検出確率
（欠陥寸法を、11%t ～18%t、28%t ～35%t 及び 49%t 以上の 3 カテゴリに分けた場合）



(a)現行法（波形）の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）



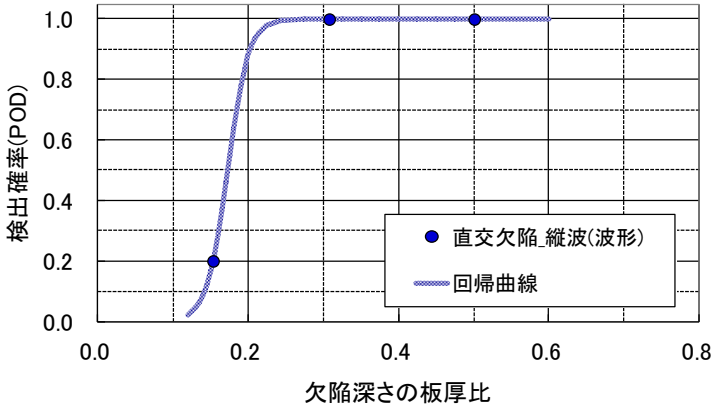
(b)現行法（画像）の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）



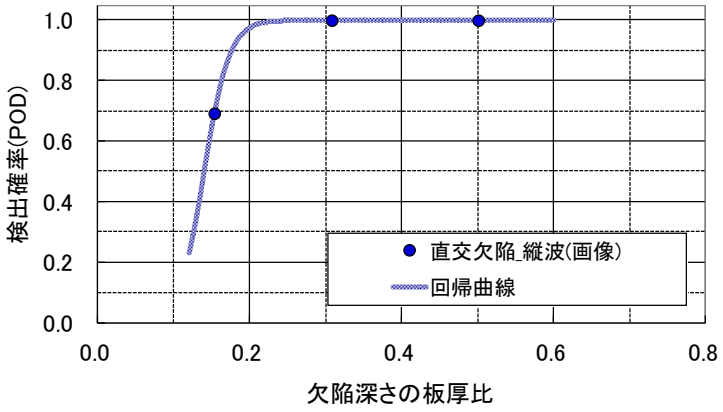
(c) PA 法の欠陥検出確率（溶接平行欠陥）

図 3.3.1-10　溶接平行欠陥に対する POD 曲線（外面 UT）

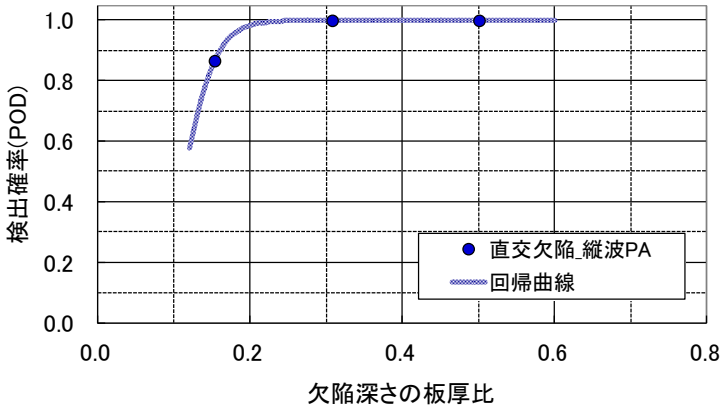
（3 カテゴリに分けて評価した検出確率に対して、POD 曲線を用いて回帰分析した結果）



(a)現行法（波形）の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）



(b)現行法（画像）の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）



(c) PA 法の欠陥検出確率（溶接直交欠陥）

図 3.3.1-11　溶接直交欠陥に対する POD 曲線（外面 UT）

（3 カテゴリに分けて評価した検出確率に対して、POD 曲線を用いて回帰分析した結果）

表 3.3.1-21　ニッケル合金溶接部（SCC）の欠陥深さサイジング精度モデルのパラメータ

	検査手法	α	β
溶接平行欠陥	現行法（波形）	-6.48	0.51
	現行法（画像）	-4.17	0.44
	PA 法	-4.77	0.49
溶接直交欠陥	現行法（波形）	-12.37	0.72
	現行法（画像）	-8.50	0.61
	PA 法	-5.40	0.48

(b) サイジング精度評価モデルの検討

ニッケル合金溶接部における欠陥（SCC）深さサイジング精度を評価するために、NNW プロジェクトで得られた原子炉再循環水入口ノズルセーフエンド模擬試験体、加圧器サージ管台セーフエンド模擬試験体及び加圧器安全弁管台セーフエンド模擬試験体の SCC 深さサイジングの結果について調査し、サイジング精度評価モデルを整備した。

NNW プロジェクトでは、ニッケル合金溶接部における SCC 深さサイジング測定を、現行法（波形）、現行法（画像）及び PA 法によって行われた。現行法（波形）、現行法（画像）及び PA 法のそれぞれの試験条件を表 3.3.1-22、表 3.3.1-23 に示す。

直管ステンレス鋼の SCC と同様に式(3.3.1-2)の一次関数のサイジング精度評価モデルに関して、国内モデルとしての適用性について検討を行った。

ニッケル合金溶接部における溶接平行欠陥及び溶接直交欠陥の欠陥深さ測定精度について得られたデータ及び一次関数によりフィッティングした結果を、現行法（波形）、現行法（画像）及び PA 法について図 3.3.1-12 から図 3.3.1-17 に示す。また、欠陥深さサイジング精度評価モデルのパラメータ c_1、c_2、及びσ_Mの値を表 3.3.1-24 に示す。以上のように、NNW プロジェクトで得られた現行法（波形）、現行法（画像）及び PA 法によるニッケル合金溶接部における深さサイジング精度のデータに対して、式(3.3.1-2)を適用し国内プラントを対象とした欠陥深さサイジング精度評価モデルを作成した。

表 3.3.1-22　ニッケル合金溶接部における深さサイジングの主な測定条件（現行法）

	現行法（波形）	現行法（画像）※1
公称周波数	2 [MHz]	1 [MHz]～2 [MHz]
振動の種類	縦波斜角法	
公称屈折角	軸方向探傷 45 度 周方向探傷 35 度※2	軸方向探傷 45 度 周方向探傷 30～36 度※2
深さ測定方法	端部エコー法　（両側から探傷し、原則として大きい値を代表値）	
チーム数	1 チーム	2 チーム

※1　探触子の位置に対応した探傷波形を収録して作成した UT 画像を評価する方法。

※2　内面に約 45 度で入射する屈折角を選定。

表 3.3.1-23　ニッケル合金溶接部における深さサイジングの主な測定条件（PA 法）

	PA 法	
公称周波数	2 [MHz]	2 [MHz]、5 [MHz]
振動の種類	縦波斜角法	
電子走査方法	リニア走査	セクター走査
深さ測定方法	端部エコー法	
チーム数	3 チーム	

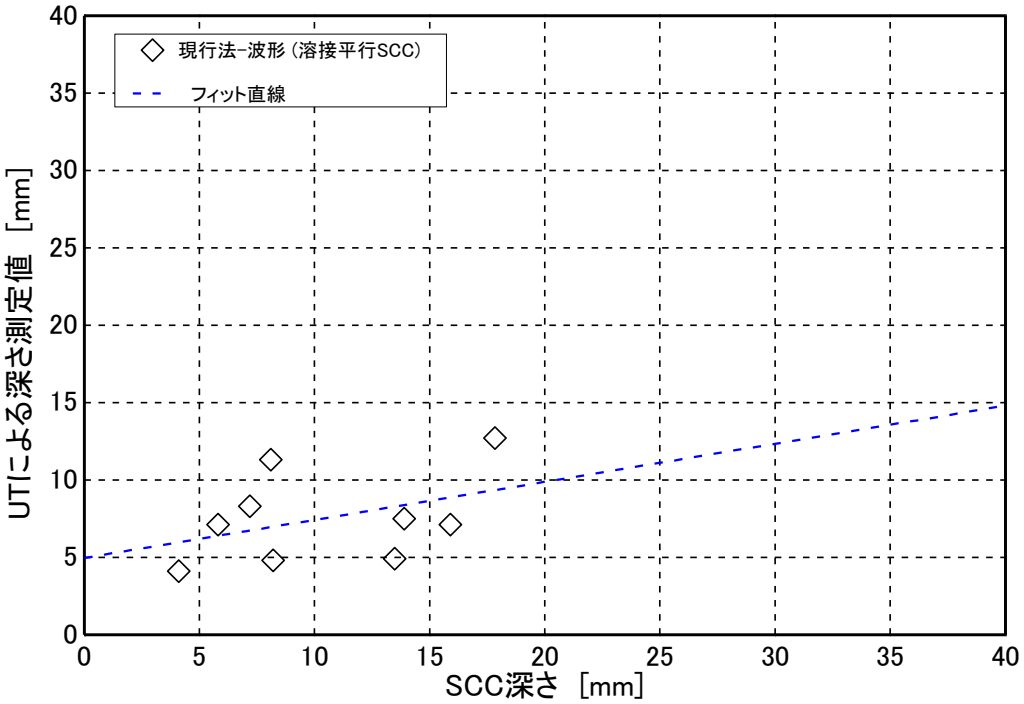


図 3.3.1-12　現行法（波形）の深さサイジング精度（溶接平行欠陥）

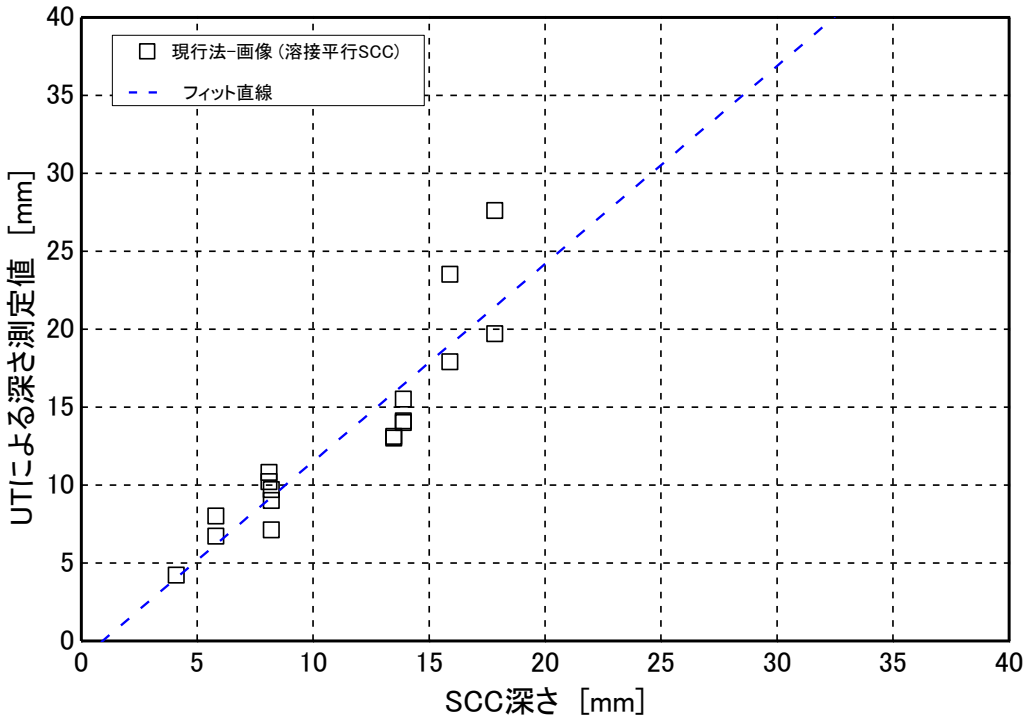


図 3.3.1-13　現行法（画像）の深さサイジング精度（溶接平行欠陥）

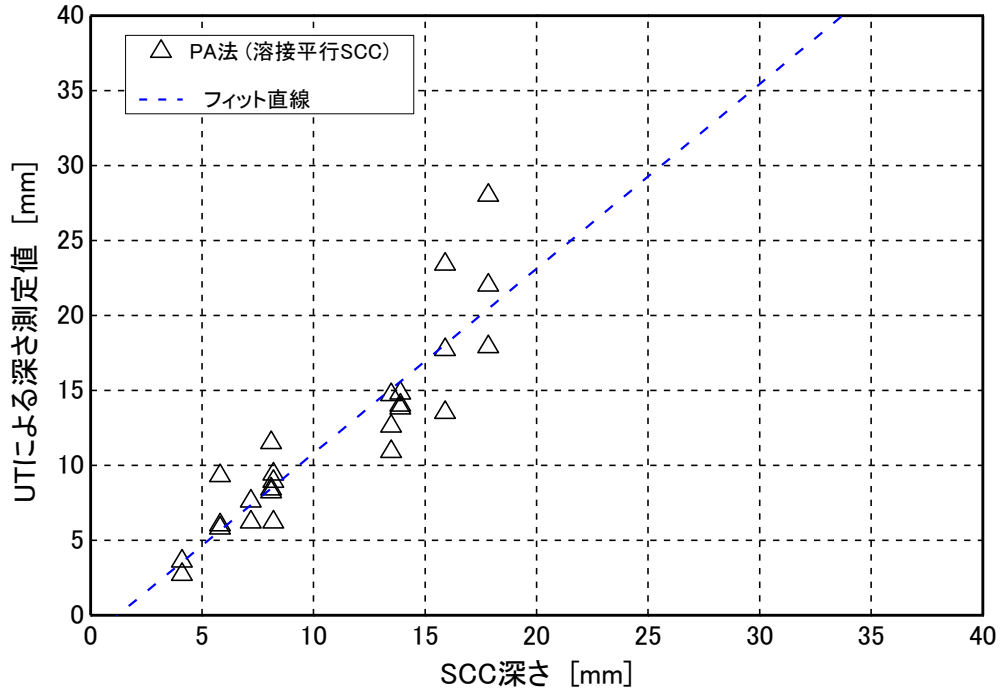


図 3.3.1-14　PA 法の深さサイジング精度（溶接平行欠陥）

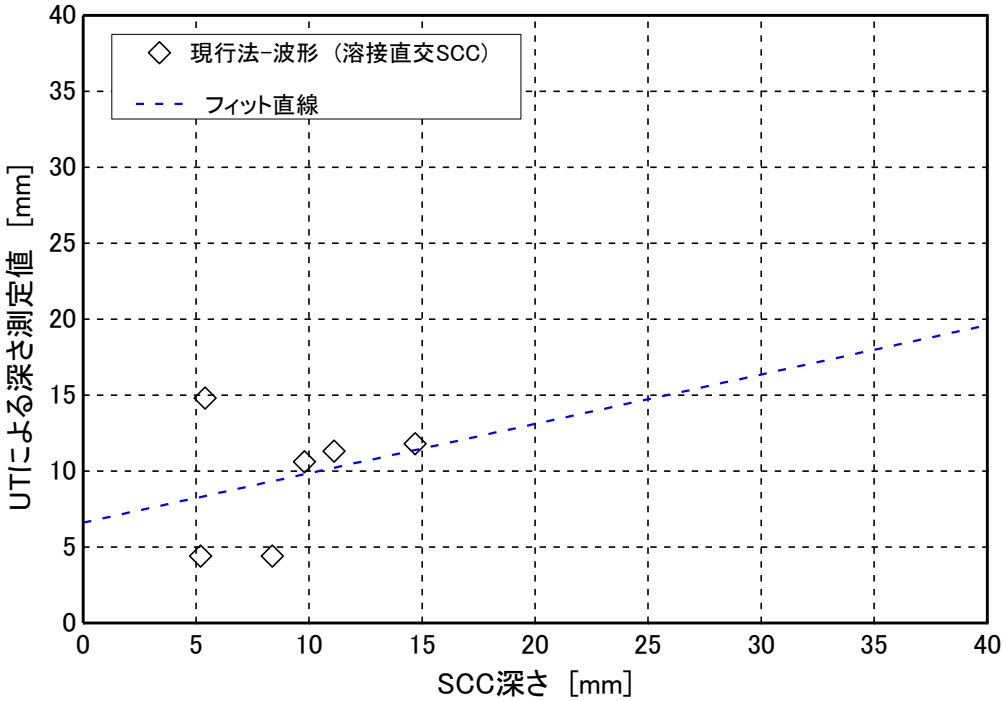


図 3.3.1-15　現行法（波形）の深さサイジング精度（溶接直交欠陥）

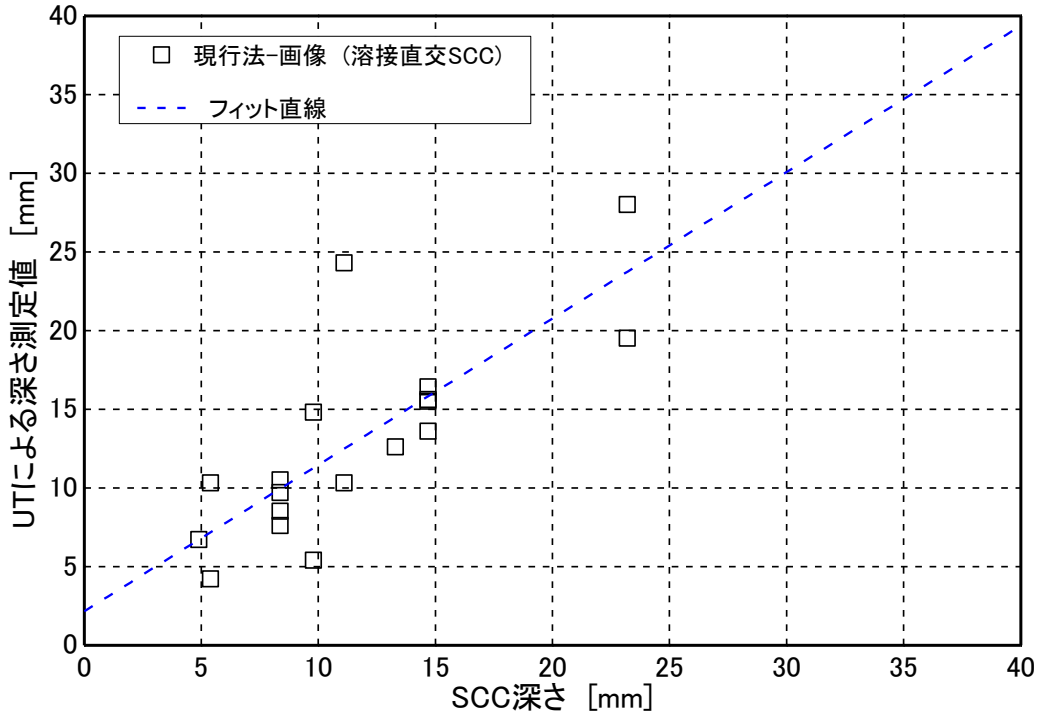


図 3.3.1-16　現行法（画像）の深さサイジング精度（溶接直交欠陥）

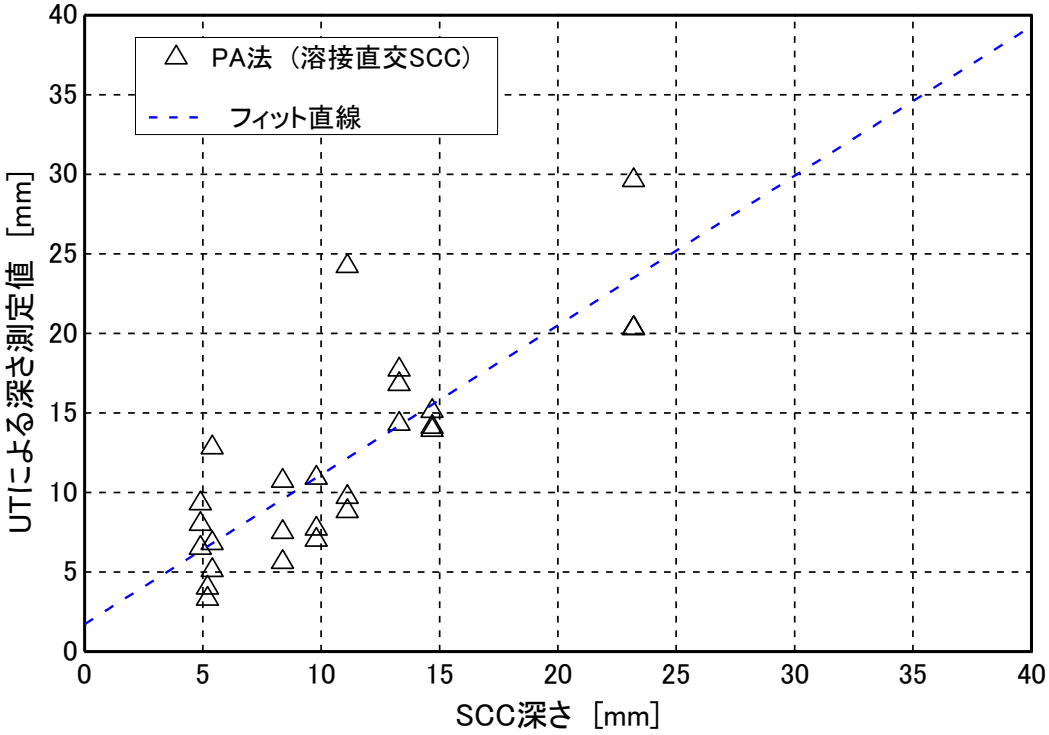


図 3.3.1-17　PA 法の深さサイジング精度（溶接直交欠陥）

表 3.3.1-24　ニッケル合金溶接部における SCC 深さサイジング精度のまとめ

欠陥方向	測定手法	c_1	c_2	σ_M
溶接平行欠陥	現行法(波形)	0.25	4.95	7.08
	現行法(画像)	1.27	-1.19	6.49
	PA 法	1.23	-1.52	7.38
溶接直交欠陥	現行法(波形)	0.33	6.59	16.59
	現行法(画像)	0.93	2.14	15.48
	PA 法	0.94	1.71	14.38

(2) 残留応力の不確実さの検討

溶接残留応力は、経年事象として SCC や疲労を考慮する場合、破損確率に及ぼす影響の大きい因子である。そこで、溶接残留応力解析で得られた応力分布に基づき、不確実さを考慮した溶接残留応力分布を PFM 解析で取り扱う手法について検討する。

溶接残留応力の不確実さを取り扱うにあたって、以下のことを考慮する必要がある。一般的に健全性評価では、溶接後の機器の内部の応力値を精度よく計測することは困難であるため、計測だけではなく、FEM に基づく熱弾塑性解析により得られた溶接残留応力分布を用いて評価が行われる。したがって、その不確実さは、FEM 解析における材料特性や溶接現象の模擬方法、それを設定する解析者、解析に用いた FEM コード等に依存することを踏まえて検討する必要がある。また、前述のとおり、溶接残留応力の特徴として、その分布は溶接部から離れるほど比較的滑らかな分布となること、突合せ溶接であれば内表面から外表面までの軸方向残留応力を積分すると 0 となること等も考慮する必要がある。

3.3.1(2)で述べたとおり、海外の PFM 解析コードにおける溶接残留応力分布の不確実さの取り扱いとして、xLPR の例がある。PVP2016 における xLPR v.2.0 に関する発表のうち、PVP2016-63962[70] 及び PVP2016-63963[71] では、複数の解析者によって実施された溶接残留応力解析の結果から、特定の位置における応力値の平均と分散を求め、これをパラメータとする正規分布に従う乱数を用いて応力分布サンプルを作り出す手法が提案されている。すなわち、応力値の平均値と分散を得るため、多くの解析結果が必要となる。また、この手法では、各位置において独立に応力値を決定すると、隣の位置の応力値と大きな差が生じて、なめらかな応力分布が得られない場合があるため、隣接する位置の応力値との相関を考慮して応力値をサンプリングする手法が用いられている。さらに、各位置において独立に、あるいは隣接する点との相関を考慮して応力値を決定すると、

応力分布を積分した場合に 0 にならないため、応力分布に対して積分値が 0 となるように補正が行われている。PVP2016-63963[71] で検討された手法のサンプリング例を図 3.3.1-18 に示す。

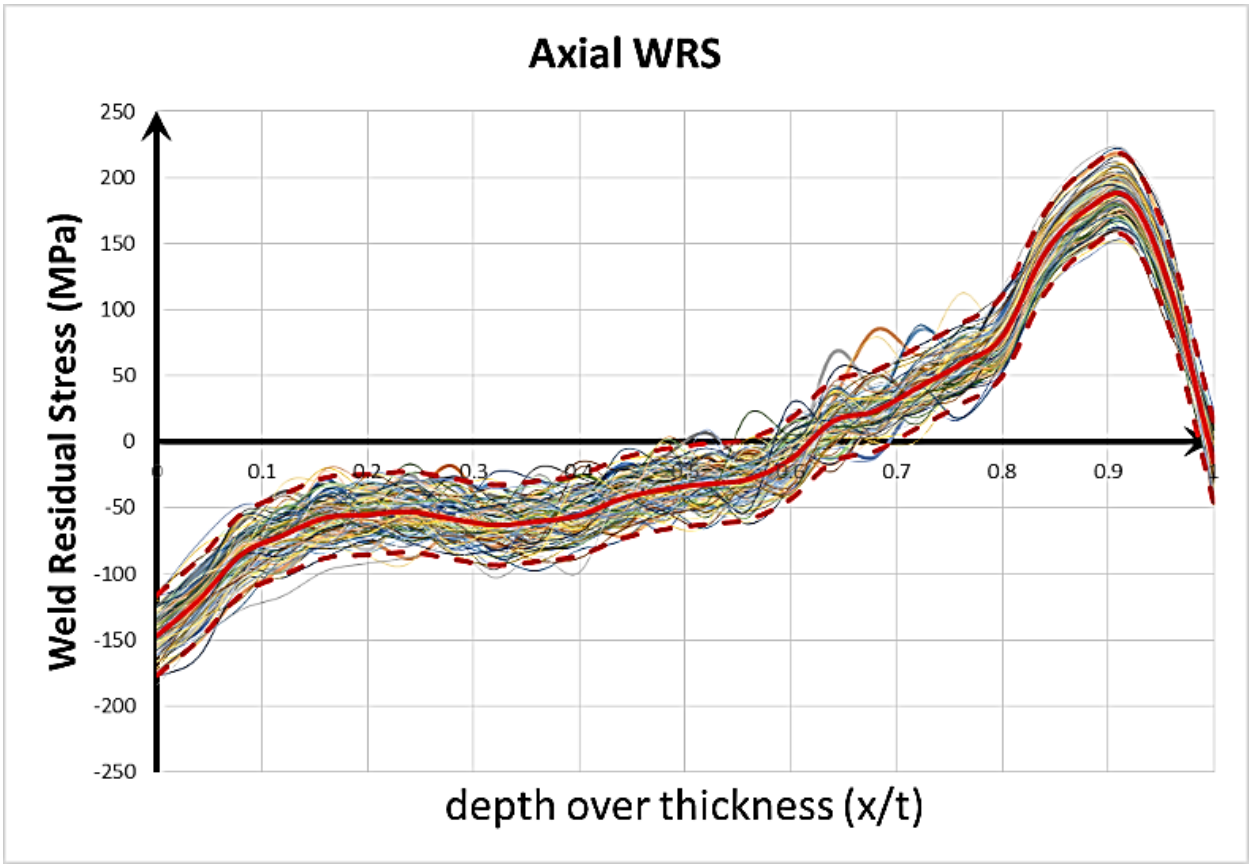


図3.3.1-18　xLPRにおける残留応力のサンプリング例　（100サンプル、相関係数0.9）
（PVP2016-63963[71] より引用）

本事業では、この xLPR v.2.0 において検討された手法とは別に、より効率的に残留応力分布の不確実さを考慮した解析を実現するため、フーリエ余弦展開を用いる手法を検討した。本手法では、元となる残留応力分布からフーリエ余弦展開により得られたフーリエ係数を確率変数とする。具体的には、内表面から外表面までの応力分布が複数（M セット）与えられているとした際、1 つの応力分布に対して先述のフーリエ余弦展開を施すことで、a_0からa_Nまで N+1 個のフーリエ係数が 1 セット得られる。すべての応力分布に対して同様の処理を行うことで、a_0からa_Nまでのフーリエ係数が M セット得られる。次に、得られた M 個のa_i（i = 0 から N）から、平均値と標準偏差を求めることができる。a_iの平均値をμ_i、標準偏差をσ_iとおく。各フーリエ係数に対して、得られた平均値と標準偏差を持つ正規分布に従う確率変数を生成し、それをフーリエ余弦展開の式に代入すれば溶接残留応力分布が生成される。

一般的には、区間[0,L]で定義される関数 $f(x)$を考える場合、フーリエ余弦展開は次式

で与えられる。

$$f(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos\left[\frac{n\pi x}{L}\right] \quad (3.3.1\text{-}4)$$

$$a_n = \frac{2}{L}\int_0^L dx\, f(x) \cos\left[\frac{n\pi x}{L}\right] \quad (n = 0,1,2,\dots) \quad (3.3.1\text{-}5)$$

特に、フーリエ余弦展開の性質として、f(x)を区間[0,L]で積分した値はa_0に等しく、$a_1, a_2, \dots$ には依らない。この性質により、$a_0 = 0$ とすることで、軸方向の溶接残留応力を板厚に渡って積分すれば 0 になるという条件を容易に満たすことができる。

FEM 解析の結果を想定して、溶接残留応力が、板厚で正規化した内表面からの距離$x = x_0, x_1, \dots, x_N (x_0 = 0, x_N = 1)$ における応力値$\xi = \xi_1, \xi_2, \dots, \xi_N$という形で与えられているものとすると、区間$[x_i, x_{i+1}]$において応力を式(3.3.1-6)及び式(3.3.1-7)のように線形近似した場合、a_0 から a_N までのフーリエ係数は式(3.3.1-8)及び式(3.3.1-9)のように計算される。

$$f(x) = k_i x + c_i \quad (3.3.1\text{-}6)$$

$$k_i = \frac{\xi_{i+1} - \xi_i}{x_{i+1} - x_i},\ c_i = \xi_i - k_i x_i \quad (3.3.1\text{-}7)$$

$$a_0 = 2\sum_{i=0}^{N-1}\int_{x_i}^{x_{i+1}} dx\, k_i x + c_i = \sum_{i=0}^{N-1} k_i\left({x_{i+1}}^2 - x_i^2\right) + 2c_i(x_{i+1} - x_i) \quad (3.3.1\text{-}8)$$

$$a_n = 2\sum_{i=0}^{N-1}\int_{x_i}^{x_{i+1}} dx\ (k_i x + c_i)\cos(n\pi x) = \sum_{i=0}^{N-1}\frac{2k_i}{n\pi}(x_{i+1}\sin(n\pi x_{i+1}) - x_i \sin(n\pi x_i)) +$$

$$\frac{2k_i}{(n\pi)^2}(\cos(n\pi x_{i+1}) - \cos(n\pi x_i)) + \frac{2c_i}{n\pi}(\sin(n\pi x_{i+1}) - \sin(n\pi x_i))\ (\mathrm{n} = 1,2,3,\dots) \quad (3.3.1\text{-}9)$$

ここでは区間内で応力を線形近似した場合の例を示しているが、2 次あるいはより高次の多項式で近似する等の処理を行うことで、溶接残留応力をよりなめらかに表現することができる。

本手法を用いて生成した溶接残留応力分布の例として、入力した溶接残留応力分布を図 3.3.1-19 に、生成した溶接残留応力分布を図 3.3.1-20 に示す。PASCAL-SP にこの手法を整備することにより、複数の解析者による多数の解析結果がなくても、残留応力分布の不確実さを考慮した PFM 解析が可能となる。

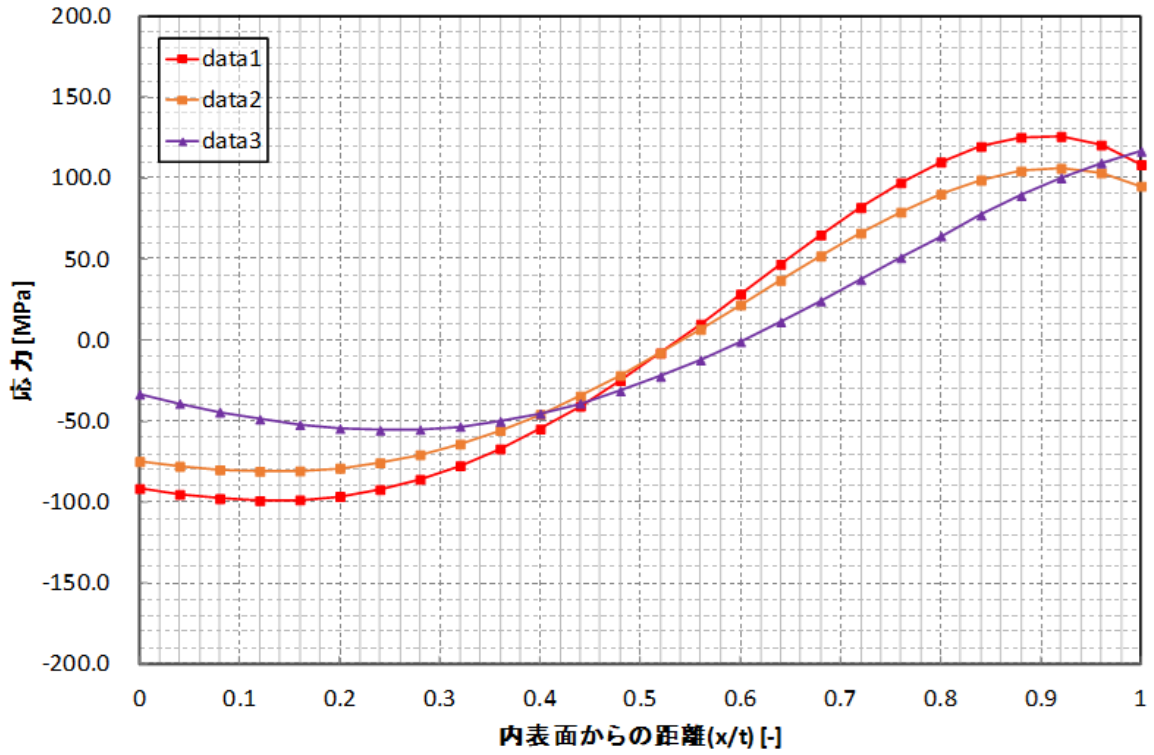


図 3.3.1-19　想定した溶接残留応力分布の例

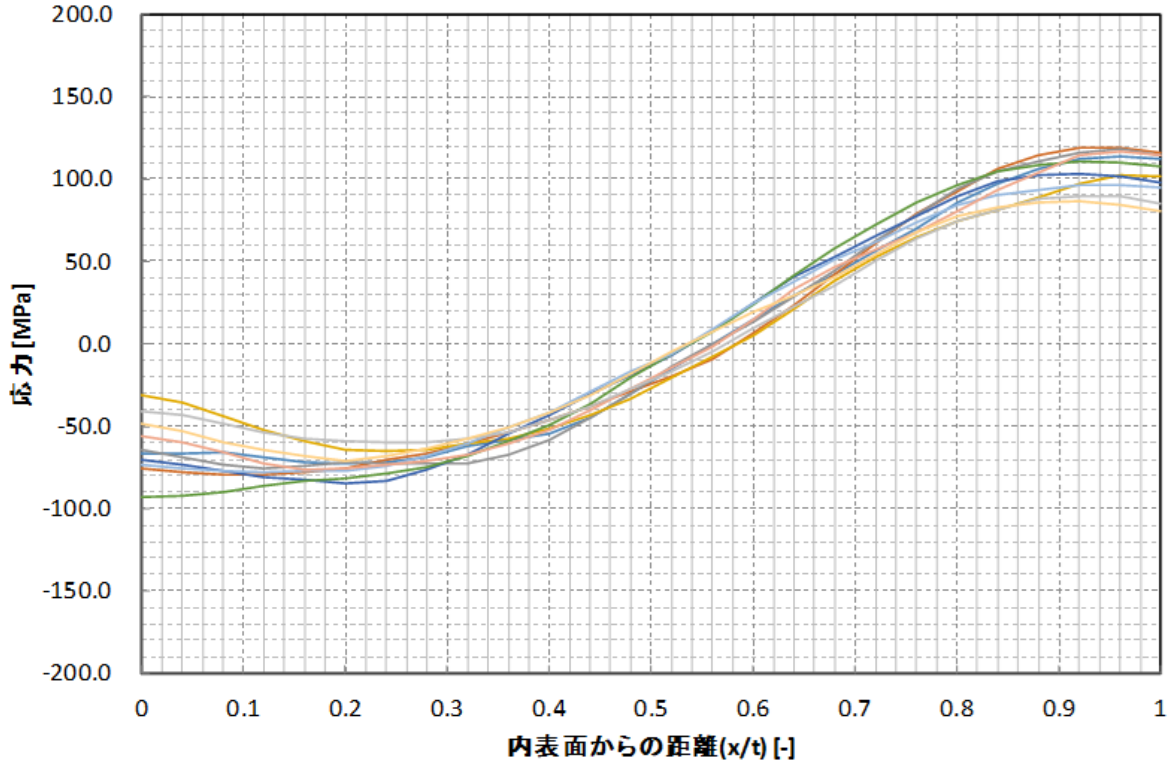


図 3.3.1-20　不確実さを考慮してサンプリングした溶接残留応力分布(10 サンプル)

(3) IGSCC による亀裂進展評価モデルの精緻化の検討

国内プラントを対象とした IGSCC による亀裂進展評価モデルに関して、旧原子力安全基盤機構（以下、「旧 JNES」という。）において、多くの IGSCC による亀裂進展速度データが亀裂進展試験により取得され、それを基に SCC 亀裂進展速度線図の検討がなされた[84]。ここでは、IGSCC による亀裂進展評価モデルの精緻化を目的として、旧 JNES における検討を踏まえ、亀裂進展速度の確率論的評価モデルを PASCAL-SP に導入した。

旧 JNES において検討されたいくつかの亀裂進展速度線図の内、溶接硬化部における SCC 進展速度及び溶接金属部における SCC 進展速度の確率論的評価モデルを、それぞれ図 3.3.1-21 と図 3.3.1-22 に示す亀裂進展速度線図を基に、式(3.3.1-10)から(3.3.1-13)のように整備した。

1) 溶接硬化部における IGSCC による亀裂進展速度

$$\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{0.47} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \end{cases} \quad (3.3.1\text{-}10)$$

ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。

$$f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right) \quad (3.3.1\text{-}11)$$

ただし、μ = 1.65×10^{-11}、σ = 0.4313 である。

2) 溶接金属部における IGSCC による亀裂進展速度

$$\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{0.449} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \end{cases} \quad (3.3.1\text{-}12)$$

ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。

$$f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right) \quad (3.3.1\text{-}13)$$

[84]原子力安全基盤機構、平成 22 年度　低炭素ステンレス鋼の低亀裂進展速度領域線図の検証に関する報告書、11 原高報-0010、2012

ただし、$\mu = 1.11 \times 10^{-11}$、$\sigma = 0.3274$ である。

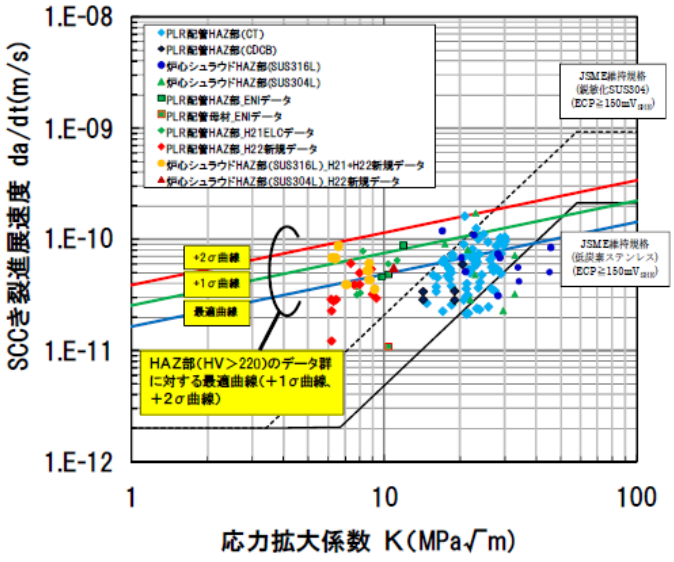


図 2.1.5-9　溶接硬化部（HV＞220）のデータ群を基準にした線図(案)（最適曲線）

図 3.3.1-21　溶接硬化部の SCC 進展速度線図
（参考文献 84 より引用）

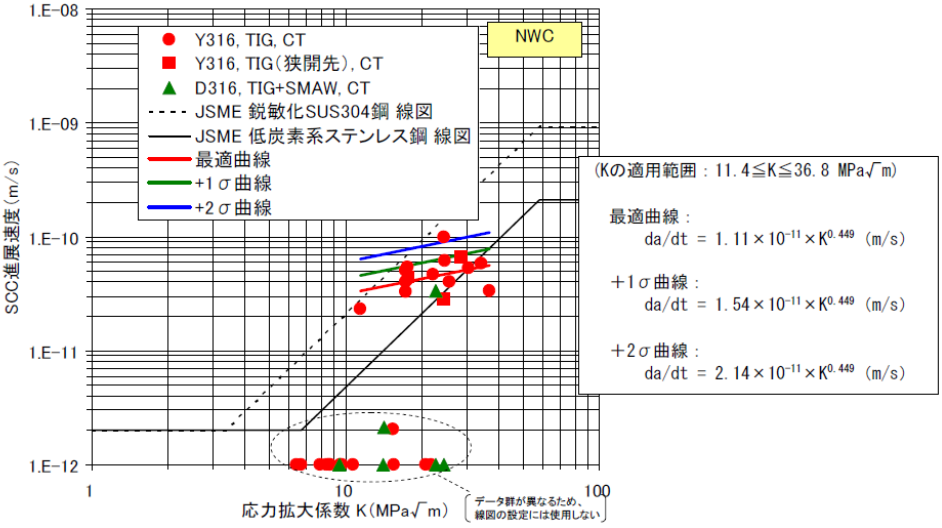


図 2.1.5-15　PLR 配管に関する低炭素ステンレス鋼溶接金属の SCC 進展速度線図(案)
(データ群Aのみで設定)

図 3.3.1-22　溶接金属部の SCC 進展速度線図
（参考文献 84 より引用）

3.3.2 破壊力学評価機能の整備

(1) PWSCC に対する漏えい量評価機能

1) 概要

配管において亀裂が板厚を貫通した場合、貫通亀裂からの流体の漏えいが発生する。この流体の漏えい量が微小の場合は漏えいが検出されず、貫通亀裂が進展する可能性があるが、漏えい量が多くなると漏えいが検出されることとなる。ここでは、PWSCC による貫通亀裂を対象に、PWR における 1 次系水質環境における内部流体の状態や亀裂面の粗さを考慮した、漏えい量評価機能を PASCAL-SP に整備した。

2) 導入機能

漏えい量評価モデルについて以下に記す。漏えい量W_c（単位時間に漏えいする流体の体積）は式(3.3.2-1)で算出される。

$$W_c = C \cdot \mathrm{COA} \cdot Gc \qquad (3.3.2\text{-}1)$$

ここで、C は圧力損失係数、COA は亀裂開口面積（Crack Opening Area、以下「COA」という。）[mm^2]、G_cは臨界流量（単位時間に単位面積から漏えいする流体の体積[m^3/mm^2/min]）である。

(a) COA の算出

漏えい量を評価するためには、COA を算出する必要がある。COA 算出手順は軸方向亀裂と周方向亀裂とで異なる。以下に記す、それぞれの亀裂に対する COA の算出方法を PASCAL-SP に整備した。

a) 軸方向貫通亀裂に対する COA 算出

軸方向貫通亀裂の COA 算出については、仏国の RCC-MRx[85]に記載されている算出手法がある。手順としては、まず図 3.3.2-1 のように半楕円亀裂を矩形亀裂に置き換え、亀裂開口変位（Crack Opening Displacement、以下「COD」という。）を求める。RCC-MRx[85]によると板厚内に膜応力σ_m及び曲げ応力σ_bが負荷された場合の亀裂開口変位 COD$_m$及び COD$_b$は式(3.3.2-2)及び式(3.3.2-3)で与えられる。式中の係数k_m及びk_bは表 3.3.2-1 に示すとおりであり、線形補間に基づく内挿若しくは外挿により、COD は求められる。表 3.3.2-1 の c、d 及び t は、亀裂半長、亀裂中心から自由表面までの距離及び板厚である。E は材料のヤング率である。

[85] AFCEN, RCC-MRx Code, Design and Construction Rules for Mechanical Components of Nuclear installations, (2012).

膜応力による亀裂開口変位：

$$\mathrm{COD_m} = \frac{4c}{E} k_m \sigma_m \qquad (3.3.2\text{-}2)$$

曲げ応力による亀裂開口変位：

$$\mathrm{COD_b} = \frac{4c}{E} k_b \sigma_b \qquad (3.3.2\text{-}3)$$

膜応力と曲げ応力が同時に負荷された場合のCODは式(3.3.2-4)で与えられる。

$$\mathrm{COD} = \mathrm{COD_m} + \mathrm{COD_b} \qquad (3.3.2\text{-}4)$$

COA は、軸方向貫通亀裂の形状を長方形と近似して次式により求められる。$2c$ は図 3.3.2-1 に示すように亀裂全長である。

$$\mathrm{COA} = 2c \times \mathrm{COD} \qquad (3.3.2\text{-}5)$$

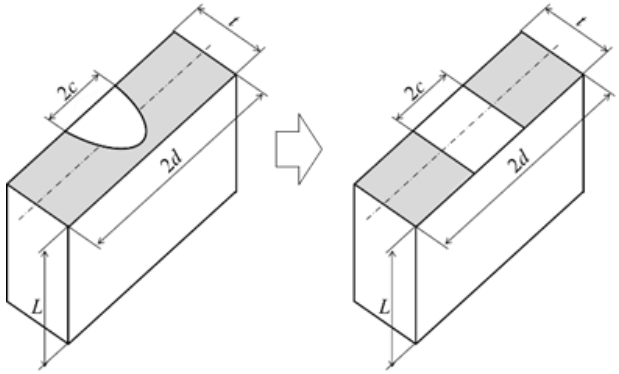


図 3.3.2-1　軸方向半楕円亀裂から矩形貫通亀裂への置換え

b)　周方向貫通亀裂に対する COA 算出

貫通亀裂の形状を扇形として、周方向亀裂の開口面積COAを求める方法としてTada-Parisの方法が挙げられる。Tada-Parisの方法では、式(3.3.2-6)のように、膜応力σ_mによる亀裂開口面積$\mathrm{COA_m}$と曲げ応力σ_bによる亀裂開口面積$\mathrm{COA_b}$の和によって、膜応力と曲げ応力が同時に負荷された場合のCOAが求められる。亀裂半角θのとりうる範囲は0 °< θ < 100°である。ただし、式(3.3.2-6)から式(3.3.2-8)における亀裂半角θ の単位はラジアンである。R_mは管の平均半径である。

$$\mathrm{COA} = \mathrm{COA_m} + \mathrm{COA_b} = \frac{\sigma_m}{E} \cdot \pi R_m^2 \cdot I_m(\theta) + \frac{\sigma_b}{E} \cdot \pi R_m^2 \cdot I_b(\theta) \tag{3.3.2-6}$$

$$I_m(\theta) = 2\theta^2 \left[1 + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{3}{2}} \left\{ 8.6 - 13.3\left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 24\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 \right\} + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 \left\{ 22.5 - 75\left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 205.7\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 - 247.5\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 + 242\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^4 \right\} \right] \tag{3.3.2-7}$$

$$I_b(\theta) = 2\theta^2 \left[1 + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{3}{2}} \left\{ 8.2 - 12.7\left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 19.3\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 \right\} + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 \left\{ 20.4 - 68\left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 165.2\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 - 187.2\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 + 146.7\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^4 \right\} \right] \tag{3.3.2-8}$$

なお、亀裂先端の塑性域を考慮するため、上記各式中のθの代わりに式(3.3.2-9)のθ_{eff}を用いて計算する。K_mは膜応力による応力拡大係数、K_bは曲げ応力による応力拡大係数である。

$$\theta_{\mathrm{eff}} = \theta + \frac{(K_m + K_b)^2}{2\pi R_m \sigma_f^2} \tag{3.3.2-9}$$

$$K_m = \sigma_m \cdot F_m(\theta) \cdot \sqrt{\pi R_m \theta} \tag{3.3.2-10}$$

$$K_b = \sigma_b \cdot F_b(\theta) \cdot \sqrt{\pi R_m \theta} \tag{3.3.2-11}$$

$$F_m(\theta) = 1 + 7.5\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{3/2} - 15\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{5/2} + 33\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{7/2} \tag{3.3.2-12}$$

$$F_b(\theta) = 1 + 6.8\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{3/2} - 13.6\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{5/2} + 20\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{7/2} \tag{3.3.2-13}$$

表 3.3.2-1　亀裂開口変位 COD を求めるための各係数

c/d	k_m	k_b d/t = 5	k_b d/t = 20	k_b d/t = 50	k_b d/t = 500
0.000	1.000				
0.056	1.000	0.848	0.589	0.482	0.394
0.111	1.006	0.731	0.508	0.448	0.398
0.167	1.013	0.655	0.478	0.434	0.398
0.222	1.030	0.613	0.467	0.432	0.402
0.278	1.046	0.587	0.462	0.432	0.406
0.333	1.071	0.575	0.463	0.436	0.412
0.389	1.099	0.569	0.466	0.442	0.419
0.444	1.136	0.572	0.474	0.451	0.429
0.500	1.179	0.579	0.484	0.461	0.440
0.556	1.233	0.591	0.498	0.475	0.454
0.611	1.303	0.612	0.517	0.494	0.472
0.667	1.388	0.639	0.541	0.517	0.494
0.722	1.500	0.679	0.573	0.547	0.522
0.778	1.648	0.733	0.615	0.586	0.559
0.833	1.858	0.816	0.677	0.643	0.610
0.889	2.179	0.954	0.776	0.730	0.687
0.944	2.787	1.228	0.904	0.826	0.759

(b) G_c 算出機能の整備

漏えい量評価の際、前述のとおり臨界流量G_cの算出が必要である。PWR における 1 次系及び BWR 炉水において漏えいする可能性のある内部流体の状態として、サブクール水、飽和水、湿り蒸気が挙げられる。これら内部流体の状態を考慮して漏えい量を評価するため、それぞれの状態に対応した臨界流量評価モデルとして Henry 及び Moody モデルを PASCAL-SP に整備した。表 3.3.2-2 に内部流体の状態と評価モデルの対応関係を示す。矩形亀裂及び扇形亀裂の Henry 及び Moody モデルによる臨界流量G_cに関する計算プログラムは JAERI-M レポート[86]に示されている。この計算プログラムでは摩擦係数や圧力等のパラメータを用いて Gc が算出されるが、モンテカルロ法を用いる PFM 解析では、多数の亀裂を対象とした漏えい評価を行う必要があるため、すべてのサンプルに対して

[86] 篠川英利, 柴田勝之, 磯崎敏邦, “貫通亀裂からの冷却材漏えい量計算プログラムの作成” JAERI-M 90-050, (1990).

漏えい量を計算する事は非現実的である。そこで、計算結果の精度に加え、効率的に計算を実行するために、あらかじめ独立変数の組合せごとに計算プログラムから Gc を算出し、Gc のデータテーブルを事前に作成し、このデータテーブルに基づく内挿または外挿計算により臨界流量G_cを計算する機能を整備した。データテーブルは表 3.3.2-2 に示すように Gc 算出モデルと内部流体の状態に対応した 4 種類作成した。これらのデータテーブルの概要を表 3.3.2-3 に、独立変数の定義を式(3.3.2-14)以降に示す。表面粗さμや 90 度折れ曲がり回数n_tの扱いについては、参考文献[87,88]に記載がある。

$$\alpha_0 = \frac{f \cdot t}{D_h} \tag{3.3.2-14}$$

$$D_h = \frac{4\mathrm{COA}}{\mathrm{COL}} \tag{3.3.2-15}$$

$$\mathrm{COL} = \begin{cases} 4\left(\frac{\mathrm{COD}}{2} + R_m\theta\right),\ \mathrm{COD} = \frac{2\mathrm{COA}}{\pi\theta R_m} & \text{for circumferential crack} \\ 2\mathrm{COD} + 4\mathrm{c} & \text{for axial crack} \end{cases} \tag{3.3.2-16}$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 2\mathrm{Log}_{10}\left(\frac{D_h}{2\mu}\right) + 1.74 \tag{3.3.2-17}$$

$$\mu = \begin{cases} \mu_\mathrm{L} & 0 < \frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} < 0.1 \\ \mu_\mathrm{L} + \frac{\mu_\mathrm{G} - \mu_\mathrm{L}}{9.9}\left(\frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} - 0.1\right) & 0.1 \le \frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} \le 10 \\ \mu_\mathrm{G} & 10 < \frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} \end{cases} \tag{3.3.2-18}$$

$$\mathrm{xld} = \frac{t}{D_h} + 50 n_t \cdot t \tag{3.3.2-19}$$

$$n_t = \begin{cases} n_{tL} & 0 < \frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} < 0.1 \\ n_{tL} - \frac{n_{tL}}{11}\left(\frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} - 0.1\right) & 0.1 \le \frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} \le 10 \\ 0.1 n_{tL} & 10 < \frac{\mathrm{COD}}{\mu_\mathrm{G}} \end{cases} \tag{3.3.2-20}$$

[87] Argonne National Laboratory; Barrier Integrity Research Program, NUREG/CR-6861, (2001).
[88] D.L.Rudland, G. Wilkowski and P. Scott; Effects of crack morphology parameters on leak-rate calculations in LBB evaluations, IJPVP 79, 99-102, (2002).

ここで、fは摩擦係数、tは肉厚、D_hは水力学的直径、COLは亀裂周長、μは表面粗さ、μ_Lは局所的表面粗さ、μ_Gは大域的表面粗さ、n_tは亀裂内90度折れ曲がり回数である。

テーブルの独立変数の値を表3.3.2-4に示す。独立変数の値は4つのテーブルにおいて共通である。

表 3.3.2-2　内部流体の状態と臨界流量算出モデル

内部流体の状態	Henryモデル	Moodyモデル
サブクール水	解析可	-
飽和水	解析可	解析可
湿り蒸気	-	解析可

表 3.3.2-3　G_cテーブルの概要

G_c算出モデル	内部流体の状態	独立変数	サイズ
Henry	サブクール水	(f, xld, P, T)	20×20×20×20=160000 個
	飽和水	(f, xld, P)	20×20×20=8000 個
Moody	飽和水	(α_0, P)	20×20=400 個
	湿り蒸気	(α_0, P)	20×20=400 個

表 3.3.2-4　G_cテーブルの独立変数の値

独立変数	最小値	最大値	間隔
f(摩擦係数) [-]	0.01	15	Ln(f)が等間隔
xld [-]	0.1	30000	Ln(xld)が等間隔
α_0 [-]	0.01	40000	Ln(a_0)が等間隔
P(内圧) [MPa]	0.1	20	等間隔
T(温度) [℃]	20	400	等間隔

(2) 信頼度評価機能

1) 概要

PASCAL-SP は、地震動による応答応力の不確実さについて、認識論的不確実さか偶然的不確実さのどちらかに分類し、信頼度ごとの破損確率を算出することができる。これは、認識論的不確実さに分類された確率変数のサンプリングを行う外側のループと偶然的不確実さに分類された確率変数のサンプリングを行う内側のループの二重ループ構造によって実現されている。具体的には、外側の認識論的不確実さループにおいて認識論的不確実さを有する因子に対してサンプリングされた確率変数を用いて多数の入力ファイルを生成し、内側の偶然的不確実さループにおいて、外側のループで生成された各入力ファイルを用いて偶然的不確実さを有する因子に対する PFM 解析を行い、最終的に得られた全結果ファイルを集約して統計処理することにより、信頼度ごとの損傷確率

を求めるというものである。この外側のループに相当するのが過年度に整備した信頼度解析ツールである。

ここでは、PASCAL-SP で取り扱うことができるすべての確率変数について、認識論的不確実さか偶然的不確実さのどちらか一方に分類し､信頼度の評価が可能となるよう、信頼度解析ツールを改良した。特に、認識論的不確実さと偶然的不確実さの両者の不確実さを有しうる正規分布、若しくは対数正規分布に従う確率変数に対しては、両者の不確実さを考慮して確率変数をサンプリングすることにより、両者の不確実さを考慮した信頼度評価を可能とした。

2) 導入機能

PASCAL-SP では、確率変数について、対数正規分布、正規分布、指数分布、ワイブル分布､一様分布を設定することができる｡これらの分布に従う全ての確率変数について、認識論的不確実さか偶然的不確実さのどちらか一方に分類し、認識論的不確実さに分類された確率変数は外側の認識論的不確実さループにおいてサンプリングし、偶然的不確実さに分類された確率変数は内側の偶然的不確実さループにおいてサンプリングするよう信頼度解析ツールを改良した。また、対数正規分布及び正規分布に従う確率変数については、どちらか一方の不確実さに分類できるのに加えて、識論的不確実さと偶然的不確実さの両方の不確実さを有する確率変数として取り扱うことができるよう、以下の改良を行った。

まず対数正規分布について述べる。本報告書で信頼度評価機能について述べる際には、対数正規分布に従う確率変数 x の確率密度関数を次式で表す。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma x} \exp\left[-\frac{(\ln x - \mu)^2}{2\sigma^2}\right] \qquad (3.3.2\text{-}21)$$

x が対数正規分布に従うとき、$\ln(x)$は正規分布 $N(\mu,\sigma)$に従う。x の中央値は $\exp(\mu)$であるので、本報告書では対数正規分布のパラメータμを中央値パラメータと呼ぶ。また、対数正規分布のパラメータσを対数標準偏差と呼ぶ。

以上を踏まえ、中央値パラメータをμ、偶然的不確実さ要因を表す対数標準偏差をβ_r、認識論的不確実さ要因を表す対数標準偏差をβ_uとし、対数正規分布に従う確率変数に関して 2 重ループのサンプリングを行う機能を信頼度解析ツールに整備した。図 3.3.2-2 にサンプリングの考え方の概念図を、図 3.3.2-3 に計算フローを示す。まず認識論的不確実さを考慮するループにおいて、μとβ_u で表される対数正規分布に基づき、確率変数の値をサンプリングする。次に、ここでサンプリングされた値をνとすると、偶然的不確実さを考慮するループにおいて、同じ確率変数の分布の中央値パラメータがμ'=ln(ν)、標準偏差パラメータがβ_uであるような対数正規分布に基づき、その値をサンプリングする。これにより、対数正規分布に従う確率変数について、認識論的不確実さと偶然的不確実さ

の両方の不確実さを考慮したサンプリングが可能となる。

次いで、正規分布に対して 2 重ループのサンプリングを行う機能について述べる。平均値をμ、偶然的不確実さ要因を表す標準偏差をβ_r、認識論的不確実さ要因を表す標準偏差をβ_uとする。まず認識論的不確実さを考慮するループにおいて、$N(\mu,\beta_u)$に基づいて値をサンプリングする。次に、ここでサンプリングされた値をνとすると、偶然的不確実さを考慮するループにおいて、同じ確率変数の分布の平均がν、標準偏差がβ_rであるような正規分布に基づき、$N(\nu,\beta_r)$によりその値をサンプリングする。これにより、正規分布に従う確率変数について、認識論的不確実さと偶然的不確実さの両方の不確実さを考慮したサンプリングが可能となる。

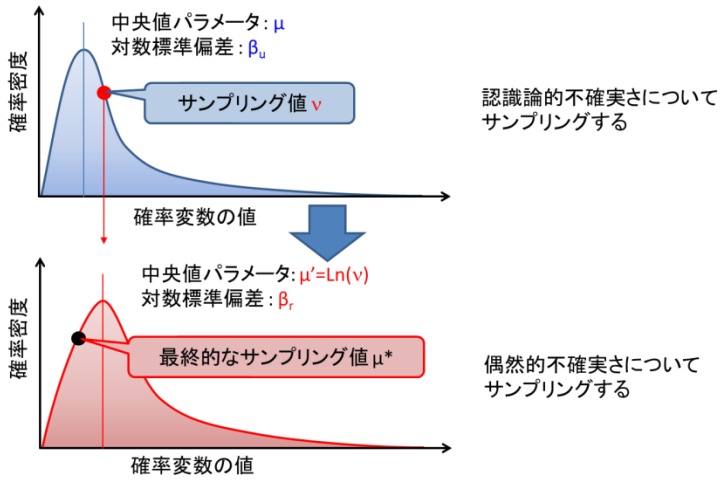


図 3.3.2-2　認識論的不確実さを考慮した評価の概念図（対数正規分布の場合）

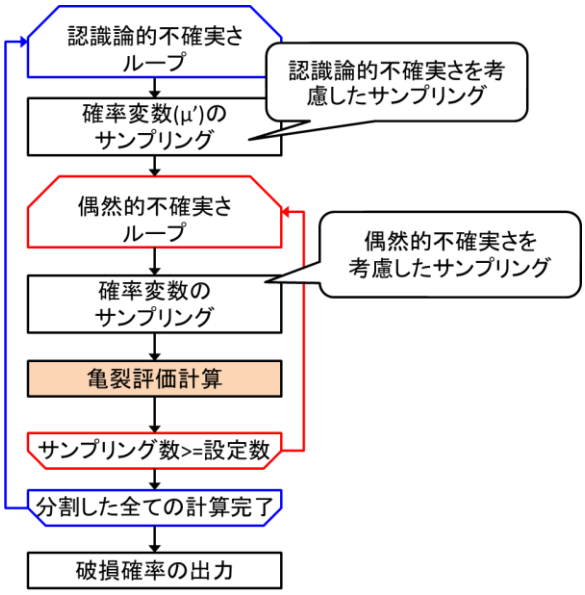


図 3.3.2-3　認識論的不確実さを考慮した計算フロー

(3) 溶接残留応力の不確実さを考慮した評価機能

1) 概要

溶接残留応力分布の不確実さを考慮した評価機能として、3.3.1 において検討したフーリエ余弦展開を用いて溶接残留応力分布の不確実さを取り扱う手法を PASCAL-SP に整備した。

2) 導入機能

本機能は、3.3.1 において検討した、フーリエ余弦展開によるフーリエ係数に対してばらつきを考慮する手法を用いて、溶接残留応力の不確実さを考慮した解析を実現するものである。本機能では、複数の残留応力分布を離散点の形式で与えられた csv ファイルを読み込み、各残留応力分布をフーリエ余弦展開することで得られたフーリエ係数のセットを得る。得られた係数の分布に従って、新たにフーリエ係数をサンプリングし、フーリエ余弦展開の式に代入することで残留応力分布を得る。本機能における溶接残留応力の入力フォーマット例について、溶接残留応力分布を入力するための csv ファイルのフォーマット例を表 3.3.2-5 に、PASCAL-SP の入力カードの例を表 3.3.2-6 に示す。

表 3.3.2-5　溶接残留応力分布の入力用 csv ファイルのフォーマット例

num of datasets,3,,	…入力する残留応力分布データセットの数
num of xot (data),26,,	…入力する位置データ(x/t)の数
num of xot (output),101,,	…出力する位置データ(x/t)の数
num of realizations,100,,	…出力する応力分布の数
correlation,1,	…相関の有無（1：相関あり、0：相関なし）
0,-91.67,-75,-33.33	…x/t, 応力値(Set1), 応力値(Set2), 応力値(Set3)…
0.04,-95.28,-77.90,-39.13	…x/t, 応力値(Set1), 応力値(Set2), 応力値(Set3)…
0.08,-97.86,-80.01,-44.36	…x/t, 応力値(Set1), 応力値(Set2), 応力値(Set3)…
0.4,-54.87,-45.88,-45.33	…x/t, 応力値(Set1), 応力値(Set2), 応力値(Set3)…
(中略)	(以下同様)
0.92,125.78,106.06,100.19	
0.96,120.52,103.23,109.47	
1,108.33,95,116.67	

表 3.3.2-6　導入機能を用いる溶接残留応力の入力カード

```
#StressDefinition
   Name = WeldResidualStress //名前は任意の名
   Type = WeldResidual
   FourierFile = "残留応力分布入力ファイル.csv"
##
```

(4) 階層別モンテカルロ法による確率分布サンプリング手法

1) 概要

PFM 解析において、モンテカルロ法により確率変数をサンプリングする場合、確率密度分布が低い領域の値についても十分なサンプル数を確保するためには非常に多くのサンプリングが必要となる。階層別モンテカルロ法は、確率密度分布を適当な数の階層に分割し、分割した階層それぞれにおいてサンプリングを行う。それにより、確率密度分布が低い領域においても確実に値がサンプリングされる。階層ごとの確率密度分布の差異については、重みをかけることで対応する。

従来の PASCAL-SP の階層型モンテカルロ法では、階層の範囲と階層数を入力する仕様となっていた。階層分割については、指定した範囲を等間隔に自動分割するため、低破損確率を精度よく求めるために、すべての階層を同様に細分化する必要があった。これに対して、低破損確率を算出する際の解析精度の向上と解析時間の低減のため、階層別モンテカルロ法によりサンプリングする階層を破損確率の精度に寄与する領域においてより細かく分割できる機能を整備した。

2) 導入機能

従来の階層型モンテカルロの階層指定のフォーマットを表 3.3.2-7 に示す。本フォーマットでは、指定した範囲を等間隔に自動分割するため、指定範囲とその分割数を指定する。ここに、表 3.3.2-8 で示すフォーマットを導入し、指定範囲を複数の区間に分割するとともに、各区間の分割数を指定できるようにした。

表 3.3.2-7　従来の階層型モンテカルロ法のフォーマット

Stratify = 0.0, 0.8, 10	指定パラメータの階層開始位置、階層終了位置、階層分割数をカンマ区切りで指定する。パラメータの単位はそのパラメータの単位を使用するが、亀裂深さについては深さ比（亀裂深さ÷板厚）を指定する。

表 3.3.2-8　導入するユーザー指定型の階層型モンテカルロ法のフォーマット

Stratify_user = 0.0, 0.1, 10 0.1, 0.4, 10 0.4, 0.5, 50 0.5, 0.8, 10	指定パラメータの階層開始位置、階層終了位置、階層分割数をカンマ区切りで指定する。各階層の範囲を複数行で指定可能とした。単位については従来と同様である。 左の例では、0.0～0.1 が 10 分割, 0.1～0.4 が 10 分割, 0.4～0.5 が 50 分割, 0.5～0.8 が 10 分割される。

(5) SCC 亀裂進展評価モデル

1) 概要

亀裂進展速度は、経年事象として IGSCC、PWSCC 及び NiSCC を考慮する場合、評価に及ぼす影響の大きい因子であることから、3.3.1 で述べたように様々な検討を基に、亀裂進展を表す式が提案されている。本事業では、3.3.1(3)において検討した IGSCC 評価モデルを PASCAL-SP に導入した。

2) 導入機能

PASCAL-SP に旧 JNES によって検討された IGSCC 亀裂進展速度線図 [84] に基づく確率論的評価モデルを導入した。溶接硬化部における IGSCC 進展速度及び溶接金属部における IGSCC 進展速度の確率論的評価モデルは、それぞれ以下の式(3.3.2-22)から(3.3.2-25)で表される。

(a) 溶接硬化部

$$\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t}=\begin{cases} C\times K^{0.47} & (2.0\times10^{-12}\le \mathrm{d}a/\mathrm{d}t) \\ 2.0\times10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t<2.0\times10^{-12}) \end{cases} \quad (3.3.2\text{-}22)$$

ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。なお、亀裂進展速度の上限値を設定する場合には、維持規格 [44] に従うものとした。

$$f(C)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right) \quad (3.3.2\text{-}23)$$

ここで、μ及びσは、1.65×10^{-11} 及び 0.4313 である。。

(b) 溶接金属部

$$\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t}=\begin{cases} C\times K^{0.449} & (2.0\times10^{-12}\le \mathrm{d}a/\mathrm{d}t) \\ 2.0\times10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t<2.0\times10^{-12}) \end{cases} \quad (3.3.2\text{-}24)$$

ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。なお、亀裂進展速度の上限値を設定する場合には、維持規格 [44] に従う。

$$f(C)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right) \quad (3.3.2\text{-}25)$$

ここで、μ及びσは、1.11×10^{-11} 及び 0.3274 である。

3.3.3 解析コードの信頼性確認

(1) 他コードとの比較解析による信頼性確認

PASCAL-SP は、SCC や疲労等の経年事象を考慮した一次系配管の破損確率を評価する解析コードである。一般に、解析コードの検証方法としては、実験結果との比較による妥当性確認等が挙げられるが、PFM が対象とするような非常に頻度の低い事象に対しては実験を行うことが困難であため、PFM 解析コードに関する妥当性確認については、異なる解析コードを用いた比較解析が広く行われている。ここで、PASCAL-SP の信頼性を確認するため、米国の PFM 解析コード（xLPR version 1.0、以下、「xLPR v.1.0」とい

う。）との比較解析を行った。比較解析においては、xLPR version 1.0 Report[89]に記載されている Pilot Study を対象とした。

1) xLPR と PASCAL-SP の機能の差異

xLPR v.1.0 と PASCAL-SP とで解析結果に影響を及ぼす差異として、使用している PWSCC 亀裂進展評価式、応力拡大係数算出式[90]や内圧の算出式等が挙げられる。以下に、解析コード間の主な差異について記す。

xLPR v.1.0 の PWSCC 亀裂進展評価モデルは、米国の知見を踏まえた確率論的評価モデルであることに対して、PASCAL-SP に整備されている PWSCC 亀裂進展評価モデルは国内の試験データを踏まえた維持規格事例規格 [111] に基づく確率論的評価モデルである。

xLPR v.1.0 の応力拡大係数算出式は、PASCAL-SP で選択可能な ASME B&PV Code Section XI[8] の応力拡大係数算出式と同様に 4 次多項式で記述された応力分布を考慮する形式であるが、ASME B&PV Code Section XI[8] の算出式とは異なる式が用いられている。また、xLPR v.1.0 では、内圧による応力の算出において、配管の断面積の算出に用いられる亀裂面積を表す項（$f_{cracked}$）を用いて、内圧により亀裂面に負荷される応力が考慮されている。

$$F_P = P\left(\frac{\pi {D_i}^2}{4} + f_{cracked}\left(\frac{\pi\left({D_o}^2 - {D_i}^2\right)}{4}\right)\right) \tag{3.3.3-1}$$

ここで、D_{o}は外径、D_{i}は内径である。

2) xLPR の亀裂進展速度評価モデル

PASCAL-SP と xLPR v.1.0 による比較解析を実施するに当たり、両コードの PWSCC 亀裂進展速度評価評価モデルの差異は結果に大きな影響を与えることが推測される。そのため、xLPR v.1.0 で用いられている亀裂進展速度評価モデルを確認し、比較用として PASCAL-SP に同様の評価モデルを導入した。以下に xLPR v.1.0 で用いる亀裂進展速度評価モデル、表 3.3.3-1 に亀裂進展速度評価モデルで用いられている変数の詳細を示す。

$$\dot{a} = exp\left[-\frac{Q_g}{R}\left(\frac{1}{T+273.15} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right]\alpha f_{weld} f_{ww}(K_I - K_{Ith})^{\beta}\left[\frac{1}{P} + \frac{(P-1)}{P}exp\left(-0.5\left(\frac{\Delta ECP_{Ni/NiO}}{c}\right)^2\right)\right] \tag{3.3.3-2}$$

[89] Rudland, D., “xLPR Version 1.0 report, Technical Basis and Pilot Study Problem Results.” NRC Letter Report, xLPR Computational Group, ML110660292, (2011).

[90] D. Rudland, et al, “Development of Computational Framework and Architecture for Extremely Low Probability of Rupture (xLPR) Code”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2010-25963, (2010)

$$\Delta ECP_{Ni/NiO} = 29.58\left(\frac{T+273.15}{298.15}\right)\log\left(\frac{[H_2]}{[H_2]_{Ni/NiO}}\right) \quad (3.3.3\text{-}3)$$

表 3.3.3-1　亀裂進展速度評価モデルの変数
（xLPR version 1.0 Report[89] より引用）

変数	記載	説明
Q_g	Thermal activation energy for crack growth	熱活性化エネルギー
R	Universal gas constant	ガス定数
T	Temperature at location of crack (°C)	亀裂存在箇所の温度
T_{ref}	Absolute reference temperature used to normalize data	正規化のための基準温度
α	Power-law coefficient	べき乗則の係数
f_{weld}	Common factor applied to all specimens fabricated from the same weld to account for weld wire/stick heat processing and for weld fabrication	溶接加工に関する同じ溶接部の共通因子
f_{ww}	“within weld” factor that accounts for the variability in crack growth rate for different specimens fabricated from the same weld	同一溶接部の異なる試験片の亀裂進展速度のばらつきを考慮するための溶接部内因子
K_I	Crack-tip stress intensity factor	亀裂先端応力拡大係数
K_{Ith}	Crack-tip stress intensity factor threshold, below which $\dot{a}$ is zero	亀裂先端応力拡大係数閾値
β	Stress intensity factor exponent	応力拡大係数指数
P	Peak-to-valley ratio for effect of electrochemical potential on crack growth rate	電気化学ポテンシャルが亀裂進展速度に及ぼす影響に対する比率
$\Delta ECP_{Ni/NiO}$	Electrochemical potential difference at the current hydrogen concentration to the Ni/NiO transition at temperature	現在の水素濃度における電気化学ポテンシャル差
c	Characteristic width of crack growth rate peak versus electrochemical potential	電気化学ポテンシャルに対する亀裂進展速度の幅

3) 決定論的解析による比較

(a) 解析条件

PASCAL-SP と xLPR v.1.0 の比較解析において、Pilot Study[89] の決定論的解析を対象とした。この決定論解析では、亀裂寸法は深さ 1.5 [mm]、長さ 3.0 [mm]、考慮する経年事象は PWSCC のみとし、破壊評価は実施せず、PWSCC による亀裂進展のみを評価している。応力に関しては残留応力、内圧、配管曲げ等を考慮している。詳細な解析条件を表 3.3.3-2 から表 3.3.3-7 に示す。当該部の材質は、ニッケル合金溶接金属である。

表 3.3.3-2　対象配管

<table>
<tr><td colspan="2">項目：配管寸法</td></tr>
<tr><td colspan="2">【条件】
・寸法：
<table><tr><td>配管寸法</td><td>値</td></tr><tr><td>外径</td><td>381.0 [mm]</td></tr><tr><td>板厚</td><td>40.132 [mm]</td></tr><tr><td>内半径</td><td>170.434 [mm]</td></tr></table></td></tr>
<tr><td colspan="2">【解説】
xLPR version 1.0 Report[89] の記載値である。</td></tr>
</table>

表 3.3.3-3　対象亀裂

<table>
<tr><td>項目：対象亀裂（初期亀裂）</td></tr>
<tr><td>【条件】
・対象亀裂：内表面周方向半楕円亀裂
・初期亀裂の深さ a：1.5 [mm]
・初期亀裂の半長 c：3.0 [mm]</td></tr>
<tr><td>【解説】
xLPR version 1.0 Report[89] の記載値である。</td></tr>
</table>

表 3.3.3-4　定常運転時の負荷条件

項目：定常時運転時の負荷条件

【条件】

・内圧による膜応力

応力種類	応力値
一次一般膜応力	15.5132 [MPa]

・自重による膜応力

応力種類	応力値
一次一般膜応力	0.0034 [MPa]

・温度による膜応力

応力種類	応力値
一次一般膜応力	0.233 [MPa]

・自重による曲げ応力

応力種類	応力値
一次曲げ応力	0.789 [MPa]

・温度による曲げ応力

応力種類	応力値
一次曲げ応力	49.475 [MPa]

【解説】xLPR version 1.0 Report[89]の記載値である。

表 3.3.3-5　溶接残留応力

項目：溶接残留応力
【条件】 ・残留応力分布を 3 次多項式近似し、以下の係数を設定 ・図 3.3.3-1 の分布

多項式の次数	係数
0 次	150.0 [MPa]
1 次	-1396.32 [MPa]
2 次	2613.96 [MPa]
3 次	-1292.64 [MPa]

【解説】

xLPR version 1.0 Report[89] の記載値である。

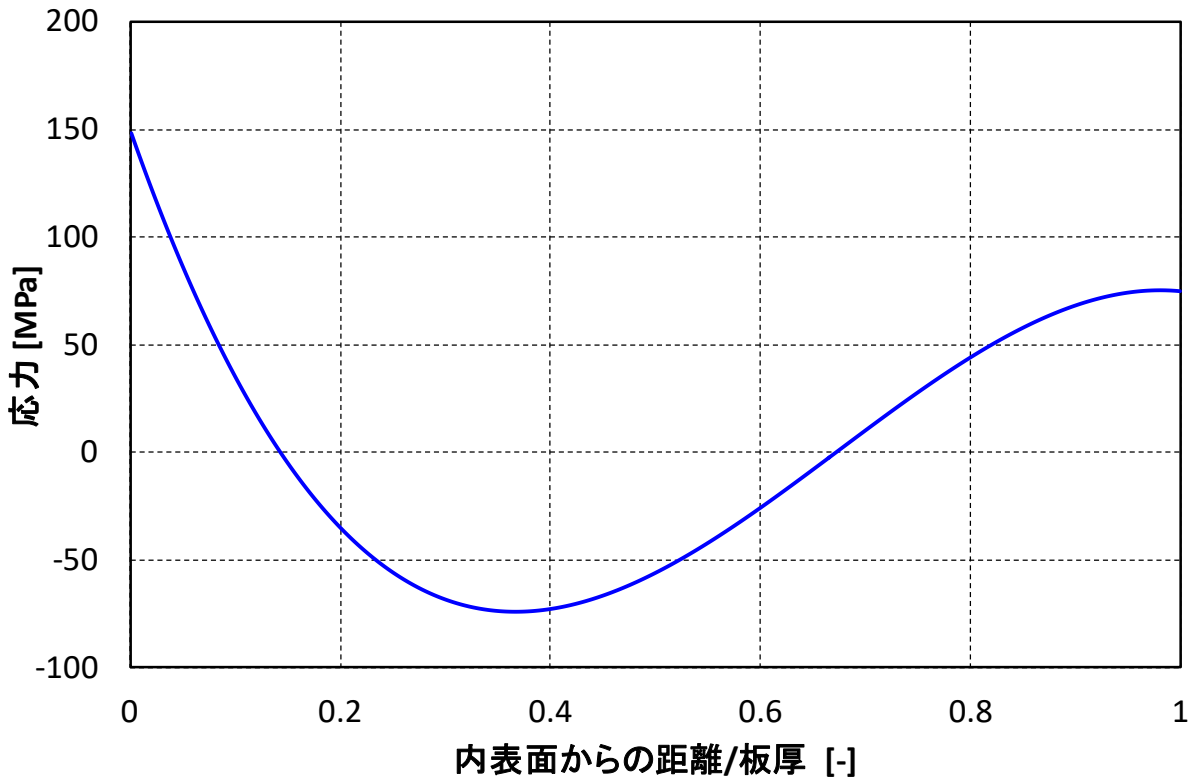


図 3.3.3-1　溶接残留応力分布

表 3.3.3-6　SCC 進展速度

項目：SCC 進展速度
【条件】 ・xLPR version 1.0 Report[89] に記載された亀裂進展モデル $\dot{a} = exp\left[-\frac{Q_g}{R}\left(\frac{1}{T+273.15}-\frac{1}{T_{ref}}\right)\right]\alpha f_{weld} f_{ww}(K_I - K_{Ith})^{\beta}\left[\frac{1}{P}+\frac{(P-1)}{P}exp\left(-0.5\left(\frac{\Delta ECP_{Ni/NiO}}{c}\right)^2\right)\right]$

変数	値	単位
α	2.01E-12	[(m/s)/(MPam$^{0.5}$) $^{1.6}$]
β	1.6	[-]
K_{th}	0	[MPa m$^{0.5}$]
T	618.15	[K]
T_{ref}	598.15	[K]
$\Delta ECP_{Ni/NiO}$	-9.716773672	[mV]
$\frac{Q_g}{R}$	15636	[K]
f_{weld}	1.074897	[-]
P	9.5	[-]
c	22.5	[mV]

【解説】

xLPR version 1.0 Report[89] の記載値である。

表 3.3.3-7　応力拡大係数の算出式

項目：応力拡大係数の算出式
【条件】 ・応力拡大係数算出条件: 膜及び曲げ応力　ASME B&PV Code Section XI[8] の応力拡大係数解 内圧　ASME B&PV Code Section XI[8] の応力拡大係数解 溶接残留応力　ASME B&PV Code Section XI[8] の応力拡大係数解 配管曲げ　Bergman[91]の応力拡大係数解
【解説】 配管曲げ以外の応力形式に対する応力拡大係数解として、ASME B&PV Code Section XI[8] の応力拡大係数解を適用しているが、xLPR v.1.0 を用いた Pilot Study [89] と同一の応力拡大係数解ではない。

(b) 解析結果

PASCAL-SP の解析結果として、評価時間に対する亀裂深さ及び亀裂長さをそれぞれ図 3.3.3-2 及び図 3.3.3-3 に示す。比較のために、xLPR version 1.0 Report[89] に記載されている亀裂深及び亀裂長さ解析結果をそれぞれ図 3.3.3-4 及び図 3.3.3-6 に示す。xLPR には SIAM と GoldSim の 2 つのバージョンがあり、同図には両者の結果がプロットされている。両バージョンともに、亀裂長さについては、貫通後の挙動についても示されているが、今回の比較では貫通までを対象とした。PASCAL-SP と xLPR v.1.0 の解析結果を重ね合わせたものを図 3.3.3-3 と図 3.3.3-7 に示す。xLPR v.1.0 の解析結果では、亀裂が貫通するまでに要した時間は GoldSim 版が 58 ヶ月、SIAM 版が 59 ヶ月であった。PASCAL-SP では 61 ヶ月であり、xLPR の結果とは 2 ヵ月から 3 ヶ月程度の差となった。一方、亀裂長さについては両コードで良く一致する結果が得られた。本解析条件下においては、両コードの解析結果は、解析コード間の解析機能の差異を考慮すると、ほぼ一致したと判断できる。

[91] M.Bergman, “Stress Intensity Factors for Circumferential Surface Cracks in Pipes,” Fatigue Fract. Engng Mater. Struct., Vol.18, No.10, pp1155,(1995).

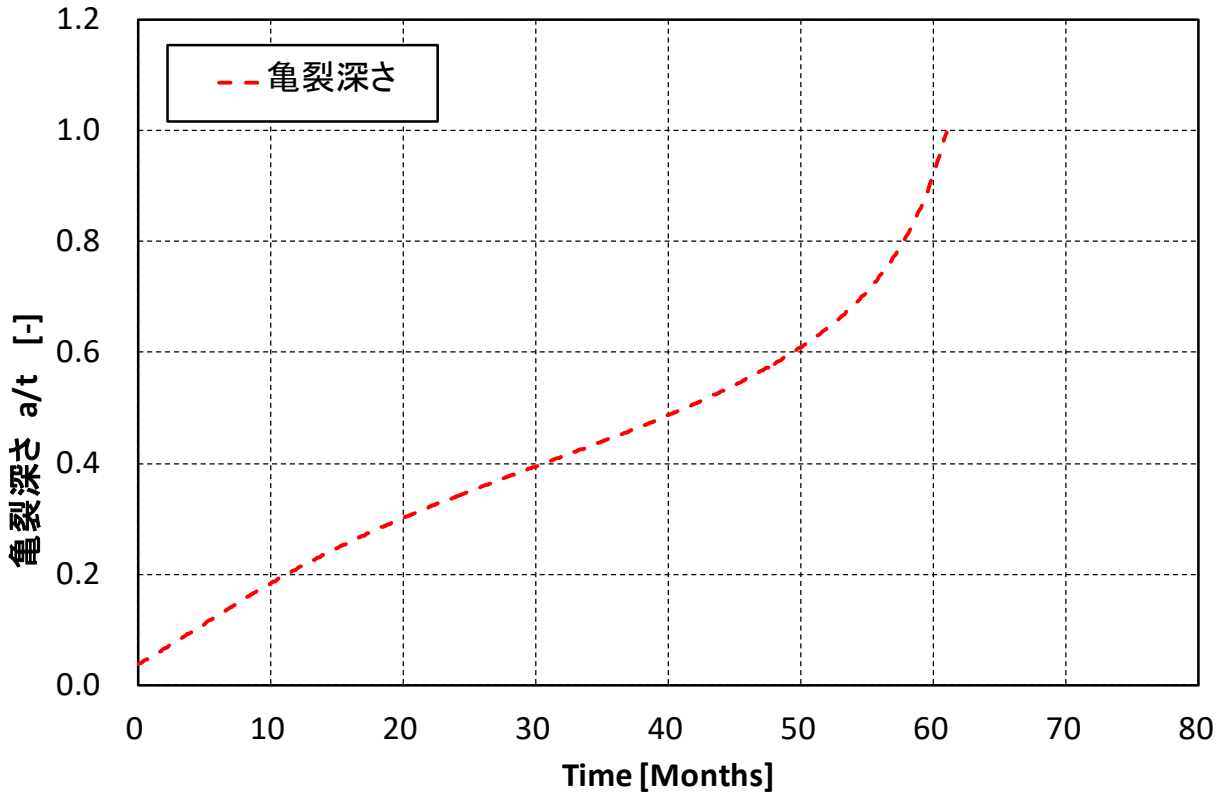


図 3.3.3-2　PASCAL-SP 決定論解析の結果(亀裂深さ)

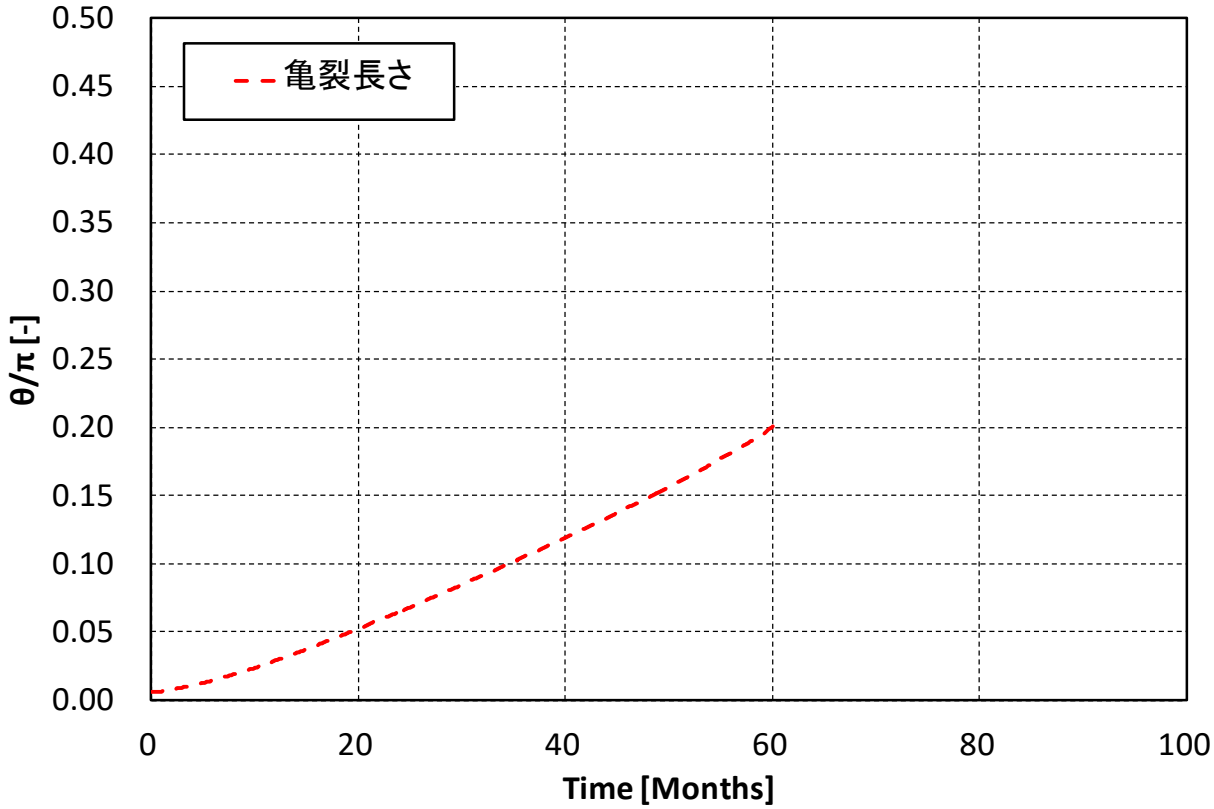


図 3.3.3-3　PASCAL-SP 決定論解析の結果(亀裂長さ)

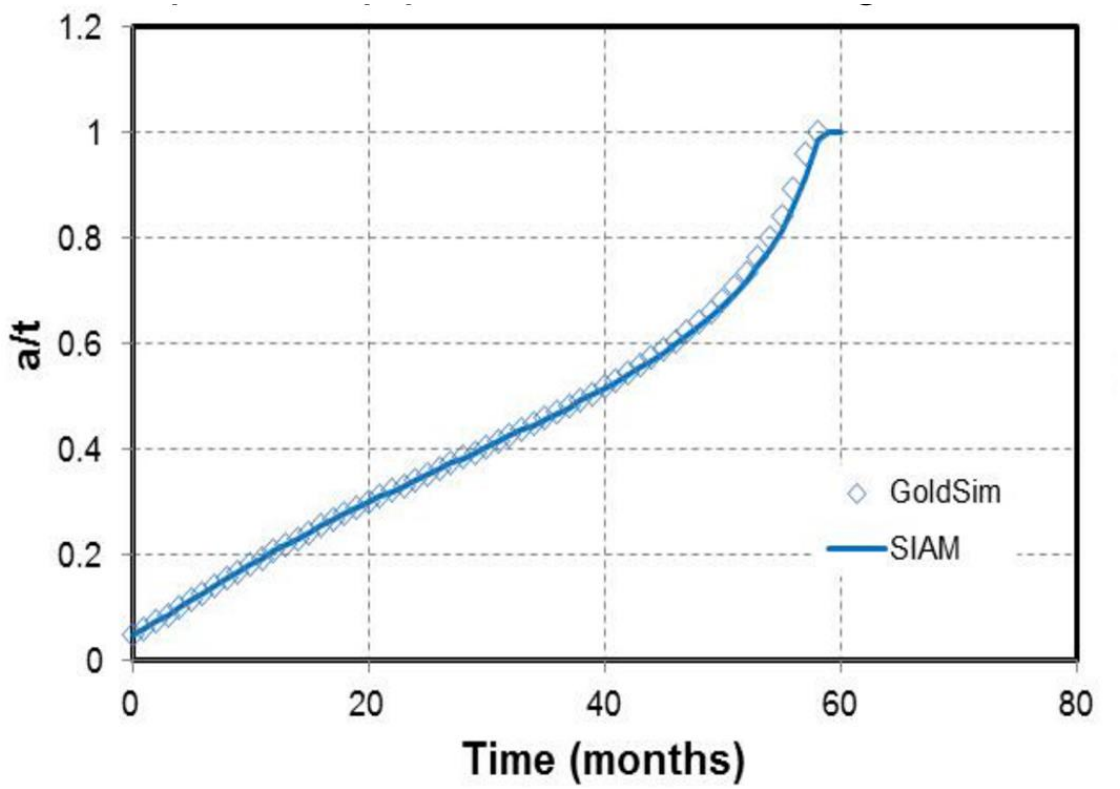


図 3.3.3-4　xLPR v.1 Pilot Study 決定論解析の結果(亀裂深さ)
（xLPR v.1 Pilot Study[89] より引用）

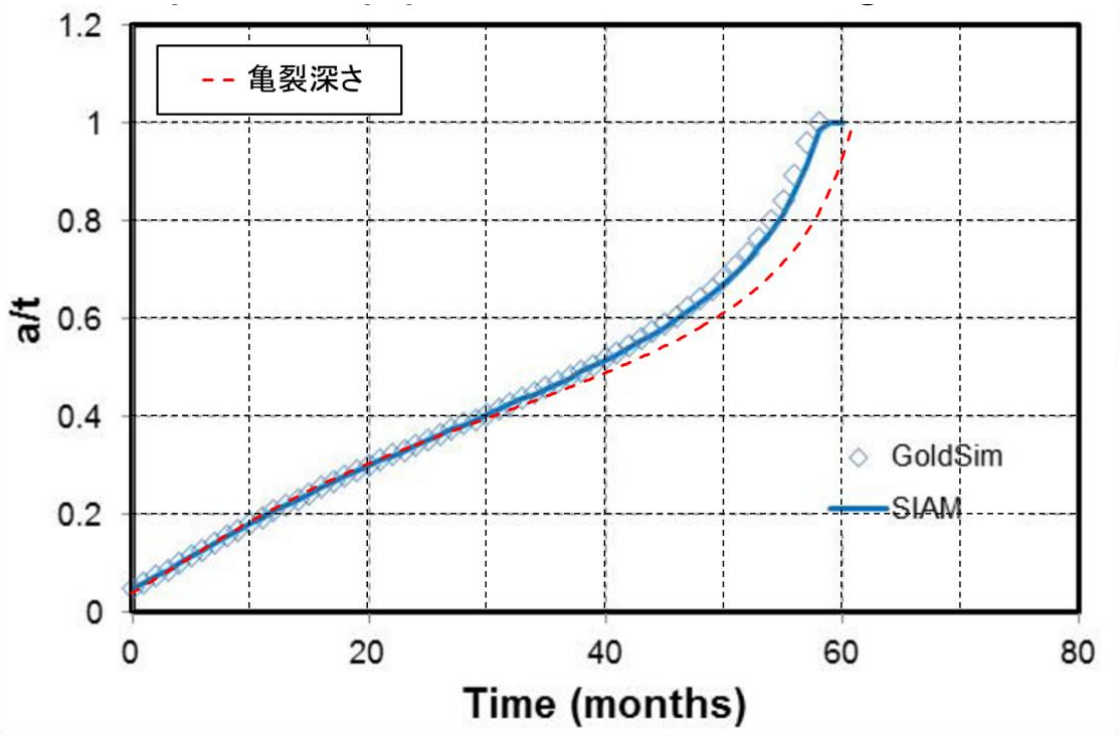


図 3.3.3-5　重ね合わせた結果図(亀裂深さ)

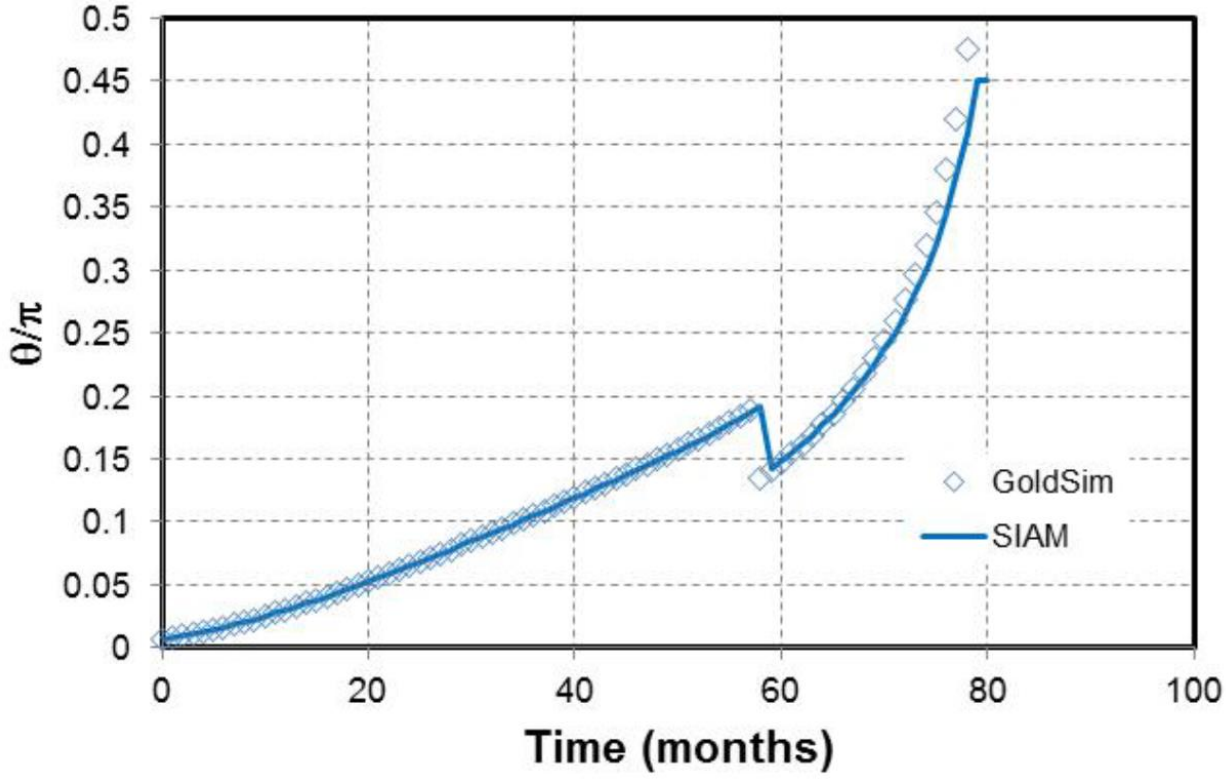


図 3.3.3-6　xLPR v.1 Pilot Study 決定論解析の結果(亀裂長さ)
（xLPR v.1 Pilot Study[89] より引用）

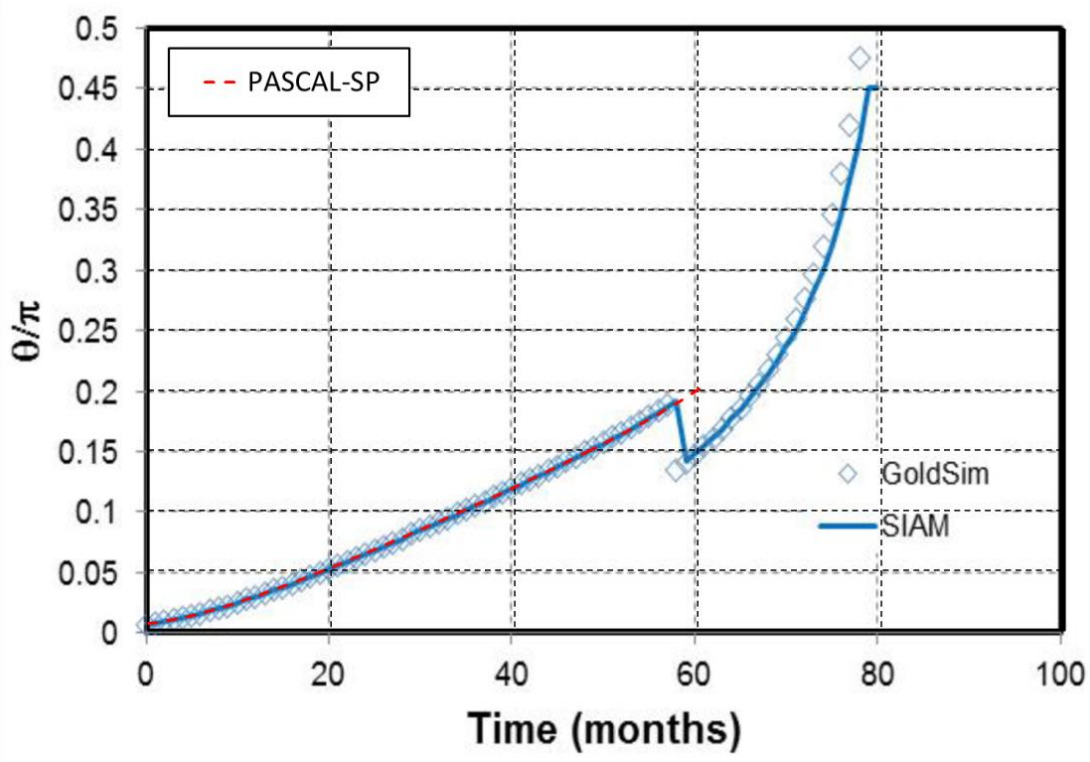


図 3.3.3-7　重ね合わせた結果図(亀裂長さ)

(2) 本年度整備した機能に関する信頼性確認

本年度 PASCAL-SP に整備した機能について、機能が適切に導入されていることを確認するために、機能検証を行った。以下、PASCAL-SP に導入した代表的な機能に関して実施した機能検証の結果について記す。

1) PWSCC に対する漏えい量評価機能の検証

(a) 検証内容

PASCAL-SP では JAERI-M レポート [86] の付録プログラムで算出したG_cのテーブルを線形補間して漏えい量を求める。そこで、JAERI-M レポート [86] に記載のある漏えい量の算出例を PASCAL-SP で再現することにより、漏えい量評価機能の正しさを確認した。

(b) 検証結果

JAERI-M レポート [86] に記載のある図 3.3.3-8 の漏えい量の算出例について、JAERI-M のプログラムによって算出された漏えい量と PASCAL-SP で算出した漏えい量を比較することで漏えい量算出機能を確認した。比較を行う対象は、軸方向貫通亀裂を想定した矩形亀裂を有する配管及び周方向貫通亀裂を想定した扇形亀裂を有する配管である。それぞれに共通の条件を表 3.3.3-8 に、矩形亀裂の条件を表 3.3.3-9 に、扇形亀裂の条件を表 3.3.3-10 に示す。なお、PASCAL-SP では応力の単位は[MPa]、漏えい量の単位は[m^3/min]を用いるが、本検証では JAERI-M レポート [86] に合わせて[kgf/mm^2]や[GPM]（gallon per minute）で結果を表示している。

まず、臨界流量算出法である Henry モデルと Moody モデルがきちんと PASCAL-SP に整備されたことを確認するため、周方向貫通亀裂を対象として Henry モデルと Moody モデルを使用してそれぞれ算出した漏えい量について、JAERI-M レポートのプログラムを用いて算出した値と PASCAL-SP を用いて算出した値の比較を行った。漏えい量について比較した結果を図 3.3.3-9 に示す。この図より、PASCAL-SP に整備した Henry モデルと Moody モデルを使用して求めた漏えい量と JAERI-M レポートのプログラムで求めた漏えい量は、一致していることがわかる。このことより、Henry モデルと Moody モデルがきちんと PASCAL-SP に整備されたことを確認した。

次に、軸方向貫通亀裂と周方向貫通亀裂を対象とした亀裂開口面積算出法が正しく PASCAL-SP に整備されたことを確認するために、それぞれの亀裂を対象として算出した漏えい量について、JAERI-M レポートのプログラムを用いて算出した値と PASCAL-SP を用いて算出した値の比較を行った。漏えい量について比較した結果を図 3.3.3-10 に示す。この図より、軸方向貫通亀裂と周方向貫通亀裂の両方に対する漏えい量評価モデルがきちんと PASCAL-SP に整備されたことを確認した。

これらの検証により、PASCAL-SP に整備した漏えい量評価機能が正常に機能していることを確認した。

表 3.3.3-8　矩形及び扇形亀裂の共通条件

入力項目	入力内容
内部流体の状態	飽和水
亀裂内 90 度折れ曲がり回数（n_t）	0
表面粗さ（μ）[μm]	30
圧力損失係数　（C）	1

表 3.3.3-9　矩形亀裂の条件

入力項目	入力内容
亀裂長さ [mm]	40
板厚[mm]	37
内圧[MPa]	7

表 3.3.3-10　扇形亀裂の条件

入力項目	入力内容
亀裂半角[度]	41.5
板厚[mm]	8.6
配管内径[mm]	48.55
内圧[MPa]	6.86 (=70kgf/cm^2)
ヤング率[MPa]	176400
流動応力[MPa]	334.67

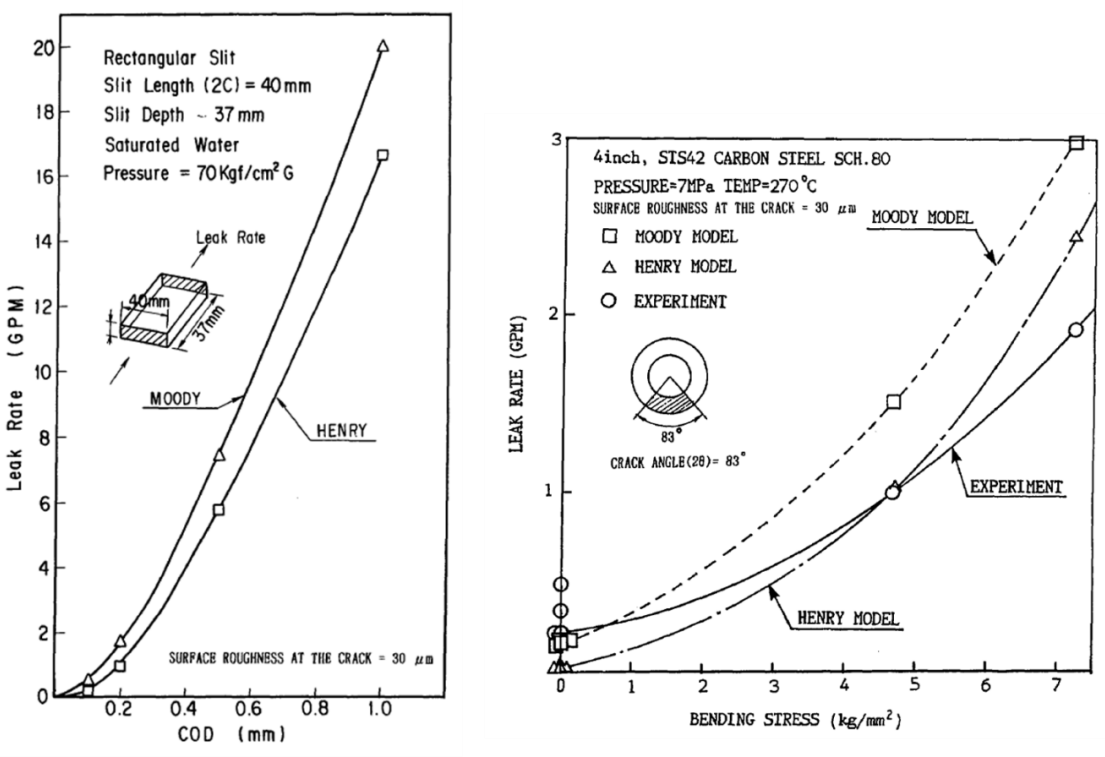


図 3.3.3-8　JAERI-M レポート [86] の漏えい量算出例（左：矩形、右：扇形）

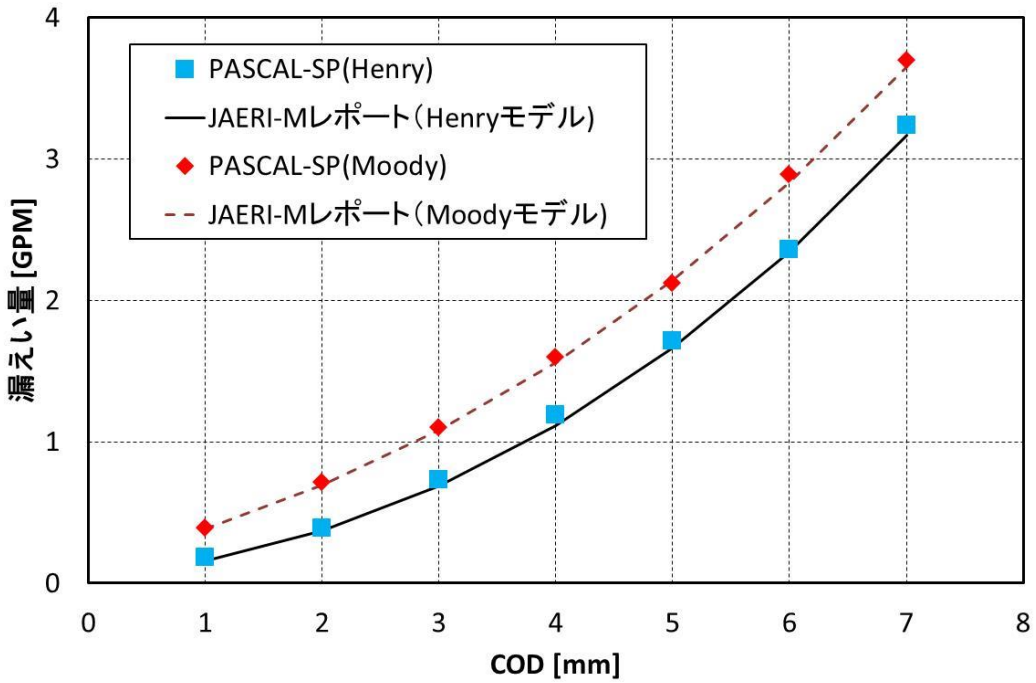


図 3.3.3-9　臨界流量算出機能の確認

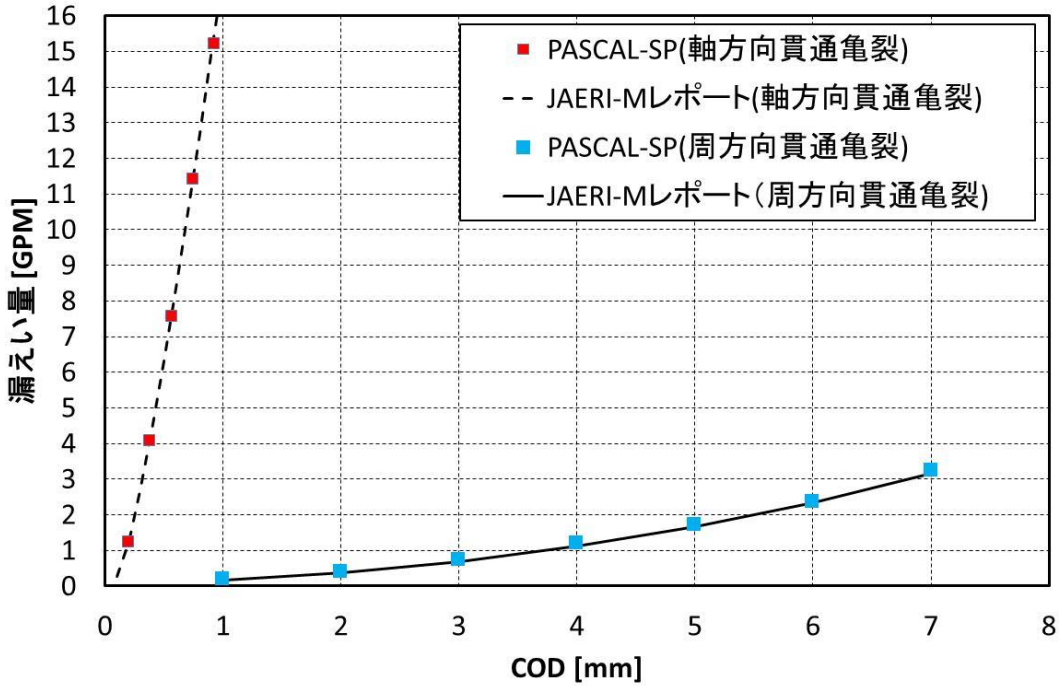


図 3.3.3-10　軸方向貫通亀裂及び周方向貫通亀裂に対する漏えい量の算出機能確認

2) 信頼度評価機能の検証

(a) 検証内容

3.3.2(2)で述べたとおり、信頼度解析ツールは外側の認識論的不確実さループを考慮するためのツールである。具体的には、①PASCAL-SP の入力ファイルを多数生成し、②偶然的不確実さループを実行した結果得られた破損確率を集計することで、破損確率の信頼度を評価する。

まず、①の機能を確認した。すなわち、信頼度解析ツールが LHS 法を用いて認識論的不確実さを考慮したサンプリングを行い、PASCAL-SP で偶然的不確実さに関するループ処理を行うための入力ファイルを生成することを確認した。

次いで、②の機能を確認した。認識論的不確実さに分類される確率変数を考慮する場合には算出される破損確率には分布があるが、その平均値は、不確実さをすべて偶然的不確実さに分類したときに算出される破損確率と等しくなるはずである。そのことを踏まえ、信頼度解析ツールを用いて算出した破損確率の平均値と、信頼度解析ツールを使用せずに偶然的不確実さのみを考慮して算出した破損確率を比較することにより、信頼度解析ツールが適切に結果ファイルを集計していることを確認した。

(b) 検証結果

まず、LHS 法を用いた認識論的不確実さを考慮したサンプリングの確認条件と結果を、対数正規分布、正規分布、指数分布、ワイブル分布、一様分布について、表 3.3.3-11 か

ら表 3.3.3-20 に示す。表には、分割された累積確率ごとに Microsoft Excel で算出した理論値と PASCAL-SP を用いた算出値を比較し、その相対誤差を記載している。LHS 法における確率変数の累積確率の分割は 40 とした。これらの表のように、確認したすべての確率分布について、信頼度解析ツールが正しく動作していることを確認した。

次いで、破損確率の平均値が不確実さの分類に依らないことの確認結果を示す。解析条件は後述する 3.3.4(2)とした。確率変数の不確実さの分類を表 3.3.3-21 に示す。認識論的不確実さを含む解析の破損確率の平均値と、認識論的不確実さを含まない解析の破損確率との比較を図 3.3.3-11 に示す。認識論的不確実さを伴う確率変数がある場合でも、算出される破損確率の平均値は不確実さを分類しない際に算出される値とよく一致した。これにより、信頼度解析ツールで不確実さが適切に分類され、認識論的不確実さを考慮するループ処理が適切であることを確認した。

表 3.3.3-11　ツールの確認用の対数正規分布のパラメータ

パラメータ	値
中央値パラメータ　μ	5.011
対数標準偏差　β_u	0.17
対数標準偏差　β_r	0.151

表 3.3.3-12　対数正規分布に関するツールの確認結果

累積確率	μ'の理論値	μ'の算出値	μ'の相対誤差[%]
0.0125	4.6295968	4.6295968	-2.5E-07
0.0375	4.7079564	4.7079564	-1.2E-10
0.0625	4.7498348	4.7498348	-7.9E-13
0.0875	4.7800623	4.7800623	3.7E-14
0.1125	4.8043676	4.8043676	-3.7E-14
0.1375	4.8250598	4.8250598	-3.7E-14
0.1625	4.8433154	4.8433154	-1.1E-13
0.1875	4.8598204	4.8598204	-1.8E-14
0.2125	4.8750132	4.8750132	0.0E+00
0.2375	4.8891928	4.8891928	3.6E-14
中略			
0.7625	5.1320778	5.1320778	-3.5E-14
0.7875	5.1462574	5.1462574	0.0E+00
0.8125	5.1614502	5.1614502	1.7E-14
0.8375	5.1779552	5.1779552	8.6E-14
0.8625	5.1962108	5.1962108	1.7E-14
0.8875	5.2169030	5.2169030	3.4E-14
0.9125	5.2412083	5.2412083	-3.4E-14
0.9375	5.2714358	5.2714358	7.1E-13
0.9625	5.3133142	5.3133142	1.0E-10
0.9875	5.3916738	5.3916738	2.1E-07

表 3.3.3-13　ツールの確認用の正規分布のパラメータ

パラメータ	値
平均　μ	111
標準偏差　β_u	2.22
標準偏差　β_r	3.33

表 3.3.3-14　正規分布に関するツールの確認結果

累積確率	μ'の理論値	μ'の算出値	μ'の相対誤差[%]
0.0125	106.02409	106.02409	-1.4E-07
0.0375	107.04737	107.04737	-6.7E-11
0.0625	107.59425	107.59425	-3.2E-13
0.0875	107.98899	107.98899	2.4E-13
0.1125	108.30639	108.30639	-4.5E-13
0.1375	108.57660	108.57660	-1.3E-13
0.1625	108.81500	108.81500	-1.4E-13
0.1875	109.03053	109.03053	-9.1E-14
0.2125	109.22894	109.22894	2.6E-14
0.2375	109.41410	109.41410	1.3E-14
中略			
0.7625	112.58590	112.58590	-1.3E-14
0.7875	112.77106	112.77106	-2.5E-14
0.8125	112.96947	112.96947	8.8E-14
0.8375	113.18500	113.18500	1.4E-13
0.8625	113.42340	113.42340	1.3E-13
0.8875	113.69361	113.69361	4.2E-13
0.9125	114.01101	114.01101	-2.1E-13
0.9375	114.40575	114.40575	3.1E-13
0.9625	114.95263	114.95263	6.2E-11
0.9875	115.97591	115.97591	1.3E-07

表 3.3.3-15　ツールの確認用の指数分布のパラメータ

パラメータ	値
λ	4.44

表 3.3.3-16　指数分布に関するツールの確認結果

累積確率	確率変数の理論値	確率変数の算出値	確率変数の 相対誤差[%]
0.0125	0.0028331	0.0028331	1.7E-13
0.0375	0.0086084	0.0086084	-2.0E-14
0.0625	0.0145357	0.0145357	-1.8E-13
0.0875	0.0206232	0.0206232	8.4E-14
0.1125	0.0268799	0.0268799	0.0E+00
0.1375	0.0333153	0.0333153	-1.2E-13
0.1625	0.0399401	0.0399401	5.2E-14
0.1875	0.0467656	0.0467656	-1.5E-14
0.2125	0.0538045	0.0538045	2.6E-14
0.2375	0.0610704	0.0610704	5.7E-14
中略			
0.7625	0.3237810	0.3237810	3.4E-14
0.7875	0.3488318	0.3488318	4.8E-14
0.8125	0.3770217	0.3770217	1.5E-14
0.8375	0.4092516	0.4092516	-8.1E-14
0.8625	0.4468764	0.4468764	3.7E-14
0.8875	0.4920725	0.4920725	1.6E-13
0.9125	0.5486749	0.5486749	-2.0E-14
0.9375	0.6244569	0.6244569	-1.8E-14
0.9625	0.7395077	0.7395077	4.5E-14
0.9875	0.9869429	0.9869429	-3.4E-14

表 3.3.3-17　ツールの確認用のワイブル分布のパラメータ

パラメータ	値
位置	5.55
縮尺	6.66
形状	7.77

表 3.3.3-18　ワイブル分布に関するツールの確認結果

累積確率	確率変数の理論値	確率変数の算出値	確率変数の 相対誤差[%]
0.0125	9.3422545	9.3422545	1.9E-14
0.0375	9.9253886	9.9253886	1.8E-14
0.0625	10.2305596	10.2305596	5.2E-14
0.0875	10.4460971	10.4460971	1.0E-13
0.1125	10.6159353	10.6159353	-6.7E-14
0.1375	10.7578280	10.7578280	1.8E-13
0.1625	10.8808157	10.8808157	8.2E-14
0.1875	10.9901628	10.9901628	-4.2E-13
0.2125	11.0892208	11.0892208	4.5E-13
0.2375	11.1802646	11.1802646	-4.3E-13
中略			
0.7625	12.5284953	12.5284953	3.0E-13
0.7875	12.5957484	12.5957484	1.6E-13
0.8125	12.6665712	12.6665712	-1.1E-13
0.8375	12.7420984	12.7420984	3.5E-13
0.8625	12.8239713	12.8239713	-3.6E-13
0.8875	12.9147263	12.9147263	3.4E-13
0.9125	13.0186536	13.0186536	2.2E-13
0.9375	13.1440534	13.1440534	1.4E-13
0.9625	13.3111381	13.3111381	1.3E-14
0.9875	13.6048580	13.6048580	3.0E-13

表 3.3.3-19　ツールの確認用の一様分布のパラメータ

パラメータ	値
区間上端	9.99
区間下端	8.88

表 3.3.3-20　一様分布に関するツールの確認結果

累積確率	確率変数の理論値	確率変数の算出値	確率変数の 相対誤差[%]
0.0125	8.893875	8.893875	-2.0E-14
0.0375	8.921625	8.921625	0.0E+00
0.0625	8.949375	8.949375	0.0E+00
0.0875	8.977125	8.977125	-2.0E-14
0.1125	9.004875	9.004875	0.0E+00
0.1375	9.032625	9.032625	-2.0E-14
0.1625	9.060375	9.060375	0.0E+00
0.1875	9.088125	9.088125	-2.0E-14
0.2125	9.115875	9.115875	0.0E+00
0.2375	9.143625	9.143625	0.0E+00
中略			
0.7625	9.726375	9.726375	0.0E+00
0.7875	9.754125	9.754125	0.0E+00
0.8125	9.781875	9.781875	0.0E+00
0.8375	9.809625	9.809625	0.0E+00
0.8625	9.837375	9.837375	0.0E+00
0.8875	9.865125	9.865125	0.0E+00
0.9125	9.892875	9.892875	0.0E+00
0.9375	9.920625	9.920625	-1.8E-14
0.9625	9.948375	9.948375	0.0E+00
0.9875	9.976125	9.976125	0.0E+00

表 3.3.3-21　確認用の認識論的不確実さ及び偶然的不確実さのパラメータ

確率変数	不確実さの分類
亀裂発生時刻	認識論的不確実さのみ μ= 2.22028985、β_u =0.485 の対数正規分布
亀裂発生位置	偶然的不確実さのみ
亀裂寸法	偶然的不確実さのみ
材料物性	偶然的不確実さのみ
亀裂進展速度	偶然的不確実さのみ
地震応答応力	認識論的不確実さのみ μ = 5.010635294、β_u =0.2 の対数正規分布

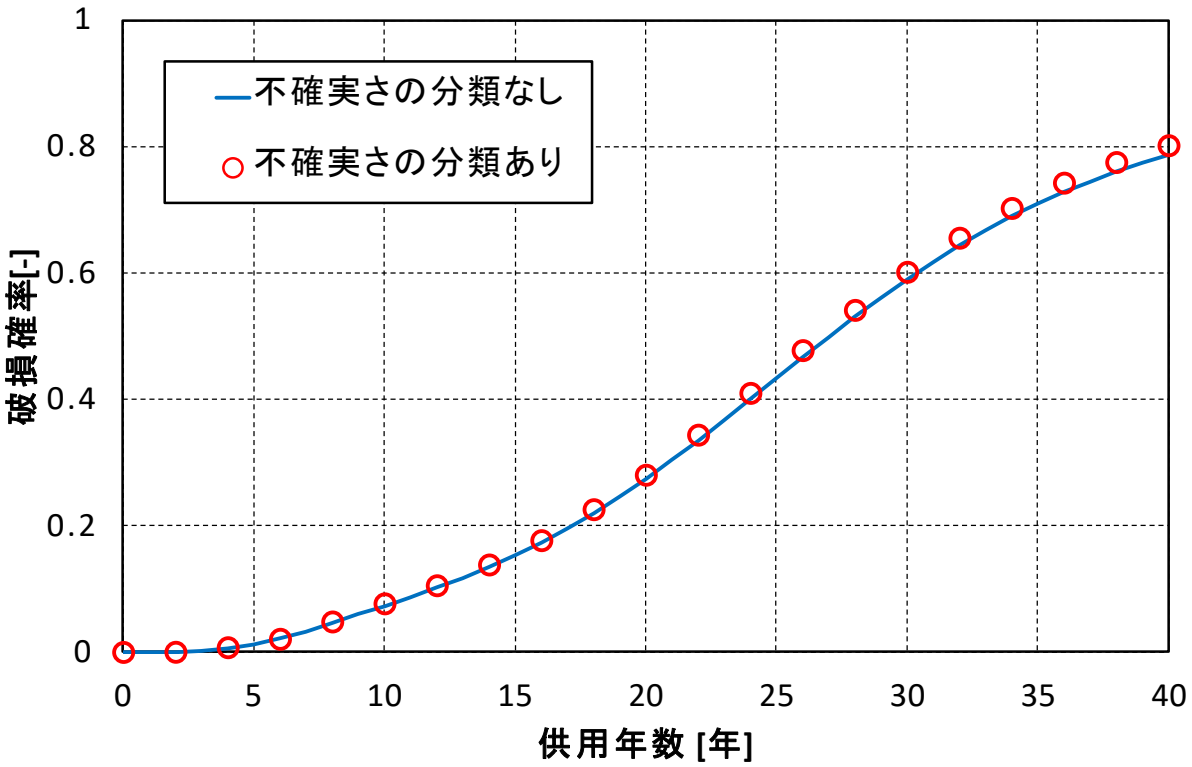


図 3.3.3-11　破損確率の平均値の比較

3) 残留応力の不確実さを考慮した評価機能の検証

(a) 検証内容

3.3.2(3)項で述べたように、本機能では、溶接残留応力解析により得られた溶接残留応力分布を離散点で入力し、与えられた複数の溶接残留応力分布を基に不確実さを考慮した解析を可能にする。すなわち、与えられた複数の溶接残留応力分布から各離散点におけるフーリエ係数を取得し、フーリエ係数の平均値と標準偏差を求める。求められたフ

ーリエ係数の分布から、一様乱数に従い、新たなフーリエ係数を生成するものである。

本機能が適切に導入されていることを確認するため、ここでは、0 から 1 の範囲で生成される乱数を 0.1、0.25、0.5、0.75、0.9 と固定した上で、本機能と同様の手順に従い Microsoft Excel により生成された溶接残留応力分布と、PASCAL-SP で生成された溶接残留応力分布を比較した。検証のために入力として用いた溶接残留応力分布は図 3.3.3-12 に示す 3 つの溶接残留応力分布である。

また、乱数を用いた場合に適切に残留応力分布が生成されていることを確認するため、乱数を発生させることにより 100 セットの残留応力分布を生成し、内表面における応力値の分布が正規分布となっていることを確認した。

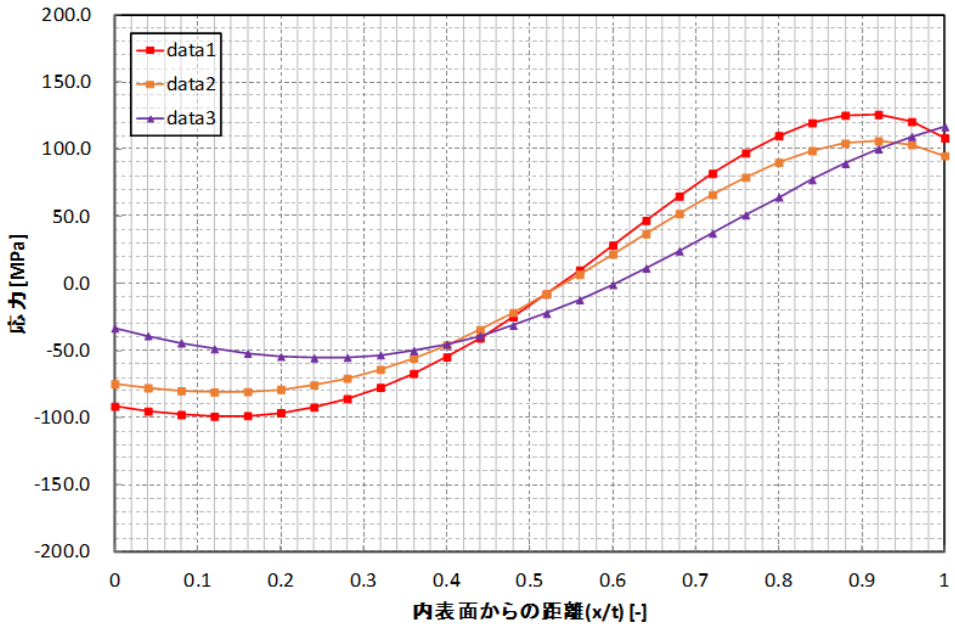


図 3.3.3-12　検証において入力として用いた溶接残留応力分布

(b) 検証結果

乱数を 0.1、0.25、0.5、0.75、0.9 と固定して生成された残留応力分布について、計算手順に従って作成した比較用の分布と、本機能を用いて PASCAL-SP により生成した残留応力分布の板厚比 0.1 ごとの値を図 3.3.3-13 にプロットした。2 つの値は完全に一致しており、本機能が適切に動作していることを確認した。

次に、本機能を用いて生成した 100 セットの残留応力分布を図 3.3.3-14 に示す。得られた残留応力分布の x/t = 0.0 となる内表面における応力値の分布に対して、Jarque-Bera 検定[92]を実施した。Jarque-Bera 検定は、標本データが正規分布に従うかどうかを調べる検定である。この検定により、生成した残留応力分布の内表面における応力値は、正規

[92] M. C. Jarque; K. A. Bera, “A test for normality of observations and regression residuals”. International Statistical Review 55 (2), 163–172, (1987).

分布に従うことが確認された。このことから、本機能が適切に動作していることを確認した。

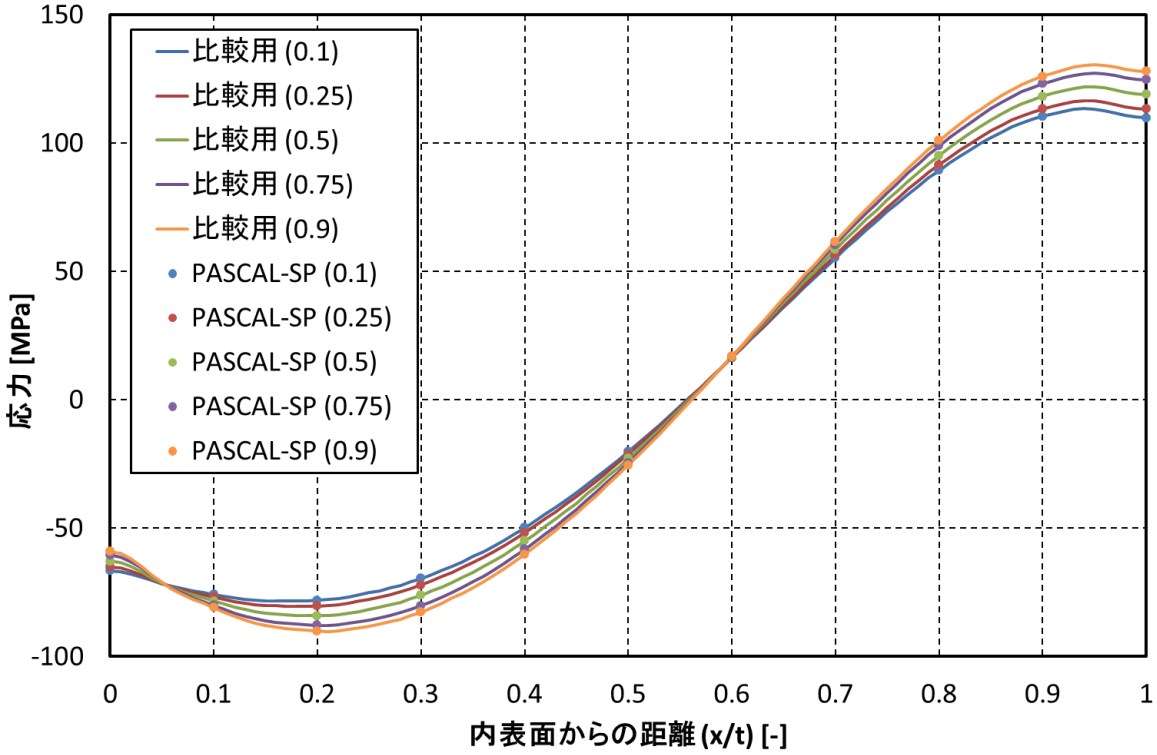


図 3.3.3-13　乱数を固定して生成した残留応力分布の比較

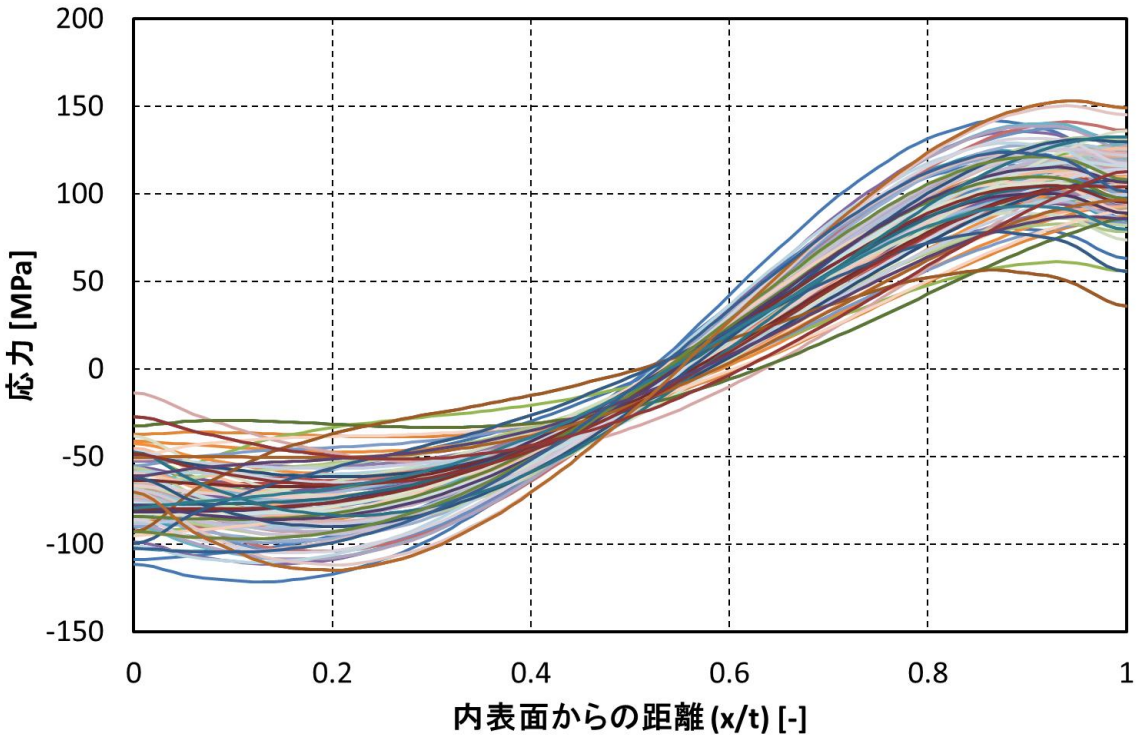


図 3.3.3-14　導入機能を用いて生成した 100 セットの残留応力分布

4) 階層別モンテカルロ法による確率分布サンプリング手法の検証

(a) 検証内容

導入した機能は従来の階層別モンテカルロ法をより効率的に発展させたものである。従来は PASCAL-SP が階層を等間隔に区切っていたが(以下、「均等分割形式」という。)、ユーザーがきめ細かな階層の指定をする（以下、「ユーザー指定形式」という。）ことができるようにした。そのため、①ユーザーが指定した階層に従って階層別サンプリングを行っていることと、②ユーザーが指定した階層に従ってサンプリングすることでより効率的に収束値を得られることの 2 点を確認することで、機能が適切に導入されていることを確認した。

(b) 検証結果

まず、ユーザー指定形式を使用した際に指定した階層に従って階層別サンプリングを行っていることの確認を行った。亀裂深さ比 a/t について表 3.3.3-22 に示すように、$0 \leqq a/t < 0.2$、$0.2 \leqq a/t < 0.4$、$0.4 \leqq a/t < 0.8$ の 3 区間について、それぞれ 10 分割、20 分割、5 分割するよう階層を指定した。サンプリングされた亀裂深さ比のヒストグラムを図 3.3.3-15 に示す。また出力ファイルに出力された階層分割情報を表 3.3.3-23 に示す。図 3.3.3-15 より、亀裂深さ比 a/t が 0 から 0.2 までの区間においては 10 階層のそれぞれに対して 5 個、つまり 50 個のサンプリングがなされ、0.2 から 0.4 までの区間では 20 階層

のそれぞれに対して 5 個､つまり 100 個のサンプリングがなされている｡このことより、指定した条件どおりの階層別サンプリングがなされていることを確認した。

次いで、同様の解析条件を用いて、20 年時点における破断確率について、従来の均等分割形式を用いた解析結果と、ユーザー指定形式で亀裂深さ *a/t* が 0.2 から 0.4 までの範囲を中心に分割数を増やした場合の解析結果を比較した。分割した総数ごとにプロットしたグラフを図 3.3.3-16 に、値を表 3.3.3-24 に示す。図 3.3.3-16 より、均等分割形式では 80 分割で解が収束しているのに対して、ユーザー指定形式では 40 分割で解がほぼ収束しており、ユーザー指定形式を用いたほうが、分割数に対する解の収束が速い。また、従来の均等分割形式でサンプリング数自動最適化ループを用いて最適化を実施した場合とユーザー指定形式で分割した場合の解析結果を比較した。自動最適化ループを用いた計算においては、分割数やサンプリング数等の条件によって解析結果が変化する。計算終了までに要した時間に対する破断確率を図 3.3.3-17 及び表 3.3.3-25 に示す。図 3.3.3-17 の黒破線は自動最適化ループを用いて十分に時間をかけて得られた破断確率の収束値である。計算時間に応じて破断確率は収束するが、ユーザー指定形式のほうが均等分割形式よりも短い計算時間で破断確率が収束することを確認した。

これらより、この機能が適切に導入されていることを確認するとともに、短い解析時間で十分な精度の破損確率を得ることができることを確認した。

表 3.3.3-22　指定した亀裂深さの条件

対象項目	内容
亀裂深さの確率分布	対数正規分布
中央値パラメータ μ	-5.12151
対数標準偏差 σ	0.4232
階層	(0.0, 0.2)区間を 10 等分 (0.2, 0.4)区間を 20 等分 (0.4, 0.8)区間を 5 等分
各階層におけるサンプル数	5

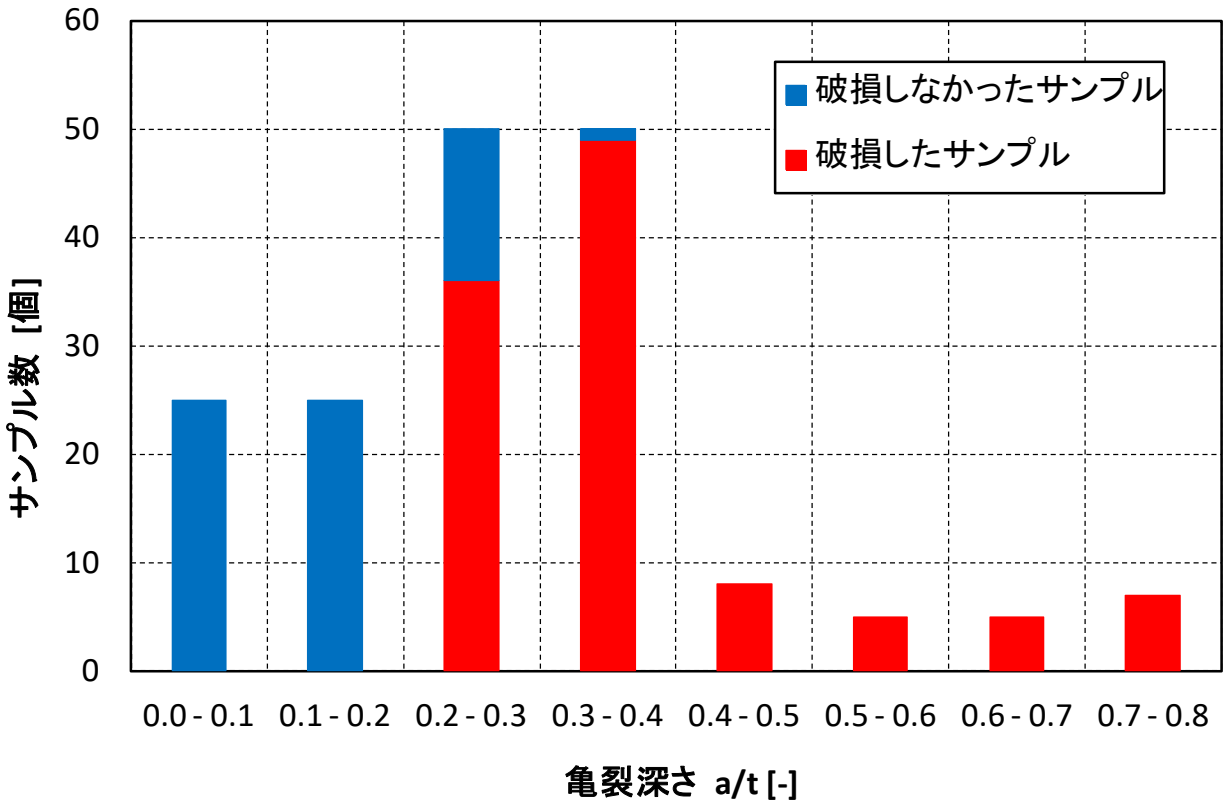


図 3.3.3-15　サンプリングされた亀裂深さのヒストグラム

表 3.3.3-23　出力ファイルに出力された階層分割情報

--- 階層分割情報 ---

階層番号	階層開始位置	階層終了位置	重み
0	0.00000e+000	2.00000e-003	4.89819e-003
1	2.00000e-003	4.00000e-003	1.67415e-001
2	4.00000e-003	6.00000e-003	3.32885e-001
3	6.00000e-003	8.00000e-003	2.50587e-001
4	8.00000e-003	1.00000e-002	1.32999e-001
5	1.00000e-002	1.20000e-002	6.18370e-002
6	1.20000e-002	1.40000e-002	2.74350e-002
7	1.40000e-002	1.60000e-002	1.20593e-002
8	1.60000e-002	1.80000e-002	5.34471e-003
9	1.80000e-002	2.00000e-002	2.40854e-003
10	2.00000e-002	2.10000e-002	6.58550e-004
11	2.10000e-002	2.20000e-002	4.49304e-004
12	2.20000e-002	2.30000e-002	3.08252e-004
13	2.30000e-002	2.40000e-002	2.12665e-004
14	2.40000e-002	2.50000e-002	1.47537e-004
15	2.50000e-002	2.60000e-002	1.02919e-004
16	2.60000e-002	2.70000e-002	7.21851e-005
17	2.70000e-002	2.80000e-002	5.08996e-005
18	2.80000e-002	2.90000e-002	3.60787e-005
19	2.90000e-002	3.00000e-002	2.57043e-005
20	3.00000e-002	3.10000e-002	1.84047e-005
21	3.10000e-002	3.20000e-002	1.32424e-005
22	3.20000e-002	3.30000e-002	9.57344e-006
23	3.30000e-002	3.40000e-002	6.95309e-006
24	3.40000e-002	3.50000e-002	5.07275e-006
25	3.50000e-002	3.60000e-002	3.71719e-006
26	3.60000e-002	3.70000e-002	2.73551e-006
27	3.70000e-002	3.80000e-002	2.02147e-006
28	3.80000e-002	3.90000e-002	1.49986e-006
29	3.90000e-002	4.00000e-002	1.11724e-006
30	4.00000e-002	4.80000e-002	3.04673e-006
31	4.80000e-002	5.60000e-002	3.57410e-007
32	5.60000e-002	6.40000e-002	5.05323e-008
33	6.40000e-002	7.20000e-002	8.33416e-009
34	7.20000e-002	8.00000e-002	1.56414e-009

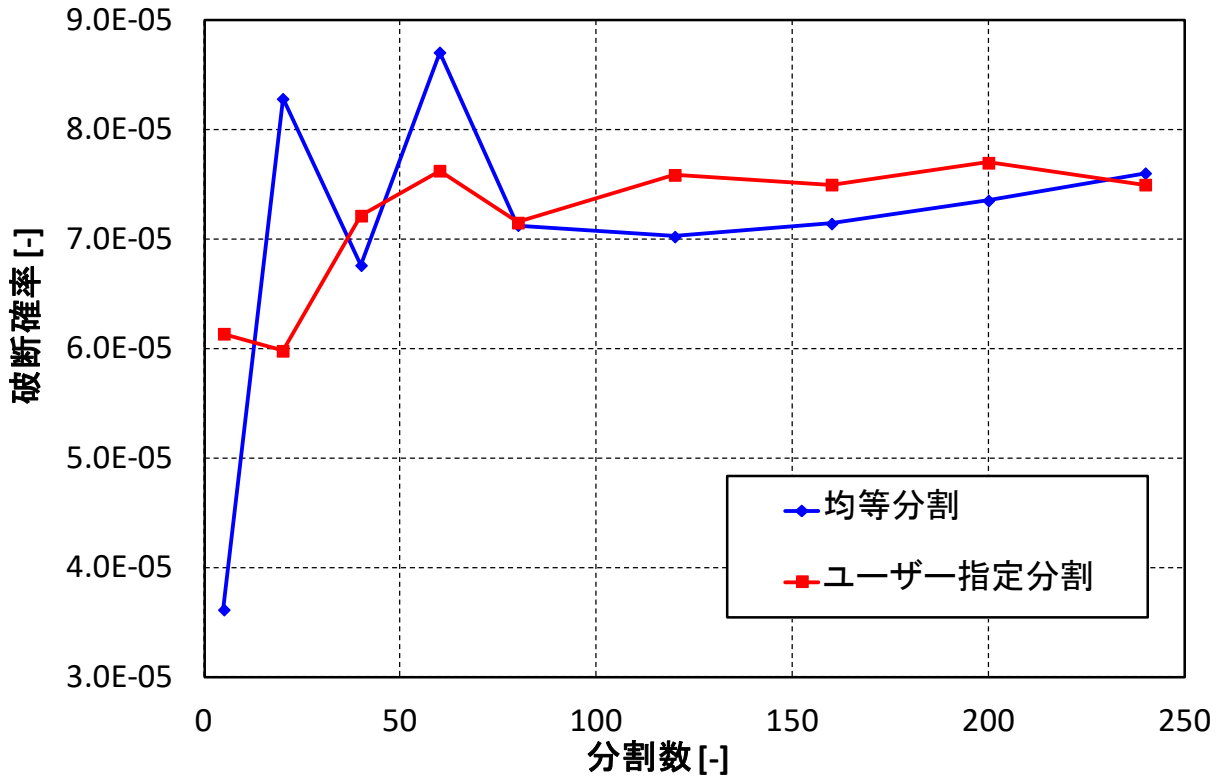


図 3.3.3-16　分割数に対する 20 年目の破断確率

表 3.3.3-24　分割方法による分割数と破断確率の関係の比較

	計算時間 [sec]		破断確率 [-]	
分割数	均等分割	ユーザー指定分割	均等分割	ユーザー指定分割
5	2	3	3.61E-05	6.14E-05
20	9	12	8.28E-05	5.98E-05
40	17	23	6.76E-05	7.22E-05
60	26	37	8.71E-05	7.63E-05
80	34	47	7.13E-05	7.15E-05
120	52	75	7.02E-05	7.59E-05
160	71	94	7.14E-05	7.50E-05
200	88	115	7.35E-05	7.7E-05
240	104	139	7.60E-05	7.50E-05

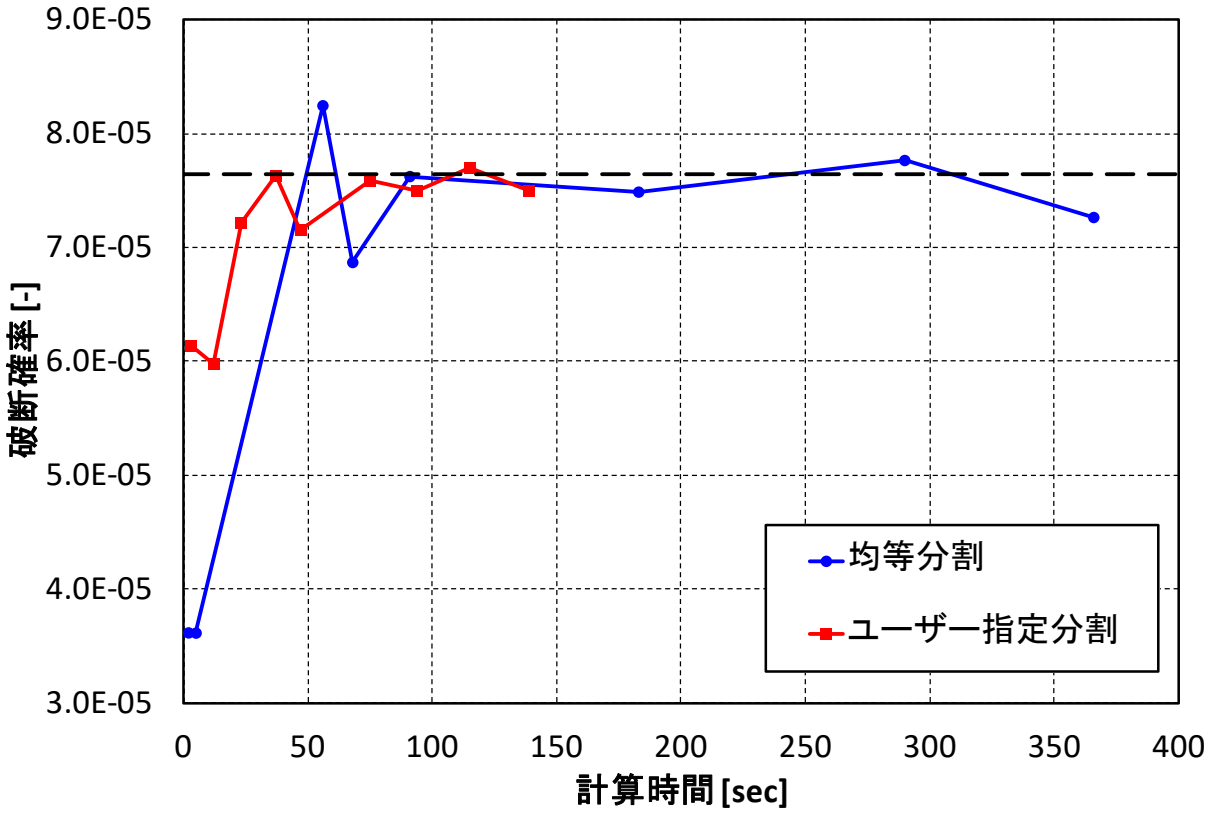


図 3.3.3-17　サンプリング数自動最適化ループを使用した解析結果との比較

表 3.3.3-25　ユーザー指定分割と自動最適化ループを使用した均等分割との結果の比較

均等分割			ユーザー指定分割		
分割数	計算時間[sec]	破断確率[-]	分割数	計算時間[sec]	破断確率[-]
5	2	3.61E-05	5	3	6.14E-05
10	5	3.61E-05	20	12	5.98E-05
12	56	8.25E-05	40	23	7.22E-05
15	68	6.87E-05	60	37	7.63E-05
20	91	7.62E-05	80	47	7.15E-05
40	183	7.49E-05	120	75	7.59E-05
60	290	7.76E-05	160	94	7.5E-05
80	366	7.26E-05	200	115	7.7E-05

5) SCC 亀裂進展評価モデルの検証

(a) 検証内容

3.3.2(5)で PASCAL-SP に整備した、旧 JNES が整備した SCC 亀裂進展速度線図[84]に基づく確率論的評価モデルに基づく亀裂進展速度評価機能の検証として、表 3.3.3-26 に示す条件で K_I に対する SCC 亀裂進展速度を計算した。亀裂進展速度の上限値としては、維持規格[44]に低炭素ステンレス鋼の亀裂進展速度の上限値として記載されている 2.1×10^{-10} m/s を設定した。

表 3.3.3-26　SCC 亀裂進展速度評価機能の検証条件

変数	溶接硬化部	溶接金属部
亀裂進展速度係数　C	対数正規分布 $\mu = 1.65\times10^{-11}$ $\sigma = 0.4313$	対数正規分布 $\mu = 1.11\times10^{-11}$ $\sigma = 0.3274$

(b) 検証結果

図 3.3.3-18 に PASCAL-SP で算出した溶接硬化部の亀裂進展速度線図を示す。それぞれ応力拡大係数に対する亀裂進展速度の平均値とばらつきの 1σ及び 2σの値をプロットした。また、旧 JNES が整備した溶接硬化部の亀裂進展速度線図[84]を図 3.3.3-19 に、両グラフの画像を重ねたものを図 3.3.3-20 にそれぞれ示す。図 3.3.3-20 により、両グラフの亀裂進展速度が一致しており、SCC 亀裂進展評価モデルが想定した挙動となることを確認した。図 3.3.3-21 から図 3.3.3-23 に示すように、溶接金属部についても、PASCAL-SP で算出した亀裂進展速度線図と速度線図が一致することを確認した。これらより、PASCAL-SP に整備した IGSCC 亀裂進展速度評価機能が適切に機能していることを確認した。

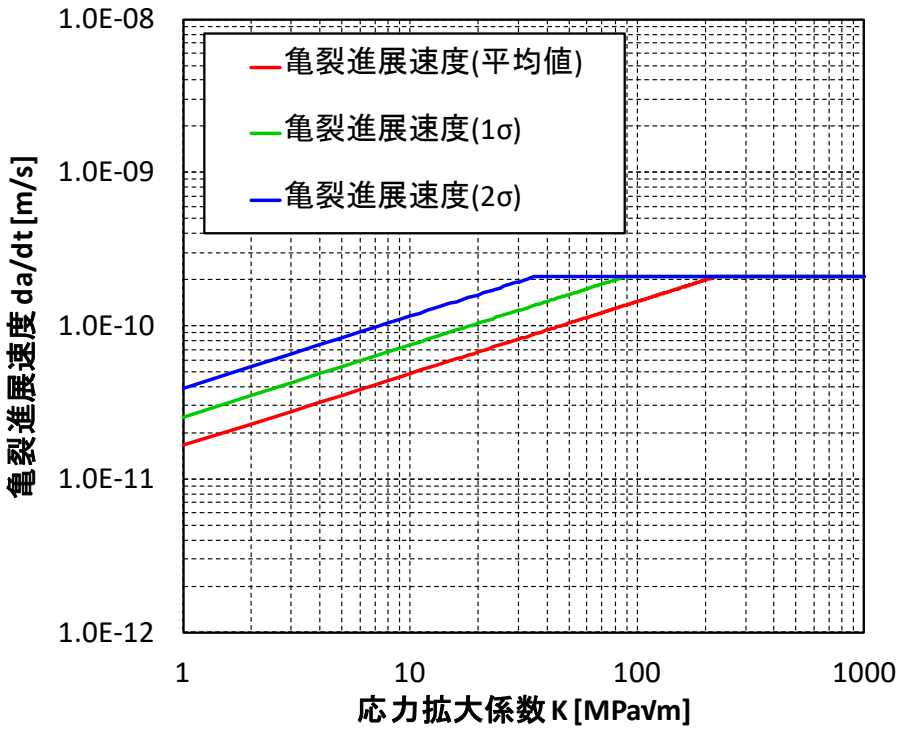


図 3.3.3-18　PASCAL-SP で計算した溶接硬化部の亀裂進展速度

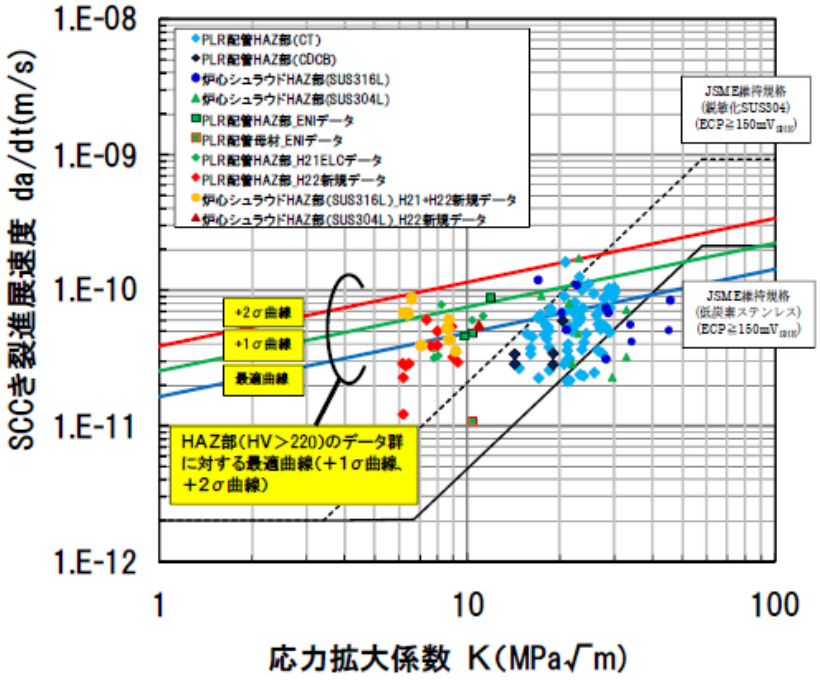


図 2.1.5-9　溶接硬化部（HV＞220）のデータ群を基準にした線図(案)（最適曲線）

図 3.3.3-19　溶接硬化部の SCC 進展速度線図

（参考文献 [84] より引用）

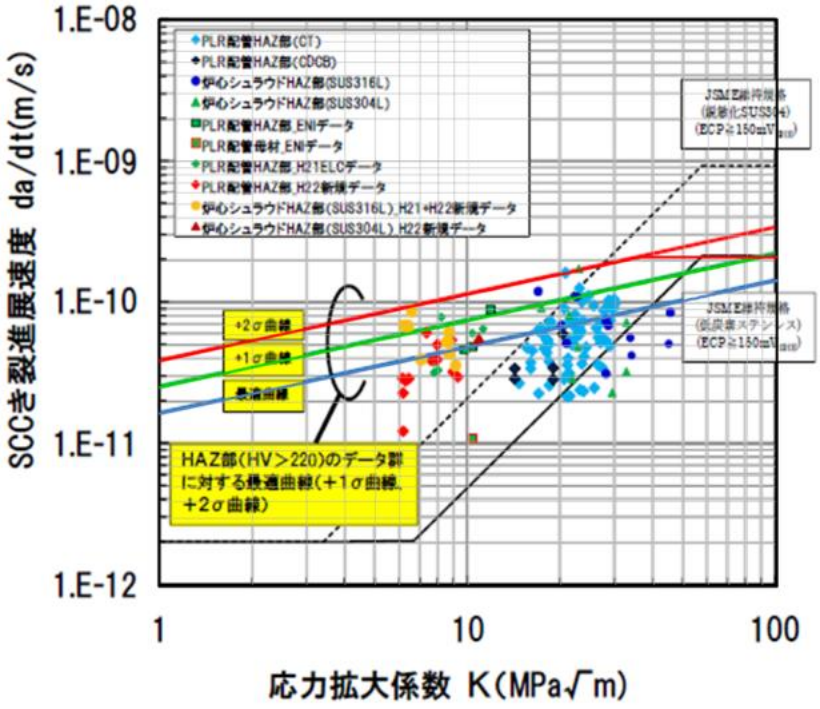


図 3.3.3-20　計算値と速度線図の重ね合わせ（溶接硬化部）

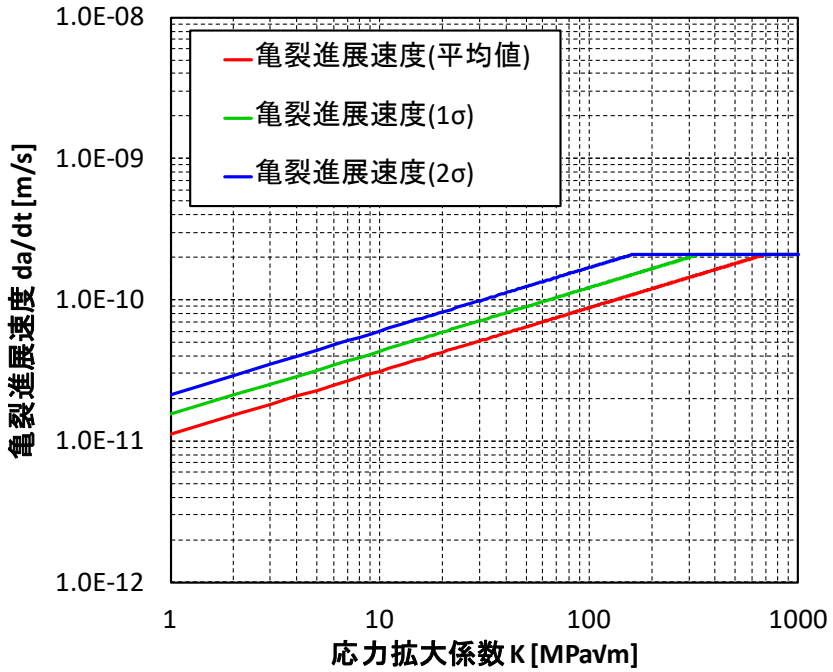


図 3.3.3-21　PASCAL-SP で計算した溶接金属部の亀裂進展速度

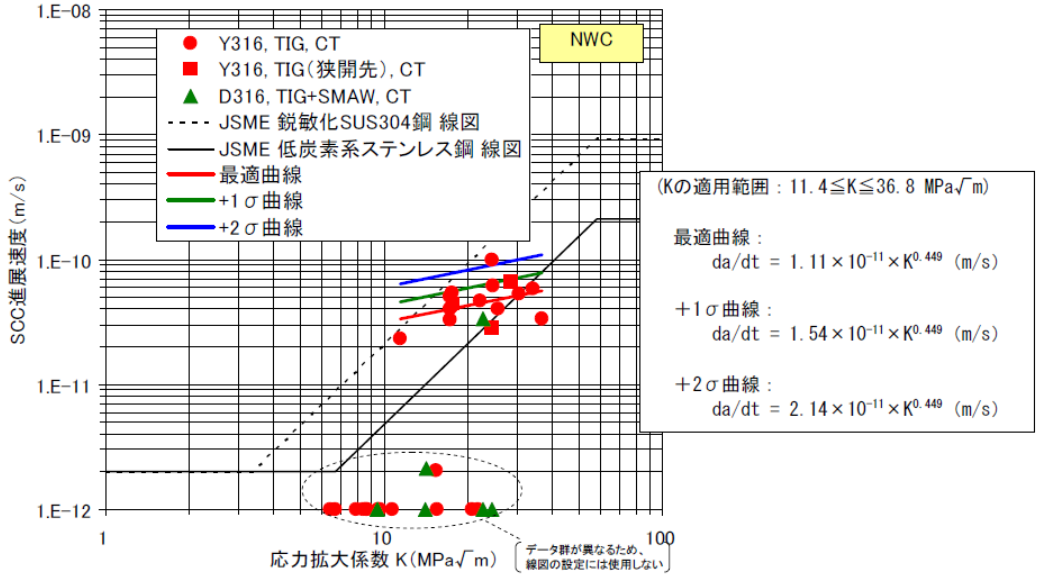


図 2.1.5-15　PLR 配管に関する低炭素ステンレス鋼溶接金属の SCC 進展速度線図（案）
（データ群Aのみで設定）

図 3.3.3-22　溶接金属部の SCC 進展速度線図
（参考文献 [84] より引用）

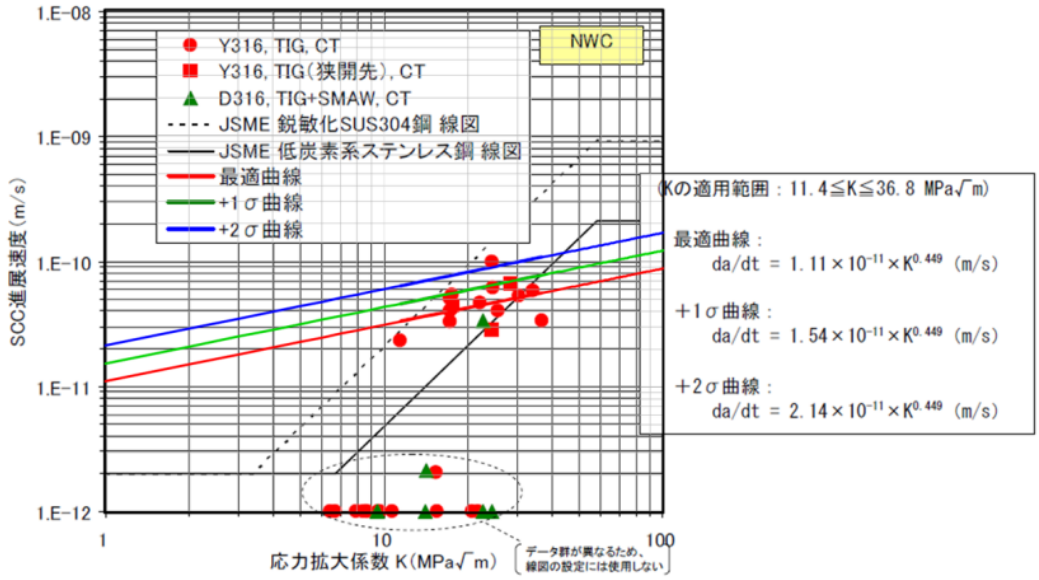


図 2.1.5-15　PLR 配管に関する低炭素ステンレス鋼溶接金属の SCC 進展速度線図（案）
（データ群Aのみで設定）

図 3.3.3-23　計算値と速度線図の重ね合わせ（溶接金属部）

3.3.4 解析要領、代表的解析手法及びモデルデータの整備

(1) 解析要領

一次系配管を対象とした解析要領について表 3.3.4-1 に示す。本解析要領は、経年配管を対象としたものである。また、本要領が想定する破損確率評価の流れについては図 3.3.4-1 に示す。

表 3.3.4-1　経年配管を対象とした PFM 評価要領

経年配管を対象とした確率論的健全性評価要領				
番号	見出し	本文	解説	参考とした他の規格の項目
1	一般事項			
1.1	目的	本評価要領は、原子力発電所における安全上重要な配管または部位及びその経年事象を考慮とした、確率論的破壊力学（Probability Fracture Mechanics, PFM）手法に基づく確率論的健全性評価要領を取りまとめたものである。	・本評価要領は新知見の反映、あるいは新知見に基づく解析の実施を妨げるものではない。	
1.2	適用範囲	本評価要領は、原子力発電所における重要な経年配管の確率論的健全性評価に資するため、応力腐食割れ（Stress Corrosion Cracking, SCC）や疲労等の経年事象による亀裂の発生や進展を考慮した､経年配管の破損確率評価について定めるものである。	–	-
1.3	用語の定義	本項では、PFM 解析手法を用いた経年配管の確率論的健全性評価に関連し、本評価要領で使用する用語について、その定義を記述する。 ・不確実さ：物理量やモデル等のばらつき。 ・偶然的不確実さ：材料特性等に見られるように物理量やモデル等が本来持っているばらつく特性による不確実さ。 ・認識論的不確実さ：知識や認識の不足に関係する不確実さ。 ・破損：漏えいや破壊等、配管が所定の機能を失った状態。 ・破損確率：破損に至る確率。 ・条件付破損確率：ある特定の条件を前提とした場合の破損確率。 ・疲労：繰返し応力によって、材料に亀裂が発生・進展する繰返し数依存型の経年事象である。 ・応力腐食割れ：腐食性の環境におかれた金属材料に引張応力が作用して生ずる経年事象であり、材料、応力、環境の 3 要因が重畳した場合に発生する現象である。 ・2 相ステンレス鋼の熱時効：オーステナイト相とフェライト相の 2 相からなる 2 相ステンレス鋼は、比較的高温状態で長時間使用すると破壊靭性が低下する等の材料特性が変化する現象である。	–	-
1.4	対象とする配管及び経年事象	経験しうる経年事象を考慮して､対象とする配管を選定する。 軽水炉配管では、炭素鋼、ステンレス鋼等の材料が使用されている。また、異種材料の溶接部等ではニッケル合金等の材料	・国内の原子力発電所の配管では、疲労による亀裂（例えば、笠原ら[25]）、低炭素系ステンレス鋼配管では、IGSCC による亀裂（例えば、原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会の報告書[26]）､ニッケル合金溶接部では､PWR	-

		が使用されている。 炭素鋼配管では、部位、環境等によって、疲労による亀裂の進展が否定できない。本評価要領では、炭素鋼配管について、疲労による亀裂進展を評価対象として考慮する。 ステンレス鋼配管では、環境や応力等の条件によって、粒界型応力腐食割れ（Intergranular Stress Corrosion Cracking, IGSCC）等による亀裂の発生、また IGSCC や疲労による亀裂の進展が否定できない。本評価要領では、ステンレス鋼配管について、IGSCC による亀裂の発生、及び IGSCC や疲労による亀裂の進展を評価対象として考慮する。 加圧水型軽水炉（Pressurized Water Reactor, PWR）におけるニッケル合金やニッケル合金溶接部では、環境や応力等の条件によって、一次冷却水中応力腐食割れ（Primary Water Stress Corrosion Cracking, PWSCC）による亀裂の発生、また PWSCC や疲労による亀裂の進展が否定できない。本評価要領では、PWR 環境中のニッケル合金やニッケル合金溶接部について、PWSCC による亀裂の発生、及び PWSCC や疲労による亀裂進展を評価対象として考慮する。 沸騰水型軽水炉（Boiling Water Reactor, BWR）におけるニッケル合金やニッケル合金溶接部では、環境や応力等の条件によって、BWR 水質環境中応力腐食割れ（Ni-based alloy Stress Corrosion Cracking, NiSCC）等による亀裂の発生、また NiSCC や疲労による亀裂の進展が否定できない。本評価要領では、BWR 環境中のニッケル合金やニッケル合金溶接部について、NiSCC による亀裂の発生、及び NiSCC や疲労による亀裂進展を評価対象として考慮する。 2 相ステンレス鋼配管では、フェライト相の割合や環境条件等によって、熱時効による破壊靭性の低下等の材料特性の変化が否定できない。本評価要領では、2 相ステンレス鋼配管について、熱時効を起因とした破損確率を評価対象として考慮する。	環境中において PWSCC による亀裂（例えば、Nakamura ら[27]）、BWR 環境中において NiSCC による亀裂（例えば、原子力安全・保安院の報告書[28]）、2 相ステンレス鋼配管において熱時効による破壊靭性の低下（例えば、Kawaguchi ら[29]）が報告されている。	
1.5	経年配管を対象とした PFM に基づく破損確率評価手順の概要	経年配管を対象とした PFM に基づく破損確率評価手順の模式図を図 3.3.4-1 に示す。対象とする配管及び経年事象を考慮して、供用年数の増加に伴う破損確率を評価する。	・経年配管を対象とした PFM に基づく破損確率評価を行うためには、評価対象とする経年事象を確認し、考慮すべき各影響因子の不確実さを決定する。 ・経年事象による亀裂の発生や進展を考慮した PFM 解析コード PASCAL-SP を用いて、図 3.3.4-1 に示す流れに沿って、破損確率の評価を行うことができる。	-
1.6	評価時期の考え方	評価対象とする経年事象を考慮した配管の破損確率を評価する上で、適切な評価開始時期を決定する。	・例えば、製造時等において生じる亀裂を評価対象とする場合は、運転開始時を評価開始時期とし、その後の供用期間の進展に伴う配管の破損確率を評価することがあり得る。また、定期検査等において検出された亀裂を評価対象とする	-

			場合は、検査時を評価開始時期とし、検査後の供用年数の増加に伴う配管の破損確率を評価することもあり得る。	
2	経年事象を考慮した破損評価			-
2.1	経年事象の選定	評価対象配管において、亀裂の存在または発生、あるいは進展に関する考慮すべき経年事象を選定する。	・既存事例等を踏まえ、炭素鋼配管では疲労、ステンレス鋼配管では疲労や IGSCC、PWR 環境中におけるニッケル合金やニッケル合金溶接部では疲労や PWSCC 等、BWR 環境中におけるニッケル合金やニッケル合金溶接部では疲労や NiSCC 等を考慮すべき対象事象として検討する。いずれにおいても、製造等に起因する初期亀裂、または運転環境に起因する発生亀裂に対して、経年事象による亀裂進展を考慮する必要がある。 ・2 相ステンレス鋼配管については、フェライト相の割合や環境条件等を考慮して、熱時効による破壊靭性の低下等の材料特性の変化を評価対象として検討する。	-
2.2	初期亀裂	製造等に起因する亀裂が存在する場合は運転開始時の初期亀裂として評価する。非破壊検査により検出された亀裂を初期亀裂として取り扱う場合は検査後の初期亀裂として評価する。 亀裂の種類、方向、寸法、個数あるいは密度、位置等、適切な評価対象亀裂（分布）を考慮する。	・例えば、製造等に起因する初期亀裂については、Harris らが提案したモデルがある[30][31]。初期亀裂の種類については配管溶接部内表面半楕円亀裂としてモデル化し、初期亀裂の深さ分布については NUREG/CR-6986 の対数正規分布モデル[32]、初期亀裂のアスペクト比分布については NUREG/CR-2189 の対数正規分布モデル[30]等を用いて評価されている。また、溶接部における単位長さ当たりの亀裂の密度モデルについては PFM 解析コード PRAISE のモデル[31]等がある。 ・非破壊検査により検出された亀裂を検査時初期亀裂として取り扱う場合がある。例えば、国内計 5 の BWR プラントの再循環系（Primary Loop Recirculation System, PLR）配管において、非破壊検査によって検出された計 42 の IGSCC 亀裂を対象として、統計処理から得られた初期亀裂の確率論的評価モデルが Machida らによって提案されている[33]。亀裂を配管内表面に存在する半楕円亀裂としてモデル化し、亀裂深さについては正規分布モデルが、亀裂半長については対数正規分布モデルが用いられている。 ・BWR の PLR 配管において、溶接熱影響部で亀裂が発生、進展する事例が確認されている。図 2.4.4-1 に配管溶接部の断面の模式図を示す[26]。溶接熱影響部の配管内表面において発生した亀裂が、溶接部に向かって進展する。内表面における溶接境界から亀裂が発生する位置までの距離を L、亀裂最深点が溶接境界に達したときの距離を dc とすると、図 3.3.4-3 に示す関係が得られている。この L と dc の関係についての確率論的評価モデルが提案されている[34]。 ・PASCAL-SP は、初期亀裂を考慮して破損確率を評価できる。考慮する解析条件を表 2.4.4-1 に示す。上記の代表的な確率論的評価モデルを設定することができる。	-
2.3	発生亀裂	評価期間中に、IGSCC、PWSCC、NiSCC 等の経年事象による亀裂が発生する場合は、発生亀裂として評価する。	・国内計 23 の BWR プラントにおける PLR 配管の計 1277 の溶接線において、非破壊検査によって検出された IGSCC 亀裂を対象として、統計処理から得られ	-

		亀裂の種類、方向、寸法、個数あるいは密度、位置等、適切な評価対象亀裂（分布）を考慮する。	た亀裂発生に係る確率論的評価モデルが Machida らによって提案されている[35]。亀裂発生時刻については図 3.3.4-4 に示す中央値が 9.21 年、対数標準偏差が 0.485 である対数正規分布のモデル、亀裂半長については図 3.3.4-5 に示す平均 14[mm]の指数分布のモデルがそれぞれ提案されている。 ・ニッケル合金を対象とした極低破損確率を評価することを目的として、USNRC と EPRI の共同によるプロジェクトで開発が進められている PFM 解析コード xLPR[36]には、Amzallag ら[37]による亀裂発生時刻の確率論的評価モデルが整備されている。また、Amzallag ら[37]による亀裂発生時刻の確率論的評価モデルを含み、より汎用的な条件設定ができる PWSCC による亀裂発生時刻の確率論的評価モデルが JAEA によって提案されている[38]。 ・BWR 環境中において NiSCC による亀裂が発生、進展する事例が確認されている。BWR 環境中の NiSCC 亀裂発生試験の結果[39]を踏まえ、統計処理から得られた亀裂発生の確率論的評価モデルが JAEA らによって提案されている[38]。 ・PASCAL-SP では、発生亀裂を考慮して破損確率を評価できる。考慮できる条件を表 2.4.4-1 に示す。上記の代表的な確率論的評価モデルを設定することができる。	
2.4	亀裂進展評価	[2.4-1 負荷条件] 配管がプラント運転中に受ける内圧、自重、熱荷重、溶接残留応力及び地震荷重等の負荷条件を考慮して亀裂進展を評価する。	-	-
		[2.4-2 経年による亀裂進展] 評価対象配管において、経年事象に対応した亀裂進展評価を行う。炭素鋼配管では疲労、ステンレス鋼配管では疲労や IGSCC、PWR 環境中におけるニッケル合金やニッケル合金溶接部では疲労や PWSCC、BWR 環境中におけるニッケル合金やニッケル合金溶接部では疲労や NiSCC は亀裂進展の評価対象経年事象となり得る。	・一般的に、SCC による亀裂進展及び疲労による亀裂進展を以下の方法で評価する。 ・SCC 亀裂進展 IGSCC、PWSCC や NiSCC 等の SCC による亀裂進展速度 da/dt は、一般的に応力拡大係数 K の関数として、次式により表される。 $$da/dt=\alpha\,(K)^{\beta}$$ ここで、α及びβは、材料及び環境条件により決定される定数である。α及びβは、材料、試験片の採取位置、環境及びその他の影響する因子を考慮した試験のデータから決定されるものである。想定する材料及び環境条件に対応した適切な亀裂進展速度がある場合は、それを用いてもよい。試験データに基づき、αを確率論的評価モデルとして取り扱うのは望ましい。 ・疲労亀裂進展 疲労による亀裂進展速度 da/dN は、一般的に応力拡大係数の変動範囲ΔK の関数として、次式により表される。	維持規格 EB-4340、添付 E-2

			$da/dN=C_0\ (\Delta K)^n$ ここで、C_0及びnは、材料及び環境条件により決定される定数である。C_0及びnは、材料、試験片の採取位置、環境、試験周波数及びその他の影響する因子を考慮した試験のデータから決定するものである。想定する材料及び環境条件に対応した亀裂進展速度がある場合は、それを用いてもよい。試験データに基づき、C_0を確率論的評価モデルとして取り扱うのは望ましい。 ・日本機械学会維持規格[40]の添付 E-2 亀裂進展速度には、材料及び使用温度に応じて、疲労による亀裂進展評価及び SCC による亀裂進展評価に用いる亀裂進展速度線図が示されている。これらは、亀裂進展速度データを踏まえて、決定論的評価を行うことを想定して設定された亀裂進展速度線図である。 ・日本機械学会維持規格[40]の IGSCC 亀裂進展速度線図及び疲労亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて、統計処理から得られた亀裂進展速度の確率論的評価モデルが提案されている[34]。 ・日本機械学会維持規格事例規格[41]の PWSCC 亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて、統計処理から得られた亀裂進展速度の確率論的評価モデルが提案されている[37]。同様に、日本機械学会維持規格事例規格[42]の PWR 一次水質環境中の疲労亀裂進展速度の確率論的評価モデルが、Nomura らによって提案されている[43]。 ・日本機械学会維持規格事例規格[44]の NiSCC 亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて、統計処理から得られた亀裂進展速度の確率論的評価モデルが提案されている[37]。また、BWR 環境中の NiSCC 亀裂の疲労試験の結果[45]を踏まえ、確率論的評価モデルが提案されている[37]。 ・PASCAL-SP では、日本機械学会維持規格[40]の亀裂進展速度線図を設定することができる。SCC による亀裂進展速度であれば上述のα、疲労による亀裂進展速度であれば上述の C_0 に相当する値を確率論的評価モデルとして設定することができる。	
		[2.4-3 応力拡大係数] 評価対象配管の幾何形状、応力分布、亀裂種類等を踏まえて、亀裂進展評価等で用いられる応力拡大係数Kを評価する。また、疲労による亀裂進展評価で用いる応力拡大係数の変動範囲（ΔK）を繰返し応力の変動幅を考慮して評価する。 亀裂進展に伴って、亀裂の寸法や形状が変化する場合においても、この変化を反映し正しく評価する必要がある。 原則として、日本機械学会維持規格のK算出式を使用する。ただし、十分な精度を有すると判断される場合、その適用範囲	・日本機械学会維持規格[40]の「添付 E-5 応力拡大係数の算出」には、平板における内部楕円亀裂、円筒における軸方向及び周方向表面半楕円亀裂、全周亀裂、軸方向に長い亀裂等に対する応力拡大係数算出式及び応力拡大係数の解が示されている。 ・日本機械学会維持規格[40]の応力拡大係数解は、亀裂アスペクト比（亀裂半長に対する亀裂深さの比）が 1 まで与えられているが、亀裂アスペクト比が大きい場合にも適用可能な応力拡大係数解が提案されている[46]。 ・日本機械学会維持規格[40]の応力拡大係数解は、亀裂面に作用する応力分布を多項式近似した場合の係数を用いて、応力拡大係数を計算するものであるた	維持規格 EB-4360、添付 E-5

		に注意して、その他の国内外の規格等の K 算出式を使用してもよい。	め、溶接残留応力等のような複雑な応力分布の場合は、計算精度が低下する可能性がある。そのため、複雑な応力分布の場合は、重み関数法[47][48]を用いることが望ましい。 ・PASCAL-SP では、日本機械学会維持規格[40]の解の他、ASME B&PV Code Section XI [47]の解、高アスペクト比亀裂の応力拡大係数解[46]、重み関数法[47]等を用いて、応力拡大係数を算出することができる。	
2.5	破損評価	[2.5-1 負荷条件] 内圧、自重や地震荷重等、適切な荷重条件を考慮して破損評価を行う。	-	-
		[2.5-2 破損評価法の選定] 配管が機能限界に達した場合を破損とする。破損のモードとして、亀裂貫通、漏えい、あるいは破断がある。表面亀裂の亀裂深さが板厚に達する場合を貫通、極限荷重評価法等の破壊評価判定を満足する場合を破断とする。	・配管が有する圧力バウンダリとしての機能が失われる破損状態は、主に亀裂の進展による貫通、貫通による冷却水等の漏えい、極限荷重評価法等の破壊評価判定を満たす破断等の状態に分類される。	-
		[2.5-3 貫通評価] 表面亀裂の深さが板厚に達する場合を貫通とする。	・板厚に対する亀裂深さの比が 1 となる場合は貫通となるが、通常亀裂進展評価に用いられる応力拡大係数の適用範囲は 1 未満となるので、日本機械学会維持規格[40]の応力拡大係数の適用範囲や保守性を考慮して、板厚に対する亀裂深さの比を 0.8 のときに貫通とみなす場合がある。 ・PASCAL-SP では、貫通と判定する際の板厚に対する亀裂深さの比を設定することができる。	-
		[2.5-4 漏えい評価] 亀裂が貫通することにより、内部の冷却水や水蒸気等が漏えいすることとなる。また、検知可能な漏えい量に達する場合を漏えい検知とする。	・代表的な漏えい量評価手法として、Harris の手法[49]、日本機械学会配管破損防護設計規格に示される手法[50]等が挙げられる。 ・PASCAL-SP では、Harris の手法[49]、日本機械学会配管破損防護設計規格に示される手法[50]を選択することができる。また、漏えい検知可能な漏えい量を設定することができる。	-
		[2.5-5 破壊評価] 評価対象配管に対して適切な破壊評価法を用いて破壊評価し、負荷応力が破壊評価法による許容応力を超える場合は、破断とする。炭素鋼配管の場合は弾塑性破壊力学評価法等、ステンレス鋼管の場合は亀裂の存在位置や溶接方法等に応じて、母材は極限荷重評価法、溶接部では弾塑性破壊力学評価法、ニッケル合金溶接部の場合は極限荷重評価法等、2 相ステンレス鋼配管の場合は J-T 法等を用いてもよい。	・例えば、日本機械学会維持規格[40]の解説（解説 3-1-16, 図 2）には、管の破壊評価法として、ステンレス鋼管及びフェライト鋼管について、亀裂が存在する位置、材料等により破壊評価法を選択する際の流れが示されている。「添付 E-9 弾塑性破壊評価法」では、Z 係数に基づく弾塑性破壊力学評価法及び管の種類、溶接部材料、溶接方法、呼び径を考慮した Z 係数の算出方法が示されている。また、維持規格事例規格には、ニッケル合金溶接部における破壊評価として、極限荷重評価法の適用について規定されている。 ・経年事象が材料特性に影響を及ぼす場合は、それを考慮する。2 相ステンレス鋼配管において、熱時効による流動応力の上昇、及び破壊靭性の低下の事例が確認されている。これらの影響について、Kawaguchi らはそれぞれ TSS モデル及び H3T モデルを提案している[29]。 ・破壊評価に係る流動応力等の材料特性については、材料特性の不確実さを考慮	

			することが望ましい。 ・PASCAL-SP では、極限荷重評価法、Z 係数に基づく弾塑性破壊力学評価法、2 パラメータ評価法、J-T 法等の破壊評価法を用いることができる。また、流動応力等の材料特性の不確実さを考慮することができる。	
2.6	非破壊検査による亀裂検出	供用前や供用中の非破壊検査による亀裂検出確率を考慮して、亀裂の検出を評価してもよい。	・評価対象配管について、配管材料、経年事象、検査チームの熟練度等を考慮して、非破壊検査による亀裂検出確率を評価するモデルとして、NUREG/CR-6986 のモデルがある[51]。	-
3	破損確率の計算			
3.1	破損確率	評価対象配管について、考慮すべき経年事象や影響因子の不確実さ等を考慮し、モンテカルロ法等の確率論的計算手法を用いて、破損確率を評価する。	・確率論的計算手法としては、モンテカルロ法、階層別モンテカルロ法、ラテンハイパーキューブ法等がある[52]。 ・モンテカルロ法は乱数を用いて破損確率を計算する手法である。影響因子の不確実さを表現するため、多くの配管サンプルを評価対象とし、それぞれの配管サンプルについて、経年事象による亀裂の発生や進展、破損等の評価を行う。そして、評価対象とする全配管サンプルに対して、破損に至る配管サンプルが占める割合を破損確率として求める。 ・高速モンテカルロ法の一種として、影響因子が分布する範囲を階層分割し、各階層からくまなく影響因子のサンプルを採点する階層別モンテカルロ法がある。また、認識論的不確実さ及び偶然的不確実さの両方の不確実さを考慮して、効率的に影響因子のサンプルを採点する方法として、ラテンハイパーキューブ法等がある。 ・PASCAL-SP では、モンテカルロ法、階層別モンテカルロ法、ラテンハイパーキューブ法等を用いて、破損確率を評価できる。	
3.2	不確実さの取り扱い	確率変数の不確実さを認識論的不確実さ及び偶然的不確実さに分類し、推定される不確実さの程度を確率分布としてモデル化し取り扱う。	・原子力規制委員会の「実用発電用原子炉の安全性向上評価に関する運用ガイド」[54]では、「確率論的リスク評価実施手法の例」を参考資料として示されている。例えば、フラジリティ評価等の段階では、認識論的不確実さと偶然的不確実を区別することとしている。 ・xLPR における確率変数が有する不確実さの分類について、認識論的不確実さとしては亀裂の発生時刻等が挙げられている。また、偶然的不確実さとしては、発生亀裂の寸法、亀裂進展速度のパラメータ等が挙げられている。 ・PASCAL-SP では亀裂発生時刻等について、認識論的不確実さ及び偶然的不確実さのそれぞれの不確実さを評価することができる。 ・PASCAL-SP では、偶然的不確実さの取り扱いに、モンテカルロ法や階層別モンテカルロ法を、認識論的不確実さを考慮した信頼度評価のために、ラテンハイパーキューブ法を適用する。	-
3.3	信頼度	破損確率の評価においては、考慮する各確率変数の不確実さを認識論的不確実さ及び偶然的不確実さに分類して、認識論的不確実さを考慮した信頼度評価を行う。	・原子力規制委員会の「実用発電用原子炉の安全性向上評価に関する運用ガイド」[54]では、「安全裕度評価実施手法の例」を参考資料として示されている。例えば、地震に係る安全裕度評価に関連し、「設計応答値及び設計耐力値を用	-

			いる場合には、その信頼度を明確にする。更に、クリフエッジ・エフェクトの値の信頼度（例えば、95%信頼度の 5%%損傷確率等）には、偶然的不確実さ及び認識論的不確実さを考慮する。」としている。 ・PASCAL-SP では、認識論的不確実さを考慮した信頼度評価を行うことができる。	
3.4	計算精度	計算された破損確率に対して、配管の破損数、モンテカルロ法のサンプリング数やモンテカルロ法の計算により破損と判定された数が十分であること等を確認する。	-	-
4	解析コード			
4.1	解析コード	亀裂を有する配管を対象とした PFM 解析コードとしては、PASCAL-SP がある。	・PASCAL-SP(PFM Analysis of Structural Components in Aging LWR - Stress Corrosion Cracking at Welded Joints of Piping)は確率論的破壊力学に基づく亀裂を有する配管の破損確率に関する評価解析コードである[55]。PASCAL-SP は、SCC や疲労等の経年事象による亀裂の発生や進展等を考慮することができる。亀裂の寸法分布、亀裂進展速度や破壊評価法等の国内知見を反映した確率論的評価モデル、溶接残留応力、応力拡大係数等の解析精度を向上させる評価モデルや評価手法を導入している。	-
4.2	解析コードの検証	解析コードを用いて破損確率を評価する場合は、解析コードの検証を行う必要がある。	・PFM 解析コードの場合は極低破損確率の計算を目的としているため、決定論的評価解析コードと異なり、試験結果との比較による検証は難しい。そのため、異なる解析コードを用いて共通的な問題を対象にベンチマーク解析を行うことは有効な検証手段である[56][57][58]。	
	参考文献			
		[25]笠原直人，林眞琴，“原子炉構造物の熱疲労に関する研究の現状と課題”，日本機械学会論文集 A 編，Vol.78, No.789, pp.583-598, (2012). [26]経済産業省原子力安全・保安院，“原子炉再循環系配管に係わる健全性評価方法について”，平成 16 年 8 月 10 日 [27]T.Nakamura, K.Taniguchi, et al., “Stress Corrosion Cracking in Welds of Reactor Vessel Nozzle at Ohi-3 and of other Vessel’s Nozzle at Japan’s PWR Plants” , PVP2009-77344, 2009 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, (2009). [28]原子力安全・保安院: 中部電力株式会社浜岡原子力発電所 1 号機における制御棒駆動機構ハウジング貫通部からの漏えいについて (最終報告書), (2002). [29]S.Kawaguchi et. al., “Prediction Method of Tensile Properties and Fracture Toughness of Thermally Aged Cast Duplex Stainless Steel Piping”, PVP2005-71528, 2005 ASME Pressure	-	-

Vessel & Piping Division Conference, (2005).
[30] D.O.Harris, E.Y.Lim and D.D.Dedhia, “Probability of Pipe Fracture in the Primary Coolant Loop of a PWR Plant”, NUREG/CR-2189, (1981).
[31] D. O. Harris and D. D. Dedhia, “WinPRAISE 98 PRAISE Code in Windows”, Teclmical Report TR-98-4-1, Engineering Mechanics Technology, Inc., (1998).
[32] M.A.Khaleel and F.A.Simonen, “Evaluations of Structural Failure Probabilities and Candidate Inservice Inspection Programs”, NUREG/CR-6986, PNNL-13810, (2009).
[33] H.Machida, “Reliability Assessment of PLR Piping Based on Domestic SCC Data”, PVP2007-26059, 2007 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, (2007).
[34] Y.Li, K.Osakabe, G.Katsumata, J.Katsuyama, K.Onizawa, S.Yoshimura,"Benchmark Analysis on Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Codes Concerning Multiple Cracks and Crack Initiation in Aged Piping of Nuclear Power Plants", PVP2014-28513, 2014 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, (2014).
[35] H. Machida, N. Yamashita, “Effect of Crack Detection Performance and Sizing Accuracy on Reliability of Piping with Stress Corrosion Cracks,” PVP2008-61017, 2008 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, (2008).
[36] D.Rudland, C.Harrington and R Dingreville, “Development of the Extremely Low Probability of Rupture (xLPR) Version 2.0 Code”, PVP2015-45134, 2015 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, (2015).
[37] Claude Amzallag, Son Le Hong, Claude Pages and Angel Gelpi, “Stress Corrosion Life Assessment of Alloy 600 PWR Components”, Ninth International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, The Minerals, Metals & Materials Society, (1999).
[38] 宇田川誠, 勝山仁哉, 鬼沢邦雄, “Ni 基合金異材溶接部に対する確率論的破壊力学解析コード PASCAL-NP の使用手引き”, JAEA-Data/Code 2013-013, (2013).
[39] N. Saito, S. Tanaka and H. Sakamoto, “Effect of Corrosion Potential on the SCC Initiation Lifetime of Alloy 182 Weld

Metal”, Ninth International Symposium on Environmental degradation of materials in nuclear power systems – water reactors, pp. 493-499, (1999).
[40]一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格 維持規格 (2012 年版) ”, JSME S NA1-2012, (2012).
[41]一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格（2008 年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金の PWR 一次系水質環境中の SCC 進展速度”, JSME S NA-CC-006, (2010).
[42]一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格（2008 年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金の PWR 一次系水質環境中の疲労亀裂進展速度”, JSME S NA-CC-004, (2009).
[43]Y.Nomura, K.Sakaguchi and H.Kanasaki, “Fatigue Crack Growth Rate Curve for Nickel Based Alloys in PWR Environment”, PVP2007-26186, 2007 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, (2007).
[44]一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格（2008 年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金溶接金属の BWR 環境中の SCC き裂進展速度”, JSME S NA-CC-008, (2012).
[45]小川琢也、板谷雅雄、青池聡、長瀬博、米陀英毅, “ニッケル基合金の BWR 環境中疲労き裂進展速度線図の検討 (第 1 報, Paris 則形式によるき裂進展速度式の検討)”, M&M2013 カンファレンス, OS1420, (2013).
[46]Y.Li and K.Hasegawa, “Development of Stress Intensity Factors for Deep Surface Cracks in Pipes and Plates”, PVP2015-45048, 2015 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, (2015).
[47]ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, Rules for Inservice Inpsection of Nuclear Power Plant Components, BPVC-XI-2015, American Society of Mechanical Engineers, New York, (2015).
[48]Y. Li, H. Itoh, K. Hasegawa, S. X. Xu and D. A. Scarth, “Weight Function Method With Segment-Wise Polynomial Interpolation to Calculate Stress Intensity Factors for Complicated Stress Distributions”, PVP2012-78719, 2012 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, (2012).

[49]D.O.Harris, D.Dedhia, S.C.Lu, “Theoretical and User’s Manual for pc-PRAISE, A Probabilistic Fracture Mechanics Computer Code for Piping Reliability Analysis” , NUREG/CR-5864, UCRL-ID-109798, (1992).
[50]一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格配管破損防護設計規格”, JSME S ND1-2002, (2002).
[51] F.A.Khaleel and F.A.Simonen, “Evaluations of Structural Failure Probabilities and Candidate Inservice Inspection Programs,” NUREG/CR-6986,(2009).
[52]吉村忍, 関東康祐 編, “リスク活用のための確率論的破壊力学技術－基礎と応用－”, 一般社団法人日本溶接協会・原子力研究委員会・PFM 小委員会 発行
[53]独立行政法人日本原子力研究開発機構, “平成 26 年度　原子力施設等防災対策等委託費（高経年化を考慮した機器・構造物の耐震安全評価手法の高度化）事業　成果報告書”, 平成 27 年 3 月
[54]原子力規制委員会, “実用発電用原子炉の安全性向上評価に関する運用ガイド”, 平成 25 年 11 月 27 日, 原規技発第 1311273 号
[55]伊藤裕人, 加藤大輔, 小坂部和也, 西川弘之, 鬼沢邦雄, “原子炉配管溶接部に対する確率論的破壊力学解析コード PASCAL-SP の使用手引き”, JAEA-Data/Code 2009-025, (2010).
[56]Y. Li, H. Itoh, K. Osakabe, K. Onizawa and S. Yoshimura, “Benchmark Analysis and Numerical Investigation on Probabilistic Fracture Mechanical Mechanics Analysis Codes for NPPs Piping”, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.99-100, pp.61-68, (2012).
[57]J.Katsuyama, H.Itoh, Y.Li, K.Osakabe, K.Onizawa and S.Yoshimura, “Benchmark analysis on probabilistic fracture mechanics analysis codes concerning fatigue crack growth in aged piping of nuclear power plants,” International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.117-118, pp.56-63, (2014).
[58]K.Hojo, et al, “Benchmark analyses of probabilistic fracture mechanics for cast stainless steel pipe”, Mechanical Engineering Journal, Vol.3, No.4 (2016).

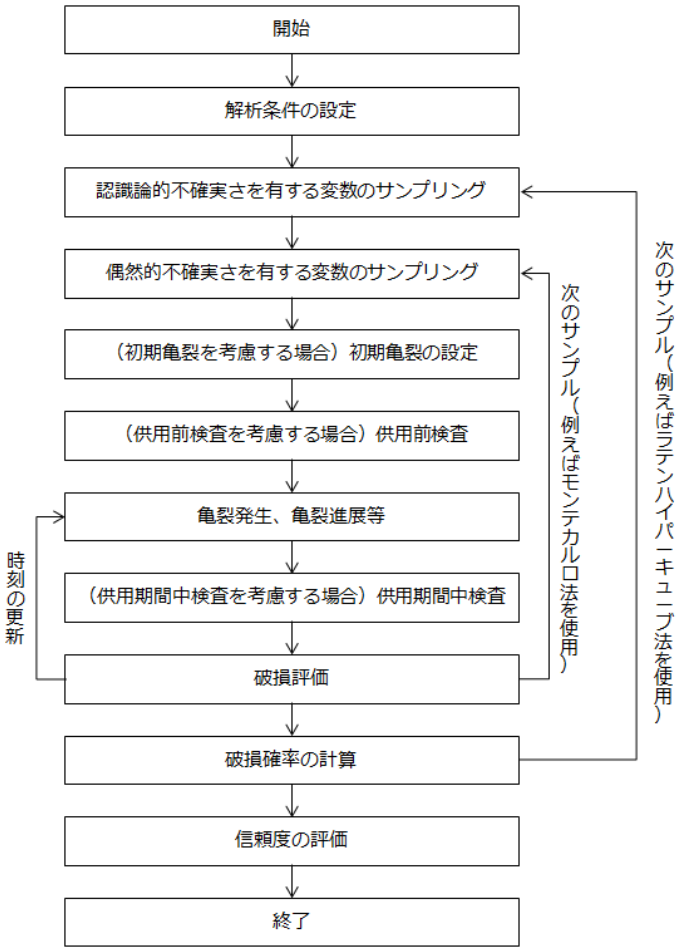


図 3.3.4-1　経年配管を対象とした PFM 評価手順

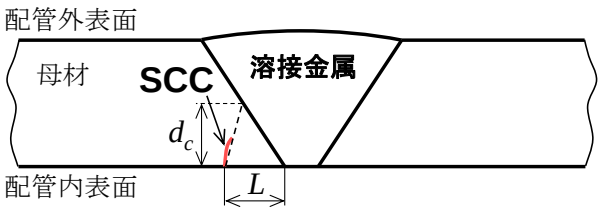


図 3.3.4-2　SUS316 配管の SCC の模式図

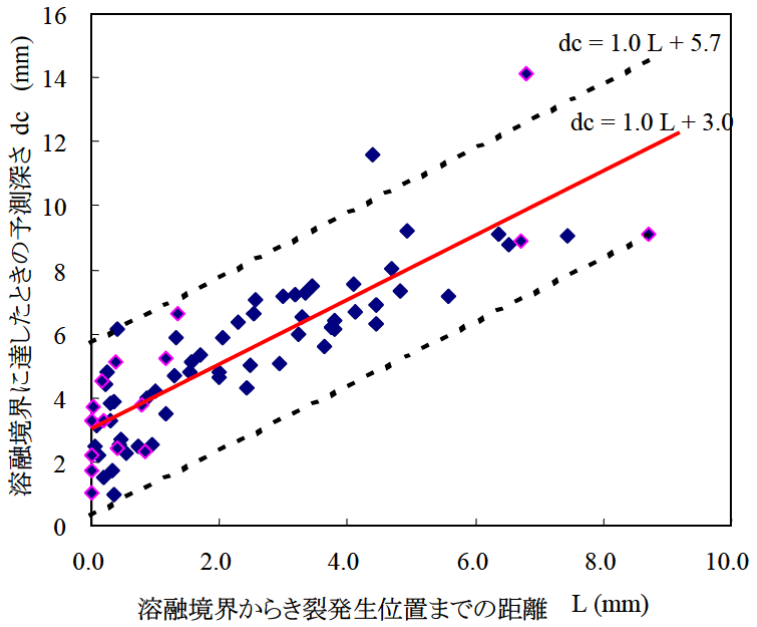


図 3.3.4-3　亀裂発生部位と溶接境界に達する時の深さの関係（「原子炉再循環系配管に係わる健全性評価方法について」より引用）

表 3.3.4-2　PASCAL-SP で考慮できる初期亀裂及び発生亀裂の条件

項目	内容
亀裂種類	表面半楕円亀裂
亀裂方向	軸方向、周方向
亀裂寸法、個数、位置	固定値、正規分布、対数正規分布、ワイブル分布、指数分布等

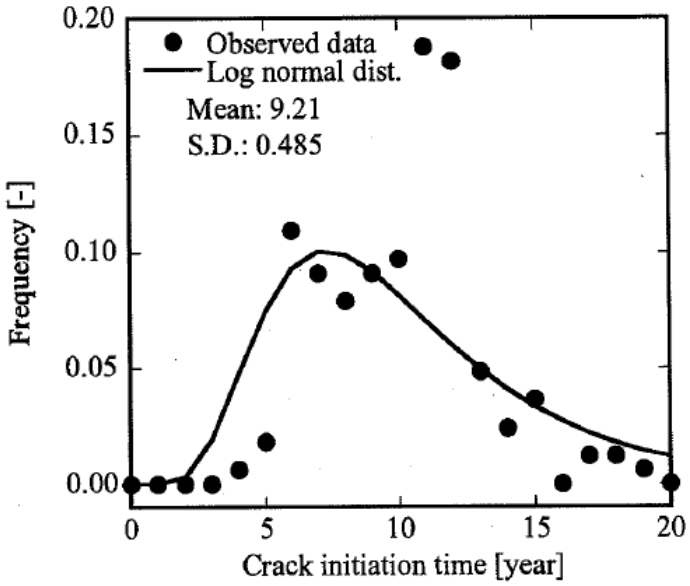


Fig. 3 Distribution of crack initiation time distribution estimated from observed crack size

図 3.3.4-4　亀裂発生時刻の確率論的評価モデルの例（PVP2008-61017 より引用）

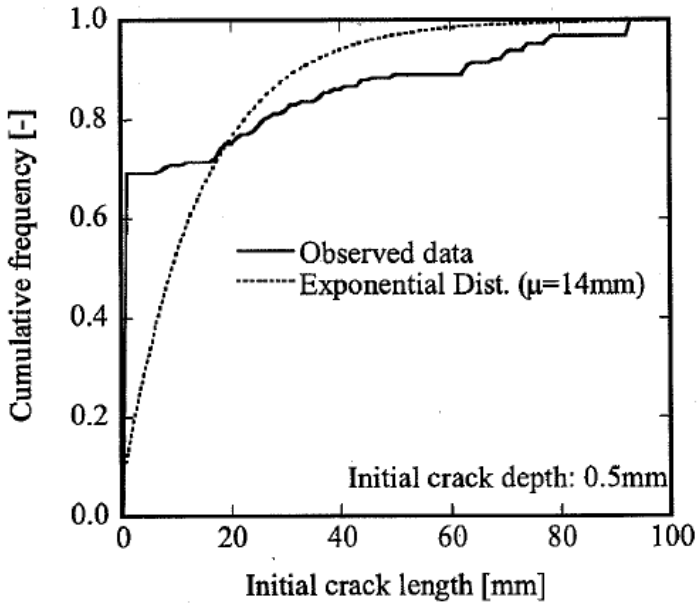


Fig. 2 The estimation of initiated crack length

図 3.3.4-5　亀裂半長の確率論的評価モデルの例（PVP2008-61017 より引用）

(2) 代表的解析手法及びモデルデータ

ここで、PASCAL-SP を用いた代表的解析手法及びモデルデータを示す。

代表的な評価ケースを表 3.3.4-3 に示す。材料及び経年事象の組み合わせは 4 ケースとし、対象経年事象としてそれぞれ低炭素系ステンレス鋼配管における IGSCC 及び疲労、炭素鋼配管における疲労、ニッケル合金異材溶接部における PWSCC 及び疲労、2 相ステンレス鋼における熱時効とする。

低炭素ステンレス鋼管及びニッケル合金異材溶接部を対象とするケースでは、検査時の非検出亀裂、若しくは発生亀裂を対象亀裂とするそれ以外評価対象については製造時の亀裂を対象亀裂とする。

表 3.3.4-3　評価ケース

評価対象	経年事象	対象亀裂
炭素鋼管	疲労	製造時の亀裂
低炭素系ステンレス鋼管	IGSCC 及び疲労	検査時の非検出亀裂・発生亀裂
ニッケル合金異材溶接部	PWSCC 及び疲労	検査時の非検出亀裂・発生亀裂
2 相ステンレス鋼管	熱時効	製造時の亀裂

1) 経年事象として疲労亀裂進展を考慮した解析の条件

(a) 対象配管

経年事象として疲労亀裂進展を考慮した解析においては、炭素鋼管を評価対象配管とした。配管の条件を表 3.3.4-4 に示す。

表 3.3.4-4　対象配管

<table>
<tr><td>項目：対象配管</td></tr>
<tr><td>【条件】
・寸法：
<table>
<tr><td></td><td>100A Sch.80</td><td>300A Sch. 100</td><td>500A Sch. 100</td></tr>
<tr><td>外　径</td><td>114.3 [mm]</td><td>318.5 [mm]</td><td>508.0 [mm]</td></tr>
<tr><td>板　厚</td><td>8.6 [mm]</td><td>21.4 [mm]</td><td>32.5 [mm]</td></tr>
<tr><td>内半径</td><td>48.55 [mm]</td><td>137.85 [mm]</td><td>221.5 [mm]</td></tr>
</table>
・材質：炭素鋼 STPT410</td></tr>
<tr><td>【解説】
実機においては、BWR 原子炉隔離時冷却系等で 100A Sch.100、BWR 主給水系等で 300A Sch.100 や 500A Sch.100 の炭素鋼配管の使用実績がある。</td></tr>
</table>

(b) 対象亀裂

製造時溶接等により発生した亀裂を評価対象亀裂とした。亀裂寸法の確率論的評価モデルを表 3.3.4-5 に示す。亀裂の存在位置は、配管溶接継手内表面とした。亀裂形状は、維持規格[44]に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。初期亀裂深さについては、フェライト鋼配管に対して TIG 溶接を施工した場合の確率論的評価モデル[80]を用いた。初期亀裂アスペクト比については、LLNL による確率論的評価モデル[93]を用いた。

[93] D.O.Harris, E.Y.Lim and D.D.Dedhia, “Probability of Pipe Fracture in the Primary Coolant Loop of a PWR Plant,” NUREG/CR-2189, (1981).

表 3.3.4-5　対象亀裂

<table>
<tr><td>項目：対象亀裂（初期亀裂）</td></tr>
<tr><td>【条件】
・対象亀裂：溶接継手内表面周方向半楕円亀裂
・初期亀裂の深さ a：　対数正規分布に従う確率変数

$$f(a)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma a}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(a/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$

ただし、μ 及びσ は、以下の表に示す通り
<table><tr><td>配管</td><td>100A Sch.80</td><td>300A Sch. 100</td><td>500A Sch. 100</td></tr><tr><td>μ</td><td>2.503 [mm]</td><td>1.516 [mm]</td><td>1.051 [mm]</td></tr><tr><td>σ</td><td>0.2565</td><td>0.5175</td><td>0.6370</td></tr></table>・初期亀裂のアスペクト比 a/c：対数正規分布に従う確率変数

$$f(\beta)=\frac{C}{\sqrt{2\pi}\sigma\beta}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\beta/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$

ただし、$\beta = c/a$、$\mu = 1.336$、$\sigma = 0.538$、$C=1.419$</td></tr>
<tr><td>【解説】
初期亀裂深さに関する確率論的評価モデルは、フェライト鋼配管に対して、TIG 溶接を想定して設定されたモデル [80] である。初期亀裂のアスペクト比に関する確率論的評価モデルは、検出された溶接亀裂の寸法に関する統計処理により得られたモデル [93] である。これらの確率論的評価モデルは、溶接による初期亀裂を対象に提案された最も詳細で利用実績のあるモデルである。NRC の Draft Regulatory Guide DG-1063[94]でもこれらのモデルを推奨している。</td></tr>
</table>

[94] USNRC, “An Approach for Plant-Specific Risk-Informed Decision Making: Inservice Inspection of Piping,” Draft Regulatory Guide DG-1063, (1997).

(c) 亀裂進展評価

a) 負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.3.4-6 に示す。定常運転時には内圧を 9 MPa とし、日本機械学会発電用原子力設備規格設計・建設規格[95]（以下、「設計・建設規格」という）に基づき、内圧と配管口径から内圧による一次一般膜応力を算出した。また、疲労亀裂進展解析用の負荷条件を表 3.3.4-7 に示す。日本機械学会発電用原子力設備規格配管破損防護設計規格[96]（以下、「配管破損防護設計規格」という）の BWR 給水系配管に対する負荷条件及び過渡事象の発生回数を用いた。地震動による応答応力の条件を表 3.3.4-8 に示す。

表 3.3.4-6 定常運転時の負荷条件

<table>
<tr><td colspan="4">項目：定常運転時の負荷条件</td></tr>
<tr><td colspan="4">【条件】
・内圧
<table><tr><td>配管</td><td>100A Sch.80</td><td>300A Sch. 100</td><td>500A Sch. 100</td></tr><tr><td>内圧</td><td>9.0 [MPa]</td><td>9.0 [MPa]</td><td>9.0 [MPa]</td></tr></table>
・内圧による膜応力
<table><tr><td>配管</td><td>100A Sch.80</td><td>300A Sch. 100</td><td>500A Sch. 100</td></tr><tr><td>一次一般膜応力</td><td>29.9 [MPa]</td><td>33.5 [MPa]</td><td>35.2 [MPa]</td></tr></table></td></tr>
<tr><td colspan="4">【解説】
内圧については実機における運転状態を参考とし設定した。内圧による一次一般膜応力は、設計・建設規格[95]に基づき、次式で計算される。

$P_m = \frac{PD_o}{4t}$

ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。</td></tr>
</table>

[95] 日本機械学会, “発電用原子力設備規格設計・建設規格”, JSME S NC1-2005, (2005)

[96] 日本機械学会, “発電用原子力設備規格配管破損防護設計規格”, JSME S ND1-2002, (2002)

表 3.3.4-7　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

事象番号	事象回数 [回/年]	一次一般膜応力[MPa]		一次曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	7	0.0	122.0	0.0	0.0
2	18	48.8	183.0	0.0	0.0
3	320	91.5	122.0	0.0	0.0
4	8	0.0	0.0	-122.0	122.0
5	16	0.0	0.0	-61.0	61.0
6	330	0.0	0.0	-12.2	12.2

表 3.3.4-8　地震動による応答応力

項目：地震動による応答応力

【条件】

・地震動による応答応力σ_{eq} ：対数正規分布に従う確率変数

$$f(\sigma_{eq}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma\sigma_{eq}} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\sigma_{eq}/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$

ただし、μ及びσの値は以下の通り

配管	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100
μ	60 [MPa]	55 [MPa]	70 [MPa]
σ	0.2	0.2	0.2

・等価サイクル数：100 サイクル

【解説】

既存研究を踏まえて、本事例整備において検討し設定した値である。

b)　亀裂進展速度

疲労亀裂進展速度の条件を表 3.3.4-9 に示す。PFM 解析コード WinPRAISE[97]のフェライト鋼に対する疲労亀裂進展速度の確率論的評価モデルを用いた。

[97] D. O. Harris and D. D. Dedhia, “WinPRAISE 98 PRAISE Code in Windows,” Technical Report TR-98-4-1, Engineering Mechanics Technology, Inc., (1998).

表 3.3.4-9　疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 フェライト鋼の疲労亀裂進展速度に関する確率論的評価モデル 応力比 $R \leqq 0.25$ の場合： $\frac{da}{dN} = \begin{cases} 1.48 \times 10^{-14} \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < 19.48 \\ 2.13 \times 10^{-9} \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq 19.48 \end{cases}$ $Q = \exp(-0.408 + 0.542 C_F)$ $0.25 < R < 0.65$ の場合： $\frac{da}{dN} = \begin{cases} f_1 \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < f_3 \\ f_2 \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq f_3 \end{cases}$ $f_1 = 1.48 \times 10^{-14}(26.9R - 5.725)$ $f_2 = 2.13 \times 10^{-9}(3.75R + 0.06)$ $f_3 = \left(\frac{f_2}{f_1}\right)^{0.25}$ $Q = \exp[(0.1025R - 0.433625 + (0.6875R + 0.370125) C_F]$ $R \geqq 0.65$ の場合： $\frac{da}{dN} = \begin{cases} 1.74 \times 10^{-13} \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < 13.23 \\ 5.33 \times 10^{-9} \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq 13.23 \end{cases}$ $Q = \exp(-0.367 + 0.817 C_F)$ ここで、da/dN の単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、C_F は標準偏差が 1 の標準正規分布に従う確率変数である。
【解説】 炭素鋼の疲労亀裂進展速度については、PFM 解析コード WinPRAISE[97] のフェライト鋼に対する疲労亀裂進展速度の確率論的評価モデルを用いた。このモデルはフェライト鋼の疲労亀裂進展速度データに関する統計処理から得られた確率論的評価モデルであり、$Q = 1$ とすれば、維持規格 [44] のフェライト鋼の疲労亀裂進展速度に関する決定論的評価モデルとなる。

c) 応力拡大係数

経年事象による亀裂進展については、応力拡大係数を用いて評価する。応力拡大係数の算出条件を表 3.3.4-10 に示す。国内学協会規格において評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いることとし、規格にないものについては、適切と判断された最新知見を参考とした。

表 3.3.4-10　応力拡大係数の算出条件

項目：応力拡大係数の算出条件
【条件】 ・応力拡大係数算出条件： ・表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、適切と判断された最新知見を参考にする。したがって、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格[44]の解、貫通亀裂については PVP2014-28049[98]の解を用いた。

[98] D. J. Shim, S. Xu, D. Lee, “Closed-Form Stress Intensity Factor Solutions for Circumferential Through-Wall Cracks in Cylinder”, ASME 2014 Pressure Vessel & Piping Conference, Anaheim, California, USA, PVP2014-28049, (2014).

(d) 破損評価

a) 負荷条件

破壊評価用応力を表 3.3.4-11 に示す。一次一般膜応力、一次曲げ応力、熱膨張応力について配管寸法ごとに設定する。

表 3.3.4-11 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力			
【条件】 ・維持規格に基づく弾塑性破壊力学評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次一般膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。			
配管	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100
P_m	29.9 [MPa]	33.5 [MPa]	35.2 [MPa]
P_b	25.0 [MPa]	20.0 [MPa]	10.0 [MPa]
P_e	0.0 [MPa]	0.0 [MPa]	0.0 [MPa]
【解説】既存研究[99]を踏まえて本事例整備において検討し設定した値である。			

[99] “平成 23 年度 経年機器・設備の地震時損傷確率解析コード PRAISE-JNES の高度化技術資料”, 独立行政法人原子力安全基盤機構,(2012).

b) 貫通評価

亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.3.4-12 に示す。

表 3.3.4-12　亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定： 亀裂深さの板厚比が 0.99999 (≒ 1) に達した場合亀裂が貫通とみなす。
【解説】 板厚に対する亀裂深さの比が 1 となる場合は貫通となるが、通常亀裂進展評価に用いられる応力拡大係数の適用範囲は 1 未満となるので、日本機械学会維持規格 [44] の応力拡大係数の適用範囲や保守性を考慮して、板厚に対する亀裂深さの比を 0.8 のときに貫通とみなす場合がある。ここでは実力評価を前提とし、表面亀裂の深さが板厚に達する場合を貫通とした。

c) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.3.4-13 に示す。維持規格[44]に基づき、フェライト鋼管に存在する亀裂に対して、Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を実施した。また、破壊評価に用いる流動応力を表 3.3.4-14 に示す。流動応力は、正規分布に従う確率変数とし、その平均値を 2.7Sm とした。Sm は発電用原子力設備規格 材料規格[100]（以下、「材料規格」という。）に記載されている値を用いた。標準偏差は告示 501[101]別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討[53]を参考として設定した。

表 3.3.4-13 破壊評価手法

項目：破壊評価手法
【条件】 ・破壊評価法：維持規格の Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法 ・Z 係数算出式：維持規格における評価対象配管がフェライト鋼管の場合の算出式 $Z = 0.2885\log\{(OD)/25\} + 0.9573$
【解説】 国内学協会規格が評価手法が定められている場合は原則として国内学協会規格の手法を用いる。ここでは維持規格[44]の Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いた。

[100] 一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格 材料規格 (2012 年版) ”, JSME S NJ1-2012, (2012).

[101] “通商産業省資源エネルギー庁公益事業部原子力発電安全管理課編: 解説 原子力設備の技術基準 発電用原子力設備に関する技術基準 発電用原子力設備に関する構造等の技術基準”, (1994).

表 3.3.4-14　流動応力

項目：流動応力
【条件】 ・対象配管：代表的炭素鋼配管である STPT410 配管 ・温度条件：288℃ ・流動応力σ_f：　正規分布に従う確率変数 $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 332.1 [MPa]、σ = 16.04 [MPa]
【解説】 流動応力を正規分布に従う確率変数とし、その平均値を 2.7Sm とした。Sm は材料規格[100]の STPT410 に対する値を用いた。標準偏差は告示 501[101]別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討[53]を参考として設定した値である。具体的には、まず告示 501[101] より設計降伏点及び設計引張強さを求め、次にこれらの値を 0.885 で割り戻すことで降伏点及び引張強さの平均値を求めた。そして、日本機械学会 RC111 による検討[53]を基に、降伏点及び引張強さの標準偏差を次式で求めた。 降伏点の標準偏差：（降伏点の平均値－設計降伏点）/2.326 引張強さの標準偏差：（引張強さの平均値－設計引張強さ）/2.326 最後に、両者の二乗和を 2 で除したものを、流動応力の標準偏差とした。

2) 経年事象として IGSCC を考慮した解析の条件

(a) 対象配管

経年事象として IGSCC を考慮した解析においては、低炭素系ステンレス鋼管を評価対象配管とした。評価対象とする配管の条件を表 3.4.3-2 に示す。

表 3.3.4-15　対象配管

<table>
<tr><td colspan="3">項目：配管寸法</td></tr>
<tr><td colspan="3">【条件】
・寸法：
<table><tr><td>配管寸法</td><td>300A Sch.100</td><td>400A Sch. 100</td></tr><tr><td>外径</td><td>318.5 [mm]</td><td>406.4 [mm]</td></tr><tr><td>板厚</td><td>21.4 [mm]</td><td>26.2 [mm]</td></tr><tr><td>内半径</td><td>137.85 [mm]</td><td>177.0 [mm]</td></tr></table>・材質：低炭素系ステンレス鋼 SUS316L</td></tr>
<tr><td colspan="3">【解説】
実機の低炭素系ステンレス鋼管において、IGSCC による亀裂進展の事例がある。PLR 配管のリングヘッダから RPV 入口等で 300A Sch.100、リングヘッダ等で 400A Sch.100 配管の使用実績がある。</td></tr>
</table>

(b) 対象亀裂

a) IGSCC による亀裂を検査後評価開始時の初期亀裂とする場合

IGSCC を対象とした破損確率評価では、国内 BWR プラントの PLR 配管について、非破壊検査によって検出された IGSCC 亀裂を対象とした統計処理から得られた確率論的評価モデル[102]を評価開始時の初期亀裂分布モデルとして用いた。亀裂寸法の確率論的評価モデルを表 3.4.3-3 に示す。亀裂の存在位置は配管溶接継手内表面に存在とし、亀裂形状は維持規格[44]に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。また、初期亀裂の位置の条件を表 3.4.3-4 に示す。国内 BWR プラントの PLR 配管における亀裂発生事例を踏まえ、発生初期の亀裂は熱硬化部に位置し、熱硬化部において進展する。亀裂の進展に伴い、亀裂の最深点が溶接金属に進入すれば、最深点は溶接金属において進展する。進展の模式図を図 3.4.3-1 に示す。亀裂の発生位置については、国内 BWR プラントの PLR 配管における IGSCC 亀裂の亀裂発生部位と溶接境界に達する深さに関するデータに基づく亀裂位置の確率論的評価モデル[103,104,105]を用いた。

[102] 経済産業省原子力安全・保安院, “炉心シュラウド及び原子炉再循環系配管の健全性評価について－検討結果の整理”, (2004).

[103] 経済産業省原子力安全・保安院, “原子炉再循環系配管に係わる健全性評価方法について”, (2004).

[104] 原子力規制委員会, “実用発電用原子炉及びその附属施設における破壊を引き起こす亀裂その他の欠陥の解釈”, 原規技発第 1408063 号, (2014).

[105] Y.Li, K.Osakabe, G.Katsumata, J.Katsuyama, K.Onizawa, S.Yoshimura,"Benchmark Analysis on Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Codes Concerning Multiple Cracks and Crack Initiation in Aged Piping of Nuclear Power Plants", PVP2014-28513, 2014 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, (2014).

表 3.3.4-16　対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）
【条件】 ・溶接継手内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さ a：正規分布に従う確率変数 $$f(a)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{a-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 5.72 [mm]、σ = 1.38 [mm] ・初期亀裂の半長 c：対数正規分布に従う確率変数 $$f(c)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma c}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(c/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 10.16 [mm]、σ = 0.675
【解説】 国内 BWR プラントの PLR 配管における IGSCC 亀裂の亀裂寸法データに基づく、亀裂寸法の確率論的評価モデル [105] である。

表 3.3.4-17　初期亀裂の位置

項目：初期亀裂の位置
【条件】 ・溶融境界に達するときの深さ d_c：　図 3.4.3-1 ・亀溶接境界に達する亀裂深さの評価モデル：　$d_c = 1.0L + L_n$ ・亀裂発生位置 L：　正規分布に従う確率変数 $$f(L) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 2.246 [mm]、σ = 2.152 [mm] ・定数 L_n：　正規分布に従う確率変数 $$f(L_n) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L_n-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 3.017 [mm]、σ = 1.314 [mm]
【解説】 国内 BWR プラントの PLR 配管における IGSCC 亀裂の亀裂発生部位と溶接境界に達する深さに関するデータに基づく、亀裂位置の確率論的評価モデル[103,104,105]である。

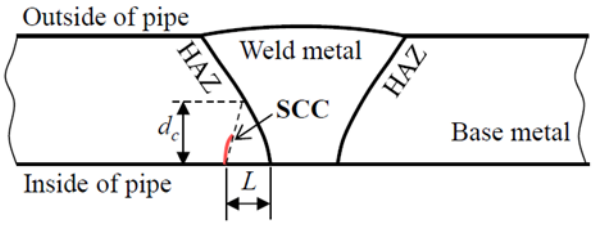


図 3.3.4-6　内表面亀裂の進展の模式図
（PVP2014-28513[105] より引用）

b) IGSCC による亀裂の発生を考慮する場合

IGSCC による亀裂発生を想定した場合の解析条件について以下に述べる。想定亀裂として、供用年数の増加に伴う IGSCC による亀裂の発生を想定した亀裂発生モデルを表 3.3.4-18 に示す。亀裂発生モデルとしては、国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC 亀裂のデータに基づく、発生時刻の確率論的評価モデル[106]を用いた。亀裂の発生位置に関する条件は、表 3.3.4-17 とした。

表 3.3.4-18　IGSCC による亀裂の発生モデル

項目：IGSCC による亀裂の発生モデル
【条件】 ・発生時刻 t：　対数正規分布に従う確率変数 $f(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma t}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(t/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 9.21year、σ = 0.485 ・発生直後の亀裂の深さ a：　0.5 [mm] ・発生直後の亀裂の半長 c：　指数分布に従う確率変数 $f(c) = \lambda\exp(-\lambda c)$ ただし、λ = 7 [mm^{-1}]
【解説】 国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC 亀裂のデータに基づく、発生時刻の確率論的評価モデル [106] である。

[106] H. Machida, N. Yamashita, “Effect of Crack Detection Performance and Sizing Accuracy on Reliability of Piping with Stress Corrosion Cracks,” 2008 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2008-61017, (2008).

(c) 亀裂進展評価

a) 負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.3.4-19 に示す。定常運転時には、内圧を 9 [MPa]とし、設計・建設規格 [95] に基づき、内圧と配管口径から内圧による一次一般膜応力を算出した。配管突合せ溶接部における溶接残留応力に係る条件を表 3.3.4-20、図 3.4.3-2 及び図 3.4.3-3 に示す。この溶接残留応力分布は、旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会において検討された結果である。[103]。

疲労亀裂進展解析用の負荷条件及び過渡事象の発生回数を表 3.3.4-21 に示す。既往研究[107]を参考にして設定したものである。地震動による応答応力の条件を表 3.3.4-22 に示す。

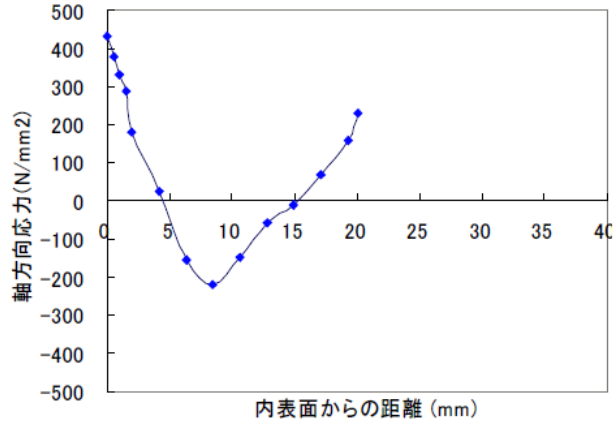
表 3.3.4-19 定常運転時の負荷条件

項目：定常時運転時の負荷条件
【条件】 ・内圧 配管：300A Sch.100 / 400A Sch. 100 内圧：9.0 [MPa] / 9.0 [MPa] ・内圧による膜応力 配管：300A Sch.100 / 400A Sch. 100 一次一般膜応力：34.3 [MPa] / 35.7 [MPa]
【解説】 内圧については実機における運転状態を参考とし設定した。内圧による一次一般膜応力は、設計・建設規格 [95] に基づき、次式で計算される。 $P_m = \frac{PD_o}{4t}$ ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。

[107] H.Machida, “Reliability Assessment of PLR Piping Based on Domestic SCC Data”, PVP2007-26059, 2007 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, (2007).

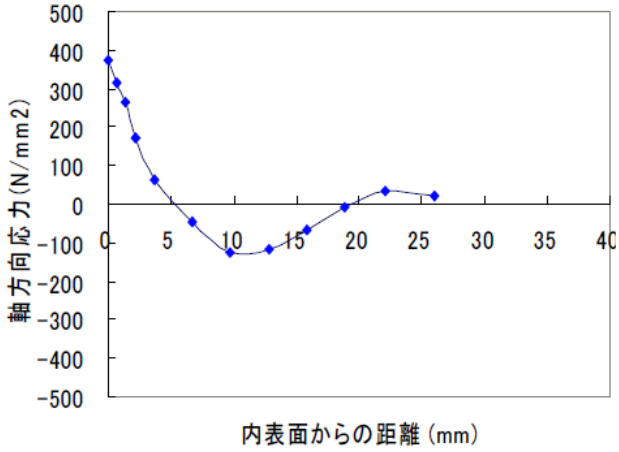
表 3.3.4-20　溶接残留応力

項目：溶接残留応力
【条件】 ・旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会の報告書に示された溶接残留応力 ・300A Sch. 100：　図 3.3.4-7 ・400A Sch. 100：　図 3.3.4-8
【解説】 旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会の報告書に記載された溶接残留応力[103]であり、300A は PLR ライザー管、400A はヘッダー管を対象としたものである。



ライザー管（300A）

図 3.3.4-7　溶接残留応力分布　300A（旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会資料より引用 [103]）



ヘッダー管（400A）

図 3.3.4-8　溶接残留応力分布　400A（旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会資料より引用 [103]）

表 3.3.4-21　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

配管	事象番号	事象回数 (40 年間)	内圧[MPa]		一次一般膜応力 [MPa]		一次曲げ応力 [MPa]	
			Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.
300A Sch. 100	1	40	0.00	7.83	1.6	34.2	0.0	0.0
	2	85	0.00	7.43	1.6	63.0	0.0	2.5
	3	85	1.18	9.00	16.0	70.0	0.0	3.2
	4	85	1.18	1.18	16.0	47.0	0.0	134.4
	5	85	0.15	1.18	8.3	31.0	0.0	130.2
	6	85	0.00	0.15	1.6	8.3	0.0	4.2
	7	300	9.00	9.00	63.7	70.1	0.0	0.0
400A Sch. 100	1	40	0.00	7.83	3.7	35.6	0.0	0.0
	2	85	0.00	7.43	4.5	70.4	0.0	3.7
	3	85	1.18	9.00	20.3	76.0	0.0	4.8
	4	85	1.18	1.18	15.6	20.3	0.0	126.6
	5	85	0.15	1.18	8.4	15.6	0.0	120.4
	6	85	0.00	0.15	4.5	8.4	0.0	6.3
	7	300	9.00	9.00	72.3	76.1	0.0	0.0

表 3.3.4-22　地震動による応答応力

項目：地震動による応答応力
【条件】 ・地震動による応答応力σ_{eq} ：対数正規分布に従う確率変数 $$f(\sigma_{eq}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma\sigma_{eq}} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\sigma_{eq}/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 90 [MPa]、σ = 0.2 ・等価サイクル数：100 [サイクル]
【解説】 既存研究[108]を踏まえて設定した値である。

[108] Li, Y., Nakagawa, M., Ebisawa, K., Yoshimura, S. and Kameda, H., 2010, "Failure Probability of Degraded Pipes Based on Probabilistic Fracture Mechanics for Seismic Safety Margin Assessment on NPP," Proceedings of PVP, Paper No. PVP2010-25203, (2010).

b)　亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う IGSCC の進展と、過渡事象及び地震荷重による疲労亀裂進展を考慮した。IGSCC 亀裂進展速度の条件を表 3.3.4-23 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.3.4-24 に示す。いずれも維持規格 [44] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを統計処理して提案された確率論的評価モデル [105] を用いた。疲労亀裂進展速度の計算に用いる負荷上昇時間 t_r については、過渡事象の種類によらず、1000 [sec] とした。

表 3.3.4-23　SCC 進展速度

項目：SCC 進展速度
【条件】 ・熱硬化部における SCC 亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2 オーステナイト系ステンレス鋼（鋭敏化 SUS304 鋼）の BWR 通常炉内水質環境中の SCC 亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル： $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 9.2 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 9.2 \times 10^{-10} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 9.2 \times 10^{-10}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 9.22×10^{-14}、σ = 0.309 ・溶接金属における亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2 オーステナイト系ステンレス鋼（低炭素系ステンレス鋼）の BWR 通常炉内水質環境中の亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 2.1 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 2.1 \times 10^{-10} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.1 \times 10^{-10}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 1.02×10^{-14}、σ = 1.18
【解説】 維持規格 [44] の亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率論的評価モデル [105] である。

表 3.3.4-24　疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格 BWR 水質環境中疲労亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \frac{C \cdot {t_r}^{0.5} \cdot \Delta K^{3.0}}{(1-R)^{2.12}}$ ここで、da/dN の単位は[m/cycle]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 2.86 \times 10^{-12}$、$\sigma = 0.525$
【解説】 維持規格 [44] の疲労亀裂進展速度線図作成に使用されたデータを統計処理して得られた確率論的評価モデル [105] である。

c) 応力拡大係数

経年事象による亀裂進展については、応力拡大係数を用いて評価する。応力拡大係数の算出条件を表 3.3.4-25 に示す。複雑な溶接残留応力分布を多項式近似する場合、近似に伴って応力拡大係数の算出精度に影響が生じる可能性がある。そのため、溶接残留応力を考慮した場合の内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI に示された重み関数法[8]を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。

表 3.3.4-25 応力拡大係数の算出条件

項目：応力拡大係数の算出条件
【条件】 ・応力拡大係数算出条件： ・表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・重み関数法の適用 ・溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、適切と判断される最新知見を参考とする。したがって、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格[44]の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049[98]の解とした。溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法[8]を適用した。

(d) 破損評価

a) 負荷条件

既存研究[105]を参考とした破壊評価用応力を表 3.3.4-26 に示す。一次一般膜応力、一次曲げ応力、熱膨張応力について配管寸法ごとに設定した。

表 3.3.4-26 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力
【条件】 ・弾塑性破壊力学評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次一般膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。

配管	300A Sch.100	400A Sch. 100
P_m	33.5 [MPa]	34.9 [MPa]
P_b	41.8 [MPa]	40.4 [MPa]
P_e	0.0 [MPa]	0.0 [MPa]

【解説】 既存研究[105]を参考にして設定した値である。

b) 貫通評価

亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.3.4-27 に示す。

表 3.3.4-27 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定： 亀裂深さの板厚比が 0.99999 (≒ 1)に達した場合亀裂が貫通とみなした。
【解説】 板厚に対する亀裂深さの比が 1 となる場合は貫通となるが、通常亀裂進展評価に用いられる応力拡大係数の適用範囲は 1 未満となるので、日本機械学会維持規格[40]の応力拡大係数の適用範囲や保守性を考慮して、板厚に対する亀裂深さの比を 0.8 のときに貫通とみなす場合がある。ここでは実力評価を前提とし、表面亀裂の深さが板厚に達する場合を貫通とした。

c) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.3.4-28 に示す。維持規格 [44] に基づき、溶接部に存在する亀裂に対して、Z 係数に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を行った。また、破壊評価で用いる流動応力を表 3.3.4-29 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] の SUS316L に対する値を用いた。標準偏差は告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考に設定した。

表 3.3.4-28 破壊評価手法

項目：破壊評価手法
【条件】 ・破壊評価法：維持規格の Z 係数に基づく弾塑性破壊力学評価法 ・Z 係数算出式：維持規格における評価対象配管が低炭素系ステンレス鋼管、溶接手法が GTAW 及び SMAW の場合の算出式 $Z = 0.292\log\{(\mathrm{OD})/25\} + 0.986$
【解説】 国内学協会規格が評価手法が定められている場合は原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格[40]の弾塑性破壊力学評価法を用いた。

表 3.3.4-29 流動応力

項目：流動応力
【条件】 ・対象配管： 配管用ステンレス鋼鋼管 SUS316L ・流動応力σ_f： 正規分布に従う確率変数 ・温度条件： 288 [℃] $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 256.5 [MPa]、σ = 10.85 [MPa]
【解説】 流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] に示された SUS316L に対する値を用いた。標準偏差については、告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。

(e) 非破壊検査による亀裂検出

非破壊検査を考慮する場合の非破壊検査による亀裂検出確率論的評価モデルを表 3.3.4-30 に示す。これは NUREG/CR-6986[80] の亀裂検出モデルである。本解析では、検査チームの熟練度については「Very Good」に対応するパラメータを用いた。

表 3.3.4-30　非破壊検査による亀裂の非検出確率評価モデル

項目：非破壊検査による亀裂の非検出確率評価モデル
【条件】 ・亀裂非検出確率評価モデル： ステンレス鋼の応力腐食割れを対象とした超音波探傷試験による亀裂の非検出確率評価モデル、検査チームの熟練度は Very good とした。 $P_{\mathrm{ND}} = \frac{1}{2}(1-\varepsilon)\mathrm{erfc}\left(\nu \ln\frac{A}{A^*}\right) + \varepsilon$ $A = \frac{\pi}{2}ab \quad (2b \geq D_{\mathrm{B}})$ $A = \frac{\pi}{2}aD_{\mathrm{B}} \quad (2b < D_{\mathrm{B}})$ $A^* = \frac{\pi}{4}a^*D_{\mathrm{B}}$ ただし、a は亀裂深さ、b は亀裂半長である。また、その他のパラメータについては、以下の値を用いる。 a^* ：$0.15t$　（t は板厚） ν ：1.6 D_{B} ：1 [inch] ε ：0.02
【解説】 NUREG/CR-6986[80] による亀裂非検出モデルである。パラメータは、検査チームの熟練度「Very Good」に対応する値を用いた。

3) 経年事象として PWSCC を考慮した解析の条件

(a) 対象配管

経年事象として PWSCC を考慮した解析においては、サージノズルのニッケル合金溶接部を評価対象配管とした。配管の条件を表 3.3.4-31 に示す。実機の PWR サージノズルのニッケル合金溶接部において、PWSCC による亀裂発生・進展の事例がある。

表 3.3.4-31　対象配管

<table>
<tr><th>項目：対象配管</th></tr>
<tr><td>【条件】
・寸法：サージノズル
<table><tr><th>配管寸法</th><th>値</th></tr><tr><td>外径</td><td>387.2 [mm]</td></tr><tr><td>板厚</td><td>41.1 [mm]</td></tr><tr><td>内半径</td><td>152.5 [mm]</td></tr></table>・材質：ニッケル合金溶接金属（600 系合金）</td></tr>
<tr><td>【解説】
実機の PWR サージノズルのニッケル合金異材溶接部において、PWSCC による亀裂進展の事例がある。上記は国内の PWR サージノズルの代表的な寸法[109]である。</td></tr>
</table>

[109] D. Rudland, C. Harrington and R. Dingreville, "Development of the Extremely Low Probability of Rupture (xLPR) Version 2.0 Code", Proceedings of the ASME 2015 Pressure Vessels and Piping Conference, 2015, Boston, Massaachusetts, USA, PVP2015-45134, (2015).

(b) 対象亀裂

PWR プラントで非破壊検査により検出された PWSCC 亀裂の寸法データを対象に統計処理して得られた確率的評価モデル[110]を評価開始時の初期亀裂分布モデルとして用いた。亀裂寸法の確率論的評価モデルを表 3.3.4-32 に示す。亀裂の存在位置は、異材溶接継手内表面とし、亀裂形状は、維持規格[44]に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。

表 3.3.4-32　対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）
【条件】 ・対象亀裂：ニッケル合金異材溶接継手内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さ a：対数正規分布に従う確率変数 $f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma a}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(a/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 5.967 [mm]、σ = 0.4232 ・初期亀裂の半長 c：対数正規分布に従う確率変数 $f(c) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma c}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(c/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 4.324 [mm]、σ = 0.7474
【解説】 国内 PWR プラントで確認された PWSCC 亀裂の亀裂寸法の確率論的評価モデル[110]である。

[110] “平成 20 年度　高経年化を考慮した機器・構造物の地震時損傷確率解析手法の高度化　技術資料”, 独立行政法人原子力安全基盤機構, (2009).

(c) 亀裂進展評価

a) 負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.3.4-33 に示す。定常運転時には、内圧を 15.7 [MPa]とし、内圧と配管口径から内圧による一次一般膜応力を算出した。

溶接残留応力の条件を表 3.3.4-34 及び図 3.3.4-9 に示す。これは、USNRC と EPRI の共同によるプロジェクトの中で開発が進められている PFM 解析コード xLPR の解析事例[109]において使用された溶接残留応力である。

疲労亀裂進展解析用の負荷条件及び過渡事象の発生回数を表 3.3.4-35 に示す。配管破損防護設計規格[96]の PWR プラント 1 次冷却材管ステンレス鋼に対する応力及び過渡事象の発生回数を用いた。地震動による応答応力の条件を表 3.3.4-36 に示す。

表 3.3.4-33 定常運転時負荷条件

<table>
<tr><td>項目：定常運転時負荷条件</td></tr>
<tr><td>【条件】
・内圧
<table><tr><td>対象項目</td><td>値</td></tr><tr><td>内圧</td><td>15.7 [MPa]</td></tr></table>
・内圧による膜応力
<table><tr><td>対象項目</td><td>値</td></tr><tr><td>一次一般膜応力</td><td>33.05 [MPa]</td></tr></table></td></tr>
<tr><td>【解説】
内圧については実機における運転状態を参考とし設定した。内圧による一次一般膜応力は、設計・建設規格[95]に基づき、次式で計算される。

$P_m = \frac{PD_o}{4t}$

ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。</td></tr>
</table>

表 3.3.4-34　溶接残留応力

項目：溶接残留応力
【条件】 ・PFM 解析コード xLPR の解析事例において使用された溶接残留応力 ・図 3.3.4-9 の赤実線の分布
【解説】 PFM 解析コード xLPR の解析事例 [109] において使用された溶接残留応力である。

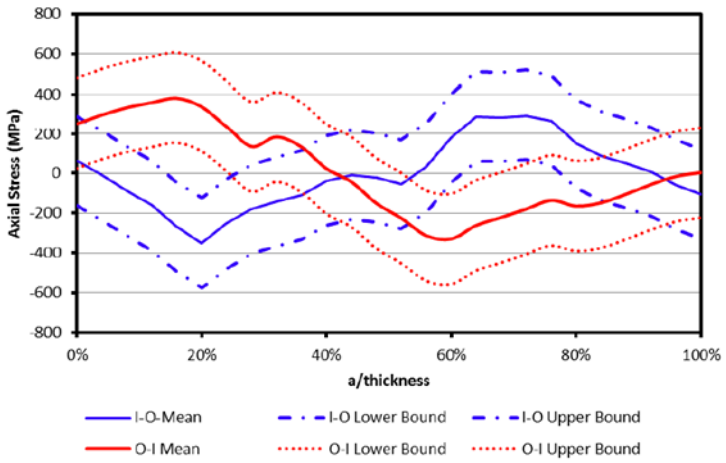


Figure 3　Example problem axial stress

図 3.3.4-9　溶接残留応力分布（PVP2015-45134[109] より引用）

表 3.3.4-35　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

事象番号	事象回数 [回/年]	一次一般膜応力[MPa]		一次曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	5	0.0	172.05	0.0	91.76
2	1.25	0.0	114.7	0.0	97.495
3	30	137.64	183.52	0.0	91.76
4	4	103.23	183.52	0.0	172.05
5	6	160.58	183.52	0.0	0.0

表 3.3.4-36　地震動による応答応力

項目：地震動による応答応力
【条件】 ・地震動による応答応力σ_{eq} ：対数正規分布に従う確率変数 $$f(\sigma_{eq}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma\sigma_{eq}} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\sigma_{eq}/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 52 [MPa]、σ = 0.2 ・等価サイクル数： 200 [サイクル]
【解説】 既存研究[110]を踏まえて本事例整備において検討し設定した値である。

b) 亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う PWSCC による亀裂の進展と、過渡事象及び地震荷重による疲労亀裂進展を考慮した。PWSCC 亀裂進展速度の条件を表 3.3.4-37 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.3.4-38 に示す。PWSCC による亀裂進展速度について、日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格事例規格[111]（以後、「維持規格事例規格」という）における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて提案された確率論的評価モデル[112]を用いた。また、疲労亀裂進展速度について、日本機械学会維持規格事例規格[113]の PWR 一次水質環境中の疲労亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて、Nomura らによって提案された確率論的評価モデル[114]を用いた。疲労亀裂進展速度の計算に用いる負荷上昇時間 t_r については、過渡事象の種類によらず、1000 sec とした。

[111] 一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格（2008 年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金の PWR 一次系水質環境中の SCC 進展速度”, JSME S NA-CC-006, (2010).

[112] 宇田川誠, 勝山仁哉, 鬼沢邦雄, “Ni 基合金異材溶接部に対する確率論的破壊力学解析コード PASCAL-NP の使用手引き”, JAEA-Data/Code 2013-013, (2013).

[113] 一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格（2008 年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金の PWR 一次系水質環境中の疲労亀裂進展速度”, JSME S NA-CC-004, (2009)

[114] Y.Nomura, K.Sakaguchi and H.Kanasaki, “FATIGUE CRACK GROWTH RATE CURVE FOR NICKEL BASED ALLOYS IN PWR ENVIRONMENT”, PVP2007-26186, July 22-26, 2007, San Antonio,Texas, USA, (2007).

表 3.3.4-37　PWSCC 亀裂進展速度

項目：PWSCC 亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = C \cdot (K_{\mathrm{I}} - K_{\mathrm{th}})^{2.42}$ ここで、da/dt は PWSCC 亀裂進展速度で単位は[m/sec]、K_{I} はモード I の応力拡大係数で単位は[MPa√m]、K_{th} は応力拡大係数の下限値、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 1.70×10^{-14}、σ = 0.688 である。
【解説】 維持規格事例規格 [111] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて提案された確率論的評価モデル [112] である。

表 3.3.4-38　疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \frac{C \cdot T_C^{0.77} t_r^{0.24} \cdot \Delta K^{3.25}}{(1-R)^{1.34}}$ $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$ は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、t_r は負荷上昇時間で単位は[sec]、R は応力比、T_C は評価温度、C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 4.31 \times 10^{-14}$、$\sigma = 0.495$ ここでは、負荷上昇時間 t_r =1000 [sec]とする。
【解説】 維持規格事例規格 [113] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率論的評価モデル [114] である。

c) 応力拡大係数

経年事象による亀裂進展については、応力拡大係数を用いて評価する。応力拡大係数の算出条件を表 3.3.4-39 に示す。表 3.3.4-34 に示した溶接残留応力を多項式近似する場合、近似に伴って応力拡大係数の算出精度に影響が生じる可能性がある。そのため、溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI に示された重み関数法[8]を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。

表 3.3.4-39 応力拡大係数の算出条件

項目：応力拡大係数の算出条件
【条件】 ・応力拡大係数算出条件： ・表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・重み関数法の適用 ・溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。したがって、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格[44]の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049[98] の解とした。溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法[8]を適用した。

(d) 破損評価

a) 負荷条件

既存研究[105]を参考とした破壊評価用応力を表 3.3.4-40 に示す。

表 3.3.4-40 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力
【条件】 ・極限荷重評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次一般膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。 応力種類 / 値 P_m / 33.05 [MPa] P_b / 7.2 [MPa] P_e / 50.0 [MPa]
【解説】 既存研究[105]を踏まえて本事例整備において検討し、設定した値である。

b) 貫通評価

亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.3.4-41 に示す。

表 3.3.4-41 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定： 亀裂深さの板厚比が 0.99999（≒ 1）に達した場合亀裂が貫通とみなした。
【解説】 板厚に対する亀裂深さの比が 1 となる場合は貫通となるが、通常亀裂進展評価に用いられる応力拡大係数の適用範囲は 1 未満となるので、日本機械学会維持規格[44]の応力拡大係数の適用範囲や保守性を考慮して、板厚に対する亀裂深さの比を 0.8 のときに貫通とみなす場合がある。ここでは実力評価を前提とし、表面亀裂の深さが板厚に達する場合を貫通とした。

c) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.3.4-42 に示す。維持規格事例規格[115]に基づき、ニッケル合金溶接部に存在する亀裂に対して、極限荷重評価法を用いて破壊評価を実施した。また、破壊評価に用いる流動応力を表 3.3.4-43 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] のニッケル合金（NCF600TP）に対する値を用いた。標準偏差は告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考として設定した。

表 3.3.4-42 破壊評価手法

項目：破壊評価手法
【条件】 ・破壊評価法： 維持規格事例規格に基づく極限荷重評価法
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格事例規格 [115] に基づく極限荷重評価法を用いた。

表 3.3.4-43 流動応力

項目：流動応力
【条件】 ・材質：ニッケル合金溶接部に使用される代表的材料 NCF600TP ・温度：325 [ºC] ・流動応力σ_f： 正規分布に従う確率変数 $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 442.8 [MPa]、 σ = 14.98 [MPa]である。
【解説】 流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] の NCF600TP に対する値である。標準偏差については、告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。

[115] 一般社団法人日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格（2008 年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金の欠陥評価法,” JSME S NA-CC-005, (2010)

(e) 非破壊検査による亀裂検出

非破壊検査を考慮する場合の非破壊検査による亀裂検出確率評価モデルを表 3.3.4-44 に示す。これは MRP-262[116]の亀裂検出モデルで、最新知見に基づく亀裂検出確率評価モデルである。

表 3.3.4-44　非破壊検査による亀裂の検出確率評価モデル

項目：非破壊検査による亀裂の検出確率評価モデル
【条件】 ・亀裂検出確率評価モデル： PWSCC による亀裂を有するサージノズルについての POD 評価モデル $P_{\mathrm{D}}(x) = \begin{cases} \frac{e^{\beta_1+\beta_2 x}}{1+e^{\beta_1+\beta_2 x}} & \text{for } x \geq x_{small} \\ P_{\mathrm{D0}} + (P_{\mathrm{D}}(x_{small}) - P_{\mathrm{D0}})\frac{x}{x_{\mathrm{small}}} & x < x_{small} \end{cases}$ β_1 ： 2.7076 β_2 ： 0.0031 P_{D0} ： 0.1 x_{small} ： 0.1 ただし、x は $100a/t$（a は亀裂深さ、t は板厚）
【解説】 MRP-262[116] の亀裂検出確率評価モデル

[116] “Material Reliability Program: Development of Probability of Detection Curves for Ultrasonic Examination of Dissimilar Metal Welds”, EPRI, MRP-262, Revision 1, (2009).

4) 経年事象として熱時効を考慮した解析の条件

(a) 対象配管

経年事象として熱時効を考慮した解析においては、2 相ステンレス鋼管を評価対象配管とした。熱時効はフェライト相の割合や環境条件等によって、2 相ステンレス鋼管において確認された経年事象である。配管の条件を表 3.3.4-45 に示す。国内の PWR 型軽水炉の 2 相ステンレス鋼製一次冷却材配管を対象とし、配管寸法にはその代表的な値[117]を用いた。

表 3.3.4-45　対象配管

<table>
<tr><td>項目：配管寸法</td></tr>
<tr><td>【条件】
・寸法：
<table><tr><td>配管寸法</td><td>値</td></tr><tr><td>外径</td><td>882 [mm]</td></tr><tr><td>板厚</td><td>72.7 [mm]</td></tr><tr><td>内半径</td><td>368.3 [mm]</td></tr></table>
・材質： 2 相ステンレス鋼</td></tr>
<tr><td>【解説】
国内の一次冷却材配管の代表的な寸法[117]である。</td></tr>
</table>

[117] 独立行政法人原子力安全基盤機構, “熱脆化したステンレス鋳鋼管の健全性に関する調査報告書”, JNES-SS-0602, (2006).

(b) 対象亀裂

熱時効を対象とした破損確率評価では、製造時に発生した初期亀裂を評価対象亀裂とした。亀裂寸法の確率分布モデルを表 3.3.4-46 に示す。亀裂の存在位置は 2 相ステンレス鋼管内表面とし、亀裂形状は維持規格 [44] に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。初期亀裂深さについては、ステンレス鋼配管に対して TIG 溶接を施工した場合の確率論的評価モデル [80] を用いた。初期亀裂アスペクト比については、LLNL による確率論的評価モデル [93] を用いた。

表 3.3.4-46　対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）
【条件】 ・対象亀裂：2 相ステンレス鋼管内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さ a：対数正規分布に従う確率変数 $$f(c) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma a}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(a/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 1.408 [mm]、σ = 0.8287 ・初期亀裂のアスペクト比 a/c：対数正規分布に従う確率変数 $$f(\beta) = \frac{C}{\sqrt{2\pi}\sigma\beta}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\beta/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、β = c/a、μ = 1.336、σ = 0.538、C = 1.419
【解説】 初期亀裂深さに関する確率論的評価モデルは、ステンレス鋼配管に対して TIG 溶接施工を想定した場合に、溶接条件等を踏まえて設定されたモデル [80] である。初期亀裂アスペクト比に関する確率論的評価モデルは、検出された溶接亀裂の寸法に関する統計処理より得られたモデル [93] である。

(c) 亀裂進展評価

a) 負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.3.4-47 に示す。定常運転時には内圧 15.7 [MPa]とし、内圧と配管口径から内圧による一次一般膜応力を算出した。また、疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数の詳細を表 3.3.4-48 に示す。配管破損防護設計規格[96]の PWR プラント 1 次冷却材管ステンレス鋼に対する負荷条件及び過渡事象の発生回数を用いる。地震動による応答応力の条件を表 3.3.4-49 に示す。

表 3.3.4-47　定常運転時負荷条件

<table>
<tr><td>項目：定常時運転時負荷条件</td></tr>
<tr><td>【条件】
・内圧
<table><tr><td>対象項目</td><td>値</td></tr><tr><td>内圧</td><td>15.7 [MPa]</td></tr></table>
・内圧による膜応力
<table><tr><td>対象項目</td><td>値</td></tr><tr><td>一次一般膜応力</td><td>43.7 [MPa]</td></tr></table></td></tr>
<tr><td>【解説】
内圧については実機における運転状態を参考とし設定した。内圧による膜応力は、設計・建設規格[95]に基づき、次式で計算される。

$P_m = \frac{PD_o}{4t}$

ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。</td></tr>
</table>

表 3.3.4-48　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

事象番号	事象回数[回/年]	膜応力[MPa]		曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	5	0.0	172.05	0.0	91.76
2	1.25	0.0	114.7	0.0	97.495
3	30	137.64	183.52	0.0	91.76
4	4	103.23	183.52	0.0	172.05
5	6	160.58	183.52	0.0	0.0

表 3.3.4-49　地震動による応答応力

項目：地震動による応答応力
【条件】 ・地震動による応答応力σ_{eq} ：対数正規分布に従う確率変数 $$f(\sigma_{eq}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma\sigma_{eq}} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\sigma_{eq}/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 52 [MPa]、σ = 0.2 ・等価サイクル数： 200 [サイクル]
【解説】 既存研究[110]を踏まえて本事例整備において検討し設定した値である。

b) 亀裂進展速度

本解析では、過渡事象及び地震による疲労亀裂進展を考慮した。疲労亀裂進展速度の条件を表 3.3.4-50 に示す。維持規格 [44] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率論的評価モデルを用いた。疲労亀裂進展速度の計算に用いる負荷上昇時間 t_r については、過渡事象の種類によらず、1000 [sec] とした。

表 3.3.4-50 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格の低炭素系ステンレスの PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル： $\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot T_C^{0.63} t_r^{0.33} \cdot \Delta K^{3.0}}{(1-R)^{1.56}}$ da/dN は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、t_r は負荷上昇時間で単位は[sec]、R は応力比、T_C は評価温度、C は次式で表される対数正規分布に従う係数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 1.61 \times 10^{-13}$、$\sigma = 0.300105$ である。
【解説】 維持規格 [44] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率論的評価モデル [105] である。

c) 応力拡大係数

経年事象による亀裂進展については、応力拡大係数を用いて評価する。応力拡大係数の算出条件を表 3.3.4-51 に示す。

表 3.3.4-51 応力拡大係数の算出条件

項目：応力拡大係数の算出条件
【条件】 ・応力拡大係数算出条件： ・表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格 [44] の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049[98] の解を用いた。

(d) 破損評価

a) 負荷条件

既存研究[105]を参考とした破壊評価用応力を表 3.3.4-52 に示す。

表 3.3.4-52 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力
【条件】 ・J-T 法を用いた破壊評価を行う際の応力条件： 一次一般膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。 応力種類 / 値 P_m / 44.2 [MPa] P_b / 3.6 [MPa] P_e / 50.0 [MPa]
【解説】 既存研究[105]を踏まえて本事例整備において検討し、設定した値である。

b) 貫通評価

亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.3.4-53 に示す。

表 3.3.4-53 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定： 亀裂深さの板厚比が 0.99999（≒ 1）に達した場合亀裂が貫通とみなす。
【解説】 板厚に対する亀裂深さの比が 1 となる場合は貫通となるが、通常亀裂進展評価に用いられる応力拡大係数の適用範囲は 1 未満となるので、日本機械学会維持規格[44]の応力拡大係数の適用範囲や保守性を考慮して、板厚に対する亀裂深さの比を 0.8 のときに貫通とみなす場合がある。ここでは実力評価を前提とし、表面亀裂の深さが板厚に達する場合を貫通とした。

c) 破壊評価

破壊評価に係る解析条件を表 3.3.4-54 に示す。破壊評価手法には J-T 法を用いるものとし、熱時効による流動応力や J-R カーブへの影響については TSS モデル[118]と H3T モデル[118]により評価した。評価に用いる材料定数を表 3.3.4-55 に、熱時効を考慮するための材料の化学成分を表 3.3.4-56 に示す。対象とする材料は、PVP2005-71528[118]に記載された材料の中から最も熱時効の影響が大きいものを用いた。TSS モデルによる材料定数の予測式を表 3.3.4-57 に示す。熱時効時間について表 3.3.4-58 に示す。

表 3.3.4-54 破壊評価法

項目：破壊評価法
【条件】 ・破壊評価法： J-T 法 ・熱時効による流動応力や J-R カーブへの影響： 熱時効の予測モデルとして TSS モデル、H3T モデルを用いる。
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。熱時効した 2 相ステンレス鋼管の破壊評価については PVP2005-71528[118]を参考に、J-T 法を用いることとした。

[118] S.Kawaguchi et. al., “Prediction Method of Tensile Properties and Fracture Toughness of Thermally Aged Cast Duplex Stainless Steel Piping”, ASME 2005 Pressure Vessel & Piping Division Conference, Denver, Colorado, USA, PVP2005-71528, (2005)

表 3.3.4-55　破壊評価用材料定数

項目：破壊評価用材料定数

【条件】

・J-T 法を用いた破壊評価を行う際の材料定数条件として以下の値を用いた。

パラメータ	説明	値
E	ヤング率 [MPa]	176480.0
ν	ポアソン比 [-]	0.3
σ_y	降伏応力 [MPa]	TSS モデルにより決定
σ_f	流動応力 [MPa]	TSS モデルにより決定
σ_0	Ramberg-Osgood 則のパラメータ	276
ε_0		1.58×10^{-3}
α		TSS モデルにより決定
N		TSS モデルにより決定
C_1	J-R カーブのパラメータ	H3T モデルにより決定
C_2		H3T モデルにより決定
J_{Ic}	J-R カーブの最低値 [kJ/m^2]	64.0

【解説】

本事例の整備にあたって検討し、設定した値である。

表 3.3.4-56　化学成分

項目：化学成分

【条件】

・PVP2005-71528[118]に記載されている材料のうち、最も熱時効による影響が大きかったフェライト量が 26.1%となる静的鋳造材を用いた。

化学成分の質量分率[wt%]	
C	0.050
Si	1.11
Mn	0.54
Ni	9.10
Cr	20.50
Mo	2.30
N	0.021
Nb	0.003

・フェライト量 F%は次式で算出される。

$$F\% = -4.834366 - 56.80472X + 134.641X^2 - 99.90123X^3 + 30.02316X^4$$
$$X = Creq/Nieq$$
$$Creq = Cr + 1.5 \times Si + 1.4 \times Mo + Nb - 4.99$$
$$Nieq = Ni + 30 \times C + 0.5 \times Mn + 26 \times (N - 0.02) + 2.77$$

【解説】

Kawaguchi ら PVP2005-71528[118]において記載されている材料中から、最も熱時効による影響が大きかった、フェライト量が 26.1%となる静鋳造材の値を用いた。

表 3.3.4-57　TSS モデルによる材料定数の予測式

項目：TSS モデルによる材料定数の予測式

【条件】・Kawaguchi ら PVP2005-71528[118] の TSS モデルにおける以下の熱時効を考慮した材料定数の予測式を用いた。

$$\sigma_{y0} = 6.653 + 5.385 \cdot F + 10.007 \cdot \mathrm{Mo} + 1535.385 \cdot \mathrm{C}$$

$$\sigma_{f0} = 105.472 + 6.96 \cdot F + 16.062 \cdot \mathrm{Mo} + 1535.398 \cdot \mathrm{C}$$

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_{y0}} = \frac{1+1.144}{2} - \frac{1-1.144}{2} \cdot \tanh\left(\frac{P-3.020}{1.462}\right)$$

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_{f0}} = \frac{1+1.247}{2} - \frac{1-1.247}{2} \cdot \tanh\left(\frac{P-3.148}{0.919}\right)$$

$$n = \sigma_f(-0.011) + (9.734)$$

$$\alpha = \sigma_f(-0.013) + (7.305)$$

$$P(t,T) = \log(t) + 0.4343\left(\frac{Q}{R}\right)\left(\frac{1}{673.2} - \frac{1}{T}\right)$$

$$\mathrm{Q} = 100 \ \ [\mathrm{kJ/mol}]$$

$$\mathrm{R} = 0.008368\ [\mathrm{kJ/mol \cdot k}]$$

ここで、σ_{y0}は熱時効前の鋼材の降伏応力であり単位は [MPa]、σ_{f0}は熱時効前の流動応力であり単位は [MPa]、σ_yは熱時効後の降伏応力であり単位は [MPa]、σ_fは熱時効後の流動応力であり単位は [MPa]、n及びαは Ramberg-Osgood 則のパラメータである。F はフェライト量で単位は [%] であり、Mo はモリブデンの質量分率で単位は [wt%]、C は炭素の質量分率で単位は [wt%]、t は熱時効時間であり単位は [hour]、T は温度で単位は [K] である。ただし、これらの予測値は平均値であり、次式で示される正規分布のばらつきを考慮する。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$

ここで、μは前述の式で求めた値とし、σの値は以下の表のとおりである。

μ	σ
σ_{y0}	9.450 MPa
σ_{f0}	7.226 MPa
σ_y/σ_{y0}	0.053
σ_f/σ_{f0}	0.039
n	0.484
α	0.347

【解説】各標準偏差の値も PVP2005-71528[118] に記載のものである。

表 3.3.4-58　熱時効を考慮した J-R カーブの予測

項目：熱時効を考慮した J-R カーブの予測

【条件】

・H3T モデルにおけるJ_{IC}とJ_6を求める式

$$\mathrm{CV\ or}\ J_{IC}\ or\ J_6 = A + \frac{B_{325}}{t + (t_F + C)_{325} - t_{F325}}$$

J_{IC}を求めるパラメータの算出式は次式で表される。

$$\log_{10}(A) = 3.2961 - 0.0530 \times F$$
$$\log_{10}(B_{325}) = 5.7869 + 0.9256 \times Mn$$
$$\log_{10}(t_{F325}) = 4.3047 - 19.1095 \times N$$
$$\log_{10}(t_F + C)_{325} = 1.5354 + 0.2062 \times Ni$$

J_6を求めるパラメータの算出式は次式で表される。

$$\log_{10}(A) = 3.6699 - 0.0490 \times F$$
$$\log_{10}(B_{325}) = -1.7907 + 0.4130 \times Cr$$
$$\log_{10}(t_{F325}) = 7.6362 - 0.3670 \times Ni - 16.108 \times N$$
$$\log_{10}(t_F + C)_{325} = -2.9645 + 0.3438 \times Cr - 16.48 \times Mo$$

ここで、F はフェライト量で単位は [%] である。Cr、Mo、Mn、N、Ni は、それぞれクロム、モリブデン、マンガン、窒素、ニッケルの質量分率で単位は [wt%] である。、t は熱時効時間であり単位は [hour] である。ただし、これらのパラメータは平均値であり、次式で示される正規分布のばらつきを考慮する。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$

ここで、μは前述の式で求めた値とし、σの値は以下の表のとおりである。

μ	J_{IC}を求める場合のσ	J_6を求める場合のσ
$\log_{10}(A)$	0.2518	0.1490
$\log_{10}(B_{325})$	0.1514	0.1783
$\log_{10}(t_{F325})$	0.2732	0.0892
$\log_{10}(t_F + C)_{325}$	0.1417	0.0702

熱時効の時効時間については 525600 時間（60 年）とする。

【解説】PVP2005-71528[118] の H3T モデルにより J-R カーブを予測する。熱時効の時効時間については 50000 時間と 100000 時間の間では J-R カーブがほぼ同程度であるため、525600 時間（60 年）とした。

5) 解析事例

(a) 経年事象として疲労を対象とした解析事例

疲労による亀裂進展を経年事象として考慮した炭素鋼管に対して、3.3.4(2)で示した解析条件を用いて、供用期間中における配管の破損確率を求めた。配管サイズは、100A Sch.80 の炭素鋼管を対象とした。PFM 解析例を図 3.3.4-11 に示す。

PASCAL-SP は、作用応力が許容応力を超える場合の配管の破断確率や一定の漏えい量が検出される場合の漏えい確率を評価できるが、ここでは漏えい（貫通前破断を含む）確率及び配管の破断（漏えい前及び漏えい後の破断の和）確率を解析結果として示す。また、地震の発生を考慮した解析における破損確率（漏えい確率または破断確率）は、ある評価時間において、仮に地震が発生した場合の、それまでに供用年数の増加に伴う亀裂が進展された状態で地震荷重による亀裂進展、及び地震荷重が重畳された際の破損確率である。仮に地震が発生した場合の確率であるため、この地震による亀裂の進展または破壊の影響は継続する供用期間中に累積されない。経年事象による亀裂の進展及び地震による亀裂の進展の関係を亀裂の寸法を表す平面において図 3.3.4-10 に示す。

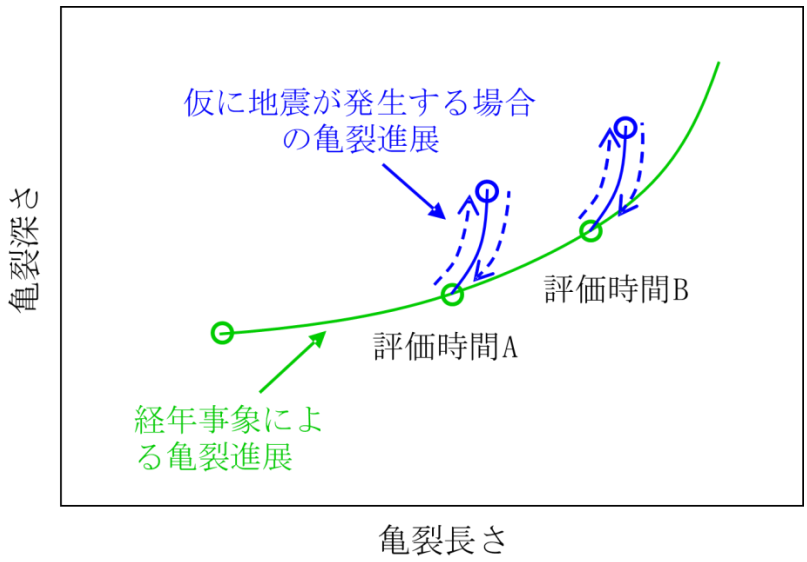


図 3.3.4-10　経年事象による亀裂の進展及び地震による亀裂の進展

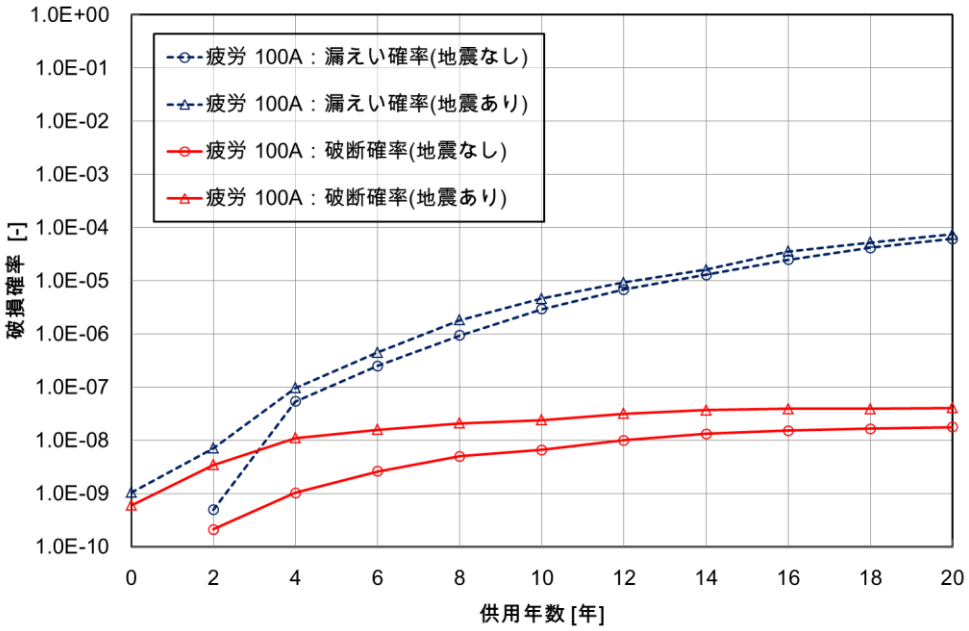


図 3.3.4-11　経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例

(b) 経年事象として IGSCC 及び疲労を対象とした解析事例（1）

非破壊検査によって検出されない亀裂を検査後評価開始時の初期亀裂とし、IGSCC 及び疲労による亀裂進展を経年事象として考慮した低炭素ステンレス鋼管に対して、3.3.4(2)で示した解析条件を用いて、検査後評価期間中における配管の破損確率を求めた。配管サイズは、300A Sch.100 とした。PFM 解析例を図 3.3.4-12 に示す。

漏えい確率及び破断確率の定義、及び地震の考え方については、疲労の場合と同様である。

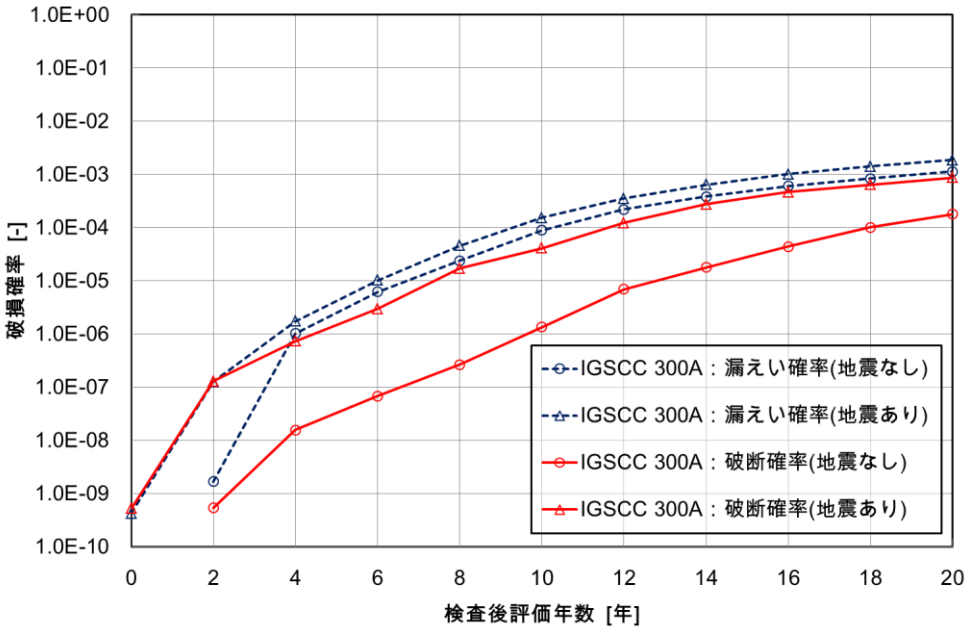


図 3.3.4-12　初期亀裂を想定し、経年事象として IGSCC 及び疲労を考慮した破損確率解析事例

(c) 経年事象として IGSCC を対象とした解析事例（2）

IGSCC による亀裂の発生を考慮し、IGSCC 及び疲労による亀裂進展を経年事象として考慮した低炭素ステンレス鋼管に対して、3.3.4(2)で示した解析条件を用いて、検査後評価期間中における配管の破損確率を求めた。配管サイズは、300A Sch.100 とした。PFM 解析例を図 3.3.4-13 に示す。

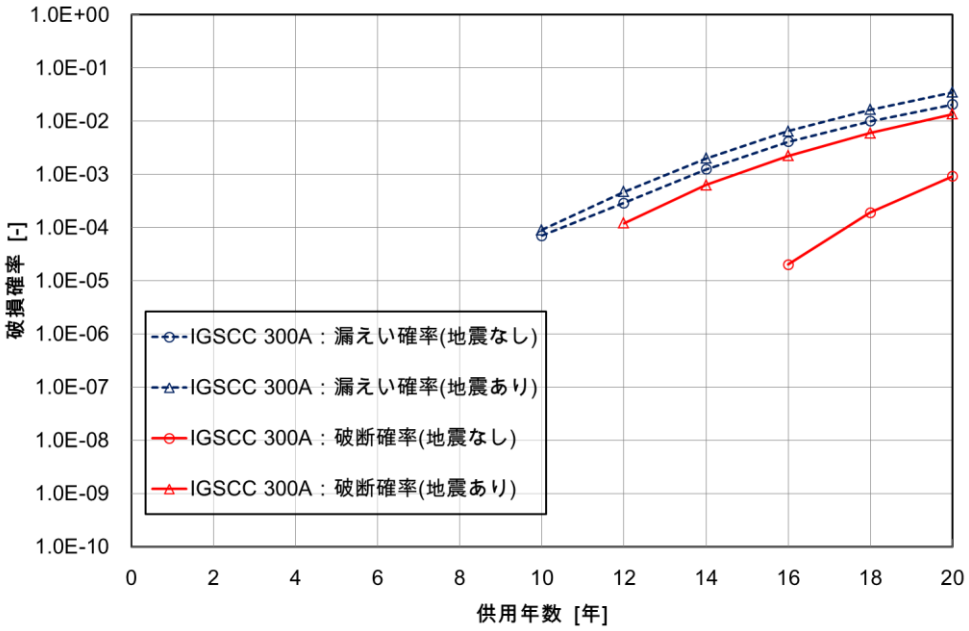


図 3.3.4-13　経年事象として IGSCC による亀裂発生及び IGSCC と疲労による亀裂進展を考慮した破損確率解析事例

(d) 経年事象として PWSCC を対象とした解析事例（1）

非破壊検査によって検出されない亀裂を検査後評価開始時の初期亀裂とし、IGSCC 及び疲労による亀裂進展を経年事象として考慮した低炭素ステンレス鋼管に対して、3.3.4(2)で示した解析条件を用いて、検査後評価期間中における配管の破損確率を求めた。配管サイズは、300A Sch.100 とした。PFM 解析例を図 3.3.4-12 に示す。

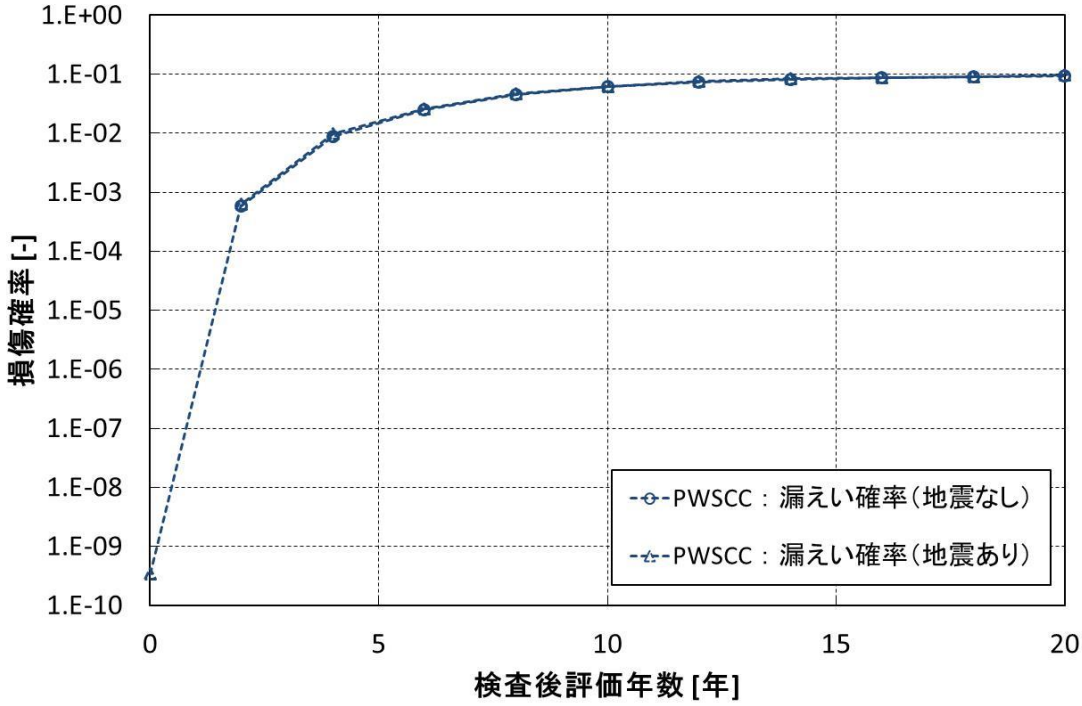


図 3.3.4-14　初期亀裂を想定し、経年事象として PWSCC 及び疲労を考慮した破損確率解析事例

(e) 経年事象として PWSCC を対象とした解析事例（2）

PWSCC による亀裂の発生を考慮し、PWSCC 及び疲労による亀裂進展を経年事象として考慮した低炭素ステンレス鋼管に対して、3.3.4(2)で示した解析条件を用いて、検査後評価期間中における配管の破損確率を求めた。配管サイズは、300A Sch.100 とした。PFM 解析例を図 3.3.4-15 に示す。

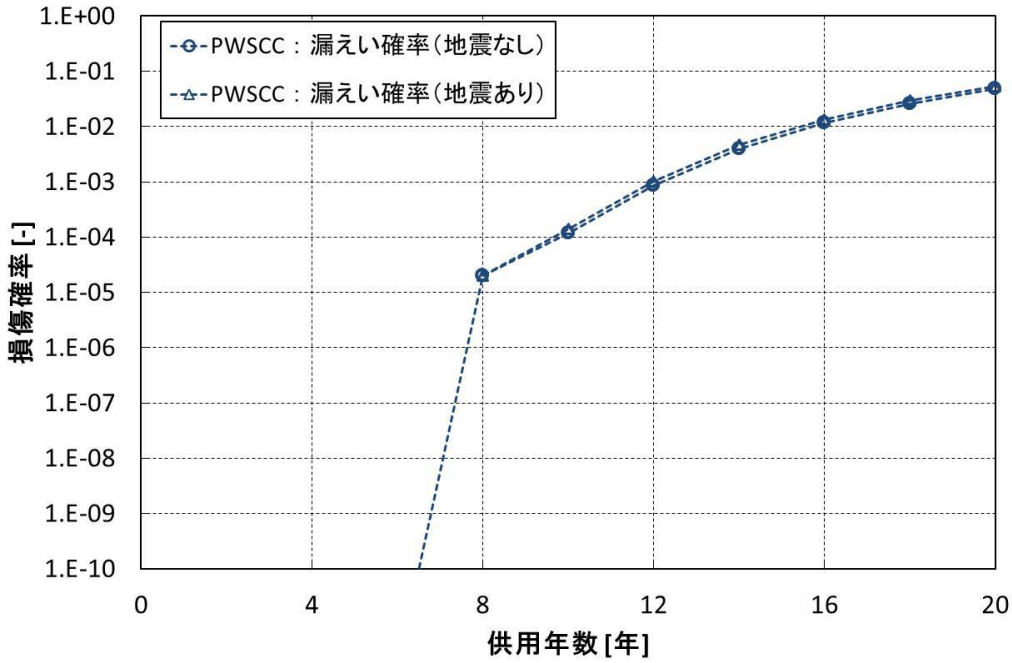


図 3.3.4-15　経年事象として PWSCC を考慮した破損確率解析事例　発生亀裂

(f) 経年事象として熱時効を対象とした解析事例

熱時効による破壊靭性の低下を考慮し、疲労による亀裂進展を経年事象として考慮した 2 相ステンレス鋼管に対して、3.3.4(2)で示した解析条件を用いて、製造時に発生した亀裂を評価開始時の初期亀裂として、供用期間中における配管の破損確率を求めた。PFM 解析例を図 3.3.4-13 に示す。

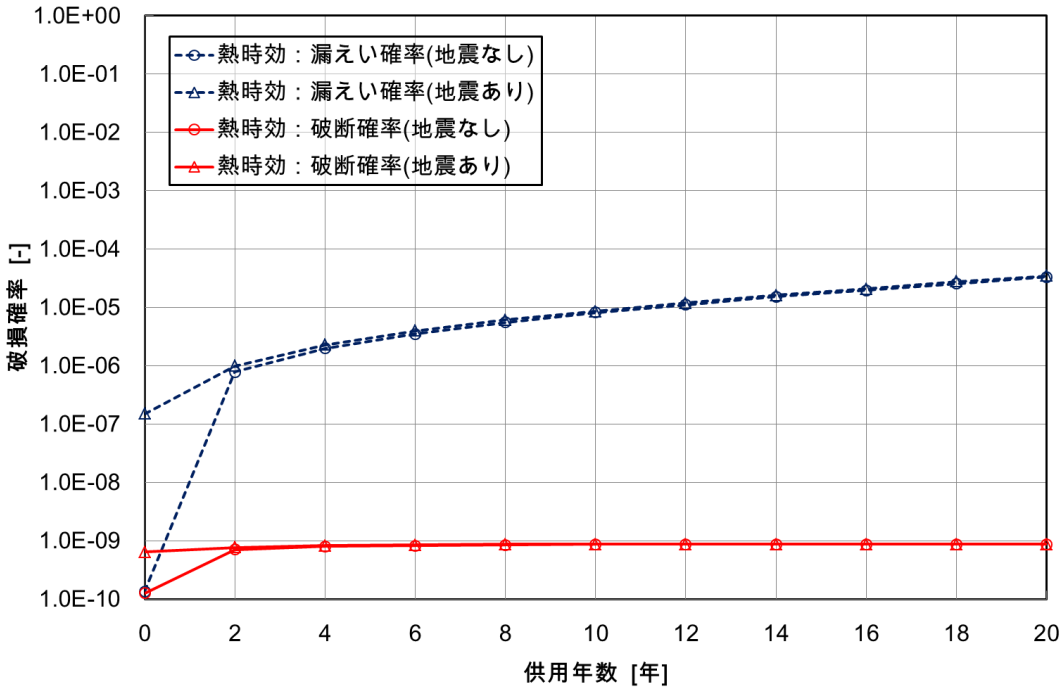


図 3.3.4-16　経年事象として熱時効を考慮した破損確率解析事例

3.4 PFM 評価手法の活用方策の検討

PFM 評価手法の活用方策の検討の一環として、PFM 解析により算出される破損確率等を数値指標とした定量的評価事例の整備を行った。

3.4.1 加圧熱衝撃事象の発生頻度に関する評価事例の整備

(1) 概要

PTS 事象の発生頻度の評価に対する PFM の適用性に関する検討に資することを目的として、PTS 事象の起因事象としての冷却材喪失事象の発生頻度に関する評価事例を整備した。ここでは、その起因事象として、NUREG/CR-6858[119]に記載されている TWCF に寄与する過渡事象の中から、Case009 のホットレグの破断事象を想定し、ホットレグのノズル部を評価対象とした。内圧及び温度は通常運転状態を想定し、経年事象としては PWSCC 及び疲労を考慮した。なお、本評価事例により得られる破断確率から求められる頻度は、PTS 事象の起因事象の発生頻度の一部に相当するものであるが、PTS 事象の発生頻度の評価は、原則として従来どおり PRA のようなイベントツリー等に基づいて行われるべきであることに注意されたい。一方、PRA では、経年劣化は考慮されないことから、その影響を定量的に評価できる PFM の有用性について検討した。

(2) 解析条件

本評価事例における解析条件を以下の 1)から 4)に記す。起因事象の頻度の算出には、Case 009 のホットレグの破断事象としてはギロチン破断が想定されていることを踏まえ、破断確率（貫通前破断確率と貫通後破断確率の和）を用いることとした。破壊評価用の応力の一次曲げ応力は 7.2 MPa とした。また、漏えい量評価モデルとして今年度整備した PWSCC を想定した漏えい量評価モデルを用いた。漏えい量評価モデルの詳細を表 3.4.1-12 に示す。評価された漏えい量が設定した漏えい検知量を超えた確率に相当する漏えい検知確率は、ここでは評価対象ではないが、漏えい検知量を小さく設定すると、漏えい検知により補修がなされるために、貫通後破断確率が低下することとなる。

[119] W. C. Arcieri, et al., RELAP5 Thermal Hydraulic Analysis to Support PTS Evaluations for the Oconee-1, Beaver Valley-1, and Palisades Nuclear Power Plants, NUREG/CR-6858, USNRC (1999)

1) 対象配管

前述のとおり、評価対象とした配管は、ホットレグにおけるノズル部のニッケル合金溶接部である。評価対象とした配管の条件を表 3.4.1-1 に示す。

表 3.4.1-1　対象配管

<table>
<tr><th>項目：対象配管</th></tr>
<tr><td>【条件】
・対象：ホットレグのノズル部
・寸法
<table><tr><th>対象項目</th><th>内容</th></tr><tr><td>外径</td><td>387.2 [mm]</td></tr><tr><td>板厚</td><td>41.1 [mm]</td></tr><tr><td>内半径</td><td>152.5 [mm]</td></tr></table>・材質：ニッケル合金溶接材（600 系合金）</td></tr>
<tr><td>【解説】
実機の PWR ホットレグにおけるノズル部のニッケル合金溶接部において、PWSCC による亀裂進展の事例がある。</td></tr>
</table>

2) 対象亀裂

本評価事例では、想定亀裂として供用年数の増加に伴う PWSCC による発生亀裂を想定した。発生時の亀裂は PWSCC の周方向半楕円亀裂とし、発生位置を異材溶接部内表面とした。発生する亀裂の寸法に関する確率論的評価モデルを表 3.4.1-2 に、亀裂発生時刻に関する確率論的評価モデルを表 3.4.1-3 に示す。

表 3.4.1-2　対象亀裂

項目：対象亀裂（発生亀裂）
【条件】 ・対象亀裂：ニッケル合金異材溶接部内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さ a：　正規分布に従う確率変数 $$f(a)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{(a-\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 1 [mm]、σ = 0.25 [mm] ・初期亀裂の半長 c：　正規分布に従う確率変数 $$f(c)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{(c-\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 1 [mm]、σ = 0.25 [mm]
【解説】 PWSCC 亀裂発生試験に関する参考文献[120]を踏まえて検討された確率論的評価モデル[121]である。

[120] Couvant T, Vaillan t F., " Initia tion o f PWSCC of Weld a llo y 182", P roce edings of the 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Colorado, USA, p. 1141-1151, (2011).

[121]宇田川誠, 勝山仁哉, 鬼沢邦雄, "Ni 基合金異材溶接部に対する確率論的破壊力学解析コード PASCAL-NP の使用手引き", JAEA-Data/Code 2013-013, (2013).

表 3.4.1-3　PWSCC による亀裂発生モデル

項目：亀裂発生モデル

【条件】

・発生時刻 t_i：PWSCC の亀裂発生試験に関する参考文献を踏まえて検討された確率論的評価モデル

$$t_{\mathrm{i}} = \frac{\alpha_{\mathrm{i}} \times t_{\mathrm{i0}}}{i_{\theta} \times i_{\sigma} \times i_{\mathrm{m}}}$$

変数	対象項目	内容
t_{i0}	i_θ、i_σ、i_mが 1 の場合における亀裂発生までの時間[時間]	10000
α_i	確率分布（ワイブル分布）	形状:1.285、縮尺:1.125、位置:0.924
i_θ	温度パラメータ	$i_\theta = A_\theta \times \exp(-Q_i/RT)$ より算出
T_{th}	温度閾値[°C]	250
A_θ	温度パラメータ算出係数	9.49E+15
Q_i	亀裂発生に要する活性化エネルギ[kJ/mol]	182.963
R	ガス定数[kJ/(molK)]	8.31447×10^{-3}
i_σ	応力パラメータ	$i_\sigma = A_\sigma \times \sigma_{eff}^{n}$ より算出 σ_{eff}: 表面における残留応力及び運転応力から算出する。表面切削加工による割増を考慮する。
A_σ	応力パラメータ算出係数	2.68E-19
n	応力パラメータ算出指数	7
i_m	材料パラメータ	0.7

【解説】

PWSCC 亀裂発生試験に関する参考文献 [120] を踏まえて検討された確率論的評価モデル [121] である。

3) 亀裂進展評価

(a) 負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.4.1-4 に示す。定常運転時の内圧は 15.7 MPa とし、設計・建設規格[95]に基づき、内圧と配管口径から一次一般膜応力を算出した。

溶接残留応力の条件を表 3.4.1-5 に、溶接残留応力分布を図 3.4.1-1 に示す。これは、USNRC と EPRI の共同プロジェクトの中で開発が進められている PFM 解析コード xLPR の解析事例[109]において使用された溶接残留応力分布であり補修溶接が考慮されている。

疲労亀裂進展解析用の負荷条件及び過渡事象の発生回数を表 3.4.1-6 に示す。負荷条件及び過渡事象の発生回数は、配管破損防護設計規格[96]において定められた PWR プラント 1 次冷却材ステンレス鋼管に対する条件を用いた。

表 3.4.1-4　定常運転時負荷条件

<table>
<tr><th>項目：定常運転時負荷条件</th></tr>
<tr><td>【条件】
・内圧：
<table>
<tr><th>対象項目</th><th>値</th></tr>
<tr><td>内圧</td><td>15.7 [MPa]</td></tr>
</table>
・内圧による一次一般膜応力：
<table>
<tr><th>対象項目</th><th>値</th></tr>
<tr><td>一次一般膜応力</td><td>33.05 [MPa]</td></tr>
</table>
</td></tr>
<tr><td>【解説】
既往研究[110]を踏まえて本事例整備において検討し設定した値である。内圧による一次一般膜応力は、設計・建設規格[95]に基づき、次式で計算される。

$P_m = \frac{PD_o}{4t}$

ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。</td></tr>
</table>

表 3.4.1-5　溶接残留応力

項目：溶接残留応力
【条件】 ・PFM 解析コード xLPR の解析事例において使用された溶接残留応力 ・図 3.4.1-1 の赤線の分布
【解説】 PFM 解析コード xLPR の解析事例 [109] において使用された溶接残留応力である。

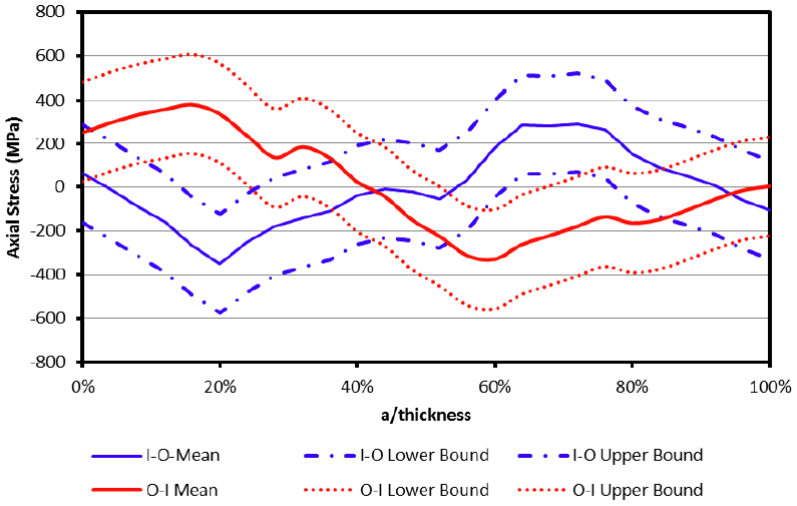


Figure 3　Example problem axial stress

図 3.4.1-1　溶接残留応力分布（PVP2015-45134[109] より引用）

表 3.4.1-6　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

事象番号	事象回数 [回/年]	膜応力[MPa]		曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	5	0.0	172.05	0.0	91.76
2	1.25	0.0	114.7	0.0	97.495
3	30	137.64	183.52	0.0	91.76
4	4	103.23	183.52	0.0	172.05
5	6	160.58	183.52	0.0	0.0

(b)　亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う PWSCC による亀裂の進展と、過渡事象及び地震による疲労亀裂進展を考慮した。PWSCC 亀裂進展速度の条件を表 3.4.1-7 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.4.1-8 に示す。いずれも維持規格事例規格 [111,113,114] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて、統計処理により提案された確率論的

評価モデル [121] を用いた。また、疲労亀裂進展速度について、事例規格 [113] の PWR 一次水質環境中の疲労亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて、Nomura らによって提案された確率論的評価モデル [114] を用いた。疲労亀裂進展速度の計算に用いる負荷上昇時間 t_r については、過渡事象の種類によらず、1000 sec とした。

表 3.4.1-7　PWSCC 亀裂進展速度

項目：PWSCC 亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = C \cdot (K_\mathrm{I} - K_\mathrm{th})^{2.42}$ ここで、da/dt は PWSCC 亀裂進展速度で単位は[m/sec]、K_I はモード I の応力拡大係数で単位は[MPa√m]、K_th は応力拡大係数の下限値、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 1.70\times10^{-14}$、$\sigma = 0.688$ である。
【解説】 維持規格事例規格 [111] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて提案された確率論的評価モデル [121] である。

表 3.4.1-8　疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \frac{C \cdot T_C^{0.77} t_r^{0.24} \cdot \Delta K^{3.25}}{(1-R)^{1.34}}$ $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$ は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、t_r は負荷上昇時間で単位は[sec]、R は応力比、T_C は評価温度、C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 4.31 \times 10^{-14}$、$\sigma = 0.495$
【解説】 維持規格事例規格 [113] における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて提案された確率論的評価モデル [121] である。

(c) 応力拡大係数

経年事象による亀裂進展速度は、応力拡大係数を用いて評価される。応力拡大係数の算出条件を表 3.4.1-9 に示す。複雑な溶接残留応力を多項式近似する場合、近似に伴って応力拡大係数の算出精度に影響が生じる可能性がある。そのため、溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI に示された重み関数法 [8] を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。

表 3.4.1-9　応力拡大係数の算出条件

項目：応力拡大係数の算出条件
【条件】 ・応力拡大係数の算出条件： ・表面半楕円亀裂 維持規格 [44] の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049[98] の解 ・全周亀裂 維持規格 [44] の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・重み関数法の適用 ・溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、適切と判断される最新知見を参考とする。したがって、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格 [44] の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049[98] の解を用いることとした。溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法 [8] を適用した。

4) 破損評価

(a) 負荷条件

破壊評価に用いる応力を表 3.4.1-10 に示す。一次一般膜応力、一次曲げ応力、熱膨張応力について設定した。

表 3.4.1-10　破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力
【条件】 ・維持規格[44]に基づく極限荷重評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次一般膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。
【解説】 既往研究[110]を踏まえて設定した値である。

応力種類	応力値
P_m	33.05 [MPa]
P_b	7.2 [MPa]
P_e	50.0 [MPa]

(b) 貫通評価

亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.4.1-11 に示す。

表 3.4.1-11　亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定： 亀裂深さの板厚比が 0.99999（≒ 1）に達した場合亀裂が貫通とみなした。
【解説】 本事例の整備にあたって検討し、設定した値である。板厚に対する亀裂深さの比が 1 となる場合は貫通となるが、通常亀裂進展評価に用いられる応力拡大係数の適用範囲は 1 未満となるので、維持規格 [44] の応力拡大係数の適用範囲や保守性を考慮して、板厚に対する亀裂深さの比を 0.8 のときに貫通とみなす場合がある。本事例においては、確率論的解析における実力評価を前提とするため、表面亀裂の深さが板厚に達した場合と判定した。

(c) 漏えい量評価

漏えい表評価モデルを表 3.4.1-12 に示す。評価モデルとして Henry モデルを設定し、冷却水の状態としてはサブクール水を想定した。

表 3.4.1-12　漏えい量評価モデル

項目：漏えい量評価
【条件】 ・評価モデル：Henry モデル ・冷却水の状態：サブクール水 ・漏えい検知量：0.018927 [m^3/min]
【解説】 ヤング率や内圧などのパラメータについては NUREG/CR-6861[87] の値を参考とした。

変数	内容
ヤング率	17640 [MPa]
温度	325 [℃]
内圧	15.7 [MPa]
局所的表面粗さ	16.86 [μm]
大域的表面粗さ	113.9 [μm]

(d) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.4.1-13 に示す。維持規格事例規格 [115] に基づき、ニッケル合金溶接部に存在する亀裂に対して、極限荷重評価法を用いて破壊評価を実施した。破壊評価に用いる流動応力を表 3.4.1-14 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] のニッケル合金（NCF600TP）に対する値を用いた。標準偏差は告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考として設定した。

表 3.4.1-13　破壊評価手法

項目：破壊評価手法
【条件】 ・破壊評価法：極限荷重評価法
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格事例規格 [115] に基づく極限荷重評価法を用いた。

表 3.4.1-14　流動応力

項目：流動応力
【条件】 ・対象材質：ニッケル合金溶接部に使用される代表的材料 NCF600TP ・温度：325 [°C] ・流動応力σ_f：正規分布に従う確率変数 $$f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 442.8 [MPa]、　σ = 14.98 [MPa]
【解説】 流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] の NCF600TP に対する値である。標準偏差については、告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。

(3) 解析結果

今回の解析条件において求めた供用年数と漏えい検知確率及び破断確率の関係を図 3.4.1-2 に示す。今回の解析条件においては、40 年目の時点においても破断確率に有意な値が得られなかったため、漏えい検知確率のみがプロットされている。これは、前述の解析条件では、亀裂貫通前に破断しないことに加え、亀裂貫通後は漏えいが検知され破断に至る前に補修または取替がなされるため、有意な破断確率が得られていないものと考えられる。なお、漏えい検知確率については、供用年数に伴い増加する傾向が見られている。漏えいが検知された場合には、補修または取替が実施されるため、経年事象の進展による破損を評価しているわけではないので、この結果が経年事象の影響を示すこ

とにはならない。以上より、ここで評価対象としたホットレグのノズル部については、本事業で設定した解析条件では､経年事象を考慮しても破断に至らないことが示された。

2.3.1 の調査において示したように、PTS-PRA に基づき LBLOCA の発生頻度が定められている NUREG-1806[2] と、その見直しが行われた NUREG-1874[3] を比較すると（図 2.3.1-49）、今回評価対象とした Case 009 の過渡事象については、現実にその事象が発生していないことや専門家判断に基づき、その発生頻度は 1 桁ほど低く設定され、2×10^{-6} 程度となっている。PFM 解析により得られた以上の結果は、その専門家判断による見直しを裏付ける結果であるといえる。

今回評価対象とした Case 009 のような LBLOCA は、大口径配管で発生する可能性のある事象である。今後、ここで対象とした大口径配管のみならず、主蒸気系配管のような小口径配管に対しても PFM 解析を適用し、経年事象の影響について検討することが重要である。

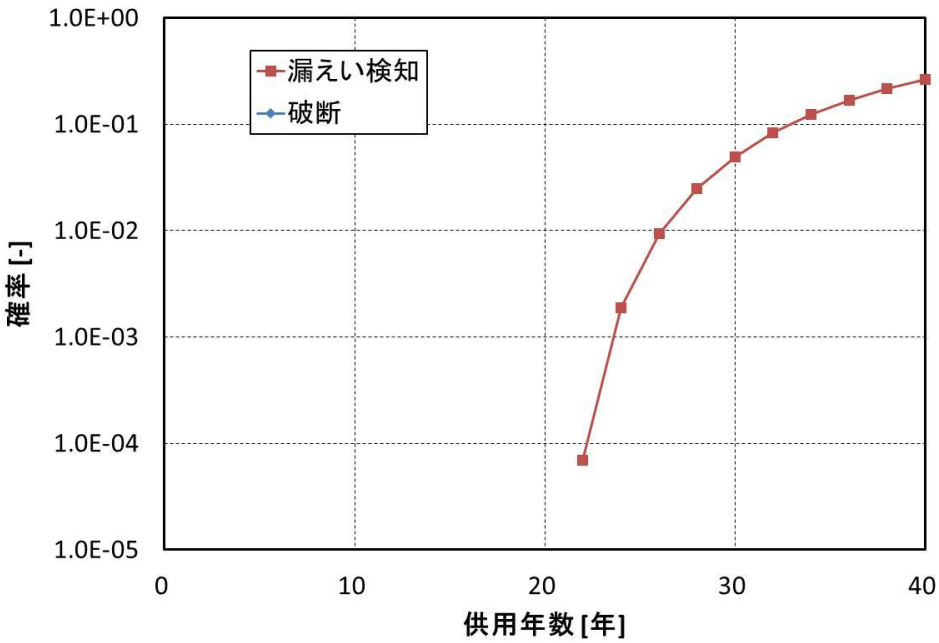


図 3.4.1-2　ホットレグを対象とした漏えい検知確率及び破断確率

3.4.2 破損確率に及ぼす検査の影響に関する評価事例の整備

(1) 概要

WOG 手法における非破壊検査の計画策定の妥当性確認等に資することを目的に、セグメントの漏えい頻度に及ぼす非破壊検査の影響の評価事例を整備した。評価対象のセグメントは文献[122] を参考に、BWR の高圧炉心スプレイ系を構成する、14 箇所の溶接線を有する 250A Sch.80 の炭素鋼配管とし、経年事象として疲労による亀裂進展を考慮した。

評価事例は 2 ケース整備した。1 つ目は、試験程度に対するセグメントの漏えい頻度を、3.2.1(2)2)に示したパーデューモデルを用いる方法と PASCAL-SP を用いる方法の 2 通りの方法により算出し、比較を行った。併せて、試験程度の決定に用いる目標漏えい頻度との比較を行い、WOG 手法における非破壊検査の試験程度の決定に関する事例として示した。2 つ目は、PASCAL-SP を用いる方法により、非破壊検査を実施するタイミングの違いを考慮して、試験程度に対するセグメントの漏えい頻度を算出した。

(2) WOG 手法における非破壊検査の試験程度の決定プロセスに関する評価事例の整備

1) 概要

3.4.2(1)に示したセグメントを対象に、試験程度に対するセグメントの漏えい頻度を 2 通りの方法で算出した。1 つ目はパーデューモデルを用いる方法であり、その入力値の 1 つである単一溶接線の漏えい頻度の算出のために、PASCAL-SP を用いて PFM 解析を行った。2 つ目は PASCAL-SP のみを用いてセグメントの漏えい頻度を算出する方法であり、以下、3.4.2 においては PASCAL-SP を用いる方法として記した。漏えい頻度の算出においては、検査における亀裂検出確率（POD）を考慮した。パーデューモデルを用いる方法で考慮される POD は亀裂寸法依存性のない定数値であることから、本評価に用いる POD の値を、1 及び 0.5 と設定し、それぞれ漏えい頻度を算出した。これらの POD の値は、それぞれ検査がなされれば 100%亀裂が検出される場合及び 50%の確率で亀裂が検出され、検出に失敗する可能性のある場合に対応した値である。3.4.2(2)の評価事例整備における解析ケースを表 3.4.2-1 に示す。

表 3.4.2-1　解析ケース

ケース番号	漏えい頻度の算出方法	検査における亀裂検出確率
1	パーデューモデルを用いる方法	POD= 1
2	パーデューモデルを用いる方法	POD= 0.5
3	PASCAL-SP を用いる方法	POD= 1
4	PASCAL-SP を用いる方法	POD= 0.5

[122] T. Koriyama, et al, “Study on Risk-Informed In-Service Inspection for BWR Piping,” Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 46, No.8, pp.846-873, (2009).

2) 解析条件

セグメントの漏えい頻度の算出方法について記す。まず、パーデューモデルを用いる方法では、セグメントの漏えい頻度を、セグメントのいずれかの溶接線が漏えいに至る頻度として、式(3.2.1-7)により検査対象の溶接線数 n に応じて算出した。その算出過程ではPFM解析によって亀裂を1つ有する単一溶接線の漏えい頻度qを求める必要があり、本評価では、評価開始後 40 年目の漏えい確率$P_{\mathrm{l_per}}$を 40 年で割ることにより求めた。セグメントの漏えい頻度は、溶接線の解析条件がすべて同じであるとの仮定の下に算出した。

PASCAL-SP を用いる方法では、まず PFM 解析によりセグメントの各溶接線の漏えい確率を求めた。次に、各溶接線の漏えい確率を用いて、セグメントの漏えい確率を、セグメントのいずれかの溶接線が漏えいに至る確率として計算した。検査に関する項目以外の解析条件がすべての溶接線で同一であるとすると、セグメントの漏えい確率$P_{\mathrm{l_seg}}$は、セグメントの溶接線数 N、セグメントにおける検査対象の溶接線数 n、検査を考慮して求めた溶接線の漏えい確率P_{l}及び検査を考慮せずに求めた溶接線の漏えい確率P_{l}'を用いて、式(3.4.2-1)で表される[123]。

$$P_{\mathrm{l_seg}} = 1 - (1 - P_{\mathrm{l}})^{n} \cdot (1 - P_{\mathrm{l}}')^{(N-n)} \qquad (3.4.2\text{-}1)$$

本評価において、検査対象の溶接線数が n の場合のセグメントの漏えい頻度F_nは、評価開始後 40 年目の漏えい確率$P_{\mathrm{l_seg}}$を 40 年で割ることで算出することとした。したがって、2 通りの方法のどちらを用いた場合もセグメントの漏えい頻度は溶接線の漏えい確率に基づき算出した。

漏えい確率$P_{\mathrm{l_per}}$、P_{l}及びP_{l}'を求めるための溶接線の解析条件を表 3.4.2-2 から表 3.4.2-13 に示す。本評価では、パーデューモデルを用いる方法の$P_{\mathrm{l_per}}$と PASCAL-SP を用いる方法のP_{l}及びP_{l}'に関する PFM 解析条件は、比較のため原則として同一となるように設定した。解析条件が異なる場合のみパーデューモデルを用いる方法と PASCAL-SP を用いる方法に分けて、その条件を示すこととした。漏えい確率は漏えい量等に関係なく、貫通確率と貫通前破断確率の和として定義した。セグメントの漏えい頻度を式(3.2.1-7)並びに式(3.4.2-1)における検査対象の溶接線数が、最小である $n = 0$ の場合から、最大である $n = N = 14$ の場合までの値をそれぞれ算出し、セグメントの漏えい頻度と試験程度との関係を示した。

また、試験程度の決定のために用いられるセグメントの目標漏えい頻度と 2 通りの方法で算出した漏えい頻度の比較を行った。試験程度は、検査を考慮して算出したセグメントの漏えい頻度が、目標漏えい頻度を下回るようにして決定される。

---

[123] 伊藤裕人, 加藤大輔, 小坂部和也、西川弘之、鬼沢邦雄, “原子炉配管溶接部に対する確率論的破壊力学解析コード PASCAL-SP の使用手引き”, JAEA-Data/Code 2009-025, (2010)

(a) 対象セグメント

漏えい頻度と目標漏えい頻度の比較を通して試験程度を決定するセグメントとして、郡山らの研究[122]を参考に対象を選択した。対象セグメントに関する解析条件を表 3.4.2-2 に示す。セグメントの溶接線数は 14 である。両算出方法における対象セグメントに関する解析条件は同一とした。

表 3.4.2-2　対象セグメント

<table>
<tr><th>項目：対象セグメント</th></tr>
<tr><td>【条件】
・対象セグメント：250A Sch.80
・寸法
<table><tr><th>対象項目</th><th>内容</th></tr><tr><td>外径</td><td>267.4 [mm]</td></tr><tr><td>板厚</td><td>15.1 [mm]</td></tr><tr><td>内半径</td><td>118.6 [mm]</td></tr></table>
・材質：炭素鋼 STS410</td></tr>
<tr><td>【解説】
BWR の高圧炉心スプレイ系の RPV 接続部に該当するセグメントである。WOG 手法に関する研究[122]において高い重要度を有すると判定され、想定される経年事象が疲労であり、漏えい頻度と目標漏えい頻度との比較により試験程度を決定するセグメントに該当する。</td></tr>
</table>

(b) 対象亀裂

製造時溶接等により発生した亀裂を評価対象亀裂とした。亀裂寸法の確率論的評価モデルを表 3.4.2-3 に示す。亀裂の存在位置は、配管溶接継手内表面とした。亀裂形状は、維持規格[44]に基づき周方向半楕円亀裂としてモデル化した。初期亀裂深さについては、Brückner のモデル[124]を用いた。初期亀裂アスペクト比については、LLNL による確率論的評価モデル[80]を用いた。また、対象亀裂の存在確率に関する項目を表 3.4.2-4 に示す。初期亀裂の存在確率については PFM 解析コード WinPRAISE の亀裂密度に関するモデル[97]を参考に設定した。対象亀裂形状に関する解析条件は両算出方法において同じであるが、対象亀裂の存在確率に関する解析条件については異なる取り扱いを行った。

[124] A. Brückner, D. Munz, “Curve Fitting to Defect Size Distributions for the Calculation of Failure Probabilities,” Nuclear Engineering and Design 74, pp.75-78, (1982)

表 3.4.2-3　対象亀裂形状

項目：対象亀裂形状
【条件】 ・対象亀裂：溶接接手内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さa：　対数正規分布に従う確率変数 $$f(a)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma a}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(a/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、$\mu=0.294$ [mm] 、$\sigma=1.61$ ・初期亀裂のアスペクト比β：対数正規分布に従う確率変数 $$f(\beta)=\frac{C}{\sqrt{2\pi}\sigma\beta}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\beta/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、$\beta=c/a$、$\mu=1.336$、$\sigma=0.538$、C=1.419
【解説】 初期亀裂深さに関する確率論的評価モデルは、BWR 主蒸気系配管における亀裂寸法に基づき設定されたモデル [124] である。初期亀裂のアスペクト比に関する確率論的評価モデルは、LLNL のアスペクト比に関する検討に基づき設定されたモデル [80] である。このアスペクト比のモデルは、溶接による初期亀裂を対象に提案された最も詳細で利用実績のあるモデルである。NRC の Draft Regulatory Guide DG-1063[94] でもこのモデルが推奨されている。

表 3.4.2-4　対象亀裂の存在確率

<table>
<tr><td>項目：対象亀裂の存在確率</td></tr>
<tr><td>【条件】
・初期亀裂の存在確率p：
<table>
<tr><td>漏えい頻度の算出方法</td><td>初期亀裂の存在確率</td></tr>
<tr><td>パーデューモデルを用いる方法</td><td>1</td></tr>
<tr><td>PASCAL-SP を用いる方法</td><td>0.0925</td></tr>
</table>
</td></tr>
<tr><td>【解説】
単一溶接線の初期亀裂存在確率pは亀裂密度のモデルを参考に設定した。PFM 解析コード WinPRAISE[97] によれば、溶接線の単位長さ当たりの亀裂密度f^*[/inch]は配管の板厚t [inch]を用いて次式の通り表される。
$$f^* = max\begin{pmatrix} 6.55\times10^{-4}e^{1.491499t} \\ 0.0022t^2 - 0.0066t + 0.0063 \end{pmatrix}$$
単一溶接線に存在する初期亀裂個数の期待値 E は、溶接線の単位長さ当たりの亀裂密度f^*[/inch]及び配管の内半径R_i [inch]を用いて次式で表される。
$$E = 2\pi R_\mathrm{i} f^*$$
初期亀裂個数の期待値 E が小さな値である場合、亀裂が E 個存在する溶接線における漏えい確率と、1 個の亀裂が存在確率pに従い存在する溶接線の漏えい確率がほぼ同じとなるため、本評価対象のセグメントの溶接線における期待値$E = 0.0925$を、PASCAL-SP を用いる方法における初期亀裂の存在確率pとして設定した。パーデューモデルを用いる方法における PFM 解析では、初期亀裂が存在するという条件付きの漏えい確率を求めるため$p=1$ である。パーデューモデルを用いる方法による漏えい頻度の算出における初期亀裂の存在確率は、二項分布の中で考慮され、その値として上記のモデルを参考に0.0925を設定した。</td></tr>
</table>

(c) 亀裂進展評価

a)　負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.4.2-5 に示す。定常運転時には内圧 8.62 [MPa]とし、設計･建設規格[95]に基づき内圧とセグメントの口径から一次一般膜応力を算出した。また、疲労亀裂進展解析用の負荷条件を表 3.4.2-6 に示す。郡山らの研究[122]を参考に、解析対象セグメントの近傍に位置する BWR 給水系に対する負荷条件及び過渡事象の発生回数

を、配管破損防護設計規格[96]を参照して疲労亀裂進展解析用の負荷条件として設定した。両方法における定常運転時の負荷条件、疲労亀裂進展解析用の負荷条件及び過渡事象の発生回数に関する解析条件は同一であるとした。

表 3.4.2-5　定常運転時負荷条件

項目：定常運転時負荷条件

【条件】

・内圧

負荷項目	値
内圧	8.62 [MPa]

・内圧による膜応力

負荷項目	値
内圧による膜応力	38.2 [MPa]

【解説】

内圧については配管技術評価書[125]を参考に設定した。内圧による一次一般膜応力P_{m}は、設計・建設規格[95]に基づき、次式で計算される。

$$P_{\mathrm{m}} = \frac{PD_{\mathrm{o}}}{4t}$$

ここで、D_oは配管外径、tは板厚である。

表 3.4.2-6　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

事象番号	事象発生回数 [回/年]	一次一般膜応力[MPa]		一次曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	7	0.0	122.0	0.0	0.0
2	18	48.8	183.0	0.0	0.0
3	320	91.5	122.0	0.0	0.0
4	8	0.0	0.0	-122.0	122.0
5	16	0.0	0.0	-61.0	61.0
6	330	0.0	0.0	-12.2	12.2

[125] "柏崎刈羽原子力発電所 1 号炉 配管の技術評価書," 東京電力株式会社, (2014)

b)　亀裂進展速度

疲労亀裂進展速度の条件を表 3.4.2-7 に示す。PFM 解析コード WinPRAISE[97] のフェライト鋼に対する疲労亀裂進展速度の確率論的評価モデルを用いた。

表 3.4.2-7　疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 フェライト鋼の疲労亀裂進展速度に関する確率論的評価モデル 応力比 $R \leqq 0.25$ の場合： $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \begin{cases} 1.48 \times 10^{-14} \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < 19.48 \\ 2.13 \times 10^{-9} \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq 19.48 \end{cases}$ $Q = \exp(-0.408 + 0.542 C_{\mathrm{F}})$ $0.25 < R < 0.65$ の場合： $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \begin{cases} f_1 \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < f_3 \\ f_2 \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq f_3 \end{cases}$ $f_1 = 1.48 \times 10^{-14}(26.9R - 5.725)$ $f_2 = 2.13 \times 10^{-9}(3.75R + 0.06)$ $f_3 = \left(\frac{f_2}{f_1}\right)^{0.25}$ $Q = \exp[(0.1025R - 0.433625 + (0.6875R + 0.370125) C_{\mathrm{F}}]$ $R \geqq 0.65$ の場合： $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \begin{cases} 1.74 \times 10^{-13} \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < 13.23 \\ 5.33 \times 10^{-9} \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq 13.23 \end{cases}$ $Q = \exp(-0.367 + 0.817 C_{\mathrm{F}})$ ここで、$\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$の単位は m/cycle、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は MPa√m、C_{F} は標準偏差が 1 の標準正規分布に従う確率変数である。
【解説】 炭素鋼の疲労亀裂進展速度については、PFM 解析コード WinPRAISE[97] のフェライト鋼の疲労亀裂進展速度に関する確率論的評価モデルを用いた。このモデルはフェライト鋼の疲労亀裂進展速度データに関する統計処理から得られた確率論的評価モデルであり、$Q = 1$ とすれば、維持規格 [44] のフェライト鋼の疲労亀裂進展速度に関する評価モデルとなる。

c)　応力拡大係数

経年事象による亀裂進展速度は、応力拡大係数を用いて評価される。応力拡大係数の算出条件を表 3.4.2-8 に示す。国内学協会規格において評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いることとし、規格にないものについては、適切と判断された最新知見を参考とした。両方法とも応力拡大係数に関する解析条件は同一であるとした。

表 3.4.2-8　応力拡大係数

項目：応力拡大係数
【条件】 ・応力拡大係数算出条件： ・表面半楕円亀裂 維持規格の平板中の内表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。したがって、内表面半楕円亀裂及び全周亀裂については、維持規格[44]の解、貫通亀裂については PVP2014-28049[98] の解を用いた。

(d) 破損評価

a) 負荷条件

破壊評価用応力を表 3.4.2-9 に示す。両方法とも破損評価における負荷条件は同一であるとした。

表 3.4.2-9 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力
【条件】 ・維持規格 [44] に基づく弾塑性破壊力学評価法により破壊評価を行う際の応力条件：一次膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。
【解説】郡山らの研究 [122] を参考に設定した値である。

応力種類	応力値
P_m	38.4 [MPa]
P_b	122.0 [MPa]
P_e	0.0 [MPa]

b) 貫通評価

亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.4.2-10 に示す。両方法とも亀裂貫通の判定条件は同一であるとした。

表 3.4.2-10 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定：亀裂深さの板厚比が 0.99999 (≒ 1) に達した場合亀裂が貫通したとみなす。
【解説】 本事例の整備にあたって検討し、設定した値である。板厚に対する亀裂深さの比が 1 となる場合は貫通となるが、通常亀裂進展評価に用いられる応力拡大係数の適用範囲は 1 未満となるので、維持規格 [44] の応力拡大係数の適用範囲や保守性を考慮して、板厚に対する亀裂深さの比を 0.8 のときに貫通とみなす場合がある。ここでは実力評価を前提とし、表面亀裂の深さが板厚に達する場合を貫通とした。

c) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.4.2-11 に示す。維持規格[44]に基づき、フェライト鋼管に存在する亀裂に対して、Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を実施した。また、破壊評価に用いる流動応力を表 3.4.2-12 に示す。両方法における破壊評価に関する解析条件は同一であるとした。

表 3.4.2-11 破壊評価法

項目：破壊評価法
【条件】 ・破壊評価法：維持規格の Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法 ・Z 係数算出式：維持規格事例規格の欠陥角度 60°を越える場合のフェライト鋼管用算出式 $Z = 1.137[0.2885\log(OD/25) + 0.9573]$
【解説】 国内学協会規格が評価手法が定められている場合は原則として国内学協会規格の手法を用いる。ここでは維持規格の Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いた。また、Z 係数の評価式として、維持規格事例規格[126]の欠陥角度 60°を越える場合のフェライト鋼管用 Z 係数評価式を用いた。

表 3.4.2-12 流動応力

項目：流動応力
【条件】 ・対象材料：代表的炭素鋼配管である STS410 配管 ・温度条件：302 [℃] ・流動応力σ_f：329.4 [MPa]
【解説】 流動応力は維持規格[44]に基づき 2.7Sm を用いた。Sm の値は材料規格[100]の STS410 における 302℃での値（122 [MPa]）を用いた。

(e) 非破壊検査による亀裂検出

非破壊検査を考慮する溶接線における、亀裂の検出確率（POD）及びタイミングに関する解析条件を表 3.4.2-13 に示す。検査を考慮する回数は 1 回とし、そのタイミングを

[126] 日本機械学会,"発電用原子力設備規格維持規格（2015 年版）JSME S NA1-2015【事例規格集】周方向欠陥に対する許容欠陥角度制限の代替規定（改訂 1）", JSME S NA-CC-002-1, (2015).

評価開始後 0 年目とした。パーデューモデルを用いる方法では、非破壊検査が PFM 評価の中で考慮されないため、PASCAL-SP を用いる方法においてのみ考慮される解析条件である。

表 3.4.2-13　非破壊検査による亀裂の検出確率

項目：非破壊検査
【条件】 ・検査における亀裂の検出確率：POD = 1 または 0.5 ・検査の実施タイミング：評価開始後 0 年目
【解説】 亀裂の検出確率及び検査のタイミングは検査を考慮するn箇所の溶接線において考慮するとした。パーデューモデルを用いる方法に解析条件を近づけるため、亀裂の検出確率については、亀裂寸法依存性の無い定数値の POD を用いた。検査のタイミングについては、パーデューモデルを用いる方法において、検査後に亀裂が残存する溶接線に対して漏えい確率評価を行うことから、検査を評価開始開始後 0 年目に 1 度だけ考慮することで、検査後に亀裂が残存する溶接線に対して漏えい確率評価を行うこととした。

3) 解析結果

3.4.3(1)の 2)で示した解析条件に従って、パーデューモデルを用いる方法及び PASCAL-SP を用いる方法でセグメントの漏えい頻度を算出した。その結果を POD = 1 及び 0.5 の場合のそれぞれについて、試験程度とセグメントの漏えい頻度の関係として図 3.4.2-1 に示す。横軸の試験程度は検査対象としたセグメントの溶接線の割合を示しており、検査対象の溶接線数ごとに漏えい頻度をプロットしている。図中のグレーの横線はセグメントの目標漏えい頻度を示し、ここでは、1 溶接線当たりの目標漏えい頻度が 5.0×10^{-6} [/年]であり、セグメントの溶接線数が 14 であることから、その値は、7.0×10^{-5} [/年]である [62]。

セグメントの漏えい頻度の試験程度の違いによる影響について着目すると、両方法とも試験程度が増加するに従って、セグメントの漏えい頻度は低下した。POD = 1 の場合、パーデューモデルを用いる方法ではセグメントの溶接線の 28%である 4 溶接線を検査することにより、セグメントの漏えい頻度は目標漏えい頻度を下回ることから、セグメントの試験程度は 28%であると決定された。一方、PASCAL-SP を用いる方法では、セグメントの溶接線の 57%である 8 溶接線を検査することにより、目標漏えい頻度を下回ることから、セグメントの試験程度は 57%であると決定された。このように、PASCAL-SP を用いる方法によっても、セグメントの試験程度を決定できることを示した。

次に POD の値の違いによる影響について着目すると、算出方法によらず、POD=1 に比べて亀裂が検出されにくい POD = 0.5 の場合において、漏えい頻度が高い傾向が見ら

れた。また、検査対象の溶接線数が多いほど、検査の影響が大きくなるため、POD の差による漏えい頻度の差は大きくなった。

2 通りの方法で算出したセグメントの漏えい頻度を比較すると、POD = 1 及び POD = 0.5 の両場合において、PASCAL-SP を用いる方法がパーデューモデルを用いる方法よりも高い漏えい頻度となった。これは両算出方法における、亀裂が検査で検出された場合のセグメント及び溶接線の扱いの違いによるものである。すなわち、パーデューモデルを用いる方法は、検査後にセグメントに残存する亀裂による漏えい頻度を算出しているが、亀裂が 1 つでも検出されれば、セグメント全体の亀裂が補修等により除去されると扱われるため、セグメントに漏えいは発生しない。一方、PASCAL-SP を用いる方法では、本解析条件において、検査後にセグメントに残存する亀裂による漏えい頻度を算出することまではパーデューモデルを用いる方法と同様であるが、亀裂が検出された溶接線だけが補修等によって亀裂が除去されると扱われるため、その他の溶接線に存在する亀裂によって、セグメントに漏えいが発生する可能性がある。したがって、パーデューモデルを用いる方法により算出される漏えい頻度は、PASCAL-SP により算出される漏えい頻度よりも低い結果となった。なお、PASCAL-SP を用いる方法によりセグメントの漏えい頻度を算出する場合、パーデューモデルを用いる方法では考慮されない、亀裂寸法依存性を持った亀裂検出確率評価モデルを適用可能であるとともに、検査を任意のタイミングで実施することを想定した評価が可能である。

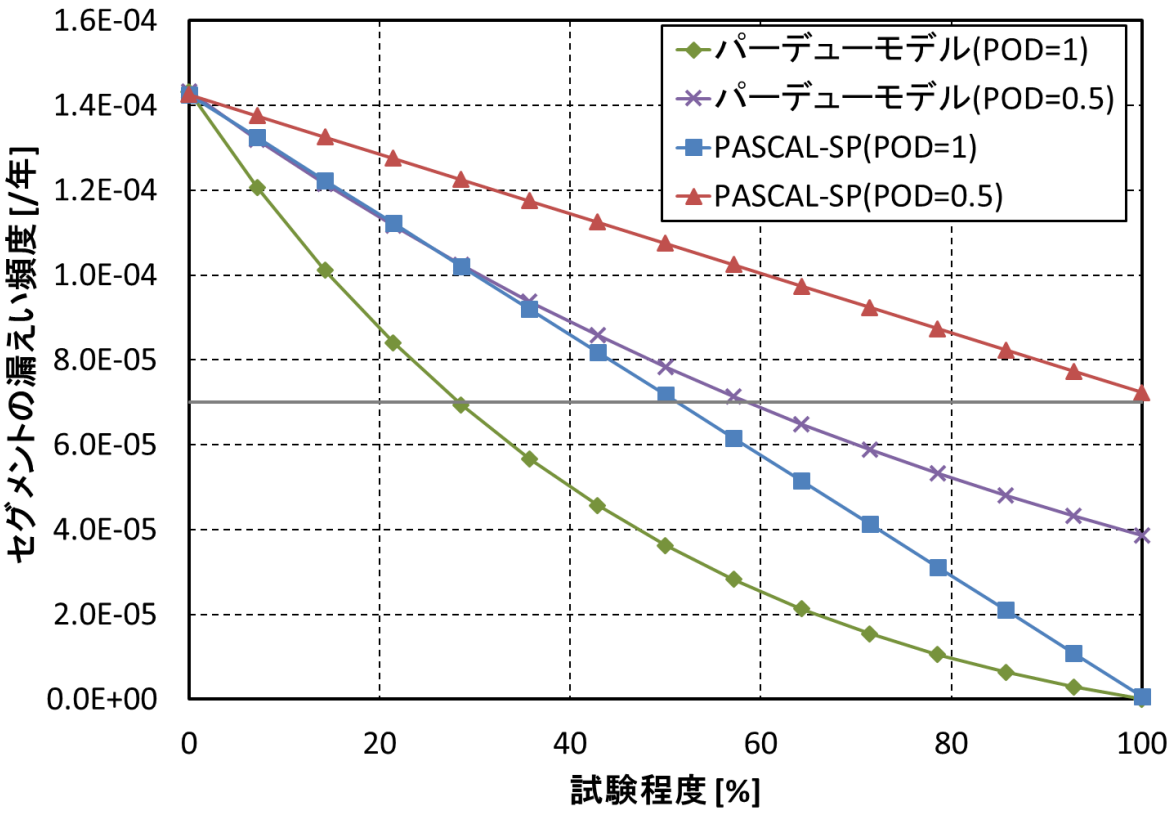


図 3.4.2-1　セグメントの漏えい頻度と試験程度の関係

(3) 非破壊検査のタイミングが漏えい頻度に及ぼす影響の解析

1) 概要

3.4.2(1)に示した 14 溶接線を有するセグメントを対象に、非破壊検査を実施するタイミングがセグメントの漏えい頻度に及ぼす影響の評価事例を整備した。解析において検査を考慮するタイミングは、WOG 手法等において標準的に用いられる検査間隔の 10 年[61]を参考に、評価開始後 0 年目あるいは 10 年目の 2 ケースとした。

2) 解析条件

本評価事例におけるセグメントの各溶接線の基本的な解析条件は 3.4.2(2)の表 3.4.2-2 から表 3.4.2-12 と同じであるとした。変更した解析条件について、表 3.4.2-14 に検査を考慮する溶接線における、非破壊検査に関する解析条件を示す。

セグメントの漏えい頻度の算出方法は、3.4.2(2)2)に記載した PASCAL-SP を用いる方法とした。漏えい確率を、貫通確率と貫通前破断確率の和と定義し、PFM 評価開始後 40 年目のセグメントの漏えい確率を式(3.4.2-1)に基づき、検査対象の溶接線数が最小である 0 の場合から、最大である 14 の場合までを求め、これらを 40 年で割ることで漏えい頻度を算出し、セグメントの漏えい頻度と試験程度との関係を示した。

表 3.4.2-14　非破壊検査に関する解析条件

項目：非破壊検査
【条件】 ・亀裂非検出確率（P_{ND}）評価モデル： フェライト鋼の疲労亀裂を対象とした超音波探傷試験による亀裂の非検出確率評価モデル、検査チームの熟練度は優秀（Outstanding）とする。 $P_{ND} = \frac{1}{2}(1-\varepsilon)\mathrm{erfc}\left(\nu \ln \frac{A}{A^*}\right) + \varepsilon$ $A = \frac{\pi}{2} ab \quad (2b \geq D_B)$ $A = \frac{\pi}{2} a D_B \quad (2b < D_B)$ $A^* = \frac{\pi}{4} a^* D_B$ ただし、a は亀裂深さ、b は亀裂半長である。その他のパラメータは検査チームの熟練度が Outstanding である場合の以下のパラメータを用いる。 a^*　：$0.15t$　（t は板厚） ε　：0.02 D_B　：1 [inch] ν　：1.6 ・検査の実施タイミング：評価開始後 0 年目あるいは 10 年目
【解説】 亀裂検出確率に関するモデルとして、NUREG/CR-6986[80] の亀裂非検出確率評価モデルを用いた。熟練度（Outstanding）に対応するa^*、ε、D_B 及びνの値は PFM 解析コード WinPRAISE[97]におけるフェライト鋼の疲労亀裂に対する値を用いた。検査の実施タイミングは 10 年の検査間隔 [61] を参考とした。

3) 解析結果

検査の実施タイミングを評価開始後 0 年目とした場合と、10 年目とした場合の試験程度とセグメントの漏えい頻度の関係を図 3.4.2-2 に示す。前述のとおり、この結果は 40 年の評価期間を想定しており、その漏えい頻度は、PFM 解析により求められた累積漏えい確率を評価期間の 40 年で除したものである。図中のグレーの横線はセグメントの目標漏えい頻度 [62] を示し、その値は 7×10^{-5} [/年]である。同じ試験程度でセグメントの漏えい頻度を比較すると、検査の実施タイミングが評価開始後 10 年目の方が 0 年目に比べて、漏えい頻度は高い傾向にあった。試験程度の増加に伴い漏えい頻度が低下するの

は、想定している亀裂は製造時に生じる亀裂であり、供用期間中には発生しないことから、より多くの検査が実施されると、より多くの亀裂が検出され補修等により除去されるためである。なお、本解析条件では、検査チームの熟練度として Outstanding を想定しているため、検査を実施すると非常に高い確率で亀裂が検出される。検査の実施タイミングが評価開始後 0 年目である場合には、亀裂が進展し漏えいに至ることなく、亀裂が検出されることになる。一方、検査の実施タイミングが評価開始後 10 年目である場合には、評価開始後 0 年目から 10 年目までの期間に、亀裂が進展し漏えいに至るものがあることから、漏えい確率は評価 0 年目で検査を実施した場合に比べて増加する。以上より、検査の実施タイミングが早いほど、亀裂を早く検出できるため漏えい頻度が低くなり、結果として要求される試験程度を少なく決定できる結果となったものと考えられる。このように検査のタイミングを変化させて、試験程度とセグメントの漏えい頻度を算出することで、例えば、検査員の被ばく線量低減等の観点から、PFM 評価手法を適用することにより、非破壊検査の適切な実施タイミングと試験程度の検討等が可能であることが示された。

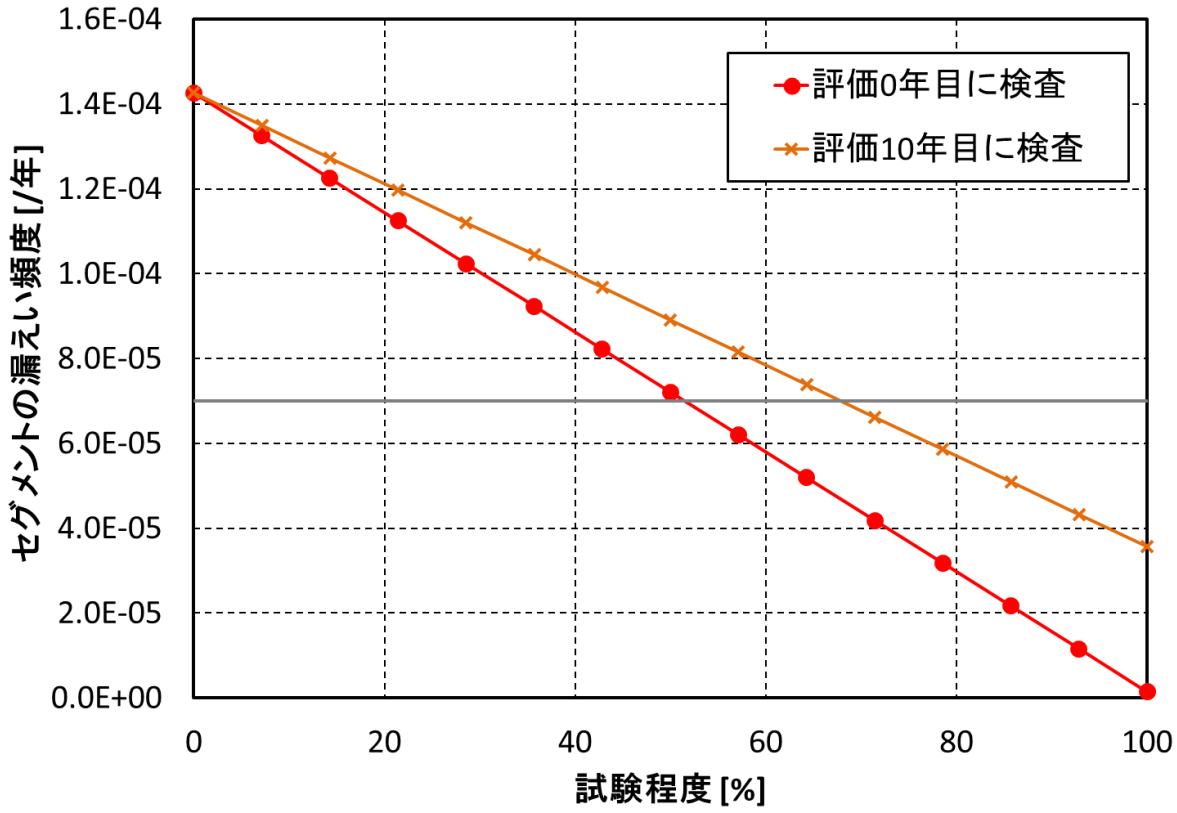


図 3.4.2-2　セグメントの漏えい頻度と試験程度の関係における検査の実施タイミングの影響

(4) まとめ

3.4.2 では、WOG 手法における非破壊検査の計画の妥当性確認等に資することを目的

に、セグメントの漏えい頻度に及ぼす非破壊検査の評価事例を整備した。3.4.2(2)においては、パーデューモデルを用いる方法に加えて、PASCAL-SP を用いる方法でセグメントの漏えい頻度と試験程度の関係を確認し、2 通りの漏えい頻度の算出手法が異なる特長を有することを示した。また、PASCAL-SP を用いる方法で漏えい頻度を算出した場合であっても、目標漏えい頻度との比較を通して、試験程度を決定し得ることを示した。3.4.2(3)においては、非破壊検査の実施タイミングの漏えい頻度への影響を確認し、本評価事例における解析条件においては、検査の実施タイミングが早い方が、セグメントの漏えい頻度が低くなり、要求される試験程度が少なくなることを示した。

3.4.3 破損確率に及ぼす亀裂進展速度評価モデルの影響に関する評価事例の整備

(1) 概要

IGSCC による亀裂進展速度評価モデルについて、維持規格[44]における亀裂進展速度線図に基づく確率論的評価モデル（以下、「モデル 1」という。）と旧 JNES により取得された多くの IGSCC 進展速度データに基づき検討された亀裂進展速度線図[84]に基づく確率論的評価モデル（以下、「モデル 2」という。）を用いた PFM 解析を実施し、両モデルの違いが破損確率に及ぼす影響を評価した。

評価対象は、低炭素系ステンレス鋼製の再循環系配管とした。配管寸法は 300A Sch.100 及び 400A Sch.100 の 2 種類とし、経年事象としては IGSCC 及び疲労による亀裂進展を考慮した。

(2) 解析条件

本評価事例においては、IGSCC 及び疲労による亀裂進展を考慮し、1)から 5)に示す解析条件を用いて、解析を実施した。解析に用いる配管寸法と IGSCC に対する亀裂進展速度評価モデルについて、その解析ケースを表 3.4.3-1 に示す。配管寸法は、300A Sch.100 及び 400A Sch.100 の 2 通りである。IGSCC による亀裂進展速度の確率論的評価モデルは、モデル 1、及びモデル 2 に対して、後者については亀裂進展速度の上限値を考慮しない場合とする場合の 3 通りを対象とした合計 6 通りの PFM 解析を実施した。

本評価事例において、貫通確率を数値指標として評価を実施した。ここで、貫通確率とは亀裂が板厚を貫通したと評価された確率である。

表 3.4.3-1　解析ケース

ケース番号	配管寸法	IGSCC 亀裂進展速度評価モデル
1	300A Sch.100	モデル 1
2	400A Sch.100	モデル 1
3	300A Sch.100	モデル 2（亀裂進展速度の上限値を考慮しない）
4	400A Sch.100	モデル 2（亀裂進展速度の上限値を考慮しない）
5	300A Sch.100	モデル 2（亀裂進展速度の上限値を考慮する）
6	400A Sch.100	モデル 2（亀裂進展速度の上限値を考慮する）

1) 対象配管

前述のとおり、評価対象とした配管は再循環系低炭素系ステンレス鋼配管である。評価対象とした配管の条件を表 3.4.3-2 に示す。実機の低炭素系ステンレス鋼管において、IGSCC による亀裂進展の事例がある。そのため、実機における使用実績を踏まえて、300A Sch.100、及び 400A Sch.100 の低炭素系ステンレス鋼管を対象とした。

表 3.4.3-2　対象配管

<table>
<tr><th>項目：対象配管</th></tr>
<tr><td>【条件】
・寸法：
<table>
<tr><td></td><td>300A Sch.100</td><td>400A Sch. 100</td></tr>
<tr><td>外径</td><td>318.5 [mm]</td><td>406.4 [mm]</td></tr>
<tr><td>板厚</td><td>21.4 [mm]</td><td>26.2 [mm]</td></tr>
<tr><td>内半径</td><td>137.85 [mm]</td><td>177.0 [mm]</td></tr>
</table>
・材質：低炭素系ステンレス鋼 SUS316L</td></tr>
<tr><td>【解説】
実機の低炭素系ステンレス鋼管において、IGSCC による亀裂進展の事例がある。PLR 配管のリングヘッダから RPV 入口等で 300A Sch.100、リングヘッダ等で 400A Sch.100 配管の使用実績がある。</td></tr>
</table>

2) 対象亀裂

本評価事例では、国内 BWR プラントの PLR 配管について、非破壊検査によって検出された IGSCC 亀裂を対象に統計処理から得られた確率論的評価モデル [102] を検査後評価開始時の初期亀裂分布モデルとして用いた。亀裂寸法の確率論的評価モデルを表 3.4.3-3 に示す。亀裂の存在位置は配管溶接継手内表面とし、亀裂形状は維持規格 [44] に基づき周方向半楕円亀裂としてモデル化した。また、亀裂の存在位置の条件を表 3.4.3-4 に示す。国内 BWR プラントの PLR 配管における亀裂発生事例を踏まえ、発生初期の亀裂は溶接部近傍の硬化部に位置し、硬化部において進展する。進展の模式図を図 3.4.3-1 に示す。亀裂の進展に伴い、亀裂の最深点が溶接金属に進入すれば、亀裂の溶接金属内にある部分は溶接金属において進展する。なお、表 3.4.3-3 に示す初期亀裂の寸法について、後述する非破壊検査を評価開始時に考慮して、検出されなかった亀裂を亀裂進展評価及び破壊評価の対象とした。

表 3.4.3-3　対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）
【条件】 ・亀裂種類：溶接継手内表面周方向半楕円亀裂 ・検査後評価開始時初期亀裂の深さ a：正規分布に従う確率変数 $$f(a)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{a-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 5.72 [mm]、σ = 1.38 [mm] ・検査後評価開始時初期亀裂の半長 c：対数正規分布に従う確率変数 $$f(c)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma c}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(c/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 10.16 [mm]、σ = 0.675 [mm]
【解説】 国内 BWR プラントの PLR 配管における IGSCC 亀裂の亀裂寸法データに基づく、亀裂寸法の確率論的評価モデル [106] である。

表 3.4.3-4　初期亀裂の位置

項目：初期亀裂の位置
【条件】 ・溶融境界に達するときの深さ d_c：図 3.4.3-1 ・d_c の評価モデル：$d_c = 1.0L + L_n$ ・亀裂発生位置 L：正規分布に従う確率変数 $$f(L) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 2.246 [mm]、σ = 2.152 [mm] ・定数 L_n：正規分布に従う確率変数 $$f(L_n) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L_n-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$ ただし、μ = 3.017 [mm]、σ = 1.314 [mm]
【解説】 国内 BWR プラントの PLR 配管における IGSCC 亀裂の亀裂発生部位と溶接境界に達する深さに関するデータに基づく、亀裂位置の確率論的評価モデル[102,103,105]である。

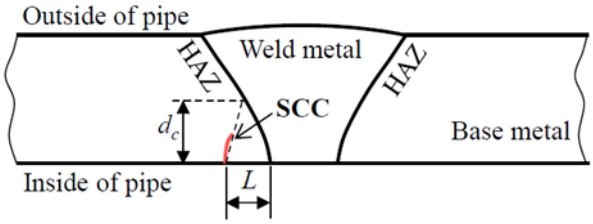


図 3.4.3-1　内表面亀裂の進展の模式図
（PVP2014-28513[105] より引用）

3) 亀裂進展評価

(a) 負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.4.3-5 に示す。定常運転時の内圧は 9 MPa とし、設計・建設規格[95]に基づき内圧と配管口径から一次一般膜応力を算出した。配管溶接部における溶接残留応力に係る条件を表 3.4.3-6 に、溶接残留応力分布を図 3.4.3-2 及び図 3.4.3-3 に示す。この溶接残留応力分布は、旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会において検討された結果である[103]。

疲労亀裂進展解析用の負荷条件及び過渡事象の発生回数を表 3.4.3-7 に示す。これらは、既往研究[107]を参考にして設定したものである。

表 3.4.3-5 定常運転時の負荷条件

項目：定常時運転時の負荷条件

【条件】

・内圧

配管	300A Sch.100	400A Sch. 100
内圧	9.0 [MPa]	9.0 [MPa]

・内圧による膜応力

配管	300A Sch.100	400A Sch. 100
一次一般膜応力	34.3 [MPa]	35.7 [MPa]

【解説】

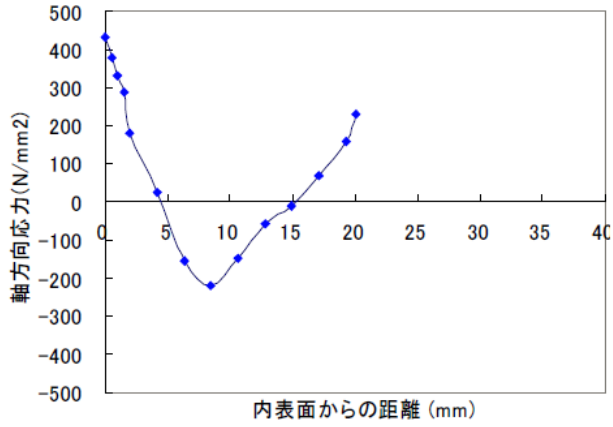
内圧については実機における運転状態を参考とし設定した。内圧による膜応力は、設計・建設規格[95]に基づき、次式で計算される。

$$P_m = \frac{PD_o}{4t}$$

ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。

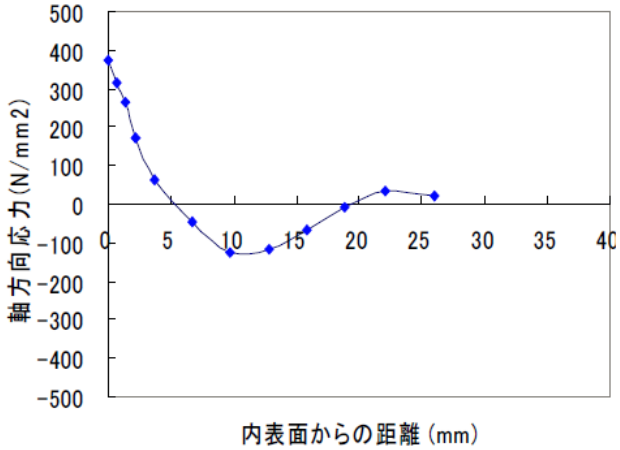
表 3.4.3-6　溶接残留応力

項目：溶接残留応力
【条件】 ・旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会の報告書に示された溶接残留応力 ・300A Sch. 100：図 3.4.3-2 ・400A Sch. 100：図 3.4.3-3 ・表面半楕円亀裂を対象とした応力拡大係数の計算では、ASME B&PV Code Section XI に示された重み関数法を用いるため、溶接残留応力を離散点かつ 2 点間を線形とした応力分布として取り扱う。全周亀裂に対しては、板厚に対して多項式近似した応力分布として取り扱う。
【解説】 旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会の報告書に記載された溶接残留応力[103]であり、300A は PLR ライザー管、400A はヘッダー管を対象としたものである。



ライザー管（300A）

図 3.4.3-2　300A 配管の溶接残留応力分布
（旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会資料より引用 [103]）



ヘッダー管（400A）

図 3.4.3-3　400A 配管の溶接残留応力分布
（旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会資料より引用 [103]）

表 3.4.3-7　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

配管	事象番号	事象回数(40 年間)	内圧[MPa]		一次一般膜応力[MPa]		一次曲げ応力[MPa]	
			Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.
300A Sch. 100	1	40	0.00	7.83	1.6	34.2	0.0	0.0
	2	85	0.00	7.43	1.6	63.0	0.0	2.5
	3	85	1.18	9.00	16.0	70.0	0.0	3.2
	4	85	1.18	1.18	16.0	47.0	0.0	134.4
	5	85	0.15	1.18	8.3	31.0	0.0	130.2
	6	85	0.00	0.15	1.6	8.3	0.0	4.2
	7	300	9.00	9.00	63.7	70.1	0.0	0.0
400A Sch. 100	1	40	0.00	7.83	3.7	35.6	0.0	0.0
	2	85	0.00	7.43	4.5	70.4	0.0	3.7
	3	85	1.18	9.00	20.3	76.0	0.0	4.8
	4	85	1.18	1.18	15.6	20.3	0.0	126.6
	5	85	0.15	1.18	8.4	15.6	0.0	120.4
	6	85	0.00	0.15	4.5	8.4	0.0	6.3
	7	300	9.00	9.00	72.3	76.1	0.0	0.0

(b) 亀裂進展速度

本評価事例では、定常運転に伴う IGSCC による亀裂進展と、過渡事象による疲労亀裂進展を考慮した。IGSCC 亀裂進展速度に関する確率論的評価モデルについて、モデル 1 を表 3.4.3-8 に、モデル 2 を表 3.4.3-9 に示す。また、疲労亀裂進展速度の確率論的評価モデルを表 3.4.3-10 に示す。疲労亀裂進展速度の計算に用いる負荷上昇時間 t_r については、過渡事象の種類によらず、1000 sec とした。

表 3.4.3-8　維持規格の亀裂進展速度線図に基づく IGSCC 亀裂進展速度評価モデル

項目：IGSCC 進展速度
【条件】 ・溶接硬化部における SCC 亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2　オーステナイト系ステンレス鋼（鋭敏化 SUS304 鋼）の BWR 通常炉内水質環境中の SCC 亀裂進展速度線図に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 9.2 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 9.2 \times 10^{-10} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 9.2 \times 10^{-10}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 9.22×10^{-14}、σ = 0.309 ・溶接金属における SCC 亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2 オーステナイト系ステンレス鋼（低炭素系ステンレス鋼）の BWR 通常炉内水質環境中の SCC 亀裂進展速度線図に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 2.1 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 2.1 \times 10^{-10} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.1 \times 10^{-10}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 1.02×10^{-14}、σ = 1.18
【解説】 維持規格 [44] の亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率論的評価モデル [105] である。

表 3.4.3-9　旧 JNES において検討された IGSCC 亀裂進展速度線図に基づく亀裂進展速度評価モデル

項目：IGSCC 進展速度
【条件】 ・溶接硬化部における SCC 亀裂進展速度：旧 JNES において検討された IGSCC 亀裂進展速度線図に基づく確率論的評価モデル $\frac{da}{dt} = \begin{cases} C \times K^{0.47} & (2.0 \times 10^{-12} \leq da/dt) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (da/dt < 2.0 \times 10^{-12}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。亀裂進展速度の上限値を考慮する場合は、表 3.4.3-8 における上限値を用いる。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 1.65 \times 10^{-11}$、$\sigma = 0.4313$ ・溶接金属における亀裂進展速度：旧 JNES において検討された IGSCC 亀裂進展速度線図に基づく確率論的評価モデル $\frac{da}{dt} = \begin{cases} C \times K^{0.449} & (2.0 \times 10^{-12} \leq da/dt) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (da/dt < 2.0 \times 10^{-12}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。亀裂進展速度の上限値を考慮する場合は、表 3.4.3-8 における上限値を用いる。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 1.11 \times 10^{-11}$、$\sigma = 0.3274$
【解説】 旧 JNES において検討された IGSCC 亀裂進展速度線図 [84] に基づく確率論的評価モデルである。

表 3.4.3-10　疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格 2012 年版図添付 E-2-FA-2 オーステナイト系ステンレス鋼の BWR 水質環境中の疲労亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \frac{C \cdot {t_r}^{0.5} \cdot \Delta K^{3.0}}{(1-R)^{2.12}}$ ここで、da/dN の単位は[m/cycle]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 2.86 \times 10^{-12}$、$\sigma = 0.525$
【解説】 維持規格 [44] の疲労亀裂進展速度線図作成に使用されたデータを統計処理して得られた確率論的評価モデル [105] である。

(c) 応力拡大係数

経年事象による亀裂進展速度は、応力拡大係数を用いて評価される。応力拡大係数の算出条件を表 3.4.3-11 に示す。複雑な溶接残留応力分布を多項式近似する場合、近似に伴って応力拡大係数の算出精度に影響が生じる可能性がある。そのため、溶接残留応力を考慮した場合の内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI に示された重み関数法 [8] を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。

表 3.4.3-11　応力拡大係の算出条件

項目：応力拡大係数の算出条件
【条件】 ・応力拡大係数の算出式： ・表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・重み関数法の適用 ・溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。したがって、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格 [44] の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049[98] の解を用いることとした。溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法 [8] を適用した。

4) 破損評価

(a) 負荷条件

既存研究[105]を参考とし、設定した破壊評価用負荷条件を表 3.4.3-12 に示す。一次一般膜応力、一次曲げ応力、熱膨張応力について配管寸法ごとに設定した。

表 3.4.3-12　破壊評価用負荷条件

項目：破壊評価用負荷条件
【条件】 ・弾塑性破壊力学評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次一般膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。
【解説】 既往研究[105]を参考にして設定した値である。

配管	300A Sch.100	400A Sch. 100
P_m	33.5 [MPa]	34.9 [MPa]
P_b	41.8 [MPa]	40.4 [MPa]
P_e	0.0 [MPa]	0.0 [MPa]

(b) 貫通評価

亀裂が貫通したと判定される条件を表 3.4.3-13 に示す。

表 3.4.3-13　亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定：亀裂深さの板厚比が 0.75 に達した場合亀裂が貫通とみなした。
【解説】 維持規格[44]に則り亀裂深さの板厚比が 0.75 に達した場合に貫通とみなす

(c) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.4.3-14 に示す。維持規格[44]に基づき、溶接部に存在する亀裂に対して、Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を行うこととした。また、破壊評価で用いる流動応力を表 3.4.3-15 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変

数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] の SUS316L に対する値を用いた。標準偏差は告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考に設定した。

表 3.4.3-14　破壊評価手法

項目：破壊評価手法
【条件】 ・破壊評価法：維持規格の Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法 ・Z 係数算出式：維持規格における評価対象配管が低炭素系ステンレス鋼管、溶接手法が GTAW 及び SMAW の場合の算出式 $Z = 0.292\log\{(\mathrm{OD})/25\} + 0.986$
【解説】 国内学協会規格が評価手法が定められている場合は原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格 [44] の弾塑性破壊力学評価法を用いた。

表 3.4.3-15　流動応力

項目：流動応力
【条件】 ・対象配管：代表的低炭素系ステンレス鋼管である SUS316L 配管 ・温度条件：288 [℃] ・流動応力σ_f：正規分布に従う確率変数 $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 256.5 [MPa]、σ = 10.85 [MPa]
【解説】 流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] に示された SUS316L に対する値を用いた。標準偏差については、告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。

5) 非破壊検査

非破壊検査による亀裂非検出確率評価モデルを表 3.4.3-16 に示す。これは NUREG/CR-6986[80] のモデルであり、最も詳細で利用実績のある亀裂非検出確率評価モデルである。本解析では、検査チームの熟練度が Very good に対応したパラメータを設定することとした。

表 3.4.3-16　非破壊検査による亀裂の非検出確率評価モデル

項目：非破壊検査による亀裂の非検出確率評価モデル
【条件】 ・亀裂非検出確率評価モデル： ステンレス鋼の応力腐食割れを対象とした超音波探傷試験による亀裂の非検出確率評価モデルを用いる。検査チームの熟練度は Very good とした。 $P_{\mathrm{ND}} = 1 - \varepsilon - \frac{1}{2}(1-\varepsilon)\mathrm{erfc}\left(\nu \ln \frac{A}{A^*}\right)$ $A = \frac{\pi}{2} ab \quad (2b \geq D_{\mathrm{B}})$ $A = \frac{\pi}{2} a D_{\mathrm{B}} \quad (2b < D_{\mathrm{B}})$ $A^* = \frac{\pi}{4} a^* D_{\mathrm{B}}$ ただし、a は亀裂深さ、b は亀裂半長である。また、その他のパラメータについては、以下の値を用いる。 a^* ：$0.15t$　（t は板厚） ν ：1.6 D_{B} ：1 [inch] ε ：0.02
【解説】 NUREG/CR-6986[80] の亀裂非検出評価モデルである。パラメータは、3.3.1(1)における検討を踏まえ、検査チームの熟練度「Very good」に対応する値を用いた。

(3) 解析結果

300A 配管の解析結果を図 2.3.3-40 に、400A 配管の解析結果を図 3.4.3-5 に示す。縦軸は貫通確率で、ここでは亀裂の深さが板厚の 0.75 倍に達する場合の確率である。300A 配管の解析結果において、検査後評価年数の 2 年目程度まではモデル 2 を用いた場合と比較してモデル 1 を用いた場合の貫通確率が高い値を示しているが、4 年目を超えるとこの傾向は逆転している。

その原因について考察するため、溶接硬化部及び溶接金属における両 IGSCC 亀裂進展評価モデルを比較してそれぞれ図 3.4.3-6 及び図 3.4.3-7 に示す。今回使用した初期亀裂の亀裂寸法の分布では、数年で貫通に至るほど深い亀裂が初期亀裂としてサンプリング

されることがある。そのため、検査後評価開始直後においてモデル 1 の破損確率がモデル 2 に比べて高いのは、応力拡大係数が大きい領域ではモデル 2 と比較してモデル 1 の亀裂進展速度が高いためであると考えられる。また、亀裂進展に伴い亀裂の最深点が溶接金属に到達すると、モデル 1 においては溶接硬化部に比べて溶接金属中の亀裂進展速度の平均値は 1 桁程度低い一方、モデル 2 においてはそのような大きな変化はないため、評価年数の増加にともない、モデル 2 の破損確率はモデル 1 のそれよりも高くなったと考えられる。

検査時期の検討に対する PFM 評価手法の適用を念頭に、亀裂進展速度評価モデルの違いの影響を、同じ貫通確率に達するまでの検査後評価年数を用いて評価した。具体的には、モデル 1 を用いて求めた 5 年目の貫通確率に、モデル 2 を用いて求めた貫通確率が達するまでの評価年数を求めた。本事業で設定した解析条件においては、300A 配管の場合は 4 年程度、400A 配管の場合は、5.8 年程度となった。このことから、その年数は、解析条件や配管口径によって敏感に変化することが確認された。

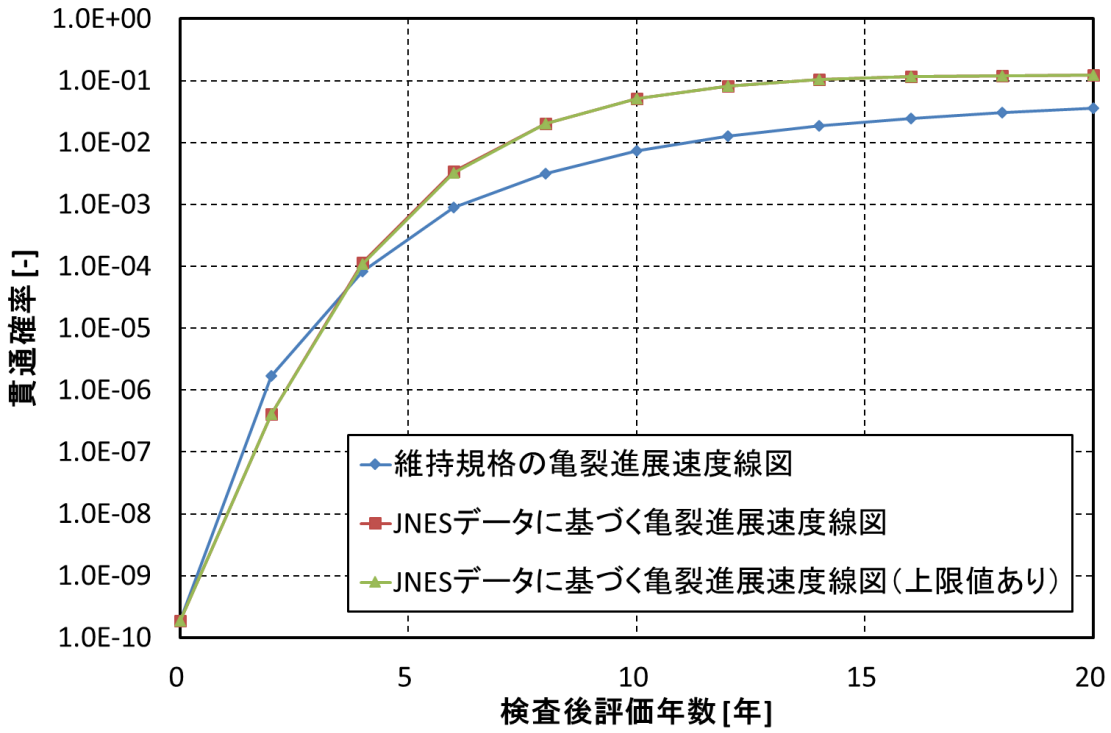


図 3.4.3-4　300A 配管の解析結果

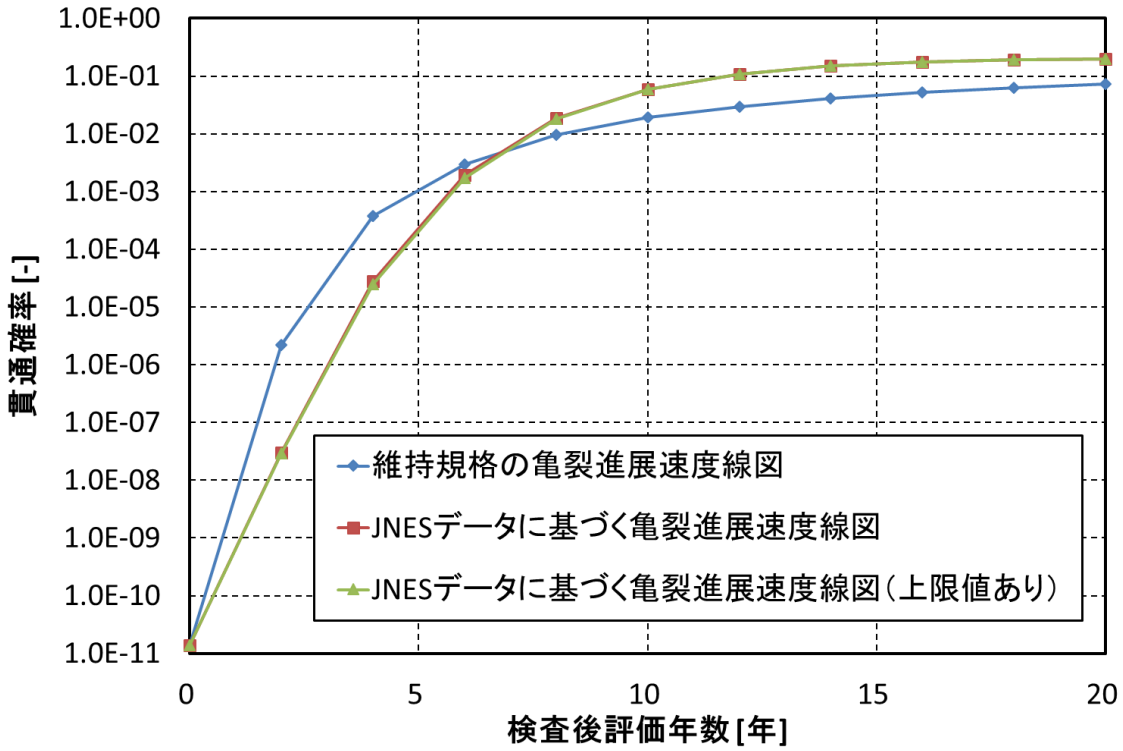


図 3.4.3-5　400A 配管の解析結果

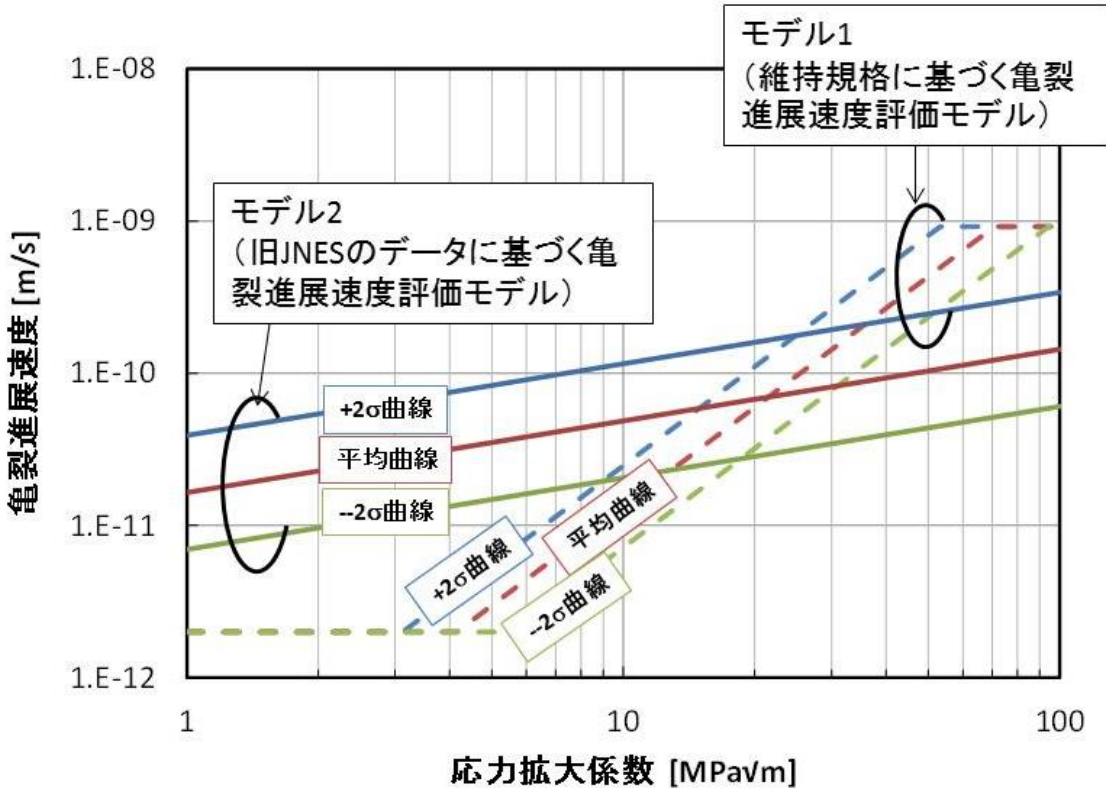


図 3.4.3-6　溶接硬化部における IGSCC 亀裂進展速度評価モデルの比較

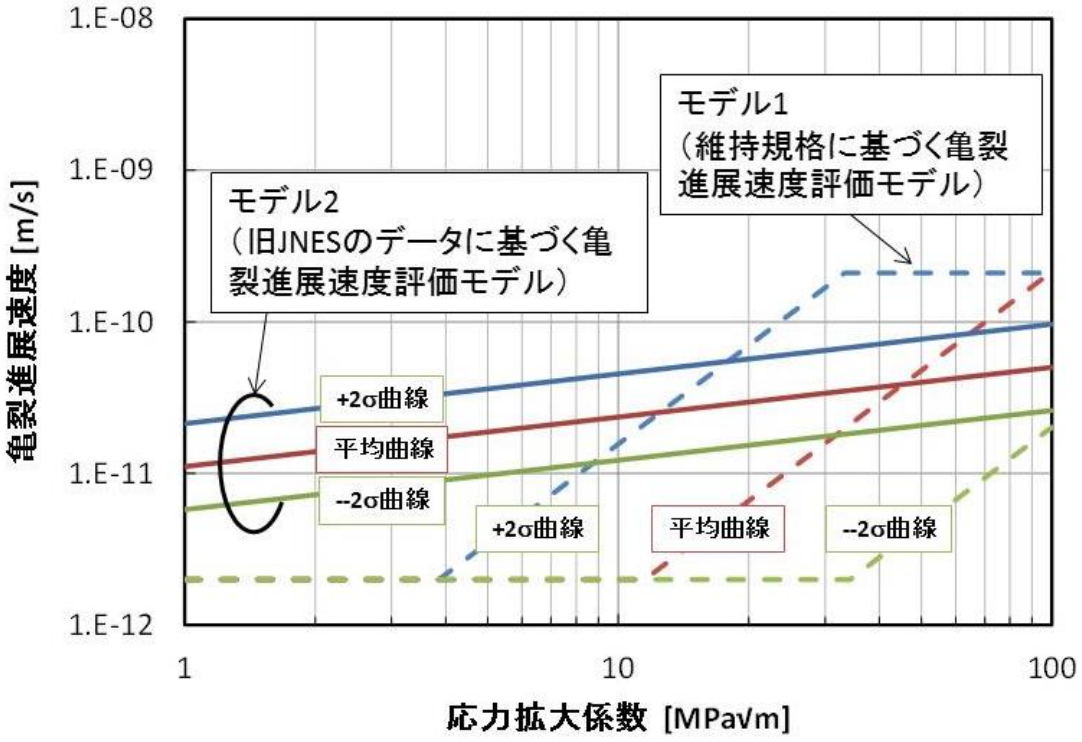


図 3.4.3-7　溶接金属における IGSCC 亀裂進展速度評価モデルの比較

3.4.4 破損確率に及ぼす IHSI、水素注入実施の影響に関する評価事例の整備

(1) 概要

溶接残留応力の低減措置として実プラントにおいて施工実績のある高周波誘導加熱応力改善工法（以下、「IHSI」という。）及び水素注入が破損確率に及ぼす影響を確認するため、IHSI 及び水素注入を考慮した場合の評価事例を整備した。ここでは、低炭素系ステンレス配管の溶接線を対象部位とし、経年事象として IGSCC による亀裂発生、定常運転時における IGSCC による亀裂進展及び、過渡事象による疲労亀裂進展を考慮した。対象とする配管の寸法は、250A Sch.80 とした。解析ケースごとに運転時間と破損確率の関係を求め、IHSI や水素注入を実施しない場合の解析結果と比較することにより、IHSI や水素注入の実施時期が破損確率に及ぼす影響を評価した。

(2) 解析条件

本評価事例は、IGSCC による発生亀裂を対象に、評価期間を 40 年として、貫通確率と貫通前破断確率の和で定義される破損確率を算出した。ここで、貫通確率は亀裂が板厚を貫通したと評価された確率であり、貫通前破断確率は亀裂が貫通に至る前に配管が破断したと評価された確率である。配管寸法は 250A Sch.80 を対象とした。本評価事例の解析条件を 1)から 4)に示す。IHSI は SCC 対策として内表面の溶接残留応力を低減する工法であり、これを模擬するために設定した IHSI 実施前後の溶接残留応力分布を図 3.4.4-1 に示す。IHSI の実施時期を変えて、表 3.4.4-1 に示す 4 ケースの解析を実施した。また、亀裂進展速度を変更することにより、SCC 対策として実施される原子炉冷却材への水素注入を模擬した解析を実施した。水素注入前後の SCC 進展速度に関する条件は表 3.4.4-8 及び表 3.4.4-9 に示したものを用いた。配管寸法は IHSI 実施を考慮した解析と同様である。水素注入実施時期を変えて、表 3.4.4-2 に示す 4 ケースの解析を実施した。

表 3.4.4-1　IHSI に関する解析ケース

ケース番号	IHSI 実施時期
1	実施なし
2	10 年目
3	20 年目
4	30 年目

表 3.4.4-2　水素注入に関する解析ケース

ケース番号	水素注入実施時期
1	実施なし
2	10 年目
3	20 年目
4	30 年目

1) 対象配管

対象とする配管の条件を表 3.4.4-3 に示す。本評価事例においては 250A Sch.80 の低炭素系ステンレス鋼管を対象とした。

表 3.4.4-3　対象配管

<table>
<tr><th>項目：配管寸法</th></tr>
<tr><td>【条件】
・対象配管：250A Sch.80
・寸法：
<table>
<tr><th>対象項目</th><th>内容</th></tr>
<tr><td>外径</td><td>267.4 [mm]</td></tr>
<tr><td>板厚</td><td>15.1 [mm]</td></tr>
<tr><td>内半径</td><td>118.6 [mm]</td></tr>
</table>
・材質：低炭素系ステンレス鋼 SUS316L</td></tr>
</table>

2) 対象亀裂

評価対象亀裂として、供用年数の増加に伴う IGSCC による亀裂の発生を考慮した。亀裂発生モデルを表 3.4.4-4 に示す。亀裂発生モデルとしては、国内 BWR プラント配管における SCC 亀裂のデータに基づく、発生時刻の確率論的評価モデル [106] を用いた。亀裂の発生位置に関する条件は、表 3.4.3-4 とした。

表 3.4.4-4　IGSCC による亀裂の発生モデル

項目：IGSCC による亀裂の発生モデル
【条件】 ・発生時刻 t：対数正規分布に従う確率変数 $f(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma t}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(t/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 9.21 [year]、σ = 0.485 [year] ・発生直後の亀裂の深さ a：0.5 [mm] ・発生直後の亀裂の半長 c：指数分布に従う確率変数 $f(c) = \lambda\exp(-\lambda c)$ ただし、λ = 7 [mm^{-1}]
【解説】 国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC 亀裂のデータに基づく、発生時刻の確率論的評価モデル [106] である。

3) 亀裂進展評価

(a) 負荷条件

定常運転時の負荷条件を表 3.4.3-5 に示す。本評価事例は IHSI の影響を確認することが目的である。IHSI は SCC 対策として内表面の溶接残留応力を低減する工法であり、これを模擬するために設定した IHSI 実施前後の溶接残留応力を図 3.4.4-1 に示す。

過渡事象による疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数の詳細を表 3.4.4-7 に示す。これらは、既往研究[107]を参考にして設定したものである。

表 3.4.4-5　定常運転時の負荷条件

<table>
<tr><th>項目：定常時運転時の応力</th></tr>
<tr><td>【条件】
・内圧：
<table><tr><th>負荷項目</th><th>値</th></tr><tr><td>内圧</td><td>9.0 [MPa]</td></tr></table>
・内圧による膜応力：
<table><tr><th>負荷項目</th><th>値</th></tr><tr><td>一次一般膜応力</td><td>39.8 [MPa]</td></tr></table></td></tr>
<tr><td>【解説】
内圧については実機における運転状態を参考とし設定した。内圧による一次一般膜応力は、設計・建設規格[95]に基づき、次式で計算される。

$P_m = \frac{PD_o}{4t}$

ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。</td></tr>
</table>

表 3.4.4-6　溶接残留応力

<table>
<tr><th>項目：溶接残留応力</th></tr>
<tr><td>【条件】
・IHSI を模擬する溶接残留応力
・250A Sch.80：図 3.4.4-1</td></tr>
<tr><td>【解説】
本評価事例において、溶接残留応力解析に基づき検討された IHSI 前後を模擬した残留応力である。</td></tr>
</table>

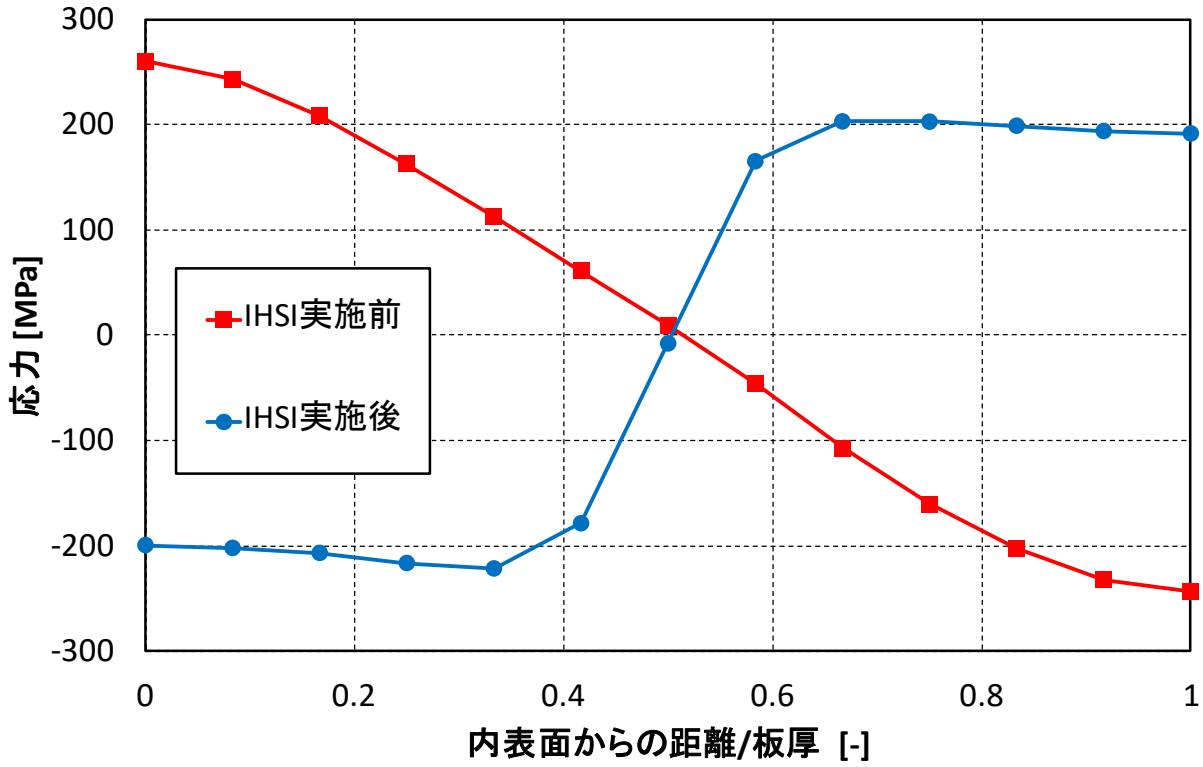


図 3.4.4-1　IHSI 実施前後の残留応力

表 3.4.4-7　疲労亀裂進展解析用負荷条件及び過渡事象の発生回数

配管	事象番号	事象回数(40 年間)	内圧[MPa]		一次一般膜応力[MPa]		一次曲げ応力[MPa]	
			Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.
250A Sch. 80	1	40	0.00	7.83	1.6	34.2	0.0	0.0
	2	85	0.00	7.43	1.6	63.0	0.0	2.5
	3	85	1.18	9.00	16.0	70.0	0.0	3.2
	4	85	1.18	1.18	16.0	47.0	0.0	134.4
	5	85	0.15	1.18	8.3	31.0	0.0	130.2
	6	85	0.00	0.15	1.6	8.3	0.0	4.2
	7	300	9.00	9.00	63.7	70.1	0.0	0.0

(b) 亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う IGSCC の進展と、過渡事象による疲労亀裂進展を考慮した。IGSCC 亀裂進展速度の条件を表 3.4.4-8 及び表 3.4.4-9 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.4.3-10 に示す。表 3.4.4-8 は水素注入前、表 3.4.4-9 は水素注入後を対象とした亀裂進展速度の条件である。いずれも維持規格[44]における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータの統計処理を通じて提案された確率論的評価モデル[105]を用いた。疲労亀裂進展速度の計算に用いる負荷上昇時間 t_r については、過渡事象の種類によらず、1000 sec とした。

表 3.4.4-8　BWR 通常沪内水室環境中の SCC 進展速度

項目：SCC 進展速度
【条件】 ・溶接硬化部における SCC 亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2　オーステナイト系ステンレス鋼（鋭敏化 SUS304 鋼）の BWR 通常炉内水質環境中の SCC 亀裂進展速度線図に基づく確率論的評価モデル： $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 9.2 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 9.2 \times 10^{-10} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t > 9.2 \times 10^{-10}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 9.27×10^{-14}、σ = 0.2167 ・溶接金属における亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2　オーステナイト系ステンレス鋼（低炭素系ステンレス鋼）の BWR 通常炉内水質環境中の SCC 亀裂進展速度線図に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 2.1 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 2.1 \times 10^{-10} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t > 2.1 \times 10^{-10}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 7.04×10^{-15}、σ = 0.7983
【解説】 維持規格 [44] の亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率論的評価モデル [105] である。

表 3.4.4-9　水素注入水質環境中の SCC 進展速度

項目：SCC 進展速度
【条件】 ・溶接硬化部における SCC 亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-3（水素注入水質環境）鋭敏化 SUS304 の SCC 亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 5.1 \times 10^{-11}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 5.1 \times 10^{-11} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t > 5.1 \times 10^{-11}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 1.71×10^{-15}、σ = 0.7983 ・溶接金属における亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2（水素注入水質環境）低炭素ステンレス鋼の亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}t} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq \mathrm{d}a/\mathrm{d}t \leq 2.1 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 2.1 \times 10^{-10} & (\mathrm{d}a/\mathrm{d}t > 2.1 \times 10^{-10}) \end{cases}$ ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 5.72×10^{-17}、σ = 0.7983
【解説】 維持規格 [44] の亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて、本評価事例整備において統計処理により検討した確率論的評価モデルである。

表 3.4.4-10　疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
【条件】 ・維持規格 BWR 水質環境中疲労亀裂進展速度に基づく確率論的評価モデル $\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = \frac{C \cdot {t_r}^{0.5} \cdot \Delta K^{3.0}}{(1-R)^{2.12}}$ ここで、da/dN の単位は[m/cycle]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う。 $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、$\mu = 2.86 \times 10^{-12}$、$\sigma = 0.525$
【解説】 維持規格 [44] の疲労亀裂進展速度線図作成に使用されたデータを統計処理して得られた確率論的評価モデル [105] である。

(c) 応力拡大係数

経年事象による亀裂進展速度は、応力拡大係数を用いて評価される。応力拡大係数の算出条件を表 3.4.4-11 に示す。複雑な溶接残留応力分布を多項式近似する場合、近似に伴って応力拡大係数の算出精度に影響が生じる可能性がある。そのため、溶接残留応力を考慮した場合の内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI に示された重み関数法[8]を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。

表 3.4.4-11　応力拡大係数の算出条件

項目：応力拡大係数の算出条件
【条件】 ・応力拡大係数算出条件： ・表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・重み関数法の適用 ・溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。
【解説】 国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。したがって、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格 [44] の算出式、貫通亀裂については、PVP2014-28049[98] の算出式とした。溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME B&PV Code Section XI の重み関数法[8]を適用した。

4) 破損評価

(a) 負荷条件

破壊評価用応力を表 3.4.4-12 に示す。一次膜応力、一次曲げ応力、熱膨張応力について設定した。

表 3.4.4-12　破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力
【条件】 ・弾塑性破壊力学評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次一般膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e を考慮する。
【解説】 既往研究 [105] を参考にして設定した値である。

応力種類	応力値
P_m	39.8 [MPa]
P_b	41.8 [MPa]
P_e	0.0 [MPa]

(b) 貫通条件

亀裂が貫通したと判定される条件を表 3.4.4-13 に示す。

表 3.4.4-13　亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
【条件】 ・亀裂の貫通判定: 亀裂深さの板厚比が 0.99999 (≒ 1)に達した場合亀裂が貫通とみなした。
【解説】 本事例整備において検討し、設定した値である。例えば、維持規格 [44] において、亀裂深さの板厚比が 0.8 に達した場合に貫通とみなす場合があるが、本事例整備においては確率論的解析における実力評価を前提とするため、亀裂深さの板厚比が 1.0 に達した場合を貫通と判定した。

(c) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.4.4-14 に示す。維持規格 [44] に基づき、溶接部に存在する亀裂に対して、Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を行うこととした。ま

た、破壊評価で用いる流動応力を表 3.4.4-15 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] の SUS316L に対する値を用いた。標準偏差は告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考に設定した。

表 3.4.4-14　破壊評価手法

項目：破壊評価手法
【条件】 ・破壊評価法：維持規格の Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法 ・Z 係数算出式：維持規格における評価対象配管が低炭素系ステンレス鋼管、溶接手法が GTAW 及び SMAW の場合の算出式 $Z = 0.292\log\{(\mathrm{OD})/25\} + 0.986$
【解説】 国内学協会規格が評価手法が定められている場合は原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格 [44] の弾塑性破壊力学評価法を用いた。

表 3.4.4-15　流動応力

項目：流動応力
【条件】 ・対象配管：代表的低炭素系ステンレス鋼管である SUS316L 配管 ・温度条件：288℃ ・流動応力σ_f：正規分布に従う確率変数 $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ ただし、μ = 256.5 [MPa]、σ = 10.85 [MPa]
【解説】 流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は材料規格 [100] に示された SUS316L に対する値を用いた。標準偏差については、告示 501[101] 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討 [53] を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。

(3) 解析結果

IHSI と水素注入の効果について、両者の違いは、IHSI については亀裂が存在する内表面の応力が負になることにより、その範囲にあった亀裂は、IHSI 実施以降、それ以上進展しないと考えられる一方、水素注入の場合は亀裂進展速度が低減される。

IHSI を想定した解析により得られた結果を図 3.4.4-2 及び図 3.4.4-3 に、水素注入を想定した解析により得られた結果を図 3.4.4-4 及び図 3.4.4-5 に示す。縦軸は破損確率であり、貫通確率と貫通前破断確率の和である。縦軸について、IHSI や水素注入の影響を確認しやすくするため、線形目盛とした場合と対数目盛の 2 種類の図を作成した。図 3.4.4-2 及び図 3.4.4-3 より、IHSI を実施したことにより破損確率の増加率が低減し、IHSI を早期に実施するほど破損確率が小さくなる傾向が見られた。水素注入時期についても同様の傾向が見られ、水素注入早期に実施するほど破損確率が小さくなる傾向が見られた。本事業で設定した解析条件では、IHSI と水素注入を想定した解析により得られた破損確率の低下の程度に大きな違いは見られなかった。

以上より、IHSI や水素注入の影響について、PFM 解析により求められる破損確率を定量的な数値指標として評価できることを示した。

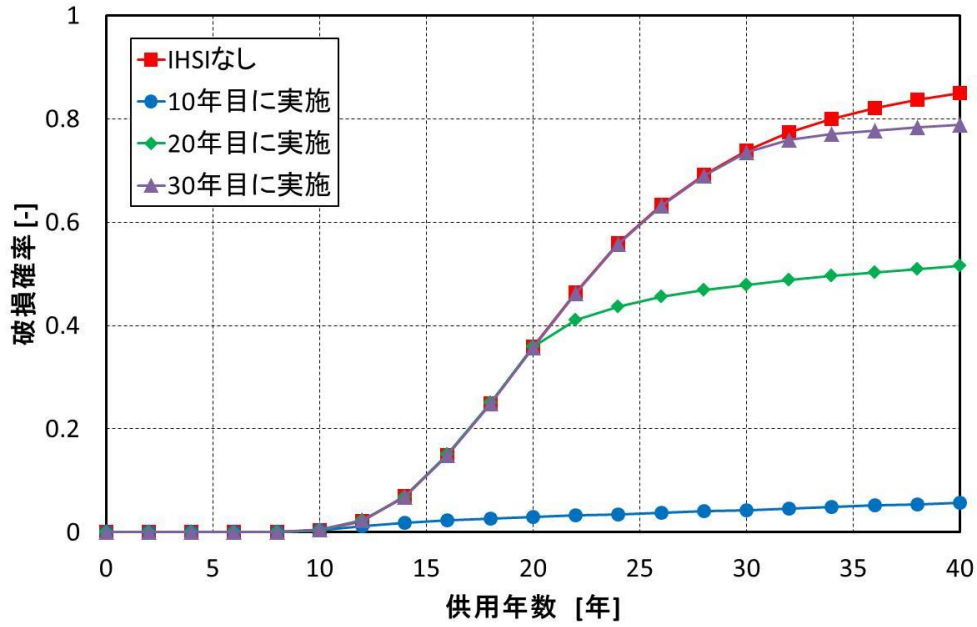


図 3.4.4-2　IHSI を想定した解析結果（縦軸：線形目盛）

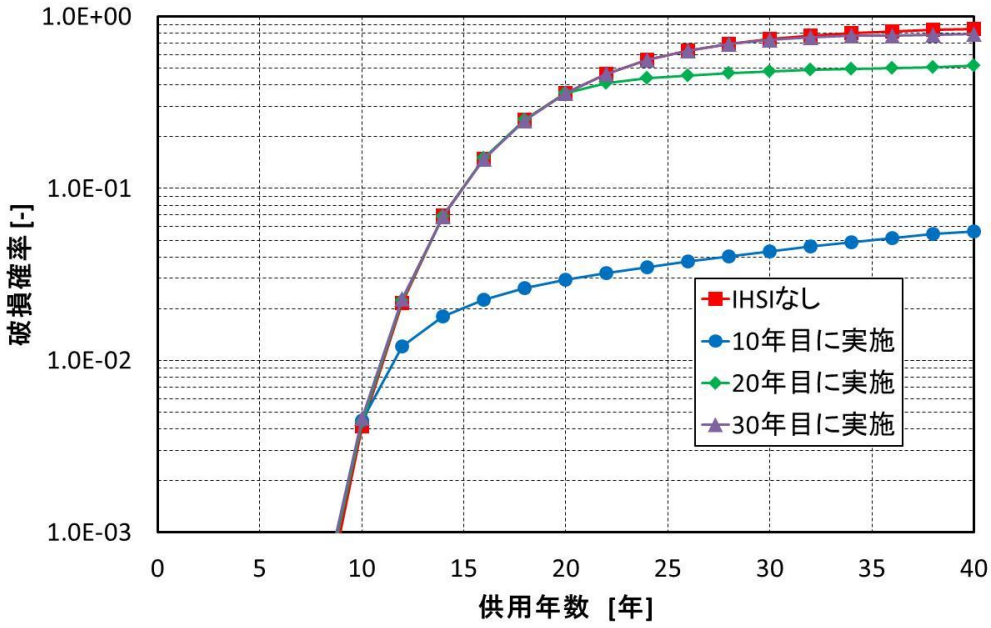


図 3.4.4-3　IHSI を想定した解析結果（縦軸：対数目盛）

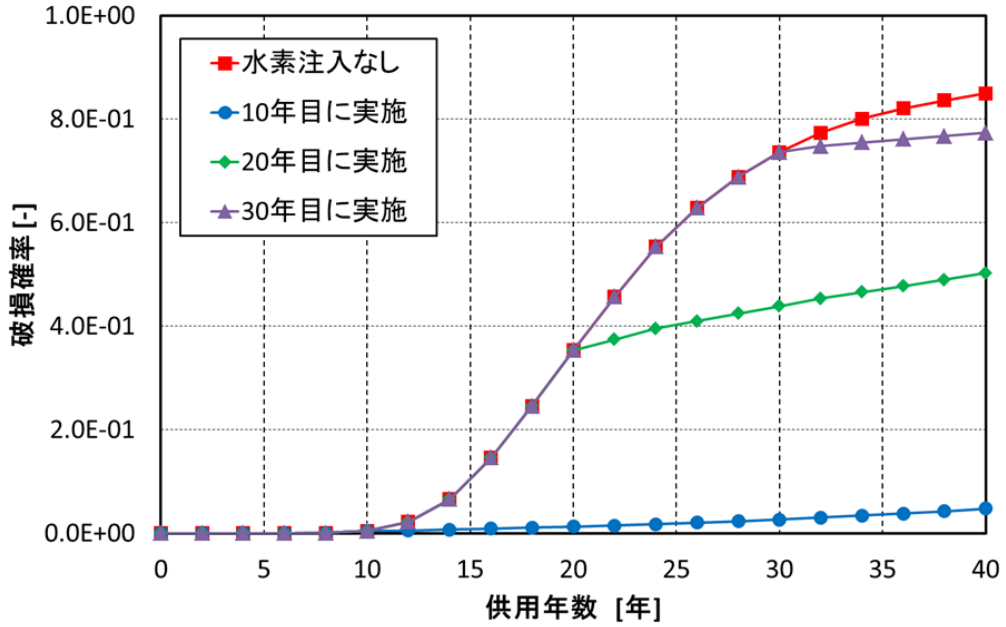


図 3.4.4-4　水素注入を想定した解析結果（縦軸：線形目盛）

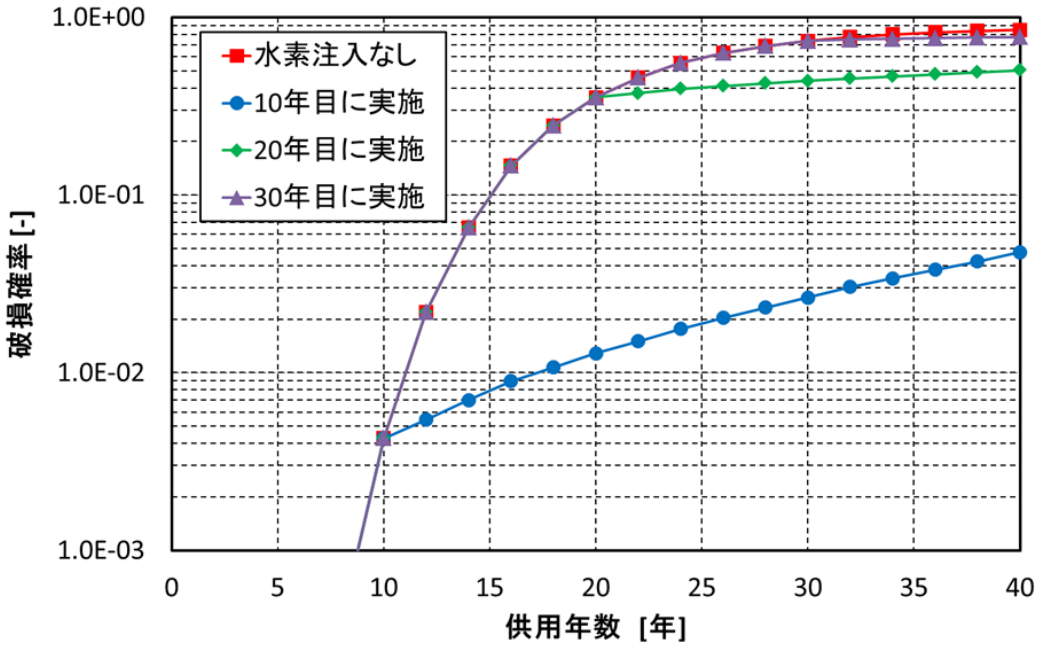


図 3.4.4-5　水素注入を想定した解析結果（縦軸：対数目盛）

3.5 3章のまとめ

3.5.1 海外の規制状況等の最新知見等の調査

一次系配管を対象に、米国やカナダ等の国における CDF の算出や供用期間中検査の試験程度の決定等、PFM 評価手法の適用事例や審査状況を調査した。また、ASME PVP2016 等を対象に、米国で整備されている PFM 解析コード xLPR ver.2.0 に関する解析モデル等の最新知見を調査した。

3.5.2 PFM 評価手法の整備

国内プラントを対象とした PFM 評価モデルの精緻化を目的に、最新知見の調査結果等を踏まえ、確率論的評価モデル等の整備を行った。具体的には、非破壊検査に関して、国内プロジェクトの非破壊検査データを調査し、海外の評価モデルの国内プラントへの適用性を確認した。また、PASCAL-SP に、旧 JNES において検討された IGSCC による亀裂進展速度評価モデル、より一般的な溶接残留応力の不確実さを評価する機能、PWSCC に対する漏えい量評価モデル等を整備した。

本年度 PASCAL-SP に整備した評価モデルや解析機能等について、信頼性確認を実施するとともに、PASCAL-SP と xLPR v.1.0 との比較計算を実施することにより、PASCAL-SP の信頼性を確認した。

これまでの成果を踏まえ、一次系配管を対象に PFM 評価手法を用いて破損確率を計算するための解析要領、代表的解析手法及びモデルデータを取りまとめた。

3.5.3 PFM 評価手法の活用方策の検討

確率論的評価手法の審査や評価等への活用に向けて、PFM 解析により算出される破損頻度等を数値指標として活用した定量的評価事例の整備を行った。具体的には、リスク評価の起因事象の一つとしてホットレグに対する破断頻度の定量的評価事例や、IGSCC による亀裂進展評価モデルの差異の影響を定量的に示す評価事例を整備した。また、RI-ISI に関する評価等に資することを念頭に、非破壊検査の試験程度等が破損確率に及ぼす影響を定量的に示す評価事例を整備した。さらに、PFM 評価手法を安全性向上評価等に資することを念頭に、残留応力分布を改善するための高周波誘導加熱や、水質環境を改善するための水素注入の影響を定量的に示す等、PFM 評価手法の有用性を示した。

4. 圧力バウンダリ機器の事故時破壊挙動評価に関する調査研究

経年プラントの重要機器に対するシビアアクシデント（以下、「SA」という）時の健全性評価をより高度なものとするため、事故により生じると考えられる経年プラントのRPV や一次系配管等の機器構造挙動に関する解析精度及び破損評価手法の妥当性等の確認を目的に、Components and Structures under Severe Accident Loading（以下、「COSSAL」という）ベンチマーク解析[127]の解析対象である配管や経年劣化を考慮した計装管付き下部ヘッドを対象とした解析モデルを整備し、汎用 FEM 解析コード Abaqus 及び FINAS/STAR による解析から得られた知見を取りまとめた。また、選定した事故シナリオの下、圧カバウンダリ機器を対象とした事故時破壊挙動を評価するとともに、脆化の進展や亀裂の発生等の経年劣化が機器類の損傷に及ぼす影響の評価を行った。

4.1 COSSAL ベンチマーク解析

COSSAL ベンチマーク解析は、OECD/NEA の WGIAGE（Working Group on the Integrity and Ageing of Components and Structures）が進めているプロジェクトであり、SA 荷重下における原子力機器の健全性評価方法を比較し、クリープや塑性により破損する時間の予測に係る不確かさを把握することが目的となっている。昨年度までのフェーズ 1 では、大型円筒試験体を用いた高温・高圧試験を対象としたベンチマーク解析が行われた。本年度は、フェーズ 2 として、PWR の圧力バウンダリ機器が解析対象となっている。本事業では、COSSAL ベンチマーク解析の対象である圧力バウンダリ機器の SA 時における変形挙動や損傷位置を評価することを目的に、3 次元モデルを作成し、熱弾塑性クリープ解析を実施した。解析コードとしては、汎用 FEM 解析コード Abaqus を用いた。

4.1.1 概要

COSSAL ベンチマーク解析フェーズ 2 では、PWR の圧力バウンダリ機器が解析対象となっている。SA 時その変形挙動や損傷位置を評価するため、ベンチマーク解析問題で設定された 3 次元解析モデルを作成し、Abaqus（ver. 6.14-1）を用いて熱弾塑性クリープ解析を実施した。クリープ構成則には、ベンチマーク解析問題で指定されている Norton 則及び Modified Garofalo（以下、「MG」という。）則に加え、材料の損傷を考慮できる Kachanov-Rabotonov（以下、「KR」という。）則を適用することとし、それらはユーザーサブルーチンにより設定した。

4.1.2 解析モデル及び解析条件

(1) 解析モデル

COSSAL ベンチマーク解析フェーズ 2[127] では、図 4.1.2-1 に示す PWR の一次系機器の内、配管が主な解析対象として設定されている。COSSAL ベンチマークで設定されてい

[127] OECD; Components and Structures under Severe Accident Loading （COSSAL） Problem Statement of the Second Benchmark

る解析モデルは大別して次の 2 種類に分けられる。一つは、一次系ループにおいて特に事故時に破壊する可能性の高い局所的な部位を対象として、典型的な SA シナリオに対する機器の詳細な変形挙動を検討するためのローカルモデルである。もう一つはホットレグ及びサージ管を含む比較的広範な部位に対して、上述の SA シナリオを想定した解析を行い、破壊する部位を検討するためのグローバルモデルである。以下にローカルモデル及びグローバルモデルの詳細を記す。

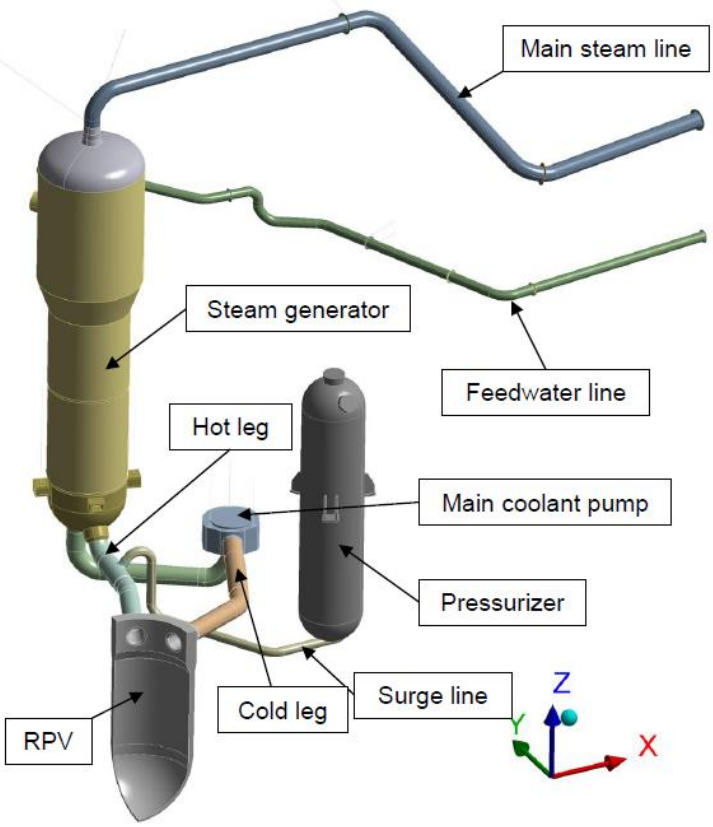


図 4.1.2-1　COSSAL ベンチマーク解析の対象の全体系（[127] より引用）

1) ローカルモデル

ベンチマーク解析対象として設定されているローカルモデルの概略図を図 4.1.2-2 に、寸法を表 4.1.2-1 に示す。ローカルモデルにおける対象部位は、事故時に破壊の可能性の高い一次冷却材管、サージ管及び蒸気発生器伝熱管である。本モデルの境界条件については後述する。

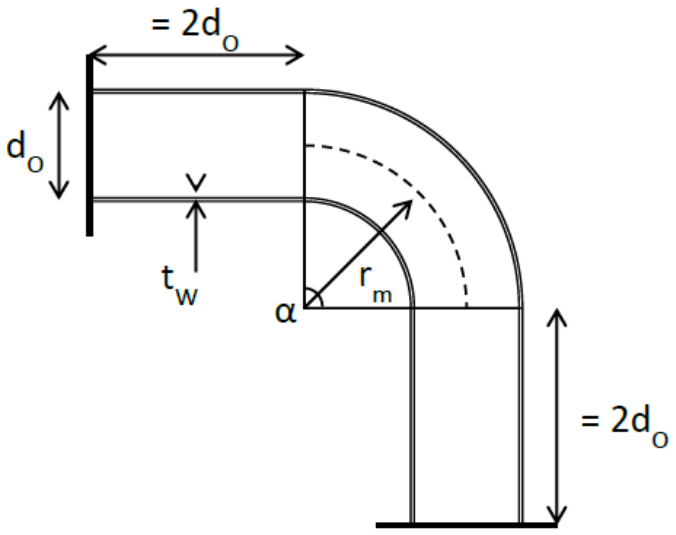


図 4.1.2-2　ローカルモデルの概略図（[127] より引用）

表 4.1.2-1　ローカルモデルの寸法 [127]

簡易モデル	材料	d_o	t_w	r_m	α
1 次冷却材管エルボ	20MnMoNi5-5	874 mm	62 mm	1125 mm	50°
1 次冷却材管直管	20MnMoNi5-5	864 mm	57 mm	-	0°
サージ管	X10CrNiNb18-9	428 mm	40 mm	645 mm	140°
蒸気発生器伝熱管	Alloy 800 (mod.)	22 mm	1.23 mm	193 mm	180°

表 4.1.2-1 中の d_0、t_w、r_m、及びαは、それぞれ外径（直径）、肉厚、湾曲部中心の半径、及び湾曲部の角度である。

2) グローバルモデル

グローバルモデルについては、COSSAL 事務局から提供された CAD データを基に解析モデルを作成した。COSSAL 事務局から提供された CAD データは 2 種類あり、一つは図 4.1.2-1 に示す全体系モデルであり、もう一つはそれからホットレグとサージ管を抽出した図 4.1.2-3 に示すモデルである。解析の負荷や時間等を鑑み、本事業ではホットレグとサージ管のみを抽出した後者のモデルを解析対象とすることとした。

COSSAL ベンチマーク解析では、グローバルモデルの境界条件としては、図 4.1.2-3 に示すように、3 つの配管端面のそれぞれに変位が提供されている。ここで、境界条件を与える配管端面のうち、蒸気発生器との接続部を端面 A、RPV との接続部を端面 B、加圧器との接続部を端面 C と呼ぶ。境界条件の設定に使用した局所座標系を図 4.1.2-4 から図 4.1.2-6 に、境界条件の変位の時刻歴を図 4.1.2-7 から図 4.1.2-9 に示す。ここで、端面 B 及び C は面全体の平行移動として境界条件が提供されているが、端面 A は平行移

動のみでなく、図 4.1.2-7 に示すように、z 方向の最小変位（AZ_{min}）と最大変位（AZ_{max}）の履歴データとして、x 軸及び y 軸周りの回転が提供されている。図 4.1.2-4 において、最小変位の点を a 点、最大変位の点を b 点とすると、AZ_{min} 及び AZ_{max} から端面 A の回転角度は次式のとおりに求められる。

$$\theta_x = \text{atan}(\frac{AZ_{max} - AZ_{min}}{abs(y_b - y_a)})$$

$$\theta_y = \text{atan}(\frac{AZ_{max} - AZ_{min}}{abs(x_b - x_a)})$$

ここでθ_x、θ_yはそれぞれ x 軸、y 軸まわりの角度、x_b及びx_aはそれぞれ a 点及び b 点の x 座標、y_b及びy_aはそれぞれ a 点及び b 点の y 座標である。モデル化に当たっては、端面 A 上の a 点を除く全ての節点に対して、a 点とを結ぶ剛体要素を配置し、a 点に前述の変位を与えた。

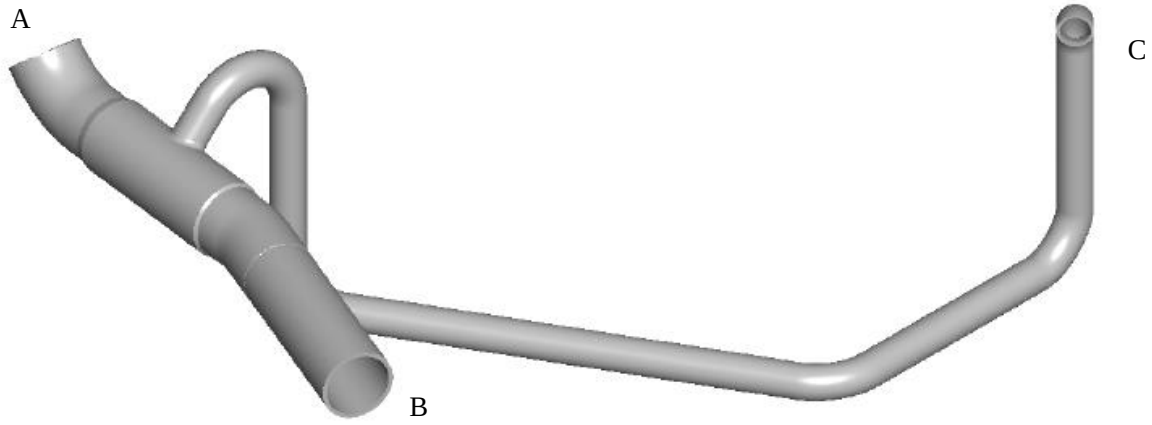


図4.1.2-3　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）
（[127]より引用）

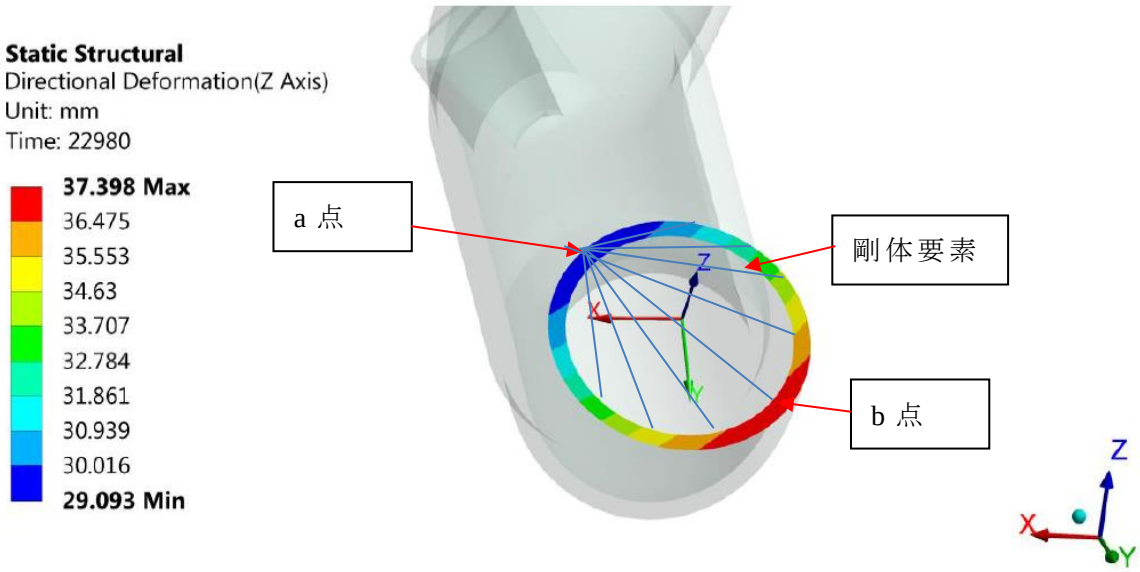


図4.1.2-4　蒸気発生器との接続部（端面A）の局所座標系
（[127]より引用）

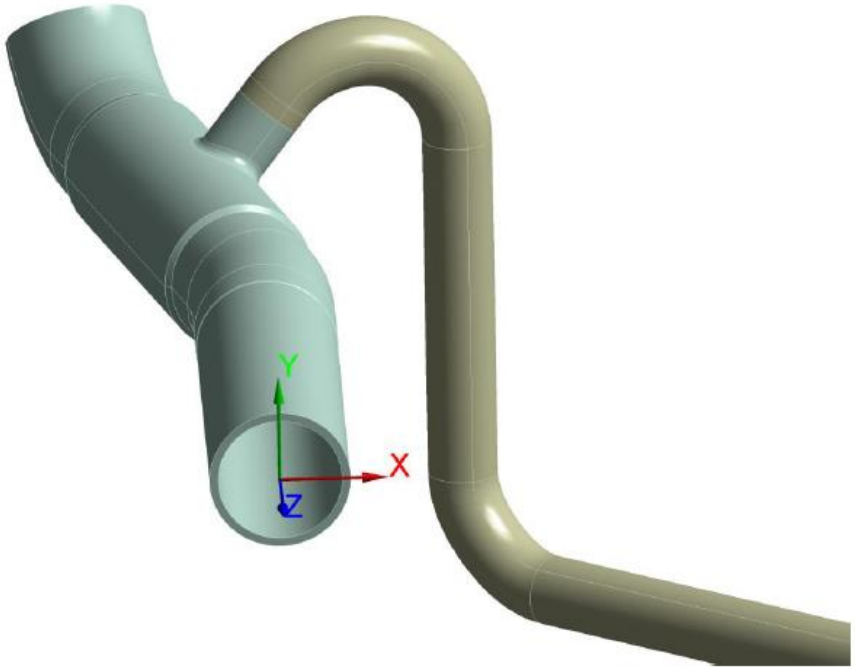


Fig. 14: Geometry of the reduced geometric model

図4.1.2-5　RPVとの接続部（端面B）の局所座標系
（[127]より引用）

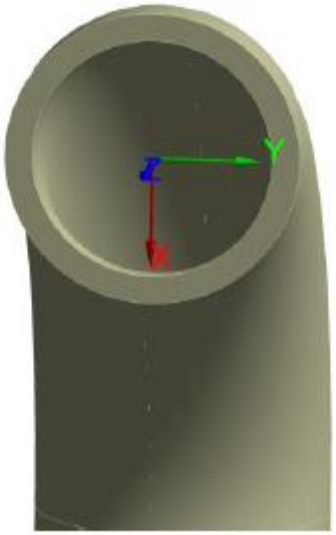


Fig. 15: Geometry of the reduced geometric model

図4.1.2-6　加圧器との接続部（端面C）の局所座標系
（[127]より引用）

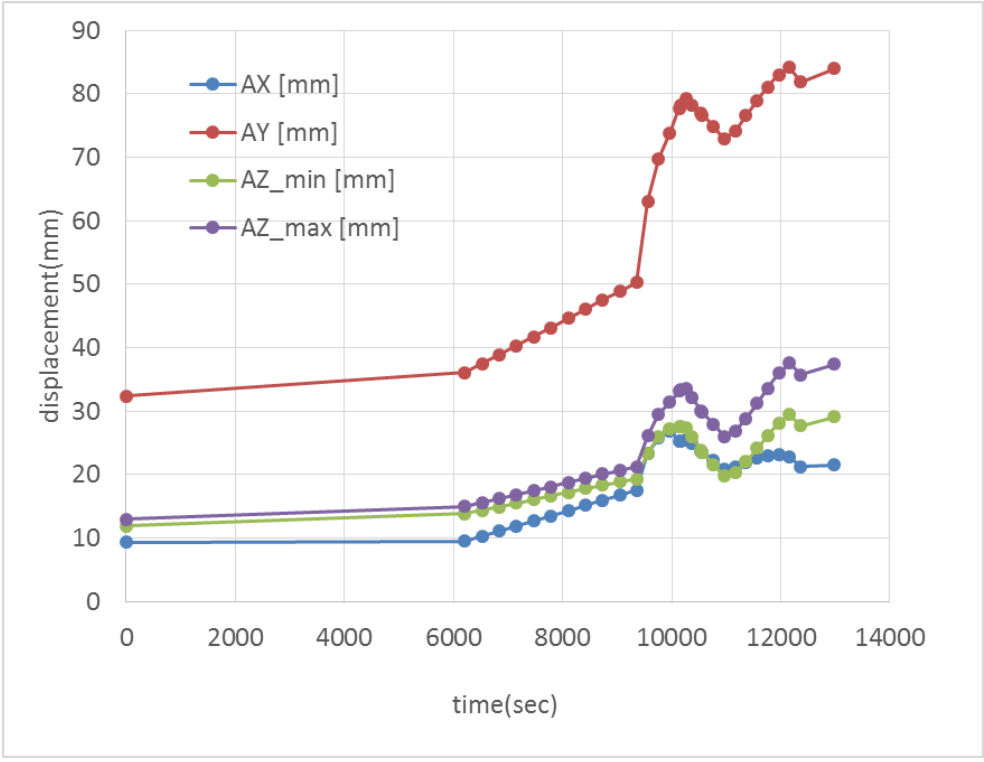


図4.1.2-7　蒸気発生器との接続部（端面A）における変位履歴

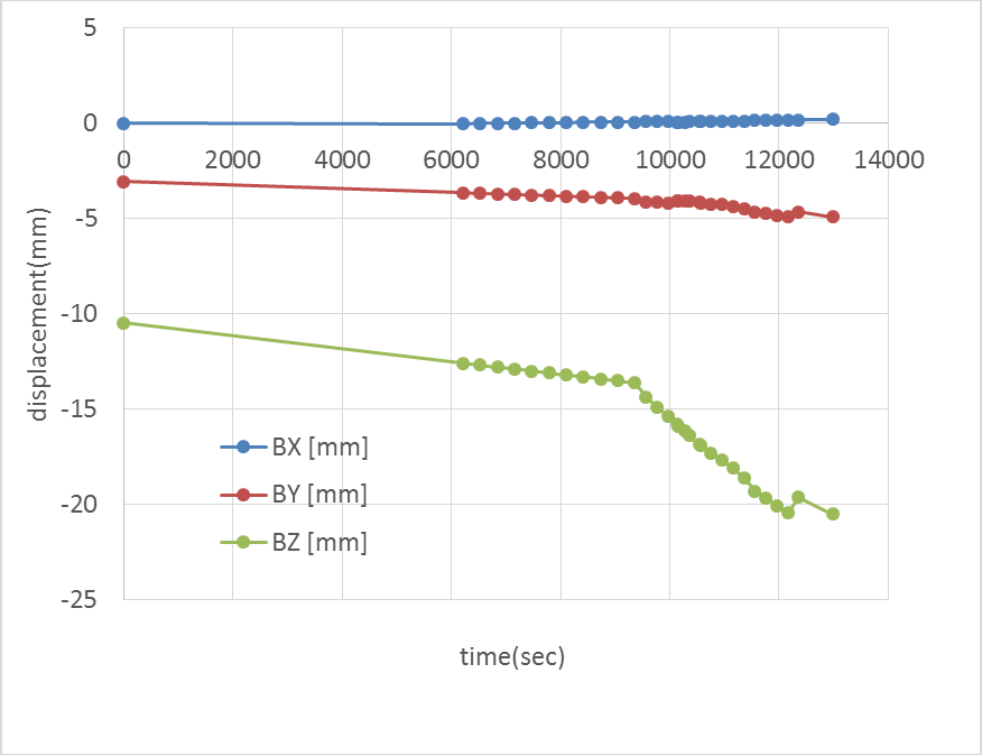


図4.1.2-8　RPVとの接続部（端面B）における変位履歴

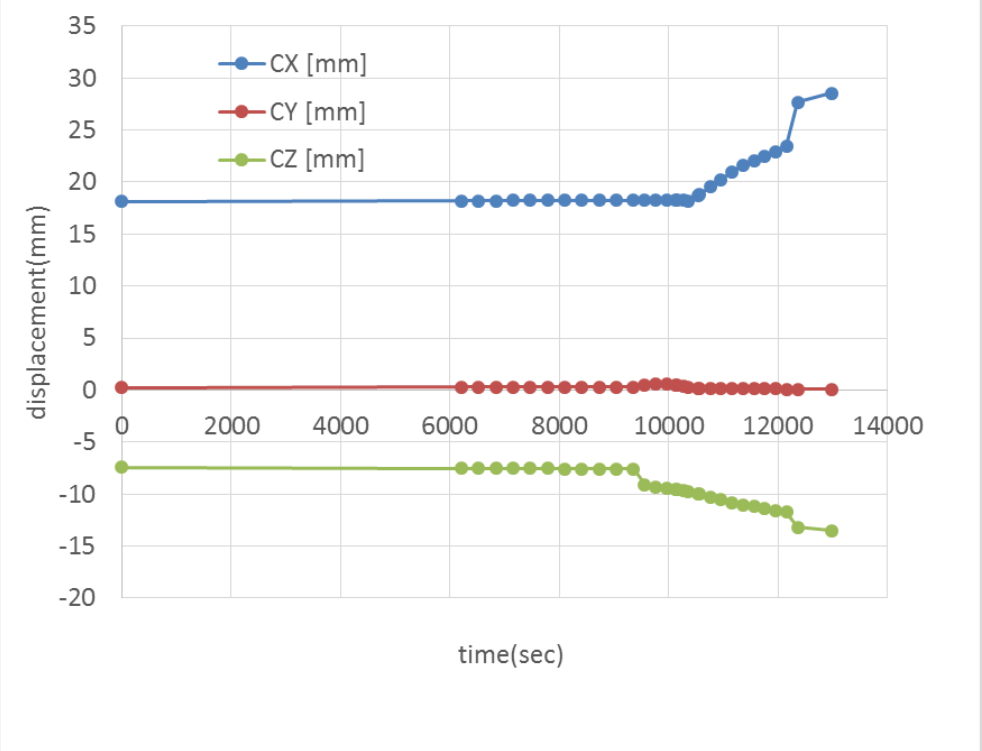


図4.1.2-9　加圧器との接続部（端面C）における変位履歴

(2) 想定する過渡及び解析ケース

COSSAL ベンチマークにおいて想定する SA シナリオは、高圧下で炉心溶融が生じたとする事故シナリオである。

荷重条件について、提供された温度履歴及び圧力履歴をそれぞれ図 4.1.2-10 及び図 4.1.2-11 に示す。ローカルモデルにおいては、温度は解析モデルの全領域にわたって一様に変化するものとした。グローバルモデルにおいては、ホットレグとサージ管の温度が個別かつ一様に変化するものとした。初期温度は 312[℃]とした。圧力は、後述のように、解析対象に応じて内圧あるいは外圧として、解析モデルの表面に一様に負荷した。グローバルモデルについては、自重を考慮するため、解析モデルの全領域にわたって重力加速度 9.81[m/s^2]を付与した。

解析ケースを表 4.1.2-2 及び表 4.1.2-3 に示す。表 4.1.2-2 はメインタスク（Main Task、以下「 MT」という。）、表 4.1.2-3 はパラメトリックスタディ（Parametric Study、以下「PS」という。）に対する評価対象、材料物性、解析条件を取りまとめたものである。MT では、ローカルモデルを用いて機器個別の詳細な変形挙動や損傷位置を評価することが目的となっている。PS では、MT と異なる解析条件とした場合の影響を評価すること、及びグローバルモデルに対する変形挙動や損傷位置を評価する（PS-B）ことが目的となっている。表中の①、②、③は図 4.1.2-10（温度履歴）及び図 4.1.2-11（圧力履歴）の記号に対応する。同表中には、後述する評価対象とそれに対応する材料や境界条件等も記載している。本ベンチマーク解析において、クリープ構成則としては、昨年度と同様 Norton 則及び MG 則を適用することとなっている。また参考のため、MT の炭素鋼に対しては、材料の損傷量を考慮した解析を行うことができる KR 則を適用した解析も実施した。

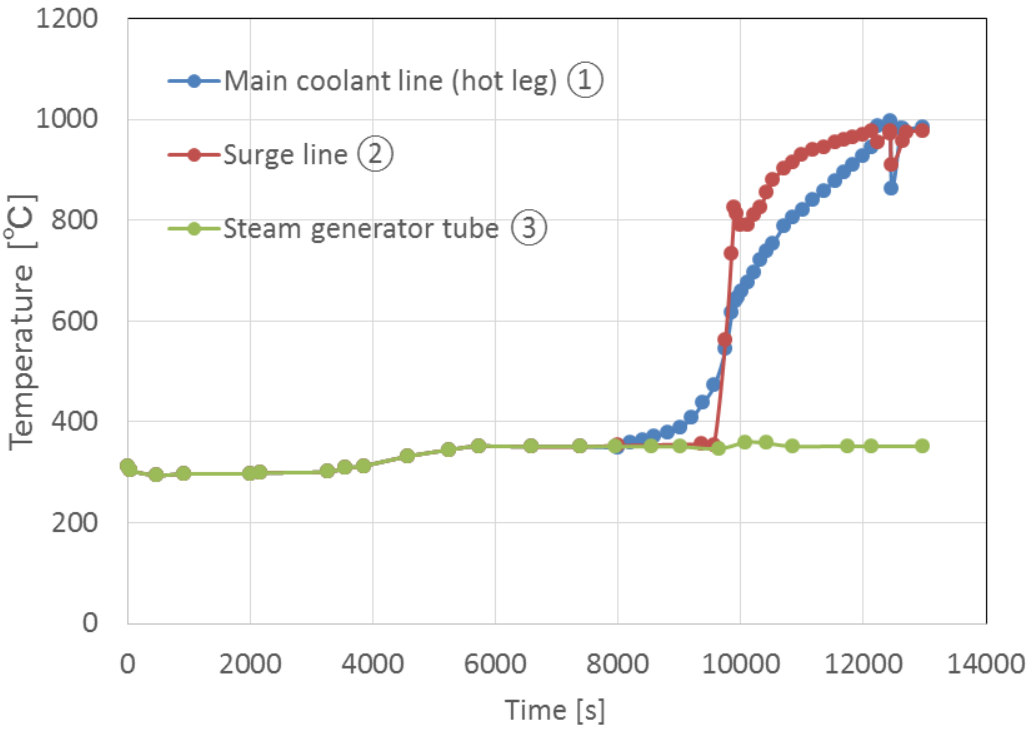


図4.1.2-10　温度履歴

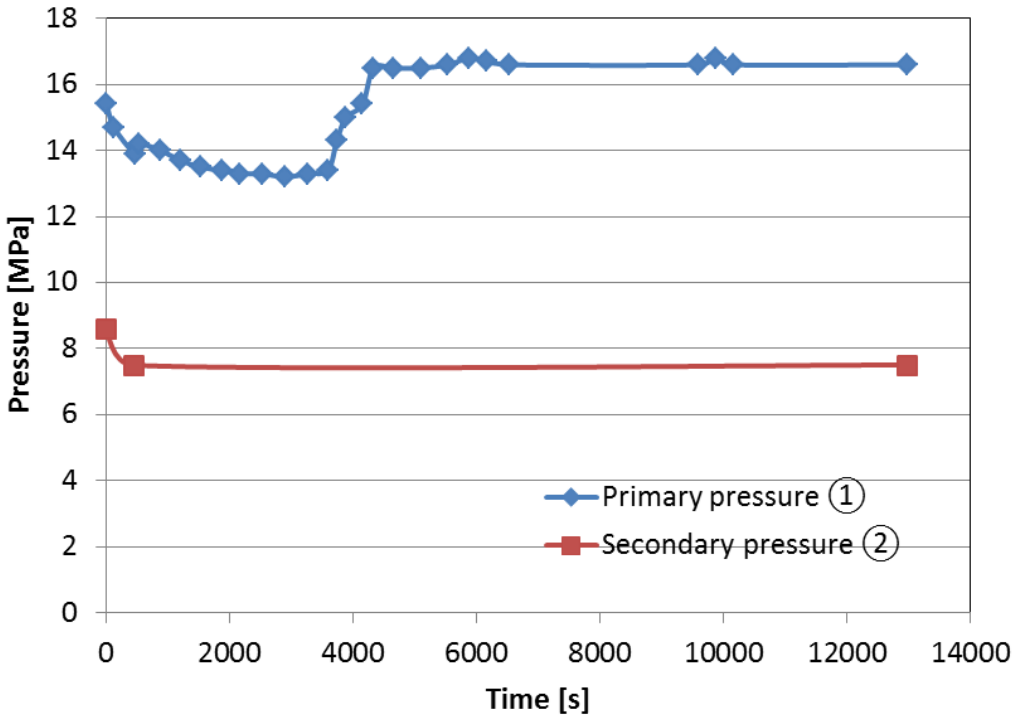


図4.1.2-11　圧力履歴

表 4.1.2-2　Main Task（MT）の解析ケース

		解析対象	材料物性		解析条件	
			材料種類	クリープ則	荷重条件	境界条件
MT1	**a**	1 次冷却材管エルボ	炭素鋼	Norton 則 MG 則 KR 則	温度：① 内圧：①	一端固定、他端エンドキャップ付与
	b	1 次冷却材管直管				
MT2		サージ管	ステンレス鋼	Norton 則 MG 則	温度：② 内圧：①	
MT3		蒸気発生器伝熱管	ニッケル合金	クリープなし（2 次側の減肉の効果を分析）	温度：③ 内圧：① 外圧：②	
MT4				Norton 則 MG 則	温度：① 内圧：① 外圧：②	

表 4.1.2-3　Parametric Studies（PS）の解析ケース

		解析対象	材料物性	解析条件	
				荷重条件	境界条件
PS-A	**1a**	1 次冷却材管エルボ	MT1 と同じ		両端固定
	1b	1 次冷却材管直管			
	2	サージ管	MT2 と同じ		
	3	蒸気発生器伝熱管	MT3 と同じ		
	4		MT4 と同じ		
PS-B		グローバルモデル	ホットレグ：炭素鋼 サージ管：ステンレス鋼	温度：①と② 内圧：①	局所変位境界条件（局部座標を使う）
PS-C3		蒸気発生器伝熱管	MT3 と同じ	温度：MT3 と同じ 内圧：①	MT3 と同じ
PS-C4			MT4 と同じ	温度：MT-4 と同じ 内圧：①	MT4 と同じ

(3) 材料特性

解析には、COSSAL ベンチマーク解析用に提供された材料特性を用いた。提供された材料物性データは表 4.1.2-4 のとおりである。

表 4.1.2-4　COSSAL 事務局から提供された材料物性データ

解析対象	材料		ヤング率	線膨張係数	真応力-真ひずみ関係	クリープ則
1 次冷却材管エルボ	炭素鋼	20MnMoNi5-5	○	○	○	Norton 則/MG 則
1 次冷却材管直管						
サージ管	ステンレス鋼	X10CrNiNb18-9	○	○	○	Norton 則
蒸気発生器伝熱管	ニッケル合金	Alloy 800 (mod.)	○	○	○	Norton 則

注) 「○」は、テーブル形式でデータが提供されているものを示す。

例として、炭素鋼（20MnMoNi5-5）のヤング率、降伏後の真応力-真ひずみ線図、及び線膨張係数をそれぞれ図 4.1.2-12、図 4.1.2-13、及び図 4.1.2-14 に示す。温度依存性を考慮した大変形弾塑性クリープ解析を行うこととし、弾塑性構成式には等方硬化則を用いた。また、本事業で用いた Norton 則、MG 則、及び KR 則は次式のように表される。

Norton 則:　$\dot{\varepsilon} = A\sigma^n$　（4.1.2-1）

MG 則:　$\dot{\varepsilon} = c_1 sinh(\sigma c_2)^{c_3}$　（4.1.2-2）

KR 則:　$\dot{\varepsilon} = A\left(\frac{\sigma}{1-D}\right)^n$、$\dot{D} = B\frac{\sigma^k}{(1-D)^l}$　（4.1.2-3）

ここで、$\dot{\varepsilon}$及びσはそれぞれクリープ歪速度及びミーゼス相当応力であり。また、A、B、k、l、n、c_1、c_2、及び c_3 はクリープ試験により決定される係数であり、D は、材料の損傷度合いを表す変数である。

各クリープ構成則の係数は、温度依存性を有しており、Norton 則と MG 則については COSSAL ベンチマーク解析用に設定された値を用いた。本フェーズで提供されていないステンレス鋼とニッケル合金の MG 則については、フェーズ 1 で提供されたクリープひずみデータに対して最小自乗法を適用することにより得られた値を用いた。炭素鋼に対する KR 則の妥当性については、昨年度、本事業において、実測値との比較により確認を行っている。なお、過年度整備したクリープ構成則に関するユーザーサブルーチンに

ついて、単精度の変数を用いた場合、解析結果が非現実的な数値になることがあったため、変数を全て倍精度に変更する等の改良を行った。

T (°C)	E (MPa)	Poissons Ratio
20	210000	0.3
400	200000	0.3
500	178000	0.3
600	130000	0.3
700	75000	0.3
800	50000	0.3
1000	30000	0.3
1100	20300	0.3
1200	15600	0.3

図 4.1.2-12　COSSAL ベンチマーク解析に用いたヤング率（炭素鋼）
（[127]より引用）

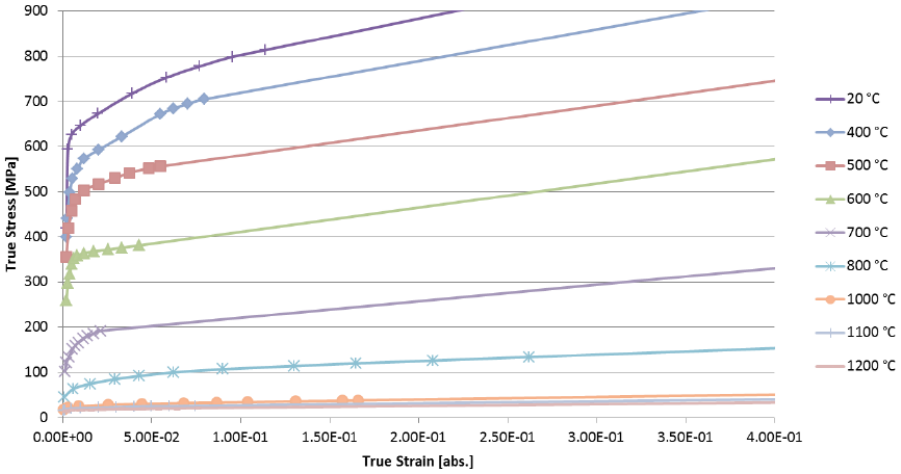


図 4.1.2-13　COSSAL ベンチマーク解析に用いた降伏後の応力-ひずみ線図（炭素鋼）
（[127]より引用）

Temperature [°C]	CTE_{secant} [1/K]
20	1.12E-05
400	1.40E-05
500	1.43E-05
600	1.46E-05
700	1.47E-05
800	1.05E-05
1000	1.27E-05
1100	1.36E-05
1200	1.44E-05

図 4.1.2-14　COSSAL ベンチマーク解析に用いた平均線膨張係数（炭素鋼）
（[127]より引用）

(4) 境界条件及び荷重条件

1) 基本条件

境界条件を、解析ケースごとに表 4.1.2-2 及び表 4.1.2-3 に基づき設定した。MT の場合は、片方の端を固定し、もう一方は移動は自由であるが内圧によるエンドキャップを考慮して端部力を与えた。PS-A の場合は、境界条件について、両端部を完全固定するように、上述の MT における境界条件から変更して設定した。PS-B における境界条件は 4.1.2(1)2)で述べたとおりである。PS-C3 及び PS-C4 については、それぞれ MT-3 及び MT-4 と同様の境界条件を設定した。エンドキャップによる端部力については、時間の関数として設定し、内圧の変化に対応させた。

2) 減肉を考慮する場合の条件（MT3、PS-A3、PS-C3）

MT3、PS-A3 及び PS-C3 では、経年劣化事象として減肉を想定し、事故シナリオ中に健全性が保たれる板厚の最小値を評価することが求められている。ただし、ベンチマーク解析の問題設定では、どちらの管表面の減肉を想定するのかは明記されていなかったため、本事業では、過去の事故事例を踏まえて設定することとした。文献[128]によると、PWR の蒸気発生器内に組み込まれた蒸気発生器伝熱管の減肉の発生は、2 次系に水処理薬品としてリン酸ソーダが使用されていた場合に限られ、2 次側で確認されていることから、本事業では、当該管の外面における減肉のみを考慮して解析を行うこととした。

- 簡便のため、圧力は、管内面の圧力（P_{in}）と外面の圧力（P_{out}）の差（P）を内面に負荷することとした。
- 減肉は、外面側における減肉率に相当する箇所の要素をグループ化し、その要素を無効化（deactive）することで模擬した。

[128] http://www.rist.or.jp/atomica/data/dat_detail.php?Title_No=02-07-02-14

図 4.1.2-15 に蒸気発生器伝熱管減肉の模擬イメージを示す。配管の外側から、肉厚の20%、40%、60%、80%の減肉率を想定した。圧力により発生する端部力（エンドキャップ）は、一様分布引張応力σ[MPa]として、次式により計算して用いた。

$$\sigma = \frac{\pi r_i^2}{\pi(r_o^2 - r_i^2)} P \qquad (4.1.2\text{-}4)$$

ここで、P は圧力[MPa]、r_i は内半径[mm]、r_o は外半径[mm]である。減肉を考慮する場合は、r_o を変化させる。これにより求めた各解析モデルに対する端部力を表 4.1.2-5 にまとめてを示す。また d_o は、表 4.1.2-1 と同様、管の外径であり、ベンチマーク解析で設定された値と同じである。

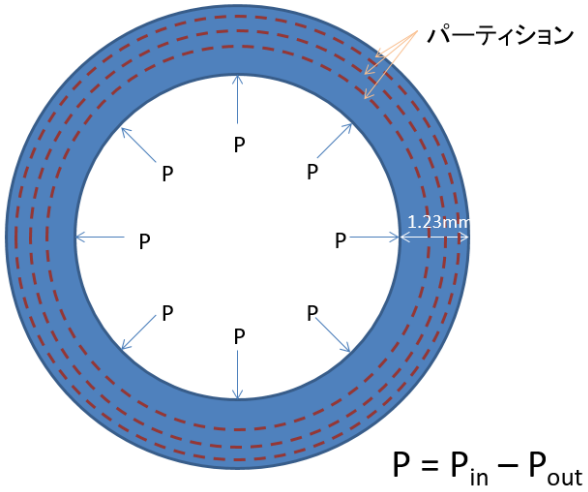


図4.1.2-15　MT3　　蒸気発生器伝熱管減肉の模擬イメージ

表 4.1.2-5　解析モデルと端部力の関係

簡易モデル		d_0	r_i	r_0	t	σ/P
冷却材管エルボ		874	375	437	62	2.793
冷却材管直管		864	375	432	57	3.057
サージ管		428	174	214	40	1.951
蒸気発生器伝熱管		22	9.77	11	1.23	3.736
減肉率	20%	21.508		10.754	0.984	4.726
	40%	21.016		10.508	0.738	6.378
	60%	20.524		10.262	0.492	9.685
	80%	20.032		10.016	0.246	19.610

4.1.3 解析モデルの作成

以上を踏まえ、本事業で作成した各解析モデルのメッシュ図を以下に示す。要素タイプには、8 節点 6 面体一次要素である C3D8 を用いた。また、各解析モデルに対して予備解析を実施し、その結果を踏まえて細かく分割すべきであると推測された領域につい

ては、最低でも、板厚方向に対して 3 分割以上、周方向に対しては 7.2°以上に分割されるよう、メッシュ分割を施している。また、解析結果の信頼性を確保するため、一部の解析ケースについては、より細かくメッシュ分割した解析モデルに対する解析を行い、再分割前後の解析結果を比較して、両者に大きな差異がないことを確認している。

(1) 1 次冷却材管エルボ（MT1a、PS-A1a）

1 次冷却材管エルボに対するメッシュ図を図 4.1.3-1 に示す。また、固定端、端部力（エンドキャップ）を付与する端部、及び内圧の境界条件を設定した箇所を示した図を、それぞれ図 4.1.3-2、図 4.1.3-3、及び図 4.1.3-4 に示す。

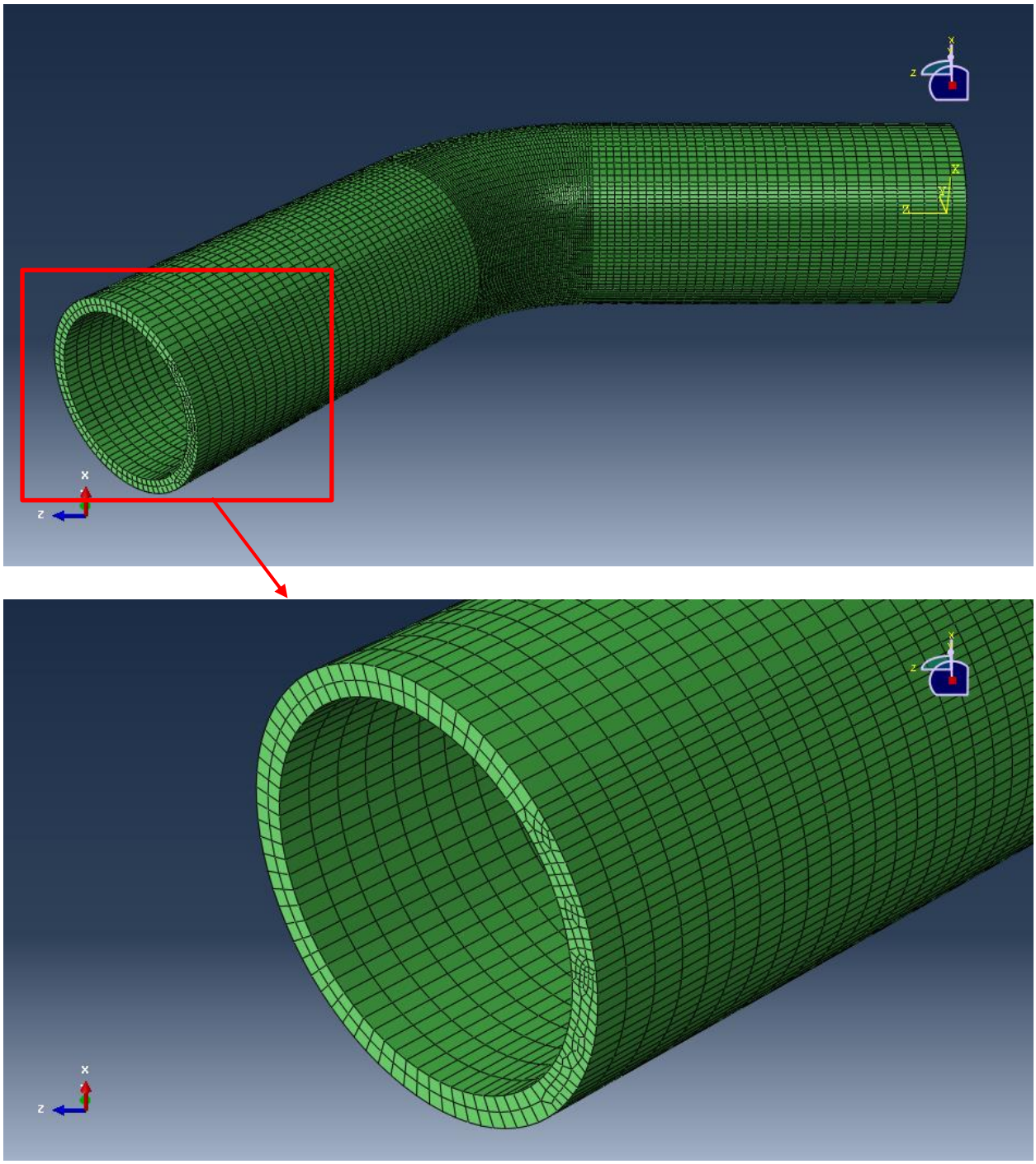


図4.1.3-1　1次冷却材管エルボのメッシュ

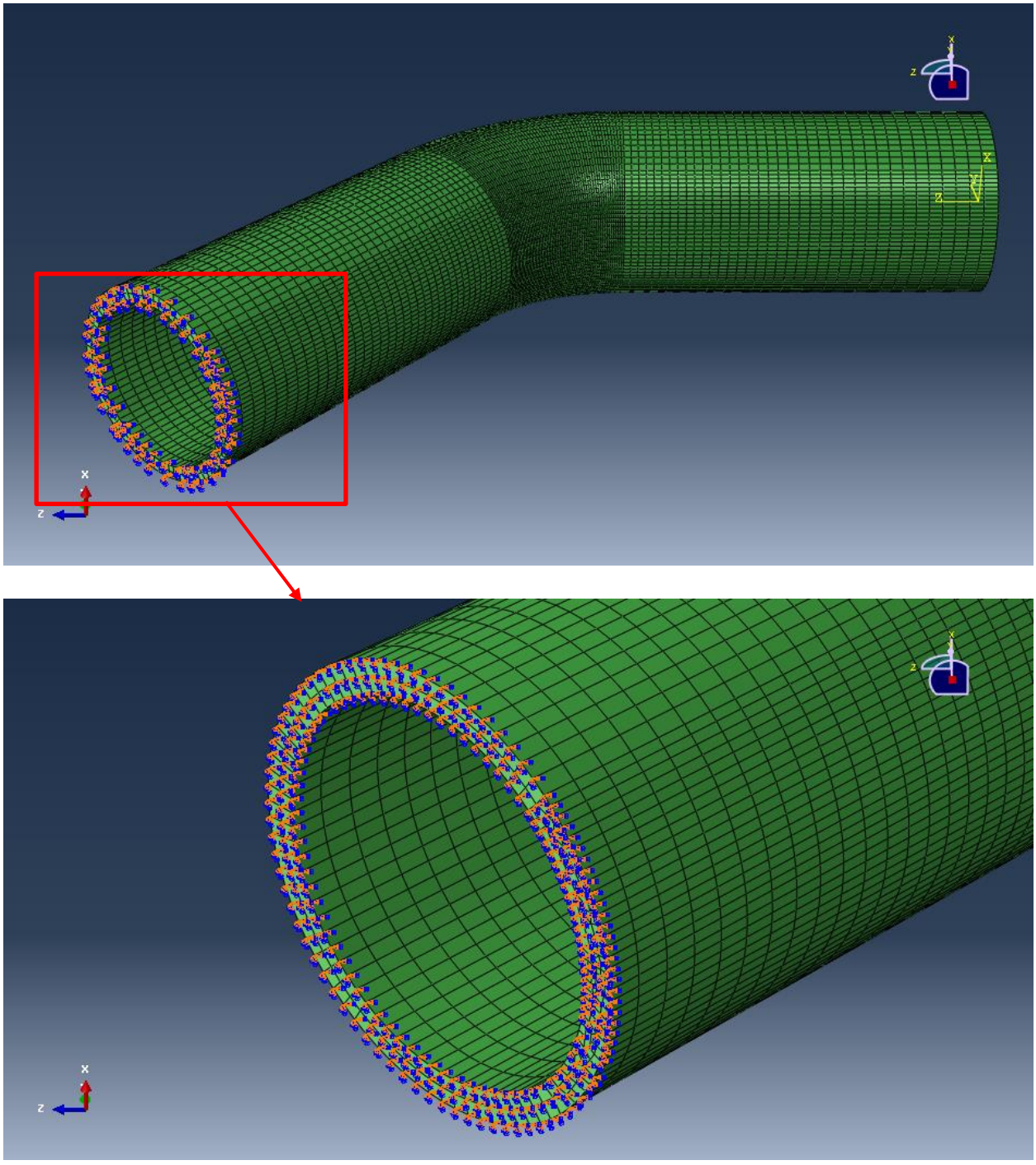


図4.1.3-2　1次冷却材管エルボの境界条件の設定（固定端）

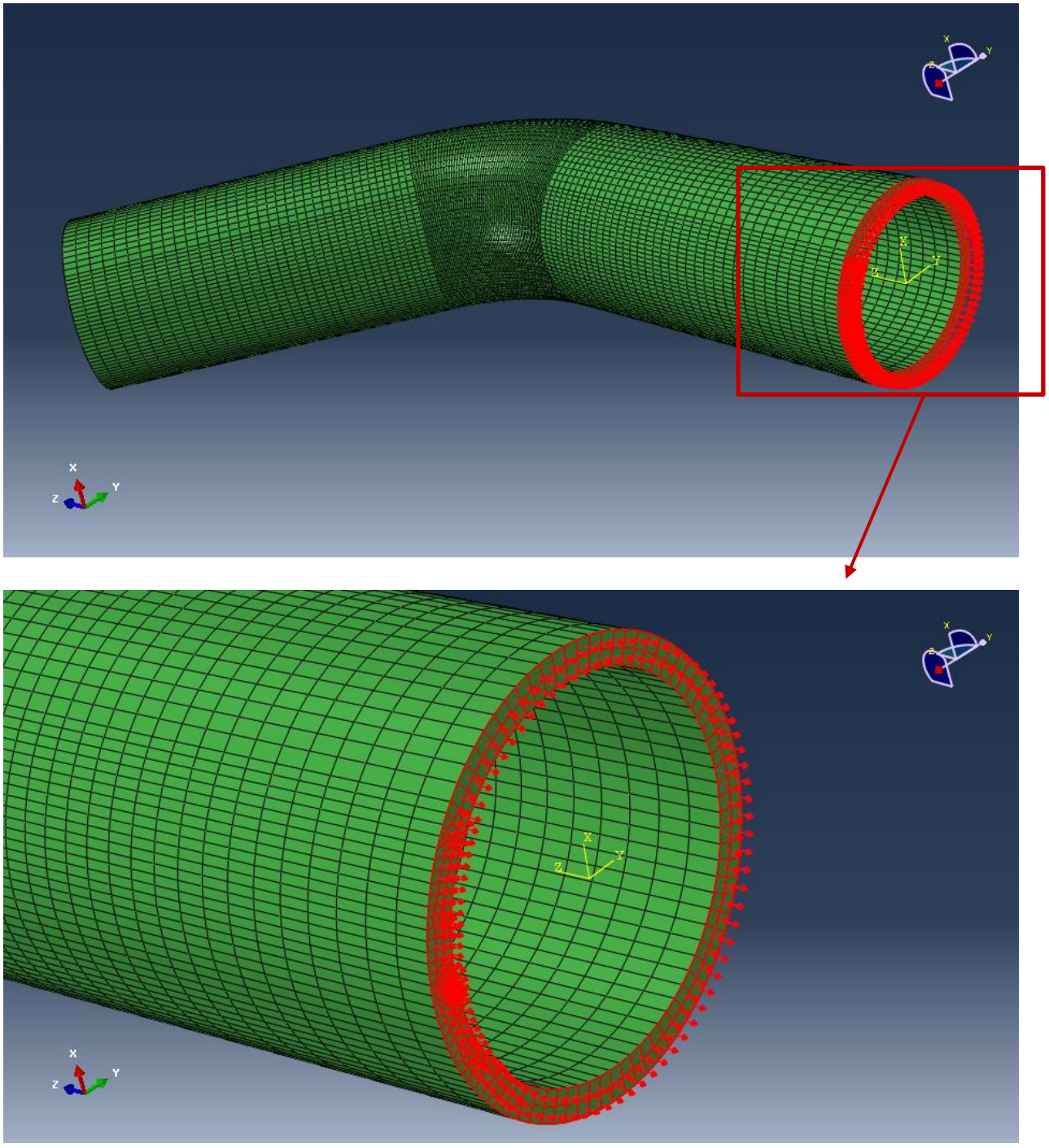


図4.1.3-3　1次冷却材管エルボの境界条件の設定（端部力を付与する端部）

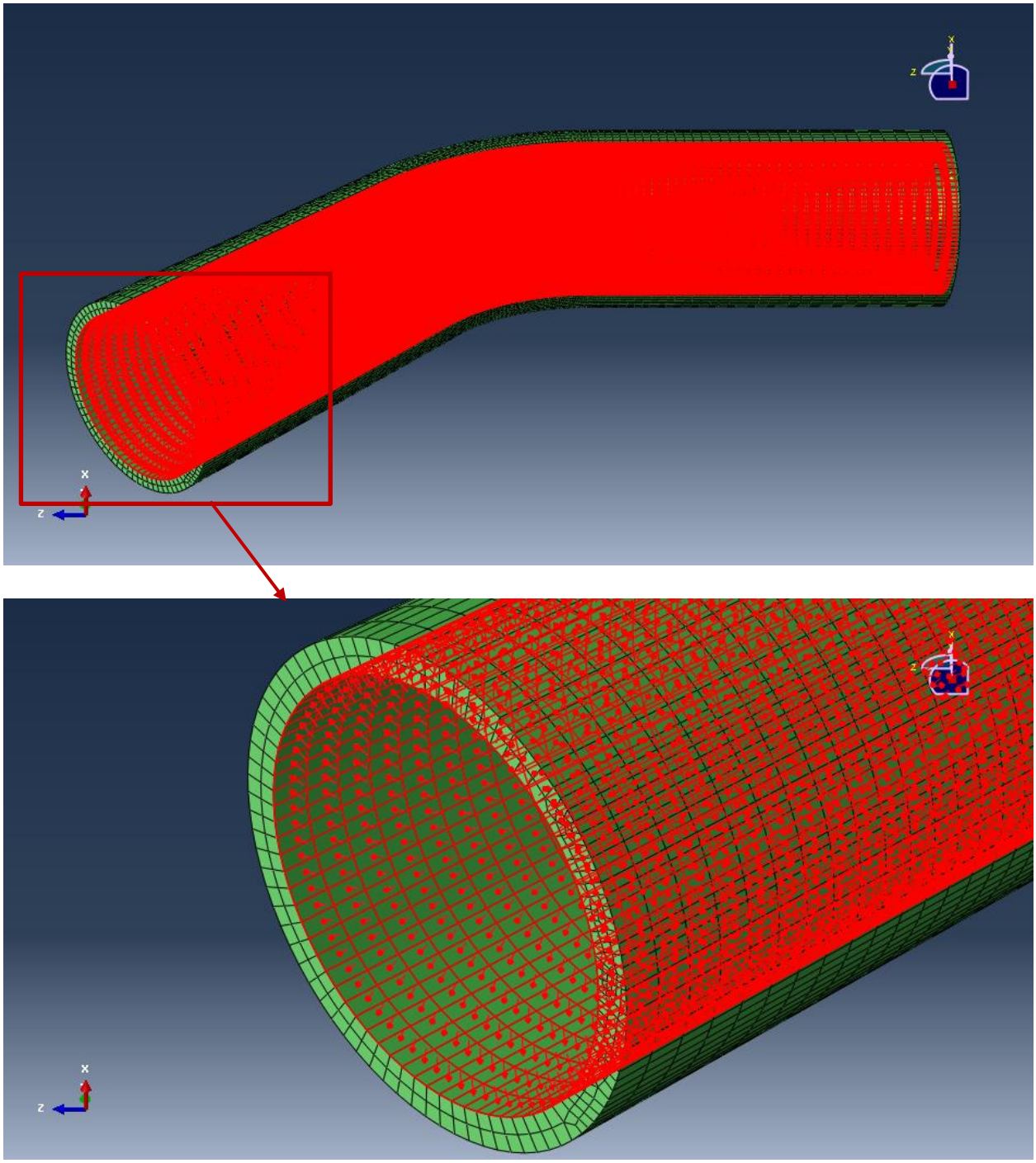


図4.1.3-4　1次冷却材管エルボの境界条件の設定（内圧）

(2) 1 次冷却材管直管（MT1b、PS-A1b）

1 次冷却材管直管に対するメッシュ図を図 4.1.3-5 に示す。境界条件については、4.1.3(1)と同様の方法で設定している。

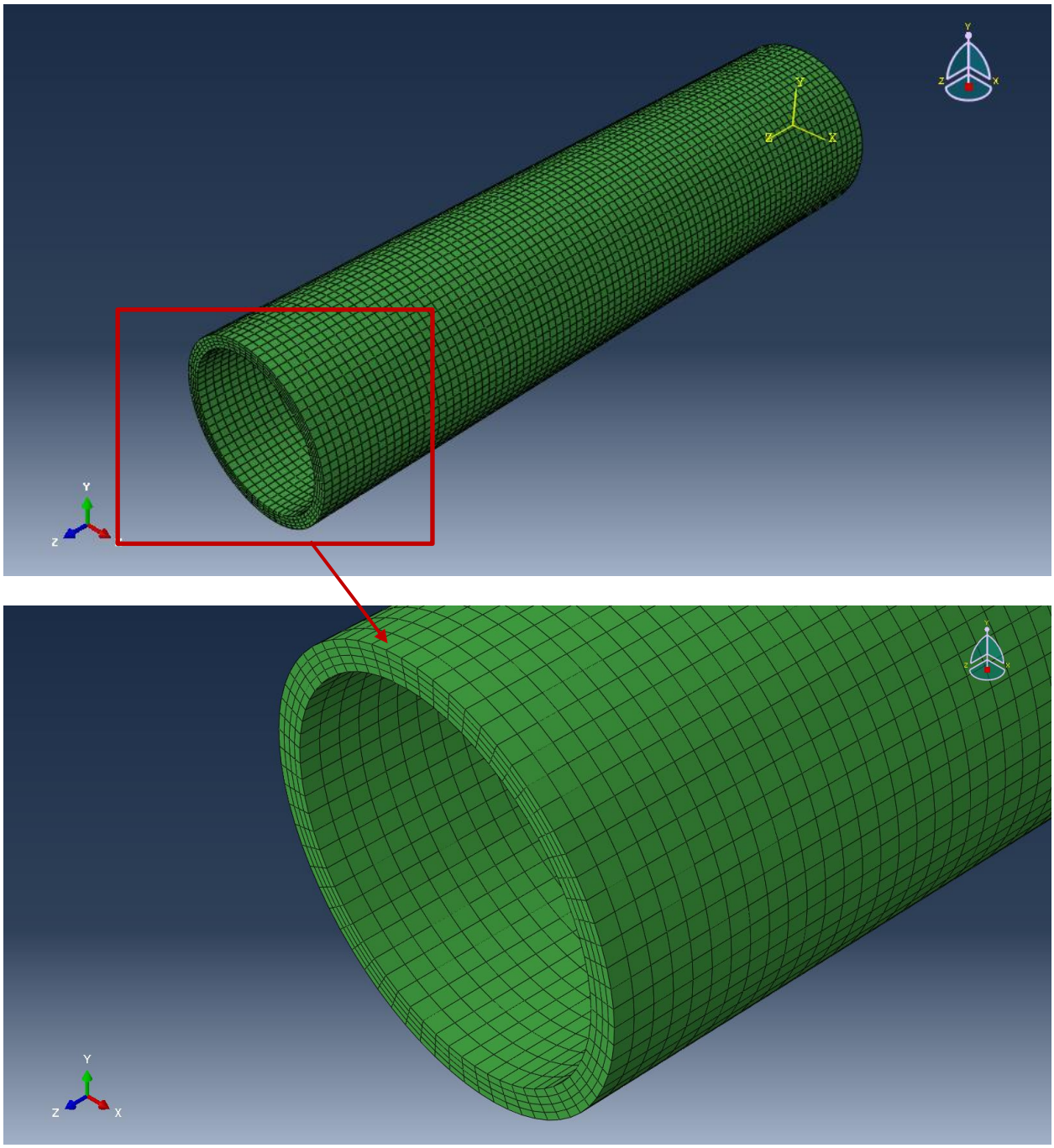


図4.1.3-5　1次冷却材管直管のメッシュ

(3) サージ管（MT2、PS-A2）

サージ管に対するメッシュ図を図 4.1.3-6 に示す。境界条件については、4.1.3(1)と同様の方法で設定している。

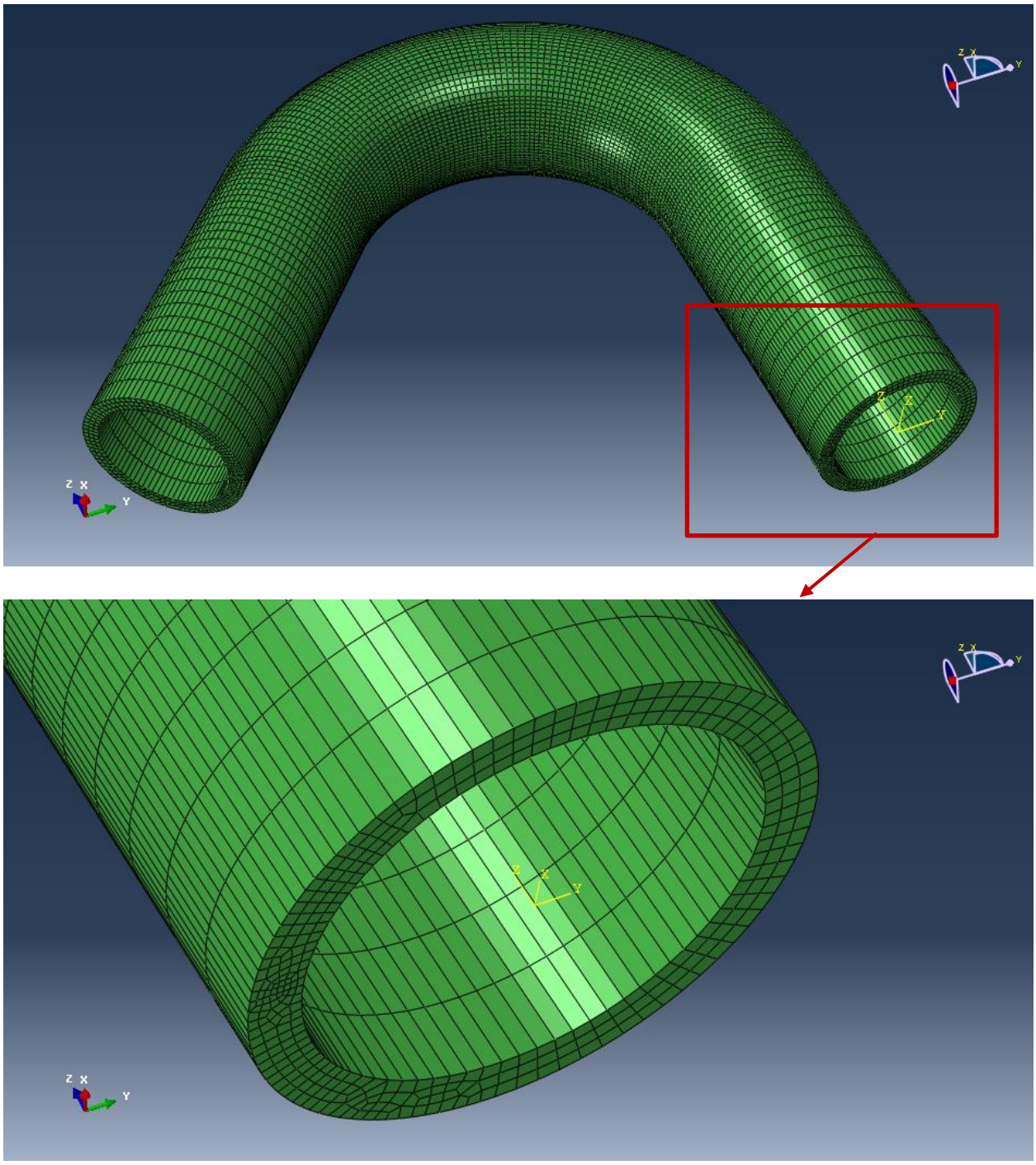


図4.1.3-6　サージ管のメッシュ

(4) 蒸気発生器伝熱管（MT3、MT4、PS-A3、PS-A4、PS-C3、PS-C4）

蒸気発生器伝熱管に対するメッシュ図を図 4.1.3-7 に示す。境界条件については、4.1.3(1)と同様の方法で設定している。

減肉を考慮した解析を行うため、前述のとおりパーティションを区切ってモデル化している。配管の外側から 20%、40%、60%、80%肉厚の各パーティションに対してはそれぞれ 1 メッシュ、残りのパーティションに対しては 3 メッシュとなるよう分割した。配管の外側からの 20%、40%、60%、80%肉厚のパーティションは、入力ファイルにてそれに含まれる要素を削除することにより、減肉を模擬することができる。

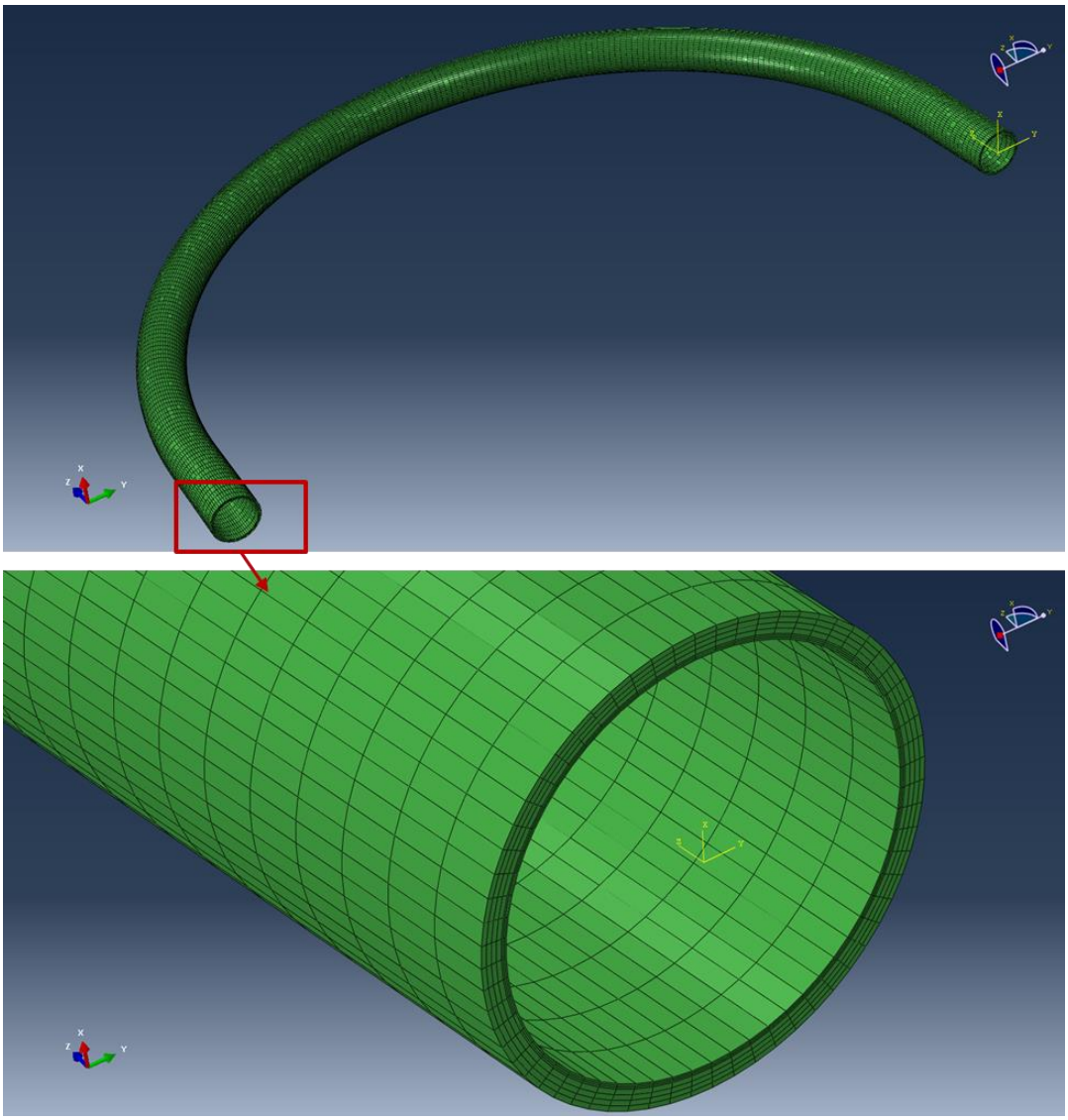


図4.1.3-7　蒸気発生器伝熱管のメッシュ

(5) グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管、PS-B）

グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）に対するメッシュ図を図 4.1.3-8 から図 4.1.3-11 に示す。同じく材料区分を図 4.1.3-12 に示す。境界条件については、4.1.2(1)2)で述べたとおり設定した。

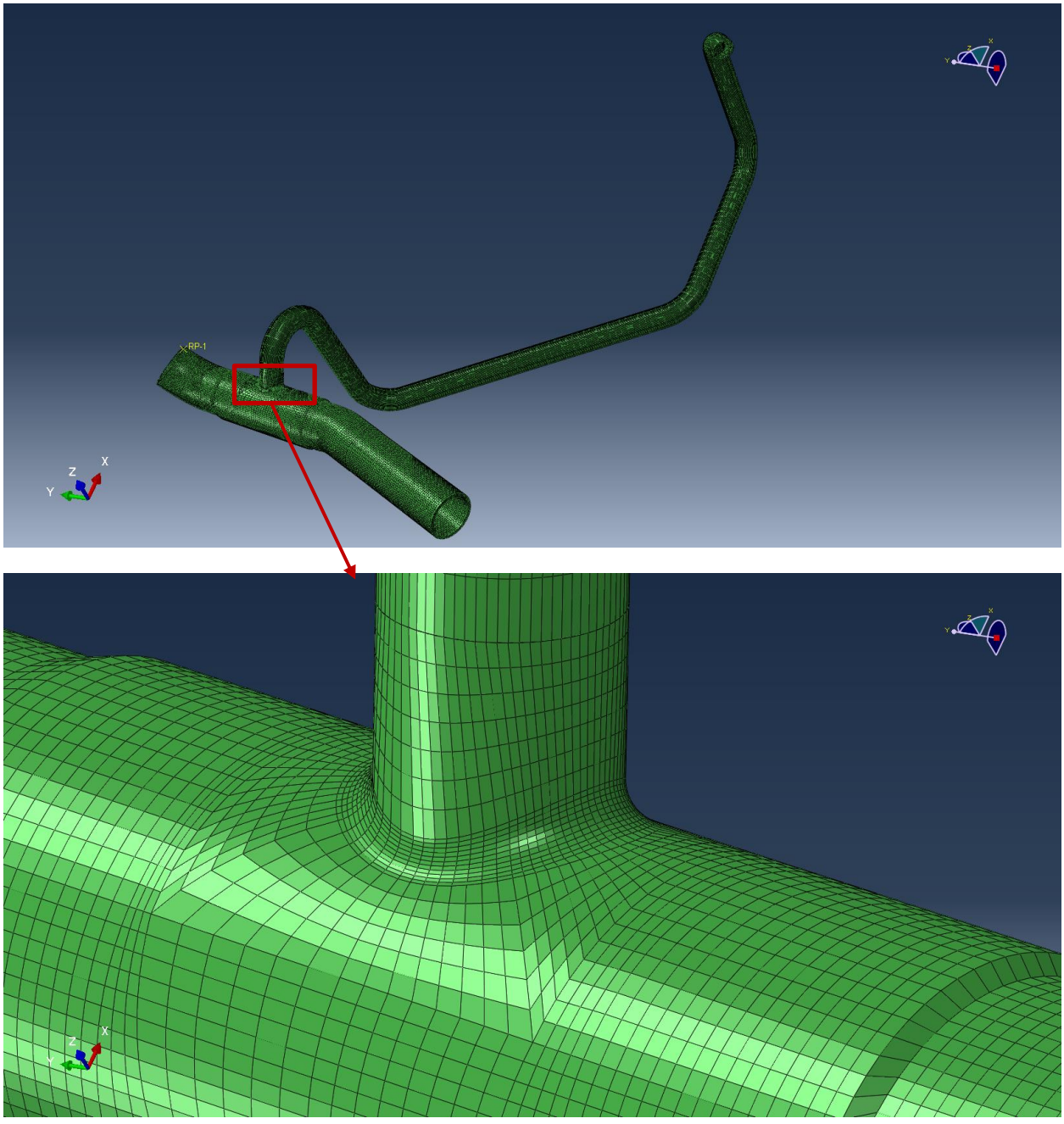


図4.1.3-8　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ

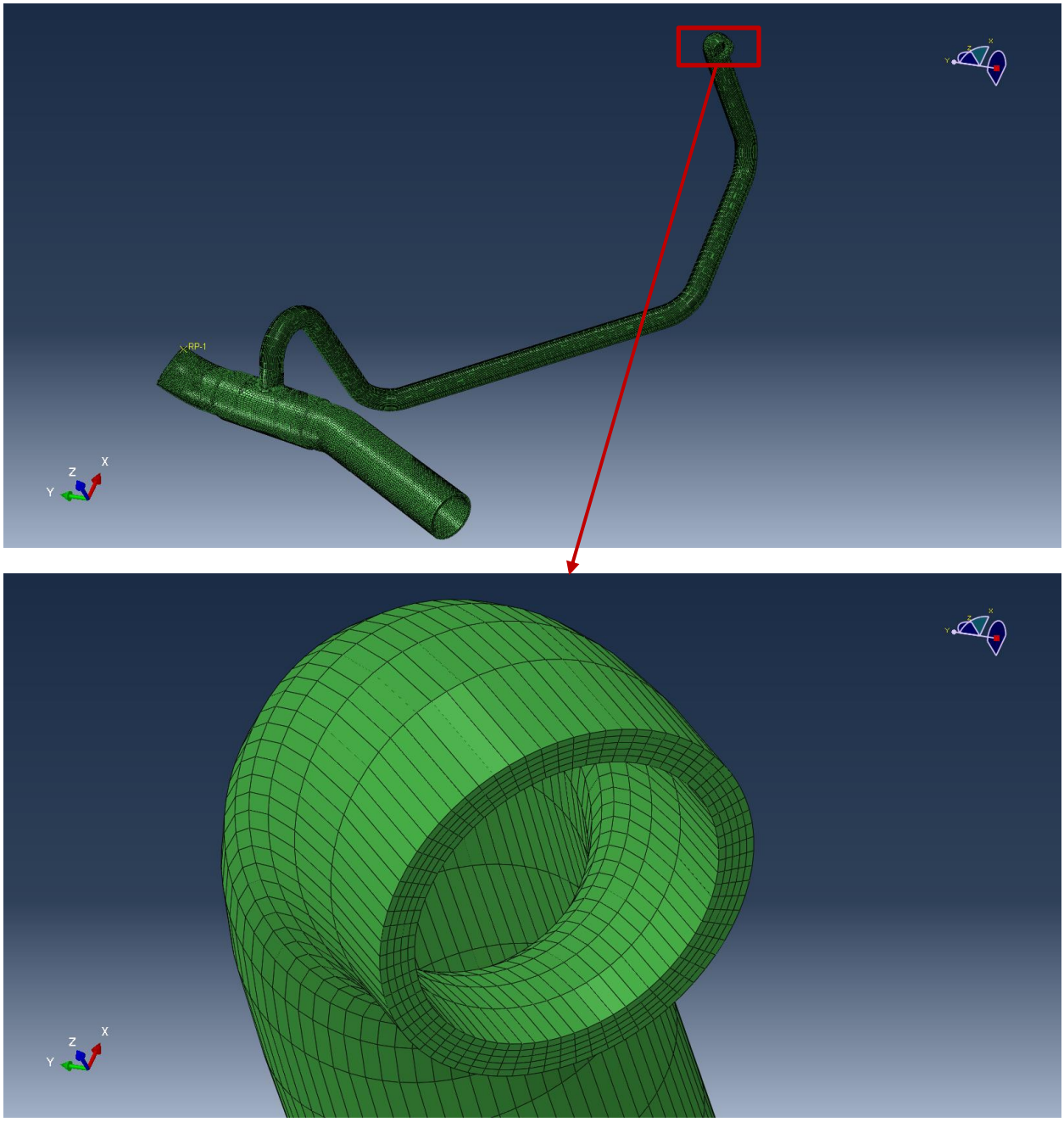


図4.1.3-9　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ（続き）

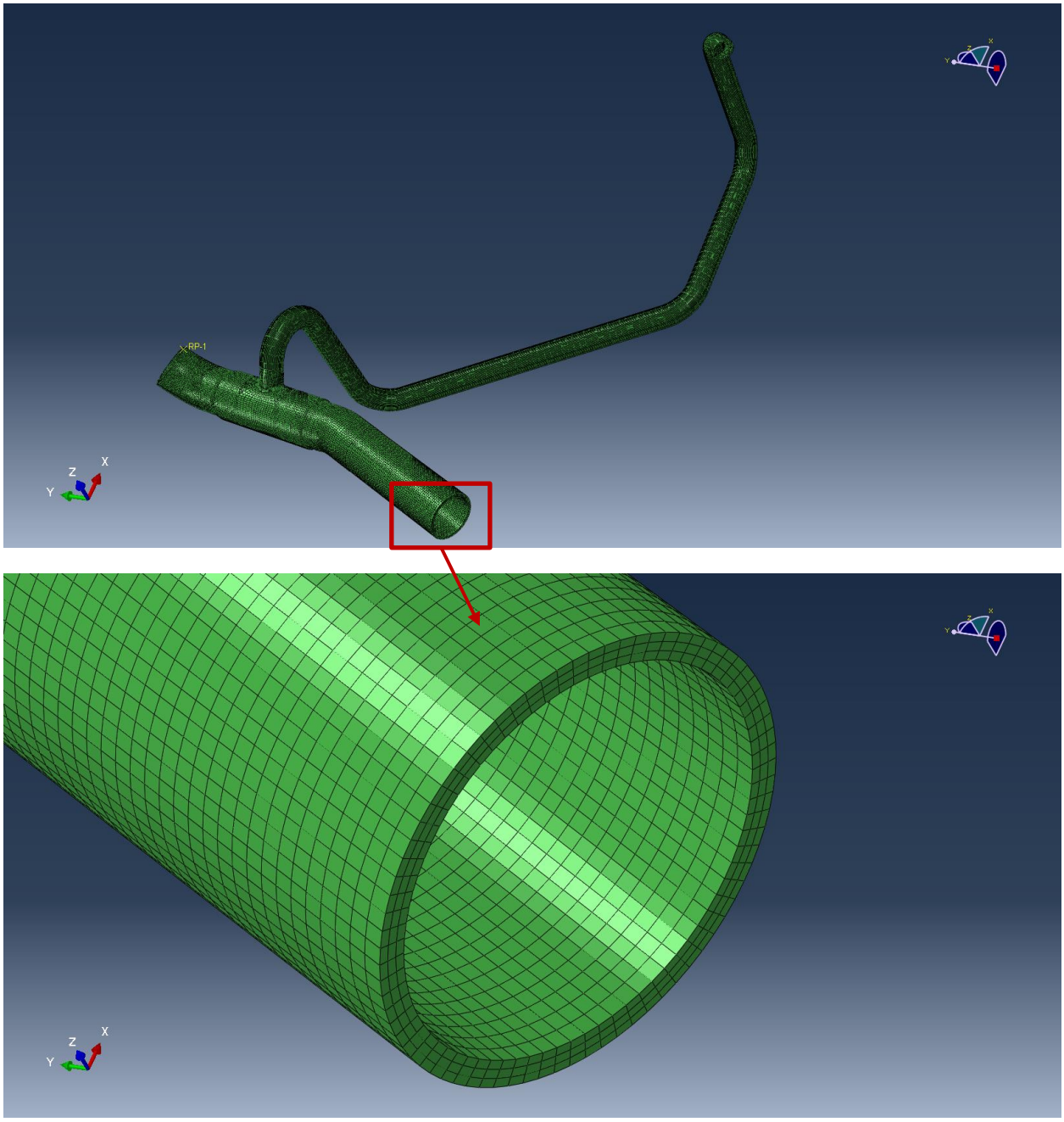


図4.1.3-10　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ（続き）

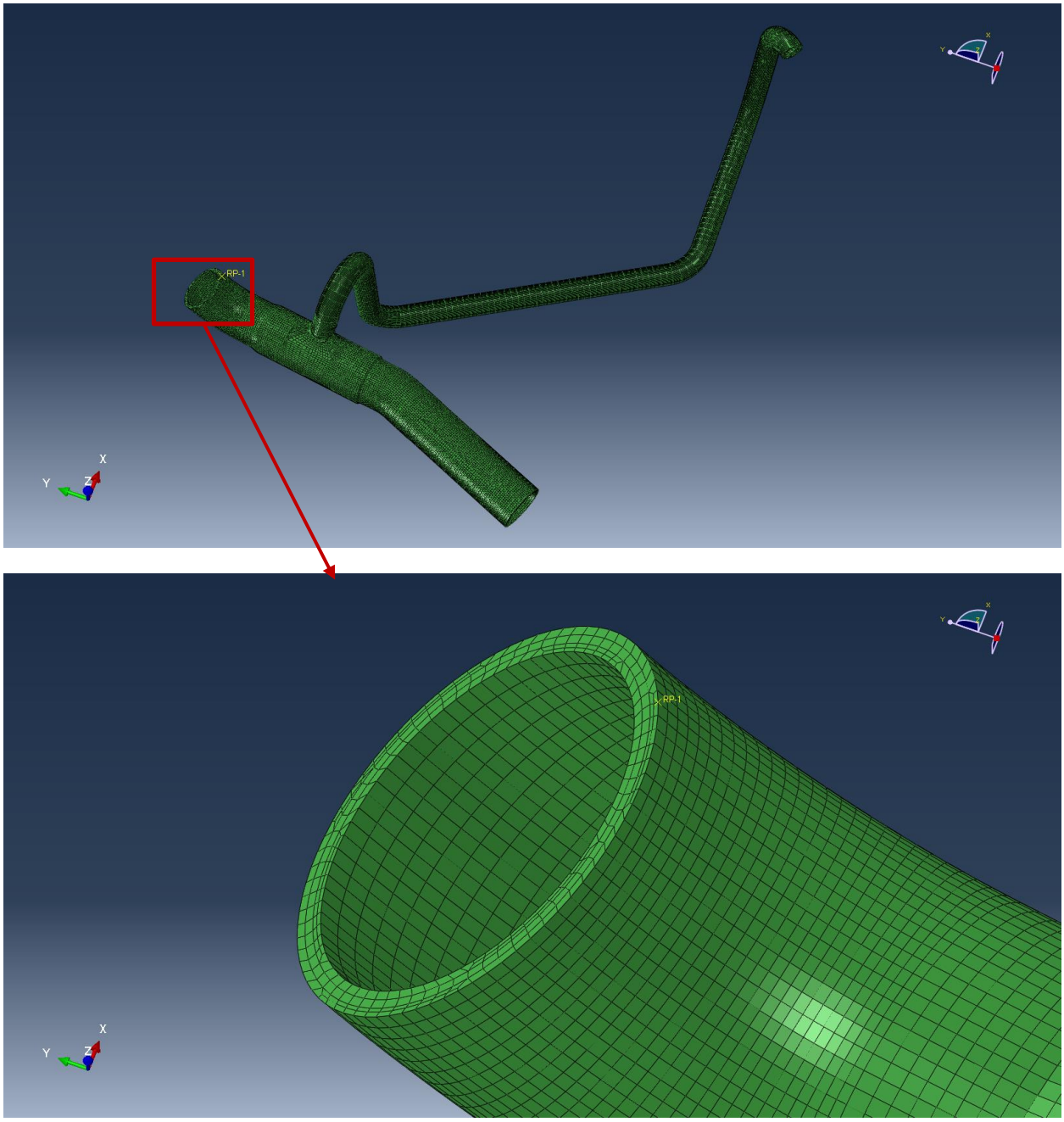


図4.1.3-11　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）のメッシュ（続き）

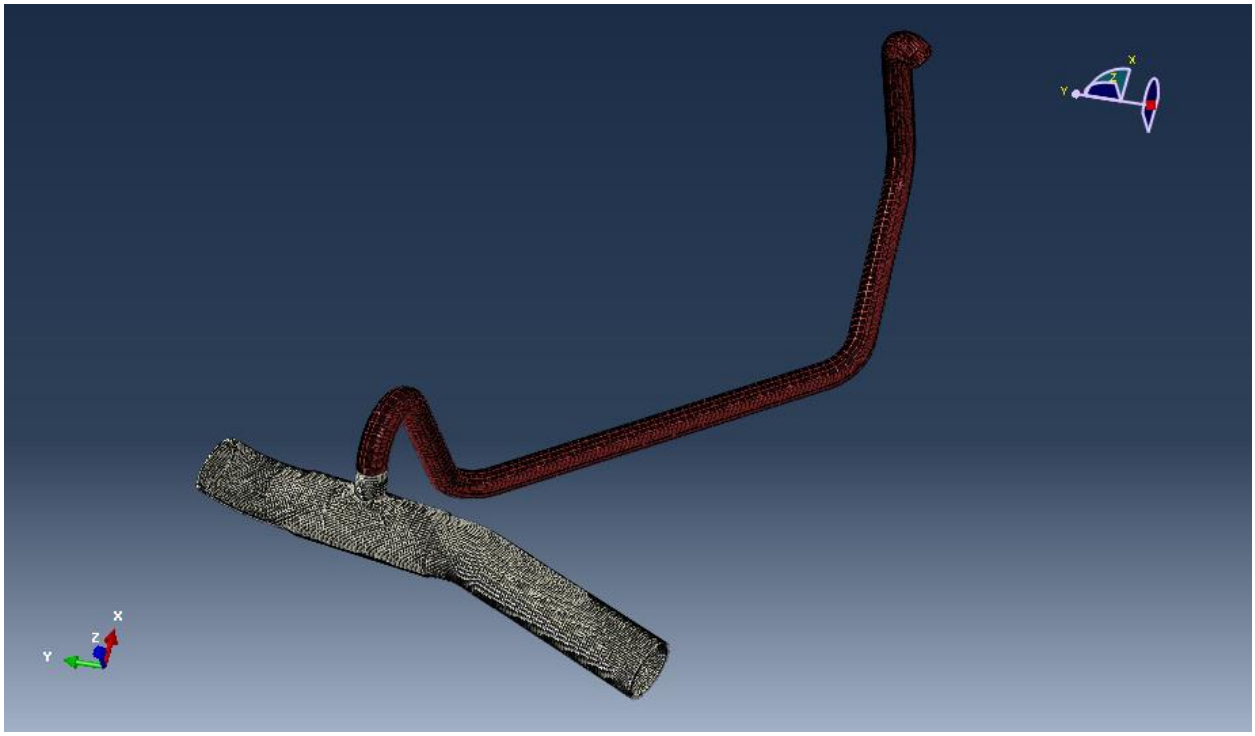


図4.1.3-12　グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）における材料区分
（材料：炭素鋼（ホットレグ）、ステンレス鋼（サージ管））

4.1.4 解析結果

4.1.3 で作成した解析モデルを用いて、4.1.2(2)で述べた解析ケースの熱弾塑性クリープ解析を実施した。以降、得られた解析結果について記す。なお、コンター図は、Norton 則及び MG 則により求められた結果については、相当クリープひずみの最大値が 20%に超えた時（ひずみ基準では、その値が破壊判定の基準値となっている[129,130]。）の結果を示している。KR 則については、損傷量が板厚全域で 1 となった時点をもって破壊とみなし、その時点のコンター図を示している。また、時刻歴の結果は、破壊と判定された時点で相当クリープひずみあるいは損傷量が最大となった節点の結果を記録し、プロットしている。ただし、KR 則により破壊と判定された箇所が Norton 則や MG 則と異なる場合には、両クリープ構成則との比較を行うため、同じ節点の結果をプロットした。

[129] W. Villanueva, C.-T. Tran, and P. Kudinov, “Coupled Thermo-Mechanical Creep Analysis for Boiling Water Reactor Pressure Vessel Wall Lower Head,” Proceedings of The 8th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-8), Shanghai, China, October 10-14, N8P0248, 2010.

[130] W. Villanueva, C.-T Tran, and P. Kudinov, “Coupled thermo-mechanical creep analysis for boiling water reactor pressure vessel lower head,” Nuclear Engineering and Design, 249, pp. 146-153, 2012.

(1) MT の結果

MT（Main Task）の結果を以下に示す。

1) MT-1a

(a) コンター図

Norton 則、MG 則、及び KR 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-1、図 4.1.4-2、及び図 4.1.4-3 に示す。破壊と判定された箇所はいずれも湾曲部分の凹側に位置する結果となった。

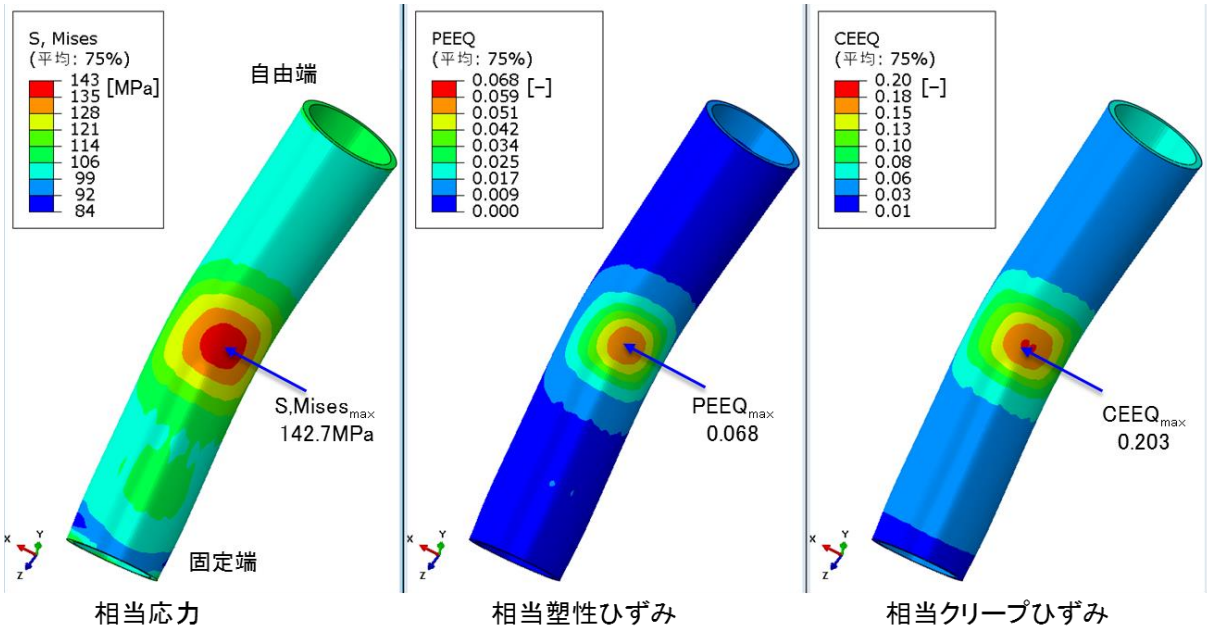


図4.1.4-1　MT-1a Norton則を用いて得られた結果（コンター図）

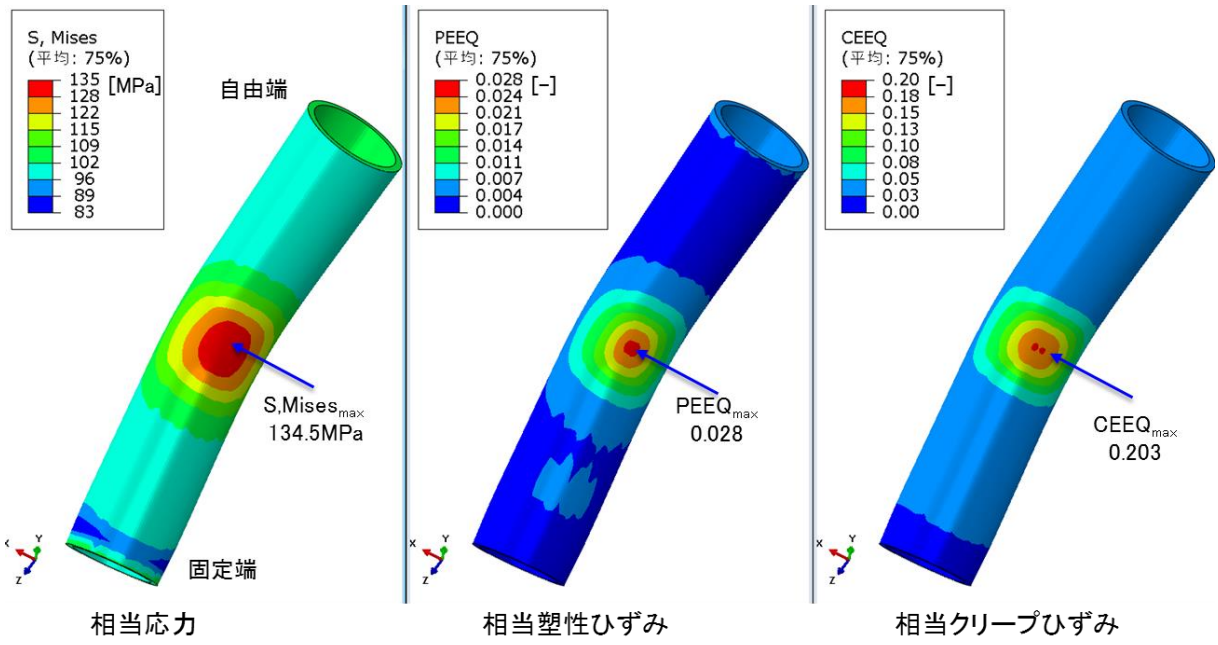


図4.1.4-2　MT-1a MG則を用いて得られた結果（コンター図）

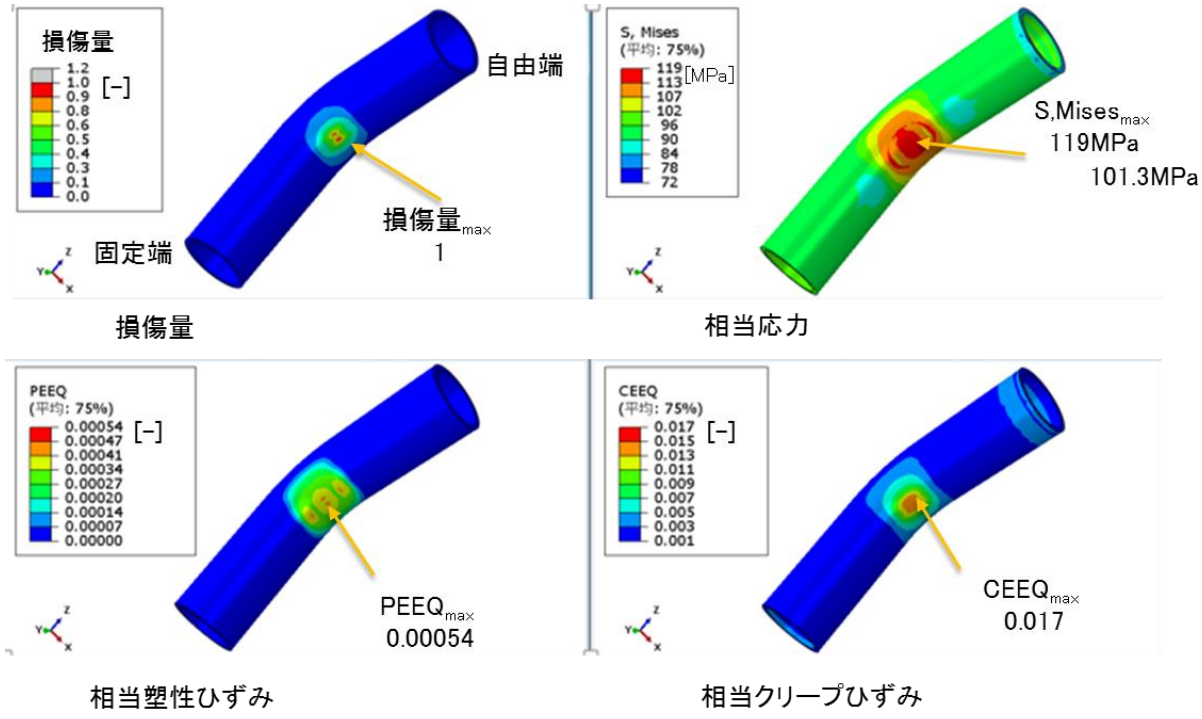


図4.1.4-3　MT-1a KR則を用いて得られた結果（コンター図）

(b) 時刻歴

Norton 則、MG 則、及び KR 則により得られた、破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び

相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-4 に示す。Norton 則、MG 則、及び KR 則により推定された破壊時間は、それぞれ事故発生後 10569 [秒]、10534 [秒]、及び 10247 [秒]であり、Norton 則により推定された時間が最も長く、KR 則が最も短い結果となった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]以降も含めてほぼ一致している。なお、ミーゼス相当応力が極小値を示す 10200 [秒]付近において、KR 則により求められたその値が、他のクリープ構成則に比べて低いのは、損傷量の増加に伴いクリープひずみ速度が他に比べて大きくなり、最も大きな応力緩和が生じるためであると考えられる。

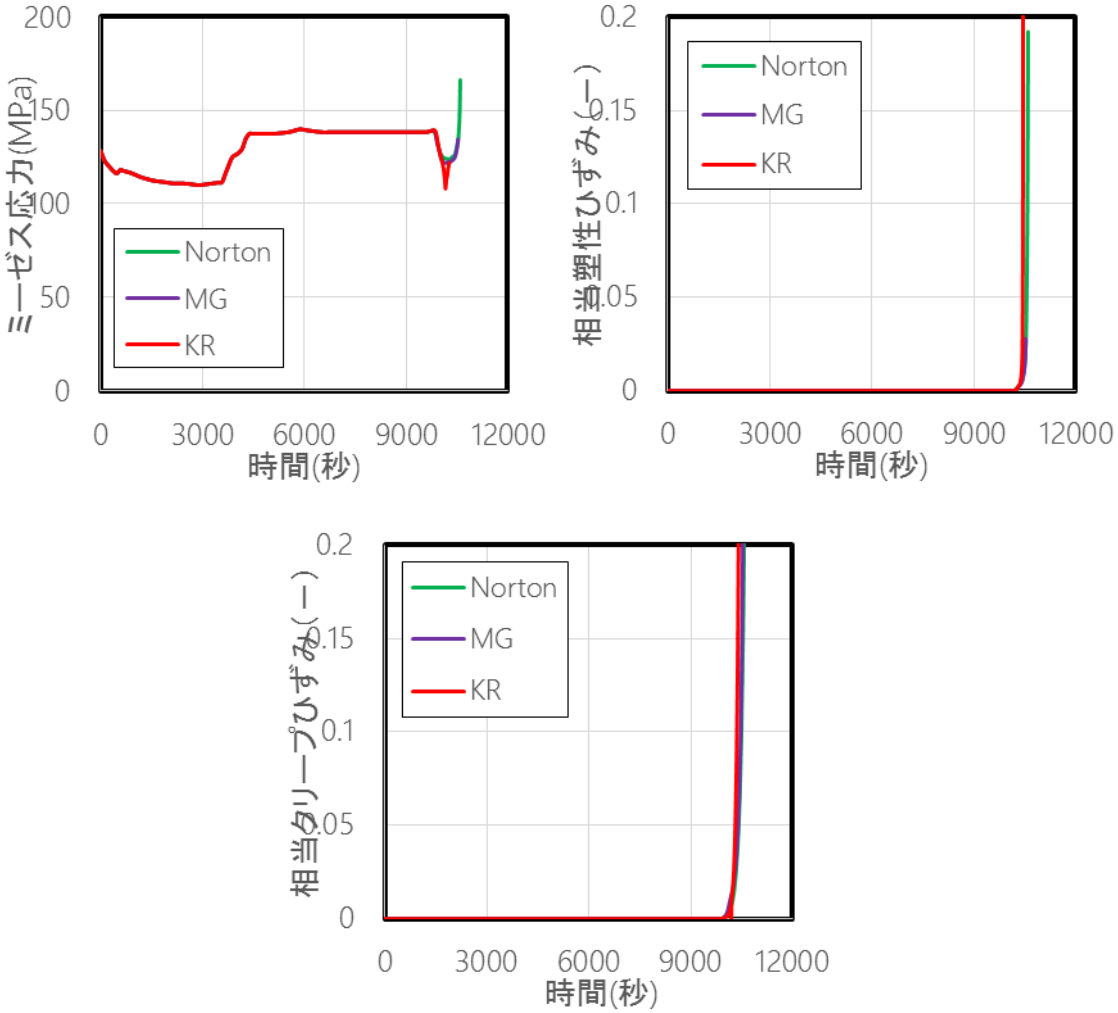


図4.1.4-4　MT-1a 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

2) MT-1b

(a) コンター図

Norton 則、MG 則、及び KR 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-5、図 4.1.4-6、及び図 4.1.4-7 に示す。Norton 則及び MG 則では、塑性クリープひずみが破壊基準の 20%に達する前に解析が発散して終了した。KR 則では、クリープ変形が始まる 9650 [秒]で瞬時に固定端において損傷量が 1 となった。相当クリープひずみはいずれも固定端で最大値を示す結果となった。この結果は、この端部の境界条件を、COSSAL ベンチマーク解析の問題設定に基づき完全固定としたのが原因と考えられる。すなわち、昇温による熱膨張により解析対象と固定端の変位にギャップが生じ､それが高い相当応力をもたらしたと考えられる｡損傷量は、（4.1.2-3）から分かるように相当応力と相関があるため、その高い相当応力が、上述のようにクリープ変形の開始とほぼ同時に損傷量が 1 となった原因である｡以上のように、本解析ケースは、境界条件の設定が評価結果に及ぼす影響が顕著となる例であり、境界条件の設定には注意を要することを示している。

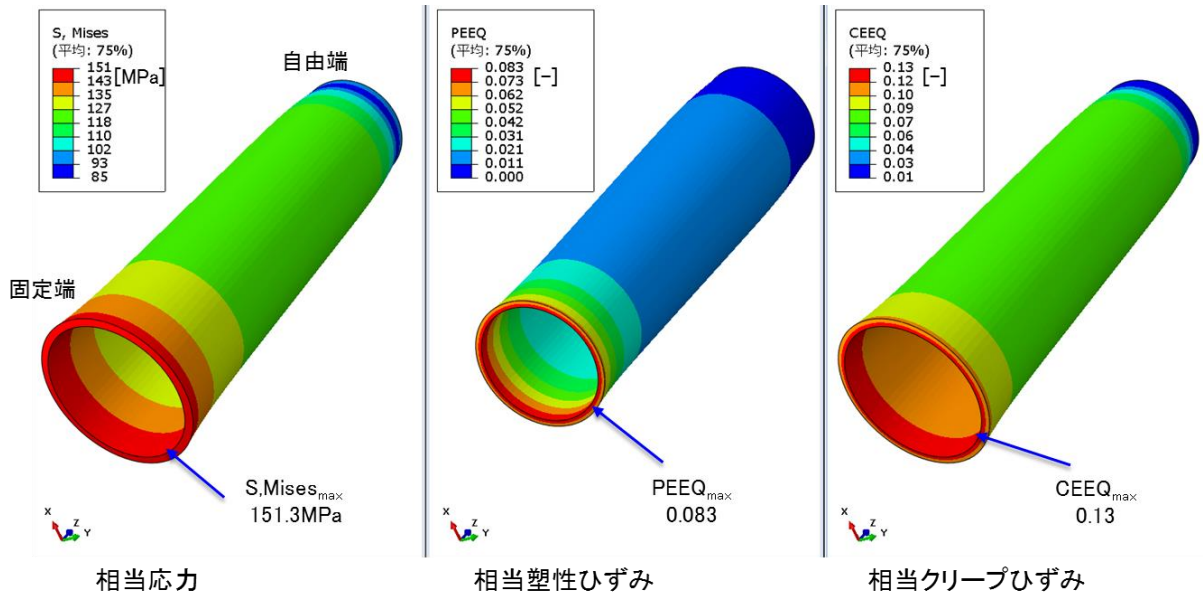


図4.1.4-5　MT-1b Norton則を用いて得られた結果（コンター図）

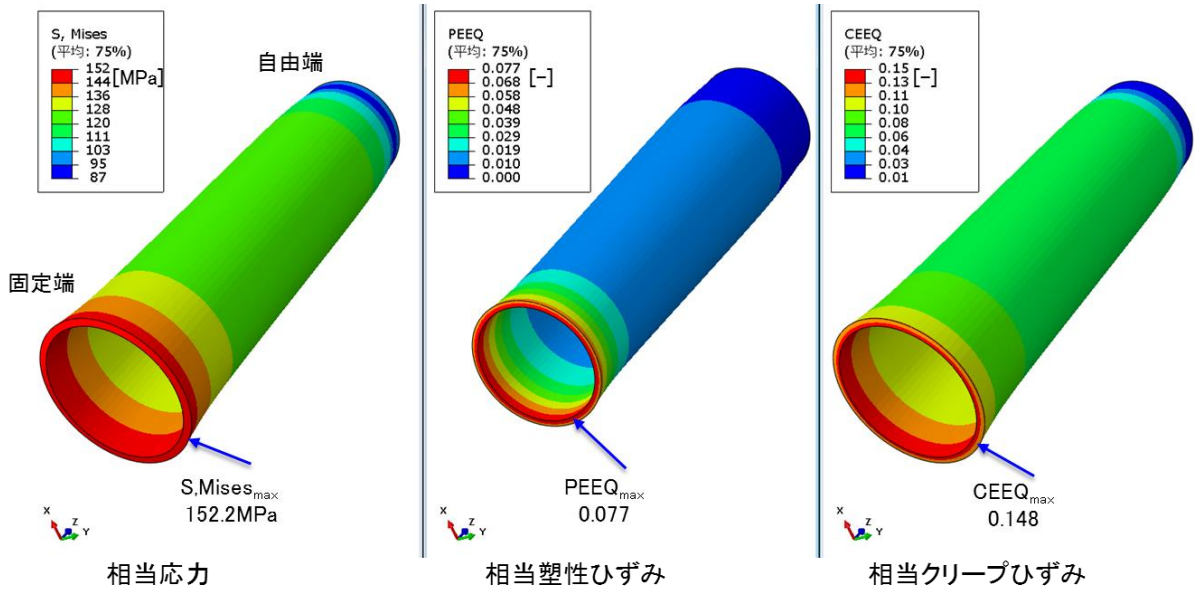


図4.1.4-6　MT-1b MG則を用いて得られた結果（コンター図）

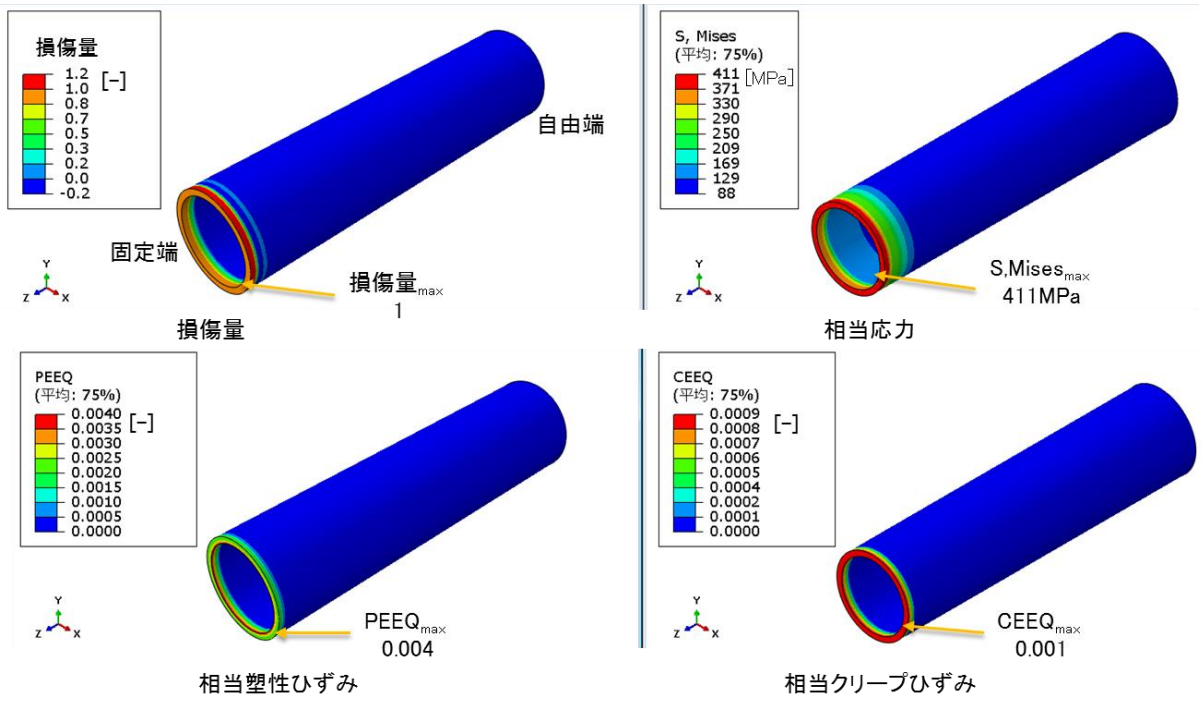


図4.1.4-7　MT-1b KR則を用いて得られた結果（コンター図）

(b)　時刻歴

Norton 則、MG 則、及び KR 則を用いて得られた、破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-8 に示す。Norton 則、MG 則、及び KR 則を用いた解析は、それぞれ事故発生後 10551 [秒]、10539 [秒]、及び 10421 [秒]で解が発散し

て終了した。解析時間は、Norton 則が最も長く、KR 則が最も短い結果となった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]以降も含めてほぼ一致している。

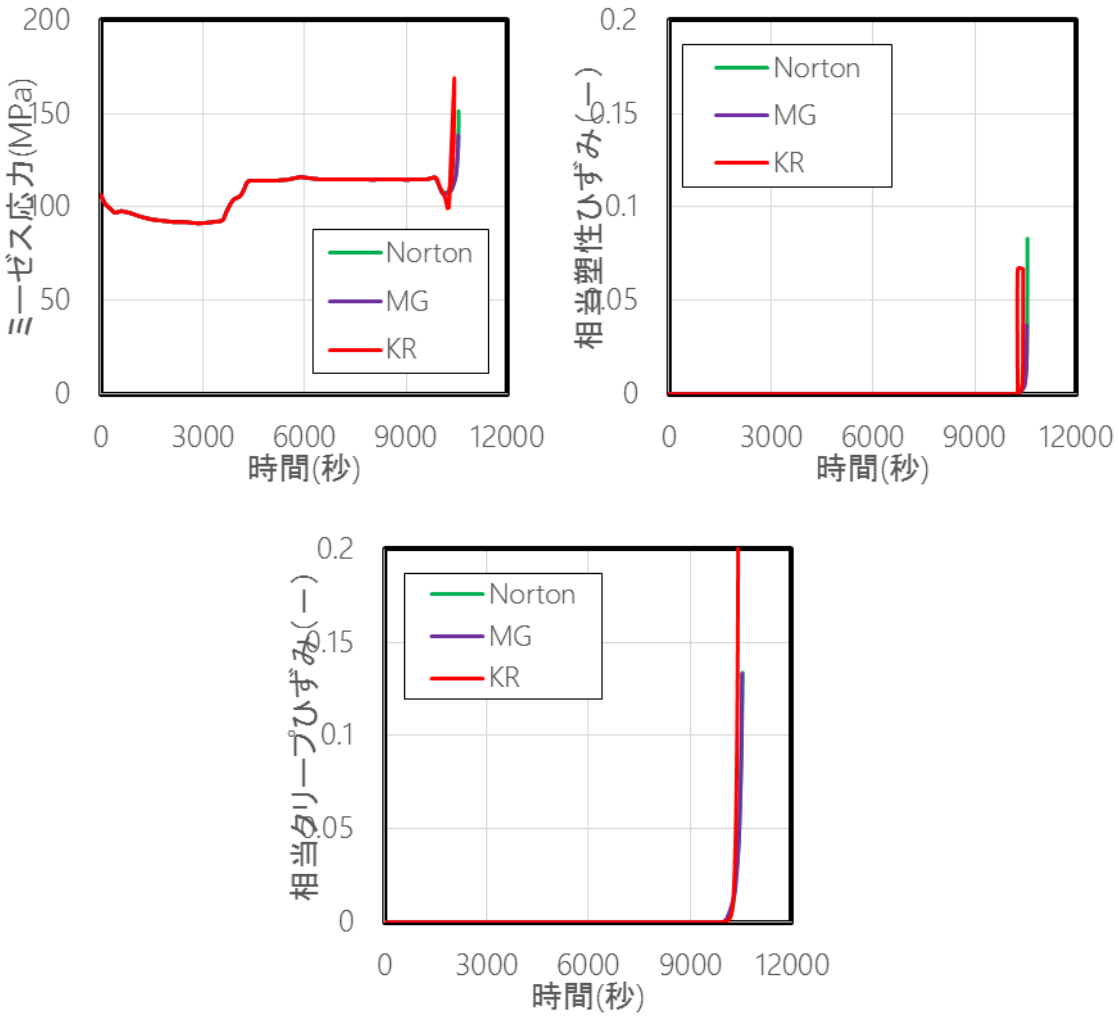


図4.1.4-8　MT-1b 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

3) MT-2

(a) コンター図

Norton 則、MG 則、及び KR 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-9、図 4.1.4-10、及び図 4.1.4-11 に示す。破壊と判定された箇所はいずれも湾曲部分の内側に位置する結果となった。なお、KR 則により求められた損傷量の最大値は 1 であるものの、板厚全体にわたって損傷量が 1 に達した領域は存在せず、破壊と判定されるには至らなかった。

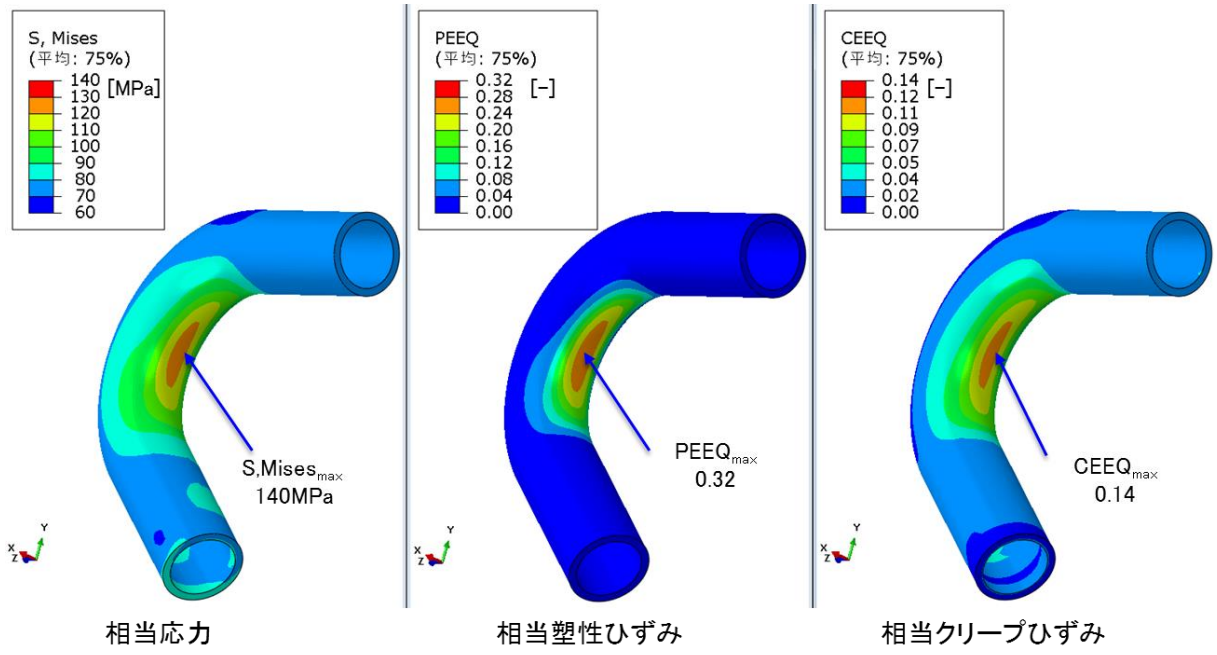


図4.1.4-9　MT-2 Norton則を用いて得られた結果（コンター図）

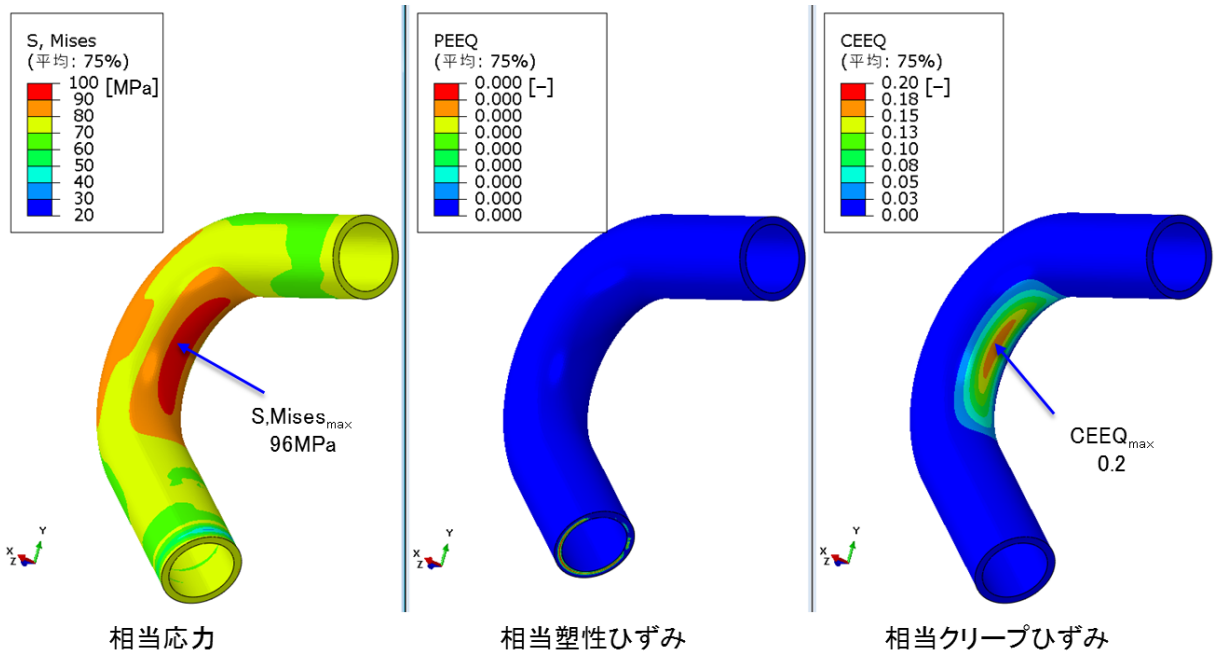


図4.1.4-10　MT-2 MG則を用いて得られた結果（コンター図）

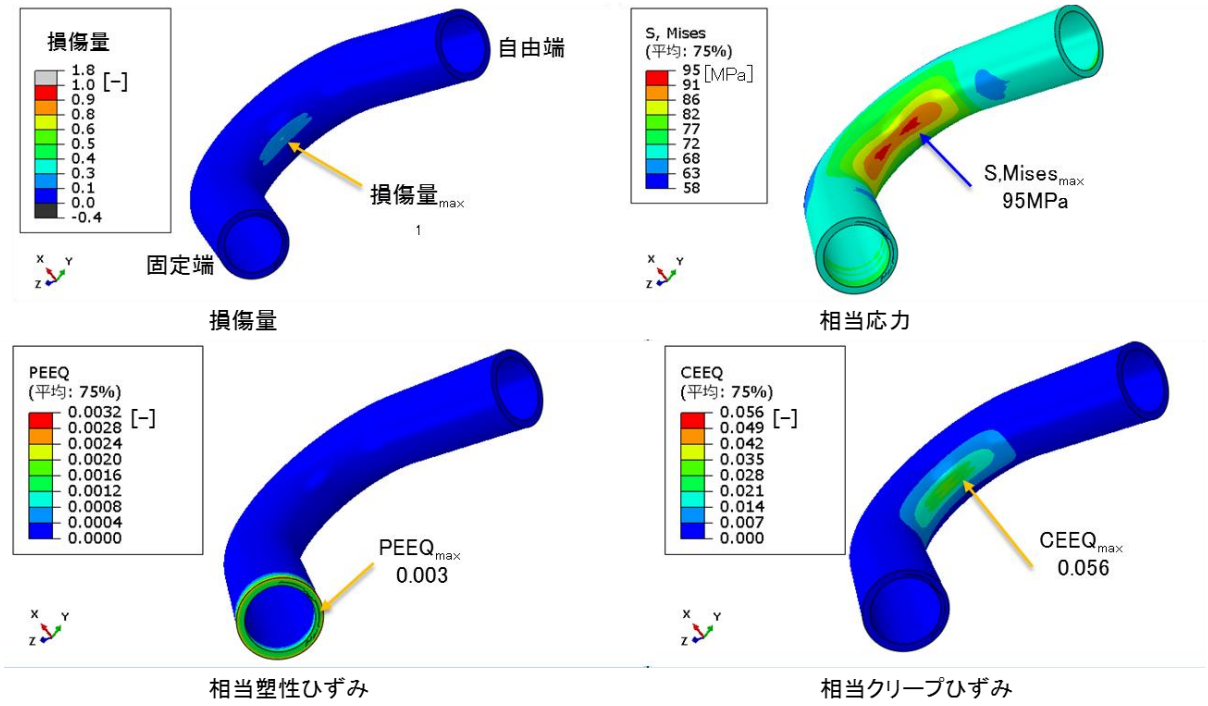


図4.1.4-11　MT-2 KR則を用いて得られた結果（コンター図）

(b) 時刻歴

Norton 則、MG 則、及び KR 則を用いて得られた、破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-12 に示す。Norton 則及び KR 則では、それぞれの破壊基準に達する前に解析が発散して終了した。両者の解析時間は、それぞれ事故発生後 11411 [秒]及び 10435 [秒]であった。MG 則により求められた破壊時間は 9862 [秒]であった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]まではほぼ一致しているものの、その後の振る舞いはクリープ構成則によって様々であり、材料の損傷を考慮しない Norton 則と MG 則に着目すると、Norton 則による相当クリープひずみはなだらかに増加する一方、MG 則によるそれは急激に増加し、200 [秒]程度で破壊基準の 20%に達する結果となっている。このような結果は、それぞれのクリープ構成則の特徴を顕著に表している。すなわち、Norton 則は 2 次クリープのみを考慮した構成則であり、ミーゼス相当応力の大きさに比較的鈍感である一方、MG 則は 3 次クリープを含めたクリープ変形を表現する構成則であり、ミーゼス相当応力が大きいと直ちに 3 次クリープのようなクリープ変形をもたらす式で定義されている。クリープ変形は、本来時間変化を伴う変形であるから、この場合、MG 則は過度に保守的な評価となっている可能性がある。一方、KR 則は、クリープ変形を材料の損傷を考慮して解析するため、Norton 則や MG 則に比べてより現実

的な評価を行っているものと思われる。KR 則に関するより詳細な妥当性確認が今後の課題である。

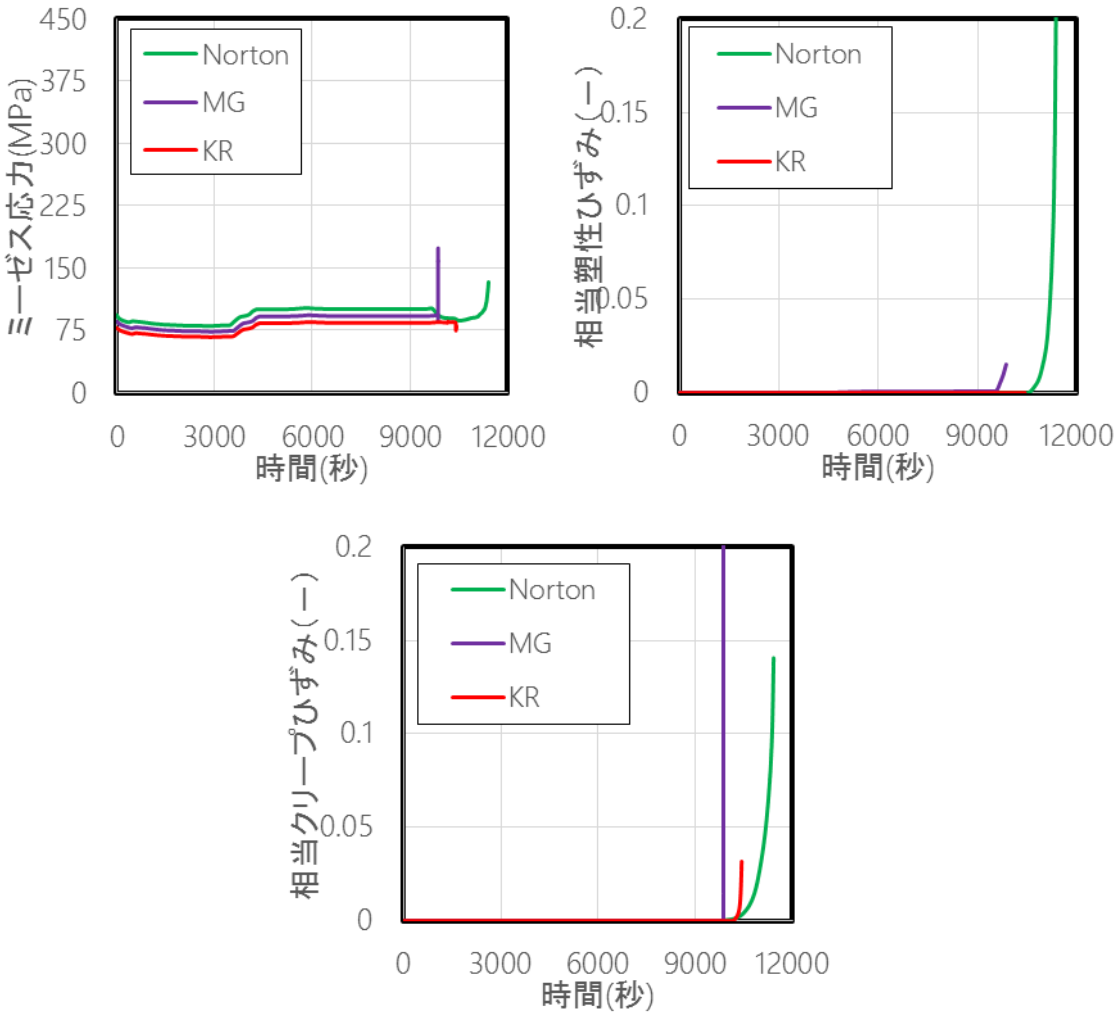


図4.1.4-12　MT-2 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

4) MT-3

(a) コンター図

本ケースは、上述のとおり、室温における荷重負荷だけを考慮したケースである。20%、40%、60%、80%の減肉を想定したサージ管における相当応力のコンター図を図 4.1.4-13 にまとめて示す。20%から 60%の減肉を想定しても、全領域で塑性に至る箇所はなかった。80%の減肉を想定した場合には、わずかに塑性ひずみが生じたが、その最大値は 4.98 $\times 10^{-4}$ 程度であった。また、いずれの解析ケースにおいても、ミーゼス相当応力の最大値は固定端に発生しており、4.1.4(1)2)で述べたとおり、その原因は境界条件の設定に起因するものと考えられる。

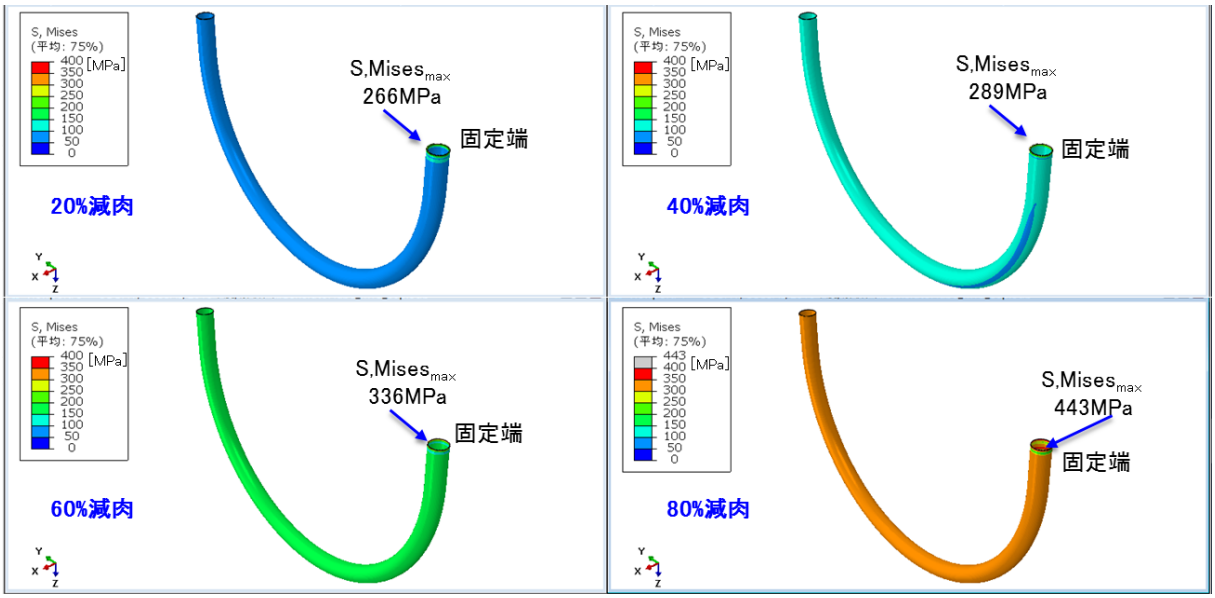


図4.1.4-13　MT-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力（全体図）

(b) 時刻歴

20%、40%、60%、80%の減肉を想定した各モデルにおいてミーゼス相当応力と相当塑性ひずみが最大値を示す箇所の両者の時刻歴を図 4.1.4-14 に示す。上述のとおり、20%から 60%の減肉を想定しても、全領域で塑性に至っていない。一方、80%の減肉を想定した場合には、事故発生後 5400 [秒]で塑性に至る箇所が生じた。しかしながら、その値は、全解析時間にわたって最大でも 4.98×10^{-4} 程度であった。

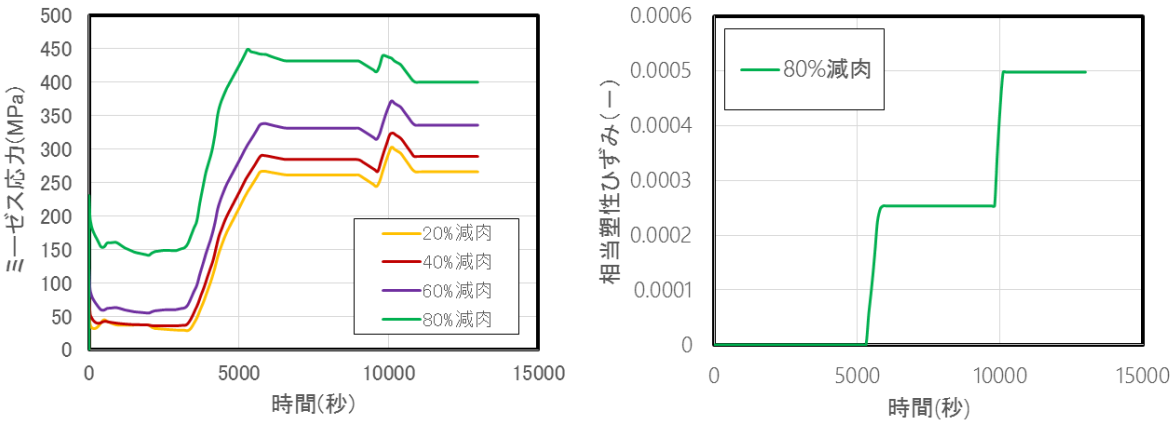


図4.1.4-14　MT-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力と相当塑性ひずみ（時刻歴）

5) MT-4

(a) コンター図

Norton 則、MG 則、及び KR 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ、図 4.1.4-15、図 4.1.4-16、及び図 4.1.4-17 に示す。破壊と判定された箇所はいずれも固定端に位置する結果となった。この結果は、この端部の境界条件を、COSSAL ベンチマーク解析の設定条件に基づき完全固定とたのが原因と考えられ、4.1.4(1)2)で述べた考察と同様である。

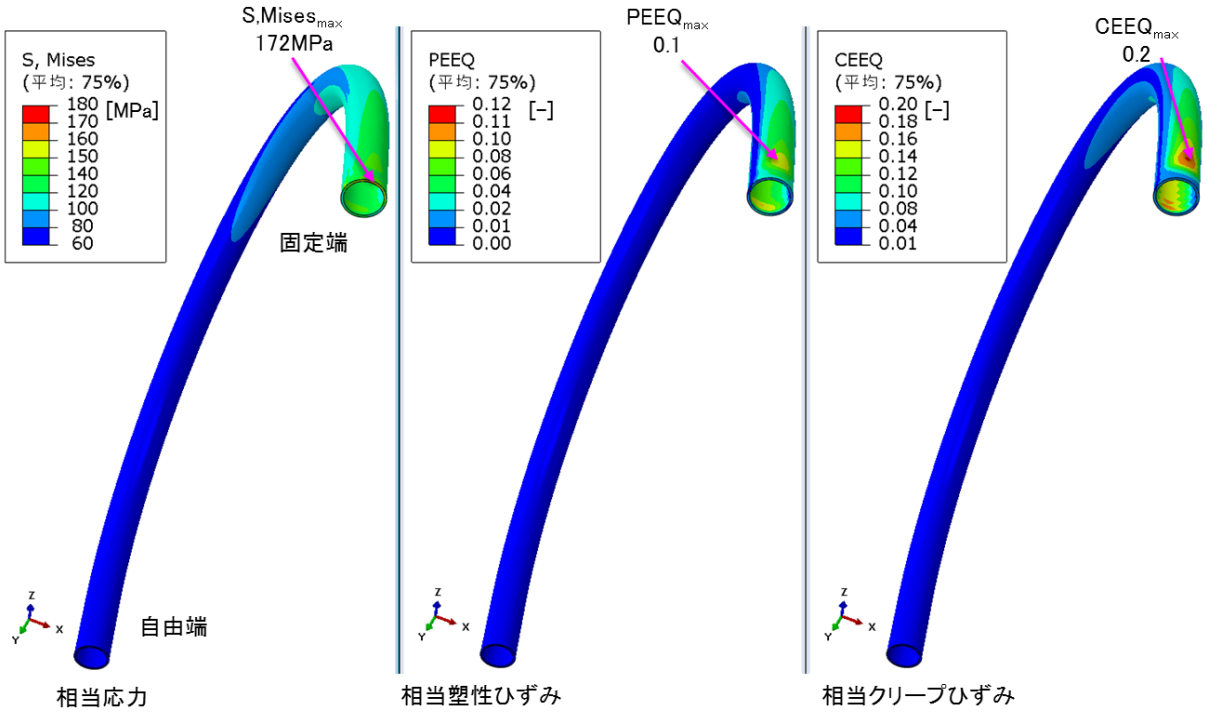


図4.1.4-15　MT-4 Norton則を用いて得られた結果（コンター図）

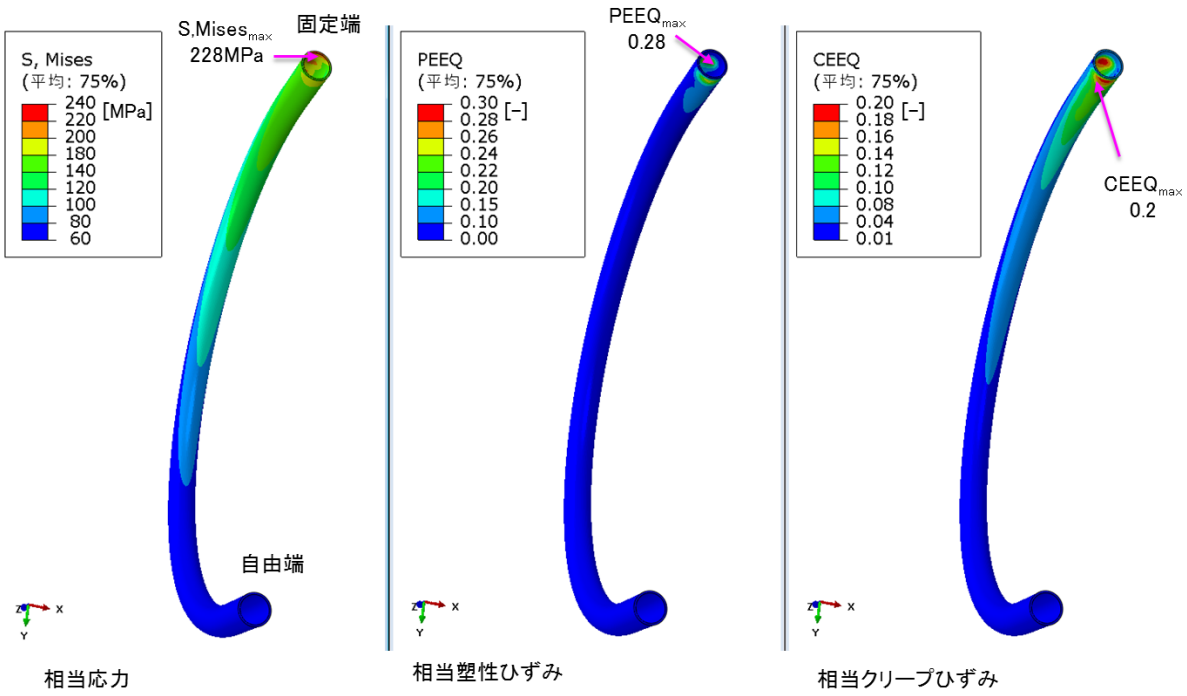


図 4.1.4-16　MT-4 MG 則を用いて得られた結果（コンター図）

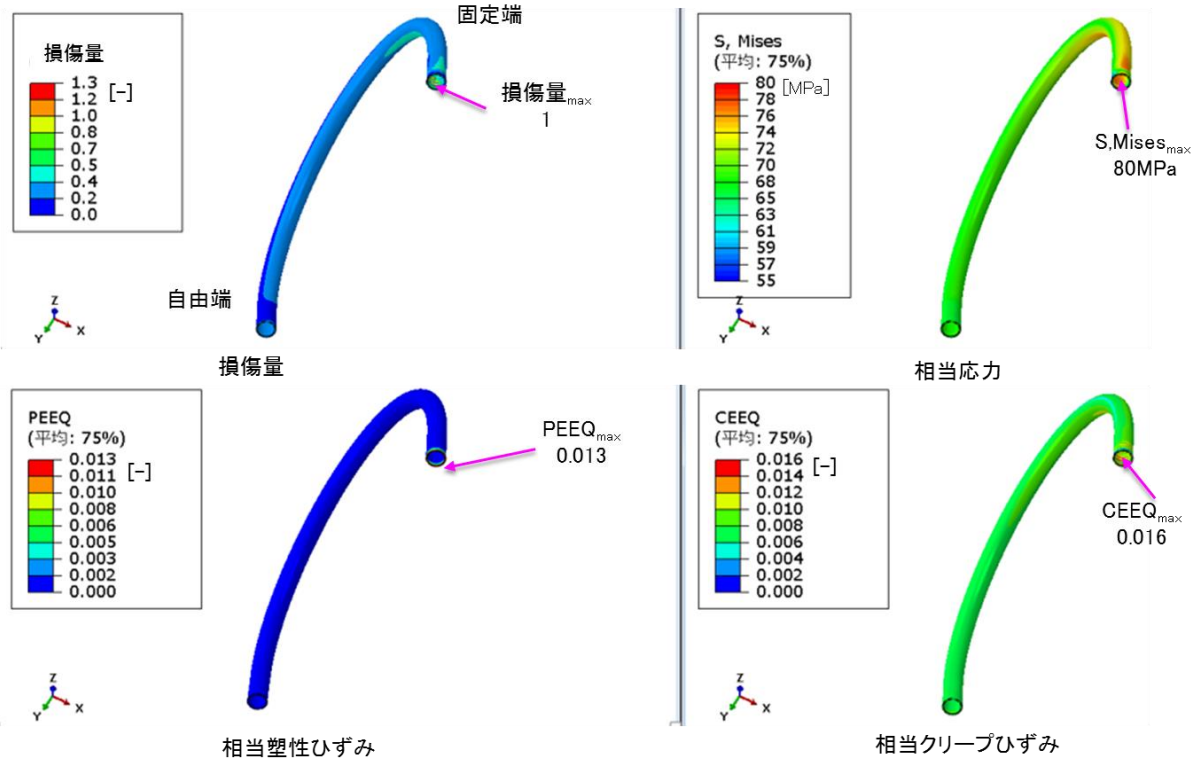


図 4.1.4-17　MT-4 KR 則を用いて得られた結果（コンター図）

(b) 時刻歴

Norton 則、MG 則、及び KR 則により得られた、破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-18 に示す。Norton 則、MG 則、及び KR 則により予測された破壊時間は、それぞれ事故発生後 11243 [秒]、11021 [秒]、及び 11438 [秒]であった。解析時間は、KR 則が最も長く、MG 則が最も短い結果となった。ただし、この結果は、同じく蒸気発生器伝熱管を対象とした MT-1b で考察したとおり（4.1.4(1)2)）、固定端の拘束条件が完全固定として設定されているためであり、参考値とするのが妥当である。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]以降も含めてほぼ一致している。

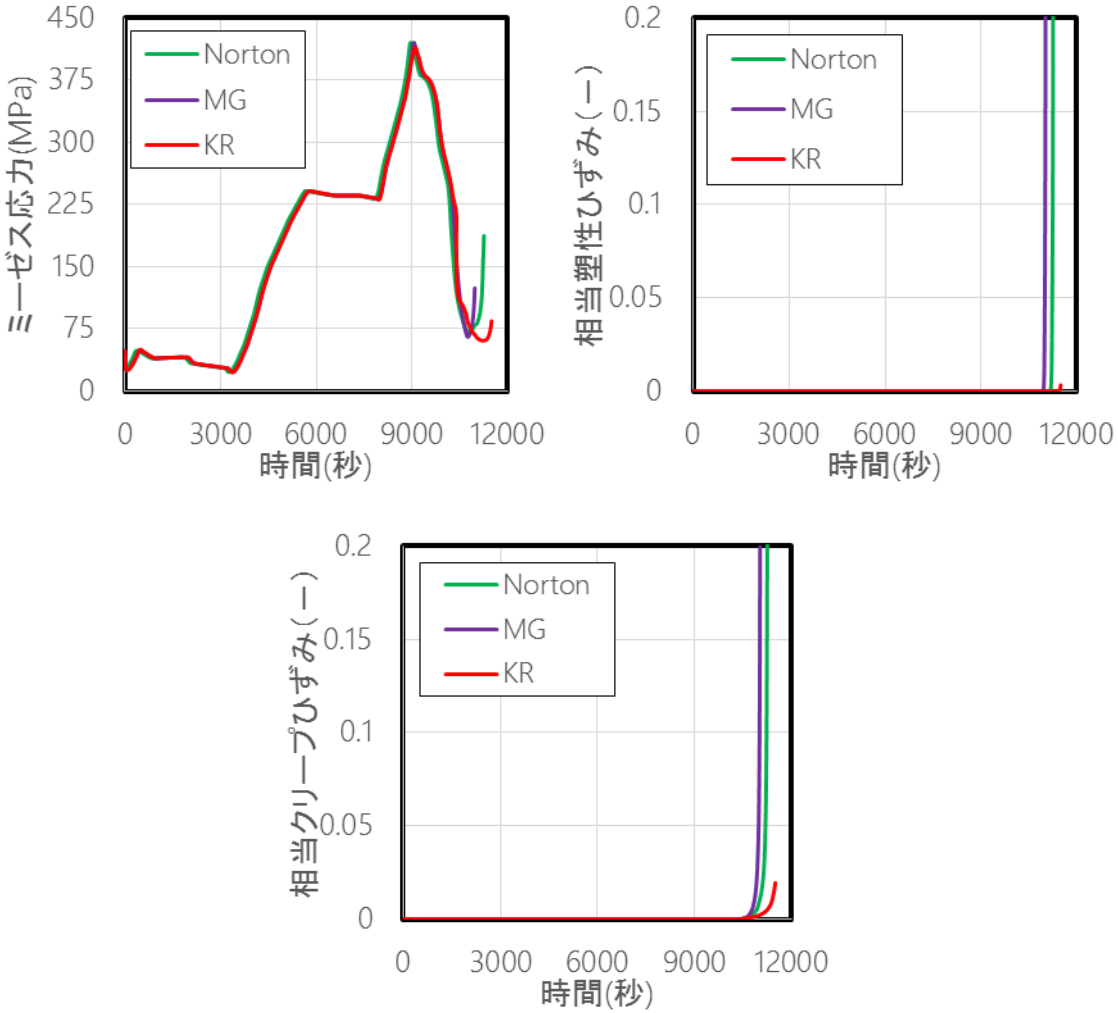


図4.1.4-18　MT-4 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

6) MT の結果のまとめ

以上で述べた MT の結果についてまとめると以下のとおりである。

1. 一次冷却材配管エルボ及びサージ管において、クリープによる破壊を対象とした場合、いずれのクリープ構成則による解析結果でも、その凹側が破壊箇所となると推測された（MT-1a、MT-2）。
2. 一次冷却材直管においては、いずれのクリープ構成則による解析結果でも、固定端が破壊箇所となると推定されたが、境界条件のさらなる検討が必要である（MT-1b）。
3. 主蒸気系配管伝熱管において減肉を考慮した場合、60%まではその健全性が維持されると推測された（MT-3）。
4. 主蒸気系配管伝熱管においてクリープを考慮した場合、いずれのクリープ構成則による解析結果でも、固定端が破壊箇所となると推定されたが、境界条件のさらなる検討が必要である（MT-4）。
5. いずれのクリープ構成則による解析結果においても、破壊箇所を評価した結果に大きな違いはみられなかった。また、破壊と判定されるまでの時間の予測については、Norton 則と MG 則を比較すと Norton 則の方が長く、KR 則は解析ケースによって異なる傾向が得られた。KR 則は、材料の損傷を考慮するため、Norton 則や MG 則に比べてより現実的な評価を行っているものと思われるが、その妥当性確認は今後の課題である。

(2) PS の結果

PS（Parametric Studies）の結果を以下に示す。

1) PS-A-1a

(a) コンター図

境界条件を両端固定に変更して、Norton 則及び MG 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-19 及び図 4.1.4-20 に示す。異なるクリープ構成則が用いられているものの、各分布はよく一致しており、いずれの場合も破壊と判定された箇所は湾曲部分の内側に位置する結果となった。この結果は、一端固定・エンドキャップによる端部力を与えた MT-1a と同様の結果である。

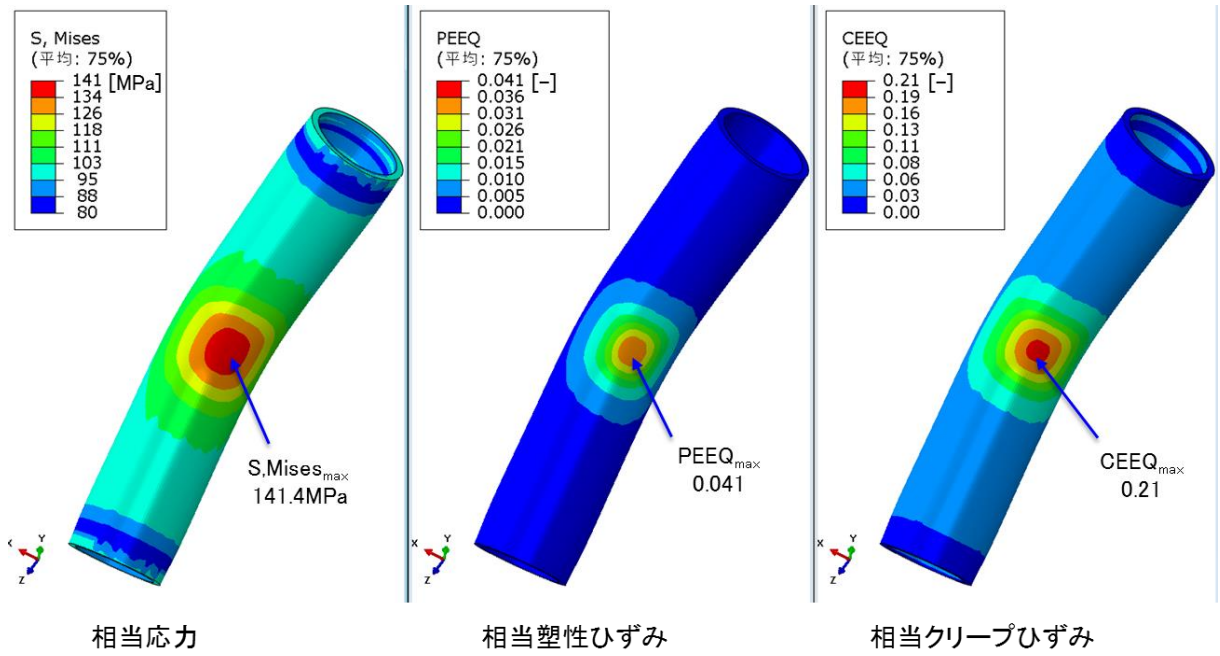


図 4.1.4-19　PS-A-1a Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）

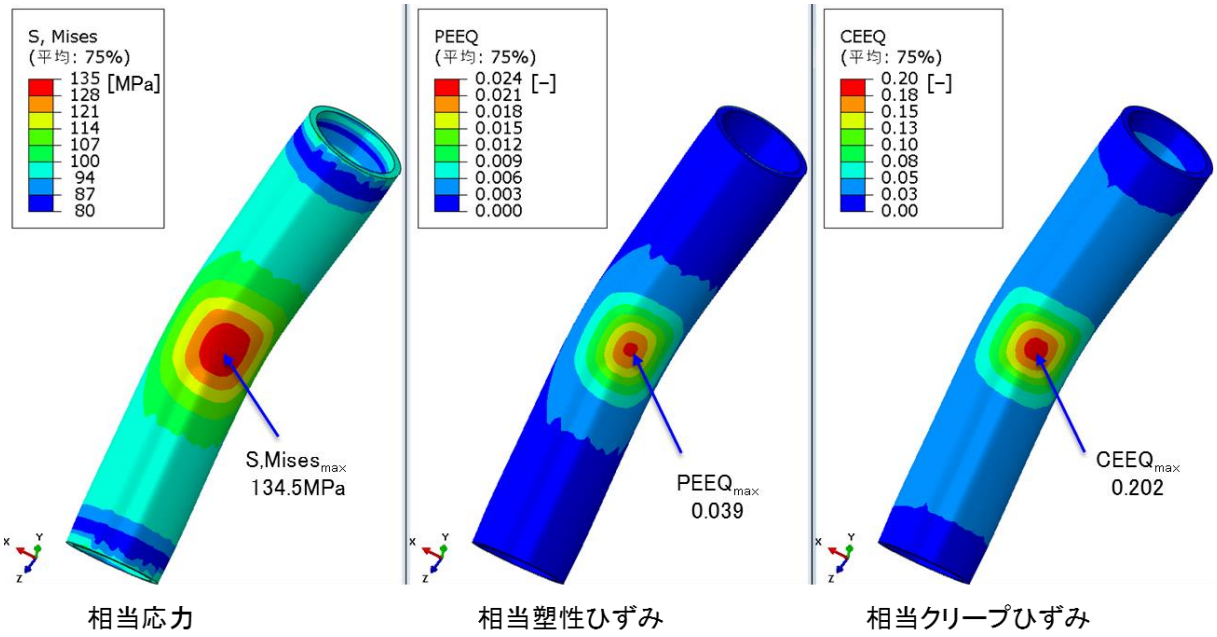


図 4.1.4-20　PS-A-1a MG 則を用いて得られた結果（コンター図）

(b) 時刻歴

Norton 則及び MG 則を用いて得られた、破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所のミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-21 に示す。Norton 則及び MG 則により求められた破壊時間は、それぞれ事故発生後 10529 [秒]及び 10523 [秒]であり、ほぼ一致する結果となった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]以降も含めてほぼ一致している。

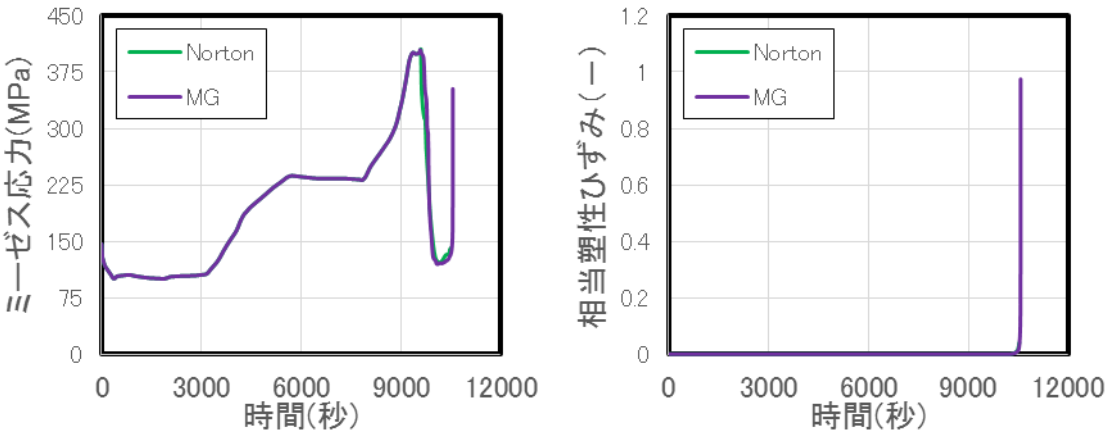


図 4.1.4-21　PS-A-1a 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

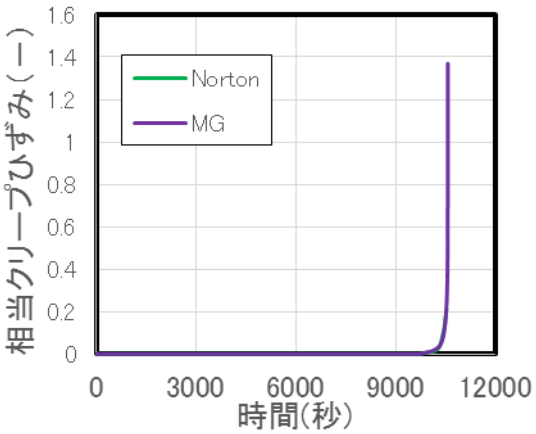


図 4.1.4-21　PS-A-1a 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較（つづき）

2) PS-A-1b

(a) コンター図

境界条件を両端固定に変更して、Norton 則及び MG 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-22 及び図 4.1.4-23 に示す。異なるクリープ構成則が用いられているものの、各分布はよく一致しており、相当クリープひずみが最大値を示す箇所はいずれも直管の中央部付近に位置する結果となった。この結果は固定端が破壊箇所と判定された MT-1b とは大きく異なるものの、両端に存在する機器が剛体に相当して変位を生じないような場合には、本結果は重要な意味をもつと考えられる。両クリープ構成則を用いた解析とも、17%程度の相当塑性ひずみ及び相当クリープひずみが生じる結果となっている。

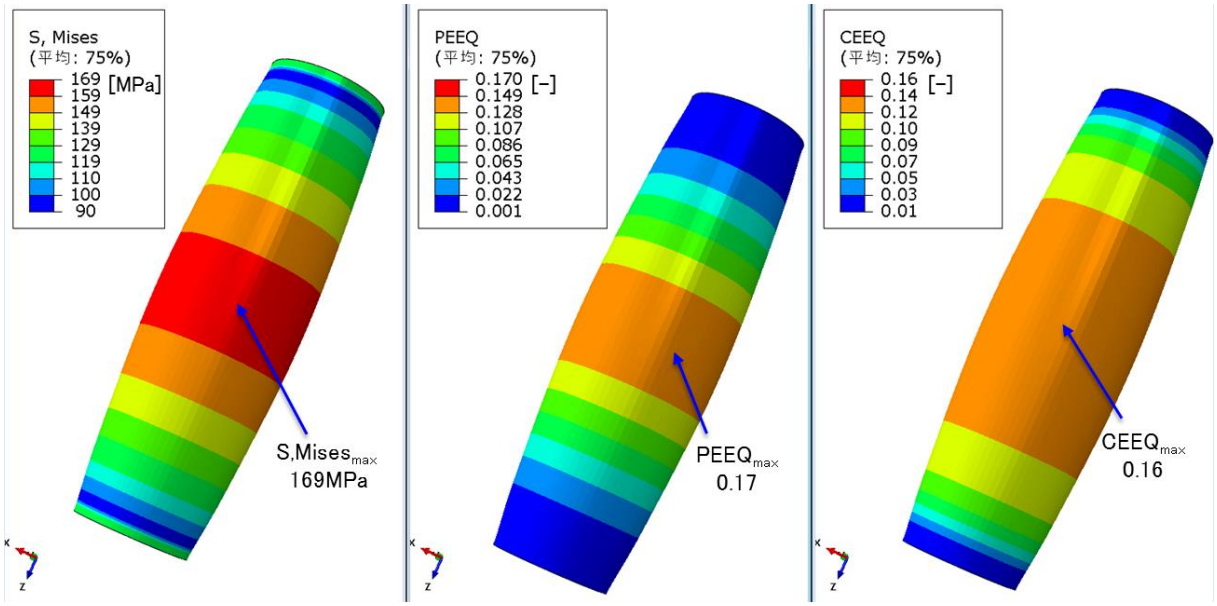


図 4.1.4-22　PS-A-1b Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）

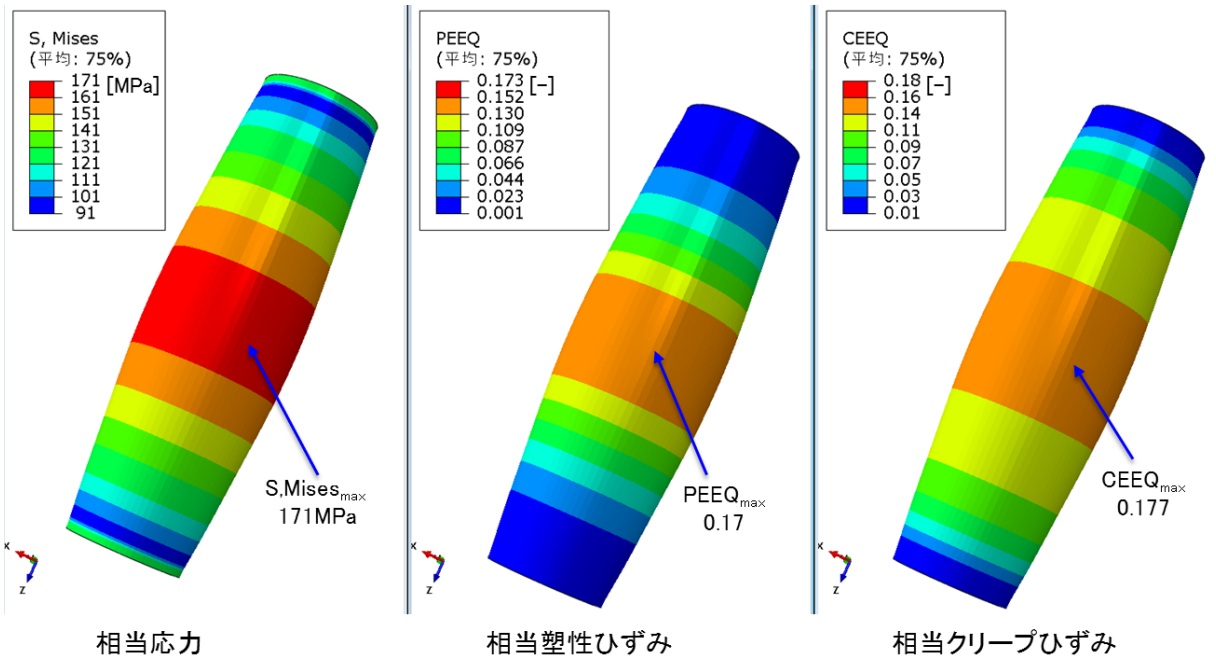


図 4.1.4-23　PS-A-1b MG 則を用いて得られた結果（コンター図）

(b)　時刻歴

Norton 則及び MG 則を用いて得られた、破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所のミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-24 に示す。Norton 則及び MG 則により求められた破壊時間は、それぞれ事故発生後 10569 [秒]後及び 10562 [秒]であり、ほぼ一致する結果となった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]以降も含めてほぼ一致している。

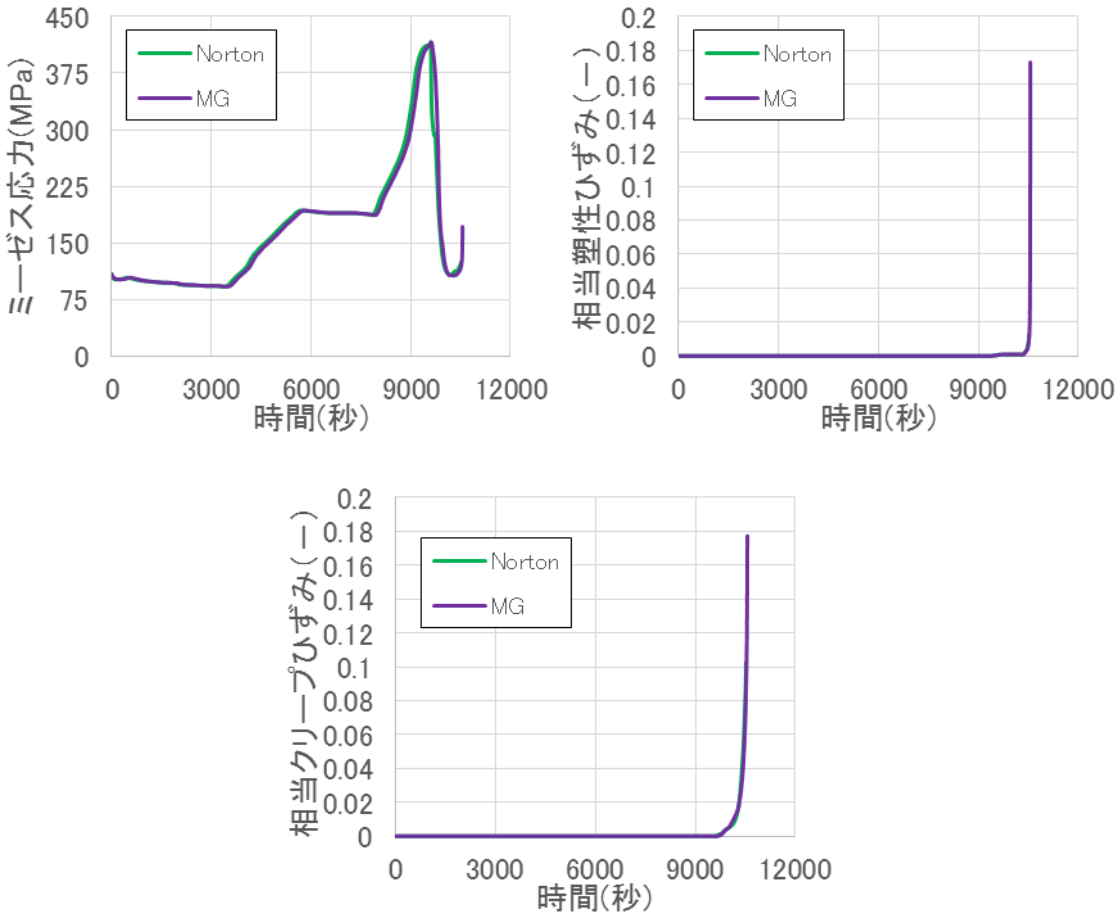


図 4.1.4-24　PS-A-1b 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

3) PS-A-2

(a) コンター図

境界条件を両端固定に変更して、Norton 則及び MG 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-25 及び図 4.1.4-26 に示す。異なるクリープ構成則が用いられているものの、破壊と判定された箇所は湾曲部分の内側に位置する結果となった。この結果は、一端固定・エンドキャップによる端部力を与えた MT-2 と同様の結果である。

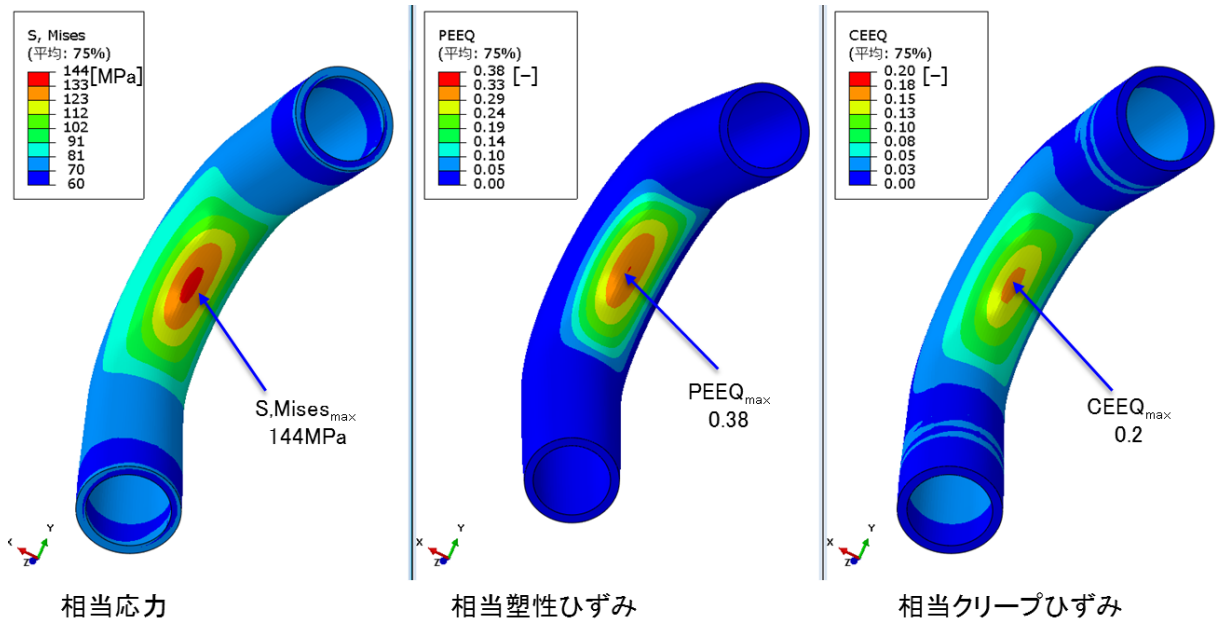


図 4.1.4-25　PS-A-2 Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）

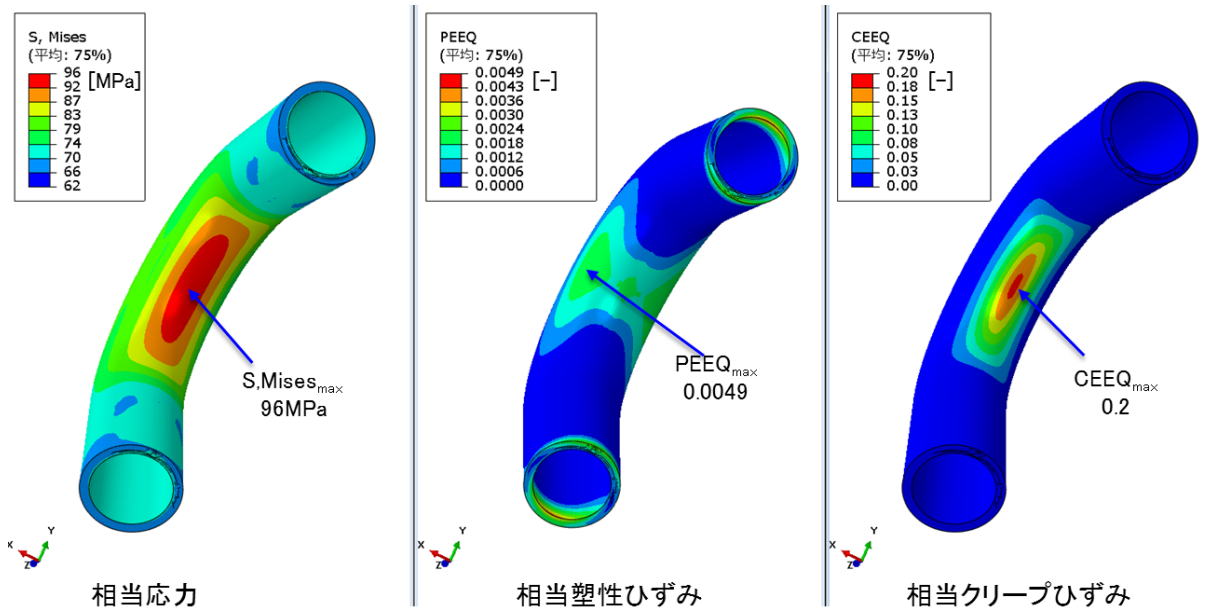


図 4.1.4-26　PS-A-2 MG 則を用いて得られた結果（コンター図）

(b) 時刻歴

Norton 則及び MG 則を用いて得られた、破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所のミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-27 に示す。Norton 則及び MG 則により求められた破壊時間は、それぞれ事故発生後 11423 [秒]後及び 756 [秒]であり、MG 則による結果は Norton 則と比べて非常に短い結果となった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]まではほぼ一致している。

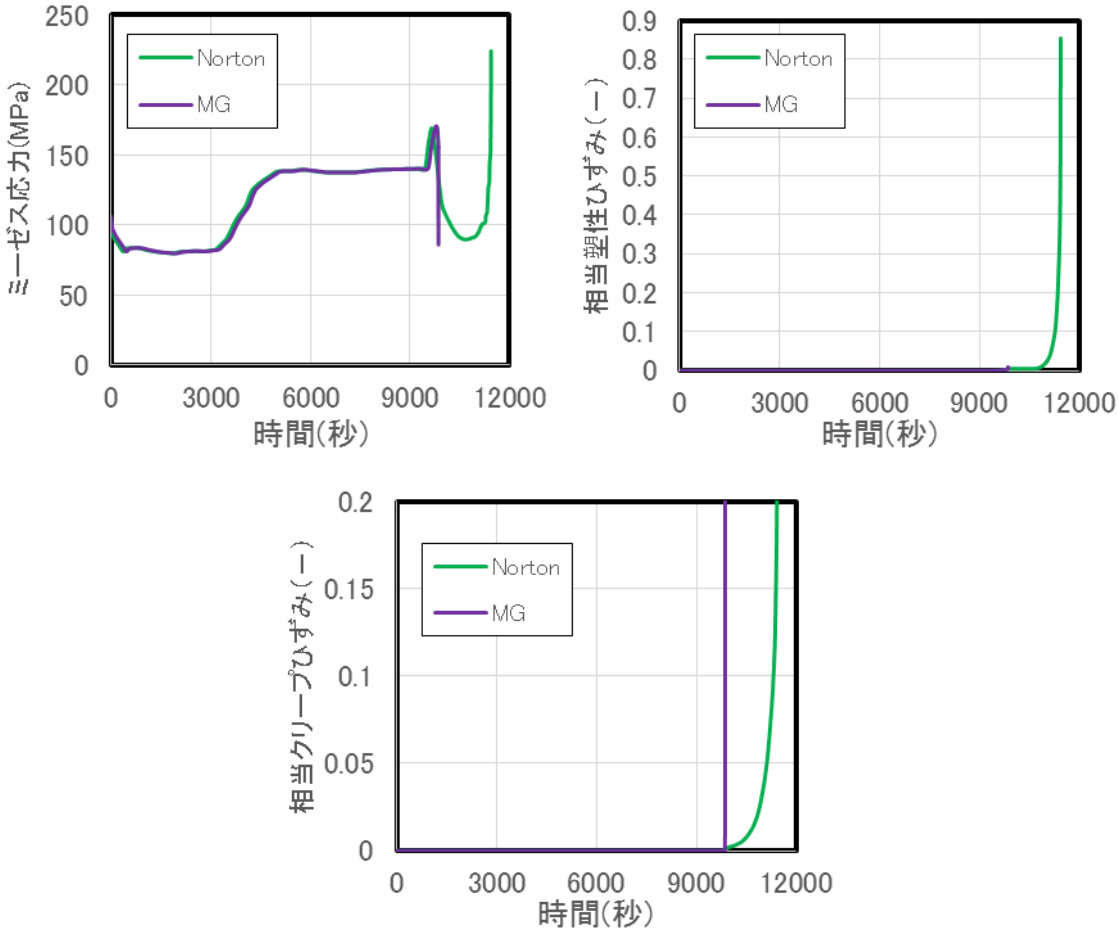


図4.1.4-27　PS-A-2 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

4) PS-A-3

(a) コンター図

本ケースは、前述のとおり、室温における荷重負荷だけを考慮し、境界条件を両端固定に変更したケースである。20%、40%、60%、80%の減肉を想定したサージ管における相当応力のコンター図を図 4.1.4-28 にまとめて示す。20%から 60%の減肉を想定しても、全領域で塑性に至る箇所はなかった。80%の減肉を想定した場合には、わずかに塑性ひずみが生じたが、その最大値は 4.54×10^{-4} 程度であった。以上の結果は、一端固定・エンドキャップによる端部力を与えた MT-3 と同様である。

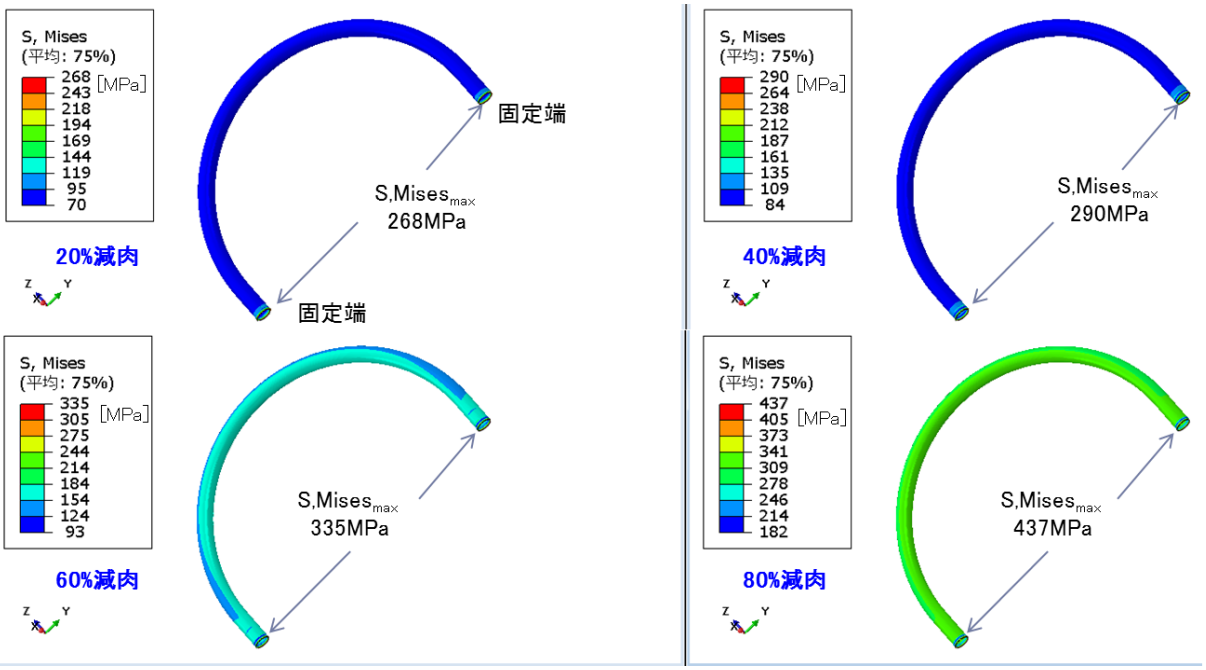


図4.1.4-28　PS-A-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力（全体図）

(b) 時刻歴

20%、40%、60%、80%の減肉を想定した各モデルにおいてミーゼス相当応力と相当塑性ひずみ最大値を示す箇所の両者の時刻歴を図 4.1.4-29 に示す。上述のとおり、20%から 60%の減肉を想定しても、全領域で塑性していない。一方、80%の減肉を想定した場合には、時刻 5,484 s で塑性に至る箇所が生じた。境界条件について、一端固定、エンドキャップによる端部力を与えた MT-3 と比べて、ほぼ一致する結果であるといえる。

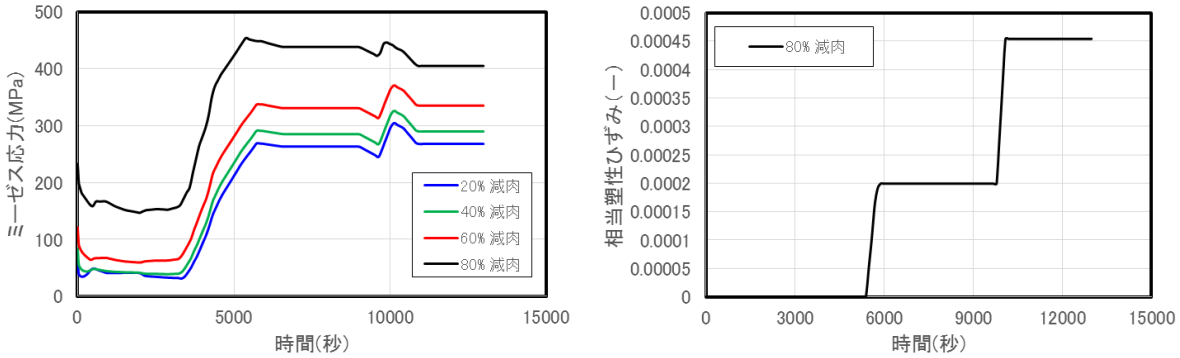


図4.1.4-29　PS-A-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力と相当塑性ひずみ（時刻歴）

5) PS-A-4

(a) コンター図

境界条件を両端固定に変更して、Norton 則及び MG 則により得られた相当応力、相当

塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-30 及び図 4.1.4-31 に示す。異なるクリープ構成則が用いられているものの、各分布に大きな違いはなく、破壊と判定された箇所は湾曲部分の凹側に位置する結果となった。この結果は、一端固定・エンドキャップによる端部力を与えた MT-4 と異なり、むしろ配管形状は全く異なるが、配管湾曲部分の凹側が破壊と判定された MT-1a（4.1.4(1)1)）、MT-2（4.1.4(1)3)）、及び PS-A-2（4.1.4(2)3)）の結果の傾向とよく似ている。

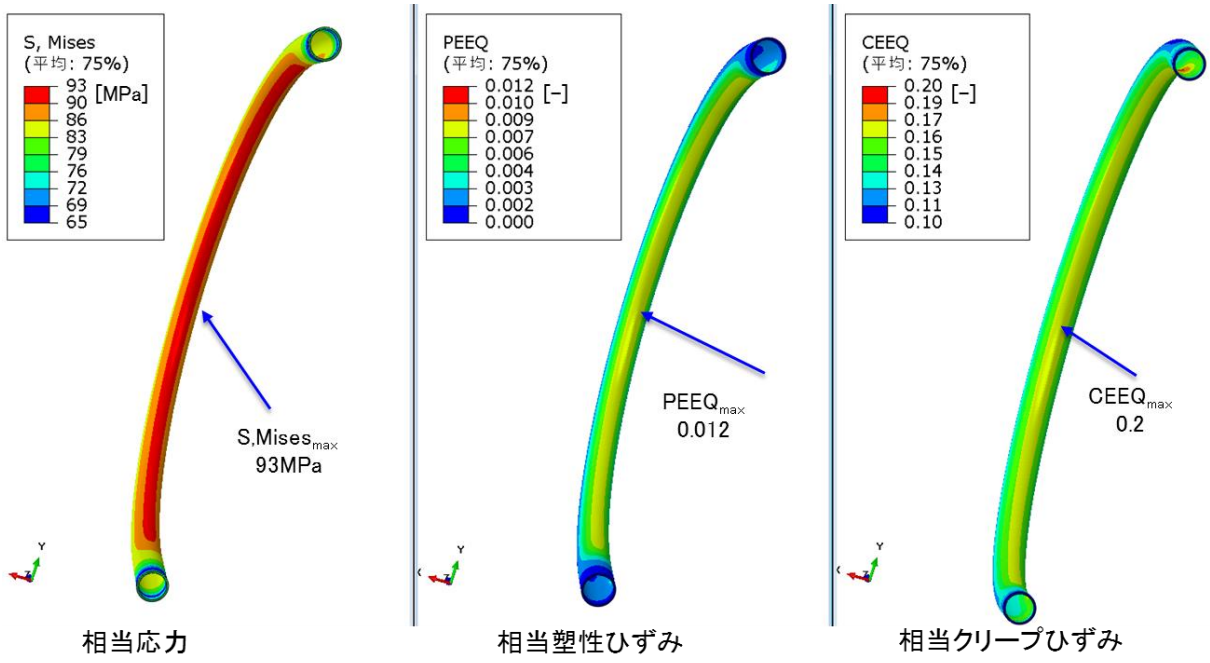


図4.1.4-30　PS-A-4 Norton則を用いて得られた結果（コンター図）

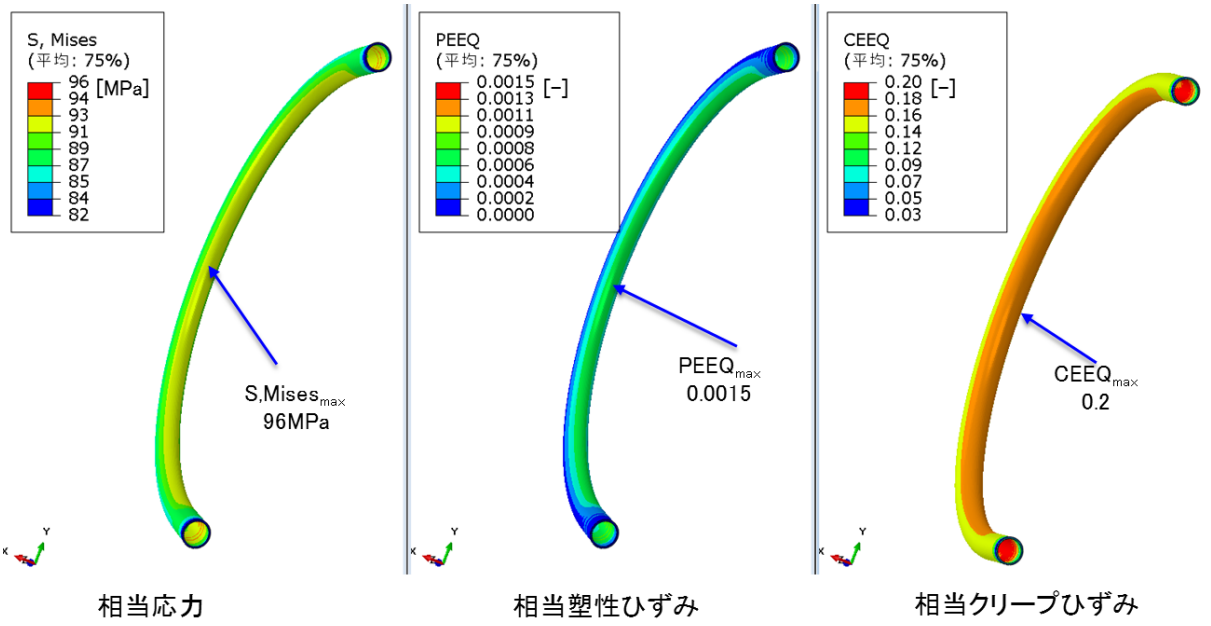


図4.1.4-31　PS-A-4 MG則を用いて得られた結果（コンター図）

(b) 時刻歴

Norton 則及び MG 則を用いて得られた、破壊と判定された時刻において各パラメータが最大値を示す箇所のミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴を図 4.1.4-32 に示す。各クリープ構成則により求められた破壊時間は、それぞれ事故発生後 10473 [秒]後及び 11270 [秒]であり、Norton 則の方が MG 則に比べて若干長い結果となった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]以降も含めてほぼ一致している。

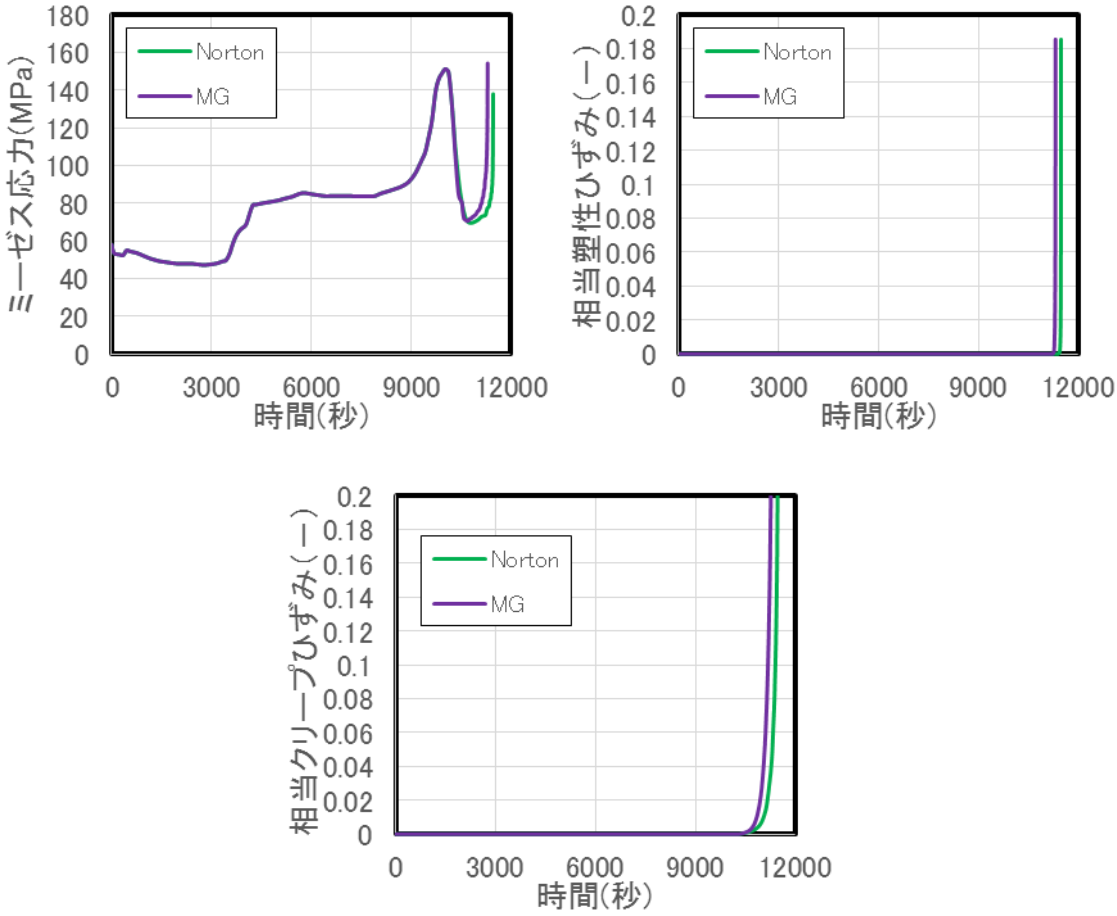


図4.1.4-32　PS-A-4 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

6) PS-B

解析結果を分析するに先立ち、4.1.2(1)2)で述べた境界条件（温度、内圧、端部の変位）が設定したとおりに解析に正しく反映されていることを確認している。以降、得られた結果を示す。

(a) コンター図

Norton 則により得られたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図を図 4.1.4-33 及び図 4.1.4-34 に示す。破壊の基準となる相当クリープひずみが最大値を示した箇所は、圧力容器側のホットレグの中央付近であったが、その値は 18%程度であり、破壊の基準値には達していない。同図で示されているミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみの分布は、4.1.2(1)2)における図 4.1.4-22 や図 4.1.4-23 で示した、両端を固定した直管を対象とした PS-A-1b における結果とよく似ている。4.1.2(1)2)で当該部における端部の境界条件を示したとおり（図 4.1.2-8）、この端部は圧縮の変位（RPV の膨張に伴う変位であると推測される）が与えられていることが、上述の結果が得られる原因であると考えられる。すなわち、当該部においては、圧縮変位で拘束されるとともに、その状態で昇温による熱膨張が生じ、それにより発生する応力は圧縮であることから、当該箇所の破壊モードは座屈であると推測される。

MG 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図を図 4.1.4-35 に示す。また、サージ管においては複数の箇所で比較的大きな相当クリープひずみが発生していたため、その箇所が分かるように視野を変えて示したコンター図を図 4.1.4-36 に示す。これらの図中に、相当クリープひずみが最大となり、破壊基準の 20%に達した箇所を矢印で示しているが、それ以外の箇所の相当クリープひずみはそれに比べて低い値であった。破壊と判定された箇所は、サージ管がホットレグに接続される場所の付近で、配管湾曲部の凹側に位置する結果となっている。図 4.1.4-36 で示されている相当クリープひずみ分布は、4.1.4(1)3)や 4.1.4(2)3)において図 4.1.4-10 や図 4.1.4-26 で示した、サージ管を対象とした MT-2 や PS-A-2 における分布とよく似ている。

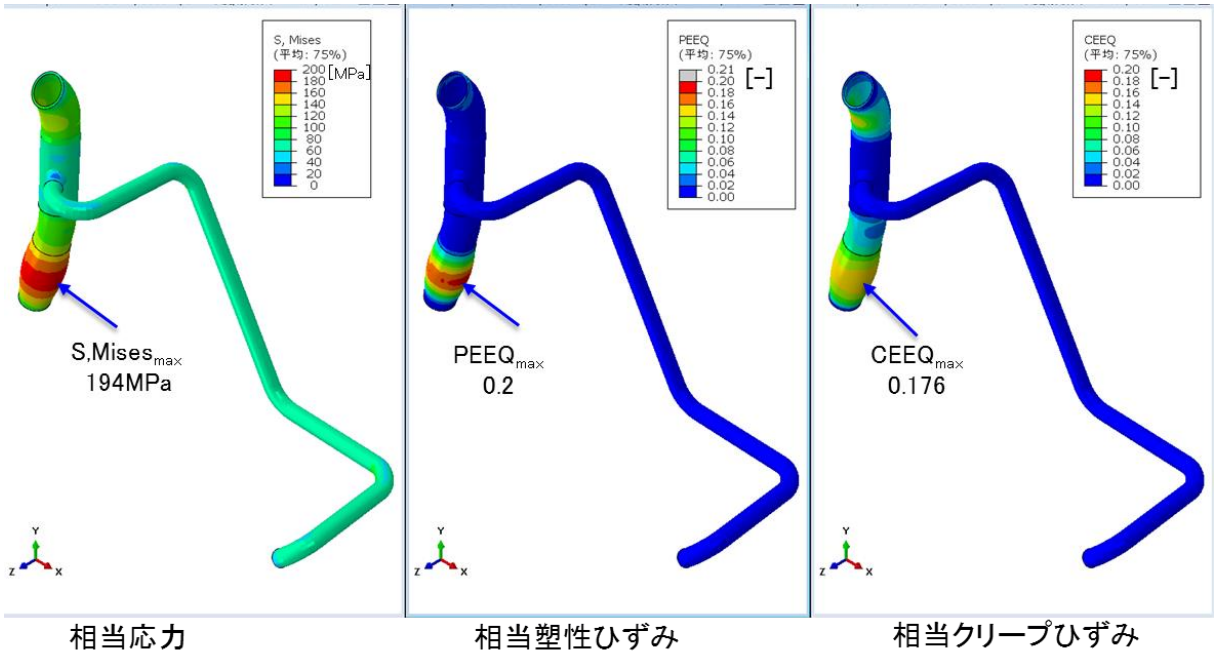


図 4.1.4-33　PS-B Norton 則を用いて得られた結果（コンター図、全体図）

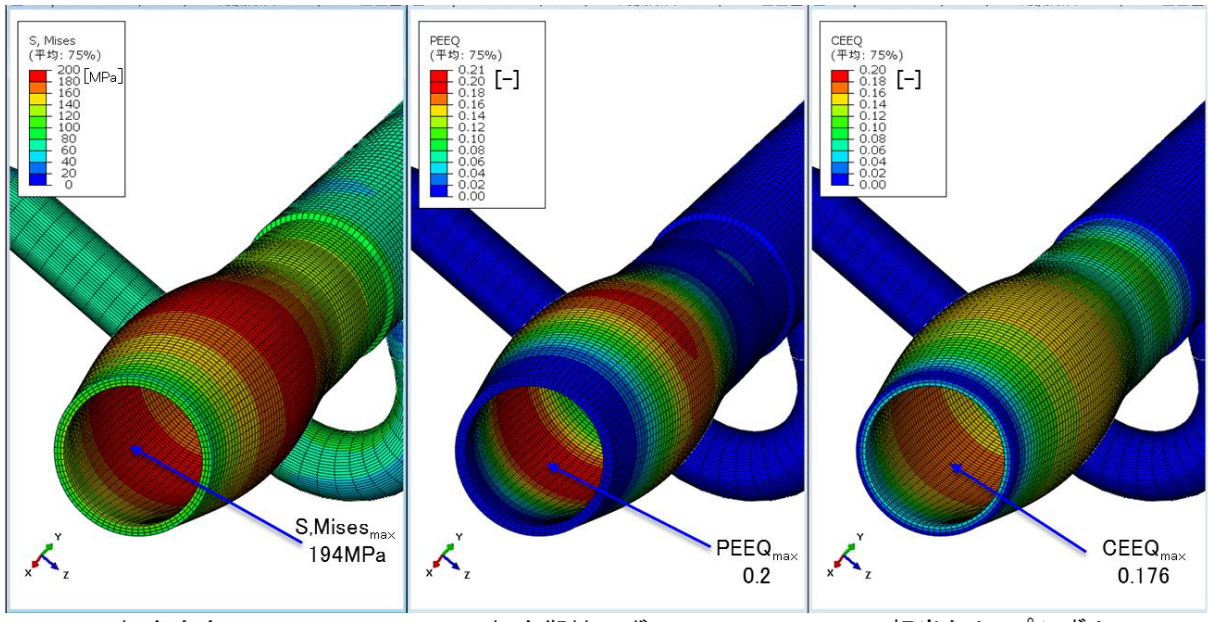


図 4.1.4-34　PS-B Norton 則を用いて得られた結果（コンター図、拡大図）

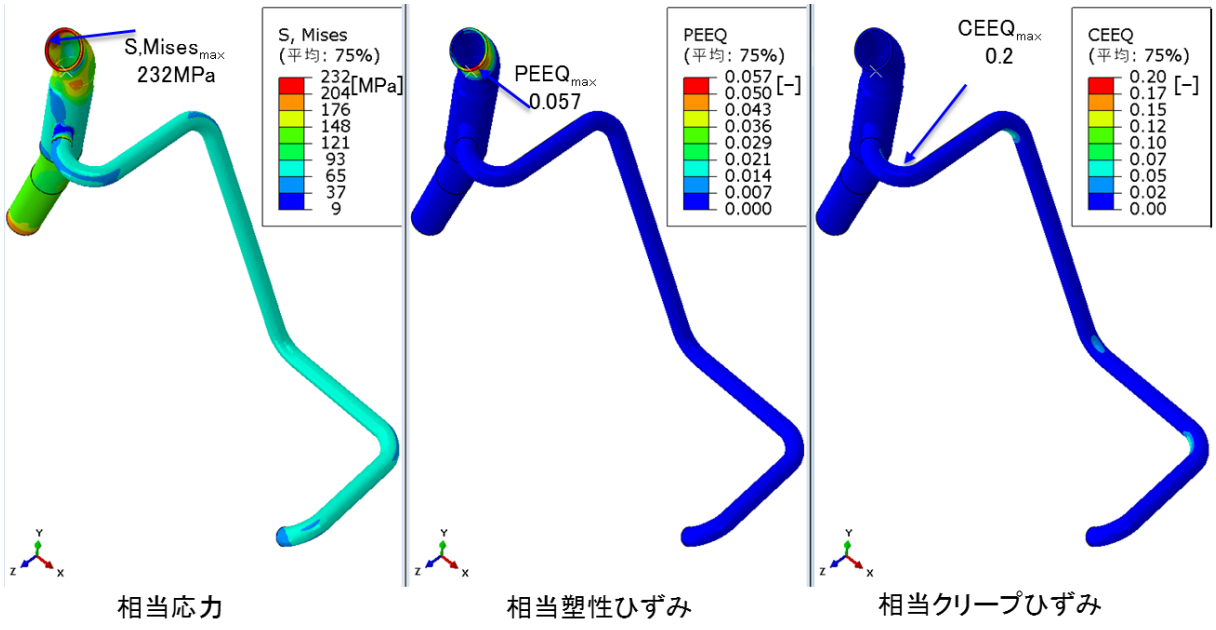


図 4.1.4-35　PS-B MG 則を用いて得られた結果（コンター図、全体図）



図 4.1.4-36　PS-B MG 則を用いて得られた結果（サージ管で比較的大きな相当クリープひずみが発生した箇所）

(b) 時刻歴

Norton 則及び MG 則を用いて得られた、解析終了時あるいは破壊と判定された時刻において相当クリープひずみが最大値を示す箇所のミーゼス相当応力及び相当クリープひずみの時刻歴をそれぞれ図 4.1.4-37 及び図 4.1.4-38 に示す。両図は、それぞれホットレグとサージ管における結果である。前述のとおり、ホットレグにおいては、相当クリープひずみは破壊基準の 20%には達しておらず、破壊と判定されるには至っていないが、解析が発散して終了したのは事故発生後 10499 [秒]であった。一方。サージ管においては、それよりも短時間の事故発生後 9862 [秒]で、相当クリープひずみが破壊基準に達する箇所が発生することが確認された。

以上により、ホットレグ及びサージ管を対象とした場合には、まずサージ管が破壊すると推測される結果が得られたものと考えられる。

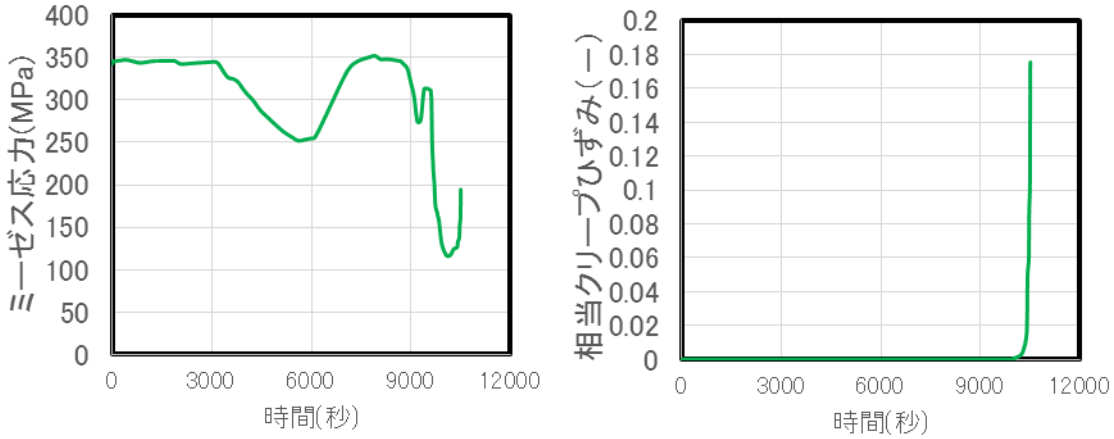


図 4.1.4-37　PS-B Norton 則を用いて得られた相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力と相当クリープひずみの時刻歴

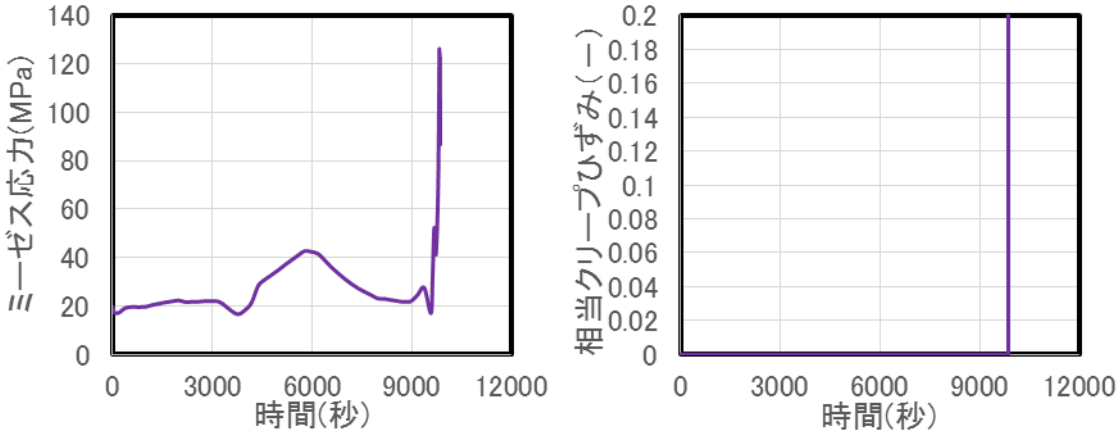


図 4.1.4-38　PS-B MG 則を用いて得られた相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力と相当クリープひずみの時刻歴

7) PS-C-3

(a)　コンター図

本ケースは、前述のとおり、室温における荷重負荷だけを考慮し、内圧を変更したケースである。20%、40%、60%の減肉を想定したサージ管における相当応力のコンター図を図 4.1.4-39 にまとめて示す。80%の減肉を想定した解析は、計算が発散して解が得られなかった。20%及び 40%の減肉を想定した解析では、全領域で塑性に至る箇所はなかった。60%の減肉を想定した場合には、わずかに塑性ひずみが生じたが、その最大値は 4.1×10^{-4} 程度であった。

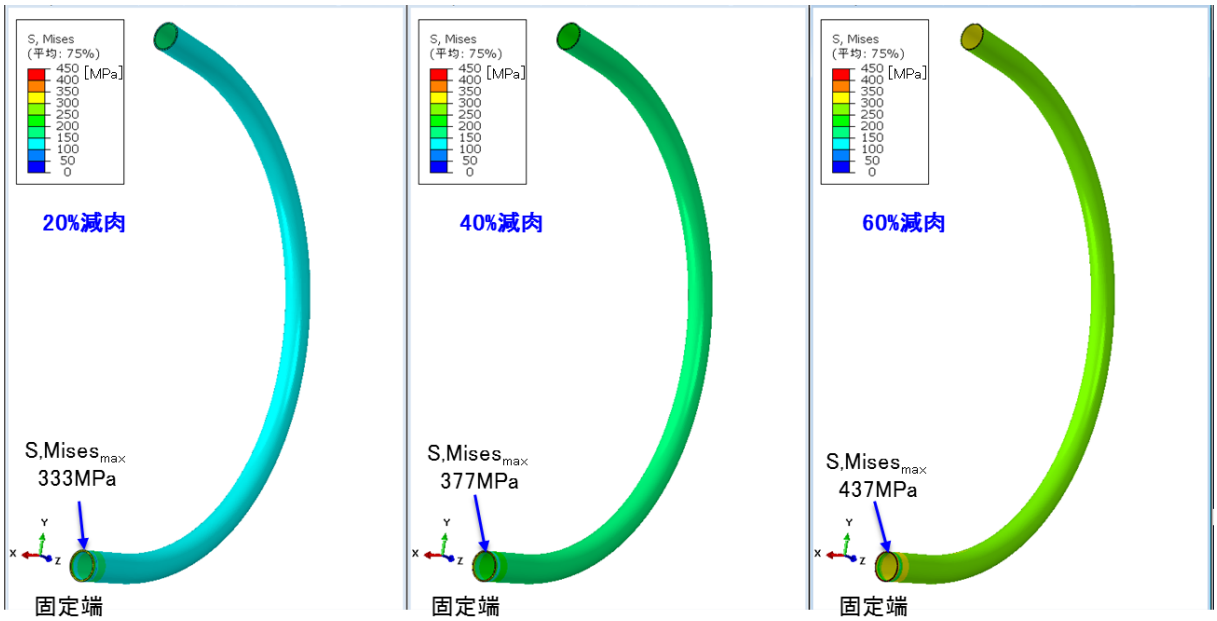


図 4.1.4-39　PS-C-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力（全体図）

(b) 時刻歴

20%、40%、60%の減肉を想定した各モデルにおいて、相当クリープひずみが最大値を示す箇所のミーゼス相当応力と相当塑性ひずみの時刻歴を図 4.1.4-40 に示す。上述のとおり、20%から 40%の減肉を想定しても、全領域で塑性していなかった。一方、60%の減肉を想定した場合には、時刻 5425 [秒]で塑性に至る箇所が生じた。境界条件について、一端固定、エンドキャップによる端部力を与えた MT-3、内圧と外圧の条件が異なる PS-A-3 と比べて、ほぼ一致する結果であるといえる。

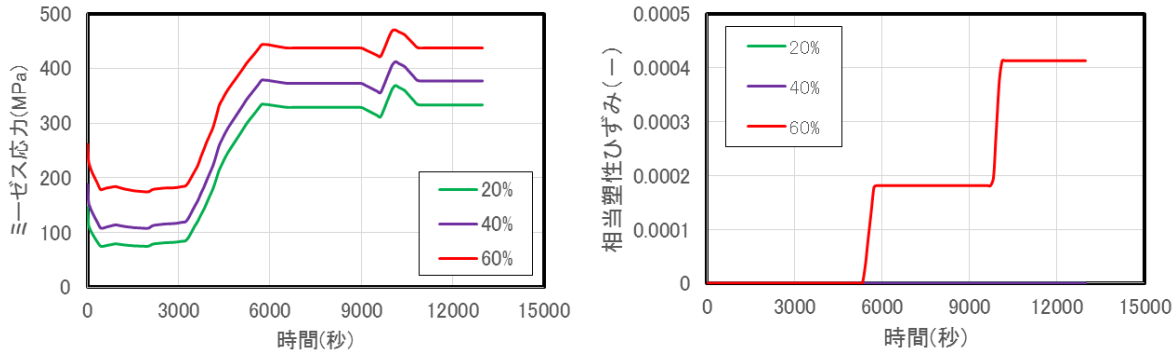


図 4.1.4-40　PS-C-3 減肉を想定したサージ管におけるミーゼス相当応力と相当塑性ひずみ（時刻歴）

8) PS-C-4

(a) コンター図

Norton 則及び MG 則により得られた相当応力、相当塑性ひずみ、相当クリープひずみのコンター図をそれぞれ図 4.1.4-41 及び図 4.1.4-42 に示す。異なるクリープ構成則が用いられているものの、各分布に大きな違いはなく、相当クリープひずみが最大値を示すのは、固定端の近傍であった。この結果は、一端固定・エンドキャップによる端部力を与えた MT-4 と同様の結果である。

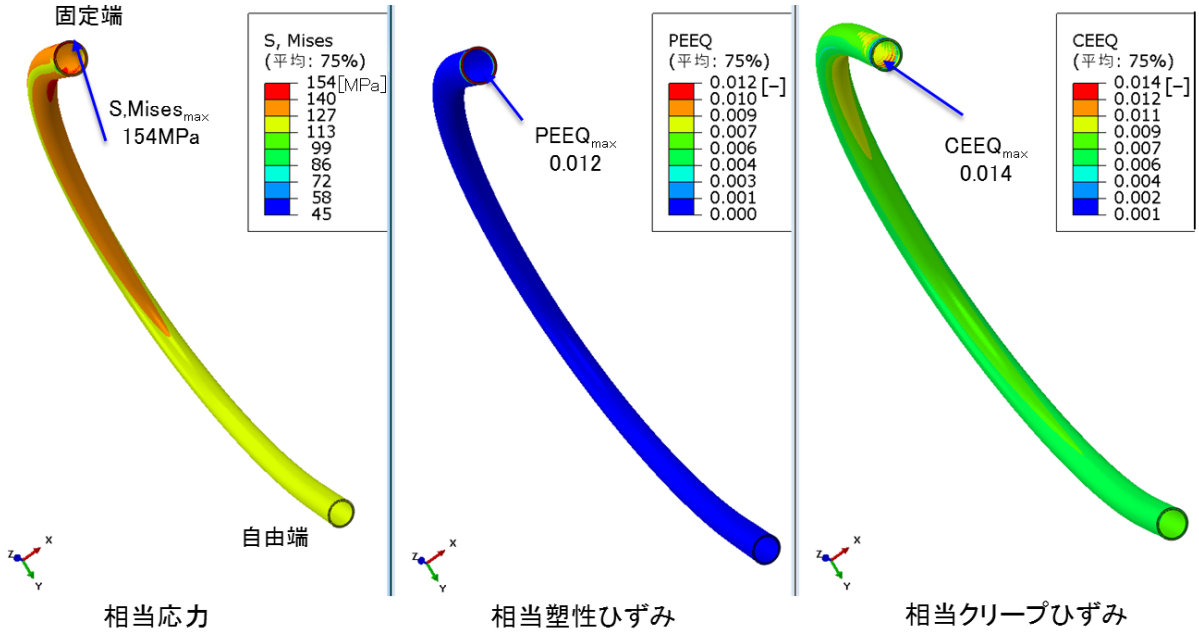


図 4.1.4-41　PS-C-4 Norton 則を用いて得られた結果（コンター図）

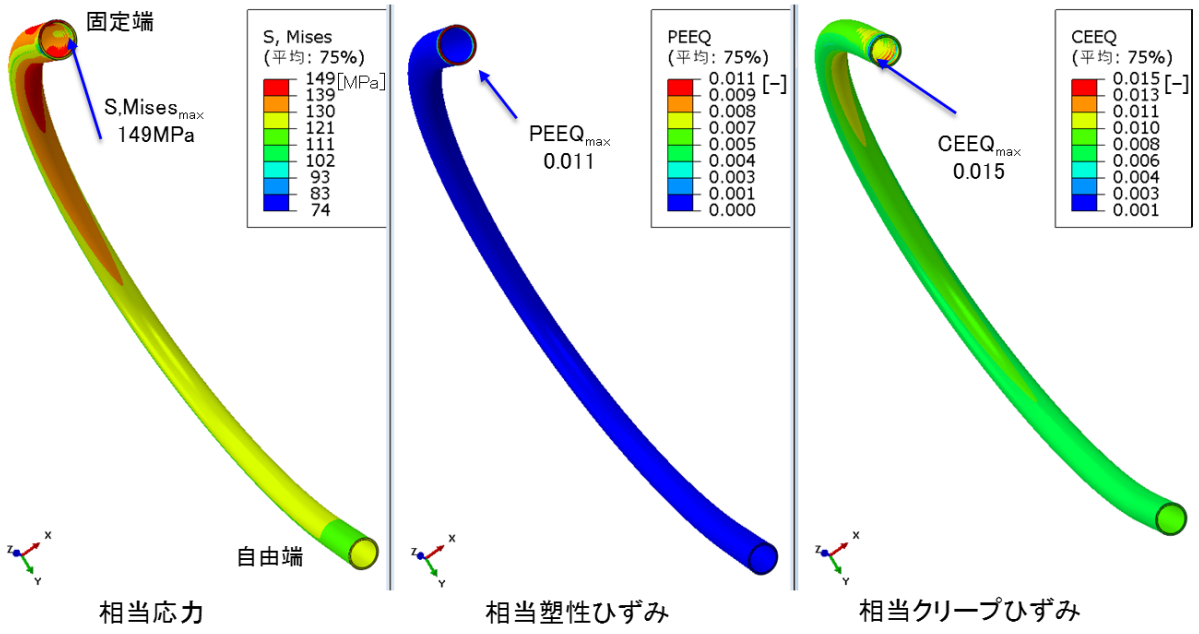


図 4.1.4-42　PS-C-4 MG 則を用いて得られた結果（コンター図）

(b) 時刻歴

Norton 則及び MG 則を用いて得られた、解析が終了した時点で相当クリープひずみが最大値を示す箇所のミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴をまとめて図 4.1.4-43 に示す。Norton 則及び MG 則による結果とも、相当クリープひずみは破壊基準の 20%に達していないが、解析が発散し終了した時刻は、それぞれ事故発生後 10653 [秒]及び 10644 [秒]であり、ほぼ一致する結果となった。

各クリープ構成則により求められたミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみは、クリープ変形が始まる 9650 [秒]以降も含めてほぼ一致している。

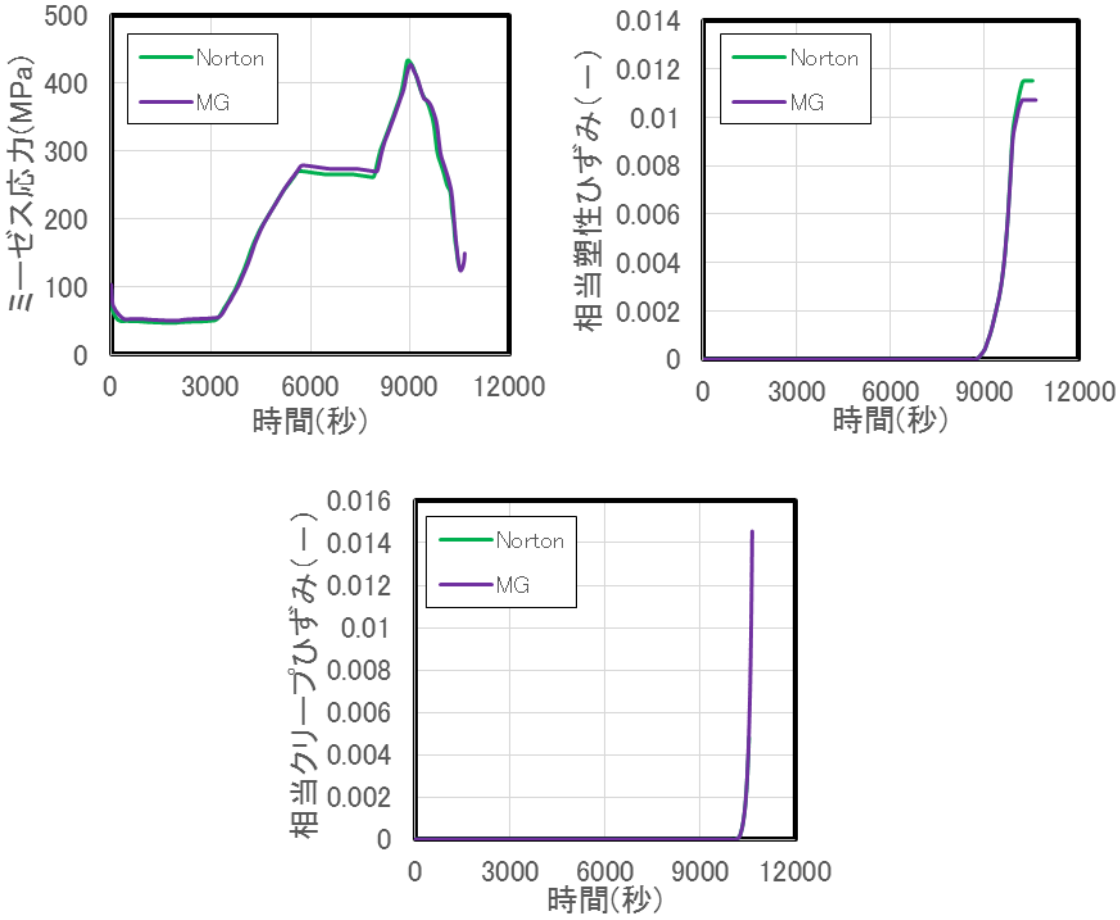


図 4.1.4-43　PS-C-4 相当クリープひずみが最大値を示す箇所におけるミーゼス相当応力、相当塑性ひずみ、及び相当クリープひずみの時刻歴の比較

9) PS の結果のまとめ

以上で述べた PS の結果についてまとめると以下のとおりである。

1. 一次冷却材配管エルボ及びサージ管において、境界条件を両端固定に変更した場合、いずれのクリープ構成則による解析結果でも、その凹側が破壊箇所となる

と推測された（PS-A-1a・PS-A-2（MT-1a・MT-2 の結論と同じ。））。

2. 一次冷却材直管において、境界条件を両端固定に変更した場合、いずれのクリープ構成則による解析結果でも、管の中央付近が破壊箇所となると推定された（PS-A-1b（MT-1b の結論とは異なる。））。
3. 主蒸気系配管伝熱管において減肉を考慮し、境界条件を両端固定に変更した場合、60%まではその健全性が維持されると推測された（PS-A-3）。
4. 主蒸気系配管伝熱管においてクリープを考慮し、境界条件を両端固定に変更した場合、配管湾曲部の凹側が破壊箇所となると推測された。（PS-A-4（MT-4 の結論とは異なる。））。
5. グローバルモデル（ホットレグ及びサージ管）では、サージ管における、ホットレグと接続される箇所付近の配管湾曲部凹側が破壊箇所となると推測された。（PS-B）。
6. 主蒸気系配管伝熱管において減肉を考慮し、内圧のみを付与するように変更した場合、60%まではその健全性が維持されると推測された（PS-C-3）。
7. 主蒸気系配管伝熱管においてクリープを考慮し、内圧のみを付与するように変更した場合、配管湾曲部の凹側が破壊箇所となると推測された（PS-C-4（MT-4 の結論と同じ。））。

4.2 経年劣化を考慮した下部ヘッドに対する事故時構造解析

高経年化に伴い生じる可能性のある割れ発生等の経年劣化が、SA 時の機器の健全性に及ぼす影響について検討することを目的として、本年度は、応力腐食割れ等により生じる亀裂を想定して、SA 時に起きる可能性のある炉心溶融後の溶融燃料やデブリの落下に伴う下部ヘッドの構造強度を有限要素法（FEM）解析により評価する手法について検討した。解析コードとしては、汎用 FEM 解析コード FINAS/STAR を用いた。

4.2.1 概要

過年度までに得られている知見として、SA を想定した荷重条件を用いて熱弾塑性クリープ解析を行うと、外面に比べて内面の加熱が大きいことから、RPV 等の機器内面には圧縮応力が生じることが分かっている。本年度は、PWSCC による亀裂の発生を想定し、ニッケル合金溶接部に生じる引張の溶接残留応力を想定して、FEM 解析を実施することとした。

本節では、過年度と同様、下部ヘッドを対象に解析的検討を行うこととした。Hashimotoら[131]、Onizawaら[132]の既往検討を参考に、熱伝導・熱応力解析を実施するための解析モデルを作成し、温度依存性を考慮した大変形弾塑性クリープ解析を実施した。

4.2.2 解析モデル

下部ヘッドを中心とした機器の形状データ等を基に、FINAS/STARによる構造解析のためのモデルを作成した。本FEM解析モデルでは、計装管等の貫通部も含めてモデル化されている。下部ヘッドは低合金鋼、クラッドはステンレス鋼、溶接部及び計装管はニッケル合金で構成されている。温度依存性を考慮した熱弾塑性クリープ解析を行うこととし、弾塑性構成式には等方硬化則を用いた。

計装管等の貫通部を含む下部ヘッドの解析モデルの概要は図4.2.2-1に示すとおりであり、解析モデルのメッシュ図を図4.2.2-2に示す。モデル化範囲は周方向10°分であり、10節点4面体要素と20節点6面体要素でモデル化した。解析モデルの節点数は376,721、要素数は257,576となった。主な寸法は下記のとおりである。

- 下鏡内半径： 2,300 mm
- クラッド厚さ： 5 mm
- 計装筒外径： 40 mm
- 計装筒厚さ： 12 mm

---

131 K.Hashimoto, K.Onizawa, R.Kurihara, S.Kawasaki & K.Soda, Thermal and Stress Analyses of the Reactor Pressure Vessel Lower Head of the Three Mile Island Unit 2, Int. J. Ves. & Piping 52 25-40, (1992).

132 K.Onizawa, K.Hashimoto, Three-Dimensional Thermal Stress Analyses for the TMI-2 Vessel Lower Head Using the Finite Element Method, Proceeding of an open forum sponsored by the OECD Nuclear Energy Agency and the United States Nuclear Regulatiory Commission, Boston (USA), (1993).

・ J 溶接部
  ・ 開先直径： 94 mm
  ・ 開先深さ： 24 mm
  ・ バタリング厚さ： 8 mm

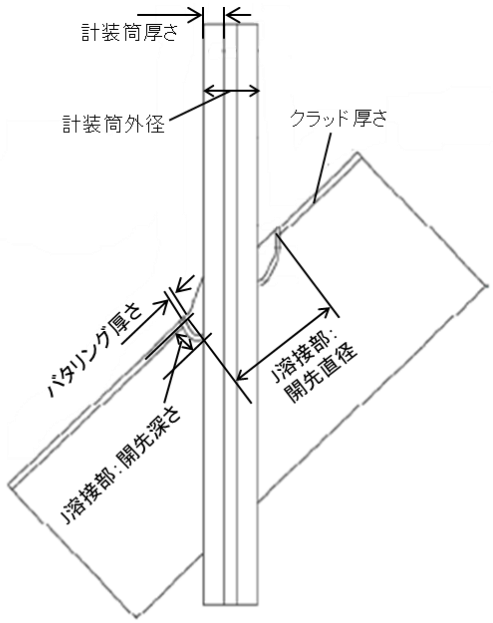


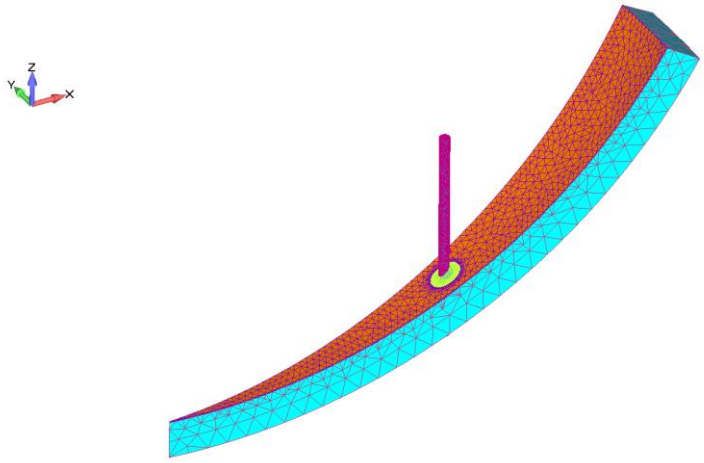
図 4.2.2-1 計装管等の貫通部を含む下部ヘッドの解析モデルの概要

本年度作成した解析モデルでは、計装管等の貫通部における PWSCC として、運転期間末期を想定して予測された亀裂深さ[133]を参考に、計装管の溶接部表面、RPV 中心側に保守的に深さ 2 mm、長さ 12 mm の半楕円亀裂を設定した（図 4.2.2-3）。ここで、亀裂進展には周方向応力が寄与し、図中の Y 軸方向がその方向に当たる。また、前述のとおり、本年度の解析では、亀裂の想定位置に亀裂の駆動力となる引張応力が生じる因子として、溶接部に発生する引張残留応力を想定している。なお、想定する引張の溶接残留応力は、高温下では、降伏応力の低下やクリープによる緩和等の理由から、実際には大きく低減される。本解析では、亀裂進展の可能性について検討するため、非常に保守的な仮定として、その低減は考慮しないこととした。

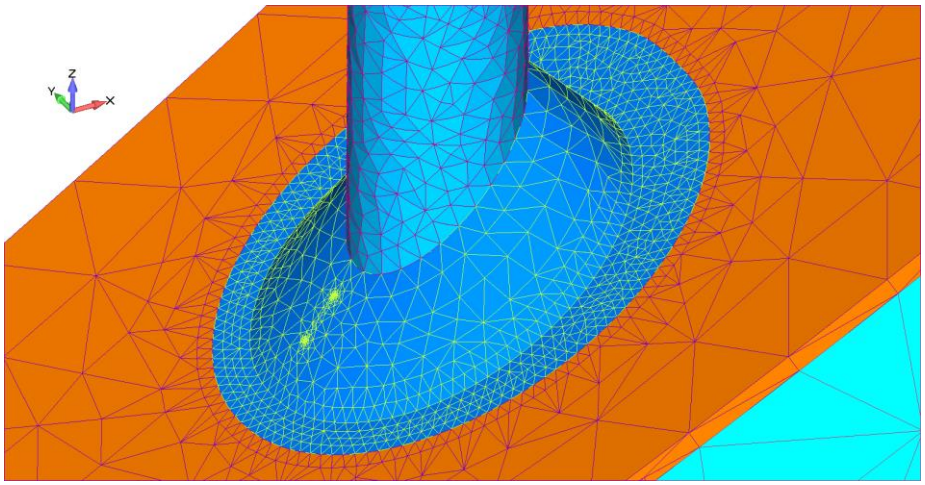
なお、経年劣化事象としては、ここで想定した応力腐食割れ等による亀裂の発生のほかに、RPV における中性子照射脆化等が挙げられる。その中性子照射脆化に関して、中性子照射に伴う硬化は熱弾塑性クリープ解析の結果に影響を及ぼす可能性がある。しかしながら、脆化の進展を模擬した材料に対する熱弾塑性クリープ解析に必要なデータの取得は非常に困難であることから、ここでは、機構論的観点からその解析で考慮すべき

[133]一般社団法人 日本原子力技術協会、PWR 炉内構造物点検評価ガイドライン[原子炉容器炉内計装筒]、平成 21 年 8 月

材料特性の取扱いについて検討した。最も重要と考えられるのは中性子照射に伴う硬化であり、それには中性子照射に伴う溶質原子クラスターの生成が寄与している。SA のように機器類がクリープ変形するような高温に曝された場合には、焼鈍効果により溶質原子クラスターは消失し、材料は軟化すると考えられる。そのため、中性子照射に伴う硬化については、SA 時の熱弾塑性クリープ解析で考慮する必要はないものと考えられる。このことから、本事業では、高経年化に伴い生じる可能性のある割れ発生を想定し、熱弾塑性クリープ解析を行うこととした。



(a)全体図



(b)計装管等の貫通部周辺

図4.2.2-2　圧力容器下部ヘッドの貫通部を対象とした解析モデルのメッシュ図

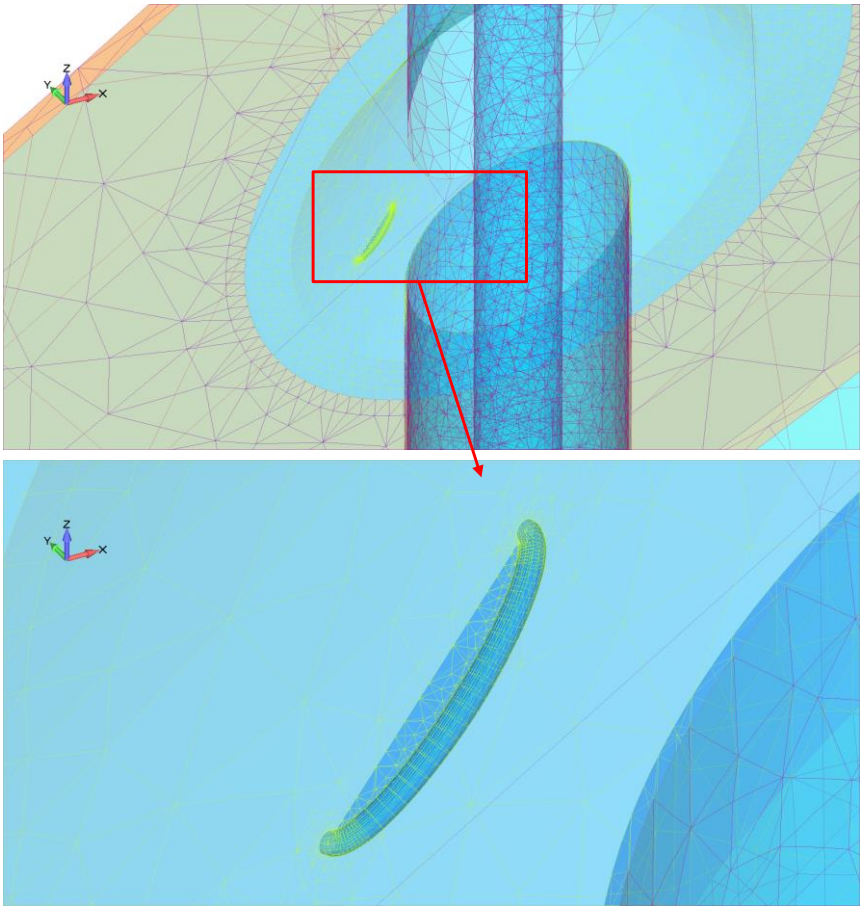


図4.2.2-3　解析モデルのメッシュ図（亀裂部分、半透明表示）

4.2.3 材料特性

各部位と材料の対応関係を表 4.2.3-1 に示す。弾塑性構成式には等方硬化則を適用した。また、クリープ構成則には Norton 則を適用した。詳細については、4.1.2(3)を参照されたい。

表 4.2.3-1　構造部の材料

部位	材料
下部ヘッド	低合金鋼
下部ヘッド　内壁クラッド	オーステナイト系ステンレス鋼
計装管	ニッケル基合金
溶接部	ニッケル基合金

4.2.4 解析条件

(1) 境界条件及び荷重条件

熱応力解析の境界条件の概略図を図 4.2.4-1 に示す。解析モデルの上部断面、円周方向

の断面には、局所座標系を用いて球殻の一部としての対称拘束条件を設定した。すなわち、それぞれの断面において、断面に対する垂直方向の変位を拘束した。また、モデル化した計装管の上下断面には上下変位を一様とする MPC（多点拘束）条件を設定するとともに、圧力容器内部の内壁クラッド、計装管、溶接部の表面には 15.4 MPa の圧力を与えた。さらに、材料の自重を考慮した。

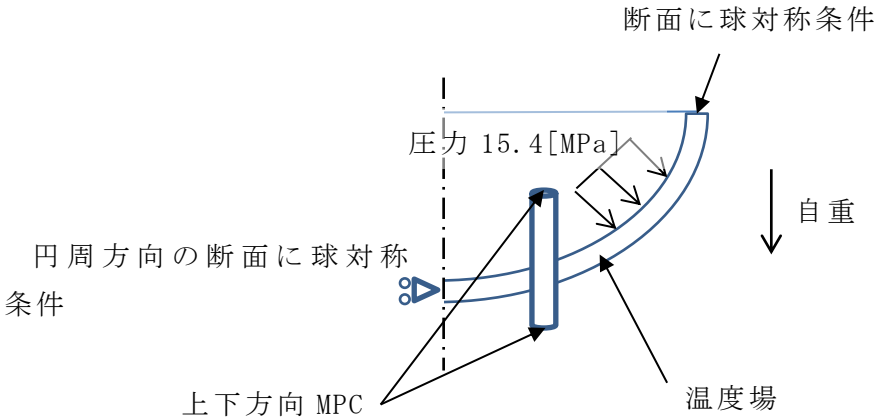


図4.2.4-1　熱応力解析の境界条件

(2) 溶接残留応力

図 4.2.2-3 に示した亀裂の進展に影響を及ぼす周方向残留応力は、図 4.2.4-2 に示すとおり、溶接金属管台外面からバタリング鏡表面にかけて約 100 MPa から 350 MPa の範囲で分布することが試験及び解析により示されている[134]。本事業では、この結果を参考に、亀裂深さが浅いことを鑑み、溶接残留応力は亀裂深さ方向に一様に分布するものとして、200 MPa 及び 350 MPa の引張応力を亀裂面に垂直な応力として負荷した。

[134]独立行政法人　原子力安全基盤機構、平成 18 年度複雑形状部機器配管健全性実証に関する事業報告書、平成 19 年 7 月

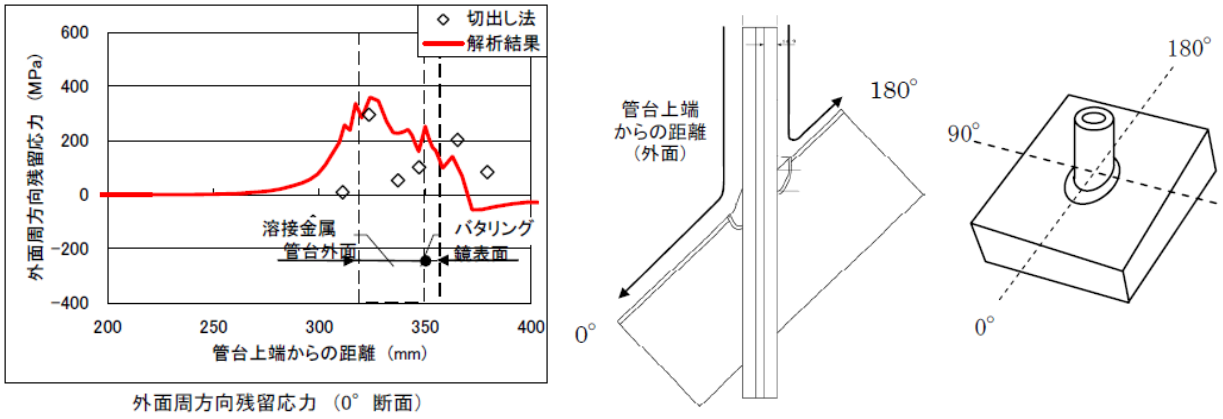


図4.2.4-2　J開先継手の残留応力分布（[134]より引用）

(3) 温度条件

過年度、Hashimoto ら [131] と Onizawa ら [132] を参考に温度及び内圧の条件を設定して熱伝導解析を行った結果から、計装管が破壊と判定された計算開始後 1000 [秒]の温度分布を図 4.2.4-3 に示す。溶接部の温度は 600 [℃]程度となってはいるものの、前述のとおり、容器外面に比べて内面にて温度が高くなっている。この温度分布は、亀裂の想定位置における応力が圧縮になる原因となることから、本年度は、保守的に解析モデルの温度を一様に運転温度から 600 [℃]に昇温した後、7200 [秒]間（4.2.5(3)で述べるが、この時間は解析により得られる C*積分値が 0 になる時間である。）保持して、熱弾塑性クリープ解析を行うこととした。

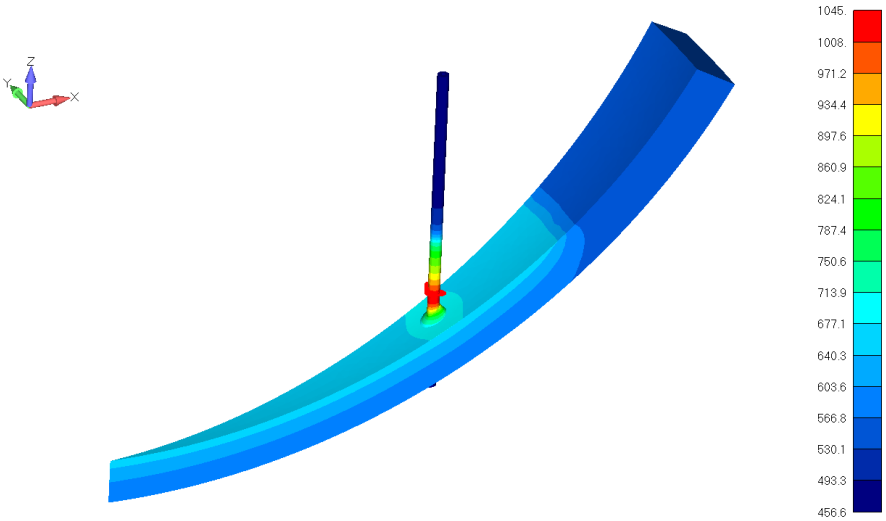


図4.2.4-3　伝熱解析による温度分布の例　[単位: K]

4.2.5 解析結果

(1) 熱弾塑性クリープ解析

前述の解析条件に基づき、本事業では、経年劣化として応力腐食割れによる亀裂の発生を想定し、SA 時におけるその亀裂の進展可能性について熱弾塑性解を用いて検討を行った。ここでは、過年度までの知見を踏まえ、保守的な評価を行うため、解析モデルの温度が一様に上昇するとともに、ニッケル合金溶接部に生じる引張の溶接残留応力は SA 中に変化しないものとして解析を実施している。また、SA 中には、前述で想定した亀裂以外の亀裂は発生しないものと仮定している。

200MPa の溶接残留応力を考慮して得られた、600 [℃]に昇温後 7200 [秒]後の時点における周方向応力分布と変形の様子を図 4.2.5-1 にを示す。同図上の赤枠で示した箇所に亀裂があり、その亀裂が開口していることが確認できる。また、亀裂前縁には引張応力が生じている。これらは、前述とおり、溶接残留応力を亀裂面に圧力として負荷し、その溶接残留応力がクリープにより緩和しないと想定していることに起因する。その想定は現実的ではないが、保守的な評価が行われていることが同図から裏付けられている。同じく相当塑性ひずみ及び周方向クリープひずみをそれぞれ図 4.2.5-2 及び図 4.2.5-3 に示す。なお、相当塑性ひずみの最大値は、図 4.2.5-4 に示すとおり、亀裂先端でみられた。これは、亀裂先端における応力集中が原因であると考えられる。また、相当クリープひずみの最大値は、図 4.2.5-5 に示すとおり、低合金鋼において J 溶接部近傍に認められた。これは、当該部が亀裂先端と同じように応力集中が生じる場所であるとともに、他の材料に比べてクリープひずみ速度が速いことが原因であると考えられる。解析モデルの全領域でクリープひずみが生じている一方、各材料の線膨張係数の違いやクリープ構成則における係数の違いに起因して、ニッケル合金中の塑性ひずみ及びクリープひずみは極めて小さいことが分かる。

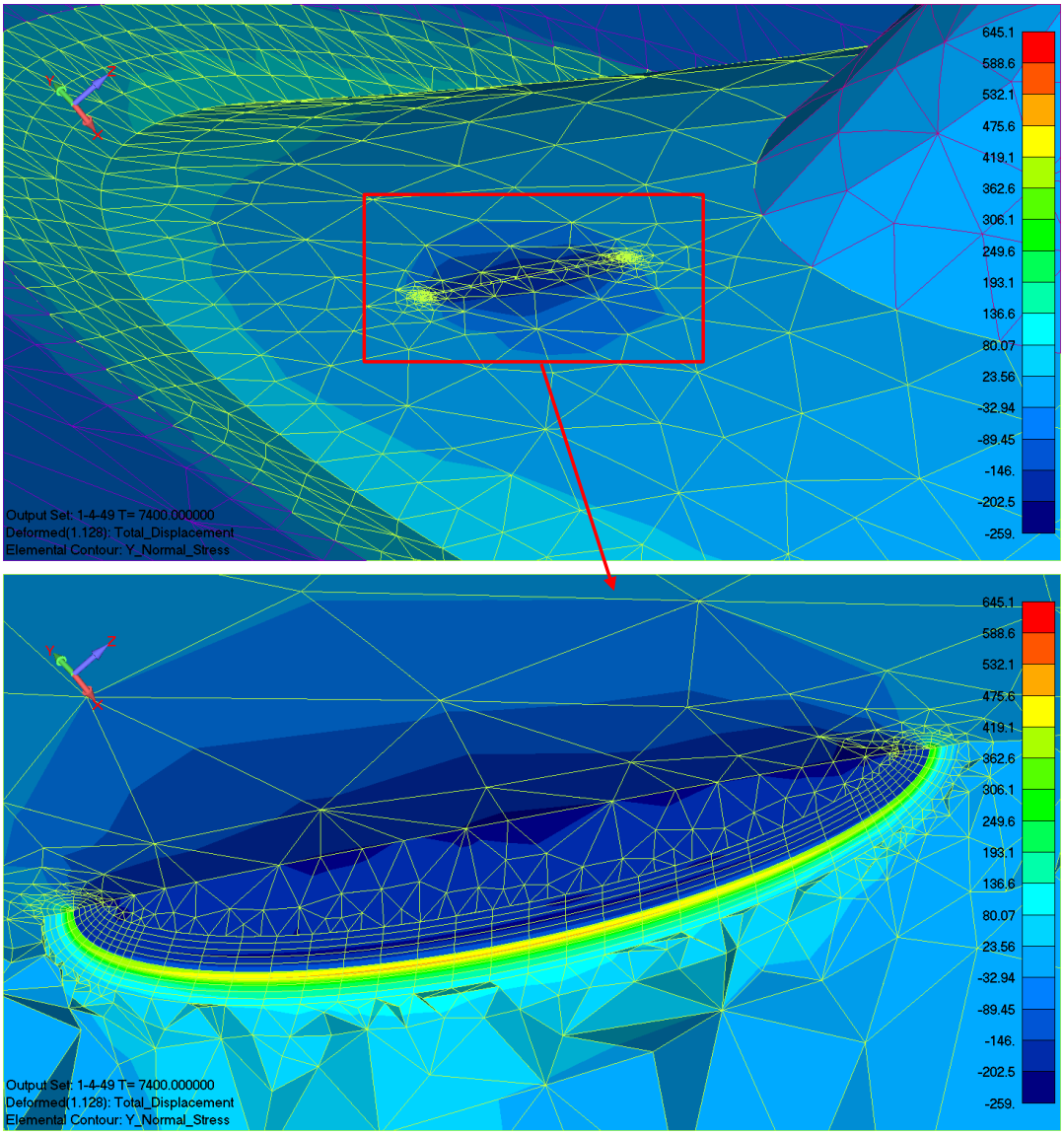


図4.2.5-1　600 [℃]に昇温後7200 [秒]時点の周方向応力及び変形（変形倍率30倍）　[単位: MPa]

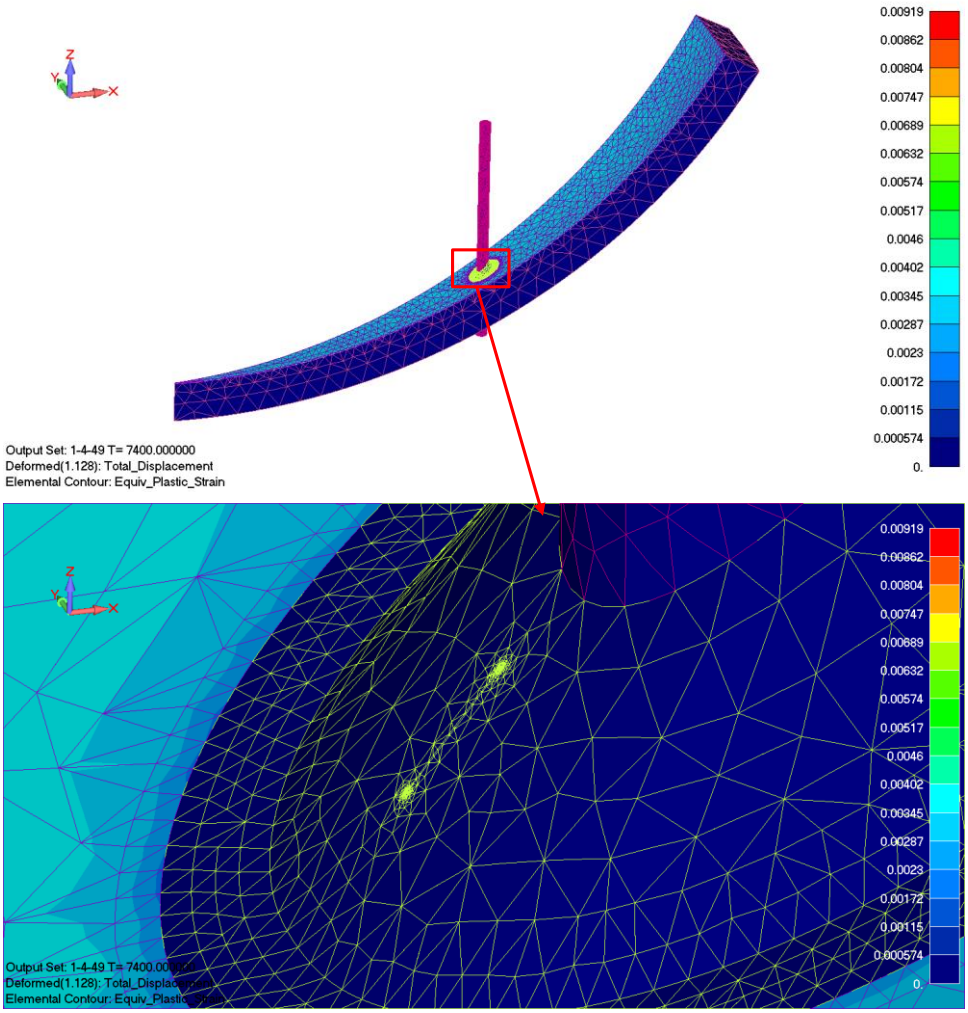


図4.2.5-2　600 [℃]に昇温後7200 [秒]時点の相当塑性ひずみ

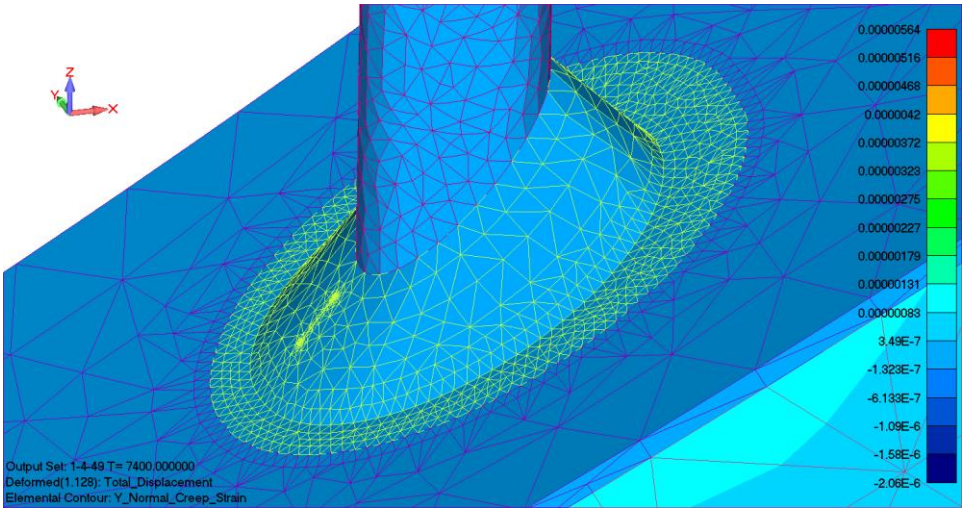


図4.2.5-3　600 [℃]に昇温後7200 [秒]時点の周方向クリープひずみ　[単位: －]

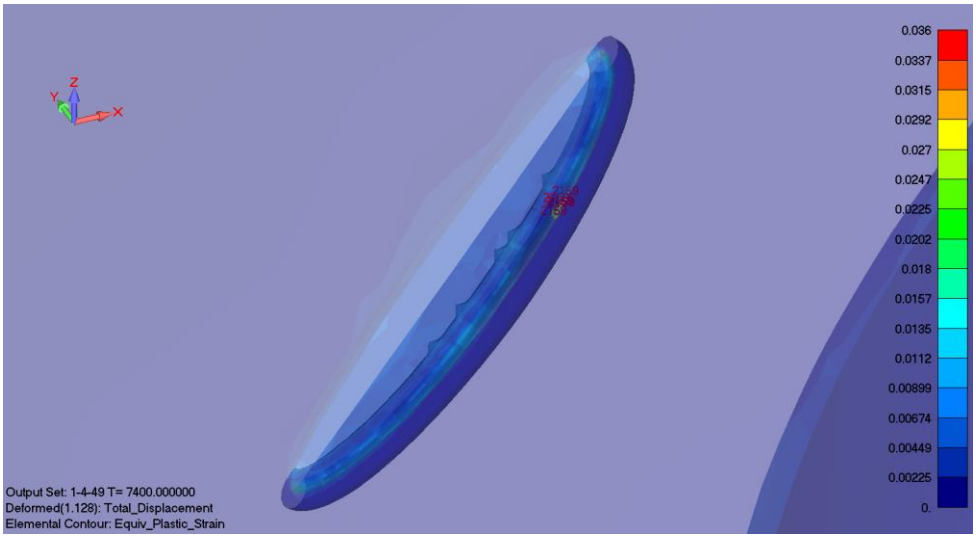


図4.2.5-4　600 [℃]に昇温後7200 [秒]時点で相当塑性ひずみが最大となる箇所
（亀裂先端における赤字の要素で最大値がみられた）　[単位: －]

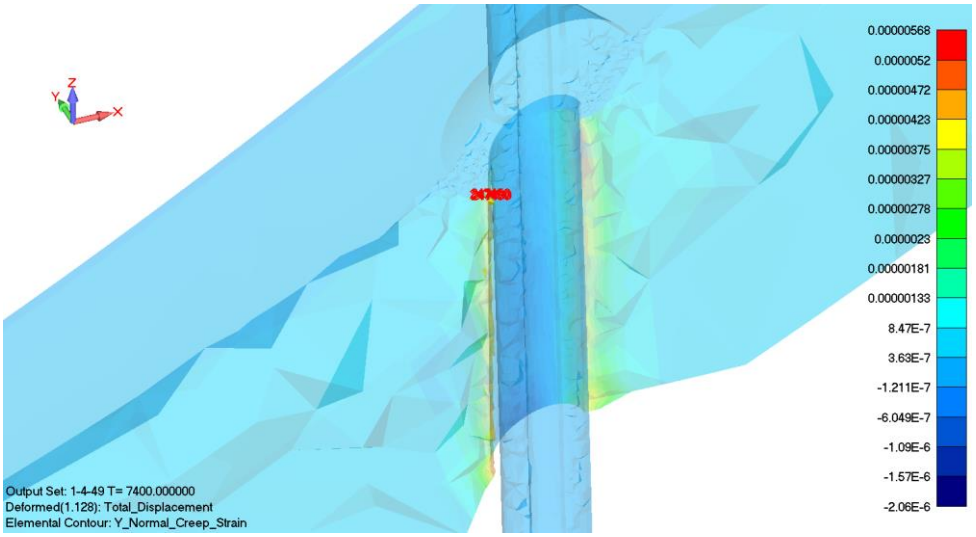


図4.2.5-5　600 [℃]に昇温後7200 [秒]時点で相当クリープひずみが最大となる箇所
（赤字で示す要素で最大値がみられた）　[単位: －]

(2) J 積分

FINAS/STAR に実装されている、仮想亀裂進展法と呼ばれる積分型の計算手法を用いて J 積分を算出した。ここで、熱弾塑性有限変形解析に関しては、高温クリープ試験条件で配管エルボの亀裂先端 J 積分値は振動することが報告されていることを踏まえ[135]、微小変形解析を行うこととした。

[135] 高橋、島川、井垣、配管エルボのクリープき裂解析、http://www.lattice-inc.co.jp/pdf/PAPERS_ABAQUS-98.pdf

J 積分及び後述の C*積分の解析結果については、図 4.2.5-6 及び図 4.2.5-7 に示すように、亀裂前縁の角度（0°から 180°まで）に対する各パラメータの計算値を示すこととした。

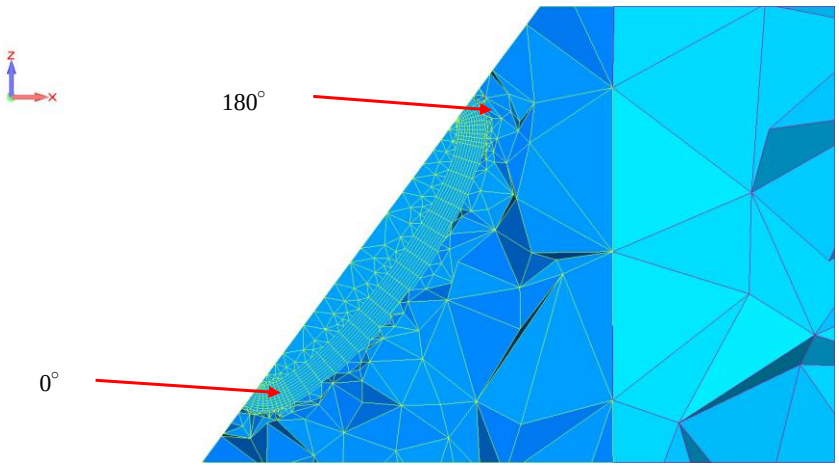


図4.2.5-6　亀裂先端のパラメータ角度

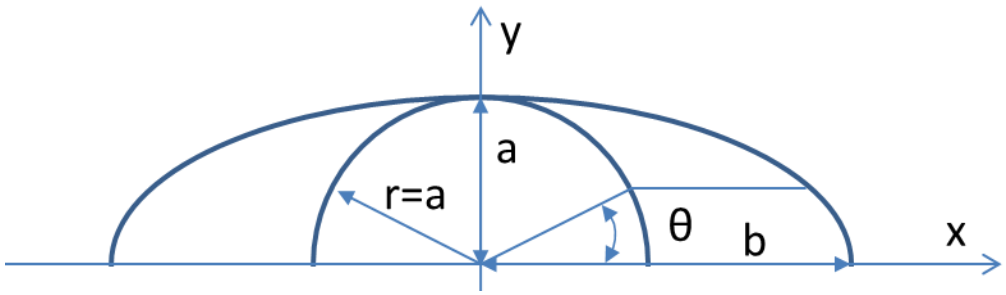


図4.2.5-7　楕円のパラメータ角度 θ（°）

350 MPa の溶接残留応力を想定して求めた J 積分値を図 4.2.5-8 に示す。当該部の材料であるニッケル合金の破壊靭性 J_{IC} と比較することにより、亀裂進展の有無を評価することができる。350 MPa の溶接残留応力を想定した場合、J 積分値は、表面点で最大の約 3.7 kJ/ m² (MPa×mm)、内部でピークを示す 90° 付近で約 0.6 kJ/ m² であった。600 [℃]に昇温された後 3600 [秒]及び 7200 [秒]時点では、0° 付近で若干の増加がみられるが、その増加量は大きくない。その他の領域では、J 積分値の変化は認められなかった。200MPa の溶接残留応力を想定して求めた J 積分値は、350 MPa の場合と同様の傾向であったが、J 積分値は最大でも約 0.2 MPa×mm であり、350 MPa の場合と比べてさらに低い値となった。

ここで、一例として、ニッケル合金の 54 [℃]で取得された破壊靭性値(J_Q)を表 4.2.5-1 に示す[136]。J_Q は、試験片の厚さが所定の寸法基準を満たす等の所定の条件を満足すれば、破壊靭性 J_{IC} とみなすことができる。表 4.2.5-1 の J_Q を仮に J_{IC} とみなすことができるとすると、「52」はニッケル合金の溶接金属（52 合金）であり、その値は 61 kJ/ m² となる。解析により得られた J 積分値はそれを大幅に下回ることから、亀裂進展は生じないと推測される。

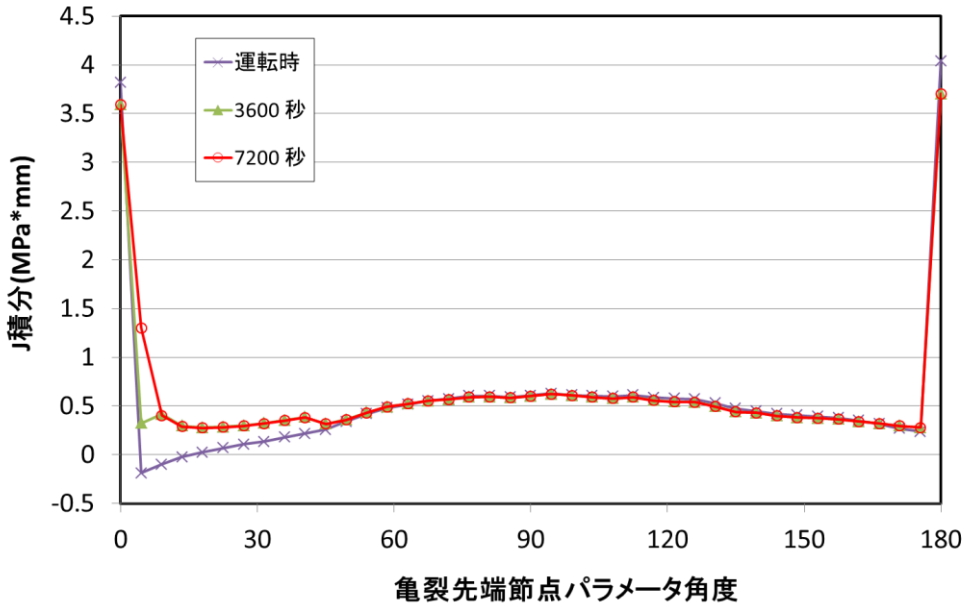


図4.2.5-8　亀裂前縁のJ積分値（溶接残留応力350MPa）

[136] 福村 卓也、戸塚 信夫、ニッケル基合金の低温での破壊靭性の低下について、INSS JOURNAL Vol. 19 2012 NT-6

表 4.2.5-1　ニッケル合金の破壊靭性値（[136]より引用）

材料	CW/%	環境	破壊靭性値 J_Q/kJ·m^{-2}			平均
TT690	0	溶存水素を含む水中	689	661	700	683
	20	溶存水素を含む水中	263	220	219	234
	20	アルゴンガス中	327	253	239	273
MA600	20	溶存水素を含む水中	224	286	240	250
	20	アルゴンガス中	232	276	250	253
52	0	溶存水素を含む水中	82	54	48	61

(3) C*積分

前述の J 積分は、単調な引張荷重が負荷された場合等に適用範囲が限られていることから、クリープ変形を伴う破壊評価を行う場合には、時間に依存した破壊力学的アプローチが必要となる。そこで本事業では、Landes と Begley[137]、Ohji ら[138]、Nikbin ら[139]により独立に提案されたクリープ J 積分（C*積分）を用いた解析的検討も実施した。この C*積分は定常クリープ下の亀裂成長を表す破壊力学パラメータとして開発されており、Hoff のアナロジー[140]を基に、$\varepsilon_{ij} = f(\sigma_{ij})$ に従う非線形弾性体と、$\dot{\varepsilon_{ij}} = f(\sigma_{ij})$ で表される粘弾性体であれば、両者は同一の負荷を受けた場合、同じ応力分布を示すという考え方に基づいている。定常クリープの場合、クリープひずみ速度は相当応力のみの関数であるから、その Hoff のアナロジーを適用することができる。このことを踏まえ、C*積分は、J 積分に基づき、ひずみをひずみ速度、変位を変位速度に置換すれば、次のように定義できる。

$$C^* = \int_\Gamma \left(\dot{w}dy - \sigma_{ij} n_j \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x} ds \right) \qquad (4.2.5\text{-}1)$$

ここで、$\dot{\omega}$は応力仕事率で、次のように定義される。

$$\dot{w} = \int_0^{\dot{\varepsilon}_{kl}} \boldsymbol{\sigma} \, \mathrm{d}\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \qquad (4.2.5\text{-}2)$$

ここで、σ は応力、$\dot{\varepsilon}$はひずみ速度である。

FINAS/STAR に実装されている、これらの式に基づく C*積分機能を用いて、4.2.5(2)と同じ条件で解析を行い、亀裂前縁の C*積分値を算出した。

---

[137] Landes, J. D., an d Begley, J. A.:"A Fracture Mechanics Approarch to Creep Crack Growth", A STM STP 590, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1976, pp .128-148.

[138] Ohji, K., Ogura, K., and Kubo, S. :"Creep Crack Propagation Rate in SUS 304 Stainless Steel and Interpretation in Terms of Modified J-Integral", Transactions, Japanese Society of Mechanical Engineers, V o.142, 19 76, pp .350-358.

[139] Nikbin, K. M., We bster, G. A., an d Turner, C. E.:"Relevance of Nonlinear Fracture Mechanics to Creep Crack Growth", ASTM STP 601, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1976, p p.47-62.

[140] Hoff, N. J.: "Approximate Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Creep Deformations", Quarterly of Applied Mathematics, Vol.12, 1954, pp.49-55.

200 MPa 及び 350 MPa の溶接残留応力を想定して求めた C*積分値を、それぞれ図 4.2.5-9 及び図 4.2.5-10 に示す。昇温後 3600 [秒]時点における C*積分値は、0°付近では正の値であるものの、そこを除くと概ね負の値となっており、絶対値は極めて小さい。また、昇温後 7200 [秒]における C*積分値、亀裂前縁の全領域でほぼ 0 に減少した。

ここで、一例として、ステンレス鋼と CrMo 鋼のクリープ亀裂進展速度線図をそれぞれ図 4.2.5-11 と図 4.2.5-12 に示す（図 4.2.5-11 では、*C**は *J*'と記載されている。参考：1 MPa×mm/sec = 10^6 N/m^2×mm/sec = 10^3 J/sec/m^2=10^3 W/m^2）。解析により得られた C*積分値は、最大でも昇温後 3600 [秒]時点の 7.8×10^{-6} MPa×mm/sec = 7.8×10^{-3} W/m^2 程度であり、両図が示す C*積分の範囲と比べてそれよりも低い値となっている。また、昇温後 7200 [秒]時点において、C*積分値はほぼ 0 となっていることから、亀裂進展は生じないと推測される。

なお、本事業の解析条件は、あくまで一つの事故シナリオを想定したものであり、より詳細な亀裂進展挙動解析が重要ではあるものの、前述のとおり、溶接残留応力の取り扱いや板厚内の温度分布の設定等に保守性が含まれることを考慮すると、本事業で想定した条件では、経年化に伴い生じる可能性のある割れ発生等の経年劣化が SA 時の機器の健全性に及ぼす影響は小さいと考えられる。

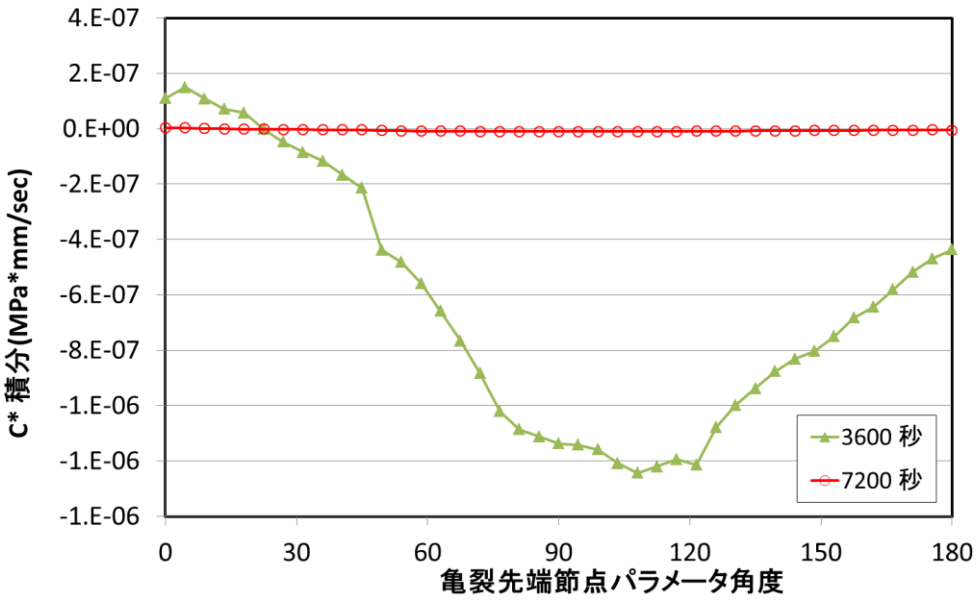


図4.2.5-9　亀裂前縁のC*積分値（溶接残留応力200 MPa）

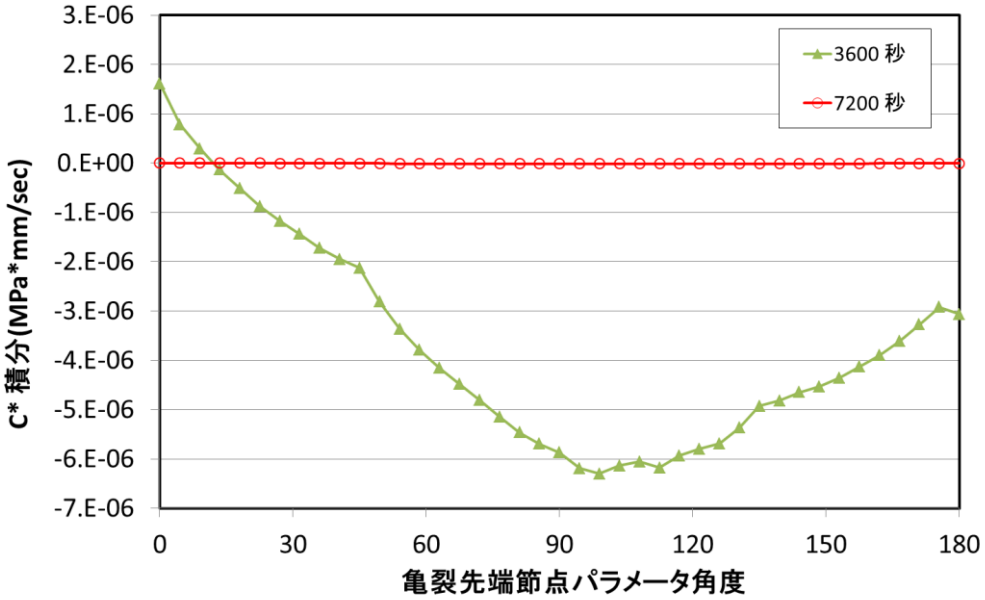


図4.2.5-10　亀裂前縁のC*積分値（溶接残留応力350 MPa）

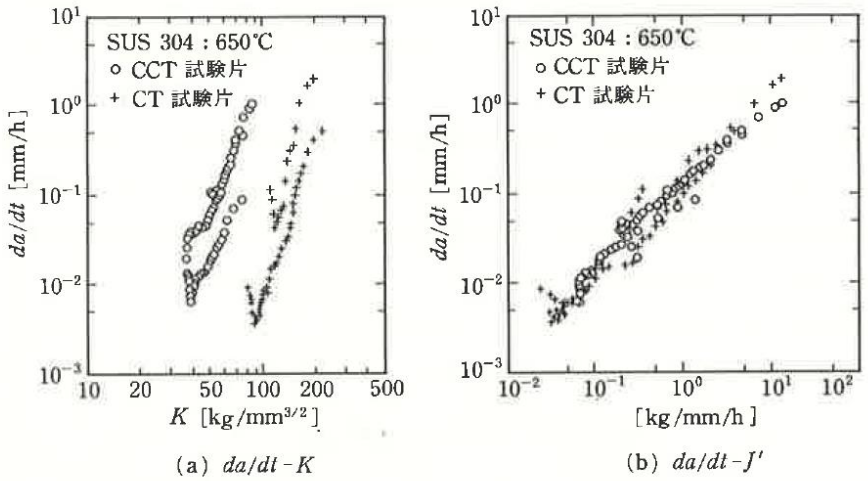


図 22　ステンレス鋼の 650℃ における クリープき裂伝播特性

図4.2.5-11　代表的なクリープ亀裂進展データ　（[141]より引用）

[141] 矢川　元基編、破壊力学　理論・解析から 工学的応用まで、pp.103、培風館、1988

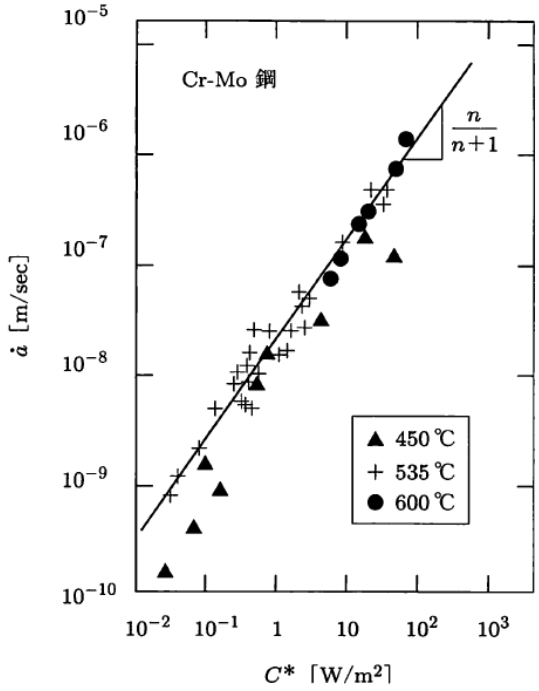


図 4.18 Cr-Mo 鋼の 3 温度におけるクリープき裂成長データ.
出典：Riedel, H.: "Creep Crack Growth", ASTM STP 1020, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1989, pp.101-126.

図4.2.5-12　代表的なクリープ亀裂進展データ　（[142]より引用）

[142] T.L.Anderson, Fracture Mechanics, 3rd Edition, Fundamentals and Applications, Japanese translation by S. Aihara, S.Kaneda and H.Yoshinari, pp.197, Morikita Press, 2011

4.3 4章のまとめ

(1) COSSALベンチマーク解析

OECD/NEAのCOSSALベンチマーク解析において評価対象となっているPWR一次配管に対する3次元熱弾塑性クリープ解析を実施し、変形挙動や損傷位置について検討した。クリープ構成則や境界条件の異なる解析を通じて、クリープ変形を伴う場合、配管湾曲部の凹側が破壊することを明らかにするとともに、いずれのクリープ構成則による解析でも推定される破壊箇所の結果に大きな違いはみられないこと等を示した。

(2) 経年劣化を考慮した下部ヘッドに対する事故時構造解析

脆化の進展や亀裂の発生等の経年劣化が事故時構造解析に及ぼす影響の検討を踏まえ、高経年化に伴い生じる可能性のある割れ発生に着目し、熱弾塑性クリープ解析を実施した。その結果、想定した条件では、経年劣化がSA時の機器の健全性に及ぼす影響は小さいことを示した。

5. まとめ

5.1 本年度の実施項目

5.1.1 原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究

(1) 海外の規制状況等の最新知見の調査

- ✓ RPV を対象に、海外における PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況等について調査を行った。また、ASME PVP2016 等を対象に、ベルギーDöel 3 号機及び Tihange 2 号機の RPV の健全性評価に関する知見等を調査した。
- ✓ 認識論的不確実さ及び偶然的不確実さの取扱いに関して、FAVOR における各確率変数の認識論的不確実さと偶然的不確実さの分類を調査し、国内モデルプラントへの適用性を確認した。また、国内の破壊靭性データ及び亀裂伝播停止靭性データを基に、関連温度に対する認識論的不確実さの評価モデル、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性に対する偶然的不確実さの評価モデルを整備した。

(2) PFM 評価手法の整備

- ✓ 国内モデルプラントを対象とした PFM 評価の精緻化を目的に、最新知見の調査結果等を踏まえ、確率論的評価モデル等の整備を行った。具体的には、非破壊検査に関して、国内プロジェクトの非破壊検査データを調査し、海外の評価モデルの国内プラントへの適用性を確認した。亀裂分布に関して、国内プラント相当の溶接条件を適用することにより、国内モデルプラントに適する亀裂分布を整備した。また、非破壊検査結果を亀裂分布に反映する手法について、ベイズ更新に基づく手法の適用性を確認するとともに、非破壊検査において欠陥指示がない場合に適用可能な手法を提案した。過渡事象に関して、米国 PTS 再評価プロジェクトに関する調査及びシステムコードを用いた解析を踏まえて、米国 BV における過渡事象の国内プラントへの適用性を確認した。
- ✓ PASCAL に低損傷確率に対応した解析機能を整備し、TWCF 等の計算精度の向上及び解析の高速化を実現した。また、応力拡大係数計算に係る重み関数法等の整備により、破壊力学評価機能の精度向上を図った。さらに、信頼度評価機能を整備し、TWCF の信頼度評価を可能にした。
- ✓ PASCAL と FAVOR との比較計算を実施することにより、PASCAL の信頼性を確認した。また、本年度 PASCAL に整備した、低損傷確率に対応した解析機能や信頼度評価機能等について、信頼性確認を実施した。
- ✓ 過年度までに整備した標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータについて、最新知見、上述の PASCAL に対する機能整備、専門家の意見等を踏まえて高度化を行った。

(3) PFM 評価手法の活用方策の検討

- ✓ 本年度において高度化した標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデ

ータを用いて FCI 及び TWCF を算出できることを確認した。また、PFM 評価手法の高経年化技術評価等の審査や評価等への活用に向けて、TWCF の 95 パーセンタイル値を数値指標として、非破壊検査の実施や中性子照射量の低減措置等が RPV の構造健全性に及ぼす影響等を定量的に示す等、PFM の有用性を示した。

5.1.2 一次系配管の確率論的評価手法に関する調査研究

(1) 海外の規制状況等の最新知見の調査

- ✓ 一次系配管を対象に、米国やカナダ等の国における CDF の算出や供用期間中検査の試験程度の決定等、PFM 評価手法の適用事例や審査状況を調査した。また、ASME PVP2016 等を対象に、米国で整備されている PFM 解析コード xLPR ver.2.0 に関する解析モデル等の最新知見を調査した。

(2) PFM 評価手法の整備

- ✓ 国内プラントを対象とした PFM 評価モデルの精緻化を目的に、最新知見の調査結果等を踏まえ、確率論的評価モデル等の整備を行った。具体的には、非破壊検査に関して、国内プロジェクトの非破壊検査データを調査し、海外の評価モデルの国内プラントへの適用性を確認した。また、PASCAL-SP に、旧 JNES において検討された IGSCC による亀裂進展速度評価モデル、より一般的な溶接残留応力の不確実さを評価する機能、PWSCC に対する漏えい量評価モデル等を整備した。
- ✓ 本年度 PASCAL-SP に整備した評価モデルや解析機能等について、信頼性確認を実施するとともに、PASCAL-SP と xLPR v.1.0 との比較計算を実施することにより、PASCAL-SP の信頼性を確認した。
- ✓ これまでの成果を踏まえ、一次系配管を対象に PFM 評価手法を用いて破損確率を計算するための解析要領、代表的解析手法及びモデルデータを取りまとめた。

(3) PFM 評価手法の活用方策の検討

- ✓ 確率論的評価手法の審査や評価等への活用に向けて、PFM 解析により算出される破損頻度等を数値指標として活用した定量的評価事例の整備を行った。具体的には、リスク評価の起因事象の一つとしてホットレグに対する破断頻度の定量的評価事例や、IGSCC による亀裂進展評価モデルの差異の影響を定量的に示す評価事例を整備した。また、RI-ISI に関する評価等に資することを念頭に、非破壊検査の試験程度等が破損確率に及ぼす影響を定量的に示す評価事例を整備した。さらに、PFM 評価手法を安全性向上評価等に資することを念頭に、残留応力分布を改善するための高周波誘導加熱や、水質環境を改善するための水素注入の影響を定量的に示す等、PFM 評価手法の有用性を示した。

5.1.3 圧力バウンダリ機器の事故時破壊挙動評価に関する調査研究

(1) COSSAL ベンチマーク解析

- ✓ OECD/NEA の COSSAL ベンチマーク解析において評価対象となっている PWR 一次系配管に対する 3 次元熱弾塑性クリープ解析を実施し、変形挙動や損傷位置について検討した。その結果、クリープ変形を伴う場合、配管湾曲部の凹側が破壊すること等を明らかにした。

(2) 事故時破壊挙動解析

- ✓ 脆化の進展や亀裂の発生等の経年劣化が事故時構造解析に及ぼす影響の検討を踏まえ、高経年化に伴い生じる可能性のある割れ発生に着目し、熱弾塑性クリープ解析を実施した。その結果、想定した条件では、経年劣化が SA 時の機器の健全性に及ぼす影響は小さいことを示した。

5.2 今後の課題

5.2.1 原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究

(1) 最新知見等の調査

- ✓ 関連する研究開発が欧米を中心に精力的に進められていることから、今後も最新知見に関する調査を実施し、それにより得られた知見等を踏まえて健全性評価手法への反映を図ることが必要である。
- ✓ 国内における実機プラントへの確率論的評価の適用を念頭に、関連温度に対する認識論的不確実さの評価モデル、破壊靭性及び亀裂伝播停止靭性に対する偶然的不確実さの評価モデルの高度化及び妥当性の確認が必要である。また、認識論的不確実さ及び偶然論的不確実さについて、最新知見を踏まえた検討や更新を継続的に行うことも重要である。
- ✓ 延性破壊の考慮要否については、国内プラント相当の評価に基づく検討が重要な課題である。

(2) PFM 評価手法の整備

- ✓ 国内プラントを対象とした非破壊検査評価モデルに関して、国内プラントに相当するデータに対する再現性がより良いモデルの整備が必要である。
- ✓ 亀裂分布作成コード VFLAW の根拠となるデータを精査するとともに、非破壊検査結果を亀裂分布に反映する方法として本年度提案したベイズ更新手法の妥当性を確認し、国内プラントに適した亀裂分布を整備することが課題である。
- ✓ 米国の過渡事象の国内プラントへの適用性について、運転員操作を含む日米のプラント間の差異に関する検討をさらに進めることが重要な課題である。
- ✓ PASCAL の更なる信頼性向上のため、信頼度評価機能、亀裂進展時の乱数の取扱い、中性子照射量の分布の設定方法等に関する検討を行うとともに、FAVOR との比較解析を継続することが必要である。
- ✓ 応力拡大係数に関する計算を確率論的解析に先立って実施することを検討する等、PASCAL の計算速度の更なる向上等が実用上の課題である。

(3) PFM 評価手法の活用方策の検討

- ✓ PFM 評価手法の高経年化技術評価や運転期間延長認可等の審査への活用に向けて、代替 PTS 規則（10CFR50.61a）に記載されている、関連温度に関するスクリーニング基準や非破壊検査により許容される欠陥密度や寸法について、その技術的根拠を確認し、国内プラントへの適用性を確認することが重要な課題である。また、これらの検討を通じて、PFM 評価の有用性に関する知見を蓄積することが重要である。
- ✓ 非破壊検査の対象範囲・対象位置、検査程度や検査精度等も考慮した PFM 評価により、非破壊検査の効果の定量的な確認が必要である。また、それにより得られる

成果等を踏まえたリスク情報の活用の検討が重要である。

- ✓ TWCF やその信頼度を数値指標とした、安全性向上評価の高度化、学協会が定める規格等の妥当性評価を継続することが重要である。

5.2.2 一次系配管の確率論的評価手法に関する調査研究

(1) 海外の規制状況等の最新知見等の調査

- ✓ 米国やカナダ等における PFM 評価手法の適用事例や審査状況の調査、国際会議や論文を対象とした、一次系配管の PFM 評価手法に係る最新知見の調査を継続することが必要である。
- ✓ 米国では、PFM 解析コード xLPR v2.0 に係る資料が近いうちに公開される予定であり、継続して調査する必要がある。

(2) PFM 評価手法の整備

- ✓ PFM の国内における活用に向けて、最新知見等を踏まえ、必要に応じて、亀裂発生モデルや溶接残留応力評価モデル等の評価手法やモデルデータの精緻化を図る必要がある。
- ✓ 国内非破壊検査データ等を踏まえ、国内プラントにより適した非破壊検査による亀裂検出モデルやサイジングモデルの整備が重要な課題である。
- ✓ 影響因子の不確実さについて、認識論的不確実さや偶然的不確実さに関する分類や評価モデルの精緻化を継続的に行う必要がある。
- ✓ xLPR v2.0 の公開状況も踏まえ、比較解析等を通じて、PASCAL-SP の信頼性向上を継続する必要がある。
- ✓ 最新知見の調査や評価手法の高度化等を踏まえ、解析要領、代表的解析手法及びモデルデータ等の高度化を図る必要がある。

(3) PFM 評価手法の活用方策の検討

- ✓ PFM 解析により得られる破損確率やその信頼度を数値指標として、審査や評価等への活用事例の整備を継続的に実施する必要がある。
- ✓ リスク情報の活用に資する起因事象としての LOCA や漏えい頻度等に関する評価事例について、複数の亀裂の発生を考慮した評価事例や、小口径配管等を対象とした評価事例の整備が重要な課題である。
- ✓ RI-ISI に資する評価事例について、破損確率に及ぼす検査部位、検査程度及び頻度、検査精度等の影響の定量的評価を継続することが重要である。
- ✓ 安全性向上評価に関して、破損確率の低減効果に関する評価事例や破損確率の信頼度を指標とした安全裕度の定量化に関する検討を行う必要がある。
- ✓ 破損確率やその信頼度を数値指標とした、破断前漏えい成立性、学協会が定める規格等の妥当性評価の検討が重要である。

5.2.3 圧力バウンダリ機器の事故時破壊挙動評価に関する調査研究

- ✓ 材料の損傷を考慮した KR 則について、今のところ損傷に伴う材料特性の変化を考慮していないことから、それを考慮できる手法を構築し、試験等との比較を通じて妥当性確認を行うことが重要である。
- ✓ COSSAL ベンチマーク解析については、次フェーズにて BWR を対象とした解析が実施される予定である。本事業で整備した熱弾塑性解析の精度確認や、さらに広範な機器類への適用性検討には、そのようなベンチマーク解析への参加が望ましい。
- ✓ 高経年化プラントのシビアアクシデント評価や安全性向上評価、現行のシビアアクシデント解析コードにおける圧力バウンダリ機器の破損クライテリアの精度向上への寄与が重要である。