

原子力規制庁 御中

平成26年度高経年化技術評価高度化事業
(原子炉一次系機器の健全性評価手法の高度化)

成果報告書

平成27年3月

独立行政法人 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26年度高経年化技術評価高度化事業（原子炉一次系機器の健全性評価手法の高度化）」により、独立行政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. 原子炉圧力容器に関する調査研究.....	2-1
2.1 背景と目的.....	2-1
2.2 健全性評価手法に関わる調査.....	2-2
2.2.1 想定すべき荷重条件.....	2-2
(1) 熱流動解析.....	2-2
(2) 熱応力解析の概要と荷重条件のばらつき評価のためのツール作成.....	2-31
(3) 熱応力解析の条件と結果.....	2-38
(4) 荷重条件のばらつきに関する検討.....	2-46
(5) 応力拡大係数算出に対する重み関数法の適用性検討.....	2-51
(6) 想定すべき荷重条件のまとめ.....	2-52
2.2.2 耐圧機能喪失に関する評価法.....	2-54
(1) き裂伝播停止靱性評価に関する調査.....	2-54
(2) K_{Ia} カーブの検討.....	2-97
2.2.3 RPV ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法.....	2-111
(1) PASCAL-NP による試解析の実施.....	2-111
(2) PASCAL-NP インプットデータベース構築.....	2-122
(3) PWSCC 評価法に関する最新知見調査.....	2-130
2.3 確率論的評価手法の適用性・標準化に関する調査.....	2-132
2.3.1 確率論的評価手法の適用性に関する調査.....	2-132
(1) 最新知見の調査.....	2-132
(2) 活用方策の検討.....	2-151
2.3.2 確率論的評価手法の標準化に関する調査.....	2-166
(1) 標準的解析要領.....	2-166
(2) 標準的入力データ及び標準的解析手法.....	2-191
(3) PASCAL3 の信頼性確認.....	2-207
2.3.3 原子炉圧力容器健全性研究専門部会.....	2-223
2.4 機能喪失確率評価事例の整備.....	2-224
2.4.1 評価事例の解析条件.....	2-224
(1) RPV.....	2-225
(2) 過渡事象.....	2-227
(3) 材料特性.....	2-228
(4) 想定欠陥.....	2-229
(5) 中性子照射量.....	2-234
(6) 各項目で使用する計算式.....	2-235
(7) その他の条件.....	2-236
2.4.2 評価事例の解析結果.....	2-238
(1) 各き裂に対する条件付き裂貫通確率.....	2-238
(2) き裂貫通頻度の算出.....	2-239
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	破損確率評価に関する技術調査	3-1
3.2.1	き裂を有する配管を対象とした破損確率評価に関する技術調査	3-1
(1)	対象とする経年事象及び解析コード	3-2
(2)	PWSCC/NiSCC を対象とした PFM 解析コード及び評価モデル	3-4
(3)	熱時効を対象とした PFM 解析コード及び評価モデル	3-21
(4)	IGSCC 及び疲労を対象とした PFM 解析コード及び評価モデル	3-32
3.2.2	減肉配管を対象とした破損確率評価に関する技術調査	3-45
(1)	国内の減肉評価	3-45
(2)	減肉現象のメカニズムに基づく減肉率の評価	3-49
(3)	減肉率計測データに基づく評価	3-51
(4)	減肉配管を対象とした確率論的解析コード	3-72
3.2.3	配管破損確率の活用法	3-75
(1)	国内外の最新動向、最新知見	3-75
(2)	リスク情報を活用した供用期間中検査に対する適用性の検討	3-78
3.3	解析モデル及び解析コードの整備	3-88
3.3.1	PASCAL-SP の整備	3-88
(1)	発生き裂	3-88
(2)	応力拡大係数	3-92
(3)	PWSCC き裂進展速度評価モデル	3-94
(4)	NiSCC き裂進展速度	3-97
(5)	疲労き裂進展速度	3-100
(6)	破壊評価	3-104
(7)	破壊評価に関するパラメータの経年変化	3-108
3.3.2	PASCAL-NP の整備	3-116
(1)	PWSCC き裂進展速度線図におけるハイブリッドモデルの導入	3-116
(2)	平板に存在するき裂の応力拡大係数解を用いた溶接方向き裂進展解析機能の整備	3-122
(3)	疲労き裂進展解析モデルの整備	3-123
(4)	高アスペクト比き裂に対する応力拡大係数算出式の導入	3-126
(5)	デンドライト等材料異方性を考慮したき裂進展評価手法の導入	3-127
3.3.3	PASCAL-EC の整備	3-129
(1)	国内配管の減肉率実測データに基づく統計モデル	3-132
(2)	検証計算	3-132
3.4	機能喪失確率評価事例の整備	3-134
3.4.1	機能喪失解析評価のための代表的解析条件	3-134
(1)	配管寸法	3-134
(2)	想定き裂	3-134
(3)	荷重条件	3-137
(4)	き裂進展速度	3-141
(5)	破壊評価	3-142
(6)	その他	3-143
3.4.2	代表的解析事例	3-145

(1)	代表的配管に関する破損確率解析事例	3-145
(2)	非破壊検査の効果を考慮した感度解析	3-146
(3)	き裂の発生を考慮した破損確率解析事例	3-147
4.	シビアアクシデント時の圧力バウンダリ機器の健全性評価に関する調査	4-1
4.1	背景と目的	4-1
4.2	既往文献の調査	4-1
4.2.1	文献等の調査	4-1
(1)	想定すべきシナリオ・荷重条件	4-1
(2)	経年事象を考慮したシビアアクシデント時の健全性評価手法	4-16
(3)	材料特性	4-20
(4)	損傷クライテリア	4-62
4.2.2	解析手法及び材料物性データに関する検討	4-64
(1)	破損評価に適した解析手法	4-64
(2)	材料特性（クリープ構成則）	4-66
(3)	3次クリープも考慮可能なクリープ則の適用	4-66
(4)	Rabotonov-Kachanov 則による丸棒の試験モデル損傷解析	4-67
4.3	解析的検討	4-75
4.3.1	下部ヘッドを対象とした試解析	4-75
(1)	解析モデルの作成・試解析の実施	4-75
(2)	対象とする機器形状	4-75
(3)	解析モデルの作成（き裂がない場合）	4-76
(4)	試解析（き裂がない場合）	4-83
(5)	解析モデルの作成及び試解析（き裂がある場合）	4-94
(6)	下部ヘッドを対象とした試解析のまとめ	4-103
4.3.2	原子炉容器を対象とした試解析	4-104
(1)	モデル	4-104
(2)	解析条件	4-106
(3)	温度・圧力履歴	4-106
(4)	熱輻射及び熱伝達計算	4-106
(5)	解析結果	4-110
(6)	圧力容器を対象とした試解析のまとめ	4-118
5.	まとめ	5-1
5.1	本年度の実施項目	5-1
5.1.1	原子炉圧力容器に関する調査研究	5-1
(1)	健全性評価手法に関わる調査	5-1
(2)	確率論的評価手法の適用性・標準化に関する調査	5-1
(3)	機能喪失確率評価事例の整備	5-2
5.1.2	一次系配管に関する調査研究	5-3
(1)	破損確率評価に関する技術調査	5-3
(2)	解析モデルや解析コードの整備	5-3
(3)	機能喪失確率評価事例の整備	5-4
5.1.3	シビアアクシデント時の圧力バウンダリ機器の健全性評価に関する調査	5-4

(1)	既往文献の調査.....	5-4
(2)	解析的検討.....	5-4
5.2	今後の課題.....	5-4
5.2.1	原子炉圧力容器に関する調査研究.....	5-4
(1)	健全性評価手法に関わる調査.....	5-4
(2)	確率論的評価手法の適用性・標準化に関する調査.....	5-5
(3)	機能喪失確率評価事例の整備.....	5-5
5.2.2	一次系配管に関する調査研究.....	5-5
(1)	破損確率評価に関する技術調査.....	5-5
(2)	解析モデルや解析コードの整備.....	5-5
(3)	機能喪失確率評価事例の整備.....	5-6
5.2.3	シビアアクシデント時の圧力バウンダリ機器の健全性評価に関する調査.....	5-6

表 一 覧

表 2.2.1-1	熱水力解析条件.....	2-3
表 2.2.1-2	熱水力解析結果から抽出した CFD 熱流動境界条件	2-3
表 2.2.1-3	PTS 評価における主要なパラメータ	2-4
表 2.2.1-4	LSTF の主要設計特性	2-8
表 2.2.1-5	LSTF (Test1-2) の試験条件 (実機 PWR スケーリング時)	2-8
表 2.2.1-6	解析条件.....	2-14
表 2.2.1-7	解析条件.....	2-21
表 2.2.1-8	解析ケース.....	2-21
表 2.2.2-1	き裂伝播停止靱性評価に関する調査において抽出した文献リスト(その 1)	2-65
表 2.2.2-2	き裂伝播停止靱性評価に関する調査において抽出した文献リスト(その 2).....	2-66
表 2.2.2-3	照射前後の K_{Jc} と K_{Ia} の参照温度及び照射による遷移量の比較.....	2-78
表 2.2.2-4	T_{KIa} と計装装化シャルピーの遷移温度の整理 ³²	2-82
表 2.2.2-5	国内 K_{Ia} データベースに関して調査対象とした過去のプロジェクト及び委員会の概要.....	2-88
表 2.2.2-6	国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の区分.....	2-90
表 2.2.2-7	国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(全鋼種:10℃ピッチ 16 区分の場合).....	2-91
表 2.2.2-8	国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(全鋼種:25℃ピッチ 7 区分の場合).....	2-91
表 2.2.2-9	国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(SFVQ1A/2A 鋼のみ:25℃ピッチ 6 区分の場合).....	2-92
表 2.2.2-10	国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(SQV2A/2B 鋼のみ:25℃ピッチ 7 区分の場合).....	2-92
表 2.2.2-11	照射材の K_{Ia} データベースに関して調査対象とした文献	2-102
表 2.2.2-12	照射材の K_{Ia} データベースについて整理した情報	2-103
表 2.2.2-13	最尤推定法における重み係数.....	2-104
表 2.2.3-1	PASCAL-NP による試解析の対象	2-111
表 2.2.3-2	泊 1 号機原子炉容器出口管台溶接部内表面き裂に対する損傷事例解析条件	2-113
表 2.2.3-3	Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部損傷事例に対する主な解析条件	2-116
表 2.2.3-4	設定した過渡事象.....	2-118
表 2.2.3-5	STP1 号機原子炉容器下部貫通部損傷事例に対する主な解析条件	2-120
表 2.3.1-1	解析ステップ (PVP2014-28392 ⁷¹ より引用)	2-134
表 2.3.1-2	突合せ溶接の解析条件 (PVP2014-28392 ⁷¹ より引用)	2-135
表 2.3.1-3	破壊靱性評価に関する確率論的モデル (PVP2014-28540 ⁷³ より引用)	2-138
表 2.3.1-4	き裂進展頻度及びき裂貫通頻度の平均値 (PVP2014-28350 ⁸³ より引用)	2-146
表 2.3.1-5	き裂貫通頻度に対する影響の大きい過渡事象 (PVP2014-28350 ⁸³ より引用)	2-147
表 2.3.1-6	TWCF の算出条件(その 1).....	2-154
表 2.3.1-7	TWCF の算出条件(その 2).....	2-155
表 2.3.1-8	TWCF の算出条件(その 3).....	2-156
表 2.3.1-9	TWCF の算出条件(その 4).....	2-157
表 2.3.1-10	TWCF の算出条件(その 5).....	2-158
表 2.3.1-11	TWCF の算出条件(その 6).....	2-159

表 2.3.1-12	各条件に対する影響の検討一覧.....	2-160
表 2.3.1-13	Khaleel モデルの各検査精度に対するパラメータ	2-161
表 2.3.1-14	欠陥位置の影響.....	2-161
表 2.3.1-15	検出精度 Very good における欠陥検出率.....	2-162
表 2.3.1-16	検出精度 Advanced における欠陥検出率.....	2-162
表 2.3.1-17	各過渡事象における TWCF.....	2-162
表 2.3.1-18	欠陥密度の影響.....	2-163
表 2.3.1-19	内部欠陥の深さ方向位置の影響.....	2-164
表 2.3.1-20	表面欠陥の影響.....	2-164
表 2.3.2-1	Beaver Valley Unit1 における全 TWCF に占める各事象の割合 (NUREG-1806[2]より引用)	2-183
表 2.3.2-2	中性子照射量分布の機能に関する信頼性確認の例.....	2-189
表 2.3.2-3	K_{IC} 分布の機能に関する信頼性確認の例	2-189
表 2.3.2-4	き裂進展判定とき裂種類切り替えに関する信頼性確認の例.....	2-189
表 2.3.2-5	JEAC4201-2007[2013 年追補版]の脆化予測法に関する信頼性確認の例.....	2-190
表 2.3.2-6	標準的入力データ、標準的解析手法、PASCAL3 の信頼性確認の対象項目と検討状況の一覧.....	2-191
表 2.3.2-7	中性子照射量の根拠 (NUREG-1807 ⁹³ から引用)	2-192
表 2.3.2-8	領域と考慮する応力の組み合わせ.....	2-199
表 2.3.2-9	想定き裂と溶接残留応力.....	2-199
表 2.3.2-10	標準的解析条件(その 1).....	2-202
表 2.3.2-11	標準的解析条件(その 2).....	2-203
表 2.3.2-12	標準的解析条件(その 3).....	2-204
表 2.3.2-13	標準的解析条件(その 4).....	2-205
表 2.3.2-14	標準的解析条件(その 5).....	2-206
表 2.3.2-15	標準的入力データ、標準的解析手法、PASCAL3 の信頼性確認の対象項目と検討状況の一覧.....	2-207
表 2.3.2-16	RT_{NDT} 初期値のみのばらつき.....	2-209
表 2.3.2-17	ΔRT_{NDT} 予測値のみのばらつき	2-209
表 2.3.2-18	RT_{NDT} (初期値+予測値)のばらつき	2-209
表 2.3.2-19	表面き裂の密度データ (米国の例 ⁸⁹)	2-211
表 2.3.2-20	母材部内部欠陥の密度データ (米国の例 ⁸⁹)	2-211
表 2.3.2-21	RPV の寸法.....	2-211
表 2.3.2-22	き裂個数の比較結果.....	2-211
表 2.3.2-23	き裂進展確率とき裂貫通確率の確認結果.....	2-212
表 2.3.2-24	き裂進展判定機能の確認(例 1).....	2-214
表 2.3.2-25	き裂進展判定機能の確認(例 2).....	2-215
表 2.3.2-26	き裂進展停止判定を検証するために仮定した応力・温度履歴.....	2-215
表 2.3.2-27	き裂停止判定機能の確認.....	2-215
表 2.3.2-28	脆化予測法の信頼性確認の条件(1).....	2-218
表 2.3.2-29	脆化予測法の信頼性確認の条件(2).....	2-219
表 2.3.2-30	脆化予測法の信頼性確認の条件(3).....	2-220

表 2.3.2-31	脆化予測法の信頼性確認の条件(4)	2-220
表 2.4.1-1	設定した RPV の寸法や条件	2-226
表 2.4.1-2	設定した過渡事象とその条件	2-227
表 2.4.1-3	設定した材料特性	2-228
表 2.4.1-4	想定したき裂条件	2-229
表 2.4.1-5	表面き裂の密度(米国のデータ ⁸⁹)	2-230
表 2.4.1-6	母材部の内部欠陥の密度(米国のデータ ⁸⁹ 1/2)	2-230
表 2.4.1-7	母材部の内部欠陥の密度(米国のデータ ⁸⁹ 2/2)	2-230
表 2.4.1-8	溶接部の内部欠陥の密度(米国のデータ ⁸⁹ 1/2)	2-231
表 2.4.1-9	溶接部の内部欠陥の密度(米国のデータ ⁸⁹ 2/2)	2-232
表 2.4.1-10	中性子照射量の条件	2-234
表 2.4.1-11	各項目に対して用いる計算式	2-235
表 2.4.1-12	その他の条件	2-237
表 2.4.2-1	算出したき裂貫通頻度	2-240
表 3.2.1-1	本調査で着目する経年事象及び解析コード	3-4
表 3.2.1-2	ワイブル分布の尺度パラメータ θ に対する対数三角分布のピーク及び上下限值 (CRDM ノズル 315°C) (MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-12
表 3.2.1-3	ワイブル分布の尺度パラメータ θ に対する対数三角分布のピーク及び上下限值 (1 インチあたり 315°C) (MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-12
表 3.2.1-4	(MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-12
表 3.2.1-5	近似した残留応力の係数 (MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-15
表 3.2.1-6	対象とする材料と化学成分 (PVP2005-71528 ¹³⁹ より引用)	3-29
表 3.2.1-7	TSS モデル (PVP2005-71528 ¹³⁹ より引用)	3-30
表 3.2.1-8	H3Tモデルに対する 325°Cにおける各パラメータ (PVP2005-71528 ¹³⁹ より引用)	3-32
表 3.2.2-1	減肉率中央値と対数標準偏差	3-69
表 3.2.2-2	PWR 管理指針の減肉率 (PVP2005-71151 ¹⁶² より引用)	3-73
表 3.2.3-1	各運転状態における破損確率の提案 (MRP-362 報告書より引用)	3-76
表 3.2.3-2	破損確率 1×10^{-6} に対する限界欠陥寸法 32 インチ管 (EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-78
表 3.2.3-3	破損モードと漏えい量 (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より引用)	3-83
表 3.2.3-4	ノズルの溶接継手が形状 C の場合の破損頻度[炉年] (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より 引用)	3-84
表 3.2.3-5	リスク変化の計算方法 (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より引用)	3-85
表 3.2.3-6	Beaver Valley1 号機のリスク変化 (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より引用)	3-85
表 3.2.3-7	RI-ISI プログラムを考慮した Beaver Valley1 号機のリスク変化 (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より引用)	3-86
表 3.2.3-8	Beaver Valley1 号機における検査間隔延長を考慮したリスク変化と WCAP-14572 の基準の比較 (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より引用)	3-87
表 3.2.3-9	Beaver Valley1 号機における検査間隔延長を考慮したリスク変化と代替基準の比 較 (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より引用)	3-87
表 3.3.1-1	き裂発生モデルの試解析条件	3-91

表 3.3.1-2 σ_{eff} 算出用のグラフの値($\sigma_s=1000\text{MPa}$).....	3-91
表 3.3.1-3 SCC き裂進展の試験解析条件 (PWR 一次系水質環境).....	3-95
表 3.3.1-4 NiSCC き裂進展の試験解析条件.....	3-98
表 3.3.1-5 疲労き裂進展の試験解析条件.....	3-102
表 3.3.1-6 試験解析の条件.....	3-107
表 3.3.1-7 試験解析に用いた材料定数.....	3-108
表 3.3.1-8 各破壊評価における破壊判定される曲げ応力値.....	3-108
表 3.3.1-9 熱時効を考慮するための入力条件.....	3-112
表 3.3.2-1 PASCAL-NP の整備項目とその目的.....	3-116
表 3.3.2-2 ハイブリッドモデルにおける入力値の設定例 (母材).....	3-120
表 3.3.2-3 ハイブリッドモデルにおける入力値の設定例 (溶接金属).....	3-121
表 3.3.2-4 PASCAL-NP のき裂タイプ.....	3-123
表 3.3.2-5 PWR 水質環境中における疲労き裂進展速度係数設定例.....	3-124
表 3.3.2-6 BWR 炉水環境中における疲労き裂進展速度係数設定例.....	3-125
表 3.3.3-1 Smith らによる Region 分割 対数正規分布の中央値及び対数標準偏差.....	3-131
表 3.3.3-2 減肉率の対数正規分布の母数.....	3-132
表 3.4.1-1 解析条件 配管寸法.....	3-134
表 3.4.1-2 解析条件 対象き裂.....	3-135
表 3.4.1-3 解析条件 対象き裂の位置.....	3-136
表 3.4.1-4 解析条件 IGSCC によるき裂の発生モデル.....	3-137
表 3.4.1-5 解析条件 定常時応力.....	3-138
表 3.4.1-6 解析条件 溶接残留応力.....	3-138
表 3.4.1-7 解析条件 疲労用応力.....	3-139
表 3.4.1-8 疲労評価用応力及び過渡事象の発生回数.....	3-139
表 3.4.1-9 解析条件 地震動による応答応力.....	3-140
表 3.4.1-10 解析条件 SCC 進展速度.....	3-141
表 3.4.1-11 疲労き裂進展速度 ²⁰⁷	3-142
表 3.4.1-12 解析条件 破壊評価手法.....	3-142
表 3.4.1-13 解析条件 破壊評価用応力.....	3-143
表 3.4.1-14 解析条件 流動応力.....	3-143
表 3.4.1-15 解析条件 応力拡大係数.....	3-144
表 3.4.1-16 解析条件 非破壊検査によるき裂の非検出確率.....	3-144
表 4.2.1-1 1号機のタイムライン ²¹³	4-5
表 4.2.1-2 2号機のタイムライン ²¹³	4-6
表 4.2.1-3 3号機のタイムライン ²¹³	4-7
表 4.2.1-4 SA533B1 の高温クリープ試験一覧 ²²⁰	4-23
表 4.2.1-5 公表データ及び INEL 試験の引張強さ及びクリープ試験の温度 ²²⁰	4-30
表 4.2.1-6 Inconel 600 の引張試験データ ²²⁰	4-31
表 4.2.1-7 Inconel 600 の高温クリープ試験データ ²²⁰	4-32
表 4.2.1-8 SUS304 の引張試験データ ²²⁰	4-37
表 4.2.1-9 SUS304 の高温クリープ試験データ ²²⁰	4-38
表 4.2.1-10 SA533B1 の一次及び二次クリープ歪データから求めた係数 ²²⁰	4-44

表 4.2.1-11	SA533B1 の 3 次式フィッティング ²²⁰	4-45
表 4.2.1-12	SUS304 材のクリープ試験結果 ²²¹	4-47
表 4.2.1-13	TMI-2 下部ヘッド母材の引張試験結果抜粋 ²²²	4-52
表 4.2.1-14	TMI-2 下部ヘッドクラッドの引張試験結果抜粋 ²²²	4-53
表 4.2.1-15	TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ試験結果抜粋 ²²²	4-53
表 4.2.1-16	TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ試験結果抜粋 (続き) ²²²	4-54
表 4.2.2-1	材料名およびデータの温度範囲	4-66
表 4.2.2-2	Rabotonov-Kachanov 則の係数	4-68
表 4.3.1-1	構造部の材料	4-80
表 4.3.1-2	Rabotonov-Kachanov 則の係数 (低合金鋼)	4-80
表 4.3.1-3	Rabotonov-Kachanov 則の係数 (ステンレス鋼)	4-81
表 4.3.1-4	Rabotonov-Kachanov 則の係数 (ニッケル合金)	4-81

図 一 覧

図 2.2.1-1	CFD 熱流動境界条件概要図.....	2-3
図 2.2.1-2	一次冷却系概要図.....	2-6
図 2.2.1-3	LSTF と実機 4 ループ PWR との比較図.....	2-9
図 2.2.1-4	解析対象概念図.....	2-10
図 2.2.1-5	解析モデル寸法（上方図）.....	2-10
図 2.2.1-6	解析モデル寸法（断面図）.....	2-10
図 2.2.1-7	解析モデルの境界条件.....	2-11
図 2.2.1-8	解析格子図（全体）.....	2-11
図 2.2.1-9	解析格子図（ダウンカマと低温側配管接続部）.....	2-12
図 2.2.1-10	解析格子図（ダウンカマと低温側配管接続部）.....	2-12
図 2.2.1-11	炉心領域の水平断面図 ²	2-13
図 2.2.1-12	炉心領域部の幾何形状概略図 ²	2-13
図 2.2.1-13	ダウンカマ圧力.....	2-14
図 2.2.1-14	温度時系列の出力位置.....	2-15
図 2.2.1-15	低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（2.5～60 秒）.....	2-16
図 2.2.1-16	低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（190～340 秒）.....	2-17
図 2.2.1-17	低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（370～400 秒）.....	2-18
図 2.2.1-18	ダウンカマ中央（炉心側）の温度時系列.....	2-18
図 2.2.1-19	ダウンカマ中央（RPV 側）の温度時系列.....	2-19
図 2.2.1-20	RPV 壁面近傍位置の温度時系列.....	2-19
図 2.2.1-21	熱遮蔽体による検討用の解析モデル（断面図）.....	2-20
図 2.2.1-22	低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（1/2）.....	2-23
図 2.2.1-23	低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（2/2）.....	2-24
図 2.2.1-24	ダウンカマの軸方向温度分布（SBLOCA 100 秒時点相当条件）.....	2-25
図 2.2.1-25	ダウンカマの軸方向温度分布（SBLOCA 300 秒時点相当条件）.....	2-26
図 2.2.1-26	ダウンカマの軸方向温度分布（SBLOCA 500 秒時点相当条件）.....	2-27
図 2.2.1-27	ダウンカマの軸方向温度分布（SBLOCA 700 秒時点相当条件）.....	2-28
図 2.2.1-28	ダウンカマの軸方向温度分布（SBLOCA 900 秒時点相当条件）.....	2-29
図 2.2.1-29	従来の評価手法に基づくダウンカマ部の流体温度.....	2-30
図 2.2.1-30	原子炉圧力容器の健全性評価の流れ.....	2-31
図 2.2.1-31	平板モデル（母材厚さ 200mm、クラッド厚さ 5mm）.....	2-32
図 2.2.1-32	耐圧試験後の溶接線直行方向応力.....	2-32
図 2.2.1-33	耐圧試験後の溶接線方向応力.....	2-33
図 2.2.1-34	平板モデルから圧力容器モデルへの残留応力マッピングの概念図.....	2-33
図 2.2.1-35	平板モデルの抽出領域例.....	2-34
図 2.2.1-36	ひずみデータ抽出前後の座標系.....	2-34
図 2.2.1-37	平板モデルの抽出領域の対応する圧力容器モデルの領域.....	2-34
図 2.2.1-38	原子炉圧力容器モデル及び境界条件.....	2-35
図 2.2.1-39	残留応力マッピングツール改良のイメージ.....	2-35
図 2.2.1-40	溶接線方向の残留応力分布の比較.....	2-36

図 2.2.1-41	溶接線直交方向の残留応力分布の比較.....	2-36
図 2.2.1-42	SBLOCA 中の温度及び周方向応力分布 (過渡発生後 150 秒後).....	2-40
図 2.2.1-43	SBLOCA 中の温度及び周方向応力分布 (過渡発生後 400 秒後).....	2-40
図 2.2.1-44	板厚内の温度分布.....	2-41
図 2.2.1-45	板厚内の周方向応力分布.....	2-41
図 2.2.1-46	き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴.....	2-42
図 2.2.1-47	想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴.....	2-42
図 2.2.1-48	周方向応力分布における残留応力の有無の比較 (過渡発生後 400 秒後、左：残留 応力考慮せず、右：残留応力考慮).....	2-43
図 2.2.1-49	板厚内の周方向応力分布 (残留応力考慮せず)	2-44
図 2.2.1-50	想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴 (残留応力考慮せず)	2-44
図 2.2.1-51	従来評価に用いられる SBLOCA の過渡事象.....	2-45
図 2.2.1-52	従来評価手法と本解析結果による周方向応力の時刻歴の比較.....	2-46
図 2.2.1-53	内表面における周方向応力のヒストグラム.....	2-47
図 2.2.1-54	内表面における軸方向応力のヒストグラム.....	2-47
図 2.2.1-55	溶接残留応力解析に関する国際ラウンドロビンの対象 ⁴	2-48
図 2.2.1-56	溶接残留応力分布の比較 ⁴	2-48
図 2.2.1-57	入熱量と溶接速度のばらつき ⁵	2-49
図 2.2.1-58	入熱量のばらつきが残留応力分布に及ぼす影響 ⁵	2-49
図 2.2.1-59	板厚内残留応力分布のばらつきの例 ⁶	2-50
図 2.2.1-60	残留応力のばらつきを考慮した条件付き破断確率 ⁶	2-50
図 2.2.1-61	残留応力のフィッティング結果.....	2-52
図 2.2.1-62	三次多項式と重み関数法による応力拡大係数の比較.....	2-52
図 2.2.2-1	T-RT _{NDTj} にて整理したき裂伝播停止試験の結果 ⁹	2-67
図 2.2.2-2	T-T _{KIa} にて整理したき裂伝播停止試験の結果 ⁹	2-67
図 2.2.2-3	T-RT _{TKIa} にて整理したき裂伝播停止試験の結果 ⁹	2-68
図 2.2.2-4	T-RT _{T0} にて整理したき裂伝播停止試験の結果 ⁹	2-68
図 2.2.2-5	CARISMA プロジェクトで取得された T ₀ と T _{KIa} の Wallin 式による比較 ⁹	2-69
図 2.2.2-6	CARISMA プロジェクトで取得された T ₀ と T _{KIa} の EricksonKirk 式による比較 ⁹	2-69
図 2.2.2-7	未照射材及び照射材の CCA 試験片による K _{Ia} データと T の関係 ¹⁰	2-70
図 2.2.2-8	未照射材及び照射材の CCA 試験片による K _{Ia} データと T の関係 ¹⁰	2-70
図 2.2.2-9	CCA 試験片及び Duplex 型試験片で得られたき裂伝播停止靱性の比較 ¹¹	2-71
図 2.2.2-10	未照射材及び照射材の CCA 試験片及び Duplex 型試験片による K _{Ia} データと T の 関係 ¹⁰	2-71
図 2.2.2-11	未照射材及び照射材の CCA 試験片による K _{Ia} データと T-RT _{NDT} の関係 ¹⁰	2-72
図 2.2.2-12	照射材の CCA 試験片による K _{Ia} データと温度の関係 ¹²	2-72
図 2.2.2-13	温度補正前後の照射材の CCA 試験片による K _{Ia} データと温度の関係 ¹²	2-73
図 2.2.2-14	未照射材と温度補正後の照射材の CCA 試験片による K _{Ia} データと温度の関係 ¹²	2-73
図 2.2.2-15	未照射材と温度補正後の照射材の CCA 試験片による K _{Ia} データと T-RT _{NDT} の関 係 ¹²	2-74
図 2.2.2-16	未照射及び照射材の DuplexDCB 試験片による K _{Ia} データと温度の関係 ¹³	2-74
図 2.2.2-17	未照射及び照射材(母材)の CCA 試験片による K _{Ia} データと温度の関係 ¹⁴	2-75

図 2.2.2-18	未照射及び照射材(溶接金属)の.....	2-76
図 2.2.2-19	照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと $T-RT_{NDT(FATT)}$ の関係 ¹⁵	2-77
図 2.2.2-20	T_0 と T_{KIa} の相関性に関する検討結果 ¹⁶	2-77
図 2.2.2-21	照射による ΔT_0 と ΔT_{KIa} の関係.....	2-78
図 2.2.2-22	各試験温度における荷重と変位の例と特性パラメータの説明 ¹⁰	2-79
図 2.2.2-23	シャルピー衝撃試験温度 T と衝撃力の関係 ¹⁸	2-80
図 2.2.2-24	T_{KIa} と計装装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係 ¹⁸	2-80
図 2.2.2-25	シャルピー衝撃試験温度 T と衝撃力の関係 ¹⁷	2-81
図 2.2.2-26	T_{KIa} と計装装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係 ¹⁷	2-81
図 2.2.2-27	サイドグループ、V ノッチ及びシェブロン型疲労予き裂付き.....	2-82
図 2.2.2-28	き裂進展方向と平行及び垂直に複数の穴を開けた試験片 ¹⁹	2-83
図 2.2.2-29	ボルトによる変位負荷による 3 点曲げ試験図 ¹⁹	2-83
図 2.2.2-30	変形防止板を取り付けた 3 点曲げ試験図 ¹⁹	2-84
図 2.2.2-31	き裂進展方向と平行及び垂直に穴を開けた試験片 ¹⁹	2-84
図 2.2.2-32	国内 RPV 鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ(温度 T による整理).....	2-89
図 2.2.2-33	国内 RPV 鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ($T-RT_{NDT}$ による整理).....	2-89
図 2.2.2-34	K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係 (全鋼種:10°Cピッチ 16 区分の場合).....	2-93
図 2.2.2-35	K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係 (全鋼種:25°Cピッチ 7 区分の場合).....	2-93
図 2.2.2-36	K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による累積分布の傾向 (全鋼種:25°Cピッチ 7 区分の場合).....	2-94
図 2.2.2-37	K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係(SFVQ1A/2A 鋼のみ:25°Cピッチ 6 区分の場合).....	2-95
図 2.2.2-38	K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係(SQV2A/2B 鋼のみ:25°Cピッチ 7 区分の場合).....	2-95
図 2.2.2-39	K_{Ia} の温度依存性とばらつきの関係.....	2-96
図 2.2.2-40	米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース(温度 T による整理).....	2-105
図 2.2.2-41	ドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース(温度 T による整理).....	2-105
図 2.2.2-42	国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と $T_{KIa}-T_0$ の関係 及び Wallin の相関式との比較-2-106	
図 2.2.2-43	国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と T_{KIa} の関係 及び EricksonKirk の相関式との比 較.....	2-106
図 2.2.2-44	米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T-T_{KIa}$ による整理).....	2-107
図 2.2.2-45	ドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T-T_{KIa}$ による整理).....	2-107
図 2.2.2-46	米国及びドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース ($T-T_{KIa}$ による整理).....	2-108
図 2.2.2-47	文献データと各種データベースより求められる信頼線の比較.....	2-108
図 2.2.2-48	米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T-RT_{NDT}$ による整理).....	2-109
図 2.2.2-49	米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T-RT_{T0}$ による整理).....	2-109
図 2.2.2-50	ドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T-RT_{T0}$ による整理).....	2-110
図 2.2.3-1	泊 1 号機原子炉容器出口管台溶接部の幾何形状設定値.....	2-113
図 2.2.3-2	泊 1 号機原子炉容器出口管台溶接部の周方向応力分布設定値.....	2-113
図 2.2.3-3	き裂深さに関する PASCAL-NP 試験解析結果.....	2-114

図 2.2.3-4	解析結果に及ぼす ECP の影響	2-115
図 2.2.3-5	Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部における損傷事例解析模式図	2-116
図 2.2.3-6	Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部における漏えい確率に関する PASCAL-NP 解析結果と実機確認結果との比較	2-117
図 2.2.3-7	漏えい確率に及ぼす ECP の影響	2-118
図 2.2.3-8	過渡事象時の応力分布	2-119
図 2.2.3-9	漏えい確率に及ぼす過渡事象の影響	2-119
図 2.2.3-10	STP1 号機原子炉容器下部貫通部における損傷事例解析模式図	2-120
図 2.2.3-11	STP1 号機原子炉容器下部貫通部における漏えい確率に関する PASCAL-NP 解析結果と実機確認結果との比較	2-121
図 2.2.3-12	原子炉容器下部貫通部の試験体形状及び有限要素解析メッシュ ⁶⁰	2-123
図 2.2.3-13	原子炉容器下部貫通部(取付け角度 45°)の貫通管内表面残留応力分布 ⁶⁰	2-123
図 2.2.3-14	原子炉容器下部貫通部(取付け角度 45°)の 5mm 深さの残留応力分布 ⁶⁰	2-124
図 2.2.3-15	原子炉容器下部貫通部(取付け角度 45°)の 15mm 深さの残留応力分布 ⁶⁰	2-124
図 2.2.3-16	原子炉容器下部貫通部(取付け角度 90°)の残留応力分布 ⁶¹	2-125
図 2.2.3-17	原子炉容器管台の残留応力測定試験体形状 ⁶²	2-126
図 2.2.3-18	原子炉容器管台の溶接ままにおける残留応力分布 ⁶²	2-127
図 2.2.3-19	原子炉容器管台の運転時負荷試験後における残留応力分布 ⁶²	2-128
図 2.2.3-20	SCC 発生に及ぼす種々パラメータの影響 ⁶³	2-129
図 2.3.1-1	突合せ溶接のモデル化 (PVP2014-28392 ⁷¹ より引用)	2-134
図 2.3.1-2	肉盛溶接のモデル化 (PVP2014-28392 ⁷¹ より引用)	2-135
図 2.3.1-3	突合せ溶接中央部における周方向残留応力分布 (PVP2014-28392 ⁷¹ より引用)	2-136
図 2.3.1-4	応力拡大係数に対する β 補正の影響 (PVP2014-28392 ⁷¹ より引用)	2-136
図 2.3.1-5	破壊靱性評価に関する確率論的モデルの模式図 (PVP2014-28540 ⁷³ より引用)	2-137
図 2.3.1-6	ASME の K_{Ic} 曲線と新規 K_{Ic} モデルの比較 (PVP2014-28540 ⁷³ より引用)	2-139
図 2.3.1-7	WPS 効果の模式図 (PVP2014-28078 ⁷⁵ より引用)	2-141
図 2.3.1-8	使用された 2 つの荷重履歴 (LCF 及び LCTF) (PVP2014-28078 ⁷⁵ より引用)	2-142
図 2.3.1-9	プラント 1 の照射材を用いた WPS 効果の結果 (PVP2014-28078 ⁷⁵ より引用)	2-143
図 2.3.1-10	プラント 2 の照射材を用いた WPS 効果の結果 (PVP2014-28078 ⁷⁵ より引用)	2-143
図 2.3.1-11	WPS 効果の各モデルとの比較 (PVP2014-28078 ⁷⁵ より引用)	2-144
図 2.3.1-12	炉心領域部における相対的な中性子束の分布 (PVP2014-28350 ⁸³ より引用)	2-146
図 2.3.1-13	解析のフローの模式図 (ICONE19-43233 ⁸⁴ より引用)	2-148
図 2.3.1-14	破損確率に対する WPS 効果の影響の事例 (ICONE19-43233 ⁸⁴ より引用)	2-149
図 2.3.1-15	想定欠陥 (PVP2014-28212 ⁸⁵ より引用)	2-150
図 2.3.1-16	決定論解析の比較の手順 (PVP2014-28212 ⁸⁵ より引用)	2-150
図 2.3.1-17	応力拡大係数の比較 (PVP2014-28212 ⁸⁵ より引用)	2-151
図 2.3.1-18	条件付き裂進展確率の比較 (PVP2014-28212 ⁸⁵ より引用)	2-151
図 2.3.1-19	各サブリージョンに対する中性子照射量の割合	2-152
図 2.3.1-20	周方向 90° 分の各サブリージョンの TWCF の分布(SO と MSLB)	2-163
図 2.3.1-21	検査モデル適用時の周方向 90° 分の各サブリージョンの TWCF の分布の変化. 縦方向 : RPV 長手方向 横方向 : RPV 周方向 (左端 0°, 右端 90°)	2-163
図 2.3.2-1	標準的解析要領の枠組み	2-166

図 2.3.2-2	標準的解析要領の対象範囲.....	2-167
図 2.3.2-3	破損頻度計算手順の模式図.....	2-182
図 2.3.2-4	主蒸気管破断事故における冷却材温度及び圧力の時刻歴（発電設備技術検査協会報告書[3]より引用）.....	2-184
図 2.3.2-5	小破断 LOCA における冷却材温度及び圧力の時刻歴（発電設備技術検査協会報告書[3]より引用）.....	2-184
図 2.3.2-6	大破断 LOCA における冷却材温度及び圧力の時刻歴（発電設備技術検査協会報告書[3]より引用）.....	2-185
図 2.3.2-7	Beaver Valley Unit1 における一次系の弁の開固着 S0126 の冷却材温度及び圧力の時刻歴（NUREG/CR-6858[4]より引用）.....	2-185
図 2.3.2-8	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（PVP2014-28392[6]より引用）.....	2-186
図 2.3.2-9	クラッドを考慮した CEA の応力拡大係数における応力分布の取扱（S. Marie and S. Chapuliot [10]より引用）.....	2-186
図 2.3.2-10	PASCAL3 の重ね合わせ方の概念（JAEA Data/Code 2010-033[11]）.....	2-187
図 2.3.2-11	米国 Oconee Unit1 の RPV 内表面中性子照射量分布の例（NUREG-1806[2]）.....	2-187
図 2.3.2-12	台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例（PVP2014-28350[12]より引用）.....	2-188
図 2.3.2-13	米国 3 プラントにおける想定事象の発生頻度（NUREG-1806[2]）.....	2-188
図 2.3.2-14	K_{Ia} 曲線.....	2-193
図 2.3.2-15	き裂貫通頻度(TWCF)の算出フロー.....	2-194
図 2.3.2-16	き裂進展・停止の評価フロー.....	2-198
図 2.3.2-17	突合せ溶接及びオーバーレイクラッドを考慮した残留応力.....	2-200
図 2.3.2-18	オーバーレイクラッドによる母材の相変態を考慮した残留応力.....	2-200
図 2.3.2-19	RT_{NDT} の算出フロー.....	2-208
図 2.3.2-20	き裂進展確率及びき裂貫通確率の算出フロー.....	2-212
図 2.3.2-21	き裂進展判定を検証するために仮定した応力・温度履歴.....	2-214
図 2.3.2-22	脆化予測のフロー.....	2-218
図 2.3.2-23	附属書表の値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較.....	2-219
図 2.3.2-24	附属書表の補間値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較.....	2-219
図 2.3.2-25	附属書表の補間値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較.....	2-220
図 2.3.2-26	附属書表の値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較.....	2-221
図 2.3.2-27	溶接残留応力の確認のフロー.....	2-222
図 2.3.2-28	溶接残留応力の入力方式による K 値の比較.....	2-222
図 2.4.1-1	破損頻度計算手順の模式図.....	2-224
図 2.4.1-2	参考とした RPV の展開模式図(PVP2014-28350 ⁸³ より引用).....	2-225
図 2.4.1-3	参考とした中性子照射量の分布図(PVP2014-28350 ⁸³ より引用).....	2-226
図 2.4.1-4	欠陥の模式図(ORNL/TM-2012/567より引用).....	2-233
図 2.4.2-1	RPV の各分割領域におけるき裂貫通頻度マップ.....	2-240
図 3.2.1-1	PASCAL-SP の評価フローの模式図.....	3-6
図 3.2.1-2	xLPR ver.1.0 の評価フローの模式図（不確かさ考慮のためのループ）（NUREG-2110 ¹⁰³ より引用）.....	3-7

図 3.2.1-3	xLPR ver.1.0 の時間ループの模式図 (NUREG-2110 ¹⁰³ より引用)	3-7
図 3.2.1-4	182 合金の作用応力とき裂発生時間の関係 (MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-11
図 3.2.1-5	加圧器サージ管の FEM 解析の例 (NUREG-2162 ¹¹⁵ より引用)	3-14
図 3.2.1-6	降伏応力で正規化した応力分布 (MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-15
図 3.2.1-7	残留応力のユーザー指定の模式図 (MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-16
図 3.2.1-8	FEM による通常予想されるき裂形状の推移 (xLPR ver.1.0 のモデル及び入力に関する報告書 ¹⁰⁵ より引用)	3-20
図 3.2.1-9	FEM による理想的な貫通き裂形状の推移 (xLPR ver.1.0 のモデル及び入力に関する報告書 ¹⁰⁵ より引用)	3-21
図 3.2.1-10	CASSPAR の評価フロー (認識論的不確実さを考慮しない場合) (CASPPAR に関する EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-24
図 3.2.1-11	δ フェライトの累積確率密度 (CASPPAR に関する EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-25
図 3.2.1-12	室温におけ非劣化材の CF-8M の C_v の累積確率密度 (CASPPAR に関する EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-25
図 3.2.1-13	熱時効材の CF-8M の δ フェライトと C_v の関係 (CASPPAR に関する EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-26
図 3.2.1-14	非劣化材に対する流動応力 (CASPPAR に関する EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-26
図 3.2.1-15	非劣化材の流動応力に対する熱時効材の流動応力の比 (CASPPAR に関する EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-27
図 3.2.1-16	熱時効材の α と流動応力の関係 (CASPPAR に関する EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-27
図 3.2.1-17	H3T モデルによる靱性予測のフローの模式図 (PVP2005-71528 ¹³⁹ より引用)	3-31
図 3.2.1-18	PEPPER-M のフローチャート (日本溶接協会 PFM 書籍 ¹⁴⁰ より引用)	3-34
図 3.2.1-19	溶接線あたりの欠陥個数の分布 (PVP2008-61017 より引用)	3-34
図 3.2.1-20	欠陥発生時刻の分布 (PVP2008-61017 より引用)	3-35
図 3.2.1-21	BWR 環境中の HAZ における SCC 進展速度 (機論 A 77 巻 782 号より引用)	3-35
図 3.2.1-22	BWR 環境中の溶接部における SCC 進展速度 (機論 A 77 巻 782 号より引用)	3-36
図 3.2.1-23	PASCAL-SP と PEPPER-M のベンチマーク解析事例 (PVP2011-57498 ¹⁴³ より引用)	3-36
図 3.2.1-24	PRAISE-CANDU の解析フローの模式図 (PVP2013-98010 ¹⁴⁶ より引用)	3-38
図 3.2.1-25	Base Case での各確率の比較 (PVP2013-98010 ¹⁴⁶ より引用)	3-39
図 3.2.1-26	PRO-LOCA の単位溶接線長さに対する初期き裂個数 (MERIT プロジェクトの最終報告書 ¹⁰⁴ より引用)	3-42
図 3.2.1-27	想定する荷重 (PVP2014-28049 ¹⁵² より引用)	3-43
図 3.2.1-28	メッシュ図の例と応力拡大係数評価点 (PVP2014-28049 ¹⁵² より引用)	3-44
図 3.2.1-29	既存解との比較 (PVP2014-28049 ¹⁵² より引用)	3-44
図 3.2.2-1	PWR 配管減肉測定部位と減肉傾向 (旧経済産業省原子力安全・保安院報告書 ¹⁵³ より引用)	3-47

図 3.2.2-2	BWR 配管減肉測定部位と減肉傾向 (旧経済産業省原子力安全・保安院報告書 ¹⁵³ より引用)	3-48
図 3.2.2-3	局所減肉部の板厚のコンター (PVP2012-78327 ¹⁵⁹ より引用)	3-52
図 3.2.2-4	線形回帰による手法 (PVP2012-78327 ¹⁵⁹ より引用)	3-52
図 3.2.2-5	評価最終時間における板厚の予測値のばらつき (PVP2012-78327 ¹⁵⁹ より引用)	3-53
図 3.2.2-6	給水系の溶接部の模式図 (PVP2012-78756 ¹⁶¹ より引用)	3-53
図 3.2.2-7	初期板厚予測の考慮の有無 (PVP2012-78756 ¹⁶¹ より引用)	3-54
図 3.2.2-8	対数正規プロット 復水系 (FAC-1)	3-55
図 3.2.2-9	正規プロット 復水系 (FAC-1)	3-55
図 3.2.2-10	対数正規プロット 復水系 (FAC-2)	3-56
図 3.2.2-11	正規プロット 復水系 (FAC-2)	3-56
図 3.2.2-12	対数正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)	3-57
図 3.2.2-13	正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)	3-57
図 3.2.2-14	対数正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)	3-58
図 3.2.2-15	正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)	3-58
図 3.2.2-16	対数正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-1)	3-59
図 3.2.2-17	正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-1)	3-59
図 3.2.2-18	対数正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-2)	3-60
図 3.2.2-19	正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-2)	3-60
図 3.2.2-20	対数正規プロット 給水・過熱器ベント系 (FAC-2)	3-61
図 3.2.2-21	正規プロット 給水・過熱器ベント系 (FAC-2)	3-61
図 3.2.2-22	対数正規プロット 給水系 (FAC-1)	3-62
図 3.2.2-23	正規プロット 給水系 (FAC-1)	3-62
図 3.2.2-24	対数正規プロット 抽気系 (FAC-2)	3-63
図 3.2.2-25	正規プロット 抽気系 (FAC-2)	3-63
図 3.2.2-26	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 復水系 (FAC-1)	3-64
図 3.2.2-27	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 復水系 (FAC-2)	3-64
図 3.2.2-28	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)	3-65
図 3.2.2-29	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)	3-65
図 3.2.2-30	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水・過熱器ドレン系 (FAC-1)	3-66
図 3.2.2-31	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水・過熱器ドレン系 (FAC-2)	3-66
図 3.2.2-32	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水・過熱器ベント系 (FAC-2)	3-67
図 3.2.2-33	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水系 (FAC-1)	3-67
図 3.2.2-34	ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 抽気系 (FAC-2)	3-68
図 3.2.2-35	減肉率中央値と対数標準偏差の関係	3-68
図 3.2.2-36	同一断面内の最大値 対数正規プロット	3-70
図 3.2.2-37	同一断面内の最大値 正規プロット	3-70

図 3.2.2-38	同一断面内の最大値 対数正規分布.....	3-71
図 3.2.2-39	同一角度内の最大値 対数正規分布.....	3-71
図 3.2.2-40	減肉率の予測値に対する計測値の比 対数正規プロット (PVP2005-71151 ¹⁶² より引用)	3-73
図 3.2.2-41	減肉種類の模式図 (PVP2005-71151 ¹⁶² より引用)	3-74
図 3.2.2-42	破損確率の解析事例 減肉種類の影響 (PVP2005-71151 ¹⁶² より引用)	3-74
図 3.2.3-1	欠陥寸法算出の手順 (EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-76
図 3.2.3-2	解析結果の例 (EPRI 報告書 ¹³⁷ より引用)	3-77
図 3.2.3-3	ASME/WOG 手法の流れの模式図.....	3-82
図 3.2.3-4	PRAISE の機能紹介の解説図.....	3-83
図 3.2.3-5	ノズルの溶接継手の形状 (WCAP-17236-NP-A ¹⁶⁹ より引用)	3-84
図 3.3.1-1	き裂発生時刻のばらつき(100,000 サンプル)と理論曲線の比較	3-92
図 3.3.1-2	Sander 式と導入式の算出 K 値の比較.....	3-94
図 3.3.1-3	PASCAL-SP で計算した PWSCC き裂進展速度	3-96
図 3.3.1-4	ニッケル合金(600 合金)の PWR 一次系水質環境中の SCC き裂進展速度線図 ..3-96	
図 3.3.1-5	$K=40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ における PWSCC き裂進展速度の確率分布.....	3-97
図 3.3.1-6	PASCAL-SP で計算した NiSCC き裂進展速度	3-99
図 3.3.1-7	ニッケル合金溶接金属の BWR 環境中の SCC き裂進展速度線図	3-99
図 3.3.1-8	$K=40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ における NiSCC き裂進展速度の確率分布.....	3-100
図 3.3.1-9	PASCAL-SP で計算した疲労き裂進展速度.....	3-102
図 3.3.1-10	ニッケル合金母材(600 合金、690 合金)及びその溶接金属の PWR 一次系水質環境中の疲労き裂進展速度線図($T_c=325^\circ\text{C}$, $t_r=500\text{s}$).....	3-103
図 3.3.1-11	$\Delta K=40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ における疲労き裂進展速度の確率分布 (100,000 サンプル).....	3-103
図 3.3.1-12	$F(\%)<23$ における σ_f/σ_{f0} と $P(t,T)$ の関係(参考文献 ¹³⁹ より引用).....	3-113
図 3.3.1-13	PASCAL-SP に整備した TSS モデルにおける σ_f/σ_{f0} と $P(t,T)$ の関係($F(\%)<23$).....	3-113
図 3.3.1-14	325°C における J_{IC} の定数 A と $F(\%)$ の関係(参考文献 ¹³⁹ より引用).....	3-114
図 3.3.1-15	PASCAL-SP に整備した H3T モデルにおける 325°C における J_{IC} の定数 A と $F(\%)$ の関係.....	3-114
図 3.3.1-16	熱時効を考慮した $J-\Delta a$ 曲線の予測値 (参考文献 ¹³⁹ より引用).....	3-115
図 3.3.1-17	PASCAL-SP に整備した H3T モデルにおける	3-115
図 3.3.2-1	き裂進展速度に及ぼす Ni/NiO 線からの ECP 差分量.....	3-119
図 3.3.2-2	ブルーベダイアグラム.....	3-119
図 3.3.2-3	ハイブリッドモデルの比較 (母材).....	3-120
図 3.3.2-4	ハイブリッドモデルの比較 (溶接金属).....	3-121
図 3.3.2-5	米国 STPI 号機における原子炉容器下部貫通部からの漏えいの様子	3-122
図 3.3.2-6	溶接方向き裂.....	3-122
図 3.3.2-7	溶接方向き裂における半楕円形状から無限長き裂形状への置換え	3-123
図 3.3.2-8	PWR 水質環境中における疲労き裂進展速度例	3-125
図 3.3.2-9	BWR 炉水環境中における疲労き裂進展速度例.....	3-126
図 3.3.2-10	V.C.Summer で確認された高アスペクト比き裂の様子.....	3-127
図 3.3.2-11	高アスペクト比応力拡大係数導入前後におけるき裂最深点の K 値の比較 ...	3-127
図 3.3.2-12	デンドライト方向を考慮した PWSCC き裂進展速度試験	3-128

図 3.3.3-1	Smith らによる Region の分割.....	3-131
図 3.3.3-2	サンプリングした減肉率の累積確率と正規分布の	3-133
図 3.4.1-1	内表面き裂の進展の模式図（欠陥の解釈より引用）	3-136
図 3.4.1-2	溶接残留応力分布.....	3-139
図 3.4.2-1	代表的な配管に関する破損確率解析事例.....	3-146
図 3.4.2-2	経年事象によるき裂の進展及び地震によるき裂進展.....	3-146
図 3.4.2-3	非破壊検査を考慮しない場合の破損確率解析事例.....	3-147
図 3.4.2-4	IGSCC によるき裂の発生を考慮した破損確率解析事例	3-148
図 4.2.1-1	MELCOR でモデル化される過程及び現象の範囲 ²¹³	4-4
図 4.2.1-2	MELCOR の計算による IC 有効時の RPV 温度（1 号機） ²¹³	4-8
図 4.2.1-3	MELCOR の計算による IC 有効時の RPV 圧力と TEPCO データの比較(1 号機) ²¹³	4-9
図 4.2.1-4	MELCOR の計算による炉心及びダウンカマの水位（1 号機） ²¹³	4-10
図 4.2.1-5	MELCOR の計算による炉心の燃料温度（1 号機） ²¹³	4-11
図 4.2.1-6	MELCOR の計算による燃料被覆の酸化からの水素発生（1 号機） ²¹³	4-11
図 4.2.1-7	MELCOR の計算による燃料被覆、ステンレス鋼、B4C の酸化からの水素発生（1 号機） ²¹³	4-12
図 4.2.1-8	MELCOR の計算に主蒸気配管温度（1 号機） ²¹³	4-13
図 4.2.1-9	MELCOR の計算による格納容器圧力と TEPCO データの比較（1 号機） ²¹³ ..	4-13
図 4.2.1-10	MELCOR の計算による容器下部プレナムの燃料堆積（1 号機） ²¹³	4-14
図 4.2.1-11	MELCOR の計算による下部ヘッド壁の節点温度（1 号機） ²¹³	4-15
図 4.2.1-12	MELCOR の計算による下部ヘッド破損後の物質剰余（1 号機） ²¹³	4-15
図 4.2.1-13	MELCOR の計算による下部ヘッド破損時前後の炉心損傷状況（1 号機） ²¹³ ..	4-16
図 4.2.1-14	6 面体及び 4 面体要素を用いたき裂モデリング ²¹⁵	4-17
図 4.2.1-15	引張とねじりを受ける円柱の面外き裂進展の例 ²¹⁶	4-18
図 4.2.1-16	重合メッシュ法の概念.....	4-19
図 4.2.1-17	XFEM における変位関数の構成とき裂進展のイメージ ²¹⁹	4-19
図 4.2.1-18	下部ヘッド破損評価における主な項目 ²²⁰	4-21
図 4.2.1-19	SA533B1 材の各温度における降伏応力の試験結果 ²²⁰	4-23
図 4.2.1-20	SA533B1 材の各温度における引張強さの試験結果 ²²⁰	4-24
図 4.2.1-21	SA533B1 材の各温度における伸び率の試験結果 ²²⁰	4-24
図 4.2.1-22	SA533B1 材の各温度における断面減少率の試験結果 ²²⁰	4-25
図 4.2.1-23	INEL 及び ASTM による SA533B1 材の引張強さの試験結果 ²²⁰	4-25
図 4.2.1-24	公表された試験データによる SA533B1 材のヤング率 ²²⁰	4-26
図 4.2.1-25	SA533B1 材の温度 900K の全歪対時間のプロット ²²⁰	4-27
図 4.2.1-26	SA533B1 材の破断応力対破断時間のプロット ²²⁰	4-28
図 4.2.1-27	SA533B1 材の破断応力対最小クリープ歪速度のプロット ²²⁰	4-28
図 4.2.1-28	INEL 試験による Inconel 600 材の応力—歪カーブ ²²⁰	4-33
図 4.2.1-29	INEL 試験による Inconel 600 材の降伏応力 ²²⁰	4-34
図 4.2.1-30	INEL 試験による Inconel 600 材の引張強さ ²²⁰	4-34
図 4.2.1-31	Inconel 600 材の温度 900K の全歪対時間のプロット ²²⁰	4-35
図 4.2.1-32	Inconel 600 材の破断応力対破断時間のプロット ²²⁰	4-36

図 4.2.1-33	Inconel 600 材の Larson-Miller パラメータ対破断応力のプロット ²²⁰	4-36
図 4.2.1-34	INEL 試験による SUS304 の応力—歪カーブ ²²⁰	4-39
図 4.2.1-35	INEL 試験による SUS304 の降伏応力 ²²⁰	4-40
図 4.2.1-36	INEL 試験による SUS304 の引張強さ ²²⁰	4-40
図 4.2.1-37	SUS304 材の温度 1089K の全歪対時間のプロット ²²⁰	4-41
図 4.2.1-38	SUS304 材の破断応力対破断時間のプロット ²²⁰	4-41
図 4.2.1-39	SUS304 材の Larson-Miller パラメータ対破断応力のプロット ²²⁰	4-42
図 4.2.1-40	SA533B1 及び SA508-CL2 材の Larson-Miller パラメータ ²²⁰	4-43
図 4.2.1-41	SUS304 材のクリープ破断強さ ²²¹	4-48
図 4.2.1-42	SUS304 材の 800°Cにおけるクリープ歪挙動 ²²¹	4-48
図 4.2.1-43	SUS304 材の 850°Cにおけるクリープ歪挙動 ²²¹	4-49
図 4.2.1-44	SUS304 材の 900°Cにおけるクリープ歪挙動 ²²¹	4-49
図 4.2.1-45	TMI-2 下部ヘッド母材の降伏応力と引張強さ ²²²	4-54
図 4.2.1-46	TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ破断強さ ²²²	4-55
図 4.2.1-47	TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ破断強さと Midland 材料との比較 ²²²	4-55
図 4.2.1-48	TMI-2 下部ヘッド材料の歪時間曲線 (一例) ²²²	4-56
図 4.2.1-49	TMI-2 下部ヘッド材料のクリープデータの Larson-Miller 線図 ²²²	4-56
図 4.2.1-50	TMI-2 下部ヘッド材料の応力—破断時間と Larson-Miller 曲線の比較 ²²²	4-57
図 4.2.1-51	TMI-2 下部ヘッド材料のクリープデータの Manson-Haferd 線図 ²²²	4-57
図 4.2.1-52	TMI-2 下部ヘッド材料の応力—破断時間と Manson-Haferd 曲線の比較 ²²²	4-58
図 4.2.1-53	SUS304 母材の応力—歪データ ²²³	4-60
図 4.2.1-54	SUS304 母材の応力—歪データ (一部抜粋) ²²³	4-61
図 4.2.1-55	DNiCrFe-3 のクリープデータ (一部抜粋) ²²³	4-61
図 4.2.2-1	き裂先端縮退要素の例.....	4-65
図 4.2.2-2	弾性特異要素と塑性特異要素 ²²⁵	4-65
図 4.2.2-3	塑性特異要素の変形後の形状 ²²⁵	4-65
図 4.2.2-4	丸棒モデルのメッシュ、荷重及び境界条件.....	4-67
図 4.2.2-5	丸棒モデルの境界条件 (拡大図).....	4-68
図 4.2.2-6	丸棒モデルの荷重条件 (拡大図).....	4-69
図 4.2.2-7	損傷パラメータ ω (要素最大値) が 1 に達した要素(要素 8,545).....	4-70
図 4.2.2-8	Rabotonov-Kachanov 則使用時の Mises 相当応力[MPa]・変形図(実寸) 全体.....	4-71
図 4.2.2-9	Rabotonov-Kachanov 則使用時の Mises 相当応力[MPa]・変形図(実寸) 下から第1段差.....	4-71
図 4.2.2-10	Rabotonov-Kachanov 則使用時の軸方向クリープ歪・変形図(実寸) 全体.....	4-72
図 4.2.2-11	Rabotonov-Kachanov 則使用時の軸方向クリープ歪・変形図(実寸)下から第1段差.....	4-72
図 4.2.2-12	Rabotonov-Kachanov 則使用時の ω (要素最大値)・変形図(実寸) 全体.....	4-73
図 4.2.2-13	Rabotonov-Kachanov 則使用時の ω (要素最大値)・変形図(実寸) 下から第1段差.....	4-73
図 4.2.2-14	要素 8545 の損傷パラメータ ω の履歴(要素最大値).....	4-74
図 4.2.2-15	Norton-Bairly 則と Rabotonov-Kachanov 則による歪の比較.....	4-74
図 4.3.1-1	計装管の貫通部を持つ下部ヘッドのイメージ.....	4-76
図 4.3.1-2	解析モデルのメッシュ図.....	4-78
図 4.3.1-3	伝熱解析に用いた物性値.....	4-79
図 4.3.1-4	構造解析に用いた物性値.....	4-79

図 4.3.1-5	伝熱解析の境界条件 (ケース 1)	4-82
図 4.3.1-6	伝熱解析の境界条件 (ケース 2)	4-82
図 4.3.1-7	1,000[s]の温度[K] (ケース 1)	4-84
図 4.3.1-8	1,000[s]の温度[K] (ケース 2)	4-85
図 4.3.1-9	熱応力の境界条件	4-86
図 4.3.1-10	600[s]の要素温度[K]・変形図(50倍)(ケース 1)	4-87
図 4.3.1-11	600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 1)	4-88
図 4.3.1-12	600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 1)	4-88
図 4.3.1-13	600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍)(ケース 1)	4-89
図 4.3.1-14	600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍)(ケース 1)	4-89
図 4.3.1-15	600[s]の要素温度[K]・変形図(50倍)(ケース 2)	4-90
図 4.3.1-16	600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 2)	4-91
図 4.3.1-17	600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 2)	4-91
図 4.3.1-18	600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍)(ケース 2)	4-92
図 4.3.1-19	600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍)(ケース 2)	4-92
図 4.3.1-20	図 4.3.1-21 から図 4.3.1-23 のデータを抽出した位置	4-93
図 4.3.1-21	ケース 1 及びケース 2 の応力履歴 (計装管内面)	4-93
図 4.3.1-22	ケース 1 及びケース 2 の応力履歴 (下部ヘッド内面)	4-94
図 4.3.1-23	ケース 1 及びケース 2 の応力履歴 (下部ヘッド外面)	4-94
図 4.3.1-24	解析モデルのメッシュ図(き裂あり) (1/3)	4-96
図 4.3.1-25	解析モデルのメッシュ図 き裂部分	4-97
図 4.3.1-26	1,000[s]の温度[K] (き裂有り)	4-98
図 4.3.1-27	600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍)(き裂有り)	4-99
図 4.3.1-28	600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍)(き裂有り)	4-100
図 4.3.1-29	600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍)(き裂有り)	4-100
図 4.3.1-30	600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍)(き裂有り)	4-101
図 4.3.1-31	600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍) き裂中央を通る断面	4-102
図 4.3.1-32	600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍) き裂中央を通る断面	4-102
図 4.3.1-33	600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍) き裂中央を通る断面	4-103
図 4.3.1-34	600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍) き裂中央を通る断面	4-103
図 4.3.2-1	モデルの概要	4-105
図 4.3.2-2	ノズルが存在する部位(ピンク色)とその領域のメッシュ	4-106
図 4.3.2-3	高圧注入系作動の失敗に関する履歴	4-108
図 4.3.2-4	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗に関する履歴	4-109
図 4.3.2-5	大破断 LOCA_再循環機能喪失に関する履歴	4-110
図 4.3.2-6	結果の出力位置	4-111
図 4.3.2-7	高圧注入系作動の失敗による温度変化	4-112
図 4.3.2-8	高圧注入系作動の失敗によるクリープ歪変化	4-112
図 4.3.2-9	高圧注入系作動の失敗による塑性歪変化	4-113
図 4.3.2-10	高圧注入系作動の失敗による軸方向応力変化	4-113
図 4.3.2-11	高圧注入系作動の失敗による周方向応力変化	4-114
図 4.3.2-12	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による温度変化	4-114

図 4.3.2-13	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗によるクリープ歪変化.....	4-115
図 4.3.2-14	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による塑性歪変化.....	4-115
図 4.3.2-15	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による軸方向応力変化.....	4-116
図 4.3.2-16	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による周方向応力変化.....	4-116
図 4.3.2-17	大破断 LOCA_再循環機能喪失による温度変化.....	4-117
図 4.3.2-18	大破断 LOCA_再循環機能喪失によるクリープ歪変化.....	4-117
図 4.3.2-19	大破断 LOCA_再循環機能喪失による塑性歪変化.....	4-117
図 4.3.2-20	大破断 LOCA_再循環機能喪失による軸方向応力変化.....	4-118
図 4.3.2-21	大破断 LOCA_再循環機能喪失による周方向応力変化.....	4-118

1. 概要

運転開始後 30 年を超えて運転する経年プラントの重要機器の健全性評価をより高度なものとするため、高経年化技術評価に対して国内外の最新情報や知見を収集し、経年プラントの原子炉圧力容器、一次系配管及び炉内構造物について、考慮すべき経年劣化事象を整理し、各機器の機能喪失確率評価手法について検討した。

2. 原子炉圧力容器に関する調査研究

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：NISA）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方法は、日本電気協会規程に準拠しており、PTS 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。

このため本研究では、高経年化技術評価に関わる原子炉圧力容器の健全性評価手法について、現行の基準等に対する技術的根拠の再確認等を行い、規制の高度化・高精度化、今後の学協会規格の技術評価に資する。

また、炉心領域部の照射脆化に加えて、貫通部における SCC 等の劣化事象に対する評価上の課題を整理し、将来的に原子炉圧力容器全体としての健全性評価法を構築する。

さらに、機器・構造物の健全性評価に対し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。）解析技術に関する課題抽出、及び国内規制基準への PFM 解析の適用性検討を行う。合わせて、原子炉圧力容器の PFM 解析コードに対する計算モデルの検証とコードの妥当性確認を行い、標準的入力データと解析手法を整備して、標準的解析要領案を策定する。

2.2 健全性評価手法に関わる調査

2.2.1 想定すべき荷重条件

加圧水型原子炉（Pressurized Water Reactor, 以下「PWR」という。）の事故時には、非常用炉心冷却系（Emergency Core Cooling System, 以下「ECCS」という。）の作動により、低温の冷却水が高温高圧の一次系内に注入（以下「ECCS 注入」という。）される。低温側配管に注入された低温水は、配管内の流動状況によっては、十分に混合されないまま RPV に到達し、ダウンカマを流下することが考えられる。この際、高圧条件下で高温の壁面を低温水が流れることによる PTS が、構造健全性の観点から懸念されている。近年、実験や数値流体力学（Computational Fluid Dynamics, 以下「CFD」という。）コードによる熱流動解析により、低温水の広がり三次元的であることが示されており、構造側への影響についても流動状況を考慮した詳細な検討が望まれている。

本年度は、現実的な過渡事象を想定するとともに、平成 25 年度までに整備したモデルを改良して熱水力を含む詳細解析を実施し、現行の健全性評価手法との違いを明確化した。

(1) 熱流動解析

1) 小破断冷却材喪失事故を想定した境界条件に係る調査

代表的な国内 3 ループ PWR モデルプラントにおける小破断冷却材喪失事故（Small Break Loss of Coolant Accident, 以下「SBLOCA」という。）を想定して、RPV 炉心領域部の荷重条件評価を目的とした CFD 解析のために必要となる流量等の境界条件の調査を行った。

(a) SBLOCA を想定した入力条件の調査

CFD 解析のために必要となる熱流動境界条件（CFD 条件）は、図 2.2.1-1 に示すとおり低温側配管入口（一次系冷却材ポンプ（Reactor Coolant Pump, 以下「RCP」という。）吐出口）と ECCS 注入境界での流量と温度、及び原子炉容器ダウンカマ部の圧力である。各 CFD 条件について、国内 3 ループ PWR の一次系全体に対して SBLOCA 時の熱水力解析を行う際に用いられるノード・ジャンクション法に基づく計算コード（SATAN-VI(Small-LOCA)）の解析結果についての調査を行い、CFD 条件についてまとめた。調査した熱水力解析の解析条件を表 2.2.1-1 に、SATAN-VI (Small-LOCA)による熱水力解析結果から抽出した CFD 条件を表 2.2.1-2 に示す。なお、今回の調査で得られた CFD 条件には、商業機密に相当する情報が含まれるため、具体的なデータについては記載しない。今回選定した解析条件の根拠については以下の“(b)入力条件の関連情報に関する調査”にて示す。

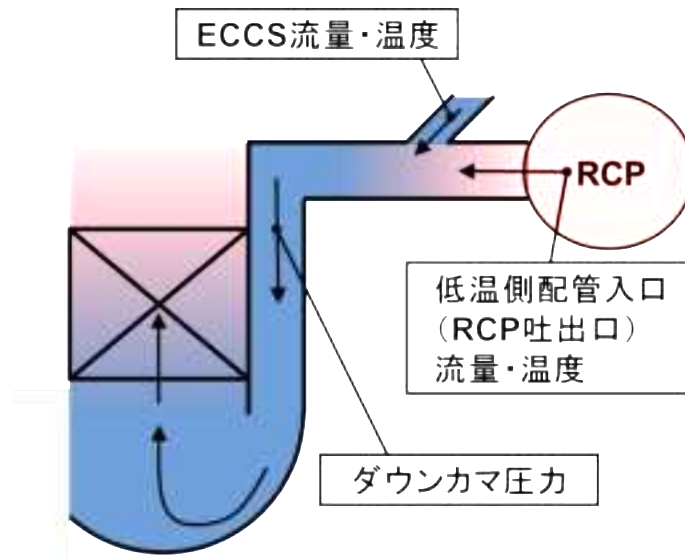


図 2.2.1-1 CFD 熱流動境界条件概要図

表 2.2.1-1 熱水力解析条件

パラメータ	解析条件
初期運転状態	全出力運転状態
破断位置	高温側配管
破断サイズ	50mm 口径
ECCS 注入条件	最大注入流量, 最低温度

表 2.2.1-2 熱水力解析結果から抽出した CFD 熱流動境界条件

ダウンカマ圧力
低温側配管入口 (RCP 吐出口) 温度
低温側配管入口 (RCP 吐出口) 流量
ECCS 温度
ECCS 流量

(b) 入力条件の関連情報に関する調査

PTS は過渡もしくは事故事象等の影響で一次冷却材が高圧化したことで生じる圧力荷重と、一次冷却系（Reactor Coolant System, 以下「RCS」という。）及び ECCS による冷水の注入により原子炉容器が短時間で冷却される際に生じる収縮応力の 2 つの要因で生じる熱衝撃を指す。

SBLOCA では、原子炉冷却材圧力バウンダリの破損に伴い ECCS が作動し、その注入水により原子炉容器において熱衝撃が生じる可能性がある。加えて破断サイズが小さいことから流出流量が小さく、RCS 圧力が比較的高く維持されるため、PTS が厳しくなる代表事故事象である。破断箇所から高温の一次冷却材が破断流として RCS 外へ継続して流出するため、RCS の挙動は、時間経過とともに圧力、温度ともに低下傾向となる。

したがって、PTS として厳しい条件を選定するためには、熱水力解析の条件のうち、PTS に寄与する主要なパラメータについては、圧力を高く維持する観点と、低温による熱衝撃の観点の両面から考える必要がある。PTS 評価における主要なパラメータとその選定理由について表 2.2.1-3 に示す。

主要なパラメータについては、PTS 評価に係る国内 PWR の SBLOCA 時の解析条件と併せて、OECD/NEA ROSA Project にて実施された PTS 評価に係る試験条件についても調査を行った。

表 2.2.1-3 PTS 評価における主要なパラメータ

主要パラメータ	選定理由
出力	RCS 内の熱源となるパラメータ
破断位置	事故時の冷却材喪失過程、即ち原子炉全体のシステム応答を決定するパラメータ
破断サイズ	事故時の冷却材喪失流量を決定するパラメータ。
ECCS 注入流量	低温の ECCS 水の注入流量を決定するパラメータ
ECCS 注入水温度	低温の ECCS 水の温度を決定するパラメータ

① 国内 PWR の SBLOCA 時の解析条件

PTS 評価に係る国内 PWR の SBLOCA 時における主要な各パラメータの設定根拠について調査した。各パラメータの設定根拠の方針を以下に示す。

➤ 炉心出力

炉心での出力（崩壊熱）は RCS 内の熱源となるパラメータであり、出力が高いほど過渡の RCS 圧力と一次冷却材温度はともに高くなる。特に RCS 圧力を高圧力に維持する直接的な主要因となる。一方熱衝撃の観点では、評価対象である原子炉容器ダウンコマ部冷却材温度が重要となるが、炉心出力は当該温度に直接関係しない。そのため冷却による熱衝撃に対する炉心出力の寄与は RCS 圧力に対する寄与と比較して小さいものと考えられる。したがって RCS 圧力を高めに維持する観点から、初期条件として定格運転

時の炉心出力を設定し、過渡時の炉心出力に寄与する崩壊熱についても考慮している。

➤ ECCS 注入流量・注入水温度

ECCS 注入流量が多く、ECCS 注入水温度が低いほど除熱効果が高まるため RCS 圧力と一次冷却材温度はともに低くなる。評価対象となる原子炉容器ダウンカマ部冷却材温度について、ECCS 注入流量及び注入水温度は当該温度に直接関係する。一方、ECCS による局所的な低温水注入による RCS 圧力への寄与は、炉心における出力による RCS 圧力への寄与と比較して充分小さいと考えられる。このため、冷却による熱衝撃の観点から、ダウンカマ部冷却材温度を低めに評価するよう、ECCS 注入流量を最大、また ECCS 注入水温度を最低に設定している。

➤ 破断位置

SBLOCA における破断口の位置は、RCS のループ構成上、重機器を結ぶ一次冷却材管で代表させることができ、低温側配管、一次冷却材ポンプ吸い込み側配管及び高温側配管となる。これらを図 2.2.1-2 にそれぞれ破断位置 C、X 及び H として示す。

PTS 事象は熱衝撃と圧力が高く維持された状態の両面から考察する必要があるが、圧力については破断位置による影響が少ない。一方、ECCS 注入水による冷却効果は破断位置による影響が大きいと考えられるため、熱衝撃の観点から考察して、低温の ECCS 水の注入口が低温側配管であり、PTS としての評価対象が原子炉容器ダウンカマ部であることを考慮した上で、PTS 評価に係る解析条件として最も厳しい破断口の位置を決定する必要がある。

破断位置が C の場合、ECCS 注入水が破断口から一部流出することから原子炉容器ダウンカマ部の冷却効果が小さくなると考えられる。破断位置が X の場合、破断口からの ECCS 注入水の直接の流出はないものの、注入位置と破断口の位置との間に存在するのは一次冷却材ポンプのみであり、ECCS 注入水の一部はポンプ側へ流入することから、その分、原子炉容器ダウンカマ部の冷却効果を小さくすると考えられる。破断位置が H の場合、注入位置と破断口の位置との間に一次冷却材ポンプと蒸気発生器が存在し、ECCS 注入水はポンプ側へは流れ難い。したがって、ECCS 注入水のほとんどは原子炉容器ダウンカマ部を経由して破断口へ向かうことから、原子炉容器ダウンカマ部の冷却効果が最も大きい。

以上より、PTS 評価における最も厳しい破断位置は高温側配管であると判断している。

➤ 破断サイズ

破断サイズは事故時の冷却材喪失量を決定するパラメータである。熱衝撃すなわちダウンカマ部冷却材温度の観点からは、破断サイズが大きい方が高温の一次系冷却材が一次系外へ多く流出し、低温の ECCS 水が注入されることによりダウンカマ部冷却効果が促進されるため熱衝撃として安全側の条件である。一方、圧力の観点からは、破断サイズが小さい方が一次冷却材の流出が少なく、RCS 圧力が高く維持されるため、圧力とし

て安全側の条件である。したがって PTS 事象に対し破断サイズは相反する特性を示すため、破断サイズの設定方針として自然循環の成立性を新たな基準として加えている。

RCS 内において自然循環が成立している場合、蒸気発生器から低温側配管へ流入する冷却材と低温水である ECCS 注入水とが低温側配管内で混合すると考えられており、ダウンコマ部へ流入する流体の温度は比較的高くなることから熱衝撃の影響は小さい。一方、RCS 内にて自然循環が成立していない場合、蒸気発生器から冷却材が流れにくくなるため ECCS 注入水との混合効果が小さくなる。そのため、低温の ECCS 注入水が低温のままダウンコマ部へ流入し、低温水による熱衝撃が発生し、PTS 評価上安全側となる。

以上より、熱衝撃の観点で厳しい自然循環が不成立となり、かつ RCS 圧力が高めに維持されるよう、破断サイズとしては 50mm 口径破断を選定している。

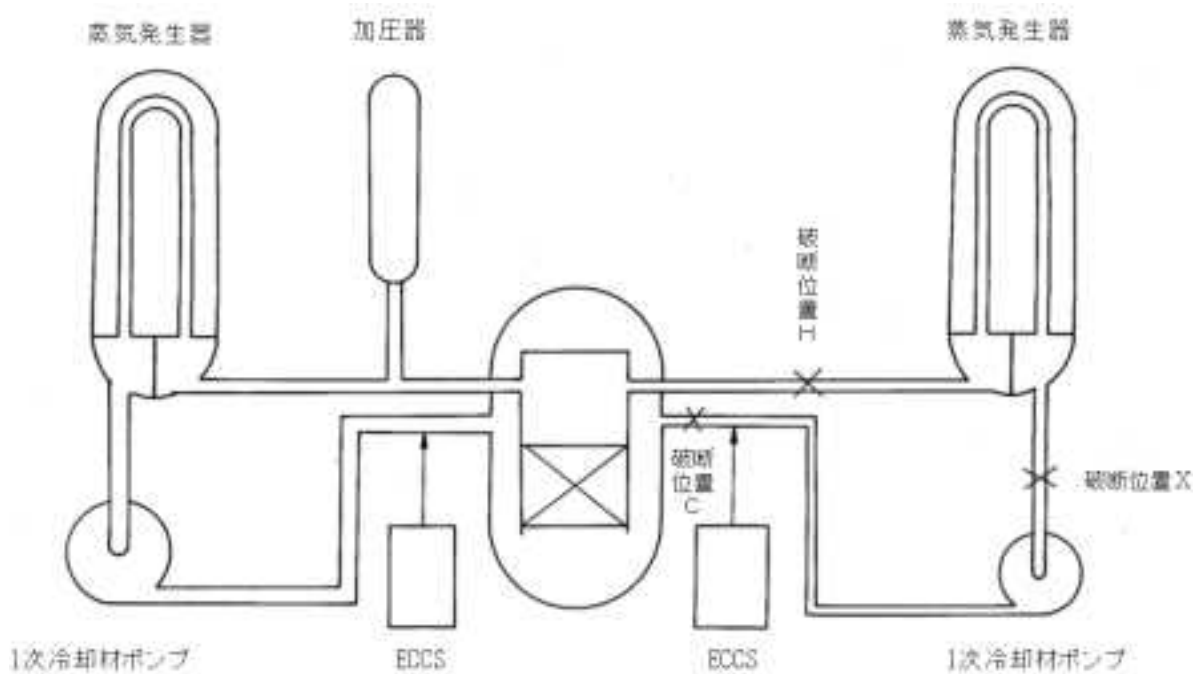


図 2.2.1-2 一次冷却系概要図

② OECD/NEA ROSA Project Test1-2 (SB-HL-17) の試験条件¹

OECD/NEA ROSA Project (以下「OECD ROSA」という。)は大型非定常試験装置 (Large Scale Test Facility, 以下「LSTF」という。)を使用することで、軽水炉の安全性に関する諸問題を解決することを目的として発足されたものである。ここでは OECD ROSA で使用されている LSTF 及び OECD ROSA にて実施した PTS 評価に係る試験 Test1-2 (SB-HL-17) を対象とする。

LSTF は 3423 MWth 出力の敦賀発電所 2 号機をモデルとして設計された、高さが実機 PWR 相当の 2 ループ試験装置で、PWR における LOCA 等過渡事象についての熱水力挙動を模擬することができる。ROSA 試験装置の特徴として、実機プラントと同高圧で運転可能であり、体積比は設計モデルとなる敦賀発電所 2 号機に代表される実機 4 ループ PWR プラントの 1/48 である。LSTF と PWR との比較図を図 2.2.1-3 に示す。また LSTF の主要な設計特性について表 2.2.1-4 にまとめる。

Test1-2 は上述の LSTF を用いて高温側配管 1.0% SBLOCA を模擬した総合効果試験であり、PTS 評価の知見を得る目的で実施されている。試験結果は実機 PWR の SBLOCA 時の挙動と同様であり、破断を模擬したオリフィスの開放と共に一次冷却材が流出し、RCS 圧力及び一次冷却材温度は時間経過とともに減少する。RCS 圧力の低下に伴い ECCS が作動し、低温の ECCS 水が低温側配管を経由してダウンコマ部へ流入することで RPV のダウンコマ部は冷却される。

次に試験における条件パラメータについて示す。Test 1-2 の試験条件のうち、表 2.2.1-3 で示したパラメータについて整理し、実機 4 ループ PWR と比較する。Test 1-2 では過渡時の出力及び ECCS 注入水温度についても実機 4 ループ PWR に相当する条件として設定されている。また、破断位置についても実機 PWR を対象とした PTS 評価における仮定と同様、高温側配管である。

一方、実機 PWR と異なるパラメータとして破断サイズ及び ECCS 注入流量が挙げられる。Test 1-2 では 1.0% SBLOCA を模擬しており、LSTF での破断サイズは実機 4 ループ PWR の 70mm 口径破断に相当するため、実機 PWR の PTS 評価で設定した 50mm 口径破断と比較して相対的に大きめの破断サイズとなる。また、Test 1-2 では機器の単一故障を仮定しているため、ECCS 流量は実機の約半分相当の流量となっている。

Test 1-2 の試験条件のうち、PTS 評価に係る主要なパラメータについて、実機 4 ループ PWR プラントにスケーリングした場合の条件を表 2.2.1-5 に纏める。

¹ Organisation for Economic Co-operation and Development, “Final Integration Report of OECD/NEA ROSA Project 2005-2009”, (2013)

表 2.2.1-4 LSTF の主要設計特性

Items		LSTF	PWR	PWR/LSTF
Primary/Secondary Pressures	(MPa)	16 / 7.4	16 / 6.13	1 / 0.83
Primary/Secondary Temperatures	(K)	598 / 562	598 / 550	1 / 0.98
Core Height	(m)	3.66	3.66	1
Number of Fuel Rods		1008	50952	50.55
Primary Fluid Volume	V (m ³)	8.14	347	42.6
Total Core Power	Q (MW)	10	3423(t)	342
	Q/V (MW/m ³)	1.23	8.8	8.0
Core Inlet Flow	(ton/s)	0.0488	16.7	342
Pressure Vessel Downcomer Gap	(m)	0.053	0.26	4.91
Number of Primary Loops		2	4	2
Hot Leg Inner Diameter	D (m)	0.207	0.737	3.56
Length	L (m)	3.69	6.99	1.89
	L/\sqrt{D} (m ^{1/2})	8.11	8.14	1.0
Volume	$\frac{\pi}{4} D^2 L$ (m ³)	0.124	2.98	24.0
Number of Tubes in Steam Generator (SG)		141	3382	24.0
Average Length of SG Tubes	(m)	20.2	20.2	1

表 2.2.1-5 LSTF (Test1-2) の試験条件 (実機 PWR スケーリング時)

パラメータ	スケーリング時の LSTF (Test 1-2) パラメータ*
出力	実機相当
破断位置	高温側配管(実機 PTS 評価と同様)
破断サイズ	70mm 口径相当
ECCS 注入流量	実機の半分相当
ECCS 注入水温度	実機相当

*敦賀発電所 2 号機の条件にスケーリングした場合の LSTF 試験条件

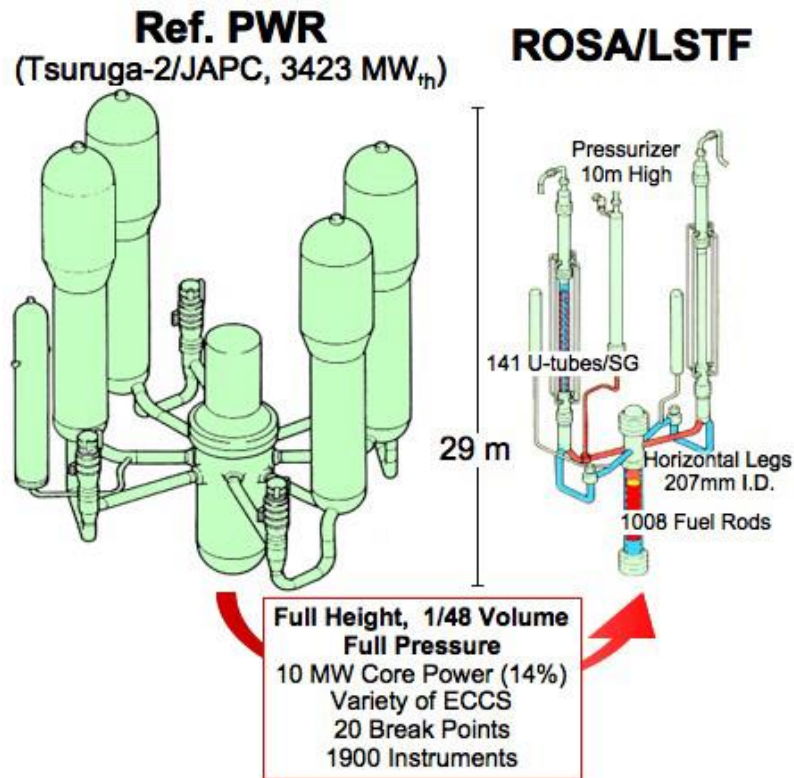


図 2.2.1-3 LSTF と実機 4 ループ PWR との比較図

2) 解析対象・モデル形状の検討

典型的な国内 3 ループ PWR を解析対象とした。解析領域は、ECCS 注入口や上流部から RPV 入口までの低温側配管、及び RPV 内面とコアパレル外面により囲まれたダウンカマ部分とし、RPV の周方向は 120 度、すなわち低温側配管 1 本を含む 1 ループ分とした。荷重条件の検討に用いた解析モデルは、図 2.2.1-4 に示す RPV の上下を省略する形状とした。

本解析に用いたモデルを図 2.2.1-5 から図 2.2.1-10 に示す。低温側配管入口及び ECCS 注入口を流入境界とした。低温側配管とダウンカマの接続領域は、低温側配管より下部の流れに大きな影響を与えない程度の高さまでモデル化し、上端は固定壁条件とした。ダウンカマは、RPV が垂直な形状となっているところまでの炉心領域部を模擬し、下部プレナム部の球面状の形状は模擬せずに自由流出境界とした。なお、解析モデル形状については、公開文献に基づいて熱遮蔽体を追加する等、昨年度まで用いていたモデルに変更を加えている。熱遮蔽体のモデル化における設定根拠²を図 2.2.1-11 及び図 2.2.1-12 に示す。

² I.Remec, F.B.K.Kam, “H. B. ROBINSON-2 PRESSURE VESSEL BENCHMARK”, NUREG/CR-6453, ORNL/TM-13204, (1996)

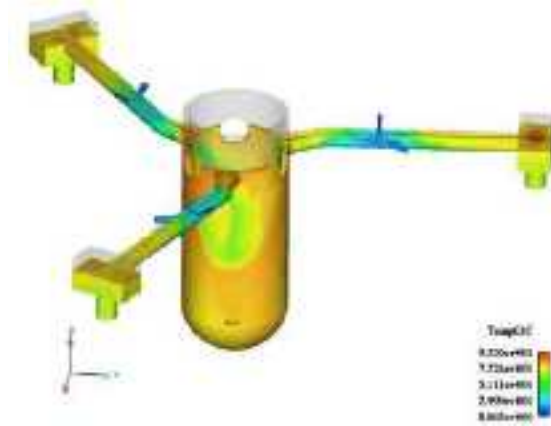


図 2.2.1-4 解析対象概念図

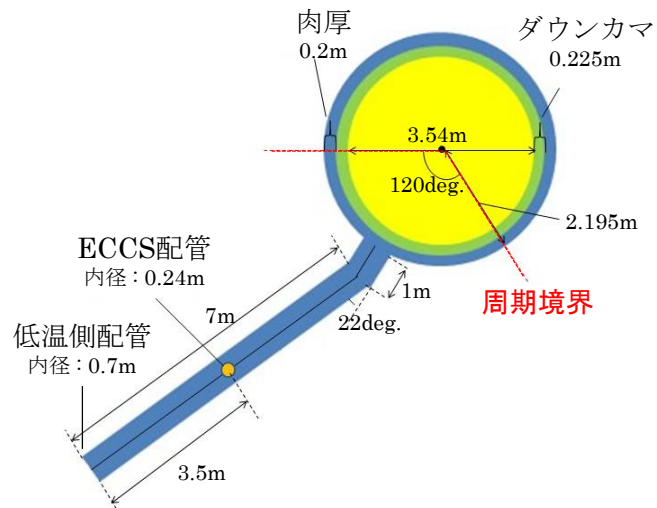


図 2.2.1-5 解析モデル寸法（上方図）

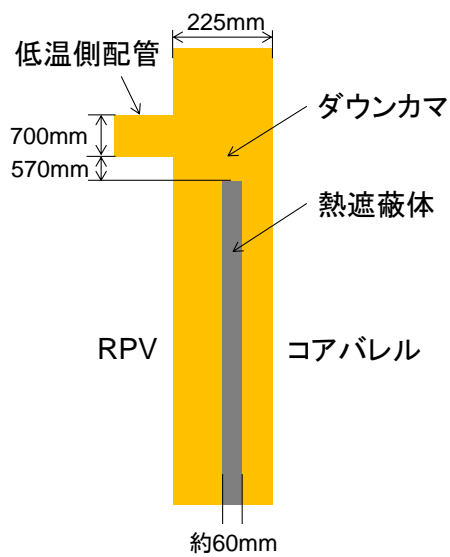


図 2.2.1-6 解析モデル寸法（断面図）

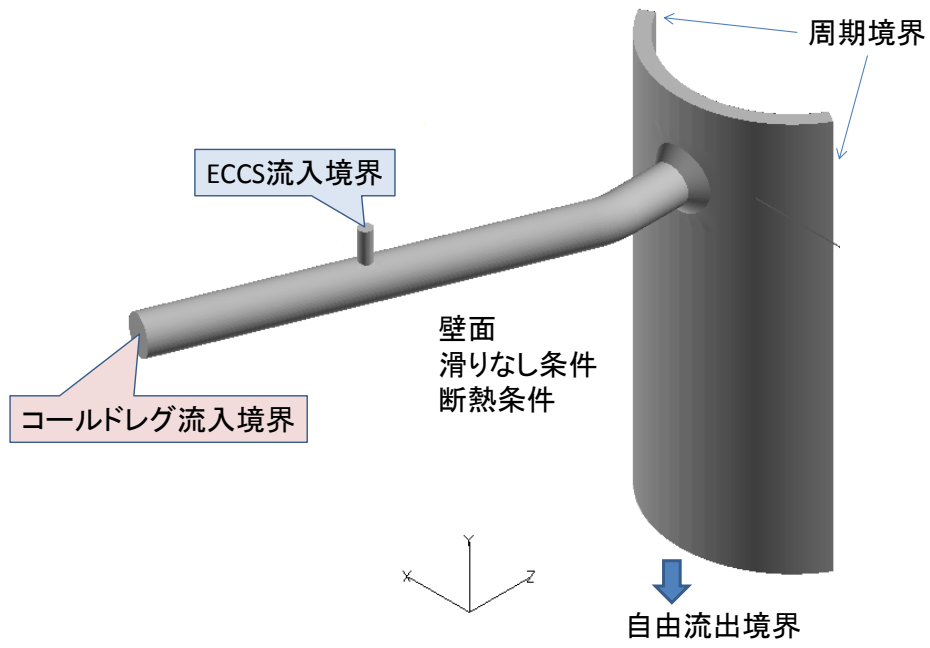


図 2.2.1-7 解析モデルの境界条件

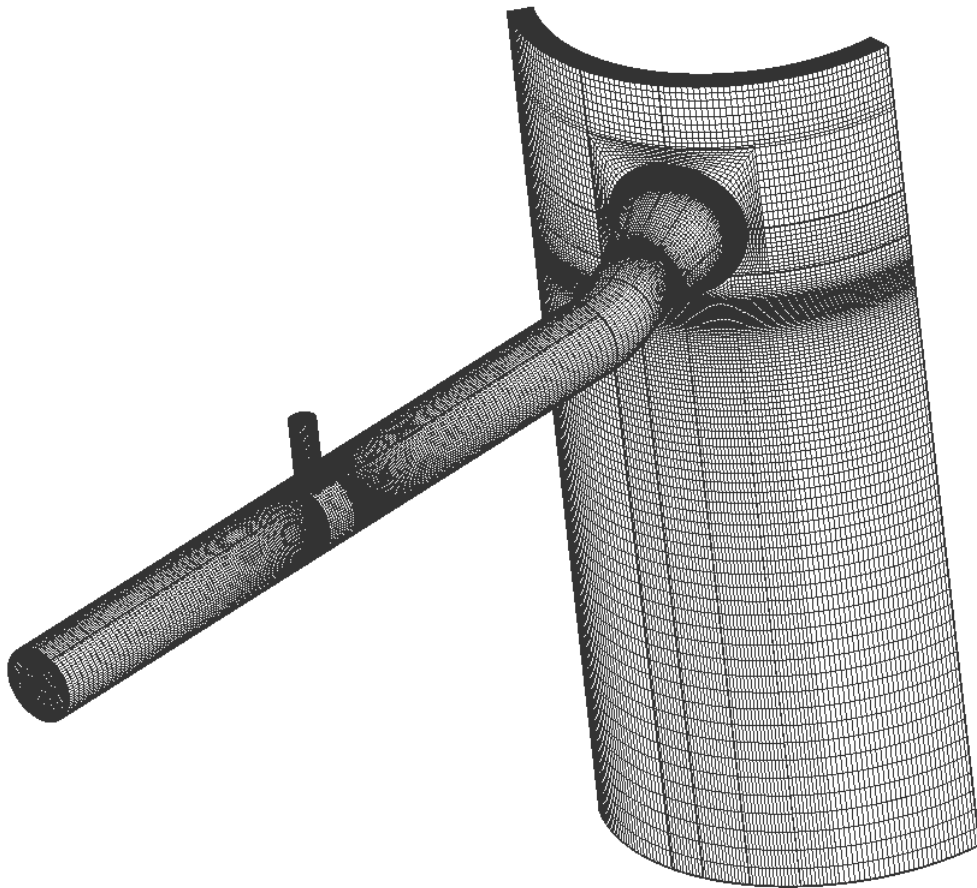


図 2.2.1-8 解析格子図（全体）

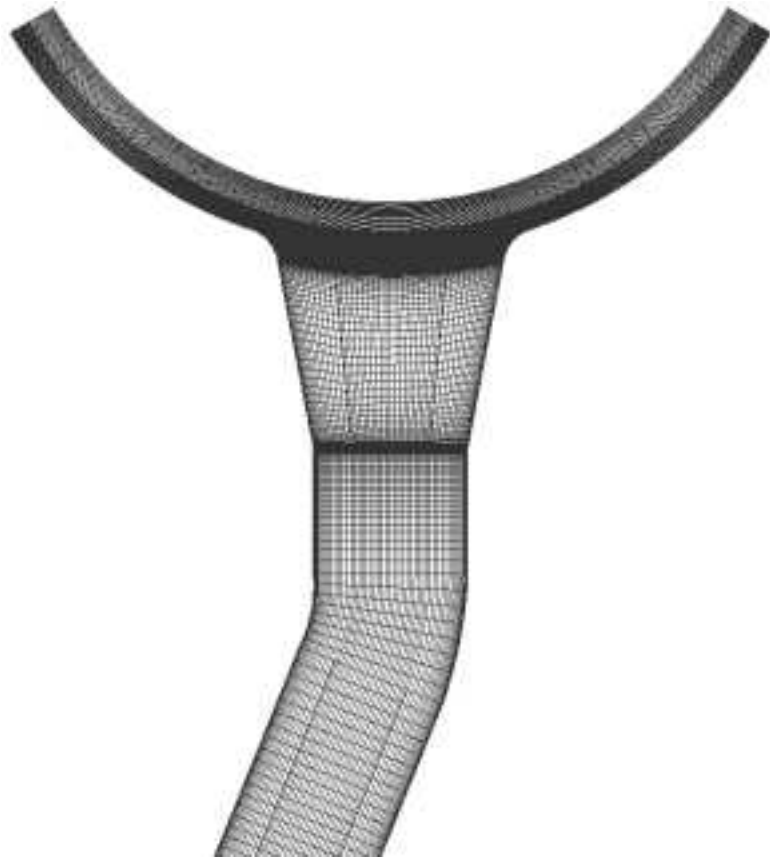


図 2.2.1-9 解析格子図（ダウンカマと低温側配管接続部）

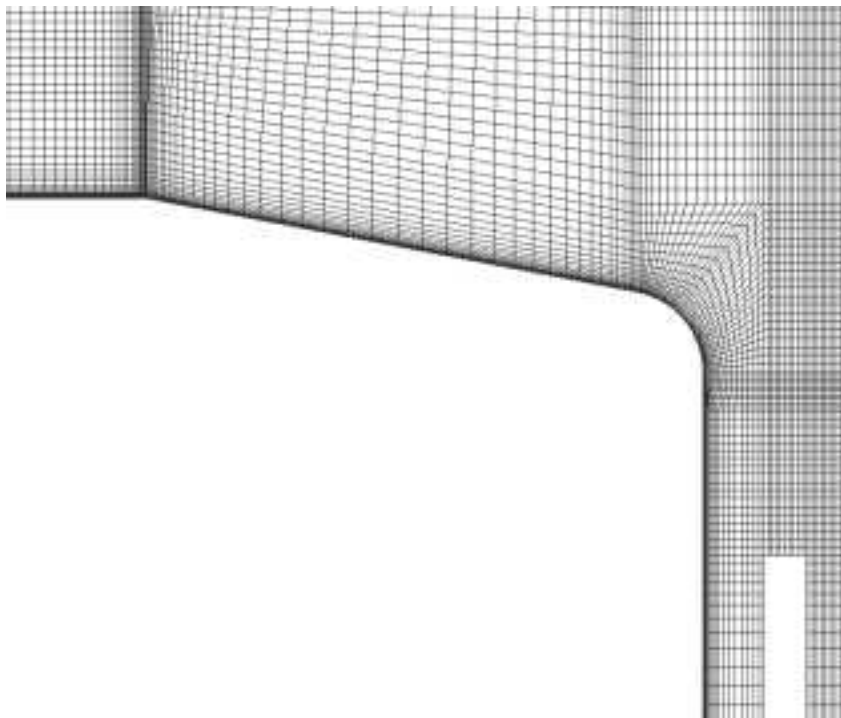


図 2.2.1-10 解析格子図（ダウンカマと低温側配管接続部）

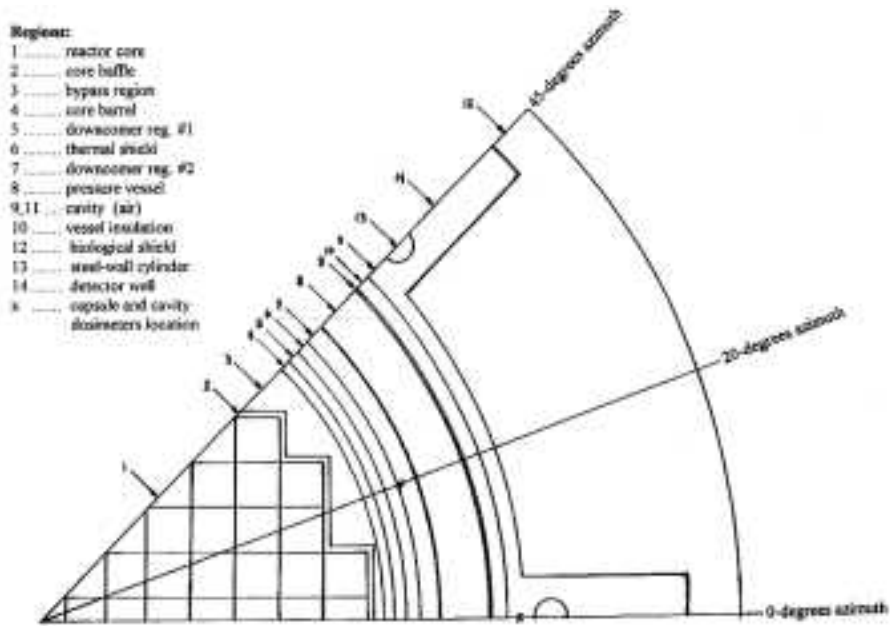


Fig. 1.1 Horizontal cross section of the RRR-3 reactor, one octant of the core is

図 2.2.1-11 炉心領域の水平断面図²

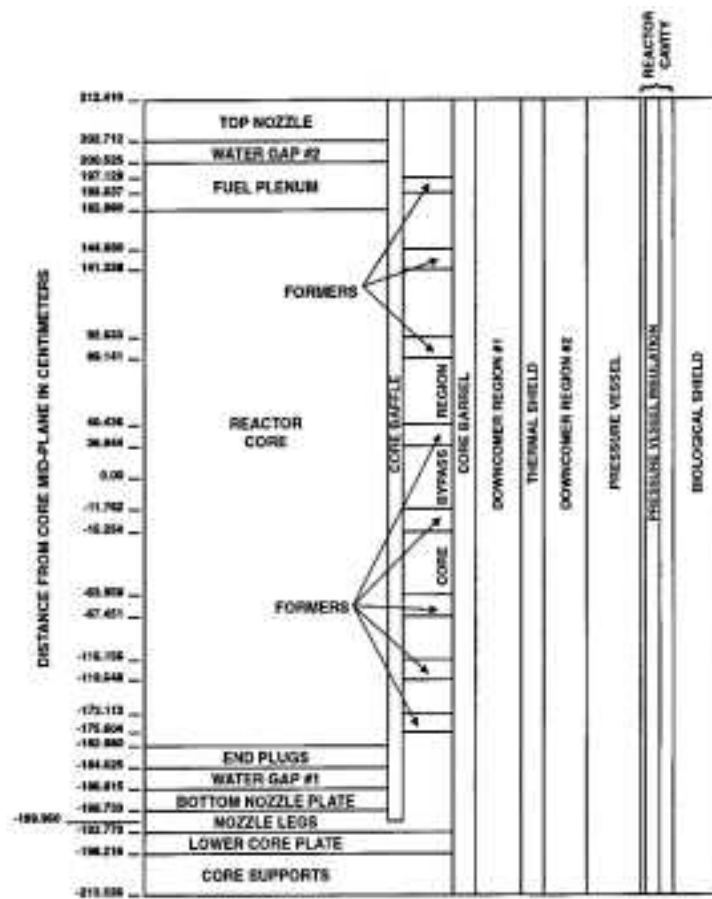


Fig. 1.2 Schematic sketch of the axial geometry (not to scale). Dimensions are in centimeters

図 2.2.1-12 炉心領域部の幾何形状概略図²

3) 想定すべき SBLOCA 事象に関する解析

(a) 解析条件

解析は、汎用 CFD 解析コード Advance/Frontflow/red（以下「AFFr」という。）を用いて行った。今回 AFFr による解析で用いた手法を表 2.2.1-6 に示す。

図 2.2.1-7 の低温側配管流入境界及び ECCS 流入境界における流量と温度、ダウンカマの流出境界における圧力については、“1)(a)SBLOCA を想定した入力条件の調査”で得られた知見、及び参考文献³における SBLOCA 事象を参考に設定することとした。本解析で用いたダウンカマ圧力の時刻歴を図 2.2.1-13 に示す。

表 2.2.1-6 解析条件

基礎方程式	非定常圧縮性ナビエストークス方程式
離散化手法	有限体積法
速度-圧力カップリング	SIMPLEC
SIMPLE 反復回数	3
乱流モデル	SST k- ω
時間積分法	2次精度クランクニコルソン陰解法
対流項スキーム	3次精度風上法
時間刻み	2.5×10^{-3} [s]

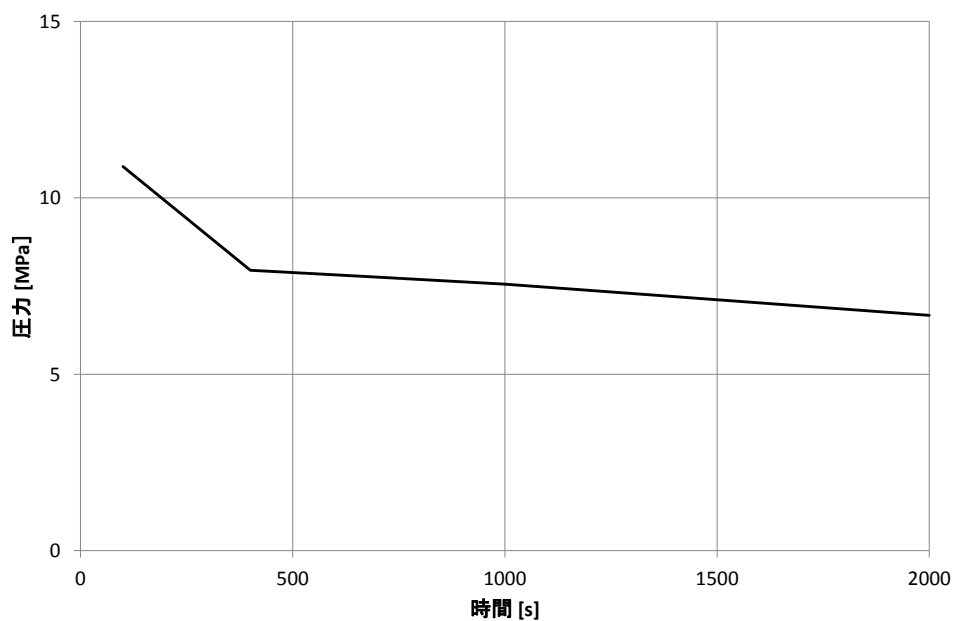


図 2.2.1-13 ダウンカマ圧力

³ 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)

(b) 解析結果

解析結果を、低温側配管及びダウンカマの断面における温度分布と、ダウンカマの図 2.2.1-14 の位置での温度時刻歴として整理した。断面における温度分布を図 2.2.1-15 から図 2.2.1-17 に、温度時刻歴を図 2.2.1-18 から図 2.2.1-20 に、それぞれ示す。なお、温度時刻歴については、短周期の温度の揺らぎを除去するため、±1 秒の範囲で移動平均をとった温度を示している。

ECCS から注入される低温水は、低温側配管内を流れる高温水に比べて密度が高いため、定性的には、高温水と混合しながら下方に沈み込む。ただ、現実的な SBLOCA を想定した本解析の条件では、注水開始直後は、低温側配管内の流れが ECCS から注入された低温水のそれに比べて速いため、低温水は高温水に吹き流され、低温側配管の下部に溜まることなくダウンカマ部に至るといった結果となった。また、時間経過に伴い低温側配管内の流速が低下していくと、低温水の分布は徐々に低温側配管の下部に近づいていく傾向はみられるが、過渡発生後 400 秒までの間には、配管上部が高温で下部が低温となる典型的な温度成層の状態（以下「温度成層化」という。）にはならなかった。

ダウンカマ部での温度分布については、熱遮蔽体により流れが二手に分断されている影響が確認できる。ECCS から注入された低温水は高温水と十分に混合することなくダウンカマ部に至り、合流部では炉心側が RPV 側より低温となる傾向があるため、その温度分布を保ったまま熱遮蔽体に流れが分断されると、相互の混合が無くなり、RPV 側が炉心側より高温となるという傾向がみられた。熱遮蔽体を考慮しない場合は、ダウンカマ流下中にも混合が進み、RPV 側も冷却されると予想されることから、PTS 時の RPV の健全性評価という観点では、本解析のように低温側配管内の流れが速い場合には、熱遮蔽体による流れの分断を考慮しない評価の方が保守的であると考えられる。

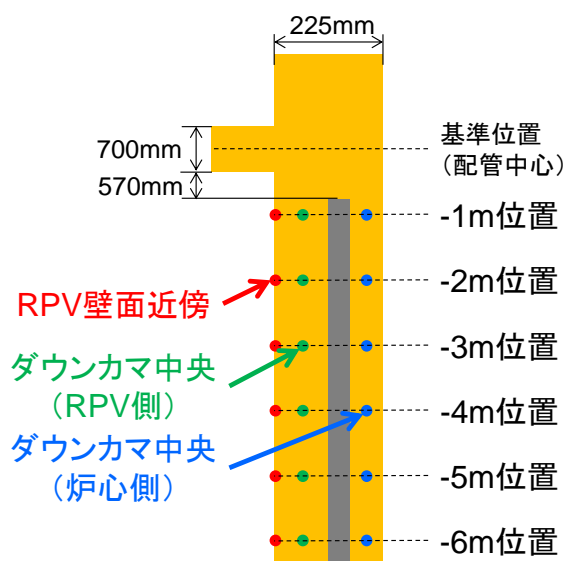
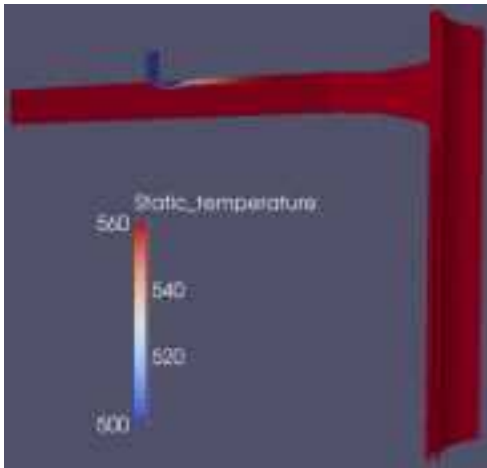
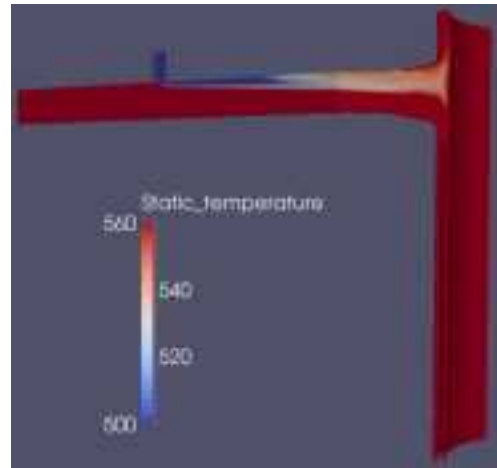


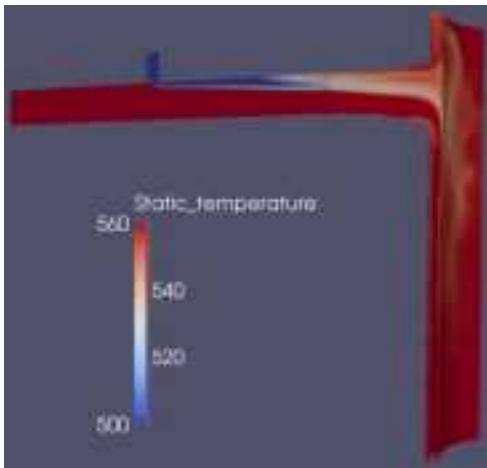
図 2.2.1-14 温度時系列の出力位置



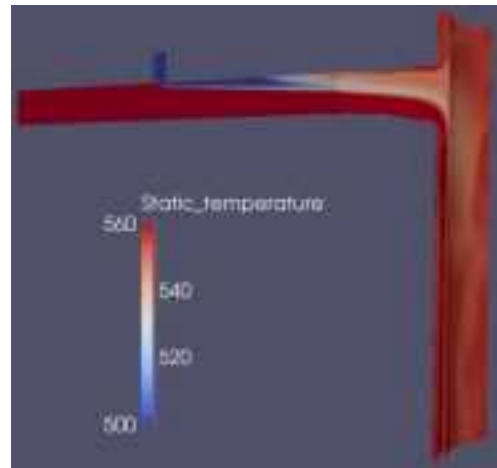
102.5 秒



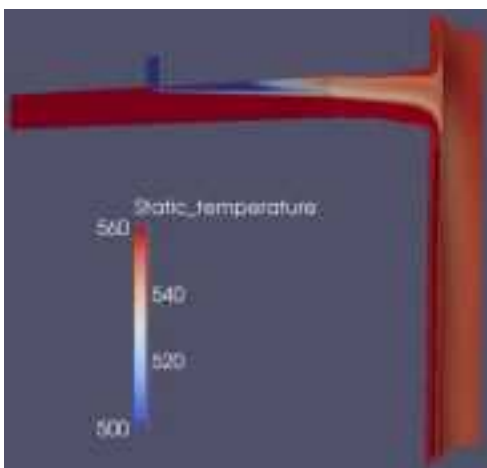
105 秒



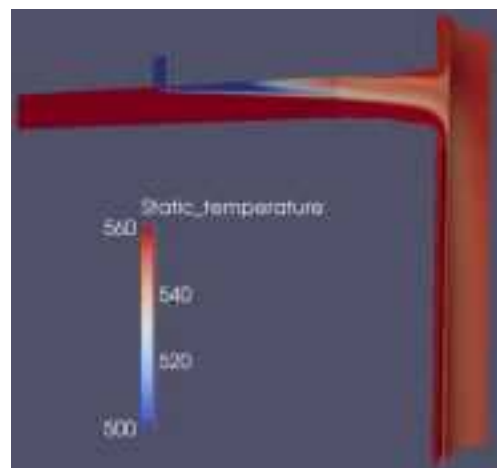
107.5 秒



110 秒

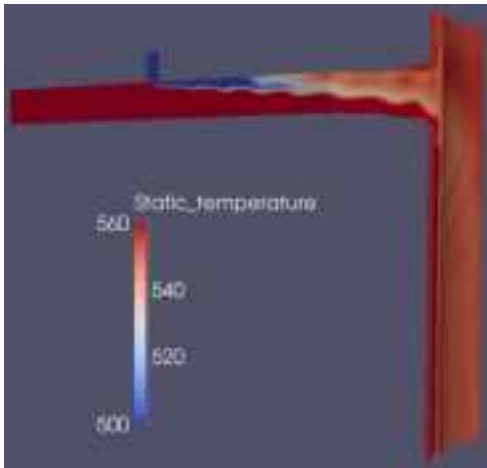


130 秒

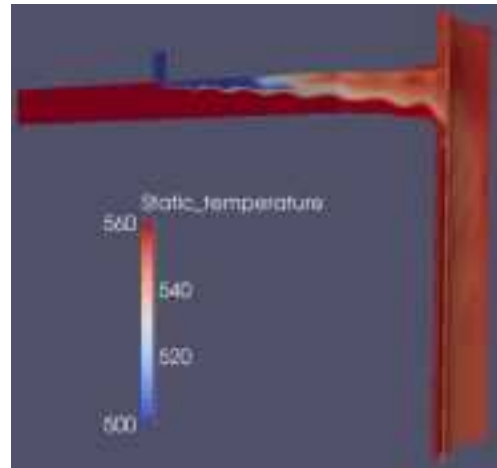


160 秒

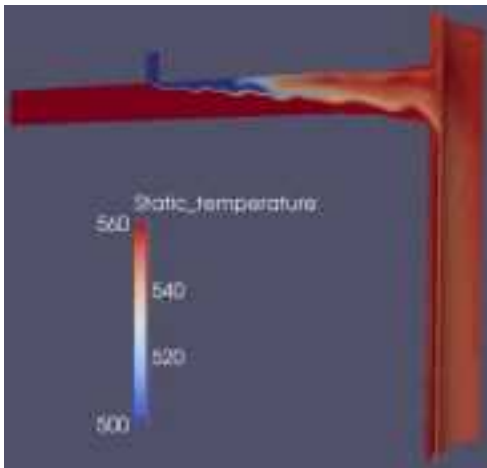
図 2.2.1-15 低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（2.5～60 秒）



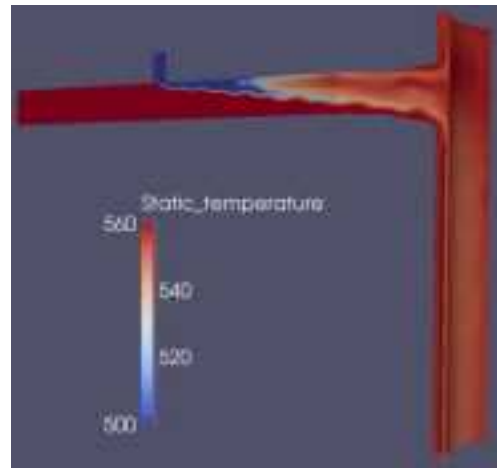
190 秒



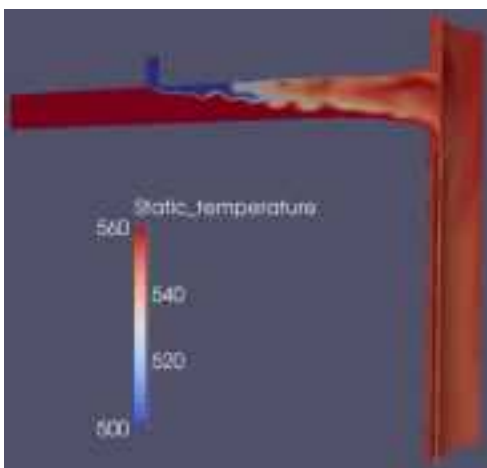
220 秒



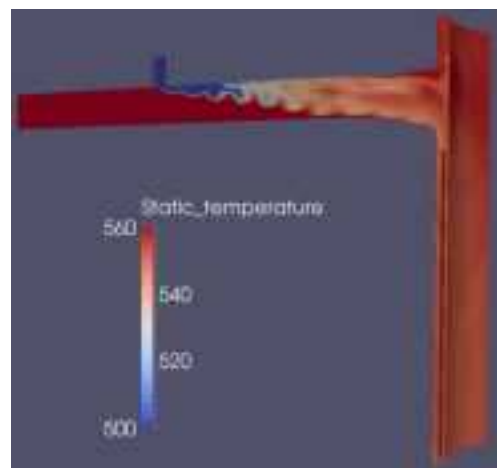
250 秒



280 秒



310 秒



340 秒

図 2.2.1-16 低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（190～340 秒）

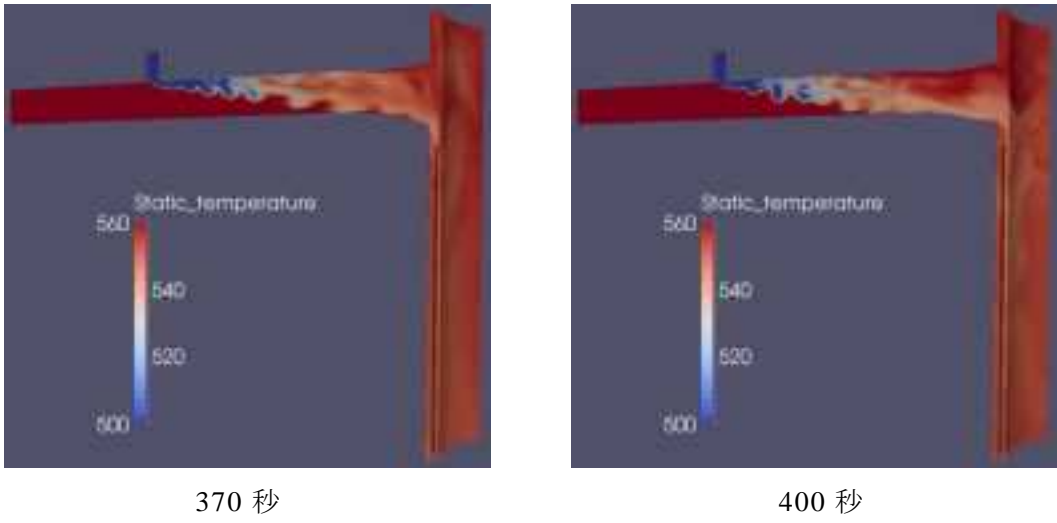


図 2.2.1-17 低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布（370～400 秒）

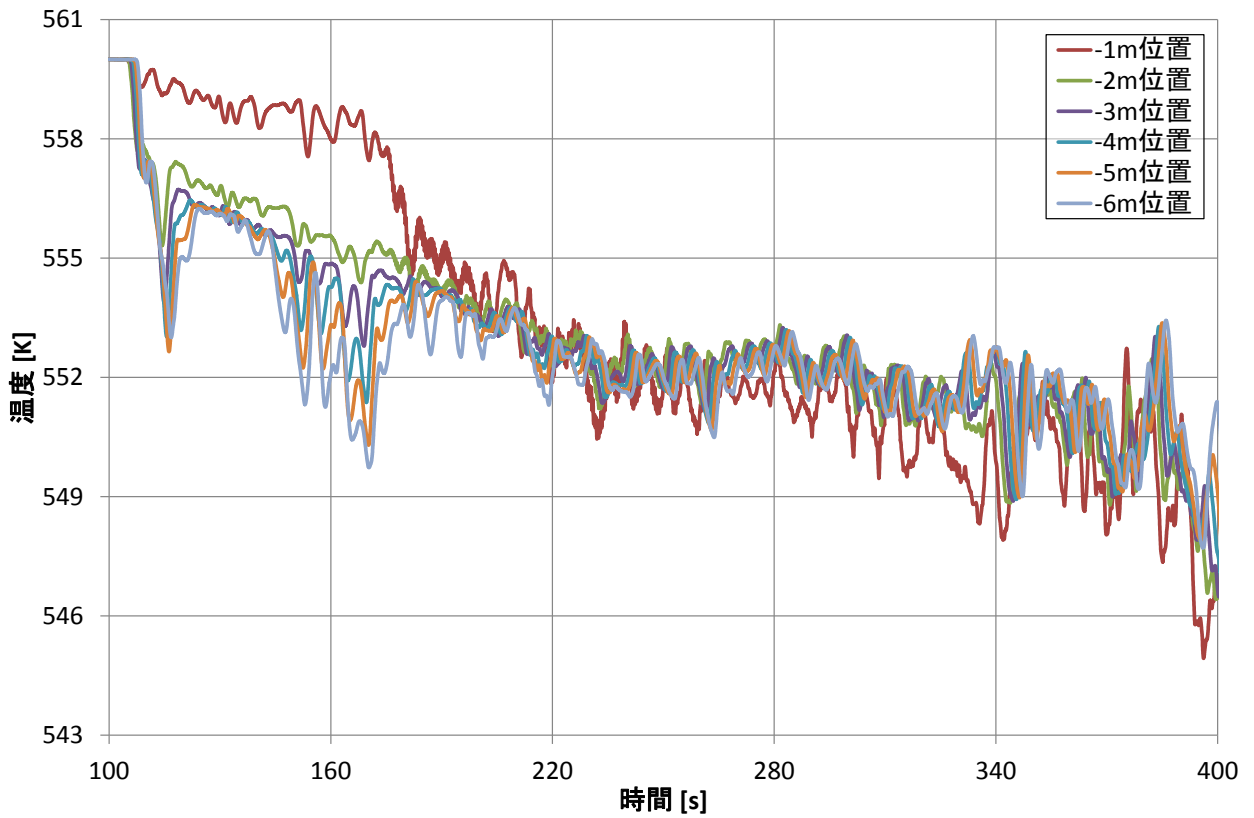


図 2.2.1-18 ダウンカマ中央（炉心側）の温度時系列

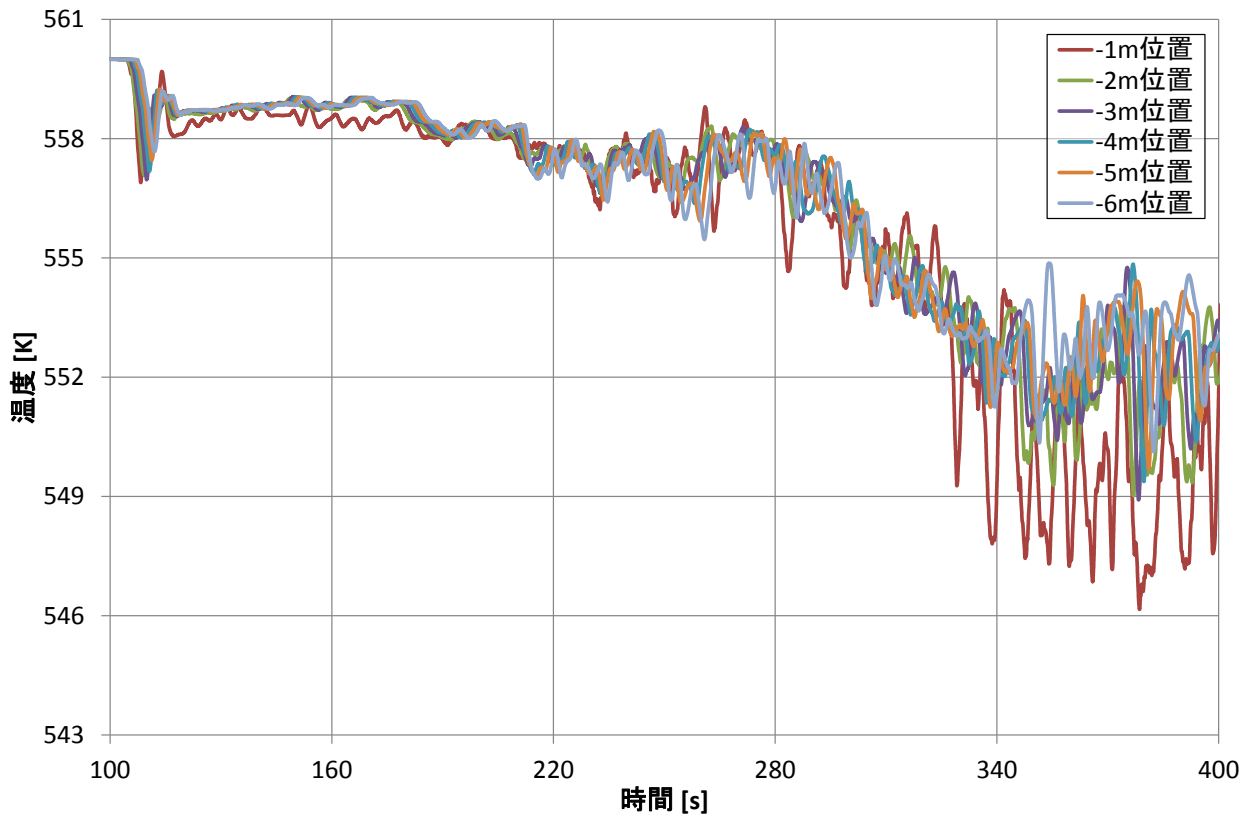


図 2.2.1-19 ダウンカメラ中央 (RPV 側) の温度時系列

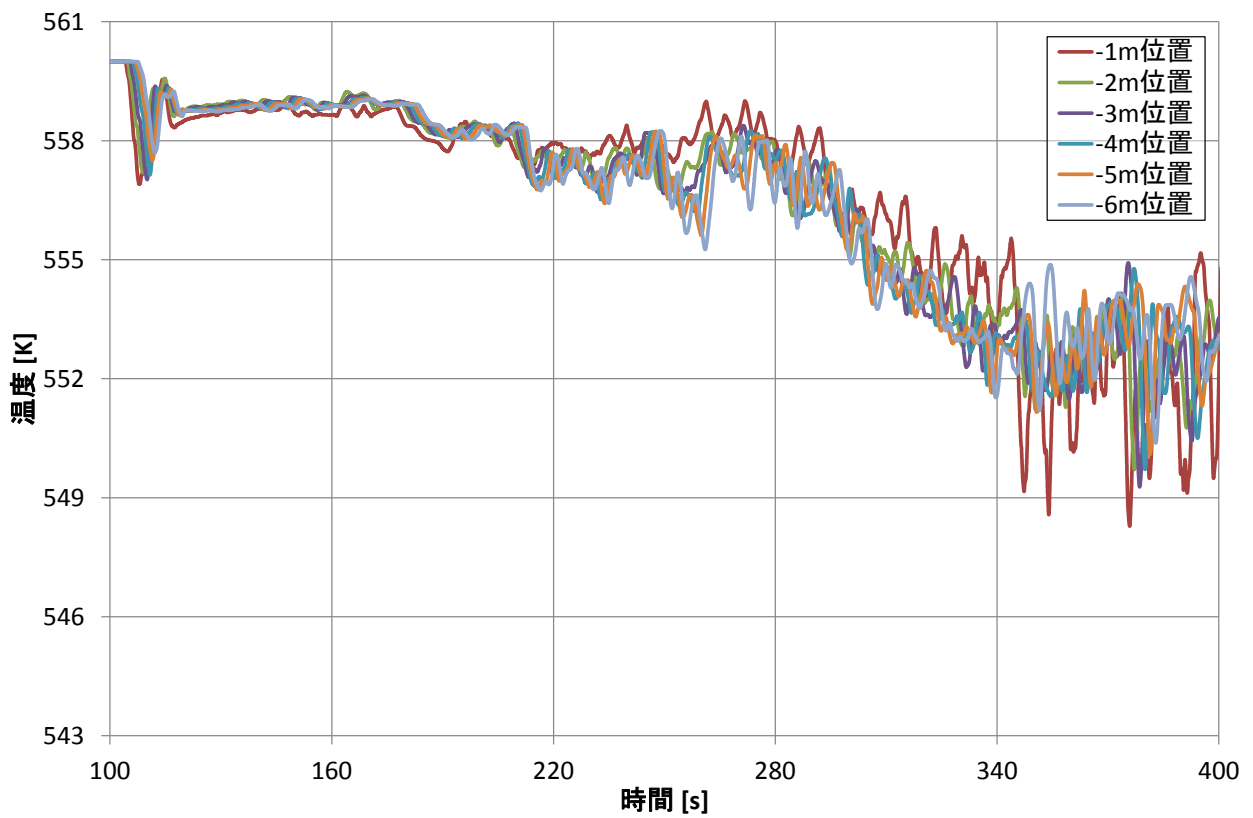


図 2.2.1-20 RPV 壁面近傍位置の温度時系列

4) 熱遮蔽体の影響評価等に関する解析

図 2.2.1-6 に示した通り、本年度に整備した解析モデルには、ダウンカマ部に熱遮蔽体を追加しており、この熱遮蔽体により、ダウンカマ部の流れは二手に分断されている。この熱遮蔽体が解析結果に与える影響について検討するため、図 2.2.1-21 に示すように熱遮蔽体を削除した解析モデルを用いて、いくつかの代表的な定常流動条件で解析を実施することで、熱遮蔽体が熱流動に与える影響について考察した。

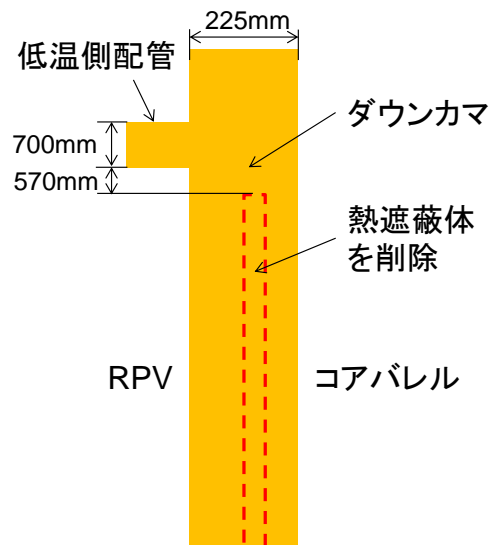


図 2.2.1-21 熱遮蔽体による検討用の解析モデル（断面図）

(a) 解析条件

解析は、汎用 CFD 解析コード AFFr を用いて行った。今回 AFFr による解析で用いた手法を表 2.2.1-7 に示す。

図 2.2.1-7 の低温側配管流入境界及び ECCS 流入境界における流量と温度、ダウンカマの流出境界における圧力については、“3)想定すべき SBLOCA 事象に関する解析条件”で用いた境界条件から、100 秒、300 秒、500 秒、700 秒、900 秒の時点の値を抽出し、用いることとした。

解析ケースは、表 2.2.1-8 に示す通り、モデル形状 2 種類（熱遮蔽体の有無）と流動条件 5 種類の組み合わせで、全 10 ケースとした。

表 2.2.1-7 解析条件

基礎方程式	非定常圧縮性ナビエーストックス方程式
離散化手法	有限体積法
速度-圧力カップリング	SIMPLEC
SIMPLE 反復回数	3
乱流モデル	SST k- ω
時間積分法	2次精度クランクニコルソン陰解法
対流項スキーム	3次精度風上法
時間刻み	5.0×10^{-3} [s]

表 2.2.1-8 解析ケース

	熱遮蔽体あり	熱遮蔽体なし
100 秒時点相当 (Case 1)	Case 1-a	Case 1-b
300 秒時点相当 (Case 2)	Case 2-a	Case 2-b
500 秒時点相当 (Case 3)	Case 3-a	Case 3-b
700 秒時点相当 (Case 4)	Case 4-a	Case 4-b
900 秒時点相当 (Case 5)	Case 5-a	Case 5-b

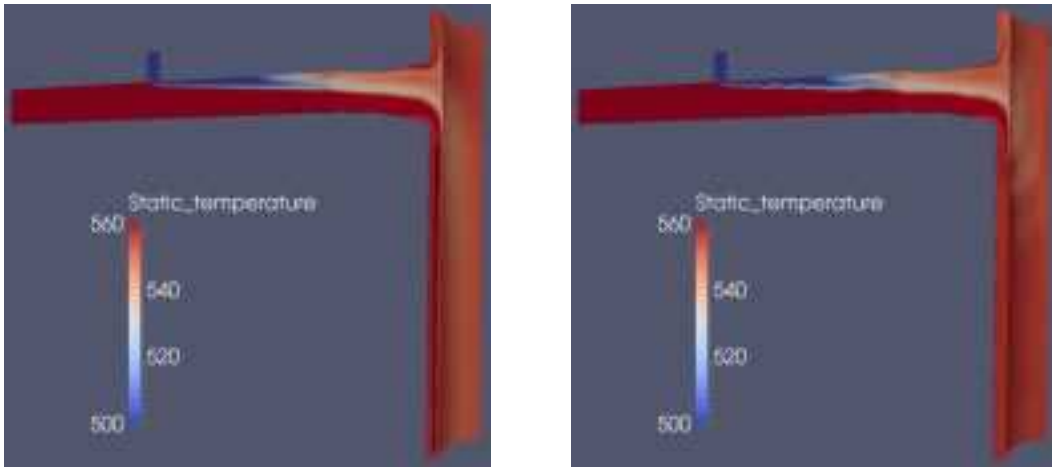
(b) 解析結果

解析結果を、低温側配管及びダウンカマの断面における温度分布と、ダウンカマの図 2.2.1-14 に対応する位置における軸方向温度分布として整理した。断面における温度分布を図 2.2.1-22 及び図 2.2.1-23 に、軸方向温度分布を図 2.2.1-24 から図 2.2.1-28 に、それぞれ示す。なお、ここでは、流況の変化がほとんど無くなった時点 (Case 1 及び Case 2 は 24 秒、Case 3 は 36 秒、Case 4 及び Case 5 は 48 秒) でのデータを定常状態と解釈し、解析結果として示している。また、軸方向温度分布については、短周期の温度の揺らぎによる影響を除去するため、 ± 1 秒の範囲の平均温度を示している。

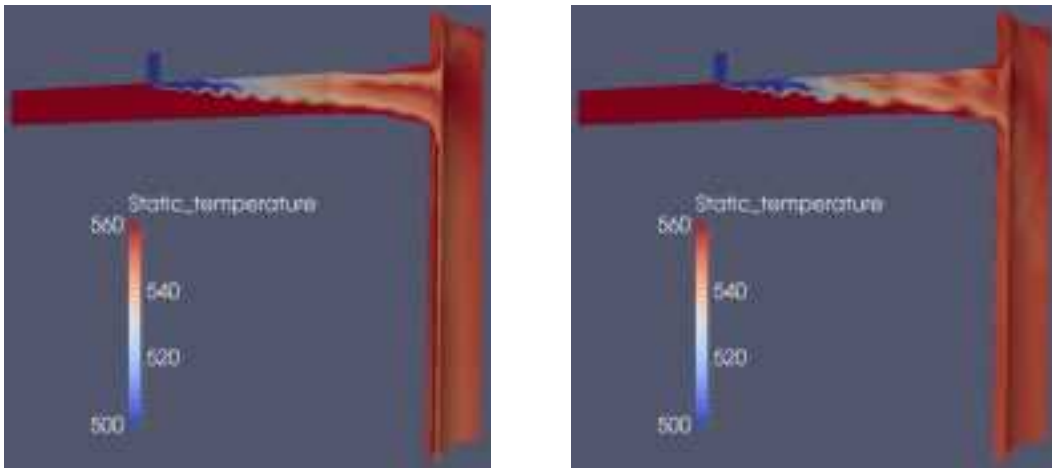
上記の“3) 想定すべき SBLOCA 事象に関する解析”の結果と同様に、ECCS から注入される低温水と低温側配管内を流れる高温水は徐々に混合しながらダウンカマ部に至るが、どのケースも完全には混合せず、温度分布をもってダウンカマを流下していく様子が認められる。また、熱遮蔽体があると炉心側と RPV 側の水の混合が阻まれるため、熱遮蔽体があるケースでは、低温側配管とダウンカマの合流部における温度分布の影響が、ダウンカマを流下しても残り続ける傾向も確認でき、この傾向は低温側配管の流量が小さくなる Case 5 で特に顕著にみられる。ただし、これらの結果をもって、熱遮蔽体の有無が流況に与える影響を定量的に評価することは困難であり、引き続き検討を行う必要がある。

また、熱遮蔽体の有無に関わらず、流量条件等により、低温側配管における温度成層化やダウンカマ部での温度分布の傾向に違いがみられる。Case1 及び Case2 では低温側配管内での温度成層化はみられないが、低温側配管の流量が相対的に小さい Case3、Case 4 及び Case 5 では温度成層化している。また、Case 1、Case 2、Case 3、及び Case 4 では、低温水がダウンカマの炉心側を流れる傾向がみられるが、Case5 の条件では、低温水が低温側配管の底を這うように進み、RPV 側を流下していく傾向がみられる。

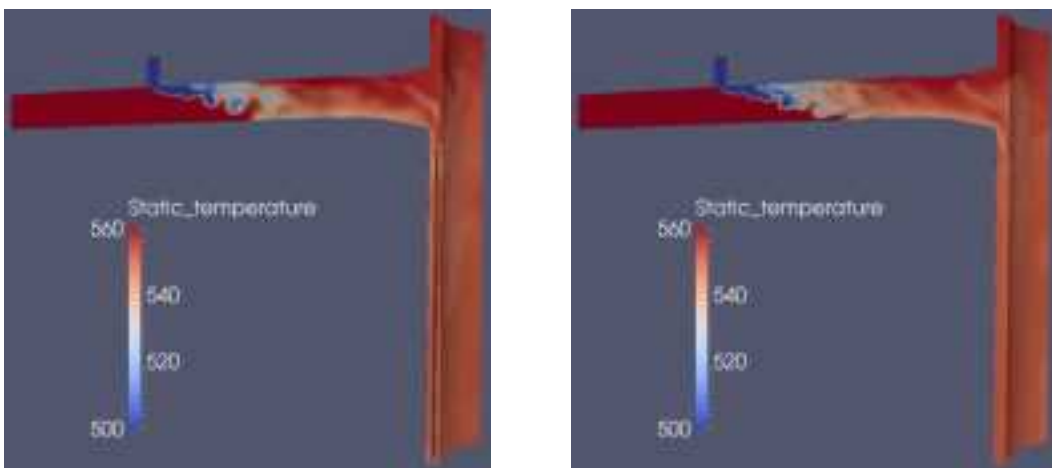
なお、いずれのケースにおいても、炉心領域中央付近に当たる-4m の位置に着目すると、RPV 壁面近傍の流体温度は、図 2.2.1-29 に示す混合評価式を用いた従来の評価手法³に基づくダウンカマ部の流体温度と比較して、同等あるいは上回る温度となっている。このことから、混合評価式を用いた従来の評価手法に基づく流体温度評価により、熱遮蔽体の有無に関わらず、ある一定の保守性を含む RPV の健全性評価が可能であると考えられる。



SBLOCA100 秒時点相当条件 (左: Case 1-a / 右: Case 1-b)

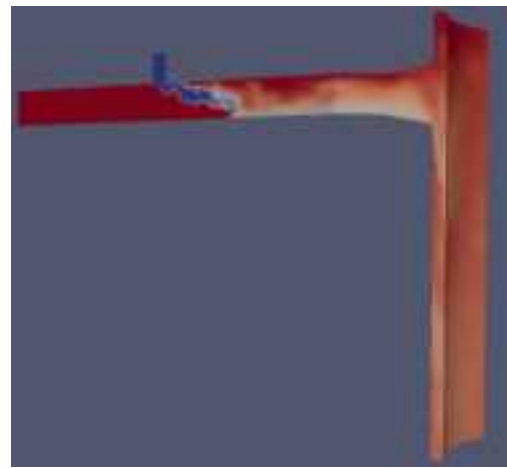
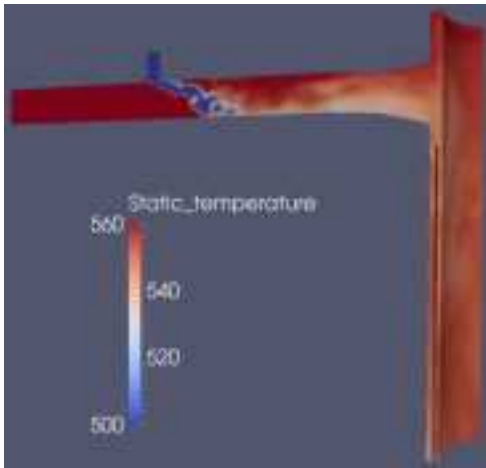


SBLOCA300 秒時点相当条件 (左: Case 2-a / 右: Case 2-b)

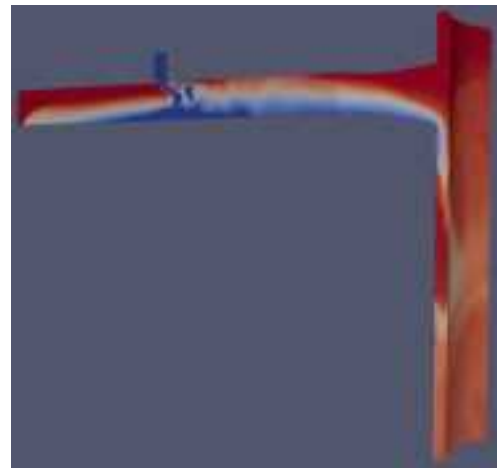
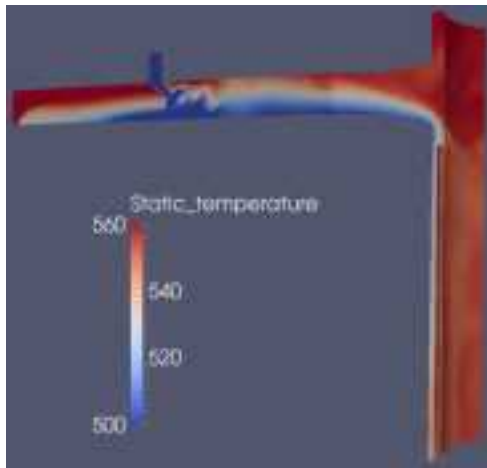


SBLOCA500 秒時点相当条件 (左: Case 3-a / 右: Case 3-b)

図 2.2.1-22 低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布 (1/2)

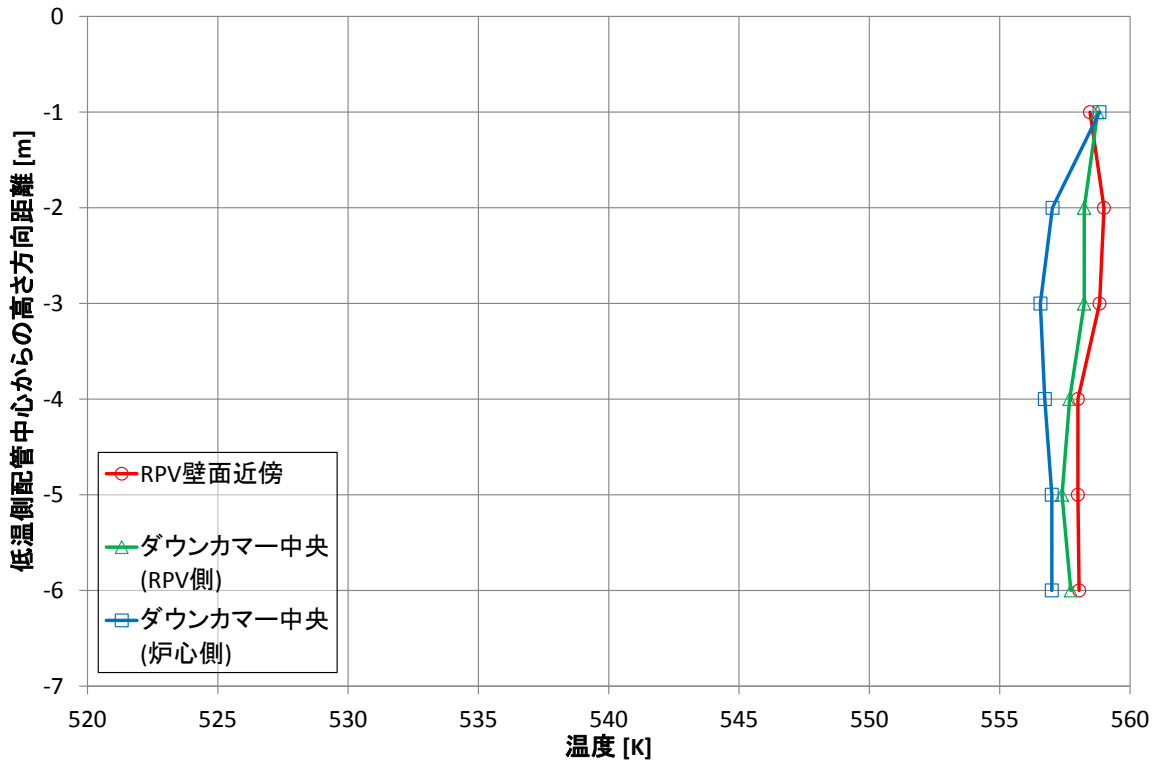


SBLOCA700 秒時点相当条件 (左: Case 4-a / 右: Case 4-b)

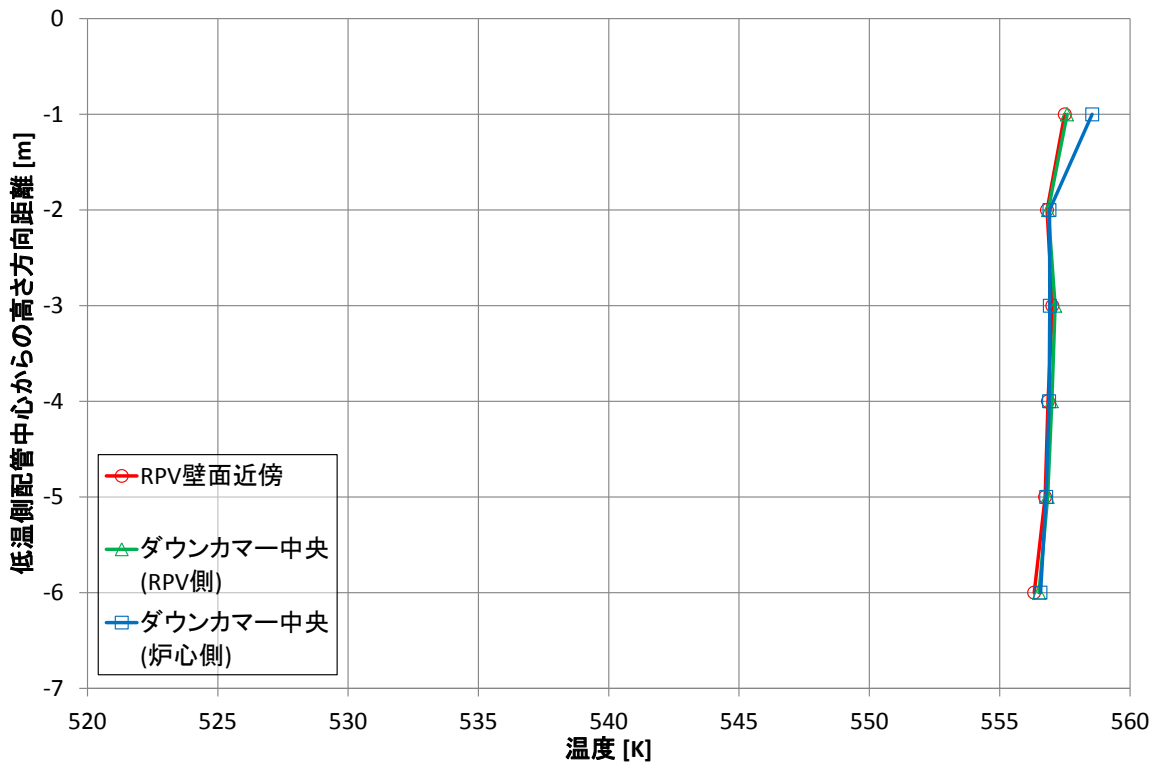


SBLOCA900 秒時点相当条件 (左: Case 5-a / 右: Case 5-b)

図 2.2.1-23 低温側配管及びダウンカマの中央断面における温度分布 (2/2)

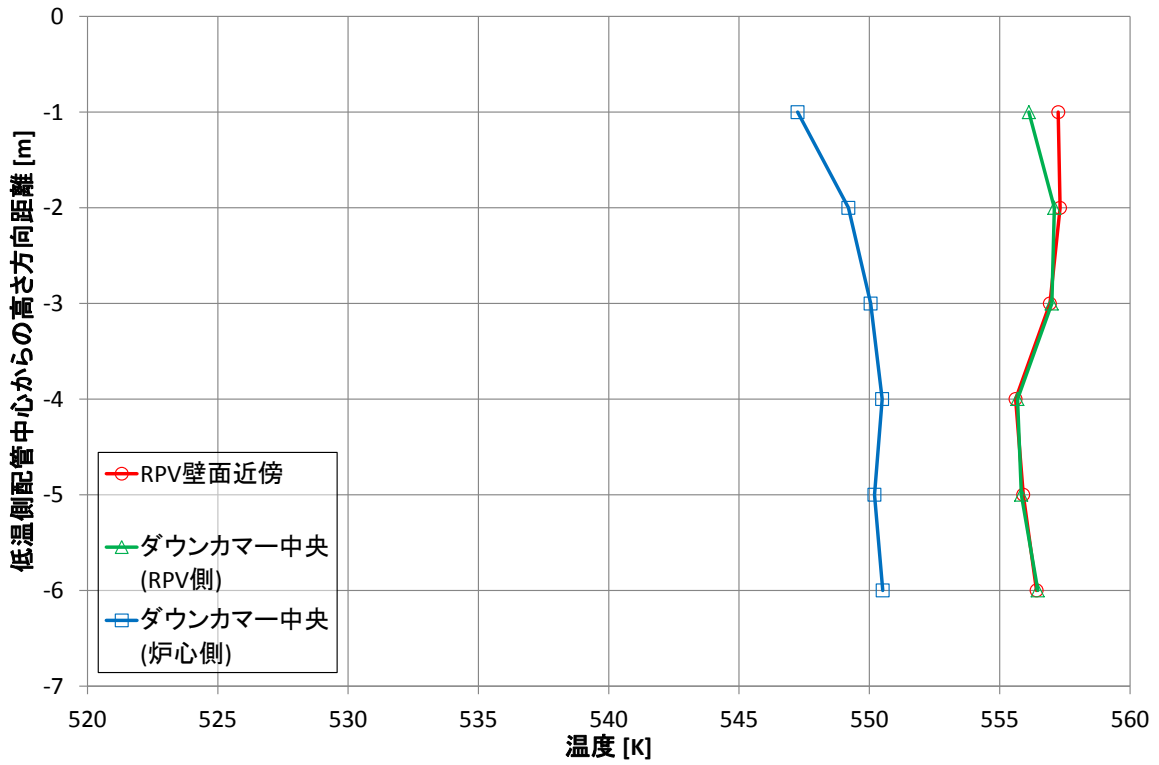


熱遮蔽体あり (Case 1-a)

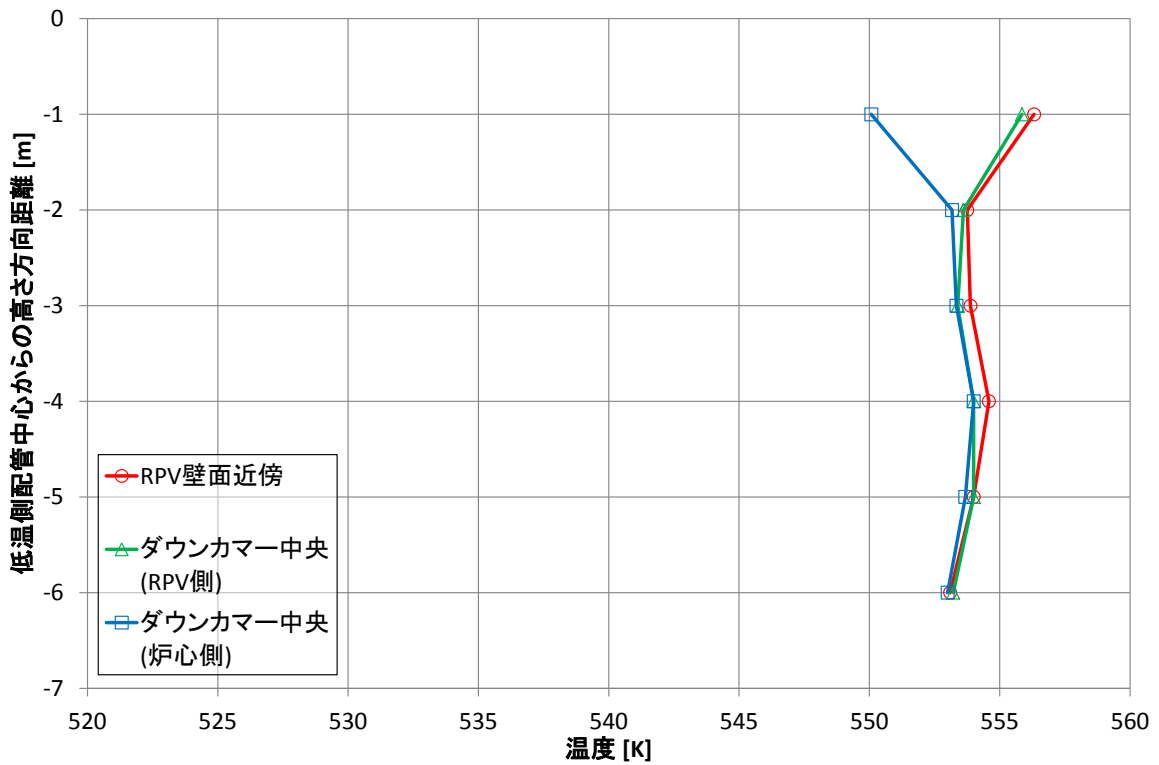


熱遮蔽体なし (Case 1-b)

図 2.2.1-24 ダウンカマーの軸方向温度分布 (SBLOCA 100 秒時点相当条件)

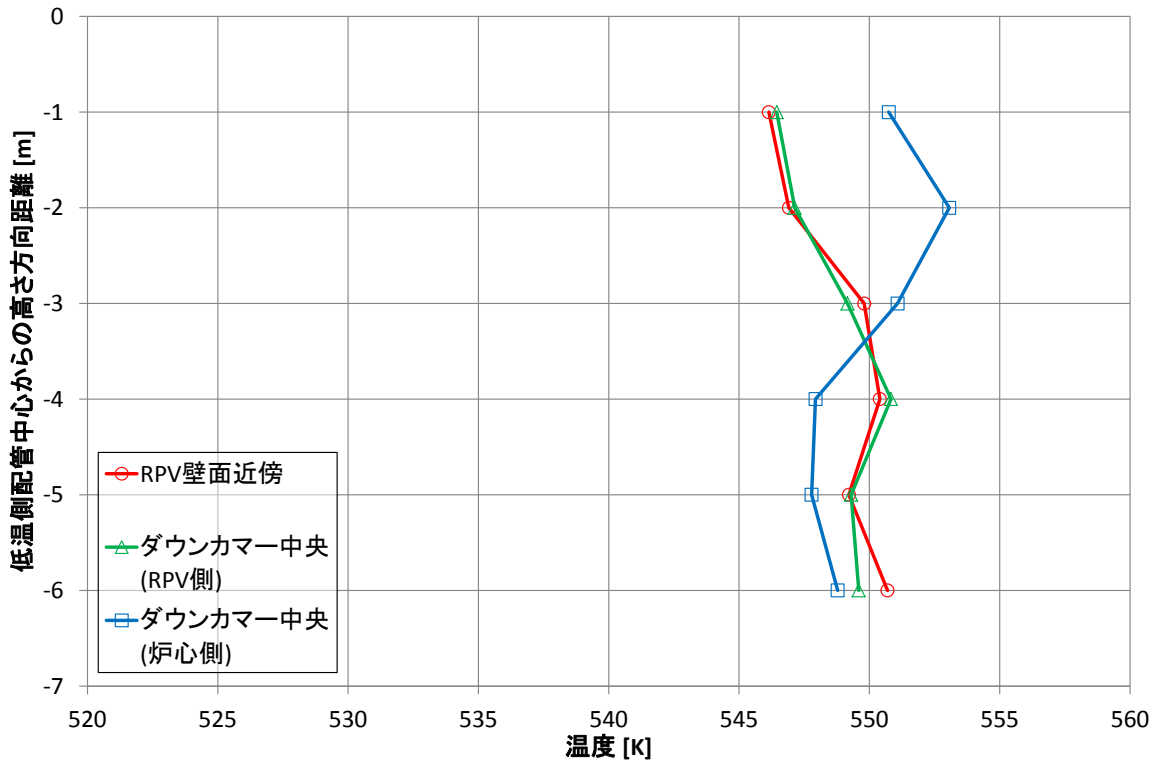


熱遮蔽体あり (Case 2-a)

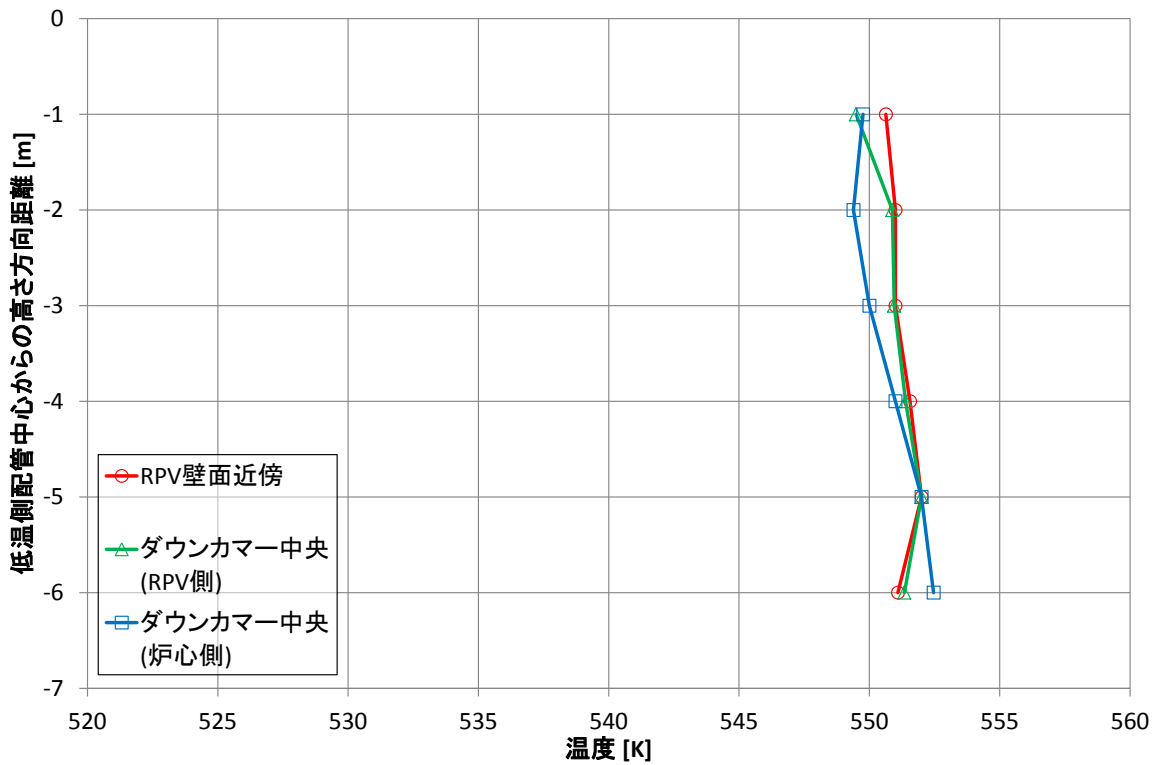


熱遮蔽体なし (Case 2-b)

図 2.2.1-25 ダウンカマーの軸方向温度分布 (SBLOCA 300 秒時点相当条件)

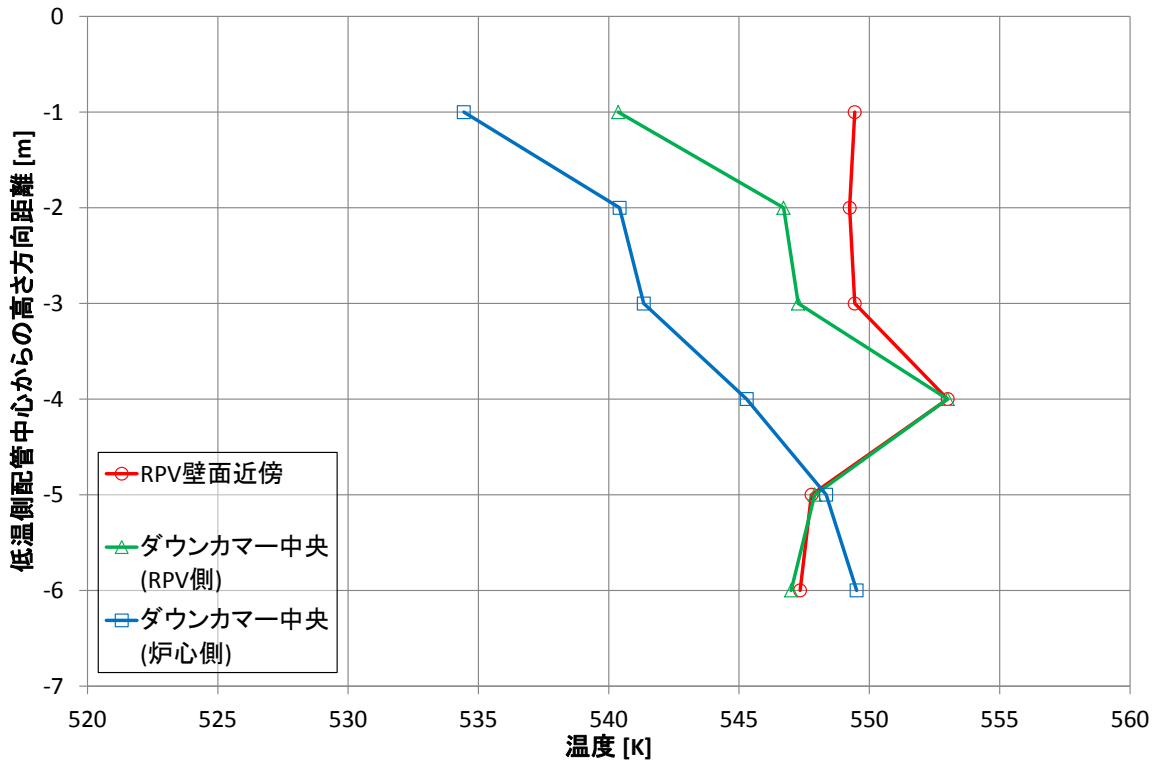


熱遮蔽体あり (Case 3-a)

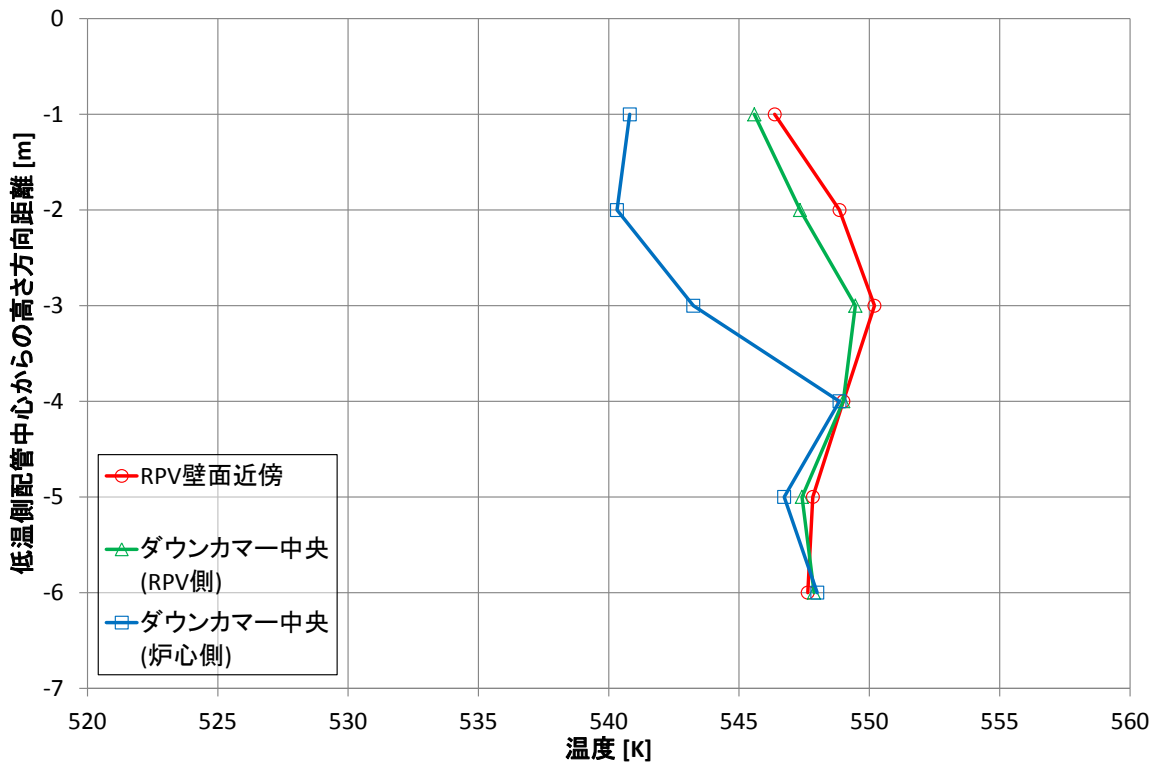


熱遮蔽体なし (Case 3-b)

図 2.2.1-26 ダウンカマーの軸方向温度分布 (SBLOCA 500 秒時点相当条件)

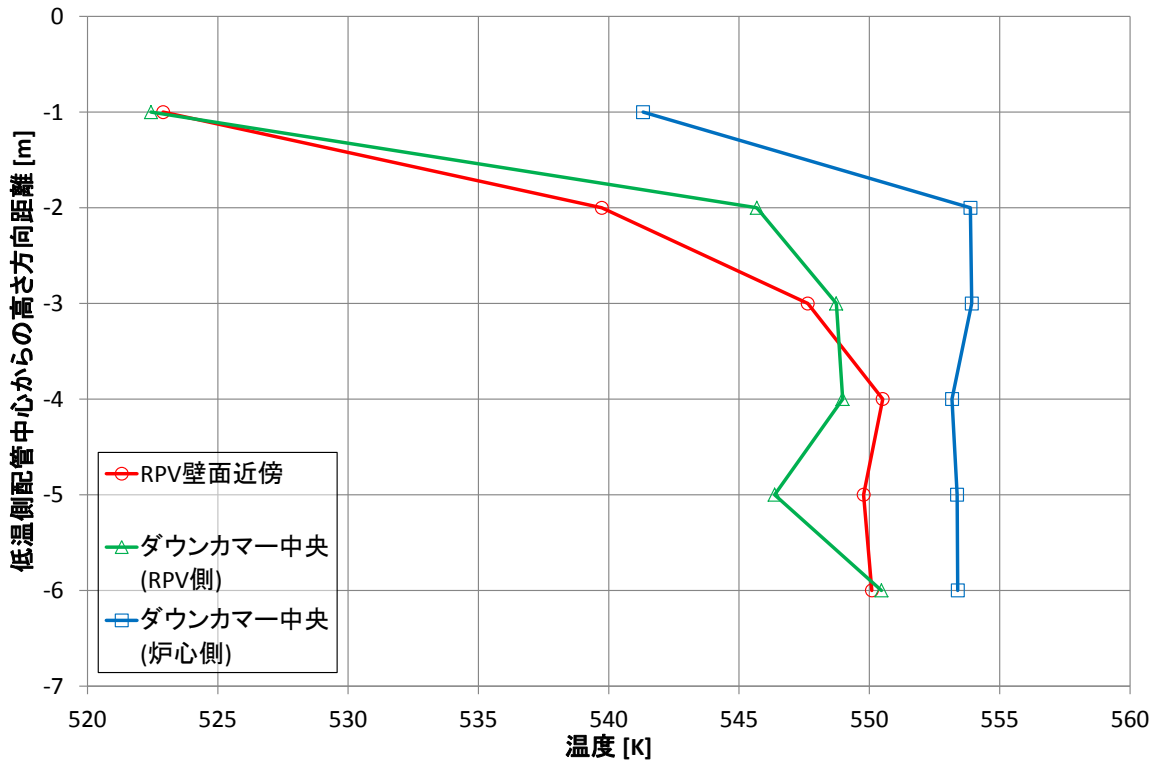


熱遮蔽体あり (Case 4-a)

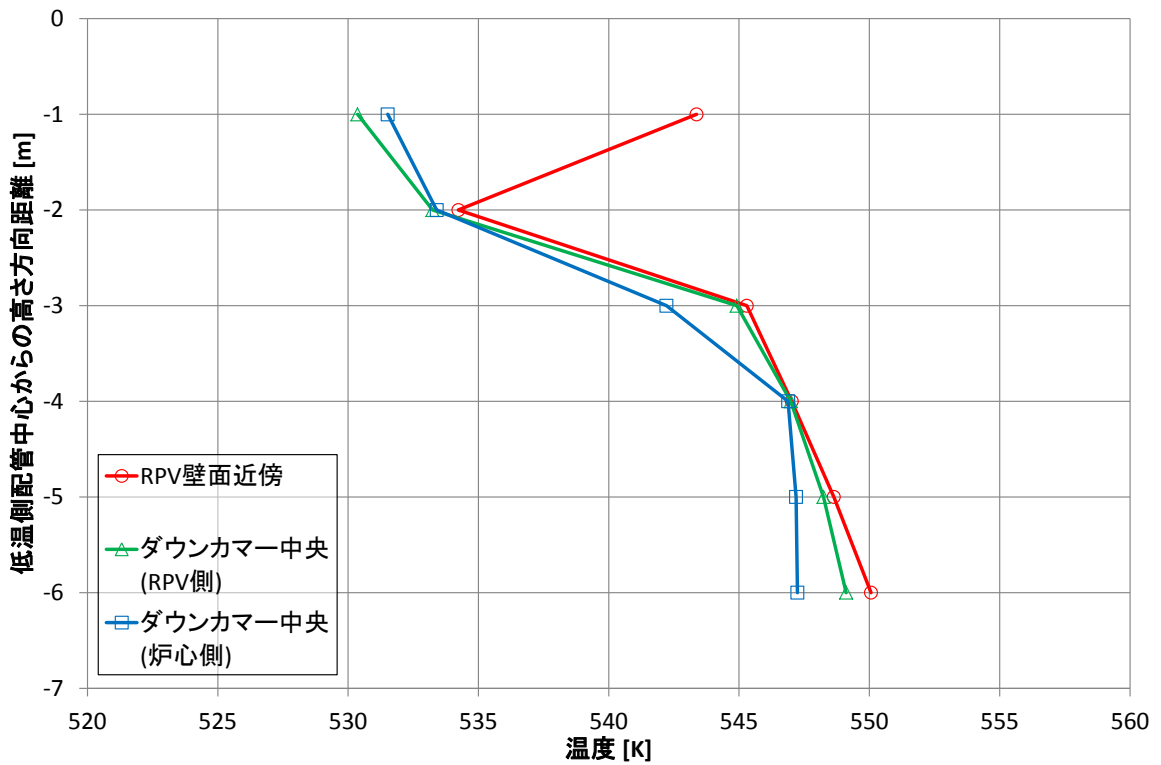


熱遮蔽体なし (Case 4-b)

図 2.2.1-27 ダウンカマーの軸方向温度分布 (SBLOCA 700 秒時点相当条件)



熱遮蔽体あり (Case 5-a)



熱遮蔽体なし (Case 5-b)

図 2.2.1-28 ダウンカマーの軸方向温度分布 (SBLOCA 900 秒時点相当条件)

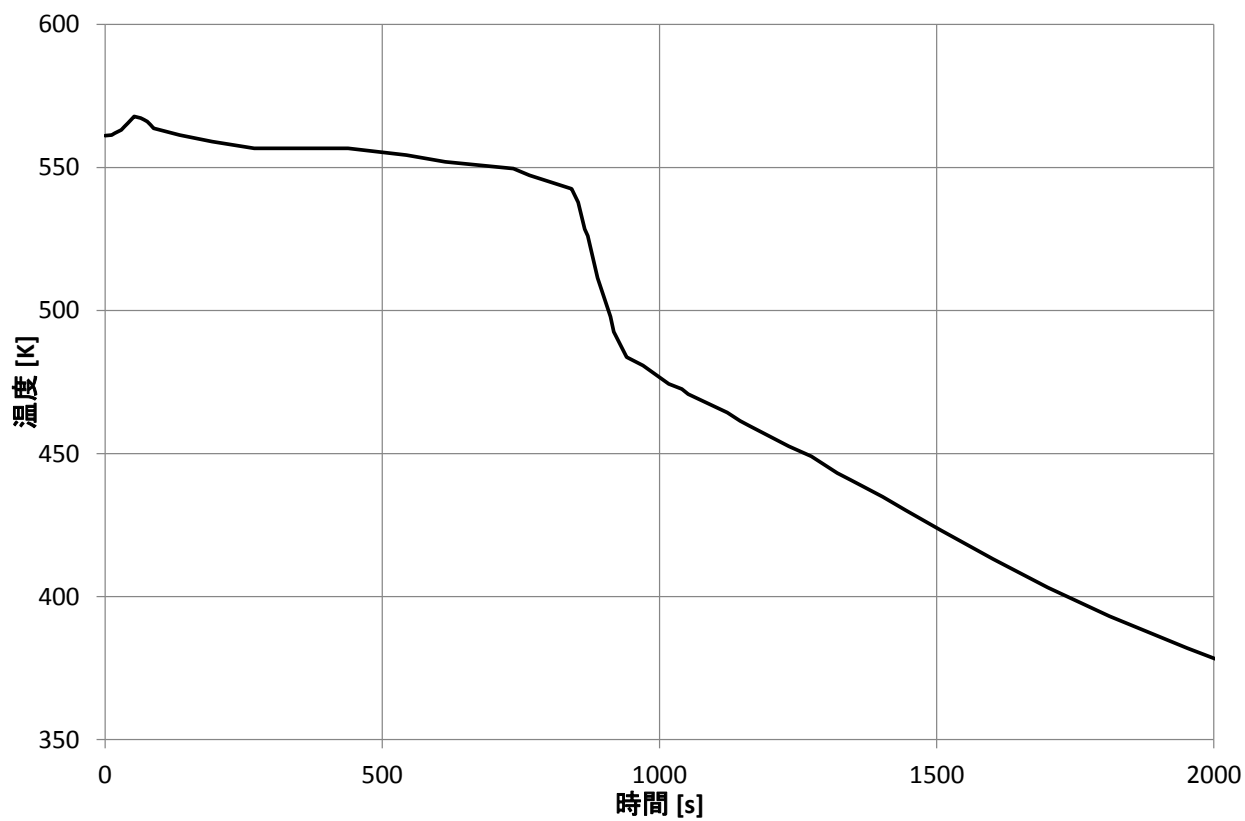


図 2.2.1-29 従来の評価手法に基づくダウンカメラ部の流体温度

(2) 熱応力解析の概要と荷重条件のばらつき評価のためのツール作成

過年度まで、本研究では原子炉压力容器における PTS 時の構造健全性評価のために、汎用有限要素法解析コード Abaqus による詳細な溶接残留応力解析並びに構造解析を実施してきた。これまでの課題として、平板モデルで算出した原子炉压力容器クラッド部における肉盛溶接に伴う残留応力を、円筒状の原子炉压力容器モデルにマッピングする際の精度や、熱応力解析により求められる荷重条件に関する確率論的評価への適用が挙げられる。そこで本研究では、平板モデルで算出した压力容器クラッド部における肉盛溶接に伴う残留応力を円筒状の原子炉压力容器モデルにマッピングするためのツールの改良を行い、原子炉压力容器モデルによる熱応力解析で算出される板厚内の応力分布の時刻歴を抽出するツールを作成した。また、作成したこれらのツールを用いて、(1)で述べた CFD 解析により求められた結果に基づき熱応力解析を行い、荷重条件のばらつきに関する検討等を行った。

1) 解析の流れ

原子炉压力容器の健全性評価に関する解析の流れは図 2.2.1-30 に示すとおりである。

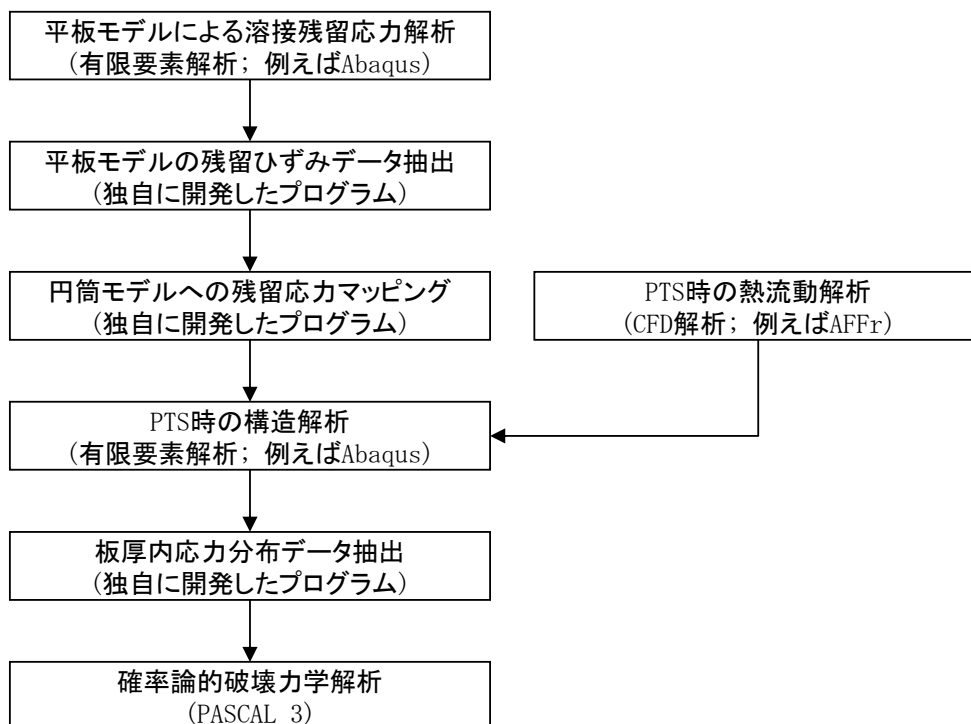


図 2.2.1-30 原子炉压力容器の健全性評価の流れ

溶接残留応力解析は、平板モデルにより、Abaqus を用いて行われる。図 2.2.1-31 に示す平板状のメッシュを用いて解析が行われた結果として、過年度において図 2.2.1-32、

図 2.2.1-33 に示すような応力分布が得られている。

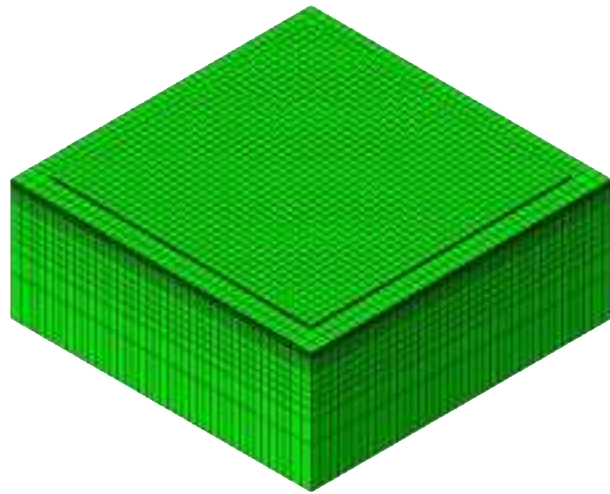


図 2.2.1-31 平板モデル（母材厚さ 200mm、クラッド厚さ 5mm）

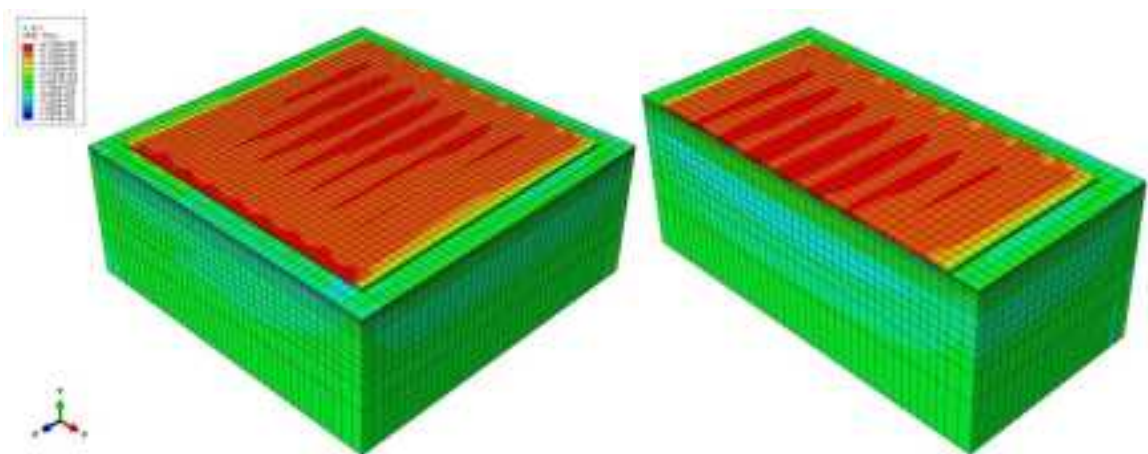


図 2.2.1-32 耐圧試験後の溶接線直行方向応力

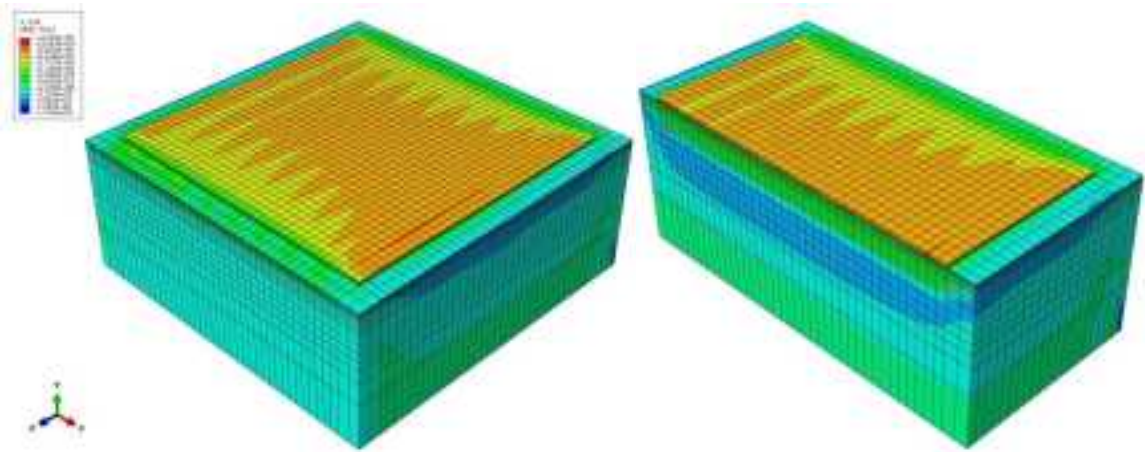


図 2.2.1-33 耐圧試験後の溶接線方向応力

平板型肉盛溶接部試験体を用いて実施した残留応力解析結果から、圧力容器モデルにマッピングするためのデータを抽出する必要がある。そこで過年度に作成した平板モデルのひずみデータ抽出ツールを用いて平板モデルの中心付近から、圧力容器モデルに残留応力をマッピングするために必要なデータを抽出した。その概念図を図 2.2.1-34 に示す。

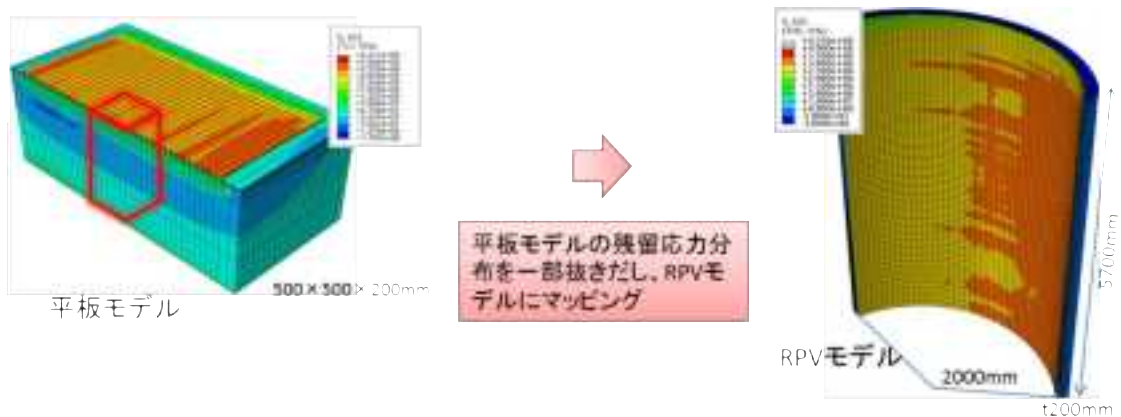


図 2.2.1-34 平板モデルから圧力容器モデルへの残留応力マッピングの概念図

平板モデルからデータを抽出する領域例を図 2.2.1-35 に示す。残留応力分布をマッピングする元の領域としては、溶接始末端を除く溶接定常部として残留応力分布が均一になっていると考えられる領域を選択することが望ましい。抽出前後のモデル座標系（平板モデルは直交座標、圧力容器は円筒座標）の関係を図 2.2.1-36 に示す。平板モデルで抽出された領域に対応する圧力容器モデルの領域を図 2.2.1-37 に示す。平板モデルの領域 ABCD におけるデータが、圧力容器モデルの領域 A'B'C'D'内のデータに変換される。過年度までに作成したツールでは、平板モデルの縦方向長さ AD と、圧力容器モデルにおける内径距離 A'D'が等しくなるよう座標変換が行われる。

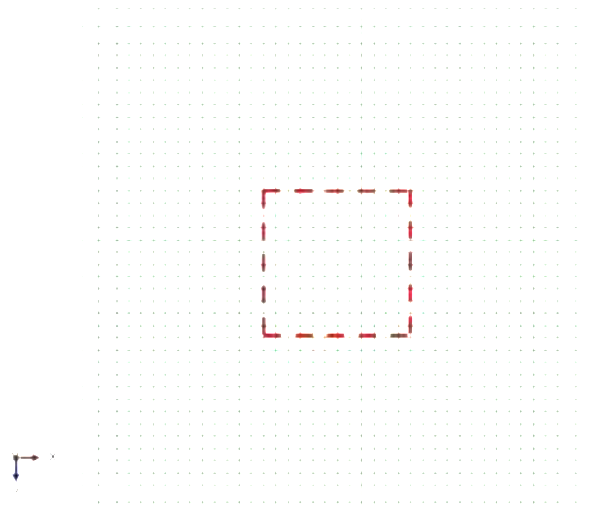


図 2.2.1-35 平板モデルの抽出領域例

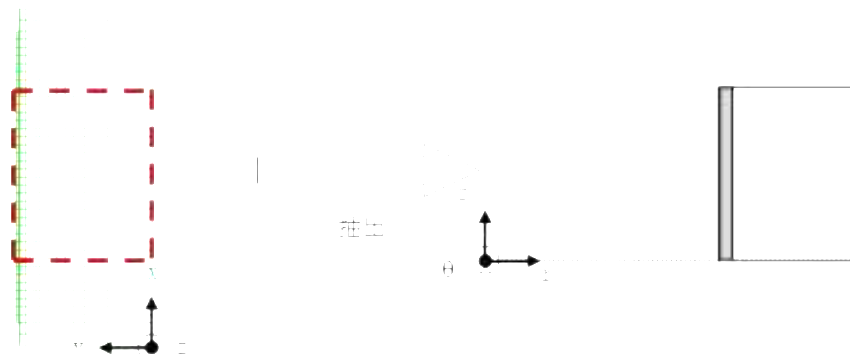


図 2.2.1-36 ひずみデータ抽出前後の座標系

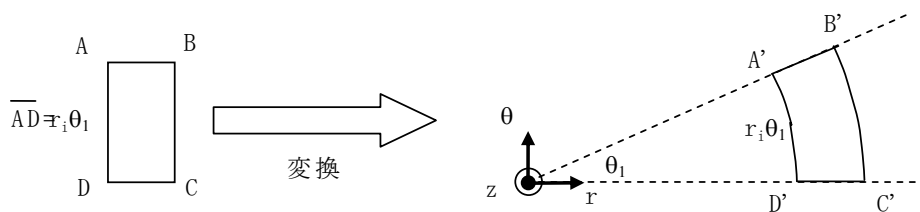


図 2.2.1-37 平板モデルの抽出領域の対応する圧力容器モデルの領域

原子炉圧力容器を模擬した円筒モデルのメッシュを図 2.2.1-38 に示す。このモデルを用いて、CFD 解析により求められた冷却材の温度、圧力、及び熱伝達係数の分布を用い

て熱応力解析が実行され、その結果として PTS 時の荷重条件が求められる。

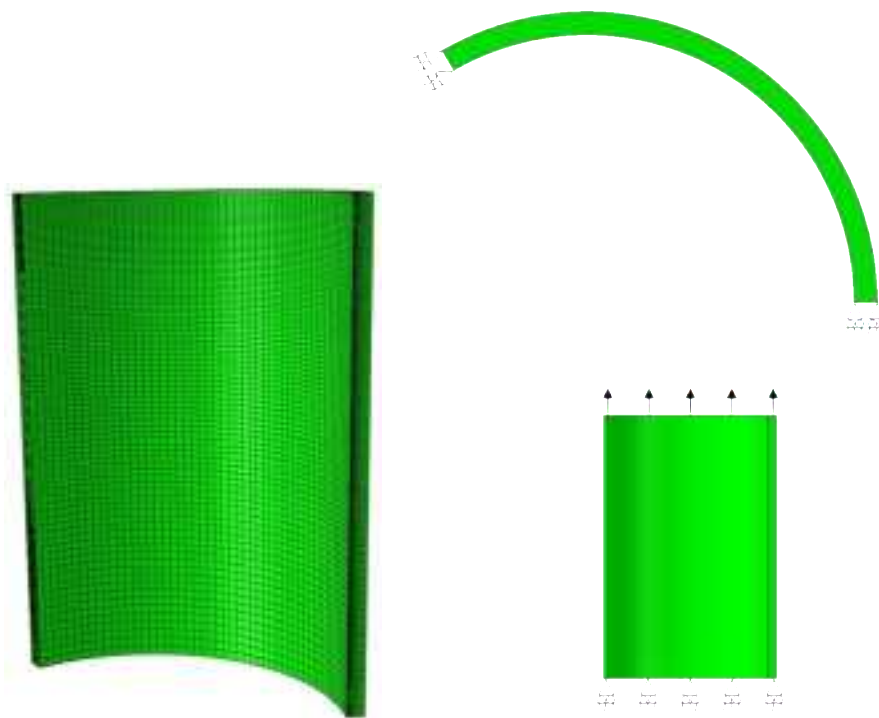


図 2.2.1-38 原子炉圧力容器モデル及び境界条件

2) 残留応力マッピングツールの改良

図 2.2.1-34 は、昨年度のマッピング前後の応力分布を示しているが、その右図に見られるように、残留応力が周方向に対して本来均一にマッピングされるはずのところ、不均質になっている。本年度は、そういったことが起きないようにツールの改良を行った。

その誤差の原因として、平板モデルと円筒モデルのメッシュの位置関係が以下のようなになる場合、クラッドのステンレス鋼と母材の低合金鋼にそれぞれ属する積分点歪の平均をとることになるため、これを回避するように修正した。

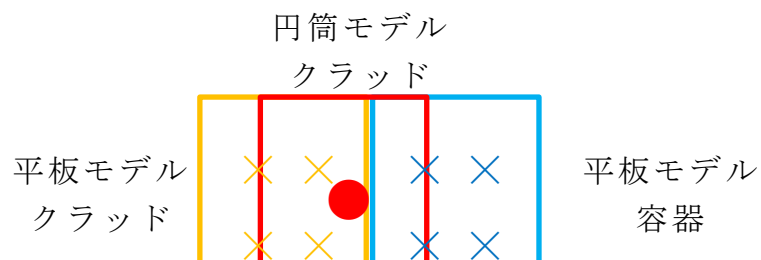


図 2.2.1-39 残留応力マッピングツール改良のイメージ

改良したツールを用いて行ったマッピングの精度について確認した結果について、溶接線方向及び溶接線直交方向の残留応力分布をそれぞれ図 2.2.1-40 及び図 2.2.1-41 に示す。平板モデルについては異なる部位から抽出した複数の分布、円筒モデルについてはき裂の想定位置の分布を示している。残留応力は、図 2.2.1-32 や図 2.2.1-33 のように均一には分布しないことを考慮しても、平板モデルと円筒モデルの残留応力分布はよく一致しており、マッピングは十分な精度で行われていると判断できる。

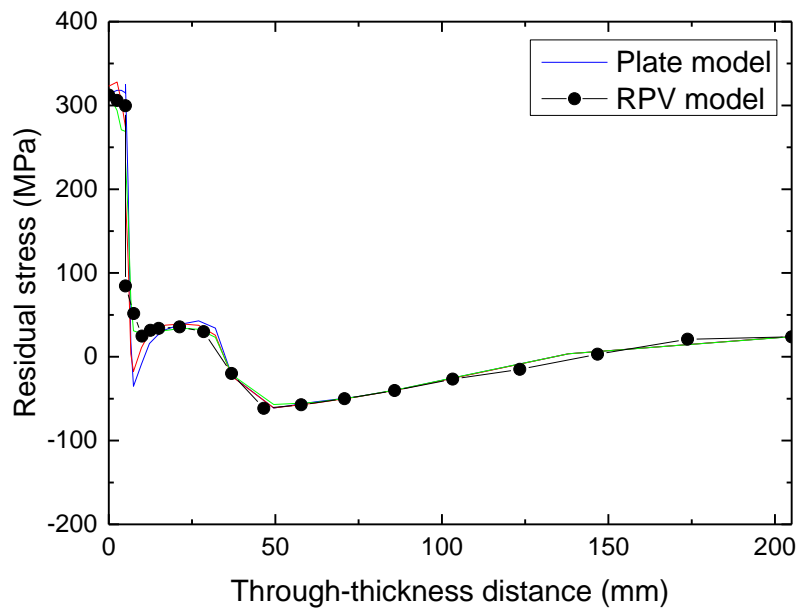


図 2.2.1-40 溶接線方向の残留応力分布の比較

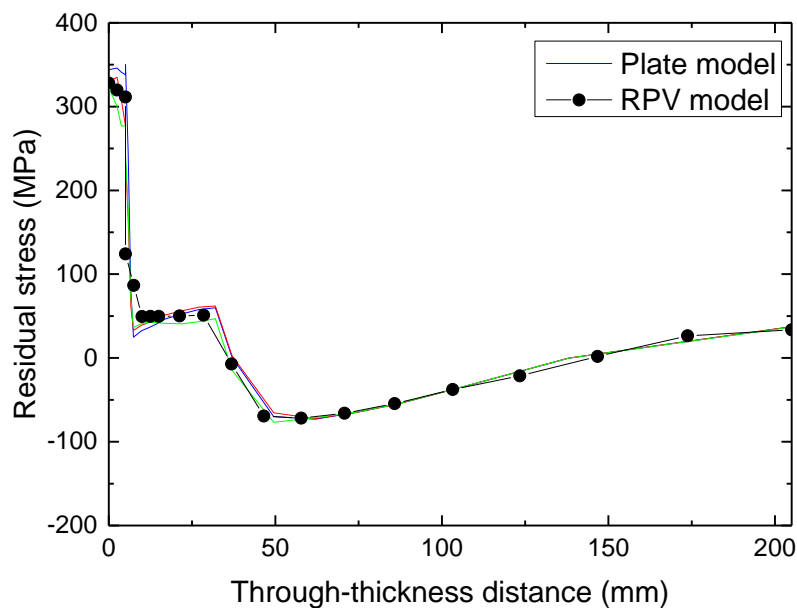


図 2.2.1-41 溶接線直交方向の残留応力分布の比較

3) 応力多点データ抽出ツールの作成

熱応力解析により求められる荷重条件について、確率論的評価への適用を検討するため、熱応力解析の結果について、板厚方向の位置ごとに応力の平均値と標準偏差を求めるツールを作成した。本ツールは、任意位置の板厚方向応力分布をインクリメントごとに出力することが可能である。ソースコードは FORTRAN 90/95 で記述されている。

(a) 入力データ

入力データファイル(inp)のほか、熱応力解析の結果が格納されている odb ファイルから、応力データのみを抽出した rep ファイルを読み込む。本ツールの入力データと、入力例は以下のとおりである。

1. Abaqus の入力データ(inp)ファイル名
2. Abaqus の odb ファイルから積分点応力を抽出した rep ファイル名
3. 出力点データファイル名 (拡張子は.csv)
4. PASCAL3 用データファイル名 (拡張子は.csv)
5. Abaqus 入力データファイル内における、円筒モデル内表面の面グループ名
6. 出力点数
7. 節点番号、出力点 x 座標、出力点 y 座標、出力点 z 座標

・入力データ例

```
Job-ThermStress_H26_mech.inp
case_STRESS.rep
stress_out.csv
pascal3.csv
InnerSurf
3
1, 0.0, 0.0, 0.0
51, 0.0, 0.0, 0.0
0, 0.32515, 2.2358, 1.8487
```

(b) 出力データ

本ツールで出力されるデータは CSV 形式であり、データは以下のとおりである。

ステップ番号、フレーム番号、板厚方向通し番号、節点番号、
出力点 x 座標、出力点 y 座標、出力点 z 座標、板厚方向座標、
 σ_{xx} 、 σ_{yy} 、 σ_{zz} 、 σ_{xy} 、 σ_{yz} 、 σ_{zx}

(c) 処理内容

本ツールの処理内容を以下に記す。

1. 出力点の板厚方向節点リストの作成 (subroutine SearchOutNode)

入力された 1 節点に対する板厚方向の節点リストを以下の手順で作成する。

(ア)出力点の確定

出力点を座標値で指定した場合、最近接の節点を探索し、その節点を出力点とする。

(イ)板厚方向節点の探索

出力点の直交座標値を円筒座標値に変換し、円筒座標系の θ 及び z が一致する節点を探索し、板厚方向節点番号リストを作成する。

2. 全節点の板厚方向節点リストの作成 (subroutine SearchAllNode)

全節点について、円筒モデル内表面の節点に対する板厚方向の節点リストを以下の手順で作成する。

(ア)円筒モデル内表面節点の抽出

入力された円筒モデル内表面の面グループ名から、面グループを構成する節点を抽出する。

(イ)板厚方向節点の探索

内表面節点の直交座標値を円筒座標値に変換し、円筒座標系の θ 及び z が一致する節点を探索し、板厚方向節点番号リストを作成する。

3. 節点応力の計算 (subroutine CalNodeStress)

節点応力を以下の手順で計算する。読み込まれた積分点応力から形状関数を用いた外挿法で節点応力を計算し、複数の要素で共有する節点については、共有分の平均値を計算し、その節点の応力とする。

4. 出力点データファイルの出力

1.で抽出した節点番号に対する節点応力を出力する。

(3) 熱応力解析の条件と結果

(1)の CFD 解析、及び過年度に行った残留応力解析の結果を用いて、熱応力解析を実施した。CFD 解析により得られた表面温度と熱伝達係数を圧力容器モデル内面に付与して伝熱解析を行った後、求められた圧力容器モデル内の温度分布及び履歴、並びに熱流動解析により求めた圧力を用いて構造解析を行うことにより熱応力解析を実施した。残留応力の影響の有無を検討するため、残留応力を考慮したケースと、考慮しないケースの比較も行った。なお、本解析では、弾性解析に基づく解析を行った。

また、荷重条件について、確率論的評価への適用を検討するため、(1)で述べた CFD 解析の結果を用いて熱応力解析を行い、SBLOCA を想定した際の荷重条件を評価すると

ともに、文献等により残留応力におけるばらつきについて調査し、それらの結果を踏まえて PTS 時の応力分布のばらつきについて検討を行った。

1) 解析条件

ヤング率、ポアソン比等の材料特性は、過年度の熱応力解析と同様のものを用いた。なお、残留応力を考慮しないケースでは、初期状態として室温で無応力状態となるものと仮定した。これにより、運転状態においてクラッド中の残留応力は圧縮となることから、残留応力の有無の影響をより明確に示すことができると考えられる。

2) 残留応力を考慮した場合の解析結果

内表面における温度とクラッド部の残留応力を考慮して求めた周方向応力のコンターを図 2.2.1-42 と図 2.2.1-43 に示す。過渡発生後から原子炉压力容器内面上部は徐々に冷却され、時間の経過に伴い、冷却材は複雑な挙動を呈しつつ、下部に向かって流れる。これらの図から、温度の低い領域と周方向応力の高い領域がほぼ一致していることが分かる。これは冷却により熱応力が発生しているためであるが、一方で過渡発生後から内圧が低下するため、周方向応力の応力値は減少している。板厚内の温度と応力分布の解析結果をそれぞれ図 2.2.1-44 と図 2.2.1-45 に示す。これらの図は、健全性評価を行う際にき裂を想定する位置に当たる、モデルの周方向 60°、高さ 2.82m の位置における解析結果である。ECCS 注入により、内表面の温度は冷却される（図 2.2.1-44）一方、同時に内圧も低下するため、解析時間内においては、熱応力の発生による周方向応力の分布の変化がみられるものの、内表面付近の応力値は図 2.2.1-45 に示すとおり大きくは変化しない。

き裂想定位置中央表面及び想定き裂最深点における温度と周方向応力の時刻歴を図 2.2.1-46 及び図 2.2.1-47 に示す。過渡発生後約 175 秒までは、温度の低下にほぼ反比例の関係で周方向応力は増加する一方、過渡発生後約 175 秒から内圧の低下により、応力も減少していることが、この図からも分かる。

以上のとおり、現実な SBLOCA を模擬した CFD 解析の結果を用いて、残留応力を考慮した熱応力解析を行い、PTS 時に想定き裂に対して働く荷重条件の評価が可能であることが示された。

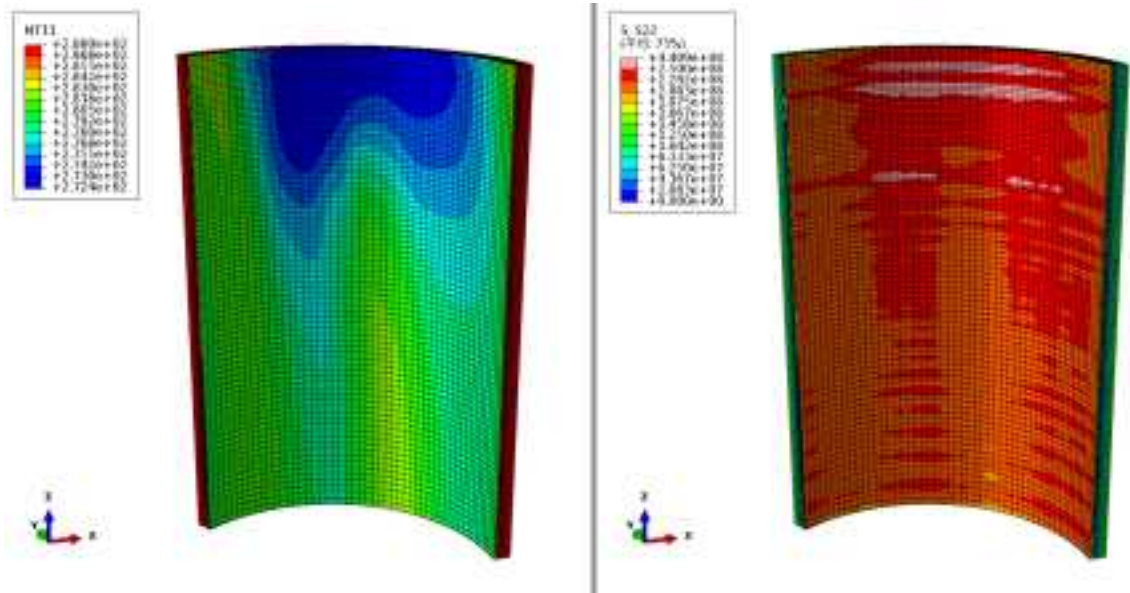


図 2.2.1-42 SBLOCA 中の温度及び周方向応力分布 (過渡発生後 150 秒後)

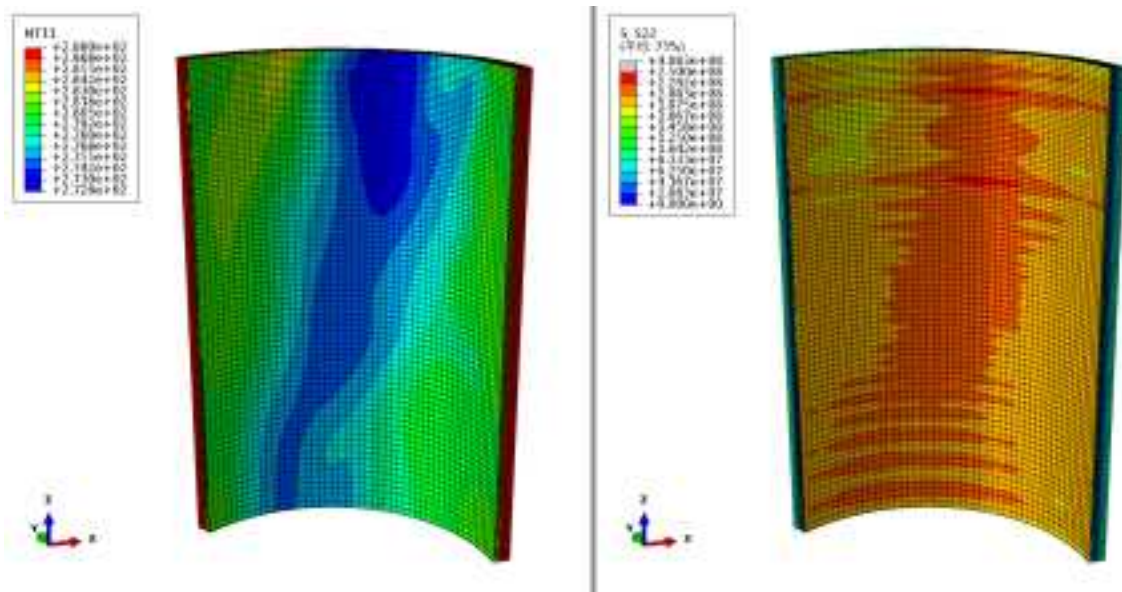


図 2.2.1-43 SBLOCA 中の温度及び周方向応力分布 (過渡発生後 400 秒後)

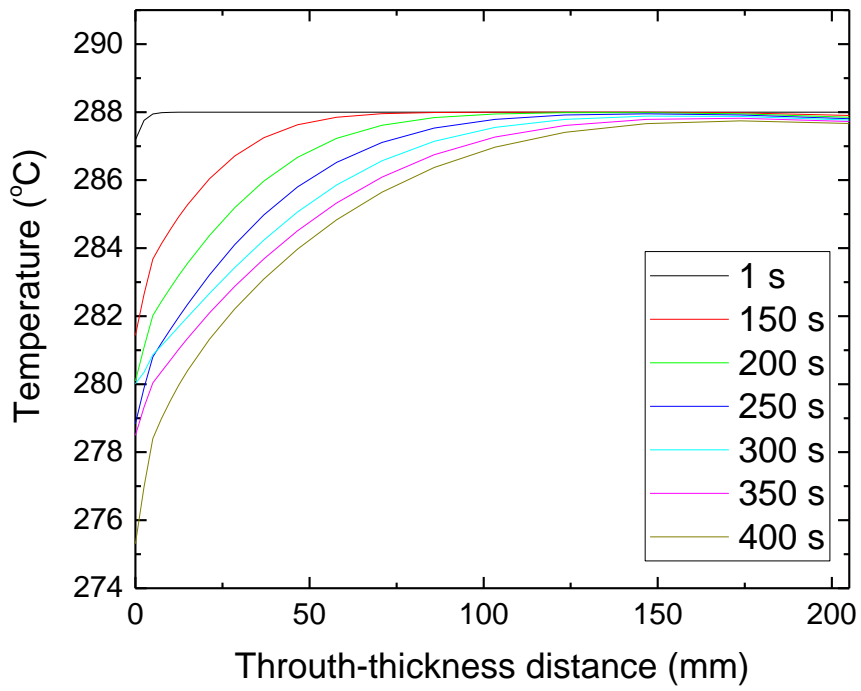


図 2.2.1-44 板厚内の温度分布

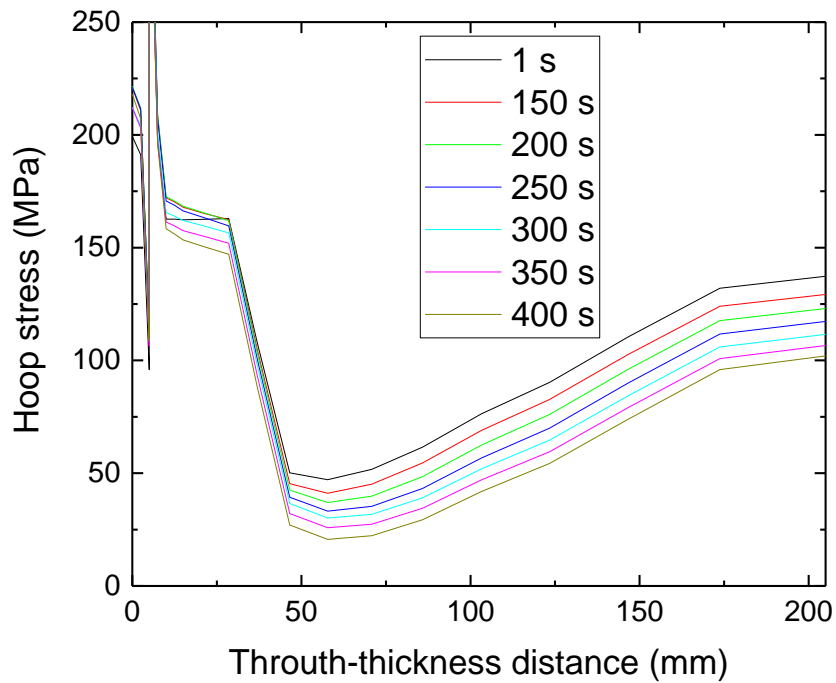


図 2.2.1-45 板厚内の周方向応力分布

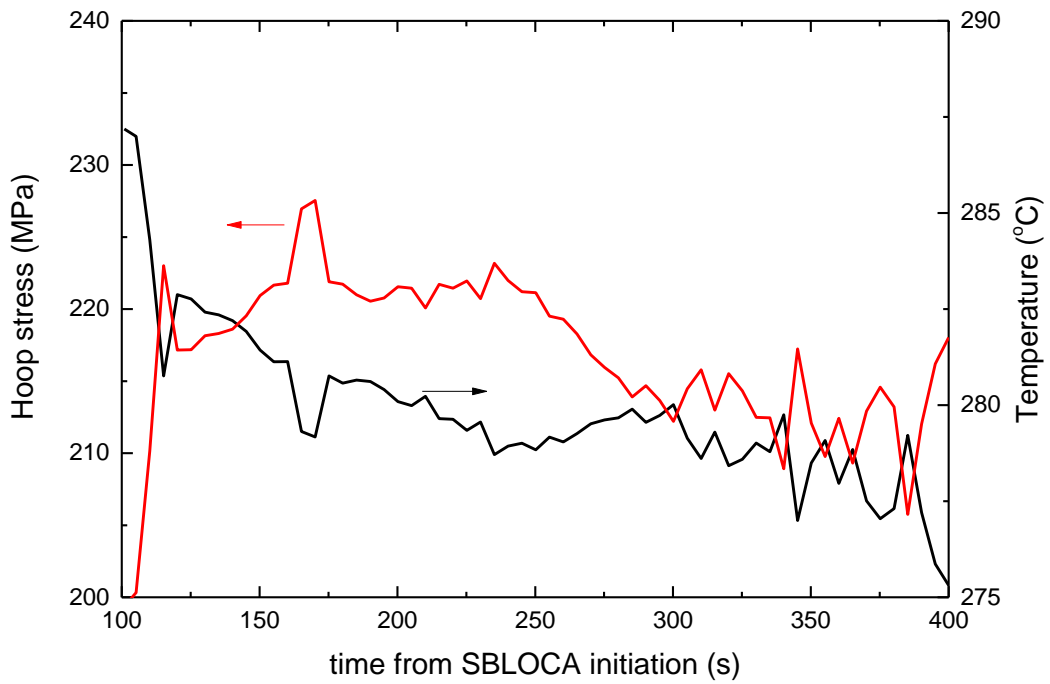


図 2.2.1-46 き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴

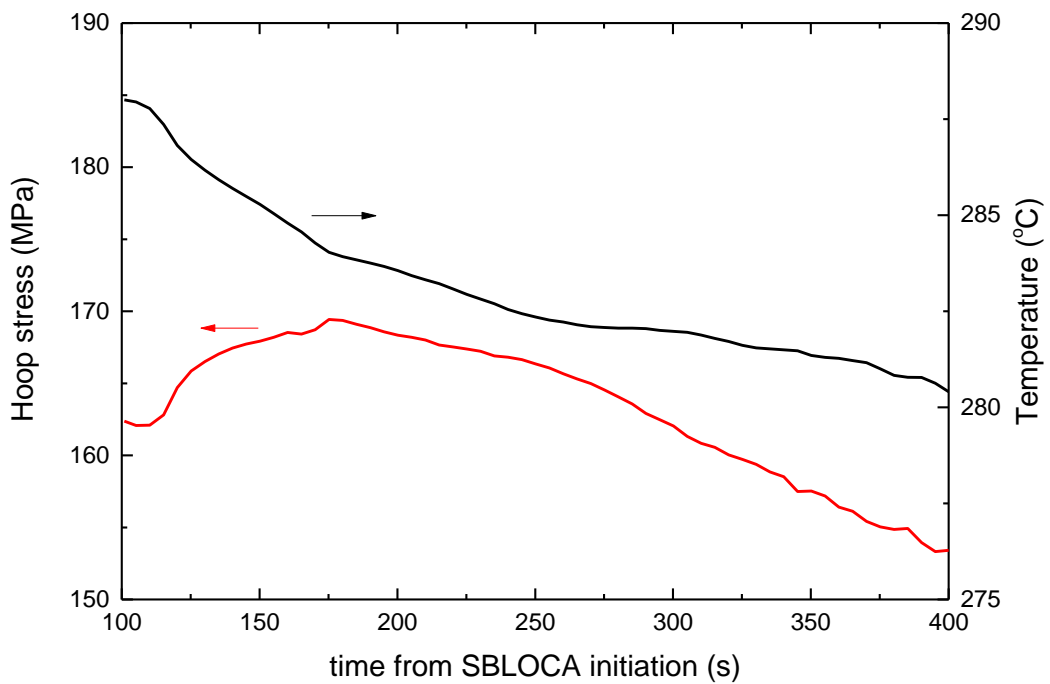


図 2.2.1-47 想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴

3) 残留応力を考慮しない場合との比較

内表面における周方向応力分布について、残留応力を考慮した場合としない場合のコンターを図 2.2.1-48 に示す。板厚内の応力分布の解析結果を図 2.2.1-49 に示す。この図

は、健全性評価を行う際にき裂を想定する位置に当たる、モデルの周方向 60°、高さ 2.82m の位置における解析結果である。運転温度で残留応力がない場合を初期状態としており、母材とクラッドの間の応力のギャップは、母材とクラッドの熱膨張の違いによるものである。ECCS 注入により、内表面の温度は冷却される（図 2.2.1-44）一方、同時に内圧も低下するため、熱応力の発生による周方向応力の分布の変化がみられるものの、内表面付近の応力の変化は解析時間内においては小さい。

想定き裂最深点における温度と周方向応力の時刻歴を図 2.2.1-50 に示す。過渡発生約 175 秒までは、温度の低下にほぼ反比例の関係で周方向応力は増加する一方、ECCS 注入後約 175 秒から内圧の低下により、応力も減少していることが分かる。なお、本ケースで求められた周方向応力は、残留応力を考慮した場合に比べて 50 MPa 程度低い。このことから、PTS 時の荷重条件を評価する際には、残留応力を考慮することが重要であることが再確認された。

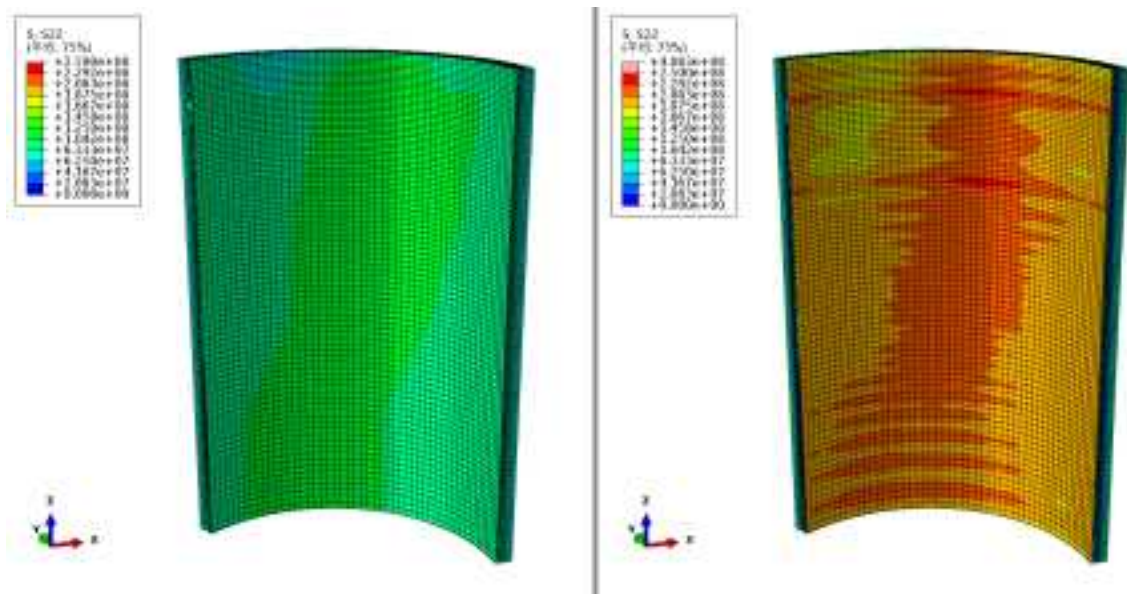


図 2.2.1-48 周方向応力分布における残留応力の有無の比較（過渡発生後 400 秒後、
左：残留応力考慮せず、右：残留応力考慮）

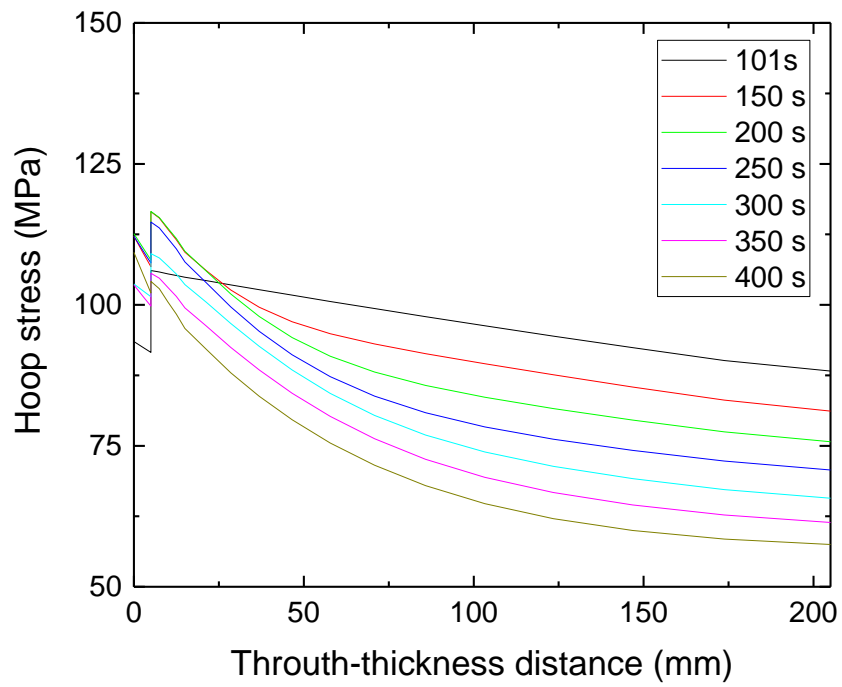


図 2.2.1-49 板厚内の周方向応力分布（残留応力考慮せず）

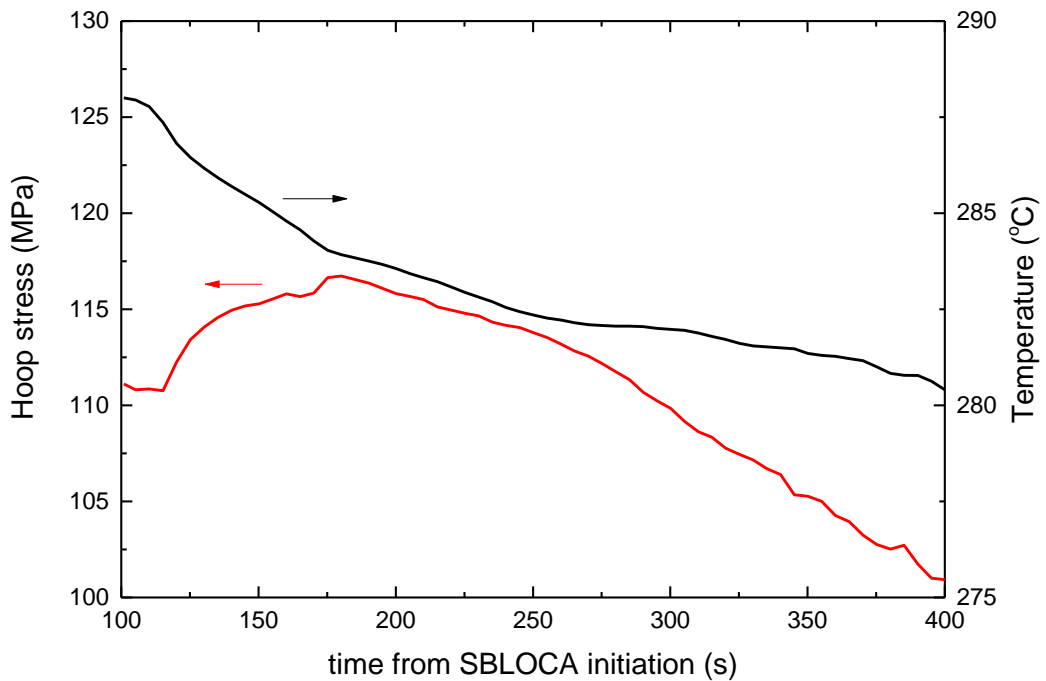


図 2.2.1-50 想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴（残留応力考慮せず）

4) 従来の評価手法との比較

従来の評価手法³で用いられている SBLOCA 時の過渡事象条件について、内圧及び流

体温度を図 2.2.1-51 に示す。本研究では、熱伝達係数について一定値 ($21411 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) を用いて評価を行った。得られたき裂想定位置の内表面における周方向応力の時刻歴を、従来の評価手法と解析結果を比較して図 2.2.1-52 に示す。本研究では、図 2.2.1-51 に示される、温度が大きく低下する約 840 秒に解析時間が至っておらず、RPV の健全性評価に影響するような高い応力拡大係数となる時間での結果は得られていない。また、本研究の時刻歴は低温側配管真下の結果であり、他の部位に比べて冷却水の温度低下が速い位置であることにも注意が必要であるが、残留応力を考慮しない場合の結果は従来の評価手法と同等の結果となった。一方、残留応力を考慮した場合の結果は、残留応力を考慮しない場合及び従来の評価手法と比較して、明らかに大きな周方向応力が求められており、PTS 時の健全性評価を行うに当たっては、残留応力の考慮が必要であることが示された。

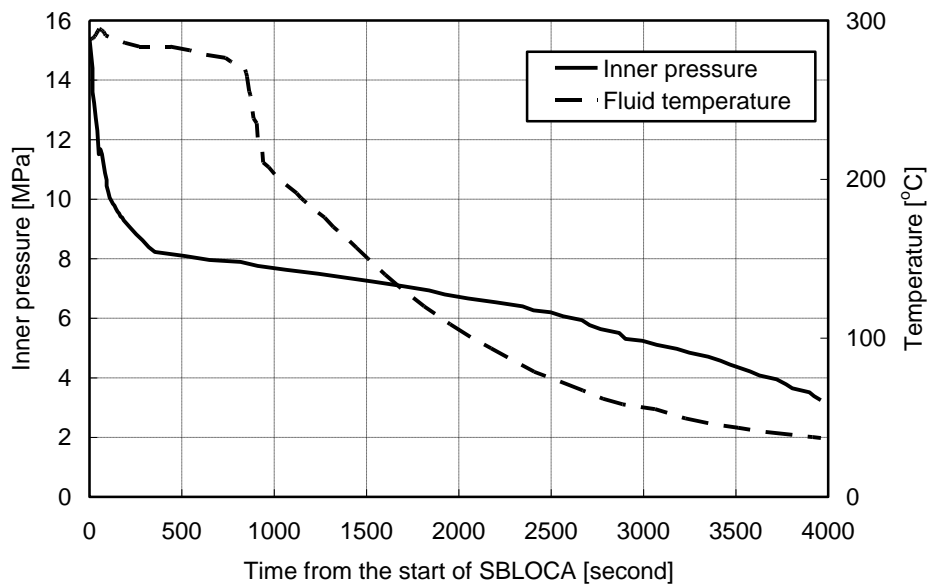


図 2.2.1-51 従来評価に用いられる SBLOCA の過渡事象

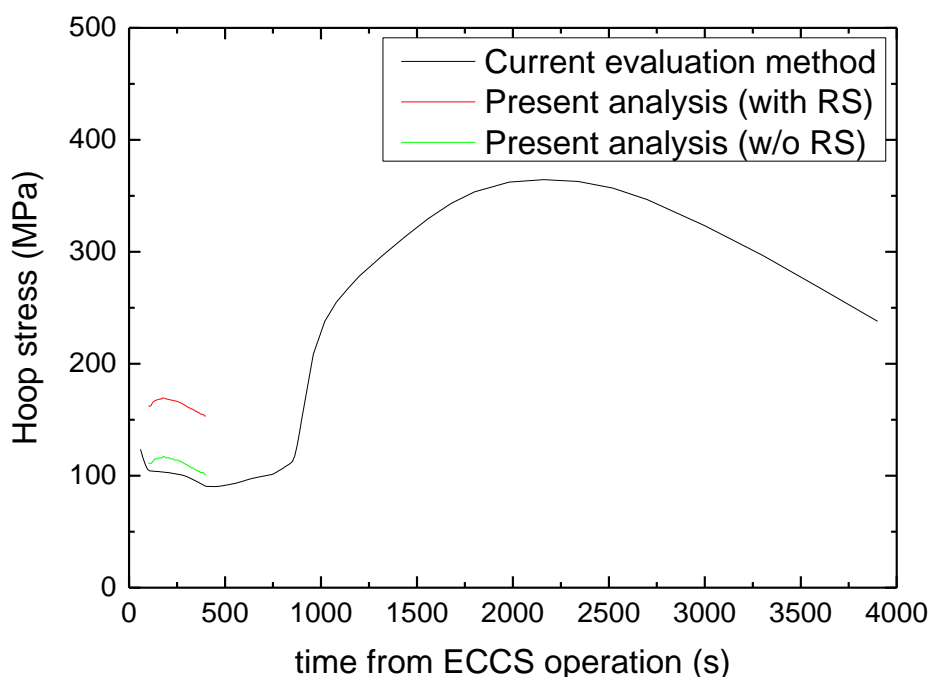


図 2.2.1-52 従来評価手法と本解析結果による周方向応力の時刻歴の比較

従来の評価手法の保守性について検討するに当たっては、図 2.2.1-51 に示される従来の評価手法における過渡発生後約 840 秒時点の温度低下は、混合評価式による解析が適用されることに起因し³、それと同時に応力値は増加する (図 2.2.1-52) ことから、その時刻も含めて、本研究における詳細な解析結果との比較が重要であると考えられる。今後の課題として、解析時間を延ばして検討する必要がある。

(4) 荷重条件のばらつきに関する検討

1) 熱応力解析結果に基づく応力のばらつきの評価

解析により得られた結果を用いるとともに、(2)(3)で作成した応力多点データ抽出ツールを用いて、SBLOCA 事象中の応力分布を抽出し、その正規分布に対する検定を行った。結果の一例として、図 2.2.1-53 及び図 2.2.1-54 は、それぞれ SBLOCA 初期における内表面 (クラッドを含む) について様々な位置から抽出した周方向及び軸方向応力のヒストグラムと累積分布関数を示している。これらの図から、応力分布は特徴的な正規分布を呈していることが分かる。他の部位についても同様の分布であることを確認しており、応力分布は正規分布とみなしてもよいと判断される。

なお、本検定は冷却材の温度低下の少ない SBLOCA 初期のばらつきであることから、今後、冷却に伴い、場所ごとの応力分布の差異が大きくなった状態も含めてばらつきの評価を行ったうえで、確率論的評価モデルとして整備することが重要である。

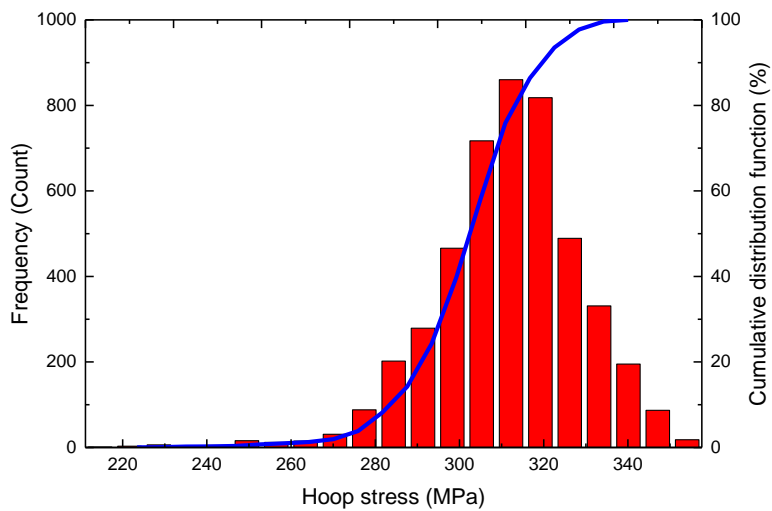


図 2.2.1-53 内表面における周方向応力のヒストグラム

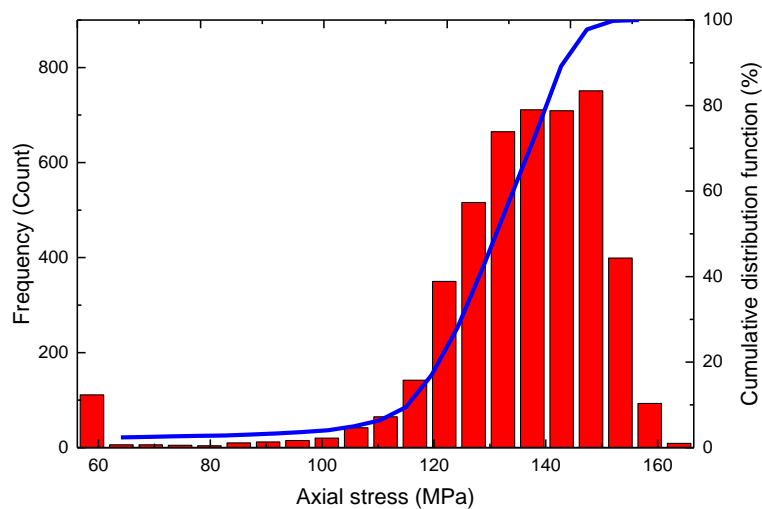


図 2.2.1-54 内表面における軸方向応力のヒストグラム

2) 文献調査

(a) PVP2011-57642⁴

米国原子力規制委員会（United States Nuclear Regulatory Commission, 以下「USNRC」という。）が実施した溶接残留応力解析検証プログラムにおいて、異材溶接部の残留応力予測の国際ラウンドロビンが実施された。対象は、図 2.2.1-55 に示す原子炉加圧器サージ管台モックアップであった。

⁴ Howard J. Rathbun, Lee F. Fredette, Paul M. Scott, Adar A. Csontos and David L. Rudland; “NRC Welding Residual Stress Validation Program International Round Robin Program and Findings,” Proceedings of the ASME 2011 PVP Division Conference, PVP2011-57642.

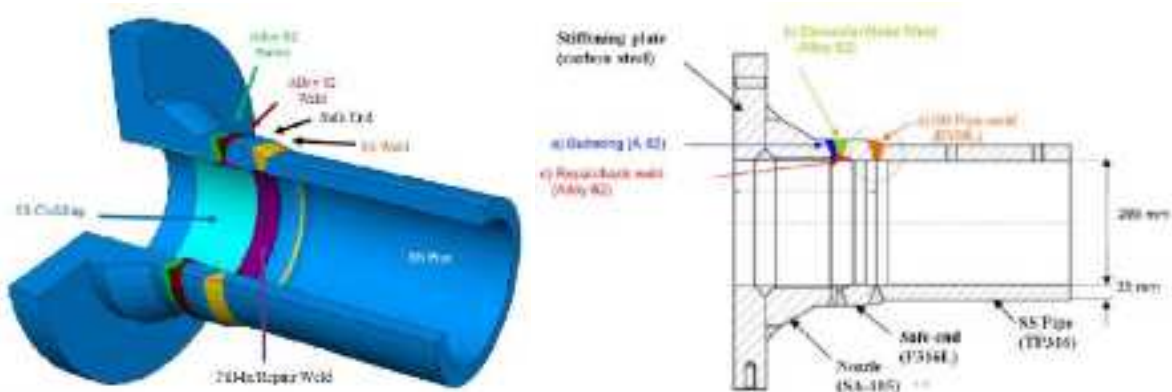


図 2.2.1-55 溶接残留応力解析に関する国際ラウンドロビンの対象⁴

各国各グループの溶接残留応力予測結果の比較を図 2.2.1-56 に示す。この図において、点は実験結果、線は予測結果の平均値を示すが、両者の分布はほぼ一致しているものの、解析結果にはばらつきが存在しており、そのばらつきは正規分布の様相を示している。

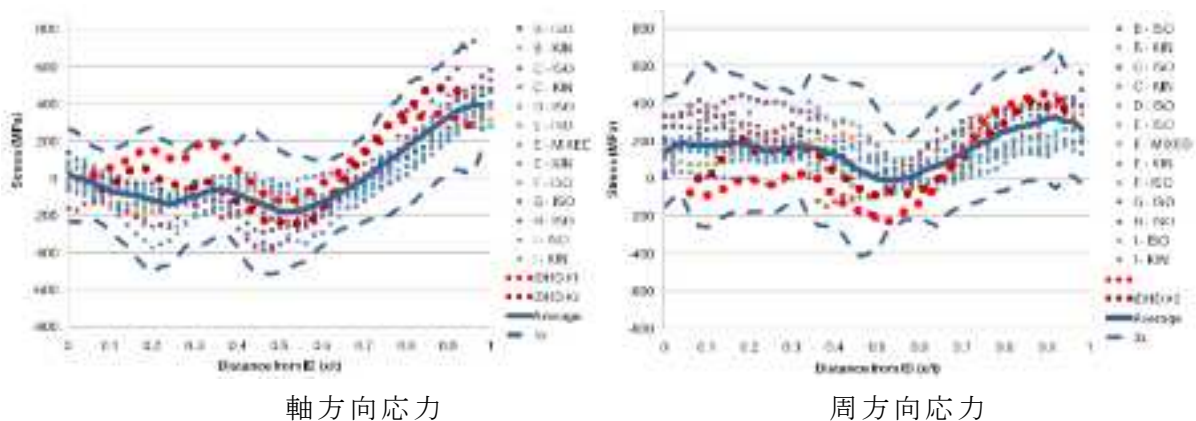


図 2.2.1-56 溶接残留応力分布の比較⁴

(b) JPVT, Vol. 134, 021403-1-9⁵

オーステナイト系ステンレス鋼配管突合せ溶接部を対象に、試験により入熱量や溶接速度のばらつきを測定し（図 2.2.1-57）、それらのばらつきを有限要素解析に適用することにより、入熱量や溶接速度のばらつきが残留応力のばらつきに及ぼす影響について検討がなされている（図 2.2.1-58）。有限要素解析では、入熱量と溶接速度を変えた 108 ケースのパラメトリック解析が行われ、これらのパラメータが残留応力のばらつきに及ぼす影響を明らかにし、またき裂進展への影響も大きいことも確認されている。

⁵ J. Katsuyama, T. Tobita, H. Itoh and K. Onizawa, Effect of Welding Conditions on Residual Stress and Stress Corrosion Cracking Behavior at Butt-Welding Joints of Stainless Steel Pipes, Journal of Pressure Vessel Technology Vol. 134, pp. 021403-1-9, 2012.

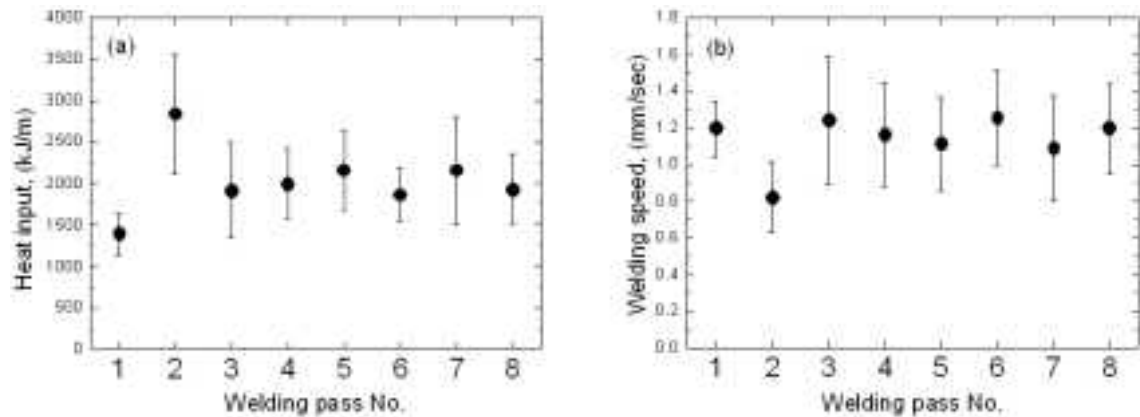


図 2.2.1-57 入熱量と溶接速度のばらつき⁵

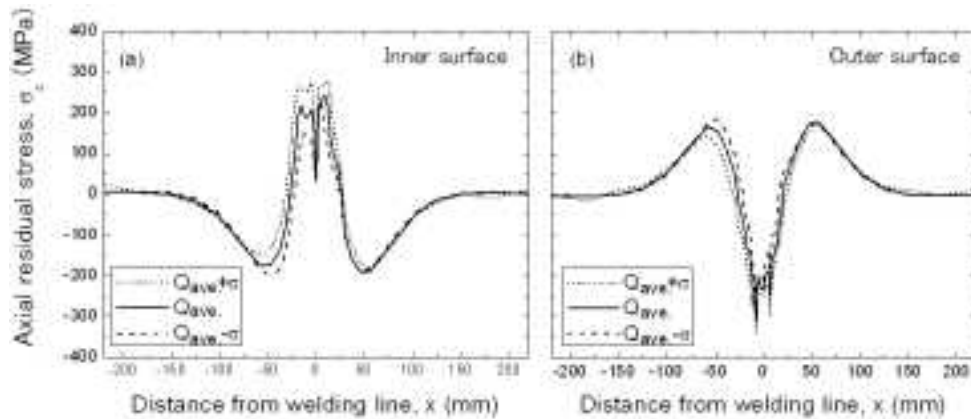


図 2.2.1-58 入熱量のばらつきが残留応力分布に及ぼす影響⁵

(c) PVP2008-61421⁶

前述の文献(b)に関連して、残留応力のばらつきが配管突合せ溶接部の破断確率に及ぼす影響について検討がなされている。本文献では、前述のパラメトリック解析の結果を踏まえ、残留応力のばらつきを正規分布で表現できるものとし(図 2.2.1-59)、残留応力の確率論的評価モデルを確率論的破壊力学(Probabilistic fracture mechanics, 以下「PFM」という。)解析コード PASCAL-SP に整備している。その PASCAL-SP を用いて、残留応力における標準偏差を変化させて破断確率を求めた結果、図 2.2.1-60 に示すように残留応力のばらつきが大きいほど、破断確率が大きくなることが示されている。このように残留応力のばらつきを考慮することは、健全性評価において重要であると考えられる。

⁶ H. Itoh, J. Katsuyama and K. Onizawa, A Probabilistic Evaluation Model for Welding Residual Stress Distribution at Piping Joint in Probabilistic Fracture Mechanics Analysis, PVP2008-61421, 2008.

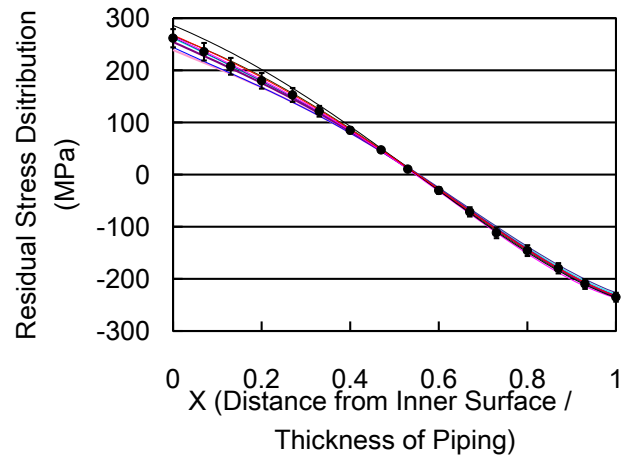


図 2.2.1-59 板厚内残留応力分布のばらつきの例⁶

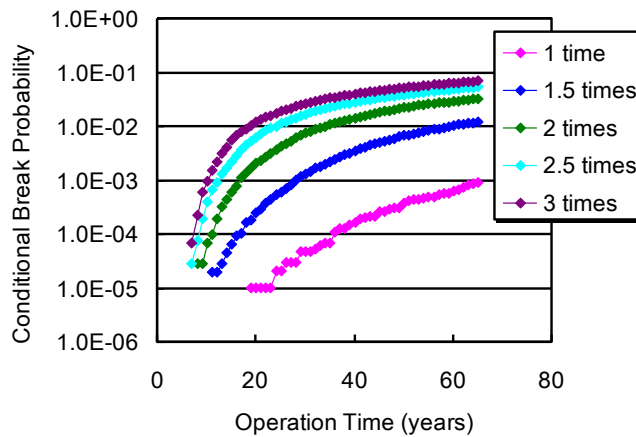


図 2.2.1-60 残留応力のばらつきを考慮した条件付き破断確率⁶

(凡例中の数値は、標準偏差の倍数を示す。)

3) 荷重条件のばらつきに関する検討のまとめ

以上の解析結果や文献調査の結果、応力分布の確率論的評価モデルを整備するに当たっては、正規分布を想定してばらつきを評価すればよいものと考えられる。しかしながら、原子炉圧力容器のクラッドと母材間においては、残留応力は急峻な変化を示すことから、その変化を再現して応力拡大係数を算出することができる重み関数法の適用等を考慮することが、健全性評価の精度向上のためには重要であると考えられる。

今後、PASCAL3 に荷重条件のばらつきを考慮した機能を整備するとともに、現実的な PTS 事象を想定した CFD 解析及び熱応力解析を通じて応力分布に関する確率論的評価モデルを整備し、荷重条件のばらつきが原子炉圧力容器の健全性、すなわち破壊確率に及ぼす影響について検討する予定である。

以上の解析結果や分析を踏まえ、ECCS による低温の冷却水の注入量等の不確かさが原子炉圧力容器の健全性に及ぼす影響の評価、SBLOCA 以外の過渡事象時の荷重条件の評価、過渡事象時の荷重条件のばらつきの評価、残留応力の有無の影響評価等を行うことが重要である。本年度は、これらの評価を行うために必要なモデルや解析手法等の整備が完了した。

(5) 応力拡大係数算出に対する重み関数法の適用性検討

これまでの残留応力解析の結果、圧力容器のクラッドと母材間で残留応力は急峻な変化を示すことが明らかとなっている。したがって、影響関数法により応力拡大係数を算出するため、板厚全体の応力分布を多項式近似すると、応力拡大係数が十分に再現されず、十分な精度で応力拡大係数が評価されない可能性がある。そこで、急峻な応力分布に対応した応力拡大係数算出法として重み関数法⁷の適用性について検討を行った。重み関数法では板厚方向応力分布をセグメントに分けて多項式で近似することができ、その結果、複雑な残留応力分布に対応して応力拡大係数を算出することが可能である。

本検討では、軸方向内表面半楕円き裂を想定し、図 2.2.1-61 に示す周方向残留応力の結果を用いた。図 2.2.1-61 に示すように残留応力分布を三次多項式でフィッティングするとともに、重み関数法においては複数の領域に分割してフィッティングした。また、き裂のアスペクト比は $a/c=1/3$ (a 及び c はそれぞれき裂深さ及びき裂半長) に固定し、き裂深さを変えて応力拡大係数を算出した。なお、三次多項式のケースにおいては、残留応力のフィッティング精度を上げるため、き裂が存在する領域のみでフィッティングを行っている (すなわち、図 2.2.1-61 の破線は一例として板厚全域でフィッティングした際の結果を示している)。また、重み関数法のケースでは、図 2.2.1-61 で、色つきの実線で示すとおり、5つの領域に分割して、それぞれ三次多項式でフィッティングした。

得られた結果を図 2.2.1-62 に示す。この図から、重み関数法により求められた応力拡大係数は、三次多項式によるそれに比べて高いことが分かる。その差は、特にクラッド直下の熱影響部にて大きい。これは、三次多項式ではクラッド中の高い引張応力を再現できず、残留応力分布を低く見積もるためであると考えられる。応力拡大係数の差は最大で $5 \text{ MPam}^{0.5}$ を超え無視できる値ではないことから、原子炉圧力容器の健全性評価を行うに当たっては、残留応力を精度よく再現して応力拡大係数を評価することが重要であると考えられる。

⁷ Y. Li, 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, Journal of Pressure Vessel Technology Vol. 136, pp. 021202-1-10, 2014.

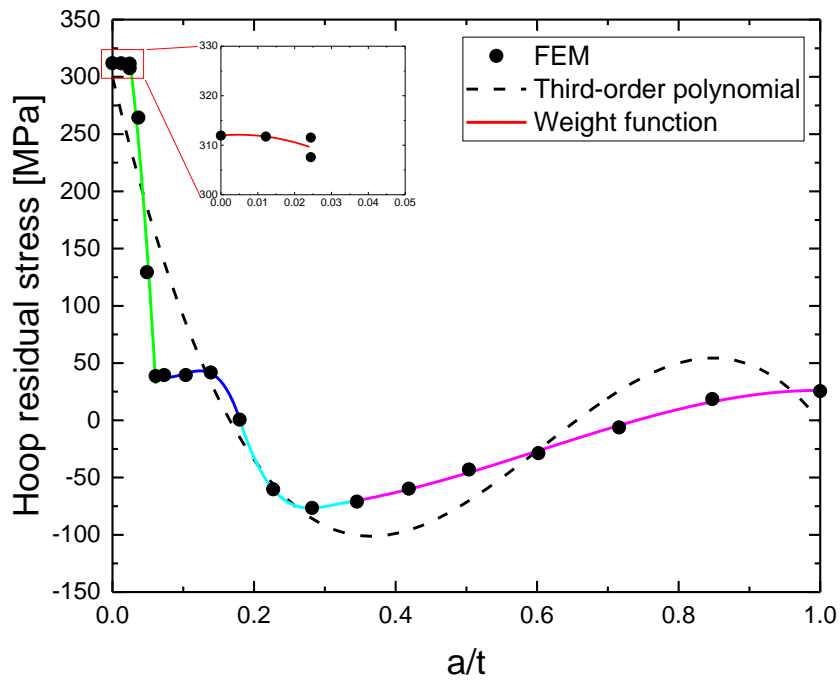


図 2.2.1-61 残留応力のフィッティング結果

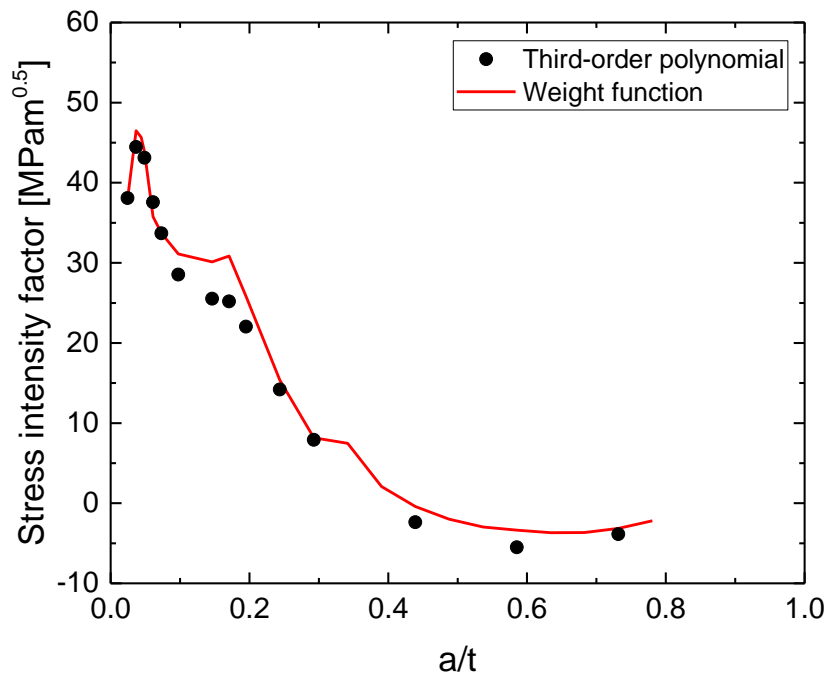


図 2.2.1-62 三次多項式と重み関数法による応力拡大係数の比較

(6) 想定すべき荷重条件のまとめ

PTS 時の健全性評価における保守性を明確にすることを目的として、SBLOCA を想定

した CFD 解析、及びクラッド部の残留応力分布を考慮した熱応力解析により、荷重条件の評価を行った。本節で実施した内容及びそれにより得られた知見を以下に記す。

- a) SBLOCA を想定した入力条件の調査を踏まえ、現実的な SBLOCA 事象を想定した CFD 解析を実施した。また、本年度新たに整備した熱遮蔽体を考慮したモデルを用いて、熱遮蔽体の有無が低温水の挙動に及ぼす影響等について検討した。
- b) CFD 解析結果を用いて、クラッド部の残留応力を考慮した熱応力解析を実施し、応力分布に関する確率論的評価モデルについて検討を行った。応力分布のばらつきは、正規分布とみなしてもよいと判断される見通しを得た。
- c) 従来の評価手法の保守性について検討した結果、過渡発生直後においては、残留応力を考慮しない場合はほぼ同等の応力値となるものの、残留応力を考慮した場合は顕著な違いが見られた。このことから、PTS 時の健全性評価を行うに当たっては、残留応力の考慮が必要であることを示した。

2.2.2 耐圧機能喪失に関する評価法

平成 25 年度は、国内の原子炉圧力容器鋼材のき裂伝播停止靱性 K_{Ia} データについて収集・整理し、抽出した有効なデータに基づき、ばらつきを考慮した K_{Ia} カーブの設定について検討した。

本年度は、平成 25 年度「軽水炉燃材料詳細健全性調査」⁸ で取得された国内 PWR 比較標準材のき裂伝播停止靱性 K_{Ia} データを反映し、 K_{Ia} カーブの設定方法について検討した。また、照射材に対する K_{Ia} カーブの設定方法について検討した。

(1) き裂伝播停止靱性評価に関する調査

国内の原子炉圧力容器鋼材に対する K_{Ia} 評価の参考とするため、平成 25 年度に引き続き、マスターカーブ法による K_{Ia} 評価等に関して ASME PVP を含む主要な国際会議、学会誌等で発表された文献を調査し、整理した。

1) 照射材に対する K_{Ia} の評価方法に関する調査

(a) 文献検索方法

「原子炉圧力容器鋼」、「き裂伝播停止」、「アレスト」、「評価」、「照射材」をキーワードとして国内外で発表された文献の検索を実施した。主要な国際会議（米国機械学会（American Society of Mechanical Engineers, 以下「ASME」という。）圧力容器配管会議（Pressure Vessels and Piping Conference, 以下「PVP」という。）、Structural Mechanics in Reactor Technology（以下「SMiRT」という。）、Fontevraud 等）や学会誌等で発表された研究成果について、原子炉圧力容器の K_{Ia} 評価に関するものを抽出した。

(b) 文献検索結果

上記の文献検索の結果、き裂伝播停止靱性評価法に関して記載されたものについて、文献の著者、タイトル、出典等を表 2.2.2-1 及び表 2.2.2-2 に示す。

(c) 抽出した文献の概要

抽出した 11 件の文献の概要を以下に示す。

➤ 文献①(H. Hein らの文献⁹)

ドイツの Crack Initiation and Arrest of Irradiated Steel Materials（2004～2008, 以下「CARISMA」という。）とその後継である Characteristics of Irradiated German RPV Materials（2008～2012, 以下「CARINA」という。）にて取得された K_{Ia} データは、Cu 量が 0.05～0.12wt% の母材と 0.02～0.22wt% の溶接金属を供試材としている。き裂伝播停止

⁸ 原子力規制庁事業，” 軽水炉燃材料詳細健全性調査” 平成 26 年 3 月。

⁹ H. Hein, et al., “Final Results from the CARINA Project on Crack Initiation and Arrest of Irradiated German RPV Steels for Neutron Fluences in the Upper Bound”, ASTM STP 1572:26th Effects of Radiation on Nuclear Materials, (2014)

試験に使用されている供試材の照射量は $6.87 \times 10^{18} \sim 4.70 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2 (E > 1 \text{ MeV})$ である。き裂伝播停止試験は Compact Crack Arrest (以下「CCA」という。) 試験片と Duplex 型試験片にて実施されている。

➤ 文献②及び③(S.K.Iskander らの文献^{10,11})

米国の Heavy Section Steel Irradiation (以下「HSSI」という。) プロジェクトにてオークリッジ国立研究所 (Oak Ridge National Laboratory, 以下「ORNL」という。) を中心として取得された K_{Ia} データは、Cu 量が 0.23wt%(72W)と 0.31wt%(73W)の溶接金属を供試材としている。き裂伝播停止試験に使用されている供試材の照射量は平均で $1.88 \sim 1.93 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2 (E > 1 \text{ MeV})$ である。き裂伝播停止試験は CCA 試験片と Duplex 型試験片にて実施されている。

➤ 文献④(S.K.Iskander らの文献¹²)

米国で ORNL を中心として取得された K_{Ia} データは、Cu 量が 0.06wt%の A508 C1.3 母材を供試材としている。き裂伝播停止試験に使用されている供試材の照射量は平均で $1.8 \sim 2.7 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2 (E > 1 \text{ MeV})$ である。き裂伝播停止試験は CCA 試験片にて実施されている。

➤ 文献⑤(C.W.Marschall らの文献¹³)

米国で取得された K_{Ia} データは、Cu 量が 0.29wt%の溶接金属を供試材としている。き裂伝播停止試験に使用されている供試材の照射量は平均で $0.59 \sim 0.89 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2 (E > 1 \text{ MeV})$ である。き裂伝播停止試験は Duplex Double Cantilever Beam (以下「DCB」という。) 試験片にて実施されている。

➤ 文献⑥及び⑦(T.R.Magerr らの文献¹⁴, C.W.Marschall らの文献¹⁵)

米国電力研究所 (Electric Power Research Institute, 以下「EPRI」という。) を中心と

¹⁰ S.K.Iskander, et al., "Results of Crack-Arrest Tests on Two Irradiated High-Copper Welds", NUREG/CR-5584,(1990)

¹¹ S.K.Iskander, et al., "Crack-Arrest Tests on Two Irradiated High-Copper Welds Phase II :Results of Duplex-Type Experiments", NUREG/CR-6139,(1994)

¹² S.K.Iskander, et al., "Results of Crack-Arrest Tests on Irradiated A 508 Class 3 Steel", NUREG/CR-6477,(1998)

¹³ C.W.Marschall, et al., "CRACK-ARREST TESTS OF IRRADIATED HIGH-COPPER ASTM A508 SUBMERGED-ARC WELD METAL", International Conference on Fracture,Advances in Fracture Research,Vol.5,pp.2467-2475,(1981)

¹⁴ T.R.Marger, et al., "DEVELOPMENT OF A CRACK ARREST TOUGHNESS DATA BANK FOR IRRADIATED", EPRI, NP-3616, (1984)

¹⁵ C.W.Marshall, et al., "Crack Arrest Behavior of Pressure Vessel Plates and Weldments as Influenced by Radiation and Copper Content", ASTM STP 870:12th Effects of Radiation on Nuclear Materials,pp.1059-1083,(1985)

して取得された K_{Ia} データは、Cu 量が 0.07wt% と 0.20wt% の A533B C1.1 母材と 0.03wt% と 0.23wt% の溶接金属を供試材としている。き裂伝播停止試験に使用されている供試材の照射量は平均で $1.46 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ ($E > 1 \text{ MeV}$) である。き裂伝播停止試験は CCA 試験片にて実施されている。

➤ 文献⑧(M.Kirk らの文献¹⁶)

照射材を含む強度の異なる種々の鋼材に対して K_{Jc} データと同様に K_{Ia} データにもマスターカーブ法を適用し、 K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の相関性について検討している。この文献では新たに欧州(CARISMA & CARINA⁹)のデータを加えて再評価している。

➤ 文献⑨及び⑩(E.Keim ら及び T.Planman らの文献^{17,18})

計装化シャルピー試験より得られた吸収エネルギーと CCA 試験片より得られたき裂伝播停止靱性 K_{Ia} の比較している。不安定き裂伝播停止時の荷重が 4kN となる時の温度を T_{Fa4kN} として定義し、CCA 試験片より得られた T_{KIa} と T_{Fa4kN} が対応する結果になると整理している。この傾向は照射材を含む強度の異なる鋼種でも成立している。

➤ 文献⑪(M.Scibetta らの文献¹⁹)

シャルピー試験片を改造した各種試験片及び負荷方法等を検討し、新たなき裂伝播停止試験方法を検討している。ただし、き裂伝播停止靱性 K_{Ia} との明確な相関関係は得られなかったと報告されている。

(d) 照射材に対する K_{Ia} の評価方法に関する調査

監視試験カプセルに含まれている試験片の寸法には制約があるため、照射材に対して K_{Ia} 試験を行うことにより直接的に K_{Ia} データを取得することは現実的には難しい。一方、海外では米国 (HSSI^{10~12}) 及び欧州 (CARISMA & CARINA⁹) にて照射材を用いた試験片の再生や、Duplex 型試験片を製作し、 K_{Ia} 試験が実施されている。これら文献から K_{Ia} に及ぼす中性子照射の影響、照射材に対する K_{Ia} の評価方法について整理した。

原子炉圧力容器鋼の破壊靱性 K_{Jc} では材料によっては中性子照射量の増加に伴い、高温側にシフトすることが知られている。併せて照射脆化に関して K_{Jc} に比べて K_{Ia} の遷移

¹⁶ M.Kirk, et al., “A FRACTURE-TOUGHNESS BASED TRANSITION REFERENCE TEMPERATURE FOR USE IN THE ASME CODE WITH THE CRACK ARREST (K_{Ia}) CURVE”, PVP2014-28311,(2014)

¹⁷ E.Keim, et al., “PROGRESS ON THE NATIONAL PROJECT CARISMA:CRACK ARREST TESTING OF IRRADIATED MATERIALS”, PVP2007-26506,(2007)

¹⁸ T.Planman, et al., “Evaluating crack arrest fracture toughness from Charpy impact testing”, SMiRT14,(1997)

¹⁹ Scibetta, M, et al., “Towards Crack Arrest Testing Using Miniature Specimens”, ASME STP 1502,Small Specimen Test Techniques,pp49-69,(2009)

量が小さくなる理由について、メカニズムを含めて整理した。また照射材の有効活用を検討するため、CCA 試験片以外の小型試験片を用いた K_{Ia} 試験方法についても整理した。

調査結果の概要を以下に示す。

ドイツにて実施された CARISMA と CARINA⁹ では照射材を主体に SA508 相当材等を用いて機械特性試験、シャルピー衝撃試験、3 点曲げによる静的破壊靱性試験、き裂伝播停止試験等を実施し整理している。照射材のき裂伝播停止試験片は、監視試験で使用されなかった板厚 24 mm の Wedge Opening Loading (以下「WOL」という。) 型試験片を供試材として再利用している。供試材の Cu 量は母材で 0.05~0.12wt%、溶接金属で 0.03~0.22wt% である。プロジェクト開始期には照射された WOL 型試験片より CCA 試験片を製作し、き裂先端に溶接脆化ビードを施工していた。しかしながら、溶接時の入熱によるアニーリングのため靱性が回復し、溶接脆化ビードより発生したき裂が HAZ 部で停留し、安定したき裂が成長しなかった。そのため、板厚が約 24mm(100×105mm)の Duplex 型試験片を採用したと記載されている。Duplex 型試験片は、き裂導入部分として低靱性の未照射材が電子ビーム溶接にて、照射材に接合されている。

き裂伝播停止試験に使用されている供試材の照射量は $6.87 \times 10^{18} \sim 4.70 \times 10^{19}$ n/cm² (E>1MeV) である。照射は CARISMA では主に 15MW 級 Versuchsatomkraftwerk Kahl (以下「VAK」という。) 炉を用いて、CARINA ではシーメンス KWU 型 PWR 炉を用いて実施されている。照射は原子炉容器監視試験及びその近傍位置にて実施されている。

未照射材、照射材を含めて 211 本の試験を実施しているが、66 本は ASTM E1221-12²⁰ の基準を満足するが、145 本は満足しない結果となっている。規格を満足していない基準は、リガメント(式(2.2.2-1), 式(2.2.2-2))に関するものと試験片板厚(式(2.2.2-3))に関するものが大部分を占める。

本プロジェクト²¹では未照射材と照射材を溶接にて組み合わせる Duplex 型試験片の場合には、構造鋼に対して経験的に設定されている動的降伏応力 $\sigma_{yd} (= \sigma_y + 205 \text{MPa})$ が過度に保守的すぎるためと評価している。そこで一部の試験片については式(2.2.2-4), 式(2.2.2-5)及び式(2.2.2-6)に示すように残りガメントと試験片板厚の基準を緩和(下線箇所)して評価している。この結果、緩和前の基準を満足していない 145 本の内、48 本について緩和後の条件を満足する評価上妥当な試験片として取り扱っている。

ASTM E 1221-12 の条件

- ・条件 A 未破断部分のリガメント : $W - a_a \geq 0.15W$ (2.2.2-1)
- ・条件 B 未破断部分のリガメント : $W - a_a \geq 1.25(K_a/\sigma_{yd})^2$ (2.2.2-2)
- ・条件 C 試験片板厚 : $B \geq 1.0(K_a/\sigma_{yd})^2$ (2.2.2-3)

²⁰ ASTM E1221-12, “Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness, K_{Ia} , of Ferritic Steels”

²¹ F.Obermeier, et al., “CRACK ARREST TEST RESULTS OF UNIRRADIATED AND IRRADIATED GERMAN RPV STEELS”, PVP2013-97954,(2013)

緩和した条件

・条件 A 未破断部分のリガメント : $W - a_a \geq 0.11W$ (2.2.2-4)

・条件 B 未破断部分のリガメント : $W - a_a \geq 0.6(K_a/\sigma_{Yd})^2$ (2.2.2-5)

・条件 C 試験片板厚 : $B \geq 0.75(K_a/\sigma_{Yd})^2$ (2.2.2-6)

本プロジェクトでは照射量の影響を除くために試験温度ではなく各種パラメータを用いて、図 2.2.2-1～図 2.2.2-4 に示すように $T-RT_{NDT(j)}$ 、 $T-T_{KIa}$ 、 $T-RT_{TKIa}$ や $T-RT_{T0}$ と K_{Ia} との関係について整理している。図 2.2.2-1 に示すように、落重試験より得られた NDT とシャルピー衝撃試験より得られた照射前後のシフト量を組み合わせた $RT_{NDT(j)}$ を用いた場合には、高 Cu 材である P370WM 材の一部で K_{IR} 線を下回るデータが確認されている。図 2.2.2-2 に示すように、 K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} を用いた場合には、マスターカーブの 2% 曲線に対して全てのデータがカーブを上回る傾向が認められる。図 2.2.2-3 に示すように、 K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} に 19.4°C を加えた RT_{TKIa} を用いた場合には、 K_{IR} 線を上回る傾向が認められる。図 2.2.2-4 に示すように、 K_{Ic} に対する参照温度 T_0 に 19.4°C 加えた RT_{T0}^{22} を用いた場合には、特に一部の母材では照射の有無によらず、 K_{IR} 線を下回る傾向が認められる。

図 2.2.2-5 及び図 2.2.2-6 に示すように取得された未照射材、照射材の K_{Ia} データを用いて式(2.2.2-7)、式(2.2.2-8)に示す Wallin²³式や EricksonKirk²⁴式を用いて、 K_{Ic} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の間の相関性について検討している。論文の中では、得られた照射範囲の照射材は、未照射材と同様の相関性を有すると論じている。

Wallin 式

$$\Delta T = T_{KIa} - T_0 = \exp\{5 - (T_0 + 273)/136.3^\circ\text{C} + \sigma_y / (683.3\text{MPa})\} \quad (2.2.2-7)$$

EricksonKirk 式

$$T_{KIa} = T_0 + 44.1 \cdot \exp\{-0.006 \cdot (T_0)\} \quad (2.2.2-8)$$

米国にて実施された HSSI では^{10,11}Cu 量が 0.23wt%(72W)と 0.31wt%(73W)の A533 向け

²² American Society of Mechanical Engineers, Use of Fracture Toughness Test Data to Establish Reference Temperature for Pressure Retaining Materials Other than Bolting for Class 1 Vessels, Section III, Division 1, ASME Boiler and Pressure Vessel Code: An American National Standard, Code Case N-631, ASME, New York (1999).

²³ K.Wallin, et al., “Master Curve based Correlation between Static Initiation Toughness K_{Ic} and Crack Arrest Toughness K_{Ia} ”, 24th MPA-Seminar, (1998)

²⁴ M. EricksonKirk, et al., “THE INTERRELATIONSHIPS OF K_{Ia} , K_{Ic} , AND J_{Ic} , AND THE IMPLICATIONS OF THESE RELATIONSHIPS ON USE OF FRACTURE MODELS OVER THE RANGES OF HARDENING OBSERVED IN FERRITIC STEELS ” , PVP2006-ICPVT-11-93651, (2006)

溶接金属を供試材に用いて機械特性試験、シャルピー衝撃試験、0.5TCT試験片による静的破壊靱性試験、き裂伝播停止試験等を実施し整理している。供試材は照射温度 288℃で $1.9 \times 10^{19} \text{n/cm}^2 (E > 1 \text{MeV})$ を目標に Oak Ridge 実験炉にて照射されている。照射材のき裂伝播停止試験片には、溶接脆化ビードを照射前に設けた板厚 25.4mm (76×76mm/152×152mm) または 33mm (152×152mm) の CCA 試験片と板厚 33mm (152×152mm) の Duplex 型試験片を用いている。Duplex 型試験片は事前にき裂導入部分として AISI 4340 鋼が、電子ビーム溶接にて接合されている。これらの試験片はいずれも事前に試験片形状に加工された後、照射されている。

図 2.2.2-7～図 2.2.2-11 に示した照射材のデータの中には ASTM E 1221-88²⁵ の平面ひずみ条件を満足しないデータが含まれている。また、規格制定以前に実施した結果もあるが、規格制定後と同等の試験を実施しており、妥当であると判断し採用している。図 2.2.2-7～図 2.2.2-8 及び図 2.2.2-10 に示すように、 K_{Jc} と同様に K_{Ia} でも中性子照射量の増加に伴い、高温側にシフトする傾向である。図 2.2.2-9 には、同一鋼種(72W)に対して異なる形状の試験片で得られた結果を比較しているが、両者の照射量が若干異なるもののほぼ同じ傾向を示す。図 2.2.2-11 には T-RT_{NDT} にて整理した結果を示す。この図では ASTM E 1221-88 のリガメントに関する条件を満足していない結果(試験片符号:A73W17)は除いている。文献中では T-RT_{NDT} にて整理することで、照射材についても K_{Ia} データは K_{IR} 線を上回り、適切に評価できると論じている。

米国の ORNL⁵ を中心として、Cu 量が 0.06wt% の A508 Cl.3 母材を供試材に用いて機械特性試験、シャルピー衝撃試験、0.5TCT 試験片による静的破壊靱性試験、き裂伝播停止試験を実施し整理している。供試材は照射温度 240～280℃で $1.8 \sim 2.7 \times 10^{19} \text{n/cm}^2 (E > 1 \text{MeV})$ を目標に Michigan 大学の Ford 原子炉にて照射されている。照射材のき裂伝播停止試験は、溶接脆化ビードを照射前に設けた板厚 12.5mm(96×100mm)または 25mm(192×200mm)の CCA 試験片を用いている。これらの試験片は事前に試験片形状に加工された後、照射されている。なお、き裂伝播停止試験は ORNL にて実施されている。試験結果は ASTM E1221-88 の基準に対して未照射材では 2 体を除いた全てのデータ、照射材では全てのデータが基準を満足しない結果となった。

図 2.2.2-12 に試験結果を示す。本研究では試験片別の照射量と照射温度について、シャルピー衝撃試験片の照射温度と照射量を基準として、式(2.2.2-9)、式(2.2.2-10)に示すように補正を実施している。この結果、補正された試験温度は 2.1℃～27.1℃程度、試験温度から低温側にシフトする。温度補正前後の結果を図 2.2.2-13 に示す。また、未照射材と温度補正後の照射材の結果を図 2.2.2-14 に示す。温度補正によりばらつきが小さくなる傾向が確認される。図 2.2.2-15 に T-RT_{NDT} にて整理した結果を示す。照射前後の試験結果はほぼ同じ傾向を示し、 K_{IR} 線を上回る。シャルピー衝撃試験より得られる ΔRT_{NDT} を用いることにより、き裂伝播停止に対しても照射脆化傾向を適正に補正できる

²⁵ ASTM E1221-88, “Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness, K_{Ia} , of Ferritic Steels”

と論じている。

$$\Delta TK_a' = \Delta TK_a (\Phi' / \Phi)^{0.5} \quad (2.2.2-9)$$

$\Delta TK_a'$: 参照照射量 Φ' からの調整温度 [°C]

ΔTK_a : 試験温度と未照射材の平均曲線間の調整温度 [°C]

Φ' : 参照照射量 [$3.2 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2 (>1\text{MeV})$]

Φ : 試験片の照射量 [$\text{n/cm}^2 (>1\text{MeV})$]

$$T' = T + (\Delta TK_a' - \Delta TK_a) + (T_{irr} - T_{ref}) \quad (2.2.2-10)$$

T' : 補正試験温度 [°C]

T : 試験温度 [°C]

T_{irr} : 試験片の照射温度 [°C]

T_{ref} : 参照温度 [284°C]

米国⁶では、Cu量が0.29wt%で低上部棚吸収エネルギー材であるLinde80棒を用いてサブマージーク溶接をされたA508 Cl.2鋼を供試材に用いて機械特性試験、シャルピー衝撃試験、0.5TCT試験片による静的破壊靱性試験、き裂伝播停止試験等を実施し整理している。供試材は照射温度 $288 \pm 15^\circ\text{C}$ で $1.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ ($E > 1\text{MeV}$) を目標にMichigan大学のFord原子炉で照射されているが、実際の照射量は平均で $0.59 \sim 0.89 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ ($E > 1\text{MeV}$) である。照射材のき裂伝播停止試験片には、板厚25.4mm (102×229mm) のDuplex DCB型試験片を用いている。事前にき裂導入部分としてAISI 4340鋼が、電子ビーム溶接にて接合されている。これらの試験片は事前に試験片形状に加工された後、照射されている。中性子照射量を正確に把握するため試験片のサイドグループ部にはFeとCuのドシメータワイヤーが設置されている。この中ではき裂導入部であるAISI 4340鋼の照射前後の機械特性についても整理されている。

図2.2.2-16に示すように、 K_{Jc} と同様に K_{Ia} でも中性子照射量の増加に伴い高温側にシフトする傾向となっている。ただし、 B_3 はき裂がサイドグループ範囲を逸脱して進展し、 B_4 はき裂が停留せずに試験片が破断したため↓を付けている。なお、この論文の中では照射材に関する評価方法は論じていない。また、図中の斜線領域はUSNRC Reg. Guide 1.99の予測線にて照射量 $0.6 \sim 0.8 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ について予測した領域である。

米国のEPRI^{14,15}は、Cu量が0.07wt%と0.20wt%のA533 Cl.1母材と0.03wt%と0.23wt%のサブマージーク溶接金属を供試材に用いて、機械特性試験、シャルピー衝撃試験、0.5TCT試験片による静的破壊靱性試験、き裂伝播停止試験を実施し整理している。供試材は照射温度 $288^\circ\text{C} \pm 28^\circ\text{C}$ で $1.50 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ ($E > 1\text{MeV}$) を目標にVirginia大学の試験原子炉にて照射されている。照射材のき裂伝播停止試験片は、溶接脆化ビードを照射前に設けた板厚16mm (102×98.7mm) または50mm (203×198mm) のCCA試験片を用いている。

これらの試験は事前に試験片形状に加工された後、照射されている。なお試験は Batelle の West Jefferson ホットラボ施設にて実施されている。

図 2.2.2-17～図 2.2.2-18 では照射材については試験温度から RT_{NDT} から一定温度シフトさせた温度($T_1 \sim T_5$)にて整理した結果を示す。具体的には、図 2.2.2-17 の Plate1 では 30°C 、Plate2 では 60°C 、図 2.2.2-17 の Weld1 では 20°C 、Weld2 では 60°C シフトしている。この整理をすると、照射前後の試験結果はほぼ同じ傾向を示す。シャルピー衝撃試験より得られる ΔRT_{NDT} による補正が、き裂伝播停止に対しても照射脆化傾向をよく示すと論じている。

図 2.2.2-19 では照射材の試験結果について $T-RT_{NDT}$ にて整理した結果を示す。この評価では照射による遷移温度シフトは、破面率が 50%となる温度(以下「FATT」という。)を基準に評価している。FATT を用いると一部のデータが K_{IR} 線を下回る。

K_{Ia} に及ぼす中性子照射の影響、照射材に対する K_{Ia} の評価方法に関しては、最新のデータベースを用いて文献¹⁶で述べている。照射材を含む強度の異なる種々の鋼材に対して破壊靱性 K_{Jc} データと同様にマスターカーブ法を適用し、図 2.2.2-20 に示すように K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の相関性について検討している。先に述べたように T_0 と T_{KIa} の相関性については Wallin や EricksonKirk 式が提案されているが、本論文では文献¹の欧州 (CARISMA & CARINA) の 11 鋼種を追加して EricksonKirk 式について再評価している。照射材については溶接金属材の HSSI の 72W/73W、CARISMA & CARINA の母材/溶接金属が含まれる。この結果、照射材についても未照射材と同じ傾向を示すことから、すべてのデータを用いて再評価し、式(2.2.2-11)を算出している。評価の結果、高降伏応力及び低降伏応力材を除いて原子炉圧力容器鋼材のみで評価しても、式(2.2.2-8)で表された T_0 と T_{KIa} の関係において傾向やばらつきが大きく変化しないことから、式の形は変更せずすべてのデータを用いて係数を見直している。

修正 EricksonKirk 式

$$T_{KIa} = T_0 + 44.97 \cdot \exp\{-0.00613 \cdot (T_0)\} \quad (2.2.2-11)$$

K_{Jc} に比べて K_{Ia} の方が照射脆化による遷移量が小さくなると言われているが、この理由については明確になっていない。そこで、この理由についてメカニズムを含めて調査した。

M.Kirk らは K_{Ia} の方が K_{Jc} よりも K 値のばらつきが小さくなる理由について、き裂発生や停止に影響する欠陥の大きさや分布が影響すると述べている²⁶。き裂停留が欠陥クラスタや転位等ナノサイズの因子により決定されるのに対して、き裂発生は双晶や結晶粒界などサブマイクロサイズの因子により決定される。き裂停留がナノサイズの因子に

²⁶ M.Kirk, et al., “A Physics-Based Model for the Crack Arrest Toughness Ferritic Steels”, Fatigue and Fracture Mechanics:33rd Volume ASTM STP 1417, pp.729-740,(2002)

より決定される場合、き裂先端での大きさや分布が局所的になるため、 K_{Ia} のばらつきも小さくなると考えられると述べている。

調査した文献^{2,3}のデータを用いて、同一鋼種における K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} について照射による遷移量について整理した結果を表 2.2.2-3 に示す。図 2.2.2-21 に示すように照射脆化に関して、 T_0 の遷移量 ΔT_0 と T_{KIa} の遷移量 ΔT_{KIa} には鋼種や照射量によらず、ほぼ直線の関係が認められる。ただし、 ΔT_{KIa} の方が ΔT_0 よりも若干小さくなる傾向が認められる。

調査した範囲では、原子炉圧力容器鋼にて ΔT_0 に比べて ΔT_{KIa} が小さくなるメカニズムについて論じられた文献は確認できなかった。そこで原子炉圧力容器鋼以外の鋼種も含めてき裂伝播停止のメカニズムを調査し、そこから照射脆化による影響を検討した。

文献²⁷ではき裂伝播のメカニズムとして、局所破壊応力モデルとエネルギーモデルが論じている。局所破壊応力モデルは局所限界破壊応力仮説に立脚し、脆性き裂の伝播・停止挙動をモデル化するもので、式(2.2.2-12)に示すようにプロセスゾーンに作用する平均的な引張応力 σ_{yy} が局所限界破壊応力 σ_c に達した状態でき裂伝播が継続すると仮定している。最近では塑性拘束緩和の影響を導入したモデルも提案²⁸されている。

$$\sigma_{yy}[r_c] = \sigma_c \quad (2.2.2-12)$$

r_c : き裂先端近傍塑性域内部に存在するプロセスゾーンの大きさを示す特性距離

M.Kirk らは、 K_{Ia} は K_{Jc} のひずみ速度が非常に高い状態と判断し、 K_{Jc} と K_{Ia} のひずみ速度の違いを考慮して、遷移温度が異なるだけで同じ関数形の遷移曲線で表せることを示す²⁶。すなわち K_{Jc} は局所破壊応力条件の下で確率論的に算出されているため、 K_{Ia} も局所破壊応力条件に支配されると考えていることとなる。

エネルギーモデル²⁷では、エネルギー平衡則を考慮した K_{Ia} 遷移曲線を設定することになる。これはき裂先端で消費される破面形成エネルギーが系全体のエネルギーから運動エネルギーを引いた残余の動的な散逸エネルギーに等しいと仮定し、き裂伝播停止靱性値が温度とき裂伝播速度の関数として定義されるとしてモデル化される。

局所破壊応力モデルではミクロな局所的破壊応力のばらつきが少ないほど K_{Jc} の温度依存性が顕著になるとされている。この性質は K_{Ia} でも引き継がれていると判断される。一方、エネルギーモデルで考えると K_{Ia} の温度依存性はミクロな破壊応力のばらつきとは無関係となる。現状ではミクロな破壊応力のばらつきが鋼材によってどの程度違いがあるかは把握されていないため、両モデルの当否判定は困難である²⁷と判断されている。

²⁷ 三村 宏, "脆性き裂伝播停止の破壊靱性の下部棚に関する考察", 圧力技術 第 50 巻第 5 号, (2012)

²⁸ 栗飯原 周二他, "長大脆性き裂の伝播停止挙動のモデル化", 日本船舶海洋工学会論文集 第 16 号, (2012)

一般に脆性き裂伝播停止靱性には、特定の方位を持つ結晶粒が多く集まった集合組織の果たす役割が大きく²⁹、船舶向け高強度鋼では変態集合組織を板厚中心に発達させることで、き裂伝播停止性能向上を図る検討³⁰もされている。き裂伝播のメカニズムが不明確であるものの、組織の影響はあるものと推定される。

照射材の有効活用を検討するため、CCA 試験片以外の小型試験片を用いたき裂伝播停止試験方法について文献調査した。文献¹⁶では照射材を含む強度の異なる種々の鋼材に対して計装化シャルピー試験での T_{Fa4kN} と T_{KIa} との相関性が検討されている。計装化シャルピーにて得られる荷重と変位の関係は図 2.2.2-22 のように示され、不安定き裂伝播き裂開始が F_{iu} 位置であり、不安定き裂伝播停止が F_a 位置となる。

図 2.2.2-23 に試験温度と F_a の関係を示す。低温ではき裂が進展し、試験片は破断しやすいため F_a は小さくなり、高温ではき裂は停留しやすいため F_a は大きくなる。そのため、 F_a は K_{Ia} と相関を持つことになる。Wallin は 4kN となる時の温度が CCA 試験片より得られた T_{KIa} と相関があるとして、 T_{Fa4kN} として定義している。 T_{KIa} と T_{Fa4kN} の関係は式(2.2.2-13)で表されており、図 2.2.2-24 に示すように多くのデータがこの関係式と整合する。ただし、低降伏応力で低上部棚吸収エネルギーの材料 (PTSE-2) については、傾向から外れると報告されている。

$$T_{KIa} = T_{Fa4kN} + 11^{\circ}\text{C} \quad (2.2.2-13)$$

文献¹⁰では CARISMA の P147 母材を用いて、計装化シャルピー試験片と CCA 試験片より K_{Ia} の比較を実施している。計装化シャルピー試験は DIN EN 規格³¹に準拠したと記載されている。図 2.2.2-25 に示すように、試験温度と F_a の関係から F_a が 4kN となる時の温度 T_{Fa4kN} を評価している。また、文献¹⁰でも図 2.2.2-26 に示すように未照射材及び照射材の母材と溶接金属について T_{Fa4kN} と T_{KIa} との相関性が検討されている。 T_{KIa} と T_{Fa4kN} の関係として式(2.2.2-14)が提案されている。

$$T_{KIa} = T_{Fa4kN} + 12^{\circ}\text{C} \quad (2.2.2-14)$$

この結果は未照射の溶接金属の一部で下限曲線を下回るものの、鋼種によらず未照射材、照射材とも一定の相関が認められると判断している。

計装化シャルピーにて評価荷重が 4kN となる時の温度を T_{Fa4kN} と定義したのは

²⁹ 半田 恒久他, "集合組織を考慮した脆性き裂伝播停止温度とシャルピー遷移温度の相関", 鉄と鋼 Vol.98 No.1, (2012)
³⁰ 津山 青史他, "造船用厚肉鋼材の板厚方向組織制御と脆性き裂伝播停止挙動", 溶接学会論文集 第 30 号第 2 巻, (2012)
³¹ DIN EN ISO 14556: Steel-Charpy V-Notch Pendulum Impact Test-Instrumented Test Method, Beuth Verlag GmbH, Berlin, Germany, (1991)

Wallin³²であるが、この他にも ORNL にて実施されている未照射材、照射材を用いた整理³³では、表 2.2.2-4 に示すように T_{KIa} に相当する遷移温度は F_a が 7.40kN となる温度であるとする報告もある。ただし、最近の論文では 4kN を用いて整理するのが主流のようである。

文献¹⁹では SA533B Cl.1 を用いて図 2.2.2-27～図 2.2.2-31 に示すような各種小型試験片形状、治具及び負荷方法を検討し、新たなき裂伝播停止試験方法を検討している。試験片については図 2.2.2-27 に示すようなサイドグループと 2mm の V ノッチ、更に 1mm のシェブロン型疲労予き裂を導入したシャルピー試験片が検討されている。図 2.2.2-27 の方法ではき裂は停留しなかったため、更にき裂進展時の駆動力を低下させるため、図 2.2.2-28 に示すような ϕ 1mm の穴をノッチと垂直に複数開けたシャルピー試験片が検討されている。負荷方法については図 2.2.2-27 に示す通常の 3 点曲げに加えて、図 2.2.2-29 に示すボルト締付による変位制御負荷が検討されている。また、曲げによる変形を拘束するため、図 2.2.2-30 に示すような試験片外周に取り付ける変形防止板の設置も検討され、変形防止板の板厚が影響すると述べている。更に図 2.2.2-31 に示すように、き裂進展方向と平行に 2 本の ϕ 1mm の穴を開け、更にこの穴に到達するまで ϕ 3mm の穴を垂直に開けたシャルピー試験片が検討されている。サイドグループと平行に穴を加工する際には、その距離を変更することも実施されている。これは試験片板厚を変更しているのと同じ効果を持つ。この試験片ではき裂は停留する傾向を示している。併せて FEM 解析も実施されているが、文献¹⁹では K_{Ia} の相関関係は得られなかったと報告されている。

文献を調査した範囲では、計装化シャルピー試験片またはシャルピー試験片を用いた 3 点曲げによる試験等と、従来から使用されている CCA 試験片等との相関を検討する文献が確認された。一方で、シャルピー試験片以外の形状の小型き裂伝播停止試験片は確認されなかった。

³² Wallin,K, “Descriptive Potential of Charpy-V Fracture Arrest Parameter with Respect to Crack Arrest K_{Ia} ”, VTT-MET B-211,(1993)

³³ S.K.Iskander, et al., “USE OF FORCES FROM INSTRUMENTED CHARPY V-NOTCH TESTING TO DETERMINE CRACK-ARREST TOUGHNESS”, ASTM STP 1325,(1997)

表 2.2.2-1 き裂伝播停止靱性評価に関する調査において抽出した文献リスト(その 1)

文献番号	著者	タイトル	出典	備考
① [9]	H. Hein, E. Keim, H. Schnabel, J. Barthelmes, Ch. Eiselt, F. Obermeier, J. Ganswind, and M. Widera	Final Results from the CARINA Project on Crack Initiation and Arrest of Irradiated German RPV Steels for Neutron Fluences in the Upper Bound	ASTM STP 1572:26 th Effects of Radiation on Nuclear Materials, (2014)	
② [10]	S.K. Iskander, W.R. Corwin, and R.K. Nanstad	Results of Crack-Arrest Tests on Two Irradiated High-Copper Welds	NUREG/CR-5584(ORNL/TM-11576), (1990)	
③ [11]	S.K. Iskander, W.R. Corwin, and R.K. Nanstad	Crack-Arrest Tests on Two Irradiated High-Copper Welds Phase II :Results of Duplex-Type Experiments	NUREG/CR-6139(ORNL/TM-12513), (1994)	
④ [12]	S.K. Iskander, and P.P. Milella, A. Pini	Results of Crack-Arrest Tests on Irradiated A 508 Class 3 Steel	NUREG/CR-6477(ORNL-6894), (1998)	
⑤ [13]	C.W. Marschall, and A.R. Rosenfield	CRACK-ARREST TESTS OF IRRADIATED HIGH-COPPER ASTM A508 SUBMERGED-ARC WELD METAL	International Conference on Fracture, Advances in Fracture Research , Vol.5, p.2467-2475, (1981)	
⑥ [14]	T.R. Marger, and C.W. Marshall	DEVELOPMENT OF A CRACK ARREST TOUGHNESS DATA BANK FOR IRRADIATED	EPRI NP-3616, (1984)	
⑦ [15]	C.W. Marshall, A.R. Rosenfield, M.P. Landow, T.R. Mager, R.G. Lott, and S.W. Tagart	Crack Arrest Behavior of Pressure Vessel Plates and Weldments as Influenced by Radiation and Copper Content	ASTM STP 870:12 th Effects of Radiation on Materials, (1985), pp.1059-1083	
⑧ [16]	M. Kirk, H. Hein, M. Erickson, W. Server, and G. Stevens	A FRACTURE-TOUGHNESS BASED TRANSITION REFERENCE TEMPERATURE FOR USE IN THE ASME CODE WITH THE CRACK ARREST (K_{Ia}) CURVE	PVP2014-28311, (2014)	

表 2.2.2-2 き裂伝播停止靱性評価に関する調査において抽出した文献リスト(その 2)

文献 番号	著 者	タイトル	出 典	備 考
⑨ [17]	E.Keim,H.Schnabel,H.Hein,and T.Seibert	PROGRESS ON THE NATIONAL PROJECT CARISMA:CRACK ARREST TESTING OF IRRADIATED MATERIALS	PVP2007-26506,(2007)	
⑩ [18]	T.Planman,K.Wallin,and R.Rintamaa	Evaluating crack arrest fracture toughness from Charpy impact testing	SMiRT14,(1997)	
⑪ [19]	M.Scibetta, R.Link, J.Schuermans,and E.Lucon	Towards Crack Arrest Testing Using Miniature Specimens	ASME STP 1502:SMALL SPECIMEN TEST TECHNIQUES,(2009)	

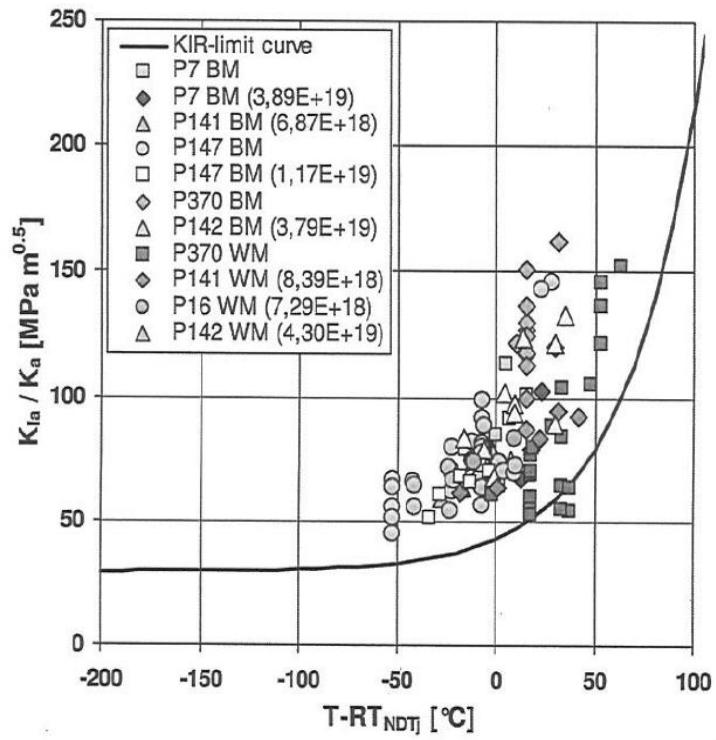


図 2.2.2-1 $T - RT_{NDTj}$ にて整理したき裂伝播停止試験の結果⁹

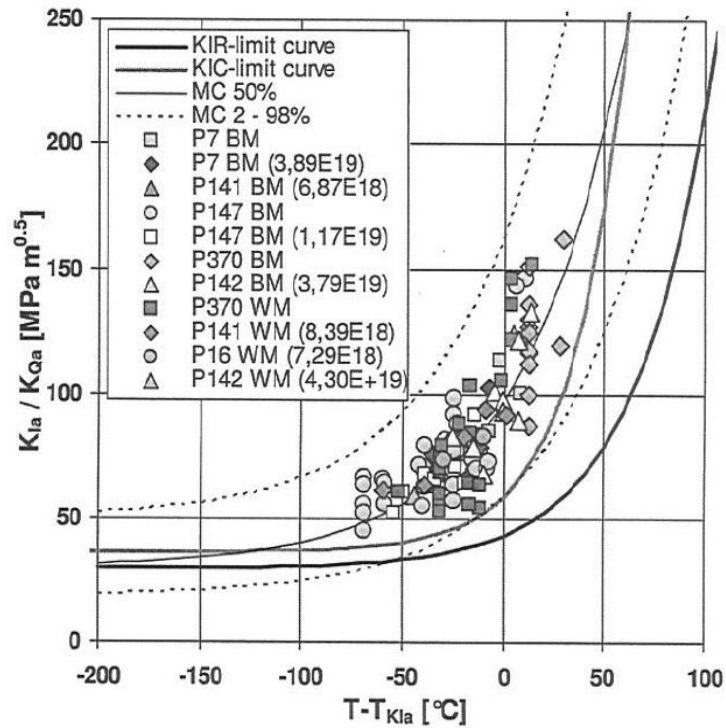


図 2.2.2-2 $T - T_{KIa}$ にて整理したき裂伝播停止試験の結果⁹

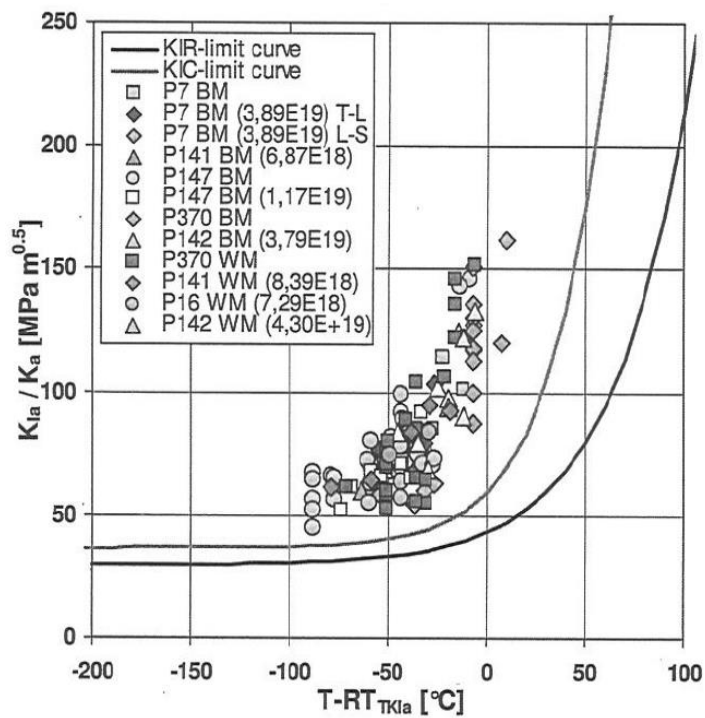


図 2.2.2-3 T-RT_{TKIa}にて整理したき裂伝播停止試験の結果⁹

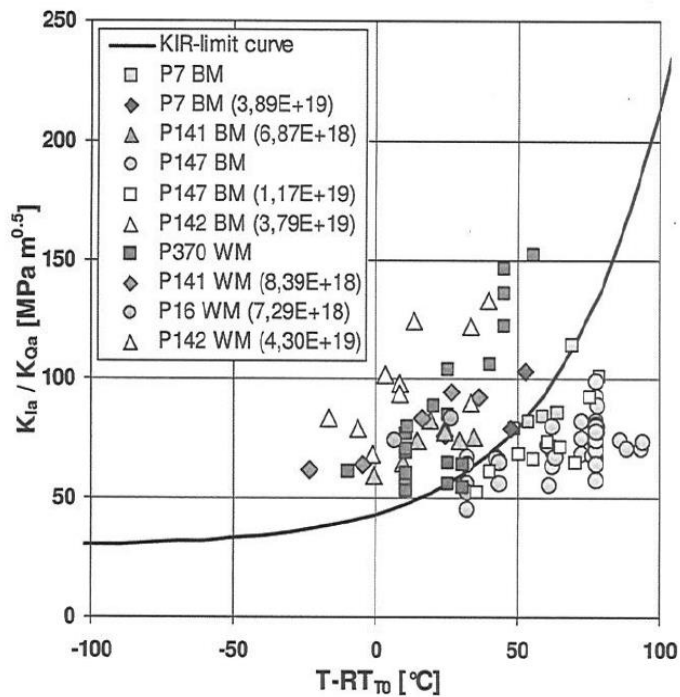


図 2.2.2-4 T-RT_{T0}にて整理したき裂伝播停止試験の結果⁹

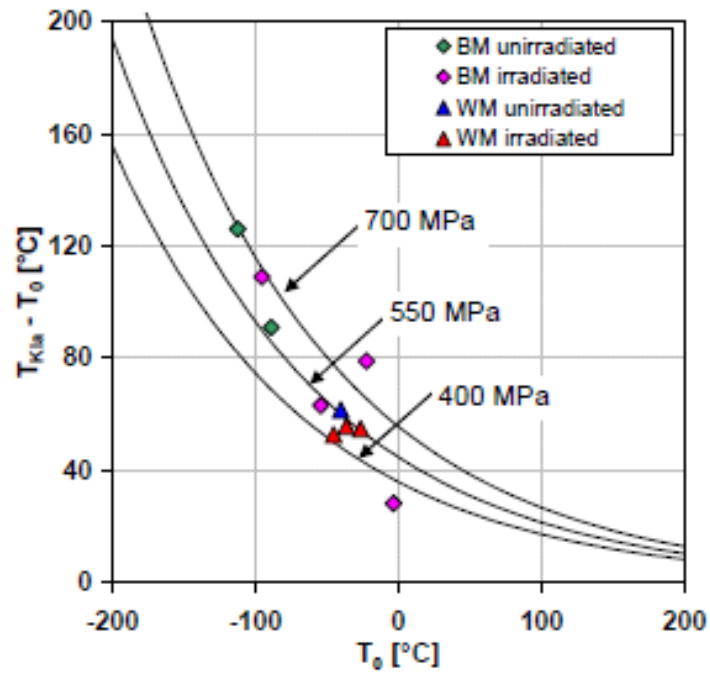


図 2.2.2-5 CARISMA プロジェクトで取得された T_0 と T_{KIa} の Wallin 式による比較⁹

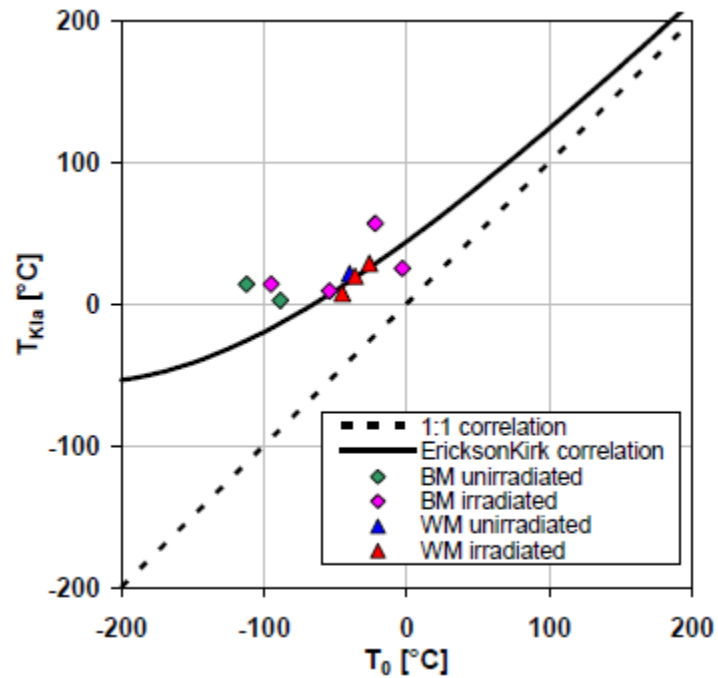
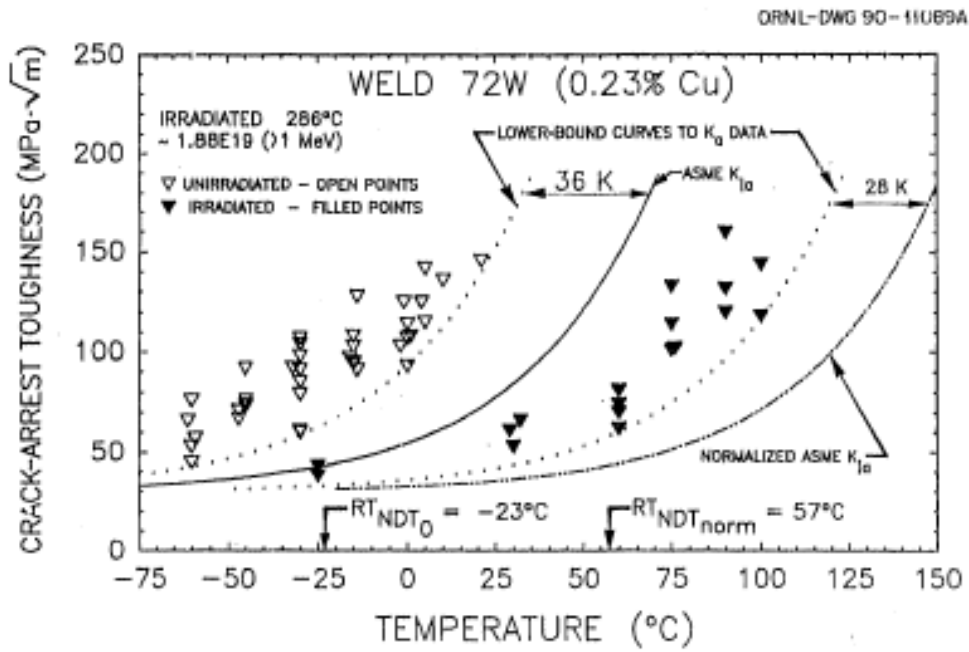
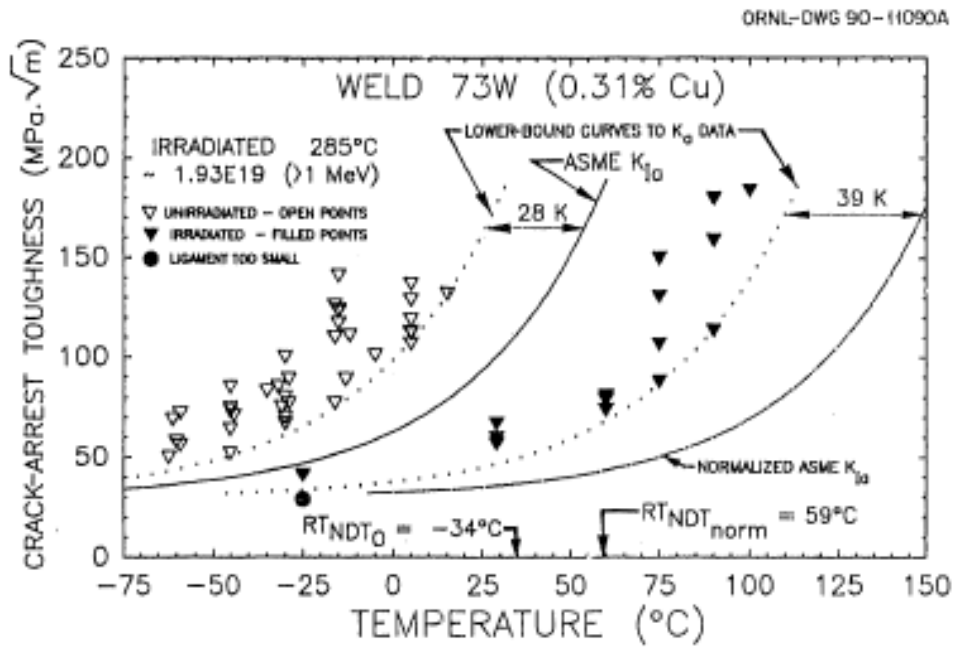


図 2.2.2-6 CARISMA プロジェクトで取得された T_0 と T_{KIa} の EricksonKirk 式による比較



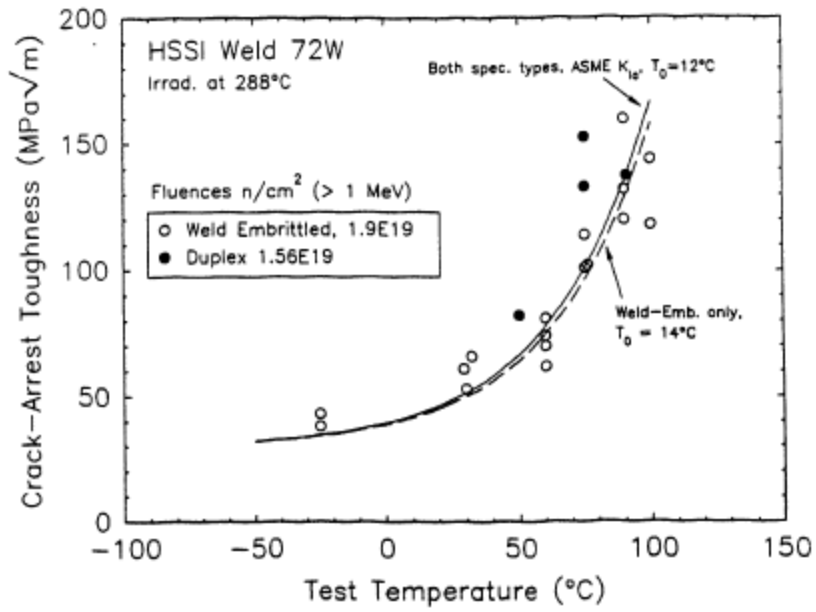
(溶接金属:72W)

図 2.2.2-7 未照射材及び照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと T の関係¹⁰



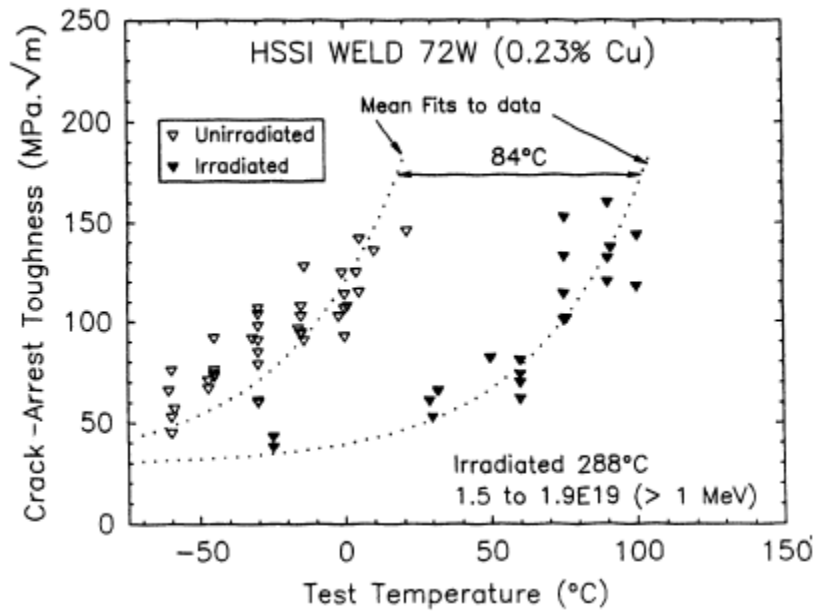
(溶接金属:73W)

図 2.2.2-8 未照射材及び照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと T の関係¹⁰



(溶接金属:72W)

図 2.2.2-9 CCA 試験片及び Duplex 型試験片で得られたき裂伝播停止靱性の比較¹¹



(溶接金属:72W)

図 2.2.2-10 未照射材及び照射材の CCA 試験片及び Duplex 型試験片による K_{Ia} データと T の関係¹⁰

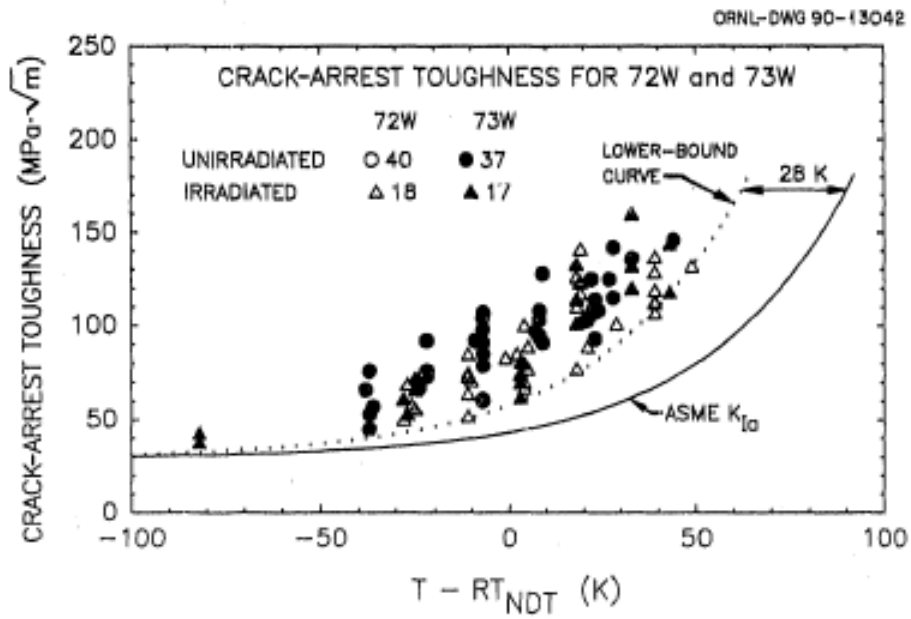


図 2.2.2-11 未照射材及び照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと $T - RT_{NDT}$ の関係¹⁰

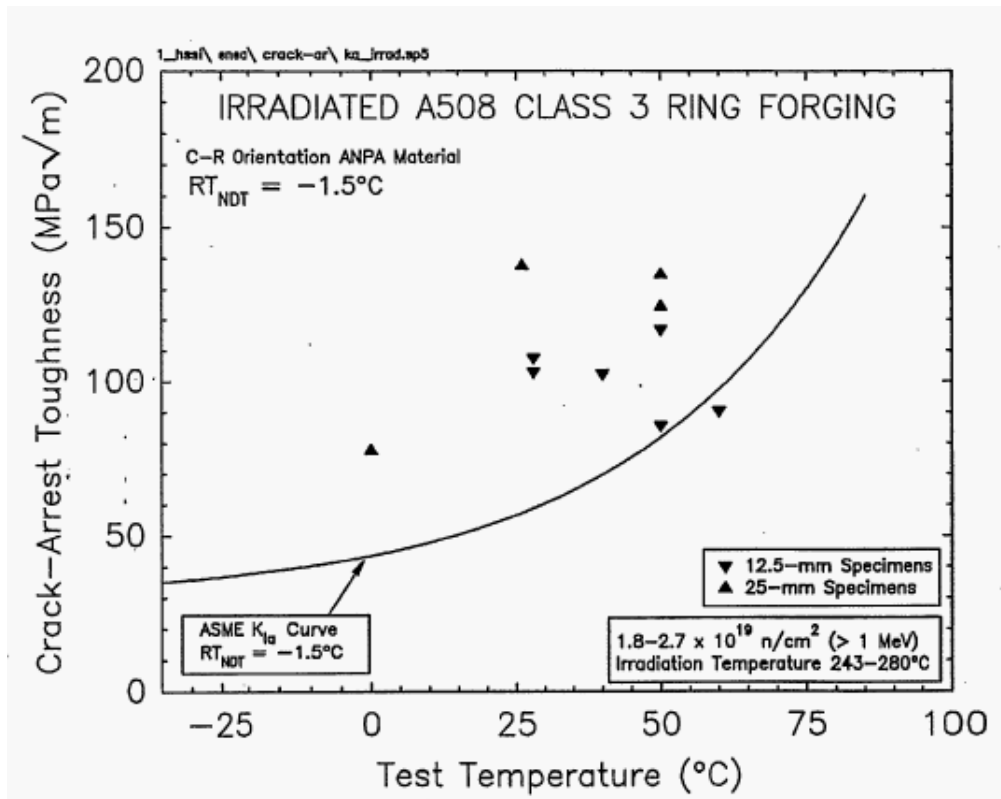


図 2.2.2-12 照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと温度の関係¹²

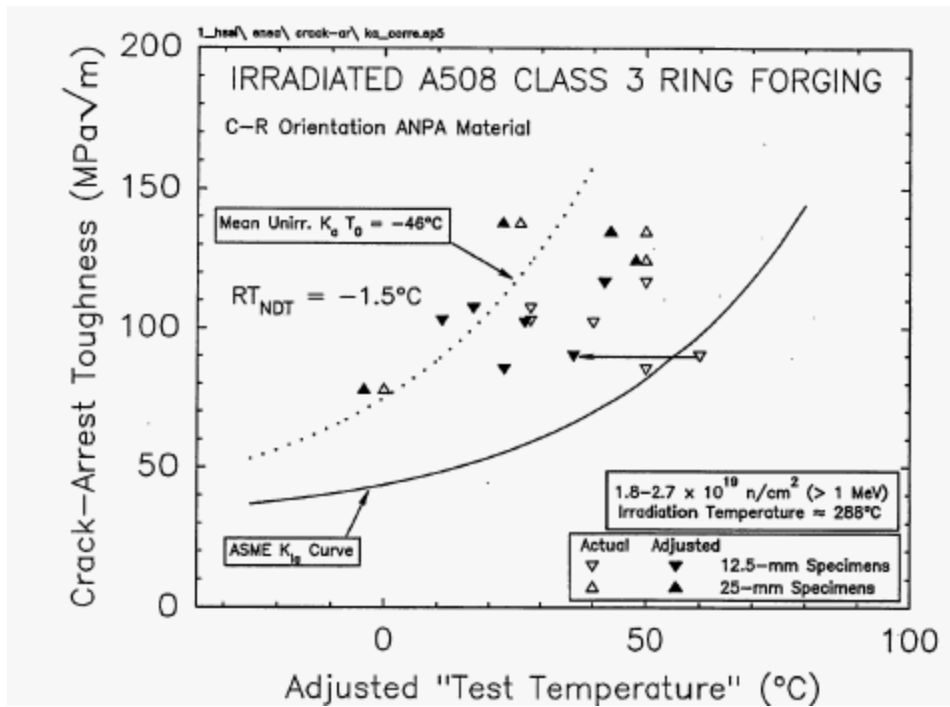


図 2.2.2-13 温度補正前後の照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと温度の関係 ¹²

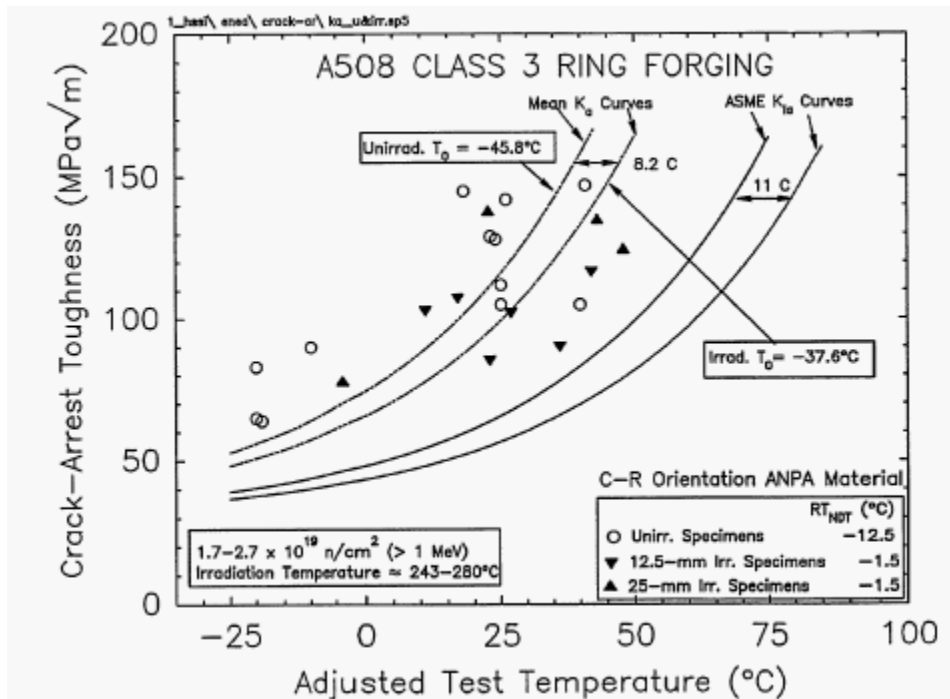


図 2.2.2-14 未照射材と温度補正後の照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと温度の関係 ¹²

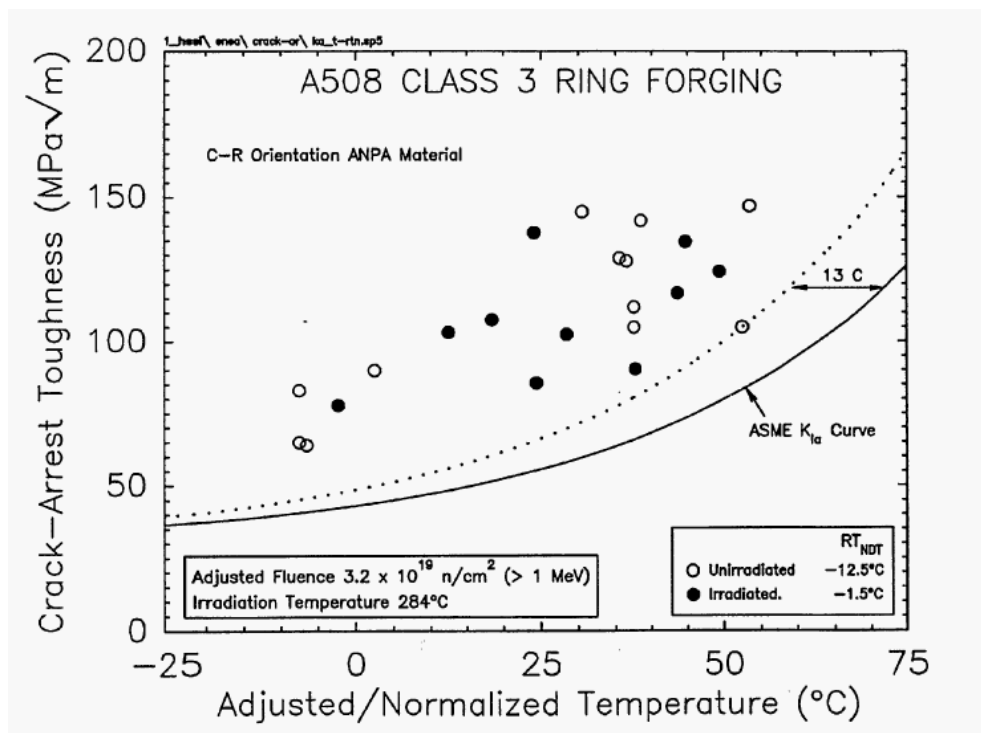


図 2.2.2-15 未照射材と温度補正後の照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと $T-RT_{NDT}$ の関係¹²

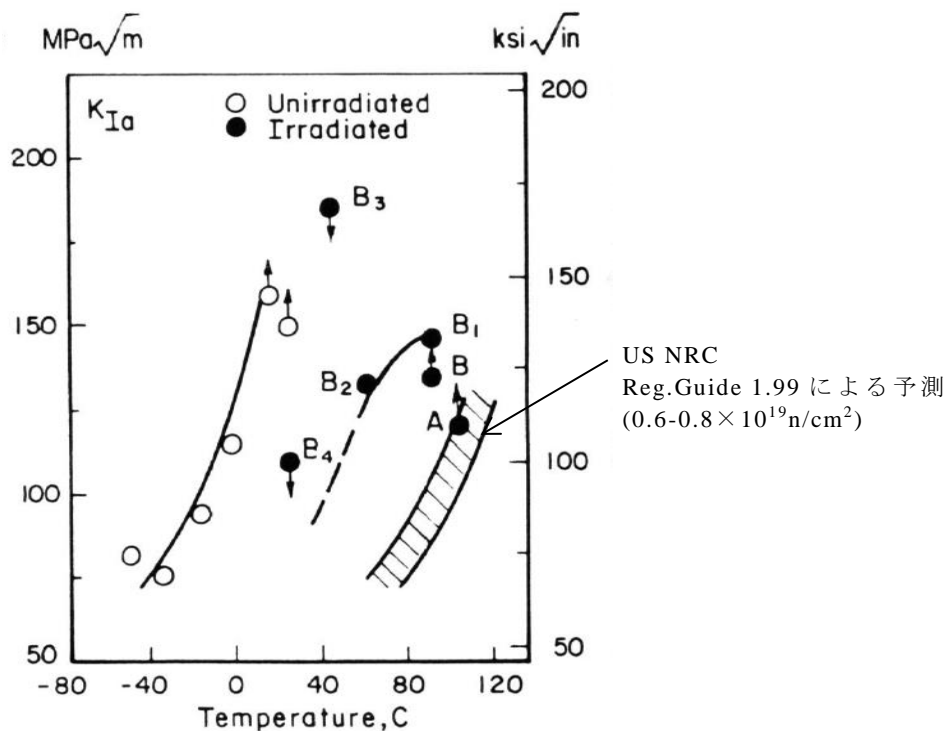
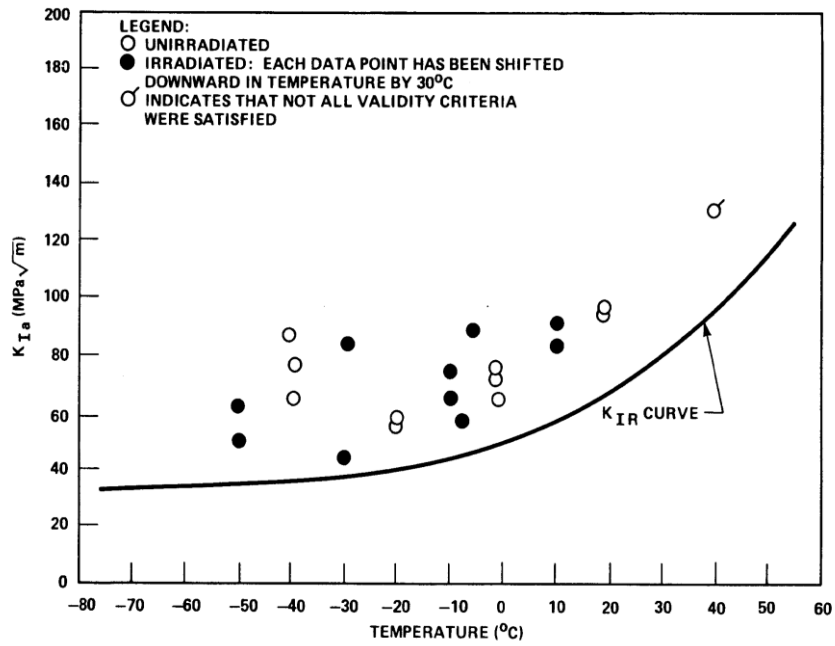
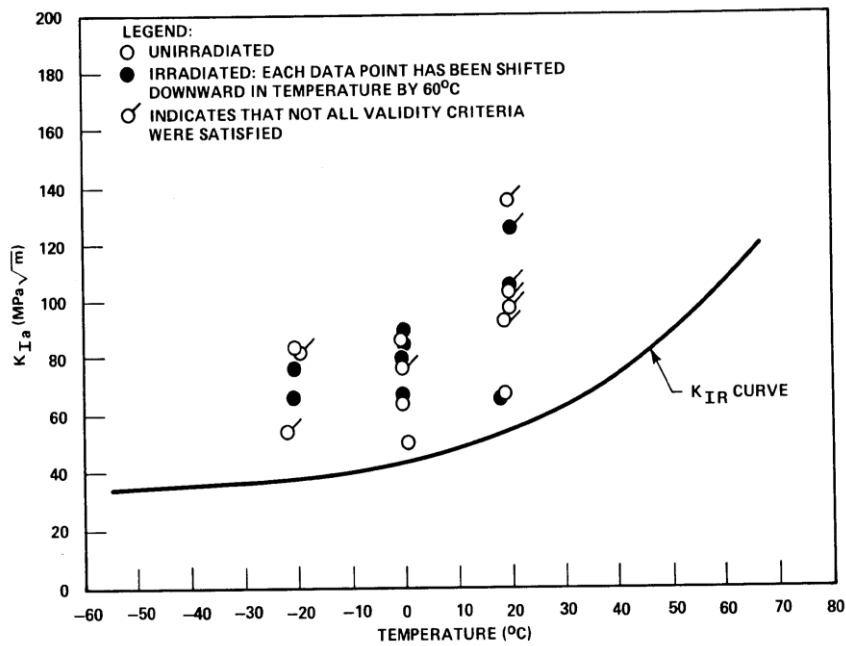


図 2.2.2-16 未照射及び照射材の DuplexDCB 試験片による K_{Ia} データと温度の関係¹³

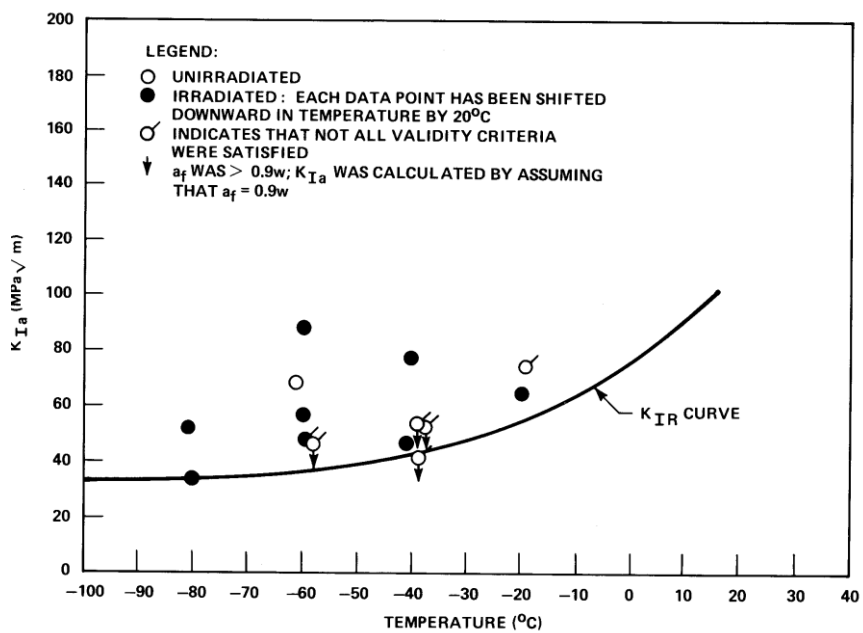


母材(Plate1:Cu=0.07wt%)

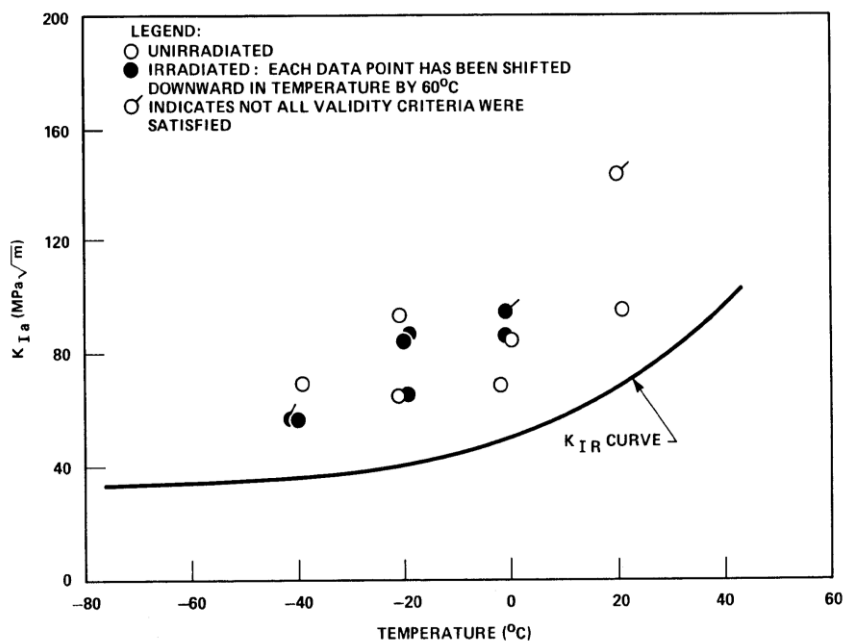


母材(Plate2:Cu=0.20wt%)

図 2.2.2-17 未照射及び照射材(母材)の CCA 試験片による K_{Ia} データと温度の関係¹⁴



溶接金属(Weld1:Cu=0.03wt%)



溶接金属(Weld2:Cu=0.23wt%)

図 2.2.2-18 未照射及び照射材(溶接金属)の CCA 試験片による K_{Ia} データと温度の関係¹⁴

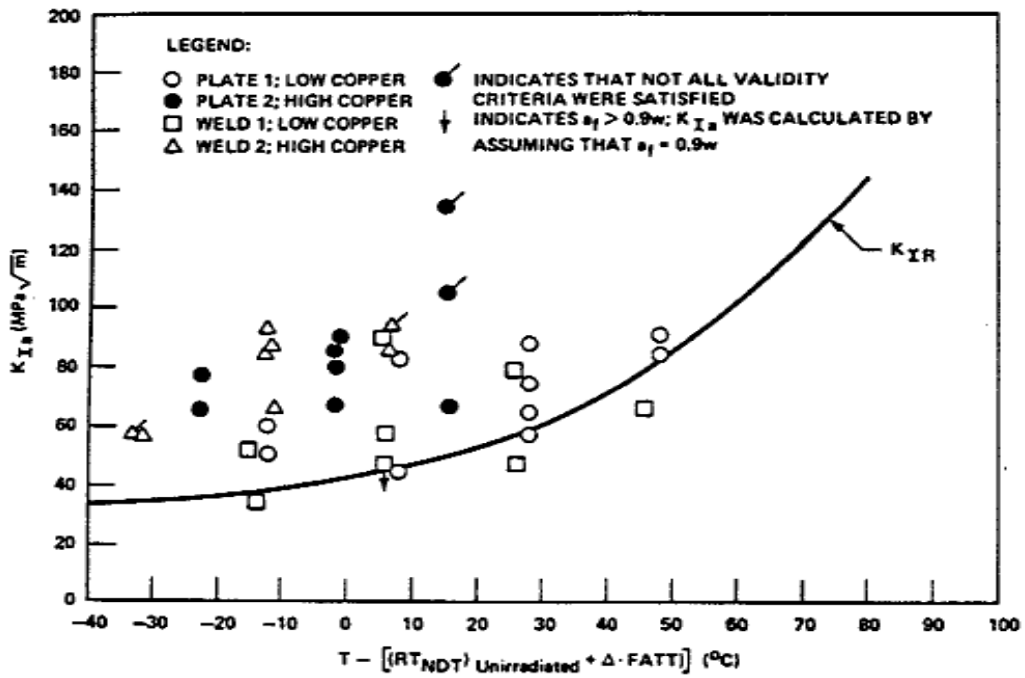


図 2.2.2-19 照射材の CCA 試験片による K_{Ia} データと $T - RT_{NDT(FATT)}$ の関係¹⁵

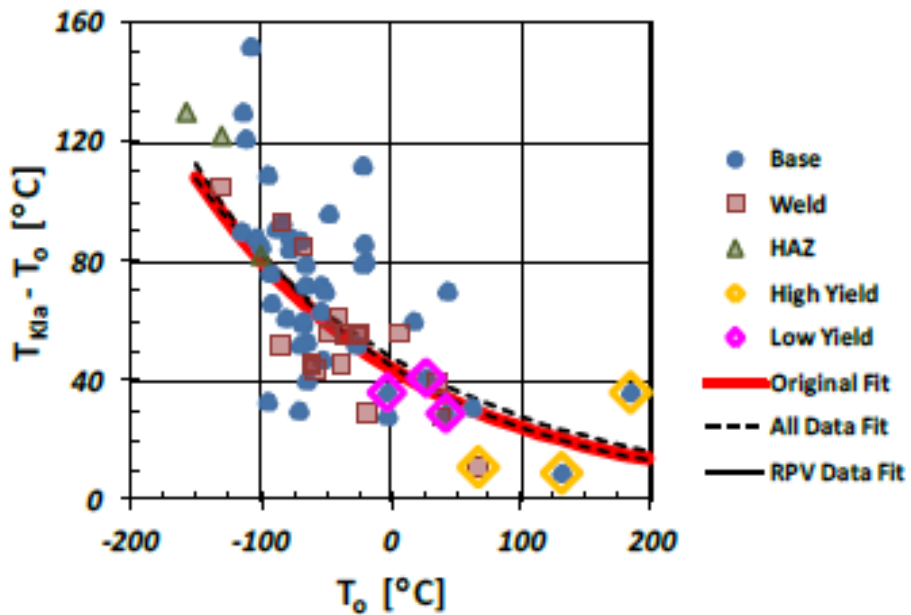


図 2.2.2-20 T_0 と T_{KIa} の相関性に関する検討結果¹⁶

表 2.2.2-3 照射前後の K_{Jc} と K_{Ia} の参照温度及び照射による遷移量の比較

鋼種名称	鋼種	部位	Cu (wt%)	Ni (wt%)	降伏応力 (MPa)	照射量 ($\times 10^{19}n/cm^2$)	T_0 ($^{\circ}C$)	ΔT_0 ($^{\circ}C$)	T_{KIa} ($^{\circ}C$)	ΔT_{KIa} ($^{\circ}C$)
P7BM	SA508 Cl.1	母材	0.12	0.97	450	0.00	-88.5	66.5	2.4	54.6
					598	3.89	-22		57	
P147BM	SA508 Cl.1	母材	0.05	0.84	488	0.00	-112	17	9.1	4.9
					543	1.17	-95		14	
72W	-	溶接金属	0.23	0.60	500	0.00	-61	96	-15	89
					635	1.88	35		74	
73W	-	溶接金属	0.31	0.60	505	0.00	-58	97	-14	81
					660	1.93	39		67	

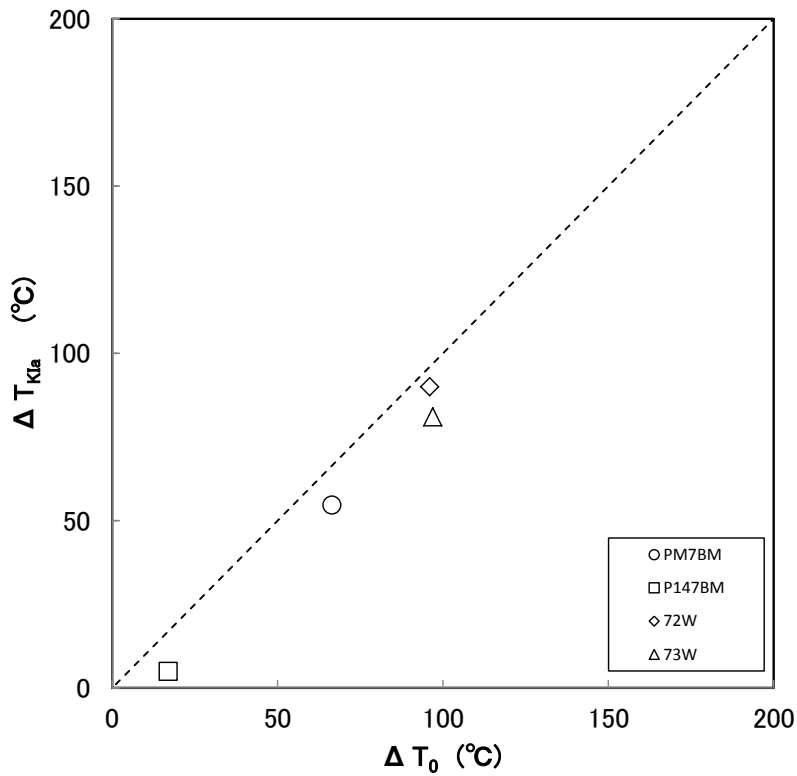


図 2.2.2-21 照射による ΔT_0 と ΔT_{KIa} の関係

F_{gy} :降伏衝撃力 F_u :不安定き裂伝播開始力
 F_a :不安定き裂伝播停止力 F_m :最大衝撃力

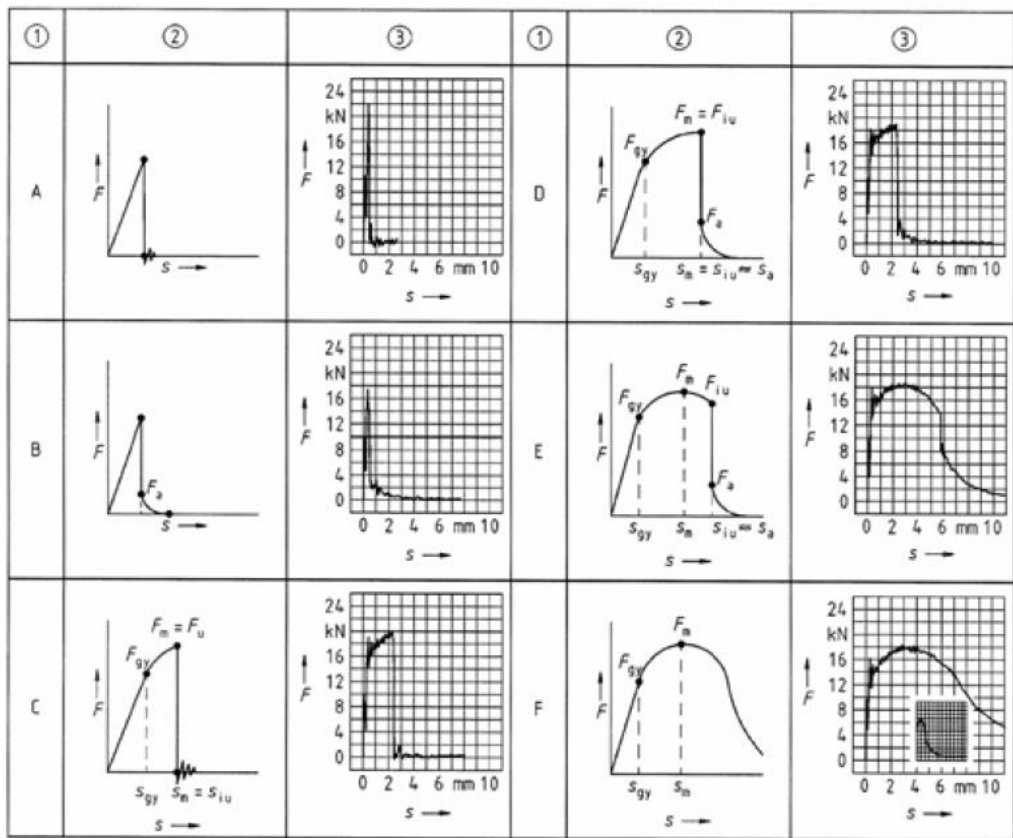
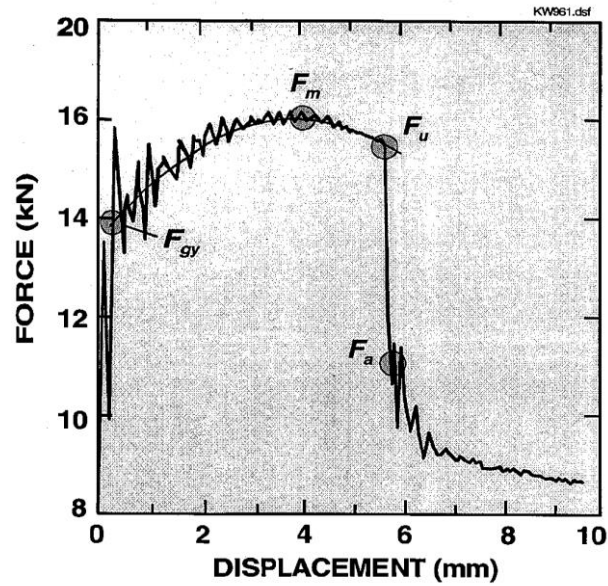


図 2.2.2-22 各試験温度における荷重と変位の例と特性パラメータの説明¹⁰⁾

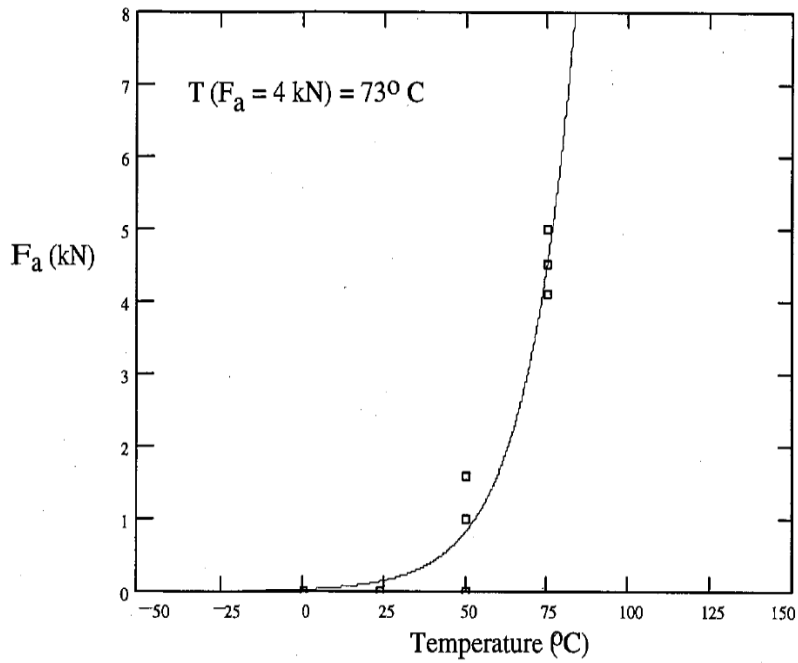


図 2.2.2-23 シャルピー衝撃試験温度 T と衝撃力の関係¹⁸

注:72Wi/73Wi は照射材

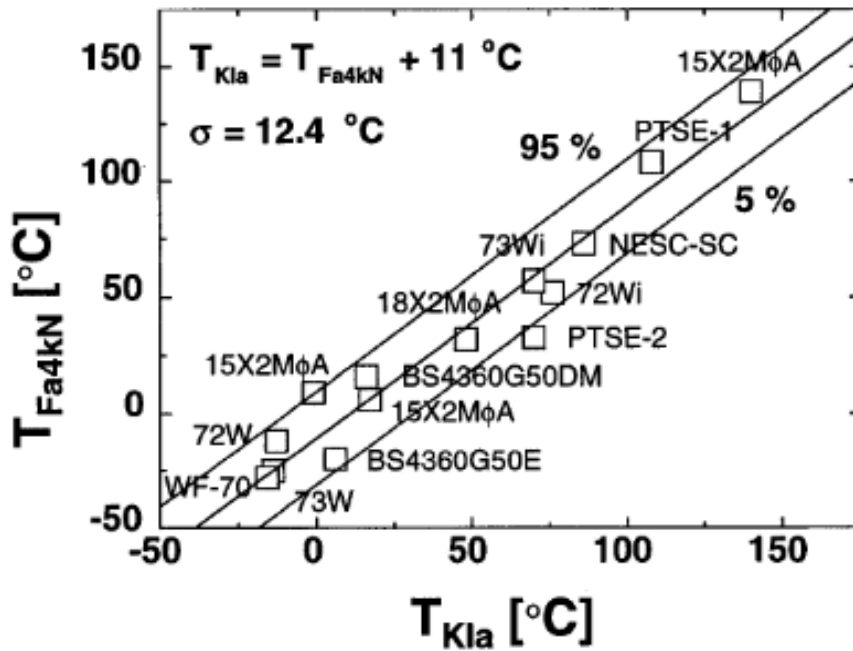


図 2.2.2-24 T_{KIa} と計装装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係¹⁸

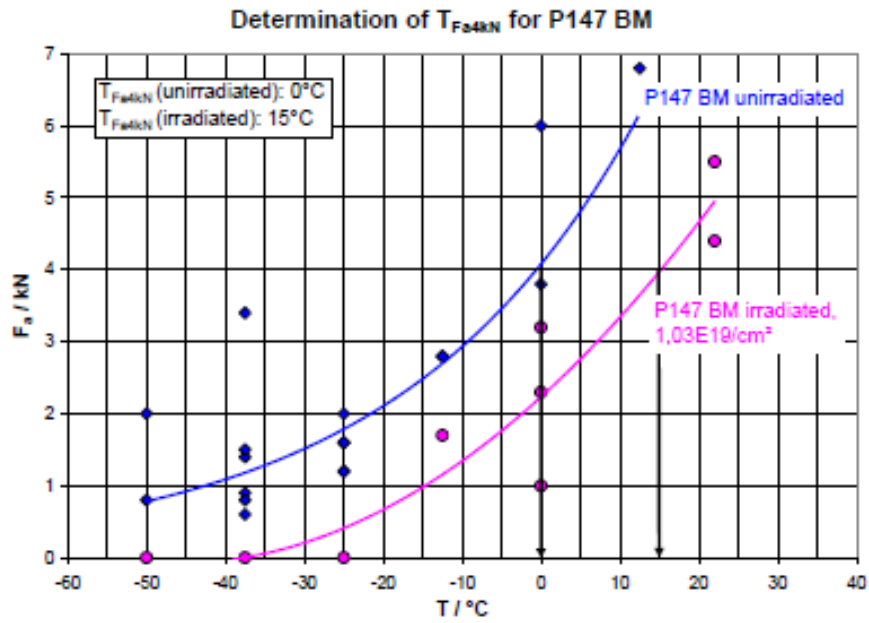


図 2.2.2-25 シャルピー衝撃試験温度 T と衝撃力の関係¹⁷

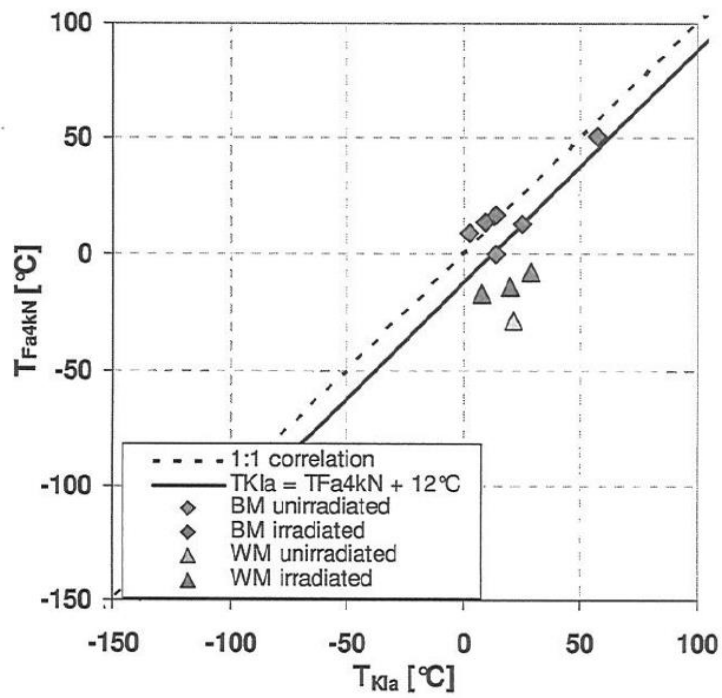


図 2.2.2-26 T_{KIa} と計装装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係¹⁷

表 2.2.2-4 T_{KIa} と計装装化シャルピーの遷移温度の整理³²

Material	T_{Mean}^a	T_{100}^b (°C)	F_{a-100}^c (kN)	T_{100}^{*d} (°C)	Best-fit function
HSSI weld 72W, unirradiated	-72.3	-9.5	4.48	10	Asymptotic exponential, Eq. (6) tanh, Eq. (5)
HSSI weld 73W, unirradiated	-74.0	-11.2	6.51	-5	
HSSI weld 72W, irradiated	11.7	74.5	9.54	64	Exponential, Eq. (7)
HSSI weld 73W, irradiated	6.0	68.8	9.05	49	Linear, Eq. (8)
Midland beltline weld, unirradiated	-71.7	-8.8	7.83	-10	tanh, Eq. (5)
Hope Creek weld	-78.7	-15.9	9.49	-33	tanh, Eq. (5)
Wide plate Series 2	15.3	78.1	4.92	109	Linear, Eq. (8)
Mean F_{a-100} (kN)			7.40		
^a Equation (1) (ASME type) used to fit crack-arrest data, and T_{Mean} used as a parameter. ^b Temperature at the 100-MPa√m level from a mean curve through the crack-arrest toughness, K_{a} , versus test temperature data. ^c Force at temperature, T_{100} , from the mean arrest force, F_{a} , versus test temperature, T , curve of E 23 instrumented Charpy tup. ^d Temperature at F_{a-100} kN = 7.40-kN level.					

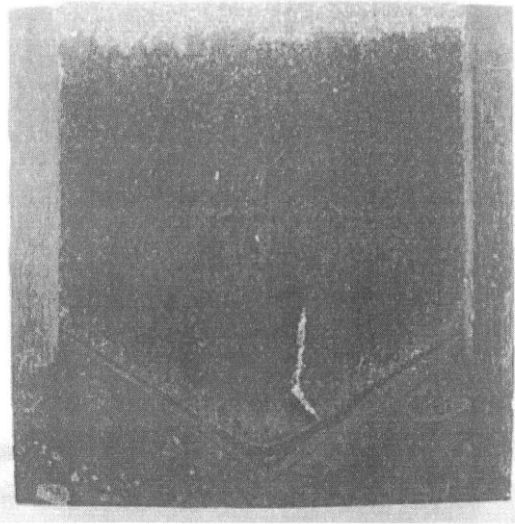
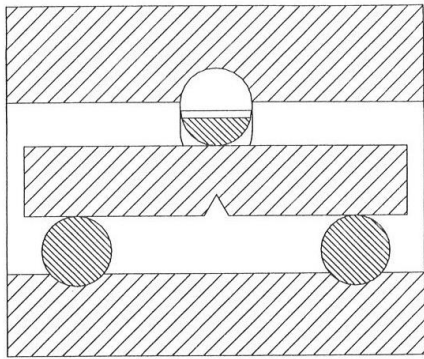


図 2.2.2-27 サイドグループ、V ノッチ及びシェブロン型疲労予き裂付きシャルピー試験片と 3 点曲げ試験図¹⁹

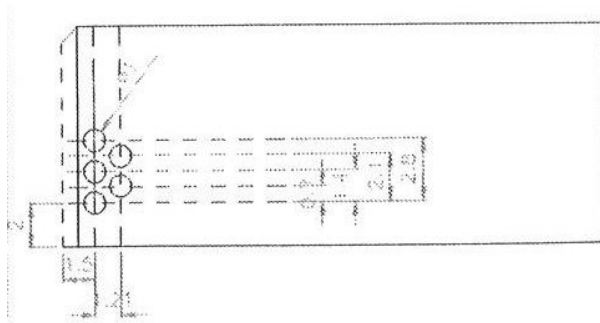
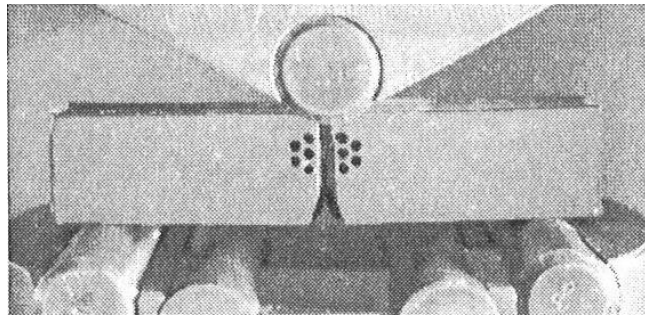


図 2.2.2-28 き裂進展方向と平行及び垂直に複数の穴を開けた試験片¹⁹

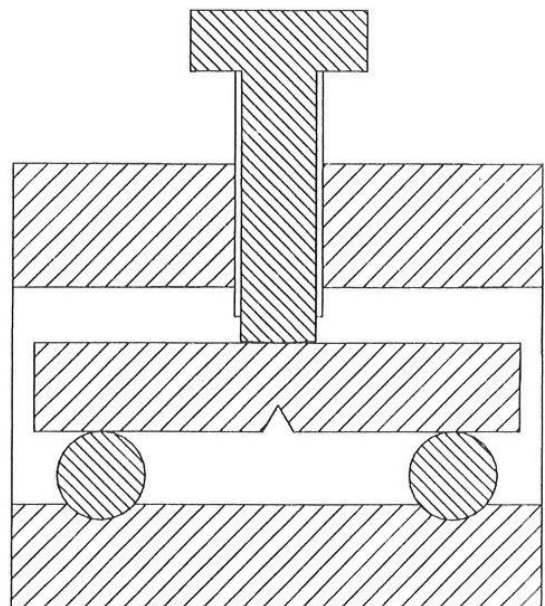
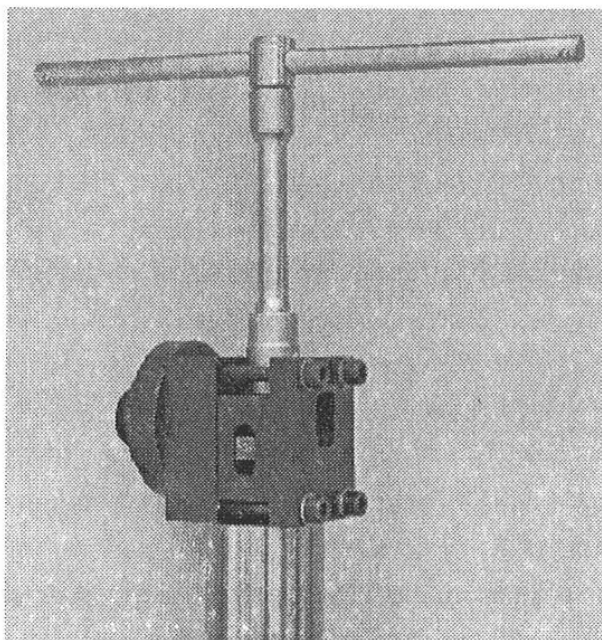


図 2.2.2-29 ボルトによる変位負荷による 3 点曲げ試験図¹⁹

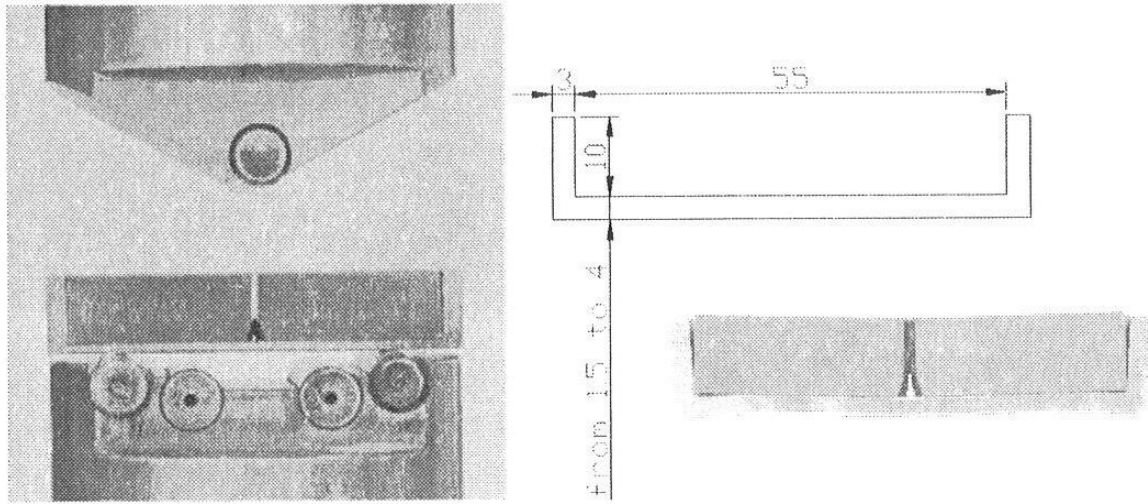


図 2.2.2-30 変形防止板を取り付けた 3 点曲げ試験図¹⁹

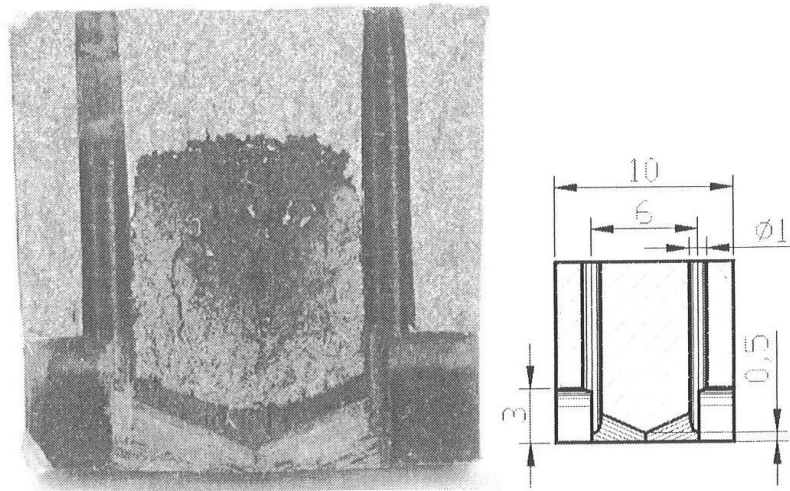


図 2.2.2-31 き裂進展方向と平行及び垂直に穴を開けた試験片¹⁹

2) K_{Ia} へのマスターカーブ法の適用性に関する調査

破壊靱性 K_{Jc} のマスターカーブより得られる参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} との相関性を利用して推定を行う方法^{23,24}が提案されている。 K_{Ia} データに対してマスターカーブ法を適用する際には K_{Ia} データが対数正規分布²³に従うとして評価されているが、平成 25 年度の調査では、試験結果に対して温度範囲別に整理すると、ワイブル分布や対数正規分布で大きな差が認められないとの報告³⁴も確認されている。そこで、国内の原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベースを用いて温度範囲別等の分布傾向を調査した。

(a) 評価に使用するデータベース

平成 25 年度までに国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データとして、系統的に K_{Ia} 試験が実施されている表 2.2.2-5 に示すプロジェクト及び委員会のデータを収集・整理している。本年度は平成 25 年度に実施された原子力規制庁事業「軽水炉燃材料詳細健全性調査」⁸ で取得された国内 PWR 比較標準材のき裂伝播停止靱性 K_{Ia} データを、国内の原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベースに反映して評価した。

国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベース

- ・日本溶接協会 HST 委員会 (7HST, 8HST, 9HST 小委員会) データ^{35,36,37}
- ・発電技術検査協会 原子炉容器加圧熱衝撃試験 (PTS) データ³⁸
- ・火力原子力発電技術協会 構造技術委員会 KIR 検討会データ³⁴
- ・日本溶接協会 TS 委員会 (OTS, 1TS, 2TS 小委員会) データ^{39,40,41}
- ・原子力規制庁事業 軽水炉燃材料詳細健全性調査データ⁸

これらのデータについて K_{Ia} 試験に関する規格である ASTM E1221-88 の基準に従ってデータを精査し、スクリーニングを実施している。スクリーニング後の結果を図

³⁴ 火力原子力発電技術協会, ”構造基準委員会 KIR 検討会活動報告書(最終年度)[第一種容器の破壊靱性規定策定]” 平成 8 年 3 月.

³⁵ 日本溶接協会 原子力研究委員会 7HST 小委員会, “原子力圧力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究”, 昭和 53 年 10 月.

³⁶ 日本溶接協会 原子力研究委員会 8HST 小委員会, “原子力圧力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究”, 昭和 54 年 11 月.

³⁷ 日本溶接協会 原子力研究委員会 9HST 小委員会, “原子力圧力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究(Ⅲ) 成果報告書”, 昭和 56 年 1 月.

³⁸ 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], 平成 4 年 3 月.

³⁹ 日本溶接協会 原子力研究委員会 OTS 小委員会, “軽水炉圧力容器ノズル部の熱衝撃に関する研究 成果報告書”(JWES-AE-8202), 昭和 57 年 3 月.

⁴⁰ 日本溶接協会 原子力研究委員会 1TS 小委員会, “軽水炉圧力容器ノズル部の熱衝撃に関する研究(Ⅱ) 成果報告書”(JWES-AE-8301), 昭和 58 年 1 月.

⁴¹ 日本溶接協会 原子力研究委員会 2TS 小委員会, “軽水炉圧力容器ノズル部の熱衝撃に関する研究(Ⅲ) 成果報告書”(JWES-AE-8319), 昭和 58 年 12 月.

2.2.2-32～図 2.2.2-33 に示す。

(b) 評価方法

評価方法は国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベースについて $T-RT_{NDT}$ を 10°C ピッチ (16 区分) 及び 25°C ピッチ (7 区分) のグループに分類し、ワイブル分布及び対数正規分布を仮定して評価した。 K_{Ia} データベースには母材以外にも HAZ 及び溶接金属のデータも含まれるが、表 2.2.2-6 に示すように HAZ、溶接金属のデータ数が少ないため、区分せず母材とまとめて評価した。鋼種については全鋼種で評価するとともに、データ数の多い SFVQ1A/2A (SA508 Cl.3/Cl.2) 及び SQV2A/2B (SA533B Cl.1/Cl.2) で区分して評価した。SA302B, SGV480 及び SGV490 はデータ数が少ないため、区分しなかった。3 パラメータワイブル分布では確率密度関数は式(2.2.2-15)にて示される。

$$w(x|a,b,c) = \frac{c}{b} y^{c-1} \exp(-y^c) \quad (2.2.2-15)$$

$$y = \frac{x-a}{b} \quad x > a, \quad b > 0, \quad c > 0$$

ここで、 a は位置母数、 b は尺度母数、 c は形状母数を示す。位置母数 a が既知の場合には、2 パラメータワイブル分布の確率密度関数は式(2.2.2-16)で示される。

$$w(x|a,b) = \frac{c}{b} y^{c-1} \exp(-y^c) \quad (2.2.2-16)$$

$$y = \frac{x-a}{b} \quad x > a, \quad b > 0, \quad c > 0$$

各区分の不信頼度はメジアンランク法: $P(f) = (r-0.3)/(n+0.4)$ を用いた。ワイブル分布については、評価の際には文献³²を参考にして位置母数 $a (=K_{min}) = 20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 一定として、 b , c を算出した。また、データ点数が 10 点未満の場合には参考値とした。

(c) 評価結果

全鋼種を用いて統計評価した結果を表 2.2.2-7～表 2.2.2-8 に示す。図 2.2.2-34～図 2.2.2-35 に全鋼種を用いて評価したワイブル分布と対数正規分布により評価された各区分での 5% 下限 K 値を示す。図中には式(2.2.2-17)に示す ASME の K_{Ia} カーブを併記した。

ASME K_{Ia} カーブ

$$K_{Ia} = 29.4 + 13.675 \cdot \exp\{0.026 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.2-17)$$

ワイブル分布における形状母数 b はほぼ 4 以上であり、ばらつきが小さいことを示す。ただし、 -50°C 区分にて形状母数 b が小さい傾向が認められる。ワイブル分布の傾向を確認すると折れ曲がった 2 本の直線になっているためと推定される。このデータ群には同区分内で比較すると、他と比較して K_{Ia} 値の高いデータ (TS 委員会:SFVQ1A 鋼×4 個) が含まれており、影響を受けているものと推定される。

図 2.2.2-34～図 2.2.2-35 を比較すると、同一区分にてワイブル分布と対数正規分布の 5% 下限 K 値に明確な差は認められなかった。各分布の 5% 下限 K 値は K_{Ia} カーブとほぼ同等であるが、温度が増加するにつれて、 K_{Ia} カーブよりも上側に位置する傾向が認められる。また、 10°C ピッチ (16 区分) の場合と 25°C ピッチ (7 区分) の場合の両者の間で 5% 下限 K 値の温度依存性に明確な差は認められなかった。図 2.2.2-36 に示すように各区分におけるワイブル分布と対数正規分布の累積分布傾向を比較した結果を示す。各区分ともほぼ同じような傾向を示した。そのため、鋼種別の評価は 25°C ピッチ (7 区分) で実施した。

鋼種を区分して統計評価した結果を表 2.2.2-9～表 2.2.2-10 に示す。図 2.2.2-37 と図 2.2.2-38 に SFVQ1A/2A 鋼のみ及び SQV2A/2B 鋼のみで区分して評価したワイブル分布と対数正規分布により評価された各区分での 5% 下限 K 値を示す。全鋼種で示された傾向とほぼ同じであるが、高温側ほどワイブル分布と対数正規分布の差が大きくなる傾向が認められた。文献²²では図 2.2.2-39 に示すように米国のデータベースを用いて、対数正規分布の方がワイブル分布よりも一致する傾向があると論じている。相互のデータベースを比較すると $150\sim 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の比較的高 K_{Ia} 値のデータ数に差異がある。国内データベースについてもこの領域のデータが拡充されると、先に述べた高温側ほどワイブル分布と対数正規分布の差が大きくなる傾向が顕著になる可能性も考えられる。

表 2.2.2-5 国内 K_{Ia} データベースに関して調査対象とした過去のプロジェクト及び委員会の概要

項目	プロジェクト・委員会				
	溶接協会 HST 委員会	溶接協会 TS 委員会	発電技検 PTS プロジェクト	火原協 KIR 検討会	原力規制庁事業 軽水炉燃材料詳細 健全性調査
実施期間	7HST : 1977~78 年 8HST : 1978~79 年 9HST : 1980~81 年	0TS : 1981~82 年 1TS : 1982~83 年 2TS : 1982~83 年	1983~1991 年度	1991~1995 年度	2014 年度
供試材	母材:7 材料 HAZ:4 材料 溶接金属:4 材料 合計:15 材料	母材:10 材料 合計:10 材料	母材:1 材料 溶接金属:1 材料 合計:2 材料	母材:18 材料 溶接金属:6 材料 合計:24 材料	母材:1 材料 合計:1 材料
試験片	MRL 型 BCL 型 DCB テーパ型 DCB ESSO	MRL 型 ウェッジ式テーパ型 DCB 3 点曲げ 大型 MRL 二重引張	MRL 型(CCA)	CCA	CCA
備考	K_{Ia} 試験法が規格化されて いないため、各種試験片 により試験実施。	同左	K_{Ia} 試験は ASTM 推奨法 に従い、1984 年に実施。	K_{Ia} 試験は ASTM E1221-88 に従い実施。	K_{Ia} 試験は ASTM E1221-12 に従い実施。

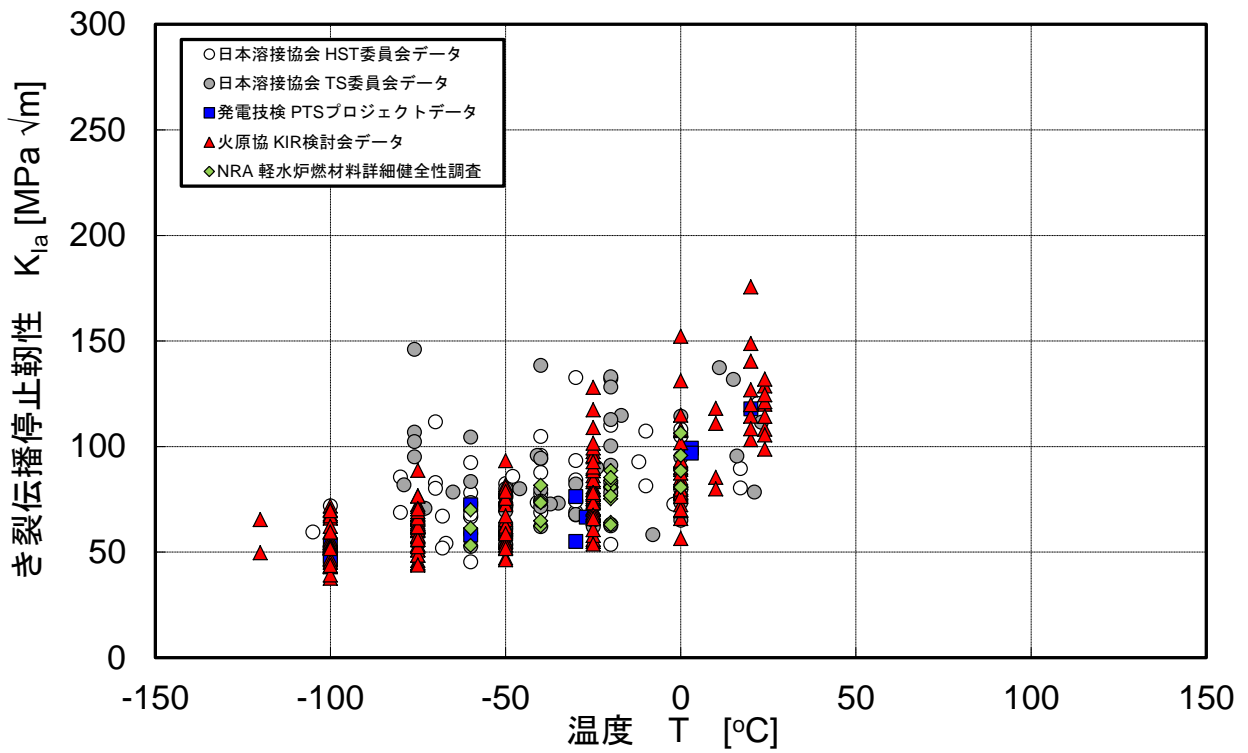


図 2.2.2-32 国内 RPV 鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ(温度 T による整理)

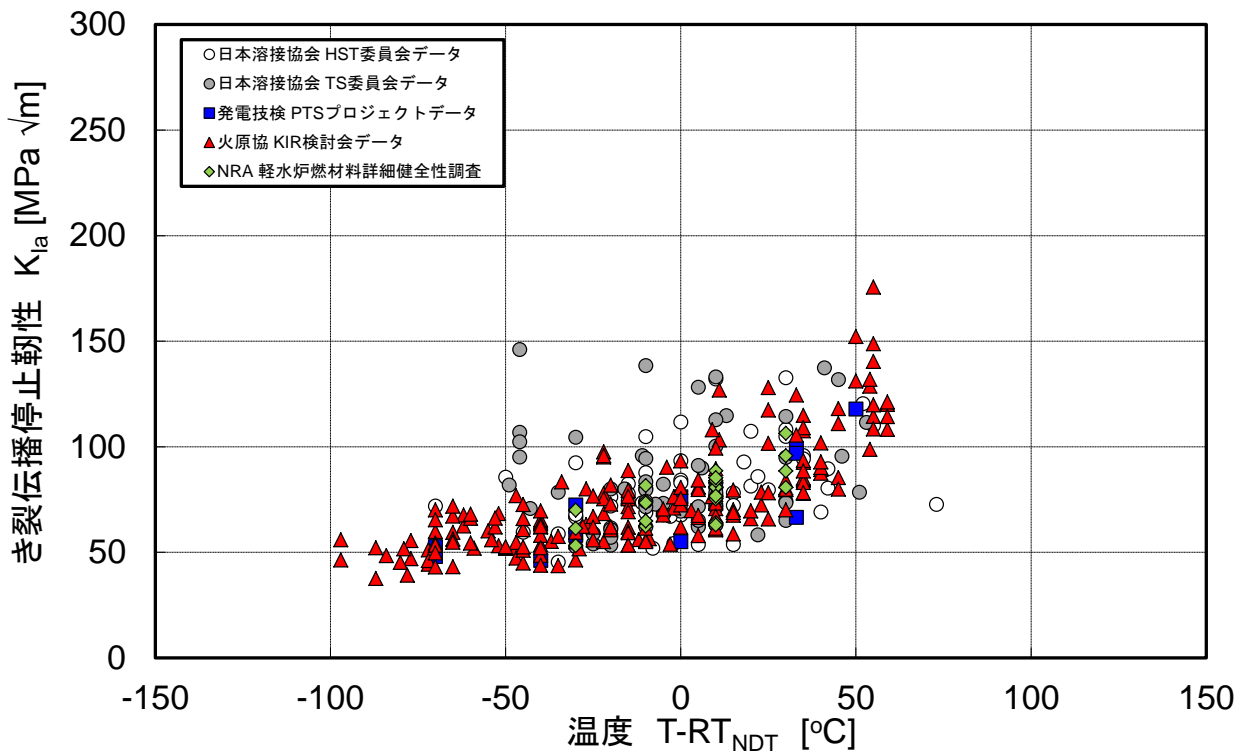


図 2.2.2-33 国内 RPV 鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ($T - RT_{NDT}$ による整理)

表 2.2.2-6 国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の区分

鋼種		部位			小計	合計
		母材	HAZ ^{*1}	溶接金属 ^{*1}		
SFVQ	SFVQ1A	121	6	6	133	145
	SFVQ2A	12	-	-	12	
SQV	SQV2A	122	8	27	157	169
	SQV2B	12	-	-	12	
SA302B ^{*2}		12	-	-	12	12
SGV ^{*2}	SGV480	9	-	-	9	17
	SPV490	8	-	-	8	
合計		296	14	33	343	

*1:部位による分類は実施せず

*2:鋼種別分類評価には使用せず

表 2.2.2-7 国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(全鋼種:10°Cピッチ 16 区分の場合)

T-RT _{NDT} の範囲(°C)			データ数 N	設定 K_{Ia} 値 (MPa√m)	ワイブル分布評価					対数正規分布評価				備考
区分	最小	最大			K_0 (MPa√m)	c (形状母数)	b (尺度母数)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	平均値 μ (MPa√m)	標準偏差 σ (MPa√m)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	
-100	-100	-91	2	30.5	54.1	4.1	34.1	36.6	39.8	51.4	6.8	40.2	42.6	参考値
-90	-90	-81	3	30.9	49.5	2.9	29.5	30.8	33.7	46.3	8.0	33.2	36.1	参考値
-80	-80	-71	8	31.3	49.7	5.6	29.7	37.4	39.8	47.5	5.2	39.0	40.9	参考値
-70	-70	-61	19	31.9	61.7	4.6	41.7	41.8	45.5	58.2	9.4	42.8	46.2	
-60	-60	-51	10	32.6	63.4	6.6	43.4	47.7	50.9	60.6	6.5	49.9	52.3	
-50	-50	-41	21	33.6	77.3	2.4	57.3	37.0	42.8	70.5	22.8	33.0	41.3	
-40	-40	-31	19	34.8	62.5	3.9	42.5	40.0	44.0	58.5	11.0	40.5	44.5	
-30	-30	-21	32	36.4	73.3	3.8	53.3	44.6	49.7	68.2	14.4	44.5	49.8	
-20	-20	-11	32	38.5	73.9	5.1	53.9	50.1	54.7	69.6	11.1	51.3	55.4	
-10	-10	-1	36	41.3	78.6	4.1	58.6	48.6	54.0	73.2	14.8	48.9	54.3	
0	0	9	31	44.8	83.6	4.2	63.6	51.2	57.1	77.8	16.0	51.5	57.3	
10	10	19	46	49.3	87.7	4.1	67.7	52.8	59.1	77.1	16.4	50.2	56.1	
20	20	29	14	55.3	92.2	3.6	72.3	51.3	58.4	85.1	20.1	52.0	59.3	
30	30	39	35	62.9	98.4	5.2	78.4	64.5	71.1	90.1	14.1	67.0	72.1	
40	40	49	15	72.9	104.6	4.5	84.6	64.0	71.5	97.4	18.7	66.6	73.4	
50	50	59	20	85.8	131.1	5.5	111.2	84.5	93.6	122.7	21.0	88.1	95.7	

*1: K_0 (Pf=63.3%時の値)

表 2.2.2-8 国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(全鋼種:25°Cピッチ 7 区分の場合)

T-RT _{NDT} の範囲(°C)			データ数 N	設定 K_{Ia} 値 (MPa√m)	ワイブル分布評価					対数正規分布評価				備考
区分	最小	最大			K_0 (MPa√m)	c (形状母数)	b (尺度母数)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	平均値 μ (MPa√m)	標準偏差 σ (MPa√m)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	
-100	-100	-76	10	30.8	50.5	4.5	30.5	35.9	38.6	47.9	6.5	37.3	39.6	
-75	-75	-51	32	32.1	61.2	4.9	41.3	42.6	46.1	57.9	8.9	43.3	46.6	
-50	-50	-26	59	34.5	70.2	3.2	50.2	39.8	44.8	64.9	16.4	38.0	43.9	
-25	-25	-1	81	39.2	76.5	4.5	56.6	49.3	54.4	71.6	13.4	49.5	54.4	
0	0	24	85	48.1	85.6	4.3	65.6	52.8	58.8	79.7	16.5	52.6	58.6	
25	25	49	56	65.2	100.5	5.0	80.5	64.3	71.2	93.9	17.6	65.0	71.4	
50	50	59	20	85.8	131.1	5.5	111.2	84.5	93.6	122.7	21.0	88.1	95.7	

*1: K_0 (Pf=63.3%時の値) , *2:区分 50 は 50°C~59°Cのデータしかない為、表 2.2.2-7 国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(全鋼種:10°Cピッチ 16 区分の場合)と同じとなる。

表 2.2.2-9 国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(SFVQ1A/2A 鋼のみ:25°Cピッチ 6 区分の場合)

T-RT _{NDT} の範囲(°C)			データ数 N	設定 K_{Ia} 値 (MPa√m)	ワイブル分布評価					対数正規分布評価				備考
区分	最小	最大			K_0 (MPa√m)	c (形状母数)	b (尺度母数)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	平均値 μ (MPa√m)	標準偏差 σ (MPa√m)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	
-75	-75	-51	7	32.1	64.9	3.6	44.9	39.8	44.2	60.5	11.0	42.5	46.4	
-50	-50	-26	20	34.5	80.9	2.6	60.9	39.7	45.9	74.1	23.1	36.1	44.5	
-25	-25	-1	40	39.2	76.8	4.1	56.8	47.5	52.8	71.5	14.4	47.9	53.1	
0	0	24	39	48.1	88.4	4.1	68.4	52.9	59.3	82.1	17.8	52.8	59.2	
25	25	49	25	65.2	104.3	4.5	84.3	63.8	71.3	96.9	19.2	65.4	72.4	
50	50	59	14	85.8	131.0	4.8	111.0	79.7	89.4	121.9	23.2	83.7	92.1	

鋼種: SFVQ1A/2A , *1: K_0 (Pf=63.3%時の値) , *2:区分 50 は 50°C~59°Cのデータのみ

表 2.2.2-10 国内 K_{Ia} データベースの K_{Ia} の統計解析結果(SQV2A/2B 鋼のみ:25°Cピッチ 7 区分の場合)

T-RT _{NDT} の範囲(°C)			データ数 N	設定 K_{Ia} 値 (MPa√m)	ワイブル分布評価					対数正規分布評価				備考
区分	最小	最大			K_0 (MPa√m)	c (形状母数)	b (尺度母数)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	平均値 μ (MPa√m)	標準偏差 σ (MPa√m)	5% 破壊K値 (MPa√m)	10% 破壊K値 (MPa√m)	
-100	-100	-76	10	30.8	50.5	4.5	30.5	35.9	38.6	47.9	6.5	37.3	39.6	
-75	-75	-51	21	32.1	59.7	5.1	39.7	42.2	45.6	56.6	8.2	43.2	46.1	
-50	-50	-26	33	34.5	65.8	3.9	45.8	41.4	45.7	61.5	12.3	41.2	45.7	
-25	-25	-1	35	39.2	77.5	4.9	57.5	51.5	56.5	72.8	12.4	52.4	56.9	
0	0	24	40	48.1	85.0	4.3	65.0	52.4	58.4	79.1	16.0	52.9	58.7	
25	25	49	24	65.2	98.4	4.9	78.4	63.0	69.7	92.1	16.8	64.5	70.6	
50	50	59	6	85.8	131.9	6.5	111.9	91.0	99.3	124.8	16.0	98.5	104.3	参考値

鋼種: SQV2A/2B, *1: K_0 (Pf=63.3%時の値) , *2: 区分 50 は 50°C~59°Cのデータのみ

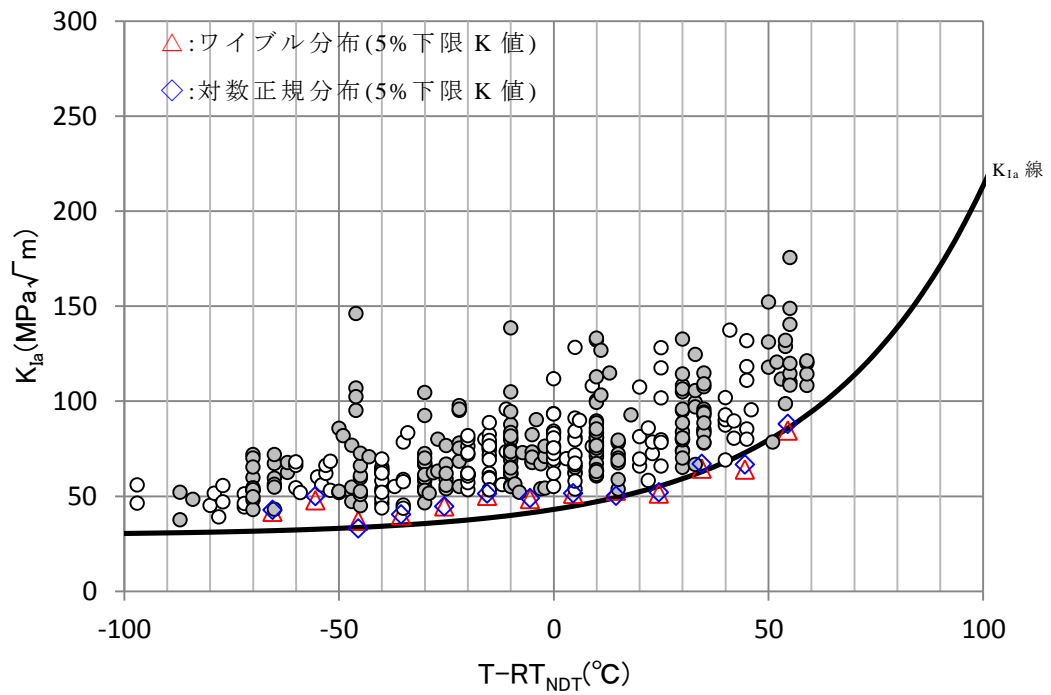


図 2.2.2-34 K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係
(全鋼種:10 $^{\circ}\text{C}$ ピッチ 16 区分の場合)

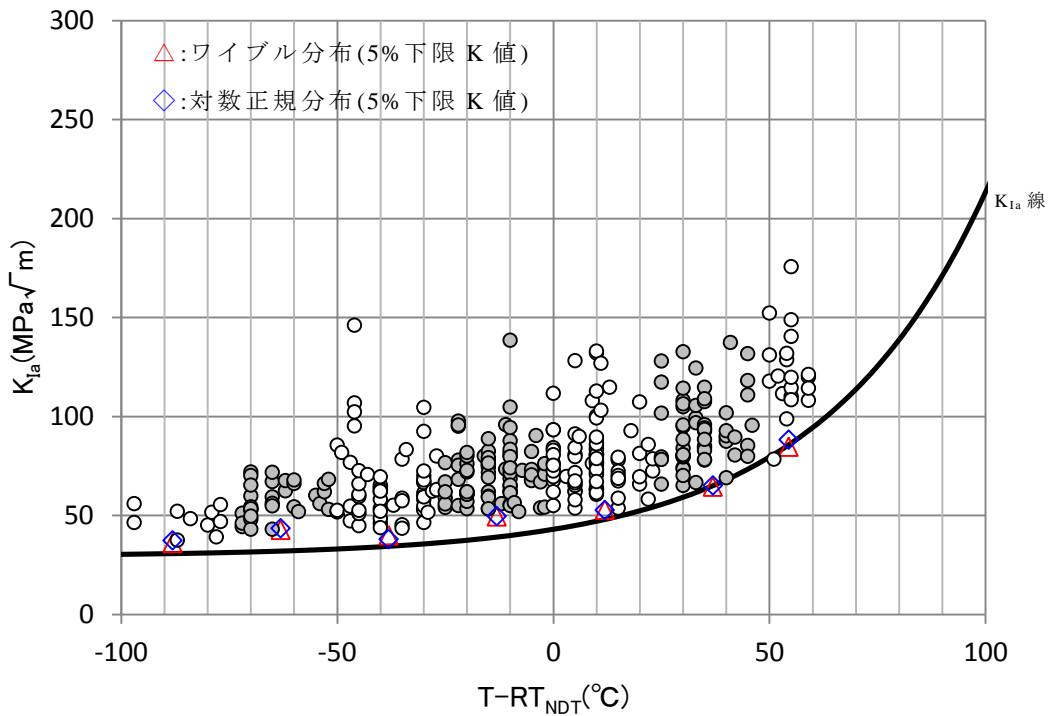


図 2.2.2-35 K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係
(全鋼種:25 $^{\circ}\text{C}$ ピッチ 7 区分の場合)

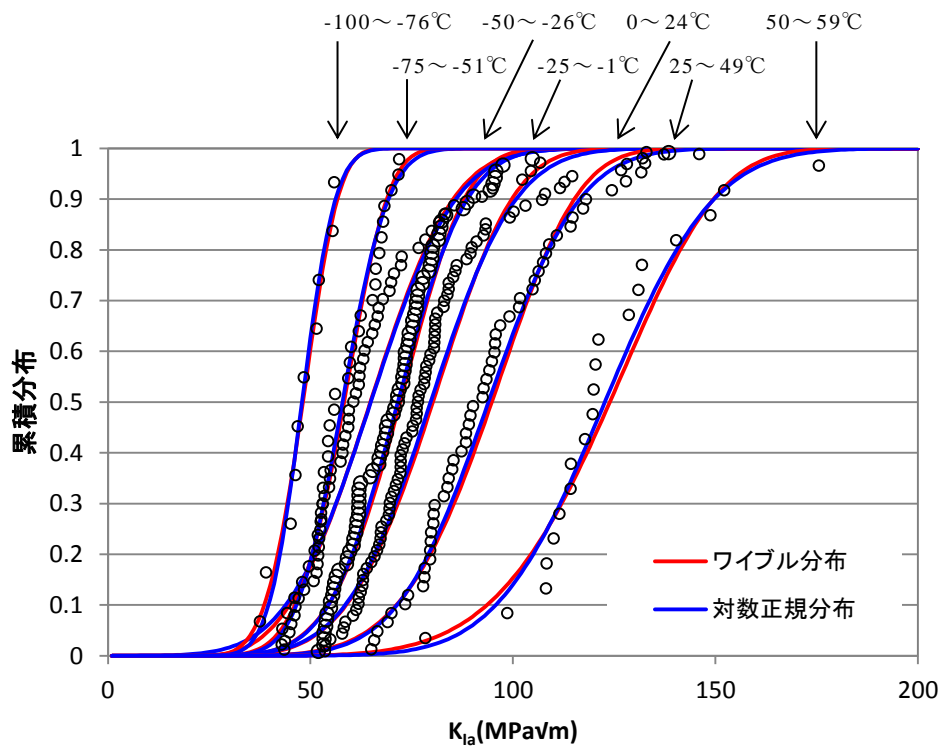


図 2.2.2-36 K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による累積分布の傾向
(全鋼種:25°Cピッチ 7 区分の場合)

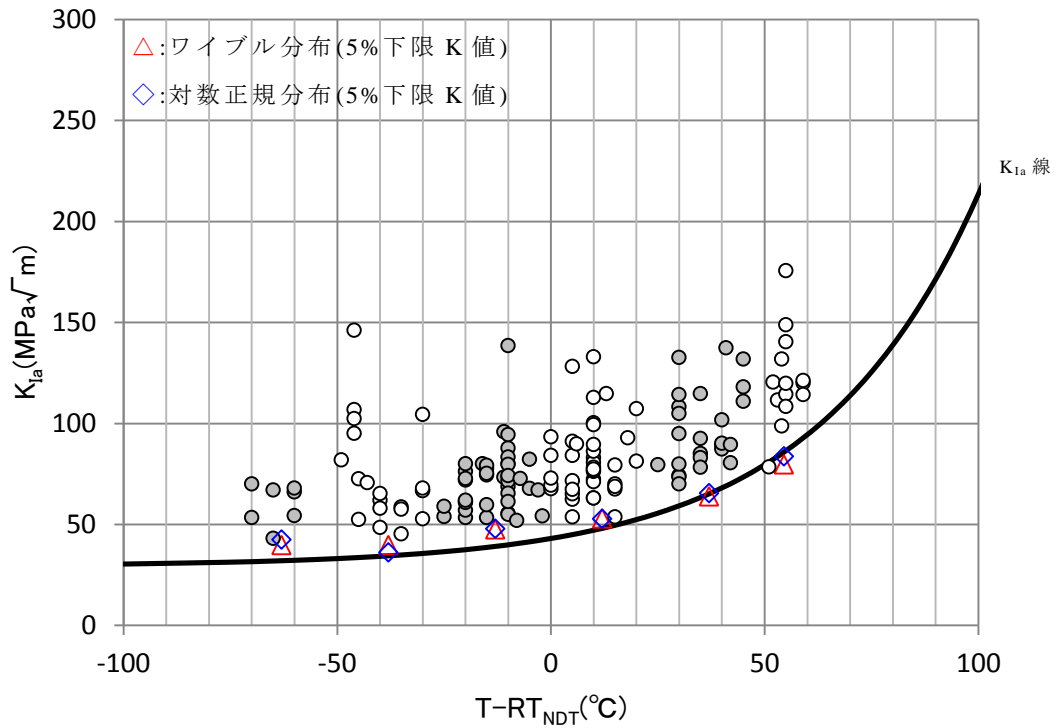


図 2.2.2-37 K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係 (SFVQ1A/2A 鋼のみ:25°Cピッチ 6 区分の場合)

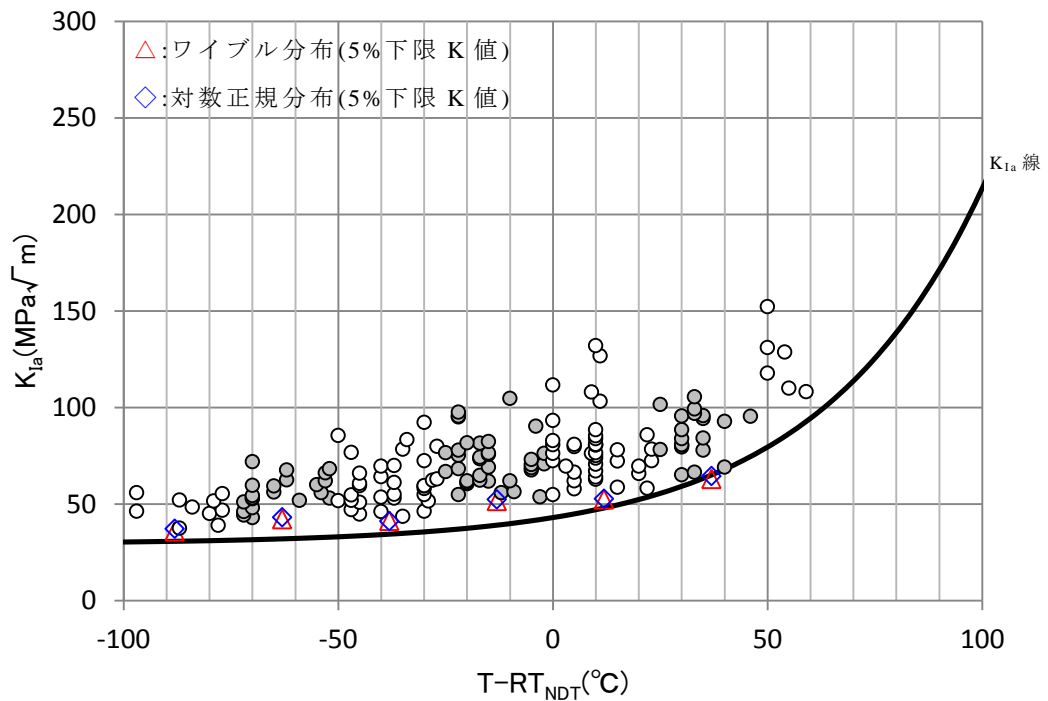


図 2.2.2-38 K_{Ia} データとワイブル分布と対数正規分布による 5%破壊靱性の関係 (SQV2A/2B 鋼のみ:25°Cピッチ 7 区分の場合)

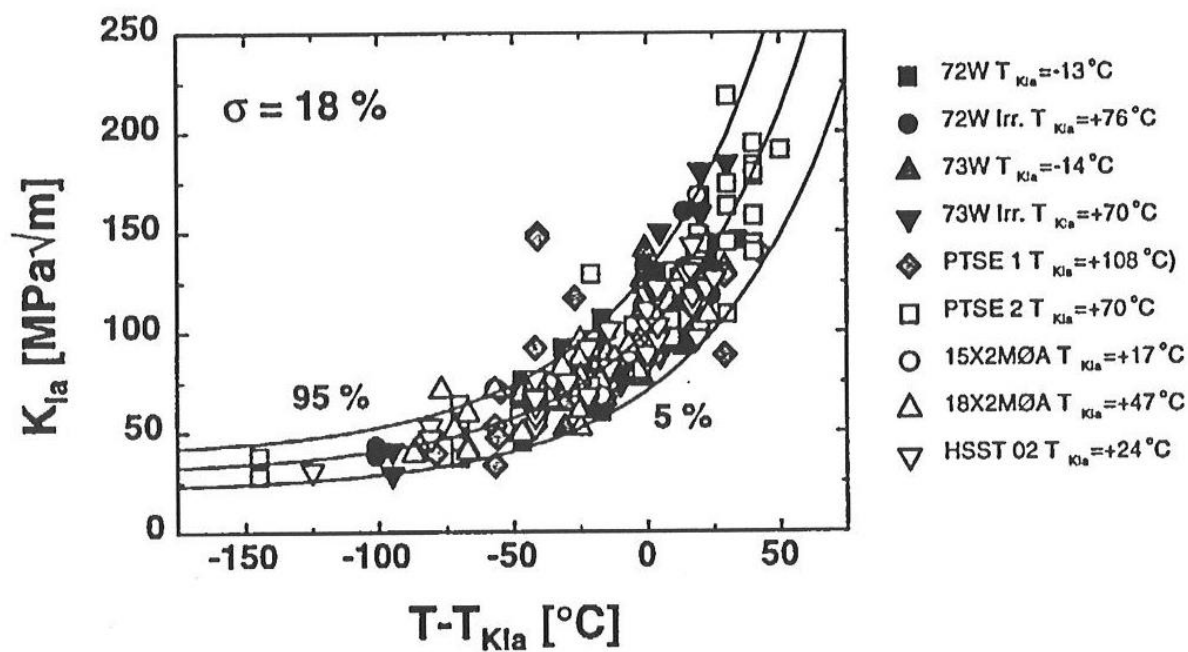


図 2.2.2-39 K_{Ia} の温度依存性とばらつきの関係

(2) K_{Ia} カーブの検討

平成 25 年度は CCA 試験片等を含む小型試験片により得られた K_{Ia} データを対象に、ASTM E1221-12 の APPENDIXES X2 に従ってマスターカーブ法を適用することにより設定した K_{Ia} カーブが、ESSO 試験等の大型試験片により遷移温度領域で取得された K_{Ia} データと整合することを確認した。またマスターカーブ法(T_{KIa})と関連温度 RT_{NDT} をベースにした K_{Ia} カーブの設定方法にて評価した

本年度は照射材に対する K_{Ia} カーブの検討を行う。 K_{Ia} カーブの検討には平成 25 年度に引き続き、① K_{Ia} データにマスターカーブ法を適用して T_{KIa} を評価し、 T_0 と T_{KIa} の相関関係から設定する手法や、②落重試験と衝撃試験より得られる関連温度 RT_{NDT} をベースにして設定する手法を検討した。照射材のデータについては、2-54 (1)にて調査した結果を参考にした。なお、ドイツ(CARISMA & CARINA)⁹、EPRI¹⁴による報告では具体的な数値は確認することができないが、報告されている文献に記載されている図から数値を読み取り、評価に用いた。また、文献¹³の溶接金属は、き裂が安定して成長していない試験結果もあることから除外した。

1) 評価に使用するデータベース

2-54 (1)にて調査した結果を整理して照射材の K_{Ia} データベースとして、表 2.2.2-11 に示す以下の文献を整理した。

照射材の K_{Ia} データベース

- ・ドイツ(CARISMA & CARINA データ)⁹
- ・米国(HSSI データ)^{10~12}
- ・米国(EPRI データ)¹⁴

データについて K_{Ia} 試験に関する規格である ASTM E1221-88 の基準に従って、データを精査し、スクリーニングを実施する必要があるが、特に照射材の結果については ASTM E1221-88 の基準を満足しない試験結果が多い。そのため、スクリーニングは実施せずに評価することとした。基準を満足しない試験は、図中に*を付記している。また、一部の文献では試験片別の照射量と照射温度についてシャルピー衝撃試験片の照射温度と照射量を基準として補正しているが、公称照射量と試験温度を用いて評価した。

データを試験温度 T で整理した結果を図 2.2.2-40、図 2.2.2-41 に示す。

表 2.2.2-12 に照射材の K_{Ia} データベースについて整理した結果を示す。① K_{Ia} データに対して T_0 と T_{KIa} の相関関係から設定する手法や、②関連温度 RT_{NDT} をベースにして設定する手法にて評価するためには、 T_0 、 T_{KIa} 、 NDT 、 ΔRT_{NDT} に関する情報が必要となるため、確認できる範囲で関連文献結果より整理した。また、 T_{KIa} が算出されていない鋼種については、無効な K_{Ia} データも含めて ASTM E1221-12 APPENDIX-X2 に従い参照温度 T_{KIa} を算出した。ここで、参照温度 T_{KIa} は式(2.2.2-18)にて K_{Ia} の中央値が 100MPa

\sqrt{m} に対応する温度となる。

$$K_{Ia(med)} = 30 + 70 \exp\{0.019(T - T_{KIa})\} \quad (2.2.2-18)$$

最尤推定法では、式(2.2.2-19)に従い $T_{KIa} \pm 50^\circ\text{C}$ の範囲の試験温度で得られたデータを用いて、参照温度 T_{KIa} を決定する。i 番目の温度範囲における有効な試験片数を r_i 、i 番目の温度範囲の試験片の重み係数を表 2.2.2-13 に示す条件に従い、 n_i とした場合、式(2.2.2-20)を満足する必要がある。したがって、 T_{KIa} を評価するためには最低 6 個の有効な K_{Ia} データが必要となる。一部の鋼種では式(2.2.2-20)に示される判定基準 $\sum r_i \times n_i \geq 1$ を満足しなかった。そこで、平成 25 年度の成果から判断して、 $\sum r_i \times n_i \geq 0.9$ に緩和して満足する鋼種も T_{KIa} として採用し、それ以下のものは採用しなかった。

$$\sum_{i=1}^n \frac{\ln K_{Ia(i)} \exp[0.019(T_i - T_{KIaQ})]}{30 + 70 \exp[0.019(T_i - T_{KIaQ})]} - \sum_{i=1}^n \frac{\ln(30 + 70 \exp[0.019(T_i - T_{KIaQ})]) \times \exp[0.019(T_i - T_{KIaQ})]}{30 + 70 \exp[0.019(T_i - T_{KIaQ})]} = 0 \quad (2.2.2-19)$$

$$\sum_{i=1}^6 r_i n_i \geq 1 \quad (2.2.2-20)$$

$K_{Ia(i)}$: 試験温度 T_i における K_{Ia}

n : 有効な K_{Ia} データ数

2) マスターカーブ法(T_{KIa})をベースにした K_{Ia} カーブの設定

平成 25 年度には K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の相関性を用いるため、マスターカーブ法により T_0 が評価されている。この中では有効な K_{Ia} データの判定条件の緩和についても検討を行い、 K_{Ia} データにマスターカーブ法を適用して T_{KIa} を評価し、 T_0 と T_{KIa} との間の相関関係について検討している。

図 2.2.2-42 及び図 2.2.2-43 に示すように、これらの T_0 と T_{KIa} の関係は先に示した Wallin 及び EricksonKirk の相関式とほぼ整合するものであった。図中には照射材であるドイツ(CARISMA & CARINA)データ及び米国(HSSI)データが含まれているが、未照射材、照射材でも相関式と整合する傾向を示す。

本年度は照射の影響について検討するため、 T_{KIa} を用いて評価した。図 2.2.2-44 及び図 2.2.2-45 に米国データベース及びドイツデータベースのそれぞれについて、図 2.2.2-46 に両方のデータを併せた $T - T_{KIa}$ と K_{Ia} の関係を示す。図 2.2.2-44 及び図 2.2.2-45 には式(2.2.2-21)に示される ASTM E1221-12 に定義されるメジアンカーブ(50%信頼線)を記載した。またメジアンカーブとともに式(2.2.2-22)より標準偏差を求め、5%及び 95%信頼線を記載した。ここで 5%及び 95%信頼線は式(2.2.2-23)にて定義される。式(2.2.2-23)中の ± 1.64 は 5%及び 95%時の正規分布の累積分布関数の逆数にて算出される値である。

ASTM E1221-12 APPENDIXES X2 に定義されるメジアンカーブ

$$K_{Ia(med)} = 30 + 70 \cdot \exp\{0.019 \cdot (T - T_{KIa})\} \quad (2.2.2-21)$$

標準偏差

$$\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^n \{\ln K_{Ia(i)} - \ln(30 + 70 \exp[0.019(T_i - T_{KIa})])\}^2}{n} \quad (2.2.2-22)$$

ASTM E1221-12 APPENDIXES X2 に定義される 5%及び 95%信頼線

$$K_{Ia(0.05)} = \exp\{\ln(K_{Ia(med)}) - 1.64 \sigma\} \quad (2.2.2-23)$$

$$K_{Ia(0.95)} = \exp\{\ln(K_{Ia(med)}) + 1.64 \sigma\}$$

ドイツと米国のデータベースの σ は、それぞれ下記に示す通りであった。ドイツと米国のデータベースを比較すると、無効な K_a データを用いて T_{KIa} を評価した場合でも、標準偏差はほぼ等しく同等とみなせる結果となった。また参考のため、過年度に実施した国内データベース(未照射材のみ)の σ も示すが、ほぼ同等となった。図 2.2.2-47 に図 2.2.2-39 に示されているデータと各データベースの 5%及び 95%信頼線の比較を示す。米国データに重複があるものの、文献に示される信頼線と同等の結果となっている。

データ ベース	鋼種	ASTM E 1221 基準	標準偏差 σ
ドイツ (CARISMA&CARINA)	照射材	Valid (緩和)	0.159
	未照射材 (照射材と対応しない鋼種有)		
米国 (HSSI&EPRI)	照射材	Valid	0.175
	未照射材 (照射材と対応する材料のみ)	Invalid 有	
国内 (表 1.2.1-5 参照)	未照射材	Valid	0.166

3) 関連温度 RT_{NDT} をベースにした K_{Ia} カーブの設定

平成 25 年度は国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データに対して、データのばらつきを考慮した K_{Ia} カーブを検討している。この中で国内データに米国データを加えて評価するとともに、遷移温度領域に評価範囲を制限して低温領域のデータを採用せず、相対的に高温領域のデータに重み付けをすることで、遷移温度領域において適切な K_{Ia} カーブが設定できるか検討した。また、米国の大型試験にて取得されているデータは K_{Ia} が非常

に高いデータも含まれる。一方で ASTM E 1221 に採用されている CCA 試験片では、 $200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以上の K_{Ia} データを得ることができないため、評価では K_{Ia} の上限について制限した場合の K_{Ia} カーブの検討を実施した。

本年度は照射の影響について検討するため、 RT_{NDT} を用いて評価した。なお米国データのみが RT_{NDT} 値が確認されている。 K_{Ia} カーブの設定にあたって以下を仮定した。

- ・ K_{Ia} データのばらつきは対数正規分布にしたがう。
- ・ K_{Ia} データの温度依存性は式(2.2.2-24)の形で表される。

$$K_{Ia} = 30 + A \cdot \exp\{B \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.2-24)$$

A 及び B : K_{Ia} データにより決定する定数

T : 試験温度(き裂伝播停止温度)[$^{\circ}\text{C}$]

RT_{NDT} : 関連温度 [$^{\circ}\text{C}$]

米国データを $T-RT_{NDT}$ にて整理した結果を図 2.2.2-48 に示す。米国データの結果では未照射材及び照射材とも一部のデータで K_{Ia} 線を下回る結果となっている。平均曲線とばらつきの標準偏差は以下のとおりである。なお、データには読み取り値も含まれるため A 、 B の定数は参考値となる。

$$K_{Ia} = 30 + 47.45 \cdot \exp\{0.0098 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.2-25)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.123$$

図 2.2.2-4 に示したように、ドイツデータでは RT_{NDT} 値が確認されていないことから、 K_{Jc} に対する参照温度 T_0 を 19.4°C シフトさせた RT_{T_0} ²² を用いて整理されている。そこで、米国データについて改めて T_0 から RT_{T_0} を算出して整理した。ただし T_0 が確認されているのは HSSI の W72/W73 のみとなる。

米国データを $T-RT_{T_0}$ にて整理した結果を図 2.2.2-49 に、ドイツデータを $T-RT_{T_0}$ にて整理した結果を図 2.2.2-50 に示す。米国データの結果では照射材及び未照射材とも K_{Ia} 線を上回る結果となっている。ただし、同一鋼種の未照射、照射材で比較すると全てのデータで若干照射材の方が高温側になる傾向を示す。一方、ドイツデータでは一部の母材にて照射の有無によらず、 K_{Ia} 線を下回る傾向が認められる。なお、Hirota らの方法で算出した RT_{T_0} ⁴² を用いて整理した場合には、これらの傾向は補正されると考えられる。米国データの平均曲線とばらつきの標準偏差は以下のとおりである。データには読み取り値は含まれていない。ドイツデータについては、鋼種によるばらつきが大きいため評価しなかった。

⁴² T.Hirota, T.Hirano and K.Onizawa, "ALTERNATIVE REFERENCE TEMPERATURE BASED ON MASTER CURVE APPROACH IN JAPANESE REACTOR PRESSURE VESSEL STEEL", Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2013-98164, (2013)

$$K_{Ia} = 30 + 53.59 \cdot \exp\{0.0150 \cdot (T - RT_{T0})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.2-26)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.096$$

表 2.2.2-11 照射材の K_{Ia} データベースに関して調査対象とした文献

項目	プロジェクト			
	CARISMA/CARINA	HSSI		EPRI
実施期間	CARISMA:2004～2008年 CARINA:2008～2012年	1990～1998年		1984～1985年
供試材 (Cu量)	母材:4材料 (0.05～0.12wt%) 溶接金属:4材料 (0.02～0.22wt%)	溶接金属:2材料 (0.23/0.31wt%)		母材:2材料 (0.07/0.20wt%) 溶接金属:2材料 (0.03/0.23wt%)
照射量 [n/cm ² (>1MeV)]	6.87×10^{18} ～ 4.70×10^{19}	1.56×10^{19} ～ 1.93×10^{19}	$1.8 \sim 2.7 \times 10^{19}$	1.46×10^{19}
試験片 [板厚]	CCA 試験片 [25mm] Duplex 型試験片 [25mm]	CCA 試験片 (溶接金属) [25.4/33mm] Duplex 型試験片 (溶接金属) [33mm]	CCA 試験片 (母材) [12.5/25mm]	CCA 試験片 (母材/溶接金属) [16～50mm]
文献	ASTM STP 1572 ²	NUREG/CR-5584 ¹⁰ NUREG/CR-6139 ¹¹	NUREG/CR-6447 ⁵	EPRI NP-3616 ⁷
デジタル値	無	有	有	無
備考	K_{Ia} 試験は ASTM E1221-12 に従い実施。	K_{Ia} 試験は ASTM E1221-88 に従い実施。	K_{Ia} 試験は ASTM E1221-88 に従い実施。	K_{Ia} 試験は ASTM 推奨法 (E24.01.06)に従い実施。

表 2.2.2-12 照射材の K_{Ia} データベースについて整理した情報

PJ	鋼種 名称	鋼種	部位	採取 方向	Cu (wt%)	P (wt%)	Ni (wt%)	照射量 ($10^{19}n/cm^2$)	T/ K_{Ia} 値	Invalid の有無 ^{*2}	T ₀ (°C)	T _{K_{Ia}} (°C)	RT _{T₀} ^{*7} (°C)	NDT (°C)	ΔT_{r30} (°C)	RT _{NDT} (°C)
CARISMA	P7BM	SA508 Cl.1	母材	T-L	0.12	0.02	0.97	0.00	読取	(無)	-88.5	2.4	-69.1	-	-	-
CARISMA	P7BM	SA508 Cl.1	母材	T-L	0.12	0.02	0.97	3.89	読取	(無)	-22	57	-2.6	-	-	-
CARISMA	P7BM	SA508 Cl.1	母材	S-L	0.12	0.02	0.97	3.89	読取	(無)	-22	90.1	-2.6	-	-	-
CARISMA	P141BM	SA508 Cl.1	母材	T-L	0.05	0.01	0.79	0.687	読取	(無)	-54	9.2	-34.6	-	-	-
CARINA	P142BM	SA508 Cl.1	母材	T-L	0.06	0.005	0.80	3.79	読取	(無)	-3	25.2	16.4	-	-	-
CARISMA	P147BM	SA508 Cl.1	母材	L-S	0.05	0.01	0.84	0.00	読取	(無)	-112	9.1	-92.6	-	-	-
CARISMA	P147BM	SA508 Cl.1	母材	L-S	0.05	0.01	0.84	1.17	読取	(無)	-95	14	-75.9	-	-	-
CARISMA	P141WM	S3NiMo1/OP41TT	溶接金属	T-L	0.03	0.02	1.01	0.839	読取	(無)	-26	29	-6.6	-	-	-
CARINA	P142WM	S3NiMo1/OP41TT	溶接金属	T-L	0.06	0.012	0.90	4.30	読取	(無)	-38	7.7	-18.6	-	-	-
CARISMA	P16WM	S3NiMo3/OP41TT	溶接金属	T-L	0.08	0.012	1.69	0.729	読取	(無)	-36	19.7	-16.6	-	-	-
CARISMA	P370WM	NiCrMo1	溶接金属	T-L	0.22	0.02	1.11	0.00	読取	(無)	-40	21.5	-20.6	-	-	-
HSSI	72W	-	溶接金属	-	0.23	0.006	0.60	0.00	有	無	-61	-15	-41.6	-23	-	-23
HSSI	72W	-	溶接金属	-	0.23	0.006	0.60	1.56	有	有	-	-	-	-23	72	49
HSSI	72W	-	溶接金属	-	0.23	0.006	0.60	1.88	有	有	35	74 ^{*3}	54.4	-23	80	57
HSSI	73W	-	溶接金属	-	0.31	0.005	0.60	0.00	有	無	-58	-14	-38.6	-34	-	-34
HSSI	73W	-	溶接金属	-	0.31	0.005	0.60	1.93	有	有	39	67 ^{*3}	58.4	-34	93	59
HSSI	-	SA508 Cl.3	母材	C-R	0.06	0.010	0.74	0.00	有	-	-	11 ^{*4}	-	-12.5	-	-12.5
HSSI	-	SA508 Cl.3	母材	C-R	0.06	0.010	0.74	1.8-2.7	有	-	-	37 ^{*4}	-	-12.5	11	-1.5
EPRI	Plate1	A533B Cl.1	母材	-	0.07	0.008	0.64	0.00	読取	有	-	26 ^{*4}	-	-34	-	-34
EPRI	Plate1	A533B Cl.1	母材	-	0.07	0.008	0.64	1.46	読取	無	-	50 ^{*4}	-	-34	20	-14
EPRI	Plate2	A533B Cl.1	母材	-	0.20	0.010	0.54	0.00	読取	有	-	29 ^{*4}	-	-46	-	-46
EPRI	Plate2	A533B Cl.1	母材	-	0.20	0.010	0.54	1.46	読取	有	-	80 ^{*4}	-	-46	80	34
EPRI	Weld1	SA ^{*1}	溶接金属	-	0.03	0.004	0.05	0.00	読取	無	-	- ^{*5}	-	-46	-	-46
EPRI	Weld1	SA ^{*1}	溶接金属	-	0.03	0.004	0.05	1.46	読取	有	-	- ^{*5}	-	-46	0	-46
EPRI	Weld2	SA ^{*1}	溶接金属	-	0.23	0.012	0.61	0.00	読取	有	-	(9.0) ^{*6}	-	-29	-	-29
EPRI	Weld2	SA ^{*1}	溶接金属	-	0.23	0.012	0.61	1.46	読取	有	-	(65) ^{*6}	-	-29	115	86

*1:SA(サブマージアーク溶接), *2:ASTM E 1221 基準による K_{Ia} invalid データの有無(CARISMA/CARINA のデータは緩和された判定基準を満足する結果を含む)

*3:ASTM E 1221-88 の Invalid データを用いて評価, *4:読取値を用いて再計算($T_{K_{Ia}}$ が判定基準 $\Sigma r_i \times n_i > 1$), *5: 読取値を用いて再計算($T_{K_{Ia}}$ が判定基準 $\Sigma r_i \times n_i < 0.5$)

*6:読取値を用いて再計算($T_{K_{Ia}}$ が判定基準 $\Sigma r_i \times n_i = 0.9 \sim 1.0$) *7: Code Case N-631($RT_{T_0} = T_0 + 19.4$)にて算出したした RT_{T_0}

表 2.2.2-13 最尤推定法における重み係数

温度範囲 i	($T-T_{K1a}$)の範囲 ($^{\circ}\text{C}$)	重み係数 n_i
1	50 ~ -10	1/6
2	-10 ~ -28	1/7
3	-29 ~ -35	1/8
4	-36 ~ -41	1/9
5	-41 ~ -45	1/10
6	-46 ~ -50	1/11

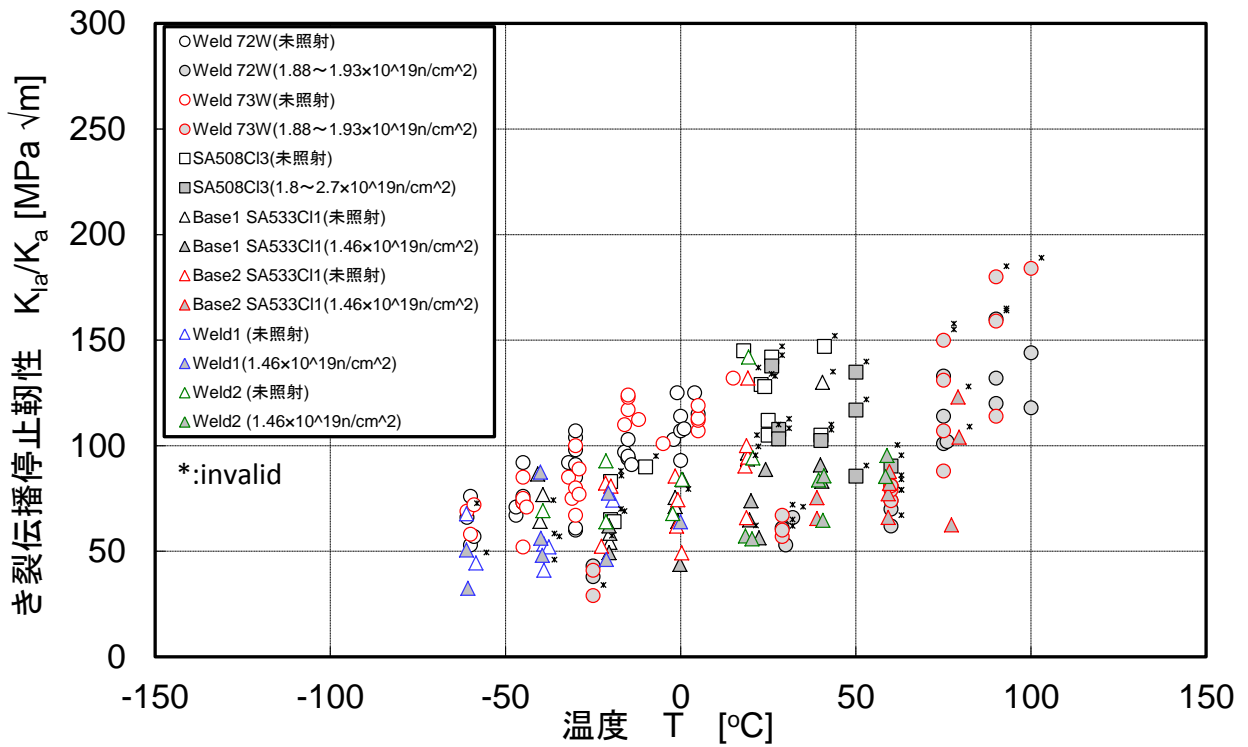


図 2.2.2-40 米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース(温度 T による整理)

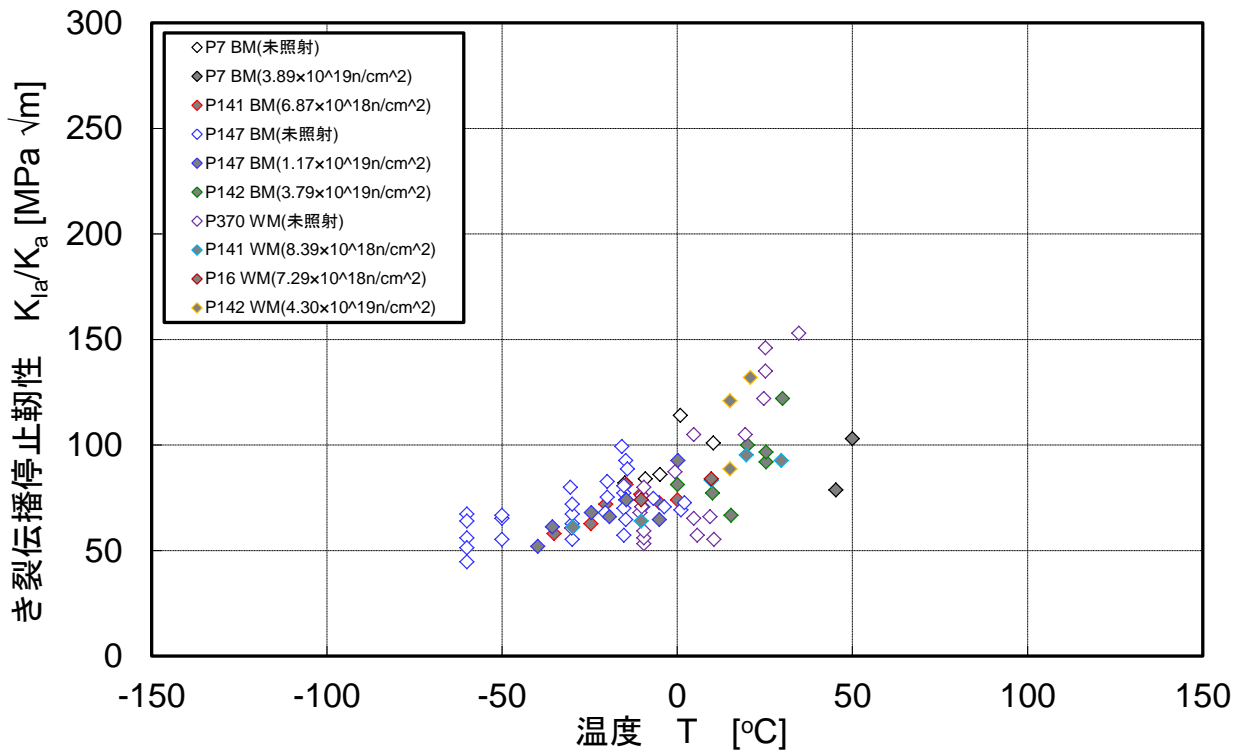


図 2.2.2-41 ドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース(温度 T による整理)

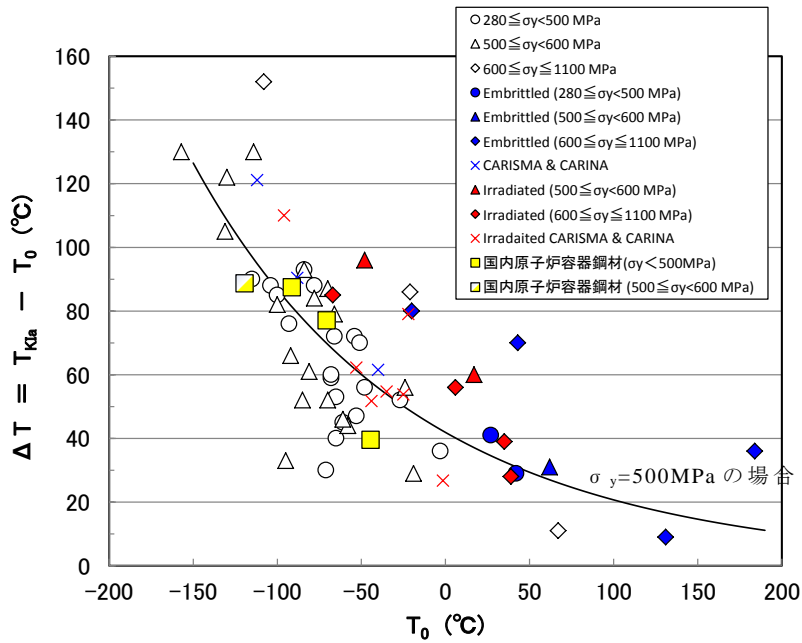


図 2.2.2-42 国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と $T_{KIa} - T_0$ の関係
及び Wallin の相関式との比較

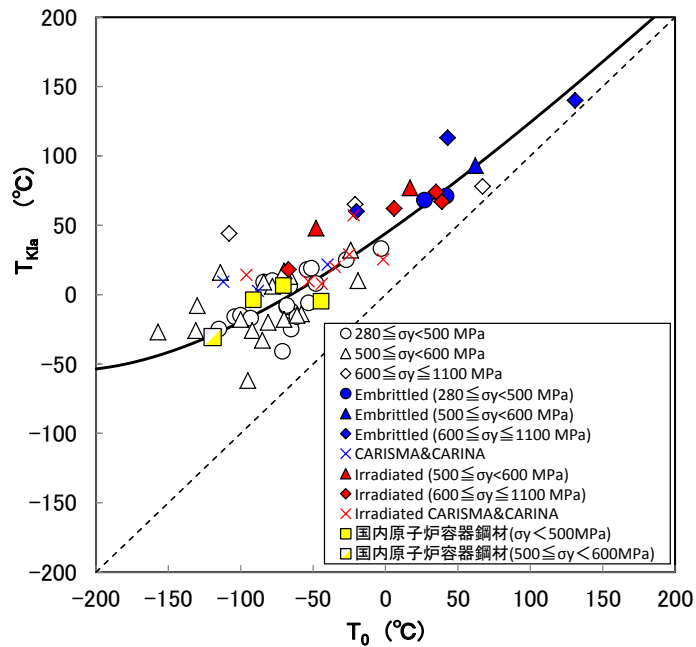


図 2.2.2-43 国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と T_{KIa} の関係
及び EricksonKirk の相関式との比較

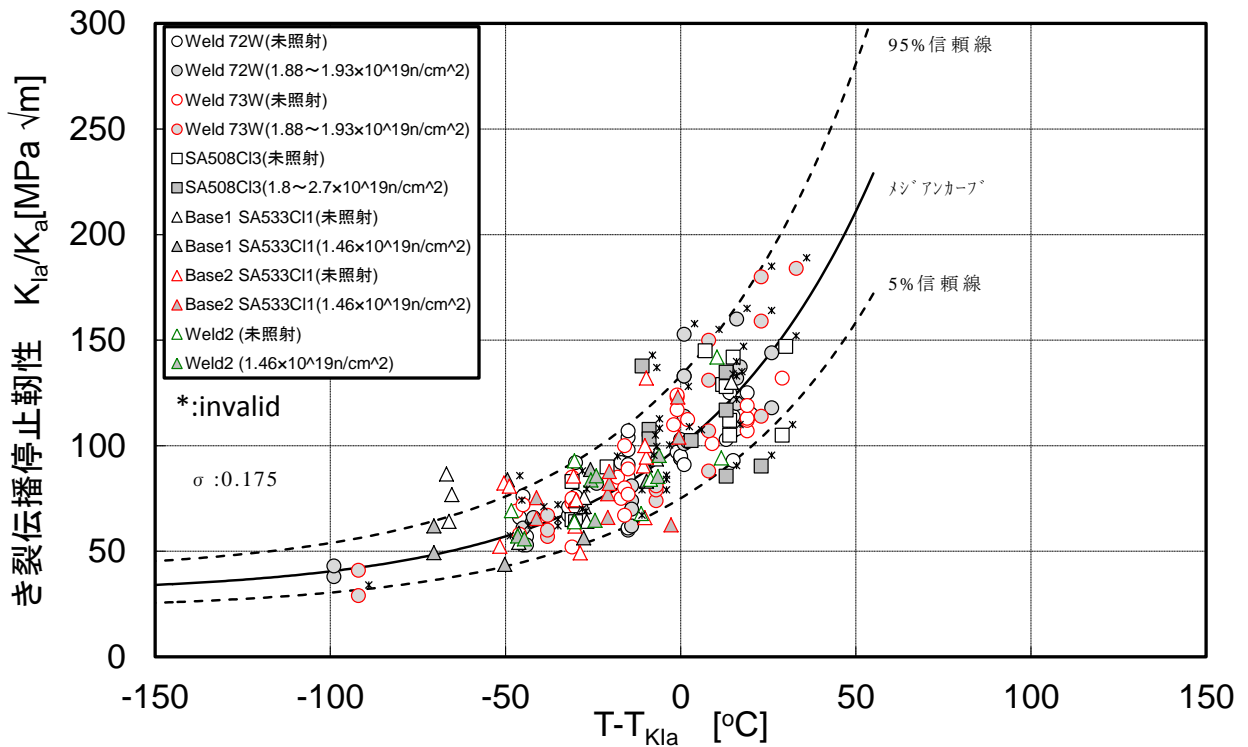


図 2.2.2-44 米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T-T_{KIa}$ による整理)

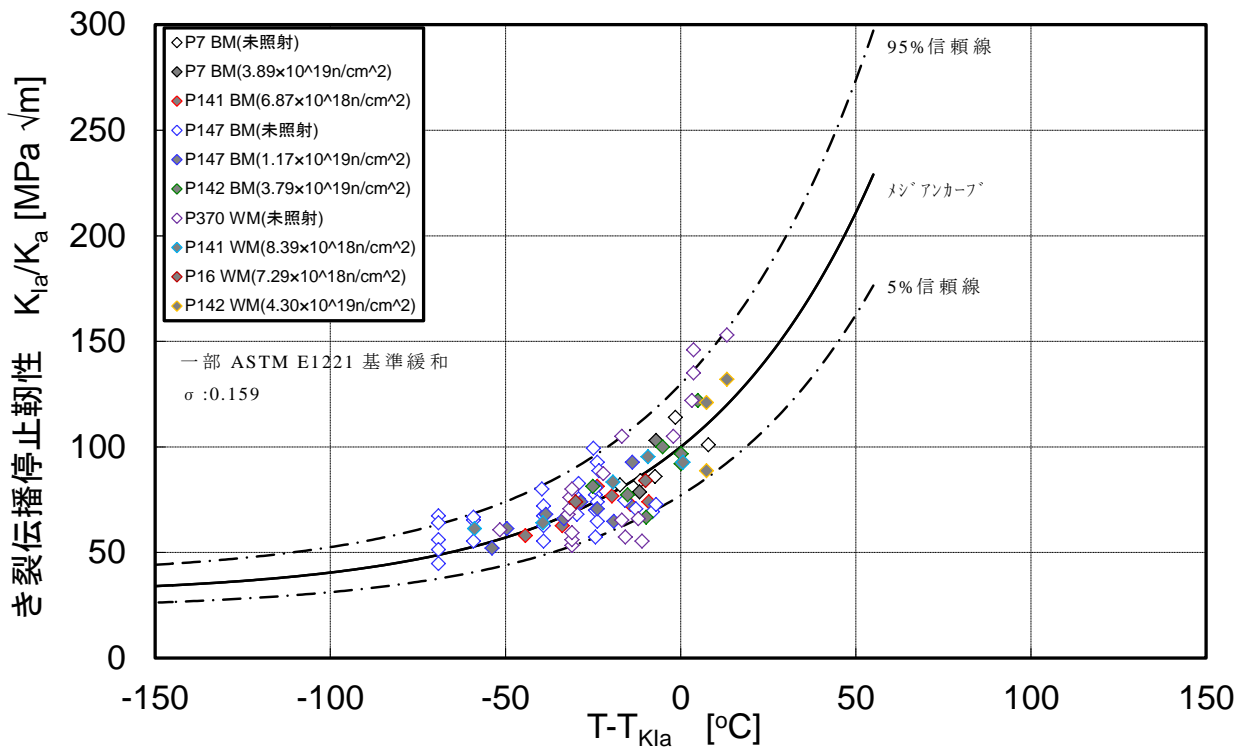


図 2.2.2-45 ドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T-T_{KIa}$ による整理)

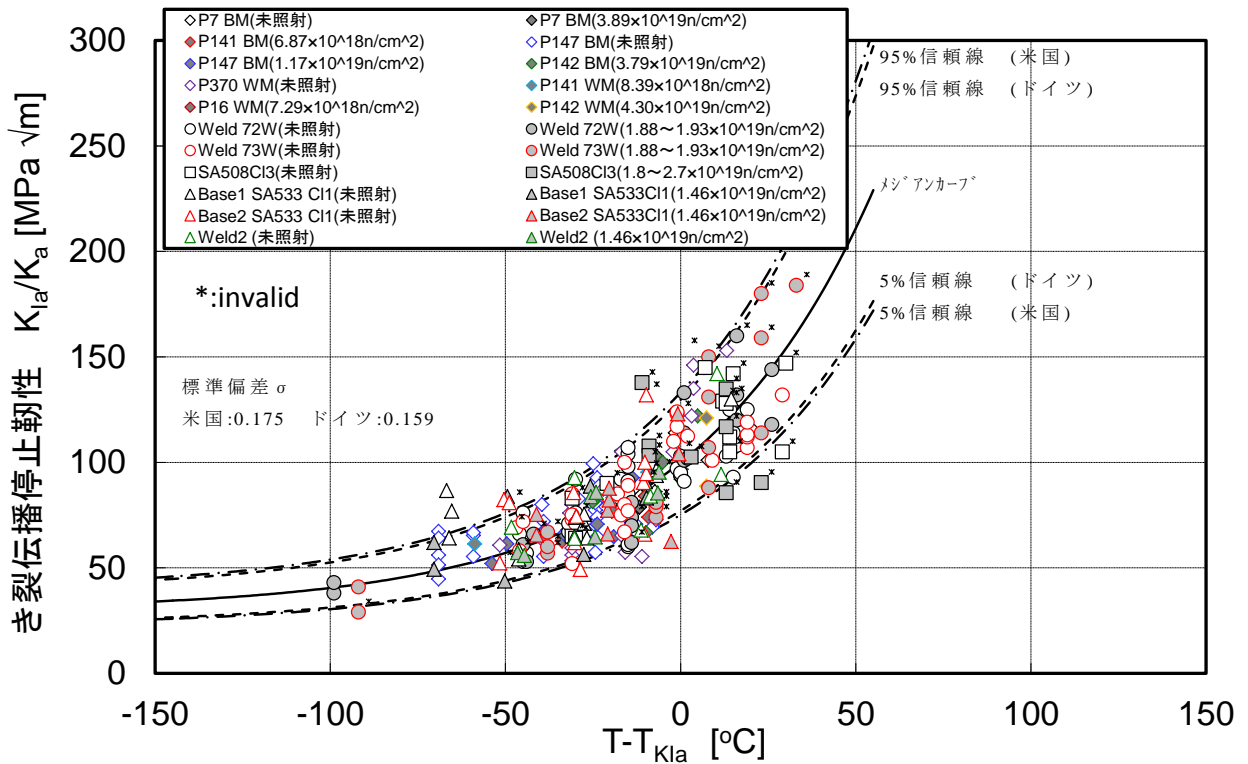


図 2.2.2-46 米国及びドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース
($T - T_{KIa}$ による整理)

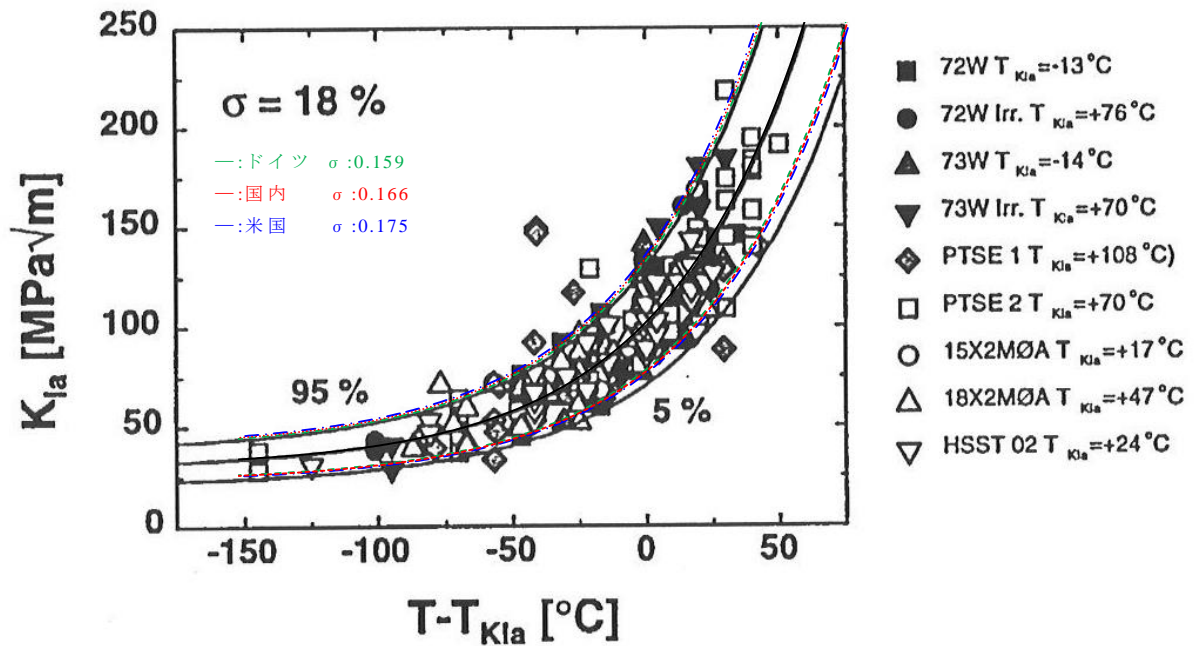


図 2.2.2-47 文献データと各種データベースより求められる信頼線の比較

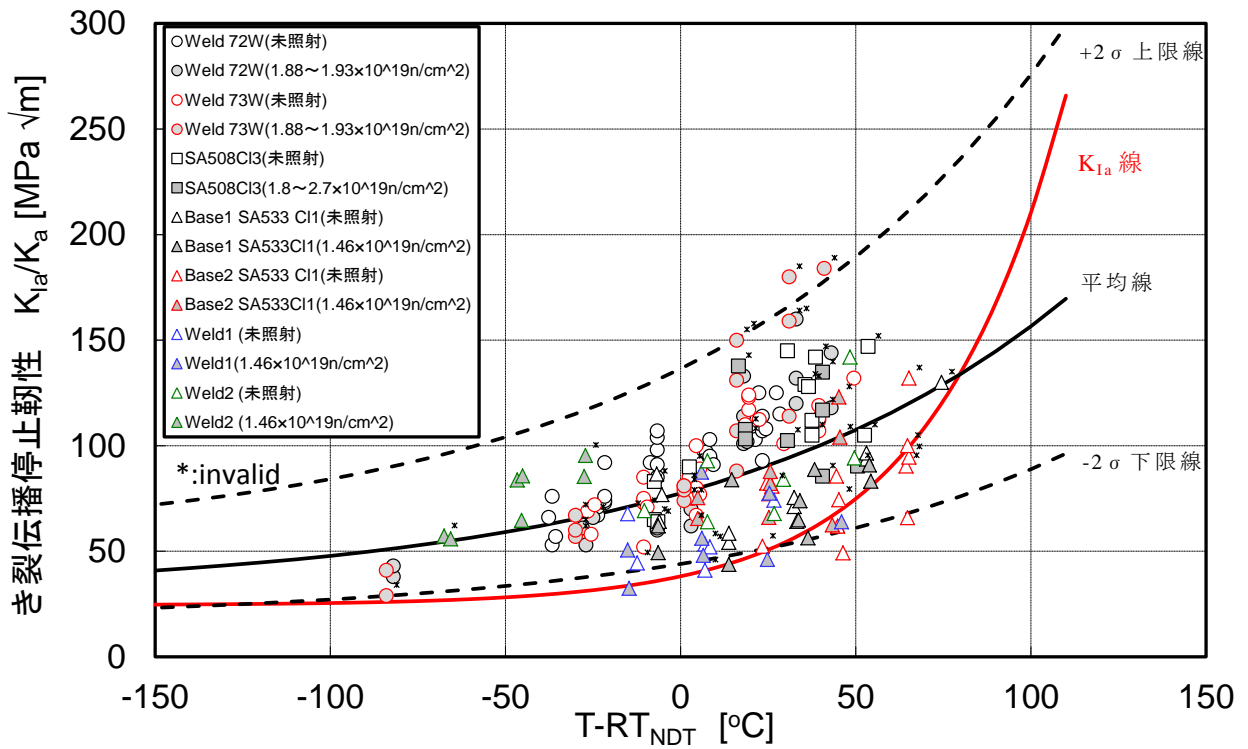


図 2.2.2-48 米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T - RT_{NDT}$ による整理)

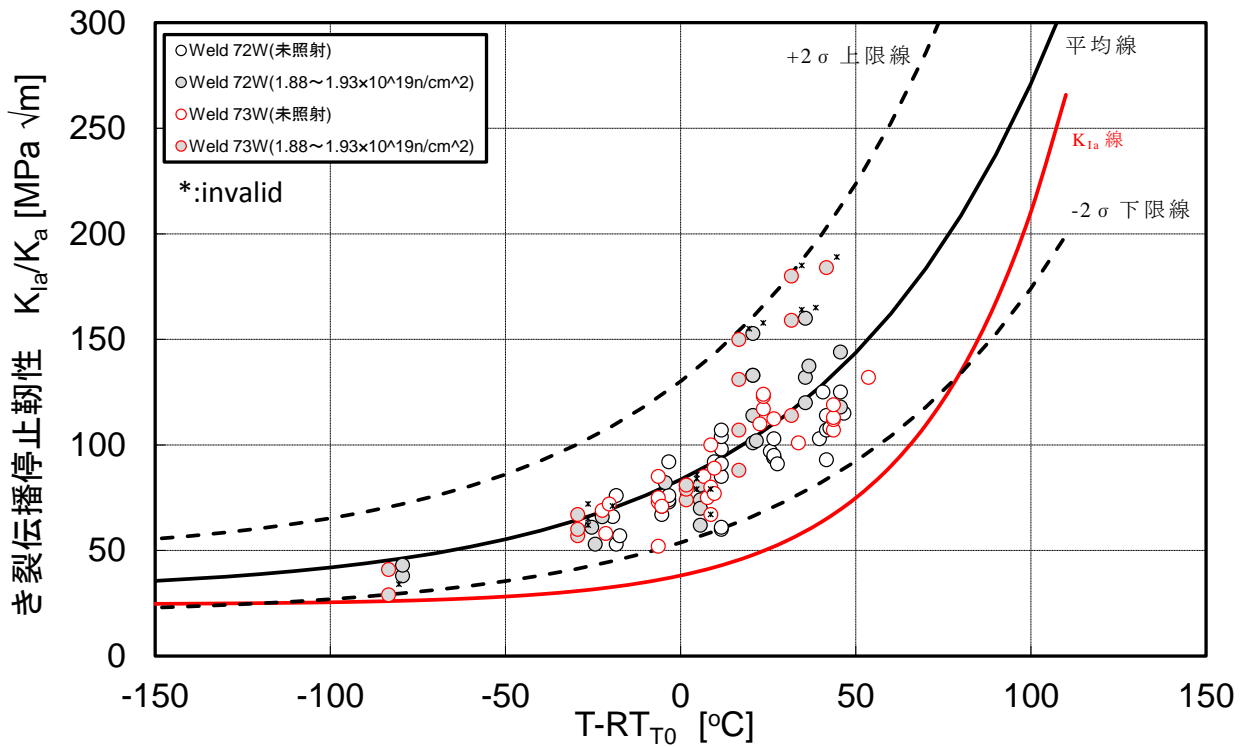


図 2.2.2-49 米国(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T - RT_{T0}$ による整理)

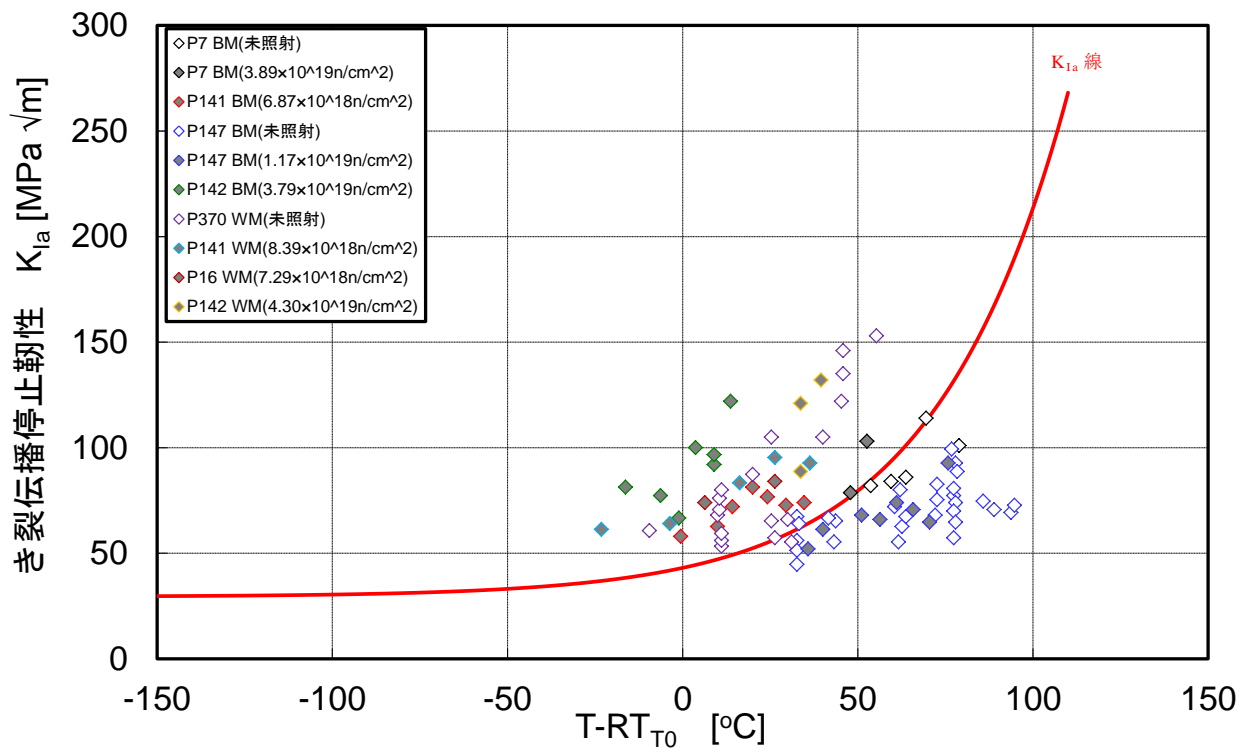


図 2.2.2-50 ドイツ(未照射材/照射材)の K_{Ia} データベース($T - RT_{T0}$ による整理)

2.2.3 RPV ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法

昨年度はニッケル合金異材溶接部に対する PFM 解析コード PASCAL-NP⁴³を用いて、PWR 一次冷却水中の環境下における応力腐食割れ（Primary Water Stress Corrosion Cracking, 以下「PWSCC」という。）を対象として試解析を行い、解析コードの有用性を確認するとともに、実機確認結果を対象として評価する際の PASCAL-NP の改良項目を抽出した。本年度は、昨年度の検討を踏まえて PASCAL-NP の整備（整備の詳細は 3.3.2 PASCAL-NP の整備に記載する。）を実施するとともに、整備前後の PASCAL-NP を用いて実機損傷事例解析を実施した。さらに、本年度も過年度に引続き PWSCC の評価法に関する最新知見の調査を実施した。

(1) PASCAL-NP による試解析の実施

PASCAL-NP を用いて、PWSCC によるき裂発生及び進展評価、並びに漏えい確率に関する試解析を実施した。解析対象は、泊 1 号機原子炉容器出口管台、Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部及び South Texas Project 1 号機（以下「STP1 号機」という。）原子炉容器下部貫通部とした。PASCAL-NP による試解析の対象をまとめて表 2.2.3-1 に示す。

表 2.2.3-1 PASCAL-NP による試解析の対象

	対象	材料	比較データ	目的
泊 1 号機	原子炉容器 出口管台	ニッケル合金 溶接金属 (132 合金)	き裂深さ	<ul style="list-style-type: none"> ・実機確認結果との比較 ・ハイブリッドモデル* (溶接金属) による腐食電位の影響評価
Davis-Besse (米国)	原子炉容器 上蓋貫通部	ニッケル合金 母材 (600 合金)	漏えい確率	<ul style="list-style-type: none"> ・実機確認結果との比較 ・ハイブリッドモデル* (母材) による腐食電位の影響評価 ・過渡事象による疲労き裂進展の影響評価
STP1 号機 (米国)	原子炉容器 下部貫通部	ニッケル合金 溶接金属 (182 合金)	漏えい確率	<ul style="list-style-type: none"> ・実機確認結果との比較 ・き裂タイプ 6 の有用性確認

*ハイブリッドモデル：温度の影響のほか、水質（腐食電位や pH）や材料特性（0.2%耐力や加工硬化）等の影響を考慮できる PWSCC き裂進展速度算出モデル。ハイブリッドモデル整備の詳細は 3.3.2 で述べる。

⁴³ 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)

1) 泊 1 号機原子炉容器出口管台溶接部内表面き裂に対する損傷事例解析

(a) 実機損傷事例の概要

2011 年 5 月に泊 1 号機の原子炉容器において、1 次冷却材出口管台 (B ループ) 溶接部のショットピーニング実施前の確認のため渦流探傷試験 (Eddy Current Testing, 以下「ECT」という。) を実施したところ、ニッケル合金溶接部に 2 箇所のある有意な信号指示が認められ PWSCC と判断された⁴⁴。

(b) PFM 解析条件

主要な PFM 解析条件をまとめて表 2.2.3-2 に示す。PASCAL-NP による解析を行うにあたり、解析結果と実機損傷事例との比較対象はき裂深さとした。発見された 2 箇所のき裂は、それぞれ約 2.7mm と約 4.8mm の表面切削によって除去されたことから、き裂深さは 2.7mm 及び 4.8mm とした。PWSCC によるき裂発生と進展に大きな影響を及ぼす温度は 323℃とした⁴⁵。ニッケル合金溶接材のき裂進展速度線図は、国産材で得られたき裂進展速度線図⁴⁶を適用した。実機におけるき裂確認時の定格負荷相当年数 (Effective Full Power Years, 以下「EFPYs」という。) は、泊 1 号機運転開始の 1989 年 6 月からき裂が確認される定期検査が始まった 4 月までの時間稼働率の推移を運転管理年報⁴⁷で調査し、約 18.7 年と算出された。PASCAL-NP を用い、原子炉容器出口管台溶接部のき裂発生及び進展を評価した。き裂種類は軸方向溶接金属内き裂とした。異材溶接金属の幾何形状は、図 2.2.3-1 に示すように設定した。解析に用いた運転応力分布と残留応力分布を図 2.2.3-2 (a) 及び (b) に示す^{48,49}。

⁴⁴ 北海道電力(株), “2011 年度プレスリリース 原子力安全・保安院からの指示文書「東京電力株式会社福島第一原子力発電所における事故を踏まえた既設の発電用原子炉施設の安全性に関する総合的評価の実施について (指示)」受領及び泊発電所 1 号機の定期検査状況について”, http://www.hepco.co.jp/info/2011/1187780_1445.html, (2011)

⁴⁵ 泉文男, 堀上邦彦, 小林健介, 生田目健, “日本における原子力発電プラントに関するデータリスト (PWR 編) (1992 年度版)”, (1993)

⁴⁶ 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 き裂進展速度”, JSME S NA-CC-006, (2010)

⁴⁷ 原子力安全基盤機構, “原子力施設運転管理年報” (2012)

⁴⁸ 原子力安全基盤機構, “平成 19 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”, 08 基材報-0011, (2008)

⁴⁹ 原子力安全基盤機構, “複雑形状部機器配管健全性実証 (IAF) 事業 溶接残留応力解析評価データ集 セーフエンド異材溶接部 (大口徑両側開先継手)”, JNES-RE-2012-0007, (2012)

表 2.2.3-2 泊 1 号機原子炉容器出口管台溶接部内表面き裂に対する損傷事例解析条件

サンプリング数	1×10^6
き裂確認時の定格負荷相当年数	約 18.7 EFPYs
温度	323 °C
幾何形状	図 2.2.3-1 参照
き裂タイプ	軸方向溶接金属内き裂
周方向応力分布	図 2.2.3-2 参照
表面切削加工域深さ	200 μ m (切削加工度を高く設定)
き裂進展速度	ニッケル合金溶接金属 (国産材)
き裂深さ	2.7 mm, 4.8 mm

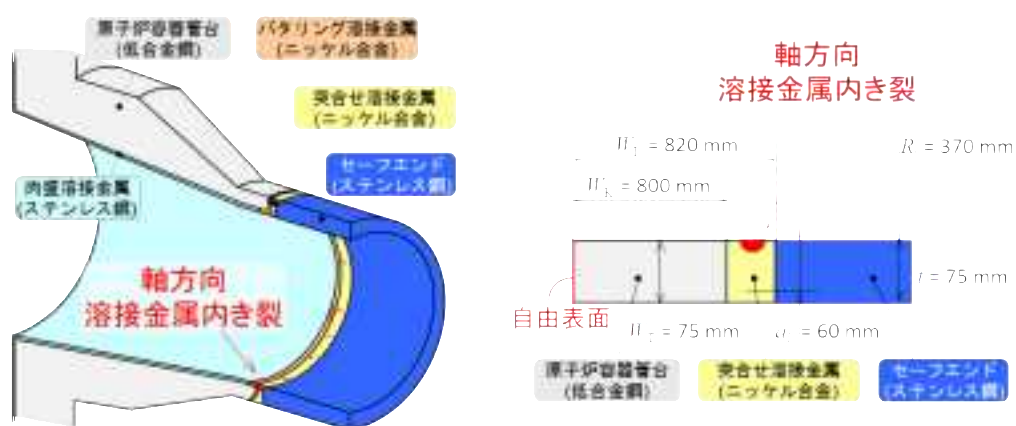
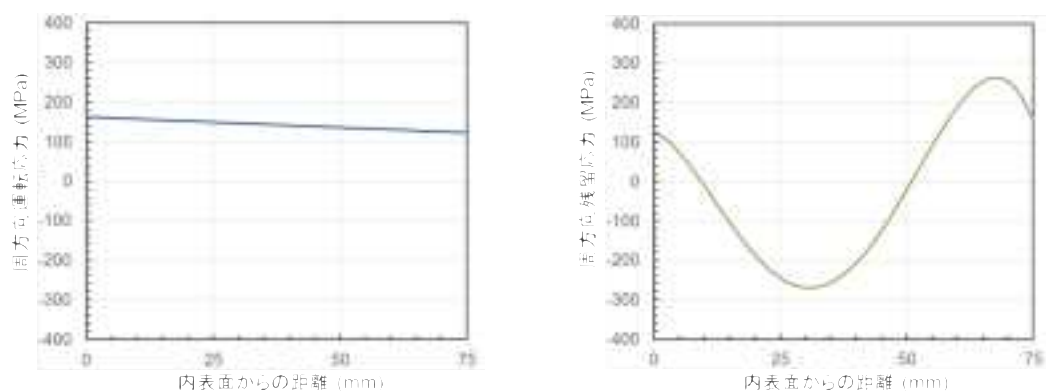


図 2.2.3-1 泊 1 号機原子炉容器出口管台溶接部の幾何形状設定値



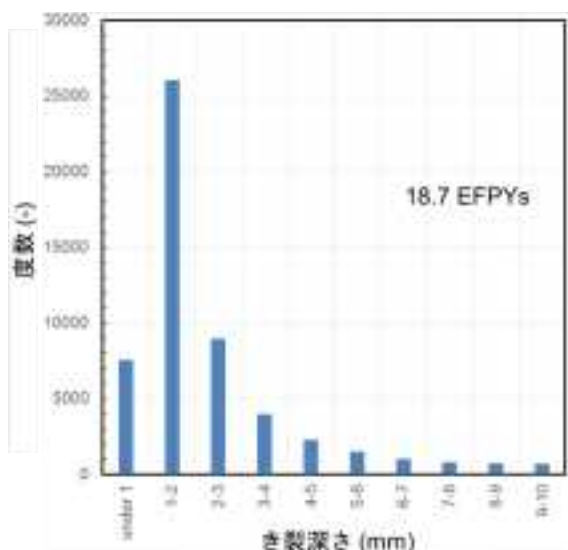
(a) 運転応力分布

(b) 残留応力分布

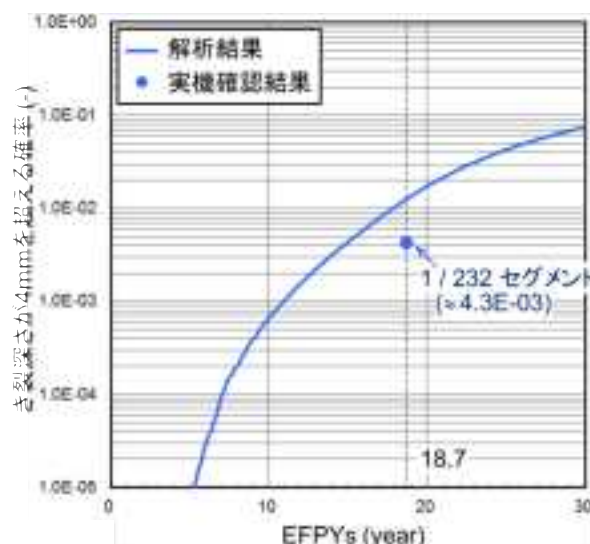
図 2.2.3-2 泊 1 号機原子炉容器出口管台溶接部の周方向応力分布設定値

(c) 解析結果

き裂深さに関する PASCAL-NP 試解析結果を図 2.2.3-3 に示す。実機では 18.7 EFPYs 時に 2.7mm と 4.8mm 深さのき裂を確認した。図 2.2.3-3 (a) は解析により得られたき裂深さのヒストグラムである。ピークは 1 から 2mm 深さにあるが、2 から 3mm 深さのき裂や、4mm 以上深さのき裂も少ない頻度ではあるが存在しうることが示されている。図 2.2.3-3 (b) は、1セグメントあたりに 4mm を超えるき裂が存在する確率を、横軸を EFPYs にして示したものである。ここで、セグメントとは、複数のき裂が同一溶接線上に発生することを想定し、それにより残留応力等の応力が解放される影響がない範囲で溶接線を区切ったものである。総溶接線長さは 4650mm ($2\pi R_i \times 2$ ループ) であり、き裂深さ 4mm の 5 倍の 20mm セグメント長さとする、総セグメント数は 232 と算出される。この内の 1 つのセグメントでき裂深さが 4mm を超えたため、4mm を超えるき裂が存在する確率は図 2.2.3-3 (b) に示すように約 $4.3E-03$ となった。解析結果は、約 5 年を過ぎると確率が増加し始め、18.7EFPYs において実機確認結果の確率が解析結果と比較して保守的な結果が得られた。



(a) き裂深さのヒストグラム



(b) き裂深さが 4mm を超える確率

図 2.2.3-3 き裂深さに関する PASCAL-NP 試解析結果

(d) ハイブリッドモデルによる解析結果

本年度 PASCAL-NP に導入した、pH や腐食電位 (Electrochemical Corrosion Potential, 以下「ECP」という。) の水質条件、材料特性の影響を考慮してき裂進展量を評価できるハイブリッドモデルを用いて、溶接金属を対象とした PFM 解析を行った。PASCAL-NP の改良においては、き裂半長よりも深さが大きい高アスペクト比き裂に対する応力拡大係数の導入、溶接時に生じるデンドライトによる材料の異方性を考慮したき裂進展評価手法の導入も行っている。これらの PASCAL-NP の改良については、3.3.2 参照を参照さ

りたい。この PASCAL-NP を用いて、pH を 7.3⁵⁰とし ECP を -730mV_{SHE} から -750mV_{SHE} まで 10 mV_{SHE} 刻みで変化させ、解析を実施した。その結果を図 2.2.3-4 に示す。図中から ECP の変化は破損確率に大きな影響を及ぼすことが分かり、PWSCC によるき裂発生や進展評価においては、温度の影響のみならず、ECP や pH 等の水質条件の影響も考慮することが重要であることが確認できた。

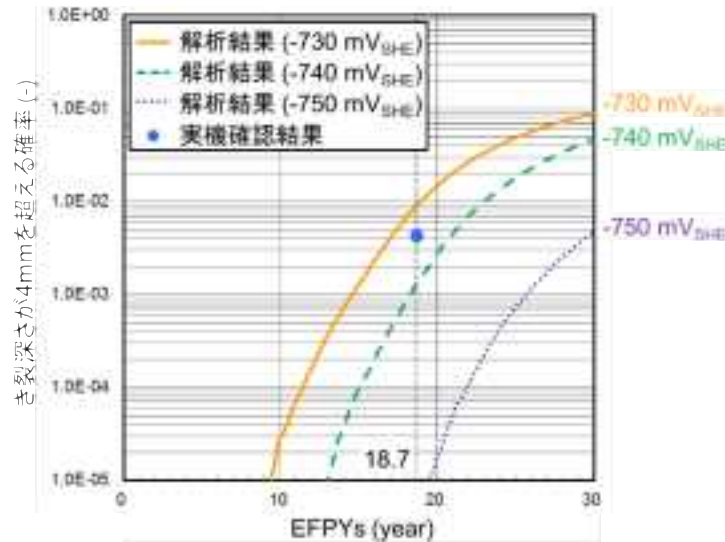


図 2.2.3-4 解析結果に及ぼす ECP の影響

2) Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部損傷事例解析

(a) 実機損傷事例の概要

Davis-Besse は米国の PWR であり、1977 年 11 月から運転を開始している。2002 年 2 月、上蓋貫通部に著しい原子炉容器低合金鋼の減耗が確認された。この減耗の原因は一次冷却水の漏えいの結果として生じたホウ酸による腐食である。また、この減耗箇所のほかに 2 箇所の貫通部で漏えいが確認された⁵¹。漏えいの原因は管内表面から発生した PWSCC による軸方向き裂発生・進展である。温度は 318 °C⁵²、実機における漏えい確認時の EPFYS は約 15.8 EPFYS⁵³である。

⁵⁰ 原子力安全研究協会，“軽水炉燃料のふるまい 第 4 版”，(2003)

⁵¹ G. White, “Summary of US PWR Reactor Vessel Head Nozzle Inspection Results”, Proceedings of the Conference on Vessel Penetration Inspection, Crack Growth and Repair. NUREG/CP-0191, (2005)

⁵² W. Shack, “Parametric Studies of the Probability Failure of CRDM Nozzles”, Proceedings of the Conference on Vessel Penetration Inspection, Crack Growth and Repair. NUREG/CP-0191, (2005)

⁵³ H. Xu, S. Fyfe and J. Hyres. “Laboratory Investigation of PWSCC of CRDM Nozzle 3 and its J-Groove Weld on the Davis-Besse Reactor Vessel Head”. Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, (2005)

(b) PFM 解析条件

主要な PFM 解析条件をまとめて表 2.2.3-2 に示す。実機で漏えいが確認された 15.8 EFPYs 時について、PASCAL-NP を用いた解析により求められる漏えい確率と実機確認結果を比較した。き裂進展評価においては、米国のニッケル合金母材で得られたき裂進展速度線図⁵⁴を適用した。原子炉容器上蓋貫通部を対象に、軸方向内表面き裂を想定して、き裂発生・進展を評価した。解析に用いた応力分布を含めて Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部における損傷事例解析の模式図を図 2.2.3-5 に示す。

表 2.2.3-3 Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部損傷事例に対する主な解析条件

サンプリング数	1×10 ⁶
漏えい確認時の定格負荷相当年数	約 15.8 EFPYs
温度	318 °C
幾何形状	内半径:34.92 mm, 肉厚:15.88 mm
き裂タイプ	軸方向内表面き裂
応力分布	図 2.2.3-5 右上
表面切削加工域深さ	100 μm
き裂進展速度	ニッケル合金母材 (米国材)

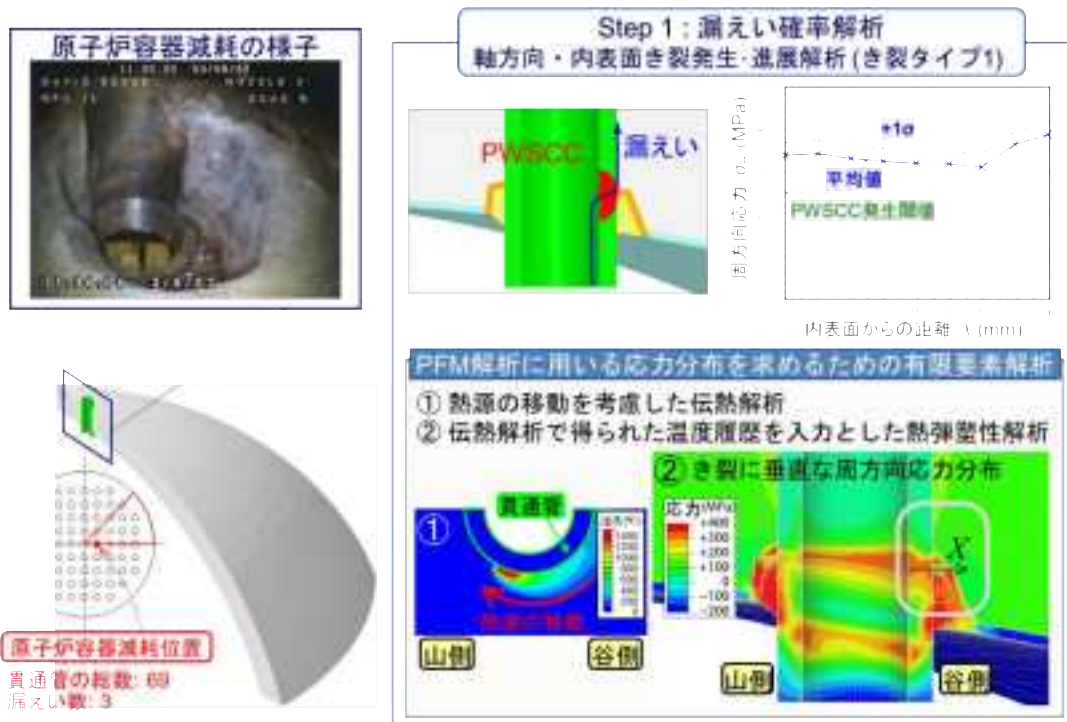


図 2.2.3-5 Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部における損傷事例解析模式図

(c) 解析結果

漏えい確率の解析結果を図 2.2.3-6 に示す。実機確認結果では、15.8 EFPYs 時に原子

⁵⁴ G. White, J. Hickling, and L. Mathews, “Crack Growth Rates for Evaluating PWSCC of Thick-Wall Alloy 600 Material”, Proceedings of the 11th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, (2003)

炉容器上蓋貫通管 69 本のうち 3 つの貫通管の漏えいが確認されていることから、その時の漏えい確率は約 $4.3E-02$ と算出される。解析結果は、実機確認結果に対して概ね一致するとともに、保守的な値となっており、PASCAL-NP の有用性が確認された。

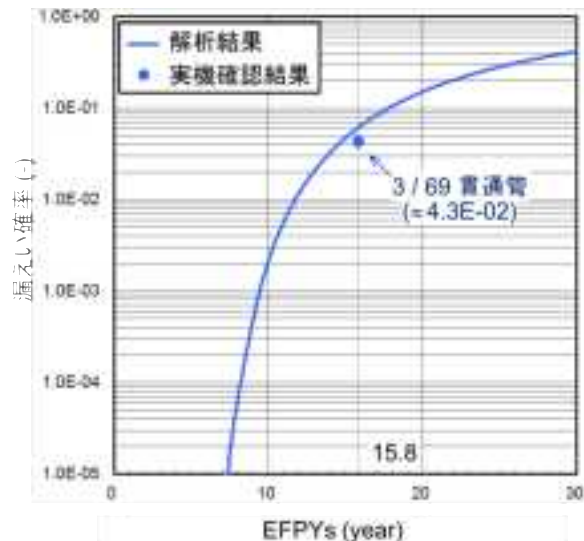


図 2.2.3-6 Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部における漏えい確率に関する PASCAL-NP 解析結果と実機確認結果との比較

(d) ハイブリッドモデルによる解析結果

ニッケル合金母材における PWSCC き裂進展速度は、1)(d)で述べた溶接金属と同様に ECP の影響を受けるため、ハイブリッドモデルを用いて ECP が母材における漏えい確率に及ぼす影響について検討を行った。pH を 7.3 で一定とし、ECP を $-750 \text{ mV}_{\text{SHE}}$ から $-790 \text{ mV}_{\text{SHE}}$ まで $20 \text{ mV}_{\text{SHE}}$ 刻みで変化させて、PFM 解析を実施した。その PFM 解析結果を図 2.2.3-7 に示す。この図が示すように、母材においても漏えい確率に及ぼす ECP の影響は大きいことから、母材についても、PWSCC き裂進展評価において、ECP や pH 等の水質条件の影響を考慮することが重要と確認できた。

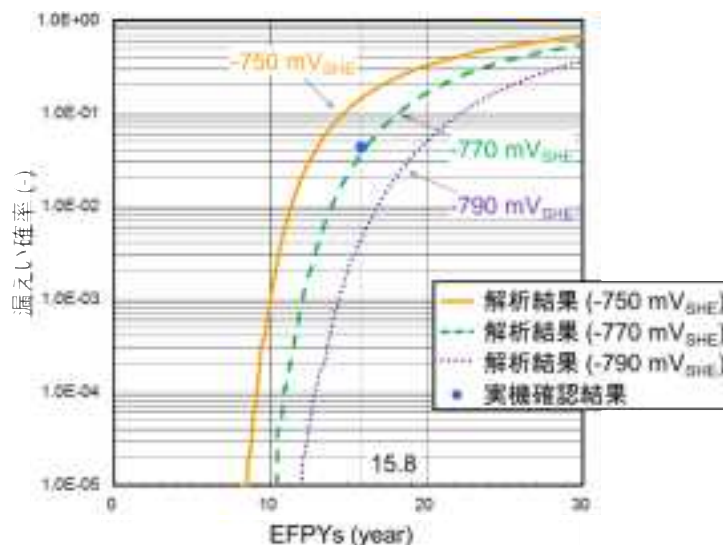


図 2.2.3-7 漏えい確率に及ぼす ECP の影響

(e) 過渡事象を考慮した解析結果

本年度 PASCAL-NP に整備した、過渡事象による疲労き裂進展機能を用いて PFM 解析を行った。PASCAL-NP の改良及び解析方法の詳細については 3.2.2 を参照されたい。ここでは Davis-Besse を対象として、表 2.2.3-4 に示すように、過渡事象として起動、停止、一次系漏えい試験を選定しその影響を評価した。各過渡事象の発生頻度や負荷条件は参考文献^{55, 56}より決定した。過渡事象時の応力分布は有限要素解析により求めた図 2.2.3-8 の応力分布を設定した。過渡事象を考慮した場合と考慮しない場合の漏えい確率を比較して図 2.2.3-9 に示す。本解析条件では漏えい確率に有意な影響を及ぼしていないように見えるが、過渡事象を考慮することにより漏えい確率は増加することを確認しており、それを適切に設定して解析を行うことが重要である。

表 2.2.3-4 設定した過渡事象

過渡事象	初期発生年 (年)	発生頻度 (回/年)	T_c (°C)	t_r (s)	応力の 0次係数 (MPa)	応力の 1次係数 (MPa)	応力の 2次係数 (MPa)	応力の 3次係数 (MPa)
起動	0	3	169	1000	340.63	0.56	-146.84	130.11
					203.42	65.22	-264.09	155.05
停止	1	3	169	1000	340.63	0.56	-146.84	130.11
					203.42	65.22	-264.09	155.05
1次系漏えい試験	0	1.25	20	1000	403.75	-4.55	-159.39	142.08
					203.42	65.22	-264.09	155.05

※応力は上行が最大応力、下行が最小応力

⁵⁵ 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)

⁵⁶ 日本電気協会, “原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法”, JEAC 4206-2007. (2008)

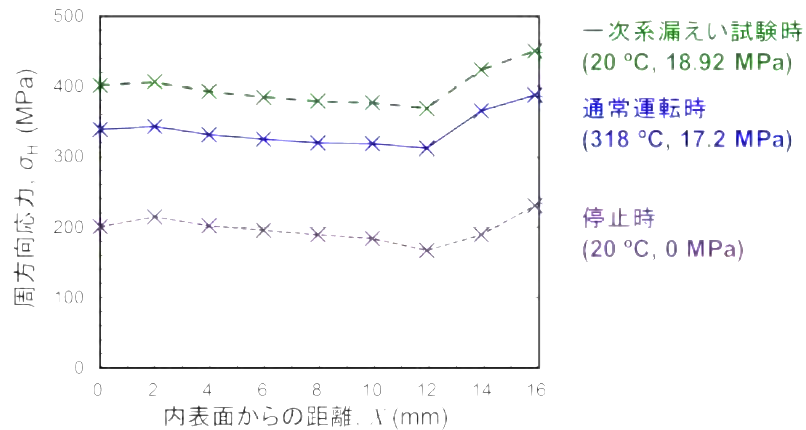


図 2.2.3-8 過渡事象時の応力分布

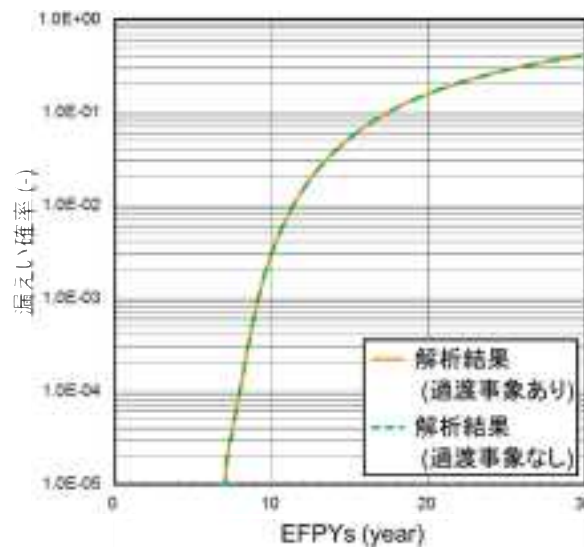


図 2.2.3-9 漏えい確率に及ぼす過渡事象の影響

3) STP 原子炉容器下部貫通部損傷事例解析

(a) 実機損傷事例の概要

米国 STP1 号機において 2003 年 4 月、原子炉容器下部貫通部 58 本のうち 2 本にホウ酸析出物が確認された。当該部より切出したボートサンプルにより PWSCC による溶接線方向のき裂とフラックスの混入による溶接欠陥が確認された⁵⁷。漏えい確認時の EPFVs は約 11.0 年、温度は 293°C である。⁵⁸

⁵⁷ Steven Thomas, “PWSCC of Bottom Mounted Instrument Nozzles at South Texas Project”, Proceedings of ICONE12, 12th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE12-49521, (2004)

⁵⁸ Hongqing Xu, Steve Fyfitich, James W. Hyres, Francois Cattant and Allan McIree, “Laboratory Investigation of the Alloy 600 Bottom Mounted Instrumentation Nozzle Samples and Weld Boat Sample from South Texas Project Unit 1”, Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, (2005)

(b) PFM 解析条件

主要な PFM 解析条件をまとめて表 2.2.3-5 に示す。文献によると 58 本の貫通管全てにおいて図 2.2.3-10 に示すように母材と溶接金属との境界に溶接欠陥があったことが確認されている⁵⁷。ここでは、本年度 PASCAL-NP に導入した溶接方向き裂進展解析の機能を用いて、保守的に全ての貫通管において図 2.2.3-10 に示すように溶接欠陥が溶接金属表面に存在するものとし、PWSCC によりき裂が溶接欠陥へ到達した時点で漏えいと判定するものと仮定して解析を行った。溶接金属表面から溶接欠陥までの距離の設定は、漏えい時き裂深さ a_L の設定により行うものとし、 a_L を図 2.2.3-10 ポートサンプルの写真より 4mm と設定した。また、解析に用いる径方向応力も参考文献⁵⁹から保守的に 450MPa を設定した。

表 2.2.3-5 STP1 号機原子炉容器下部貫通部損傷事例に対する主な解析条件

サンプリング数	1×10^6
漏えい確認時の定格負荷相当年数	約 11.0 EFPYs
温度	293 °C
幾何形状	図 2.2.3-10 右側参照
き裂タイプ	溶接方向溶接金属内き裂
応力分布	450 MPa の径方向応力
表面切削加工域深さ	100 μm
き裂進展速度	ニッケル合金溶接金属 (米国材)

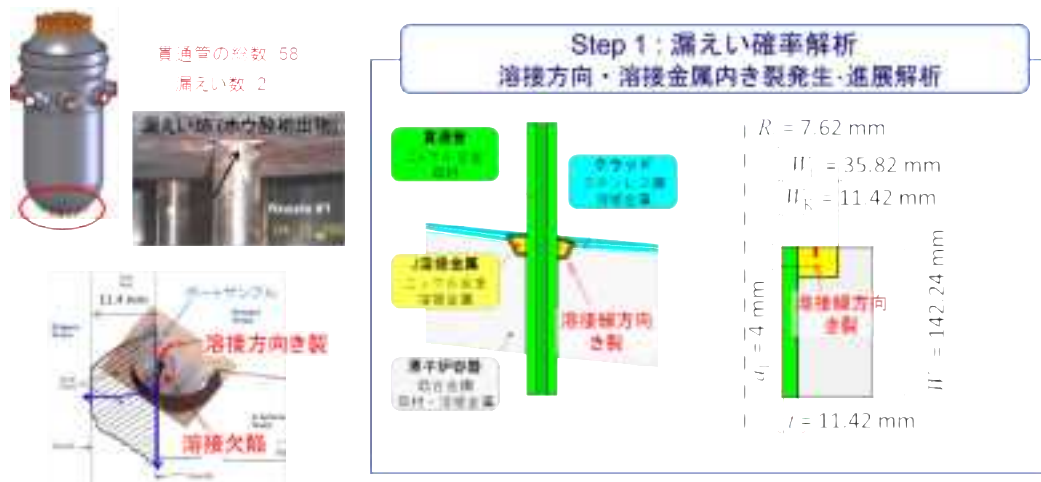


図 2.2.3-10 STP1 号機原子炉容器下部貫通部における損傷事例解析模式図

(c) PFM 解析結果

上述のとおり、漏えい時き裂深さ a_L や応力値等の解析条件を保守的に設定したことが

⁵⁹ Naoki Ogawa, Kiminobu Hojo, Hiroaki Shirako and Takehiko Sera, “Residual Stress Evaluation of Dissimilar Weld Joint using Mock-up Models of Bottom Mounted Instrument Nozzle”, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2013-97866, (2013)

ら、解析結果は実機確認結果に対して高い値が得られているが、整備した溶接方向き裂進展解析の機能は、本解析で対象としたような損傷事例に対して有用であることが確認された。

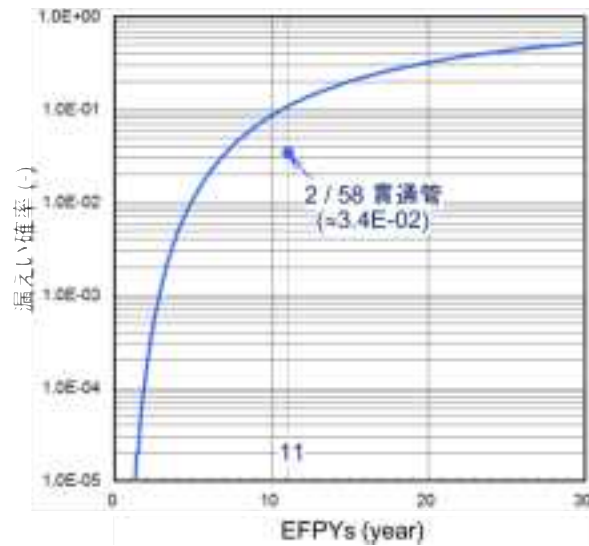


図 2.2.3-11 STP1 号機原子炉容器下部貫通部における漏えい確率に関する PASCAL-NP 解析結果と実機確認結果との比較

(2) PASCAL-NP インプットデータベース構築

1) 残留応力設定情報の整備

現状では、PASCAL-NP による解析を実施するため、評価対象部位の残留応力分布を別途入手し、板厚に対する関数として入力する必要がある。溶接部位や開先形状などを考慮した代表的な残留応力分布を整理することで、解析評価の効率化につながることを期待される。

そこで、原子炉容器下部貫通部及び原子炉容器管台溶接部を対象として、機器形状、開先形状及び残留応力測定位置等の情報を含む残留応力分布について公開文献を調査した。

(a) 原子炉容器下部貫通部

原子炉容器と貫通管の取付け角度を 45° とした原子炉容器下部貫通部を対象とした残留応力測定のための試験体形状及び有限要素解析メッシュを図 2.2.3-12 に示す。図中には実測値と解析結果が示されている。貫通管内表面の応力分布を図 2.2.3-13⁶⁰に示す。周方向応力に着目すると 400 MPa 程度の応力が広く発生し、周方向応力の最大値の位置は、 0 deg 側と 180 deg 側で異なっている。軸方向応力に着目すると 200 MPa 程度の応力が、 180 deg 側で発生している。また、深さ 5 mm 及び 15 mm における応力分布を図 2.2.3-14 及び図 2.2.3-15 に示す。周方向応力が高く、溶接金属内では深さ 5 mm 及び 15 mm における 400 MPa の引張応力が発生している。貫通管では 15 mm 深さにおいて 300 MPa 程度の引張応力が発生している。

同様に取付け角度を 90° とした原子炉容器下部貫通部を対象として得られた応力分布を図 2.2.3-16 に示す⁶¹。図中には実測値と解析結果が示されている。PWSCC 発生において重要なライン④に着目すると、J 溶接金属表面で 400 MPa を超える高い周方向応力が発生している。

⁶⁰ Naoki Ogawa, Kiminobu Hojo, Hiroaki Shirako and Takehiko Sera, RESIDUAL STRESS EVALUATION OF DISSIMILAR WELD JOINT USING MOCK-UP MODELS OF BOTTOM MOUNTED INSTRUMENT NOZZLE, ASME PVP 2013-97866, (2013)

⁶¹ 原子力安全基盤機構, 平成 16 年度 複雑形状部機器配管健全性実証事業に関する報告書, 05 基材報-0010, (2005)

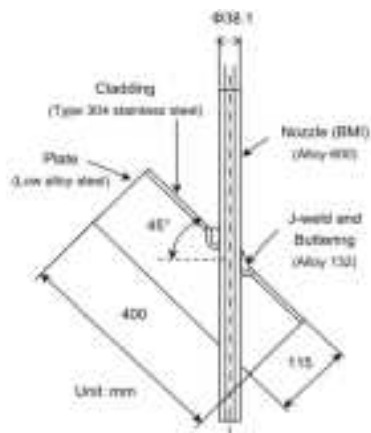
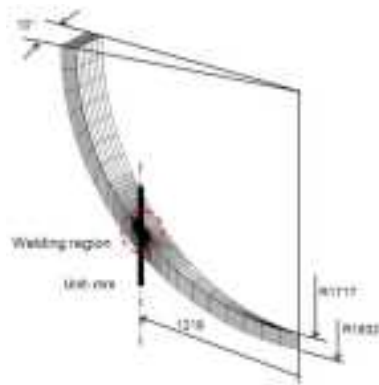


Figure 1 Mock-up of BMI nozzle



(b) FE model

(a) 試験体形状

(b) 有限要素解析メッシュ

図 2.2.3-12 原子炉容器下部貫通部の試験体形状及び有限要素解析メッシュ⁶⁰

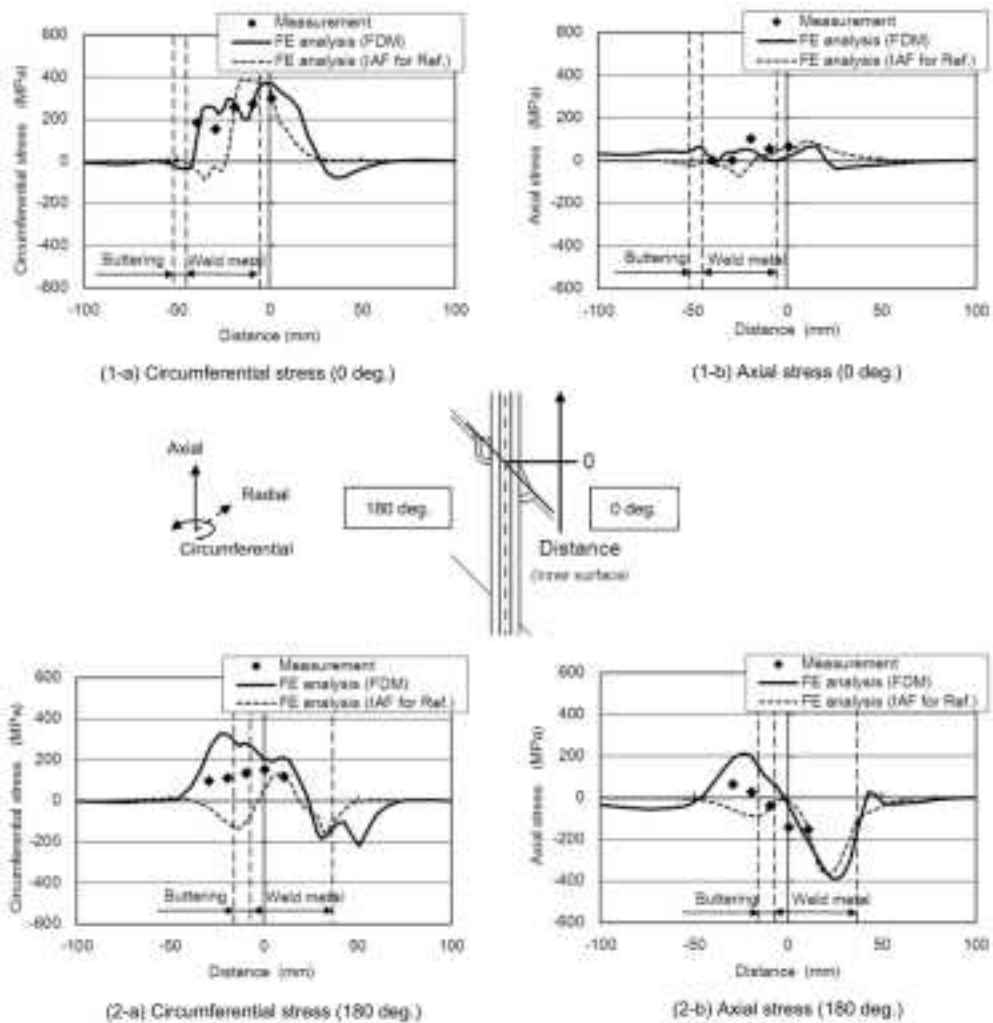


図 2.2.3-13 原子炉容器下部貫通部(取付け角度 45°)の貫通管内表面残留応力分布⁶⁰

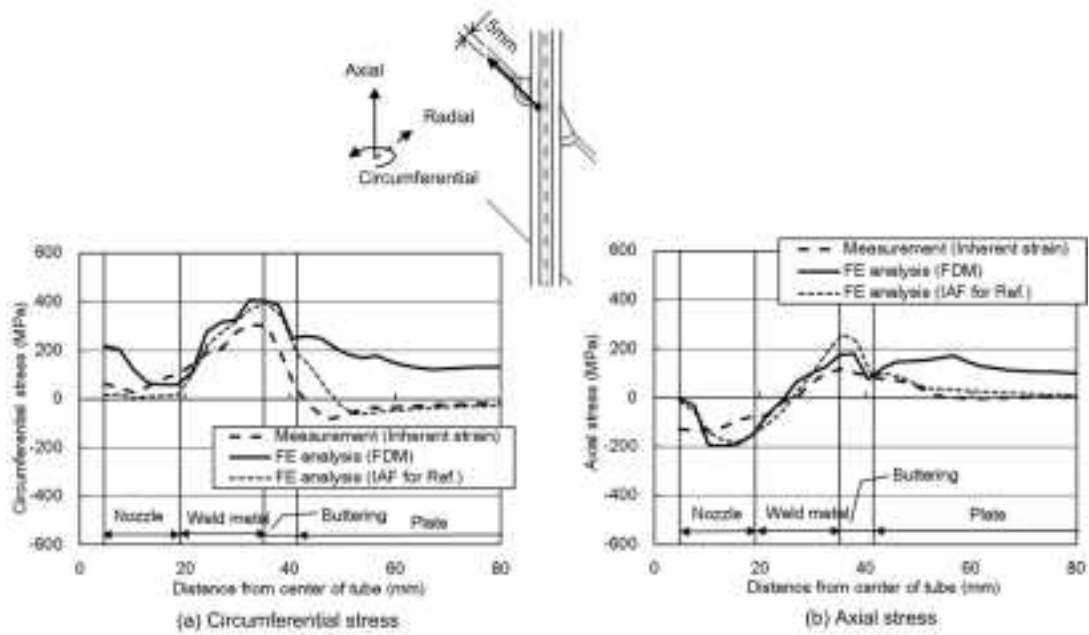


図 2.2.3-14 原子炉容器下部貫通部(取付け角度 45°)の 5mm 深さの残留応力分布⁶⁰

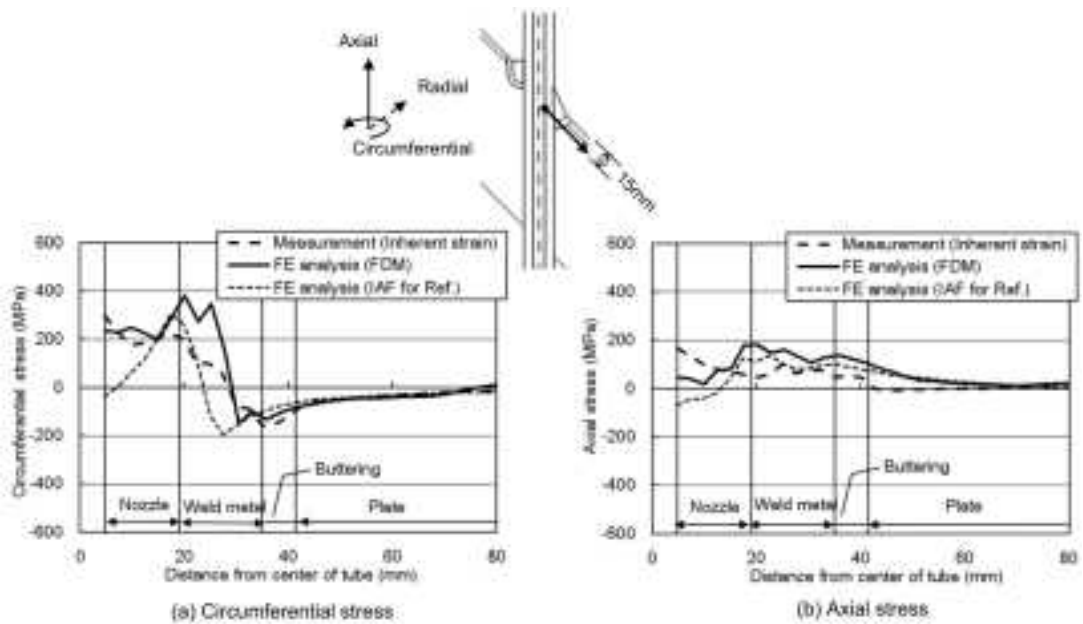


図 2.2.3-15 原子炉容器下部貫通部(取付け角度 45°)の 15mm 深さの残留応力分布⁶⁰

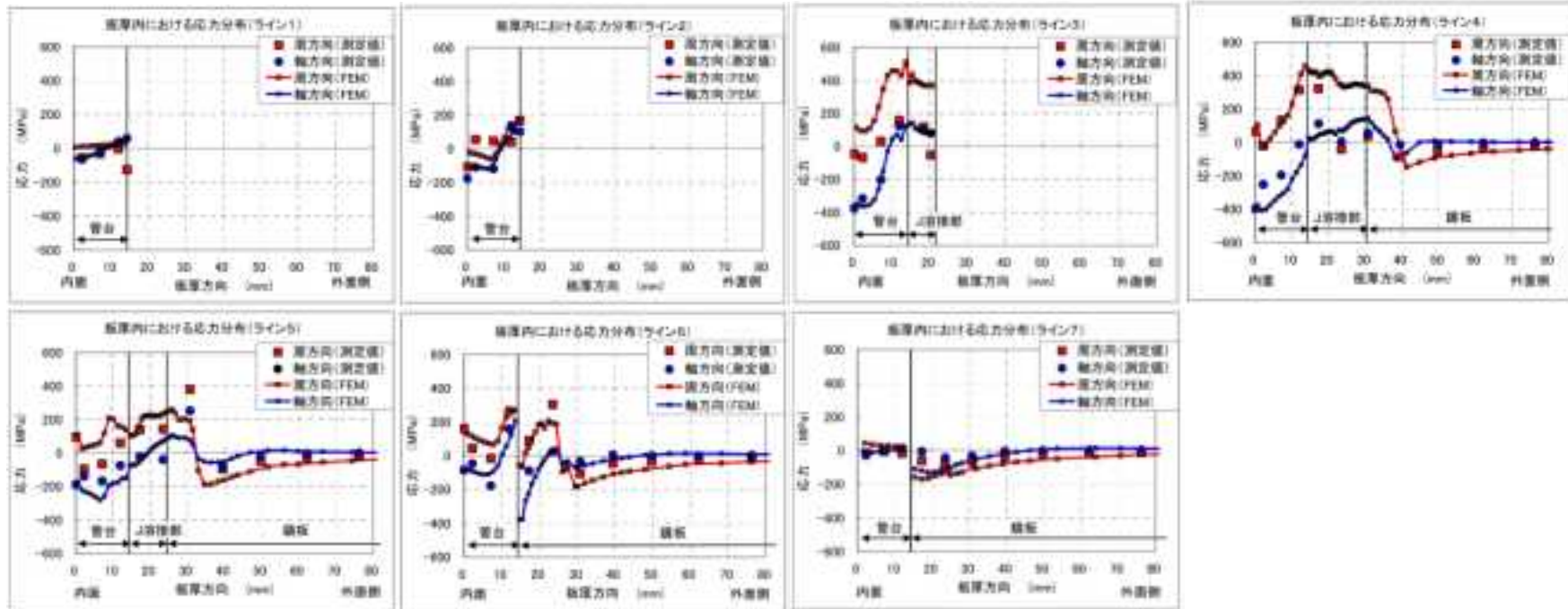
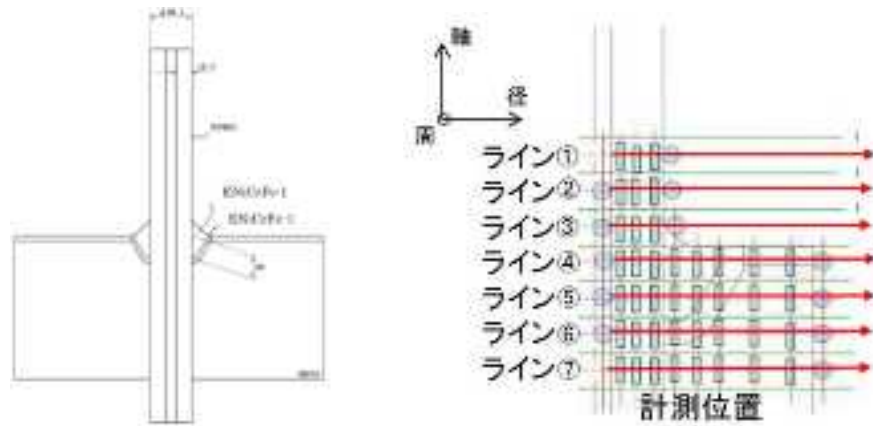


図 2.2.3-16 原子炉容器下部貫通部(取付け角度 90°)の残留応力分布⁶¹

(b) 原子炉容器管台溶接部⁶²

原子炉容器管台を対象として実施された残留応力測定試験体の継手形状と開先形状を図 2.2.3-17 に示す。この試験体を用いて得られた残留応力測定値を図 2.2.3-18 に示す。図中には実測値と解析結果が示されている。溶接金属中央断面である断面⑥に着目すると、内表面で 200 MPa から 350MPa 程度の実測値が得られている。この断面⑥の周方向応力分布に着目すると、板厚全面にわたり引張応力となるような実測値が得られている。参考文献によると運転負荷を経ることで引張りの残留応力が図 2.2.3-19 のように緩和することが示されている。

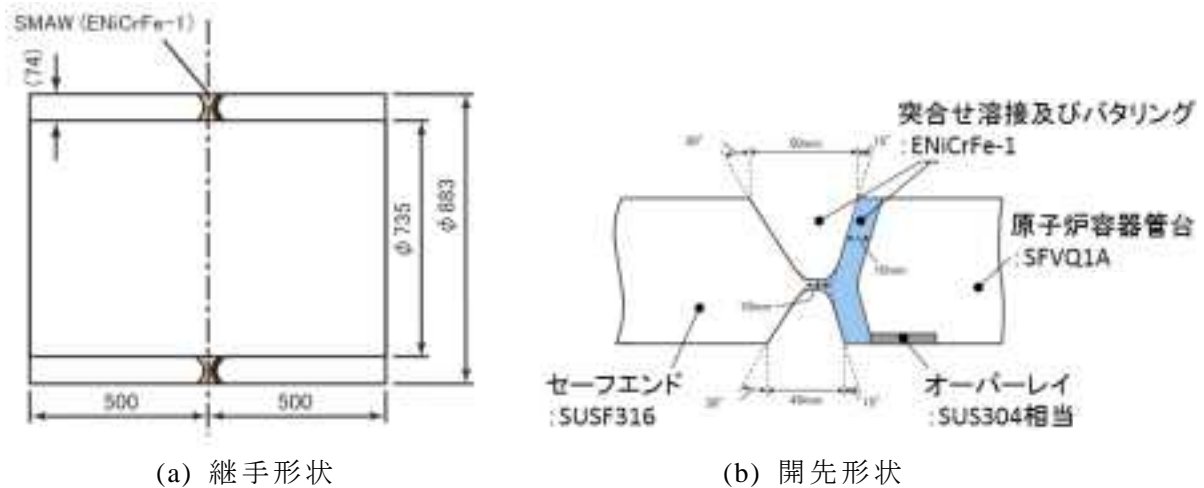


図 2.2.3-17 原子炉容器管台の残留応力測定試験体形状⁶²

⁶² 原子力安全基盤機構，複雑形状部機器配管健全性実証(IAF)事業 溶接残留応力解析評価データ集 セーフエンド異材溶接部(大口径両側開先継手)，JNES-RE-2012-0007，(2012)

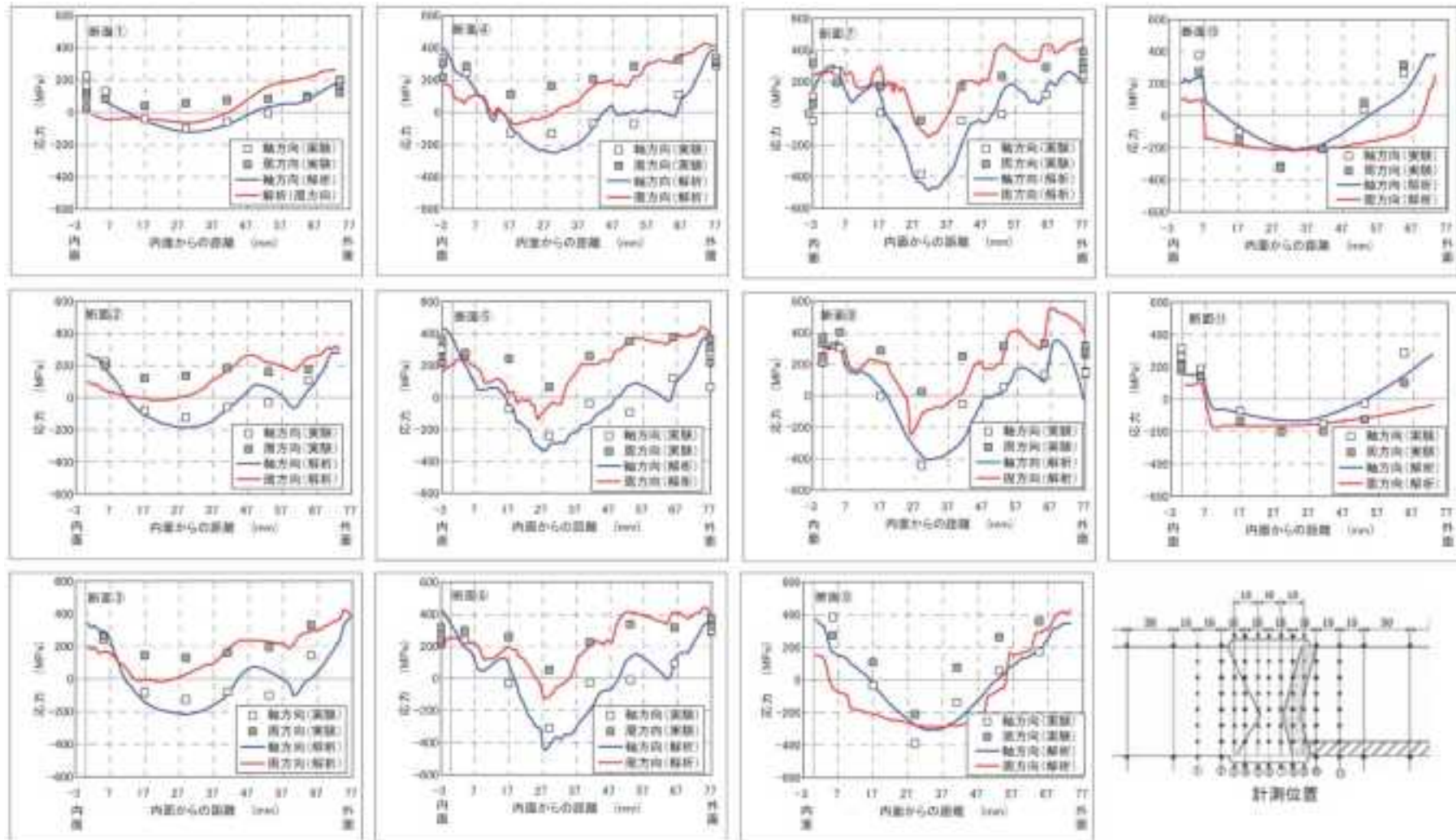
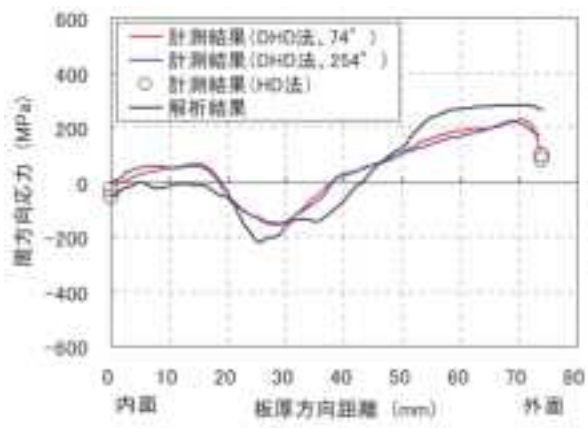
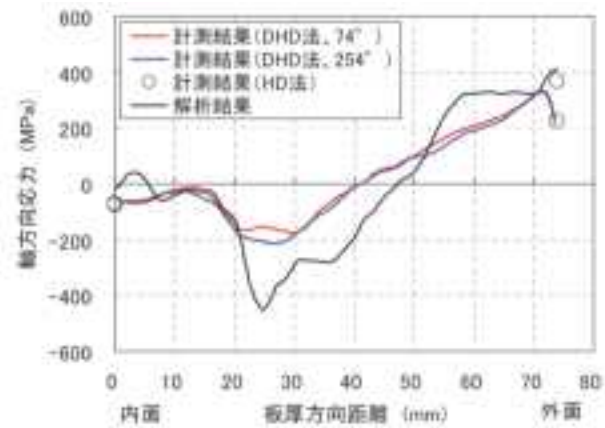


図 2.2.3-18 原子炉容器管台の溶接ままにおける残留応力分布⁶²



(a) 周方向応力分布



(b) 軸方向応力分布

図 2.2.3-19 原子炉容器管台の運転時負荷試験後における残留応力分布 ⁶²

2) PWSCC の評価における PASCAL-NP の改良に関する検討

PWSCC に関しては表層加工の状態、板厚内部の硬さ、荷重負荷方向等がき裂発生やき裂進展速度に影響するとされている。そこで、これら因子が PWSCC に及ぼす影響について公開文献を調査し、知見を整理した。

(a) SCC 発生に及ぼす種々パラメータの影響⁶³

AREVA の F. Steltzlen らは、182 溶金の SCC 発生に及ぼす初期欠陥、溶接方向に対する負荷方向(TL, TS)、仕上げ状態(グラインダ, 610°C×10hr の SR, 研磨紙仕上げ)、負荷方法(曲げ, 逆曲げ)の影響を調査した。

これらのパラメータを変化させて平板試験片の曲げ負荷を行い、320, 345 及び 360°C の PWR1 次系模擬環境水中で SCC 発生試験を実施し、累積で 1.5 万時間経過して現在も継続中である。これまでに取り出したサンプルについて SEM 観察と断面観察でき裂の状況を確認した。

その結果、初期欠陥(溶接割れ, スラグ巻き込み, 切欠き)からは SCC 進展しないことが分かった。方位差 40°以上の粒界では SCC が発生・進展するが、Nb 炭化物または方位差 20°以下の粒界に到達すると停止することも分かった。現在のところ、図 2.2.3-20 に示すように溶接方向に対する負荷方向の影響が最も大きいと評価されている。

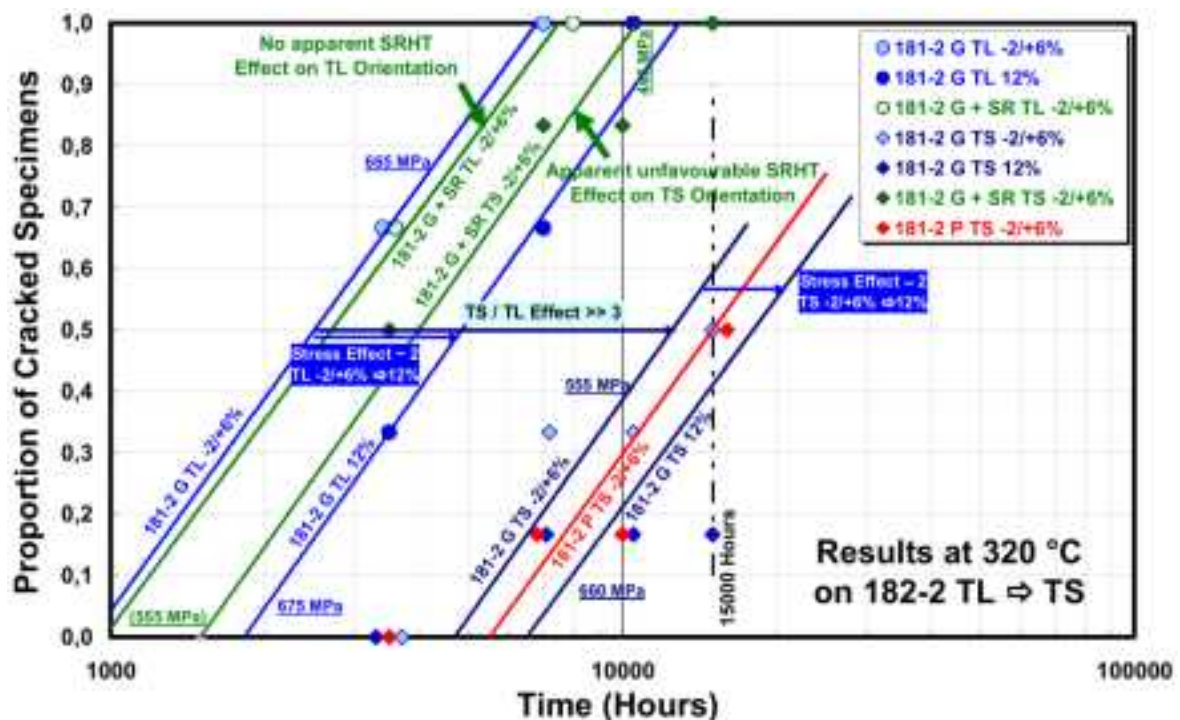


図 2.2.3-20 SCC 発生に及ぼす種々パラメータの影響⁶³

⁶³ F. Steltzlen, et al., “ANALYSIS OF SIZE EFFECT APPLICABLE TO EVALUATION OF FRACTURE TOUGHNESS OF BASE METAL FOR PWR VESSEL”, Fontevraud 8, (2014)

(3) PWSCC 評価法に関する最新知見調査

新たに入手した 2 つの国際会議 (16th International Conference on Environmental Degradation of Materials 及び Fontevraud 8) で発表された論文について、PWSCC に関する動向を次のとおり調査した。

- ・文献①(E. Chaumon らの文献)⁶⁴

600 合金の SCC 発生は高角粒界で優先的に起こることを報告。近年、冷間加工による PWSCC 感受性増大の要因として最有力視されている局所塑性歪以外にも、隣接する結晶粒の方位関係も重要な因子であることが述べられている。

- ・文献②(T. Moss らの文献)⁶⁵

超臨界水を用いた PWSCC の加速評価は従来から検討されてきたが、高温水中の PWSCC との同一性が証明できていなかった。しかし本文献では、超臨界点 374℃を挟んだ 320℃から 450℃で SCC 発生の活性化エネルギー、き裂形態が同一であることを確認したと報告している。

- ・文献③(W. Bamford らの文献)⁶⁶

ASME Sec.XI では、690 合金の母材及び溶接金属の PWSCC 進展速度がそれぞれ MRP-55 及び MRP-115 の 600 合金母材と溶接金属の 100 分の 1 となる予定である。これは、実際に 690 合金で損傷が生じると考えているためではなく、600 合金部の補修と取替の効果を定量的に示すことを目的としている。

- ・文献④(P. Andresen らの文献)⁶⁷

690 合金の SCC に及ぼす製造条件の影響を調べた。カーバイドバンドがなく十分に均質な 690 合金母材は、冷間加工なしの状態では 3×10^{-9} mm/s 以下の SCC 進展速度であったが、カーバイドバンドがある場合はこれよりも進展速度が大きく 1×10^{-6} mm/s 程度となった。また、冷間圧延や冷間鍛造でもき裂進展速度は増大したことが示されている。

⁶⁴ E. Chaumon, J. Crepin, I. Curieres, C. Duhamel, C. Guerre, E. Heripre and M. Sennour, "Initiation of SCC crack in Nickel Based Weld Metals: Influence of Microstructural Features", 16th International Conference on Environmental Degradation of Materials, (2013)

⁶⁵ T. Moss and G. Was, "Accelerated Stress Corrosion Crack Initiation of Alloy 690 and Alloy 600 in High Temperature Hydrogenated Water", 16th International Conference on Environmental Degradation of Materials, (2013)

⁶⁶ W. Bamford and G. DeBoo, "Alloy 690 & Weld Metal Reference SCC Growth Rate for ASME Section XI", 16th International Conference on Environmental Degradation of Materials, (2013)

⁶⁷ P. Andresen, "The Effect of Processing on SCC of Alloy 690", Fontevraud 8, O-T04-021, (2014)

- ・文献⑤(K.Ariokaらの文献)⁶⁸

Ni-Cr-Fe合金のSCC感受性に及ぼすNiとCr量の影響について基礎的な知見を得ること及び温度上昇によるSCC加速試験の妥当性を評価することを目的に、20%冷間圧延した種々合金のき裂進展試験を行った。600合金を除く全ての供試材には、SCC進展速度がピークになる温度があり、温度加速が必ずしも成立しない可能性を指摘している。

PWSCCに関する近年の研究動向をまとめると次のとおりである。

- ・米欧では600合金についての基礎的研究は現在も精力的に実施されている。
- ・PWSCCのメカニズムは諸説唱えられてきたが、まず「応力による粒界局所応力・ひずみの増大」、次に「粒界の優先酸化」、最後に「酸化物の破壊によるき裂発生と進展」というメカニズムが広く受け入れられつつある状況にある。
- ・690合金に対して、約5年間続いたPWSCC進展研究は終わりつつあるが、極端な冷間加工部やHAZにおける評価は継続中である。

⁶⁸ K.Arioka, “Dependence of Ni and Cr Concentration on IGSCC Growth in PWR Primary Water”, Fontevraud 8, O-T06-011, (2014)

2.3 確率論的評価手法の適用性・標準化に関する調査

現行の規制における RPV に対する健全性評価方法は、日本電気協会規程に準拠している。PTS 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。

この日本電気協会規程は決定論的な評価に基づく一方で、PFM は例えば米国 PTS 規則改訂に活用される等、実用に供されており、国内においてもその具体的な活用に向けた方策の検討と、その技術基盤の整備を進める必要がある。

このため本調査研究では、確率論的評価手法を用いて高経年化技術評価に関わる RPV の健全性評価手法を高度化することを目的に、確率論的評価手法の適用性の調査として、最新知見の調査及び活用方策の検討を行うとともに、確率論的評価手法の標準化の調査として、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の策定、PFM 解析コード PASCAL3 を用いたき裂貫通頻度計算のための標準的入力データ及び標準的解析手法の整備、PASCAL3 の信頼性確認を行う。また、PASCAL3 を用いた代表的な機能喪失確率評価事例を整備する。

2.3.1 確率論的評価手法の適用性に関する調査

(1) 最新知見の調査

2014 年 7 月に開催された ASME PVP2014 を中心に、RPV の健全性評価に関する各技術項目、あるいは RPV に対する PFM 解析コードを用いた評価事例に着目して、調査を実施した。

1) 国内規格 JEAC4201-2007 の改訂に関する検討

国内の RPV の供用状態 C 及び D に対する健全性評価に関する現行の規格は JEAC4206-2007⁶⁹ 附属書 C であるが、現在、これの改訂に向けた取り組みが行われている。

JEAC4206-2007 附属書 C に基づく健全性評価においては、想定欠陥として深さ 10mm、全長 60mm の表面半楕円き裂が用いられる。欠陥位置としては均一な材料が想定されており、国内の RPV の内表面に通常施工されている肉盛溶接は前提とされていない。一方で、仏国においては、肉盛溶接を考慮した欠陥評価手法を高度化することを目的として、肉盛溶接を貫通する表面き裂、及び肉盛溶接下の半楕円内部き裂に対する応力拡大係数算出式、及び PTS 時の肉盛溶接部の塑性変形を考慮した健全性手法⁷⁰（以下、「 β 補正」という。）が提案されている。 β 補正は従来手法で求められる応力拡大係数に対して、

⁶⁹ 社団法人日本電気協会、“電気技術規程原子力編 原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法”, JEAC4206-2007, (2007)

⁷⁰ D.Moinereau, C.Messelier-Gouze, G.Bezdikian, F.Ternon-Morin, Y.Meziere, C.Faidy, A.Pellissier-Tanon, J.Vagner and D.Guichard, "Some Recent Developments in French Reactor Pressure Vessel Structural Integrity Assessment," PVP-Vo.365, Fatigue, Fracture, and High Temperature Design Methods in Pressure Vessels and Piping, ASME, (1998).

β という割増の係数を乗ずることにより、肉盛溶接部の塑性変形の影響を考慮する手法である。

Hirota ら⁷¹は、RPV の突合せ溶接及び肉盛溶接を考慮した残留応力解析を行うとともに、国内の RPV における PTS 事象を対象として、 β 補正を用いた健全性評価を行っている。

解析のステップを表 2.3.1-1 に示す。まず表中“2”の突合せ溶接については、図 2.3.1-1 に示すモデルを用いて、表 2.3.1-2 の条件に相当する解析が行われた。また、表 2.3.1-1 の“4”の肉盛溶接については、図 2.3.1-2 に示すモデルが使用された。得られる突合せ溶接中央部における周方向残留応力分布を図 2.3.1-3 に示す。溶接後熱処理 (Post Weld Heat Treatment, 以下「PWHT」という。) の前後で応力分布が大きく変化することが分かる。

本事例は、突合せ溶接、肉盛溶接、PWHT、耐圧試験、通常運転状態等、製造から運転までに実機で想定される荷重履歴を使用していることが特長である。一方で、肉盛溶接においては、勝山らの研究⁷²より、母材側の残留応力を詳細に評価するためには、母材の相変態を考慮する必要がある。本事例では母材の相変態を考慮しておらず、より詳細な評価のためには、母材の相変態を考慮した上でその影響の程度を分析する必要があると考えられる。

代表的な 3 ループの RPV に対して、大破断冷却材喪失事故 (Large Break Loss of Coolant Accident, 以下「LBLOCA」という。) を想定した場合の応力拡大係数の時刻歴を図 2.3.1-4 に示す。2 種類の破線の値は、仏国規格 RSE-M の式を用いた応力拡大係数と、FEM による弾性解析結果による応力拡大係数であり、両者はよく一致する。また、R-SEM の式に β 補正を考慮した応力拡大係数は、FEM による弾塑性解析による K_{Ic} よりも大きな値を与え、保守的な評価となっている。これより、 β 補正による手法が国内の評価においても有効であるとまとめられている。

⁷¹ T. Hirota, H. Sakamoto and N. Ogawa, “PROPOSAL FOR UPDATE ON EVALUATION PROCEDURE FOR REACTOR PRESSURE VESSELS AGAINST PRESSURIZED THERMAL SHOCK EVENTS IN JAPAN,” Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2014-28392, (2014)

⁷² J. Katsuyama, H. Nishikawa, M. Udagawa, M. Nakamura and K. Onizawa, “Assessment of Residual Stress Due to Overlay-Welded Cladding and Structural Integrity of a Reactor Pressure Vessel”, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 135, 051402-1 (9 pages), (2013)

表 2.3.1-1 解析ステップ (PVP2014-28392⁷¹ より引用)

Table 2 Analytical Steps for Calculating Residual Stress

Step	Condition	Note
1	Initial condition	T = 20°C
2	Joint welding	
3	Remove excessive weld deposit	T = 20°C
4	Clad welding	
5	PWHT	T = 615°C
6	Hydrostatic test at shop	T = 20 °C、 P = 21.5MPa
7	After hydrostatic test at shop	T = 20 °C
8	Normal operation	T = 289 °C、 P = 15.4MPa
9	After normal operation	T = 20 °C

Note) T: Temperature, P: Pressure

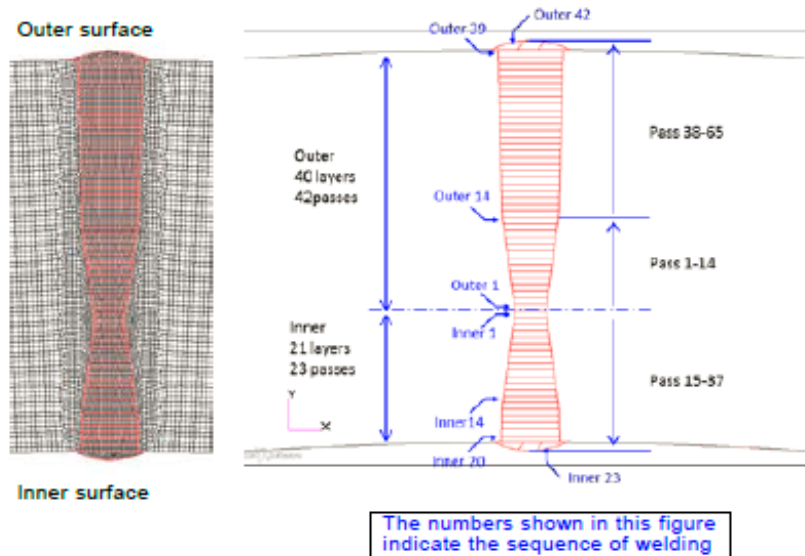


Figure 3 Modeling of Weld Passes (joint welding)

図 2.3.1-1 突合せ溶接のモデル化 (PVP2014-28392⁷¹ より引用)

表 2.3.1-2 突合せ溶接の解析条件 (PVP2014-28392⁷¹ より引用)

Item	Analytical Conditions
Weld Direction	Axial Direction
Current	700A (maximum of Japanese PWR plant fabrication experience)
Voltage	35V (maximum of standard welding process of Japanese PWR fabrication)
Weld Speed	50cm/min. (minimum of standard welding process using the above current)
No. of Layers	Assumed weld joint configuration
Preheat Temp.	More than 150°C (standard welding process)
Temp. between Weld Passes	Less than 260°C (standard welding process)
Height of Excessive Weld	5mm (standard welding process)

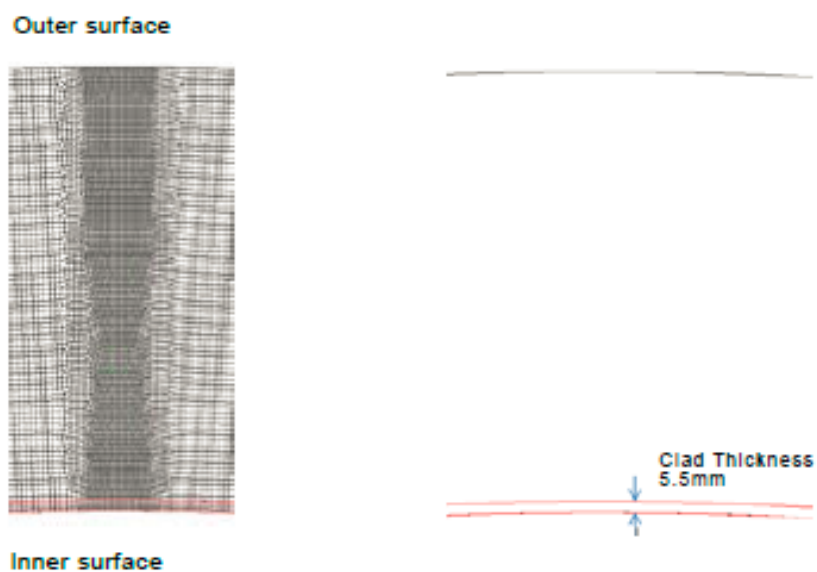


Figure 5 Modeling of Weld Pass (clad welding)

図 2.3.1-2 肉盛溶接のモデル化 (PVP2014-28392⁷¹ より引用)

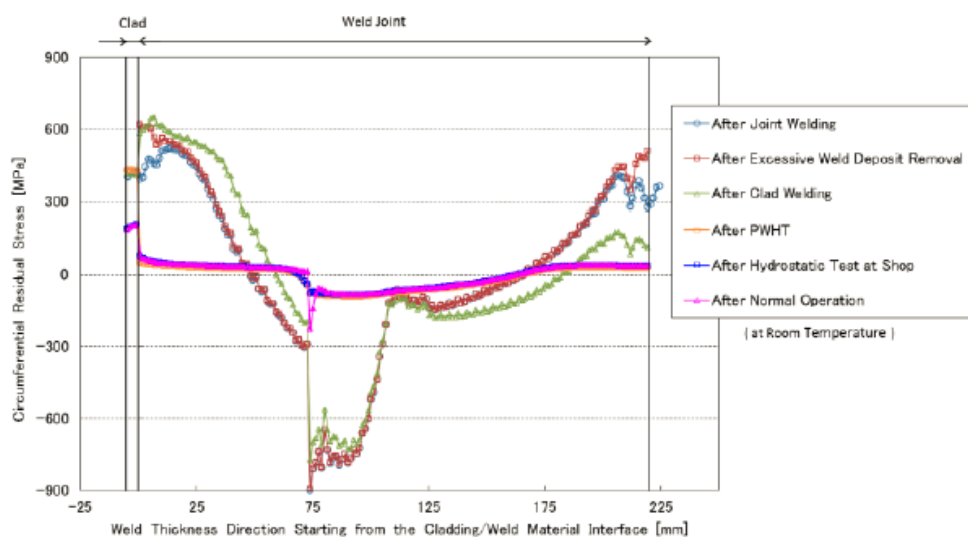


Figure 10 Circumferential Residual Stress Distribution along the Center of Weld Joint

図 2.3.1-3 突合せ溶接中央部における周方向残留応力分布 (PVP2014-28392⁷¹より引用)

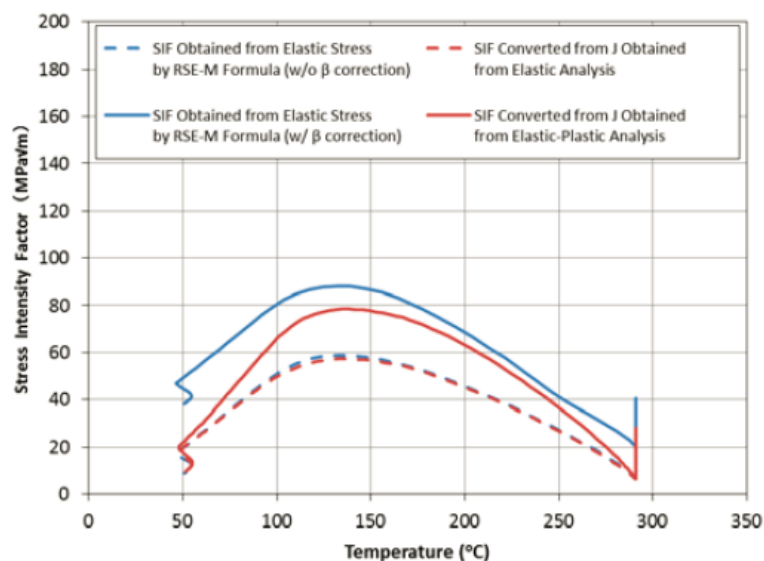


Figure14 Stress Intensity Factor for Large Break LOC. Employing RSE-M Method and FE Analysis (Semi-elliptical Flaw beneath the Cladding)

図 2.3.1-4 応力拡大係数に対する β 補正の影響 (PVP2014-28392⁷¹より引用)

2) 破壊靱性データの拡充及び破壊靱性評価モデルの整備

米国では 1972 年に ASME により K_{Ic} 及び K_{Ia} 曲線が整備されたが、これらは決定論的評価に用いるために、専門家判断を踏まえて多くの保守性を考慮して策定されたものである。近年、PFM 解析を念頭においた最適評価モデルの必要性和、既存の ASME 曲線の策定以降に取得されたデータが追加されたことから、破壊靱性に関する確率論的モデルの新規整備と、従来曲線との比較を、Kirk ら⁷³が行った。

新規に整備された破壊靱性評価に関する確率論的モデルの模式図を図 2.3.1-5 に示す。破壊靱性評価に用いる温度の指標として RT_{NDT} ではなく T_0 を用いることが本モデルの特長である。各確率論的モデルの式の詳細を表 2.3.1-3 に示す。本モデルは K_{Jc} 、 J_{Ic} 、 K_{Ia} 曲線から構成され、 K_{Jc} 及び K_{Ia} 曲線はそれぞれ T_0 及び T_{KIa} で代表される。また、 T_0 及び T_{KIa} の関係、 K_{Jc} 及び J_{Ic} 曲線が交差する温度についても定義されている。 K_{Jc} 曲線はワイブル分布、 K_{Ia} 曲線は対数正規分布としている。

従来の ASME の K_{Ic} 曲線と、新規に整備された確率論的モデルの比較を図 2.3.1-6 に示す。ASME の K_{Ic} 曲線を用いる場合、下部棚における K_{Ic} 曲線の漸近線は、全てのデータの下限とはならないこと、上部棚を $220\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ とすると中性子照射の影響により保守的にはならない場合があること等が指摘されている。

現状の PASCAL3 では、 K_{Ic} 及び K_{Ia} 曲線の指標として RT_{NDT} を使用しており、また K_{Ic} 及び K_{Ia} 曲線の RT_{NDT} のシフト量は同一としている。Kirk らによって提案されたモデルは米国の破壊靱性データの拡充を踏まえたものであり、国内 RPV の健全性評価に対する適用性とその影響について、今後検討する必要があると考えられる。

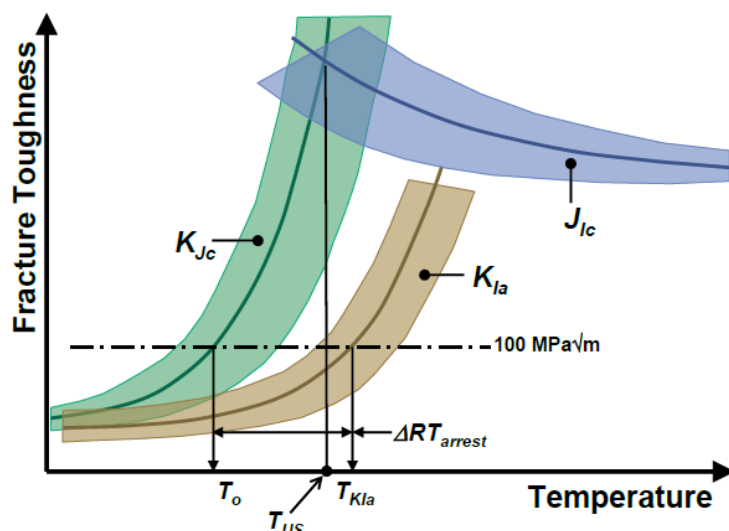


Figure 1. Illustration of the variables used by the models in Table 1 to describe the fracture toughness of ferritic steels.

図 2.3.1-5 破壊靱性評価に関する確率論的モデルの模式図 (PVP2014-28540⁷³ より引用)

⁷³ M. Kirk, M. Erickson, W. Server, G. Stevens and R. Cipolla, "ASSESSMENT OF FRACTURE TOUGHNESS MODELS FOR FERRITIC STEELS USED IN SECTION XI OF THE ASME CODE RELATIVE TO CURRENT DATA-BASED MODELS," Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2014-28540, (2014)

表 2.3.1-3 破壊靱性評価に関する確率論的モデル (PVP2014-28540⁷³ より引用)

Table 1. Summary of Data-Based Toughness Models for Ferritic Steels.

refs	Model	Equations	Eq. #	
[2-3]	RT_{Y0} Reference temperature for ASME K_{Ic} and K_{Ia} curves based on T_0	$RT_{NDT} \equiv RT_{T0} = T_0 + 19.4$	(3)	
[12-14]	K_{Ic}	Temperature dependence of median fracture toughness of a 1T specimen	$K_{Ic} = 30 + 70 \cdot \exp(0.019(T - T_0))$	(4)
		Scatter at a fixed temperature	$K_{Ic}^P = K_{min} + (K_0 - 20) \left[\ln(1 - P) \right]^{1/4}$, where $K_0 = 31 + 77 \cdot \exp(0.019(T - T_0))$	(5)
		Size effect	$K_{Ic(s)} = K_{min} + (K_{Ic(o)} - K_{min}) \left(\frac{B_o}{B_s} \right)^{1/4}$ where B_s is the thickness of the specimen of interest while B_o is the reference thickness (1-in. or 25.4 mm).	(6)
[20]	K_{Ia}	Temperature dependence of mean K_{Ia}	$K_{Ia} = 30 + 70 \cdot \exp(0.019(T - T_{Kla}))$	(7a)
		Scatter at a fixed temperature	Log-normal with a variance (σ) equal to 18% of the mean value.	(7b)
[22-23]	J_{Ic}	Temperature dependence (temperature is in Kelvin)	$J_{Ic} = 1.75 \{ C_1 \cdot \exp[-C_2 T_K + C_3 T_K \cdot \ln(\dot{\epsilon})] - 3.325 \} + J_{adj}$ $J_{adj} = J_{e(LS)} - \Delta J_{Ic(LS)}$ $J_{e(LS)} = \{ 30 + 70 \cdot \exp(0.019(T_{LS} - T_0)) \}^2 (1 - \nu^2) / E$ $\Delta J_{Ic(LS)} = 1.75 \{ C_1 \cdot \exp[-C_2 T_{LS}^K + C_3 T_{LS}^K \cdot \ln(\dot{\epsilon})] - 3.325 \}$ $E = \{ 207200 - 57.1 \cdot T \}$ $\nu = 0.3$ $T_{ref} = 288^\circ\text{C}$ (or 561K) $T_{LS}^K = T_{LS} + 273.15$ $C_1 = 1033 \text{ MPa}$ $C_2 = 0.00698/\text{K}$ $C_3 = 0.000415/\text{K}$ $\dot{\epsilon} = 0.0004/\text{sec}$	(8)
		Scatter at a fixed temperature	$\sigma_{\Delta J_{Ic}} = A \cdot e^{(B \cdot \hat{T})}$ where $\hat{T} = T - 288^\circ\text{C}$ $A = 9.03 \cdot e^{(1.12 \cdot P)}$ $B = \text{MIN}\{0, 0.0009P - 0.0045\}$ $P = \text{MIN}\{1, \text{MAX}[0, \text{MIN}(P_1, P_2)]\}$ $P_1 = \frac{J_{Ic(288)}}{120} - 0.46$ $P_2 = \frac{J_{Ic(288)}}{800} + 0.51$	(9)
[21, 34]	Linkage of K_{Ic} and K_{Ia} data	$T_{Kla} = T_0 + 44.97 \times \exp[-0.00613 \times T_0]$ The standard deviation of $\ln(T_{Kla} - T_0)$ is 0.383.	(10)	
[24]	Linkage of K_{Ic} and J_{Ic} data	$T_{LS} = 48.843 + 0.7985T_0$	(11)	

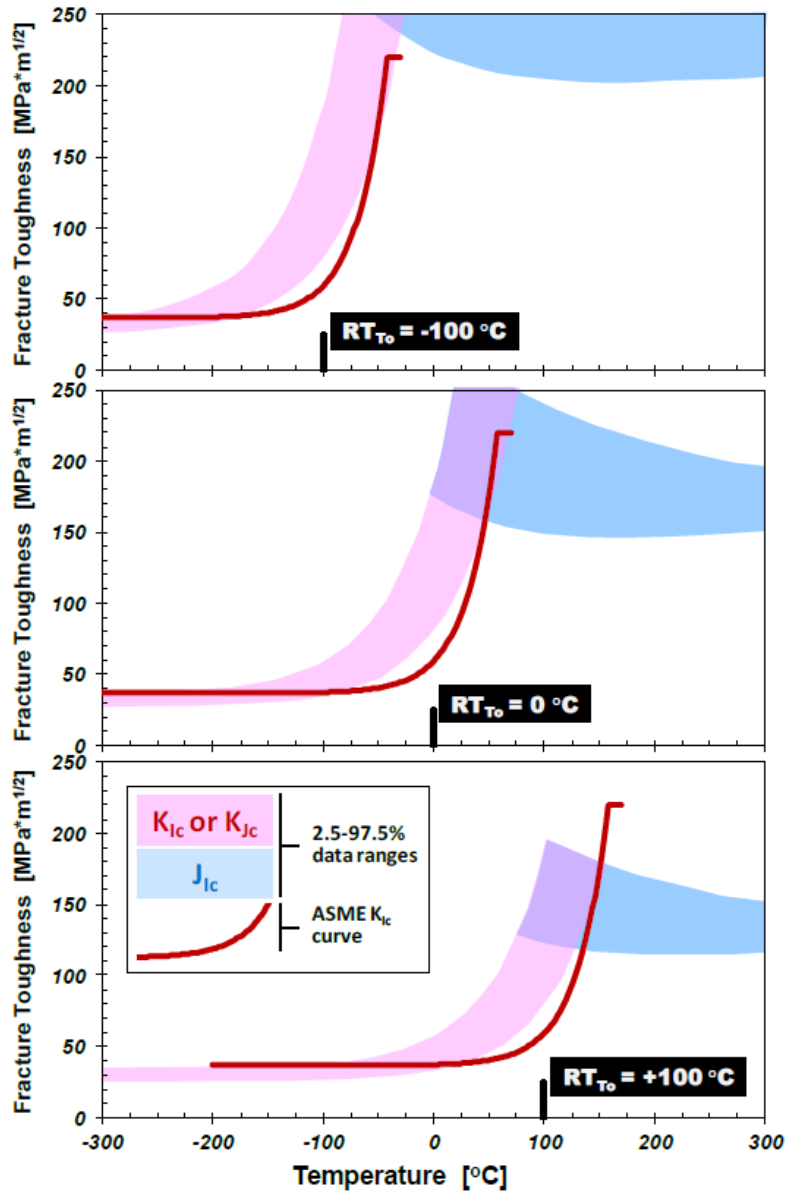


Figure 2. Comparison of ASME K_{Ic} curve (truncated at the *de facto* limit of 220 MPa√m) to data-based models of K_{Ic} / K_{Jc} (pink) and J_{Ic} (blue). The shaded regions depict the 95% / 5% confidence bounds for the data-based models. Within the overlap of the shaded regions there is competition between cleavage and ductile fracture.

図 2.3.1-6 ASME の K_{Ic} 曲線と新規 K_{Ic} モデルの比較 (PVP2014-28540⁷³ より引用)

3) 高温予荷重効果の実証

高温予荷重 (Warm Pre-Stress, 以下「WPS」という。) 効果について、主に欧州で実証試験と評価手法の検討に関するプロジェクトが実施されてきた⁷⁴。

Moinereau ら⁷⁵は、これまでの WPS 効果の実証試験に用いられていた試験片が非照射材であったのに対して、最大で $6.5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ まで照射された 2 つの RPV における照射材を用いた。

WPS 効果の模式図を図 2.3.1-7 に、使用された 2 つの荷重履歴を図 2.3.1-8 に示す。高温における負荷後に K_{Jc} を一定の状態で冷却し、その後に再度負荷する荷重履歴を Load-Cooling-Fracture (以下「LCF」という。)、ほぼ同様の荷重履歴で冷却中に一旦除荷を含める荷重履歴を Load-Cooling-Transient-Fracture (以下「LCTF」という。) としている。

プラント 1 及びプラント 2 のそれぞれの照射材を用いた WPS 効果の結果を図 2.3.1-9、図 2.3.1-10 に示す。 K_J の荷重履歴が、ばらつきを有する K_{Ic} の幅を超えても脆性き裂進展は発生しないことが示された。また、破壊時の K_{frac} は、前の負荷時の K_{wps} よりも大きく、WPS 効果を実証した。

Moinereau ら⁷⁶は、以下に示す既存の WPS 効果を考慮した破損時の K_{frac} 評価モデルと、試験結果との比較を行った。

Chell & Haigh のモデル^{77,78}

$$K_{fract} = K_2 + 0.2\Delta K_u + 0.87K_{mat} \quad (2.3.1-1)$$

Wallin のオリジナルのモデル⁷⁹

$$K_{fract} = K_2 + (K_{mat} \cdot \Delta K_u)^{0.5} + 0.15K_{mat} \quad (2.3.1-2)$$

Wallin のモデルに基づく NRI 提案モデル⁷⁴

$$K_{fract} = K_2 + (K_{mat} \cdot \Delta K_u)^{0.5} \quad (2.3.1-3)$$

⁷⁴ D. Moinereau, S. Chapuliot, S. Marie, C. Jacquemoud, „NESC VII project : a European project for application of WPS in RPV assessment including biaxial loading“, SMIRT 22 Conference, 18-23 August 2013, San Francisco, USA.

⁷⁵ D. Moinereau, C. Landron, M.A. Bachir and E. Garbay, “EFFECT OF WARM PRE-STRESS ON HIGHLY IRRADIATED PRESSURE VESSEL STEEL,” Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2014-28078, (2014)

⁷⁶ D. Moinereau, C. Landron, M.A. Bachir and E. Garbay, “EFFECT OF WARM PRE-STRESS ON HIGHLY IRRADIATED PRESSURE VESSEL STEEL,” Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2014-28078, (2014)

⁷⁷ R6 – Revision 4, Chapter III, Section III-10, Load History Effects.

⁷⁸ G.G. Chell, J.R. Haigh, „The effect of warm pre-stressing on proof tested pressure vessels“, International Journal of Pressure Vessel and Piping, 23, 121-132.

⁷⁹ K. Wallin, „Master Curve implementation of the warm preeffect“, Engineering Fracture Mechanics, n°70.

Chapuliot のモデル^{80,81}

$$K_{\text{fract}} = \max[K_{\text{mat}}(T); \min(K_{\text{WPS}}; K_2 + K_{\text{WPS}}/2)] \quad (2.3.1-4)$$

WPS 効果の各モデルとの比較結果を図 2.3.1-11 に示す。各モデルによる K_{fract} はやや保守的な予測を示すと言えるが、全般的に試験結果とよく一致した。

なお、米国 PFM 解析コード FAVOR の機能では、 $K_I > K_{Ic}$ かつ $\Delta K > 0$ の場合にき裂進展と判定し、上記のような詳細な WPS 効果の評価手法は現時点では整備されていない。国内においては、JEAC4201-2007 附属書 C の健全性評価では WPS 効果は考慮されていない。また日本機械学会（以下「JSME」という。）発電用原子力設備規格維持規格⁸²（以下「維持規格」という。）のフェライト鋼容器の許容状態 C 及び D の欠陥評価においては、“ K が単調減少となる過渡条件では、過渡変化中の K が極大値を超え単調減少する時間域において、高温予荷重効果を考慮し、欠陥の進展はない”とされる。

WPS 効果の評価手法は、上記のとおり様々なものが提案されていること、試験結果のばらつきが比較的大きいこと等から、現時点で最適な手法を選定することが困難であると考えられるため、継続した調査が必要である。

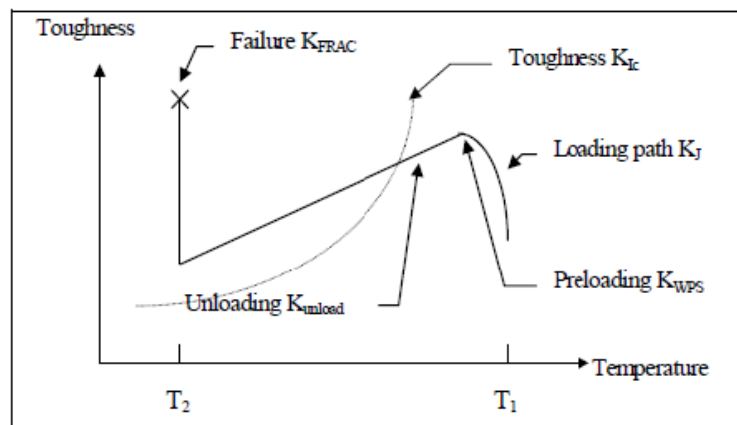


Figure 1: Warm pre-stress principle

図 2.3.1-7 WPS 効果の模式図（PVP2014-28078⁷⁵ より引用）

⁸⁰ S. Chapuliot, „WPS criterion proposition based on experimental data base interpretation“, Nordic Symposium, 25/26th November 2009, Stockholm.

⁸¹ S. Chapuliot, J.P. Izard, D. Moineau, S. Marie, „WPS criterion proposition based on experimental data base interpretation,“, International symposium Fontevraud 7, „Contribution of the materials investigations to improve the safety and performance of LWRs“, Avignon, September 2010.

⁸² 発電用原子力設備規格維持規格（2012年版），日本機械学会，(2012)

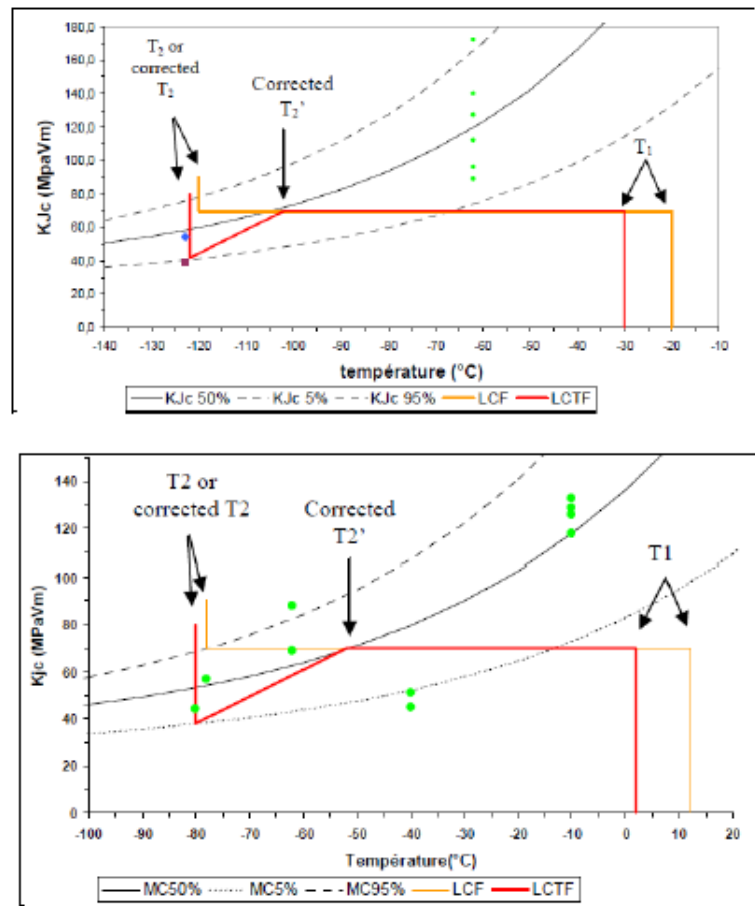


Figure 4: Schematic of WPS loading paths (LCF & LCTF cycles)

図 2.3.1-8 使用された 2 つの荷重履歴 (LCF 及び LCTF) (PVP2014-28078⁷⁵ より引用)

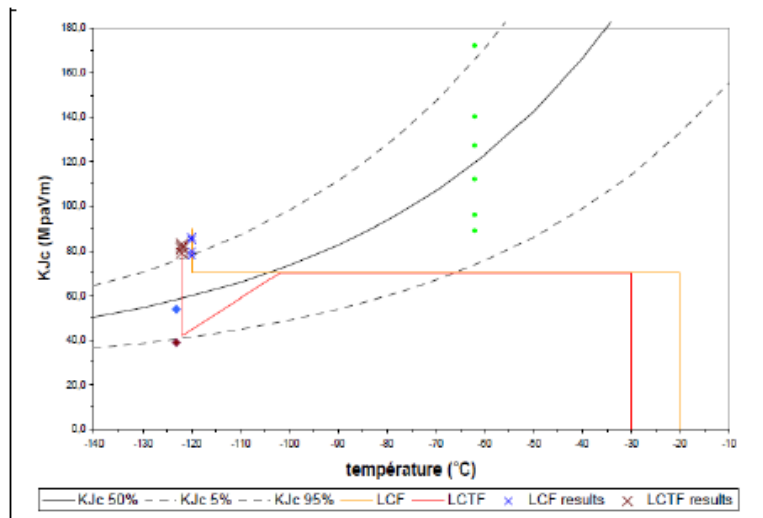


Figure 6: WPS results on Plant 1 (LCF & LCTF WPS cycles)

図 2.3.1-9 プラント 1 の照射材を用いた WPS 効果の結果 (PVP2014-28078⁷⁵より引用)

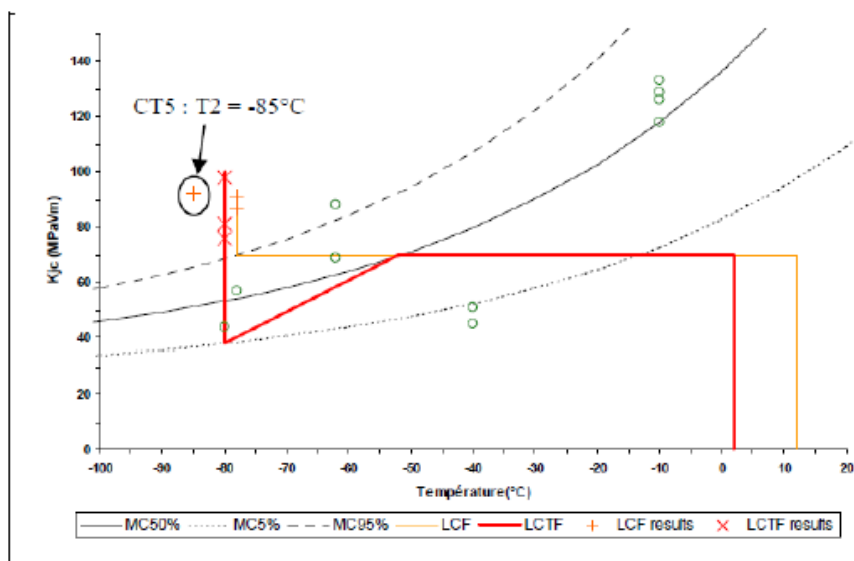


Figure 7: WPS results on Plant 2 (LCF & LCTF WPS cycles)

図 2.3.1-10 プラント 2 の照射材を用いた WPS 効果の結果 (PVP2014-28078⁷⁵より引用)

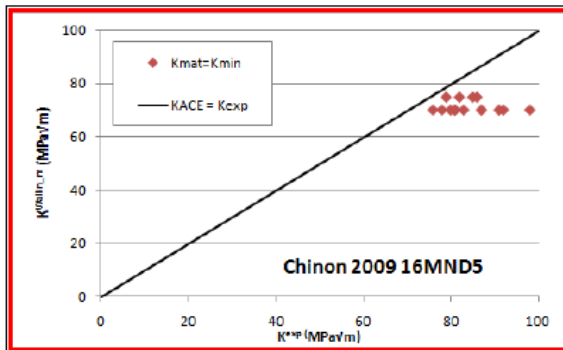
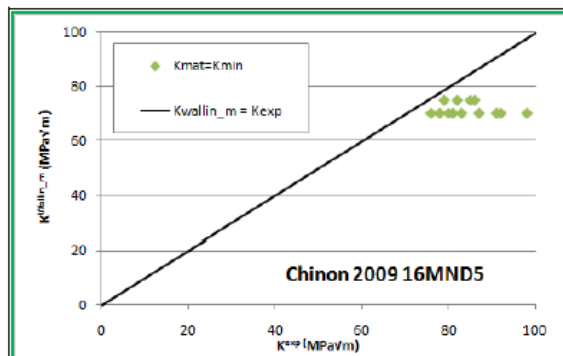
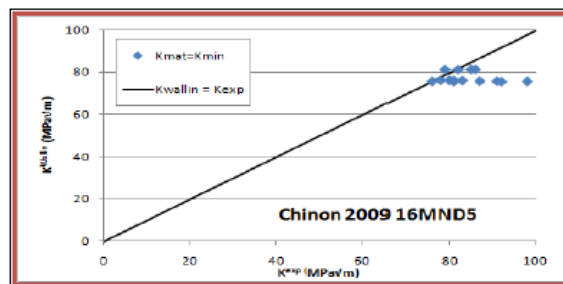
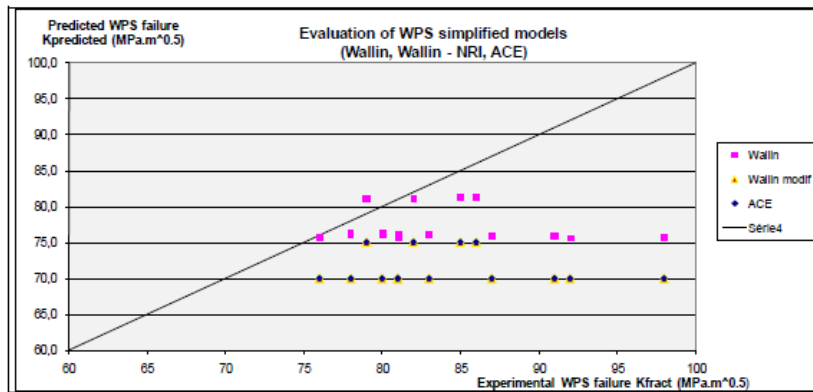


Figure 9: Example of tests interpretation with WPS simplified models (Wallin, Wallin-NRI, ACE)

図 2.3.1-11 WPS 効果の各モデルとの比較 (PVP2014-28078⁷⁵ より引用)

4) PFM 解析コードを用いた評価事例

(a) 台湾の PWR 型の RPV に対する PFM 解析事例

米国 PFM 解析コード FAVOR を用いた評価事例が、近年米国以外の機関から発表されている。これは、USNRC あるいは ORNL が FAVOR の他機関における使用に関して協力的であること、米国ではき裂貫通頻度 (Through-Wall Cracking Frequency, 以下「TWCF」という。) に対して 1.0×10^{-6} /炉年という評価基準が使用された前例があること等が主な理由であると推察される。

Chou らは、米国の PTS 再評価プロジェクトを参考に、台湾の PWR 型の RPV (Westinghouse 社製、3 ループ) に対する健全性評価を行うことを目的として、FAVOR を用いて TWCF を算出した⁸³。化学成分、中性子照射量分布については台湾の Maanshan Unit 1 の RPV のデータを使用した。炉心領域部における相対的な中性子束の分布を図 2.3.1-12 に示す。また、荷重条件は米国 Beaver Valley Unit 1 のデータを使用した。荷重条件の選定については、台湾の Maanshan Unit 1 が米国 Beaver Valley Unit 1 と同じ Westinghouse 社製であることを挙げている。

表 2.3.1-4 に示すように、36EFPY 及び 54EFPY において得られた RPV に対する全 TWCF はそれぞれ 1.91×10^{-16} /炉年、 2.17×10^{-15} /炉年であり、米国の TWCF の許容値である 1×10^{-6} /炉年を大きく下回った。

表 2.3.1-5 に、全 TWCF に対する影響の大きい過渡事象を示す。この事例では、全 TWCF に対して SO-1 の割合が最も高くなった。LOCA においてはある程度のき裂進展確率が得られたが、再負荷がないためき裂が停止して、結果的に貫通に至ることが相対的に少なくなると考えられる。

なお、過年度に実施した PASCAL3 を用いたき裂貫通頻度の試解析においても、全 TWCF に対する SO-1 の寄与がある程度示されており、Chou らの事例の傾向と類似している。

⁸³ H. Chou, C. Huang, “STRUCTURAL RELIABILITY EVALUATION ON THE PRESSURIZED WATER REACTOR PRESSURE VESSEL UNDER PRESSURIZED THERMAL SHOCK EVENTS,” Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2014-28350, (2014)

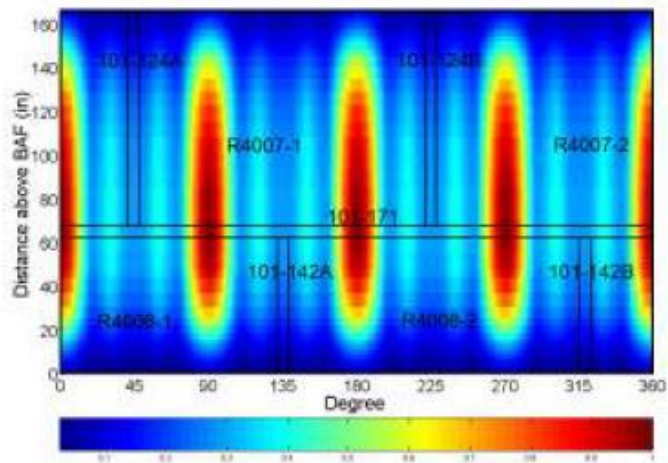


FIG. 3 THE RELATIVE NEUTRON FLUX DISTRIBUTION AGAINST THE CONFIGURATION OF BELTLINE REGION

図 2.3.1-12 炉心領域部における相対的な中性子束の分布 (PVP2014-28350⁸³より引用)

表 2.3.1-4 き裂進展頻度及びき裂貫通頻度の平均値 (PVP2014-28350⁸³より引用)

TABLE 8
THE MEAN FCI AND TWCF OF THE DOMESTIC RPV

Results of 36 EFPY					
Total FCI _(mean) =1.91×10 ⁻¹⁶ /yr, Total TWCF _(mean) =1.91×10 ⁻¹⁶ /yr					
Case No.	Mean Occurrence Frequency	FCI Contribution (%)	FCI (/yr)	TWCF Contribution (%)	TWCF (/yr)
70	5.30×10 ⁻⁸	30.38	5.80×10 ⁻¹⁷	30.38	5.80×10 ⁻¹⁷
71	8.15×10 ⁻⁶	6.80	1.30×10 ⁻¹⁷	6.81	1.30×10 ⁻¹⁷
124	3.83×10 ⁻⁷	24.34	4.65×10 ⁻¹⁷	24.34	4.65×10 ⁻¹⁷
129	6.25×10 ⁻⁵	38.47	7.34×10 ⁻¹⁷	38.48	7.34×10 ⁻¹⁷
Results of 54 EFPY					
Total FCI _(mean) =4.27×10 ⁻¹⁴ /yr, Total TWCF _(mean) =2.17×10 ⁻¹⁵ /yr					
Case No.	Mean Occurrence Frequency	FCI Contribution (%)	FCI (/yr)	TWCF Contribution (%)	TWCF (/yr)
7	6.41×10 ⁻⁶	11.78	5.03×10 ⁻¹⁵	0	0
56	1.52×10 ⁻⁴	83.05	3.55×10 ⁻¹⁴	0	0
64	1.95×10 ⁻⁷	0.04	1.71×10 ⁻¹⁷	0	0
69	5.30×10 ⁻⁸	≈0	≈0	0.06	1.30×10 ⁻¹⁸
70	5.30×10 ⁻⁸	0.35	1.49×10 ⁻¹⁶	6.65	1.44×10 ⁻¹⁶
71	8.15×10 ⁻⁶	0.54	2.31×10 ⁻¹⁶	10.54	2.29×10 ⁻¹⁶
116	5.49×10 ⁻⁶	0.02	8.54×10 ⁻¹⁸	0	0
117	6.41×10 ⁻⁶	≈0	≈0	0	0
120	2.26×10 ⁻⁶	0.01	4.27×10 ⁻¹⁸	0.28	6.07×10 ⁻¹⁸
123	3.83×10 ⁻⁷	0.07	2.99×10 ⁻¹⁷	1.01	2.19×10 ⁻¹⁷
124	3.83×10 ⁻⁷	0.46	1.96×10 ⁻¹⁶	8.99	1.95×10 ⁻¹⁶
129	6.25×10 ⁻⁵	3.68	1.57×10 ⁻¹⁵	72.48	1.57×10 ⁻¹⁵

表 2.3.1-5 き裂貫通頻度に対する影響の大きい過渡事象（PVP2014-28350⁸³より引用）

TABLE 7
DESCRIPTIONS OF PTS TRANSIENTS WHICH HAVE
FRACTURE RISK FOR THE DOMESTIC RPV

Case No.	Transient Description	Transient Class	Influence Condition
7	20.32 cm [8.0 in] surge line break	LOCA (medium and large)	54 EFPY CPI
56	10.16 cm [4.0 in] surge line break	LOCA (medium and large)	54 EFPY CPI
64	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's	SO-1 (no valve reclosure)	54 EFPY CPI
69	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's which reclose at 3,000 s.	SO-1	54 EFPY CPI & CPF
70	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's which reclose at 6,000 s.	SO-1	36, 54 EFPY CPI & CPF
71	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s.	SO-1	36, 54 EFPY CPI & CPF
116	14.366 cm [5.657 in] cold leg break with break area increased 30%	LOCA (medium and large)	54 EFPY CPI
117	14.366 cm [5.657 in] cold leg break, summer conditions (HHSI, LHSI temp = 55°F, Accumulator Temp = 105°F)	LOCA (medium and large)	54 EFPY CPI
120	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	SO-1	54 EFPY CPI & CPF
123	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's which reclose at 3,000 s	SO-1	54 EFPY CPI & CPF
124	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRV's which reclose at 6,000 s	SO-1	36, 54 EFPY CPI & CPF
129	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s	SO-1	36, 54 EFPY CPI & CPF

(b) 韓国における PFM 解析コード開発

RPV を対象とした PFM 解析コードとしては、米国の FAVOR、及び国内の PASCAL3 が代表的なものである。これら以外では、韓国において Park らが独自の PFM 解析コードの開発及び解析を行っている⁸⁴。図 2.3.1-13 に解析フローの模式図、図 2.3.1-14 に破損確率に対する WPS 効果の影響の事例を示す。現状では、この PFM 解析コードに関しては、FAVOR のような体系的な評価手法の整備、あるいは具体的な RPV の評価の事例については公開されていない。

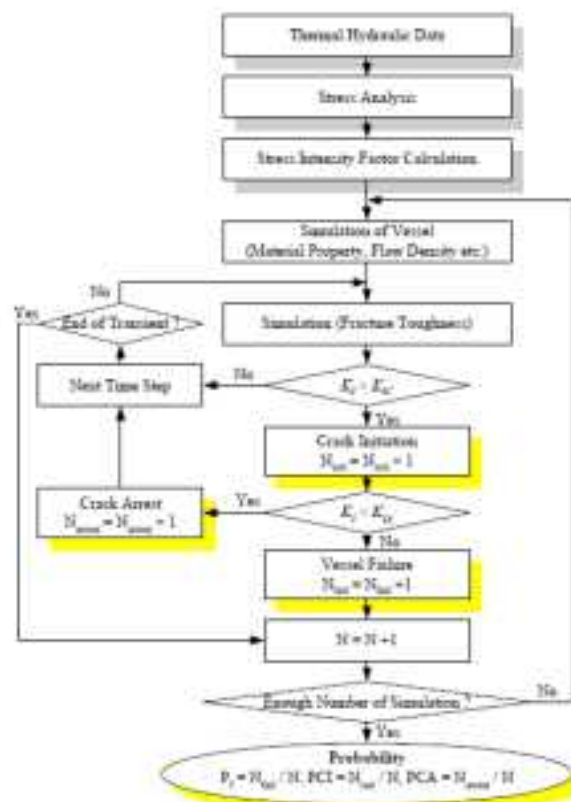


Figure 2. SCHEMATIC DIAGRAM OF THE PROBABILISTIC FRACTURE MECHANICS ANALYSIS

図 2.3.1-13 解析のフローの模式図 (ICONE19-43233⁸⁴ より引用)

⁸⁴ J.S.Park, Y.H.Choi, and M.J.Chung, “Evaluation of Pressurized Thermal Shock in Korean PWR by Using Probabilistic Fracture Mechanics”, ICONE19-43233, (2011).

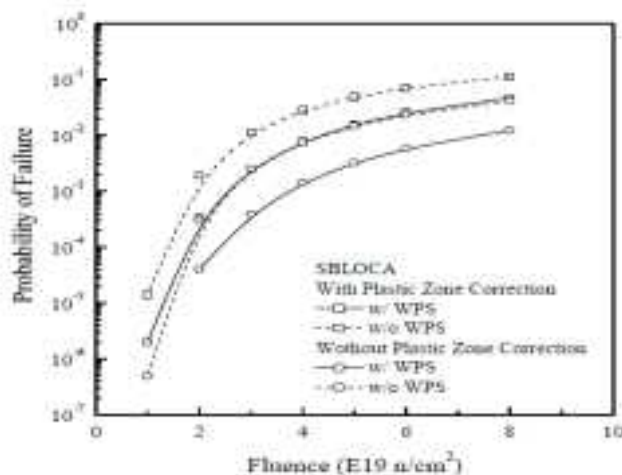


Figure 13. EFFECT OF WPS ON THE PROBABILITY OF FAILURE

図 2.3.1-14 破損確率に対する WPS 効果の影響の事例 (ICONE19-43233⁸⁴より引用)

(c) 日仏米による国際ベンチマーク解析

PVP2014 において、電力中央研究所、仏国 EDF、米国 EPRI 及び SARTREX が参加した国際ベンチマークの成果が発表された⁸⁵。図 2.3.1-15 に示すように RPV における軸方向内部楕円き裂を想定し、各機関がそれぞれ PASCAL3、Cuve1D-OpenTURNS、FAVOR を使用した解析を行った。

過去の同様のベンチマーク、例えば PROSIR では、各機関による計算結果が概ねよい一致を示すものの、発生した差異に関する分析がそれほど行われなかった経緯を踏まえて、各解析コードの共通機能で計算可能な問題とするとともに、図 2.3.1-16 に示すような手順により、伝熱解析、応力解析、応力拡大係数計算、き裂進展確率 (Conditional Probability of Initiation, 以下「CPI」という。) 計算の各結果を比較することとなった。

応力拡大係数の比較の例を図 2.3.1-17 に示す。解析コードで異なる応力拡大係数算出式を使用しているため、EDF の結果が EPRI 及び電力中央研究所の結果よりもやや下回った。また、CPI の比較の例を図 2.3.1-18 に示す。CPI についても若干の差異が生じたが、応力拡大係数算出式の影響と考えられ、3 つのコードによる CPI は同等であると判断された。

PASCAL3 の信頼性確認については後述するが、PFM 解析コードはその想定する条件の性質上、実験との比較がほぼ不可能であるため、このように異なる PFM 解析コードを用いたベンチマーク解析は、解析コードの信頼性を向上させる上で非常に有効な手段と言える。

⁸⁵ E.Dautremer, et al, “MAI Benchmark Campaign of International Software for Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment,” PVP2014-28212, (2014).

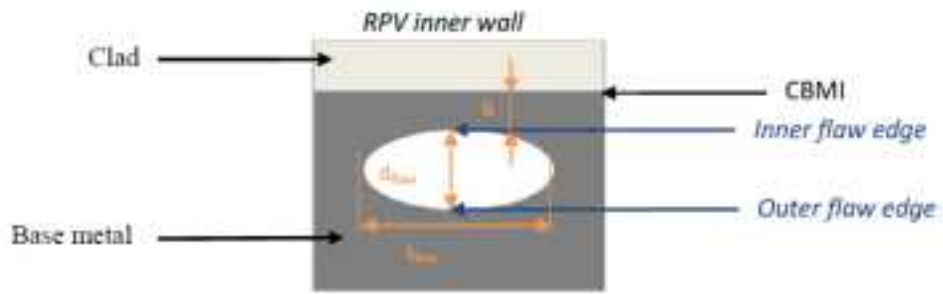


FIGURE 5. ASSUMED EMBEDDED FLAW IN THE BASE METAL

図 2.3.1-15 想定欠陥 (PVP2014-28212⁸⁵ より引用)

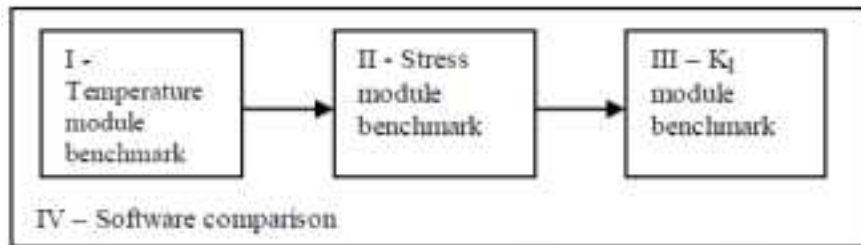


FIGURE 4. GRADUAL DETERMINISTIC VALIDATION PROCESS

図 2.3.1-16 決定論解析の比較の手順 (PVP2014-28212⁸⁵ より引用)

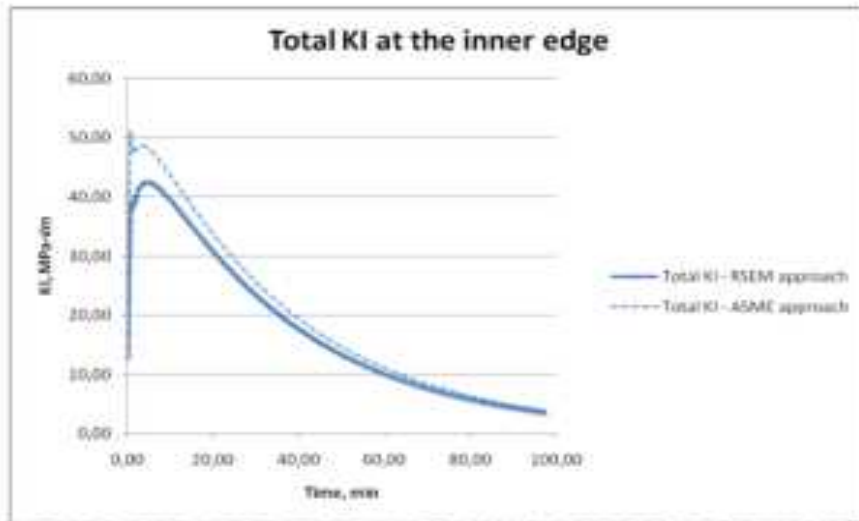


FIGURE 8. IMPACT OF THE METHODOLOGY TO ASSESS K_I

図 2.3.1-17 応力拡大係数の比較 (PVP2014-28212⁸⁵より引用)

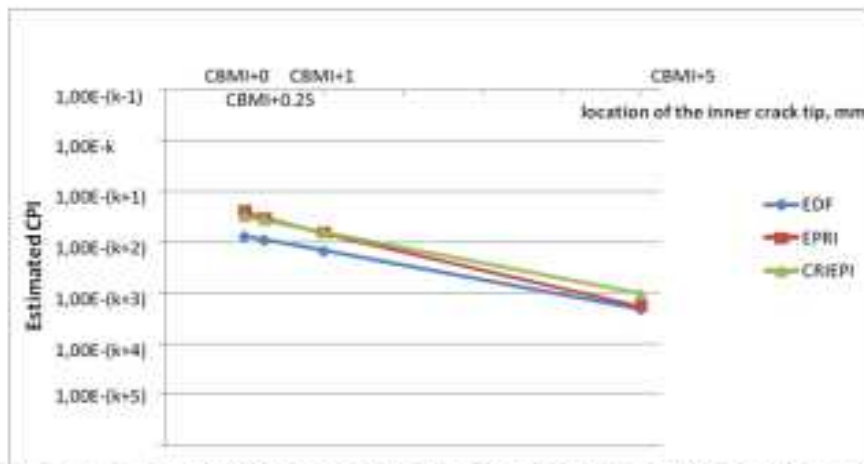


FIGURE 11. REPRESENTATION OF ESTIMATED CPI BY SOFTWARE TOOLS DEPENDING ON THE DISTANCE FROM THE CBMI FOR CPI-2

図 2.3.1-18 条件付き裂進展確率の比較 (PVP2014-28212⁸⁵より引用)

(2) 活用方策の検討

過年度は PASCAL3 を用いて TWCF を算出するための暫定的な条件設定と試計算を行った。例えば、対象とする過渡事象とその発生頻度については米国のデータ⁸⁶を参考とし、欠陥密度に関しても米国のデータを用いることで、PASCAL3 を用いて TWCF を算

⁸⁶ 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)

出可能であることを確認した。ただし、過年度の検討では RPV を全て母材部と仮定した解析であり、RPV 胴部幾何形状に起因する中性子照射量分布についても考慮していない。本年度は TWCF を算出するにあたり、RPV 胴部幾何形状による中性子照射量分布を考慮するとともに、材料についても母材部と溶接部の両方を想定した条件での計算を行った。さらに具体的な活用方策の例として、欠陥位置や過渡事象、さらに検査モデルを適用した欠陥密度の低下に関する感度解析を実施し、各条件が TWCF に与える影響について検討した。

1) 解析条件

解析条件としては、原則として本年度までに選定した標準的解析条件を使用した。一部については感度解析のために異なる条件を使用したものもある。解析条件を表 2.3.1-6 から表 2.3.1-11 に示す。本年度の解析を実施するにあたり、過年度の解析条件と比較して特に着目すべき条件は以下の 4 つである。

- ・ RPV 胴部幾何形状に起因する中性子照射量分布の考慮
- ・ 母材部、溶接部の想定
- ・ 検査モデルを適用した欠陥密度低下
- ・ 内部欠陥深さ方向位置の変更

過年度の解析では、RPV の胴部領域の中性子照射量は一様と仮定して解析を実施したが、本年度の解析では標準的解析条件に従い、RPV 胴部幾何形状に起因する中性子照射量分布を考慮することとした。中性子照射量の分布に関しては、台湾の RPV のデータ⁸³を使用し、中性子照射量の最大値は 7×10^{19} n/cm² と設定した。中性子照射量の分布を考慮するため、RPV をサブリージョンという領域に分割し、図 2.3.1-19 に示すように、各サブリージョンに対して中性子照射量の最大値に対する割合を設定することとした。

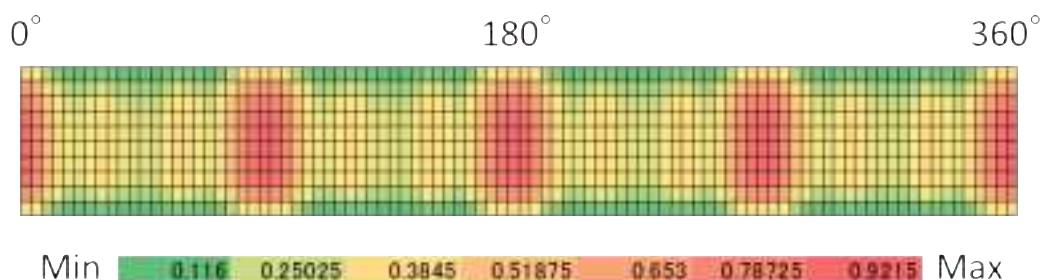


図 2.3.1-19 各サブリージョンに対する中性子照射量の割合

また、本年度は母材部と溶接部のそれぞれの材料の TWCF への影響を確認するため、母材部と溶接部の両方を想定した解析を実施した。さらに、過年度においてはき裂密度

の感度解析として、一定以上の深さを持つき裂が存在しないと仮定した解析を実施したが、本年度は具体的な内部欠陥に対する検査モデルとして Khaleel モデル⁸⁷を設定し、本モデルに従ってき裂密度を低下させた解析を実施した。内部き裂の深さ方向位置については、標準的解析条件ではクラッド直下から 3/8t まで一様とするべきところを、その位置の影響を確認するため、離散点として、クラッド直下、1/8t、3/8t の 3 ケースの条件での解析を実施した。なお、PFM 解析で条件付きき裂貫通確率が 0 であったものは 1×10^{-12} として、TWCF の計算に使用した。

⁸⁷ 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).

表 2.3.1-6 TWCF の算出条件(その 1)

分類	項目	条件	根拠
過渡事象①	事象の選定	SBLOCA, LBLOCA, MSLB, SO-1	<ul style="list-style-type: none"> ・ JEAC 附属書 C (SBLOCA, LBLOCA, MSLB) ⁶⁹ ・ 米国 Beaver Valley 事例 (SO-1) ⁸⁶ SO-1 の中で最も TWCF が高いケース
	発生頻度 ※単位は[回/炉年]	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA : 7.1×10^{-6} ・ SBLOCA : 5.9×10^{-4} ・ MSLB : 2.2×10^{-3} ・ SO-1 : 9.9×10^{-4} 	米国 Beaver Valley 事例 ⁸⁶ 各事象グループにおける個別の発生頻度の総和
	冷却材温度時刻歴	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA, SBLOCA, MSLB : 発電技検報告書 ⁸⁸ ・ SO-1 : 米国 Beaver Valley ⁸⁶ 	同左
	圧力時刻歴	同上	同左
	熱伝達係数	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA, SBLOCA, MSLB : 発電技検報告書 ⁸⁸ 記載の上限値で一定 ・ SO-1 : 米国 Beaver Valley ⁸⁶ 	同左
過渡事象②	伝熱解析入力データ	<ul style="list-style-type: none"> ・ 温度依存性考慮 ※詳細は割愛 	“J.Katsuyama, et al, JPVT, Volume135, Issue5” ⁷²
	応力解析入力データ	<ul style="list-style-type: none"> ・ 温度依存性考慮 	同上
	解析モデル	二次元軸対称	入力の時刻歴データが一次元
	応力解析種類	弾性解析	応力拡大係数を保守的に評価
	応力フリー状態	運転状態 (288°C)	仮定の 1 つ

⁸⁸ 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)

表 2.3.1-7 TWCF の算出条件(その 2)

分類	項目	条件	根拠
原子炉圧力容器	内半径	2m (母材までの距離)	国内 3 ループ相当
	クラッド厚さ	5mm	同上
	母材厚さ	200mm	同上
	容器胴部高さ	4m	相対的に照射量が高い領域
	溶接部位置	台湾のデータ ⁸³ 3 ループ	-
初期欠陥	表面欠陥 (方向)	周方向のみ	<ul style="list-style-type: none"> ・米国の考え方 (肉盛溶接施工方向と同一) ・国内の RPV 胴部に対する肉盛溶接施工は周方向
	表面欠陥 (密度)	米国 VFLAW サンプルデータ ⁸⁹ ※詳細は割愛	同左
	表面欠陥 (深さ)	同上	同左 クラッドを超える程度
	表面欠陥 (アスペクト比)	同上	同左
	内部欠陥 (方向)	軸方向及び周方向 (50%ずつ)	米国の考え方
	内部欠陥 (密度)	米国 VFLAW サンプルデータ ⁸⁹ ※詳細は割愛	同左
	内部欠陥 (深さ)	同上	同左
	内部欠陥 (アスペクト比)	同上	同左
	内部欠陥 (位置)	1/8t に位置	感度解析で比較するための設定
	合体	考慮しない	欠陥数が少なければ初期状態での合体条件を満たさない

⁸⁹ 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)

表 2.3.1-8 TWCF の算出条件(その 3)

分類	項目	条件	根拠
応力拡大係数	内表面半楕円き裂	CEA の解 ⁹⁰ 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解 ヤング率は過渡事象データ計算に使用した 300°C の値
	内部楕円き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	内表面全周き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	軸方向に長い内表面き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	クラッドの考慮	応力分布の不連続に対して線形重ね合わせ（内表面全周き裂、軸方向に長い表面き裂に対する JSME 維持規格の解 ¹⁴¹ ）	K のため線形重ね合わせ可能
	塑性域補正等	考慮しない	弾性解析の応力を使用することによって保守性を含む
破壊靱性	破壊靱性 K_{Ic}	国内データ（ワイブル分布型）	国内データを統計処理
	き裂伝播停止 K_{Ia}	国内データ（対数正規分布型） $\sigma \log KIa=0.290$	国内データを統計処理
	K_{Ic} と K_{Ia} の相関	標準偏差は同一	仮定の 1 つ
	板厚方向のばらつき	標準偏差は同一	仮定の 1 つ

⁹⁰ S. Marie and 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, p517-531, (2008)

表 2.3.1-9 TWCF の算出条件(その 4)

分類	項目	条件	根拠
脆化予測法	脆化予測法	JEAC4201-2007[2013 追補版]	最新の評価法
	予測法のばらつき	9.5 °C	JEAC4201-2007[2013 追補版]
	ばらつきの評価	RT _{NDT} 初期値の標準偏差と、予測法の標準偏差の二乗和の平方根を、RT _{NDT} の標準偏差	初期値及び予測法の両方のばらつきを併せて考慮
	照射温度	288°C	仮定の 1 つ 過渡事象データ計算においても PTS 発生前は 288°C
	中性子束	$6.606 \times 10^{10} \text{ n/cm}^2/\text{s}$	48EFPY で $1 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ を仮定

表 2.3.1-10 TWCF の算出条件(その 5)

分類	項目	条件	根拠
材料特性	RT _{NDT} 初期値分布型	正規分布	仮定の 1 つ
	RT _{NDT} 初期値平均値	・ 母材 0°C ・ 溶接材 -50°C	旧 NISA 資料 ⁹¹ より ※詳細は割愛
	RT _{NDT} 初期値標準偏差	9.4 °C	米国データ
	Cu 分布型	正規分布	仮定の 1 つ
	Cu 平均値	・ 母材 0.16wt% ・ 溶接材 0.14wt%	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 内の仮定の 1 つ
	Cu 打ち切り	±3σ	脆化予測法の適用範囲は 0.25 以下
	Ni 分布型	正規分布	仮定の 1 つ
	Ni 平均値	・ 母材 0.61wt% ・ 溶接材 0.8wt%	国内の RPV を想定
	Ni 標準偏差	0.02 wt% (母材・溶接材共通)	古平, 鉄と鋼, 73, 1656(1987) ⁹²
	Ni 打ち切り	±3σ	脆化予測法の適用範囲は 0.5~1.1
	中性子照射量	中性子照射量分布型	正規分布
中性子照射量平均値		最大で 0.7×10^{20} n/cm ²	台湾のデータ ⁸³
中性子照射量標準偏差		平均値の 13.1%	米国データ ⁹³
中性子照射量打ち切り		上下限を考慮し ない	現状の PASCAL3 の機能
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	-
板厚内減衰		JEAC4206-2007 附 属書 C69 係数 9.448	同左

⁹¹ <http://www.meti.go.jp/committee/materials/downloadfiles/g50930a03j.pdf>

⁹² 古平 恒夫, 軽水炉圧力容器鋼材の進歩, 鉄と鋼, 73(14), 1656-1667(1987)

表 2.3.1-11 TWCF の算出条件(その 6)

分類	項目	条件	根拠
進展停止	進展判定	$K_I > K_{Ic}$ 延性き裂進展は考慮しない	一般的な手法
	進展評価位置	表面き裂：最深点 内部き裂：内表面側の点	仮定の 1 つ
	WPS	K_I が増加中で、かつ K_{Ic} よりも大きいときに進展	仮定の 1 つ
	進展後のき裂形状	・周方向き裂：全周き裂 ・軸方向き裂：軸方向に長いき裂	仮定の 1 つ (FAVOR も同様)
き裂貫通評価	破壊評価	・ a/t 基準 ・ 塑性崩壊基準 のいずれかを満たすとき裂貫通	仮定の 1 つ
	a/t 基準	a/t > 0.75	維持規格 ¹⁴¹
	塑性崩壊基準	JEAC4206 (JEAC4206 改訂版)	JEAC4206 (JEAC4206 改訂版)
	流動応力	500MPa (ばらつきなし)	仮定の 1 つ
き裂貫通確率	複数き裂の扱い	1 つでもき裂進展 (あるいはき裂貫通) すると RPV としてもき裂進展 (あるいはき裂貫通)	仮定の 1 つ (FAVOR も同様)
TWCF	過渡事象の扱い	各過渡事象での 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 も同様)
非破壊検査	検査モデル	内部欠陥 Khaleel モデル ⁸⁷	仮定の 1 つ
	検出後の処理	欠陥密度減少	仮定の 1 つ
	検査時期	(感度解析で検討)	-
	検査領域	(感度解析で検討)	-
溶接残留応力	母材突き合わせ溶接	PVP2014-28392	国内相当で最も詳細な解析の 1 つ
	肉盛溶接	JPVT Vol. 135, 051402	国内相当で最も詳細な解析の 1 つ
	K の計算	線形重ね合わせ	仮定の 1 つ

2) 各条件の影響

確率論的評価手法を用いて TWCF を算出することで、様々な解析条件の影響を定量的に比較することが可能となる。ここでは確率論的評価手法の活用方策の一例として、欠陥位置や過渡事象、欠陥密度、内部き裂の深さ方向位置の各解析条件が TWCF に及ぼす影響を比較した。比較する内容の一覧を表 2.3.1-12 に示す。

欠陥位置については、母材部に存在する欠陥による TWCF と溶接部に存在する欠陥による TWCF とを比較した。過渡事象については、LBLOCA、SBLOCA、主蒸気管破断 (Main Steam Line Break, 以下「MSLB」という。)、弁の開固着 (Stuck Open Valve, 以下「SO」という。) のそれぞれにおける TWCF を比較するとともに、検査モデルを適用し、欠陥密度を減少させた場合の TWCF についても比較した。Khaleel の欠陥検出モデルを以下に示す。また、各検査精度に対するパラメータの値を表 2.3.1-13 に示す。

$$P_{ND} = \varepsilon + \frac{1}{2}(1 - \varepsilon)\operatorname{erfc}\left(\sqrt{\ln\left(\frac{a}{a^*}\right)}\right) \quad (2.3.1-5)$$

これは表面き裂に対するモデルであるが、内部き裂の位置が内表面に近い場合は、表面き裂と同等の検出確率が適用できる。

検査モデルの精度については、Advanced と Very good の 2 ケースとした。また、内部欠陥の深さ方向位置について、全ての内部欠陥がクラッド直下 1mm に存在すると仮定したケース、板厚の 1/8 となる位置に存在すると仮定したケース、板厚の 3/8 に存在すると仮定したケースとを比較した。最後に、表面欠陥のみの TWCF と内部欠陥のみの TWCF を比較し、表面欠陥と内部欠陥との全 TWCF への寄与度を確認した。

表 2.3.1-12 各条件に対する影響の検討一覧

	条件	比較する内容
1	欠陥位置	溶接部、母材部
2	過渡事象 欠陥密度(検査精度)	過渡事象：LBLOCA、SBLOCA、MSLB、SO 検査精度：Advanced、Very good
3	内部欠陥深さ方向位置	クラッド直下 1mm、1/8t、3/8t
4	表面欠陥	表面欠陥、内部欠陥

表 2.3.1-13 Khaleel モデルの各検査精度に対するパラメータ

検査精度	a* [inch]	ϵ	ν
Marginal	1.0	0.25	1.6
Good	0.5	0.1	1.6
Very good	0.25	0.01	1.6
Advanced	0.125	0.001	1.6

(a) 欠陥位置の影響

欠陥位置の影響を確認するため、算出した TWCF のうち内部き裂の溶接部の TWCF と母材部の TWCF を比較した。解析結果を表 2.3.1-14 に示す。本解析条件を用いると、溶接部の TWCF は母材部の TWCF に比べて非常に低いという結果が得られた。本解析条件下では、RPV 全体の TWCF に対して母材部の影響が支配的であると判断できる。

表 2.3.1-14 欠陥位置の影響

種類	位置	TWCF
内部き裂 (軸方向及び周方向)	溶接部	5.5×10^{-12}
	母材部	2.2×10^{-7}

(b) 過渡事象及び欠陥密度の影響

過渡事象及び欠陥密度の影響を確認するため、供用前検査として Khaleel モデルを適用し、検査精度の欠陥検出率に応じて欠陥密度を減少させた場合の各過渡事象に対する TWCF を計算した。(a)き裂位置の影響においては、材料による全 TWCF への影響は母材部が支配的であったため、本検討では母材部の内部欠陥を対象として TWCF の比較を行った。検査モデルの欠陥検出精度に関しては Khaleel モデルの Advanced と Very good の 2 ケースとする。母材部の欠陥寸法に対応した欠陥検出率を表 2.3.1-15 と表 2.3.1-16 に示す。検査領域としては、Very good については全領域を、Advanced については全領域と照射量が高い領域 25%程度を対象にした計 3 ケースを設定し、各ケースで計算される TWCF について比較した。

計算した各過渡事象の TWCF を表 2.3.1-17 に示す。本解析条件を用いると、SO に関する TWCF が最も高く、全過渡事象を考慮した TWCF の 50%程度を占めていることが分かる。また、TWCF が高かった SO と MSLB について、各サブリージョンの TWCF をマッピングしたものを図 2.3.1-20 に示す。図中縦方向が RPV 長手方向、横方向が RPV 周方向を示し、左端が 0°、右端が 90°である。どちらの過渡事象においても、図 2.3.1-19 に示すように中性子照射量の高い 0°位置及び 90°位置近傍の領域での TWCF が特に高くなっていることが分かる。また、SO については全体的に TWCF が高い。

続いて、検査モデルを適用し、欠陥密度を減少させた場合の TWCF を表 2.3.1-18 に示す。検出精度 Very good で RPV の全領域を検査したと仮定したケースでは、全過渡事象を考慮した TWCF が 5.9×10^{-8} 、検出精度 Advanced で RPV の全領域を検査したと仮定したケースでは同 TWCF が 5.9×10^{-9} となり、両者の差は 10 倍程度となった。また、検出精度 Advance で RPV 内表面の高照射領域 (25%程度) のみを検査したと仮定したケースでは、TWCF は 2.5×10^{-8} となり、検出精度 Very good で全領域を検査したケースよりも低い TWCF を示した。各サブリージョンの TWCF の分布を図 2.3.1-21 に示す。全領域に検出精度 Advanced を適用した場合には、全体的に TWCF が低下しており、高照射領域のみに適用した場合には、検査箇所における高かった TWCF が低下していることが分かる。

表 2.3.1-15 検出精度 Very good における欠陥検出率

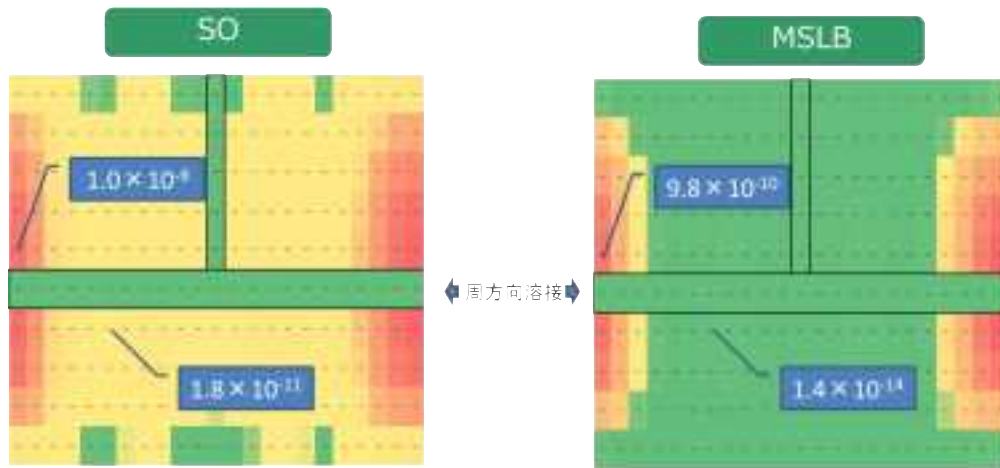
a[mm]	Pd
2.19	0.007922
4.38	0.19834
6.57	0.525408
8.76	0.759031
10.95	0.882288

表 2.3.1-16 検出精度 Advanced における欠陥検出率

a[mm]	Pd
2.19	0.20014284
4.38	0.765931707
6.57	0.949114482
8.76	0.988185172
10.95	0.99645805

表 2.3.1-17 各過渡事象における TWCF

種類	位置	SBLOCA	LBLOCA	MSLB	SO	全事象
内部き裂(軸方向及び周方向)	母材部	2.0×10^{-8}	1.1×10^{-9}	8.2×10^{-8}	1.2×10^{-7}	2.2×10^{-7}

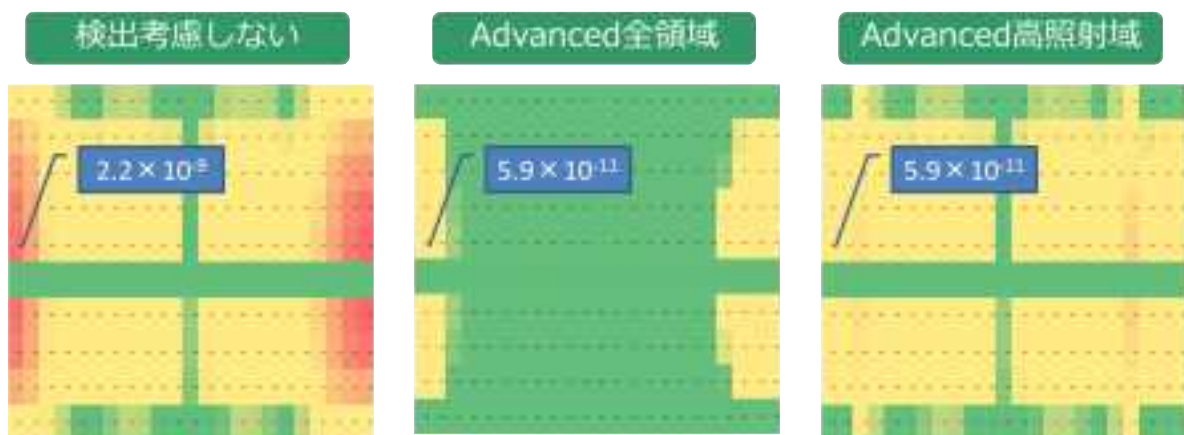


赤: TWCF大、緑: TWCF小 Microsoft Excelの条件付書式でセルに色付け

図 2.3.1-20 周方向 90°分の各サブリージョンの TWCF の分布(SO と MSLB)
縦方向: RPV 長手方向 横方向: RPV 周方向 (左端 0°、右端 90°)

表 2.3.1-18 欠陥密度の影響

種類と位置	欠陥密度*	SBLOCA	LBLOCA	MSLB	SO	全事象
内部き裂 (軸方向及び周方向)	-	2.0×10^{-8}	1.1×10^{-9}	8.2×10^{-8}	1.2×10^{-7}	2.2×10^{-7}
	Very good 全領域	5.3×10^{-9}	7.6×10^{-10}	2.7×10^{-8}	2.6×10^{-8}	5.9×10^{-8}
	Advanced 全領域	4.2×10^{-10}	1.9×10^{-10}	3.6×10^{-9}	1.7×10^{-9}	5.9×10^{-9}
母材部	Advanced 高照射域*	9.8×10^{-10}	2.4×10^{-10}	5.8×10^{-9}	1.8×10^{-8}	2.5×10^{-8}



赤: TWCF大、緑: TWCF小 Microsoft Excelの条件付書式でセルに色付け

図 2.3.1-21 検査モデル適用時の周方向 90°分の各サブリージョンの TWCF の分布の変化. 縦方向: RPV 長手方向 横方向: RPV 周方向 (左端 0°、右端 90°)

(c) 内部欠陥の深さ方向位置の影響

内部欠陥の深さ方向位置を考慮するため、全ての内部き裂の深さ方向位置をクラッド/母材境界から 1mm、板厚の 1/8、板厚の 3/8 の 3 ケースに分け、各ケースにおける母材部の内部き裂に対する TWCF を比較した。全ての内部欠陥が板厚の 1/8 の位置に存在すると仮定する条件は、これまでの検討でも用いた条件であり、TWCF は 2.2×10^{-7} である。全ての内部欠陥がクラッド/母材境界から 1mm の位置に存在すると仮定したケースでは TWCF が 4.3×10^{-5} と大きな値を示し、板厚の 3/8 の位置に存在すると仮定したケースでは 1.2×10^{-11} という低い値となった。米国の PFM 解析コード FAVOR では 3/8t より深い位置に存在する欠陥が TWCF に及ぼす結果は無視できるとされているが、本結果もそれを裏付ける結果と言える。

表 2.3.1-19 内部欠陥の深さ方向位置の影響

種類	位置	深さ方向位置	TWCF
内部き裂（軸方向及び周方向）	母材部	クラッド/母材境界から 1mm	4.3×10^{-5}
		全て 1/8t	2.2×10^{-7}
		全て 3/8 t	1.2×10^{-11}

(d) 表面欠陥の影響

(a)から(c)までの検討は内部欠陥の TWCF のみに着目して行ったものである。表面欠陥についての各過渡事象の TWCF を表 2.3.1-20 に示す。本解析条件を用いると表面欠陥の全過渡事象を考慮した TWCF は 1.0×10^{-6} となり、そのほとんどは母材部の SO の TWCF によるものである。このように高い TWCF が計算される理由としては、本解析における SO は米国 Beaver Valley の全 TWCF に影響のある一次系の弁の開固着事象のうち、最も TWCF が高い事象（SO126）を使用しているとともに、その発生頻度については、同様に Beaver Valley の弁の開固着事象の発生頻度の総和を使用しているため、非常に保守的な設定になっていることに起因するものと考えられる。

表 2.3.1-20 表面欠陥の影響

種類	位置	SBLOCA	LBLOCA	MSLB	SO	全事象
表面き裂 (周方向のみ)	溶接部 (周・軸)	3.6×10^{-18}	3.6×10^{-18}	3.6×10^{-18}	3.6×10^{-18}	1.0×10^{-6}
	母材部	8.1×10^{-12}	2.0×10^{-15}	2.0×10^{-15}	1.0×10^{-6}	

3) まとめ

PFM 解析の活用方策として、PASCAL3 を用いた TWCF の感度解析を通じて、欠陥位置、過渡事象、欠陥密度等の影響を例示した。本事例で使用した解析条件においては、

溶接金属における TWCF は母材部と比べて低く、RPV 全体の TWCF はほぼ母材部における TWCF によって決定されていることが示された。また各過渡事象を比較すると、SO による TWCF が全体に占める割合が大きくなっていた。ただし、この SO については、米国 Beaver Valley の全 TWCF に影響のある一次系の弁の開固着事象のうち、最も TWCF が高い事象(SO126)を使用しているとともに、発生頻度については、同様に Beaver Valley の弁の開固着事象の発生頻度の総和を使用しているため、非常に保守側の設定になっていると考えられ、過度に厳しい条件となっていないか確認することが今後の検討課題である。

2.3.2 確率論的評価手法の標準化に関する調査

(1) 標準的解析要領

過年度整備した標準的解析要領は、RPVを対象としたPFM解析を実施する上での基本的な要求事項の骨子をまとめたものであった。

本年度は、本要領における本文及び解説に追記する形で、RPVを対象としたPFM解析のための具体的なデータ、あるいは手法等に関する記述を詳細化するとともに、その根拠や事例を記載することとした。また、附属書として「解析コードの信頼性確認」を新規に追加した。

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 2.3.2-1 に、対象とする範囲について図 2.3.2-2 に示す。標準的解析要領は要求事項である本文とその詳細を説明する附属書の解説からなる。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、PASCAL3の信頼性確認事例を記載するものとする。

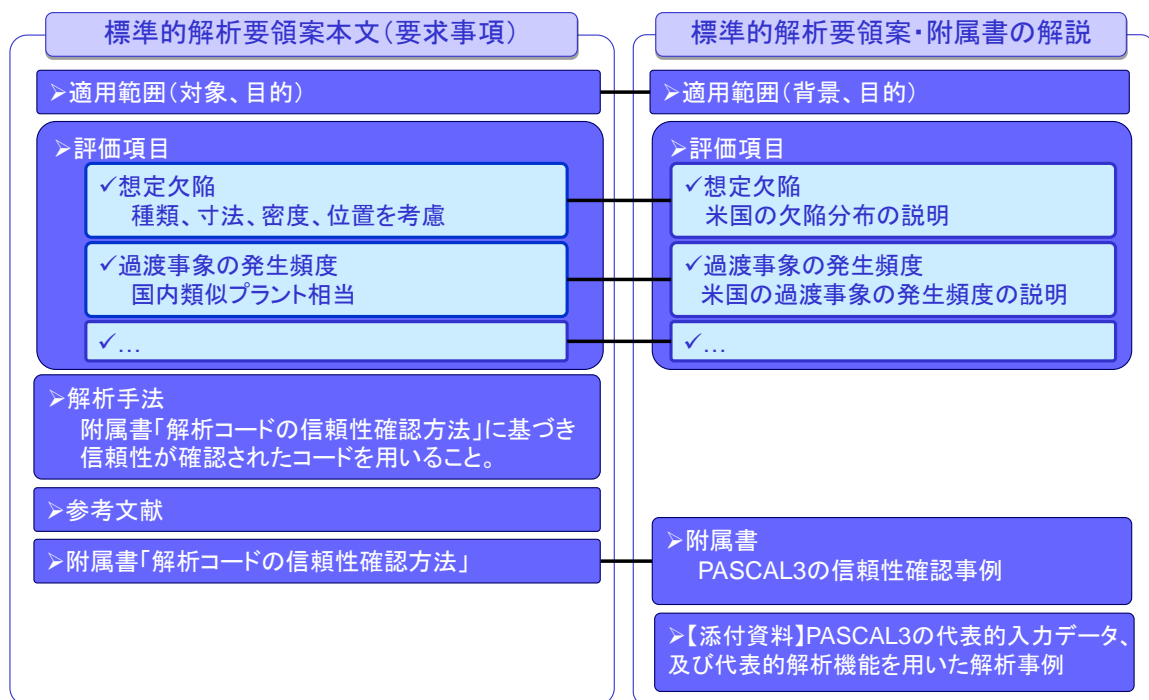


図 2.3.2-1 標準的解析要領の枠組み

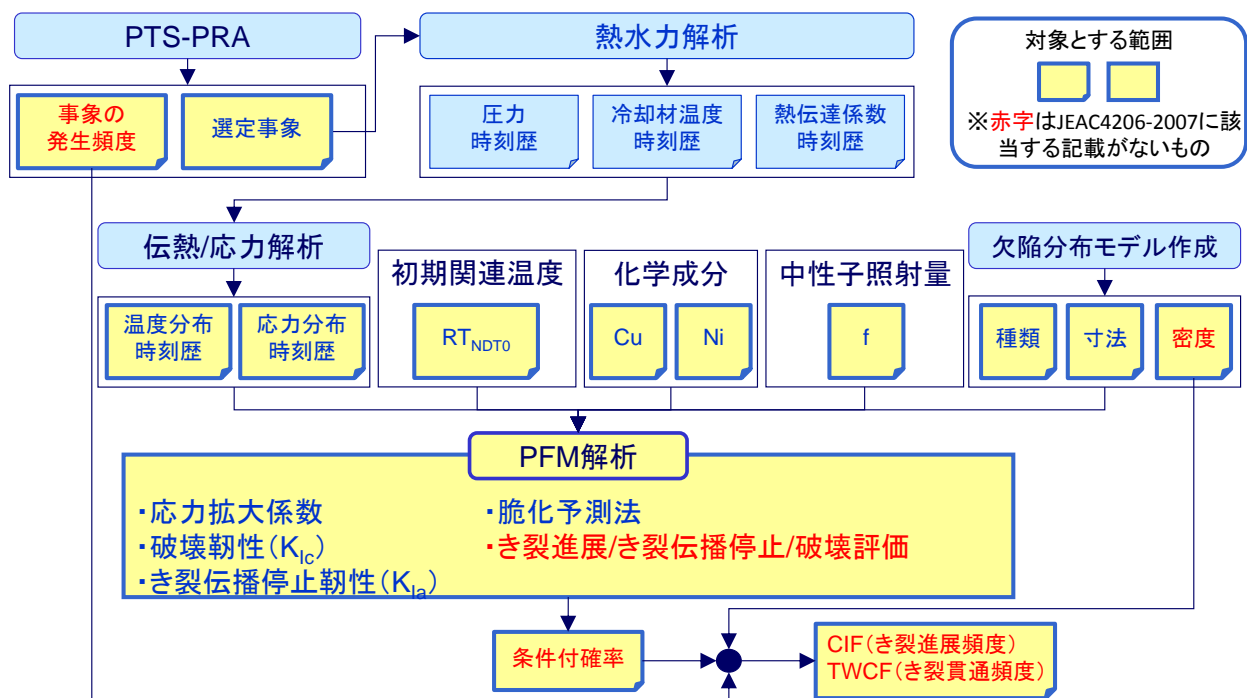


図 2.3.2-2 標準的解析要領の対象範囲

2) 標準的解析要領の詳細

本年度検討した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を以下に示す。構成は本文とその解説からなり、参考論文及び図表を含んでいる。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。

(a) 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

1 一般事項

1.1 適用範囲

- ・ 本文

- ・ 本要領は、加圧水型軽水減速軽水冷却型原子炉圧力容器（Reactor Pressure Vessel, RPV）の炉心領域部を対象に、加圧熱衝撃（Pressurized Thermal Shock, PTS）事象等による過渡事象中の非延性破壊について、確率論的破壊力学（Probabilistic Fracture Mechanics, PFM）解析手法を用いて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。
- ・ 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。
- ・ 確率論的破壊力学解析手法を用いることにより、健全性評価上必要となる因子の不確かさを考慮して、非延性き裂進展開始後のき裂伝播停止を含めて、き裂が原子炉圧力容器板厚を貫通し、その耐圧機能を喪失する頻度を求める。

・解説

- ・決定論的に非延性き裂進展を防止するための健全性評価手法である JEAC4206-2007[1]附属書 C を基本とする。
- ・より妥当な評価手法、あるいは新知見が適用できる場合はこの限りではない。
(JEAC4206 の改定案に関しては、現状では触れていないが、今後の規格策定の状況を考慮し、反映を図る)

1.2 用語の定義

・本文

- ・破損：想定き裂のき裂進展（以下、「き裂進展」という）、き裂の板厚貫通（以下、「き裂貫通」という）、あるいはその両方を意味する。
- ・頻度：供用 1 年あたりの回数を意味する。「き裂進展頻度」は RPV に想定するき裂が供用 1 年あたりに進展する頻度、「き裂貫通頻度」は RPV に想定するき裂が供用 1 年あたりに貫通する頻度を意味する。

1.3 対象とする機器と供用状態

・本文

- ・供用状態 C 及び D における加圧水型原子炉圧力容器の炉心領域部を対象とする。

・解説

- ・本要領は JEAC4206-2007 附属書 C を基本としているため、現段階では加圧水型原子炉圧力容器を対象としている。ただし、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、本要領が適用できる。

1.4 破損頻度計算手順の概要

・本文

- ・破損頻度計算手順の模式図を図 2.3.2-3 に示す。必要に応じて、複数の過渡事象、複数のき裂種類等を考慮して RPV の破損頻度を計算する。
- ・図中に”*”で示した不確か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モデルとして取り扱うか、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。

・解説

- ・JEAC4206-2007 附属書 C では脆性き裂進展を健全性評価の判定基準としている。本要領に基づくき裂貫通頻度の計算においては、応力拡大係数及び破壊靱性の算出までの手順については JEAC4206-2007 附属書 C とほぼ同等である。一方で、き裂進

展後の停止判定、過渡事象の発生頻度の考慮、破損頻度の計算等は別途考慮すべき項目となる。

2 PTS 状態遷移曲線の設定

2.1 事象の選定

・本文

- ・評価対象プラントにおいて、PTS 事象等による過渡事象中の非延性き裂進展に伴うき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き裂進展によるき裂貫通の可能性だけでなく、当該事象の発生頻度の観点を含めて選定する。

・解説

- ・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。
- ・JEAC4206-2007 附属書 C では、"供用状態 C, D の過渡事象から PTS 事象を選定する"としており、また"具体的な事象が特定されない場合、主蒸気管破断事故、小破断冷却材喪失事故（小破断 LOCA）、大破断冷却材喪失事故（大破断 LOCA）を対象とする"、としている。
- ・米国 PTS 再評価プロジェクト[2]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、パイロットプラントの事例では、SO-1（一次系の弁の開固着）時にもき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 に占める各事象の割合を表 2.3.2-1 に示す。

2.2 温度分布の時刻歴

・本文

- ・RPV の炉心領域部での一次冷却材温度、圧力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。

・解説

- ・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、大破断 LOCA について、RPV ダウンコマ部流体の温度及び圧力の過渡変化の例が、旧発電設備技術検査協会の報告[3]に示されている。
- ・旧発電設備技術検査協会による主蒸気管破断事故、小破断 LOCA、大破断 LOCA の冷却材温度及び圧力の時刻歴を図 2.3.2-4、図 2.3.2-5、図 2.3.2-6 に示す。また、米国 PTS 再評価プロジェクトで計算された Beaver Valley Unit1 における一次系の弁の開固着 SO126 の冷却材温度及び圧力の時刻歴[4]を図 2.3.2-7 に示す。

・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

・本文

・RPV の炉心領域部での一次冷却材温度、圧力及び流量の過渡変化から、RPV の板厚内における応力分布の時刻歴を評価する。

・解説

・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、大破断 LOCA について、RPV ダウンコマ部流体の温度及び圧力の過渡変化の例が、旧発電設備技術検査協会の報告[3]に示されている。

・旧発電設備技術検査協会による主蒸気管破断事故、小破断 LOCA、大破断 LOCA の冷却材温度及び圧力の時刻歴を図 2.3.2-4、図 2.3.2-5、図 2.3.2-6 に示す。また、米国 PTS 再評価プロジェクトで計算された Beaver Valley Unit1 における一次系の弁の開固着 SO126 の冷却材温度及び圧力の時刻歴[4]を図 2.3.2-7 に示す。

・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

・本文

・製造時の突合せ溶接及び肉盛溶接による残留応力分布についても考慮する。

・解説

・米国の PFM 解析コード FAVOR[5]では、製造時の突合せ溶接による残留応力分布を考慮することができる。

・国内においても突合せ溶接及び肉盛溶接による残留応力評価の事例[6][7]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を図 2.3.2-8 に示す。

2.5 想定欠陥

・本文

・欠陥の種類、寸法、個数あるいは密度、位置を考慮して、適切な欠陥(分布)を想定する。

・最大仮想欠陥を適用してもよい。ただし、欠陥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において適用された欠陥分布を参考にしてもよい。

・供用前、供用期間中検査 (及び特別点検) の結果を反映してもよい。

・解説

・JEAC4206-2007 附属書 C では、最大仮想欠陥として、深さ 10mm、長さ 60mm の内表面軸方向半楕円き裂を想定する。

- ・ 米国 PTS 再評価プロジェクトにおいては、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、欠陥分布作成コードの使用等を通じて、欠陥の寸法及び密度が設定された。現段階では、RPV の欠陥分布について、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。米国の PFM 解析コード FAVOR に使用する欠陥分布の作成方法とサンプルデータについては報告書 [8] にまとめられている。
- ・ 米国の PFM 解析コード FAVOR における欠陥の取り扱いの概要を以下に示す。
- ・ 欠陥種類は、表面欠陥及び内部欠陥であり、表面欠陥は半楕円き裂、内部欠陥は楕円き裂として取り扱う。
- ・ 欠陥分布のデータとして、欠陥寸法と欠陥密度が使用される。欠陥寸法については、表面半楕円き裂は深さ及び長さ（アスペクト比）、内部楕円き裂は深さ、長さ（アスペクト比）、RPV 板厚方向位置が使用される。
- ・ 表面半楕円き裂はクラッド施工と同方向、溶接部における内部楕円き裂は溶接方向と同方向、母材部における内部楕円き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、内部楕円き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。
- ・ 表面半楕円き裂は最深点を進展評価点とする。内部楕円き裂は内表面に最も近い点を進展評価点とする。いずれも進展と判定されると、全周き裂、あるいは軸方向に長いき裂に置き換える。
- ・ き裂の合体は考慮しない。
- ・ 検査の結果に基づき、想定する欠陥寸法、あるいは欠陥個数等に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、想定欠陥に反映してもよいこととした。

2.6 応力拡大係数 K_I

・ 本文

- ・ 想定する RPV の幾何形状、想定する応力分布、想定するき裂種類を踏まえて、応力拡大係数 K_I 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、手法と根拠を明確にすること。
- ・ き裂進展に伴って、き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。

・ 解説

- ・ 日本機械学会維持規格 [9] 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き裂、円筒における軸方向及び周方向表面半楕円き裂、全周き裂、軸方向に

長いき裂等に対する応力拡大係数算出式が記載されている。

- ・肉盛溶接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式、あるいは重ね合わせ法等を用いる。
- ・CEAにおいて開発された、クラッドを貫通した表面き裂に対する応力拡大係数[10]における応力分布の取扱を図 2.3.2-9 に示す。また、PFM 解析コード PASCAL3[11]の重ね合わせ法の概念を図 2.3.2-10 に示す。

3 破壊靱性遷移曲線等の設定

3.1 中性子照射量

・本文

- ・評価時期に対応した中性子照射量を設定する。
- ・き裂先端の中性子照射量を設定する上で、板厚方向の減衰を考慮してもよい。
- ・RPV 内表面における中性子照射量の空間的な分布を考慮してもよい。

・解説

- ・板厚方向の減衰については、JEAC4206 に規定されている評価式を使用することが望ましい。
- ・JEAC4206 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 : き裂先端における中性子照射量 [$\times 10^{19}\text{n/cm}^2$]、 f_0 : RPV 内表面における中性子照射量 [$\times 10^{19}\text{n/cm}^2$]、 a : き裂深さ [mm]）。

$$f = f_0 \cdot \exp(-0.24a/25.4)$$

- ・上式は、FAVOR 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[2][12]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を図 2.3.2-11 に示す。また、台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例を図 2.3.2-12 に示す。

3.2 化学成分

・本文

- ・評価対象プラントに対して、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かさを参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。

・解説

- ・化学成分については、ミルシート値は代表値であるため、板厚内にはある程度ばら

つきがあると仮定し、正規分布等にモデル化する。

- ・ PFM 解析コード FAVOR では、米国のデータベース RVID[13]が使用され、Cu、Ni 等については、ばらつきがモデル化されている。RPV のある領域に複数個存在するき裂先端の化学成分の設定について、1つ目のき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つ目のき裂先端の化学成分の標準偏差の推奨値は、Cu0.0073wt%、Ni0.0244%とされている。

3.3RT_{NDT}

- ・ 本文

- ・ 評価対象プラントに対して、適切な初期 RT_{NDT} 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。

- ・ 解説

- ・ 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} 予測値が表形式で与えられる。JEAC4201-2007 (2013 年追補版) [14]によれば、国内監視試験データ (標準材除く) に対する予測誤差の標準偏差は 9.5°C と分析されている。
- ・ PFM 解析コード FAVOR 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靱性シフトを求め、ΔRT_{NDT} 予測値を決定する。

3.4 破壊靱性 K_{Ic}

- ・ 本文

- ・ 評価対象プラントに対して、適切な 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。

- ・ 解説

- ・ PFM 解析コード FAVOR の K_{Ic} 曲線を次式に示す。

$$K_{Ic}(\Delta T) = a_{K_{Ic}}(\Delta T) + b_{K_{Ic}}(\Delta T) [-\ln(1 - \Phi_{K_{Ic}})]^{1/c_{K_{Ic}}} \text{ for } 0 < \Phi_{K_{Ic}} < 1$$

$$a_{K_{Ic}}(\Delta T_{RELATIVE}) = 19.35 + 8.335 \exp[0.02254(\Delta T_{RELATIVE})] [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$$

$$b_{K_{Ic}}(\Delta T_{RELATIVE}) = 15.61 + 50.132 \exp[0.008(\Delta T_{RELATIVE})] [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$$

$$c_{K_{Ic}} = 4$$

$$\Delta T_{RELATIVE} = T(\tau) - RT_{NDT}(r, \dots) \text{ in } ^\circ\text{F}$$

3.5 き裂伝播停止靱性 K_{Ia}

・ 本文

- ・ 評価対象プラントに対して、適切な 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。

・ 解説

- ・ PFM 解析コード FAVOR の K_{Ia} 曲線を次式に示す。

$$\mu_{\ln(K_{Ia})}(\Delta T_{RELATIVE}) = \ln[\bar{K}_{Ia}(\Delta T_{RELATIVE})] - \frac{\sigma_{\ln(K_{Ia})}^2}{2}$$

$$\sigma_{\ln(K_{Ia})} = 0.18$$

$$K_{Ia(\text{mean})}(\Delta T_{RELATIVE}) = 27.302 + 69.962 \exp[0.006057(\Delta T_{RELATIVE})] [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$$

$$\Delta T_{RELATIVE} = T(r, \tau) - RT_{Arrest}(r, \dots) [^\circ\text{F}]$$

$$RT_{ARREST}(r, \dots) = RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{ARREST} + \Delta RT_{NDT}(r, \dots)$$

4 破損頻度の計算

4.1 き裂進展

・ 本文

- ・ K_I が K_{Ic} を超える場合に、き裂進展と判定する。ただし、 K_I が減少している過程においては、き裂は進展しないこととする。

・ 解説

- ・ PASCAL3 では、米国 PFM 解析コード FAVOR と同様に、表面半楕円き裂の場合は最深点、内部楕円き裂の場合は内表面側に最も近い点においてき裂進展の判定を行う。

- ・ JEAC4206 改訂版を参考にしてもよい。

4.2 き裂伝播停止

・ 本文

- ・ き裂進展と判定された場合、より大きなき裂とみなして K_I を算出する。
- ・ その状態において K_{Ia} を算出し、 K_I が K_{Ia} を下回る場合に、き裂伝播停止と判定する。
- ・ 時間の経過に伴って、再度 K_I が K_{Ic} を超える場合には、き裂は進展を開始することとする。

・ 解説

- ・初期き裂として表面半楕円き裂を想定し、き裂進展と判定された場合、半楕円形状を維持したままき裂の寸法を大きくする、あるいは全周き裂、軸方向に長いき裂に置き換える等が考えられる。
- ・PASCAL3では、米国 PFM 解析コード FAVOR と同様に、き裂進展後のき裂種類を、周方向き裂（表面/内部）の場合は全周き裂に、軸方向き裂（表面/内部）の場合は軸方向に長いき裂に置き換える。
- ・JEAC4206 改訂版を参考にしてもよい。

4.3 き裂貫通

- ・本文

- ・き裂が板厚の 75%に達した状態、あるいは塑性崩壊と判定される状態をき裂貫通として評価する。

4.4 条件付きき裂進展確率

- ・本文

- ・ある事象の発生時間内に、1つのき裂が進展開始する確率を、条件付きき裂進展確率として評価する。

4.5 条件付きき裂貫通確率

- ・本文

- ・ある事象の発生時間内に、1つのき裂が貫通する確率を、条件付きき裂貫通確率として評価する。

4.6 過渡事象の発生頻度

- ・本文

- ・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。

- ・解説

- ・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を図 2.3.2-13 に示す。

4.7 き裂進展頻度

・ 本文

- ・ 条件付き裂進展確率に対してき裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとにき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き裂進展頻度として評価する。

・ 解説

- ・ RPV に対するき裂進展確率の算出において、き裂の個数を考慮する場合、き裂（表面/内部、軸/周）は同時に存在するため、1つのき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き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、き裂進展頻度を求める。

4.8 き裂貫通頻度

・ 本文

- ・ 条件付き裂貫通確率に対してき裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとにき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き裂貫通頻度として評価する。

・ 解説

- ・ RPV に対するき裂貫通確率の算出において、き裂の個数を考慮する場合、き裂（表面/内部、軸/周）は同時に存在するため、1つのき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き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、き裂貫通頻度を求める。
- ・ 米国 PTS 再評価プロジェクトでは、き裂貫通頻度 10^{-6} 回/年が許容基準として使用された。
- ・ NUREG-1806[2]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} /ry : Regulatory Guide 1.154 の推奨値
- ・ RVFF* = 1×10^{-5} /ry : 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} /ry : 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[2]では TWCF と RVFF を同等とみなし、その許容基準を 1×10^{-6} /ry としている。
- ・ また、米国では TWCF 評価値として、95%信頼性上限が用いられている[16]。

5 解析手法

5.1 条件付き裂進展確率・条件付き裂貫通確率の解析手法

・ 本文

- ・ モンテカルロ法等の手法を用いて、条件付き裂進展確率及び条件付き裂貫通確率を評価する。
- ・ 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については、別途定める。

・ 解説

- ・ 詳細は附属書を参照のこと。

5.2 不確かさの取扱

・ 本文

- ・ 不確かさを有するパラメータについては、推定される不確か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。

・ 解説

- ・ 不確かさを考慮する主なパラメータについては、図 2.3.2-3 破損頻度計算手順の模式図を参照のこと。

(b) [附属書] 解析コードの信頼性確認方法

1 適用範囲

・ 本文

- ・ 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

・ 本文

・ 不確か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。

・ 解説

・ 米国 PFM 解析コード FAVOR の検証[15]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

・ 本文

・ 原則として、不確かさを有するパラメータ全て対して検証を行う。
・ 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。

・ 解説

・ 例えば、「 RT_{NDT} 」、「化学成分」、「中性子照射量」、「 K_{Ic} 」、「 K_{Ia} 」、「初期き裂」等が対象となる。
・ PASCAL3 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 2.3.2-2 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 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。
・ PASCAL3 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、き裂進展確率を計算した結果を表 2.3.2-3 に示す。得られるき裂進展確率と、 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 の K_{Ic} 分布の機能、及びき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°C で一定としている。

4 評価フロー・評価式の検証

・本文

- ・原則として、き裂貫通頻度を算出する上で、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、想定通りの結果が得られることを確認する。

・解説

- ・例えば、「条件付き裂進展確率」、「条件付き裂伝播停止確率」、「条件付き裂貫通確率」、「き裂貫通頻度」、「き裂進展・停止判定」、「き裂種類及び 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。
- ・PASCAL3 を用いたき裂進展判定とき裂種類切り替えに関する信頼性確認の例を表 2.3.2-4 に示す。この例では、計算に使用される値を通常の実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} を超えると内部き裂から軸方向に長いき裂にき裂種類が切り替わること、軸方向に長いき裂に切り替わった後は同一の時刻において、き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 を用いた JEAC4201-2007[2013 追補版]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 2.3.2-5 に示す。JEAC4201-2007[2013 追補版]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。

$$\Delta RT_{NDT,c} = \Delta RT_{NDT,a} + \frac{\Delta RT_{NDT,b} - \Delta RT_{NDT,a}}{\log \phi_b - \log \phi_a} (\log \phi_c - \log \phi_a)$$

- ・この例では、計算に使用される値を通常の実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 ベンチマーク解析の活用

・本文

- ・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。

・解説

- ・国際ベンチマーク解析において PASCAL3 が使用された [17][18]。

(c) 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 原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法”, JEAC4206-2007, (2007)
- [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] 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)
- [4] 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)
- [5] 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)
- [6] 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)
- [7] 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)
- [8] 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)
- [9] 発電用原子力設備規格維持規格 (2012年版), 日本機械学会, (2012).
- [10] S. Marie and 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, p517-531, (2008).
- [11] 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)
- [12] 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)
- [13] Reactor Vessel Integrity Database (RVID), Version 2.1.1, U. S. Nuclear Regulatory Commission,(2000).
- [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] S.N.M.Malik, “FAVOR Code Versions 2.4 and 3.1 Verification and Validation Summary Report,” NUREG-1795, (2007).
- [16] M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS),” NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010).
- [17] 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).
- [18] 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).

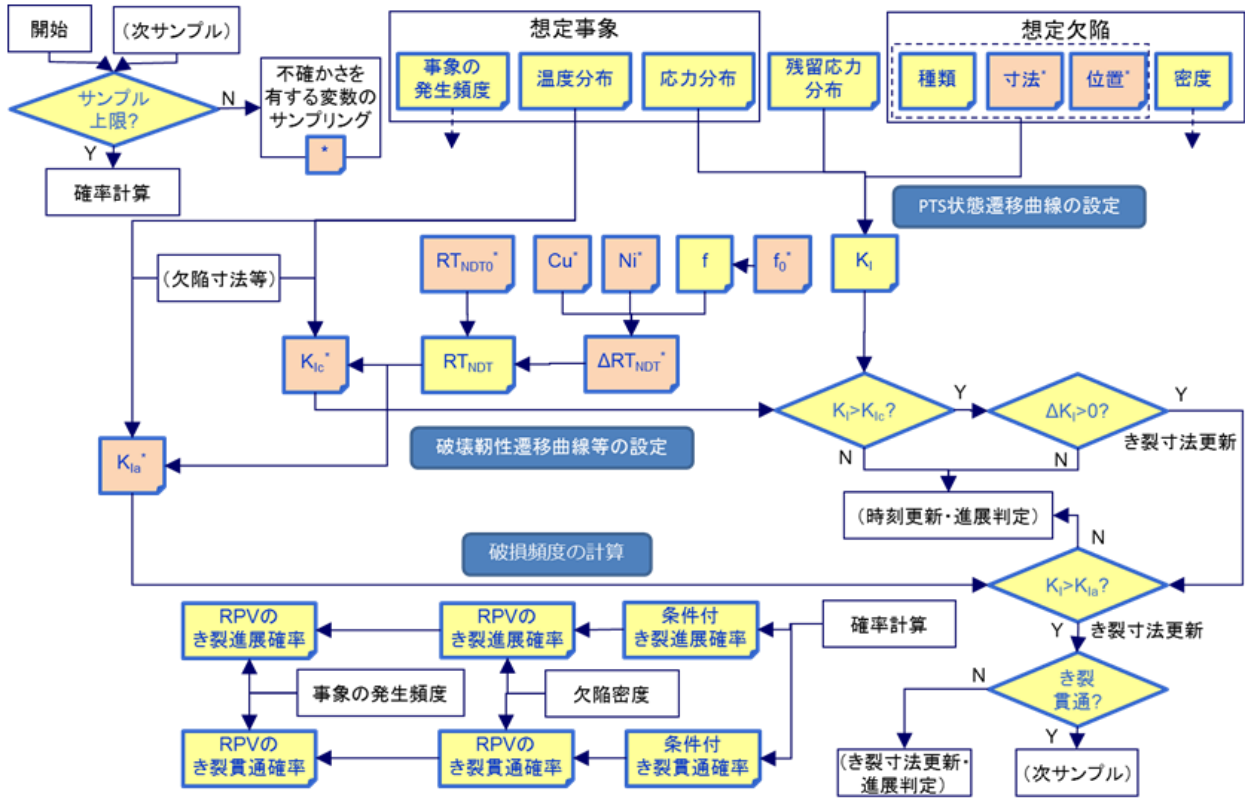


図 2.3.2-3 破損頻度計算手順の模式図

表 2.3.2-1 Beaver Valley Unit1 における全 TWCF に占める各事象の割合
(NUREG-1806[2]より引用)

Table 8.8. Transients that contribute most significantly to the estimated TWCF of Beaver Valley Unit 1

Class	TH#	System Failure	Operator Action	HZP?	% ¹
SO-1	126	Reactor/turbine trip w/one stuck-open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s and operator controls HHSI 10 minutes after allowed.	None	No	10%
SO-1	60	Reactor/turbine trip w/one stuck-open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s.	None.	No	7%
SO-1	130	Reactor/turbine trip w/one stuck-open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s at HZP and operator controls HHSI 10 minutes after allowed.	None	Yes	6%
SO-1	97	Reactor/turbine trip w/one stuck-open pressurizer SRV which recloses at 3,000 s.	None.	Yes	2%
SO-1	129	Reactor/turbine trip w/one stuck-open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s at HZP and operator controls HHSI 10 minutes after allowed.	None	Yes	1%
SO-1	123	Reactor/turbine trip w/two stuck-open pressurizer SRVs which reclose at 3,000 s at HZP and operator controls HHSI 10 minutes after allowed.	None	Yes	1%
LOCA	56	4-in. (10.16-cm) surge line break	None	No	35%
LOCA	7	8-in. (20.32-cm) surge line break	None.	No	20%
LOCA	9	16-in. (40.64-cm) hot leg break	None.	No	6%
MSLB	102	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI 30 minutes after allowed. Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs as a result of adverse containment conditions.	No	4%
MSLB	104	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI 60 minutes after allowed. Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs as a result of adverse containment conditions.	No	3%
MSLB	103	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls HHSI 30 minutes after allowed. Break is assumed to occur inside containment so that the operator trips the RCPs as a result of adverse containment conditions.	Yes	3%

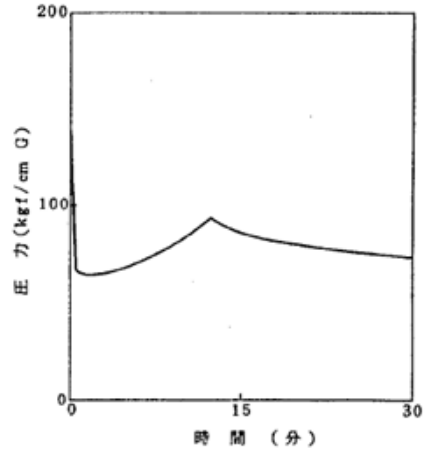
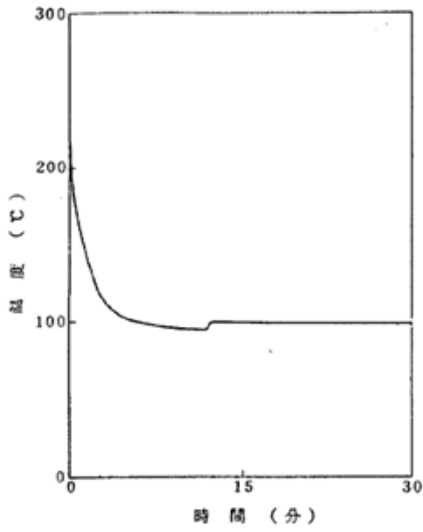


図 3. 1-1 主蒸気管破断事故原子炉圧力容器ダウンカマ部流体温度 図 3. 1-2 主蒸気管破断事故原子炉圧力容器ダウンカマ部流体圧力
(3ループPWR、冷却に厳しいケース)

図 2.3.2-4 主蒸気管破断事故における冷却材温度及び圧力の時刻歴 (発電設備技術検査協会報告書[3]より引用)

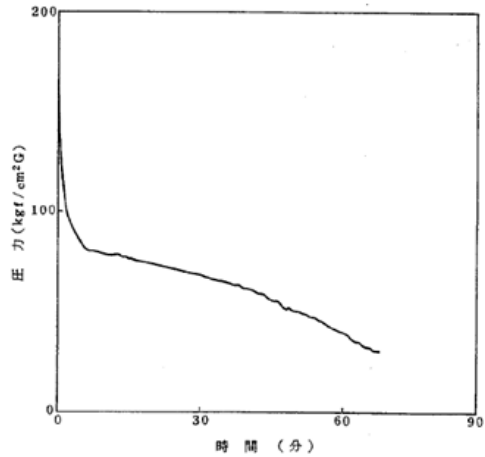
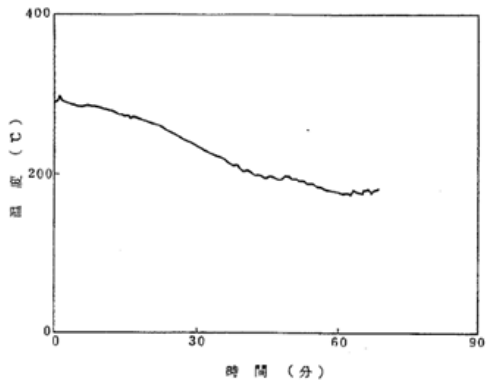


図 3. 1-3 小破断冷却材喪失事故原子炉圧力容器ダウンカマ部流体温度 図 3. 1-4 小破断冷却材喪失事故原子炉圧力容器ダウンカマ部流体圧力
(3ループPWR、ホットレグ50mm口径破断のケース)

図 2.3.2-5 小破断 LOCA における冷却材温度及び圧力の時刻歴 (発電設備技術検査協会報告書[3]より引用)

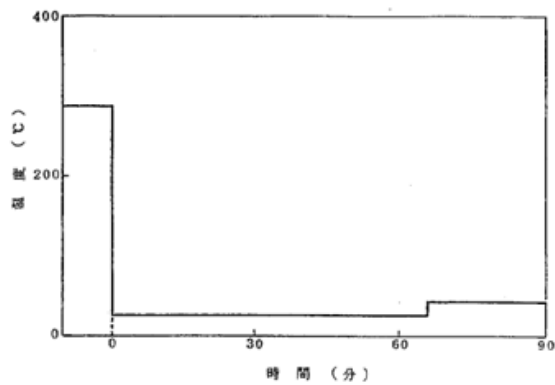


図 3. 1-5 大破断冷却材喪失事故原子炉压力容器ダウンカマ部流体温度 (3ループPWR)

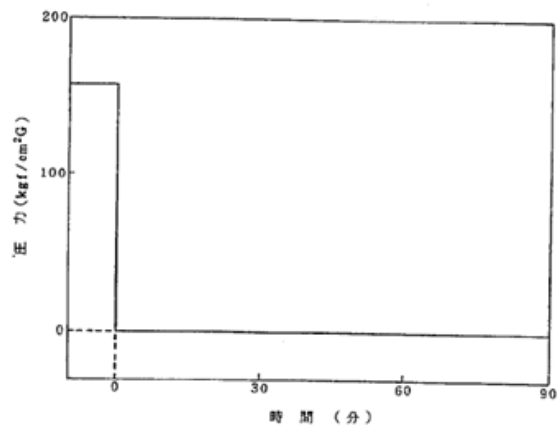


図 3. 1-6 大破断冷却材喪失事故原子炉压力容器ダウンカマ部流体圧力 (3ループPWR)

図 2.3.2-6 大破断 LOCA における冷却材温度及び圧力の時刻歴 (発電設備技術検査協会報告書[3]より引用)

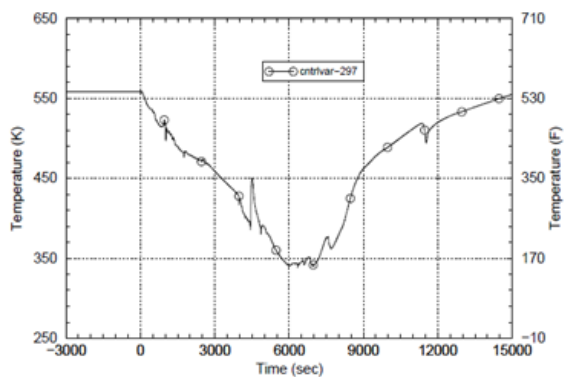


Figure 3.2.5-16 Average Downcomer Fluid Temperature - BV Case 126

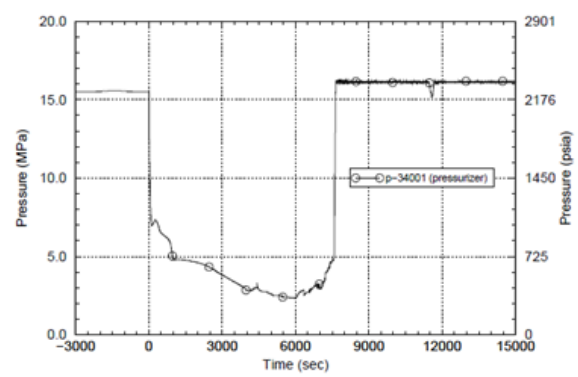


Figure 3.2.5-15 Primary System Pressure - BV Case 126

図 2.3.2-7 Beaver Valley Unit1 における一次系の弁の開固着 S0126 の冷却材温度及び圧力の時刻歴 (NUREG/CR-6858[4]より引用)

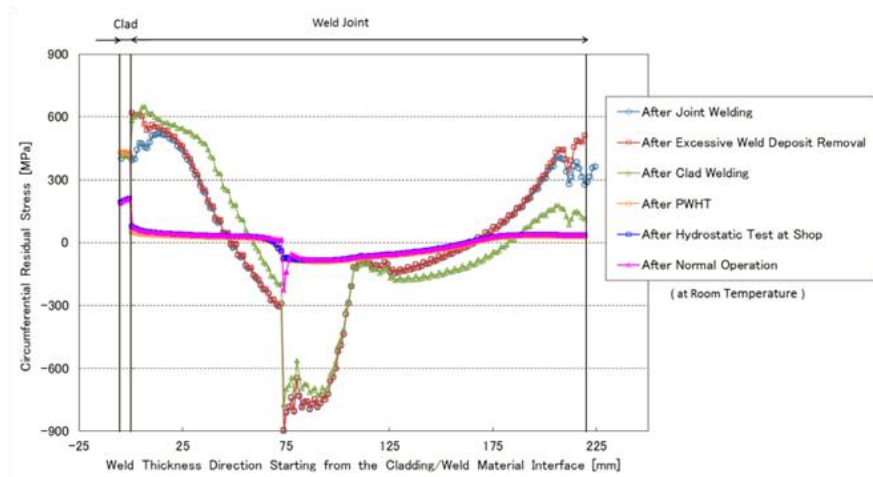


Figure 10 Circumferential Residual Stress Distribution along the Center of Weld Joint

図 2.3.2-8 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 (PVP2014-28392[6]より引用)

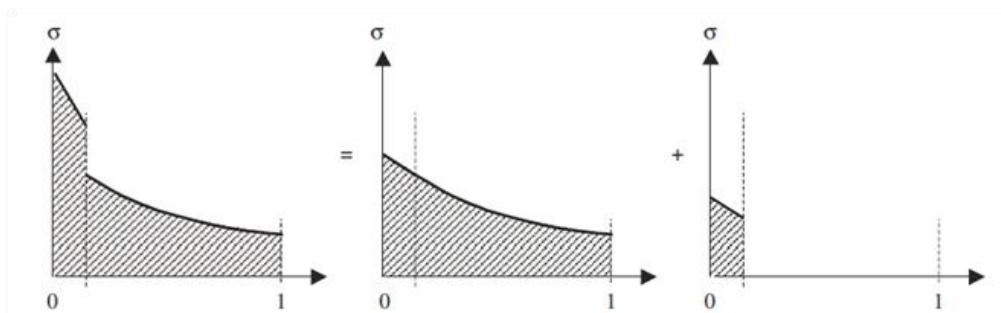


Fig. 8. Stress decomposition for analytical K_I calculation.

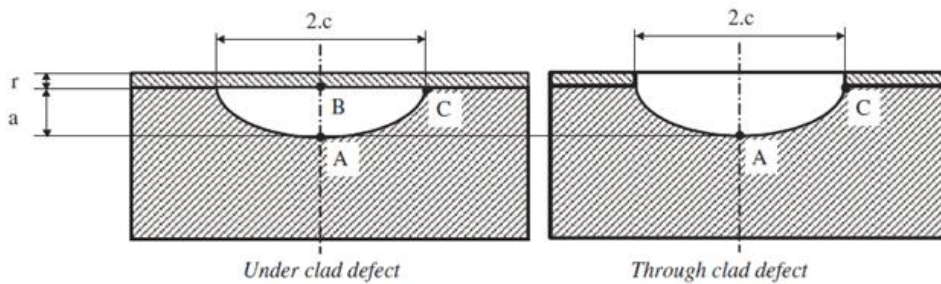


Fig. 9. Characteristic points of the underclad and through-clad defects.

図 2.3.2-9 クラッドを考慮した CEA の応力拡大係数における応力分布の取扱 (S. Marie and S. Chapuliot [10]より引用)

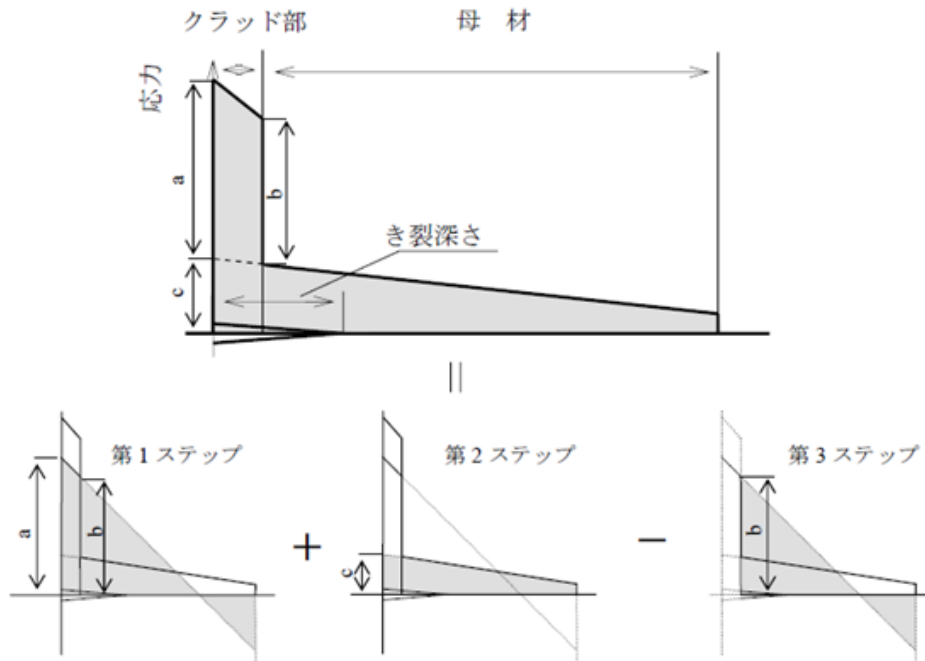


図 7-20 簡易法による応力拡大係数の概念図

図 2.3.2-10 PASCAL3 の重ね合わせ方の概念 (JAEA Data/Code 2010-033[11])

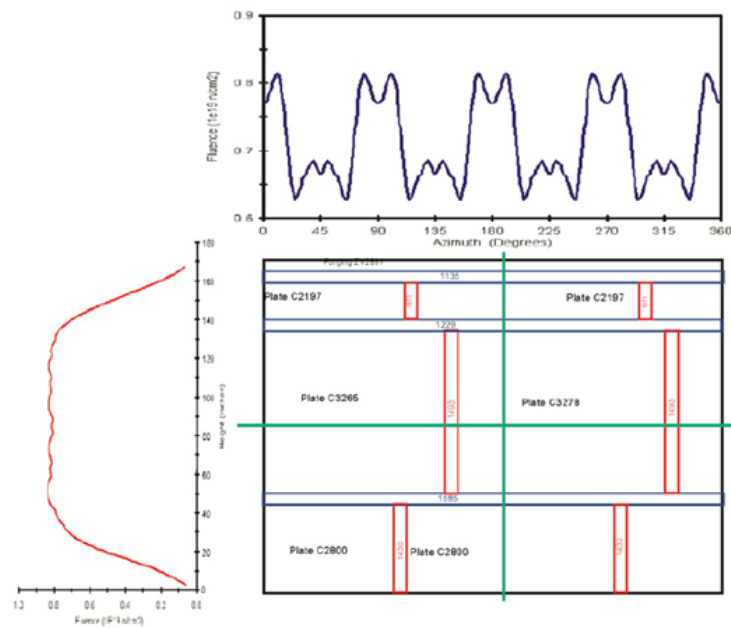


Figure 7.10. Rollout diagram of beltline materials and representative fluence maps for Oconee Unit 1

図 2.3.2-11 米国 Oconee Unit1 の RPV 内表面中性子照射量分布の例 (NUREG-1806[2])

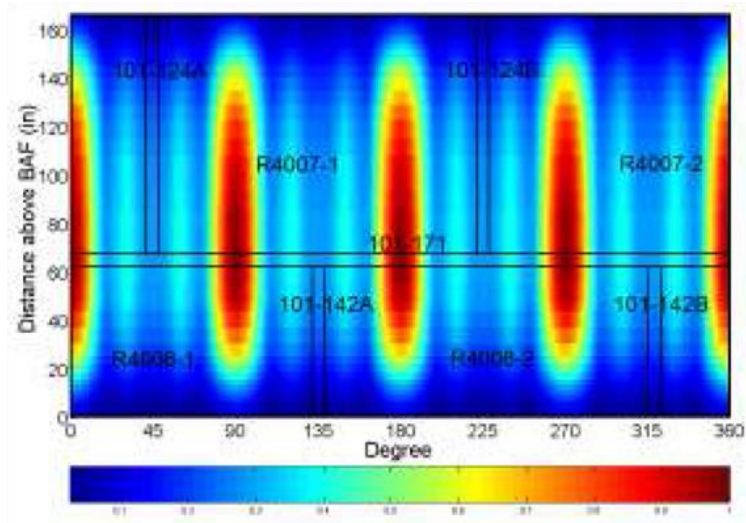


FIG. 3 THE RELATIVE NEUTRON FLUX DISTRIBUTION AGAINST THE CONFIGURATION OF BELTLINE REGION

図 2.3.2-12 台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例 (PVP2014-28350[12]より引用)

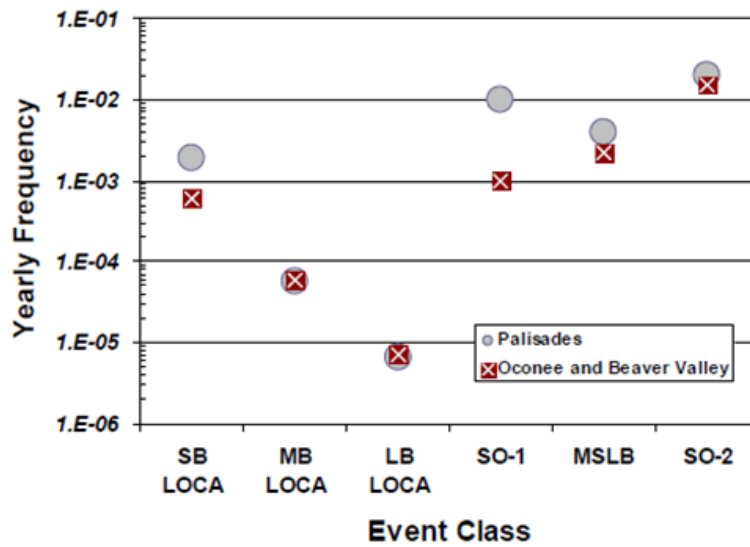


Figure 8-12. Comparison of the annual frequencies of various broad classes of events for full-power conditions

図 2.3.2-13 米国 3 プラントにおける想定事象の発生頻度 (NUREG-1806[2])

表 2.3.2-2 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 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

表 2.3.2-3 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 \sqrt{m}]に 対 応)	PASCAL3 き裂進展確率：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

表 2.3.2-4 き裂進展判定とき裂種類切り替えに関する信頼性確認の例

時刻 [分]	き裂種類 ^{*1}	内部き裂 ^{*2}		軸方向に長いき裂	
		K_I [MPa \sqrt{m}]	K_{Ic} [MPa \sqrt{m}]	K_I [MPa \sqrt{m}]	K_{Ic} [MPa \sqrt{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 内部き裂、2 軸方向に長いき裂

*2: 内表面側

表 2.3.2-5 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} $\Delta RT_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$	附属書表 中性子束 2.0×10^{11} $\Delta RT_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$	補間値 中性子束 <u>1.5×10^{11}</u> $\Delta RT_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$ (Microsoft Excel [®])	PASCAL3 $\Delta RT_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$
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
1	56.2	54	54.91308	54.91308

(2) 標準的入力データ及び標準的解析手法

将来的に PFM を用いて国内実機プラントを想定したき裂貫通頻度の評価を行うことを念頭に、本事業において PFM 解析コード PASCAL3 を用いて解析を行う場合に必要となる標準的入力データ及び標準的解析手法の選定を行った。本年度は、表 2.3.2-6 に示すように過年度までに確率変数と評価フロー・評価式の各項目に分類した上で実施してきた PASCAL3 の標準的入力データ及び標準的解析機能の整備について、未着手のもの、及び再検討が必要と判断されたものに対して、その条件及び根拠を示す。表 2.3.2-6 の「○」印は過年度までに信頼性確認を実施した項目であり、「2014」と記載されている項目が今年度対象とした項目である。

表 2.3.2-6 標準的入力データ、標準的解析手法、PASCAL3 の信頼性確認の対象項目と検討状況の一覧

分類	項目	標準的入力データ と解析手法	信頼性確認方法
確率変数	RT _{NDT}	○	2014
	化学成分	2014	○
	中性子照射量	2014	○
	破壊靱性	○	○
	き裂伝播停止靱性	2014	○
	初期き裂	2014	2014
評価フロー・ 評価式	条件付き裂進展確率	○	○
	条件付き裂進展停止確率	○	○
	条件付き裂貫通確率	○	2014
	き裂貫通頻度算出	2014	2014
	き裂進展・停止時の評価	2014	2014
	高温予荷重効果の評価	2014	2014
	き裂種類及び応力拡大係 数の切り替え	○	○
	脆化予測法	2014	2014
	中性子照射量 指数減衰	2014	○
	溶接残留応力	2014	2014
	破壊評価	2014	2014

1) 化学成分

過年度までの条件では“古平，鉄と鋼，73，1656(1987)”⁹²に示された Cu 及び Ni の含有率のばらつきから標準偏差を設定していたが、一般的に、RPV における同一鋼材の Cu の含有率のばらつきは、最大値と最小値の差が 0.01%程度となるため、これを踏まえて PFM に用いる標準偏差を 0.01%と設定した。

2) 中性子照射量

中性子照射量に関しては、国内では公開されたデータがないと考えられるため、米国の事例^{89,93}を参考とする。米国の PFM 解析コードである FAVOR においては、“Global”のばらつきを考慮して、当該サブリージョンの RPV 内表面における中性子照射量を取得する。その後、中性子照射量の減衰を考慮して、き裂先端における中性子照射量を算出し、さらに“Local”のばらつきを考慮して、き裂先端における中性子照射量を決定している。ばらつきについて FAVOR では、“Global”及び“Local”のばらつきをそれぞれ正規分布として仮定している。RPV の寸法等、計 6 つの指標が、“Global”及び“Local”のばらつきにどの程度影響を及ぼすかを定量化した上で、二重平均平方根（RMS）を標準偏差としている。

本事業における標準的入力データは、表 2.3.2-7 を参考に、ばらつきを正規分布として 1σ をそれぞれ 11.8%、5.6%とした二重のループによってサンプリングされる値の 1σ が約 13.1%となることから、標準偏差を平均値の 13.1%とする。

表 2.3.2-7 中性子照射量の根拠（NUREG-1807⁹³ から引用）

Uncertainty Source	Origin of Uncertainty		Uncertainty Magnitude	
	Global (Vessel)	Local (Flaw)	Global (Vessel)	Local (Flaw)
Vessel Diameter	Mostly	Little	4.4%	0.0%
Peripheral Neutron Source	Yes	Yes	5.0%	5.0%
Core Inlet Temperature	Yes	No	1.6%	0.0%
Nuclear Cross Sections	Yes	No	7.0%	0.0%
Methods	Yes	No	6.0%	0.0%
Other	???	???	2.5%	2.5%
RMS Uncertainty			11.8%	5.6%

3) き裂伝播停止靱性

き裂伝播停止靱性のばらつきについては、国内鋼材を対象としたき裂伝播停止靱性データに基づいた確率分布モデルがこれまで整備されていなかったこと、また米国では確率分布モデルが整備されていたことから、標準的解析機能として ORNL によるワイブル

⁹³ M. EricksonKirk, B.R. Bass, T. Dickson, C. Pugh, T. Santos, P. Williams : Probabilistic Fracture Mechanics — Models, Parameters, and Uncertainty Treatment Used in FAVOR Version 04.1, NUREG-1807 (2007)

分布モデル⁹⁴を選定していたが、過年度に、以下の鋼材データに基づいた確率分布モデルの検討がなされた。

- ・火力原子力発電技術協会の KIR 検討会
- ・日本溶接協会の HST 委員会、ST 委員会
- ・発電設備技術検査協会の PTS プロジェクト
- ・米国データ

複数検討されたき裂伝播停止靱性の確率分布モデルの中から選定された以下の式を標準的解析機能とする。

$$K_{Ia} = 30.0 + 38.11 \cdot \exp(0.0216 \cdot \Delta T) \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.3.2-1)$$

$$\Delta T = T - RT_{NDT} \quad [^{\circ}\text{C}]$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.126$$

元データと併せた K_{Ia} 曲線を図 2.3.2-14 に示す。

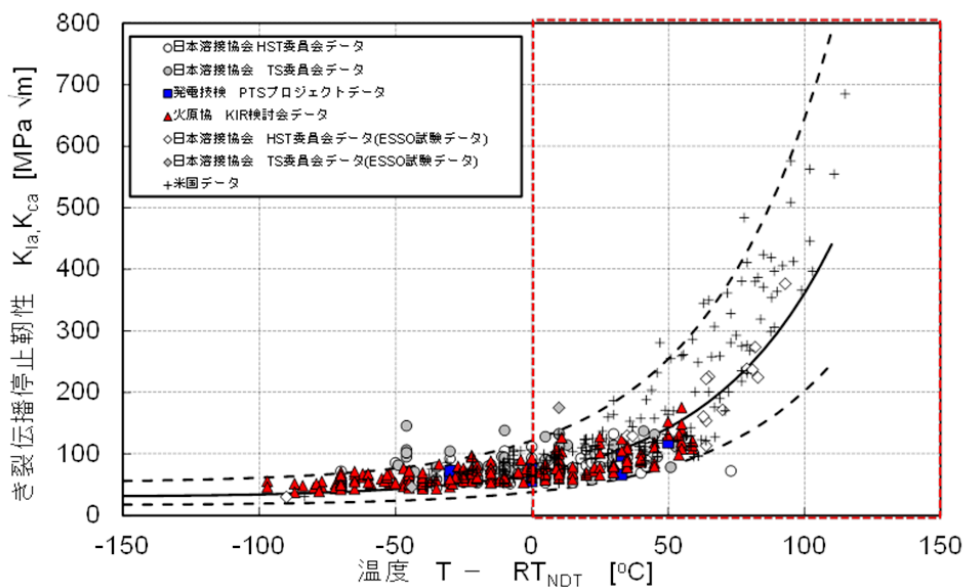


図 2.3.2-14 K_{Ia} 曲線

4) き裂貫通頻度算出

PASCAL3 は RPV に 1 個のき裂を仮定し、過渡事象が発生するという条件の下での条件付きき裂貫通確率を算出するコードである。そのため、TWCF を計算する上で、PASCAL3

⁹⁴ R. D. Cheverton and D. G. Ball: A Deterministic and Probabilistic Fracture-Mechanics Code Application to Pressure Vessels, NUREG/3618 (1984)

を用いて得られる条件付き裂貫通確率の他に、欠陥密度及び過渡事象の発生頻度を考慮する必要がある。ここでは、標準的解析条件として、米国の欠陥分布データを使用するが、このデータは欠陥深さ及び欠陥アスペクト比に対して離散点として与えられたものである。

まずはき裂寸法分布を離散点として扱い、各き裂寸法に対する条件付き裂貫通確率を計算する。次に、計算された各条件付き裂貫通確率に対して、以下に示す式に従い RPV 全体のき裂個数やき裂種類、過渡事象の発生頻度を考慮して RPV の TWCF を算出する(図 2.3.2-15)。この条件付き裂貫通確率から TWCF を算出する機能を PASCAL3 は有していないため、TWCF 算出ツールである Post-PASCAL を用いて算出する。

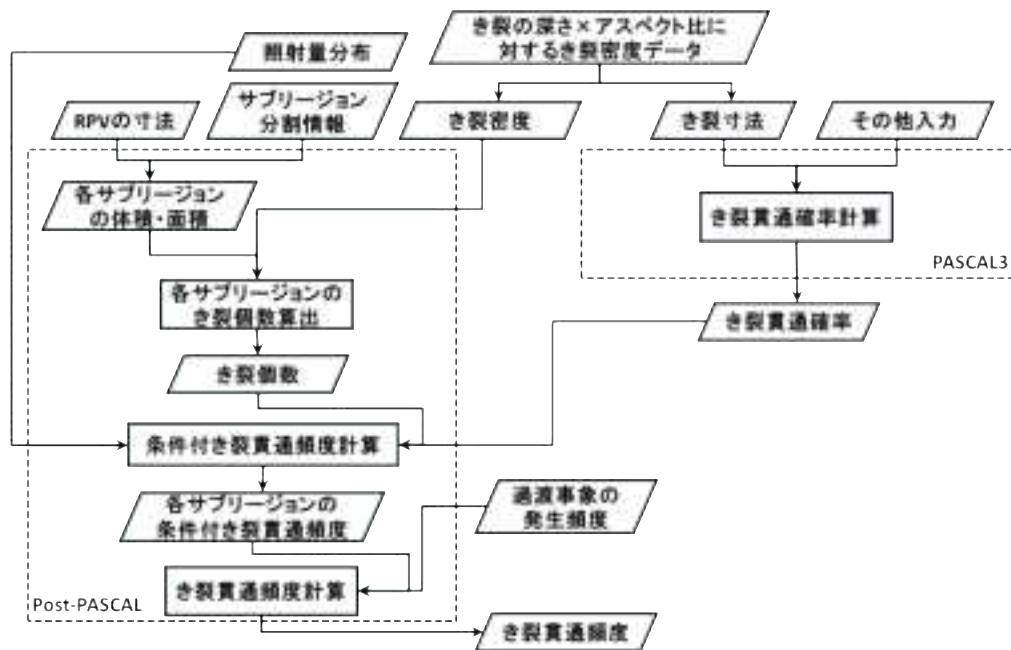


図 2.3.2-15 き裂貫通頻度(TWCF)の算出フロー

Post-PASCAL におけるき裂貫通頻度(TWCF)の算出は、以下の式で行われる。

(a) 母材部の表面き裂に関するき裂貫通確率

母材部の表面き裂については、本事業で参考とした米国の欠陥密度データを用いると、き裂深さ 1 ケース、き裂アスペクト比 4 ケース、き裂方向 1 ケース(周方向のみ)、過渡事象 4 ケースの計 16 ケースの解析結果が得られる。この得られた条件付き裂貫通確率を用いて、i 番目の過渡事象に対する母材部の表面き裂のき裂貫通確率を、深さとアスペクト比ごとのき裂個数を考慮して、以下の式で算出する。

$$CPF_{SC,Base,i} = 1 - \prod_j^{IDEP_{sc}} \prod_k^{IASP_{sc,j}} (1 - CPF_{SC,Base,i,j,k})^{NCRACK_{sc,j,k}} \quad (3.5.1-2)$$

$CPF_{SC,Base,i}$: i 番目の過渡事象に対する母材部の表面き裂の条件付き裂貫通確率
 $CPF_{SC,Base,i,j,k}$: i 番目の過渡事象、j 番目のき裂深さ、k 番目のき裂アスペクト比
 に対する母材部の表面き裂の条件付き裂貫通確率
 $NCRACK_{SC,Base,j,k}$: j 番目のき裂深さ、k 番目のアスペクト比における母材部の表面
 き裂の個数
 $IASP_{SC,Base,j}$: j 番目のき裂深さにおける母材部の表面き裂のアスペクト比数
 $IDEP_{SC,Base}$: 母材部の表面き裂のき裂深さ数

(b) 溶接部の表面き裂に関するき裂貫通確率

溶接部の表面き裂については、本事業で参考とした米国の欠陥密度データを用いると、き裂深さ 1 ケース、き裂アスペクト比 4 ケース、き裂方向 1 ケース(周方向のみ)、過渡事象 4 ケースの計 16 ケースの解析結果が得られる。得られた条件付き裂貫通確率を用いて、母材部と同様の手順で、溶接部の表面き裂におけるき裂貫通確率を計算する。

(c) 表面き裂に関するき裂貫通確率

母材部における表面き裂のき裂貫通確率及び溶接部における表面き裂のき裂貫通確率から、以下の式で表面き裂のき裂貫通確率を算出する。

$$CPF_{SC,RPV,i} = 1 - (1 - CPF_{SC,Base,i}) \times (1 - CPF_{SC,Weld,i}) \quad (3.5.1-3)$$

$CPF_{SC,RPV,i}$: i 番目の過渡事象に対する表面き裂の条件付き裂貫通確率
 $CPF_{SC,Base,i}$: i 番目の過渡事象に対する母材部の表面き裂の条件付き裂貫通確率
 $CPF_{SC,Weld,i}$: i 番目の過渡事象に対する溶接部の表面き裂の条件付き裂貫通確率

(d) 母材部の内部き裂に関するき裂貫通確率

内部き裂についても、表面き裂と同様の手順でき裂貫通頻度を算出する。本事業で参考とした米国の欠陥密度データを用いると、き裂深さ 5 ケース、き裂アスペクト比 11 ケース、き裂方向 2 ケース、過渡事象 4 ケースの計 440 ケースの解析結果が得られる。得られた条件付き裂貫通確率を用いて、以下の式により i 番目の過渡事象に対する母材部の軸方向内部き裂のき裂貫通確率を計算する。母材部における周方向内部き裂のき裂貫通確率についても軸方向き裂と同様の手順で計算する。

$$CPF_{EC,Base,axial,i} = 1 - \prod_j^{IDEP_{EC,Base}} \prod_k^{IASP_{EC,Base,j}} (1 - CPF_{EC,Base,axial,i,j})^{CONT_{axial} \times NCRACK_{EC,Base,j,k}} \quad (3.5.1-4)$$

$CPF_{EC,Base,axial,i}$: i 番目の過渡事象に対する母材部軸方向内部き裂の条件付き裂貫通確率

$CPF_{EC,Base,axial,i,j,k}$: i 番目の過渡事象、j 番目のき裂深さ、k 番目のアスペクト比に対

する母材部軸方向内部き裂の条件付き裂貫通確率

$NCRACK_{EC,Base,jk}$: j 番目のき裂深さ、k 番目のアスペクト比に対する母材部内部き裂の個数

$IASP_{EC,Base,j}$: j 番目のき裂深さにおける母材部の内部き裂のアスペクト比数

$IDEP_{EC,Base}$: 母材部の内部き裂のき裂深さ数

$CONT_{axial}$: 軸方向き裂の割合

母材部における周方向内部き裂及び軸方向内部き裂のき裂貫通確率から、以下の式で母材部の内部き裂のき裂貫通確率を算出する。

$$CPF_{EC,Base,i} = 1 - (1 - CPF_{EC,Base,axial,i}) \times (1 - CPF_{EC,Base,circ,i}) \quad (3.5.1-5)$$

$CPF_{EC,Base,i}$: i 番目の過渡事象に対する母材部の内部き裂の条件付き裂貫通確率

$CPF_{EC,Base,axial,i}$: i 番目の過渡事象に対する母材部の軸方向内部き裂の条件付き裂貫通確率

$CPF_{EC,Base,circ,i}$: i 番目の過渡事象に対する母材部の周方向内部き裂の条件付き裂貫通確率

(e) 溶接部の内部き裂に関するき裂貫通確率

本事業で参考とした米国の欠陥密度データを用いると、き裂深さ 23 ケース、き裂アスペクト比 11 ケース、き裂方向 1 ケース、過渡事象 4 ケースの計 1012 ケースの解析結果が得られる。溶接部内部き裂についても、(d)の母材部と同様の手順を用いて、i 番目の過渡事象に対するき裂貫通確率を算出する。

(f) 内部き裂に関するき裂貫通確率

母材部における内部き裂のき裂貫通確率及び溶接部における内部き裂のき裂貫通確率から、以下の式で内部き裂のき裂貫通確率を算出する。

$$CPF_{EC,RPV,i} = 1 - (1 - CPF_{EC,Base,i}) \times (1 - CPF_{EC,Weld,i}) \quad (3.5.1-6)$$

$CPF_{EC,RPV,i}$: i 番目の過渡事象に対する内部き裂の条件付き裂貫通確率

$CPF_{EC,Base,i}$: i 番目の過渡事象に対する母材部の内部き裂の条件付き裂貫通確率

$CPF_{EC,Weld,i}$: i 番目の過渡事象に対する溶接部の内部き裂の条件付き裂貫通確率

(g) RPV 全体のき裂貫通確率

RPV 全体のき裂貫通確率は、以下の式で算出する。内部き裂のき裂貫通確率と表面き裂のき裂貫通確率のそれぞれについて、き裂が貫通しない確率を求め、それらを掛け合わせた値を 1 から減じる。

$$CPF_{RPV,i} = 1 - (1 - CPF_{EC,RPV,i}) \times (1 - CPF_{SC,RPV,i}) \quad (3.5.1-7)$$

$CPF_{RPV,i}$: i 番目の過渡事象に対する RPV 全体の条件付き裂貫通確率

(h) き裂貫通頻度の算出

RPV 全体のき裂貫通頻度は、以下の式で算出する。i 番目の過渡事象に対する RPV 全体のき裂貫通確率に対して、i 番目の過渡事象の発生頻度をかけ、各過渡事象の総和をとることにより、RPV 全体の TWCF を算出する。

$$TWCF_{RPV} = \sum_{i=1}^{NTRAN} (\phi_i \times CPF_{RPV,i}) \quad (3.5.1-8)$$

$TWCF_{RPV}$: RPV 全体の TWCF

ϕ_i : i 番目の過渡事象の発生頻度

$NTRAN$: 過渡事象の数

5) き裂進展・停止時の評価

き裂進展・停止時の評価については、図 2.3.2-16 に示すフローに従うものとする。本フローでは、6) に示す WPS 効果についての判定も含まれている。

フローは前半のき裂進展の判定と後半のき裂進展停止の判定とに分かれる。まず、時刻の更新とともに K_I と K_{Ic} を比較する。ここで K_I の方が小さい場合はき裂の進展は発生しないとし、時刻を更新する。 K_I の方が K_{Ic} よりも大きい場合には、続けて 1 つ前の時刻の $K_I(K_{I_pre})$ と現時点での K_I を比較する。ここで、 K_I が K_{I_pre} を超えている場合には、き裂を微小進展させる。 K_I が K_{I_pre} を超えていなければ、き裂を進展させず、時刻を更新する。き裂を微小進展させた後は、板厚の 0.75% に達していないかを確認し、達していた場合には貫通と判定する。貫通に至っていない場合は、 K_I と K_{Ia} とを比較する。ここで、 K_I の方が K_{Ia} よりも小さい場合にはき裂伝播停止として、時刻を更新する。 K_I が K_{Ia} より大きい場合にはさらに K_I が K_{Ic} を超えているかを判定し、続けて K_{I_pre} と K_I を比較する。いずれの判定においても K_I が大きければ、き裂は微小進展を続ける。

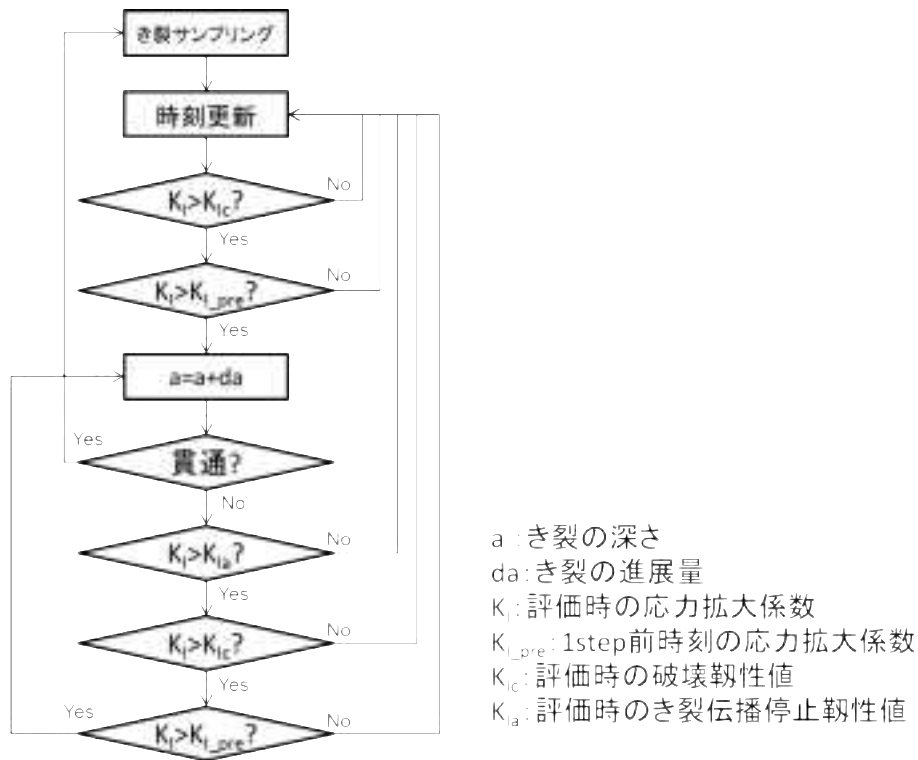


図 2.3.2-16 き裂進展・停止の評価フロー

6) WPS 効果

WPS 効果については、JSME 維持規格¹⁴¹の EB-3430(2)a.⑥「 K が単調減少となる過渡条件では、過渡変化中の K が極大値を超え単調減少する時間域において、高温予荷重効果を考慮し、欠陥の進展はないとし、 a_i 及び aa を求めなくてよい。」という記載に従い、 K_I が減少する過程では、 K_I が K_{Ic} より大きいとしても脆性き裂進展しないと仮定する。5)で示した図 2.3.2-16 で示すように、1つ前の時刻の $K_I(K_{I,pre})$ と現時点の K_I を比較し、 K_I が $K_{I,pre}$ より大きい場合のみき裂を進展させることで、WPS 効果を考慮したき裂進展としている。

7) 脆化予測法

最新の国内監視試験データ等を用いた既存の脆化予測法の数式モデルの係数の最適化により、予測精度が改善された脆化予測法として、JEAC4201-2007[2013 年追補版]を用いるものとする。ばらつきについては、標準偏差 1σ を 9.5°C とした正規分布とする。

8) 中性子照射量の減衰

板厚方向に対する中性子照射量の減衰については、JEAC4201-2007[2013 年追補版]に記載された以下の減衰式を用いる。米国の PFM 解析コード FAVOR においても板厚方向の指数減衰を考慮している。

$$f = f_0 \cdot e^{\left(\frac{-0.24a}{25.4}\right)} \quad (3.5.1-9)$$

f :き裂先端の中性子照射量

a :容器内面からのき裂深さ [mm]

f_0 :容器内面での中性子照射量 [$\times 10^{19}$ n/cm²]

9) 溶接残留応力

表 2.3.2-8 に示すとおり、溶接部に関しては突合せ溶接とオーバーレイクラッドの溶接残留応力、母材部についてはオーバーレイクラッドの溶接残留応力を考慮するものとする。想定き裂に対して対応する溶接残留応力をまとめたものが表 2.3.2-9 である。ここで用いる突合せ溶接及びオーバーレイクラッドを考慮した残留応力分布⁷¹を図 2.3.2-17 に、オーバーレイクラッドによる母材の相変態を考慮した残留応力分布⁷¹を図 2.3.2-18 に示す。それぞれ、PASCAL3 の入力を想定して、3 次多項式近似した例を示す。3 次多項式近似では厳密に元の応力分布を再現することができないが、ここでは保守側の評価となるよう近似を行った。き裂進展計算においては、これらの溶接残留応力と PTS 事象中の応力を重ね合わせて K_I を計算する。

表 2.3.2-8 領域と考慮する応力の組み合わせ

	溶接部	母材
突合せ	○	-
オーバーレイクラッド	○	○
PTS 事象	○	○

表 2.3.2-9 想定き裂と溶接残留応力

想定き裂種類	初期き裂先端位置	突合せ	オーバーレイクラッド
軸方向表面き裂	(想定しない)	-	-
周方向表面き裂	母材	-	○ (軸方向応力)
	軸方向溶接部	○ (軸方向応力)	○ (軸方向応力)
	周方向溶接部	○ (軸方向応力)	○ (軸方向応力)
軸方向内部き裂	母材	-	○ (周方向応力)
	(軸方向) 溶接部	○ (周方向応力)	○ (周方向応力)
周方向内部き裂	母材	-	○ (軸方向応力)
	(周方向) 溶接部	○ (軸方向応力)	○ (軸方向応力)

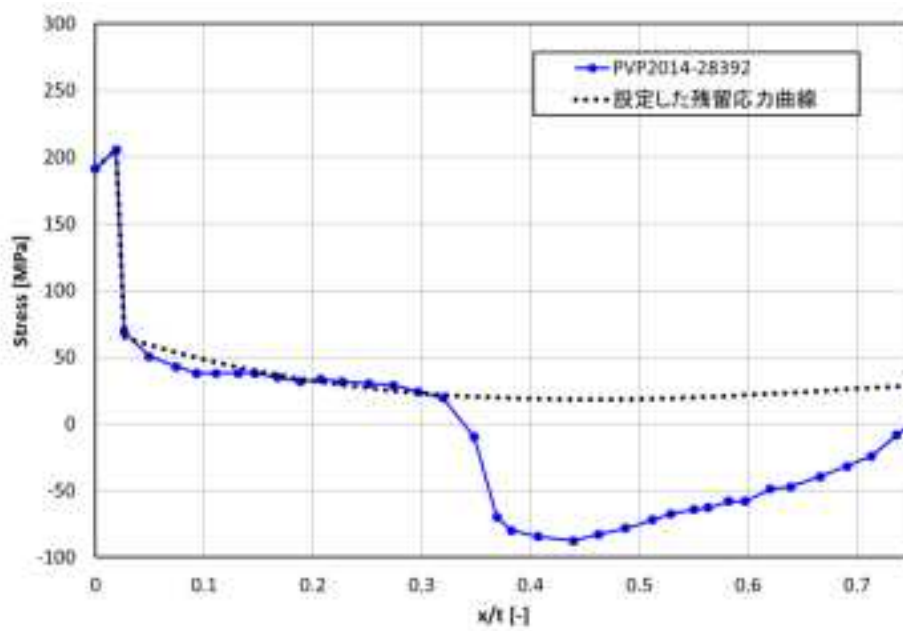


図 2.3.2-17 突合せ溶接及びオーバーレイクラッドを考慮した残留応力

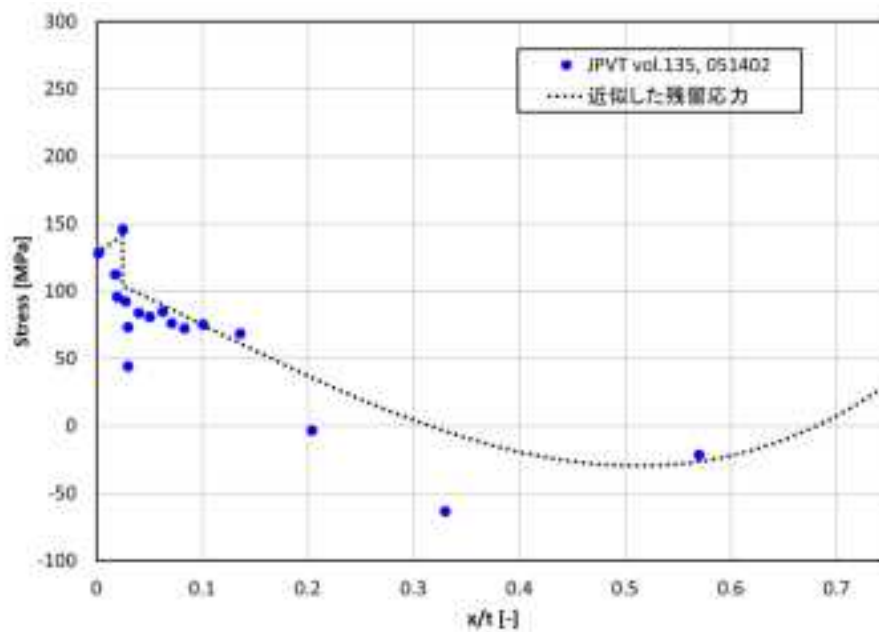


図 2.3.2-18 オーバーレイクラッドによる母材の相変態を考慮した残留応力

10) 破壊評価

JEAC4206-2007 の改訂に関わる検討に基づき、以下の式を使用する。なお、本式は軸方向き裂に対する評価式であるが、周方向き裂に対しては保守的な結果を与えることとなるという検討結果を踏まえて、軸方向及び周方向の両方のき裂方向に対して使用する。また、全周き裂及び軸方向に長いき裂に対しては、 $a_a^*=a_a$ として使用する。

$$\sigma_f > \frac{\sqrt{3} \cdot P \cdot (R_{in} + a_a^*)}{2 \cdot \{(t - a_a^*)\}} \quad a_a^* = \frac{a_a \cdot \left\{ 1 - \left(1 + 2 \frac{c_a^2}{t^2} \right)^{-0.5} \right\}}{1 - \frac{a_a}{t} \left\{ 1 + 2 \frac{c_a^2}{t^2} \right\}^{-0.5}} \quad (3.5.1-10)$$

P : 内圧

R_{in} : 母材内半径

a_a^* : 停止したき裂の深さ ($a_a/2c_a=0$ の表面き裂に置換した場合)

a_a : 停止したき裂の深さ

c_a : 停止したき裂の半長

t : RPV 厚さ

11) 現状の標準的入力データ及び標準的解析手法

現状の標準的入力データ及び標準的解析手法について、表 2.3.2-10 から表 2.3.2-14 に示す。

なお、選定された標準条件の中には、過渡事象の発生頻度や欠陥密度データのように国内のデータがなく米国の例を参考としたものがあるが、これらを適用する妥当性についての検討が必要である。また、RPV 内表面のクラッドの塑性の考慮など最新知見の反映も課題として挙げられる。

表 2.3.2-10 標準的解析条件(その 1)

分類	項目	条件	根拠
過渡事象①	事象の選定	SBLOCA, LBLOCA, MSLB, SO-1	<ul style="list-style-type: none"> JEAC 附属書 C (SBLOCA, LBLOCA, MSLB) 69 米国 Beaver Valley 事例 (SO-1) ⁸⁶ SO-1 の中で最も TWCF が高いケース
	発生頻度	<ul style="list-style-type: none"> LBLOCA : 7.1×10^{-6} SBLOCA : 5.9×10^{-4} MSLB : 2.2×10^{-3} SO-1 : 9.9×10^{-4} ※単位は[回/炉年]	米国 Beaver Valley 事例 ⁸⁶ 各事象グループにおける個別の発生頻度の総和
	冷却材温度時刻歴	<ul style="list-style-type: none"> LBLOCA, SBLOCA, MSLB : 発電技検報告書 ⁸⁸ SO-1 : 米国 Beaver Valley ⁸⁶ 	同左
	圧力時刻歴	同上	同左
	熱伝達係数	<ul style="list-style-type: none"> LBLOCA, SBLOCA, MSLB : 発電技検報告書 ⁸⁸ 記載の上限値で一定 SO-1 : 米国 Beaver Valley ⁸⁶ 	同左
過渡事象②	伝熱解析入力データ	<ul style="list-style-type: none"> 温度依存性考慮 ※詳細は割愛	“J.Katsuyama, et al, JPVT, Volume135, Issue5” ⁷²
	応力解析入力データ	<ul style="list-style-type: none"> 温度依存性考慮 ※詳細は割愛	“J.Katsuyama, et al, JPVT, Volume135, Issue5” ⁷²
	解析モデル	二次元軸対称	入力の時刻歴データが一次元
	応力解析種類	弾性解析	応力拡大係数を保守的に評価
	応力フリー状態	運転状態 (288°C)	仮定の 1 つ

表 2.3.2-11 標準的解析条件(その 2)

分類	項目	条件	根拠
原子炉圧力容器	内半径	2m (母材までの距離)	国内 3 ループ相当
	クラッド厚さ	5mm	同上
	母材厚さ	200mm	同上
	容器胴部高さ	4m	相対的に照射量が高い領域
	溶接部位置	台湾のデータ ⁸³ 3 ループ	-
初期欠陥	表面欠陥 (方向)	周方向のみ	<ul style="list-style-type: none"> ・米国の考え方 (肉盛溶接施工方向と同一) ・国内の RPV 胴部に対する肉盛溶接施工は周方向
	表面欠陥 (密度)	米国 VFLAW サンプルデータ ⁸⁹ ※詳細は割愛	同左
	表面欠陥 (深さ)	同上	同左 クラッドを超える程度
	表面欠陥 (アスペクト比)	同上	同左
	内部欠陥 (方向)	軸方向及び周方向 (50%ずつ)	米国の考え方
	内部欠陥 (密度)	米国 VFLAW サンプルデータ ⁸⁹ ※詳細は割愛	同左
	内部欠陥 (深さ)	同上	同左
	内部欠陥 (アスペクト比)	同上	同左
	内部欠陥 (位置)	クラッド直下から 3/8t まで	米国の考え方 (3/8t より深い位置の内部欠陥は PTS 時の健全性に影響を及ぼさない)
合体	考慮しない	欠陥数が少なければ初期状態での合体条件を満たさない	

表 2.3.2-12 標準的解析条件(その 3)

分類	項目	条件	根拠
応力拡大係数	内表面半楕円き裂	CEA の解 ⁹⁰ 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解 ヤング率は過渡事象データ計算に使用した 300°C の値
	内部楕円き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	内表面全周き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	軸方向に長い内表面き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	クラッドの考慮	応力分布の不連続に対して線形重ね合わせ（内表面全周き裂、軸方向に長い表面き裂に対する JSME 維持規格の解）	K のため線形重ね合わせ可能
	塑性域補正等	考慮しない	弾性解析の応力を使用することによって保守性を含む
破壊靱性	破壊靱性 K_{Ic}	国内データ（ワイブル分布型）	国内データを統計処理
	き裂伝播停止 K_{Ia}	国内データ（対数正規分布型） $\sigma \log K_{Ia} = 0.290$	国内データを統計処理
	K_{Ic} と K_{Ia} の相関	標準偏差は同一	仮定の 1 つ
	板厚方向のばらつき	標準偏差は同一	仮定の 1 つ
脆化予測法	脆化予測法	JEAC4201-2007[2013 追補版]	最新の評価法
	予測法のばらつき	9.5 °C	JEAC4201-2007 [2013 追補版]
	ばらつきの評価	RT_{NDT} 初期値の標準偏差と、予測法の標準偏差の二乗和の平方根を、 RT_{NDT} の標準偏差	初期値及び予測法の両方のばらつきを併せて考慮
	照射温度	288°C	仮定の 1 つ 過渡事象データ計算においても PTS 発生前は 288°C
	中性子束	$6.606 \times 10^{10} \text{ n/cm}^2/\text{s}$	48EFPY で $1 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ を仮定

表 2.3.2-13 標準的解析条件(その 4)

分類	項目	条件	根拠
材料特性	RT _{NDT} 初期値 分布型	正規分布	仮定の 1 つ
	RT _{NDT} 初期値 平均値	・ 母材 0°C ・ 溶接材 -50°C	旧 NISA 資料より ※詳細は割愛
	RT _{NDT} 初期値 標準偏差	9.4 °C	米国データ
	Cu 分布型	正規分布	仮定の 1 つ
	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 内の仮定の 1 つ
	Cu 打ち切り	±3σ	脆化予測法の適用範囲 は 0.25 以下
	Ni 分布型	正規分布	仮定の 1 つ
	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)	古平, 鉄と鋼, 73, 1656(1987) ⁹²
Ni 打ち切り	±3σ	脆化予測法の適用範囲 は 0.5~1.1	
中性子照射量	中性子照射量分 布型	正規分布	仮定の 1 つ
	中性子照射量平 均値	最大で 1×10^{20} n/cm ²	国内の RPV を想定
	中性子照射量標 準偏差	平均値の 13.1%	米国データ
	中性子照射量打 ち切り	上下限を考慮しない	現状の PASCAL3 の機能
	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 ⁸³ 3 ループ	-
	板厚内減衰	JEAC4206-2007 附属書 C69 係数 9.448	同左

表 2.3.2-14 標準的解析条件(その 5)

分類	項目	条件	根拠
進展停止	進展判定	$K_I > K_{Ic}$ 延性き裂進展は考慮しない	一般的な手法
	進展評価位置	表面き裂：最深点 内部き裂：内表面側の点	仮定の 1 つ
	WPS	K_I が増加中で、かつ K_{Ic} よりも大きいときに進展	仮定の 1 つ
	進展後のき裂形状	・周方向き裂：全周き裂 ・軸方向き裂：軸方向に長いき裂	仮定の 1 つ (FAVOR も同様)
き裂貫通評価	破壊評価	・ a/t 基準 ・ 塑性崩壊基準 のいずれかを満たすとき裂貫通	仮定の 1 つ
	a/t 基準	a/t > 0.75	維持規格 ¹⁴¹
	塑性崩壊基準	JEAC4206 (JEAC4206 改訂版)	JEAC4206 (JEAC4206 改訂版)
	流動応力	500MPa (ばらつきなし)	仮定の 1 つ
き裂貫通確率	複数き裂の扱い	1 つでもき裂進展 (あるいはき裂貫通) すると RPV としてもき裂進展 (あるいはき裂貫通)	仮定の 1 つ (FAVOR も同様)
TWCF	過渡事象の扱い	各過渡事象での 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 も同様)
非破壊検査	検査モデル	内部欠陥 Khaleel モデル ⁸⁷	仮定の 1 つ
	検出後の処理	欠陥密度減少	仮定の 1 つ
	検査時期	(感度解析で検討)	-
	検査領域	(感度解析で検討)	-
溶接残留応力	母材突き合わせ溶接	PVP2014-28392 ⁷¹	国内相当で最も詳細な解析の 1 つ
	肉盛溶接	JPVT Vol. 135, 051402 ^{72,72}	国内相当で最も詳細な解析の 1 つ
	K の計算	線形重ね合わせ	仮定の 1 つ

(3) PASCAL3 の信頼性確認

RPV を対象とした PFM 解析の実施において、使用する解析コードの信頼性を確保することは重要である。過年度までに確率変数と評価フロー・評価式の各項目に分類した上で実施してきた PASCAL3 の信頼性確認について、未着手のもの、及び再検討が必要と判断されたものに対してその結果を示す。表 2.3.2-15 に示す項目について、「○」印が過年度までに信頼性確認を実施したものであり、「2014」と記載されている項目が本年度の事業内で対象としたものである。ここで述べる信頼性確認は、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）は含まれない。

表 2.3.2-15 標準的入力データ、標準的解析手法、PASCAL3 の信頼性確認の対象項目と検討状況の一覧

分類	項目	標準的入力データ と解析手法	信頼性確認方法
確率変数	RT _{NDT}	○	2014
	化学成分	2014	○
	中性子照射量	2014	○
	破壊靱性	○	○
	き裂伝播停止靱性	2014	○
	初期き裂	2014	2014
評価フロー・ 評価式	条件付き裂進展確率	○	○
	条件付き裂進展停止確率	○	○
	条件付き裂貫通確率	○	2014
	き裂貫通頻度算出	2014	2014
	き裂進展・停止時の評価	2014	2014
	高温予荷重効果の評価	2014	2014
	き裂種類及び応力拡大係 数の切り替え	○	○
	脆化予測法	2014	2014
	中性子照射量 指数減衰	2014	○
	溶接残留応力	2014	2014
破壊評価	2014	2014	

1) RT_{NDT}

PASCAL3 において、 RT_{NDT} は図 2.3.2-19 に示すフローの手順で計算される。Cu、Ni、f などの変数から計算される ΔRT_{NDT} 予測値、入力により与えられる RT_{NDT} 初期値、そして RT_{NDT} のばらつきの値の和となる。 RT_{NDT} のばらつきの標準偏差については、以下の式のように初期値の標準偏差の二乗と予測値の標準偏差の二乗を足した値の平方根で与えられる。

$$RT_{NDT} = RT_{NDT} \text{初期値} + \Delta RT_{NDT} \text{予測値} + \text{初期値と予測値のばらつき} \quad (2.3.2-11)$$

$$\text{初期値と予測値のばらつきの標準偏差} = \sqrt{(\text{初期値の標準偏差})^2 + (\text{予測値の標準偏差})^2} \quad (2.3.2-12)$$

ここで、 RT_{NDT} 初期値と RT_{NDT} 予測値のばらつきについて、それぞれのばらつきが正しくサンプリングされることを確認するために、初期値と予測値いずれか一方のみの分布を考慮した場合に得られる RT_{NDT} の分布を理論値と比較し、概ね一致することを確認した。また、同様に初期値と予測値の両方のばらつきを考慮した場合にもばらつきが正しくサンプリングされることを確認するため、サンプリングで得られた分布を理論値と比較し、よく一致することを確認した。

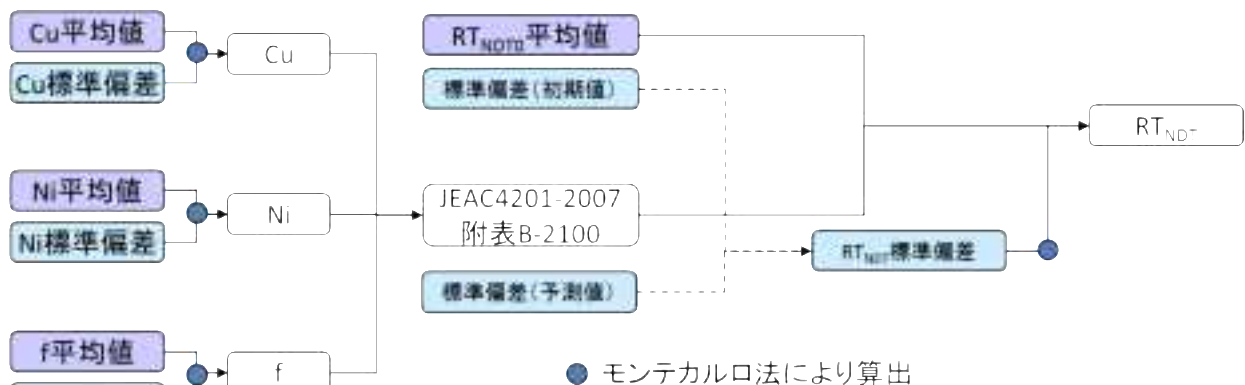


図 2.3.2-19 RT_{NDT} の算出フロー

表 2.3.2-16 RT_{NDT} 初期値のみのばらつき

パーセンタイル	理論値 A	サンプリング値 B	$(B-A)/A*100$ [%]
1	-21.868	-21.806	-0.280
5	-15.462	-15.378	-0.541
50	0.000	-0.025	-
95	15.462	15.441	-0.136
99	21.868	21.924	0.257

表 2.3.2-17 ΔRT_{NDT} 予測値のみのばらつき

パーセンタイル	理論値 A	サンプリング値 B	$(B-A)/A*100$ [%]
1	88.969	89.031	0.070
5	95.443	95.528	0.089
50	111.069	111.044	-0.022
95	126.695	126.674	-0.017
99	133.169	133.226	0.043

表 2.3.2-18 RT_{NDT} (初期値+予測値)のばらつき

パーセンタイル	理論値 A	サンプリング値 B	$(B-A)/A*100$ [%]
1	79.979	80.066	0.109
5	89.086	89.205	0.134
50	111.069	111.034	-0.031
95	133.052	133.022	-0.022
99	142.160	142.240	0.056

2) 初期き裂

PASCAL3 は RPV に 1 個のき裂を仮定し、過渡事象が発生するという条件の下での条件付き裂貫通確率を算出するコードである。そのため、TWCF を計算する上で、PASCAL3 を用いて得られる条件付き裂貫通確率の他に、欠陥密度及び過渡事象の発生頻度を考慮する必要がある。ここでは、標準的解析条件として、米国の欠陥分布データを使用するが、このデータは欠陥深さ及び欠陥アスペクト比に対して離散点として与えられたものである。

まずは各き裂寸法に対する条件付き裂貫通確率を計算する。次に、計算された各条件付き裂貫通確率に対して、RPV 全体のき裂個数やき裂種類、過渡事象の発生頻度を考慮

して RPV の TWCF を算出する。この条件付き裂貫通確率から TWCF を算出する際には、TWCF 算出ツールである Post-PASCAL を用いる。この TWCF を算出する手順において、PASCAL3 を用いて実施する計算は固定寸法の条件のみの計算であるため、初期き裂についての信頼性確認に関しては、Post-PASCAL が計算するき裂個数を対象として実施する。ここでは、Post-PASCAL のき裂個数の算出機能を確認するため、表 2.3.2-21 に示す RPV 寸法と表 2.3.2-19 に示す表面き裂の密度データ、内部欠陥の密度データから、き裂密度に母材体積及び内表面面積を積算して求めたき裂個数(A)と Post-PASCAL により計算されたき裂個数(B)とを比較した。結果を表 2.3.2-22 に示す。両者は一致しており、Post-PASCAL が適切にき裂個数を計算していると判断できる。

表 2.3.2-19 表面き裂の密度データ（米国の例⁸⁹⁾

き裂深さ[%]	FLAWS/FT ²	アスペクト比			
		2	6	10	INFINITY
3	3.66E-03	67.45	20.769	3.964	7.817

表 2.3.2-20 母材部内部欠陥の密度データ（米国の例⁸⁹⁾

き裂深さ[%]	FLAWS/FT ³	アスペクト比				
		1.0-1.25	1.25-1.5	1.5-2.0	2.0-3.0	3.0-4.0
1	1.75E+01	46.753	21.948	15.541	5.601	1.711
2	5.75E+00	88.777	8.969	1.222	0.377	0.233
3	2.54E-01	85.249	3.578	2.924	3.721	2.042
4	2.33E-02	30.069	13.294	19.42	21.146	9.131
5	1.40E-02	28.88	16.83	22.648	20.893	7.097

表 2.3.2-21 RPV の寸法

	値 [m]
内半径	1.995
クラッド厚	0.005
板厚（母材部）	0.200
胴部高さ	4.0

表 2.3.2-22 き裂個数の比較結果

	A	B
表面き裂の数	1.97471	1.97471
母材部の内部き裂の数 [*]	3291.04	3291.04

※RPV を全て母材として計算

3) 条件付き裂貫通確率

PASCAL3において、通常のモンテカルロ法を用いた場合の条件付き裂進展確率と条件付き裂貫通確率は、き裂進展及びき裂貫通と判定されたサンプルを全てのサンプル数で割った値となる。図 2.3.2-20 にき裂進展確率及びき裂貫通確率の算出フローを示す。き裂進展、及びき裂貫通が判定された場合に、サンプル数が正しくカウントされ、き裂進展確率、及びき裂貫通確率として正しく出力されることを確認する。コード中のき裂進展の判定箇所及びき裂貫通の判定箇所からき裂進展もしくはき裂貫通と判定されたサンプル数を出力させた結果と、通常の出力で得られる確率を表 2.3.2-23 に示す。前者を全てのサンプル数で割ったものと、通常の出力で得られる破損確率が一致することを確認した。

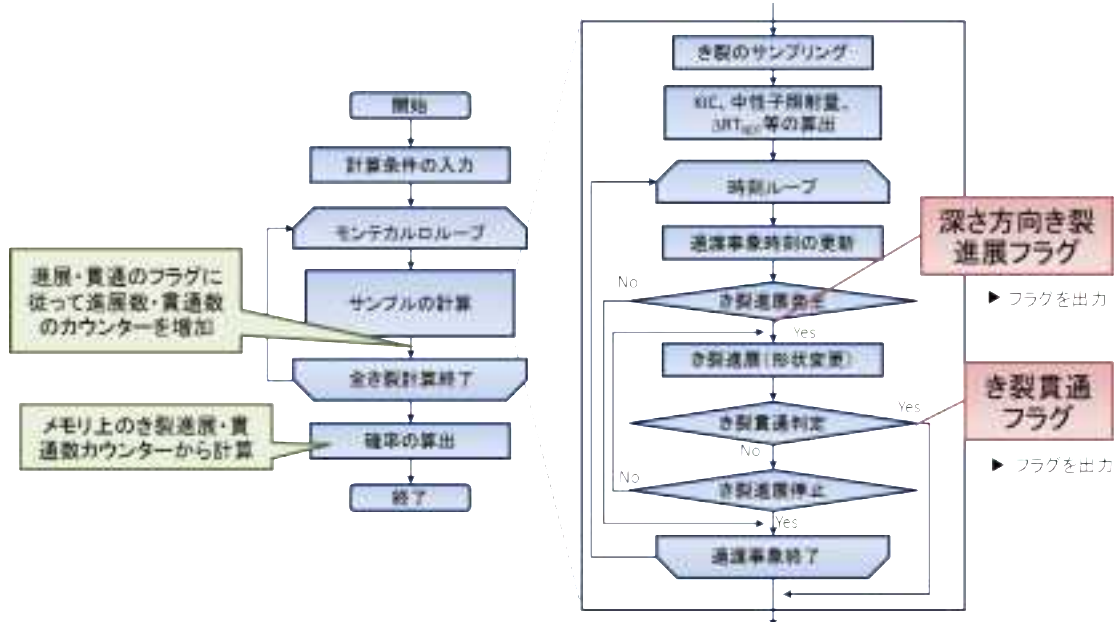


図 2.3.2-20 き裂進展確率及びき裂貫通確率の算出フロー

表 2.3.2-23 き裂進展確率とき裂貫通確率の確認結果

	フラグの出力数	出力数/サンプリング数	PASCAL3 出力値
き裂進展	8633	8.633×10^{-2}	8.633×10^{-2}
き裂貫通	8534	8.534×10^{-2}	8.534×10^{-2}

※総サンプリング数 100,000

4) き裂進展・停止時の評価

PASCAL3において、き裂進展・停止の判定については、応力拡大係数 K_I と破壊靱性値 K_{Ic} 及びき裂伝播停止靱性値 K_{Ia} の値を比較して判定している。き裂進展は $K_I > K_{Ic}$ となった場合に判定され、き裂伝播停止はき裂進展時に $K_{Ia} > K_I$ となった場合に判定される。また、き裂進展の判定に関しては、高温予荷重効果を考慮するものとし、その場合にはある時刻の K_I がその直前の時刻の K_I よりも高くなっている場合のみき裂が進展するものとしている。逆に K_I が直前の時刻に比べて減少している場合には、 $K_I > K_{Ic}$ となってもき裂進展とは判定されない。このような判定が適切に行われていることを確認するため、検証用に仮定した応力・温度履歴（き裂進展判定の確認用:図 2.3.2-21、き裂伝播停止判定の確認用:表 2.3.2-26）を用いて、履歴から想定される判定がなされていることを確認した。

き裂進展判定の確認例として、通常出力とは別途出力させた結果の一部を表 2.3.2-24 や表 2.3.2-25 に示す。表 2.3.2-24 では、時刻 5 の時点で $K_I > K_{Ic}$ となっているが K_I が前の時刻よりも減少しているため、WPS 効果によりき裂は進展しない。時刻 9 の時点で再び $K_I > K_{Ic}$ となり、ここでは K_I も前の時刻より増加しているためにき裂が進展していることが確認できる。ここでは、き裂の進展にともない、き裂フラグが 1 から 0 へと変更されている。本解析においては半楕円き裂(き裂フラグ番号 1)が少しでも進展した段階で軸方向に長いき裂(き裂フラグ番号 0)へと置き換えているためである。表 2.3.2-25 では、 K_I は常に K_{Ic} を下回っており、き裂は進展しないままである。本信頼性確認では 100 サンプルに対してき裂進展判定の確認を行い、そのうち 79 サンプルにおいてき裂が進展すること、及び通常出力させたき裂進展確率が 0.79 となることを確認した。

き裂伝播停止判定の確認例として通常出力とは別途出力させた結果の一部を表 2.3.2-27 に示す。この例では、時刻 1 でき裂が進展を開始しているが、き裂深さ 145mm の位置において $K_I > K_{Ia}$ となっておりき裂伝播停止と判定されている。本信頼性確認では 100 サンプルに対してき裂伝播停止判定の確認を行い、その全てのサンプルでき裂停止と判定されていること、及び通常出力させたき裂伝播停止確率が 1.0 となることを確認した。

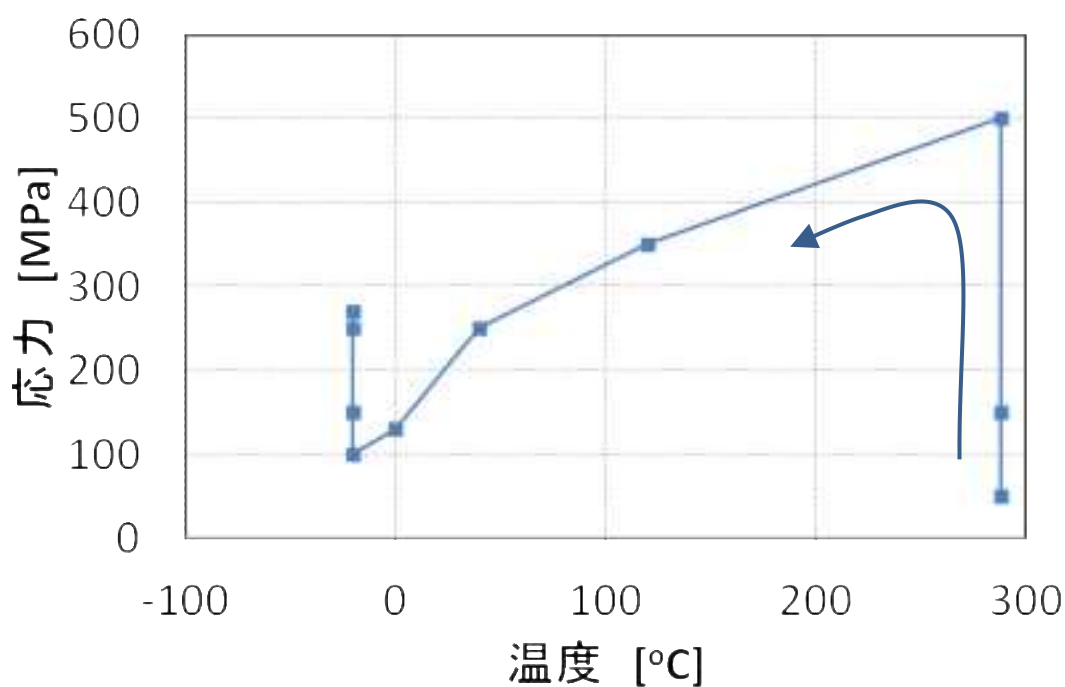


図 2.3.2-21 き裂進展判定を検証するために仮定した応力・温度履歴

表 2.3.2-24 き裂進展判定機能の確認(例 1)

時刻	き裂 フラグ*	き裂 深さ [mm]	K_I [MPa \sqrt{m}]	ΔK_I [MPa \sqrt{m}]	K_{Ic} [MPa \sqrt{m}]	K_{Ia} [MPa \sqrt{m}]	温度 [°C]	出力 ルーチン
1	1	15	10.0	10.0	1488.5	-	288	進展判定
2	1	15	30.1	20.1	1488.5	-	288	進展判定
3	1	15	100.3	70.2	1488.5	-	288	進展判定
4	1	15	70.2	-30.1	73.1	-	120	進展判定
5	1	15	50.1	-20.1	39.1	-	40	進展判定
6	1	15	26.1	-24.0	33.5	-	0	進展判定
7	1	15	20.1	-6.0	31.6	-	-20	進展判定
8	1	15	30.1	10.0	31.6	-	-20	進展判定
9	1	15	50.1	20.0	31.6	-	-20	進展判定
9	0	145	729.9	-	31.6	29.2	-20	伝播停止 判定

*0:軸方向に長いき裂、1:半楕円き裂

表 2.3.2-25 き裂進展判定機能の確認(例 2)

時刻	き裂 フラグ*	き裂 深さ [mm]	K_I [MPa√ m]	ΔK_I [MPa√ m]	K_{Ic} [MPa√ m]	K_{Ia} [MPa√ m]	温度 [°C]	出力 ルーチン
1	1	15	10.0	10.0	2805.9	-	288	進展判定
2	1	15	30.1	20.1	2805.9	-	288	進展判定
3	1	15	100.3	70.2	2805.9	-	288	進展判定
4	1	15	70.2	-30.1	221.1	-	120	進展判定
5	1	15	50.1	-20.1	96.6	-	40	進展判定
6	1	15	26.1	-24.0	70.6	-	0	進展判定
7	1	15	20.1	-6.0	62.7	-	-20	進展判定
8	1	15	30.1	10.0	62.7	-	-20	進展判定
9	1	15	50.1	20.0	62.7	-	-20	進展判定
10	1	15	54.1	4.0	62.7	-	-20	進展判定

*0:軸方向に長いき裂、1:半楕円き裂

表 2.3.2-26 き裂進展停止判定を検証するために仮定した応力・温度履歴

応力分布	進展用の大きな値（時刻歴変化なし）
温度分布	内表面側 0°C、外表面側 288°C （時刻歴変化なし）
想定されるき裂の挙動	進展後に伝播停止

表 2.3.2-27 き裂停止判定機能の確認

時刻	き裂 フラグ*	き裂 深さ [mm]	K_I [MPa√ m]	K_{Ic} [MPa√ m]	K_{Ia} [MPa√ m]	温度 [°C]	出力 ルーチン
1	1	15.0	100.3	33.5	-	0	進展判定
1	0	145.0	1457.8	-	2551.3	288	伝播停止 判定
2	0	145.0	1457.8	2581.3	-	288	進展判定
3	0	145.0	1457.8	2581.3	-	288	進展判定
4	0	145.0	1457.8	2581.3	-	288	進展判定

*0:軸方向に長いき裂、1:半楕円き裂

5) WPS 効果

PASCAL3 では、き裂進展を判定する際に WPS 効果を考慮する機能を有している。4) で述べたように、高温予荷重効果を考慮する場合には、ある時刻の K_I が直前の値よりも大きい場合にのみ、き裂が進展するものとする。WPS 効果を考慮したき裂進展の機能が適切に動作しているかの確認に関しては4)においてき裂進展判定の確認に含めて実施し、WPS 効果を考慮したき裂進展となっていることを確認した。

6) 脆化予測法

PASCAL3 における ΔRT_{NDT} 計算のフローを図 2.3.2-22 に示す。 ΔRT_{NDT} の計算においては、JEAC4201-2007[2013 年追補版]の附属書表に示された ΔRT_{NDT} のテーブルデータを用いる。本テーブルデータでは、Cu や Ni、中性子束、照射温度に対応した ΔRT_{NDT} の値が与えられており、PASCAL3 ではこのテーブルデータの値を補間して ΔRT_{NDT} の値を得る。中性子照射量及び中性子束については以下に示す式で補間がなされ、その他のパラメータについては線形補間である。また、テーブルデータの範囲外では、電力中央研究所報告書 Q12007⁹⁵の式を用いた計算を行う。

$$\Delta RT_{NDT_c} = \Delta RT_{NDT_a} + \frac{\Delta RT_{NDT_b} - \Delta RT_{NDT_a}}{\log \varphi_b - \log \varphi_a} (\log \varphi_c - \log \varphi_a) \quad (2.3.2-13)$$

- ΔRT_{NDT_c} : 補間される ΔRT_{NDT}
- ΔRT_{NDT_a} : 中性子照射量が a における ΔRT_{NDT}
- ΔRT_{NDT_b} : 中性子照射量が b における ΔRT_{NDT}
- φ_a : 中性子照射量 a 、もしくは中性子束 a
- φ_b : 中性子照射量 b 、もしくは中性子束 b
- φ_c : 中性子照射量 c 、もしくは中性子束 c
- ($\varphi_a \leq \varphi_c \leq \varphi_b$ とし、 φ_c における ΔRT_{NDT} を補間する)

PASCAL3 において、 ΔRT_{NDT} が適切に計算されていることを確認するため、以下の 4 つの信頼性確認を行った。

まず、PASCAL3 で JEAC4201-2007[2013 年追補版]の附属書表の値が正しく使用されているかを確認するため、表 2.3.2-28 に示す条件（補間の必要がなく附属書表の値がそのまま用いられると思われる条件）を用いて、PASCAL3 で計算した ΔRT_{NDT} が附属書表の対応する条件の値と一致することを確認した。結果を図 2.3.2-23 に示す。両者は一致しており、附属書表の値が適切に用いられていることを確認した。

⁹⁵ 曾根田直樹，中島健一，西田憲二，土肥謙次，“原子炉压力容器鋼の照射脆化予測法の改良－高照射監視試験データの予測の改善－”，電力中央研究所報告 Q12007，(2013)

次に、異なる中性子束テーブル間の補間が正しくなされていることを確認するために、表 2.3.2-29 に示す条件を用いて PASCAL3 で計算した ΔRT_{NDT} が、附属書表の対応する条件の値から補間して求めた値と一致することを確認した。結果を図 2.3.2-23 に示す。両者は一致しており、中性子束テーブルデータの補間が適切に行われていることを確認した。

続いて、中性子束以外のテーブル間においても補間が正しくなされていることを確認するために、

表 2.3.2-30 に示す条件を用いて PASCAL3 で計算した ΔRT_{NDT} が、附属書表の対応する条件の値から補間して求めた値と一致することを確認した。結果を図 2.3.2-25 に示す。両者は一致しており、テーブルデータの補間が適切に行われていることを確認した。

最後に、PASCAL3 がテーブルデータの範囲外においても ΔRT_{NDT} を連続的に計算できることを確認するため、

表 2.3.2-31 の条件を用いて PASCAL3 で計算した ΔRT_{NDT} と附属書表に記載された値をプロットした。なおテーブルデータにおける Cu の範囲は 0.04~0.2[mass%]である。結果を図 2.3.2-26 に示す。テーブルの範囲外においても、 ΔRT_{NDT} が連続的に計算されていることを確認した。

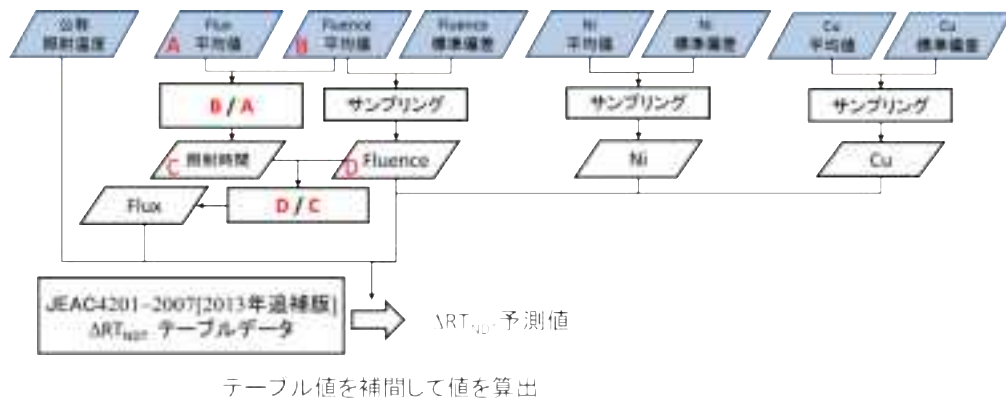


図 2.3.2-22 脆化予測のフロー

表 2.3.2-28 脆化予測法の信頼性確認の条件(1)

Cu	0.14 [mass%]
Ni	0.8 [mass%]
Flux	1×10^{11} n/cm ² /s
照射温度	288 [°C]

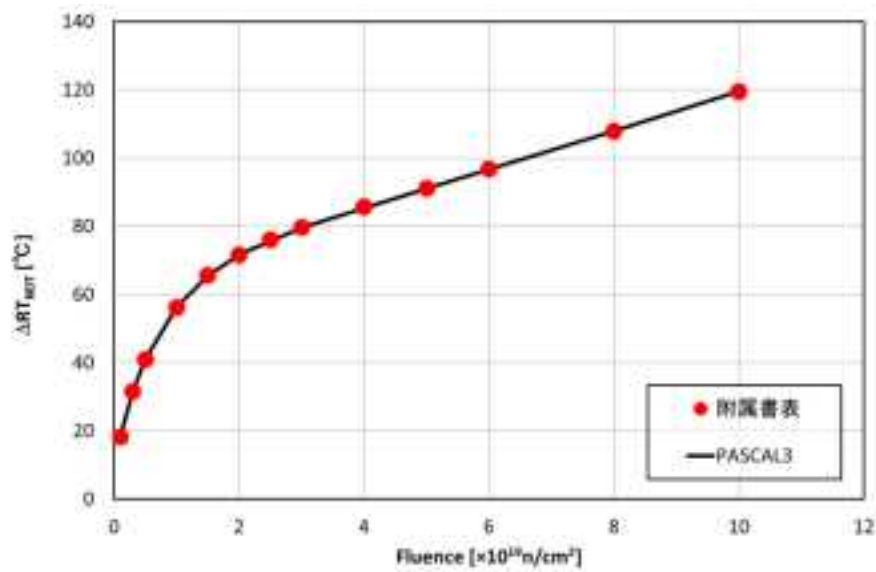


図 2.3.2-23 附属書表の値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較
(附属書表の値が適切に使用されているかを確認)

表 2.3.2-29 脆化予測法の信頼性確認の条件(2)

Cu	0.14 [mass%]
Ni	0.8 [mass%]
Flux	1.5×10^{11} n/cm ² /s
照射温度	288 [°C]

図 2.3.2-24 附属書表の補間値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較

Fluence [10 ¹⁹ n/cm ²]	1	1.5	2	2.5	3
附属書表 Flux 1.0×10^{11} ΔRT_{NDT} [°C]	56.2	65.5	71.6	76	79.6
附属書表 Flux 1.0×10^{11} ΔRT_{NDT} [°C]	54	64	71.1	76.4	80.7
<u>補間値</u> <u>Flux1.5×10^{11}</u> <u>ΔRT_{NDT}[°C]</u>	<u>54.9</u>	<u>64.6</u>	<u>71.3</u>	<u>76.2</u>	<u>80.2</u>
PASCAL3 ΔRT_{NDT} [°C]	54.9	64.6	71.3	76.2	80.2

表 2.3.2-30 脆化予測法の信頼性確認の条件(3)

Cu	0.145 [mass%]
Ni	0.8 [mass%]
Flux	1×10^{11} n/cm ² /s
照射温度	288 [°C]

図 2.3.2-25 附属書表の補間値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較

Fluence [10^{19} n/cm ²]	1	1.5	2	<u>2.25</u>	2.5	3
附属書表 Cu:0.14[wt%] ΔRT_{NDT} [°C]	56.2	65.5	71.6	-	76	79.6
附属書表 Cu:0.15[wt%] ΔRT_{NDT} [°C]	60.6	69.6	75.4	-	79.6	83
<u>補間値</u> <u>Cu:0.145</u>	<u>58.4</u>	<u>67.6</u>	<u>73.5</u>	<u>75.8</u>	<u>77.8</u>	<u>81.3</u>
PASCAL3 ΔRT_{NDT} [°C]	58.4	67.6	73.5	<u>75.8</u>	77.8	81.3

表 2.3.2-31 脆化予測法の信頼性確認の条件(4)

Cu	0.02~0.25 [mass%]
Ni	0.8 [mass%]
Flux	1×10^{11} n/cm ² /s
照射温度	288 [°C]

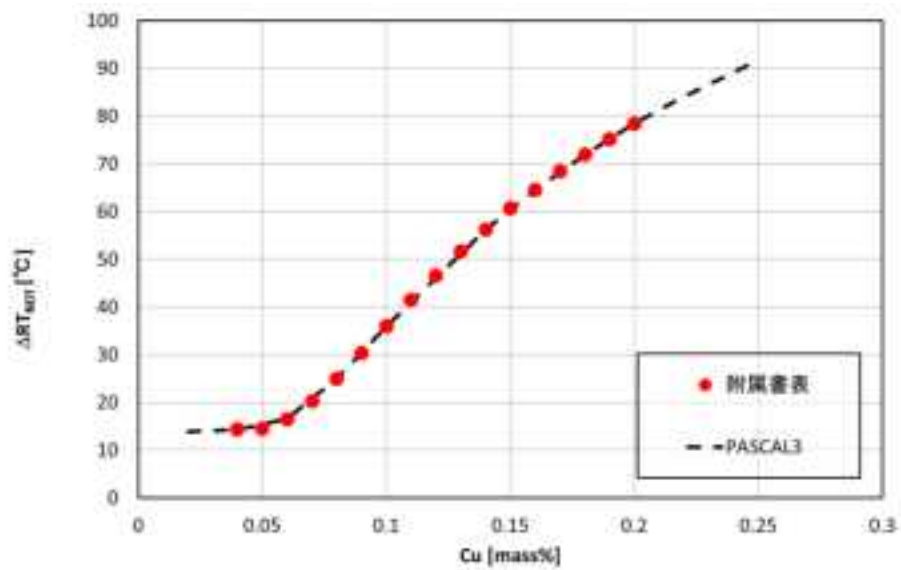
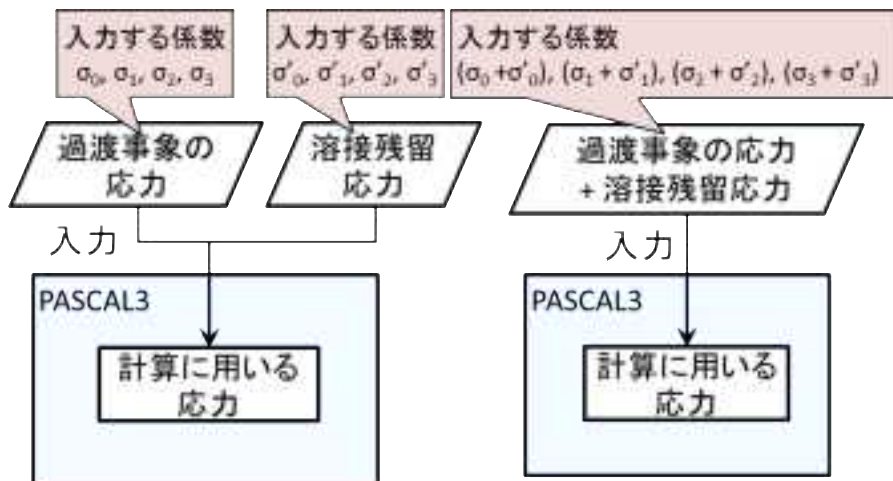


図 2.3.2-26 附属書表の値と PASCAL3 で計算された ΔRT_{NDT} との比較
(テーブルデータ範囲外の確認)

7) 溶接残留応力

PASCAL3 では、過渡事象の応力、及び溶接残留応力について、3 次多項式の係数として入力する。PASCAL3 に入力した溶接残留応力が適切に計算で用いられている応力に反映されているかを確認するため、過渡事象の応力の係数(σ_x)と残留応力の係数(σ'_x)を個別で入力した場合 (A) と、過渡事象の応力として、過渡事象と残留応力を足し合わせた応力の係数($\sigma_x + \sigma'_x$)を入力した場合 (B)、過渡事象のみの応力の係数を入力した場合の 3 ケースにおける応力拡大係数を比較した。確認のフローを図 2.3.2-27 に示す。結果を図 2.3.2-28 に示す。残留応力を考慮しないケースに比べて A と B のケースでは応力拡大係数が増加している。また A と B の応力拡大係数は一致しており、入力した溶接残留応力が適切に計算で用いられていることを確認した。



A: 個別で係数を入力 B: 足し合わせた係数を入力

過渡事象の応力の3次多項式のx項の係数： σ_x
 残留応力の応力の3次多項式のx項の係数： σ'_x

図 2.3.2-27 溶接残留応力の確認のフロー

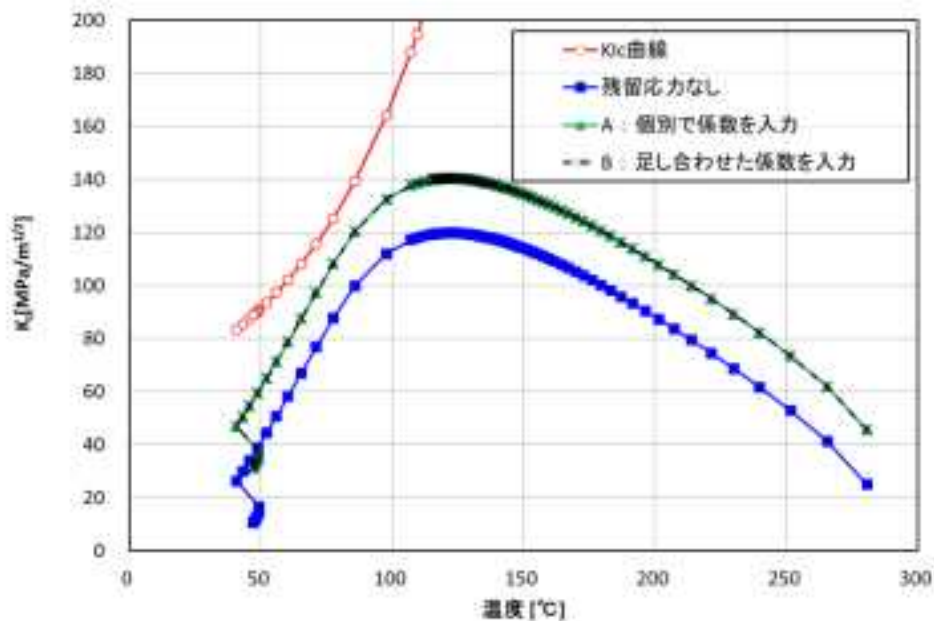


図 2.3.2-28 溶接残留応力の入力方式による K 値の比較

8) 破壊評価

PASCAL3 におけるき裂貫通の判定は、き裂深さ(a)が板厚(t)の 75%に達した場合 ($a/t \geq 0.75$)、もしくは塑性崩壊のいずれかの条件を満たした場合に判定される。塑性崩壊の処理において正しく判定がなされていることを確認するため、塑性崩壊を満たさない

条件で $a/t \geq 0.75$ と判定された場合に、き裂貫通と判定されたカウントを出力し、別途出力されるき裂貫通確率と一致することを確認した。また $a/t \geq 0.75$ を満たさない条件で塑性崩壊と判定された場合に、き裂貫通と判定されたカウントを出力し、別途出力されるき裂貫通確率と一致することを確認した。

2.3.3 原子炉圧力容器健全性研究専門部会

原子力機構に「原子炉圧力容器健全性研究専門部会」を設置して、3回の会合を開催し、過年度に引き続き確率論的評価手法に関する議論を行うとともに、研究の進捗管理や取りまとめのための議論を行った。主な議論を以下に示す。

第1回会合：平成26年9月10日

- 原子力機構から、本年度の受託事業概要を説明した。
- き裂分布の取り扱いについては、データの使用目的や設定根拠を明確化する必要がある。先行する米国のデータを入手し調査することが重要である。
- 解析コードの信頼性確認は、開発機関の限られたリソースでは困難であり、バイナリーコードのみの提供では、ユーザーの利用による信頼性の実証も難しい。PASCAL3のユーザーグループを作り、その範囲内でのソースコード開示を検討すべきである。

第2回会合：平成26年12月5日

- 原子力機構から、「確率論的破壊力学を用いた標準的解析要領案」について説明した。
- 標準的解析要領の位置づけを明確化し、既存の規格との整合性に留意して検討を進める必要がある。
- 非破壊検査の精度を上げて小さなき裂を検出できれば破損確率が下げられるが、現実的には検査精度を上げていくと誤判定する確率も上がっていく。検査については、目標値を設定し、それを満足する検査を行うのが望ましい。

第3回会合：平成27年2月20日

- 原子力機構から、第2回会合における議論を踏まえて修正を加えた「確率論的破壊力学を用いた標準的解析要領案」について説明した。
- 確率分布の裾野における打ち切り処理については、結果への影響が大きい可能性がある。できるだけ説明性のある取り扱いとすべきである。
- 標準的入力データの整備が進められているが、これらのデータをオーソライズされた標準とするのは難しいかもしれない。ユーザーがPFM解析を行う際に誤解することがないように、データの位置づけを明確化しておく必要がある。

2.4 機能喪失確率評価事例の整備

2.4.1 評価事例の解析条件

機能喪失確率評価事例として、ここでは 2.3.2 で選定した標準条件を主な条件として、RPV の TWCF を算出した。TWCF の算出フローを図 2.4.1-1 に示す。条件の各項目を以下に列記する。

- ・ RPV
- ・ 過渡事象
- ・ 材料特性
- ・ 想定欠陥
- ・ 中性子照射量
- ・ 各項目で使用する計算式
- ・ その他の条件

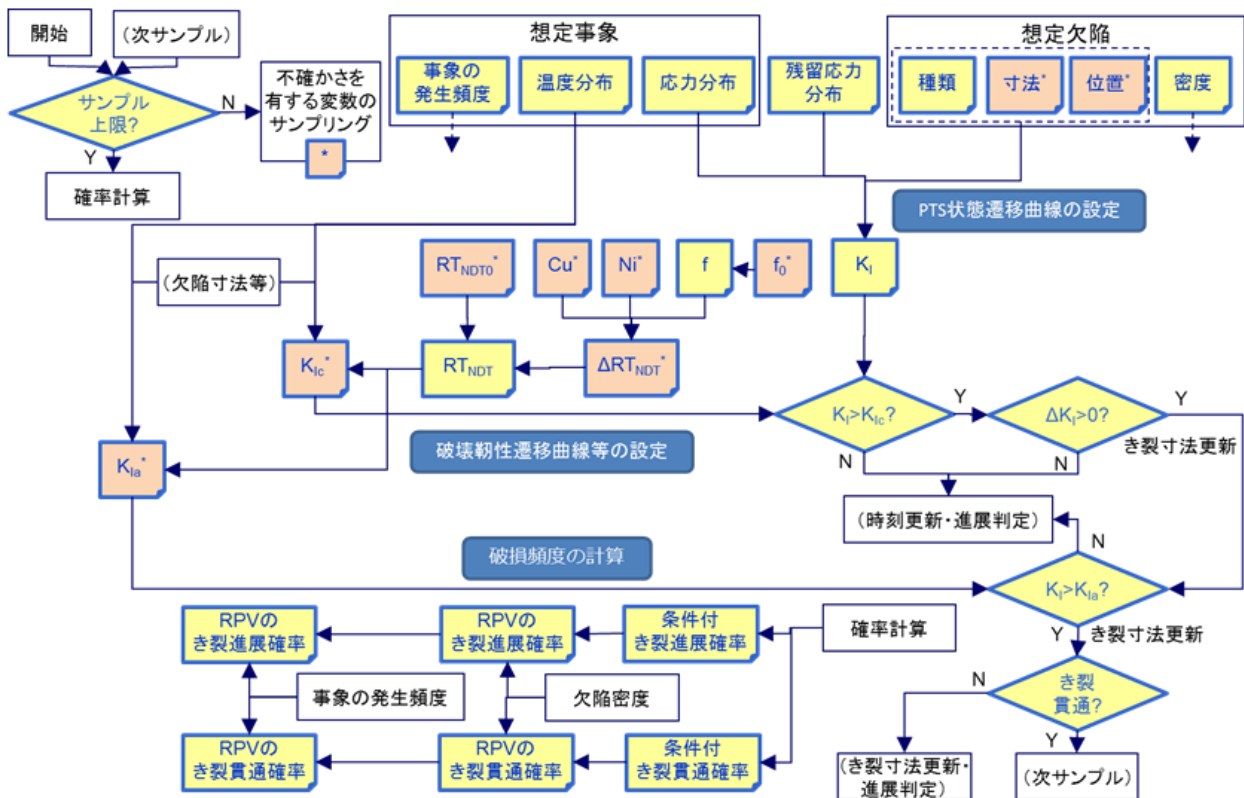


図 2.4.1-1 破損頻度計算手順の模式図

(1) RPV

対象とする RPV のサブリージョンについては、図 2.4.1-2 に示す展開図を参考とし、中性子照射量分布については図 2.4.1-3 を参考として設定した。RPV の寸法等のデータについて表 2.4.1-1 に示すものを用いた。

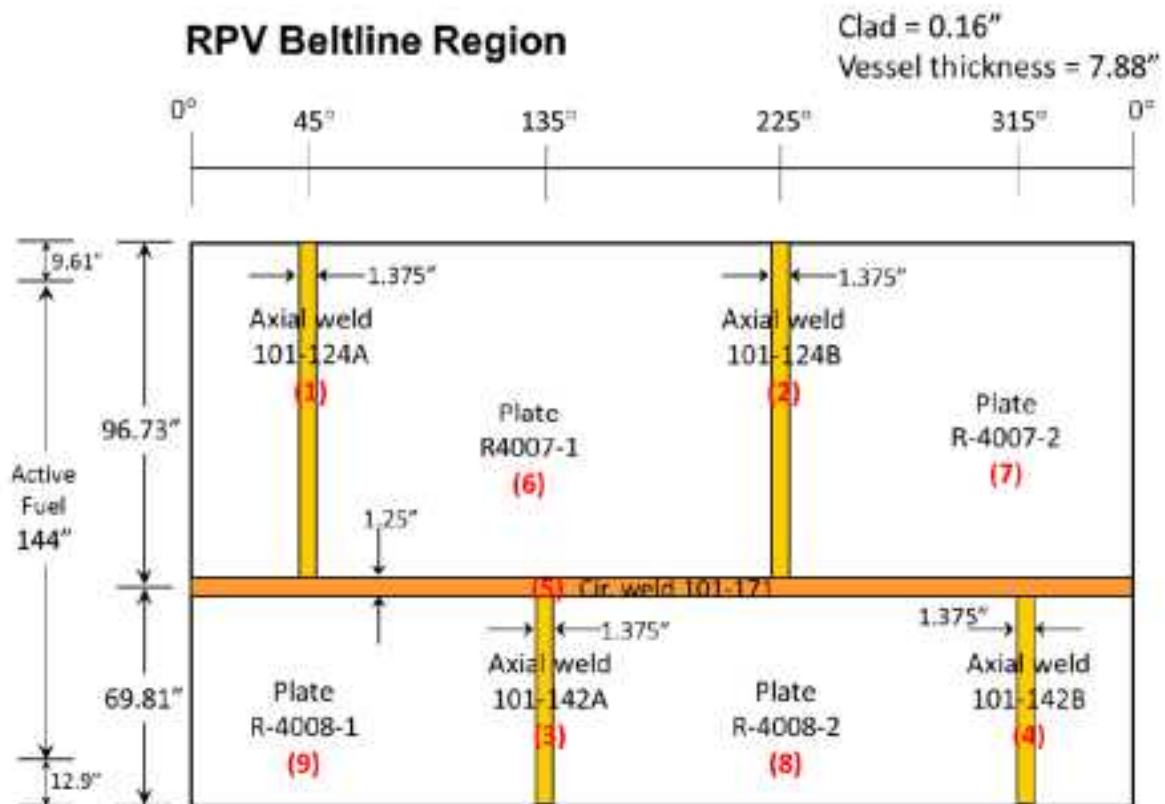


図 2.4.1-2 参考とした RPV の展開模式図(PVP2014-28350⁸³より引用)

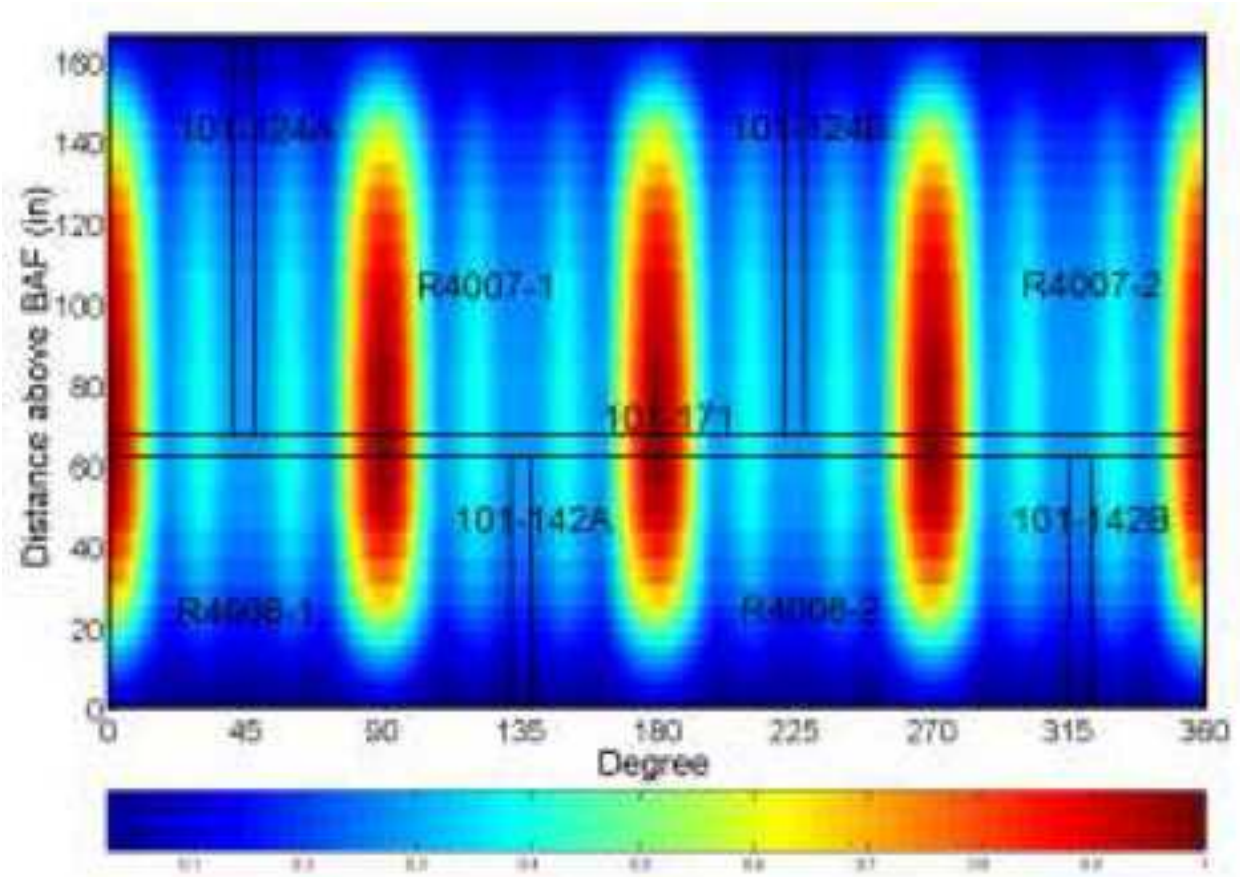


図 2.4.1-3 参考とした中性子照射量の分布図(PVP2014-28350⁸³より引用)

表 2.4.1-1 設定した RPV の寸法や条件

項目	条件	根拠
内半径	2m (母材までの距離)	国内 3 ループ相当
クラッド厚さ	5mm	同上
母材厚さ	200mm	同上
容器胴部高さ	4m	相対的に照射量が高い領域
溶接部位置	台湾のデータ ⁸³ 3 ループ (図 2.4.1-2)	-
中性子照射量分布	台湾のデータ ⁸³ 3 ループ (図 2.4.1-3)	-

(2) 過渡事象

今回、対象とする過渡事象とその発生頻度については表 2.4.1-2 に示す条件を設定した。考慮する過渡事象は SBLOCA、LBLOCA、MSLB、SO-1 の 4 種類である。その発生頻度や SO-1 の冷却材温度時刻歴については米国のデータを用いた。

表 2.4.1-2 設定した過渡事象とその条件

項目	条件	根拠
事象の選定	SBLOCA, LBLOCA, MSLB, SO-1	<ul style="list-style-type: none"> ・ JEAC 附属書 C (SBLOCA, LBLOCA, MSLB) 69 ・ 米国 Beaver Valley 事例⁸⁶ (SO-1) SO-1 の中で最も TWCF が高いケース
発生頻度	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA : 7.1×10^{-6} ・ SBLOCA : 5.9×10^{-4} ・ MSLB : 2.2×10^{-3} ・ SO-1 : 9.9×10^{-4} ※単位は[回/炉年]	米国 Beaver Valley 事例 ⁸⁶ 各事象グループにおける個別の発生頻度の総和
冷却材温度時刻歴	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA, SBLOCA, MSLB : 発電技検報告書⁸⁸ ・ SO-1 : 米国 Beaver Valley⁸⁶ 	同左
圧力時刻歴	同上	同左
熱伝達係数	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA, SBLOCA, MSLB : 発電技検報告書⁸⁸記載の上限値で一定 ・ SO-1 : 米国 Beaver Valley⁸⁶ 	同左
伝熱解析入力データ	<ul style="list-style-type: none"> ・ 温度依存性考慮 ※詳細は割愛	“J.Katsuyama, et al, JPVT, Volume135, Issue5” ⁷²
応力解析入力データ	<ul style="list-style-type: none"> ・ 温度依存性考慮 ※詳細は割愛	同上
解析モデル	二次元軸対称	入力の時刻歴データが一次元
応力解析種類	弾性解析	応力拡大係数を保守的に評価
応力フリー状態	運転状態 (288°C)	仮定の 1 つ

(3) 材料特性

設定した材料特性は表 2.4.1-3 の通りである。材料は母材と溶接材を想定した。Cu の平均値は国内の RPV を想定し、母材 0.16wt%、溶接材 0.14wt%と設定した。

表 2.4.1-3 設定した材料特性

項目	条件	根拠
RT _{NDT} 初期値分布型	正規分布	仮定の 1 つ
RT _{NDT} 初期値平均値	・ 母材 0°C ・ 溶接材 -50°C	旧 NISA 資料より ※詳細は割愛
RT _{NDT} 初期値標準偏差	9.4 °C	米国データ
Cu 分布型	正規分布	仮定の 1 つ
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 内の仮定の 1 つ
Cu 打ち切り	±3σ	脆化予測法の適用範囲は 0.25 以下
Ni 分布型	正規分布	仮定の 1 つ
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)	古平, 鉄と鋼, 73, 1656(1987) ⁹²
Ni 打ち切り	±3σ	脆化予測法の適用範囲は 0.5 ~1.1

(4) 想定欠陥

き裂に関する条件を表 2.4.1-4 に示す。対象とするき裂の種類は表面欠陥と内部欠陥の 2 種類とし、表面欠陥については周方向欠陥のみ、内部欠陥については軸方向欠陥と周方向欠陥が 50%ずつ存在すると仮定した。欠陥の密度データは米国のサンプルデータを用いた。内部欠陥の深さ方向位置は 1/8t に固定した。なお、欠陥の合体は考慮していない。

また、母材部と溶接部ごとに表 2.4.1-6 から表 2.4.1-9 に示す密度を設定した。き裂密度については米国 PNNL のサンプルデータの 1 つを用いた。欠陥の模式図を図 2.4.1-4 に示す。なお、PASCAL3 によって条件付き裂貫通確率が得られた後に、この欠陥密度と過渡事象の頻度を別途考慮して、TWCF を計算する。

表 2.4.1-4 想定したき裂条件

項目	条件	根拠
表面欠陥（方向）	周方向のみ	<ul style="list-style-type: none"> 米国の考え方（肉盛溶接施工方向と同一） 国内の RPV 胴部に対する肉盛溶接施工は周方向
表面欠陥（密度）	米国 VFLAW サンプルデータ ⁸⁹ ※詳細は割愛	同左
表面欠陥（深さ）	同上	同左 クラッドを超える程度
表面欠陥 （アスペクト比）	同上	同左
内部欠陥（方向）	軸方向及び周方向（50%ずつ）	米国の考え方
内部欠陥（密度）	米国 VFLAW サンプルデータ ⁸⁹ ※詳細は割愛	同左
内部欠陥（深さ）	同上	同左
内部欠陥 （アスペクト比）	同上	同左
内部欠陥（位置）	1/8t	仮定の 1 つ
合体	考慮しない	欠陥数が少なければ初期状態での合体条件を満たさない

表 2.4.1-5 表面き裂の密度(米国のデータ⁸⁹)

き裂深さ [mm]	FLAWS/FT ²	アスペクト比			
		2	6	10	INFINITY
6	3.66E-03	67.45	20.769	3.964	7.817

表 2.4.1-6 母材部の内部欠陥の密度(米国のデータ⁸⁹ 1/2)

き裂深さ [mm]	FLAWS/FT ³	アスペクト比				
		1.0-1.25	1.25-1.5	1.5-2.0	2.0-3.0	3.0-4.0
2.19	1.75E+01	46.753	21.948	15.541	5.601	1.711
4.38	5.75E+00	88.777	8.969	1.222	0.377	0.233
6.57	2.54E-01	85.249	3.578	2.924	3.721	2.042
8.76	2.33E-02	30.069	13.294	19.42	21.146	9.131
10.95	1.40E-02	28.88	16.83	22.648	20.893	7.097
13.14	0.00E+00	0	0	0	0	0
15.33	0.00E+00	0	0	0	0	0
17.52	0.00E+00	0	0	0	0	0
19.71	0.00E+00	0	0	0	0	0
21.9	0.00E+00	0	0	0	0	0

表 2.4.1-7 母材部の内部欠陥の密度(米国のデータ⁸⁹ 2/2)

き裂深さ [mm]	アスペクト比					
	4.0-5.0	5.0-6.0	6.0-8.0	8.0-10.0	10.0-15.0	>15.0
2.19	1.308	1.1	1.717	1.229	1.753	1.34
4.38	0.149	0.095	0.101	0.043	0.029	0.005
6.57	1.121	0.615	0.523	0.158	0.065	0.003
8.76	3.943	1.703	1.053	0.196	0.044	0.001
10.95	2.411	0.819	0.373	0.043	0.006	0
13.14	0	0	0	0	0	0
15.33	0	0	0	0	0	0
17.52	0	0	0	0	0	0
19.71	0	0	0	0	0	0
21.9	0	0	0	0	0	0

表 2.4.1-8 溶接部の内部欠陥の密度(米国のデータ⁸⁹ 1/2)

き裂深さ [mm]	FLAWS/FT**2	アスペクト比				
		1.0-1.25	1.25-1.5	1.5-2.0	2.0-3.0	3.0-4.0
2.19	4.06E+01	2.285	2.232	4.31	8.039	7.322
4.38	3.12E+00	6.68	6.23	11.23	18.275	13.849
6.57	2.98E-01	13.925	11.939	19.043	24.477	13.479
8.76	8.42E-02	20.384	16.106	22.883	23.709	9.749
10.95	2.46E-02	28.213	19.981	24.412	19.303	5.558
13.14	1.05E-02	36.682	22.971	23.618	13.574	2.481
15.33	5.97E-03	43.742	24.483	21.487	9.116	1.016
17.52	3.86E-03	49.281	24.949	19.069	6.225	0.438
19.71	2.61E-03	53.918	24.832	16.718	4.322	0.2
21.9	1.78E-03	58.006	24.354	14.523	3.018	0.095
24.09	1.22E-03	61.693	23.631	12.521	2.108	0.046
26.28	8.41E-04	65.047	22.736	10.724	1.47	0.022
28.47	5.78E-04	68.101	21.724	9.14	1.025	0.011
30.66	3.97E-04	70.887	20.637	7.757	0.713	0.005
32.85	2.73E-04	73.43	19.51	6.561	0.496	0.002
35.04	1.88E-04	75.751	18.369	5.534	0.345	0.001
37.23	1.29E-04	77.869	17.233	4.658	0.239	0.001
39.42	8.86E-05	79.803	16.118	3.913	0.166	0
41.61	6.09E-05	81.567	15.035	3.282	0.115	0
43.8	4.18E-05	83.177	13.993	2.75	0.08	0
45.99	2.87E-05	84.647	12.996	2.302	0.056	0
48.18	1.97E-05	85.988	12.049	1.925	0.039	0
50.37	1.36E-05	87.212	11.153	1.609	0.027	0

表 2.4.1-9 溶接部の内部欠陥の密度(米国のデータ⁸⁹ 2/2)

き裂深さ[mm]	アスペクト比					
	4.0-5.0	5.0-6.0	6.0-8.0	8.0-10.0	10.0-15.0	>15.0
2.19	6.671	6.078	10.588	8.798	16.044	27.633
4.38	10.504	7.973	10.654	6.153	6.294	2.157
6.57	7.486	4.186	3.687	1.189	0.548	0.04
8.76	4.095	1.746	1.077	0.204	0.047	0.001
10.95	1.708	0.55	0.244	0.028	0.004	0
13.14	0.514	0.119	0.037	0.003	0	0
15.33	0.131	0.02	0.004	0	0	0
17.52	0.034	0.003	0	0	0	0
19.71	0.01	0.001	0	0	0	0
21.9	0.003	0	0	0	0	0
24.09	0.001	0	0	0	0	0
26.28	0	0	0	0	0	0
28.47	0	0	0	0	0	0
30.66	0	0	0	0	0	0
32.85	0	0	0	0	0	0
35.04	0	0	0	0	0	0
37.23	0	0	0	0	0	0
39.42	0	0	0	0	0	0
41.61	0	0	0	0	0	0
43.8	0	0	0	0	0	0
45.99	0	0	0	0	0	0
48.18	0	0	0	0	0	0
50.37	0	0	0	0	0	0

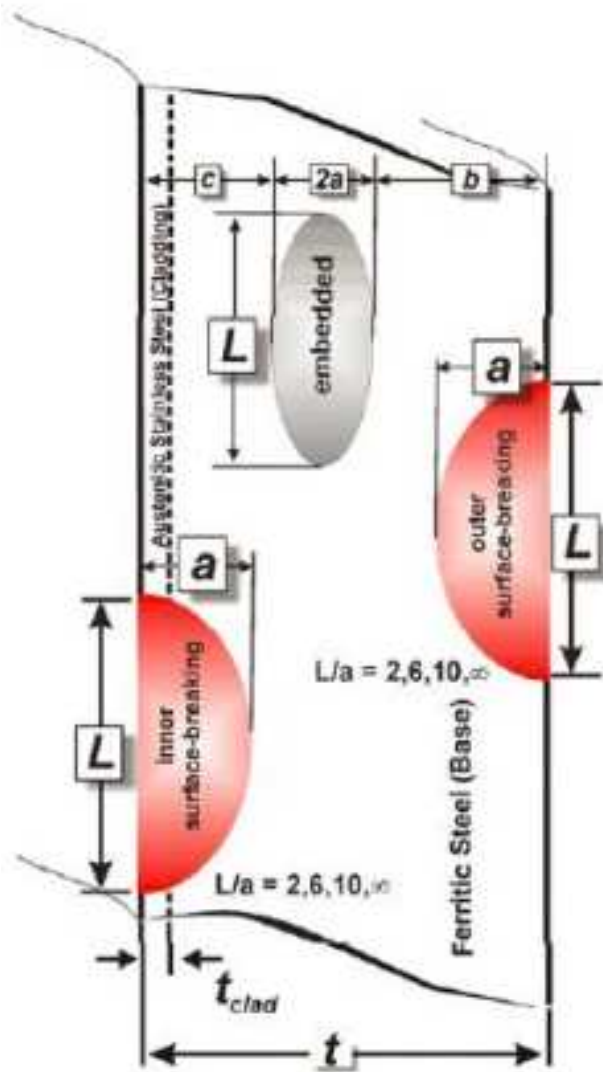


図 2.4.1-4 欠陥の模式図(ORNL/TM-2012/567⁹⁶より引用)

⁹⁶ P.T.Williams, T.L.Dicson, and S.Yin, "Fracture Analysis of Vessels - Oak Ridge FAVOR, v12.1, Computer Code: Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations," ORNL/TM-2012/567, Oak Ridge National Laboratory, 2012.

(5) 中性子照射量

中性子照射量の条件について表 2.4.1-10 に示す。中性子照射量の分布については、台湾のデータを用いるため。中性子照射量平均値の最大についても台湾のデータに合わせて設定した。

表 2.4.1-10 中性子照射量の条件

分類	項目	条件	根拠
中性子照射量	中性子照射量分布型	正規分布	仮定の 1 つ
	中性子照射量平均値	最大で $0.7 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$	台湾のデータ ⁸³
	中性子照射量標準偏差	平均値の 13.1%	米国データ ⁹³
	中性子照射量打ち切り	上下限を考慮しない	現状の PASCAL3 の機能
	板厚内減衰	JEAC4206-2007 附属書 C69 係数 9.448	同左

(6) 各項目で使用する計算式

き裂貫通確率を計算するために用いている計算式の一覧を表 2.4.1-11 に示す。

表 2.4.1-11 各項目に対して用いる計算式

分類	項目	条件	根拠
応力拡大係数	内表面半楕円き裂	CEA の解 ⁹⁰ 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解 ・ヤング率は過渡事象データ計算に使用した 300°C の値
	内部楕円き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	内表面全周き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	軸方向に長い内表面き裂	JSME 維持規格の解 ¹⁴¹	国内規格の解
	クラッドの考慮	応力分布の不連続に対して線形重ね合わせ（内表面全周き裂、軸方向に長い表面き裂に対する JSME 維持規格の解 ¹⁴¹ ）	K のため線形重ね合わせ可能
	塑性域補正等	考慮しない	弾性解析の応力を使用することによって保守性を含む
破壊靱性	破壊靱性 K_{Ic}	国内データ（ワイブル分布型）	国内データを統計処理
	き裂伝播停止 K_{Ia}	国内データ（対数正規分布型） $\sigma \log K_{Ia} = 0.290$	国内データを統計処理
	K_{Ic} と K_{Ia} の相関	標準偏差は同一	仮定の 1 つ
	板厚方向のばらつき	標準偏差は同一	仮定の 1 つ
脆化予測法	脆化予測法	JEAC4201-2007[2013 追補版]	最新の評価法
	予測法のばらつき	9.5 °C	JEAC4201-2007 [2013 追補版]
	ばらつきの評価	RT_{NDT} 初期値の標準偏差と、予測法の標準偏差の二乗和の平方根を、 RT_{NDT} の標準偏差	初期値及び予測法の両方のばらつきを併せて考慮
	照射温度	288°C	仮定の 1 つ 過渡事象データ計算においても PTS 発生前は 288°C

(7) その他の条件

その他、解析で用いている条件について表 2.4.1-12 に示す。いずれも標準的解析条件として設定したものである。

表 2.4.1-12 その他の条件

分類	項目	条件	根拠
進展停止	進展判定	$K_I > K_{Ic}$ 延性き裂進展は考慮しない	一般的な手法
	進展評価位置	表面き裂：最深点 内部き裂：内表面側の点	仮定の1つ
	WPS	K_I が増加中で、かつ K_{Ic} よりも大きいときに進展	仮定の1つ
	進展後のき裂形状	・周方向き裂：全周き裂 ・軸方向き裂：軸方向に長いき裂	仮定の1つ（FAVORも同様）
き裂貫通評価	破壊評価	・ a/t 基準 ・ 塑性崩壊基準 のいずれかを満たすとき裂貫通	仮定の1つ
	a/t 基準	a/t > 0.75	維持規格 ¹⁴¹
	塑性崩壊基準	JEAC4206 (JEAC4206 改訂版)	JEAC4206 (JEAC4206 改訂版)
	流動応力	500MPa (ばらつきなし)	仮定の1つ
き裂貫通確率	複数き裂の扱い	1 つでもき裂進展（あるいはき裂貫通）すると RPV としてもき裂進展（あるいはき裂貫通）	仮定の1つ（FAVORも同様）
TWCF	過渡事象の扱い	各過渡事象での 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も同様）
非破壊検査	検査モデル	内部欠陥 Khaleel モデル	仮定の1つ
	検出後の処理	欠陥密度減少	仮定の1つ
	検査時期	(感度解析で検討)	-
	検査領域	(感度解析で検討)	-
溶接残留応力	母材突き合わせ溶接	PVP2014-2839271	国内相当で最も詳細な解析の1つ
	肉盛溶接	JPVT Vol. 135, 051402 ⁷²	国内相当で最も詳細な解析の1つ
	K の計算	線形重ね合わせ	仮定の1つ

2.4.2 評価事例の解析結果

(1) 各き裂に対する条件付き裂貫通確率

き裂貫通頻度を算出する際には図 2.4.1-1 に示すように、き裂ごとのき裂貫通確率を算出し、その値に対して RPV 全体のき裂密度、過渡事象の発生頻度を考慮して、き裂貫通頻度を算出する。き裂貫通確率の計算は、

表 2.4.1-5 から表 2.4.1-9 に示したき裂深さ×アスペクト比の各条件に対して、PASCAL3 を用いて算出する。

(2) き裂貫通頻度の算出

算出した TWCF について、各過渡事象及び全過渡事象の値を表 2.4.2-1 に示す。また、全過渡事象を考慮した場合の RPV の各分割領域に対する TWCF をマッピングしたコンター図を図 2.4.2-1 に示す。ただし、この例では分割領域は等間隔でないため、分割領域の大きさによってもき裂貫通頻度が増減していることに注意が必要である。例えば、中心から上に伸びている緑色の線状の領域は軸方向の溶接線を示し、低い TWCF となっているが、逆側の母材部についても溶接線に合わせて分割した領域が小さいために TWCF が低く、緑色の線状の領域となっている。表 2.4.2-1 によると、全体の TWCF は $1.3E-6$ であり、過渡事象の中では SO の寄与割合が高いことが分かる。また、図 2.4.2-1 では母材部の中性子照射量が高い領域のき裂貫通確率が高くなっており、溶接部領域については母材部に比べて低い値を示している。

活用方策の検討において上述した通り、解析条件については今後継続して検討が必要である。国内においては十分なデータがないため、米国のデータを便宜的に使用した項目がある。例えば過渡事象として使用した SO が代表的な例である。SO については、米国 Beaver Valley の全 TWCF に影響のある一次系の弁の開固着事象のうち、最も TWCF が高い事象(SO126)を使用しているとともに、発生頻度については、同様に Beaver Valley の弁の開固着事象の発生頻度の総和を使用しているため、非常に保守側の設定になっていると考えられる。また、欠陥分布については、米国では 1000 の欠陥分布データを作成した上で、FAVOR を用いてそれ以上の数の RPV を想定したモンテカルロ法による解析が行われるが、ここでは 1000 の欠陥分布データのうち、公開されている 1 例を代表的なものとして使用した。

このように、国内の RPV を想定とした場合に、例えば米国データが適用可能か、あるいは米国データの使用による保守性がどの程度か、可能であれば定量的に評価することが望ましい。この点については今後の検討課題とする。

表 2.4.2-1 算出したき裂貫通頻度

過渡事象	き裂貫通頻度 [回/炉年]	全体への寄与割合 [%]
LBLOCA	1.1E-09	0.09
SBLOCA	2.0E-08	1.57
MSLB	8.2E-08	6.51
SO	1.2E-06	92.06
Total	1.3E-06	100.00

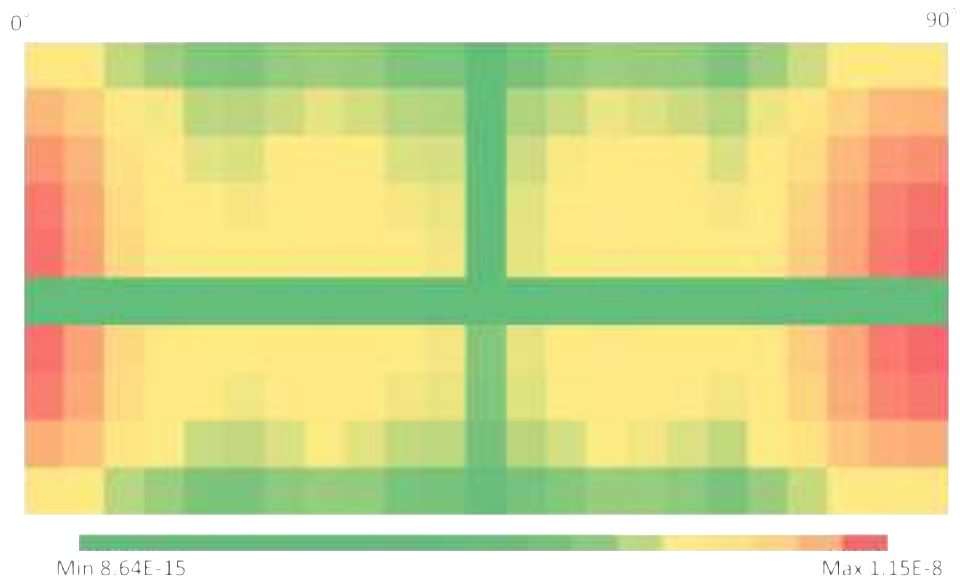


図 2.4.2-1 RPV の各分割領域におけるき裂貫通頻度マップ
(0~90° 範囲を抜粋)

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、疲労き裂、BWR 環境中のステンレス鋼における粒界型応力腐食割れ（Intergranular Stress Corrosion Cracking, 以下「IGSCC」という。）、PWR 一次系水質環境中のニッケル合金における応力腐食割れ（Primary Water Stress Corrosion Cracking, 以下「PWSCC」という。）、BWR 環境中のニッケル合金における応力腐食割れ（Ni-based alloy Stress Corrosion Cracking, 以下「NiSCC」という。）、熱時効、減肉等の経年事象が報告されている。国内においては、供用期間中に欠陥が検出された場合の欠陥評価は日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格⁹⁷等に基づいて決定論的な評価が行われる。

一方で、一次系配管の健全性評価について、定量的かつ合理的な手法として、PFM 解析の活用が国内外の各機関において検討されており、原子力機構においても PASCAL-SP、PASCAL-NP、PASCAL-EC 等の PFM 解析コードの開発を進めている。また、米国においても、近年では極小破損確率の評価を目的とした PFM 解析コードの開発が進められている。

このため本調査研究では、確率論的評価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、その成果を踏まえて PASCAL-SP、PASCAL-NP 及び PASCAL-EC に関する機能整備、IGSCC を対象とした機能喪失確率評価事例の整備を実施する。

3.2 破損確率評価に関する技術調査

一次系配管のき裂及び減肉を対象にした健全性評価において、PFM 解析技術の国内外における最新動向・最新知見の調査を PFM 解析コードやプロジェクトを対象に実施する。具体的には、一次系配管の破損確率評価で着目すべき経年事象（IGSCC、PWSCC、NiSCC、疲労き裂、熱時効、および減肉）やその評価手法・評価モデル（き裂発生・進展、減肉進展、溶接残留応力、応力拡大係数や破壊評価等）について、国内外の PFM 解析コードや国際会議等（ASME PVP や ICONE 等）に対する調査を行う。加えて、配管減肉進展評価モデルに関しては、既存の配管減肉の実測データを整理し、確率論的な減肉進展評価モデルを整備する。

3.2.1 き裂を有する配管を対象とした破損確率評価に関する技術調査

原子力機構では、一次系配管のき裂を対象にした確率論的健全性評価について、IGSCC 及び疲労き裂を対象とした PASCAL-SP の整備を進めている。また、複雑形状部位を対象にした確率論的健全性評価について、PWSCC あるいは NiSCC を対象とした

⁹⁷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)

PASCAL-NP の整備を進めている。これらのコードは国内の一次系機器・配管に対する健全性評価に活用することを念頭に整備を進めているが、一方で、各国においても、類似の PFM 解析コードの整備、あるいは PFM 解析に用いる評価手法及び評価モデルの高度化が進められている。

そこで、xLPR、Pro-LOCA、PRAISE-CANDU、CASSPAR、PEPPER 等、国内外の PFM 解析コードやプロジェクトを対象として、PFM 解析技術の国内外における最新動向・最新知見の調査を行い、主に国内の一次系配管に対する健全性評価に資する情報を整理する。

(1) 対象とする経年事象及び解析コード

RPV に対する PTS 時の破壊靱性要求について米国では PFM 解析が活用されたが、き裂を有する配管の健全性評価についても、PFM 解析コードの開発及び PFM 解析を用いた健全性評価の高度化に関する取組が継続されている。

従来、軽水炉配管系の IGSCC 及び疲労等の経年事象を対象として、米国においては PFM 解析コード PRAISE⁹⁸の開発、あるいは NURBIM プロジェクト⁹⁹のベンチマーク解析等が実施されてきた。近年特に着目されている経年事象としては、PWSCC あるいは NiSCC が挙げられ、PWSCC/NiSCC の評価のための PFM 解析コード開発が進められている。また、供用期間中検査の一部代替を目的とした健全性評価手法の高度化を目的として、熱時効材を対象とした PFM 解析の活用事例が報告されている。

このような状況を踏まえて、本調査で着目する経年事象及び解析コードを表 3.2.1-1 に示す。各解析コードにおいて、評価可能な経年事象を”○”で示す。このうち、下線で示すものを中心に説明する。本項での構成の概要を以下に述べる。

- 国内の PFM 解析におけるさらなるデータ及び知見の拡充、あるいは評価手法の確立が今後期待される経年事象として、「PWSCC/NiSCC」と「熱時効」に着目してその評価モデル等を整理する。その後国内においてこれまで多くの PFM 解析の実績がある「IGSCC」、「疲労」と、経年事象に限定されない関連する知見についてまとめる。
- 「PWSCC/NiSCC」については、国内の PFM 解析コードでは原子力機構の複雑形状部位の確率論的健全性評価を目的とした PASCAL-NP が一部評価機能を有する。一方で、米国では xLPR¹⁰³ 及び PRO-LOCA¹⁰⁴ において評価モデルが整備されているため、この 2 つのコードについて説明する。カナダの PRAISE-CANDU¹⁰⁰は、一

⁹⁸ D. O. Harris, D. D. Dedhia, E. D. Eason, and S. D. Patterson, “Probability of Failure in BWR Reactor Coolant Piping,” NUREG/CR-4792, UCID-20914, (1986).

⁹⁹ Schulz H, Schimpfke T, Brickstad B, Chapman V, Shepherd B, Kelly S, Olsson S, Wintle J, Muhammed A, and Simola K, Final Report of the Nuclear Risk-Based Inspection Methodology for passive components (NURBIM) project, 2004

¹⁰⁰ X.Duan, M.Wang and M.J.Kozluk, “Acceptance criterion for probabilistic structural

部 xLPR と同等の機能を有することと、評価モデルに関する詳細な文書が公開されていないことから「PWSCC/NiSCC」では触れないこととする。

- 「熱時効」については、米国における近年の代表的解析コードである CASSPAR¹⁰¹ の成果を含めてまとめる。併せて、国内における熱時効材による材料特性の評価モデルについてまとめる。
- 「IGSCC 及び疲労」については、原子力機構の PASCAL-SP やテプコシステムズの PEPPER 等を用いた解析事例が多く報告されている。IGSCC については、国内のデータに基づく評価モデルを整理する。また、疲労については、疲労による発生き裂モデルが PRO-LOCA に整備されているため、これについてまとめる。さらに、PRAISE-CANDU と xLPR、PASCAL-SP と PEPPER によるベンチマーク解析の事例を紹介するとともに、経年事象に限定されない関連する知見の 1 つとして、最新の貫通き裂の応力拡大係数算出式をまとめる。

以下では、これらの解析コードの代表的な機能を整理する他、関連する評価モデルを併せて示す。なお、最新知見が含まれている項目、国内のデータが比較的少ないと考えられる項目等に特に着目することとした。ある程度手法が確立されたもの、国内のデータが十分に取得されているものについては、参考情報として扱う。

integrity assessment: Prediction of the failure pressure of steam generator tubing with fretting flaws,” Nuclear Engineering and Design, 281, (2015)

¹⁰¹ K. Amberge, Materials Reliability Program: Technical Basis for ASME Section XI Code Case on Flaw Tolerance of Cast Austenitic Stainless Steel (CASS) Piping (MRP-362), EPRI 2013 Technical Report, Product ID: 3002000672(2013).

表 3.2.1-1 本調査で着目する経年事象及び解析コード

解析コード	経年事象			
	PWSSC/ NiSCC	熱時効	IGSCC	疲労
xLPR	○	-	-	-
PRO-LOCA	○	-	○	○
CASSPAR	-	○	-	○
PEPPER	-	-	○	○
PRAISE-CANDU	○	-	-	○

(2) PWSSC/NiSCC を対象とした PFM 解析コード及び評価モデル

近年開発されている PWSSC/NiSCC を対象とした海外の代表的な PFM 解析コードとして、xLPR 及び PRO-LOCA が挙げられる。xLPR^{102,103}は、ニッケル合金を対象とした極小破損確率を評価することを目的として、USNRC と EPRI の共同研究によるプロジェクトの中で開発が進められている PFM 解析コードである。また、PFM 解析コード PRO-LOCA¹⁰⁴は、当初は USNRC により 10CFR50.46 の ECCS 要求の再評価のために開発された。以降、USNRC 及び EPRI の他、欧州各国、カナダ、韓国の各機関が参加した Maximizing Enhancements in Risk-Informed Technology (以下「MERIT」という。)プロジェクトにおいてさらなる機能整備が実施された。

両コードは類似の機能を多く有するため、き裂を対象とした PFM 解析コードの機能のうち次に列記する代表的な項目について、機能の概要を整理する。

- 評価フロー
- 想定欠陥
- 荷重条件
- き裂進展
- 漏えい評価
- 破壊評価

¹⁰² D.Rudland,&C.Harrington: Initial Development of the Extremely Low Probability of Rupture (xLPR) Version 2.0 Code, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2012-78186(2012).

¹⁰³ D.Rudland,&C.Harrington: xLPR Pilot Study Report, U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG-2110, (2011)

¹⁰⁴ P. Scott, R. Kurth, A.Cox, R. Olson and D. Rudland, “Development of the PRO-LOCA Probabilistic Fracture Mechanics Code, MERIT Final Report,” Swedish Radiation Safety Authority, 2010:46 ISSN: 2000-0456, (2010)

ここでは、xLPR については xLPR ver.1.0 のとりまとめの報告書¹⁰³、xLPR ver.1.0 のモデル及び入力に関する報告書¹⁰⁵、PRO-LOCA については MERIT プロジェクトの最終報告書¹⁰⁴を参考に整理を行う。

1) 評価フロー

多くの PFM 解析コードにおいては、不確実さを考慮する確率変数について、設定した確率分布モデルに従って値をサンプリングした上で、決定論的な解析を行う。これをモンテカルロ法によって多数行い、破損するサンプル数と計算に使用した全サンプル数から、破損確率を計算する。代表的な例として、PASCAL-SP の評価フローの模式図を図 3.2.1-1 に示す。

次に、xLPR の評価フローの模式図を図 3.2.1-2 に示す。決定論的な解析を行う時間ループの外側に、さらに二重のサンプリングのループがあるが、これは不確実さを 2 種類のいずれかに分類して考慮するための構成である。PFM 解析に関係する分野に限らず、一般的に不確実さは偶然的な不確実さ、あるいは認識論的な不確実さに分類される。前者は、例えばデータ数を増加してもそのばらつきが変わらないものであり、一方で後者はデータ数を増加すればそのばらつきが減少するものとされる。従来の PFM 解析コードでは不確実さはこの 2 つに分類されずに取り扱われてきたが、xLPR では偶然的な不確実さに関するサンプリングを内側のループ、認識論的な不確実さに関するサンプリングを外側のループとすることにより、各偶然的な不確実さに関するサンプルに対する破損確率を得ることが特長である。すなわち、解析結果として得られる破損確率は、認識論的な不確実さに起因するばらつきを持つこととなり、これにより信頼度を踏まえて破損確率を活用することができる。現状の PRO-LOCA にはこのような不確かさの分類は行われていないが、今後の課題とされている。

xLPR の二重のサンプリングのループの中に含まれる、時間ループにおける評価フロー模式図を図 3.2.1-3 に示す。xLPR は経年事象として PWSCC 及び NiSCC を想定した PFM 解析コードであるが、時間ループにおける評価フローについては、疲労き裂、あるいは IGSCC 等、他の欠陥評価のフローと同等であると言える。

図 3.2.1-1 に示した PASCAL-SP の評価フロー、及び図 3.2.1-2 に示した xLPR の評価フローの相違は不確かさの取扱に起因するものであるが、これはすなわち後者が信頼度を踏まえて破損確率を活用することを念頭に置いて整備されたためである。後述するように、カナダで開発が進められている PFM 解析コード PRAISE-CANDU も xLPR と同等の考え方に基づき整備されており、近年開発されている PFM 解析コードにおいては前提となりつつあると言える。今後、具体的な評価事例が作成されることが期待されるため、継続した調査が必要である。

¹⁰⁵ U.S. Nuclear Regulatory Commission and Electric Power Research Institute, "Models and Inputs Developed for Use in the xLPR Pilot Study," 1022528, (2011)

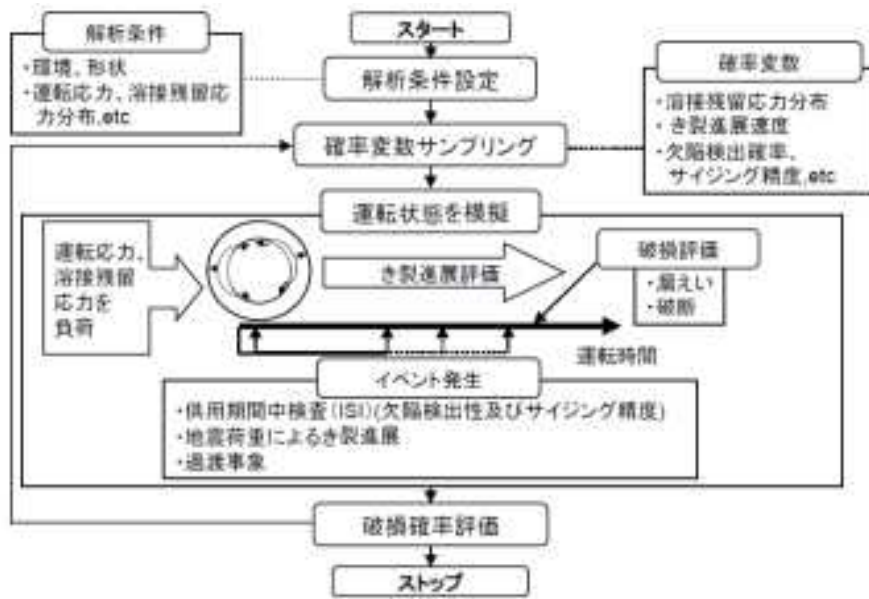


図 3.2.1-1 PASCAL-SP の評価フローの模式図

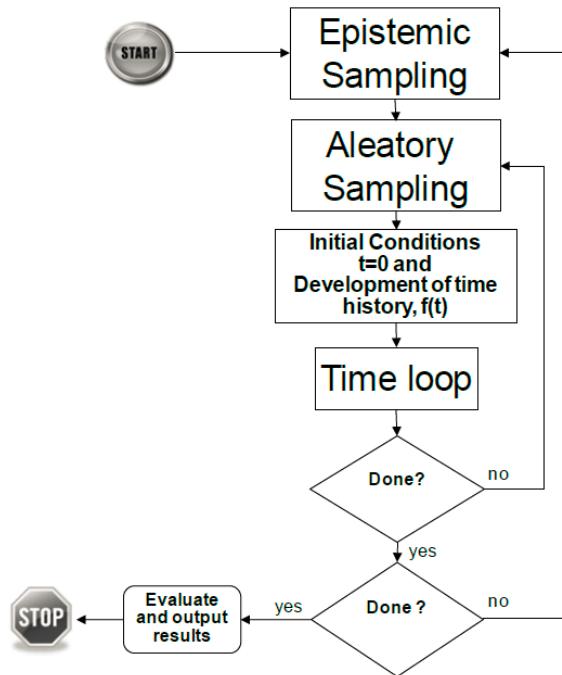


Figure 3-1 Schematic main loop (outer) flowchart for Version 1.0 xLPR code

図 3.2.1-2 xLPR ver.1.0 の評価フローの模式図（不確かさ考慮のためのループ）
 （NUREG-2110¹⁰³より引用）

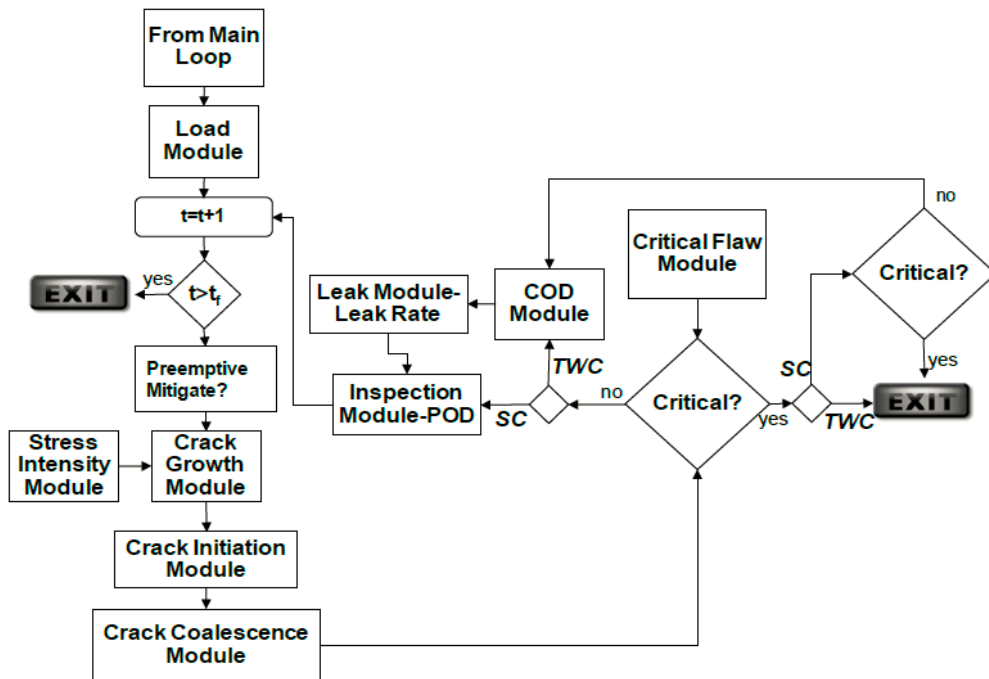


Figure 3-2 Schematic time loop (inner) flowchart for Version 1.0 xLPR code

図 3.2.1-3 xLPR ver.1.0 の時間ループの模式図（NUREG-2110¹⁰³より引用）

2) 想定欠陥

経年事象を考慮した一次系配管を対象とした PFM 解析評価を行う上で、欠陥の想定は最も重要な項目の 1 つである。供用開始時に欠陥が存在しなくても、供用期間中の環境下に曝されることにより欠陥が発生し、進展する可能性がある。一般的に、実機において欠陥の発生時刻等を精度よく計測することは非常に困難であるため、模擬環境中における試験片に対するデータを取得し、それを何らかの方法でモデル化することが多い。あるいは、供用期間中検査等によって検出された欠陥データをモデル化して、評価開始時の初期き裂分布として PFM 解析に使用する場合もある。いずれにしても、PFM 解析においては、評価開始時の初期き裂を仮定して評価期間中のき裂進展を評価する場合、供用開始時にはき裂がないものとし、その後の供用によってき裂が発生し、発生後のき裂進展を評価する場合、それらのいずれかを考慮する場合に分類される。

国内では、国内 BWR 軽水炉の PLR 配管における IGSCC き裂の発生が報告されており¹⁰⁶、これを踏まえた欠陥発生モデルや初期欠陥寸法分布モデルが提案されている。しかし、国内における PWSCC の欠陥分布、あるいは PWSCC の欠陥分布作成のためのデータは限られているため、国外の事例を調査することは有効である。

xLPR では、想定欠陥としては応力腐食割れによるき裂の発生を前提としており、発生とその後のき裂進展を評価する。き裂発生モデルとしては、発生する時刻を温度、応力等のパラメータの関数として直接的に与えるモデル（以下、「直接モデル」という。）が 2 つ、及び発生する時刻をワイブル分布に従うと仮定するワイブルモデルの計 3 つが整備されている。なお、直接モデルについて、パラメータの一部は確率分布モデルとして扱われるため、結果として発生時刻は不確実さを有することとなる。

直接モデルの 1 つは次式で表される。

$$\frac{1}{t_i} = Ae^{-Q/T} \sigma^n, \sigma > \sigma_{th} \quad (3.2.1-1)$$

t_i : 発生時刻

A : 補正パラメータ

Q : 活性化エネルギー/ガス定数

T : 絶対温度

σ : 応力

σ_{th} : 応力の閾値

n : 指数

この式は、Amzallag¹⁰⁷、Cattant¹⁰⁸、Daret¹⁰⁹らの検討に基づくものとされる。補正係数

¹⁰⁶ 旧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，平成 16 年 10 月 22 日

¹⁰⁷ C. Amzallag, S. L. Hong, C. Pages and A. Gelpi, “Stress Corrosion Life Assessment of Alloy 600 PWR Components,” Ninth International Symposium on Environmental

A 及び応力の閾値 σ_{th} にばらつきを持たせることにより、発生時刻をばらつかせる。A 及び σ_{th} は Amzallag¹⁰⁷ の文献値、あるいは供用期間中の計測値により推定されるが、データ数は限られている。

もう 1 つの直接モデルは次式で表される。

$$\zeta \equiv \frac{\sigma_{ult}}{\sigma_{ys}} \quad (3.2.1-2)$$

$$m = 10 \left[\frac{\sigma_{ys}/E}{\zeta(\zeta-1)^3} \right]^{1/4} \quad (3.2.1-3)$$

$$z = 0.35 + 0.33 \ln(\zeta) \quad (3.2.1-4)$$

$$D = \frac{2}{3} e^{\zeta/2} \quad (3.2.1-5)$$

$$G = m^{-3/8} \frac{\ln(D)}{\ln\left(\frac{D-z}{1-z}\right)} \quad (3.2.1-6)$$

$$t_1 = B G e^{Q/T} \ln \left[\frac{D-z}{\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} - z} \right] \quad (3.2.1-7)$$

σ_{ult} : 引張強度

σ_{ys} : 降伏強度

E : ヤング率

t_1 : 発生時刻

この式は Garud¹¹⁰によってモデル化されたものである。直接モデル 1 においても使用される応力と温度に加えて、新たにパラメータ t_1 が使用される。また、補正係数 B にばらつきを持たせることにより、発生時刻をばらつかせる。

ワイブルモデルでは、発生時刻そのものをワイブル分布として取り扱う。発生時刻の累積確率密度は次式で表される。

$$P(t_1 < t) = 1 - e^{-(t/c_w)^3} \quad (3.2.1-8)$$

Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, The Minerals, Metals and Materials Society, edited by F. P. Ford, S. M. Bremer and G. S. Was, pp. 243-250, 1999.

¹⁰⁸ F. Cattant, F. Vaillant, J. M. Boursier, and S. De-Vito, “Contribution of Hot and Cold Laboratory Investigations to the Resolution of EDF Alloys 600/182/82 PWSCC Issues,” EPRI 2005 International PWSCC of Alloy 600 Conference, Santa Ana Pueblo, New Mexico, 2005.

¹⁰⁹ J. Daret, “Initiation of SCC in Alloy 600 Wrought Materials: A Laboratory and Statistical Evaluation,” Proceedings of the 12th International conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power System – Water Reactors, TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), pp. 937-944, 2005.

¹¹⁰ Garud, Y. S., Stress Corrosion Cracking Initiation Model for Stainless Steel and Nickel Alloys: Effects of Cold Work, EPRI, Palo Alto, CA: 2009. 1019032.

t_i : 発生時刻

形状パラメータ C_w は Shack¹¹¹らによると応力と温度の関数として扱われ、例えば次の式で表される。

$$C_w = C_1 e^{Q/T} \sigma^{-n} \quad (3.2.1-9)$$

C_1 : き裂発生データあるいは運転経験から推定される定数

Q : 活性化エネルギー/ガス定数

T : 絶対温度

σ : 応力

n : 指数

xLPR ver.1.0 のモデル及び入力に関する報告書¹⁰⁵には、これらの定式化と、入力データの例が記載されている。しかし、入力データの設定根拠、あるいは入力データの推奨値等については、他の報告書も含めて公開されていない。

PRO-LOCA では、き裂の発生及び評価開始時の初期き裂のいずれも考慮することができる。き裂発生モデルは、PWSCC、疲労き裂、IGSCC の 3 つの経年事象を対象としている。PWSCC については、xLPR と同様に Amzallag¹⁰⁷ の論文が引用されている。ニッケル合金溶接材である 182 合金における作用応力とき裂発生時間の関係を図 3.2.1-4 に示す。xLPR のワイブルモデルに相当するモデルを有し、直接モデルは有していない。ワイブルモデルの根拠として、Staehe¹¹²、及び Gorman ら¹¹³の論文が引用されている。ワイブルモデルは次式で表される。

$$F(t) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{t}{\theta} \right)^b \right] \quad (3.2.1-10)$$

ここで、PWSCC については、Staehe¹¹² 及び Gorman ら¹¹³ によれば、 b は 3 程度とされており、これは xLPR の値と同じである。また、 θ については次式で与えられており、明示的に応力の 4 乗としている。

$$\theta = A \sigma^{-4} e^{-\frac{Q}{RT}} \quad (3.2.1-11)$$

¹¹¹ W. J. Shack and O.K. Chopra, "Statistical Initiation and Crack Growth Models for Stress Corrosion Cracking," Paper PVP2007-26731, ASME, 2007.

¹¹² R. Staehe, "Bases for Predicting the Earliest Penetrations Due to SCC for Alloy 600 on the Secondary Side of PWR Steam Generators," NUREG/CR-6737 (2001).

¹¹³ J. Gorman, R. Staelhe, and K. D. Stavropoulos, "Statistical Analysis of Steam Generator Tube Degradation," EPRI NP-7493, EPRI, Palo Alto (1991).

- A :材料特性等に関わる項
- Q :活性化エネルギー
- R :ガス定数

米国の30のプラントにおける600合金の制御棒駆動機構(CRDM)ノズルの検査結果より、ワイブル分布の形状パラメータの分布が推定された¹¹⁴。対数三角分布とした場合のピーク値及び上下限界を表3.2.1-2に示す。これを1インチあたりに変換すると、表3.2.1-3に示す値となる。

ここでは、xLPR及びPRO-LOCAを対象として、き裂発生及び初期き裂モデルに関する情報を整理した。PWSCCのき裂発生については、xLPR及びPRO-LOCAで共通に引用している文献もあり、米国においてもデータが比較的限られていると言える。今後のデータ拡充を見越して、同様の発生モデルをPASCAL-SP、PASCAL-NPに整備することは有用であると考えられる。

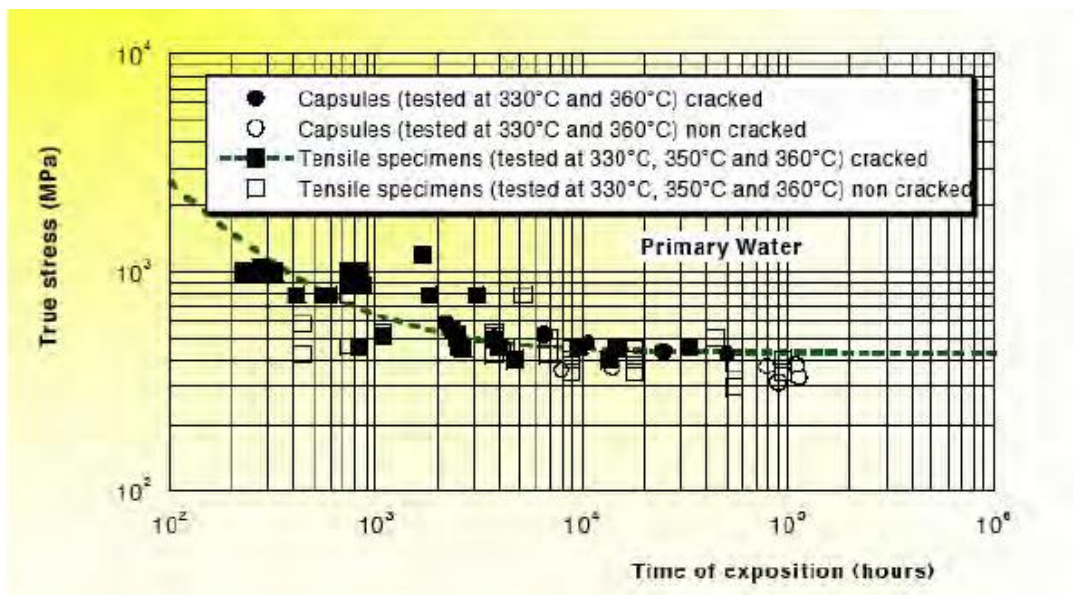


Figure 2.12 Initiation time as a function of applied stress for Alloy 182 weld material (Ref. 2.18)

図 3.2.1-4 182合金の作用応力とき裂発生時間の関係 (MERITプロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

¹¹⁴ W. J. Shack, "Parametric Studies of the Probability of Failure of CRDM Nozzles," NUREG/CP-0180, Proceedings of the Vessel Penetration Inspection, Crack Growth, and Repair Conference, Gaithersburg, MD, Sept. 29-Oct. 2, 2003 (2004)

表 3.2.1-2 ワイブル分布の尺度パラメータ θ に対する対数三角分布のピーク及び上下
 限值 (CRDM ノズル 315°C) (MERIT プロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

Table 2.7 Lower and upper limit and peak location for log-triangular distributions for values of the Weibull scale factor θ of a CRDM nozzle at 315 C (600°F) for b=3, 3.5, 4

	Lower Limit	Peak Location	Upper Limit
b=3	3.38	3.46	6.94
b=3.5	3.33	3.37	6.23
b=4	3.28	3.30	5.74

表 3.2.1-3 ワイブル分布の尺度パラメータ θ に対する対数三角分布のピーク及び上下限
 値 (1 インチあたり 315°C) (MERIT プロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

Table 2.8 Lower and upper limit and peak location for log-triangular distributions for values of the Weibull scale factor θ of a 25.4-mm (1-inch) subunit at 315 C (600°F) for b=3, 3.5, 4.

	Lower Limit	Peak Location	Upper Limit
b=3	4.27	4.35	7.83
b=3.5	4.09	4.13	6.99
b=4	3.95	3.97	6.41

表 3.2.1-4 (MERIT プロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

Table 2.10 Predicted total number of cracks in BWR piping weldments. The observed number is 328

Number of heats of material	Average number of cracks	Standard deviation
1	619	198
2	624	133
5	610	86
10	612	63

3) 荷重条件

PWSCC/NiSCC を対象とした健全性評価においては、IGSCC と同様に、定常時荷重によるき裂進展が評価されている。xLPR は、内圧、死荷重、熱応力の定常時荷重と残留応力によるき裂進展解析が可能である。PRO-LOCA は、同様に定常時荷重と残留応力によるき裂進展と、地震や過渡荷重による疲労き裂進展を考慮できる。xLPR においては、疲労き裂進展評価の機能整備は今後の課題とされている。いずれにおいても、想定される荷重の分類については、IGSCC や疲労き裂進展の評価とほぼ同等であると言える。一方で、残留応力の考慮については、特徴的な手法を使用している。

管台においては異種金属の溶接であることと、突合せ溶接の他、バタリング、肉盛溶接等、様々な溶接の履歴を考慮する必要があること等から、結果として得られる残留応力は複雑な応力分布となることが知られている。

このような背景を踏まえ USNRC は加圧器サージ管を対象とした国際ベンチマーク解析を実施している¹¹⁵。残留応力分布の 1 例を図 3.2.1-5 に示す。各機関によって計算された残留応力分布は概ね同様の傾向を示すと言えるが、応力の絶対値としては相応のばらつきがあると言える。

PRO-LOCA では、4 次多項式に近似した残留応力を使用する。次式のように残留応力は降伏応力で正規化したものとして考慮する。

$$\frac{\sigma_{WRS}}{\sigma_y} = \frac{\sigma_0}{\sigma_y} + \frac{\sigma_1}{\sigma_y} \left(\frac{x}{t}\right) + \frac{\sigma_2}{\sigma_y} \left(\frac{x}{t}\right)^2 + \frac{\sigma_3}{\sigma_y} \left(\frac{x}{t}\right)^3 + \frac{\sigma_4}{\sigma_y} \left(\frac{x}{t}\right)^4 \quad (3.2.1-12)$$

σ_{WRS} : 残留応力

σ_y : 降伏応力

$\sigma_0, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \sigma_4$: 4 次多項式に近似した場合の係数

$\frac{x}{t}$: 正規化した内表面からの距離

材料と環境により、表 3.2.1-5 に示す係数が与えられている。また、これらの係数を使用した残留応力分布を図 3.2.1-6 に示す。

さらに、PRO-LOCA ではユーザー指定による残留応力の設定を用いて、そのばらつきを考慮することが可能である。模式図を図 3.2.1-7 に示す。これは、内表面の応力と、応力が引張から圧縮に切り替わる位置を入力するものであり、いずれも分布型、中央値、標準偏差を設定する。また、板厚方向に対する残留応力の積分値が 0 となること、外表面の応力は 0 から内表面の応力の値の間でばらつくことと仮定すること、という 2 つの条件を考慮して、3 次多項式の形式に設定する。

xLPR においても同様の残留応力分布のばらつきを考慮することができる。ただし、

¹¹⁵ M. Benson, D. Rudland, and A. Csontos, “Weld Residual Stress Finite Element Analysis Validation: Part 1 – Data Development Effort,” NUREG-2162, (2014)

応力が引張から圧縮に切り替わる位置が、板厚に対して 0.5 よりも外表面に近い場合は、残留応力は線形的な分布とみなすという条件が追加されている。

xLPR では、異材溶接による残留応力において影響が大きいとされる代表的な項目として、材料特性、溶接の溶け込み状況、ステンレス鋼の密封溶接、応力緩和、溶接速度及び入熱量を挙げている。

なお、xLPR ver.2.0 においては国際ベンチマーク解析¹¹⁵の結果を取り込む予定とされているため、今後もその動向を確認して、国内の評価に対する適用性を検討する必要がある。

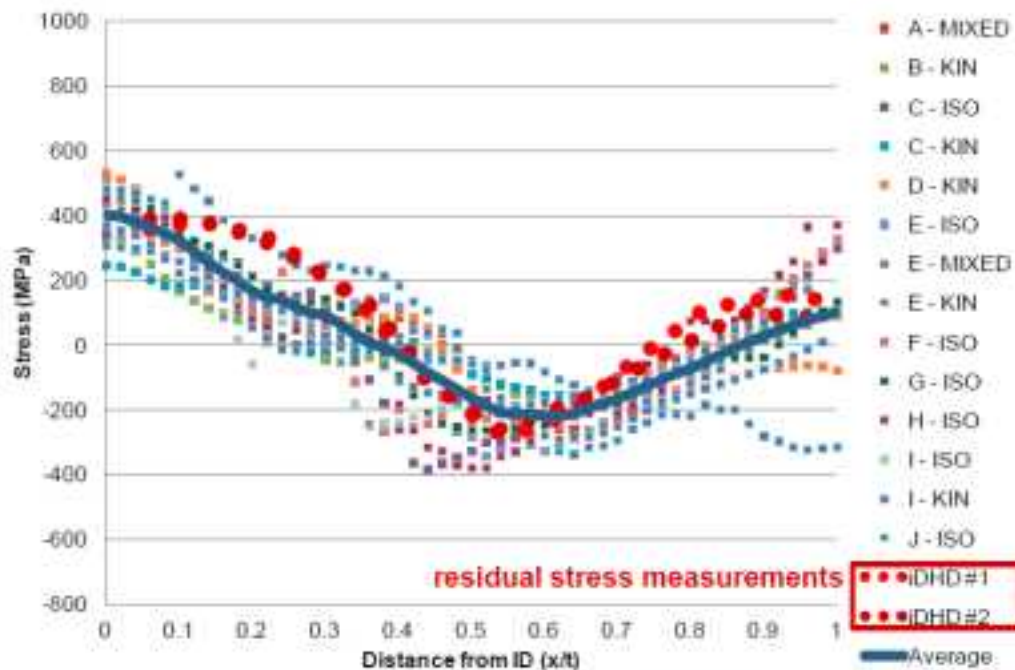


Figure 4-15 Analysis 1a Axial Stress

図 3.2.1-5 加圧器サージ管の FEM 解析の例 (NUREG-2162¹¹⁵より引用)

表 3.2.1-5 近似した残留応力の係数 (MERITプロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

Table 2.6 Coefficients from the curve fitting exercise for weld residual stresses used in PRO-LOCA

Weld Case Description	σ_0/σ_Y	σ_1/σ_Y	σ_2/σ_Y	σ_3/σ_Y	σ_4/σ_Y	σ_Y , MPa
Hot leg - Alloy 182 weld at 324 C (615F), using maximum stress in buttered region	0.75	-9.271	27.71	-32.91	14.98	213.3
Hot leg - Alloy 182 weld at 324 C (615F), using maximum stress in butter region, 15% ID repair weld	1.3	-1.084	-33.19	73.31	-39.38	213.3
Surge line - Alloy 182 weld at 324 C (615F), 15% ID repair weld	1.728	-5.494	-10.65	32.05	-16.53	213.3
Spray line - Alloy 182 weld at 324 C (615F), no ID repair weld	-0.5	-6.427	33.16	-41.32	15.73	213.3
Stainless steel weld at 288 C (550F), using maximum stress in HAZ, no ID repair weld	1.00	-14.04	48.04	-56.32	21.47	160.3
Stainless steel weld at 288 C (550F), using maximum stress in HAZ, ID repair weld	0.800	0.485	-5.007	3.314	0.00	160.3

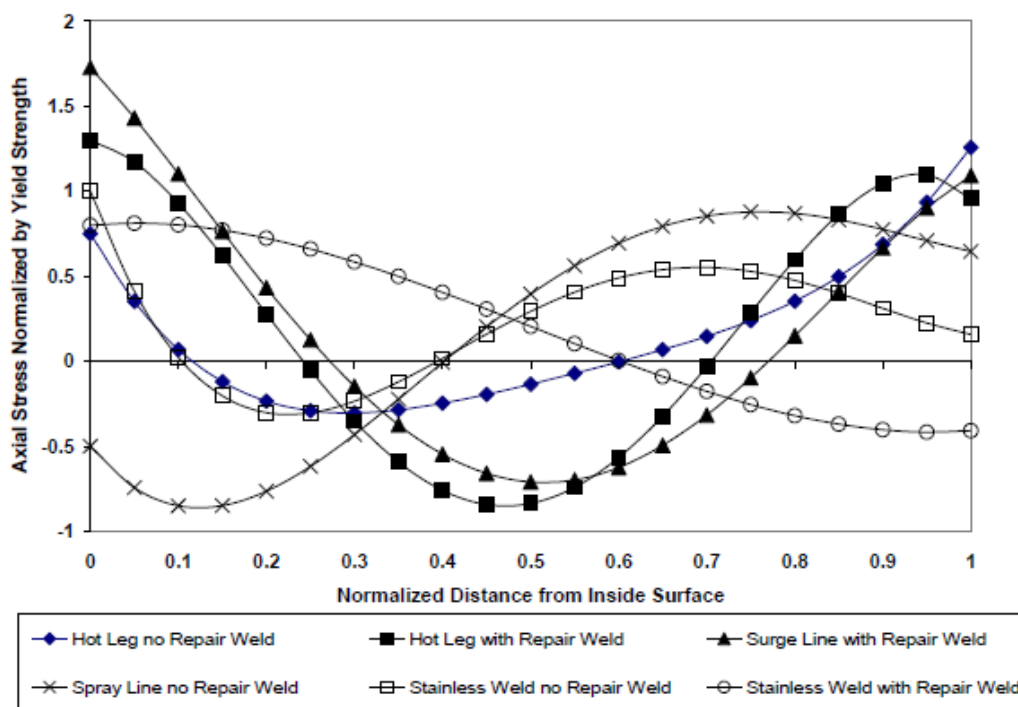


Figure 2.6 Plot of the normalized weld residual stresses as a function of the normalized distance from the inside surface

図 3.2.1-6 降伏応力で正規化した応力分布 (MERITプロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

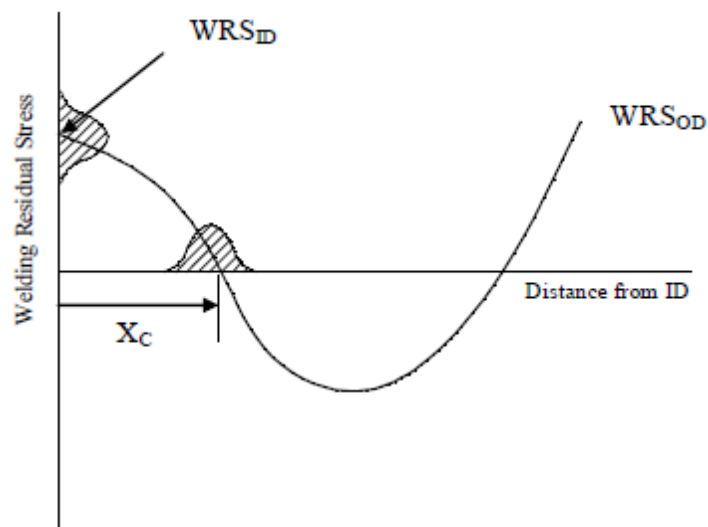


Figure 2.7 User defined welding residual stress schematic

図 3.2.1-7 残留応力のユーザー指定の模式図 (MERIT プロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

4) き裂進展

xLPR においては、以下に列記する既存の PWSCC の進展速度について分析を行っている。

- 82/182/132 合金に対する MRP-115 のモデル^{116,117}
- 溶存水素濃度の効果を考慮した 600/82/182/132 合金に対する MRP-263 のモデル¹¹⁸
- 182 合金の EDF のモデル¹¹⁹
- 182 合金の Ringhals のモデル¹²⁰

¹¹⁶ Materials Reliability Program: Crack Growth Rates for Evaluating Primary Water Stress Corrosion Cracking (PWSCC) of Alloy 82, 182, and 132 Welds (MRP-115),” EPRI, Palo Alto, CA: 2004. 1006696.

¹¹⁷ G. A. White, N. S. Nordmann, J. Hickling, and C. D. Harrington, “Development of Crack Growth Rate Disposition Curves for Primary Water Stress Corrosion Cracking (PWSCC) of Alloy 82, 182, and 132 Weldments,” Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, Edited by T. R. Allen, P. J. King, and L. Nelson, TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 2005.

¹¹⁸ “Materials Reliability Program: Technical Bases for the Chemical Mitigation of Primary Water Stress Corrosion Cracking in Pressurized Water Reactors (MRP-263),” EPRI, Palo Alto, CA: 2009. 1019082.

¹¹⁹ S. Le Hong, J. M. Boursier, C. Amzallag, and J. Daret, “Measurements of Stress Corrosion Cracking Growth Rates in Weld Alloy 182 in Primary Water of PWR,” Proceedings of 10th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems—Water Reactors, NACE International, 2002.

¹²⁰ A. Jenssen, K. Norrgård, C. Jansson, J. Lagerström, G. Embring, and P. Efsing, “Structural Assessment of Defected Nozzle to Safe-End Welds in Ringhals 3 and 4,” Fontevraud V International Symposium on Contribution of Materials Investigation to the Resolution of Problems Encountered in Pressurized Water Reactors, SFEN, pp. 43–54, 2002.

- 600 合金の EPRI ハイブリッドモデル^{121,122,123}
- 600 合金の Bechtel Bettis 水素誘起クリープ破壊 (Hydrogen-Assisted Creep-Fracture, HACF) モデル¹²⁴

例えば、182 合金の EDF のモデル、及び Ringhals のモデルは、き裂進展速度の最大値を用いていることにより保守側の評価になるとしている。また、EPRI ハイブリッドモデルは xLPR ver.2.0 で検討する予定としており、xLPR ver.1.0 には次式に示す MRP-115 のモデル、及び MRP-263 のモデルが整備されている。

MRP-115

$$\dot{a} = \exp \left[-\frac{Q_g}{R} \left(\frac{1}{T+273.15} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \right] \alpha f_{weld} f_{ww} (K_I - K_{Ith})^\beta \quad (3.2.1-13)$$

MRP-263

$$\dot{a} = \exp \left[-\frac{Q_g}{R} \left(\frac{1}{T_{abs}} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \right] \alpha f_{weld} f_{ww} (K_I - K_{Ith})^\beta \left[\frac{1}{P} + \frac{(P-1)}{P} \exp \left(-0.5 \left(\frac{\Delta ECP_{Ni/NiO}}{c} \right)^2 \right) \right] \quad (3.2.1-14)$$

- \dot{a} : き裂進展速度
- Q_g : 活性化エネルギー
- R : ガス定数
- f_{weld} : 溶接によるばらつきを考慮する項
- f_{ww} : 溶接部内でのばらつきを考慮する項
- K_{th} : 応力拡大係数閾値
- β : 指数
- T : 温度
- T_{ref} : 参照評価温度

¹²¹ E. D. Eason and R. Pathania, “A Preliminary Hybrid Model of Alloy 600 Stress Corrosion Crack Propagation in PWR Primary Water Environments,” Proceedings of the 13th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, CNS, 2007.

¹²² E. D. Eason, R. Pathania, and C. Stoutamire, “Hybrid Modeling of SCC and IASCC Propagation and Model Verification,” Presented at the International Pressurized Water Reactor Materials Reliability Conference and Exhibit, Colorado Springs, CO, June 28 – July 1, 2010, EPRI, 2010.

¹²³ “Program on Technology Innovation: A Preliminary Hybrid Model of Nickel Alloy Stress Corrosion Crack Propagation in PWR Primary Water Environments,” EPRI, Palo Alto, CA:2008. 1016546.

¹²⁴ M. M. Hall, Jr., W. C. Moshier and D. J. Paraventi, “HACF Model Predictions for Alloy 600 Low Potential Stress Corrosion Cracking: Interacting Sensitivities of Crack Growth Rate to Stress Intensity Factor, Yield Stress, Temperature, Carbon Concentration, and Crack Growth Orientation,” Proceedings of the Conference on Vessel Penetration Inspection, Crack Growth and Repair, Gaithersburg, MD, U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CP-0191, September 29 - October 2, 2003.

ΔECP :腐食電位増分
 c, p :フィッティングの関数

上の2式の定式化の上での相違は、溶存水素濃度の効果の項の乗算のみである。

PASCAL-NP は、複雑形状部位の PWSCC や NiSCC を対象とした破損確率解析コードである。ここで、PASCAL-NPのPWSCCを対象としたき裂進展速度評価式を次式に示す。

$$\frac{da}{dt} = C_{temp} \times C_p \times \alpha_r \times (K_I - K_{th})^\beta \quad (3.2.1-15)$$

$$C_{temp} = \exp\left[-\frac{Q_g}{R} \left(\frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_{a,ref}}\right)\right] \quad (3.2.1-16)$$

C_{temp} :き裂進展速度に及ぼす温度の影響係数
 C_p :き裂進展速度に及ぼす塑性ひずみの影響係数
 α_r :き裂進展速度係数
 K_{th} :応力拡大係数閾値
 β :指数
 Q_g :活性化エネルギー
 R :ガス定数
 T_a :き裂位置の評価温度
 $T_{a,ref}$:参照評価温度

材料や環境の影響は、それぞれの影響係数により考慮する。また、き裂進展速度のばらつきは、係数 α_r で考慮する。

また、MRP115 及び MRP-263 の式と、既存の PASCAL-NP の定式化と比較すると、 f_{weld} 、 f_{ww} という項の有無が異なると言えるが、計算上では、例えば PASCAL-NP のパラメータ α_r にこれらの項の影響を含めることが実用上可能である。PASCAL-SP の SCC 進展評価機能については、現状では IGSCC を想定したき裂進展にのみ対応しているため、PWSCC/NiSCC の評価を目的として、PASCAL-NP と同様の形式による進展速度の計算機能を整備すれば、汎用的な条件において計算ができると考えられる。また、原子力機構においては、国内の PWSCC データに基づく確率分布モデルを整備していることから、PASCAL-NP と同等の定式化により、国内のプラントに対応した評価が可能と言える。

5) 漏えい評価

き裂が存在すれば、経年事象によるき裂の進展によりき裂が配管の板厚を貫通し、漏えいに至る可能性がある。PFM 解析においては、極力最適評価を行うため、き裂深さ比

が 1.0 に達する場合に貫通とみなすことがある。また、これまでに開発された多くの PFM 解析コードでは、貫通後のき裂進展と漏えい量の評価を行うとともに、き裂を有する配管の破壊評価を行う機能を有する。

xLPR では、あるき裂サンプルに対する計算において漏えいを検知できるとした場合、以降は破断に至らないという想定がされている。この場合、漏えい量を多く見積もると、漏えいを検知しやすくなる影響で破損確率が低下することとなり、結果として非保守側の評価となる可能性があるとしている。このような背景から、xLPR においては FEM を用いたき裂進展解析を行い、き裂の開口面積に関する検討が行われている。FEM を用いて、通常予想されるき裂形状の推移を計算した結果を図 3.2.1-8 に、貫通き裂を理想的な形状に置き換えて計算した結果を図 3.2.1-9 に示す。通常予想されるき裂形状の推移では、貫通き裂の内表面側と外表面側において、き裂前縁が表面に垂直に交差するような形状とはならない。この進展の影響の相違を、き裂開口面積及び漏えい量の評価に考慮する手法について現在検討されており、xLPR ver.2.0 以降で機能整備されると予想される。

COD の評価手法は、J 積分算出手法と対応する。J 積分計算プログラム NRCPIPE¹²⁵には以下に示す既存の J 積分計算手法が整備されている。

- GE/EPRI 法 NP-3607¹²⁶
- GE/EPRI 法 Zahoor による修正モデル¹²⁷
- GE/EPRI 法 Zahoor 修正モデルの修正モデル¹²⁸
- Paris/Tada 法¹²⁹
- LBB.NRC 法¹³⁰
- LBB.GE 法¹³¹
- LBB.ENG1 法¹³¹
- LBB.ENG2 法¹³²

¹²⁵ Battelle, NRCPIPES User's Guide (Windows Version 3.0), Contract NRC-04-91-063, April 1996.

¹²⁶ Kumar, V., et al, "Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis," NP-3607, Research Project 1237-1, Final Report, Electric Power Research Institute, August 1984.

¹²⁷ EPRI, "Final Report, Evaluation of Flawed Pipe Experiments," NP-4883M, November 1986.

¹²⁸ Brust, F., "Approximate Methods for Fracture Analyses of Through-Wall Cracked Pipes," Topical Report to the U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-4853, U.S. Nuclear Regulatory Commission, February 1987.

¹²⁹ Paris, P. C and Tada, H., "The Application of Fracture Proof Design Methods Using Tearing Instability Theory to Nuclear Piping Postulating Circumferential Through-Wall Cracks," NUREG/CR-3464, U.S. Nuclear Regulatory Commission, September 1983.

¹³⁰ Klecker, R., Brust, F., and Wilkowski, G., "NRC Leak-Before-Break (LBB.NRC) Analysis Method for Circumferentially Through-Wall-Cracked pipes Under Axial Plus Bending Loads," NUREG/CR-4572, U.S. Nuclear Regulatory Commission, May, 1986.

¹³¹ Brust, F., "Approximate Methods for Fracture Analyses of Through-Wall Cracked Pipes," Topical Report to the U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-4853, U.S. Nuclear Regulatory Commission, February 1987.

Scott ら¹³³によれば、COD 評価においては GE/EPRI 法が最も適切とされている。これは Rudland¹³⁴による FEM を用いた検討を踏まえたものとされている。これらを踏まえて、xLPR には GE/EPRI 法が採用されており、従来の GE/EPRI 法から、引張と曲げの両方を考慮できるように修正を行っている。

漏えい量の評価については、xLPR では Henry and Fauske¹³²による試験及び理論的検討を踏まえて SQUIRT のモデルを使用しており、Paul ら¹³⁵の圧力損失に関する修正を考慮したモデルが整備されている。PRO-LOCA においても、同様に SQUIRT のモデルが使用されている。

xLPR において、SQUIRT の漏えい量評価は計算時間を要するため、今後最適な手法を検討するとしており、今後修正される可能性があると言える。また、COD 評価についても、米国で開発された J 積分算出手法は比較的古いものが多いこと、また原子力機構においても J 積分のデータベースを整備していること等を踏まえ、動向を継続して注視して、より適切な手法を今後検討することが望ましいと言える。

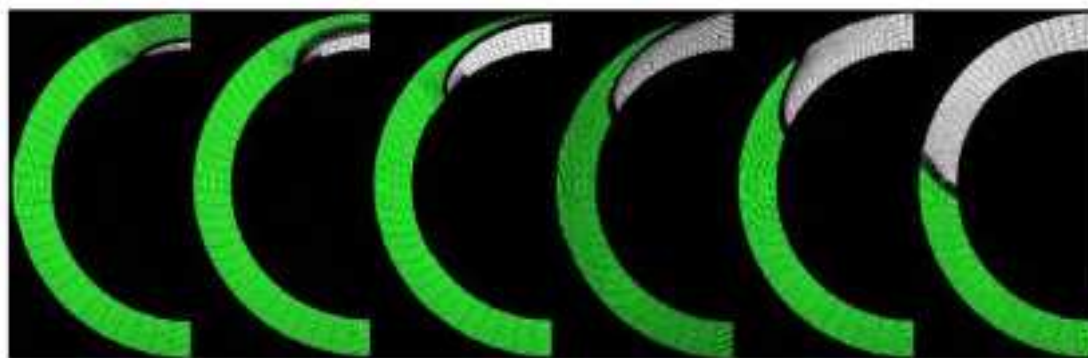


Figure 3-13
'Natural' crack growth results from AFEA

図 3.2.1-8 FEM による通常予想されるき裂形状の推移 (xLPR ver.1.0 のモデル及び入力に関する報告書¹⁰⁵より引用)

¹³² Henry, Robert E., Fauske, Hans K., Comas, Stuart T. “Two-Phase Critical Flow at Low Qualities Part II: Analysis” Nucl. Sci. and Eng. 41, 92-98, 1970.

¹³³ Scott, P., Olson, R. and Wilkowski, G., “Development of Technical basis for Leak-Before-Break Evaluation Procedures,” NUREG/CR-6765, U.S. Nuclear Regulatory Commission, May 2002.

¹³⁴ Rudland, D., Wang, Y., and Wilkowski, G., “Comparison of Crack-Opening Displacement Predictions for LBB Applications,” International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 79, pp. 209-217, 2002.

¹³⁵ Paul, D. D., Ahmad, J., Scott, P. M., et al. “Evaluation and Refinement of Leak-Rate Estimation Models” NUREG/CR-5128, Rev. 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1994.

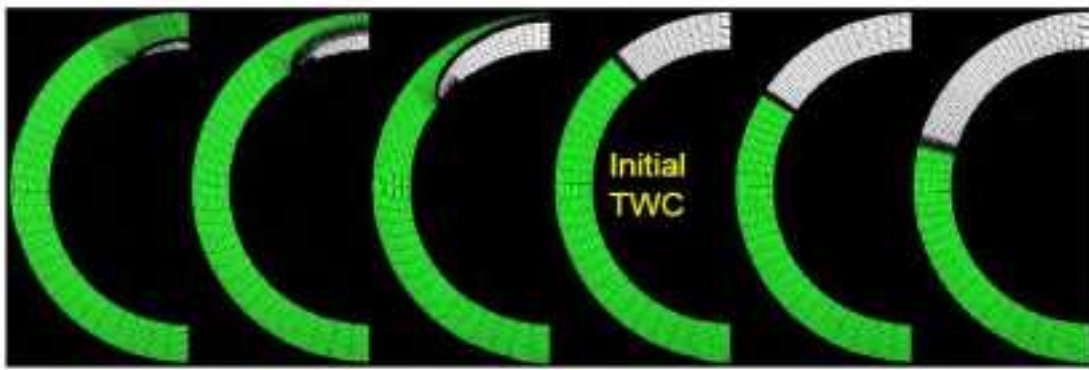


Figure 3-14
 'Idealized' crack growth results from FE analyses

図 3.2.1-9 FEM による理想的な貫通き裂形状の推移 (xLPR ver.1.0 のモデル及び入力に関する報告書¹⁰⁵より引用)

6) 破壊評価

xLPR ver.1.0 では評価対象を 182 合金としており、十分な靱性を有すると考えられるため、表面き裂の場合は極限荷重評価法を用いる。ただし、ver.2.0 において弾塑性破壊力学評価法である SC.TNP 法¹³⁶を整備する予定としている。また、貫通き裂については、先に述べた NRCPIPE に含まれる J 積分算出法のうち、試験結果の再現性の観点で、LBB.ENG2 法が適切としている。

PRO-LOCA では、表面き裂についてはすでに SC.TNP 法が整備されている。貫通き裂については、DPZP (Dimensionless Plastic-Zone Parameter)法あるいは LBB.ENG2 法が使用される。LBB.ENG2 法は、試験結果に対して保守的な解を与えることと、計算効率の点から選定している。

上に述べた J 積分算出法を含め、一般的な破壊評価手法は単一材料を想定することが多い一方で、PWSCC/NiSCC を経年事象として想定する部位は異材溶接部であるため、xLPR ver.2.0 の更新においては、異材における既存の破壊評価手法の適用性の検討が必要とされている。

(3) 熱時効を対象とした PFM 解析コード及び評価モデル

1) CASSPAR

実機プラントにおいて、ステンレス鋳鋼 (Cast Austenitic Stainless Steel, 以下「CASS」という。) における熱時効の例が報告されている。一般的に、熱時効により靱性が低下するため、その健全性評価は重要であり、CASS が使用される部位の検査精度の観点からも健全性評価の高度化が求められている。

EPRI では、Generic Aging Lessons Learned (以下「GALL」という。) 報告書の、Section XI.M12 を踏まえて、CASS における熱時効を対象とした PFM 解析コード CASSPAR (Cast

¹³⁶ Battelle, NRCPIPES User's Guide (Windows Version 3.0), Contract NRC-04-91-063, April 1996.

Austenitic Stainless Steel Probabilistic Analysis of Reliability) を開発した。

CASSPAR の機能を説明する代表的な 2 つの報告書である、CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷、及び MRP-362 報告書¹⁰¹の内容は類似しているが、前者は ver 1.0 のユーザーマニュアルを掲載していること、後者にはき裂進展を含めた解析例が示されていることが特徴である。

CASSPAR の評価フローの例を図 3.2.1-10 に示す。CASSPAR では、不確かさを有するパラメータのうち、流動応力 σ_f と熱時効材のシャルピー吸収エネルギー C_{Vsat} の関係のみを認識論的不確かさとして取り扱うことができる。

CASSPAR では延性不安定破壊に基づく破損評価を行う。延性き裂進展抵抗としての J-R 曲線及びき裂駆動力としての J 積分のいずれにおいても、通常の評価式に用いられるパラメータに対して、熱時効の影響を考慮する。熱時効の影響の指標として劣化パラメータ ϕ が使用されるが、 ϕ は δ フェライト量及び Ni、Si 等の化学成分の関数として、次式のように与えられる。

$$\Phi = \delta_c(\text{Ni} + \text{Si} + \text{Mn})^2(\text{C} + 0.4\text{N})/5 \quad (3.2.1-17)$$

また、 δ フェライト量は次式で与えられる。

$$\delta_c = 100.3(\text{Cr}_{eq}/\text{Ni}_{eq})^2 - 170.72(\text{Cr}_{eq}/\text{Ni}_{eq}) + 74.22 \quad (3.2.1-18)$$

$$\text{Cr}_{eq} = \text{Cr} + 1.5 \times \text{Si} + 1.4 \times \text{Mo} + \text{Nb} - 4.99 \quad (3.2.1-19)$$

$$\text{Ni}_{eq} = \text{Ni} + 30 \times \text{C} + 0.5 \times \text{Mn} + 26 \times (\text{N} - 0.02) + 2.77 \quad (3.2.1-20)$$

Cr_{eq} :クロム当量

Ni_{eq} :ニッケル当量

ここで、 δ フェライトの累積確率密度を図 3.2.1-11 に示す。

一般的な J-R 曲線は次式で表される。

$$J = C_R(\Delta a)^m \quad (3.2.1-21)$$

これに対して、NUREG/CR-4513¹³⁸によると 288°C におけるステンレス鋳鋼 CF-8M の J-R 曲線は次式で表される。

¹³⁷ D.Kull, and T.Hardin: Nondestructive Evaluation: Probabilistic Reliability Model for Thermally Aged Cast Austenitic Stainless Steel Piping, EPRI 2012 Technical Report, Product ID:1024966(2012).

¹³⁸ O.Chopra, "Estimation of Fracture Toughness of Cast Stainless Steels During Thermal Aging in LWR Systems," USNRD, NUREG/CR-4513,Rev.1, (1994)

$$J = \{404(25.4)^m(C_{Vsat})^{0.41}\}[\Delta a]^m \quad (3.2.1-22)$$

$$m = 0.244 + 0.06\log_{10}(C_{Vsat}) \quad (3.2.1-23)$$

C_{Vsat} : 熱時効材のシャルピー吸収エネルギー

ただし、 J の単位は in-lb/in²、 Δa の単位は inch である。

また、室温における非劣化材の CF-8M の C_v の累積確率密度、熱時効材の CF-8M の δ フェライトと C_v の関係をそれぞれ図 3.2.1-12、図 3.2.1-13 に示す。これらより熱時効材の J-R 曲線を導出する。

J 積分は、荷重と応力-ひずみ関係から計算されるが、応力-ひずみ関係に熱時効の影響が考慮される。この手法では、Ramberg-Osgood 型の応力-ひずみ関係を仮定する。図 3.2.1-14 に示す非劣化材に対する流動応力と、図 3.2.1-15 に示す非劣化材に対する熱時効材の流動応力の比から、熱時効材の流動応力の分布が求められる。さらに、図 3.2.1-16 に示す流動応力と Ramberg-Osgood 則の係数 α の関係から、応力-ひずみ関係が求められる。

CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷には CASSPAR を用いた許容損傷確率の計算事例が示されているが、この内容については後述する。

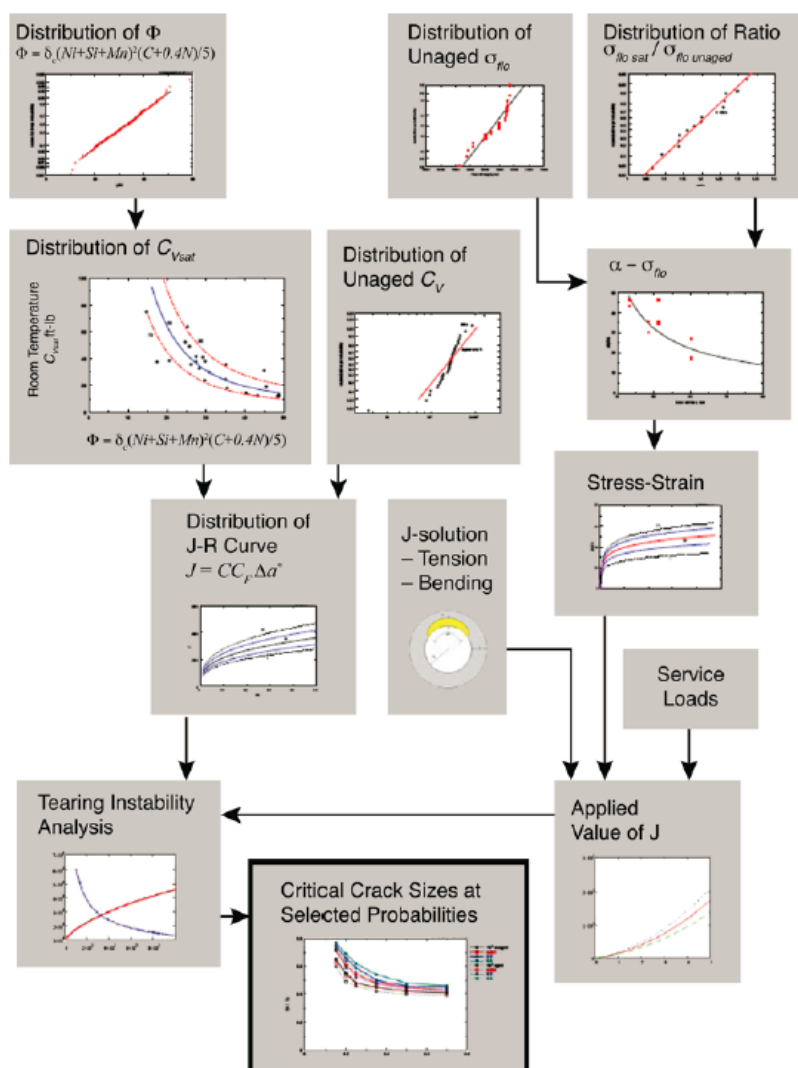


Figure 3-1
 Procedures for evaluating crack sizes for a given failure probability: uncorrelated toughness and strength; Φ as a random variable

図 3.2.1-10 CASSPAR の評価フロー(認識論的不確実さを考慮しない場合) (CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷より引用)

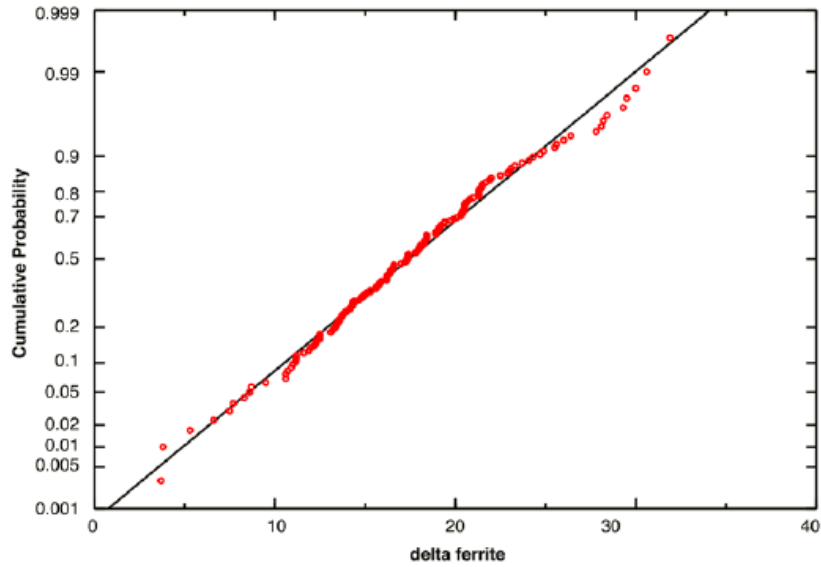


Figure A-23
Distribution of CF-8M delta ferrite from data [A8]

図 3.2.1-11 δ フェライトの累積確率密度 (CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷より引用)

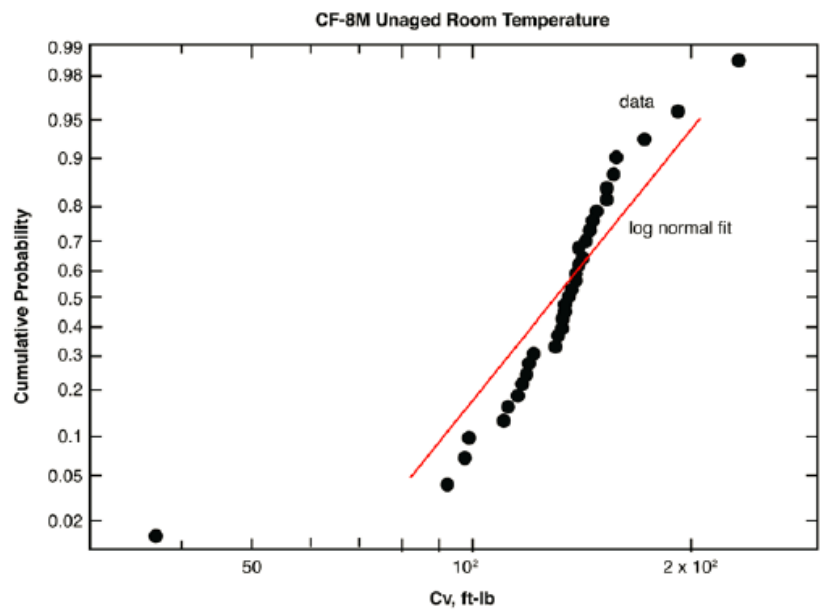


Figure A-9
Cumulative distribution of unaged CF-8M Charpy at room temperature (data from Table B of NUREG/CR-5385)

図 3.2.1-12 室温におけ非劣化材の CF-8M の C_v の累積確率密度 (CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷より引用)

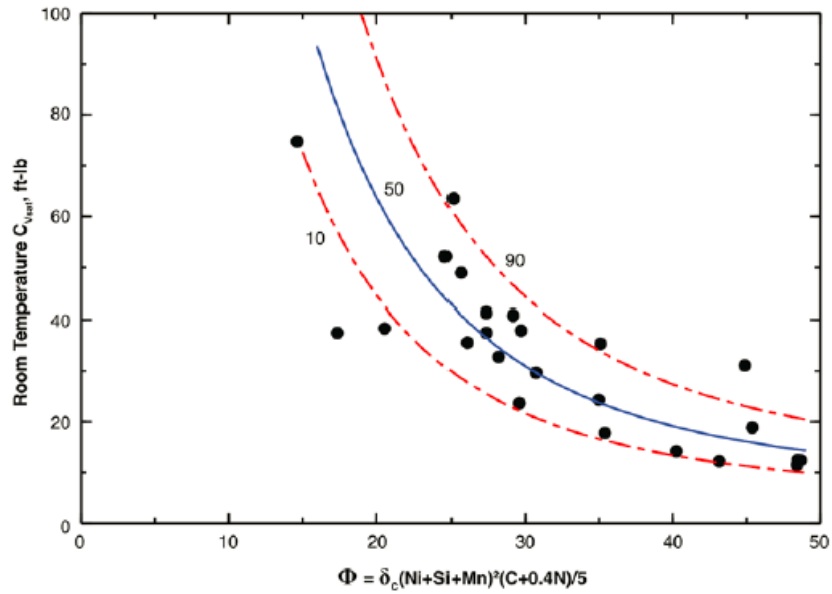


Figure A-16
Data of Figure 6 of NUREG/CR-4513 [17] for CF-8M, Ni<10%, along with median and fitted 10th and 90th percentiles

図 3.2.1-13 熱時効材の CF-8M のδフェライトと C_v の関係 (CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷より引用)

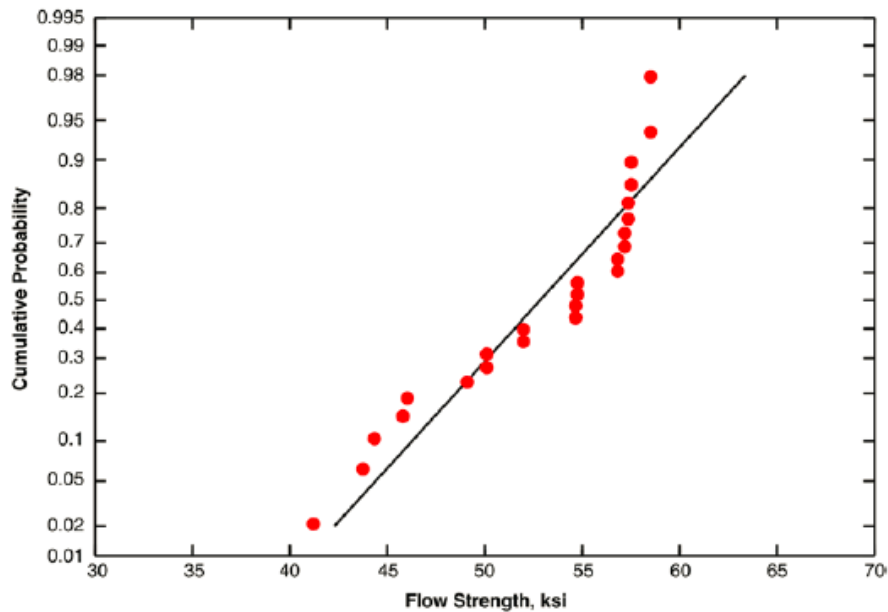


Figure A-3
Data and fitted normal distribution of flow strength for unaged CF-8M at 650°F (343°C)

図 3.2.1-14 非劣化材に対する流動応力 (CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷より引用)

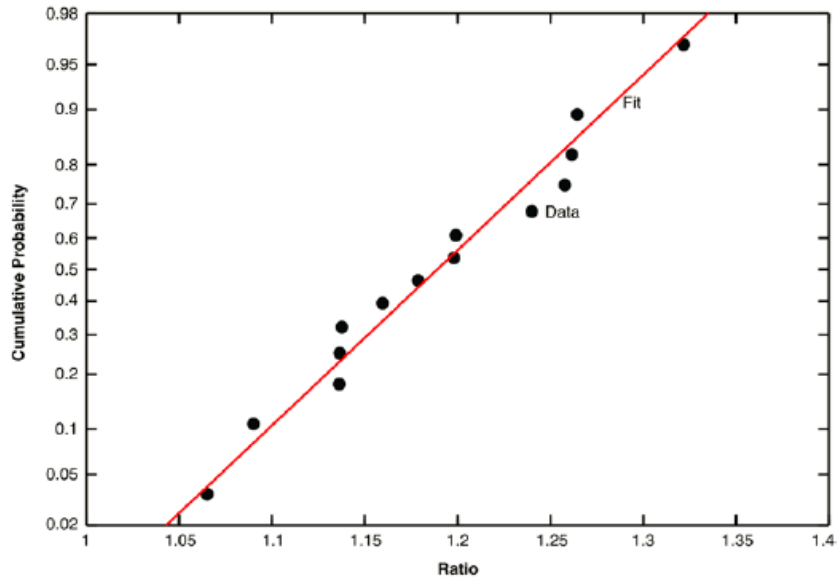


Figure A-13
Normal probability plot of the flow stress ratio for the data of Figure A-12 with the normalizing parameter greater than 3 (Mean = 1.189; standard deviation = 0.071.)

図 3.2.1-15 非劣化材の流動応力に対する熱時効材の流動応力の比 (CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷より引用)

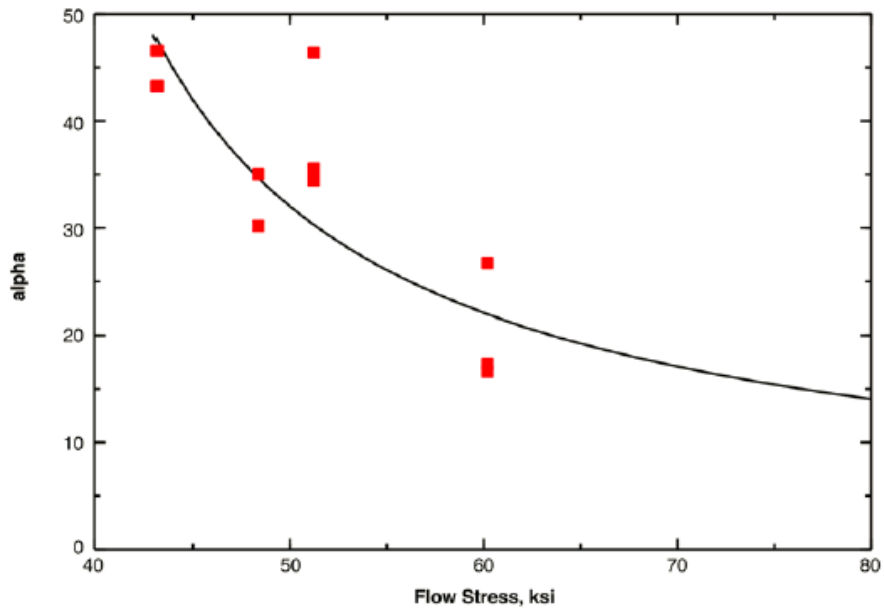


Figure A-6
The $\alpha - \sigma_b$ data and fit for unaged and fully aged CF-8M

図 3.2.1-16 熱時効材の α と流動応力の関係 (CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷より引用)

2) 国内の鋼材に対する熱時効の評価モデル

国内においても熱時効材の材料特性に対する評価手法の検討がなされており、例えば Kawaguchi ら¹³⁹は材料特性データを踏まえて、確率論的モデルの整備を行った。

分析対象の材料と化学成分を表 3.2.1-6 に示す。この材料に対して、次式に示すように劣化指標として用いるフェライト量を求めた。

$$F(\%) = -4.834366 - 56.80472X + 134.641X^2 - 99.90213X^3 + 30.02316X^4 \quad (3.2.1-24)$$

$$X = Cr_{eq}/Ni_{eq} \quad (3.2.1-25)$$

$$Cr_{eq} = Cr + 1.5 \times Si + 1.4 \times Mo + Nb - 4.99 \quad (3.2.1-26)$$

$$Ni_{eq} = Ni + 30 \times C + 0.5 \times Mn + 26 \times (N - 0.02) + 2.77 \quad (3.2.1-27)$$

F :フェライト量

Cr_{eq} :クロム当量

Ni_{eq} :ニッケル当量

CASSPAR の事例と同様に、Ramberg-Osgood 型の応力-ひずみ曲線を仮定し、熱時効による応力-ひずみ曲線の変化を考慮して、TSS (True Stress-Strain) モデルを整備している。TSS モデルの定式化を表 3.2.1-7 に示す。まず、フェライト量及び化学成分から、非劣化材の 0.2% 耐力及び流動応力が求められる。また、次式に示すように、非劣化材の値に対する経年に伴う熱時効材の 0.2% 耐力及び流動応力の比を時間の関数として与える。

$$P = \text{Log}_{10}(t) + 0.4343 \frac{Q}{R} \left(\frac{1}{673.2} - \frac{1}{T} \right) \quad (3.2.1-28)$$

Q :活性化エネルギー(100kJ/mol)

T :温度(K)

t :時間(hours)

R :ガス定数

P :劣化指標

これらより熱時効材の材料特性を求める。なお、フェライト量が 23%以上とそれ未満で、異なる予測式が与えられている。

また、熱時効による靱性の予測式として、Kawaguchi らは H3T (Hyperbolic Time-Temperature-Toughness) モデルを提案している。H3T モデルによる靱性予測のプロ

¹³⁹ S.KAWAGUCHI, K.KOYAMA, "Prediction Method of Tensile Properties and Fracture Toughness of Thermal Aged Cast Duplex Stainless Steel Piping," ASME 2005 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2005-71528, (2005)

一の模式図を図 3.2.1-17 に示す。H3T モデルによる、シャルピー吸収エネルギー C_V 、延性き裂進展量 Δa が 0.2 mm の場合の破壊靭性 J_{Ic} 、延性き裂進展量 Δa が 6 mm の場合の破壊靭性 J_6 の予測は次式で与えられる。

$$C_V, J_{Ic}, J_6 = A + \frac{B}{t+C} \quad (3.2.1-29)$$

t : 時間, hours

A : 熱時効材の靭性, kJ/m^2

B : 温度に関する定数

C : 時間に関する定数

H3T モデルに対する 325°C における各パラメータを表 3.2.1-8 に示す。

表 3.2.1-6 対象とする材料と化学成分 (PVP2005-71528¹³⁹ より引用)

Reference	Material	Production method	Mark	Chemical composition (wt%)							Ferrite content* P%(%)				
				C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	N		O			
This Study	Base metal	CF 8M (SCS14A)	Centrifugal casting	A-A	0.048	0.64	0.84	10.46	20.01	2.16	0.051	0.0075	16.3		
				A-B	0.051	0.99	0.80	9.32	20.52	2.20	0.045	0.0078	17.4		
				A-C	0.044	1.16	0.82	9.10	20.60	2.24	0.047	0.0058	23.3		
				A-D	0.059	0.98	0.76	9.28	20.61	2.15	0.049	0.0118	17.4		
				A-E	0.050	1.30	0.84	9.52	20.75	2.20	0.042	0.0129	23.0		
				A-F	0.059	1.07	0.70	8.21	19.19	0.13	0.039	0.0072	9.5		
10) Suzuki	Base metal	CF 8M (SCS14A)	Centrifugal casting	A-G	0.051	1.20	0.56	8.04	20.41	0.12	0.038	0.0078	15.9		
				B-A	0.050	1.51	0.50	10.30	21.30	3.10	0.060	0.024	22.9		
				B-B	0.053	0.92	0.80	9.52	20.32	2.20	0.045	0.0068	17.4		
				B-C	0.048	0.64	0.84	10.46	20.01	2.16	0.051	0.0078	16.3		
				B-E	0.070	1.72	0.44	9.20	19.80	2.10	0.027	0.0025	16.3		
				B-F	0.050	1.11	0.24	9.10	20.50	2.30	0.021	0.0025	26.1		
7) Chopra	Base metal	CF 8M (SCS14A)	Static casting	75	0.065	0.67	0.53	9.12	20.86	2.58	0.052	—	19.0		
				78	0.063	1.07	0.64	8.08	20.64	0.31	0.062	—	12.7		
				P1	0.056	1.12	0.59	8.30	20.45	0.04	0.056	—	15.5		
				P2	0.010	0.94	0.74	9.38	20.20	0.16	0.040	—	12.2		
				CF 8 (SCS13A)	Centrifugal casting	79	0.023	1.13	0.83	8.59	20.18	0.34	0.028	—	15.6
						80	0.023	1.13	0.83	8.59	20.18	0.34	0.028	—	15.6

* : Ferrite content of base metal was calculated by ASTM A898 (%)

表 3.2.1-7 TSS モデル (PVP2005-71528¹³⁹ より引用)

**Table 2 True Stress-Strain Prediction Equations
(TSS model,Temp:325°C)**

	Prediction equation (unged)	S	eq.
Unaged σ_{yo} (MPa)	0.2% proof stress : $\sigma_{yo}=6.653+5.385 \times F\%+10.007 \times Mo+1535.385 \times C$	9.450	(a)
Unaged σ_{fo} (MPa)	Flow stress : $\sigma_{fo}=105.472+6.96 \times F\%+16.062 \times Mo+1535.398 \times C$ F% : Ferrite Content (%) calculated by ASTM A800 Mo, C : CMTR (wt%)	7.226	(b)

	F%	Prediction equation (after aging)	S	note	eq.
σ_y / σ_{yo} -P(t,T)	F% < 23%	$Y=(1+1.071)/2-(1-1.071)/2 \times \tanh((X-1.617)/0.916)$	0.069	Y= σ_y / σ_{yo} X=P(t,T)	(c)
	F% ≥ 23%	$Y=(1+1.144)/2-(1-1.144)/2 \times \tanh((X-3.020)/1.462)$	0.053		(d)
σ_f / σ_{fo} -P(t,T)	F% < 23%	$Y=(1+1.161)/2-(1-1.161)/2 \times \tanh((X-2.996)/0.929)$	0.051	Y= σ_f / σ_{fo} X=P(t,T)	(e)
	F% ≥ 23%	$Y=(1+1.247)/2-(1-1.247)/2 \times \tanh((X-3.148)/0.919)$	0.039		(f)
n- σ_f (MPa)	F% < 23%	$Y = X \times (-0.005) + (6.763)$	0.552	Y=n X= σ_f	(g)
	F% ≥ 23%	$Y = X \times (-0.011) + (9.734)$	0.484		(h)
α - σ_f (MPa)	F% < 23%	$Y = X \times (-0.011) + (6.054)$	0.577	Y= α X= σ_f	(i)
	F% ≥ 23%	$Y = X \times (-0.013) + (7.305)$	0.347		(j)

note : P(t,T)=log(t)+0.4343·(Q/R)(1/673.2-1/T), T : K, t : hours,
Q : 100kJ/mol, R : 0.008368kJ/mol·k

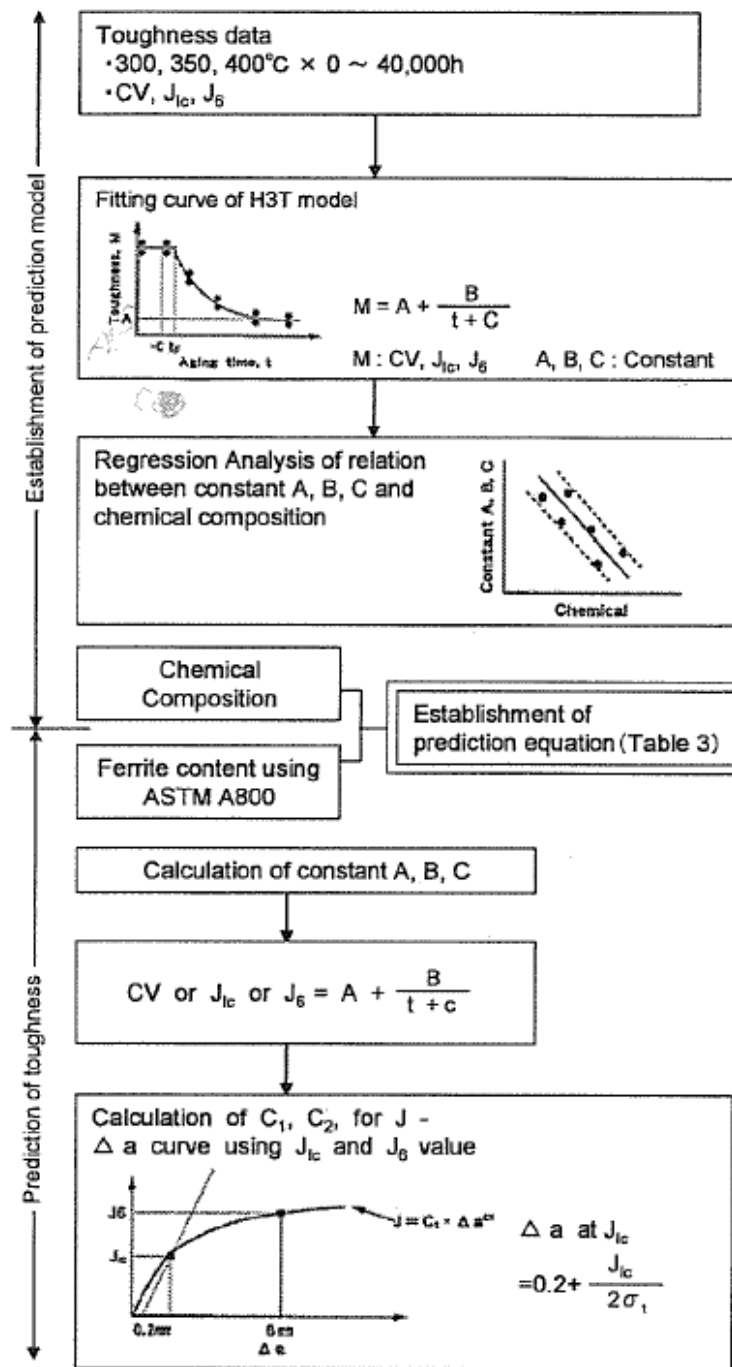


Fig. 11 Flow Chart of The Toughness Prediction Model (H3T Model)

図 3.2.1-17 H3T モデルによる靱性予測のフローの模式図 (PVP2005-71528¹³⁹ より引用)

表 3.2.1-8 H3T モデルに対する 325°C における各パラメータ (PVP2005-71528¹³⁹ より引用)

Table 3 Constants of Fully Aged Toughness Prediction Model when the Operating Temperature is 325°C (H3T Model)

		Predicted equation	S
CV-RT (Charpy absorbed energy(J) at RT)	A	$\text{Log}_{10} (A \text{ of CV-RT}) = 2.2818 - 0.0472 \times F\%$	0.1411
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = 6.0909 - 0.2861 \times Mo$	0.2621
	t ₃₂₅	$\text{Log}_{10} t_{325} = 10.7270 - 0.4720 \times Cr + 0.2846 \times Ni - 13.9003 \times N$	0.1124
	(t+C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t+C)_{325} = 3.9369 - 0.3784 \times Mo$	0.1597
CV-HT (Charpy absorbed energy at 325°C)	A	$\text{Log}_{10} (A \text{ of CV-HT}) = 2.8357 - 0.0592 \times F\%$	0.1638
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = 8.5909 + 2.4273 \times Mn - 0.4328 \times Ni$	0.1606
	t ₃₂₅	$\text{Log}_{10} t_{325} = 22.8968 - 2.0122 \times Mn - 0.8227 \times Cr - 23.0802 \times C$	0.0743
	(t+C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t+C)_{325} = 4.9882 - 0.4121 \times Mo$	0.1454
J ₀ -HT (J ₀ at 325°C, kJ/m ²)	A	$\text{Log}_{10} (A \text{ of } J_0\text{-HT}) = 3.2961 - 0.0530 \times F\%$	0.2518
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = 5.7869 + 0.9256 \times Mn$	0.1514
	t ₃₂₅	$\text{Log}_{10} t_{325} = 4.3047 - 19.1095 \times N$	0.2732
	(t+C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t+C)_{325} = 1.5354 + 0.2062 \times Ni$	0.1417
J ₀ -HT (J ₀ at 325°C, kJ/m ²) J ₀ J value at Δa = 6mm	A	$\text{Log}_{10} (A \text{ of } J_0\text{-HT}) = 3.6699 - 0.0490 \times F\%$	0.1490
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = -1.7907 + 0.4130 \times Cr$	0.1783
	t ₃₂₅	$\text{Log}_{10} t_{325} = 7.6362 - 0.3670 \times Ni - 16.108 \times N$	0.0892
	(t+C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t+C)_{325} = -2.9645 + 0.3438 \times Cr - 0.1648 \times Mo$	0.0702

(note) F% : Ferritic content(%) by ASTM A800 diagram. C, Si, Mn, Cr, Ni, Mo, N (wt%)

(4) IGSCC 及び疲労を対象とした PFM 解析コード及び評価モデル

1) PEPPER 及び PEPPER-M

PEPPER はテブコシステムズによって開発されている PFM 解析コードである¹⁴⁰。経年事象としては、疲労き裂進展、SCC き裂進展、クリープき裂進展、減肉進展等を考慮することができる。また、き裂の発生、非破壊検査等を評価する機能を有する。また、

¹⁴⁰ 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.

PEPPER-M は IGSCC を対象として複数き裂の進展、合体、破損の評価を目的として開発されている¹⁴⁰。PEPPER-M のフローチャートを図 3.2.1-18 に示す。

前述の通り、国内では、国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC き裂のデータが取得されている。これを踏まえて PEPPER の開発者である Machida ら^{141,142}は 1 溶接線あたりの欠陥発生個数について、中央値 2.19 個、対数標準偏差 0.8 とした対数正規分布型の欠陥個数分布を提案するとともに、初期き裂深さを正規分布、初期き裂半長を対数正規分布とした欠陥寸法分布を提案している。また、中央値 9.21 年、対数標準偏差 0.485 とした対数正規分布型の欠陥発生年分布を提案している。溶接線あたりの欠陥個数の分布を図 3.2.1-19 に、欠陥発生時刻の分布を図 3.2.1-20 に示す。また、Machida は維持規格⁹⁷の SCC き裂進展速度線図策定に使用されたデータを用いて、図 3.2.1-21 及び図 3.2.1-22 に示すように SCC 進展速度の確率論的評価モデルを提案している。これらの評価モデルは、原子力機構が以前検討を行った評価モデルと同等である。

なお、原則として、PEPPER 及び PEPPER-M は BWR の健全性評価に対する使用を目的とするため、PWSCC の評価は含まれていない。

また、過去には Arakawa らによって PASCAL-SP とのベンチマーク解析が実施された¹⁴³。IGSCC 及び疲労を考慮した解析結果の事例を図 3.2.1-23 に示す。両コードで得られる破損確率は同程度であることが確認された。

IGSCC 及び疲労を対象とした代表的な国内の PFM 解析コードとして、原子力機構の PASCAL-SP、テプコシステムズの PEPPER 及び PEPPER-M が挙げられる。IGSCC 及び疲労の評価においては、欠陥の発生、あるいは初期欠陥の想定と、き裂進展速度が重要な評価項目であると言える。これらは特に運転環境に依存すると考えられるため、国内のプラントの評価のためには国内データに基づく確率論的モデルの整備が重要であるが、上述の通り、国内においては想定欠陥及びき裂進展速度についてすでにモデルが整備されている。原則として、これらのモデルが今後も継続して使用可能であると考えられるが、国内において新たなデータがある場合は、それを含めたモデルの整備が必要であると言える。

¹⁴¹H. 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).

¹⁴² 町田秀夫, “SCC き裂を有する配管の信頼性に対する非破壊検査性能の影響,” 日本機械学会論文集 (A 編), 77 巻 782 号, (2011)

¹⁴³ M.Arakawa, K.Narumi, H.Machida and K.Onizawa, “Benchmark Analysis on the Failure Probability Assessment of Piping With Stress Corrosion Cracks,” PVP2011-57498, (2011)

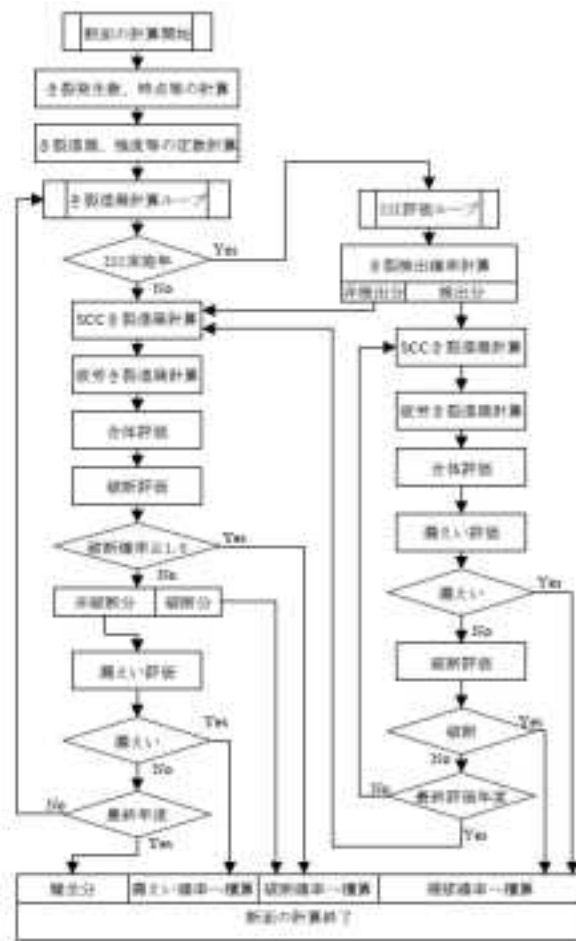


図 3.2.1-8 PEPPER-M のフローチャート

図 3.2.1-18 PEPPER-M のフローチャート (日本溶接協会 PFM 書籍¹⁴⁰より引用)

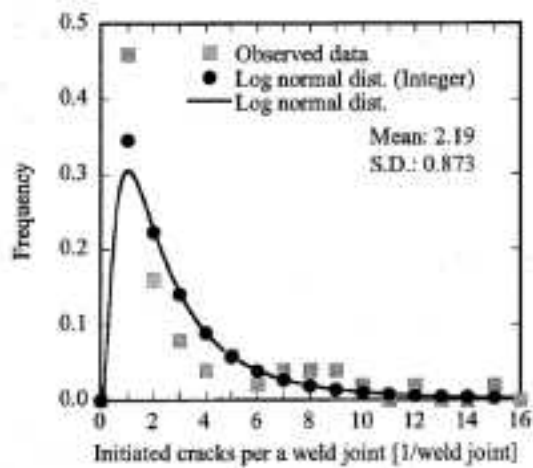


Fig. 1 The number of cracks initiated per a weld joint

図 3.2.1-19 溶接線あたりの欠陥個数の分布 (PVP2008-61017¹⁴¹より引用)

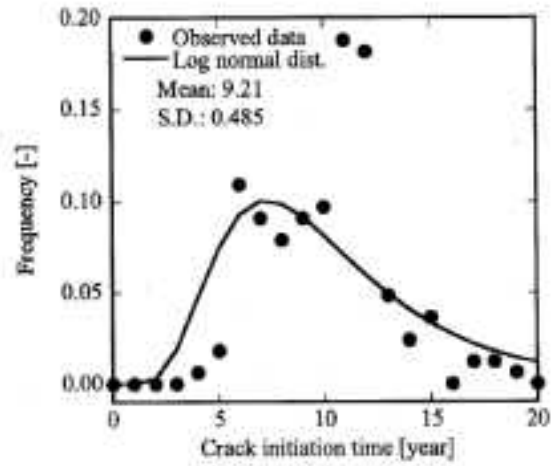


Fig. 3 Distribution of crack initiation time distribution estimated from observed crack size

図 3.2.1-20 欠陥発生時刻の分布 (PVP2008-61017¹⁴¹より引用)

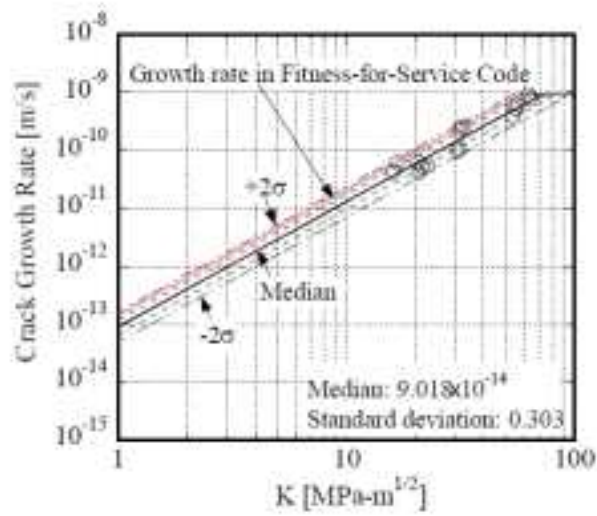


Fig. 4 Crack growth rate due to SCC in HAZ

図 3.2.1-21 BWR 環境中の HAZ における SCC 進展速度 (機論 A 77 巻 782 号¹⁴²より引用)

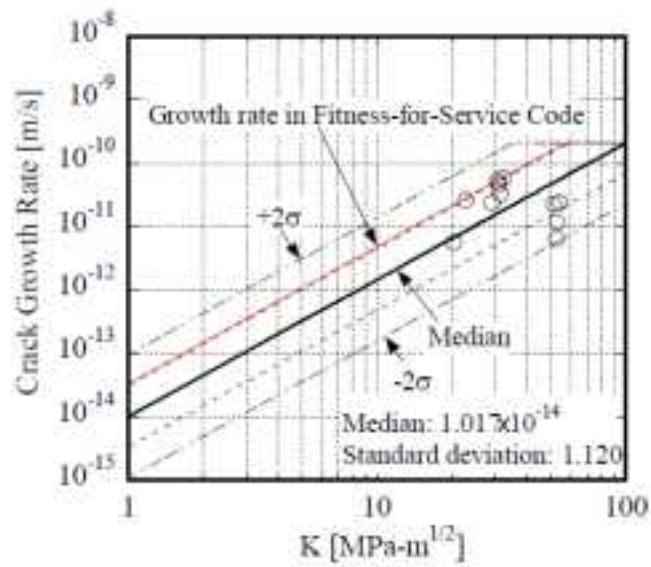


Fig. 5 Crack growth rate due to SCC in weld metal

図 3.2.1-22 BWR 環境中の溶接部における SCC 進展速度 (機論 A 77 巻 782 号¹⁴²より引用)

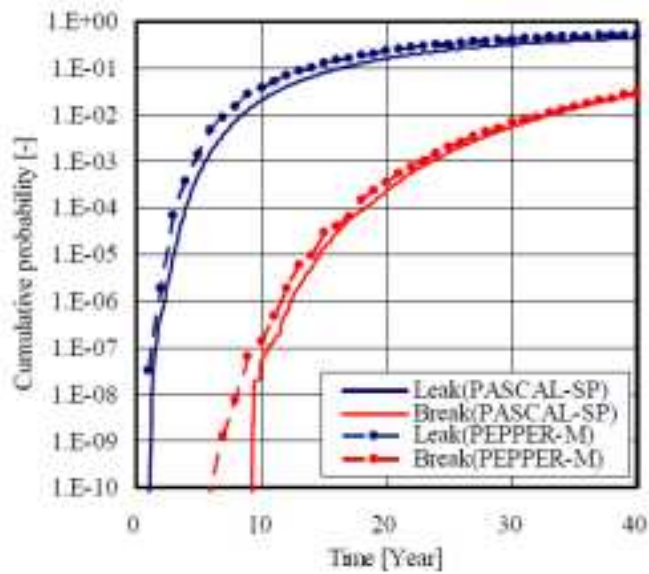


Figure 7 Comparisons of cumulative failure probabilities for Example 1.

図 3.2.1-23 PASCAL-SP と PEPPER-M のベンチマーク解析事例 (PVP2011-57498¹⁴³より引用)

2) PRAISE-CANDU

PRAISE-CANDU¹⁰⁰ は、カナダの CANDU 炉の健全性評価のため、PRAISE¹⁴⁴をベースに改良が加えられた PFM 解析コードである。

近年、NURBIM プロジェクトの疲労問題とのベンチマーク¹⁴⁵、あるいは xLPR とのベンチマーク¹⁴⁶を行い、その信頼性評価に関する取り組みが活発に行われている。PRAISE-CANDU の解析フローの模式図を図 3.2.1-24 に示す。不確かさを有するパラメータを、認識論的不確かさと偶然的な不確かさに分類して、二重のモンテカルロのループを用いる点は xLPR と同様である。また、xLPR とのベンチマーク解析結果の事例を図 3.2.1-25 に示す。認識論的不確かさを考慮することにより、得られる破損確率について信頼度を用いて評価することが可能であるが、95 パーセンタイル値及び平均値がよく一致することが示されている。

PRAISE-CANDU は xLPR と同等の機能を有する他、減肉に対しても適用事例が発表され、機能整備及び適用事例の整備が活発的に行われている解析コードであるため、今後も継続した調査が必要と言える。

¹⁴⁴ D. O. Harris, D. D. Dedhia, E. D. Eason, and S. D. Patterson, “Probability of Failure in BWR Reactor Coolant Piping,” NUREG/CR-4792, UCID-20914, (1986).

¹⁴⁵ X.Duan, M.Wang and M.J.Kozluk, “Benchmarking PRAISE-CANDU 1.0 With Nuclear Risk Based Inspection Methodology Project Fatigue Cases,” PVP2013-97785, (2013)

¹⁴⁶ M.Wang , X.Duan and M.J.Kozluk, “BENCHMARKING PRAISE-CANDU 1.0 WITH XLPR 1.0,” PVP2013-98010, (2013)

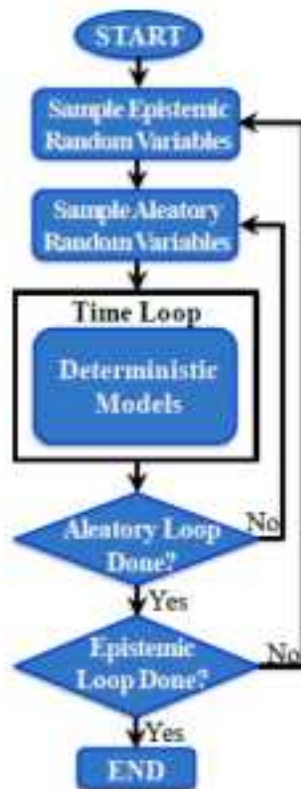
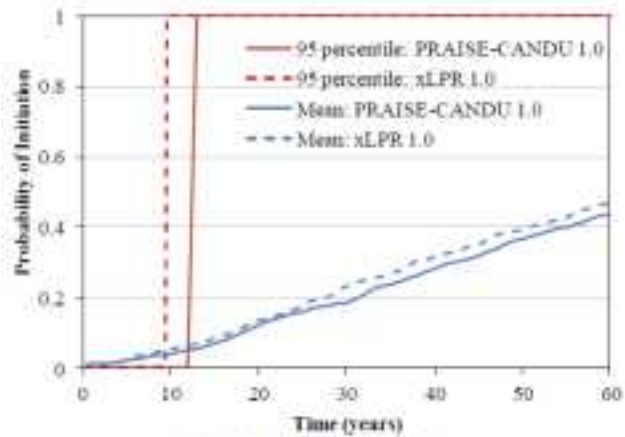
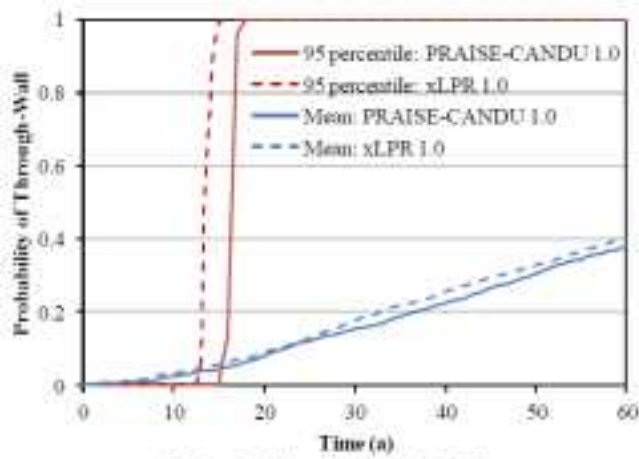


FIGURE 1: SCHEMATIC FLOWCHART OF CODE ARCHITECTURE

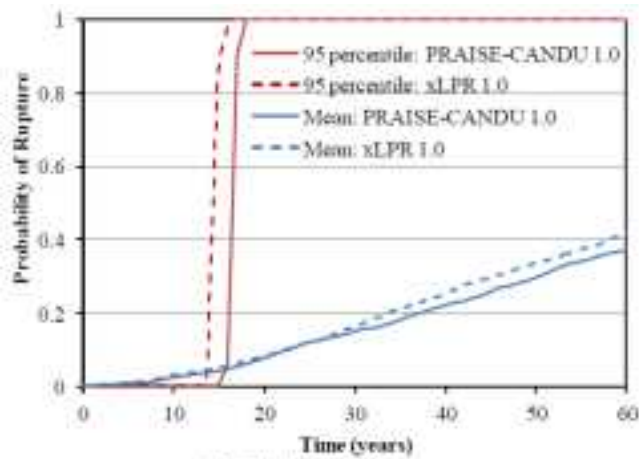
図 3.2.1-24 PRAISE-CANDU の解析フローの模式図 (PVP2013-98010¹⁴⁶ より引用)



(a) Probability of Initiation



(b) Probability of Through-Wall



(c) Probability of Rupture

FIGURE 7: COMPARISON OF FAILURE PROBABILITIES

図 3.2.1-25 Base Case での各確率の比較 (PVP2013-98010¹⁴⁶より引用)

3) PRO-LOCA のき裂発生モデル

PRO-LOCA では IGSCC 及び疲労を対象としたき裂発生を考慮することができる。

IGSCC については、PRAISE に関する報告書⁹⁸に基づき、BWR の通常炉内水質環境におけるオーステナイト系ステンレス鋼 Type304SS に対する 328 のデータを踏まえて発生個数の確率分布モデルが検討された。異なる環境あるいは材料に対しては、それぞれに応じた係数を乗じることとしている。

疲労によるき裂発生については、炭素鋼及び低合金鋼、オーステナイトステンレス鋼、600 合金のそれぞれに対して、き裂発生サイクル数が与えられている。これには NUREG/CR-6335¹⁴⁷が引用されており、使用された試験データには日本の JNUFAD データも含まれている。182 合金については 600 合金のサイクルの 1/2 としている。なお、このき裂発生サイクル数 N_i は確率モデルとして与えられる。あるひずみ範囲に対するサイクル数のばらつきについて、式中 x で示されるパーセントイル値におけるき裂発生サイクル数 $N_i(x)$ として与えられる。

炭素鋼及び低合金鋼

$$\ln[N_i(x)] = (6.857 - 0.766I_w) - (0.275 - 0.382I_w)I_S + 0.52F^{-1}[x] - \ln(K_N) - (1.813 + 0.219)I_S * \ln(\epsilon_a - 0.080 - 0.014I_S + 0.026F^{-1}[1-x]) - 0.00133T(1 - I_w) + 0.554S^*T^*O^*\dot{\epsilon}^* \quad (3.2.1-30)$$

オーステナイト系ステンレス鋼

$$\ln[N_i(x)] = 6.732 + 0.52F^{-1}[x] - \ln(K_N) - 2.032 * \ln(\epsilon_a - 0.103 + 0.026F^{-1}[1-x]) - 1 - I_w(0.134\dot{\epsilon}^* - 0.359) + 0.382I_{316NG} \quad (3.2.1-31)$$

600 合金

$$\ln[N_i(x)] = 6.969 + 0.52F^{-1}[x] - \ln(K_N) - 1.814 * \ln(\epsilon_a - 0.107 + 0.026F^{-1}[1-x]) + 0.498I_T - 0.401I_w \quad (3.2.1-32)$$

$I_w, I_S, I_T, S^*, T^*, O^*$:環境、材料、温度に依存する項
K_N	:4
ϵ_a	:ひずみ振幅[%]
T	:温度[°C]
$\dot{\epsilon}^*$:ひずみ速度に関する項
$F^{-1}[x]$:正規分布の累積分布関数の逆関数

次式に示すように各荷重による累積疲労損傷が 1 となると、疲労き裂発生とする。

$$n_{i(VL)}/N_{VL} + n_{i(EQ)}/N_{EQ} + n_{i(GT)}/N_{GT} + n_{i(SD)}/N_{SD} + \text{others} \dots = 1 \quad (3.2.1-33)$$

¹⁴⁷ Keisler, J., Chopra, O.K., and Shack W.J., "Fatigue Strain-Life Behavior of Carbon and Low-Alloy Steels, Austenitic Stainless Steels, and Alloy 600 in LWR Environments," NUREG/CR-6335, ANL-95/15, (1995)

n_i	:各荷重サイクルにおけるサイクル数
N_{VL}	:振動及び通常運転荷重時の疲労き裂発生サイクル数
N_{EQ}	:地震及び通常運転荷重時の疲労き裂発生サイクル数
N_{GT}	:通常過渡及び通常運転荷重時の疲労き裂発生サイクル数
N_{SD}	:停止荷重時の疲労き裂発生サイクル数

このように、疲労によるき裂発生モデルが PRO-LOCA に整備されているが、累積疲労損傷が 1 となった場合にき裂発生としている。

PRO-LOCA では上述のき裂の発生とは別に、溶接欠陥等の供用開始時の初期き裂を想定した評価が可能である。初期き裂の存在可能性は溶接過程の影響とされ、例えば RR-PRODIGAL¹⁴⁸等の検討を踏まえたものである。WinPRAISE¹⁴⁹の式を参考に、板厚 h [inch]の関数として、以下の式で単位溶接線長さの初期き裂個数を決定する。板厚に対する初期き裂個数を図 3.2.1-26 に示す。なお、これは検査の影響を考慮したものであり、検査なしの場合は、12.8 を乗ずる。

$$\#flaws/inch = \text{larger} \left[\begin{array}{c} 0.000655\exp(1.491499h) \\ \text{or} \\ 0.0022h^2 - 0.0066h + 0.0063 \end{array} \right] \quad (3.2.1-34)$$

き裂寸法は対数正規分布とし、以下の a_{50} で示す中央値は次式の通り溶接方法によって異なる¹⁵⁰。

ステンレス鋼の MMAW 溶接

$$a_{50} = 0.112 - 0.02299h + 0.0001481h^2 \quad (3.2.1-35)$$

ステンレス鋼の TIG 溶接

$$a_{50} = 0.1169 - 0.0445h + 0.00797h^2 \quad (3.2.1-36)$$

フェライト鋼の MMAW 溶接

$$a_{50} = 0.0519h^{(-0.4572+0.04326\ln(h))} \quad (3.2.1-37)$$

フェライト鋼の TIG 溶接

$$a_{50} = 0.0519h^{(-0.8592-0.2467\ln(h))} \quad (3.2.1-38)$$

初期き裂の設定については、IGSCC については国内のデータに基づく確率分布モデル

¹⁴⁸ Chapman, O. J. V., and Simonen, F. A., "RR-PRODIGAL – A Model for Estimating the Probabilities of Defects in Reactor Pressure Vessel Welds," NUREG/CR-5505, August (1998)

¹⁴⁹ D.Harris and D.Dedhia, "WinPRAISE 98 PRAISE Code in Windows," (1998)

¹⁵⁰ M. Khaleel, V. Chapman, D. Harris, and F. Simonen, "Flaw Size Distribution and Flaw Existence Frequencies in Nuclear Piping," PVP Vol. 386, (1999)

が整備されているため、原則としてこれを使用することが望ましい。米国については比較的古い文献が引用されていることもあり、ここでは参考情報として紹介した。

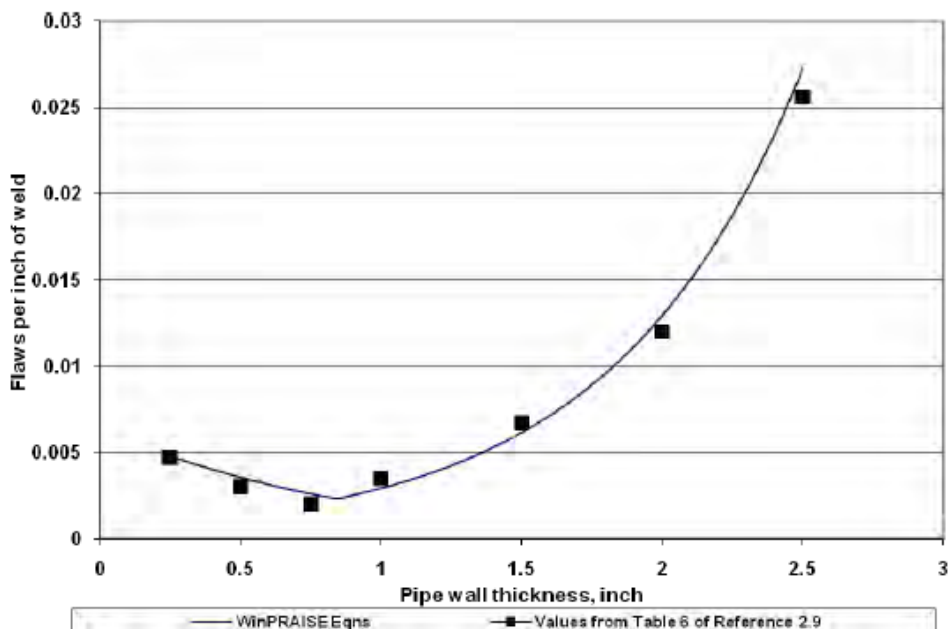


Figure 2.8 Comparison of flaw density as a function of pipe wall thickness between WinPRAISE equations and the values from Table 6 of Reference 2.9

図 3.2.1-26 PRO-LOCA の単位溶接線長さに対する初期き裂個数 (MERIT プロジェクトの最終報告書¹⁰⁴より引用)

4) Shim らによる貫通き裂の応力拡大係数算出式

一般的に、決定論的手法に基づく配管の健全性評価を行う場合、初期き裂として内表面き裂、あるいは内部き裂を想定して、き裂進展の評価を行い、例えばき裂深さ比が 0.75 となると破損とみなす。そのため、主に表面き裂に対する応力拡大係数解は多く提案されてきたが、貫通き裂については比較的少ない。また、PFM 解析では決定論的手法では想定しないような欠陥寸法に対しても進展評価、及び破壊評価を行うため、適用範囲が広いことが望ましい。さらに、応力拡大係数解は FEM 解析結果を踏まえて整備されることが多いが、以前に整備された応力拡大係数解は、解析コストの関係上、シェル要素の適用等の制約があり、その精度向上の余地がある。

PASCAL-SP には Sanders¹⁵¹による貫通き裂の応力拡大係数算出式が整備されているが、これは 30 年以上前に作成されたものであり、また、適用範囲が限定的であった。2014 年には、Shim らによって広範な条件において三次元ソリッド要素を用いた FEM 解析に

¹⁵¹ J.L.Sanders, Jr, "Circumferential Through-Cracks in a Cylindrical Shell under Combined Bending and Tension", ASME J.Appl.Mech., Vol.50, p221 (1983)

よる応力拡大係数解が提案された¹⁵²。

想定する荷重を図 3.2.1-27 に示す。また、FEM のメッシュ図の例を図 3.2.1-28 に示す。内表面点及び外表面点の応力拡大係数解はその信頼性が低下することから、Zang の解と同様に断面における計 5 点の応力拡大係数の平均値を応力拡大係数解として与えている。図 3.2.1-29 に示すように、新たに整備された応力拡大係数解は既存解とよく一致することがわかる。Zang の解は、内半径・肉厚比 (Ri/t) について、5 から 100 の範囲で取得されたが、Shim らは新たに $Ri/t = 2$ の解を整備した。また、Zang の解は欠陥角度 (θ/π) について 0.006 から 0.5 の範囲で取得されたが、Shim らは半周を超える 0.85 までの解を整備した。本年度は、この最新の応力拡大係数解を PASCAL-SP に整備する。定式化については後述する。

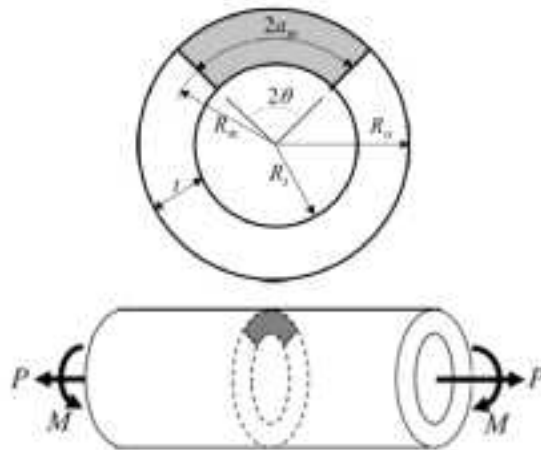


Figure 1 Geometry of circumferential through-wall cracked pipe under axial tension (P) and global bending (M)

図 3.2.1-27 想定する荷重 (PVP2014-28049¹⁵² より引用)

¹⁵² D.J.Shim, S.Xu and D.Lee, “CLOSED-FORM STRESS INTENSITY FACTOR SOLUTIONS FOR CIRCUMFERENTIAL THROUGH-WALL CRACKS IN CYLINDER”. PVP2014-28049, (2014)

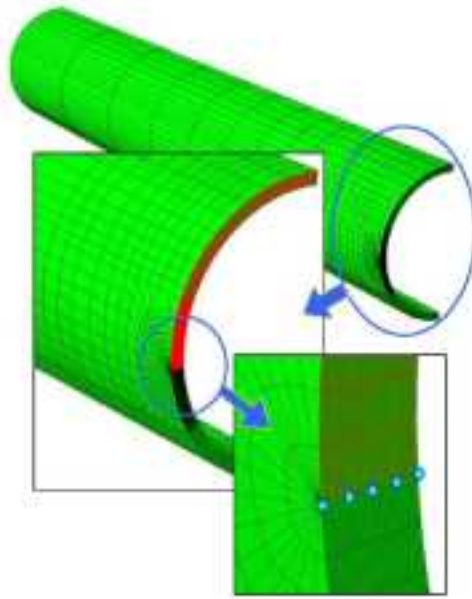


Figure 4 Example of FE mesh used in the present study where K_i values were extracted from five different locations through the thickness

図 3.2.1-28 メッシュ図の例と応力拡大係数評価点 (PVP2014-28049¹⁵² より引用)

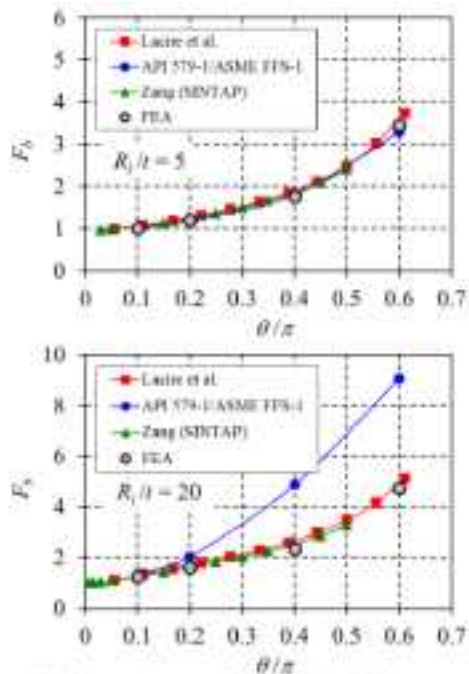


Figure 6 Comparison of F_b obtained from present FE analyses and existing solutions

図 3.2.1-29 既存解との比較 (PVP2014-28049¹⁵² より引用)

3.2.2 減肉配管を対象とした破損確率評価に関する技術調査

原子力機構では、減肉配管を対象とした破損確率評価解析コード PASCAL-EC を整備している。本報告では、国内外の最新知見を調査するとともに、減肉に関する破損確率評価手法の拡充を目的として、配管減肉の実測データを分析し、確率論的減肉率評価モデルを検討する。なお、この技術調査は、流れ加速型腐食（Flow Accelerated Corrosion, 以下「FAC」という。）による配管減肉を対象とする。

(1) 国内の減肉評価

1) 旧経済産業省原子力安全・保安院による事業者の減肉測定データの分析

平成 16 年 8 月に発生した関西電力株式会社美浜 3 号機における事故を踏まえて、旧経済産業省原子力安全・保安院は各事業者から配管肉厚管理手法及び各プラントの減肉測定データを収集するとともに、PWR21 部位及び BWR27 部位について、減肉の傾向分析を行い、報告書にまとめている¹⁵³。

PWR 配管減肉測定部位と減肉傾向を図 3.2.2-1 に示す。図中の上のグラフでは、A から U までの 21 部位のそれぞれに対する減肉量の時間変化が示されている。また、経過時間を考慮して減肉率としたものが図中の中央の表に示され、平均値は 0.26×10^{-4} mm/h とされている。

次に、BWR 配管減肉測定部位と減肉傾向を図 3.2.2-2 に示す。減肉率の平均値は 0.13×10^{-4} mm/h とされている。減肉率は水質環境や対象部位の形状によって大きく変わるため、必ずしも PWR と BWR のそれぞれでデータを同一に扱うことは適切ではないが、このデータに基づくと、PWR の減肉率は BWR のおよそ 2 倍である。

2) 日本機械学会発電用設備規格沸騰水型原子力発電所配管減肉管理に関する技術規格

「日本機械学会発電用設備規格沸騰水型原子力発電所配管減肉管理に関する技術規格（2006 年版）」（以下、「減肉管理技術規格」という。）¹⁵⁴は、上位に位置する「発電用設備規格配管減肉管理に関する規格」の要求事項に基づいて、設備管理者の責務、及び BWR の配管減肉管理に対する技術的要求事項を定めるものである。各 BWR 設備管理者には、その技術的要求事項を満足するような指針を策定し、その運用を行うとともに得られる知見を基に検証、改善を行うことが求められる。

減肉管理技術規格によると、一般的な減肉現象は以下のように分類される。

¹⁵³ 旧経済産業省原子力安全・保安院，“配管減肉の傾向と管理手法について - 減肉管理指針の評価 -,” 平成 16 年 8 月 27 日,
<http://www.meti.go.jp/committee/downloadfiles/g40827a3130j.pdf>

¹⁵⁴ 社団法人日本機械学会，“発電用原子力設備規格 沸騰水型原子力発電所 配管減肉管理に関する技術規格（2006 年版）”, (2006)

➤ FAC

➤ エロージョン

- ✓ 液滴衝撃エロージョン（Liquid Droplet Impingement, 以下「LDI」という。）
- ✓ フラッシングエロージョン
- ✓ キャビテーションエロージョン
- ✓ 固体粒子エロージョン

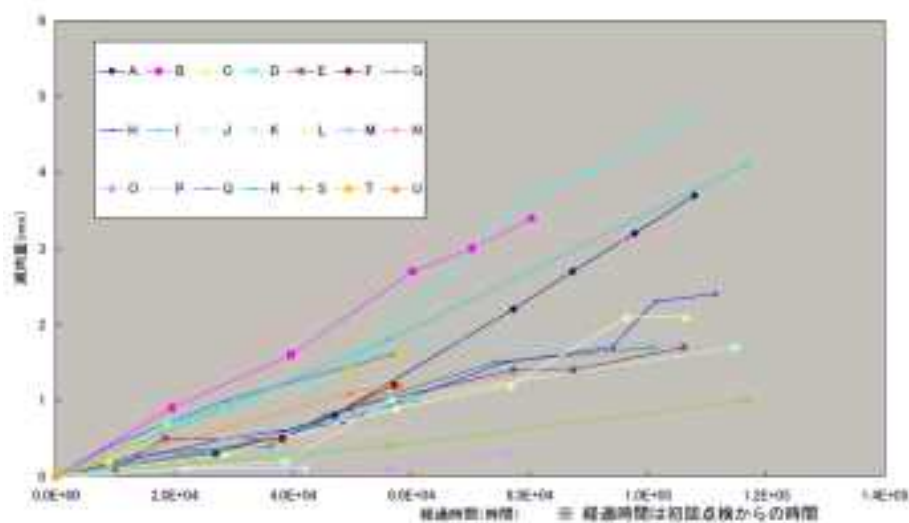
減肉管理技術規格では、これらのメカニズム上の特徴や過去の実績等を踏まえて、対象を FAC と、フラッシングエロージョンを含む LDI としている。

FAC については、管理ランクを 3 つに分類している。酸素注入なしを「FAC-2」、酸素注入あり、かつ偏流効果が顕著ではない場合を「FAC-1」、酸素注入あり、かつ偏流効果が顕著な場合を「FAC-S」に分類され、この管理ランクに応じて試験対象部位を設定することとなる。

同様に、LDI については管理ランクを 2 つに分類している。復水器解放がある場合は「LDI-2」、ない場合は「LDI-1」としている。

減肉管理技術規格には、これらの 5 つの管理ランクと系統の組み合わせ毎に、減肉率のヒストグラムが示されている。このヒストグラムに使用した詳細なデータ、及び条件については記載されていないが、国内の BWR 環境における減肉率データとして公開され、かつ確率分布モデル作成が可能な有効なデータと言える。このデータに関する分析は後述する。

PWR減肉トレンド



測定部位	減肉傾向	測定位置	測定位置	測定位置	測定位置	測定位置	測定位置	測定位置	測定位置
A	主給水管	減肉(制御弁下流)	STPT49	228	6.3	水	0.40	0	0
B	主還水管	減肉(オフィス下流)	SB42	145	3.0	水	0.43	0	0
C	主還水管	減肉(オフィス下流)	SB42	157	4.0	水	0.41	0	0
D	主給水管	1管	STPT49	220	5.4	水	0.38	0	その他
E	還水管	1管	SB42	118	3.4	水	0.18	0	0
F	主給水管	90°エルボ	SB45	190	5.1	水	0.43	0	0
G	還水管	90°エルボ	SB42	132	3未満	水	0.20	0	0
H	還水管	90°エルボ	STPT39	147	3未満	水	0.20	0	0
I	還水管	1管	SB410	140	3~6	水	0.18	0	0
J	高圧冷却水の配管	鉛管	P0335	187	3未満	水	0.28	0	0
K	高圧冷却水の配管	鉛管	SB42	181	3未満	水	0.17	0	0
L	還水管	90°エルボ	SB42	169	3~6	水	0.24	0	0
M	副冷却水の配管	90°エルボ	STPT39	162	2.3	水	0.18	0	0
N	副冷却水の配管	下流管	STPT39	162	2.3	水	0.18	0	0
O	主給水管	減肉(制御弁下流)	STPT49	221以下	0.0	水	0.04	0	0
P	還水管	1管(鉛管)	SB42	151	1.7(鉛管)	水	0.10	0	0
Q	還水管	1管(鉛管)	STPT39	151	1.7(鉛管)	水	0.28	0	0
R	主給水の配管	90°エルボ	SB42	158	3.7	水	0.23	0	0
S	主給水の配管	下流管	SB42	148	3.7	水	0.09	0	0
T	副冷却水の配管	1管(鉛管)	STPT39	224	6.1(鉛管)	鉛以下	0.28	0	0
U	副冷却水の配管	1管(鉛管)	STPT39	224	6.1(鉛管)	鉛以下	0.21	0	0

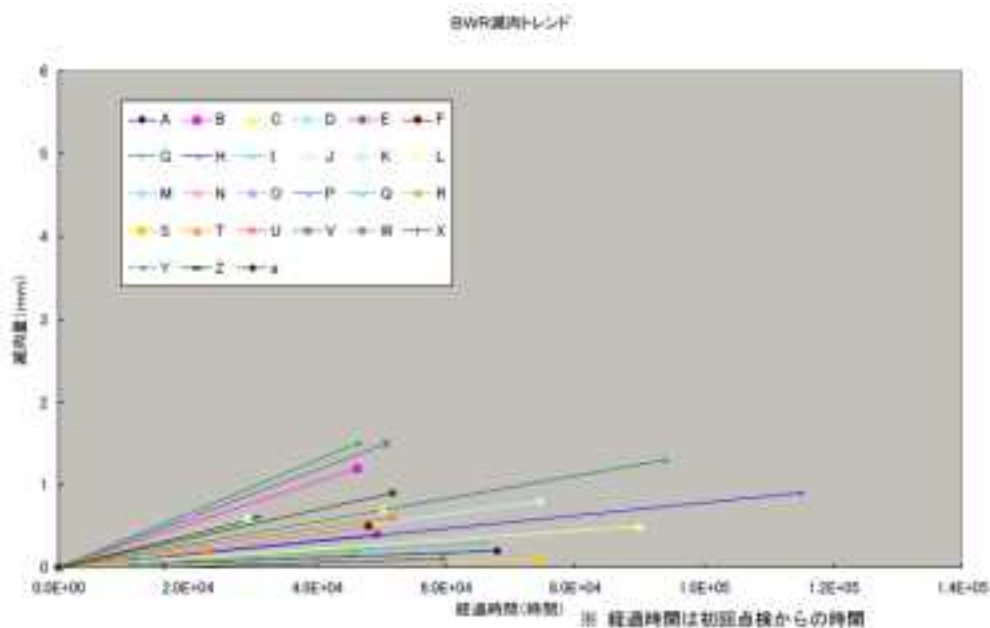
減肉率平均値: 0.26×10^{-4} mm/Hr

(注)PWR 管理指針の初期設定減肉率

測定部位	減肉傾向	減肉率			
		0.00E+00 ~1.00E-04	1.00E-04 ~3.00E-04	3.00E-04 ~1.00E-03	1.00E-03 以上
二相流 管径 150以上	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
二相流 管径 100~150	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
二相流 管径 50~100 管内流速 10.0以上	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
单相流	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00
	減肉	0.00	0.00	0.00	0.00

図1 PWR 配管減肉測定部位と減肉傾向

図 3.2.2-1 PWR 配管減肉測定部位と減肉傾向 (旧経済産業省原子力安全・保安院報告書¹⁵³より引用)



番号	点検部位	材質	温度(℃)	流速(m/s)	湿度	減肉率 ($\times 10^{-4}$ mm/Hr)
A	原子炉給水ポンプ入口パイプ	SB49	114	3.1	水	0.10
B	水分分離器ドレンラインパイプ	STPT42	194	0.4	水	0.28
C	復水浄化系リフタパイプ下流	STPT38	34	6	水	0.16
D	M/DRFP出口ラインパイプ下流	STPT49	195	6.3	水	0.02
E	給水加熱器ドレンラインパイプ	STPT38	113	5.0	水	0.08
F	給水再循環リフタパイプ下流直管	SB49	34	4.3	水	0.10
G	HPCP線パイプ	SB46	33	2	水	0.14
H	M/DRFP吸込ヘッドラインパイプ	SB49	190	4	水	0.08
I	M/DRFPニードル弁下流パイプ	STPT49	145	5	水	0.04
J	第3給水加熱器出口ライン直管	SB42	144	5	水	0.01
K	M/DRFPニードル弁上流パイプ	A105	190	5.2	水	0.14
L	M/DRFPニードル弁下流レギュレータ	SF30A	144	5.1	水	0.08
M	復水ポンプ吐出流量調整弁下流レギュレータ	STPT38	60	1.3	水	0.04
N	T/DRFP吐出配管パイプ	SB49	145	5.4	水	0.05
O	T/DRFPニードルラインFCV下流	STPT49	145	5.1	水	0.30
P	蒸気ドレンシステム水調整弁下流パイプ	STPT370	43	1.6	水	0.05
Q	主蒸気止め弁出口直管	STPT42	277	39.3	0.4%	0.05
R	T/DRFP出口部パイプ	STPT42	158	4.7	水	0.05
S	給水ポンプ再循環ライン復水機戻り直管	STPT49	160	6.6	水	0.02
T	復水ポンプ出口直管	SM41A	33	1.2	水	0.10
U	復水ポンプリフタ下流直管	STPT38	65		水	0.11
V	抽気系レギュレータ	SB46	207		1.5%以上	0.30
W	給水系70-ノズル下流直管	SB480	231		水	0.31
X	抽気系T管下流部	SB47B	193	43	水	0.05
Y	給水加熱器入口部パイプ	SM50A	98	4.9	水	0.40
Z	ドレン系キャップ	SM41A	40		1.5%以上	0.20
a	復水系パイプ	STPT49	70		水	0.18

減肉率平均値: 0.13×10^{-4} mm/Hr

図4 BWR 配管減肉測定部位と減肉傾向

図 3.2.2-2 BWR 配管減肉測定部位と減肉傾向 (旧経済産業省原子力安全・保安院報告書¹⁵³より引用)

(2) 減肉現象のメカニズムに基づく減肉率の評価

1) 電力中央研究所の配管減肉予測ソフトウェア FALSET

電力中央研究所（以下「電中研」という。）では、FAC 及び LDI による詳細な減肉傾向を評価するための予測手法を整備するとともに、実機プラントの減肉管理における簡便な利用を想定した配管減肉予測ソフトウェア FALSET¹⁵⁵を開発した。

FAC と LDI は全く異なる減肉現象であるため、FALSET ではいずれかの現象を選択することとなる。

FAC の評価については、減肉率の予測モデルとして CRIEPI モデル¹⁵⁶が使用される。以下に概要を示す。

CRIEPI モデルによる減肉率 TR は、鉄の飽和溶解度 S_{Fe} 、物質移動係数 k_M の積、クロム含有量の効果を含む関数 $(1-\theta)$ の積で与えられる。

$$TR = (1 - \theta)S_{Fe}k_M \quad (3.2.2-1)$$

鉄の飽和溶解度 S_{Fe} 、物質移動係数 k_M はそれぞれ以下の 2 式で与えられる。

$$S_{Fe} = \left(\frac{P_{H_2}}{K_0}\right)^{\frac{1}{3}} \left([H^+]^2 + K_1[H^+] + K_2 + \frac{K_3}{[H^+]}\right) \quad (3.2.2-2)$$

- K_0 : Fe_3O_4 の溶解平衡定数
- K_1 : $Fe(OH)^+ \cdot Fe(OH)_2 \cdot Fe(OH)_3$ の加水解離反応の平衡定数
- K_2 : $Fe(OH)^+ \cdot Fe(OH)_2 \cdot Fe(OH)_3$ の加水解離反応の平衡定数
- K_3 : $Fe(OH)^+ \cdot Fe(OH)_2 \cdot Fe(OH)_3$ の加水解離反応の平衡定数
- P_{H_2} : 水素分圧
- $[H^+]$: 水素イオン濃度

$$k_{M0} = 0.0396Re^{0.88}Sc^{0.33}D/d \quad (3.2.2-3)$$

- Re : レイノルズ数
- Sc : シュミット数
- D : 拡散係数
- d : 管内径

¹⁵⁵ 米田 公俊, 森田 良, 藤原 和俊, 稲田 文夫, “配管減肉予測ソフトウェア FALSET の開発,” 電力中央研究所, 研究報告: L11007, (2014)

¹⁵⁶ 藤原ら, “水化学条件と流動状態が配管減肉挙動へ及ぼす影響に関する研究 (その 1) -水化学および材料因子を主体とした FAC モデル式の開発-,” 電力中央研究所, 研究報告: Q08016, (2009)

クロム含有量の効果を含む関数は、物理的には酸化被膜表面におけるクロム酸化物の面積比に関わるものである。

$$\theta = \left[1 + \frac{(S_{Cr}M_{Cr}/X_{Cr})}{(S_{Fe}M_{Fe}/X_{Fe})} \right]^{-1} \quad (3.2.2-4)$$

S : 飽和溶解度 (Cr:クロム、Fe:鉄、以下同様)

M : 原子量

X : 材料中の含有率

この FAC の減肉率に対して、配管要素形状、及び配管レイアウトの影響を考慮する。後者については、Kastner ら¹⁵⁷の知見を踏まえたものであり、PASCAL-EC においても考慮されている。

FALSET における LDI の評価は、配管内の流動状態を評価する「流動評価」と、得られた流動状態を基に LDI による減肉率を評価する「LDI 評価」の 2 段階で実施される。減肉評価については、CRIEPI モデルを含め計 4 つのモデルが整備されている。

なお、FALSET はメカニズムに基づく減肉率を踏まえた減肉予測が可能であるが、入力に必要となる代表的な値や、不確実さを有するパラメータに関する分析等については公開されておらず、確率論的評価への活用をする場合はそれらの情報を整理する必要がある。

2) 仏国 EDF の BRT-CICERO

仏国 EDF においては 1990 年代から FAC の評価のために、BRT-CICERO コード¹⁵⁸が開発されている。電中研の FALSET と同様に、メカニズムに基づいて決定論的な減肉率の評価を行うものである。簡略化された減肉率評価式を以下に示す。

$$V = 2k \cdot f(Cr) \cdot H(t) \cdot Ceq \quad (3.2.2-5)$$

k : 物質移動係数

$f(Cr)$: クロム含有量の関数

$H(t)$: 温度依存性を考慮した水素含有量の関数

Ceq : 鉄の溶解度の関数

¹⁵⁷ W.Kastner, M.Erve, N.Henzel, and B.Stellwag, "Calculation Code for Erosion Corrosion Induced Wall Thinning in Piping Systems," Nuclear Engineering and Design, 119, 431-438, (1990)

¹⁵⁸ S. TREVIN, M. PERSOZ and T. KNOOK, "MAKING FAC CALCULATIONS WITH BRT-CICERO™ AND UPDATING TO VERSION 3.0," Proceedings of the 17th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE17-75341, (2009)

BRT-CICERO と FALSET では、詳細な定式化は異なると考えられるが、減肉率に及ぼす主要因については、FALSET と BRT-CICERO で同一であると思われる。

BRT-CICERO は仏国のプラントに対する使用実績が多数あるが、FALSET と同様に具体的なパラメータは公開されていない。

(3) 減肉率計測データに基づく評価

1) カナダにおける減肉率計測データの分析

近年の ASME PVP、ICONE 等において、カナダの機関によって減肉率計測データの分析の事例が発表されている。

例えば、Wang ら¹⁵⁹は、CANDU 炉の給水系における減肉率の計測データに対して、3つの統計手法を適用している。

図 3.2.2-3 に示すような局所減肉部において得られた減肉の最大値に関する過去の計測データから、将来の板厚を予測することを目的としている。同一部における周方向あるいは長手方向に対する複数の計測データは想定しておらず、最大値を使用することが前提とされている。

時間と残存板厚の全データに対する線形回帰する場合、連続する2つの時間における板厚変化を使用する場合、ガンマ過程を適用する場合の3つを試行した。このうち、線形回帰はカナダの維持ガイドラインにおいて、推奨手法とされている。

線形回帰による手法を用いて24EFPYにおける板厚を予測した結果を図3.2.2-4に示す。この事例では非常に線形性が顕著であることが分かる。次に、評価最終時間における板厚の予測値のばらつきを図3.2.2-5に示す。図中“Linear Regression”で示される線形回帰を用いると、ばらつきを小さく見積もる場合があり、図中“Random Rate”で示される連続する2つの時間における板厚変化を使用する場合においては、相対的に長い時間の予測をする場合に、板厚のばらつきを大きく見積もる可能性があるとしている。

Pandey, Lu ら^{160,161}は、同様に CANDU 炉の給水系における減肉率の予測を行っている。ICONE20¹⁶⁰では曲がり管における背側の減肉、PVP2012¹⁶¹では図3.2.2-6に示すような給水系の溶接部における減肉を対象としているが、いずれも使用している手法は同一である。

¹⁵⁹ M.Wang, X.Yuan, X.Duan and M.J. Kozluk, “RELIABILITY ANALYSIS FOR THE FEEDER SUBJECT TO WALL LOSS,” Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2012-78327, (2012)

¹⁶⁰ M.D. Pandey, D. Lu and J.Riznic, “A PROBABILISTIC ASSESSMENT OF FLOW-ACCELERATED CORROSION RATE IN PIPE BENDS WITH UNKNOWN INITIAL THICKNESS,” Proceedings of the 2012 20th International Conference on Nuclear Engineering collocated with the ASME 2012 Power Conference, ICONE20-POWER2012-54834, (2012)

¹⁶¹ D. Lu, M.D. Pandey and M.I. Jyrkama, “PROBABILISTIC ESTIMATION OF FLOW-ACCELERATED CORROSION RATE AT THE WELDED JOINTS OF THE NUCLEAR PIPING SYSTEM,” Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2012-78756, (2012)

一般的に、供用前の加工の影響のため、供用開始時における板厚は公称板厚とは異なっているために、供用中の計測データから、まず初期板厚を推定する必要がある。これは、公称板厚を用いると将来の減肉を大きく見積もる可能性があるためである。初期板厚予測の考慮の有無の事例を図 3.2.2-7 に示す。この理由としては、同一計測点における計測回数は 2 回あるいは 3 回と非常に少ないことが挙げられる。

なお、根拠は示されていないが、初期板厚は正規分布、減肉率是对数正規分布として取り扱われている。

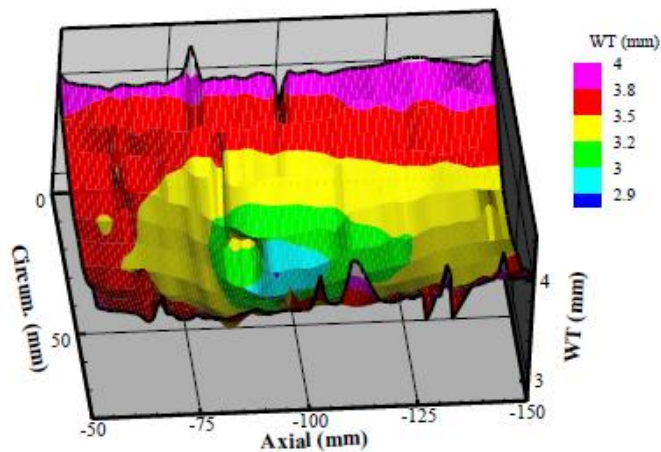


FIGURE 1: LOCALIZED THIN SPOT

図 3.2.2-3 局所減肉部の板厚のコンター (PVP2012-78327¹⁵⁹ より引用)

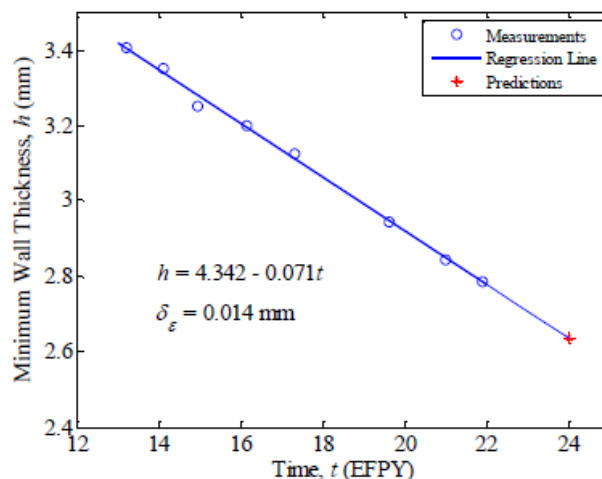


FIGURE 2: THINNING MODEL

図 3.2.2-4 線形回帰による手法 (PVP2012-78327¹⁵⁹ より引用)

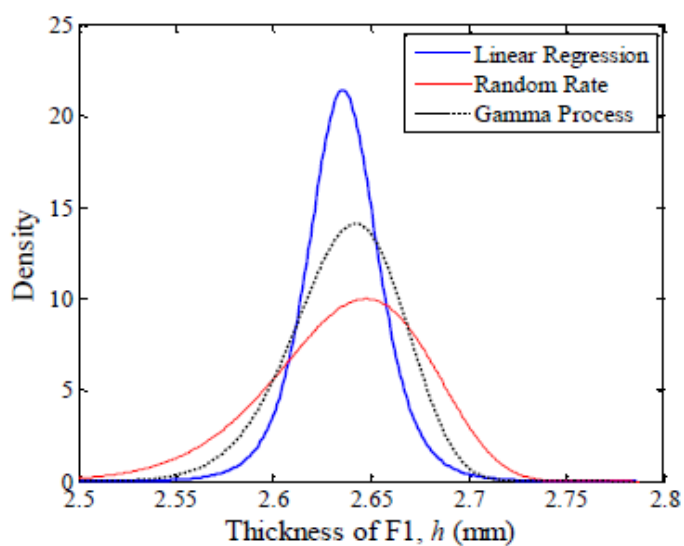


FIGURE 3: PREDICTIVE DISTRIBUTION OF WALL THICKNESS AT EOEP

図 3.2.2-5 評価最終時間における板厚の予測値のばらつき (PVP2012-78327¹⁵⁹より引用)

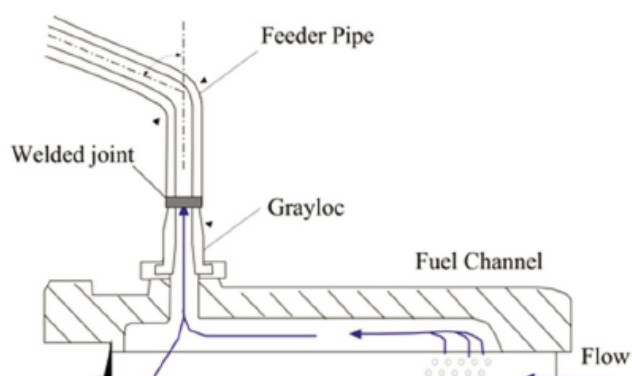


FIG 1. WELDED JOINT BETWEEN FEEDER PIPE AND THE GRAYLOC IN CANDU REACTORS

図 3.2.2-6 給水系の溶接部の模式図 (PVP2012-78756¹⁶¹より引用)

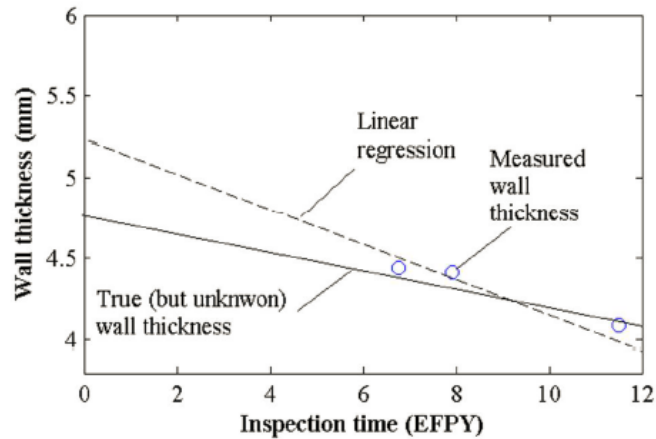


FIG 2. USING LINEAR REGRESSION METHOD TO ESTIMATE INITIAL WALL THICKNESS AND THINNING RATE FROM NOISY MEASUREMENT

図 3.2.2-7 初期板厚予測の考慮の有無 (PVP2012-78756¹⁶¹より引用)

2) 減肉管理技術規格の減肉率ヒストグラム

減肉管理技術規格¹⁵⁴の、「【参考 1】BWR プラント配管肉厚測定データのまとめ」において、復水系、主蒸気・補助蒸気系、給水加熱器ドレン系、給水加熱器ベント系、給水系、抽気系の各システムに対して、FAC-1、FAC-2、FAC-S、LDI-1、LDI-2 の 5 つの管理ランクに分類した上で、減肉率のデータがヒストグラムとして示されている。また、システムと管理ランクの組み合わせによっては対象外となるものがある。

復水系 (FAC-1) のデータに対する対数正規プロット、及び正規プロットをそれぞれ図 3.2.2-8、図 3.2.2-9 に示す。これらの比較により、対数正規分布の仮定がより適切であると言える。同様に、復水系 (FAC-2)、主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)、主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)、給水・過熱器ドレン系 (FAC-1)、給水・過熱器ドレン系 (FAC-2)、給水・過熱器ベント系 (FAC-2)、給水系 (FAC-1)、抽気系 (FAC-2) の対数正規プロット及び正規プロットを図 3.2.2-10 から図 3.2.2-25 に示す。これらの結果より、対数正規分布の仮定が適切と言える。中央値及び対数標準偏差を求め、これらによる確率密度と、元データのヒストグラムを併せて図 3.2.2-26 から図 3.2.2-34 に示す。

各データを対数正規分布とした場合の中央値及び対数標準偏差を図 3.2.2-35、表 3.2.2-1 に示す。主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2) のみ中央値が突出して大きいものの、それ以外のものについては概ね中央値は $0.05 \times 10^{-4} \text{mm/h}$ から $0.1 \times 10^{-4} \text{mm/h}$ 、対数標準偏差は 0.7 から 1.0 程度となった。

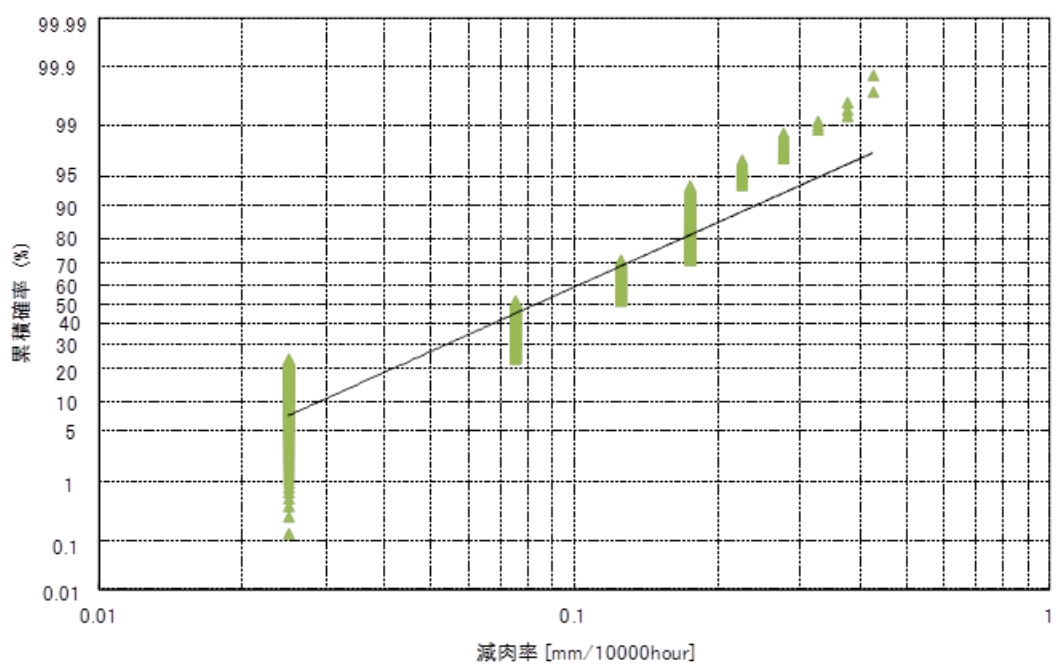


図 3.2.2-8 対数正規プロット 復水系 (FAC-1)

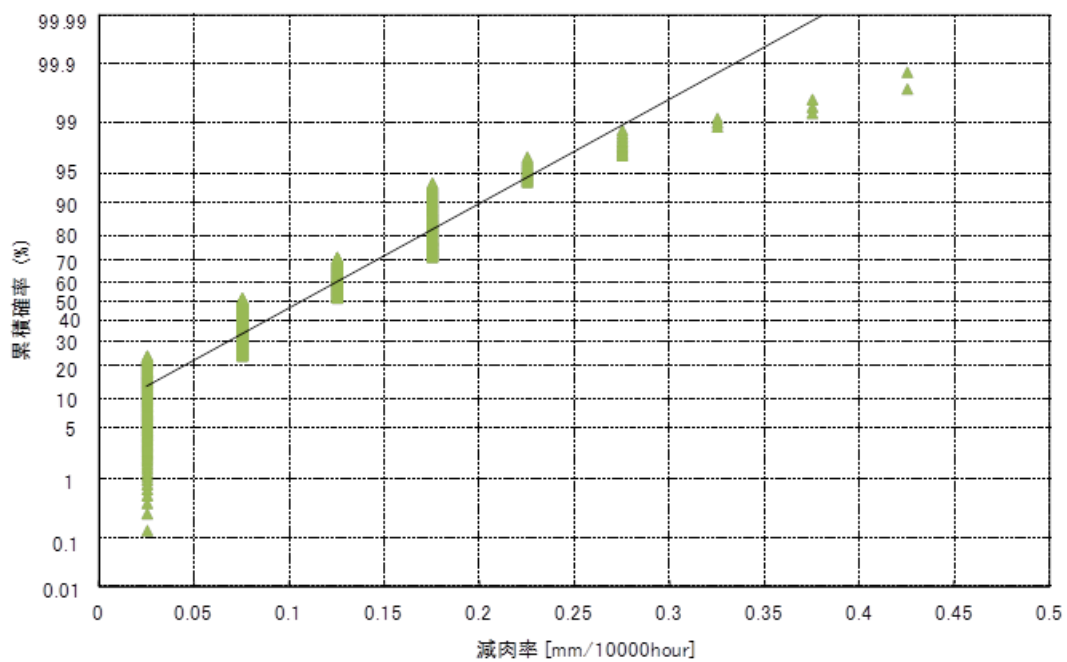


図 3.2.2-9 正規プロット 復水系 (FAC-1)

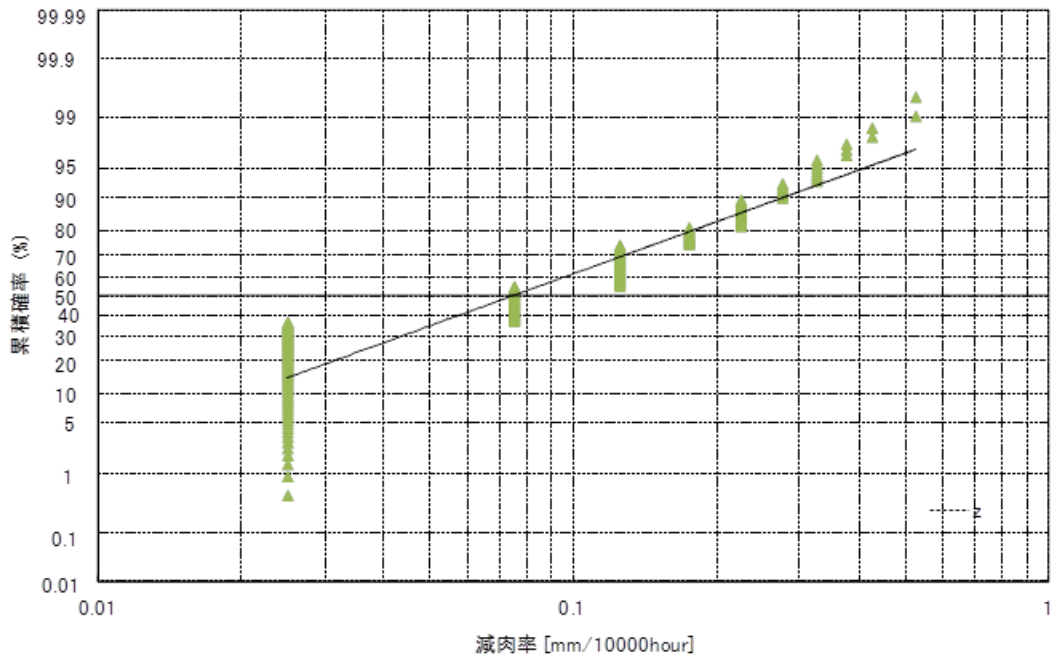


図 3.2.2-10 対数正規プロット 復水系 (FAC-2)

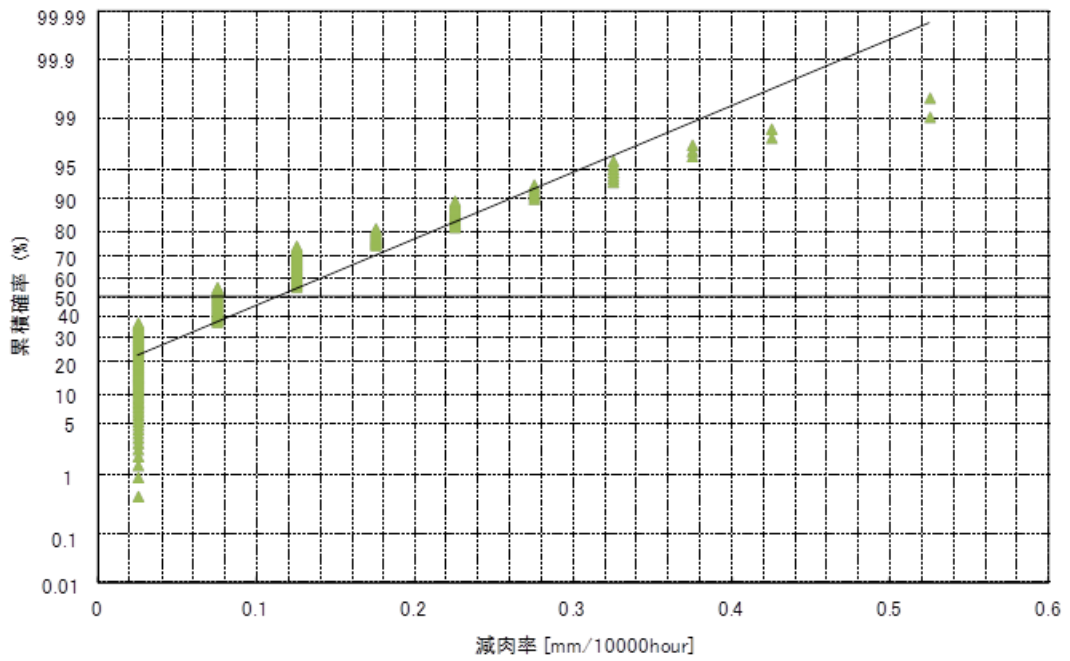


図 3.2.2-11 正規プロット 復水系 (FAC-2)

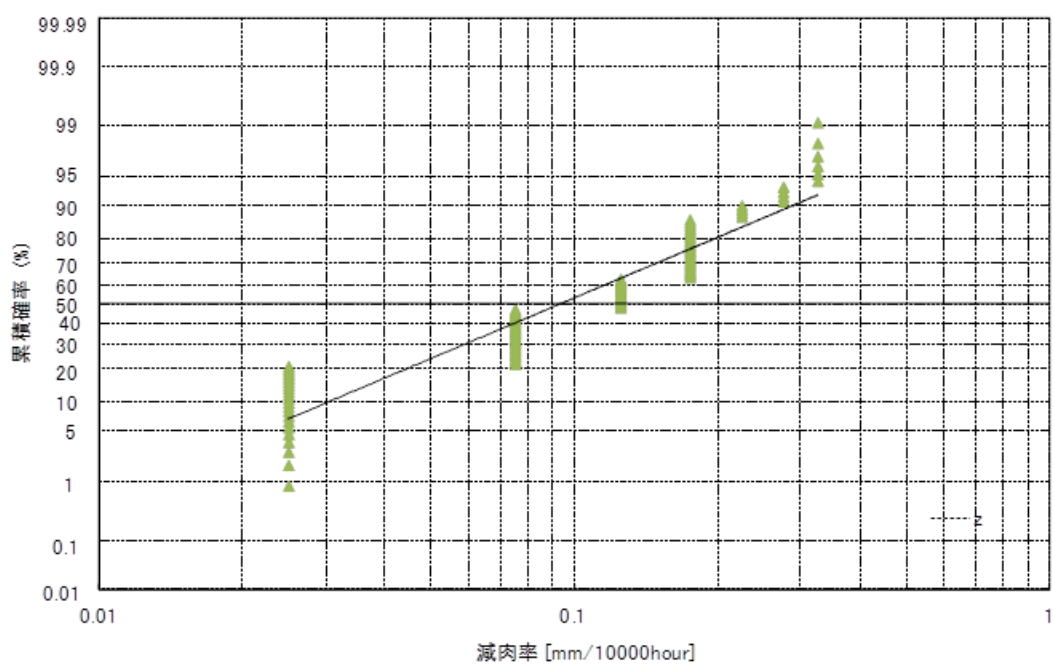


図 3.2.2-12 対数正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)

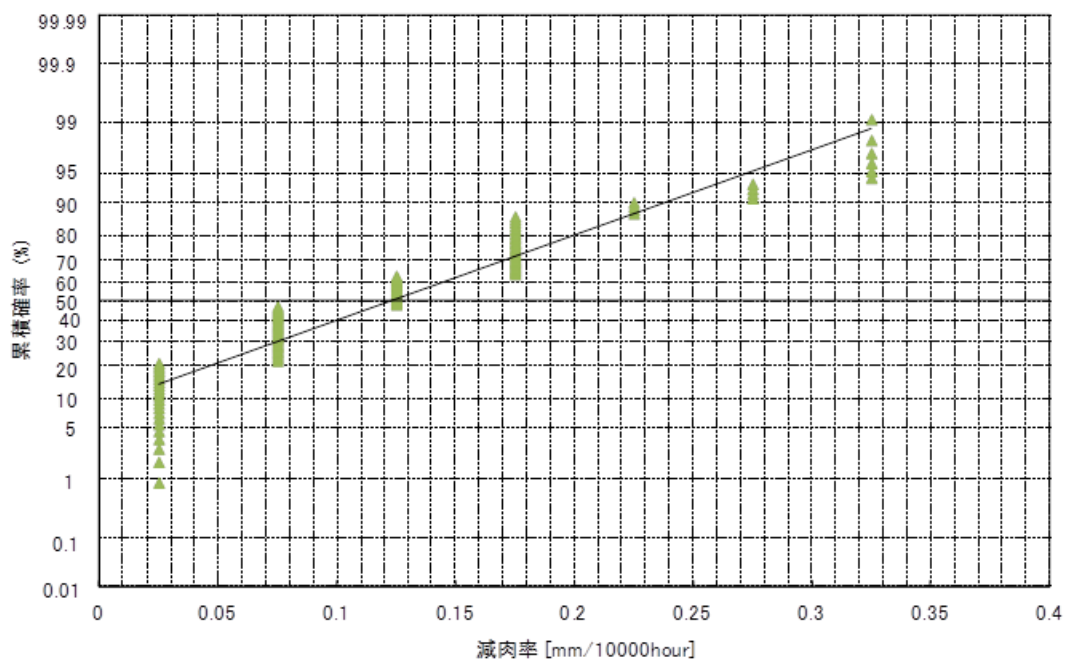


図 3.2.2-13 正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)

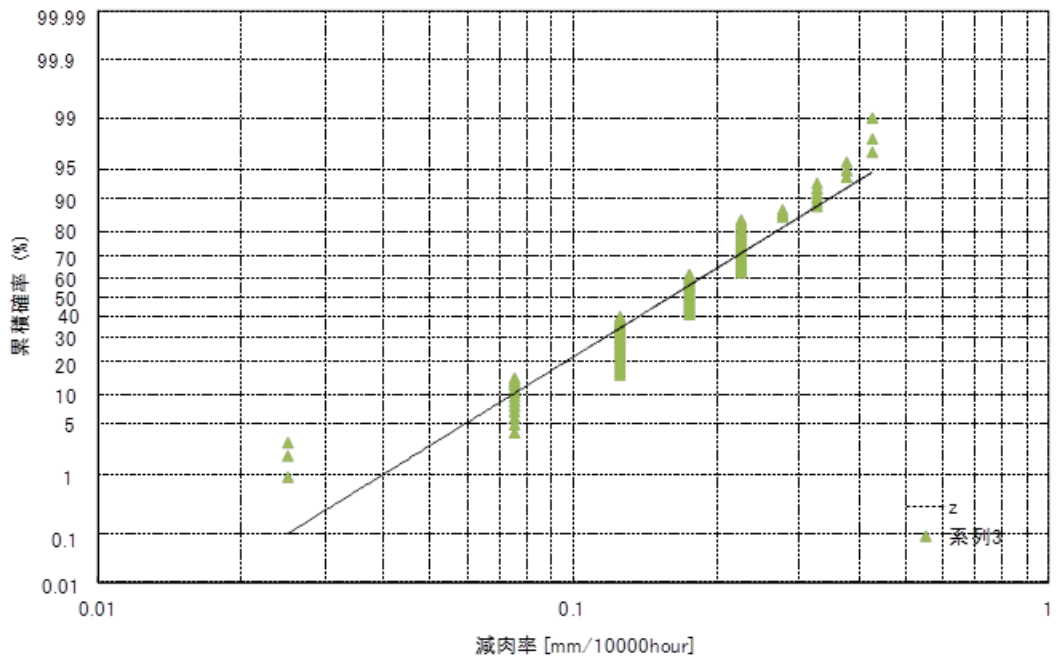


図 3.2.2-14 対数正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)

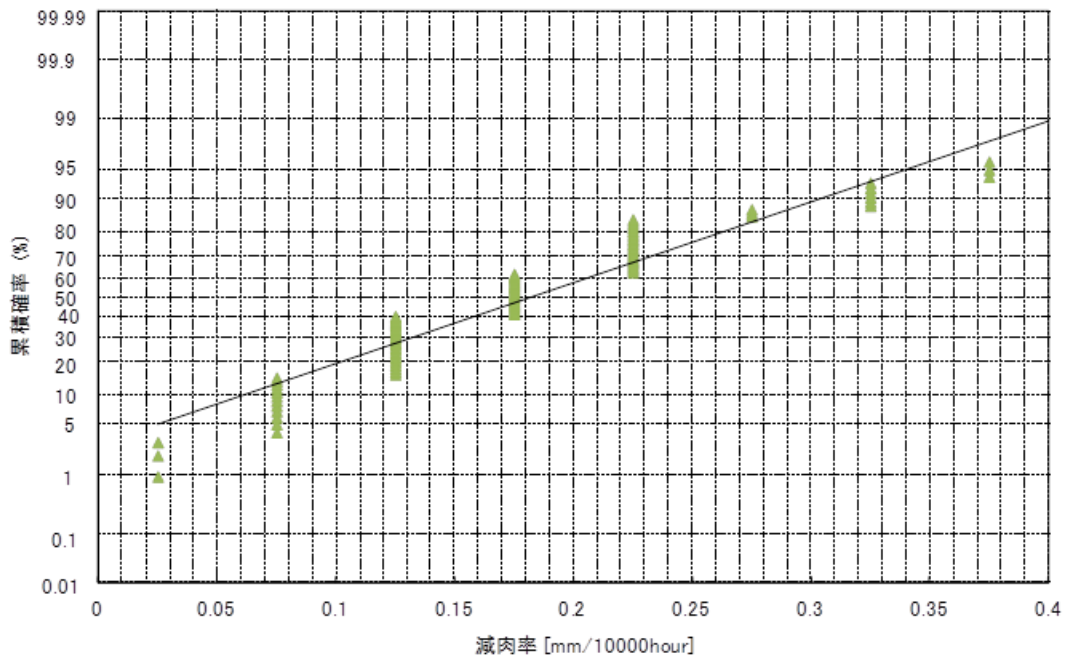


図 3.2.2-15 正規プロット 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)

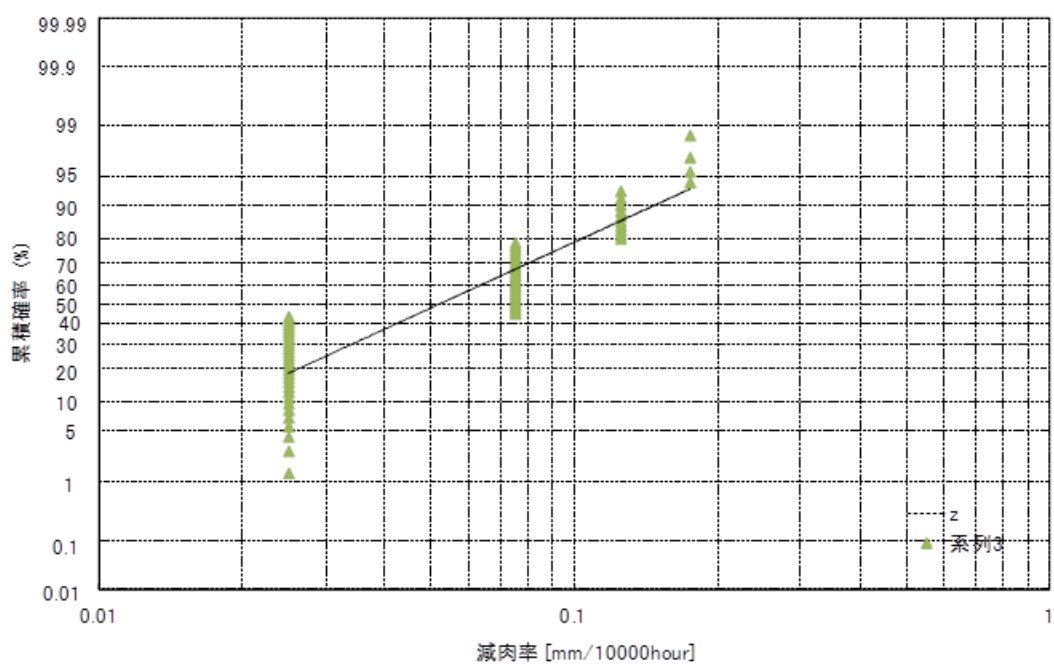


図 3.2.2-16 対数正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-1)

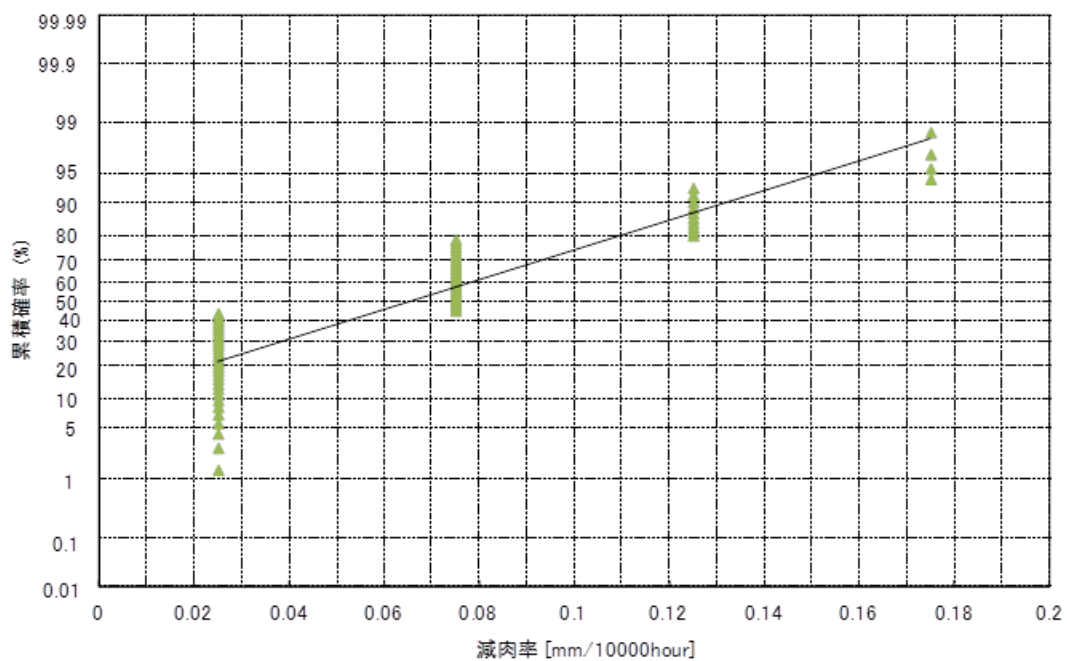


図 3.2.2-17 正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-1)

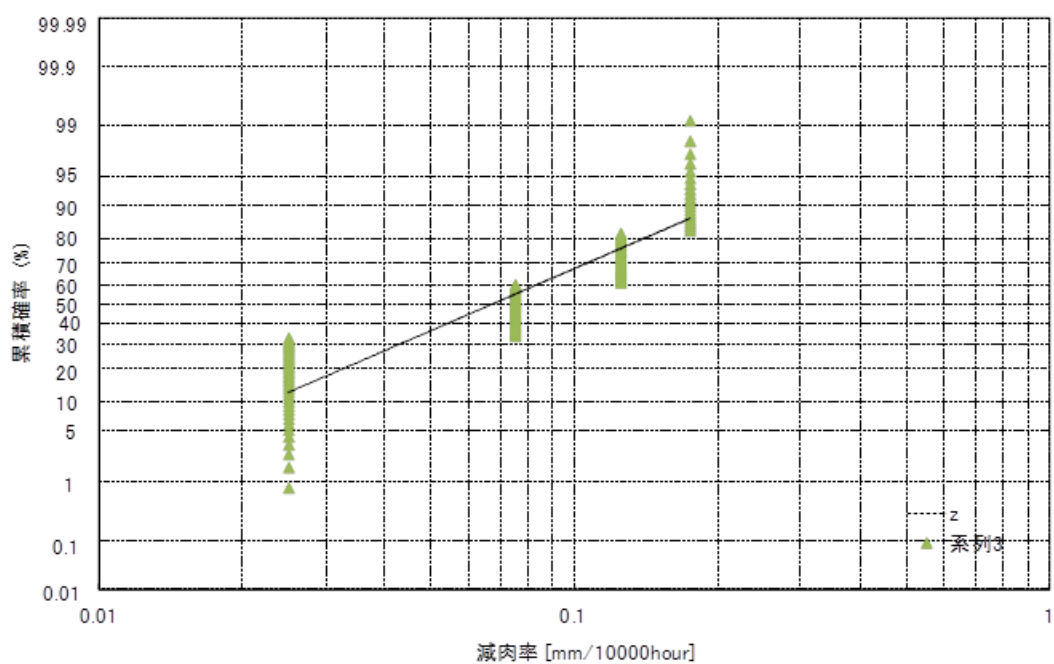


図 3.2.2-18 対数正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-2)

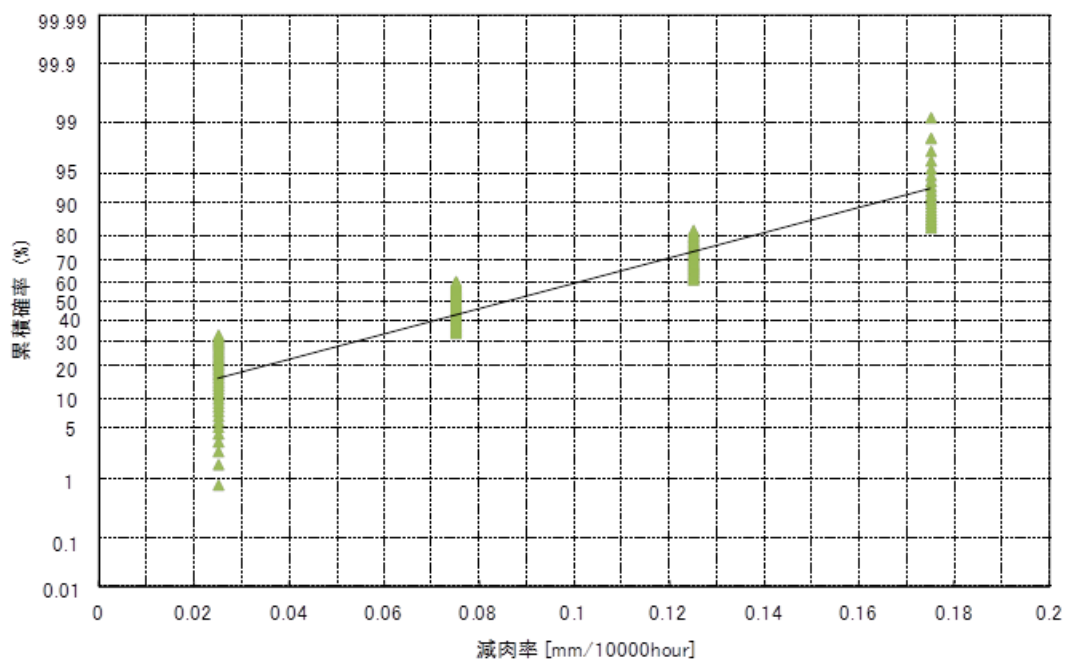


図 3.2.2-19 正規プロット 給水・過熱器ドレン系 (FAC-2)

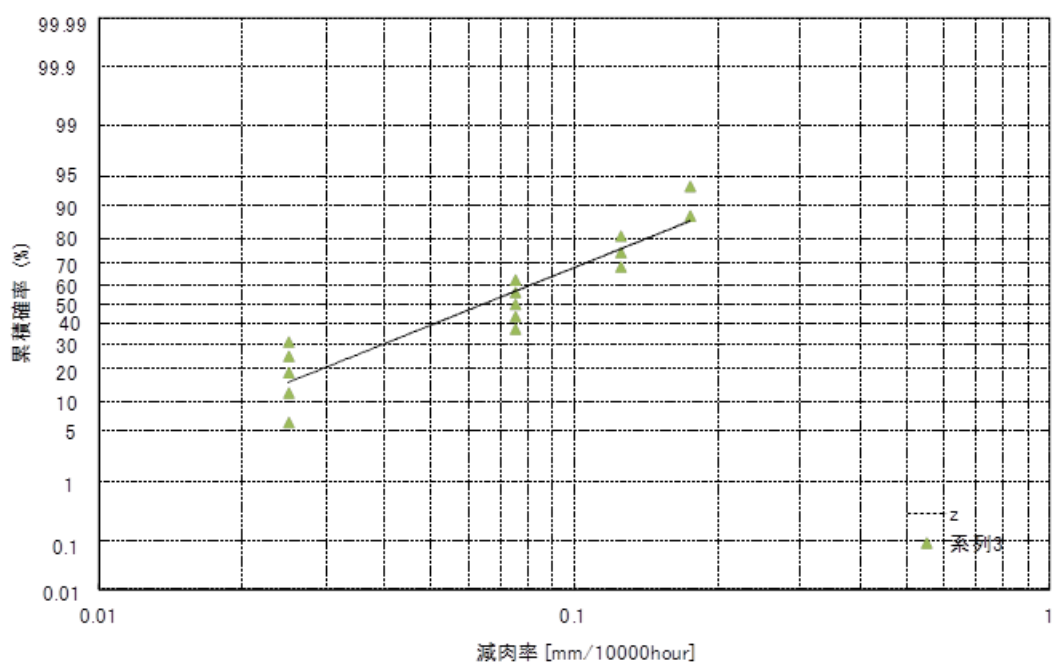


図 3.2.2-20 対数正規プロット 給水・過熱器ベント系 (FAC-2)

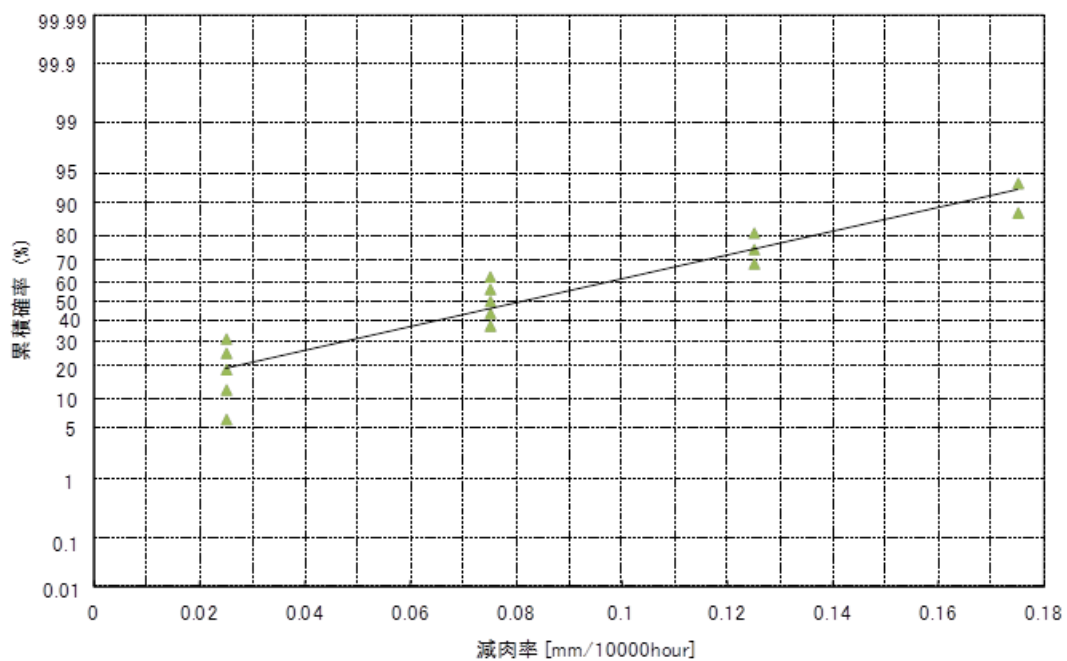


図 3.2.2-21 正規プロット 給水・過熱器ベント系 (FAC-2)

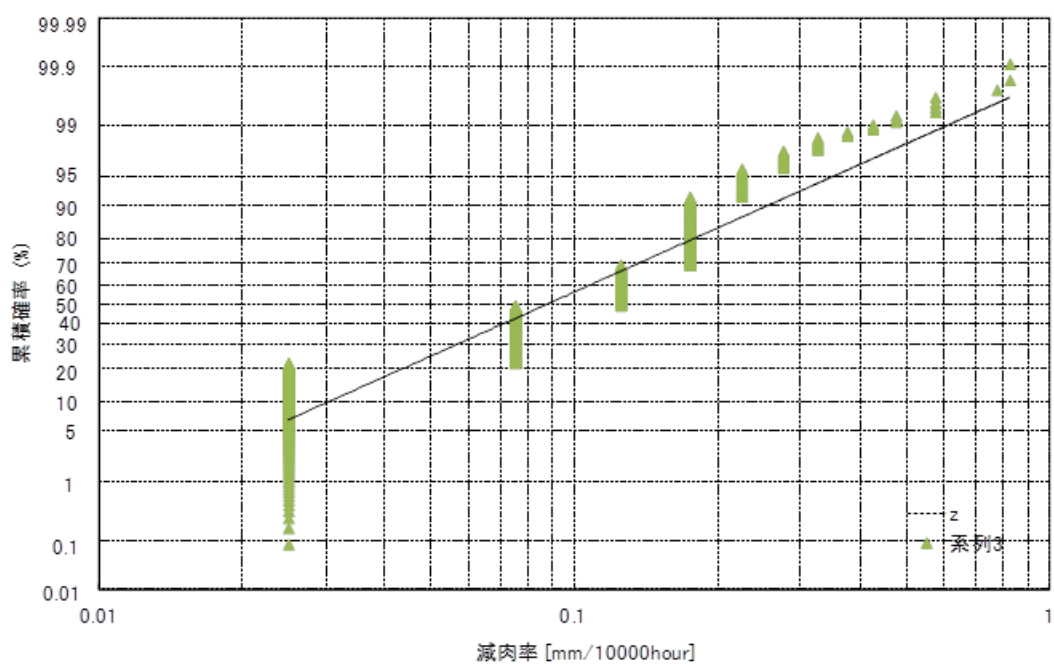


図 3.2.2-22 対数正規プロット 給水系 (FAC-1)

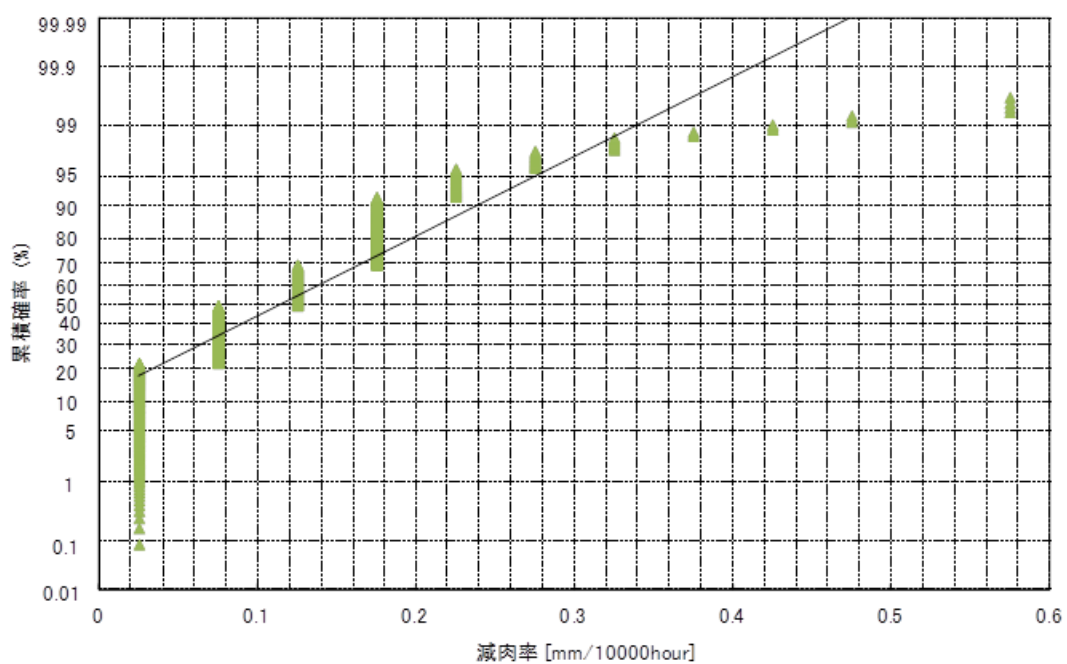


図 3.2.2-23 正規プロット 給水系 (FAC-1)

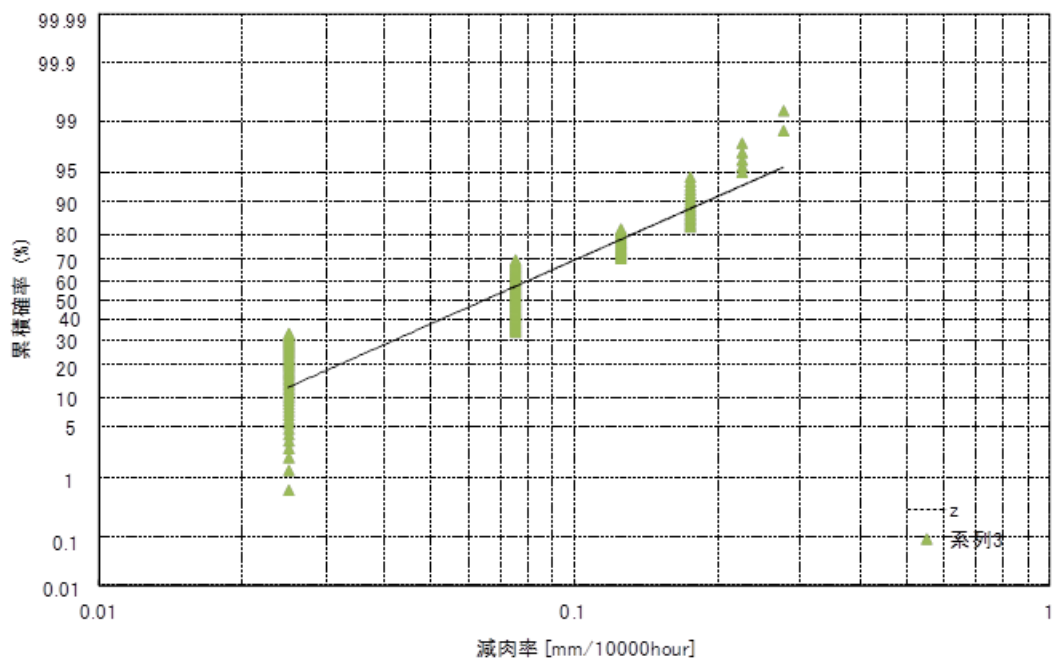


図 3.2.2-24 対数正規プロット 抽気系 (FAC-2)

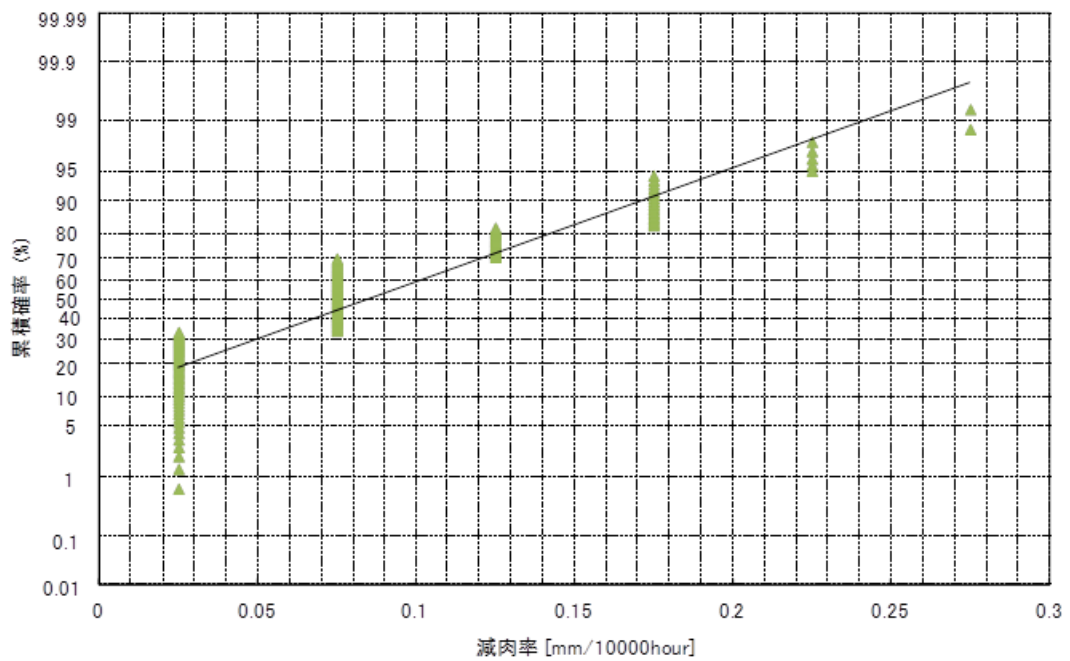


図 3.2.2-25 正規プロット 抽気系 (FAC-2)

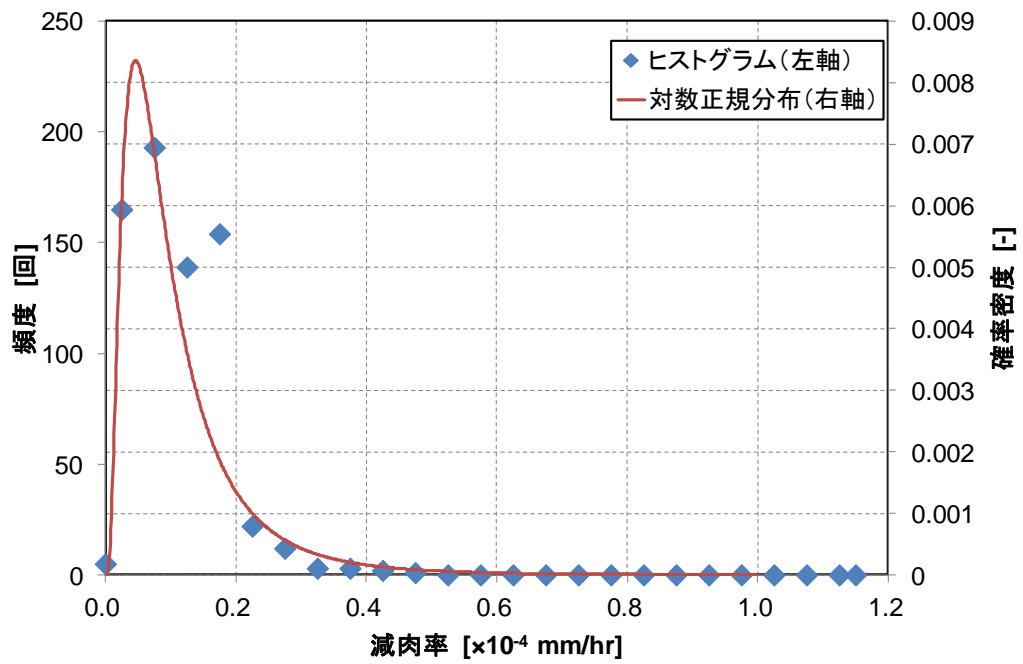


図 3.2.2-26 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 復水系 (FAC-1)

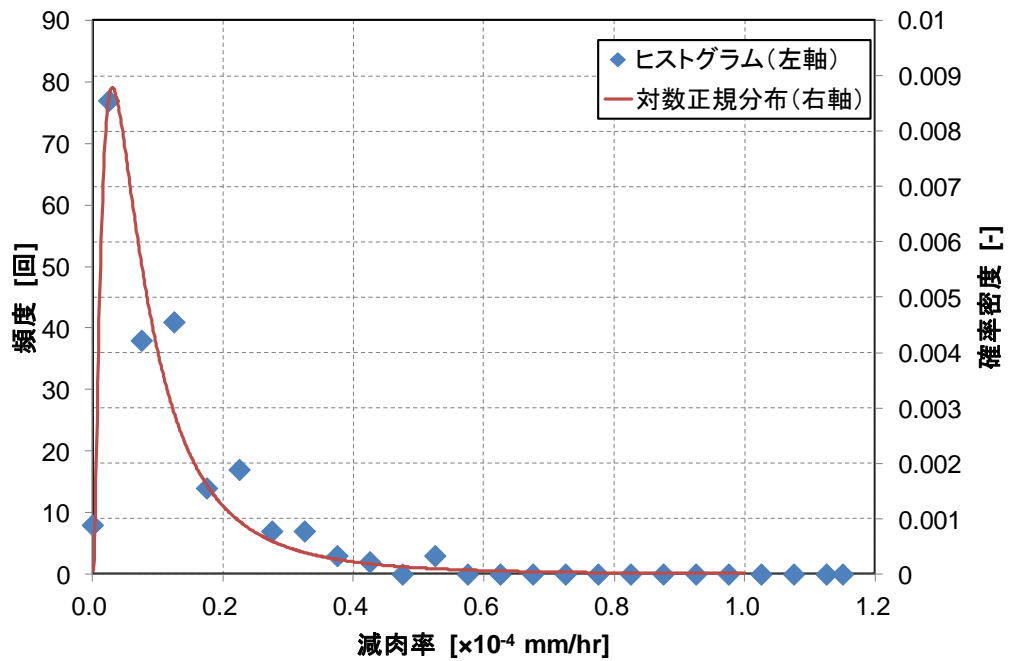


図 3.2.2-27 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 復水系 (FAC-2)

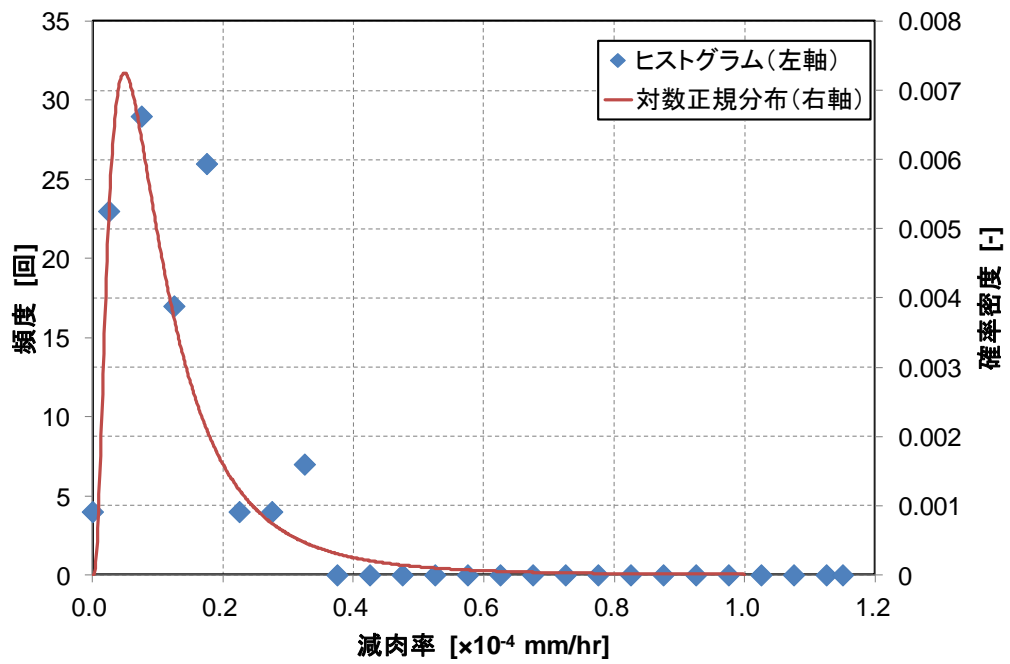


図 3.2.2-28 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)

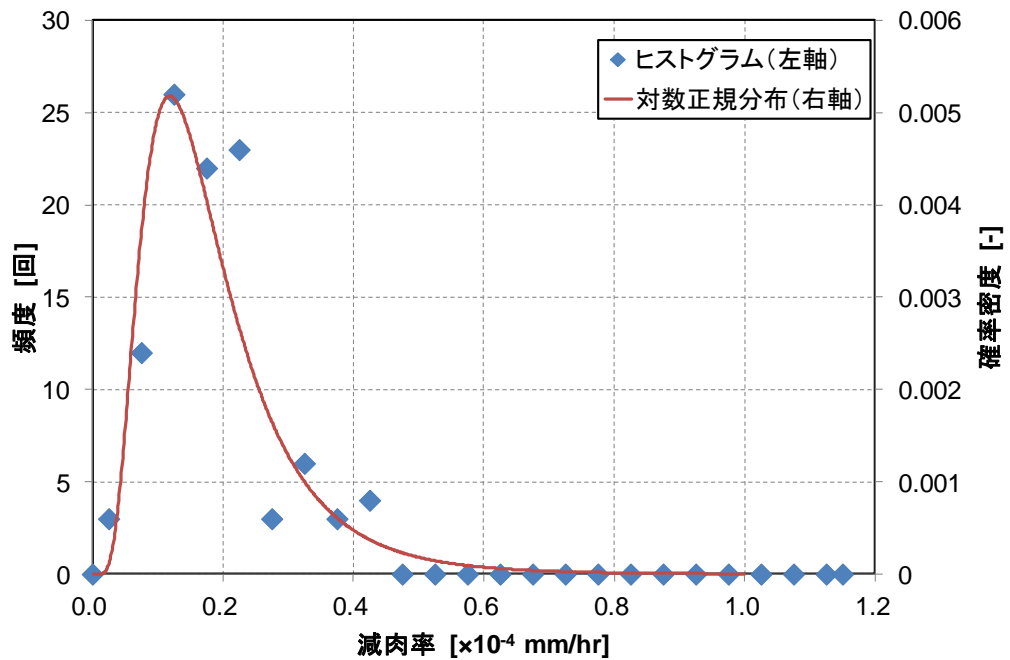


図 3.2.2-29 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)

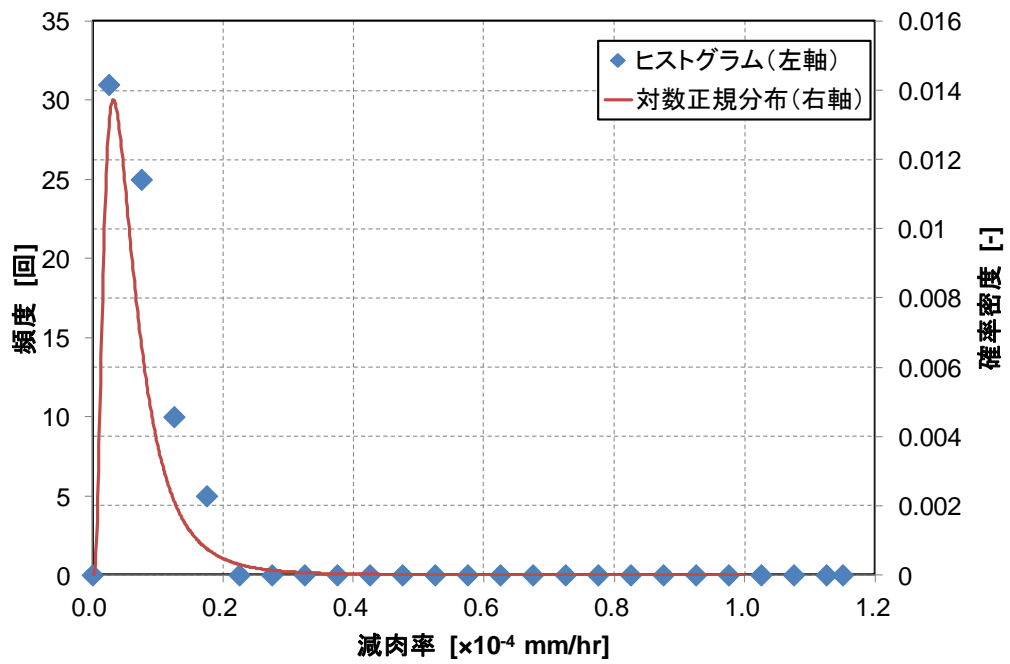


図 3.2.2-30 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水・過熱器ドレン系 (FAC-1)

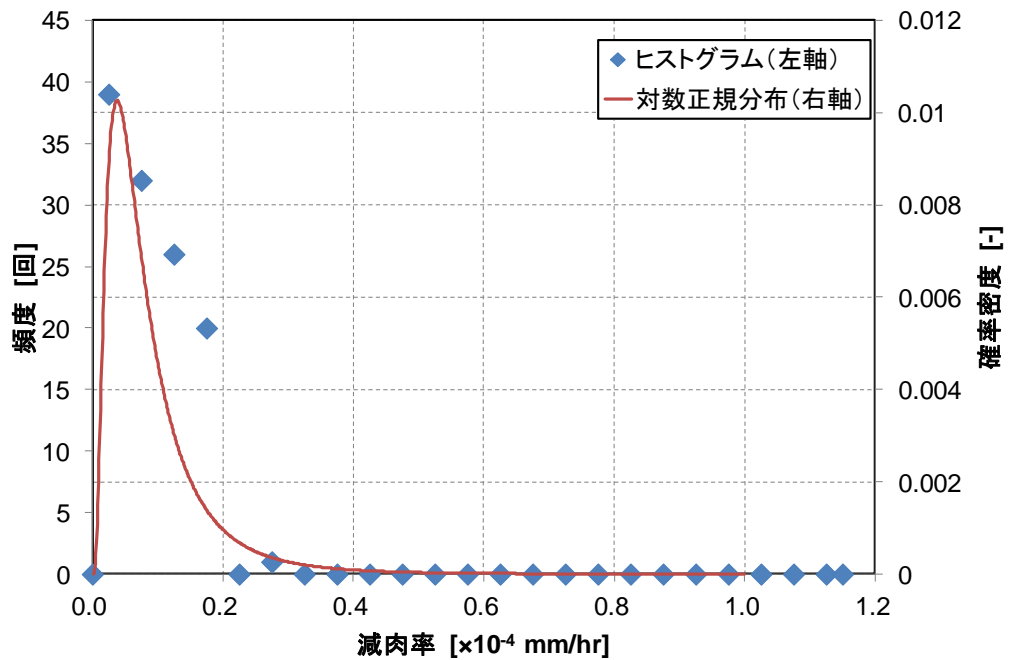


図 3.2.2-31 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水・過熱器ドレン系 (FAC-2)

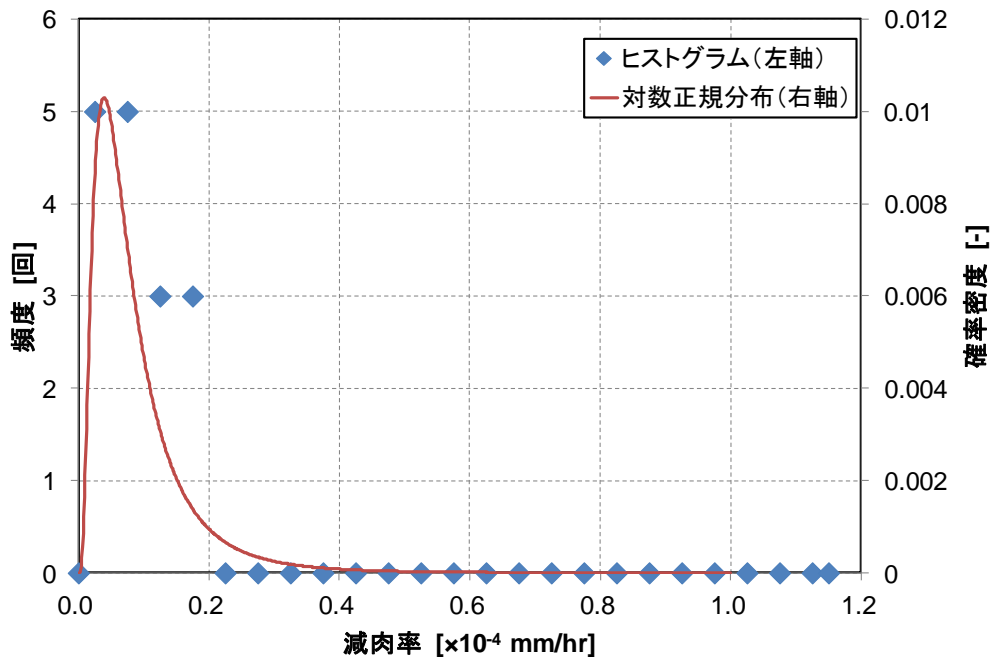


図 3.2.2-32 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水・過熱器ベント系 (FAC-2)

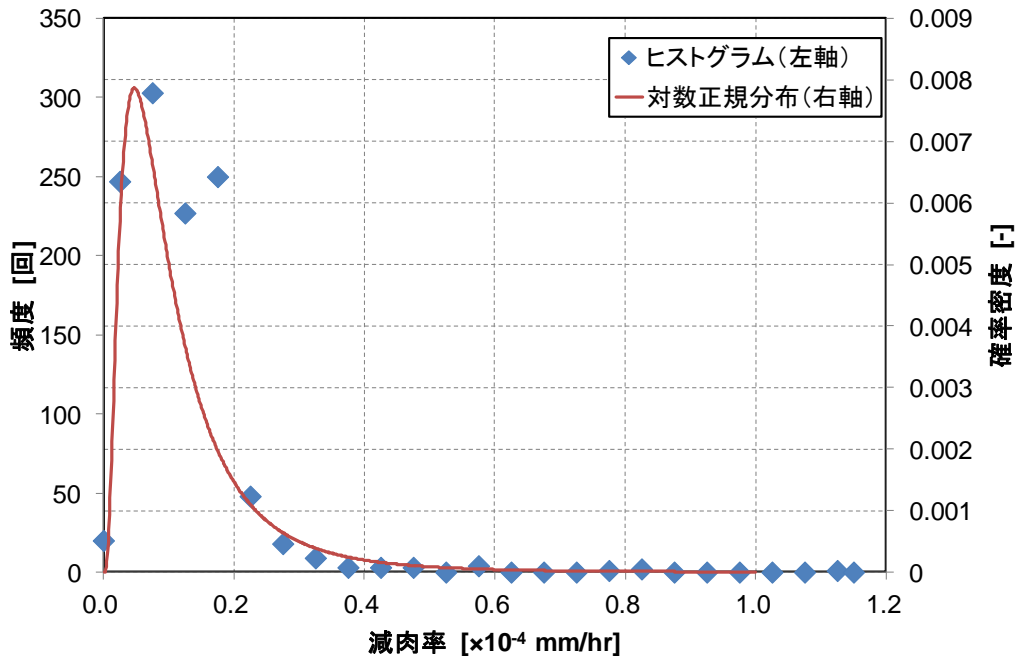


図 3.2.2-33 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 給水系 (FAC-1)

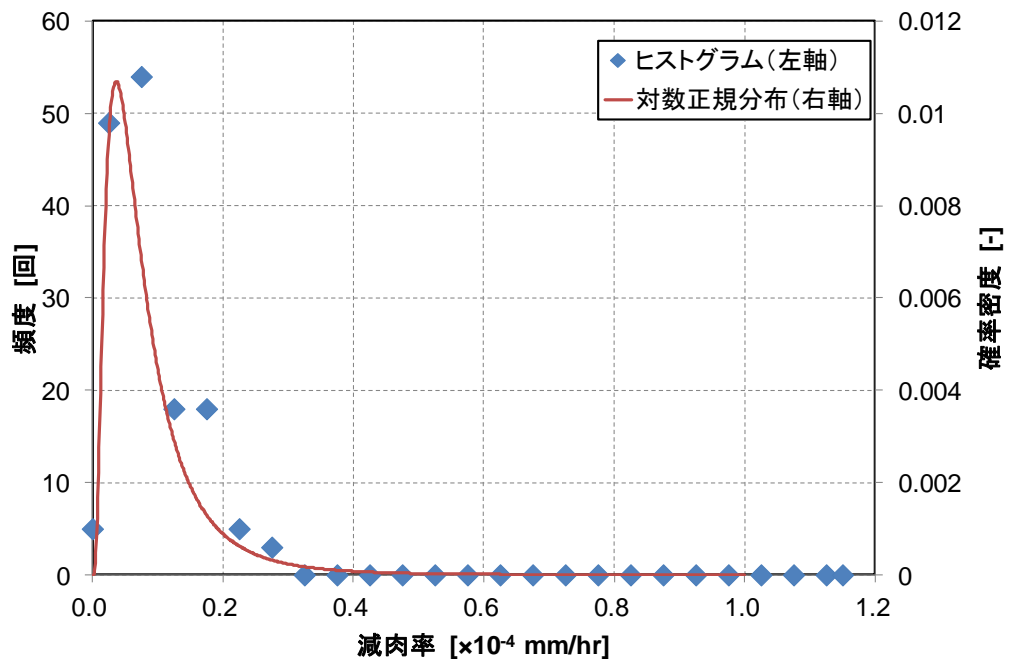


図 3.2.2-34 ヒストグラムと対数正規分布の確率密度の比較 抽気系 (FAC-2)

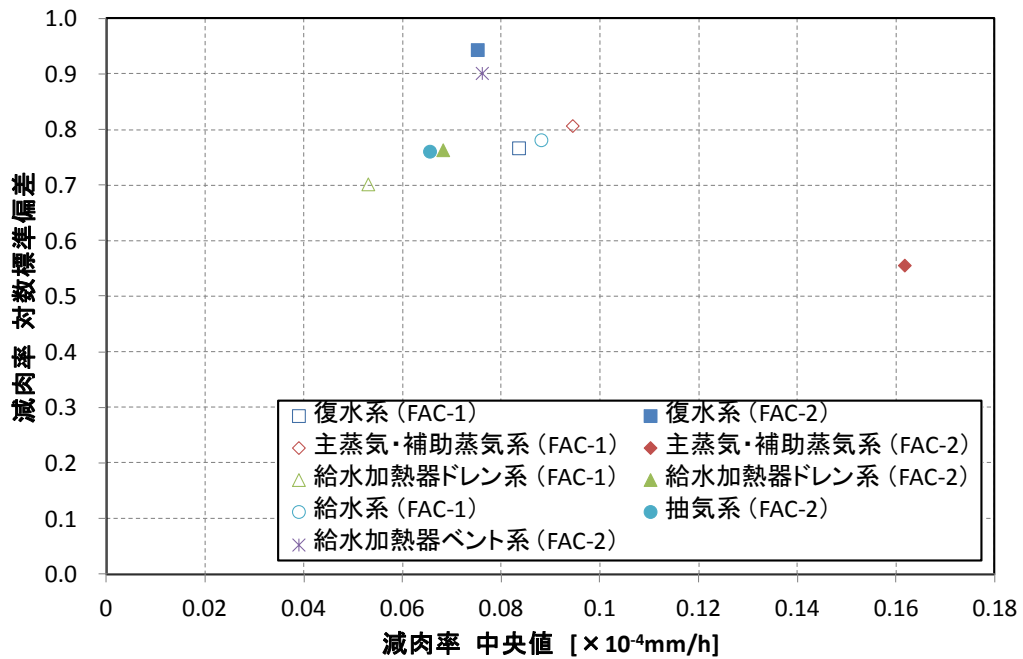


図 3.2.2-35 減肉率中央値と対数標準偏差の関係

表 3.2.2-1 減肉率中央値と対数標準偏差

系統	中央値 [$\times 10^{-4}$ mm/hr]	対数標準偏差
復水系 (FAC-1)	0.0835	0.767
復水系 (FAC-2)	0.0751	0.944
主蒸気・補助蒸気系 (FAC-1)	0.0944	0.807
主蒸気・補助蒸気系 (FAC-2)	0.1617	0.556
給水加熱器ドレン系 (FAC-1)	0.0530	0.702
給水加熱器ドレン系 (FAC-2)	0.0681	0.764
給水加熱器ベント系 (FAC-2)	0.0761	0.902
給水系 (FAC-1)	0.088	0.782
抽気系 (FAC-2)	0.0655	0.761

3) 新型転換炉「ふげん」の減肉測定データ

約 25 年間運転し 2003 年に運転が終了した原子力機構の新型転換炉「ふげん」（現在廃炉手続中）において、定期検査時および運転終了後に主要配管の減肉調査が実施され、超音波によって板厚が計測された。そこで、特定の部位ごとの減肉率を統計的に評価できれば、使用条件や種類の異なる配管ごとの減肉配管の確率論的損傷評価の精度向上につながると考え、以下の様に統計モデルの検討を行った。

得られているデータの中から、統計的評価が可能な計測部位のうち、環境条件がほぼ同じとみなせる一つの配管系統内にある給水管（250A）の 5 つの同一形状のエルボを抽出し、その流れ方向及び周方向の各点における板厚の計測値に対して処理を行った。同一計測点において測定時刻が異なるデータは 2 点であることから、減肉率は各計測点において 1 点求めることができる。

エルボの同一断面内の減肉率測定データの最大値に対して、対数正規プロット及び正規プロットを行った。その結果を図 3.2.2-36 および図 3.2.2-37 に示す。図 3.2.2-36 および図 3.2.2-37 から、ふげんの減肉率データについては対数正規分布として取り扱うのが適切であると言える。対数正規分布とした場合の、同一断面内の最大値の分布を図 3.2.2-38 に、同一角度内の最大値の分布を図 3.2.2-39 に示す。それぞれ中央値は 0.0370×10^{-4} mm/hr、 0.0329×10^{-4} mm/hr であり、対数標準偏差はそれぞれ 0.489、0.560 となった。

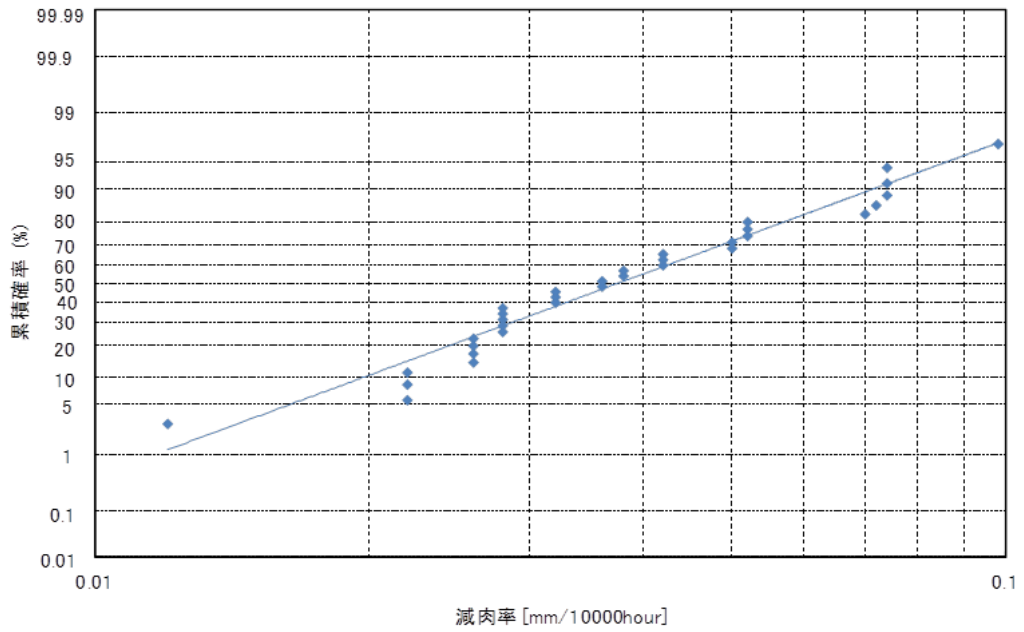


図 3.2.2-36 同一断面内の最大値 対数正規プロット

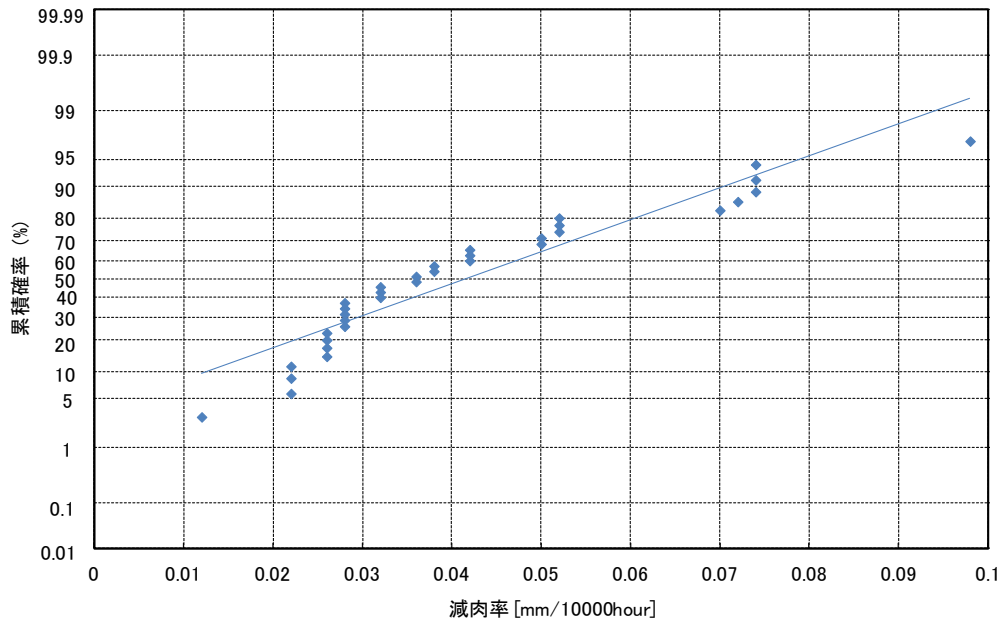


図 3.2.2-37 同一断面内の最大値 正規プロット

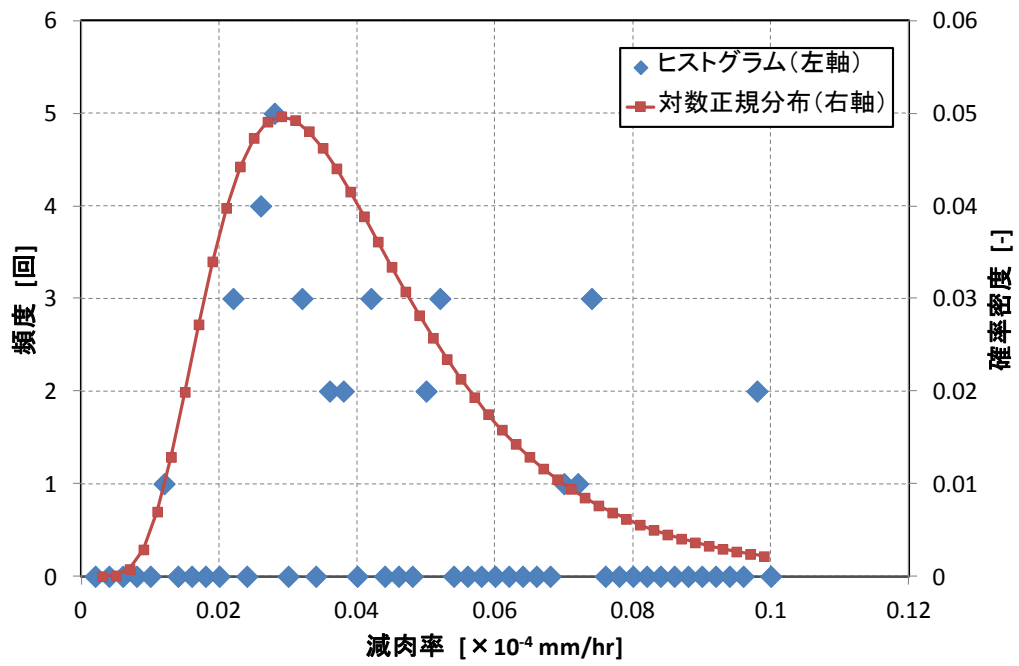


図 3.2.2-38 同一断面内の最大値 対数正規分布

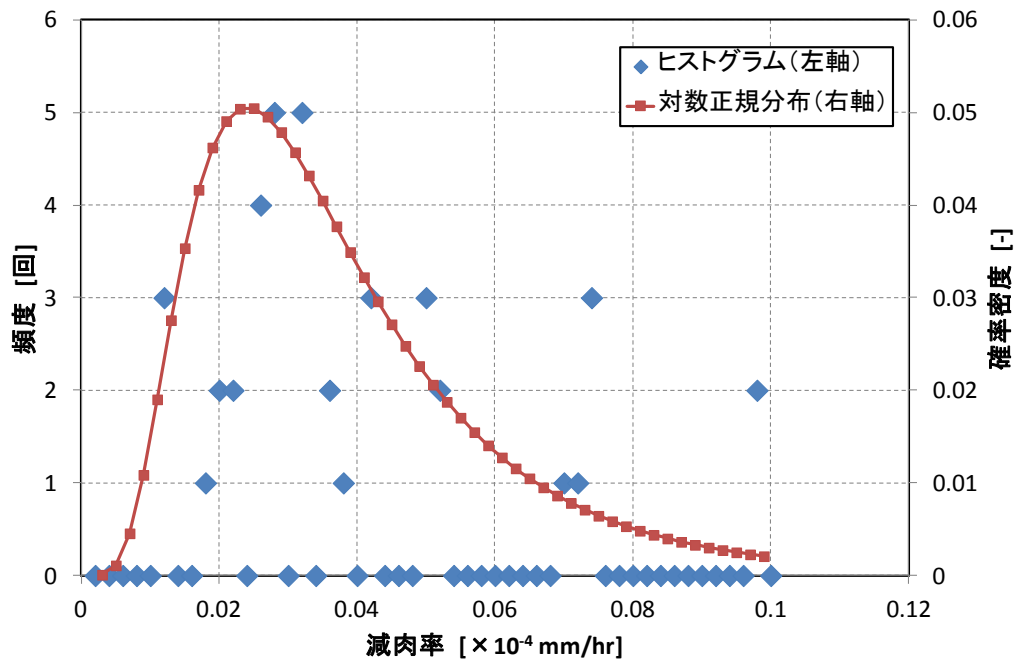


図 3.2.2-39 同一角度内の最大値 対数正規分布

(4) 減肉配管を対象とした確率論的解析コード

減肉配管を対象とした代表的な確率論的解析コードとして、テプコシステムズが開発している PEPPER^{162,163}がある。PEPPER は、IGSCC、疲労、減肉等、様々な経年事象を対象とした確率論的解析コードである。国内において、減肉を対象に確率論的評価を行う解析コードは、原子力機構が開発した PASCAL-EC と、テプコシステムズの PEPPER のみである。

Machida¹⁶² は、関西電力株式会社美浜 3 号機における事故を受けて、減肉率の実測値と予測値の関係の確率分布モデルを作成するとともに、PEPPER を用いて破損確率の計算を行った。

PWR 管理指針の減肉率を表 3.2.2-2 に示す。各環境及び温度に対して減肉率の計測値が与えられている。関西電力株式会社によって公開されたこの減肉率について、Machida は統計処理を行った。図 3.2.2-40 に示すように、減肉率の分布は対数正規分布に則るものとし、その中央値は 0.297、対数標準偏差は 0.690 が得られている。

また、図 3.2.2-41 に示すような様々な減肉種類に対して減肉進展の計算を行うとともに、各減肉種類に対応した破壊基準を適用して、破損確率の計算を行った。図 3.2.2-42 に結果の一例を示す。この例では、全周局所減肉及び軸方向局所減肉の主な破損モードは破断であり、一方で周方向局所減肉のそれは漏えいであった。また、破断確率と漏えい確率の和は同程度となった。この場合、全周減肉を想定して破断評価を行うことにより、保守側の評価ができると考えられる。

¹⁶² H. Machida, K. ANDO, “PROBABILISTIC FRACTURE ASSESSMENT OF WALL THINNING PIPE,” 2005 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2005-71151, (2005)

¹⁶³ H. Chitose, H. Machida and I. Saito, “FAILURE PROBABILITY ASSESSMENT OF PIPING SYSTEMS AFFECTED BY SCC AND PIPE WALL THINNING FOR LBB ANALYSIS,” Proceedings of the ASME 2011 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2011-57321, (2011)

表 3.2.2-2 PWR 管理指針の減肉率 (PVP2005-71151¹⁶² より引用)

Table 1. Wear rate specified in the PWR management guideline⁽²⁾

unit: $\times 10^{-4}$ mm/h

Conditions of fluid			Temperature [K]				
			<373	373~423	423~473	473~523	523 \leq
Two-phase flow Wetness: 15% \leq	Flow rate [m/s]	<30	-	0.30	0.35		-
		30~50	-		1.15		-
		50 \leq	-				-
Two-phase flow Wetness: 5~15%	Flow rate [m/s]	<30	-	-	0.35		-
		30~50	-	-	1.15		-
		50 \leq	-	-			-
Two-phase flow Wetness: <5%	Flow rate [m/s]	<30	-	-	0.35		-
		30~50	-	-	1.15		-
		50 \leq	-	-			-
Single-phase flow (Water)	Flow rate [m/s]	<30	-	0.45	0.30		-
		30~50	-				-
		50 \leq	-				-

- 1) In a control valve down-stream part, wear rate is 5 to 1 the value in the table.
- 2) In a glove type check valve down-stream part, wear rate is 2 to 1 the value in the table.

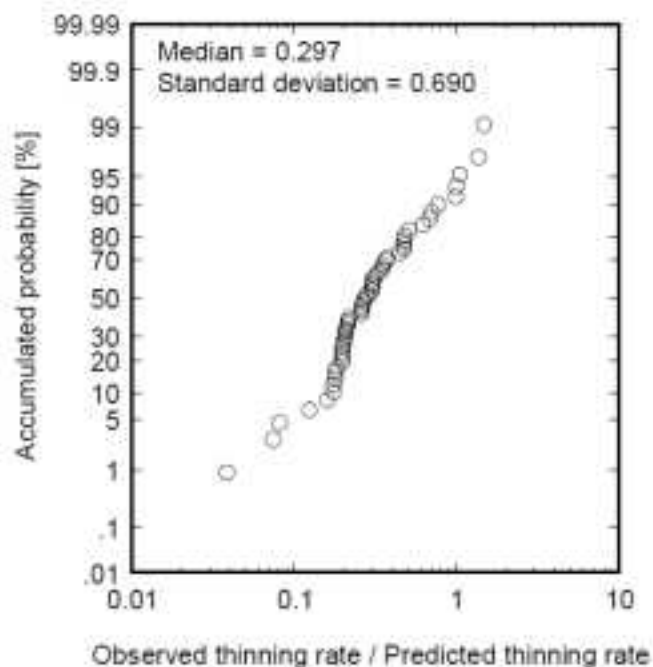


Fig. 1 Probability density function of wear rate

図 3.2.2-40 減肉率の予測値に対する計測値の比 対数正規プロット (PVP2005-71151¹⁶² より引用)

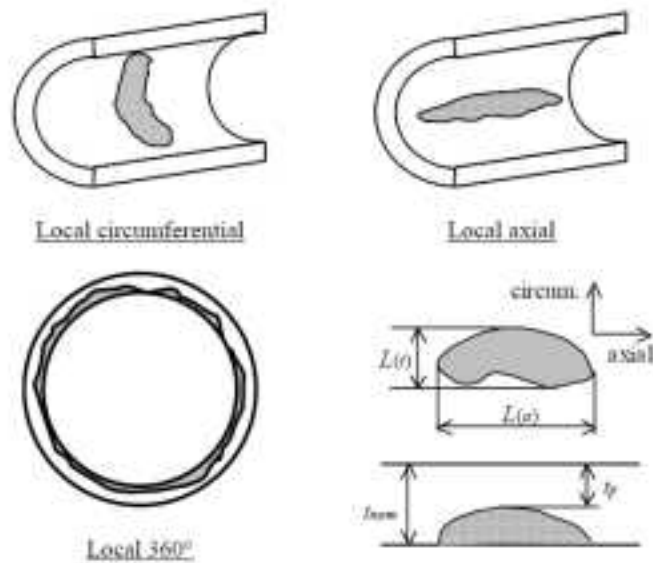


Fig. 2 Wall thinning patterns

図 3.2.2-41 減肉種類の模式図 (PVP2005-71151¹⁶² より引用)

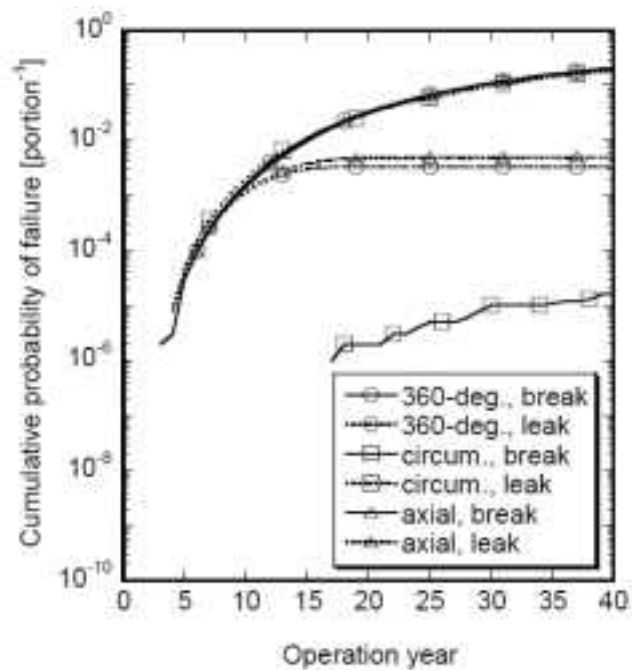


Fig. 3 Cumulative failure probability
(4 inch pipe, no inspection, wear rate: 0.3×10^{-4} mm/h,
applied stress: 0.25 times of Table 3)

図 3.2.2-42 破損確率の解析事例 減肉種類の影響 (PVP2005-71151¹⁶² より引用)

3.2.3 配管破損確率の活用法

(1) 国内外の最新動向、最新知見

上記調査の通り、CASPPAR に関する EPRI 報告書¹³⁷において、PFM を活用した CASS の許容欠陥寸法の検討がなされている。一般的に、CASS においては熱時効により靱性が低下し、引張強度が増加する。そのため、靱性の低下が健全性に及ぼす影響を評価する必要がある。一方で、従来の決定論による許容欠陥寸法が非常に保守的と考えられていることから、PFM を活用することにより、許容欠陥寸法の検討が試みられている。

CASPPAR を用いた欠陥寸法算出の手順を図 3.2.3-1 に示す。上述した CASPPAR の計算手順と同様であるが、最初にある欠陥角度を仮定した場合において、欠陥深さに対する破損確率を取得する。これを複数の欠陥深さに対して行うと、図 3.2.3-1 の左下”Distribution of a_c for given θ ”のように、各欠陥角度において、欠陥深さと破損確率の関係が得られる。この破損確率分布に対して、ある破損確率を許容破損確率として仮定すると、その破損確率における欠陥寸法が定まり、これを限界欠陥寸法としている。

この事例では許容損傷確率として、 1×10^{-6} を用いている。EPRI 報告書¹³⁷においてはこの損傷確率の適用の根拠について明示的に触れられていないが、MRP-362 報告書¹⁰¹において関連する記載がある。MRP-362 報告書において、目標破損確率の設定が重要と述べられており、その中で RPV の破損確率の許容基準として、米国 PTS 再評価プロジェクト¹⁶⁴を引用して 1×10^{-6} の値が引用されている。これを踏まえて、表 3.2.3-1 に示すように運転状態 A、B、C、D のそれぞれの発生確率を考慮して、各運転状態における条件付破損確率が提案されている。

解析結果の例を図 3.2.3-2 に示す。図中の h は管の板厚である。実線は非劣化材、破線は熱時効材の結果である。許容破損確率が大きくなると、限界欠陥寸法が大きくなることがわかる。この事例では、熱時効材のほうが限界欠陥寸法は大きくなる傾向を示すが、欠陥寸法によってはこの関係が逆転することがわかる。これは先に述べたように、熱時効材では靱性が低下する一方、引張強度が増加するため、破損確率を指標にするとこのような事例が生じるものと考えられる。

このような検討を踏まえ、EPRI 報告書¹³⁷において、32 インチ管及び 12.75 インチ管のそれぞれについて、破損確率が 1×10^{-4} 、 1×10^{-6} に対する限界欠陥寸法を与えている。32 インチ管の破損確率 1×10^{-6} に対する限界欠陥寸法を表 3.2.3-2 に示す。

¹⁶⁴ NUREG-1874, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock,” 2010.

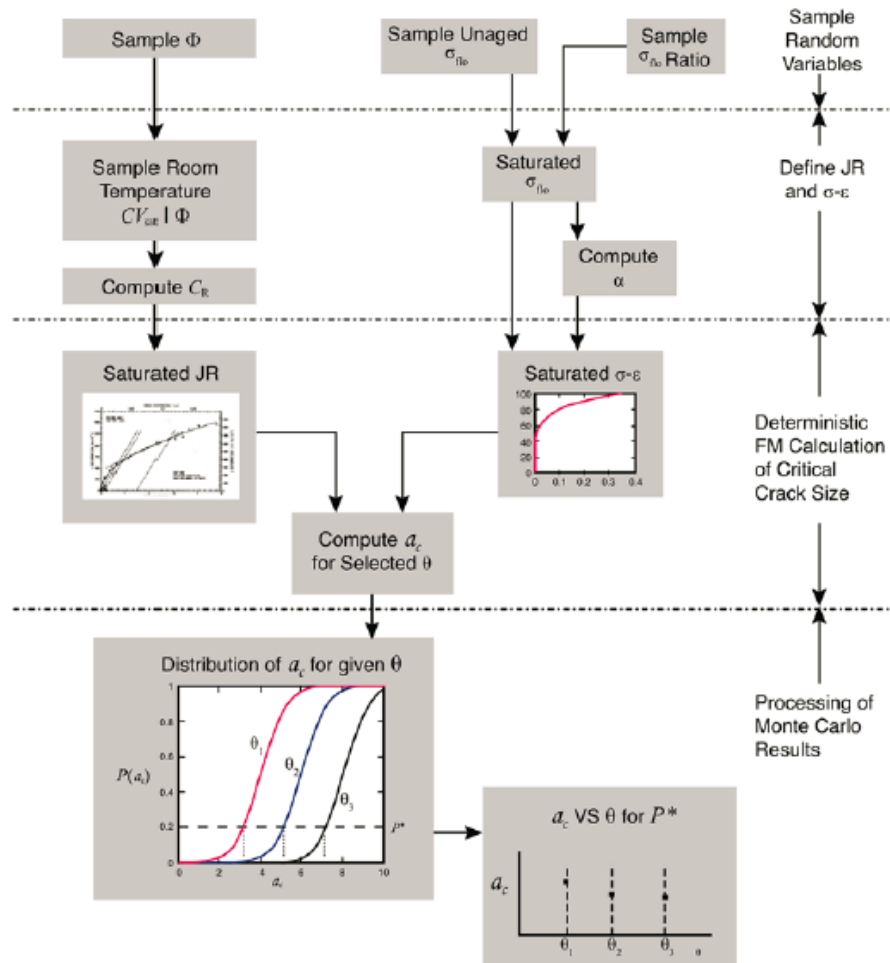


Figure 4-1
 Procedures for evaluating crack sizes that would fail with a given probability when defined loads are applied (Random Φ , toughness, and tensile properties, all independent.)

図 3.2.3-1 欠陥寸法算出の手順 (EPRI 報告書¹³⁷より引用)

表 3.2.3-1 各運転状態における破損確率の提案 (MRP-362 報告書¹⁰¹より引用)

Table 3-3
 Recommended Failure Probability for Each Service Level and Probability of Service Level Occurring

Service Level	Prob. of Occurrence	Conditional Failure Probability
A	1.0	10^6
B	0.1	10^5
C	$< 10^2$	10^4
D	$< 10^2$	10^4

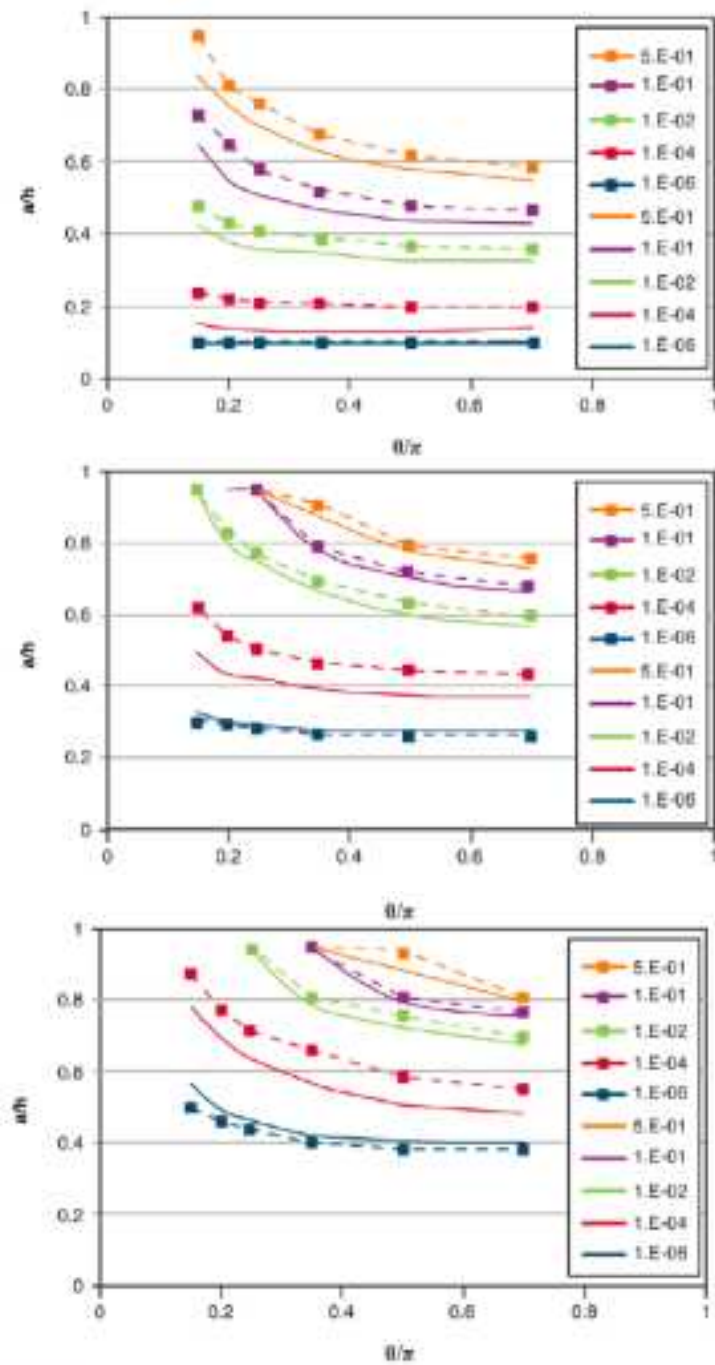


Figure 4-3
 Critical crack sizes at various failure probabilities for example problem: random toughness and tensile properties, various loadings (Top: with 28-ksi [193-MPa] tension; center: with 8-ksi [55.2-MPa] tension and 20-ksi [137.9-MPa] bending; bottom: with 8-ksi [55.2-MPa] tension and 15-ksi [103.4-MPa] bending.)

図 3.2.3-2 解析結果の例 (EPRI 報告書¹³⁷より引用)

表 3.2.3-2 破損確率 1×10^{-6} に対する限界欠陥寸法 32 インチ管 (EPRI 報告書¹³⁷より引用)

Table 4-6
Critical crack sizes for 32-in. (812.8-mm) line at the 10^{-6} probability level

Stress Ratio	0/π					
	0.15	0.2	0.25	0.35	0.5	0.7
0.60	0.1500	0.1400	0.1400	0.1300	0.1300	0.1400
0.55	0.2300	0.2100	0.2100	0.2000	0.2000	0.2000
0.50	0.3000	0.2900	0.2800	0.2600	0.2600	0.2600
0.45	0.4100	0.3700	0.3600	0.3400	0.3300	0.3300
0.40	0.5600	0.4900	0.4600	0.4300	0.4100	0.4000
0.35	0.7500	0.6700	0.6100	0.5500	0.4900	0.4800
0.30	0.9300	0.8100	0.7600	0.6800	0.6100	0.5800
0.25	0.9500	0.9500	0.9500	0.7800	0.7100	0.6600
0.20	0.9500	0.9500	0.9500	0.8900	0.7800	0.7400
0.15	0.9300	0.9500	0.9500	0.9500	0.9300	0.8100

(2) リスク情報を活用した供用期間中検査に対する適用性の検討

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。) は、原子力発電所の供用期間中検査をより適切に行うための評価手法であり、ASME/WOG 手法と EPRI 手法の 2 種類に大別される。両者はリスク (一般的には炉心損傷頻度や大規模早期放出頻度が想定される) の観点から重要な部位に検査資源を重点配分することにより、検査の合理化とコストの低減を図るという基本的な方針は共通しているものの、評価手法の方向性は異なっている。

ASME/WOG 手法は「定量的手法」と呼ばれるものであり、コンピュータシミュレーションから得られる知見を多く使用する。具体的には、PFM による破損確率計算と、確率論的リスク評価 (Probabilistic Risk Assessment、以下「PRA」という。) から得られる炉心損傷頻度を用いて、各部位のリスク重要度を評価する。

一方、EPRI 手法は「定性的手法」と呼ばれるものであり、統計データに基づく各種ルールを多く使用する。具体的には、破損事例統計に基づく破損可能性評価ルールと PRA の知見に基づく破損影響評価ルールから得られた評価結果をリスクマトリクス上で統合し、各部位のリスク重要度を評価する。

ここで、配管破損確率の活用法という視点から、ASME/WOG 手法の概要を整理する。

ASME/WOG 手法の評価の流れを、図 3.2.3-3 に示す。まず、評価対象となる配管系統を選定したうえで破損モード等を分析し、配管系統を「セグメント」という小さな単位に分割する。以後の評価はセグメント単位で行う。

セグメントの評価は、「破損頻度」の計算と「条件付炉心損傷確率」 (Conditional Core Damage Probability、以下「CCDP」という。) の計算があり、この両者の積がセグメントの炉心損傷頻度 (Core Damage Frequency、以下「CDF」という。) になる。すなわち、

CDF = POF × CCDP である。

ASME/WOG 手法では、この破壊確率（POF）を計算するために PFM が使用されており、配管の疲労や SCC を評価する際には、PRAISE コード¹⁶⁵が使用されている。

PRAISE コードは 1980 年代初めに軽水炉配管の経年事象及び地震荷重による破損確率を計算するために開発されたものである。当初は疲労によるき裂進展を対象にしていたが、1980 年代半ばには IGSCC によるき裂の発生と進展も取り扱うことができるよう改良されている。文献¹⁶⁶には図 3.2.3-4 のような PRAISE の機能紹介の解説図も示されており、ASME/WOG 手法の破壊確率計算において重要な位置付けを与えられている。

炉心損傷頻度（CDF）算出の際に用いられるもう 1 つのパラメータである条件付炉心損傷確率は、確率論的リスク評価（PRA）を用いて算出される。これと破壊確率を掛け合わせることで CDF が得られ、リスク低減価値（Risk Reduction Worth, 以下「RRW」という。）に基づくリスク重要度評価ならびに専門家パネルによる検討を経て、重要セグメントが特定される。

重要セグメントが特定された後は、これに対する検査計画を策定し、実際に検査を行い、検査結果を次回検査へフィードバックしていく。ここで、特定された重要セグメントの検査程度及び検査頻度に関する検討についても、検査によるき裂検出確率を考慮した PFM により行われる。

このように、ASME/WOG 手法は、PFM と PRA を用いることにより CDF が「定量的に」評価されるため、セグメントを重要度の順に並べたり、検査対象となったセグメントの累積リスクが、全リスクの何パーセントになっているか評価したりすることが容易であるという特徴を有している。一方、現時点では全ての経年事象や破損モードに対する破損頻度を PFM により評価できるわけではない。一部の破損モードについては過去の破損事例から統計的に破損頻度を定めており、それゆえ、専門家パネルによる検討が必須になっている。今後の研究の進展により、より多くの経年事象や破損モードに対し PFM が適用できるようになること、また、より信頼性の高い PFM 解析を行うことができるようになることにより、PFM 解析を用いて機器・系統全体を対象とした、主要な経年事象を含む信頼性の高いリスク評価が可能となれば、本手法がさらに活用されるものと期待される。

ここで、米国における原子炉容器（Reactor Vessel, 以下「RV」という。）のノズルに対する供用期間中検査に対する PFM 解析の活用事例をまとめる。

ASME B&PV Code Section XI¹⁶⁷では、RV のノズルの溶接継手については 10 年間隔の

¹⁶⁵ D. O. Harris, D. D. Dedhia, E. D. Eason, and S. D. Patterson, “Probability of Failure in BWR Reactor Coolant Piping,” NUREG/CR-4792, UCID-20914, (1986).

¹⁶⁶ ASME CRTD-Vol.20-4, RISK-BASED INSPECTION - DEVELOPMENT OF GUIDELINES Volume2 - Part2 LIGHT WATER REACTOR (LWR) NUCLEAR POWER PLANT COMPONENTS, 1998.

¹⁶⁷ ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, 1989 Edition with the 1989 Addenda

検査を規定している。これまで、事業者による検査では、ASME Section XI のカテゴリ B-F” Full Penetration Welded Nozzles in Vessels”、あるいはカテゴリ B-J” Pressure Retaining Welds in Piping”に該当し、82/182 合金を含まない RV のノズルの溶接継手において、運転に起因する欠陥は検出されていない。また、RV の容器の胴と胴の溶接継手、あるいは胴とノズルの溶接継手については、WCAP-16168-NP-A, Revision2¹⁶⁸に従い、検査間隔を 20 年としているプラントも多く存在する。これらのプラントにおいては、ノズルの溶接継手に対して 10 年間隔で検査を実施することは、相当のコストが必要とされている。

このような背景から、Westinghouse 社は、カテゴリ B-F 及びカテゴリ B-J に該当し、82/182 合金ではないノズルとセーフエンド、及びセーフエンドと配管の溶接継手について、検査間隔を 10 年から 20 年に延長する上での技術的根拠と方法論について検討を行い、WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹としてまとめている。これらの検討では、Westinghouse 社によって 1990 年代初頭から RI-ISI プログラムの高度化を目的に開発され、経年事象として疲労、IGSCC 及び減肉を考慮可能な PFM 解析コード SRRA¹⁷⁰を用いて、検査間隔を延長した場合の破損頻度の変化(change-in-failure-frequency)の計算を行い、Regulatory Guide 1.174¹⁷¹に規定されている CDF 及び早期大規模放出頻度 (Large Early Release Frequency, 以下「LERF」という。) の変化に関する許容基準を満足することが確認された。

検討の手順を以下に述べる。ここでの破損は、RV のノズルとセーフエンドの溶接継手、及びセーフエンドと配管の溶接継手において、冷却材喪失事故 (loss-of-coolant accident, 以下「LOCA」という。) となるような漏えいに至ることと仮定する。表 3.2.3-3 に示すように、漏えい量に応じて、小 LOCA (SLOCA)、中 LOCA (MLOCA)、大 LOCA (LLOCA) に分類される。経年事象は運転による熱疲労とし、運転前に検出できなかった製造欠陥が貫通することによる漏えいの発生、あるいは延性破壊を評価する。ここで、PFM 解析コード SRRA の欠陥検出確率は、NUREG/CR-6986¹⁷²と同等のものを使用する。対象とするプラントは Beaver Valley1 号機、及び Three Mile Island1 号機とする。

Beaver Valley1 号機のノズルは、図 3.2.3-5 に示すタイプ C に該当する。タイプ C の出口管台、及び入口管台に対する 40 年、及び 60 年における破損頻度を表 3.2.3-4 に示す。これを用いて、表 3.2.3-5 に示す方法でリスク変化 (Change-in-Risk)、すなわち Δ CDF

up to and including the 2010 Edition, American Society of Mechanical Engineers, New York.

¹⁶⁸ WCAP-16168-NP-A, Revision 2, "Risk-Informed Extension of the Reactor Vessel In-Service Inspection Interval," October 2011.

¹⁶⁹ N.A.Palm, S.M.Parker, and P.R.Stevenson, "Risk-Informed Extension of the Reactor Vessel Nozzle Inservice Inspection Interval," WCAP-17236-NP-A Revision 0, 2012.

¹⁷⁰ WCAP-14572, Revision 1-NP-A, Supplement 1, "Westinghouse Structural Reliability and Risk Assessment (SRRA) Model for Piping Risk-Informed Inservice Inspection," February 1999.

¹⁷¹ NRC Regulatory Guide 1.174, Revision 1, An Approach for Using Probabilistic Risk Assessment in Risk-Informed Decisions on Plant-Specific Changes to the Licensing Basis, November 2002 (ADAMS Accession Number ML023240437).

¹⁷² NUREG/CR-6986, "Evaluations of Structural Failure Probabilities and Candidate Inservice Inspection Programs," March 2009.

あるいは Δ LERF の計算を行う。別途実施される PRA より、SLOCA、MLOCA、LLOCA のそれぞれに対する条件付炉心損傷確率（Conditional Core Damage Probability, 以下「CCDP」という。）、及び LERP を計算する。そして、PFM 解析によって得られる破損頻度に、CCDP あるいは LERP を乗じて、SLOCA、MLOCA、LLOCA のそれぞれの破損モードに対する Δ CDF あるいは Δ LERF を計算する。さらに、全破損モードの Δ CDF あるいは Δ LERF の総和をとり、検査対象となる溶接継手の数を乗じることにより、最終的な Δ CDF あるいは Δ LERF が求められる。Beaver Valley1 号機のリスク変化の結果を表 3.2.3-6 に示す。これより、Regulatory Guide 1.174 に規定されている、CDF の許容基準である炉年あたり 10^{-6} 、LERF の許容基準である炉年あたり 10^{-7} を評価結果が下回ることを確認した。

次に、WOG 手法を適用したリスク変化の評価事例を紹介する。WOG による RI-ISI 手法では、検査対象となる配管セグメント数の変化に伴う、リスク変化を評価することとなる。あるシステムにおけるリスク変化は、そのシステム内の全てのセグメントにおけるリスク変化の総和として表される。そして、全システムにおけるリスク変化の総和を、全リスク変化とする。この詳細は、WCAP-14572 Revision 1-NP-A¹⁷³にまとめられている。WOG 手法では、CDF 及び LERF について、運転操作（operator action）の有無の影響を評価して、WOG オリジナルのリスク変化許容基準との比較を行う。

Beaver Valley1 号機を対象とした RI-ISI プログラムの効果に対するリスク変化を表 3.2.3-7 に示す。この結果は表 3.2.3-5 と同様の手順で得られたものであるが、現状の RI-ISI プログラムとの対応の観点から、表 3.2.3-4 の PFM 解析結果のうち、40 年基準及び漏えい検出を考慮した場合の破損頻度を使用している。この Δ CDF 及び Δ LERF を用いて、WCAP-14572 のリスク変化基準との比較を行った。表 3.2.3-8 の中段は原子炉冷却系を対象とし、下段はプラント全体を対象としたものである。既存の RI-ISI プログラムによる原子炉冷却系、あるいはプラント全体におけるリスク変化と、検査間隔延長に伴う追加のリスク変化の和が、許容基準を下回れば、その検査間隔延長は有効であると判断される。この事例では許容基準を満足しないことがわかる。そのため、検査間隔を延長した場合には、原子炉冷却系において検査対象とするセグメントを追加し、結果としてリスク変化を低減させる必要がある。

WOG のオリジナルのリスク変化に対する許容基準を満足しない場合、あるいはそれを満足させるために多くの検査対象を追加する必要がある場合は、3 つの代替手法により、RI-ISI プログラムの影響を評価することができる。このうち、リスク変化の最大値を用いる、最初の代替手法を適用した場合の評価結果を表 3.2.3-9 に示す。原子炉冷却系、及び全プラントのそれぞれにおいてリスク変化は許容基準を満たすことがわかる。

ここで述べた Westinghouse 社による WOG 手法を用いた事例では、検査間隔の延長を目的として、PFM 解析結果を踏まえたリスク変化が許容基準に適合するか判定を行って

¹⁷³ WCAP-14572 Revision 1-NP-A, "Westinghouse Owners Group Application of Risk-Informed Methods to Piping Inservice Inspection Topical Report," February 1999.

おり、その許容基準についても代替手法が整備されている。一方で、類似の手順を踏むことによって、例えばプラント全体におけるリスク変化が許容基準を満足するよう、リスク変化が高いと想定されるセグメントに対して、検査間隔を短縮する等、規制高度化に資する活用が可能であると考えられる。

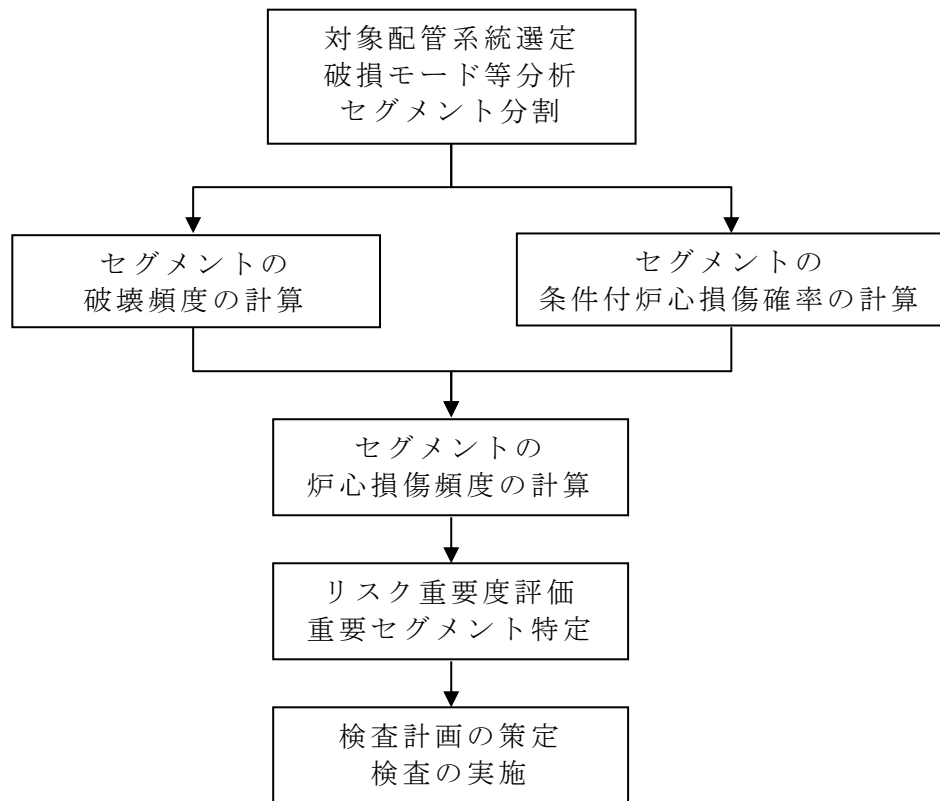


図 3.2.3-3 ASME/WOG 手法の流れの模式図

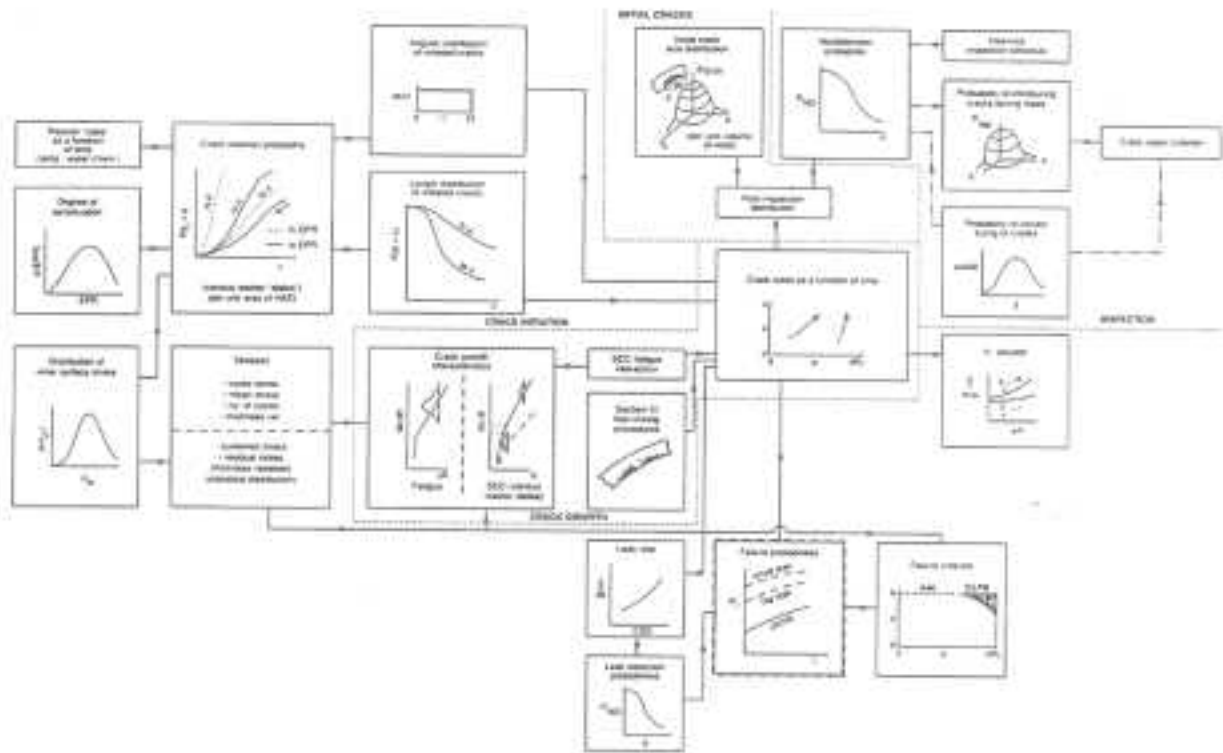


図 3.2.3-4 PRAISE の機能紹介の解説図

表 3.2.3-3 破損モードと漏えい量 (WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹より引用)

Table 3-2 Failure Modes		
Failure Mode	Acronym	Leak Rate (gpm)
Small Loss-of-Coolant Accident	SLOCA	100
Medium Loss-of-Coolant Accident	MLOCA	1500
Large Loss-of-Coolant Accident	LLOCA	5000

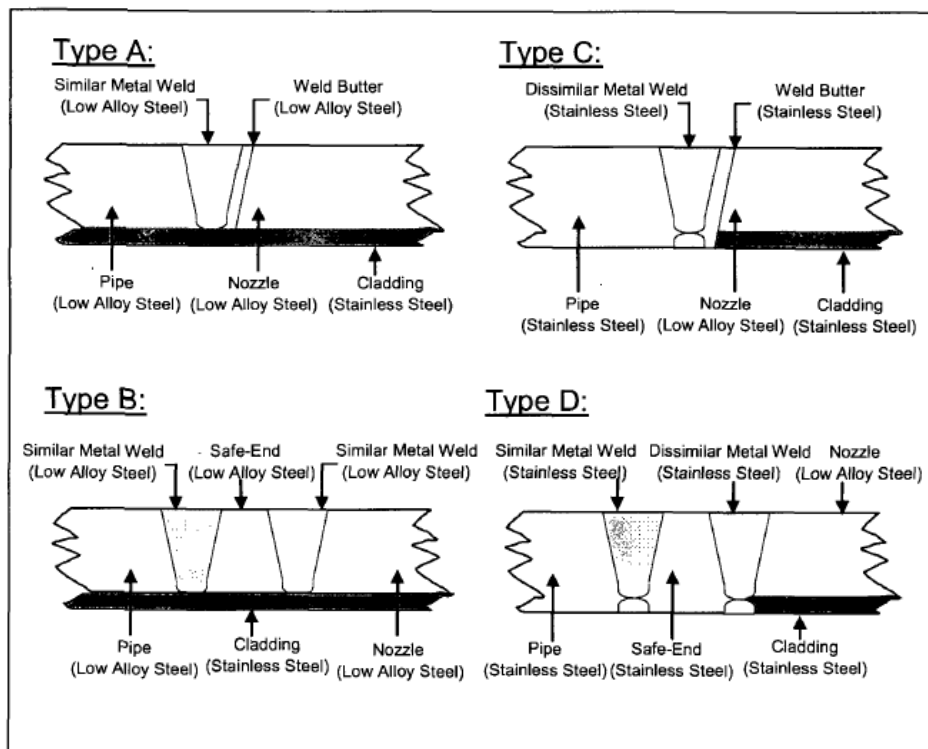


Figure 3-3 Nozzle Weld Configuration Types

図 3.2.3-5 ノズルの溶接継手の形状 (WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹より引用)

表 3.2.3-4 ノズルの溶接継手が形状 C の場合の破損頻度 [/ 炉年]
(WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹より引用)

Table 3-5 Type C Bounding Change in Failure Frequencies (/year)			
Results for	Failure Mode	Without Leak Detection	With Leak Detection
Outlet Nozzle – 40 Year	SLOCA	6.71E-08	4.49E-09
	MLOCA	6.68E-08	3.16E-09
	LLOCA	6.68E-08	3.04E-09
Outlet Nozzle – 60 Year	SLOCA	1.18E-07	3.96E-09
	MLOCA	1.18E-07	2.66E-09
	LLOCA	1.18E-07	2.58E-09
Inlet Nozzle – 40 Year	SLOCA	7.88E-08	3.52E-09
	MLOCA	7.54E-08	1.52E-09
	LLOCA	7.45E-08	1.40E-09
Inlet Nozzle – 60 Year	SLOCA	1.13E-07	3.61E-09
	MLOCA	1.23E-07	1.75E-09
	LLOCA	1.23E-07	1.67E-09

表 3.2.3-5 リスク変化の計算方法 (WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹ より引用)

Table 3-9 Change-in-Risk Calculations					
Failure Mode	Bounding Change in Failure Frequency	CCDP	Δ CDF (/ year)	CLERP	Δ LERF (/ year)
SLOCA	Δ FF _{SLOCA}	CCDP _{SLOCA}	$= (\Delta$ FF _{SLOCA})(CCDP _{SLOCA})	CLERP _{SLOCA}	$= (\Delta$ FF _{SLOCA})(CLERP _{SLOCA})
MLOCA	Δ FF _{MLOCA}	CCDP _{MLOCA}	$= (\Delta$ FF _{MLOCA})(CCDP _{MLOCA})	CLERP _{MLOCA}	$= (\Delta$ FF _{MLOCA})(CLERP _{MLOCA})
LLOCA	Δ FF _{LLOCA}	CCDP _{LLOCA}	$= (\Delta$ FF _{LLOCA})(CCDP _{LLOCA})	CLERP _{LLOCA}	$= (\Delta$ FF _{LLOCA})(CLERP _{LLOCA})
	# (No.) of Welds Examined	Total Δ CDF	$=$ (sum of above)(# of welds examined)	Total Δ LERF	$=$ (sum of above)(# of welds examined)

表 3.2.3-6 Beaver Valley1 号機のリスク変化 (WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹ より引用)

Table 3-10 Change-in-Risk Calculations – Beaver Valley Unit 1					
Failure Mode	Bounding Change in Failure Frequency (From Table 3-5, No Leak Detection and 60-Year Basis)	CCDP	Δ CDF (/ year)	CLERP	Δ LERF (/ year)
Outlet Nozzles					
SLOCA	1.18E-07	1.38E-05	1.63E-12	7.61E-12	8.97E-19
MLOCA	1.18E-07	1.68E-03	1.98E-10	4.70E-08	5.53E-15
LLOCA	1.18E-07	2.15E-03	2.53E-10	5.30E-08	6.23E-15
# of Welds Examined	3	Total Δ CDF	1.36E-09	Total Δ LERF	3.53E-14
Inlet Nozzles					
SLOCA	1.13E-07	1.93E-04	2.18E-11	2.90E-10	3.27E-17
MLOCA	1.23E-07	1.68E-03	2.07E-10	4.70E-08	5.78E-15
LLOCA	1.23E-07	2.15E-03	2.65E-10	5.30E-08	6.53E-15
# of Welds Examined	3	Total Δ CDF	1.48E-09	Total Δ LERF	3.70E-14
All Nozzles					
Total Change-in-Risk Results		Total Δ CDF	2.84E-09	Total Δ LERF	7.23E-14

表 3.2.3-7 RI-ISI プログラムを考慮した Beaver Valley1 号機のリスク変化
(WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹ より引用)

Table 3-14 Change-in-Risk Calculations for RI-ISI Program Effects – Beaver Valley Unit 1					
Failure Mode	Bounding Change in Failure Frequency (From Table 3-5, with Leak Detection and 40-Year Basis)	CCDP	ΔCDF (/ year)	CLERP	ΔLERF (year)
Outlet Nozzles					
SLOCA	4.49E-09	1.38E-05	6.19E-14	7.61E-12	3.42E-20
MLOCA	3.16E-09	1.68E-03	5.31E-12	4.70E-08	1.49E-16
LLOCA	3.04E-09	2.15E-03	6.54E-12	5.30E-08	1.61E-16
# of Welds Examined	3	Total ΔCDF	3.57E-11	Total ΔLERF	9.29E-16
Inlet Nozzles					
SLOCA	3.52E-09	1.93E-04	6.79E-13	2.90E-10	1.02E-18
MLOCA	1.52E-09	1.68E-03	2.55E-12	4.70E-08	7.15E-17
LLOCA	1.40E-09	2.15E-03	3.02E-12	5.30E-08	7.43E-17
# of Welds Examined	3	Total ΔCDF	1.87E-11	Total ΔLERF	4.40E-16
All Nozzles					
Total Change-in-Risk Results		Total ΔCDF	5.45E-11	Total ΔLERF	1.37E-15

表 3.2.3-8 Beaver Valley1 号機における検査間隔延長を考慮したリスク変化と WCAP-14572 の基準の比較 (WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹ より引用)

Table 3-15 Effects of RV Nozzle ISI Interval Extension on the Beaver Valley RI-ISI Program Utilizing Change-In-Risk Criteria from WCAP-14572				
	Beaver Valley Unit 1 with Operator Action		Beaver Valley Unit 1 without Operator Action	
	ΔCDF (/year)	ΔLERF (/year)	ΔCDF (/year)	ΔLERF (/year)
RC System (Existing RI-ISI Program)	-2.58E-13	4.52E-19	-2.58E-13	4.52E-19
Additional Risk from ISI Int. Extension (From Table 3-14)	5.45E-11	1.37E-15	5.45E-11	1.37E-15
Total RC System Change in Risk	5.42E-11	1.37E-15	5.42E-11	1.37E-15
Acceptable System Change in Risk	0.0E+00	1.0E-09 ⁽¹⁾	0.0E+00	1.0E-09 ⁽¹⁾
Note:				
1. The RC system is not a dominant system for LERF; therefore, a small increase in risk is acceptable.				

表 3.2.3-9 Beaver Valley1 号機における検査間隔延長を考慮したリスク変化と代替基準の比較 (WCAP-17236-NP-A¹⁶⁹ より引用)

Table 3-16 Effects of RV Nozzle ISI Interval Extension on the Beaver Valley RI-ISI Program Utilizing First Alternative Change-in-Risk Evaluation				
	Beaver Valley Unit 1 with Operator Action		Beaver Valley Unit 1 without Operator Action	
	ΔCDF (/year)	ΔLERF (/year)	ΔCDF (/year)	ΔLERF (/year)
Total RC System Change in Risk	1.97E-09	5.03E-14	1.97E-09	5.03E-14
Acceptable System Change in Risk	1.0E-07	1.0E-08	1.0E-07	1.0E-08
Total Plant Change in Risk	7.75E-08	1.16E-08	7.86E-07	1.84E-08
Acceptable Total Change in Risk	1.0E-06	1.0E-07	1.0E-06	1.0E-07

3.3 解析モデル及び解析コードの整備

3.3.1 PASCAL-SP の整備

従来の PASCAL-SP は、BWR 環境中の IGSCC 及び疲労を対象とした経年配管の破損確率解析コードである。そのため、一次系配管を対象とした確率論的構造健全性評価を実施することを目的として、前述の最新知見の調査結果を踏まえ、PWSCC/NiSCC、熱時効を含めた経年事象に対応した以下の解析機能を PASCAL-SP に整備する。

➤ 発生き裂

- ・ PWSCC/NiSCC の発生き裂モデル

➤ 応力拡大係数

- ・ 貫通き裂の応力拡大係数算出式

➤ き裂進展速度

- ・ PWSCC き裂進展速度評価モデル
- ・ NiSCC き裂進展速度評価モデル
- ・ PWR 及び BWR 環境下のニッケル合金及びフェライト鋼の疲労き裂進展速度評価モデル

➤ 破壊評価

- ・ 2 パラメータ法及び J-T 法

➤ 破壊評価に関するパラメータの経年変化

- ・ 熱時効を対象とした TSS モデル及び H3T モデル

(1) 発生き裂

1) PWSCC/NiSCC の発生き裂モデル

調査結果を踏まえると、xLPR の発生き裂モデルでは、発生する時刻を温度、応力等のパラメータの関数として直接与えるモデル（以下、「直接モデル」という。）及び発生する時刻をワイブル分布に従うと仮定するワイブルモデルが整備されている。

直接モデルは次式で表される。

$$\frac{1}{t_i} = A e^{-Q/T} \sigma^n, \sigma > \sigma_{th} \quad (3.3.1-1)$$

t_i : 初期き裂発生までに要する時間

A : 補正パラメータ

Q : 活性化エネルギー/ガス定数

T : 絶対温度

σ : 応力

σ_{th} : 応力の閾値

n : 指数

この式は、Amzallag¹⁰⁷、Cattant¹⁰⁸、Daret¹⁰⁹らの検討に基づくものとされる。補正係数 A 及び応力の閾値 σ_{th} を確率変数として取り扱うことにより、発生時刻の不確かさを評価する。

同様に、複雑形状部位に存在する多種多様のき裂の方向や形状を考慮した、複雑形状部位を有する容器・配管等を対象とした破損確率解析コードである PASCAL-NP には、Amzallag¹⁰⁷の成果を踏まえて、初期き裂発生までに要する時間の逆数が、応力のべき乗、温度等の関数として定義されるき裂発生モデルが整備されている。

$$\frac{1}{t_i} = Ae^{-Q/T}\sigma^n \quad (3.3.1-2)$$

PASCAL-NP のき裂発生モデルは、温度、応力、材料の影響をそれぞれのパラメータとして設定するとともに、初期き裂発生時間の不確かさを考慮する確率分布のパラメータを別途設定することにより、上式を含むモデルであり、さらに不確かさを考慮した条件設定を可能とするモデルとして整備されている。そのため、より汎用的な評価モデルとなっており、PASCAL-SPには PASCAL-NPの定式化によるき裂発生モデルを整備する。なお、このモデルでは、PWSCC/NiSCC の相違は入力するパラメータで表され、定式化は同一である。

初期き裂発生までに要する時間 t_i (hr) を、以下の式で算出する。すなわち、初期き裂発生までに要する時間に対して、温度、応力、材料の影響がそれぞれ独立に生じると仮定するとともに、確率変数 α_i を用いて、発生時間の不確かさを表すものである。これにより、汎用的かつ詳細な設定が可能となる。

$$t_i = \frac{\alpha_i \times t_{i0}}{i_\theta \times i_\sigma \times i_m} \quad (3.3.1-3)$$

α_i : 初期き裂発生時間の不確かさをモデル化するための確率変数

t_{i0} : 発生時間の補正係数

i_θ : 温度パラメータ

i_σ : 応力パラメータ

i_m : 材料パラメータ

初期き裂発生までに要する時間 t_i は温度が高いほど短くなる。この影響を考慮するため、 t_i に及ぼす温度の影響を表す温度パラメータ i_θ を以下の式で算出する。

$$T > T_{th} \text{ の場合 } i_\theta = A_\theta \times \exp(-Q_i/RT)$$

$$T < T_{th} \quad i_0 = 0 \quad (\text{き裂は発生しない})$$

T : 温度 (K)

T_{th} : 温度閾値 (K)

A_0 : 温度パラメータ算出係数

Q_i : き裂発生に要する活性化エネルギー (kJ/mol)

R : ガス定数 (kJ/(molK))

初期き裂発生までに要する時間 t_i は応力が高いほど短くなる。この影響を考慮するため、 t_i に及ぼす応力の影響を表す応力パラメータ i_0 を以下の式で算出する。

$$\begin{aligned} \sigma_{eff} > \sigma_{th} \text{ かつ PWSCC の場合} & \quad i_0 = A_0 \times \sigma_{eff}^n \\ \sigma_{eff} > \sigma_{th} \text{ かつ NiSCC の場合} & \quad i_0 = A_0 \times (\sigma_{eff} - \sigma_y)^n \\ \sigma_{eff} < \sigma_{th} \text{ の場合} & \quad i_0 = 0 \text{ (き裂は発生しない)} \end{aligned}$$

σ_{eff} : 有効応力 (MPa)

σ_{th} : 応力閾値 (MPa)

A_0 : 応力パラメータ算出係数

n : 指数

ここで有効応力 σ_{eff} は、以下の式により算出し、降伏応力と切削加工の影響を考慮する。

$$\begin{aligned} \sigma_{app} > \sigma_y \text{ の場合} & \quad \sigma_{eff} = f(\sigma_{app} - \sigma_y, \sigma_s, d_c) + \sigma_y \\ \sigma_{app} < \sigma_y \text{ の場合} & \quad \sigma_{eff} = \sigma_{app} \end{aligned}$$

σ_{app} : 負荷応力 (MPa)

σ_y : 降伏応力 (MPa)

σ_s : 切削加工による極表面の応力 (MPa)

d_c : 切削加工による加工硬化域深さ (μm)

初期き裂発生までに要する時間 t_i に及ぼす材料の影響を表す材料パラメータ i_0 については、材料に応じた定数を設定するものとする。

2) 発生き裂モデルの検証

PASCAL-SP に導入したき裂発生モデルが適切に機能していることを確認するため、表 3.3.1-1 に示す条件を用いて 100,000 サンプルのき裂を発生させ、その発生時刻の分布と

理論曲線とを比較した。結果を図 3.3.1-1 に示す。き裂発生時刻の分布は概ね理論曲線近傍にプロットされ、導入したき裂発生モデルが適切に動作していることを確認した。

表 3.3.1-1 き裂発生モデルの試解析条件

変数	説明	値
t_{i0}	初期き裂発生までの時間を保守的に設定した値	10000 [hr]
i_m	材料パラメータ	1
T	温度	325 [°C]
T_{th}	温度閾値	325 [°C]
A_θ	温度パラメータ算出係数	325 [°C]
Q_i	き裂発生に要する活性化エネルギー	183 [kJ/mol]
R	ガス定数	8.314×10^{-3} [kJ/molK]
d_c	切削加工による加工硬化域深さ	100 [μ m]
σ_s	切削加工による極表面の応力	1000 [MPa]
σ_{th}	応力閾値	250.0 [MPa]
A_σ	応力パラメータ算出係数	2.44E-11
n	指数	4
σ_{app}	負荷応力	450 [MPa]
σ_y	降伏応力	300 [MPa]
σ_{eff}	有効応力	表 3.3.1-2 を用いて算出

表 3.3.1-2 σ_{eff} 算出用のグラフの値 ($\sigma_s=1000$ MPa)

$\sigma_{eff}-\sigma_y$ [MPa]		d_c [μ m]				
		0	50	100	150	200
$\sigma_{app}-\sigma_y$ [MPa]	0	0	5	20	30	38
	25	25	35	46	59	73
	50	50	63	75	92	112
	75	75	90	105	127	159
	100	100	119	136	164	236
	125	125	144	174	206	347
	150	150	174	210	265	446
	175	175	206	248	341	526
	200	200	236	284	421	594
	225	225	268	331	502	654
	250	250	299	381	567	715
	275	275	333	439	635	774
	300	300	365	505	693	828
325	325	399	568	746	884	

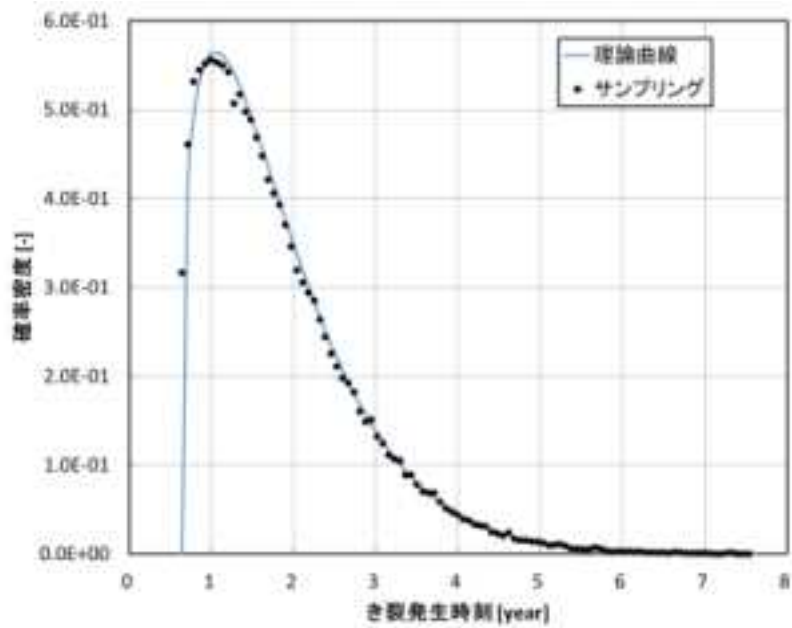


図 3.3.1-1 き裂発生時刻のばらつき(100,000 サンプル)と理論曲線の比較

(2) 応力拡大係数

1) 貫通き裂の応力拡大係数算出式

前述の技術調査の成果を踏まえ、貫通き裂の応力拡大係数¹⁵²に関する解析機能を整備する。その評価式を次式で示す。この評価式は、3次元有限要素法連続体要素による解析結果に基づいて定式化されたものであり、従来の Sander ら¹⁵¹の解よりも、適用範囲が拡大されたとともに、計算精度が向上されたものである。

$$K_I = (F_t \sigma_t + F_b \sigma_b) \sqrt{\pi R_m \theta} \quad (3.3.1-4)$$

K_I : 応力拡大係数

σ_t : 膜応力

σ_b : 曲げ応力

F_t : 膜応力に対応する無次元補正係数

F_b : 曲げ応力に対応する無次元補正係数

R_m : 配管平均半径

θ : 周方向貫通き裂半長に対応する角度

$$F_t = 1.0 + a_1 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 + a_2 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^4 + a_3 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^6 + a_4 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^8 + a_5 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{10} \quad (3.3.1-5)$$

$$a_1 = 11.36 - 3.706y - 10.91y^2 - 6.054y^3 - 0.7625y^4 \quad (3.3.1-6)$$

$$a_2 = -94.21 - 23.98y + 137.3y^2 + 83.08y^3 + 10.66y^4 \quad (3.3.1-7)$$

$$a_3 = 673.7 + 643.9y + 430.1y^2 - 351.9y^3 - 47.71y^4 \quad (3.3.1-8)$$

$$a_4 = -1621 - 2037y + 213.6y^2 + 538.2y^3 + 81.25y^4 \quad (3.3.1-9)$$

$$a_5 = 1236 + 1946y + 310.2y^2 - 246.1y^3 - 44.91y^4 \quad (3.3.1-10)$$

$$y = \ln\left(\frac{t}{R_i}\right) \quad (3.3.1-11)$$

$$F_b = \left[1 - 0.4885\left(\frac{t}{R_i}\right)^2\right] \left[1.0 + b_1\left(\frac{\theta}{\pi}\right) + b_2\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^4 + b_3\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^6 + b_4\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^8 + b_5\left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{10}\right] \quad (3.3.1-12)$$

$$b_1 = 10.75 + 10.23y + 3.628y^2 - 0.7859y^3 - 0.1812y^4 \quad (3.3.1-13)$$

$$b_2 = -93.86 - 142y - 39.83y^2 + 9.715y^3 + 2.088y^4 \quad (3.3.1-14)$$

$$b_3 = 546.8 + 885.3y + 313y^2 - 11.43y^3 - 6.469y^4 \quad (3.3.1-15)$$

$$b_4 = -1236 - 2228y - 938.3y^2 - 63.96y^3 - 5.011y^4 \quad (3.3.1-16)$$

$$b_5 = 923.6 + 1819y + 877.6y^2 + 108.3y^3 - 2.296y^4 \quad (3.3.1-17)$$

$$y = \ln\left(\frac{t}{R_i}\right) \quad (3.3.1-18)$$

この応力拡大係数の適用範囲は R_i/t が 2 から 100、 θ/π が 0 から 0.85 までである。

2) 既存の応力拡大係数算出式との比較

従来の PASCAL-SP に実装されている貫通き裂の応力拡大係数算出式 (Sander 式) と導入した貫通き裂の応力拡大係数算出式を用いて、算出される応力拡大係数 K 値の比較を行った。結果を図 3.3.1-2 に示す。Sander 式の適用範囲は R_i/t が 5 から 10、 θ/π が 0 から 0.5 までであり、導入した式と比較すると適用範囲は狭い。また Sander 式の適用範囲外である $\theta/\pi > 0.5$ では、導入した応力拡大係数算出式により算出される K 値が Sander 式よりも高い値を示すことが分かる。

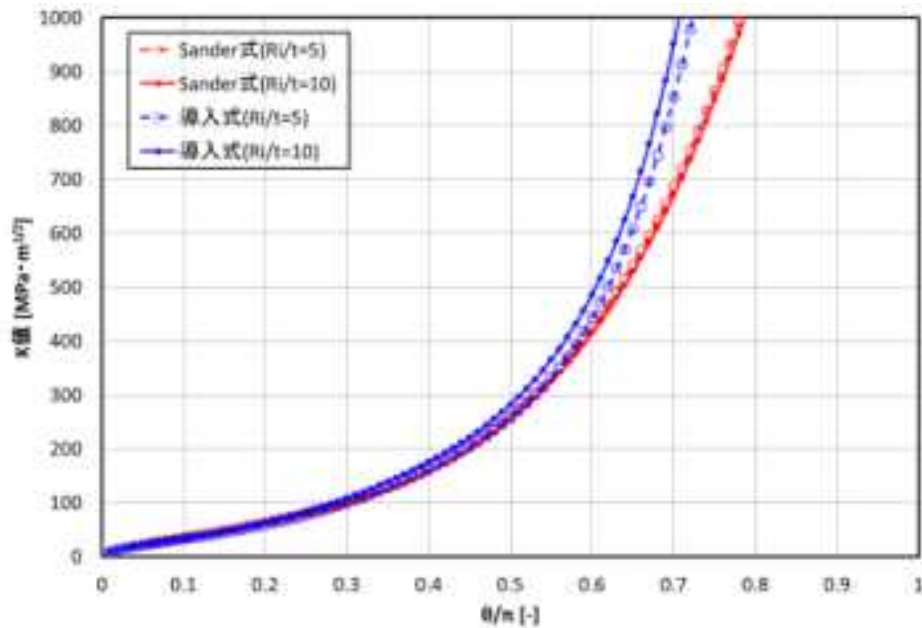


図 3.3.1-2 Sander 式と導入式の算出 K 値の比較

(3) PWSCC き裂進展速度評価モデル

1) き裂進展速度算出式

PWSCC を対象とした評価を実施するため、PASCAL-SP に PWSCC き裂進展に関する機能整備を行った。PWSCC におけるき裂進展速度については、以下の式で表されるニッケル合金の PWR 一次水質環境中の SCC き裂進展速度：維持規格 事例規格¹⁷⁴の計算式を確率モデルに拡張した式を整備した。確率モデルへの拡張は、維持規格事例規格の進展速度線図作成に用いられた進展速度データを統計処理して行った。

$$\frac{da}{dt} = c_{\text{temp}} \times c_p \times \alpha_r (K_I - K_{\text{th}})^\beta \quad (3.3.1-19)$$

$$c_{\text{temp}} = \exp \left[-\frac{Q_g}{R} \left(\frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_{a,\text{ref}}} \right) \right] \quad (3.3.1-20)$$

Q_g : 活性化エネルギー, R : ガス定数

T_a : き裂位置の評価温度, $T_{a,\text{ref}}$: 参照評価温度

c_{temp} : き裂進展速度に及ぼす温度の影響係数

c_p : き裂進展速度に及ぼす塑性歪の影響係数

α_r : き裂進展速度係数(対数正規分布), K_{th} : 応力拡大係数閾値

¹⁷⁴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 き裂進展速度 JSME S NA-CC-006, (2010)

2) PWSCC き裂進展機能の確認

PASCAL-SP に整備した PWSCC き裂速度算出機能を用いて、表 3.3.1-3 に示す条件で K 値に対する PWSCC き裂進展速度を算出した。1 から 100 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ までの K 値に対する PWSCC き裂進展速度をプロットした結果を図 3.3.1-3 に示す。また、比較のために JSME 維持規格¹⁷⁴ の同範囲の K 値に対する PWSCC き裂進展速度グラフを図 3.3.1-4 に示す。2 つの図を比較するとグラフは概ね一致している。さらに、 K 値が $40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ のときの PWSCC き裂進展速度分布の確認を行った。100,000 サンプルを統計処理した結果、図 3.3.1-5 に示すように、PWSCC き裂進展速度の確率分布が対数正規分布となっていることが確認できた。

表 3.3.1-3 SCC き裂進展の試解析条件 (PWR 一次系水質環境)

変数	説明	値
K	応力拡大係数	0 から 100
Q_g	活性化エネルギー	130 [kJ/mol]
R	ガス定数	8.314×10^{-3} [kJ/molK]
T_a	き裂位置の評価温度 (運転条件にて設定)	325 [°C]
$T_{a, \text{ref}}$	参照評価温度	325 [°C]
c_{temp}	温度の影響係数	1.000
c_p	塑性歪の影響係数	1.0
α_r	き裂進展速度係数 (対数正規分布)	$\ln(\alpha_r)$ の平均値：-29.0054 $\ln(\alpha_r)$ の標準偏差：0.5110
K_{th}	応力拡大係数閾値	9.0 [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]
K_{lower}	応力拡大係数下限値	9.0 [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]
K_{upper}	応力拡大係数上限値	100 [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]
β	指数	1.16

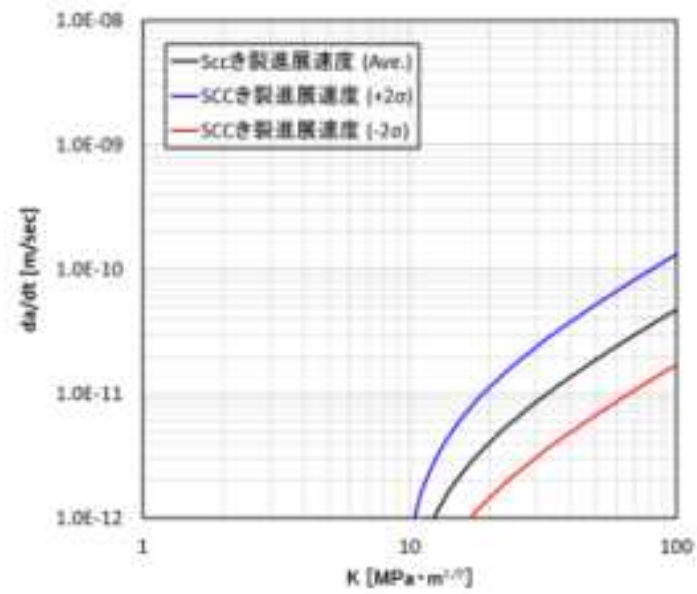


図 3.3.1-3 PASCAL-SP で計算した PWSCC き裂進展速度

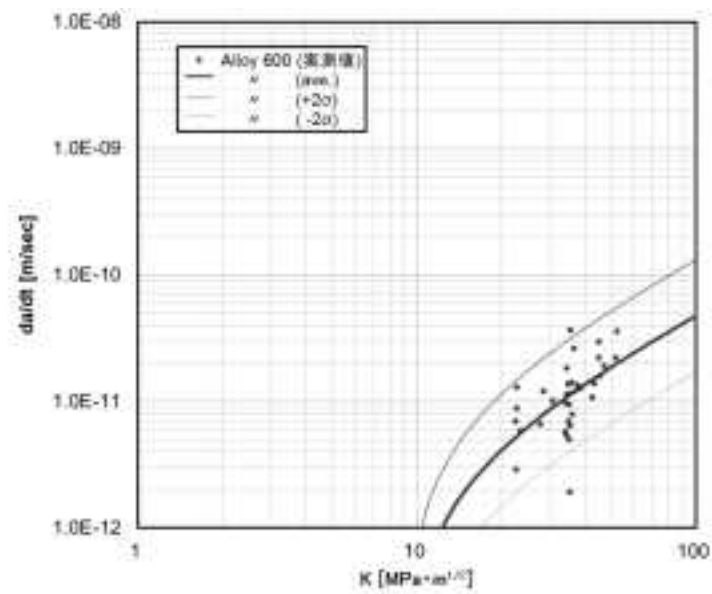


図 3.3.1-4 ニッケル合金(600 合金)の PWR 一次系水質環境中の SCC き裂進展速度線図
(参考文献¹⁷⁴より作成)

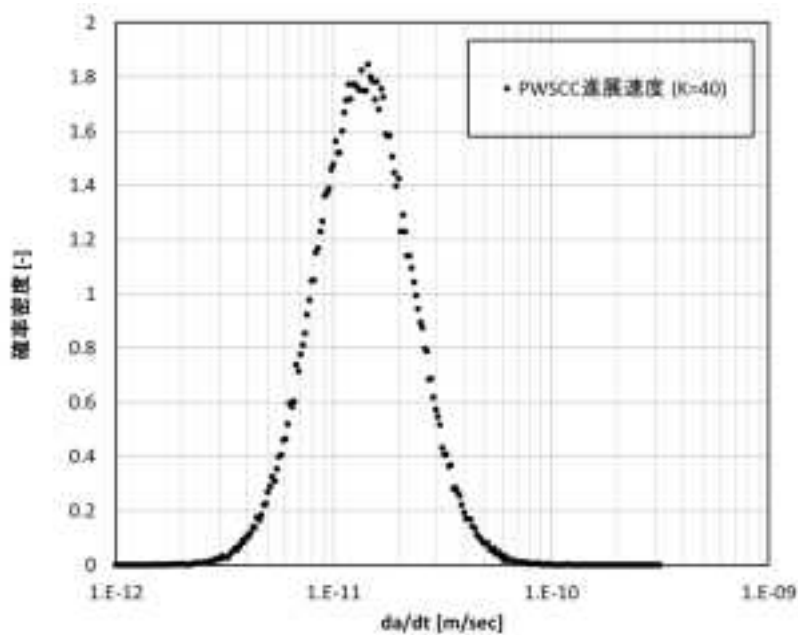


図 3.3.1-5 $K=40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ における PWSCC き裂進展速度の確率分布
(100,000 サンプルング)

(4) NiSCC き裂進展速度

1) き裂進展速度算出式

NiSCC を対象とした評価を実施するため、PASCAL-SP に NiSCC き裂進展に関する機能整備を行った。BWR 水質環境中ニッケル合金応力腐食割れについては、維持規格、事例規格¹⁷⁵に基づき、ニッケル合金における BWR 一次水質環境中の SCC き裂進展速度の計算式を確率モデルに拡張した以下の式を整備した。確率モデルへの拡張は、維持規格事例規格の進展速度線図作成に用いられた進展速度データを統計処理して行った。

$$\frac{da}{dt} = c_{\text{ECP}} \times c_p \times \alpha_r (K_I - K_{\text{th}})^\beta \quad (3.3.1-21)$$

$$c_{\text{ECP}} = a_{\text{ECP}} \times \exp(b_{\text{ECP}} \times \text{ECP}) \quad (3.3.1-22)$$

$K_I < K_{\text{lower}}$ のとき $K_I = K_{\text{lower}}$ 、 $K_I > K_{\text{upper}}$ のとき $K_I = K_{\text{upper}}$ とする。

$\text{ECP} < \text{ECP}_{\text{lower}}$ のとき $\text{ECP} = \text{ECP}_{\text{lower}}$ 、 $\text{ECP} > \text{ECP}_{\text{upper}}$ のとき $\text{ECP} = \text{ECP}_{\text{upper}}$ とする。

ECP: 腐食電位, $\text{ECP}_{\text{lower}}$: 腐食電位下限値, $\text{ECP}_{\text{upper}}$: 腐食電位上限値

a_{ECP} : c_{ECP} 算出係数, b_{ECP} : c_{ECP} 算出係数

¹⁷⁵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 BWR 一次系水質環境中の SCC き裂進展速度 JSME S NA-CC-009, (2012)

c_{ECP} : き裂進展速度に及ぼす ECP の影響係数
 c_p : き裂進展速度に及ぼす塑性歪の影響係数
 α_r : き裂進展速度係数, K_{th} : 応力拡大係数閾値
 K_{lower} : 応力拡大係数下限値, K_{upper} : 応力拡大係数上限値

2) NiSCC き裂進展機能の確認

PASCAL-SP に整備した SCC き裂速度算出機能を用いて、表 3.3.1-4 に示す条件で K 値に対する NiSCC き裂進展速度を算出した。1 から 100 MPa√m までの K 値に対する NiSCC き裂進展速度をプロットした結果を図 3.3.1-6 に示す。また、比較のために参考文献¹⁷⁵ の同範囲の K 値に対する NiSCC き裂進展速度グラフを図 3.3.1-7 に示す。2 つの図を比較すると、グラフは一致している。さらに、K 値が 40MPa√m のときの NiSCC き裂進展速度分布の確認を行った。100,000 サンプルを統計処理した結果、図 3.3.1-8 に示すように、NiSCC き裂進展速度の確率分布が対数正規分布となっていることが確認できた。

表 3.3.1-4 NiSCC き裂進展の試解析条件

変数	説明	値
K	応力拡大係数	0 から 100
ECP	腐食電位	-100 [mV _{SHE}]
ECP_{lower}	腐食電位下限値	-100 [mV _{SHE}]
ECP_{upper}	腐食電位上限値	200 [mV _{SHE}]
a_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	2.08×10^{-16}
b_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	0.0204
c_p	塑性歪の影響係数	1.0
α_r	き裂進展速度係数 (対数正規分布)	$\ln(\alpha_r)$ の平均値: -5.2726 $\ln(\alpha_r)$ の標準偏差: 0.5424
K_{th}	応力拡大係数閾値	0 [MPa√m]
K_{lower}	応力拡大係数下限値	0 [MPa√m]
K_{upper}	応力拡大係数上限値	56 [MPa√m]
β	指数	4.5

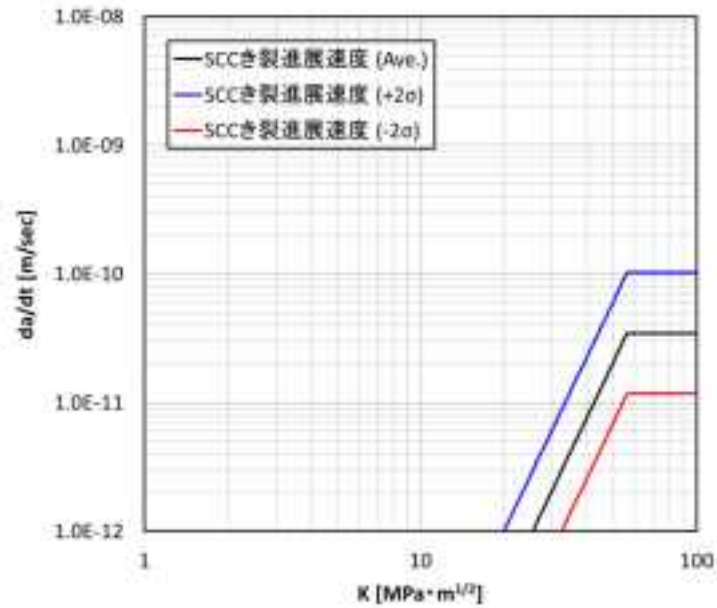


図 3.3.1-6 PASCAL-SP で計算した NiSCC き裂進展速度

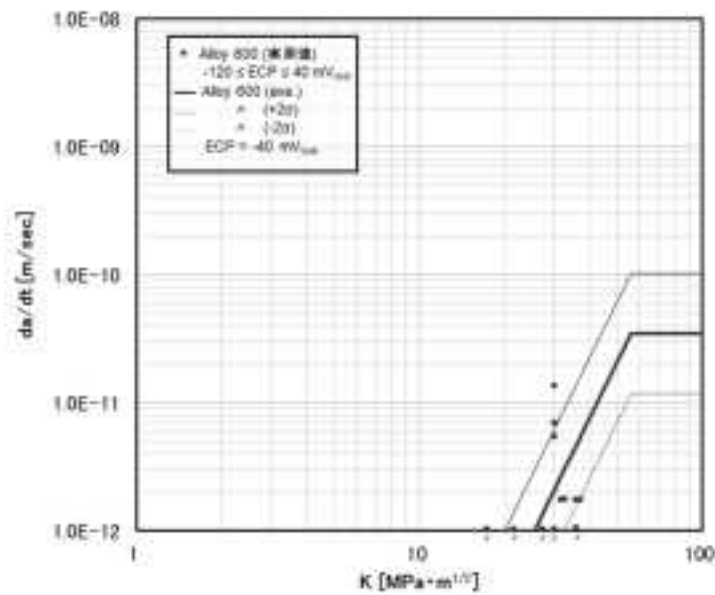


図 3.3.1-7 ニッケル合金溶接金属の BWR 環境中の SCC き裂進展速度線図
(参考文献^{175, 176}より作成)

¹⁷⁶ 長瀬 博, 藤森 治男, 斉藤 利之, 山本 豊, 高守 兼郎, 堂崎 浩二, 新井 拓, 熊野 秀樹, BWR 環境中でのニッケル基合金溶接金属の SCC き裂進展速度線図の提案, 日本機械学会論文集(A 編), 76 巻 764 号, (2010-4), pp.443-445.

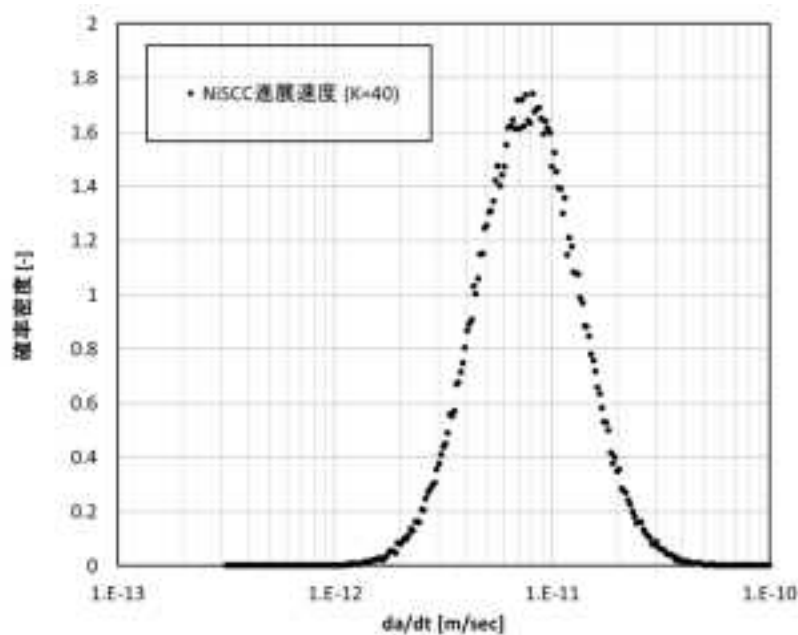


図 3.3.1-8 $K=40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ における NiSCC き裂進展速度の確率分布
(100,000 サンプルング)

(5) 疲労き裂進展速度

1) 疲労き裂進展速度の算出式

過渡事象による疲労き裂進展を対象とした評価を行うため、PASCAL-SP に疲労き裂進展速度計算の機能整備を行った。PWR 及び BWR 環境下のニッケル合金及びフェライト鋼の疲労き裂進展速度は以下に示す式で計算される。PWR 環境や BWR 環境及び材料の相違については入力するパラメータで表され、定式化は同一である。これらのパラメータは、フェライト鋼に関して維持規格 2012 版軽水炉環境中計算式⁹⁷を確率モデルに拡張した式に従い、PWR 環境中のニッケル合金に関して事例規格¹⁷⁷の PWR 一次水質環境中の疲労き裂進展速度の計算式を確率モデルに拡張した式に従い、BWR 環境中のニッケル合金に関して Ogawa ら¹⁷⁸の BWR 環境中疲労き裂進展速度式を参考に確率モデルに拡張した式に従って設定される。確率モデルへの拡張は、き裂進展速度線図作成に用いられた進展速度データを統計処理して行った。

($\Delta K > \Delta K_{th}$ または $t_r > t_{r,th}$ のとき)

¹⁷⁷ 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き裂進展速度 JSME S NA-CC-004, (2008)

¹⁷⁸ 小川琢矢、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)、日本機械学会 M&M2013 カンファレンス、岐阜、OS1420 (2013)

$$\frac{da}{dN} = C'' \times T_c^{n'} \times t_r^n \times \frac{\Delta K^{m'}}{(1-R)^m} \quad (3.3.1-23)$$

($\Delta K < \Delta K_{th}$ かつ $t_r < t_{r,th}$ のとき)

$$\frac{da}{dN} = 0 \quad (3.3.1-24)$$

- n' : 温度依存性指数
- n : 時間依存性指数
- m' : 応力拡大係数範囲依存性指数
- m : 応力比依存性指数 ΔK_{th} : 応力拡大係数範囲閾値
- $t_{r,th}$: 負荷上昇時間閾値
- $t_{r,lower}$: 負荷上昇時間下限値
- $t_{r,upper}$: 負荷上昇時間上限値
- C'' : き裂進展速度の不確かさをモデル化するための確率変数
- ΔK : 応力拡大係数範囲
- T_c : 温度
- t_r : 負荷上昇時間
- R : 応力比

2) 疲労き裂進展機能の確認

PASCAL-SP に整備した PWR 及び BWR 環境下のニッケル合金及びフェライト鋼の疲労き裂速度算出機能の動作を確認するため、PWR 一次系水質環境中のニッケル合金母材部を想定した表 3.3.1-5 の条件¹⁷⁹に基づき疲労き裂進展速度を算出した。 ΔK に対する疲労き裂進展速度をプロットした結果を図 3.3.1-9 に示す。また、比較のために参考文献¹⁷⁹ から作成した同範囲の ΔK に対する疲労き裂進展速度グラフを図 3.3.1-10 に示す。2 つの図を比較すると、グラフは一致している。次に $\Delta K=40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ における疲労き裂進展速度 100,000 サンプルを統計処理した結果を図 3.3.1-11 に示す。疲労き裂進展速度の分布が対数正規分布となっていることを確認した。

¹⁷⁹ 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.

表 3.3.1-5 疲労き裂進展の試解析条件

項目	値
ΔK	0 から 100
温度, T_c	325
負荷上昇時間, t_r	500
温度依存性指数, n'	0.77
時間依存性指数, n	0.24
応力拡大係数範囲依存性指数, m'	3.25
応力比依存性指数, m	1.34
応力拡大係数範囲閾値, $\Delta K_{th}(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$	3.6
負荷上昇時間閾値, $t_{r,th}$ (s)	30
負荷上昇時間下限値, $t_{r,lower}$ (s)	1
負荷上昇時間上限値, $t_{r,upper}$ (s)	1000
き裂進展速度係数 $\ln(C'')$ の平均値	-30.775
き裂進展速度係数 $\ln(C'')$ の標準偏差	0.495
応力比, R	0.5

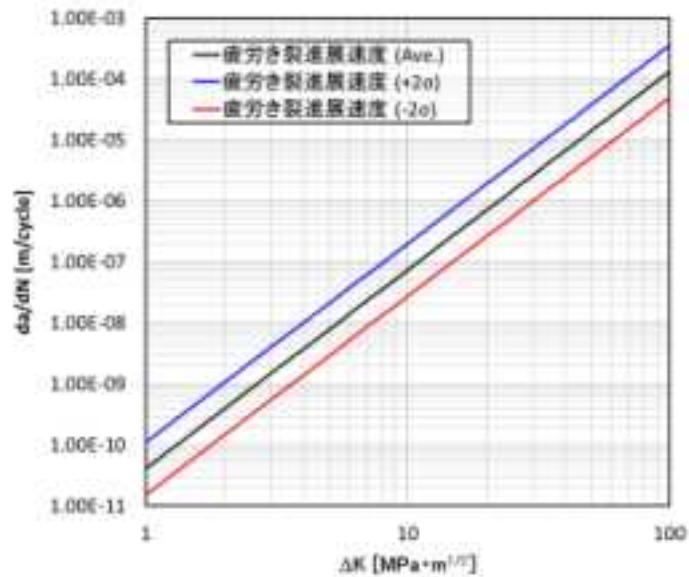


図 3.3.1-9 PASCAL-SP で計算した疲労き裂進展速度

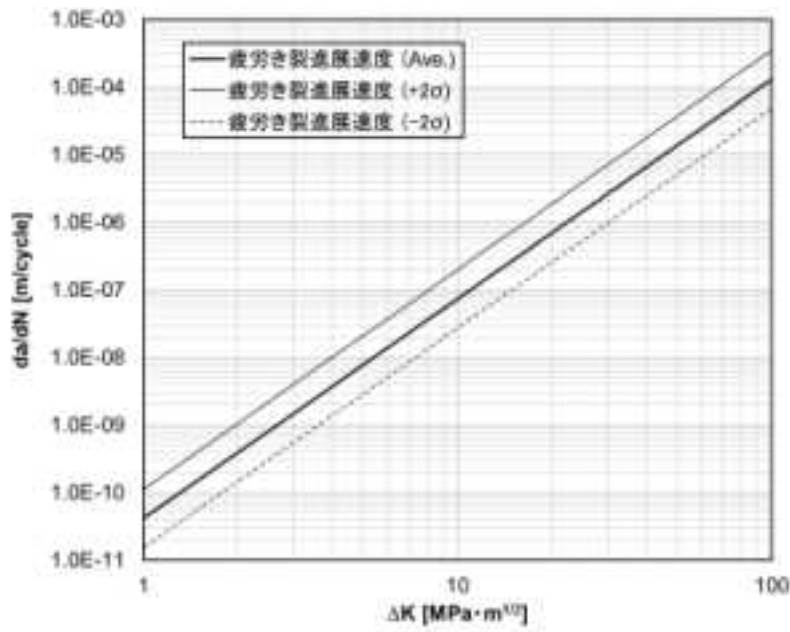


図 3.3.1-10 ニッケル合金母材(600 合金、690 合金)及びその溶接金属の PWR 一次系水質環境中の疲労き裂進展速度線図($T_c=325^{\circ}\text{C}$, $t_r=500\text{s}$)
(参考文献¹⁷⁹より作成)

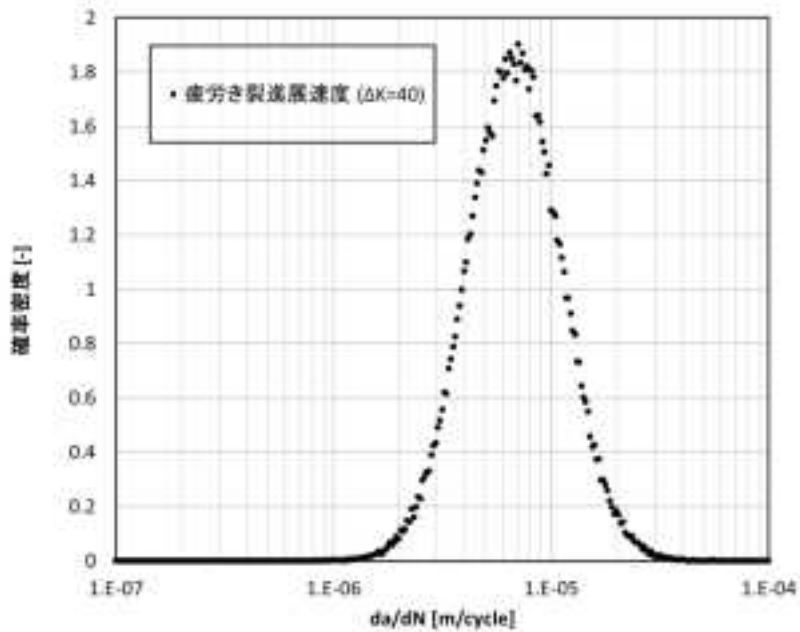


図 3.3.1-11 $\Delta K=40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ における疲労き裂進展速度の確率分布 (100,000 サンプルング)

(6) 破壊評価

1) 2パラメータ法による評価

一般的に、2パラメータ法においては、破壊評価曲線 (FAC ともいう。) を設定するとともに、負荷応力をもとに適切な限界荷重のカットオフ S_{rc} を計算し、以下の式に示すように、破壊評価曲線及び S_{rc} と評価点の座標 (S_r', K_r') を比較することにより破壊評価を行う。ここで、評価点が破壊評価曲線の下側に位置しており、 S_r' が S_{rc} を下回っていれば、健全と判定される。

延性き裂進展を考える場合には、評価したいき裂寸法、及び荷重条件において、評価点の横座標 S_r' に対する縦座標 K_r' と、その S_r' に対する破壊評価曲線上の K_r 及び S_r' と S_{rc} とを比較する。また、延性き裂進展を考慮した不安定破壊に対する評価としては、その状態から仮想的な延性き裂進展を行い、進展の都度に計算した S_r', K_r' と破壊評価曲線上の K_r に対して判定を行い、少なくとも1つの評価点が破壊評価曲線及び限界荷重のカットオフを下回れば、健全と評価される。

熱時効材等に対する破壊評価を念頭において、2パラメータ法を PASCAL-SP に整備した。

カットオフの判定：

$$S_r' < S_{rc} \quad (3.3.1-25)$$

破壊評価曲線と評価点座標の判定：

$$K_r > K_r' \quad (3.3.1-26)$$

破壊評価曲線上の横軸 S_r と縦軸 K_r 及び K_r' は次式で表される。ここで K_r は、参照応力法により算出された J 積分値を用いて計算される。

$$S_r = \frac{M}{M_c} \quad (3.3.1-27)$$

$$\theta = c R_i \quad (3.3.1-28)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \pi \left[1 - \frac{\theta a}{\pi t} - \frac{P_m}{\sigma_y} \right] \quad (3.3.1-29)$$

$$M_c = 2\sigma_y R_m^2 t \left[2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right] \quad (3.3.1-30)$$

$$\sigma_{ref} = \frac{M}{M_c} \sigma_y \quad (3.3.1-31)$$

$$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \quad (3.3.1-32)$$

$$J_e = \frac{K^2}{E'} \quad (3.3.1-33)$$

$$\frac{\varepsilon_{ref}}{\varepsilon} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_0} \right)^n \quad (3.3.1-34)$$

$$J = \frac{E\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} J_e \quad (3.3.1-35)$$

$$J_R = C_1 (\Delta a)^{C2} \quad (3.3.1-36)$$

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \quad (3.3.1-37)$$

$$K'_r = \sqrt{\frac{J_e}{J_R}} \quad (3.3.1-38)$$

限界荷重のカットオフは次式で表される。

a. 軸方向応力のみ作用する場合

$$S_{rc} = \frac{P_{ml}}{P'_m} \quad (3.3.1-39)$$

$$P_{ml} = \sigma_f \left(1 - \frac{a}{t} \frac{\theta}{\pi} - 2 \frac{\phi}{\pi} \right) \quad (3.3.1-40)$$

$$\phi = \arcsin \left(\frac{1}{2} \frac{a}{t} \sin \theta \right) \quad (3.3.1-41)$$

$$P'_m = \sigma_y \Gamma_m \quad (3.3.1-42)$$

$$\Gamma_m = \frac{R_o^2 - R_c^2 + \left(1 - \frac{\theta}{\pi}\right) (R_c^2 - R_i^2)}{R_o^2 - R_i^2} \quad (3.3.1-43)$$

$$R_c = R_i + a \quad (3.3.1-44)$$

b. 軸方向応力に曲げ応力が重畳される場合

$$S_{rc} = \frac{P_b' (P_m / P_b)}{P'_m} \quad (3.3.1-45)$$

$$P'_m = \sigma_y \gamma \Gamma_m \quad (3.3.1-46)$$

$$\gamma = -\frac{\pi P_b}{8 P_m} + \left(\left(\frac{\pi P_b}{8 P_m} \right)^2 + 1 \right)^{0.5} \quad (3.3.1-47)$$

$$P_b' = \frac{2}{\pi} \sigma_f \left(2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right) \quad (3.3.1-48)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{\theta a}{\pi t} - \frac{P_m}{\sigma_f} \right] \quad (3.3.1-49)$$

ただし、 Γ_m は a 項に定義されるもの。 $\theta + \beta \leq \pi$ であるものとする。

c. 曲げ荷重のみ作用する場合

$$S_{rc} = \frac{\pi P_b'}{4 \sigma_y \Gamma_m} \quad (3.3.1-50)$$

Γ_m 、 P_b' は a 項及び b 項に定義されるもの。

a : き裂深さ

l : 平面欠陥の長さ

t : 板厚

θ : 周方向欠陥半長に対応する角度

β : 周方向欠陥付き管の中立軸に対応する角度

P_b : 一次曲げ応力

P_b' : 塑性崩壊時の一次曲げ応力

P_m : 一次膜応力

P_m' : 塑性崩壊時の一次膜応力

P_{ml} : 曲げ応力が 0 のときの塑性崩壊時の一次膜応力

ϕ : P_{ml} の定義に関する角度

M : 曲げモーメント

M_c : 表面欠陥に対する塑性崩壊モーメント

R_m : 配管平均半径

R_i : 配管内半径

R_o : 配管外半径

R_c : 配管半径と欠陥深さの和

E : ヤング率

ν : ポアソン比

σ_{ref} : 参照応力

σ_y : 降伏応力

σ_f : 流動応力

σ_b : 曲げ応力

ε_{ref} : 参照ひずみ

ε : ひずみ

σ_0 : Ramberg-Osgood 則のパラメータ

α : Ramberg-Osgood 則のパラメータ

n : Ramberg-Osgood 則のパラメータ

J : J 積分

J_e : J 積分弾性成分

J_R : き裂進展量 Δa に対する J 積分破壊抵抗

S_r : 破壊評価線図の横軸

K_r :破壊評価線図の縦軸

K'_r :破壊評価線図上における評価点の縦座標の値

Γ_m :欠陥形状補正係数

2) J-T 法による評価

J-T 法による評価においては、材料物性である J-R カーブと、仮想的にき裂を進展させて求められる延性き裂進展量 Δa と負荷を一定とし各き裂長さに対して算出される J 積分値の関係との比較によって、不安定破壊の判定がなされる。このき裂進展駆動力としての J 積分の曲線と延性き裂進展への抵抗を表す J-R カーブが接触し、 Δa に対する曲線の勾配が等しくなったとき、その時の荷重が弾塑性破壊荷重と判断される。つまり、どこか一点でも Δa に対する J 積分が、J-R カーブを下回る場合は、不安定破壊に至らない。

熱時効材等に対する破壊評価を念頭において、J-T 法を PASCAL-SP に整備した。PASCAL-SP に整備した J-T 法では、J 積分値の算出に参照応力法を用いた。

3) 極限荷重法との比較

整備した参照応力法を用いた 2 パラメータ評価法及び J-T 法について、表 3.3.1-6 に示す条件を用いて試解析を行い、極限荷重法と 2 パラメータ評価法による破壊と判定される曲げ応力の値を出力させ、その値を比較した。試解析に用いた材料定数は表 3.3.1-7 のとおりである。各破壊評価法の破壊判定される曲げ応力の値を表 3.3.1-8 に示す。各評価法中で破壊と判定される曲げ応力が最も高く評価されるのは、極限荷重法であり、最も低く評価されるのは 2 パラメータ法の延性き裂発生の評価であった。また、2 パラメータ法の延性き裂進展の評価と J-T 法による評価において、両評価法における破壊と判定される応力値は一致した。

表 3.3.1-6 試解析の条件

配管厚さ	70mm
配管外径	840mm
き裂の種類	周方向内表面半楕円き裂
き裂深さ	35mm
き裂半長	105mm

表 3.3.1-7 試解析に用いた材料定数

温度 (°C)	0.2% 耐力 (MPa)	引張 強さ (MPa)	流動 応力 (MPa)	Ramberg-Osgood 則 のパラメータ				J-R 曲線 ($J = C_1 (\Delta a)^{C_2}$) (kJ/m ²)	
				σ_0	ε_0	α	n	C_1	C_2
325	276	726	501	276	1.58×10^{-3}	0.965	4.34	73	0.48

表 3.3.1-8 各破壊評価における破壊判定される曲げ応力値

破壊評価法	破壊と判定される曲げ応力 [MPa]
極限荷重法	577
2パラメータ法(延性き裂発生)	225
2パラメータ法(延性き裂進展)	326
J-T 法	326

(7) 破壊評価に関するパラメータの経年変化

熱時効による材料パラメータの経年変化の影響を考慮するため、Kawaguchi ら¹³⁹による TSS モデル及び H3T モデルを PASCAL-SP に整備した。

1) TSS モデル

(6)に述べたように、参照応力法を用いた 2パラメータ評価法においては、次式のような Ramberg-Osgood 型の応力-ひずみ曲線を前提とする。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (3.3.1-51)$$

σ : 真応力 [MPa]

ε : 真ひずみ

σ_y : 0.2%耐力

ε_y : σ_y/E

α : 定数

n : 指数

Kawaguchi らによる TSS モデルにおいては、降伏応力及び流動応力が正規分布に従う確率変数として評価されており、その平均値は時間の関数として与えられる。Ramberg-Osgood 型の応力-ひずみ関係の α 及び n についても同様に正規分布が仮定されて

おり、その平均値は流動応力の関数として与えられる。これらの関数はフェライト含有率である $F(\%)$ の値が 23% 以上か未満かで異なった関数となる。 $F(\%)$ は次式で表される。

$$F(\%) = -4.834366 - 56.80472X + 134.641X^2 - 99.90123X^3 + 30.02316X^4 \quad (3.3.1-52)$$

$$X = C_{req}/N_{ieq} \quad (3.3.1-53)$$

$$C_{req} = Cr + 1.5 \times Si + 1.4 \times M_o + Nb - 4.99 \quad (3.3.1-54)$$

$$N_{ieq} = Ni + 30 \times C + 0.5 \times M_n + 26 \times (N - 0.02) + 2.77 \quad (3.3.1-55)$$

$$P(t, T) = \text{Log}_{10}(t) + 0.4343 \frac{Q}{R} \left(\frac{1}{673.2} - \frac{1}{T} \right) \quad (3.3.1-56)$$

Q : 活性化エネルギー [100kJ/mol]

T : 温度 [K]

t : 時間 [hours]

R : ガス定数 [0.008368kJ/mol.K]

非劣化材の降伏応力及び流動応力をそれぞれ σ_{y0} と σ_{f0} 表す。これに対して、熱時効材の降伏応力及び流動応力をそれぞれ σ_y と σ_f 表す。非劣化材に対する熱時効材の材料特性の比を以下に示す。 σ_y/σ_{y0} 、 σ_f/σ_{f0} 、 n 、 α の値については、正規分布を仮定した確率分布を考慮するものとする。

$F(\%) < 23$ の場合

$$\sigma_y/\sigma_{y0} = (1 + 1.071)/2 - (1 - 1.071)/2 \times \tanh \left(\left((P(t, T)) - 1.617 \right) / 0.916 \right) \quad (3.3.1-57)$$

$$\sigma_f/\sigma_{f0} = (1 + 1.161)/2 - (1 - 1.161)/2 \times \tanh \left(\left((P(t, T)) - 2.996 \right) / 0.929 \right) \quad (3.3.1-58)$$

$$n = \sigma_f \times (-0.005) + (6.763) \quad (3.3.1-59)$$

$$\alpha = \sigma_f \times (-0.011) + (6.054) \quad (3.3.1-60)$$

$F(\%) \geq 23$ の場合

$$\sigma_y/\sigma_{y0} = (1 + 1.144)/2 - (1 - 1.144)/2 \times \tanh \left(\left((P(t, T)) - 1.617 \right) / 1.462 \right) \quad (3.3.1-61)$$

$$\sigma_f/\sigma_{f0} = (1 + 1.247)/2 - (1 - 1.247)/2 \times \tanh \left(\left((P(t, T)) - 3.148 \right) / 0.919 \right) \quad (3.3.1-62)$$

$$n = \sigma_f \times (-0.011) + (9.734) \quad (3.3.1-63)$$

$$\alpha = \sigma_f \times (-0.013) + (7.305) \quad (3.3.1-64)$$

PASCAL-SP において TSS モデルを用いる際は、入力パラメータとして C, Si, Mn, N, Ni, Cr, Mo, Nb の化学成分の含有量、 $\sigma_{\square}/\sigma_{y0}$ 、 σ_f/σ_{f0} 、 n 、 α についての標準偏差を設定し、計

算された σ_y 、 σ_f 、 n 、 α の値を用いて破壊評価を行う。 σ_y 、 σ_f 、 n 、 α の計算においては、設定された化学成分の値からF値を算出し、時効時間の関数と正規分布を仮定した確率変数から、 σ_y 、 σ_f 、 n 、 α の値を算出する。これらの変数の値については、時間が更新される都度計算しなおすものとするが、確率変数については変数ごとに同一の値を用いる。

2) H3T モデル

Kawaguchi ら¹³⁹によるH3Tモデルにおいては、シャルピー吸収エネルギーやJ-Rカーブ等が時効時間の増加に伴い変化するものとしてモデル化される。2パラメータ法において、 K_r を算出するために必要な J_R は式(3.3.1-64)に示すJ-Rカーブを用いて算出される。ここでJ-Rカーブの係数 C_1 及び C_2 については式(3.3.1-65)で計算される J_{Ic} と延性き裂進展量が6mm($\Delta a=6\text{mm}$)になるまでに必要なJ積分値である J_6 から算出する。

$$J_R = C_1 \times (\Delta a)^{C_2} \quad (3.3.1-65)$$

$$\Delta a \text{ at } J_{Ic} = 0.2 + \frac{J_{Ic}}{2\sigma_f} \quad (3.3.1-66)$$

J_{Ic} 、 J_6 は、次式で表されるように、時効時間の関数として与えられる。

$$C_v, J_{Ic}, J_6 = A + \frac{B}{t+C} \quad (3.3.1-67)$$

t : 時間, hours

A : 熱時効材の靱性, kJ/m^2

B : 温度に関する定数

C : 時間に関する定数

ここで、運転温度 $\approx 325^\circ\text{C}$ における J_{Ic} 、 J_6 の各パラメータ A 、 B_{325} 、 t_{F325} 、 $(t_F + C)_{325}$ については以下の式で与えられる。 A 、 B_{325} 、 t_{F325} 、 $(t_F + C)_{325}$ の値については、対数正規分布を考慮した確率分布を考慮するものとする。

J_{Ic} の算出パラメータ :

$$\text{Log}_{10}(325^\circ\text{Cでの } J_{Ic} \text{ における } A) = 3.2961 - 0.0530 \times F\% \quad (3.3.1-68)$$

$$\text{Log}_{10} B_{325} = 5.7869 + 0.9256 \times \text{Mn} \quad (3.3.1-69)$$

$$\text{Log}_{10} t_{F325} = 4.3047 - 19.1095 \times \text{N} \quad (3.3.1-70)$$

$$\text{Log}_{10}(t_F + C)_{325} = 1.5354 + 0.2062 \times \text{Ni} \quad (3.3.1-71)$$

J_6 の算出パラメータ :

$$\text{Log}_{10}(325^\circ\text{Cでの } J_6 \text{ における } A) = 3.6699 - 0.0490 \times F\% \quad (3.3.1-72)$$

$$\text{Log}_{10} B_{325} = -1.7907 + 0.4130 \times \text{Cr} \quad (3.3.1-73)$$

$$\text{Log}_{10} t_{F325} = 7.6362 - 0.3670 \times \text{Ni} - 16.108 \times \text{N} \quad (3.3.1-74)$$

$$\text{Log}_{10}(t_F + C)_{325} = -2.9645 + 0.3438 \times \text{Cr} - 0.1648 \times \text{Mo} \quad (3.3.1-75)$$

ここで、F%はフェライト量(%)。C、Si、Mn、Cr、Ni、Mo、Nはそれぞれの元素の重量百分率(wt%)である。また、運転温度≠325°Cの場合は以下の補正された計算式を用いて J_{IC} 、 J_6 を計算する。

$$M_k = A + \frac{B_i \exp\left[\frac{Q}{R}(1/T_k - 1/T_i)\right]}{t + (t_{F_i} + C_i) \exp\left[\frac{Q}{R}(1/T_k - 1/T_i)\right] - t_{F_i} \exp\left[\frac{F}{R}(1/T_k - 1/T_i)\right]} \quad (3.3.1-76)$$

PASCAL-SPにおいてH3Tモデルを用いる際は、入力パラメータとしてC、Si、Mn、N、Ni、Cr、Mo、Nbの化学成分の含有量、及び A 、 B_{325} 、 t_{F325} 、 $(t_F + C)_{325}$ についての標準偏差を設定し、計算された C_1 及び C_2 の値を用いて破壊評価を行うものとする。 C_1 及び C_2 の計算においては、設定された化学成分の値からF値を算出し、対数正規分布を仮定した確率変数から A 、 B_{325} 、 t_{F325} 、 $(t_F + C)_{325}$ を計算し、式(3.3.1-75)の時効時間の関数を用いて C_1 及び C_2 を算出する。この計算は、時間が更新される都度計算しなおすものとするが、 A 、 B_{325} 、 t_{F325} 、 $(t_F + C)_{325}$ の計算に用いる確率変数については変数ごとに同一の値を用いる。

3) 熱時効に係る整備機能の確認

PASCAL-SPに整備したTSSモデルとH3Tモデルを用いた熱時効による材料パラメータの経年変化の影響が適切に計算されていることを確認するため、表3.3.1-9の条件を用いて材料パラメータを算出し、参考文献¹³⁹のグラフと比較した。使用した条件は参考文献に記載されている条件である。図3.3.1-12は参考文献中の $F(\%) < 23$ における σ_f/σ_{f0} と $P(t, T)$ の関係を示したグラフであり、図3.3.1-13はPASCAL-SPで同様のパラメータを算出し、プロットしたものである。なお、図3.3.1-12のグラフ中のSは正規分布の場合には標準偏差を、対数正規分布の場合には対数標準偏差を示すものと思われる。以降、標準偏差と対数標準偏差についてSと表記する。図3.3.1-12と図3.3.1-13のグラフの曲線は一致しており、PASCAL-SPがTSSモデルを用いて適切に材料パラメータを算出していることが確認できた。

図3.3.1-14は参考文献中の325°Cにおける J_{IC} の定数 A と $F(\%)$ の関係を示したグラフである。図3.3.1-15はPASCAL-SPで同様のパラメータを算出し、プロットしたものである。2つのグラフの直線は一致している。図3.3.1-16は、参考文献¹³⁹中の熱時効を考慮した $J-\Delta a$ 曲線の予測値を示したものである。PASCAL-SPでH3Tモデルを用いて計算した $J-\Delta a$ 曲線の予測値が図3.3.1-17である。2つのグラフの平均予測値と下限予測値の曲線は一致しており、PASCAL-SPがH3Tモデルを用いて適切に材料パラメータを算出していることが確認できた。

表 3.3.1-9 熱時効を考慮するための入力条件

項目	値
温度	325 [°C]
Q	100 [KJ/mol]
R	0.008368 [KJ/mol · K]
F	100 [KJ/mol]
C の化学組成	0.048 [wt%]
Si の化学組成	0.64 [wt%]
Mn の化学組成	0.84 [wt%]
Ni の化学組成	10.46 [wt%]
Cr の化学組成	20.01 [wt%]
Mo の化学組成	2.16 [wt%]
N の化学組成	0.051 [wt%]
Nb の化学組成*	0.0 [wt%]
σ_{f0} の標準偏差	7.226 [MPa]
σ_{y0} の標準偏差	9.450 [MPa]
σ_f / σ_{f0} の標準偏差(F%)<23)	0.051 [-]
σ_f / σ_{f0} の標準偏差(F%)>=23)	0.039 [-]
σ_y / σ_{y0} の標準偏差(F%)<23)	0.069 [-]
σ_y / σ_{y0} の標準偏差(F%)>=23)	0.053 [-]
n の標準偏差(F%)<23)	0.552 [-]
n の標準偏差(F%)>=23)	0.484 [-]
α の標準偏差(F%)<23)	0.557 [-]
α の標準偏差(F%)>=23)	0.347 [-]
$A-J_{Ic}$ の標準偏差	0.2518 [KJ/m ²]
$B-J_{Ic}$ の標準偏差	0.1514 [KJ/m ²]
t_F-J_{Ic} の標準偏差	0.2732 [KJ/m ²]
$(t_F+C)-J_{Ic}$ の標準偏差	0.1417 [KJ/m ²]
$A-J_6$ の標準偏差	0.1490 [KJ/m ²]
$B-J_6$ の標準偏差	0.1783 [KJ/m ²]
t_F-J_6 の標準偏差	0.0892 [KJ/m ²]
$(t_F+C)-J_6$ の標準偏差	0.0702 [KJ/m ²]

※参考論文中に記載がないパラメータ

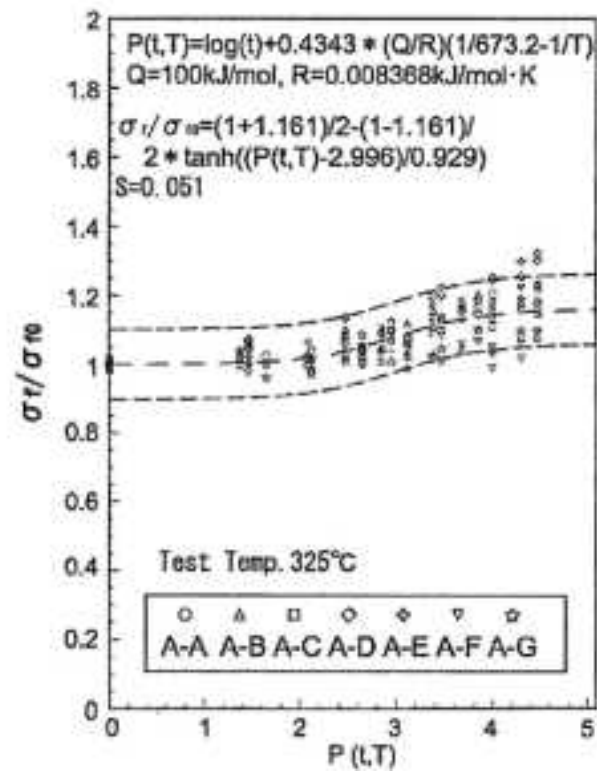


図 3.3.1-12 F(%)<23 における σ_t/σ_0 と $P(t,T)$ の関係(参考文献¹³⁹より引用)

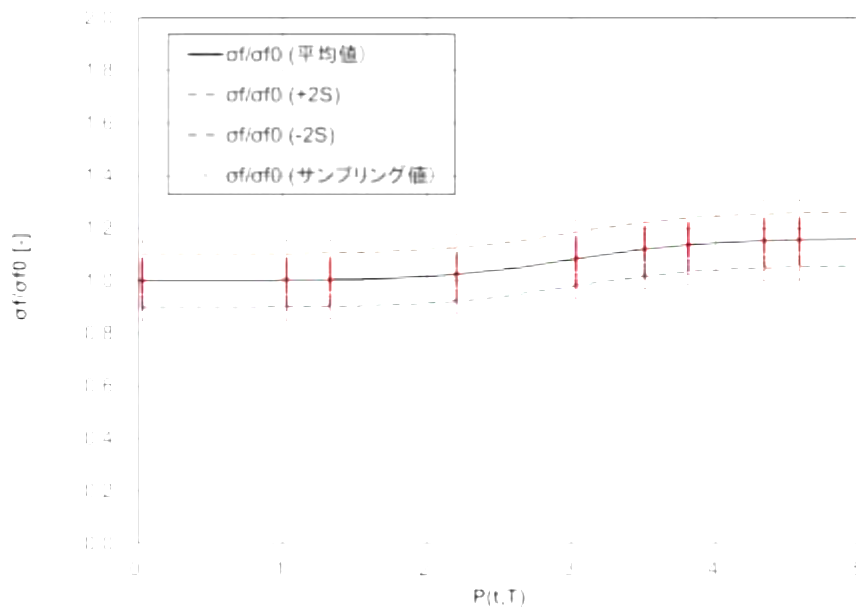


図 3.3.1-13 PASCAL-SP に整備した TSS モデルにおける σ_t/σ_0 と $P(t,T)$ の関係(F(%)<23)

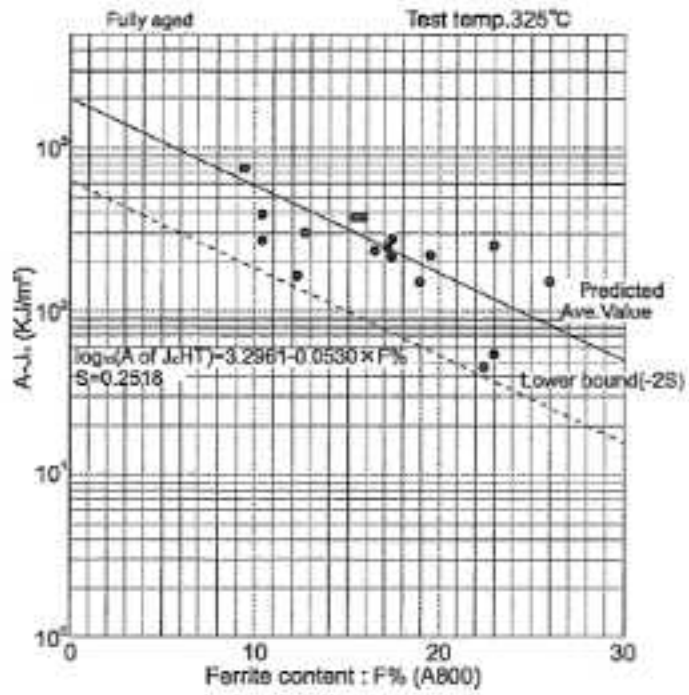


図 3.3.1-14 325°Cにおける J_{IC} の定数 A と $F(\%)$ の関係(参考文献¹³⁹より引用)

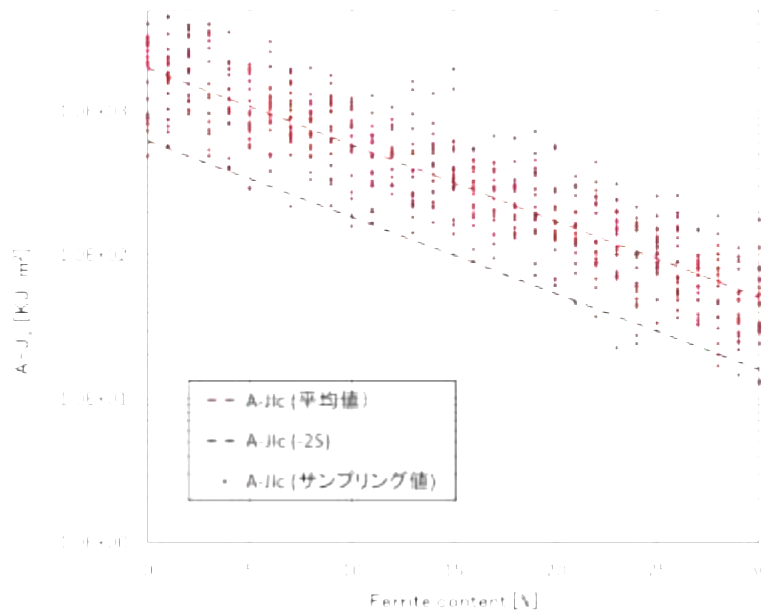


図 3.3.1-15 PASCAL-SP に整備した H3T モデルにおける 325°C における J_{IC} の定数 A と $F(\%)$ の関係

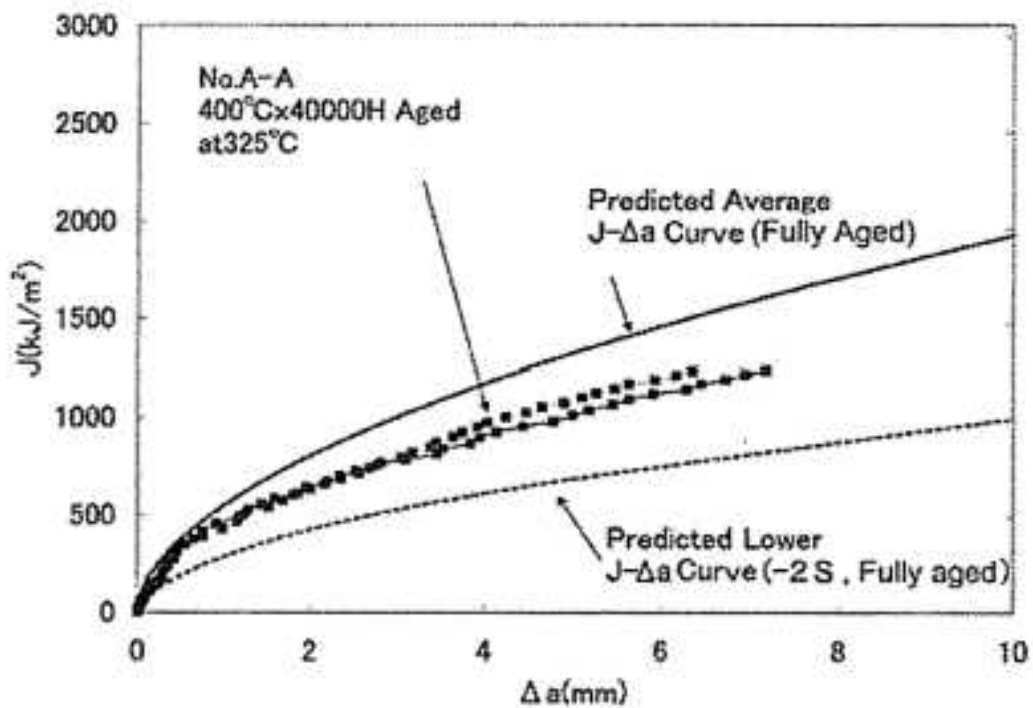


図 3.3.1-16 熱時効を考慮した $J-\Delta a$ 曲線の予測値 (参考文献¹³⁹より引用)

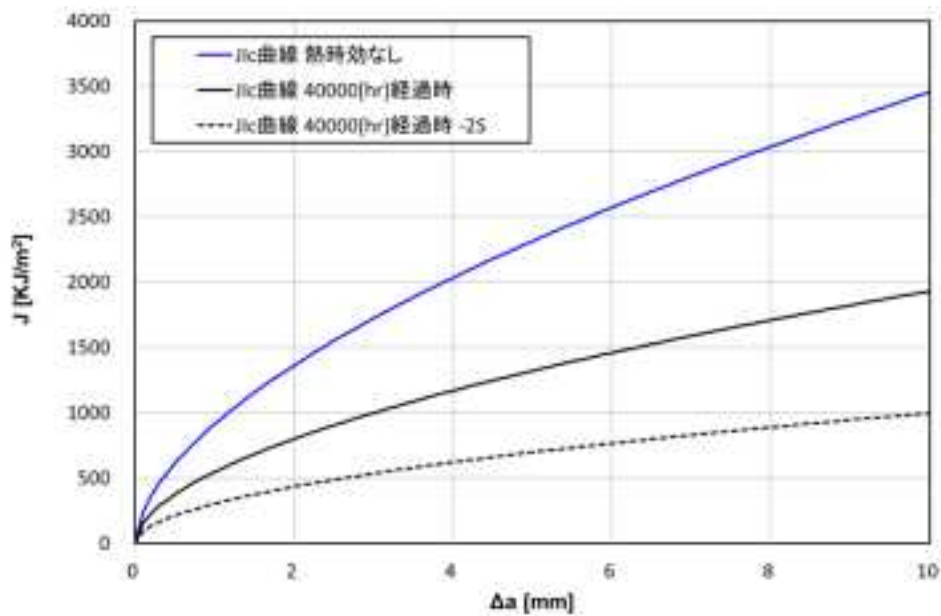


図 3.3.1-17 PASCAL-SP に整備した H3T モデルにおける
熱時効の影響を考慮した $J-\Delta a$ 曲線

(黒の実線が図 3.3.1-16 の平均予測値、黒の破線が下限(-2S)予測値に相当する)

3.3.2 PASCAL-NP の整備

PASCAL-NP は、複雑形状部位に存在する多種多様のき裂の方向や形状を考慮した、ニッケル合金の PWR 一次系水質環境における応力腐食割れ及び BWR 炉水環境における応力腐食割れを対象とした PFM 解析コードである。2 章で述べたように、複雑形状部位を有する容器等を対象に確率論的評価を行うことができると同時に、一次系配管にも適用できる解析機能を有する。ここでは、評価解析機能を高度化するために、表 3.3.2-1 に示す各項目において機能整備を行う。

表 3.3.2-1 PASCAL-NP の整備項目とその目的

改良項目	改良の目的
(1)PWSCC き裂進展速度線図におけるハイブリッドモデルの導入	温度の影響だけではなく、水質（腐食電位や pH）や、材料特性（0.2%耐力や加工硬化）等の影響を考慮した PWSCC き裂進展速度の評価
(2)平板に存在するき裂の応力拡大係数解を用いた溶接方向き裂進展解析機能の整備	原子炉容器下部貫通部で確認された溶接線方向の PWSCC によるき裂を評価する機能の実現
(3)疲労き裂進展解析モデルの整備	起動、停止等の過渡事象による疲労き裂進展量を評価する機能の実現
(4)高アスペクト比き裂に対する応力拡大係数算出式の導入	実機で確認された PWSCC の一部はき裂半長よりも深さが大きい高アスペクト比き裂である。これを考慮した解析評価の実現
(5)デンドライト等材料異方性を考慮したき裂進展評価手法の導入	溶接金属内のき裂進展は、デンドライト成長方向依存性が大きい。この影響を考慮したき裂進展速度評価の実現

(1) PWSCC き裂進展速度線図におけるハイブリッドモデルの導入

ハイブリッドモデルは、PWSCC き裂進展速度 da/dt [m/s] を、式(3.3.2-1)から式(3.3.2-6)により算出するモデルである。 da/dt [m/s] を、式(3.3.2-1)に示すように材料パラメータ c_{heat} 、温度パラメータ c_{temp} 、ECP パラメータ c_{ECP} 、き裂先端近傍の歪速度 $\dot{\epsilon}_{ct}$ の積で算出する。まず c_{heat} は対数正規分布に従うパラメータである。次に c_{temp} を式(3.3.2-2)のアレニウスの式により算出する。次に c_{ECP} を式(3.3.2-3)により算出する。この c_{ECP} により da/dt に及ぼす ECP の影響が考慮でき、グラフに表すと図 3.3.2-1 のようになる。縦軸は da/dt の倍率、横軸は図 3.3.2-2 のプルーベダイアグラムにおける Ni/NiO 線からの ECP の差分 (ΔECP) である。 ΔECP がわずかに変化しただけで図 3.3.2-1 に示すように、母材の場合 da/dt が約 5 倍、溶接金属の場合 da/dt が約 12 倍も変化する。なお、PASCAL-NP では ΔECP を、プルーベダイアグラムに pH と ECP を入力して求めることとした。最後に式(3.3.2-4)から(3.3.2-6)により $\dot{\epsilon}_{ct}$ を算出する。 $\dot{\epsilon}_{ct}$ により da/dt に及ぼす応力拡大係数 K の影響を材

料のヤング率 E 、0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ 及び加工硬化係数 n の影響が反映される。

ニッケル合金母材のハイブリッドモデル入力値の設定例を表 3.3.2-2 に、この設定例を適用したとき裂進展速度線図を文献値と比較して図 3.3.2-3 に示す。同様にニッケル合金溶接金属の設定例とき裂進展速度線図を

表 3.3.2-3 及び図 3.3.2-4 に示す。母材や溶接金属の場合において設定例と文献値は良く一致したことから、ハイブリッドモデルの算出式や設定例は、母材や溶接金属ともに適切であることを確認した。

$$\frac{da}{dt} = c_{\text{heat}} \times c_{\text{temp}} \times c_{\text{ECP}} \times \dot{\epsilon}_{\text{ct}} \quad (3.3.2-1)$$

$$c_{\text{temp}} = \exp \left[-\frac{Q_g}{R} \left(\frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_{a,\text{ref}}} \right) \right] \quad (3.3.2-2)$$

$$c_{\text{ECP}} = 1 + d_{\text{ECP}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\Delta\text{ECP} - e_{\text{ECP}}}{f_{\text{ECP}}} \right)^2 \right] \quad (3.3.2-3)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{ct}} = 5.46 \frac{\sigma_{0.2}}{E} \left(\frac{n}{n-1} \right) (s \sigma_{0.2}^p K^u) \left[\ln \left(\frac{R_p}{r_0} \right) \right]^{\frac{1}{n-1}} \quad (3.3.2-4)$$

$$r_0 = \frac{0.3055 R_p}{R_p + 1.1615} \quad (3.3.2-5)$$

$$R_p = \frac{v}{3\pi} \left(\frac{K}{\sigma_{0.2}} \right)^2 \quad (3.3.2-6)$$

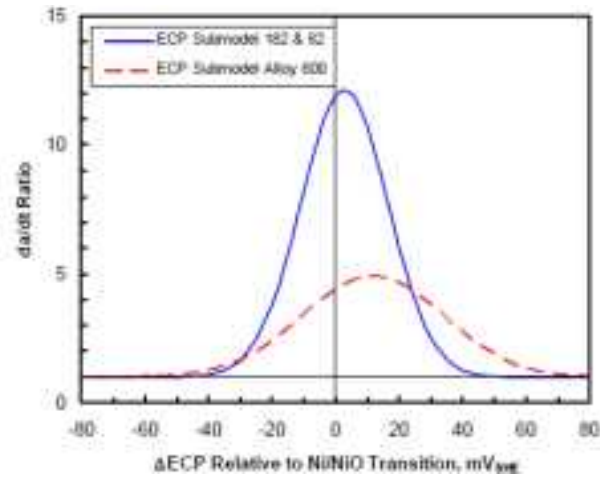


図 3.3.2-1 き裂進展速度に及ぼす Ni/NiO 線からの ECP 差分量¹⁸⁰

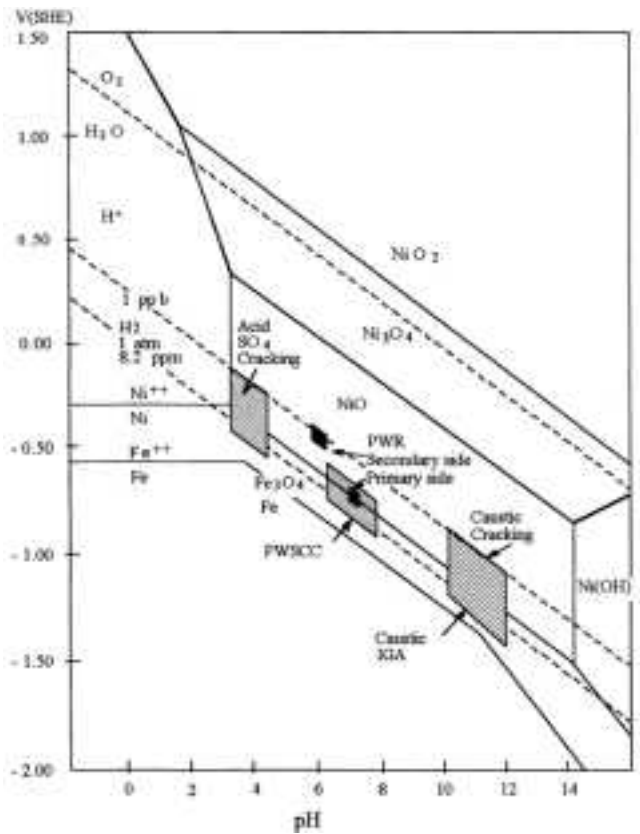


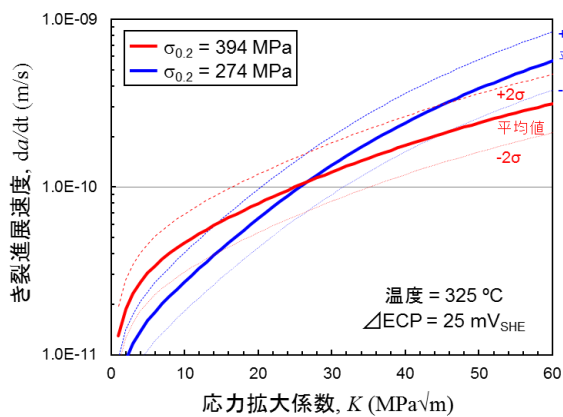
図 3.3.2-2 プルーベダイアグラム¹⁸¹

¹⁸⁰ R. Pathania, "Program on Technology Innovation: A Preliminary Hybrid Model of Nickel Alloy Stress Corrosion Crack Propagation in PWR Primary Water Environments", EPRI, 1016546, Final Report, (2008)

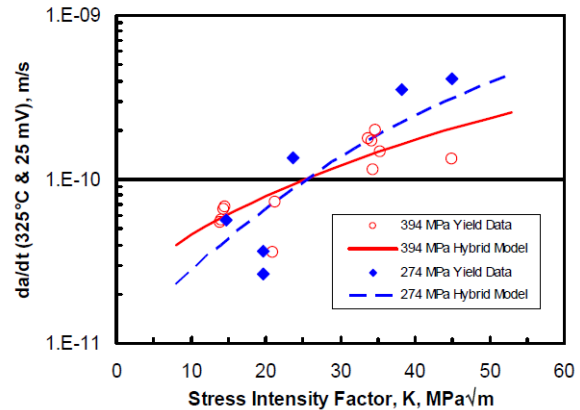
¹⁸¹ P. M. Scott, "An Overview of Internal Oxidation as a Possible Explanation of Intergranular Stress Corrosion Cracking of Alloy 600 in PWRs", Ninth International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, (1999)

表 3.3.2-2 ハイブリッドモデルにおける入力値の設定例 (母材)

c_{heat}	材料パラメータ	対数正規分布 $\ln(c_{\text{heat}})$ の平均値: -29.934 $\ln(c_{\text{heat}})$ の標準偏差: 0.20	
c_{temp}	温度パラメータ	式(3.3.2-2)より算出する。	
Q_g	活性化エネルギー	136 [kJ/mol]	
R	ガス定数	8.314 [J/molK]	
T_a	き裂位置の温度	325 [°C]	
$T_{a, \text{ref}}$	参照温度	325 [°C]	
c_{ECP}	ECP パラメータ	式(3.3.2-3)より算出する。	
d_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	3.92	
e_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	11.8	
f_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	22.1	
ΔECP	Ni/NiO 線からの ECP 差分量	25[mV _{SHE}]	
$\dot{\epsilon}_{\text{ct}}$	き裂先端近傍の歪速度	式(3.3.2-4)より算出する。	
p	降伏応力に対する乗数	1.024	
u	応力拡大係数に対する乗数	0.523	
E	ヤング率	206 [GPa]	
$\sigma_{0.2}$	0.2%耐力	274 [MPa]	394 [MPa]
n	加工硬化係数	1.35	1.59
s	$\dot{\epsilon}_{\text{ct}}$ 算出係数	0.75	1.45
r_0	$\dot{\epsilon}_{\text{ct}}$ を評価する き裂先端からの距離	式(3.3.2-5)より算出する。	
R_p	き裂先端の塑性域の大きさ	式(3.3.2-6)より算出する。	
ν	R_p 算出係数	1000	



(a) 設定例



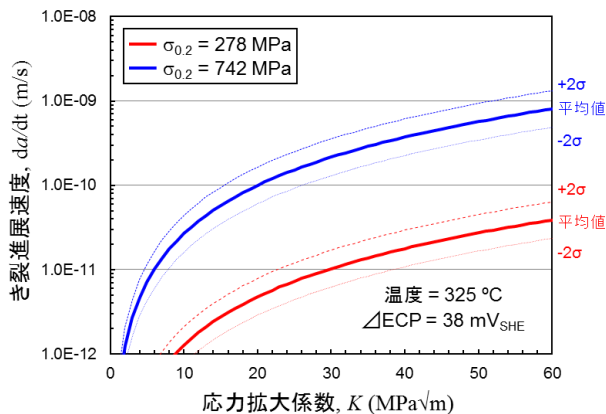
(b) 文献値¹⁸²

図 3.3.2-3 ハイブリッドモデルの比較 (母材)

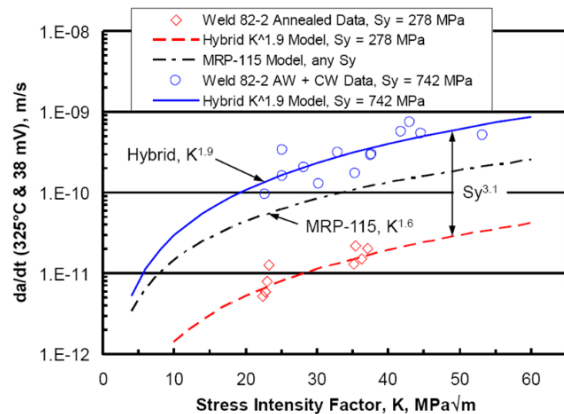
¹⁸² R. Pathania, "Program on Technology Innovation: A Preliminary Hybrid Model of Nickel Alloy Stress Corrosion Crack Propagation in PWR Primary Water Environments", EPRI, 1016546, Final Report, (2008)

表 3.3.2-3 ハイブリッドモデルにおける入力値の設定例 (溶接金属)

c_{heat}	材料パラメータ	対数正規分布 $\ln(c_{heat})$ の平均値: -41.447 $\ln(c_{heat})$ の標準偏差: 0.25	
c_{temp}	温度パラメータ	式(3.3.2-2)より算出する。	
Q_g	活性化エネルギー	136 [kJ/mol]	
R	ガス定数	8.314 [J/molK]	
T_a	き裂位置の温度	325 [°C]	
$T_{a, ref}$	参照温度	325 [°C]	
c_{ECP}	ECP パラメータ	式(3.3.2-3)より算出する。	
d_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	3.92	
e_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	11.8	
f_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	22.1	
ΔECP	Ni/NiO 線からの ECP 差分量	38 [mV _{SHE}]	
$\dot{\epsilon}_{ct}$	き裂先端近傍の歪速度	式(3.3.2-4)より算出する。	
p	降伏応力に対する乗数	2.1	
u	応力拡大係数に対する乗数	1.9	
E	ヤング率	206 [GPa]	
$\sigma_{0.2}$	0.2% 耐力	278 [MPa]	742 [MPa]
n	加工硬化係数	1.3	1.3
s	$\dot{\epsilon}_{ct}$ 算出係数	1.0	1.0
r_0	$\dot{\epsilon}_{ct}$ を評価する き裂先端からの距離	式(3.3.2-5)より算出する。	
R_p	き裂先端の塑性域の大きさ	式(3.3.2-6)より算出する。	
v	R_p 算出係数	1	



(a) 設定例



(b) 文献値¹⁸³

図 3.3.2-4 ハイブリッドモデルの比較 (溶接金属)

¹⁸³ Raj Pathania, Gabriel Ilevbare, Ernie D. Eason. "Improved Modeling of PWSCC Crack Propagation", MRP Alloy 600/82/182 PWSCC Degradation and Management Review Meeting and MRP Alloy 690/52/152 Research Collaboration Meeting, (2012)

(2) 平板に存在するき裂の応力拡大係数解を用いた溶接方向き裂進展解析機能の整備

米国 STP1 号機の原子炉容器下部貫通部では図 3.3.2-5 に示す溶接方向き裂¹⁸⁴が確認されている。この溶接方向き裂は、図 3.3.2-6 における周方向き裂に相当しており、PASCAL-NP ではこのき裂を溶接方向き裂と称することとし、新たにき裂タイプ 6 として溶接方向き裂を表 3.3.2-4 に示すように追加した。外形は図 3.3.2-7 に示すように平板で近似するものとし、き裂長さが溶接線長さに達した場合には、図 3.3.2-7 に示すとおり半楕円き裂から無限長き裂へ置き換えることとした。なお、無限長き裂に置換えるときのき裂長さ c_L は、き裂連結時き裂長さとしてコマンドラインで指定する。応力拡大係数評価式については、日本機械学会維持規格 2012 年版の平板に存在するき裂の 3 次多項式に対応する応力拡大係数の解¹⁸⁵を導入した。

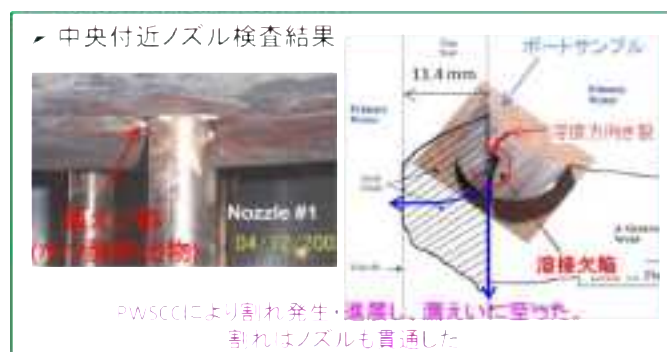


図 3.3.2-5 米国 STP1 号機における原子炉容器下部貫通部からの漏えいの様子

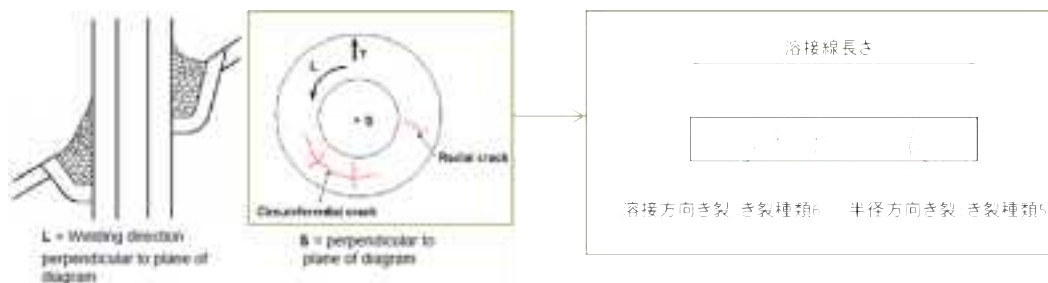


図3.3.2-6 溶接方向き裂

¹⁸⁴ Steven Thomas, PWSCC of Bottom Mounted Instrument Nozzles at South Texas Project, Proceedings of 12th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE12-49521, (2004)

¹⁸⁵ 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)

表 3.3.2-4 PASCAL-NP のき裂タイプ

き裂タイプ	き裂方向	き裂発生表面
0	周	内表面
1	軸	内表面
2	周	外表面
3	軸	外表面
4	周	貫通
5	半径	溶接金属
6*	溶接	溶接金属

*本事業で追加

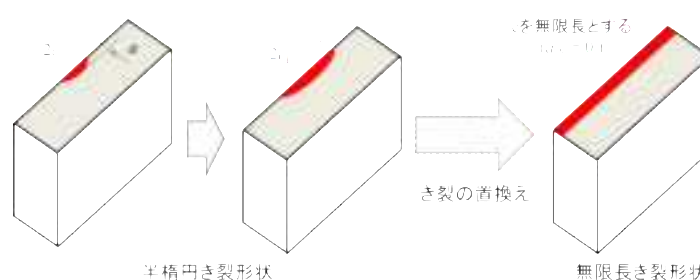


図3.3.2-7 溶接方向き裂における半楕円形状から無限長き裂形状への置換え

(3) 疲労き裂進展解析モデルの整備

PWR 一次系及び BWR 炉水環境中におけるニッケル合金母材及び溶接金属、ステンレス鋼並びに低合金鋼の過渡事象による疲労き裂進展を評価するため、き裂進展速度のばらつきを考慮した確率論的評価モデルを整備し、疲労き裂進展を評価する機能を PASCAL-NP に導入した。

疲労き裂進展速度 da/dN は、評価温度 T_c 、負荷上昇時間 t_r 、応力拡大係数範囲 ΔK と応力比 R から式(3.3.2-7)及び式(3.3.2-8)により算出される。

PWR 一次系水質環境中におけるニッケル合金母材及び溶接金属の疲労き裂進展速度例を図 3.3.2-8 (a)¹⁸⁶に、ステンレス鋼の疲労き裂進展速度例を図 3.3.2-8 (b)¹⁸⁷に、低合金鋼の疲労き裂進展速度例を図 3.3.2-8 (c)¹⁸⁸に、これらの設定値の例をまとめて表 3.3.2-5 に示す。

また、BWR 炉水環境中におけるニッケル合金母材及び溶接金属の疲労き裂進展速度例

¹⁸⁶ 日本機械学会，“発電用原子力設備規格 維持規格 事例規格 ニッケル合金の PWR 一次系水質環境中の疲労き裂進展速度”，NA-CC-004，(2008)

¹⁸⁷ 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)

¹⁸⁸ W. H. Bamford，“Technical Basis for Revised Reference Crack Growth Rate Curves for Pressure Boundary Steels in LWR Environment”，Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 102, p. 433-p. 442, (1980)

を図 3.3.2-9 (a) 及び (b)¹⁸⁹ に、ステンレス鋼の疲労き裂進展速度例を図 3.3.2-9 (c)¹⁹⁰ に、低合金鋼の疲労き裂進展速度例を図 3.3.2-8 (c)¹⁹¹に、これらの設定値の例をまとめて表 3.3.2-6 に示す。

維持規格では保守的な取扱いとするため、図 3.3.2-8 や図 3.3.2-9 の+2σ 上限値を疲労き裂進展速度として定めているが、PFM 解析ではその確率分布を考慮した評価を行う。

($\Delta K > \Delta K_{th}$ または $t_r > t_{r,th}$ のとき)

$$\frac{da}{dN} = C'' \times T_c^{n'} \times t_r^n \times \frac{\Delta K^{m'}}{(1-R)^m} \quad (3.3.2-7)$$

($\Delta K < \Delta K_{th}$ かつ $t_r < t_{r,th}$ のとき)

$$\frac{da}{dN} = 0 \quad (3.3.2-8)$$

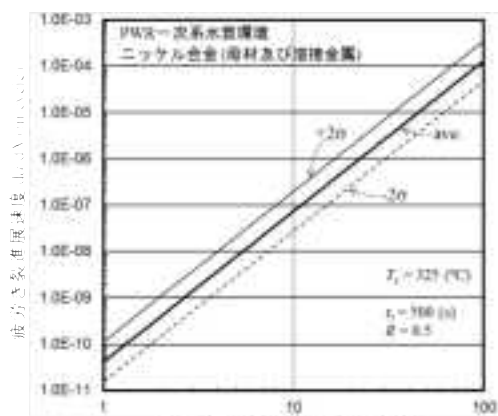
表 3.3.2-5 PWR 水質環境中における疲労き裂進展速度係数設定例

	ニッケル合金		ステンレス鋼	低合金鋼
	母材	溶接金属		
温度依存性指数, n'	0.77		0.63	0.00
時間依存性指数, n	0.24		0.33	0.00
応力拡大係数範囲依存性指数, m'	3.25		3.00	1.95
応力比依存性指数, m	1.34		1.56	1.20
応力拡大係数範囲閾値, ΔK_{th}	3.6		2.7	0
負荷上昇時間閾値, $t_{r,th}$ (s)	30		0.5	0
負荷上昇時間下限値, $t_{r,lower}$ (s)	1		1	1
負荷上昇時間上限値, $t_{r,upper}$ (s)	1000		1000	1000
き裂進展速度係数 $\ln(C'')$ の 平均値	-30.775		-29.457	-20.610
き裂進展速度係数 $\ln(C'')$ の 標準偏差	0.495		0.497	0.780

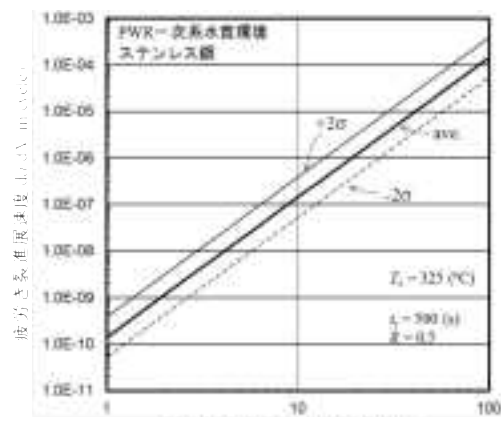
¹⁸⁹ 小川琢矢, 板谷雅雄, 青池聡, 長瀬博, 米陀英毅, “ニッケル基合金の BWR 環境中疲労き裂進展速度線図の検討 (第 1 報, Paris 則形式によるき裂進展速度式の検討)”, M&M2013 カンファレンス, OS1420, (2013)

¹⁹⁰ 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)

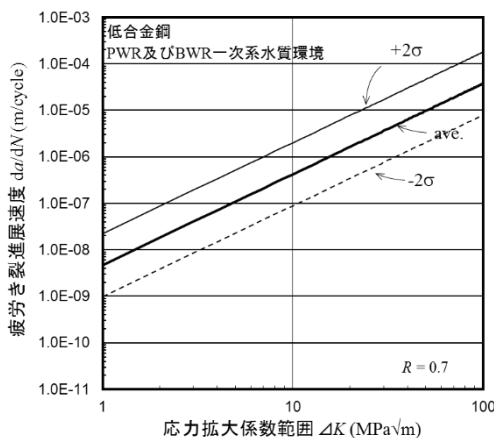
¹⁹¹ W.H.Bamford, “Technical Basis for Revised Reference Crack Growth Rate Curves for Pressure Boundary Steels in LWR Environment”, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 102, p.433-p.442, (1980)



(a) ニッケル合金 (母材及び溶接金属)



(b) ステンレス鋼

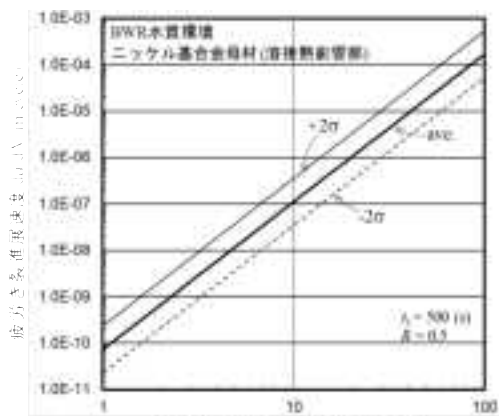


(c) 低合金鋼

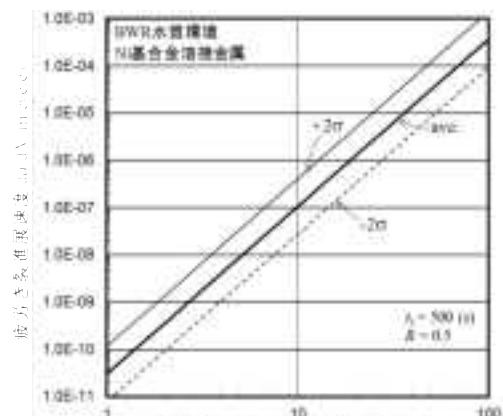
図3.3.2-8 PWR水質環境中における疲労き裂進展速度例

表 3.3.2-6 BWR 炉水環境中における疲労き裂進展速度係数設定例

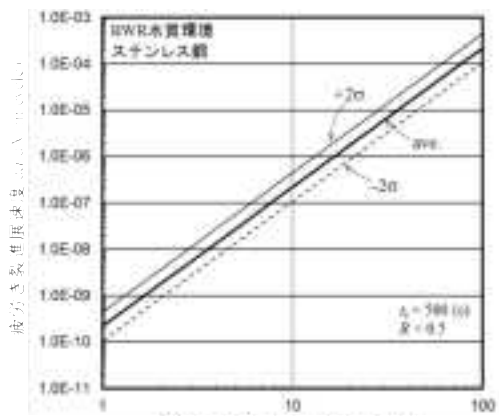
	ニッケル合金		ステンレス鋼	低合金鋼
	母材	溶接金属		
温度依存性指数, n'	0.00	0.00	0.00	0.00
時間依存性指数, n	0.55	0.44	0.50	0.00
応力拡大係数範囲依存性指数, m'	3.18	3.54	3.00	1.95
応力比依存性指数, m	0.26	1.08	2.12	1.20
応力拡大係数範囲閾値, ΔK_{th}	3.0	3.4	0	0
負荷上昇時間閾値, $t_{r,th}$ (s)	1	1	0	0
負荷上昇時間下限値, $t_{r,lower}$ (s)	1	1	1	1
負荷上昇時間上限値, $t_{r,upper}$ (s)	1000	1000	1000	1000
き裂進展速度係数 $\ln(C'')$ の 平均値	-26.933	-27.699	-27.167	-20.610
き裂進展速度係数 $\ln(C'')$ の 標準偏差	0.581	0.675	0.355	0.780



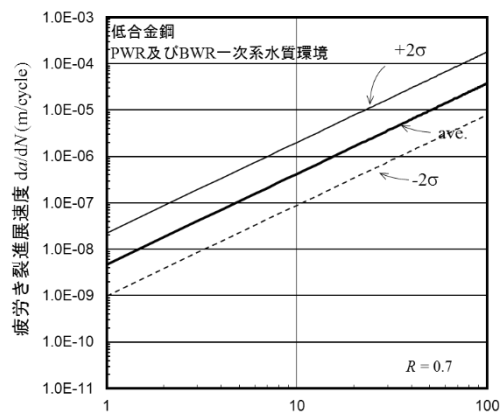
(a) ニッケル合金 (母材)



(b) ニッケル合金 (溶接金属)



(c) ステンレス鋼



(d) 低合金鋼

図3.3.2-9 BWR炉水環境中における疲労き裂進展速度例

起動、停止、耐圧試験等の過渡事象を考慮できるようにし、疲労き裂進展量を PWSCC あるいは NiSCC によるき裂進展量に重畳させ、その和をき裂進展量として評価できるように機能を整備した。また、過渡事象の発生頻度についてはポアソン分布または一定値による評価を可能とした。

(4) 高アスペクト比き裂に対する応力拡大係数算出式の導入

ニッケル合金異材溶接部に PWSCC 等が発生・進展するとき、き裂表面点がステンレス鋼まで進展した場合遅延し、き裂表面点が低合金鋼まで進展した場合ほぼ停止するものの、き裂最深点はニッケル合金にあるため進展を続ける。このため、実機の異材溶接部で確認される PWSCC 等のき裂形状はその半長よりも深さが大きい高アスペクト比き裂となる傾向にある。米国 V.C.Summer で確認された高アスペクト比き裂の例を図 3.3.2-10 に示す¹⁹²。このような高アスペクト比き裂の進展評価等を実施するための応力

¹⁹² S. Hunt, J. Broussard, P. O'Regan and D. Covill, "Weld Overlay Deposit on Alloy 82/182

拡大係数¹⁹³が最近整備されたため、その解を PASCAL-NP に導入した。高アスペクト比応力拡大係数導入前後のき裂最深点の K 値を比較して図 3.3.2-11 に示す。過去に PASCAL-NP に整備されたアメリカ石油協会 (American Petroleum Institute, 以下「API」という。) 規格に示される応力拡大係数の解¹⁹⁴の適用範囲は $a/l \leq 0.5$ までであるため、 $a/l > 0.5$ の範囲で外挿すると $a/l = 4.0$ で負の値となるような挙動が現れることが確認できる。高アスペクト比き裂の応力拡大係数解を導入することで外挿がなくなり適正な値が算出されるようになった。

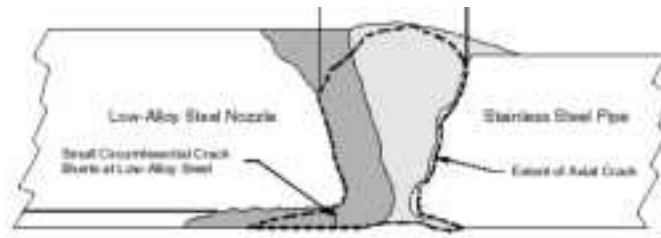


図3.3.2-10 V.C.Summerで確認された高アスペクト比き裂の様子

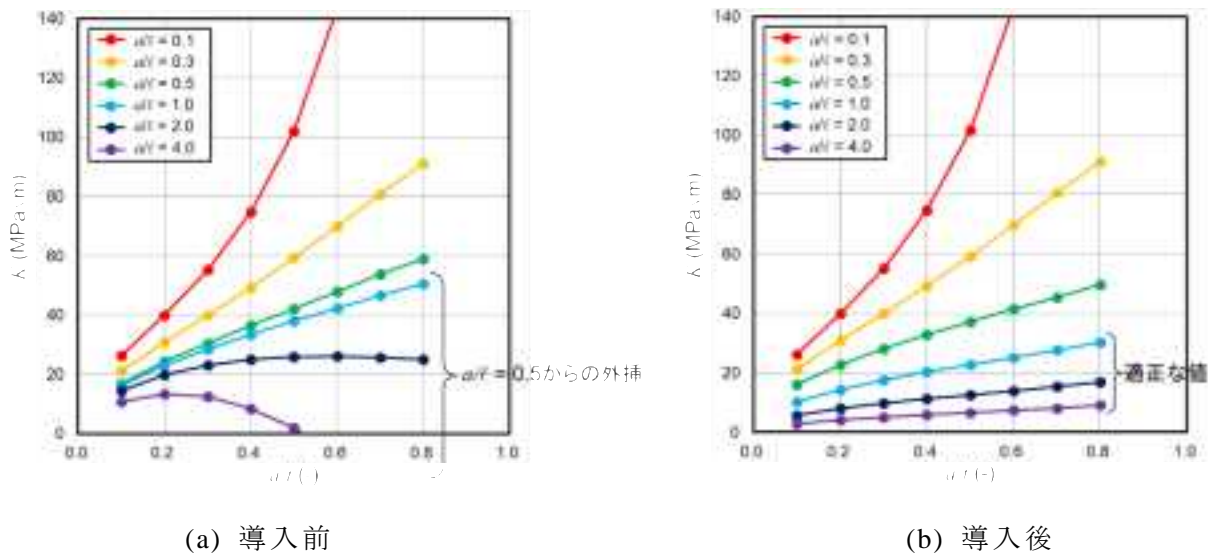


図3.3.2-11 高アスペクト比応力拡大係数導入前後におけるき裂最深点のK値の比較

(5) デンドライト等材料異方性を考慮したき裂進展評価手法の導入

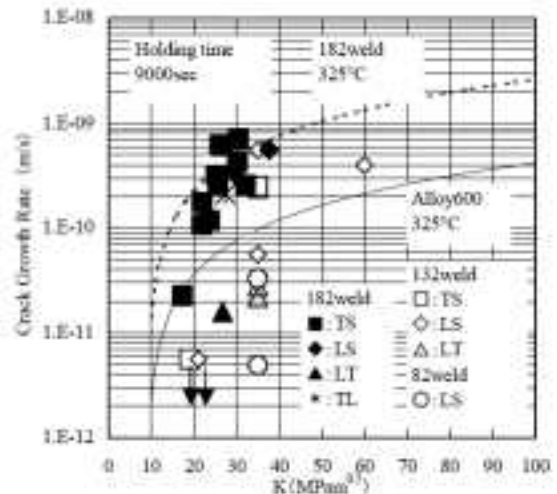
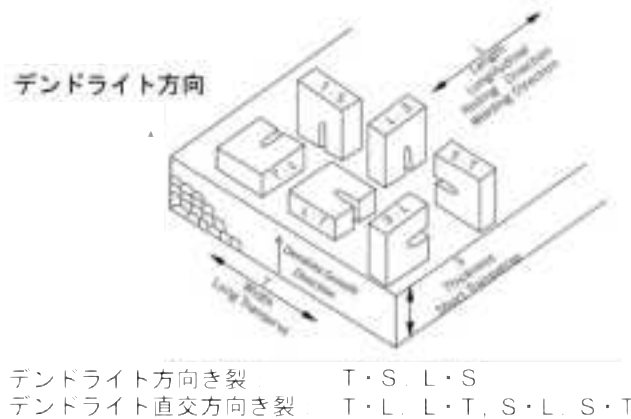
図 3.3.2-12 に示すようなデンドライト方向を考慮した PWSCC き裂進展試験では、デ

Butt Welds to Reduce ID Surface Stresses”, Proceedings of the Conference on Vessel Penetration Inspection, Crack Growth and Repair, NUREG/CP-0191, (2003)

¹⁹³ Yinsheng Li, Hiroto Itoh, Kunio Hasegawa, Kazuya Osakabe and Hiroshi Okada, “DEVELOPMENT OF STRESS INTENSITY FACTORS FOR DEEP SURFACE CRACKS IN PLATES AND CYLINERS”, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2012-78109, (2012)

¹⁹⁴ American Petroleum Institute, “Fitness-For-Service API 579-1/ASME FFS-1”, (2007)

ンドライト直交方向のき裂進展速度は、デンドライト方向のき裂進展速度に比べて低下していることが確認されている^{195,196}。この現象を考慮するため PASCAL-NP では、き裂深さ方向と長さ方向のき裂進展速度の割合を設定することにより、デンドライト方向とデンドライト直交方向のき裂進展速度を独立に評価できるように機能整備した。



(a) 試験片採取方向

(b) 実測値

図3.3.2-12 デンドライト方向を考慮したPWSCCき裂進展速度試験

¹⁹⁵ G. A. White, N. S. Nordmann, J. Hickling and C.D.Harrington, “Development of Crack Growth Rate Disposition Curves for Primary Water Stress Corrosion Cracking (PWSCC) of Alloy 82, 182 and 132 Weldments”, Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power System – Water Reactors -, (2005)

¹⁹⁶ K. Tsutsumi, H. Kanasaki, K. Yoshimoto, Y. Nomura, S. Asada and T. Yonezawa, “SCC Growth Rate of Nickel Based Alloy 132 Weld Metal in PWR Primary Water”, 11th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors -, (2003)

3.3.3 PASCAL-EC の整備

PASCAL-EC は、2004 年に発生した関西電力株式会社美浜原子力発電所 3 号機において発生した配管減肉に起因する事故を踏まえて、日本原子力研究所（当時）により開発された減肉配管を対象とした破損確率評価解析コードである。当時、減肉を確率論的に評価するモデルとして提案されていた、Kastner らによるモデル^{197,198}（以下、「Kastner モデル」という。）と Smith ら¹⁹⁹による補正方法を考慮した減肉率評価モデルが PASCAL-EC に整備されている。

Kastner モデルは、以下の式で与えられる $\Delta\phi_R$ を密度で除したものが、単位時間当たりの板厚方向の減肉長さとなる。ここでは、この単位時間当たりの板厚方向の減肉長さを減肉率と呼ぶ。

$$W_c(t) = \frac{\Delta\phi_R T}{\rho_{st}} \quad (3.3.3-1)$$

$\Delta\phi_R$: 減肉率($\mu\text{g}/\text{cm}^2\text{hr}$)
 T : 露出時間(hr)
 ρ_{st} : 鉄の密度($\mu\text{g}/\text{cm}^3$)

$$\Delta\phi_R = 6.25k_c(Be^{Nw}[1 - 0.175(\text{pH} - 7)^2]1.8e^{-0.118g} + 1)f(t) \quad (3.3.3-2)$$

$$B = 10.5\sqrt{h} - (9.375 \times 10^4 T^2) + (0.79T) - 132.5 \quad (3.3.3-3)$$

$$N = -0.0875h - (1.275 \times 10^{-5} T^2) + (1.078 \times 10^{-2} T) - 2.15 \quad (0\% \leq h \leq 0.5\%) \quad (3.3.3-4)$$

$$N = (-1.29 \times 10^{-4} T^2 + 0.109T - 22.07)0.154e^{-1.2h} \quad (0.5\% \leq h \leq 5\%) \quad (3.3.3-5)$$

k_c : 幾何学形状ファクター
 w : 流速(m/s)
 pH : pH 値
 g : 溶存酸素濃度($\mu\text{g}/\text{kg}$)
 h : クロムとモリブデンの含有量
 T : 温度(K)
 $f(t)$: 時間に対する修正ファクター

Smith らは、上記の Kastner モデルを用いると実測値と相応の差異が生じるため、これ

¹⁹⁷ W. Kastner and E. Riedle, “Empirische Modell zur Berechnung von Materialabträgen durch Erosionskorrosion”, VGB Kraftwerkstechnik, 66-12 1023-1029, (1986).

¹⁹⁸ W. KASTNER, M. ERVE, N. HENZEL et al., “CALCULATION CODE FOR EROSION CORROSION INCLUDED WALL THINNING IN PIPING SYSTEMS”, Nuclear Engineering Design 119 (1990).

¹⁹⁹ C. L. Smith et al., “Incorporating Aging Effects into Probabilistic Risk Assessment – A Feasibility Study Utilizing Reliability Physics Models”, NUREG/CR-5632, (2000).

を補正する手法を開発した。これを以下に示す。

$$\Delta\varphi_R = \Delta\varphi_{R,KWU-KR} \times E \quad (3.3.3-6)$$

$\Delta\varphi_R$: 確率モデルで算出される減肉率($\mu\text{g}/\text{cm}^2\text{h}$)

$\Delta\varphi_{R,KWU-KR}$: 決定論 Kastner モデルによる減肉率($\mu\text{g}/\text{cm}^2\text{h}$)

E : 対数正規分布に従う確率変数

E は Kastner モデルを用いて計算される $\Delta\varphi_R$ に用いて、図 3.3.3-1 に示すような 4 つの Region に分類される。各 Region の確率変数 E の中央値 μ 、標準偏差 σ を表 3.3.3-1 に示す。

前述の調査を踏まえると、Kastner モデルは減肉メカニズムを踏まえた減肉率の評価手法と言える。一方、減肉する恐れのある配管部位については、減肉データは学協会規格等に基づき測定・管理されており、その減肉測定データが蓄積されている状況にある。これらの減肉測定データを統計処理することにより、測定部位の減肉特性を考慮した減肉予測モデルを整備することは可能である。本報告では、この統計結果に基づく減肉率評価モデルを考慮した減肉率評価手法を PASCAL-EC に整備している。機能整備する際は、3.2.2 節の減肉率計測データに基づく減肉モデルの検討の結果を踏まえて実施している。

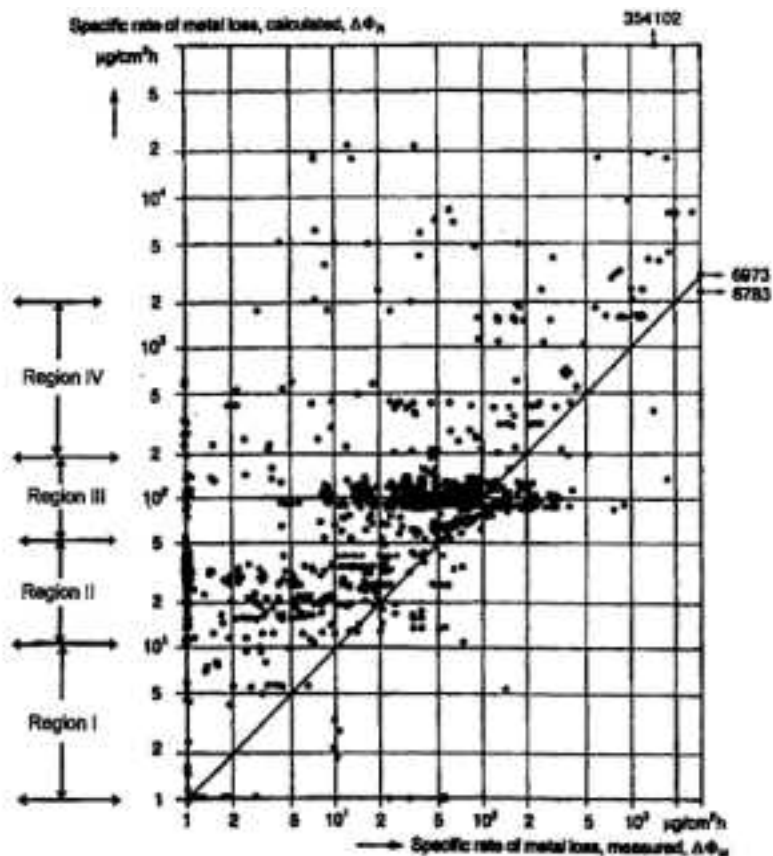


Figure 18. Comparison of values calculated by empirical KWU-KR model with measurements from laboratory experiments and power stations. (Kastner and Riedle, 1986) Copyright VGB PowerTech Service GmbH; reprinted with permission.

Region I: 1 to 10 $\mu\text{g}/\text{cm}^2/\text{h}$ (29 data points)
 Region III: 50 to 200 $\mu\text{g}/\text{cm}^2/\text{h}$ (653 data points)

Region II: 10 to 50 $\mu\text{g}/\text{cm}^2/\text{h}$ (184 data points)
 Region IV: 200 to 2,000 $\mu\text{g}/\text{cm}^2/\text{h}$ (92 data points)

図 3.3.3-1 Smith らによる Region の分割

表 3.3.3-1 Smith らによる Region 分割 対数正規分布の中央値及び対数標準偏差

パラメータ	Region I	Region II	Region III	Region IV
中央値 μ	0.33	-1.17	-0.72	-2.03
対数標準偏差 σ	1.17	1.15	1.04	1.65

(1) 国内配管の減肉率実測データに基づく統計モデル

前述の調査では、例として減肉技術規格等に記載されている国内配管の減肉率実測データに基づく統計処理による分析を実施した。ここで、統計処理に基づく分析結果を踏まえ、正規分布、あるいは対数正規分布とする減肉率の評価解析機能を PASCAL-EC に整備する。この統計処理に基づく減肉率評価モデルは測定部位の減肉特性を考慮した減肉予測を行うことが可能である。

従来の PASCAL-EC では、上述の Kastner モデルを適用して配管の減肉量を評価していた。ここでは、減肉率を正規分布または対数正規分布に従う確率変数として評価する機能を整備する。また、確率分布の裾野の取扱について、上下限界を超える場合は上下限界とみなす機能、あるいは上限値で累積確率 1、下限値で累積確率 0 となるように正規化した分布関数を使用する機能のいずれかを選択できるようにする。

正規分布の場合は平均値、及び標準偏差を入力とする。また、対数正規分布の場合は中央値、及び対数標準偏差を入力とする。いずれの場合においても、裾野の取扱に関する選択と、上下限界を入力とする。

(2) 検証計算

減肉率が対数正規分布に従う場合の検証計算として、表 3.3.3-2 に示す条件を用いて減肉率のサンプリングを行った。図 3.3.3-2 にサンプリングした減肉率の累積確率と正規分布の累積分布関数の比較を示す。両者がよく一致していることが分かる。

表 3.3.3-2 減肉率の対数正規分布の母数

<i>median</i>	0.1 [10-4 mm/hr]
$\mu = \log(\textit{median})$	-13.8155 (※)
σ	0.5

(※) 中央値を[cm/hr]で表して自然対数を取っている

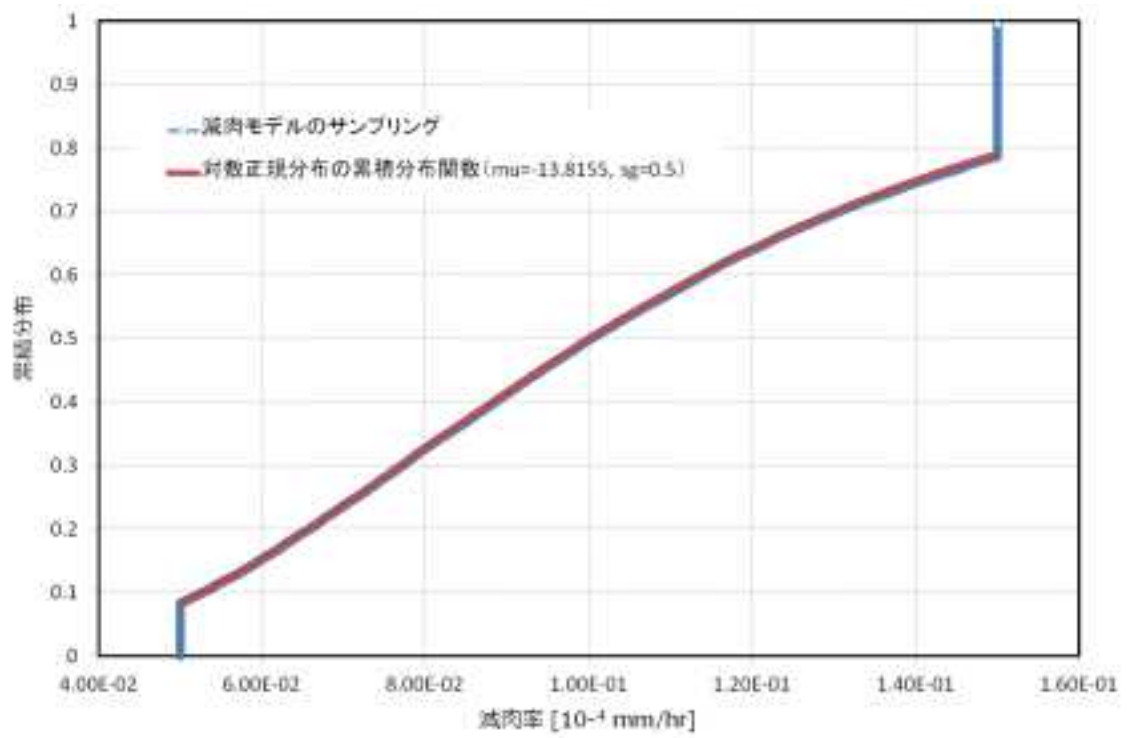


図 3.3.3-2 サンプリングした減肉率の累積確率と正規分布の累積分布関数の比較

3.4 機能喪失確率評価事例の整備

ここでは、BWR 型軽水炉の代表的配管系である PLR 配管を対象に、代表的経年事象である IGSCC によるき裂の存在、及び IGSCC と疲労によるき裂進展を考慮して、PASCAL-SP を用いた解析事例を整備する。

以下に示す代表的解析条件は、国内外の最新知見、実機におけるき裂発生事例、学協会規格やこれまでの感度解析やベンチマーク解析結果等を踏まえて設定したものであるが、一部については今後精度向上が期待される評価モデルあるいは保守性が含まれる評価モデルが使用されること、根拠となる情報が不足していることにより暫定的に設定した条件が含まれること、最新知見を踏まえて将来的に更新する可能性があること等に注意されたい。

3.4.1 機能喪失解析評価のための代表的解析条件

(1) 配管寸法

配管寸法の条件を表 3.4.1-1 に示す。実機における使用実績を踏まえて、300A Sch.100、及び 400A Sch.100 の配管を想定する。

表 3.4.1-1 解析条件 配管寸法

項目：配管寸法		
【条件】		
・ 寸法：		
配管口径	300A	400A
外径	318.5 mm	406.4 mm
板厚	21.4 mm	26.2 mm
内半径	137.85 mm	177.0 mm
※スケジュールは全て Sch. 100		
【解説】		
実機においては、リングヘッドから RPV 入口で 300A Sch.100、リングヘッドで 400A Sch.100 の事例がある。		

(2) 想定き裂

想定き裂として、IGSCC によるき裂を評価開始時の初期き裂として評価する場合の条件を表 3.4.1-2 に示す。き裂形状は、日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格⁹⁷に基づき、内表面周方向半楕円き裂としてモデル化する。寸法については、国内 BWR プラントの PLR 配管における IGSCC の欠陥寸法データ²⁰⁰に基づく確率モデル²⁰¹を使用す

²⁰⁰ http://www.meti.go.jp/committee/materials2/downloadfiles/g100121_a05j.pdf

²⁰¹ H.Machida, “Reliability Assessment of PLR Piping Based on Domestic SCC Data,” 2007

る。また、き裂の位置の条件を表 3.4.1-3 に示す²⁰²。同様に、国内 BWR プラントの PLR 配管における欠陥発生事例の分析に基づき、初期き裂は硬化部に位置し、き裂の最深点は進展に伴い溶接金属に進行するという 2 段階のき裂進展評価を行う^{203, 204}。進展の模式図を図 3.4.1-1 に示す²⁰³。

PASCAL-SP は、IGSCC によるき裂の発生を考慮した解析機能を有している。き裂の発生を考慮する場合の評価モデル²⁰⁵を表 3.4.1-4 に示す。

表 3.4.1-2 解析条件 対象き裂²⁰¹

項目：対象き裂（初期き裂）
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 初期き裂の深さ a：正規分布 $f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{a-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 5.72$ mm, $\sigma = 1.38$ mm</p> <ul style="list-style-type: none"> 初期き裂の半長 c：対数正規分布 $f(c) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma c} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(c/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 10.16$ mm, $\sigma = 0.675$</p>
<p>【解説】</p> <p>国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC き裂のデータに基づく、き裂寸法の確率分布モデルである。</p>

ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2007-26059 (2007).

²⁰² 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).

²⁰³ 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

²⁰⁴ 経済産業省原子力安全・保安院, “発電用原子力設備における破壊を引き起こす亀裂その他の欠陥の解釈について（内規）,” 平成 21・11・18 原院第 1 号

²⁰⁵ 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).

表 3.4.1-3 解析条件 対象き裂の位置²⁰²

項目：対象き裂の位置
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 溶融境界に達するときの深さ d_c: 図 3.4.1-1 ・ 評価モデル: $d_c = 1.0L + L_n$ ・ き裂発生位置 L: 正規分布 $f(L) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 2.246$ mm, $\sigma = 2.152$ mm</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 定数 L_n: 正規分布 $f(L_n) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L_n-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 3.017$ mm, $\sigma = 1.314$ mm</p>
<p>【解説】</p> <p>国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC き裂のデータに基づく、き裂位置の確率分布モデルである。</p>

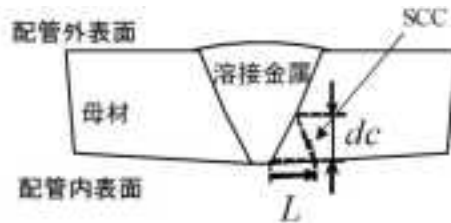


図1 低炭素ステンレス鋼管のSCCの模式図

図 3.4.1-1 内表面き裂の進展の模式図 (欠陥の解釈²⁰⁴より引用)

表 3.4.1-4 解析条件 IGSCC によるき裂の発生モデル²⁰⁵

項目：IGSCC によるき裂の発生モデル
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 発生時刻 t: 対数正規分布 $f(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma t} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(t/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 9.21\text{year}$, $\sigma = 0.485$</p> <ul style="list-style-type: none"> 発生直後のき裂の深さ a: 0.5 mm 発生直後のき裂の半長 c: 指数分布 $f(c) = \lambda \exp(-\lambda c)$ <p>ただし、$\lambda = 7 \text{ mm}^{-1}$</p>
<p>【解説】</p> <p>国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC き裂のデータに基づく、発生時刻の確率分布モデルである。</p>

(3) 荷重条件

定常時応力の条件を表 3.4.1-5 に示す。これらは、既存研究^{201,202,205}を参考にして設定した値である。溶接残留応力の条件を表 3.4.1-6 及び図 3.4.1-2 に示す。この溶接残留応力は、経済産業省旧原子力安全・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、原子炉再循環系配管等の超音波探傷試験及び健全性評価方法に関する報告書²⁰³に記載されたものである。疲労用の応力の条件²⁰¹を表 3.4.1-7 に、地震動による応答応力の条件²⁰⁶を表 3.4.1-9 に示す。

²⁰⁶一般社団法人 日本溶接協会、原子力構造機器信頼性評価への確率論的破壊力学の適用法に関する調査研究、JWES-AE-1306 (2014)

表 3.4.1-5 解析条件 定常時応力²⁰²

項目：定常時応力		
【条件】		
・内圧		
配管口径	300A	400A
内圧	9.0 MPa	9.0 MPa
・内圧による膜応力		
配管口径	300A	400A
膜応力	66.9 MPa	74.2 MPa
【解説】		
既存研究を参考にして設定した値である。		

表 3.4.1-6 解析条件 溶接残留応力²⁰³

項目：溶接残留応力		
【条件】		
・6次多項式分布：図 3.4.1-2		
$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{x}{t}\right) + \sigma_2 \left(\frac{x}{t}\right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t}\right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t}\right)^4 + \sigma_5 \left(\frac{x}{t}\right)^5 + \sigma_6 \left(\frac{x}{t}\right)^6$		
	300A	400A
σ_0	435.8 MPa	377.13 MPa
σ_1	-2294.6 MPa	-2706.3 MPa
σ_2	504.25 MPa	4418.5 MPa
σ_3	-3315.4 MPa	-3155.7 MPa
σ_4	32173 MPa	5030.8 MPa
σ_5	-49040 MPa	-6586.5 MPa
σ_6	21768 MPa	2639.8 MPa
【解説】		
経済産業省旧原子力安全・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よる溶接残留応力を多項式近似したものである。		

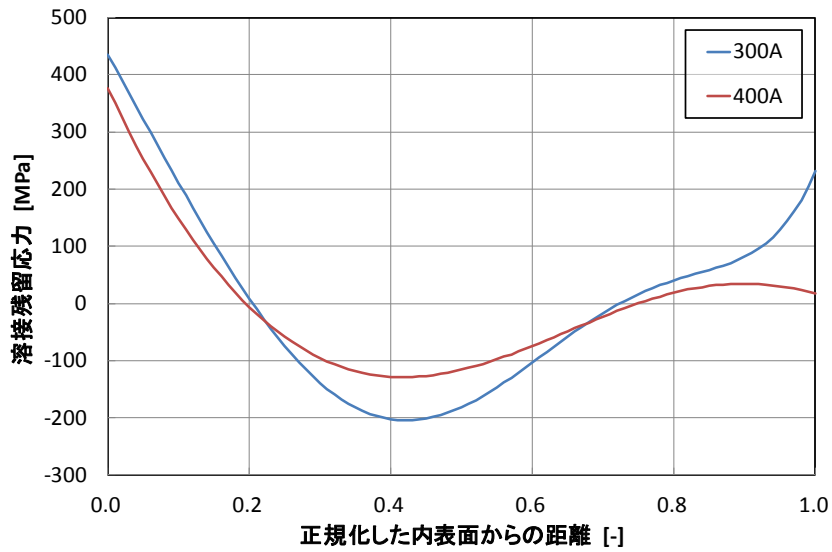


図 3.4.1-2 溶接残留応力分布

表 3.4.1-7 解析条件 疲労用応力²⁰¹

項目：疲労用応力	
【条件】	・疲労評価用応力及び過渡事象の発生回数：表 3.4.1-8
【解説】	既存研究を参考にして設定した値である。

表 3.4.1-8 疲労評価用応力及び過渡事象の発生回数

配管 口径	事象 番号	事象回数 (40年間)	内圧(MPa)		膜応力(MPa)		曲げ応力(MPa)	
			Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.
300A	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	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 3.4.1-9 解析条件 地震動による応答応力²⁰⁶

項目：地震動による応答応力
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none">・地震動による応答応力: 90 MPa・評価対象: 疲労き裂進展及び破壊・等価サイクル数: 100 回
<p>【解説】</p> <p>既存研究を参考にして設定した値である。</p>

(4) き裂進展速度

SCC き裂進展速度の条件を表 3.4.1-10 に、疲労き裂進展速度の条件を表 3.4.1-11 に示す。いずれも維持規格⁹⁷におけるき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^{202, 207}である。

表 3.4.1-10 解析条件 SCC 進展速度²⁰²

項目：SCC 進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 硬化部におけるき裂進展速度：維持規格 2012 年版⁹⁷ 図添付 E-2-SA-2（通常炉内水質環境）鋭敏化 SUS304 のき裂進展速度に基づく確率モデル²⁰² $\frac{da}{dt} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq da/dt \leq 9.2 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (da/dt < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 9.2 \times 10^{-10} & (da/dt < 9.2 \times 10^{-10}) \end{cases}$ <p>ここで、da/dt の単位は m/s、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う。</p> $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 9.22 \times 10^{-14}$, $\sigma = 0.309$</p> <ul style="list-style-type: none"> 溶接金属におけるき裂進展速度：維持規格 2012 年版⁹⁷ 図添付 E-2-SA-2（通常炉内水質環境）低炭素ステンレス鋼のき裂進展速度に基づく確率モデル²⁰² $\frac{da}{dt} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq da/dt \leq 2.1 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (da/dt < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 2.1 \times 10^{-10} & (da/dt < 2.1 \times 10^{-10}) \end{cases}$ <p>ここで、da/dt の単位は m/s、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う。</p> $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 1.02 \times 10^{-14}$, $\sigma = 1.18$</p>
<p>【解説】</p> <p>維持規格のき裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータに対して統計処理により提案された確率論的評価モデル。</p>

²⁰⁷独立行政法人 原子力安全基盤機構：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、平成 20 年度

表 3.4.1-11 疲労き裂進展速度²⁰⁷

項目：疲労き裂進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・維持規格 BWR 水質環境中疲労き裂進展速度⁹⁷に基づく確率モデル²⁰⁷ $\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot t^{0.5} \cdot \Delta K^{3.0}}{(1-R)^{2.12}}$ <p>ここで、da/dN の単位は m/cycle、$t = 1000$ sec、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う。</p> $f(C) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma C} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(C/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 2.86 \times 10^{-12}$, $\sigma = 0.525$</p>
<p>【解説】</p> <p>維持規格の線図作成に使用されたデータを統計処理して得られた分布である。</p>

(5) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.4.1-12 に示す。維持規格⁹⁷に基づき、溶接部に存在するき裂に対して、弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を実施する。また、破壊評価用応力²⁰²を表 3.4.1-13 に、流動応力^{208, 209}を表 3.4.1-14 に示す。

表 3.4.1-12 解析条件 破壊評価手法⁹⁷

項目：破壊評価手法
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・破壊評価法：弾塑性破壊力学評価法 ・Z 係数算出式：溶接方法を考慮した評価式
<p>【解説】</p> <p>原則として国内学協会規格の手法を使用する。</p>

²⁰⁸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)

²⁰⁹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 3.4.1-13 解析条件 破壊評価用応力²⁰²

項目：破壊評価用応力		
【条件】		
<ul style="list-style-type: none"> 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： 一次膜応力 P_m，一次曲げ応力 P_b，熱膨張応力 P_e。 		
配管口径	300A	400A
P_m	34.3 MPa	35.7 MPa
P_b	41.8 MPa	40.4 MPa
P_e	0.0 MPa	0.0 MPa
【解説】		
既存研究を参考にして設定した値である。		

表 3.4.1-14 解析条件 流動応力²⁰⁹

項目：流動応力
【条件】
<ul style="list-style-type: none"> 対象配管：配管用ステンレス鋼鋼管 SUS316LTP 流動応力 σ_f：正規分布
$f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f - \mu}{\sigma}\right)^2\right)$
ただし、 $\mu = 256.5\text{MPa}$ ， $\sigma = 10.85\text{MPa}$
【解説】
流動応力の平均値を 2.7Sm とし、標準偏差は告示 501 別表第 9 ²⁰⁸ や JSME RC111 ²⁰⁹ を参考に設定する値である。

(6) その他

応力拡大係数の算出式を表 3.4.1-15 に示す^{97, 210}。また、非破壊検査を考慮する場合の非破壊検査によるき裂非検出確率²¹¹を表 3.4.1-16 に示す。

²¹⁰D. 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)

²¹¹ M. A. Khaleel, F. A. Simonen, D. Harris, D. Dedhia, The impact of inspection on intergranular stress corrosion cracking for stainless steel piping, Proceedings of 1995 ASME Pressure Vessel & Piping Conference, 295, Honolulu, Hawaii, USA (1995)

表 3.4.1-15 解析条件 応力拡大係数

項目：応力拡大係数	
【条件】	<ul style="list-style-type: none"> ・ 応力拡大係数算出式： <ul style="list-style-type: none"> ・ 内表面半楕円き裂：維持規格の平板 3 次多項式応力分布応力拡大係数⁹⁷ ・ 貫通き裂：PVP2014-28049 の式²¹⁰ ・ 全周き裂：維持規格全周 3 次多項式応力分布応力拡大係数⁹⁷
【解説】	<p>原則として国内学協会規格の手法を使用する。規格にないものについては、最新知見を参考とする。</p>

表 3.4.1-16 解析条件 非破壊検査によるき裂の非検出確率²¹¹

項目：非破壊検査によるき裂の非検出確率	
【条件】	<ul style="list-style-type: none"> ・ き裂非検出確率 P_{ND}: 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き裂の非検出確率モデル、検査チームの熟練度は優秀 (outstanding)。 $P_{ND} = \frac{1}{2}(1 - \varepsilon)\operatorname{erfc}\left(v \ln \frac{A}{A^*}\right) + \varepsilon$ $A = \frac{\pi}{2}ab \quad (2b \geq D_B)$ $A = \frac{\pi}{2}aD_B \quad (2b < D_B)$ $A^* = \frac{\pi}{4}a^*D_B$ <p>ただし、a はき裂深さ、b はき裂半長である。また、</p> <ul style="list-style-type: none"> a^* : 0.05t (t は板厚) v : 1.6 D_B : 1 inch ε : 0.005
【解説】	<p>M. A. Khaleel et al (1995)による研究成果を踏まえた評価モデルである。</p>

3.4.2 代表的解析事例

(1) 代表的配管に関する破損確率解析事例

表 3.4.1-1 に示す PLR 配管及び表 3.4.1-2 に示す IGSCC によるき裂を対象に、表 3.4.1-16 に示す非破壊検査によって検出されないき裂を評価開始時の初期き裂として、継続供用期間中における配管の破損確率を求めた。PASCAL-SP はき裂が配管の板厚を貫通する場合の貫通確率、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、ここではき裂の貫通(貫通前破断を含む)を機能喪失とする場合の破損確率に関する解析結果を図 3.4.2-1 に示す。

300A 配管について、地震を考慮しない場合、5 年目の破損確率は約 1.0×10^{-6} 、10 年目の条件付破損確率は約 1.5×10^{-4} 、20 年目の条件付破損確率は約 2.0×10^{-3} と緩やかに上昇する。これは供用年数の増加に伴い、経年事象によるき裂の進展及び配管破壊が発生したためである。

次に、300A 配管について、地震を考慮した場合の破損確率に着目する。図中に示す地震を考慮する場合の破損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き裂が進展された状態で地震荷重によるき裂進展、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破損確率であるため、この地震によるき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。経年事象によるき裂の進展及び地震によるき裂進展の関係をき裂の寸法を表す平面において図 3.4.2-2 に示す。図 3.4.2-2 から分かるように、地震を考慮すると、経年事象によるき裂進展に、地震応力による疲労き裂進展等が重畳されたため、破損確率は増加する傾向にある。5 年目の破損確率は約 3.7×10^{-6} 、10 年目の破損確率は約 2.8×10^{-4} 、20 年目の破損確率は約 2.6×10^{-3} となる。

さらに、300A 配管と 400A 配管を比較すると、400A 配管の破損確率が低いことがわかる。これは 300A 配管に比べ、400A 配管の板厚が厚く、き裂が板厚貫通するまでに必要な時間が長く、発生応力が許容応力を上回ることが相対的に発生しにくいためである。

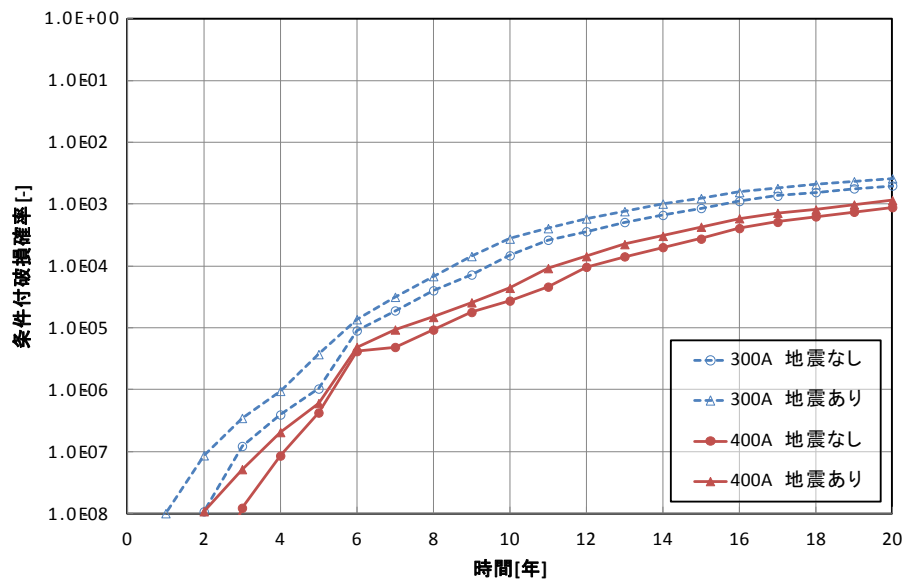


図 3.4.2-1 代表的な配管に関する破損確率解析事例

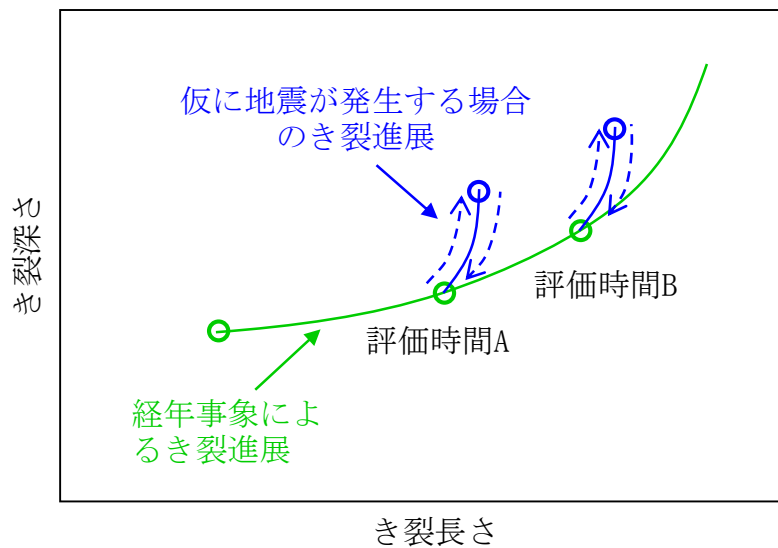


図 3.4.2-2 経年事象によるき裂の進展及び地震によるき裂進展

(2) 非破壊検査の効果を考慮した感度解析

非破壊検査の影響効果を確認するために、図 3.4.2-1 に示す解析事例について、非破壊検査を考慮しない場合の破損確率を求め、図 3.4.2-3 に示す。図 3.4.2-1 と同様に、図 3.4.2-3 に示す破損確率はき裂の貫通（貫通前破断を含む）を機能喪失とする場合の破損確率である。

300A 配管について、地震を考慮しない場合、5 年目の破損確率は約 2.4×10^{-4} 、10 年目の破損確率は約 3.8×10^{-2} 、20 年目の破損確率は約 4.2×10^{-1} となる。非破壊検査を考

慮する場合と比較して、2 オーダー程度破損確率が上昇することがわかる。非破壊検査は配管の破損確率を低減する重要な手段であるといえる。

次に、300A 配管について地震を考慮した場合、5 年目の破損確率は約 9.1×10^{-4} 、10 年目の破損確率は約 6.0×10^{-2} 、20 年目の破損確率は約 5.1×10^{-1} となる。地震を考慮した場合においても、非破壊検査を考慮する場合と比較して、2 オーダー程度破損確率が上昇することがわかる。この傾向は、400A 配管は 300A 配管と共通である。

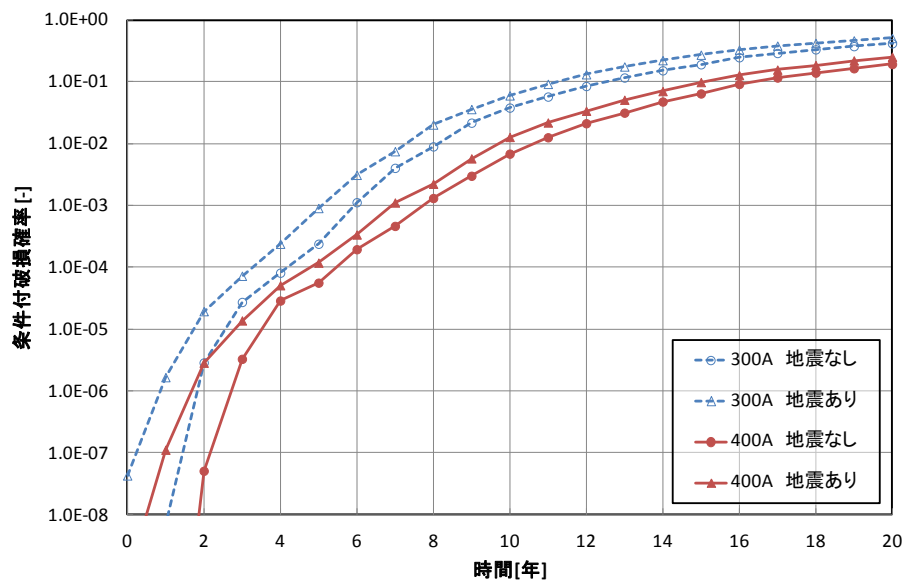


図 3.4.2-3 非破壊検査を考慮しない場合の破損確率解析事例

(3) き裂の発生を考慮した破損確率解析事例

ここで、供用前にき裂が存在せず、表 3.4.1-4 に示す供用期間中における IGSCC によるき裂発生を考慮する場合の破損確率を求め、図 3.4.2-4 に示す。図 3.4.2-4 から、供用開始後の 8 年までに有意な破損確率が得られていないことがわかる。これは IGSCC によるき裂の発生は潜伏期間を要するためである。

300A 配管について、地震を考慮しない場合、10 年目の破損確率は約 4.0×10^{-5} 、20 年目の破損確率は約 4.4×10^{-2} となる。次に、300A 配管について地震を考慮した場合、10 年目の破損確率は約 6.0×10^{-5} 、20 年目の破損確率は約 6.5×10^{-2} となる。

400A 配管の場合、300A 配管と同様にき裂発生の潜伏期間があるが、板厚が 300A 配管よりも厚いため、上述の評価開始時初期き裂を考慮する場合と同様に、き裂が進展して貫通あるいは破壊に至るまでにより長い時間を要する。20 年目の破損確率は地震を考慮しない場合は約 1.2×10^{-2} 、地震を考慮した場合は約 1.8×10^{-2} となる。

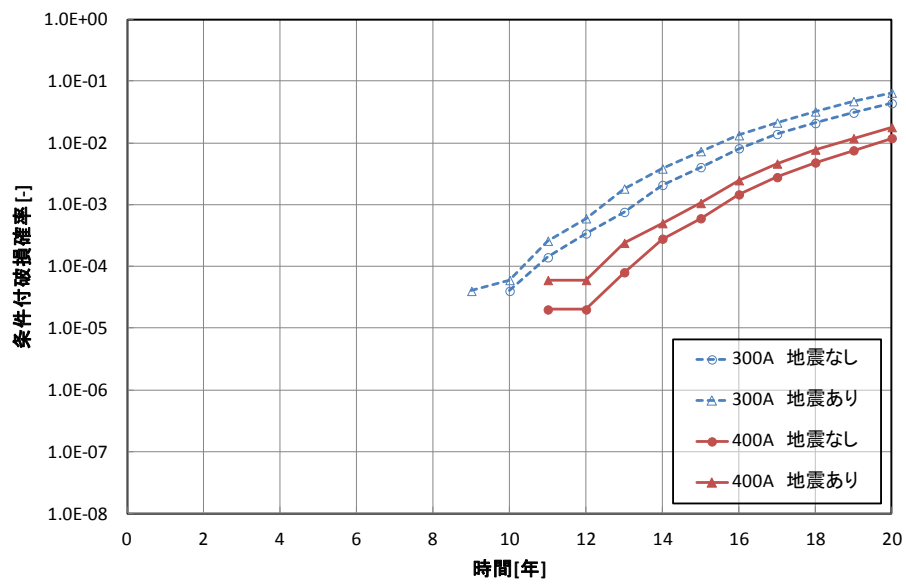


図 3.4.2-4 IGSCC によるき裂の発生を考慮した破損確率解析事例

4. シビアアクシデント時の圧力バウンダリ機器の健全性評価に関する調査

4.1 背景と目的

運転開始後 30 年を超えて運転する経年プラントの重要機器に対するシビアアクシデント時の健全性評価をより高度なものとするため、経年プラントの原子炉压力容器、一次系配管及び炉内構造物について、シビアアクシデント時の健全性評価において考慮すべき経年劣化事象を整理し、各機器の機能喪失評価手法について検討する。その一環として、本研究では、以下の項目について実施した。

4.2 既往文献の調査

加圧水型原子炉を中心に、シビアアクシデントにおいて想定すべきシナリオ・荷重条件・損傷クライテリアについて文献調査等の既往研究調査を行った。また、調査結果に基づき、評価を行う場合に不足している材料物性等のデータの有無について整理した。

4.2.1 文献等の調査

(1) 想定すべきシナリオ・荷重条件

1) 新規制基準において想定されるシナリオ²¹²

原子力規制委員会では、重大事故等の拡大の防止等に関して、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈」が定められている。炉心の著しい損傷の防止においては、『「重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合」とは、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故に対して原子炉の安全性を損なうことがないように設計することを求められる構築物、系統及び機器がその安全機能を喪失した場合であって、炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する以下の(a)及び(b)の事故シーケンスグループとする。なお、(a)の事故シーケンスグループについては、(b)における事故シーケンスグループの検討結果如何にかかわらず、必ず含めなければならない。』と定められている。(a)及び(b)の事故シーケンスグループは以下のとおりである。

(a)必ず想定する事故シーケンスグループ

①BWR

- ・ 高圧・低圧注水機能喪失
- ・ 高圧注水・減圧機能喪失
- ・ 全交流動力電源喪失
- ・ 崩壊熱除去機能喪失
- ・ 原子炉停止機能喪失
- ・ LOCA 時注水機能喪失

²¹²新規制基準 第三章 重大事故等対処施設の第三十七条

- ・ 格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）

②PWR

- ・ 2次冷却系からの除熱機能喪失
- ・ 全交流動力電源喪失
- ・ 原子炉補機冷却機能喪失
- ・ 原子炉格納容器の除熱機能喪失
- ・ 原子炉停止機能喪失
- ・ ECCS 注水機能喪失
- ・ ECCS 再循環機能喪失
- ・ 格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA、蒸気発生器伝熱管破損）

(b)個別プラント評価により抽出した事故シーケンスグループ

- ・ 個別プラントの内部事象に関する確率論的リスク評価（PRA）及び外部事象に関する PRA（適用可能なもの）またはそれに代わる方法で評価を実施する。
- ・ その結果、(a)の事故シーケンスグループに含まれない有意な頻度または影響をもたらす事故シーケンスグループが抽出された場合には、想定する事故シーケンスグループとして追加する。なお、有意な頻度または影響をもたらす事故シーケンスグループについては、(a)の事故シーケンスグループと炉心損傷頻度または影響度の観点から同程度であるか等から総合的に判断するものとする。

なお、その有効性を評価するに当たっては、以下のことを確認することになっている。

- ・ 炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであること。
- ・ 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力の 1.2 倍または限界圧力を下回ること。
- ・ 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力または限界圧力を下回ること。
- ・ 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度または限界温度を下回ること。

以上のことから、考慮すべき事故シナリオとしては、BWR の 7 事象、PWR の 8 事象が、その候補として挙げられ、本研究ではそれを踏まえてシビアアクシデント時の圧力バウンダリ機器の健全性評価に関する研究を進めることが重要である。

2) 東京電力福島第一原子力発電所事故に関する MELCOR コードによる検討²¹³

(a) 要旨

東電福島第一原子力発電所（以下「1F」という。）事故の発生を受けて、USNRC 及びエネルギー省（United States Department of Energy, 以下「DOE」という。）は、シビアアクシデントに関する解析コード MELCOR を用いて事故の再現研究プロジェクトを実施している。

このプロジェクトの目的は、(1) 情報ポータルシステムの開発によって、事故に関するデータの収集、検証及び文書化、(2)解析モデル及び事故データを用いて、事故の進展を再現する、(3)MELCOR コード及びその 1F 事故モデルの検証、そして将来必要になるであろうデータを提案することである。

アイダホ国立研究所（Idaho National Laboratory, 以下「INL」という。）は 1F 事故の情報に関する情報ポータルを開発した(<https://fukushima.inl.gov>)。サンディア国立研究所（Sandia National Laboratory, 以下「SNL」という。）は福島第一発電所 1、2 及び 3 号機の原子炉及び 4 号機の使用済み燃料プールについて、MELCOR 2.1 のためのモデルを開発した。オークリッジ国立研究所（Oak Ridge National Laboratory, 以下「ORNL」という。）は福島第一発電所 3 号機の原子炉の MELCOR 1.8.5 モデル及び 4 号機の使用済み燃料プールの TRACE モデルを開発した。SNL モデルの結果はプラントデータ及び ORNL モデルの結果とよく一致し、MELCOR コードに対するさらなる信頼性を提供した。また、モデル開発及び検証に必要なデータに関する知見も提供した。

²¹³ Randall Gauntt, Donald Kalinich, Jeff Cardoni, Jesse Phillips, Andrew Goldmann, Susan Pickering, Matthew Francis, Kevin Robb, Larry Ott, Dean Wang, Curtis Smith, Shawn St. Germain, David Schwieder, Cherie Phelan, " Fukushima Daiichi Accident Study (Status as of April 2012)", SANDIA REPORT, SAND2012-6173, Unlimited Release, Printed July 2012

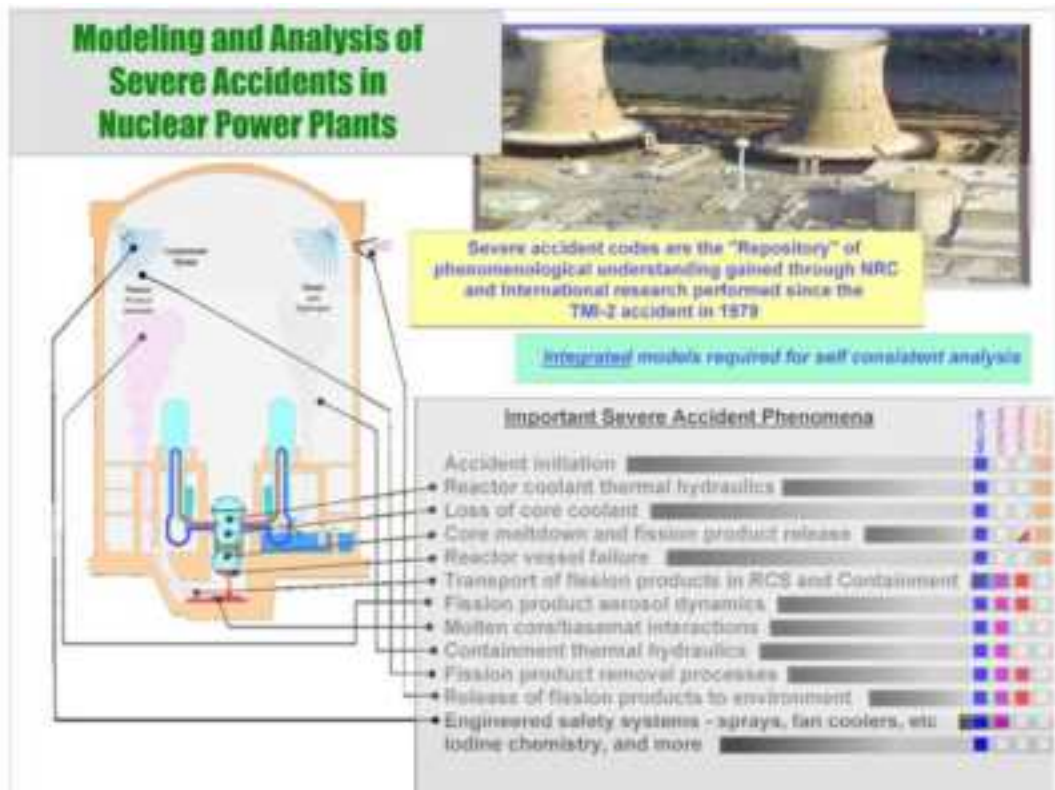


Figure 8. Illustration of the Range of Phenomena and Processes Modeled in the MELCOR Accident Analysis Code.

図 4.2.1-1 MELCOR でモデル化される過程及び現象の範囲²¹³

(b) 福島原子炉事故のタイムライン

資料²¹³の3.3節に、1F事故のタイムラインのMELCORモデルへの組み込みが示されている。表4.2.1-1、表4.2.1-2及び表4.2.1-3に1、2、3号機のタイムラインをそれぞれ示す。

表 4.2.1-1 1号機のタイムライン²¹³

Table 1. Unit 1 Timeline

Date and time	Time after scram [hr]	Event
3/11 14:46	0.00	Earthquake; Reactor scrammed
3/11 14:47	0.02	MSIVs* close due to loss of instrument power, loss of normal heat sink
3/11 14:52	0.10	Isolation Condensers automatically starts (Train A and B)
3/11 15:03	0.28	Isolation Condensers (Train A and B) manually stopped to control cool down rate
3/11 15:07	0.35	Containment A and B spray systems activated
3/11 15:17	0.52	Isolation condenser train A manually started
3/11 15:19	0.55	Isolation condenser train A manually stopped
3/11 15:24	0.63	Isolation condenser train A manually started
3/11 15:26	0.67	Isolation condenser train A manually stopped
3/11 15:27	0.68	First tsunami wave hits
3/11 15:32	0.77	Isolation condenser train A manually started
3/11 15:34	0.80	Isolation condenser train A manually stopped
3/11 15:35	0.82	Second tsunami wave hits
3/11 15:41	0.92	Station Blackout; containment sprays stopped
3/11 18:18	3.53	<i>Isolation condenser train A manually started (not implemented in the model)</i>
3/11 18:25	3.65	<i>Isolation condenser train A manually stopped (not implemented in the model)</i>
3/11 21:30	6.73	<i>Isolation Condenser train A manually started (not implemented in the model)</i>
3/12 5:46	15.00	Fresh water injection from fire water pump starts, 80,000 liters injected by 14:53
3/12 9:05	18.32	<i>Drywell venting attempted (model assumes no venting)</i>
3/12 11:00	20.23	<i>Isolation condenser train A manually stopped (not implemented in the model)</i>
3/12 14:30	23.73	<i>Wetwell vented using portable generator and air compressor (model assumed vent valve re-closure consistent with JEPSCO wetwell pressure data)</i>
3/12 14:53	24.12	Fresh water injection stopped due to running out of fresh water. 80 ton total injection.
3/12 15:36	24.83	Hydrogen explosion in the reactor building.
3/12 19:04	28.30	Seawater injection from the firewater system starts
3/14 0:00	57.20	Seawater injection from the firewater system ends
3/15 0:00	81.20	Seawater injection from the firewater system starts
3/15 14:36	96.00	End of simulation.

* MSIVs are main steam-line isolation valves

表 4.2.1-2 2号機のタイムライン²¹³

Table 2. Unit 2 Timeline

Date and time	Time after scram [hr]	Event
3/11 14:46	-0.05	Earthquake
3/11 14:47	0.00	Scram
3/11 14:50	0.05	RCIC starts
3/11 14:51	0.06	RCIC stops
3/11 15:00	0.22	RHR starts wetwell cooling
3/11 15:02	0.25	RCIC starts
3/11 15:27	0.67	Tsunami wave
3/11 15:28	0.68	RCIC stops
3/11 15:27	0.80	Tsunami wave
3/11 15:36	0.82	RHR stops
3/11 15:39	0.87	RCIC starts
3/11 15:41	0.90	Station blackout
3/12 4:20	13.55	RCIC suction - wetwell
3/14 13:25	66.80	RCIC stops (assumed)
3/14 16:34	73.78	Seawater injection ready (ignored)
3/14 18:06	75.32	RPV depressurizes via SRV 1
3/14 19:20	76.55	Seawater injection stops (ignored)
3/14 19:54	77.12	Seawater injection starts (TEPCO start time)
3/14 21:00	78.22	WV vent operation (model assumes no venting)
3/14 21:20	78.55	SRV 2 opens
3/14 23:00	80.22	SRV 2 closes
3/15 00:02	81.25	D/W vent operation (model assumes no venting)
3/15 14:00	95.22	SRV 2 opens
3/15 14:47	96.00	End of simulation

表 4.2.1-3 3号機のタイムライン²¹³

Table 3. Unit 3 Timeline

Date and time	Time after scram (hr)	Event
3/11 14:46	-0.05	Earthquake
3/11 14:47	0.00	Reactor scram
3/11 15:05	0.30	RCIC starts
3/11 15:25	0.63	RCIC stops
3/11 15:27	0.67	1 st tsunami wave
3/11 15:35	0.80	2 nd tsunami wave
3/11 15:38	0.85	Loss of AC power
3/11 16:03	1.27	RCIC starts
3/12 11:36	20.8	RCIC stops
3/12 12:35	21.8	HPCI starts
3/12 21:30	30.7 – 35.9	DC battery depletion
3/13 02:42	35.9	HPCI stops
3/13 07:39	41.0	Containment sprays started (neglected)
3/13 8:55	42.1 – 42.35	RPI depressurizes via SRI ^{**} (indeterminate)
3/13 9:17	41.8 – 42.5	S/C ^{**} vent open (indeterminate) (1)
3/13 9:23	42.6	Freshwater injection starts
3/13 11:17	44.5	S/C vent close (1)
3/13 12:23	45.6	Freshwater injection ends
3/13 12:41	45.9	S/C vent open (2)
3/13 13:11	46.4	Seawater injection begins (1)
3/13 14:11	47.4	S/C vent close (2)
3/13 20:59	54.2	S/C vent open (3)
3/13 22:17	55.5	Seawater injection ends (1)
3/14 0:59	58.2	S/C vent close (3)
3/14 3:23	60.6	Seawater injection begin (2)
3/14 10:23	67.6	S/C vent open (4)
3/14 11:01	68.2	Reaction building explosion / seawater injection ends (2)
3/14 11:45	69.0	S/C vent close (4)
3/14 16:29	73.7	Seawater injection begins (3)
3/14 16:39	73.9	S/C vent open (5)
3/14 22:15	79.5	S/C vent close (5)
3/15 14:47	96.0	End of simulation

** S/C refers to suppression chamber (i.e., wetwell).

(c) MELCOR による 1F 事故の解析結果 (1 号機)

資料²¹³の第4章に SNL における MELCOR による 1F 事故の解析結果が示されている。

4.1 節は 1 号機に関する結果である。

地震発生後、1 号機はスクラムが完了し、津波が到達するまでの最初の 1 時間までは、安全システムが正常に機能していた。特に 1 号機では、非常用復水器 (IC) が起動し、主蒸気隔離弁閉によりタービンから原子炉容器 (RPV) を隔離した。高効率な IC により、推奨最大冷却速度を超えた 55K/時以上の冷却速度に至った。運転員は津波が到来することを知らずに、熱応力や疲労から RPV を守るための操作手順に従い、IC を止めた。図 4.2.1-2 に MELCOR の計算による IC 有効時の RPV の温度履歴を示す。図 4.2.1-3 に圧力について TEPCO (東京電力 (株)) データと比較した結果を示す。温度及び圧力について 0.1 時間後から低下が見られることから、安全逃し弁 (SRV) の作動がしばらく抑制されたことが見て取れる。2 つの IC が最初の冷却では作動しているが、その後は 1 つの IC のみが使用された。

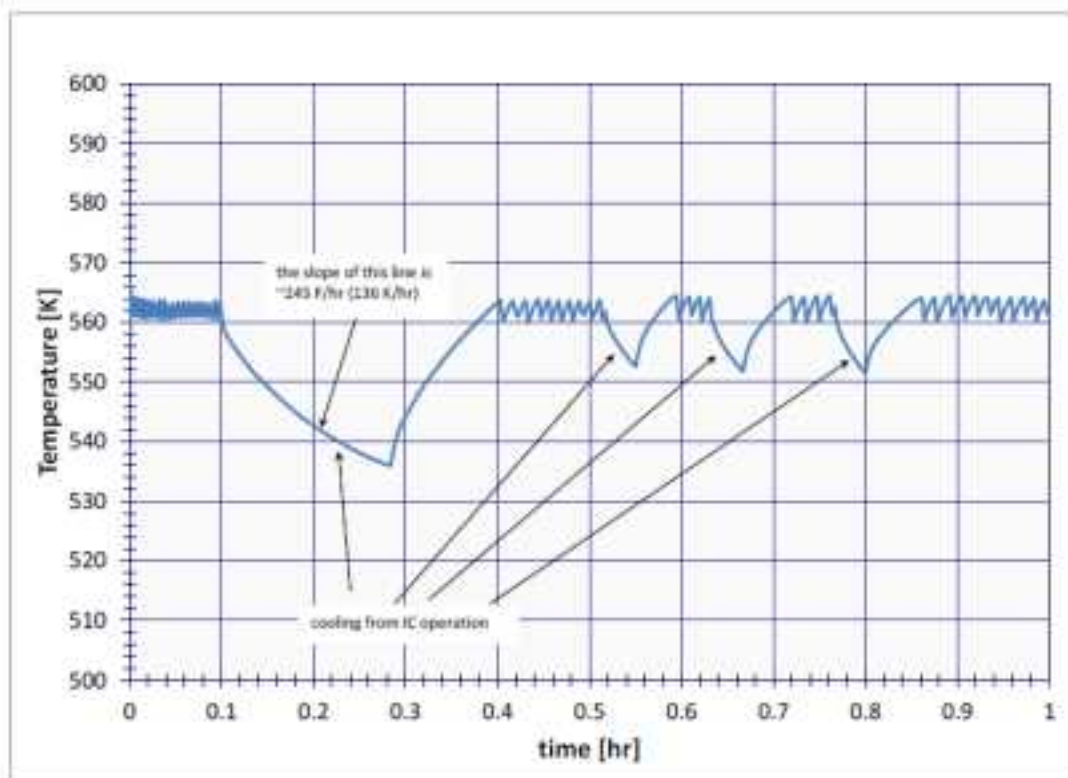


Figure 23. MELCOR Predicted RPV Temperature While IC Operation Was in Effect (Unit 1).

図 4.2.1-2 MELCOR の計算による IC 有効時の RPV 温度 (1 号機)²¹³

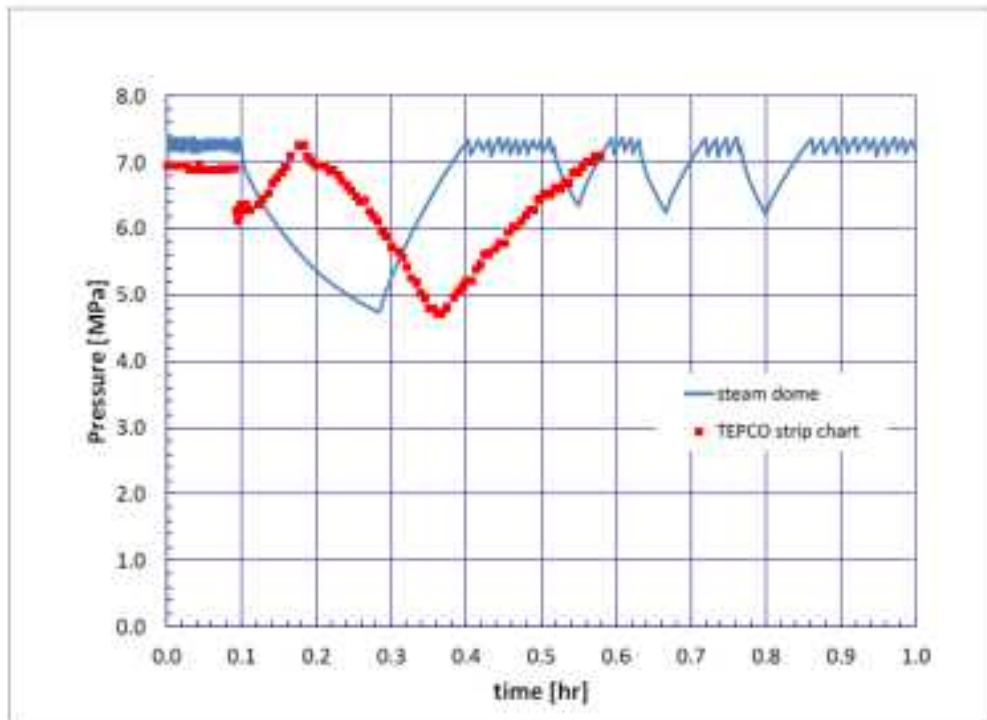


Figure 24. MELCOR Predicted RPV Pressure Response during Operation of the Isolation Condensers, Compared with TEPCO Strip Chart Data (Unit 1).

図 4.2.1-3 MELCOR の計算による IC 有効時の RPV 圧力と TEPCO データの比較 (1号機) ²¹³

津波の到達後、1号機の全ての交流電源 (AC) 及び直流電源 (DC) が喪失した。この時点で IC は作動しておらず、IC の弁は再び開くことができない。炉心損傷が起きた後にならないと IC は開くことができなかった。熱除去機能の喪失により、RPV の圧力は図 4.2.1-3 に示されるように SRV の設定点で保持され、図 4.2.1-4 に示されるように 1 次系から水がなくなると同時に、容器内の蒸気が圧力抑制プールへ放出される。これにより、短い時間で炉心露出をもたらしたものと推測される。

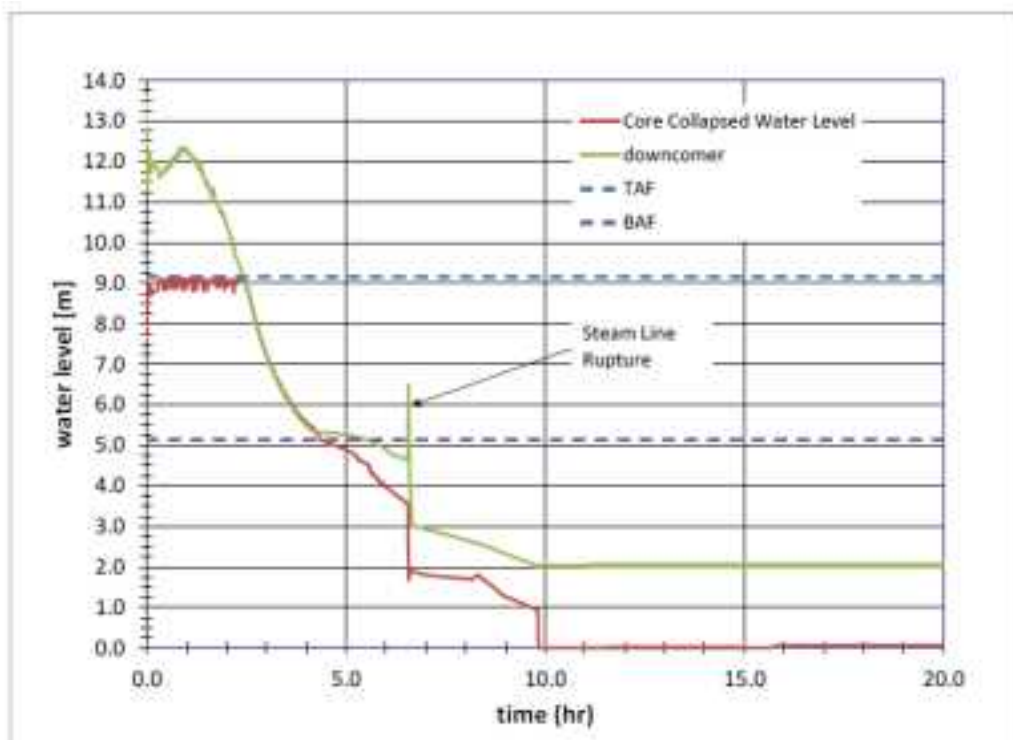


Figure 25. MELCOR Predicted Water Level in the Reactor Core and Downcomer Regions (Unit 1).

図 4.2.1-4 MELCOR の計算による炉心及びダウンカマの水位 (1号機) ²¹³

炉心の水位が低下すると、最初は水蒸気の発生が露出した燃料棒を冷却した。しかし、水位が有効燃料底部近くまで降下すると、蒸気発生率が低下し、燃料棒が冷却されずに加熱し始める。燃料被覆管の温度が 1300K~1400K まで上昇すると、ジルカロイの水蒸気酸化が顕著になり、酸化による発熱反応により燃料の温度上昇率が増加する。また、水蒸気との反応により水素が発生する。4 時間で炉心損傷及び水素発生が開始する (図 4.2.1-5、図 4.2.1-6、図 4.2.1-7)。熱交換機配管内の非凝縮ガスの累積により、その後の 6.5 時間に手で起動しようとする IC が動作不能となる。

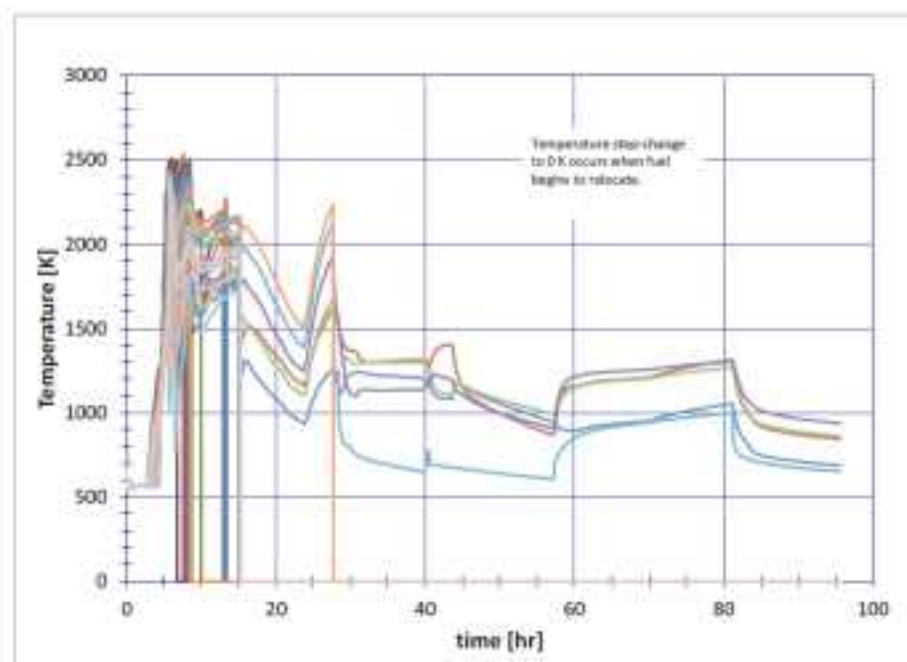


Figure 26. MELCOR Predicted Fuel Temperatures in the Reactor Core (Unit 1).

図 4.2.1-5 MELCOR の計算による炉心の燃料温度（1号機）²¹³

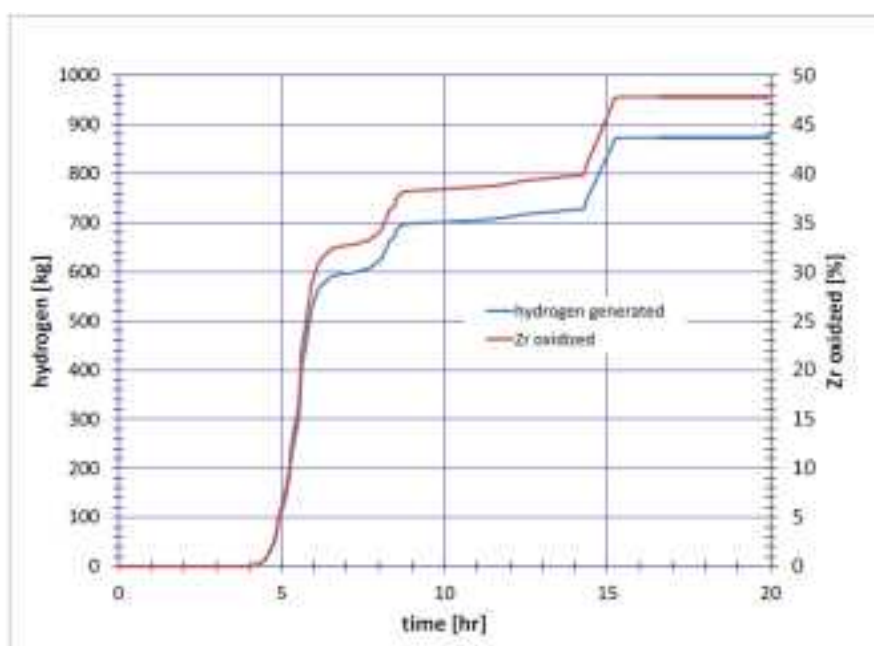


Figure 27. MELCOR Predicted Hydrogen Generation from Fuel Cladding Oxidation (Unit 1).

図 4.2.1-6 MELCOR の計算による燃料被覆の酸化からの水素発生（1号機）²¹³

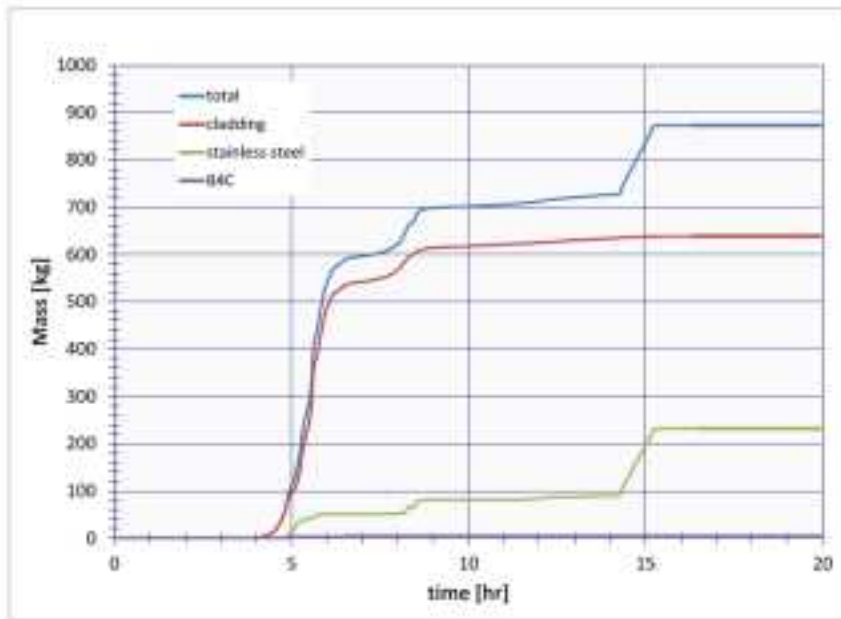


Figure 28. MELCOR Predicted Hydrogen Generation from Fuel Cladding, Stainless Steel, and B4C Oxidation (Unit 1).

図 4.2.1-7 MELCOR の計算による燃料被覆、ステンレス鋼、B4C の酸化からの水素発生（1号機）²¹³

5 時間後、炉心出口のガス温度が著しく上昇し、SRV 経由で過熱された水蒸気や水素ガスが主蒸気配管に流入する。主蒸気配管の温度を図 4.2.1-8 に示す。この熱いガスが主蒸気配管を加熱し、また圧力が高いことから、熱クリープによる主蒸気配管の破断をもたらし、図 4.2.1-9 に示すように 6.6 時間後に RPV の減圧をもたらした。これらのデータは、計算値と入手されたデータで一致している（図 4.2.1-9 参照）。すなわち、5 時間以上 RPV 内の圧力は保持されたが、12 時間後には大きく低下している。

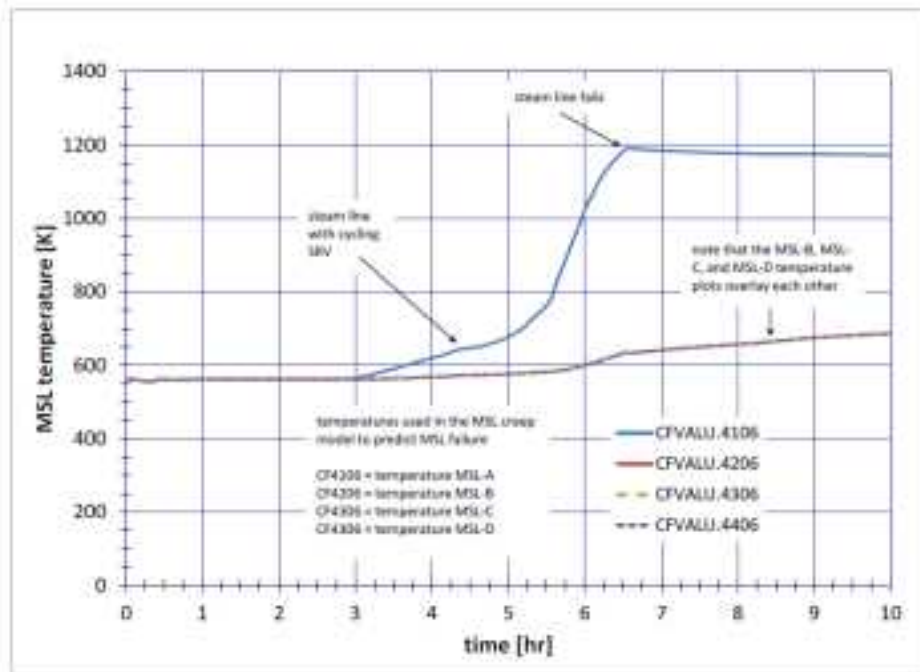


Figure 29. MELCOR Predicted Steam Line Temperatures (Unit 1).

図 4.2.1-8 MELCOR の計算に主蒸気配管温度 (1 号機) ²¹³

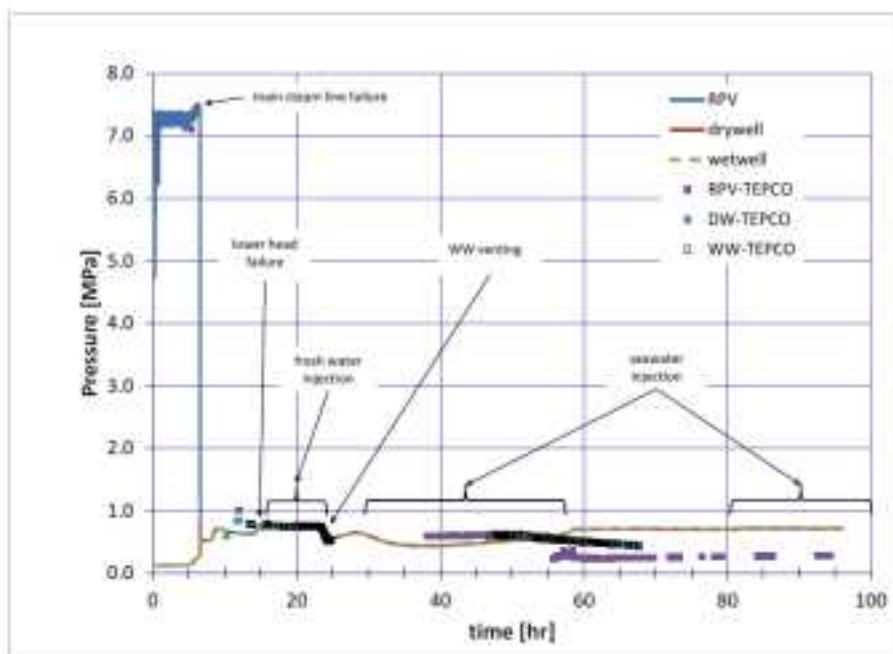


Figure 30. MELCOR RPV and Containment Pressure Prediction Compared to TEPCO Data (Unit 1).

図 4.2.1-9 MELCOR の計算による格納容器圧力と TEPCO データの比較 (1 号機) ²¹³

5.5 時間後、溶融燃料や炉内構造物等が容器下部ヘッドに堆積し始め（図 4.2.1-10）、下部プレナムの水が完全に蒸発することにより、下部ヘッドが加熱され、容器壁の溶融により下部ヘッドの破損が発生する（図 4.2.1-11）。約 139,000 kg の炉心や炉内構造物の混合物（ UO_2 , Zr, ステンレス鋼及び酸化物）及び下部ヘッド鋼材が、下部ヘッド破損後に原子炉キャビティのコンクリートに堆積する（図 4.2.1-12）。移動した物質は低温で主に固体（微粒子デブリ）であるため、ペDESTALキャビティ（CAV0）からドライウェルライナーに近いキャビティ（CAV1, 2）へは移動しない。

真水の注入が開始される 15 時間後では、落下した溶融燃料や炉内構造物等は既に下部ヘッドを熔かし、原子炉キャビティのコンクリート床を加熱し始めている。下部ヘッド破損に近い時間の炉心の状況を図 4.2.1-13 に示す。この図は 2 次元（円筒形状）モデルで、異なる時刻の炉心及び下部ヘッドを表している。ピンクの物質は無傷の燃料、被覆管、灰色はボイドまたは水蒸気、青色は水（図 4.2.1-13 には存在しない。）、黄色は鋼、緑色は固体の微粒子デブリ、赤色は溶融デブリ（図からはほとんど確認できない。）を示す。微粒子デブリ上に黒いドットで上塗りされているのは、そのセルにおける高い多孔性を示す。解析の終了時点においても、大量の燃料及び被覆管は炉内に残ったままで、この物質は容器破損後でも格納容器キャビティには移動しない。

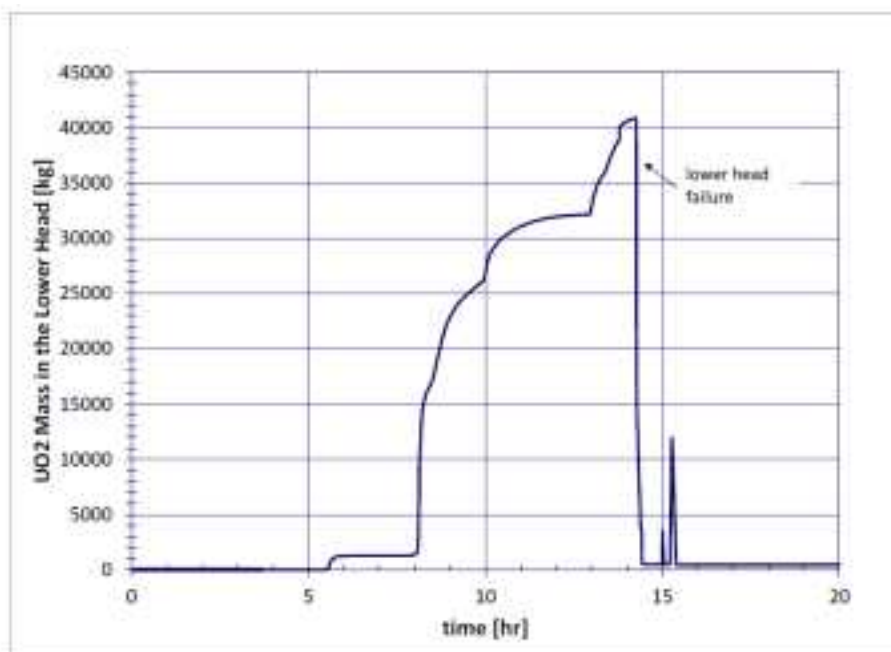


Figure 31. MELCOR Predicted Accumulation of Fuel Materials in the Lower Plenum Region of the Reactor (Unit 1).

図 4.2.1-10 MELCOR の計算による容器下部プレナムの燃料堆積（1号機）²¹³

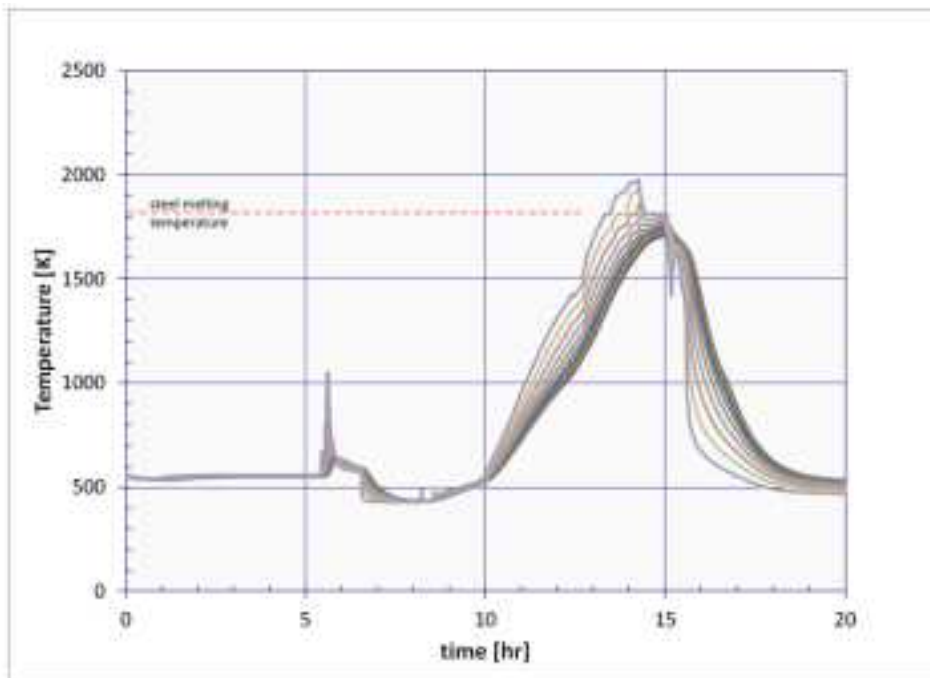


Figure 32. MELCOR Predicted Lower Head Wall Node Temperatures (Unit 1).

図 4.2.1-11 MELCOR の計算による下部ヘッド壁の節点温度（1号機）²¹³

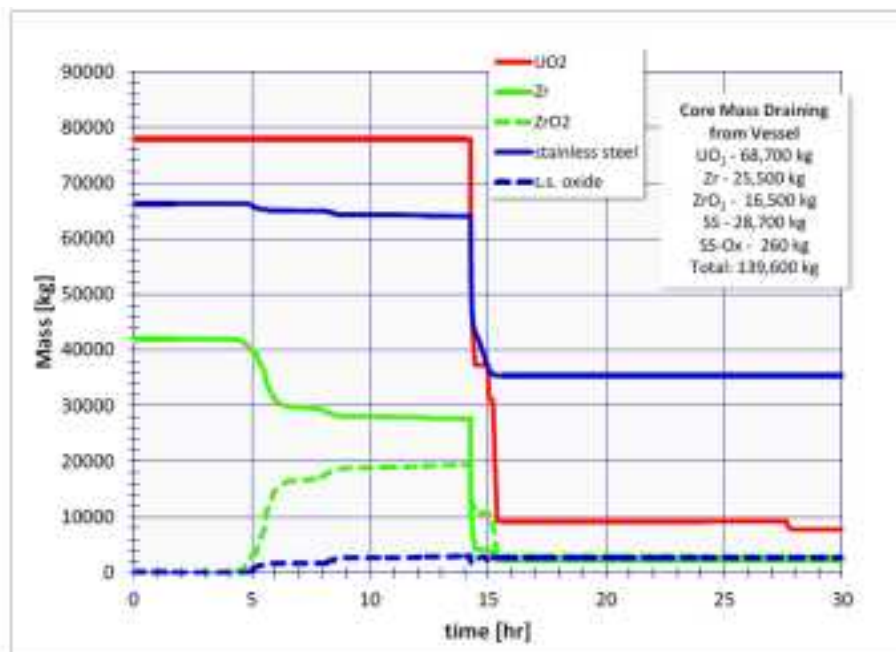


Figure 33. MELCOR Predicted Mass Remaining in the Vessel on Failure of Lower Head (Unit 1).

図 4.2.1-12 MELCOR の計算による下部ヘッド破損後の物質剰余（1号機）²¹³

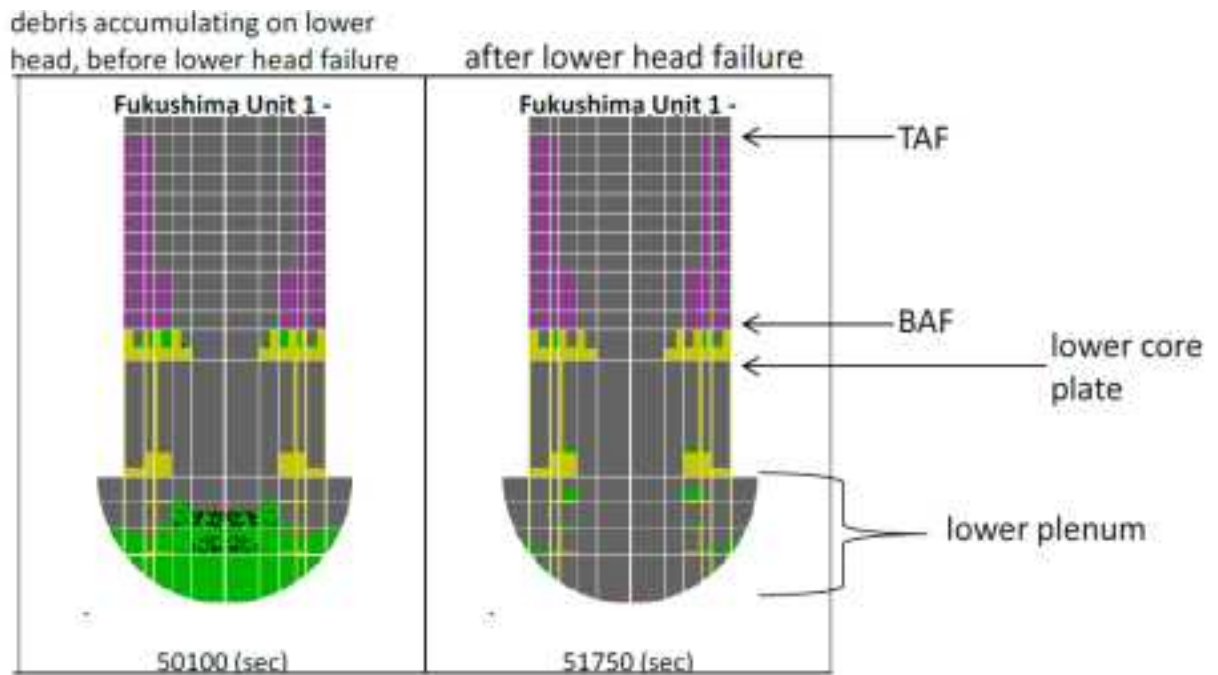


Figure 34. MELCOR Predicted Core Damage State near Time of Lower Head Failure (Unit 1).
NOTE: Some intact fuel assemblies remain in the core region.

図 4.2.1-13 MELCOR の計算による下部ヘッド破損時前後の炉心損傷状況（1号機）

213

3) 想定すべきシナリオ・荷重条件のまとめ

以上の調査結果について、構造健全性の観点から鑑みると、新規制基準における対策の有効性評価を通じて圧力バウンダリ機器の健全性に影響を及ぼす可能性のあるシナリオを選定し、荷重条件を設定する方法が挙げられる。また、1F事故を再現した MELCOR コードの結果を踏まえ、主蒸気配管のクリープによる破断と下部ヘッドの溶融破損が推測されていることに着目し、現行のシビアアクシデント解析コードで簡易的に評価されている破損挙動について、より精度の高い評価手法を整備し、破損箇所やその大きさを推定することは重要な課題であると考えられる。

(2) 経年事象を考慮したシビアアクシデント時の健全性評価手法

本節では、経年事象を考慮した健全性評価手法について調査を行っている。原子力圧力容器が対象であるため、経年事象としては中性子照射脆化や PWSCC によるき裂等が考えられるが、シビアアクシデント時の評価を行う際、前者に関しては、脆化の原因となる溶質クラスタや欠陥にとって、前節で述べたような加熱を伴う事象は回復が促されることから無視してよいと考えられる。そこで、本節では解析モデルへのき裂の簡易的

な導入方法について調査を行った。

1) FINAS/CRACK²¹⁴

(a) 概要

FINAS/CRACK は、有限要素法（FEM）の 3 次元ソリッドモデルに対して、疲労や応力腐食割れによるき裂進展解析を行うシステムである。き裂を含む 3 次元有限要素メッシュの生成、き裂進展の方向と進展量の計算、き裂進展に応じた有限要素メッシュの更新を行い、FEM による 3 次元き裂進展解析ができる。

(b) FINAS/CRACK の特徴

FINAS/CRACK と連動する FINAS/STAR では、Shih²¹⁵のエネルギー領域積分法により J 積分を求めることが可能である。エネルギー領域積分法は、最も一般化された J 積分算出法であり、熱荷重、弾塑性、動的問題にも適用できる。また、エネルギー領域積分法や仮想き裂進展法との適合性が高いき裂モデリング手法が採用されており、図 4.2.1-14 に示すように、き裂前縁には 6 面体二次要素のチューブ状メッシュを配置し、その周りにはデローニ法により 4 面体二次要素のメッシュを自動的に生成することが可能である。

また、FINAS/CRACK は、3 次元 FEM を用いており、き裂進展方向は最大エネルギー解放率基準を用いて、き裂の面外進展解析ができる。図 4.2.1-15 に引張とねじりを受ける円柱の面外き裂進展の例を示す²¹⁶。

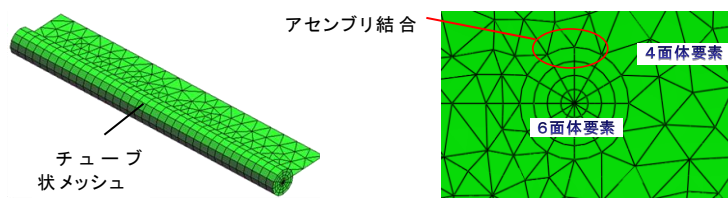


図 4.2.1-14 6 面体及び 4 面体要素を用いたき裂モデリング²¹⁵

²¹⁴ FINAS/CRACK http://www.engineering-eye.com/FINAS_CRACK/

²¹⁵ C.F. Shih et al.: Energy Release Rate Along a Three-Dimensional Crack Front in a Thermally Stressed body, Int. J. of Fracture, Vol.30, 1986.

²¹⁶ O.Hazama, et. al., FULLY AUTOMATIC NUMERICAL SIMULATIONS OF THREE-DIMENSIONAL CRACK PROPAGATION IN WELDS OF NUCLEAR COMPONENTS CONSIDERING MATERIAL HETEROGENEITY, Transactions, SMiRT-22, August, 2013

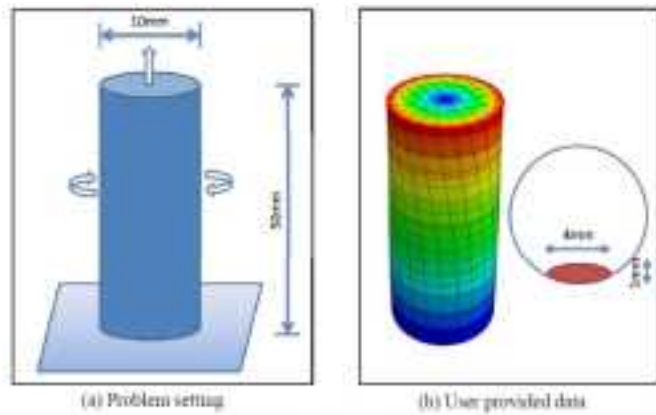


Figure 4 Cylindrical bar under tension and torsion

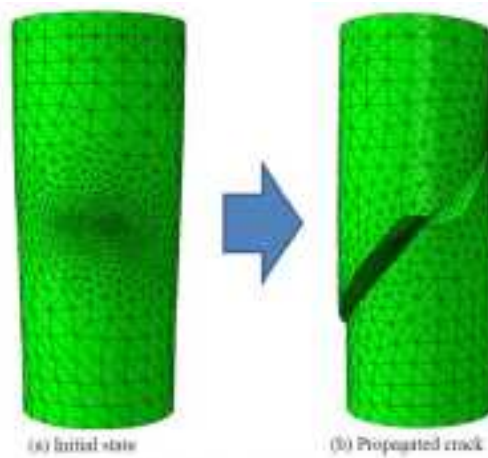


Figure 5 Result of crack propagation in a cylindrical bar

図 4.2.1-15 引張とねじりを受ける円柱の面外き裂進展の例²¹⁶

2) 重合メッシュ法を用いたき裂進展解析²¹⁷

原子炉圧力容器（Reactor Pressure Vessel:RPV）と中性子計測（In Core Monitor:ICM）との溶接部において、ICMハウジング内面にSCCによる欠陥検出事例が報告されている。本論文では、有限要素法の一手法である重合メッシュ法（S-Version FEM:S-FEM）を用いて、ICMハウジングにおけるき裂進展を評価した。最初に、軸方向き裂、斜角き裂及び周方向き裂を、溶接残留応力が異なる2箇所それぞれ想定した。1箇所は等方の残留応力分布、もう1箇所は周方向残留応力分布である。次に、ICMハウジング及びRPVの間にある隙間の影響を評価した。隙間の存在は、進展する表面き裂の応力拡大係数を上昇させる効果があることがわかった。そして、平板にある楕円き裂について、S-FEMの結果を影響関数法（Influence Function Method, 以下「IFM」という。）の結果と比較

²¹⁷菊池正紀, 和田義孝, 須賀一博, 岩松史則, 新宅勇一、重合メッシュ法を用いたICMハウジング溶接部におけるき裂進展解析、日本機械学会論文集（A編）79巻798号（2013-2）

し、IFM のほうが保守的であることが示された。

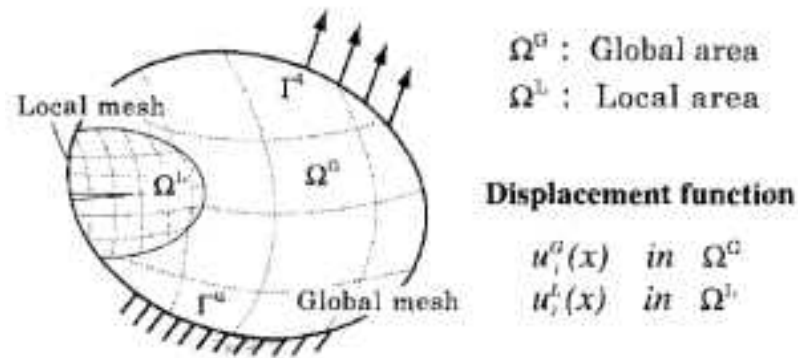


Fig.1 Concept of S-FEM

図 4.2.1-16 重合メッシュ法 の概念²¹⁸

3) 拡張有限要素法 (XFEM)²¹⁹

XFEM は従来の FEM に対する拡張であり、Partition of Unity とレベルセット法 (Level set method) の概念に基づいている。き裂進展評価では、き裂先端の漸近的特異性が考慮されず、また、き裂は 1 回の進展で一つの要素を丸ごと渡って進まなければならない。結合力セグメント手法または線形破壊力学手法に基づく損傷モデルが存在する。

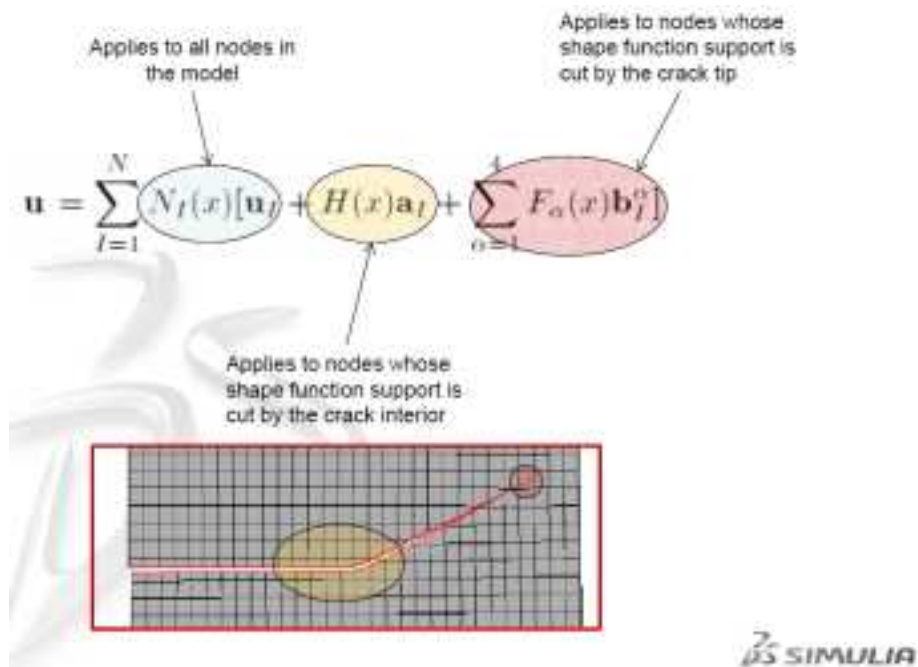


図 4.2.1-17 XFEM における変位関数の構成とき裂進展のイメージ²¹⁹

²¹⁸ 菊池、和田、清水、須山、重合メッシュ法を用いた溶接熱影響部におけるき裂進展解析、日本機械学会論文集 (A 編) 75 巻 758 号 (2009)

²¹⁹ <http://www.simulia.com/download/rum11/UK/Advanced-XFEM-Analysis.pdf>

4) 経年事象を考慮したシビアアクシデント時の健全性評価手法のまとめ

解析モデルへのき裂の簡易的な導入方法について、FINAS/CRACK、S-FEM、及び XFEM の調査を行った。得られた知見を以下に記す。

FINAS/CRACK は、自動メッシュ生成機能により、破損評価においても、異なる位置にき裂があるメッシュの自動生成が可能となる。また、領域積分法を用いることに加え、き裂先端における特異要素も使用可能のため、破壊力学パラメータを高精度に求めることが可能となる。ただし、現状では線形破壊力学に基づいており、シビアアクシデント時の健全性評価を行うためには、材料非線形の考慮、非線形破壊力学への拡張が必要である。

重合メッシュ法は、Global 領域と Local 領域を別々でメッシュ分割が可能であり、実用化された自動メッシュ分割ツールと統合されたシステムも整備されており、破損評価には有用な手法になると考えられる。ただし、破壊力学パラメータは線形弾性破壊力学に基づき算出されるのが現状であり、非線形解析への適用は困難であるといった制限が考えられる。

XFEM は、メッシュに依存しないき裂進展評価が可能である。また、様々な破壊基準に対応できる。シビアアクシデント時の破損評価への適用性は期待できる。ただし、具体的な使用方法や、実績についてはまだ調査の必要がある。また、破壊力学パラメータは線形弾性破壊力学に基づき算出されるため、き裂先端の特異性が考慮されず、また非線形解析へは適用できないといった制限が考えられる。

(3) 材料特性

シビアアクシデントにより、下部ヘッドや配管を構成する材料、低合金鋼 A533B-1 (JIS G3120 SQV2A)、オーステナイト系ステンレス鋼 Type 316 SS (JIS G4318 SUS316) 及び Type 304 SS (JIS G4318 SUS304)、ニッケル合金 Inconel 600 (JIS G4901 NCF600)、炭素鋼 STPT410 (JIS G3456) 等が高温に曝され、クリープ変形を生じることが推測される。この挙動を評価するために必要な材料特性や評価解析手法等について既往文献等を参考に調査を行った。

1) NUREG/CR-5642²²⁰

(a) 要旨

この調査の主な目的は、もっともらしい破損モードの特定、そして異なる軽水炉の設計及び事故条件においてどの破損モードが最初に起こりうるかを決定することである。破損メカニズム、例えば配管射出、配管破断、全体的な容器破壊、及び局所的な容器クリープ破損が調査された。各種のシビア・アクシデント・シナリオにおいて、どの破損

²²⁰ J. L. Rempe, et al., Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis, NUREG/CR-5642 (1993)

メカニズムが最初に起こりうるかを予測するために、新たに開発されたモデル及び既存モデルが適用された。したがって、広い範囲の条件が同時に考慮され、代数式または簡易化された数値解析技術のモデルに、計算は大きく依存する。解析的モデルの検証及びより詳細な現象の考察のために、有限要素法が使用された。容器及び貫通部の構造的応答を予測するために、高温クリープ及び引張試験のデータが得られた。

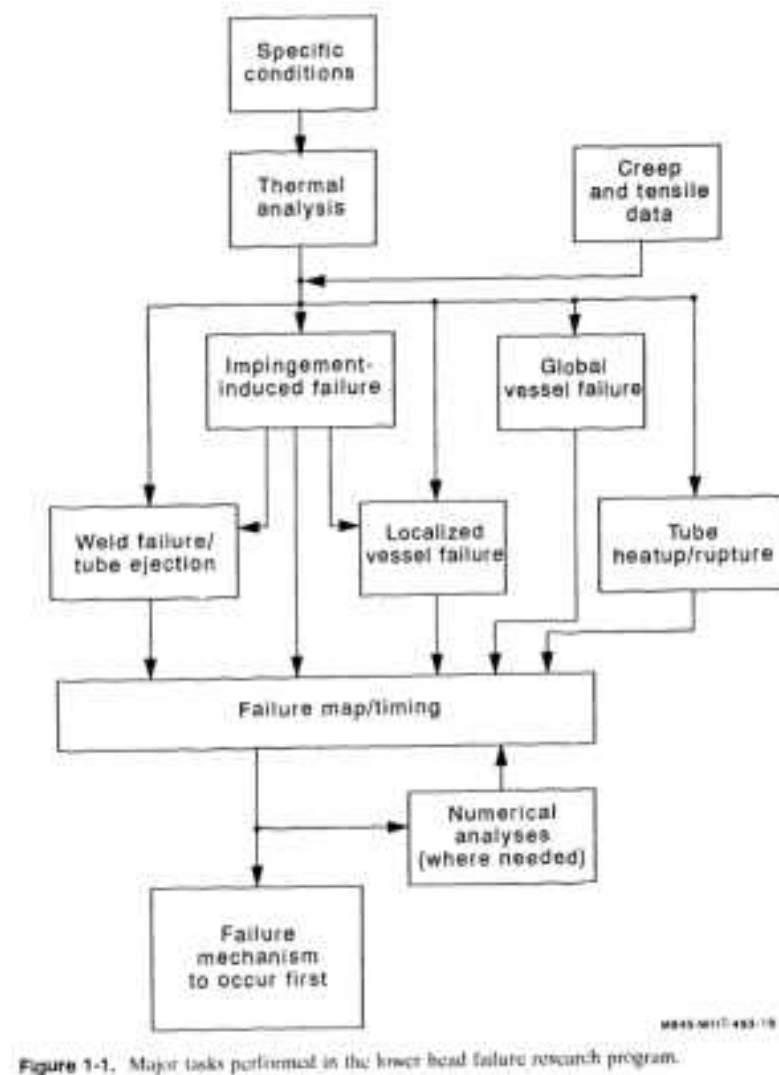


Figure 1-1. Major tasks performed in the lower head failure research program.

図 4.2.1-18 下部ヘッド破損評価における主な項目 ²²⁰

(b) クリープ特性データ及び引張データ

溶融デブリの存在に伴う容器及び貫通部の応答計算には、材料の融点までの構造的物性値が必要となる。従来は、原子炉で使用される材料について、運転温度または設計温度において使用されるような材料特性データしか決定されていなかった。これらの材料について、その温度レベルから融点まで、高温クリープ試験及び引張試験が行われ、高

温度域の構造解析ができるようになる。試験は INEL(Idaho National Engineering Laboratory)で実施された。これらの試験から得た結果は付録 B (容器及び貫通部材料の高温クリープ及び引張データ) にまとめられている。

a) SA533B1

SA533B1 は TMI-2 をはじめ、商用原子炉圧力容器の下部ヘッドの材料として最も一般的に用いられ材料である。1000 K 付近で、SA533B1 はフェライトからオーステナイトへの相変態が起き、物性値に相当な変化がみられる。そのため、INEL は 1473K までの引張試験、1373K までのクリープ試験を行った。SA533B1 の高温におけるクリープ試験は、試験片の高い表面酸化率から不活性環境を必要とするなど、特別な配慮がなされる。試験片はミッドランド原子炉容器から取得されたアーカイブ材から製造された。下部ヘッドに対して、周方向もしくは半径方向でとられた試料から試験片は作成された。

図 4.2.1-19 に SA533B1 材の各温度における降伏応力の試験結果を示す。図 4.2.1-20 に SA533B1 材の各温度における引張強さの試験結果を示す。融点 1789 K までのより高い温度域へ、線形的な傾向が示された。図 4.2.1-21 に SA533B1 材の各温度における伸び率の試験結果を示す。図 4.2.1-22 に SA533B1 材の各温度における断面減少率の試験結果を示す。この塑性対温度のプロットは、900~1250 K の間にばらつきを伴う減少傾向を示す。このばらつきは、1000 K 付近の フェライト-オーステナイト相変態の結果である可能性が高い。図 4.2.1-23 に INEL 及び ASTM による SA533B1 材の引張強さの試験結果を示す。こちらは、公表されている低い温度における ASTM データと一緒にプロットされている。降伏応力は、線形弾性部分から 0.2%オフセットにより決定された。

INEL 試験の歪計測はヤング率を測るほど感度が高くないので、ヤング率の公表データの使用が推奨される。図 4.2.1-24 に公表された試験データによる SA533B1 材のヤング率を示す。

SA533B1 の高温クリープ試験は表 4.2.1-4 に示すとおり、900K~1373 K まで、13 試験片について行われ、破断時間は 2 分から 264 時間までであった。これらの試験で得られた全歪対時間のプロットが掲載されている。例えば、図 4.2.1-25 に温度が 900 K、応力 69.71 MPa 及び 140.1 MPa の全歪対時間のプロットを示している。

また、図 4.2.1-26 に SA533B1 材の破断応力対破断時間のプロット、図 4.2.1-27 に SA533B1 材の破断応力対最小クリープ歪速度のプロットをそれぞれ示す。

表 4.2.1-4 SA533B1 の高温クリープ試験一覧²²⁰

Table B-1. Summary of SA533B1 material creep tests performed at the INEL.

Temperature K (°C)	Creep rupture		Creep rupture		Creep rupture	
	Stress MPa (ksi)	Time (h)	Stress MPa (ksi)	Time (h)	Stress MPa (ksi)	Time (h)
900 (627)	140.1 (20.3)	11.3	69.6 (10.1)	190.1	—	—
1000 (727)	55.6 (8.1)	4.6	39.0 (5.7)	8.9	—	—
1050 (777)	26.3 (3.8)	18.9	13.9 (2.0)	264.4	—	—
1150 (877)	26.5 (3.8)	4.1	12.5 (1.8)	54.7	—	—
1250 (977)	26.5 (3.8)	0.05	12.6 (1.8)	2.2	8.0 (1.2)	61.2
1373 (1100)	7.0 (1.0)	0.7	3.5 (0.5)	46.9	—	—

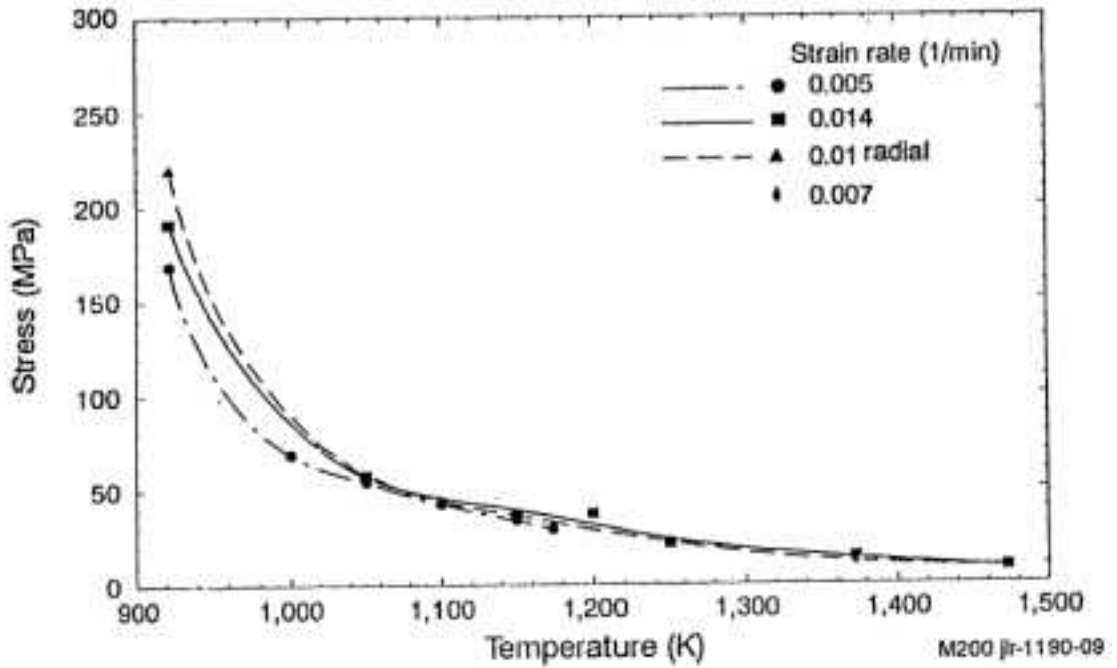


Figure B-2. INEL SA533B1 tensile test results for yield strength.

図 4.2.1-19 SA533B1 材の各温度における降伏応力の試験結果²²⁰

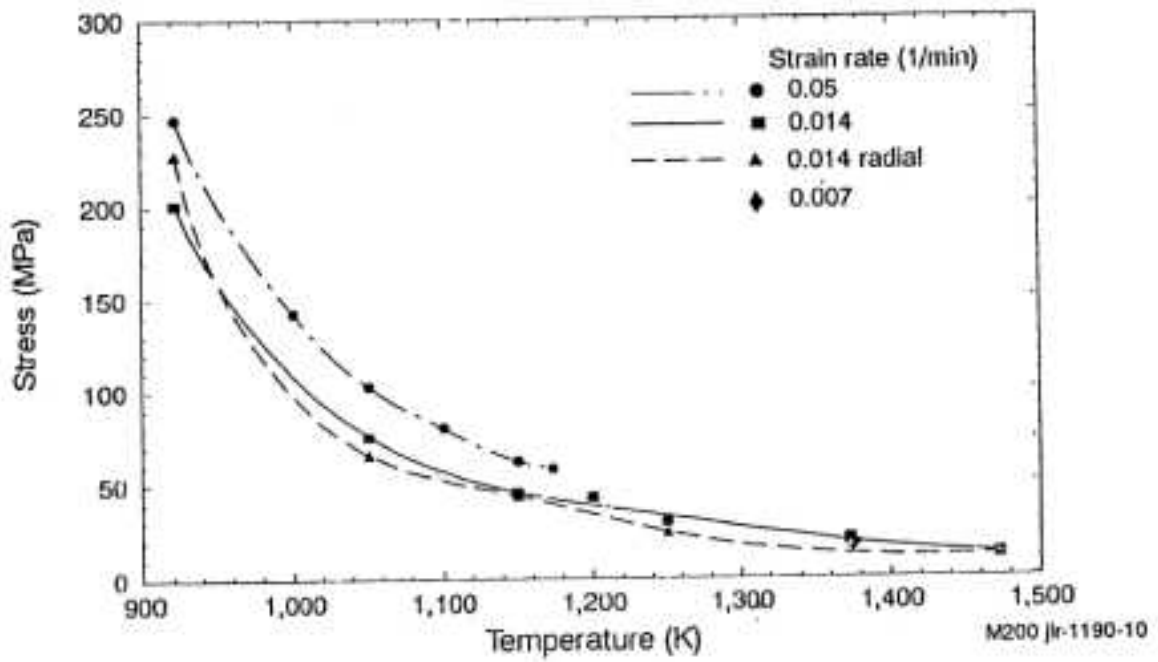


Figure B-3. INEL SA533B1 tensile test results for ultimate strength.

図 4.2.1-20 SA533B1 材の各温度における引張強さの試験結果²²⁰

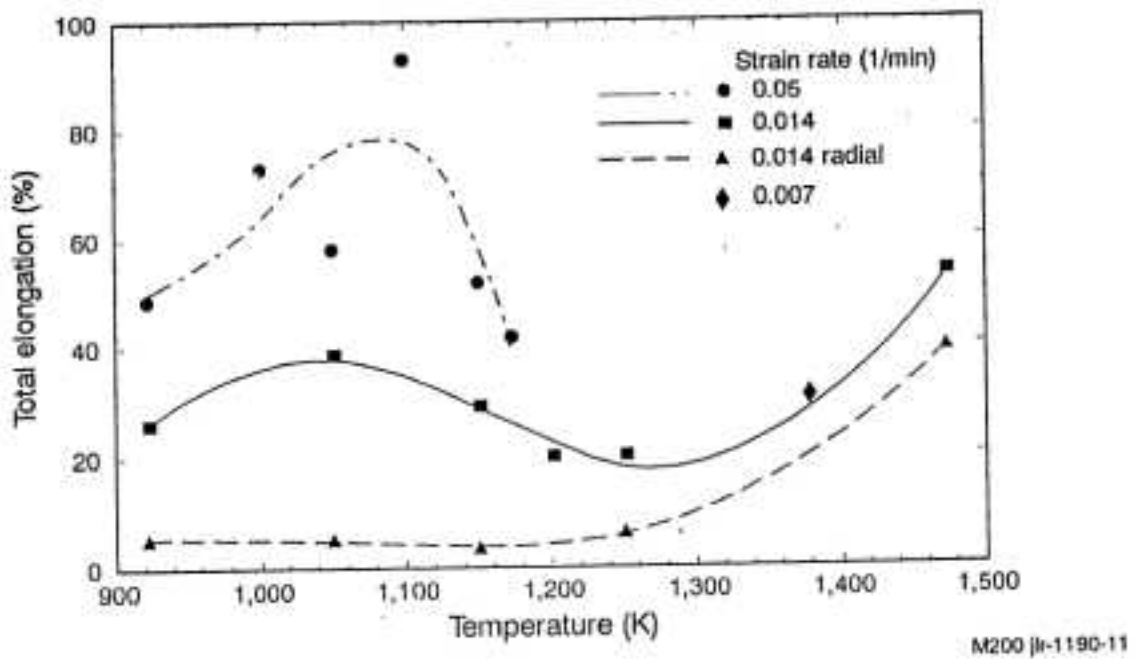


Figure B-4. INEL SA533B1 tensile test results for ductility (elongation).

図 4.2.1-21 SA533B1 材の各温度における伸び率の試験結果²²⁰

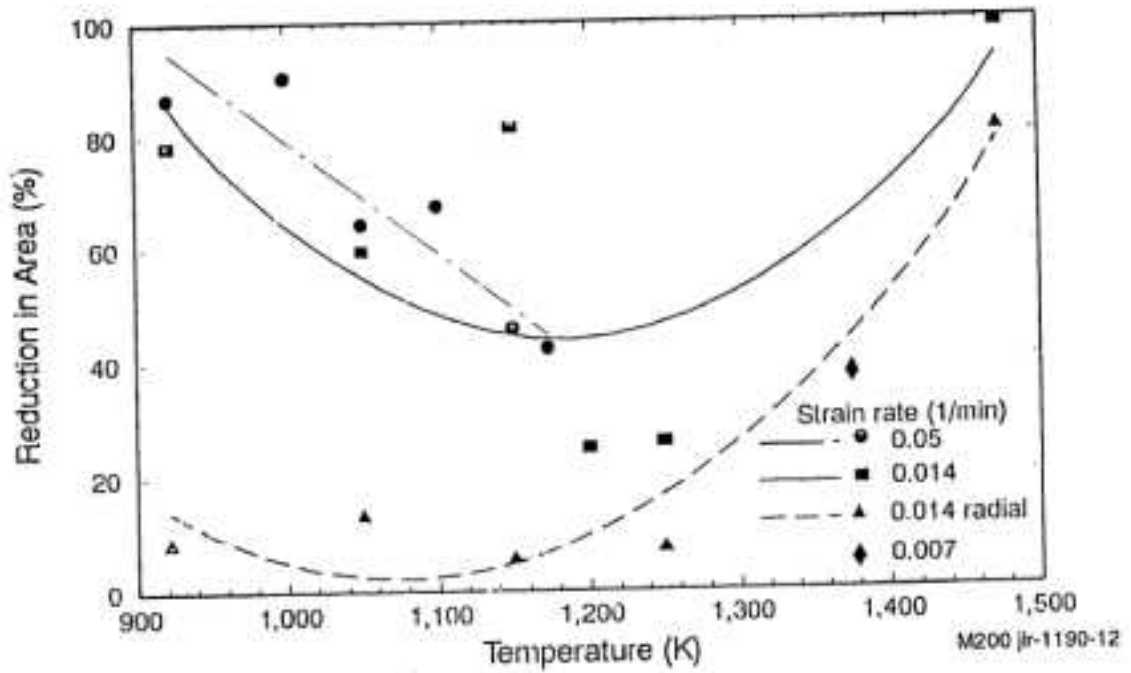


Figure B-5. INEL SA533B1 tensile strength results for ductility (area reduction).

図 4.2.1-22 SA533B1 材の各温度における断面減少率の試験結果²²⁰

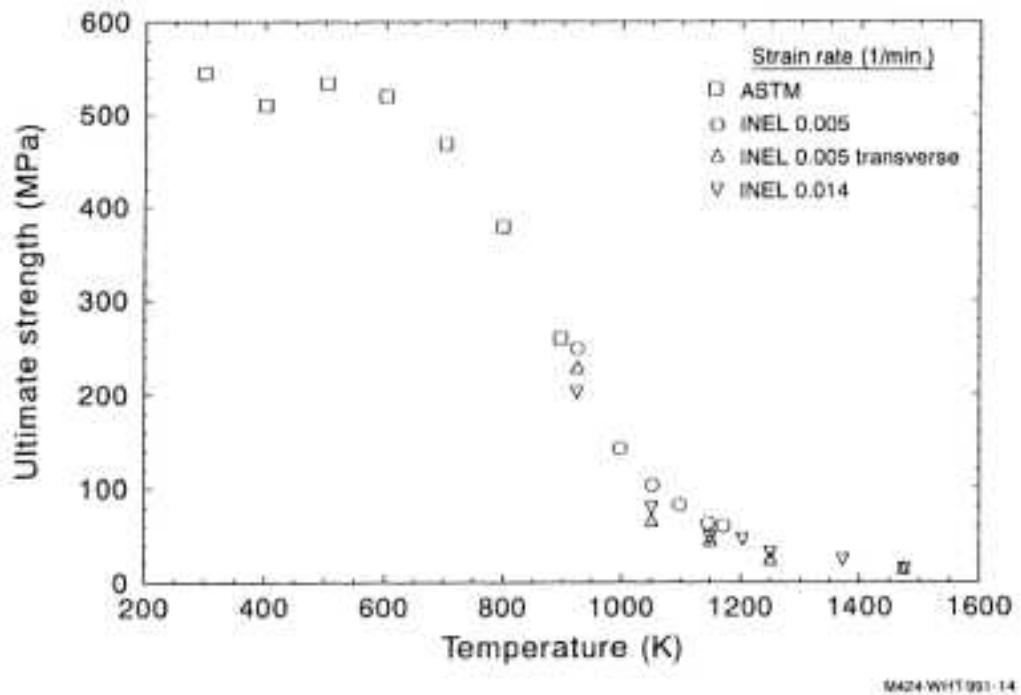


Figure B-6. INEL and ASTM tensile test results for ultimate strength.

図 4.2.1-23 INEL 及び ASTM による SA533B1 材の引張強さの試験結果²²⁰

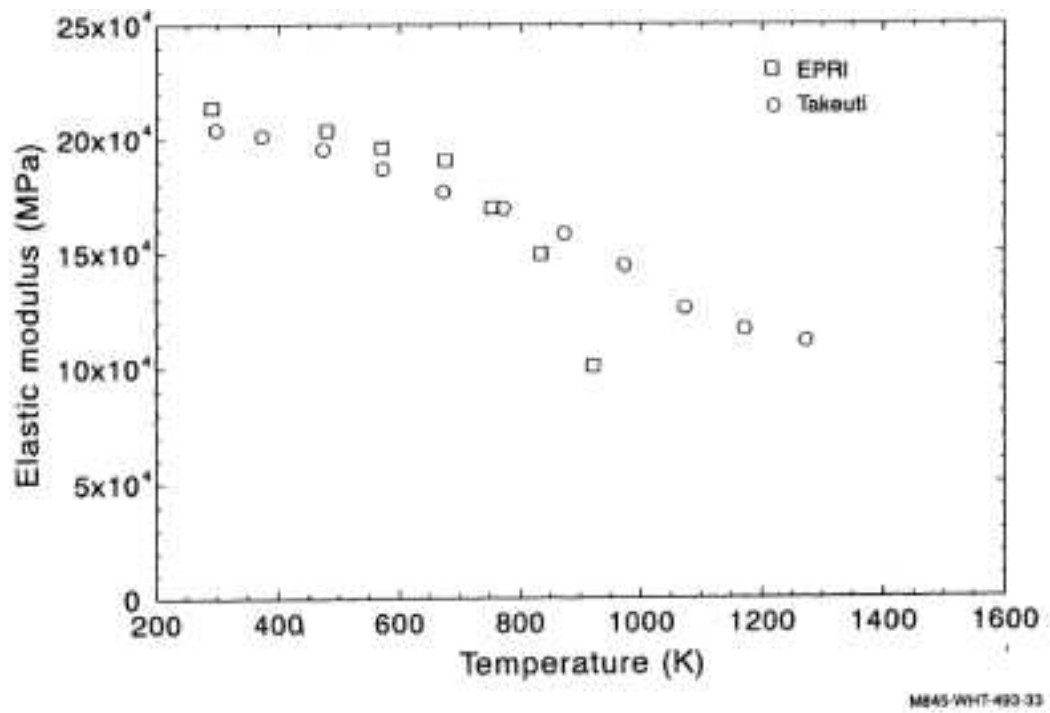


Figure B-8. Published test results for elastic modulus. B-2, B-6

図 4.2.1-24 公表された試験データによる SA533B1 材のヤング率²²⁰

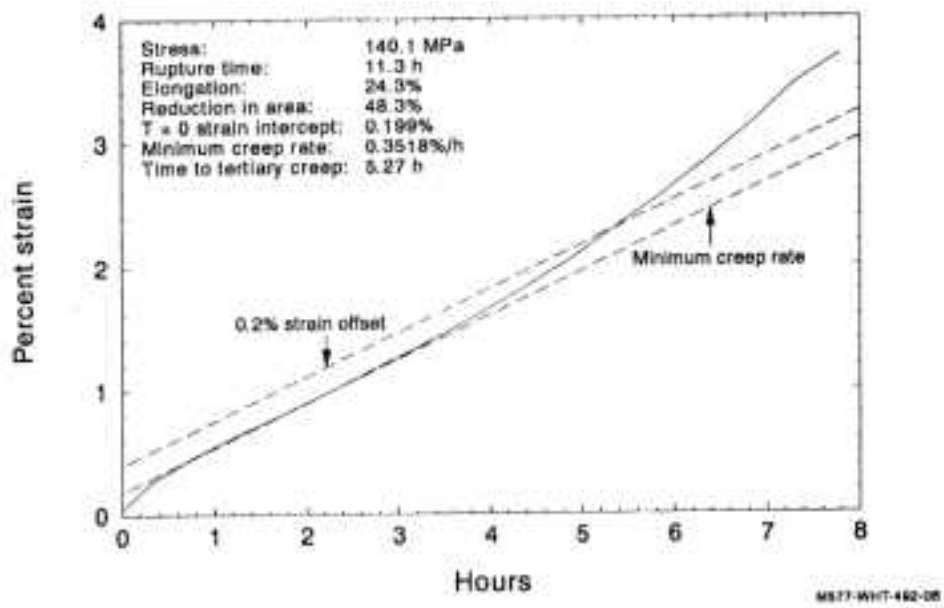
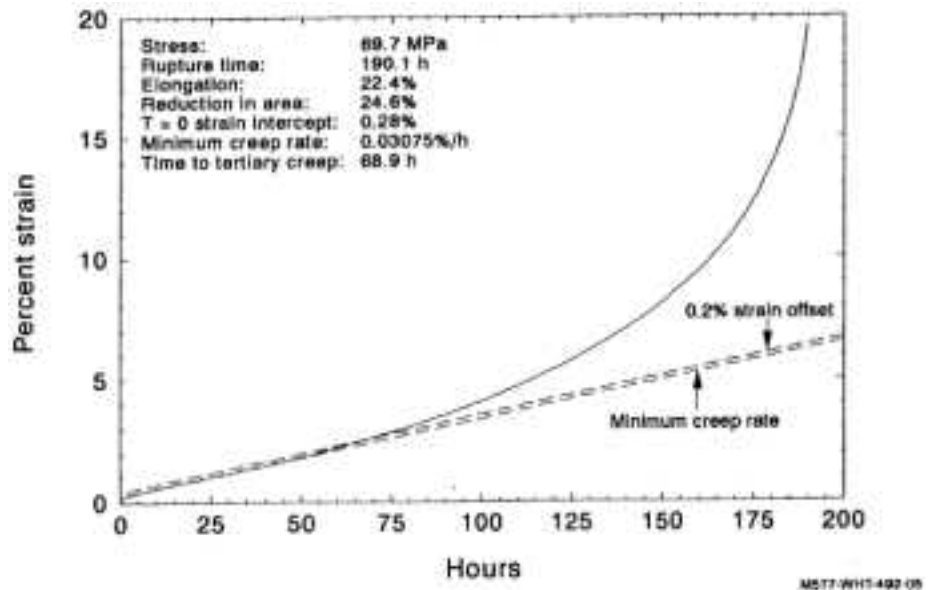


図 4.2.1-25 SA533B1 材の温度 900K の全歪対時間のプロット ²²⁰

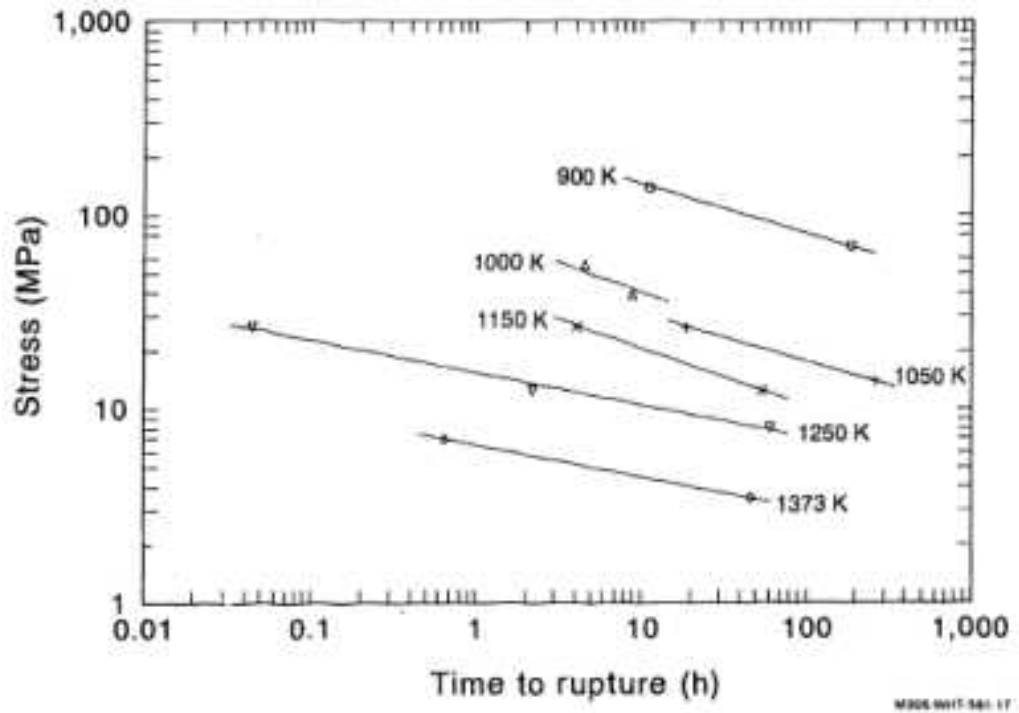


図 4.2.1-26 SA533B1 材の破断応力対破断時間のプロット²²⁰

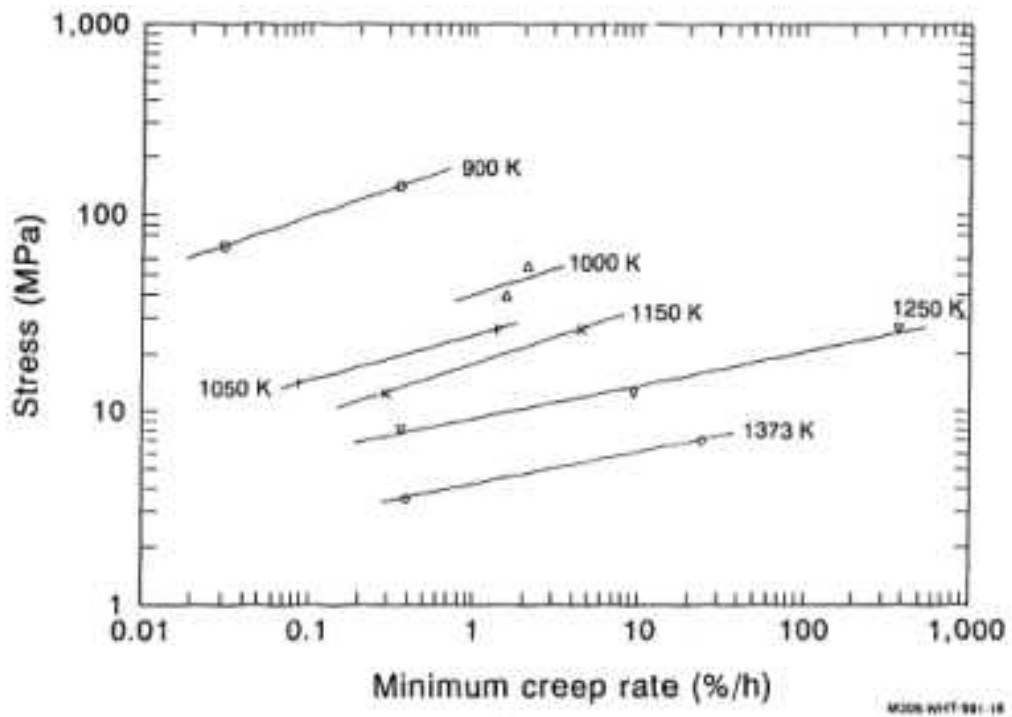


図 4.2.1-27 SA533B1 材の破断応力対最小クリープ歪速度のプロット²²⁰

b) Inconel 600

シビアアクシデント時の下部ヘッドにおいて、構造貫通破壊の可能性を評価するとき、高温クリープデータ及び引張データが必要である。この評価の対象となるのは、計装管（Inconel 600 または 304 ステンレス鋼）、制御棒ガイド管（304 ステンレス鋼）及びドレイン管（SA106 鋼）である。

表 4.2.1-5 に公表データ及び INEL 試験の引張強さ及びクリープ試験の温度を示す。クリープ試験では、応力及び温度が材料挙動を決める。例えば、Inconel 600 の試験温度は INEL 試験と公表データで同じであるが、代表的な公表データでは破断時間が 100 時間以上に対し、INEL 試験の破断時間はシビアアクシデントで関心がある時間フレームの 10 時間である。試験装置は SA533B1 と同じく、引張試験は大気中、クリープ試験はアルゴン浄化環境にて行われた。Inconel 600 の引張試験データを表 4.2.1-6 に示す。ただし、ヤング率は公表データから引用され、また 1273 K 以上のヤング率は 2 次関数のフィッティングで外挿されている。

図 4.2.1-28 に Inconel 600 の各温度における応力-歪カーブの試験結果を示す。図 4.2.1-29 に Inconel 600 の各温度における降伏応力の試験結果を示す。図 4.2.1-30 に Inconel 600 の各温度における引張強さの試験結果を示す。

Inconel 600 の高温クリープ試験データは表 4.2.1-7 に示すとおり、1050 K～1366 K まで、11 試験片について行われ、破断時間は 30 分から 38.5 時間までであった。これらの試験で得られた全歪対時間のプロットが掲載されている。例えば、図 4.2.1-31 に温度が 1005 K、応力 93.6 MPa、137.8 MPa 及び 173.2 MPa の全歪対時間のプロットを示している。どの試験も 1 次クリープがほとんどない。

また、図 4.2.1-32 に Inconel 600 材の破断応力対破断時間のプロット、図 4.2.1-33 に Inconel 600 材の Larson-Miller パラメータ対破断応力のプロットをそれぞれ示す。

Larson-Miller パラメータは、下記の式から計算される。

$$LMP = T[13 + \log(t_r)](10^{-3}) \quad (4.2.1-1)$$

ただし、 T は温度(°R)、 t_r は破断時間（時間）である。

表 4.2.1-5 公表データ及び INEL 試験の引張強さ及びクリープ試験の温度²²⁰

Table B-3. Maximum tensile and creep test temperatures in published data and in this study.

	Maximum temperature in published data (K)	Maximum temperature in this study (K)
Inconel 600		
Yield strength (σ_y)	1255 ^{B-11}	1373
Ultimate strength (σ_u)	1255 ^{B-11}	1373
Stress-strain curves	none found	1373
Creep rupture data	1366 ^{B-11}	1366
Creep strain history	none found	1366
304 Stainless steel		
Yield strength (σ_y)	923 ^{B-12}	1373
Ultimate strength (σ_u)	1000 ^{B-12}	1373
Stress-strain curves	977 ^{B-13}	1373
Creep rupture data	1144 ^{B-12}	1350
Creep strain history	1089 ^{B-14}	1350
SA106B Carbon steel		
Yield strength (σ_y)	811 ^{B-15}	1150
Ultimate strength (σ_u)	811 ^{B-15}	1150
Stress-strain curves	none found	1150
Creep rupture data	811 ^{B-15}	1050
Creep strain history	none found	1050

表 4.2.1-6 Inconel 600 の引張試験データ²²⁰

Table B-4. Inconel 600 tensile data.^a

Temperature (K)	E ^b (GPa)	Proportional limit (MPa)	σ_y^c (MPa)	True σ_u^d (MPa)	Engineering σ_u^d (MPa)	Uniform elongation (%)	Total elongation (%)	Area reduction (%)
297	213.26	307.00	374.00	942.35	733.00	30	43	68
600	198.18	314.00	315.00	900.71	689.00	30	39	61
800	185.05	256.00	280.00	789.27	617.00	26	39	65
900	177.53	221.00	266.00	567.25	468.00	16	45	73
1000	169.38	165.00	237.00	304.74	273.00	4	76	94
1050	165.07	121.00	187.00	231.83	212.00	6	76	95
1100	160.60	73.00	132.00	171.30	154.00	6	76	93
1150	155.97	60.00	98.00	131.31	113.00	5	88	91
1200	151.19	55.00	74.00	85.28	79.00	7	62	83
1300	141.14	31.00	45.00	56.00	50.00	3	66	91
1373	133.41	18.00	21.00	28.65	27.00	7	55	97

a. Product information: 1/2 in. rod, heat no. NX678714, annealed 1 hour at 1143 K, forced-air cooled.

Chemistry: 0.060 C, 0.250 Mn, 0.001 S, 0.250 Si, 76.10 Ni, 14.890 Cr, 0.140 Cu, 8.310 Fe.

b. Young's modulus.

c. Yield stress.

d. Ultimate stress.

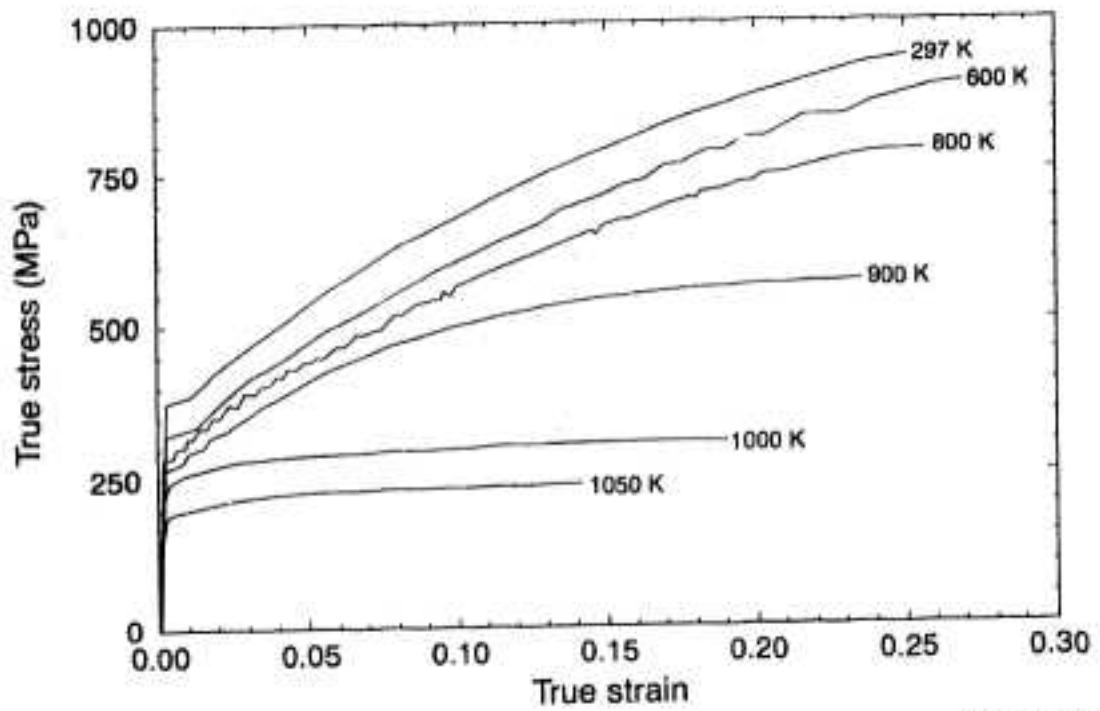
表 4.2.1-7 Inconel 600 の高温クリープ試験データ²²⁰

Table B-5. Inconel 600 creep data.

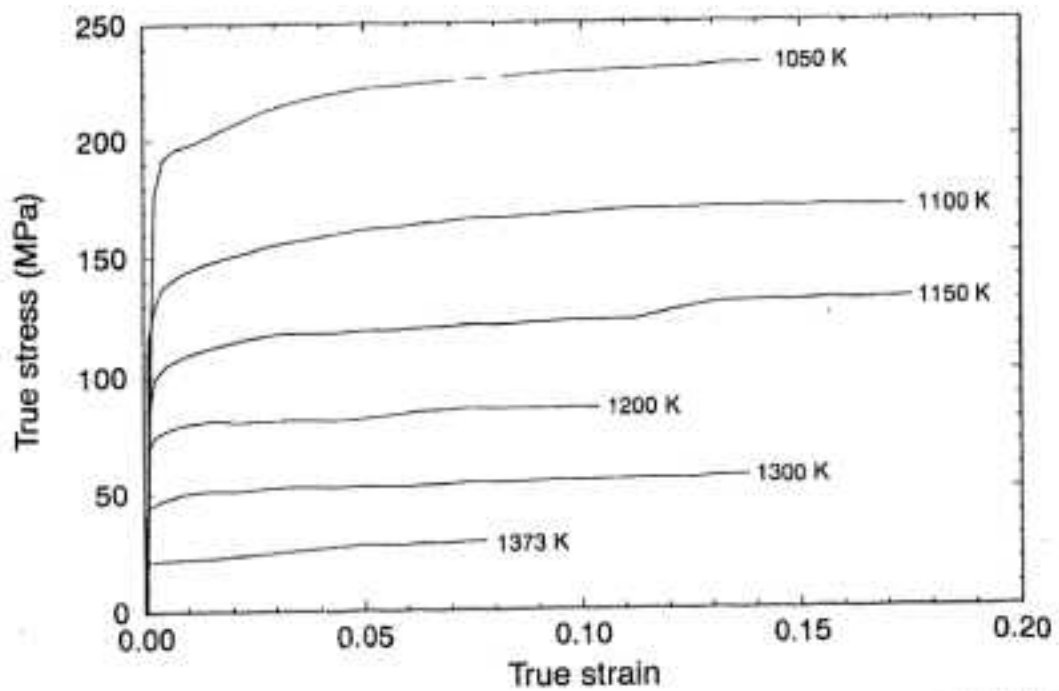
Temperature (K)	Stress (MPa)	Time to rupture (h)	Minimum creep rate (%/h)	Time to tertiary creep (h)	Total elongation (%)	Area reduction (%)
1005	173.20	1.30	22.034	0.60	64.0	77.1
1005	137.80	5.00	5.505	2.20	65.4	88.7
1005	93.60	38.50	0.517	10.60	67.9	84.4
1144	71.10	1.20	17.066	0.30	67.9	87.7
1144	55.60	3.00	4.528	0.80	68.3	79.4
1144	36.10	11.50	1.312	2.90	76.4	67.6
1255	44.40	0.50	60.332	0.17	88.6	88.6
1255	40.60	1.80	16.407	1.00	55.7	63.2
1255	29.50	3.20	9.738	2.20	46.6	57.5
1366	22.20	0.75	24.854	0.25	79.0	96.1
1366	14.10	5.90	3.987	2.90	58.1	64.4

Product information: 1/2 in. rod, heat no. NX678714, annealed 1 hour at 1143 K, forced-air cooled.

Chemistry: 0.060 C, 0.250 Mn, 0.001 S, 0.250 Si, 76.10 Ni, 14.890 Cr, 0.140 Cu, 8.310 Fe.



M790 W45 1192 Q1



M790 W10 1192 Q8

Figure B-26. Stress-strain curves for Inconel 600 at various temperatures— INEL tensile test results.

図 4.2.1-28 INEL 試験による Inconel 600 材の応力-歪曲線²²⁰

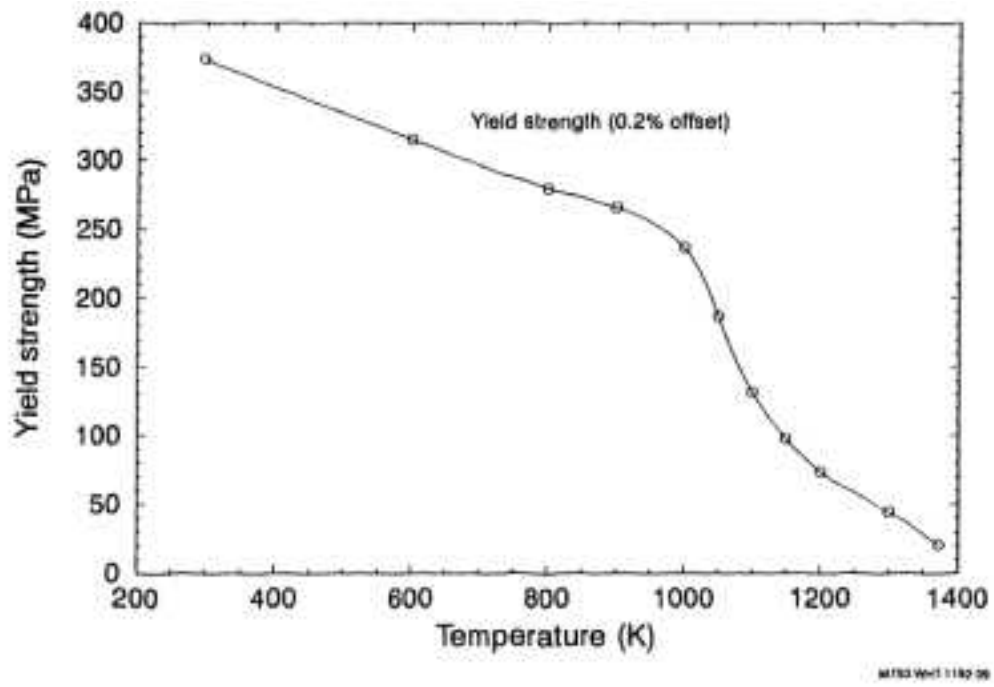


図 4.2.1-29 INEL 試験による Inconel 600 材の降伏応力²²⁰

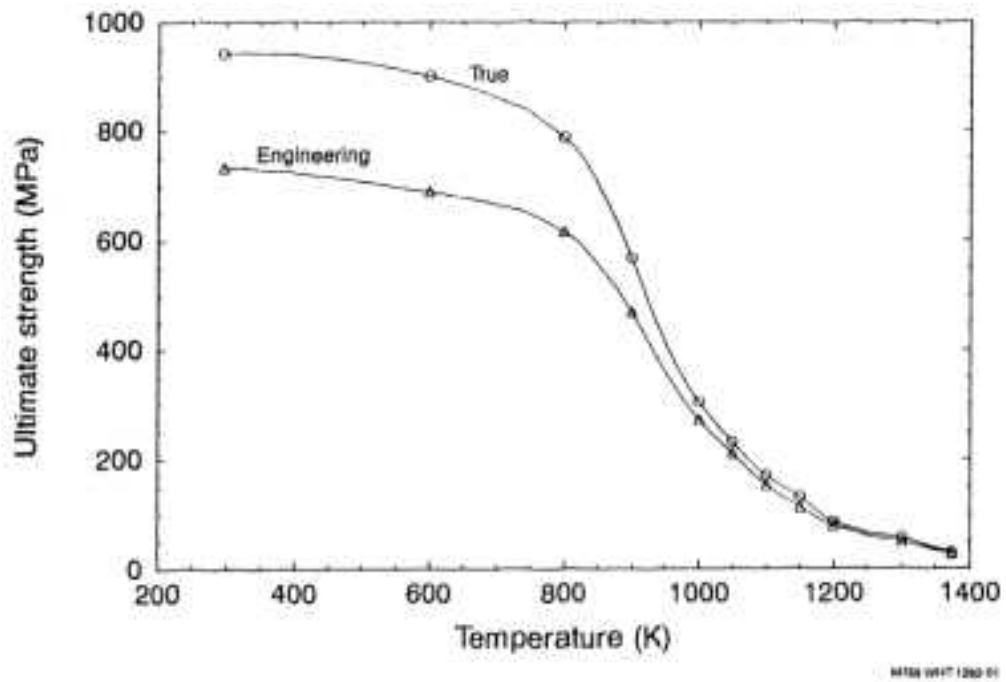


Figure B-28. Inconel 600 ultimate strength, true and engineering—INEL tensile test results.

図 4.2.1-30 INEL 試験による Inconel 600 材の引張強さ²²⁰

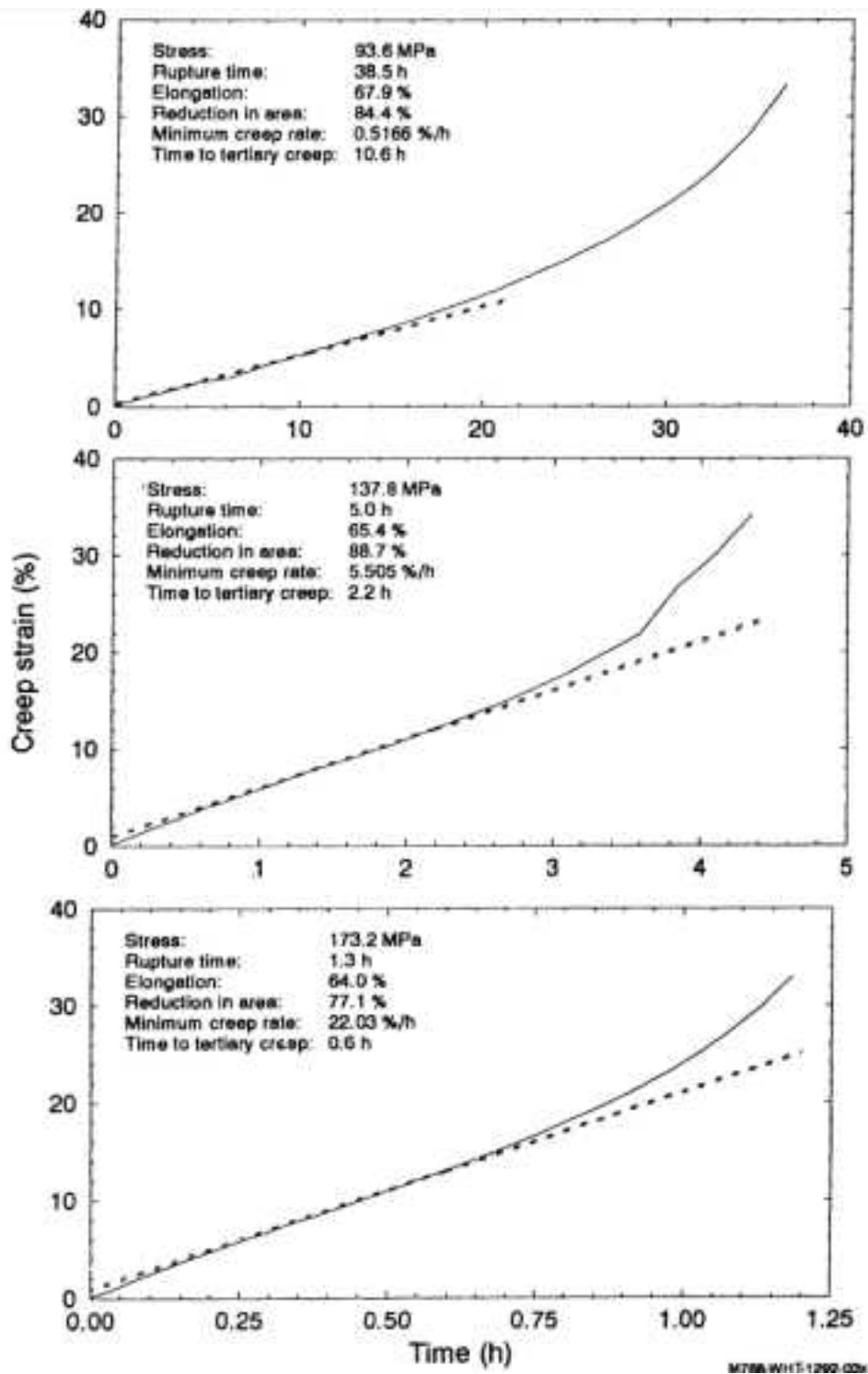


図 4.2.1-31 Inconel 600 材の温度 900K の全歪対時間のプロット²²⁰

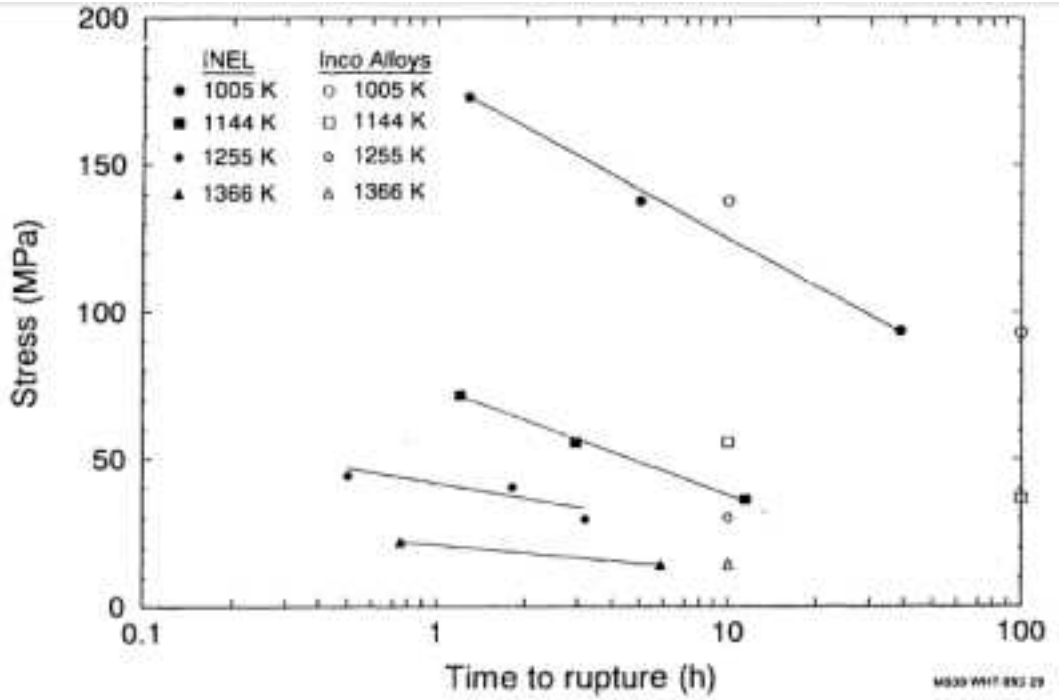


図 4.2.1-32 Inconel 600 材の破断応力対破断時間のプロット ²²⁰

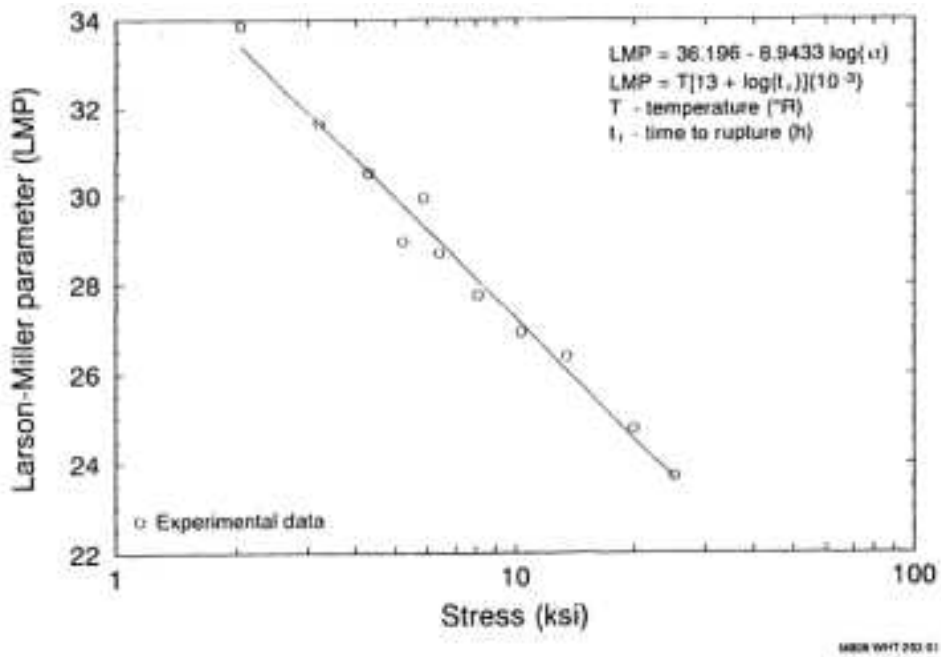


図 4.2.1-33 Inconel 600 材の Larson-Miller パラメータ対破断応力のプロット ²²⁰

c) SUS304

SUS304 の引張試験データを表 4.2.1-8 に示す。ただし、ヤング率は公表データから引用され、また 1048 K 以上のヤング率は 2 次関数のフィッティングで外挿されている。図

4.2.1-34 に SUS304 の各温度における応力-歪カーブの試験結果を示す。図 4.2.1-35 に SUS304 の各温度における降伏応力の試験結果を示す。図 4.2.1-36 に SUS304 の各温度における引張強さの試験結果を示す。

SUS304 の高温クリープ試験は表 4.2.1-9 に示すとおり、1089 K～1350 K まで、6 試験片について行われ、破断時間は 1 時間から 85.3 時間までであった。これらの試験で得られた全歪対時間のプロットが掲載されている。例えば、図 4.2.1-37 に温度が 1089 K、応力 85.3 MPa の全歪対時間のプロットを示している。

また、図 4.2.1-38 に SUS304 材の破断応力対破断時間のプロット、図 4.2.1-39 に SUS304 材の Larson-Miller パラメータ対破断応力のプロットをそれぞれ示す。Larson-Miller パラメータは、下記の式から計算される。

$$LMP = T[16 + \log(t_r)](10^{-3}) \quad (4.2.1-2)$$

ただし、 T は温度(°R)、 t_r は破断時間 (時間) である。

表 4.2.1-8 SUS304 の引張試験データ ²²⁰

Table B-6. 304 stainless steel tensile data.^a

Temperature (K)	E^b (GPa)	Proportional limit (MPa)	σ_y^c (MPa)	True σ_u^d (MPa)	Engineering σ_u^d (MPa)	Uniform elongation (%)	Total elongation (%)	Area reduction (%)
297	194.77	208.00	252.00	1044.7	642.00	66	81	80
977	138.17	77.00	98.00	372.46	285.00	24	54	68
1050	129.81	61.00	93.00	245.45	197.00	17	64	78
1100	123.83	66.00	91.00	177.46	147.00	11	74	73
1150	117.64	60.00	85.00	135.58	109.00	25	71	68
1200	111.24	46.00	64.00	82.45	73.00	8	52	75
1300	97.83	26.00	35.00	43.47	40.00	4	29	59
1300	97.83	27.00	36.00	40.68	39.00	1	25	58
1373	87.51	17.00	26.00	32.64	30.00	5	50	64

a. Product information: 1/2 in. rod, heat no. 602151, annealed 1 hour at 1323 K, forced-air cooled.

Chemistry: 0.06 C, 1.25 Mn, 0.031 P, 0.023 S, 0.610 Si, 8.180 Ni, 18.410 Cr, 0.380 Mo, 0.130 Cu, 0.063 N.

b. Young's modulus.

c. Yield stress.

d. Ultimate stress.

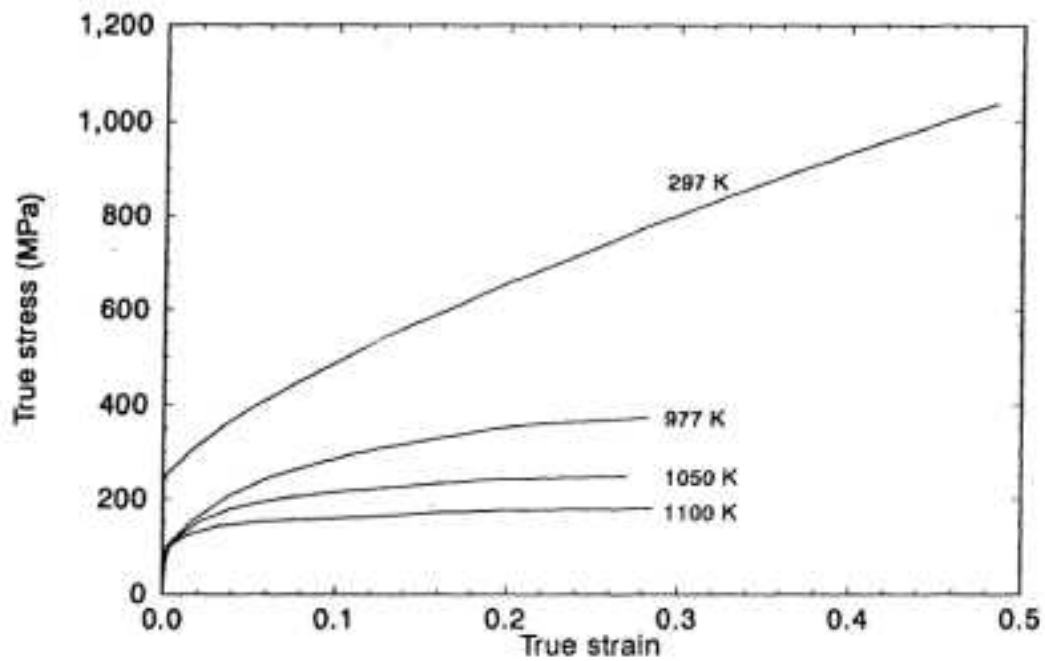
表 4.2.1-9 SUS304 の高温クリープ試験データ ²²⁰

Table B-7. 304 Stainless steel creep data.

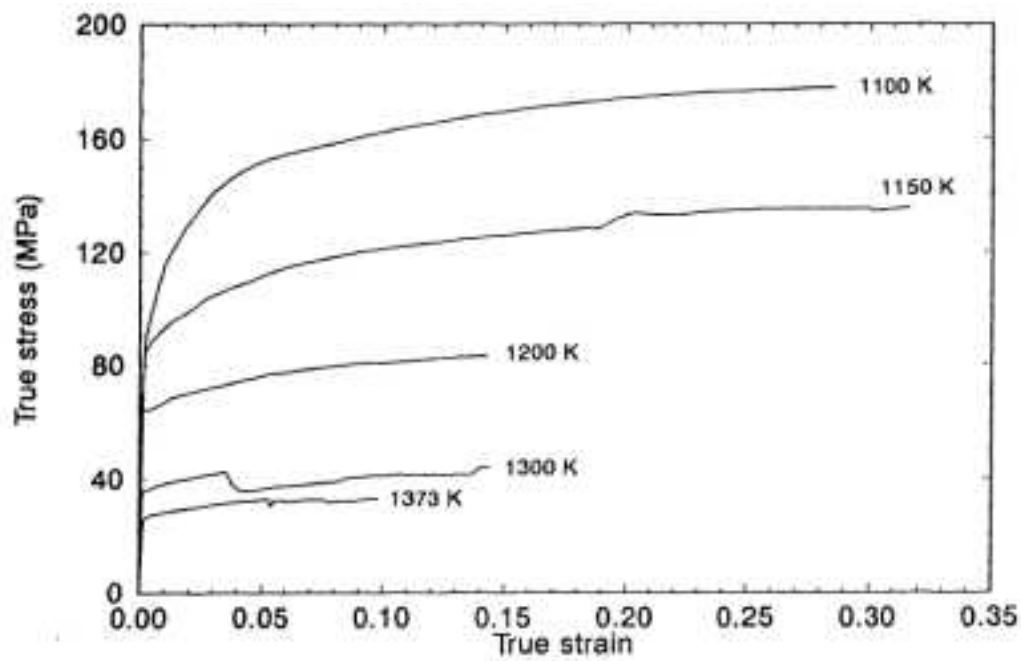
Temperature (K)	Stress (MPa)	Time to rupture (h)	Minimum creep rate (%/h)	Time to tertiary creep (h)	Total elongation (%)	Area reduction (%)
1089	85.30	8.00	4.086	4.24	54	57
1200	40.50	5.90	4.174	3.08	46	41
1200	54.60	1.30	23.604	0.64	57	55
1350	8.40	21.80	0.940	12.36	32	25
1350	9.80	17.20	1.560	5.79	41	31
1350	16.90	2.35	11.102	1.07	54	42

Product information: 1/2 in. rod, heat no. 602151, annealed 1 hour at 1323 K, forced-air cooled.

Chemistry: 0.06 C, 1.25 Mn, 0.031 P, 0.023 S, 0.610 Si, 8.180 Ni, 18.410 Cr, 0.380 Mo, 0.130 Co, 0.063 N



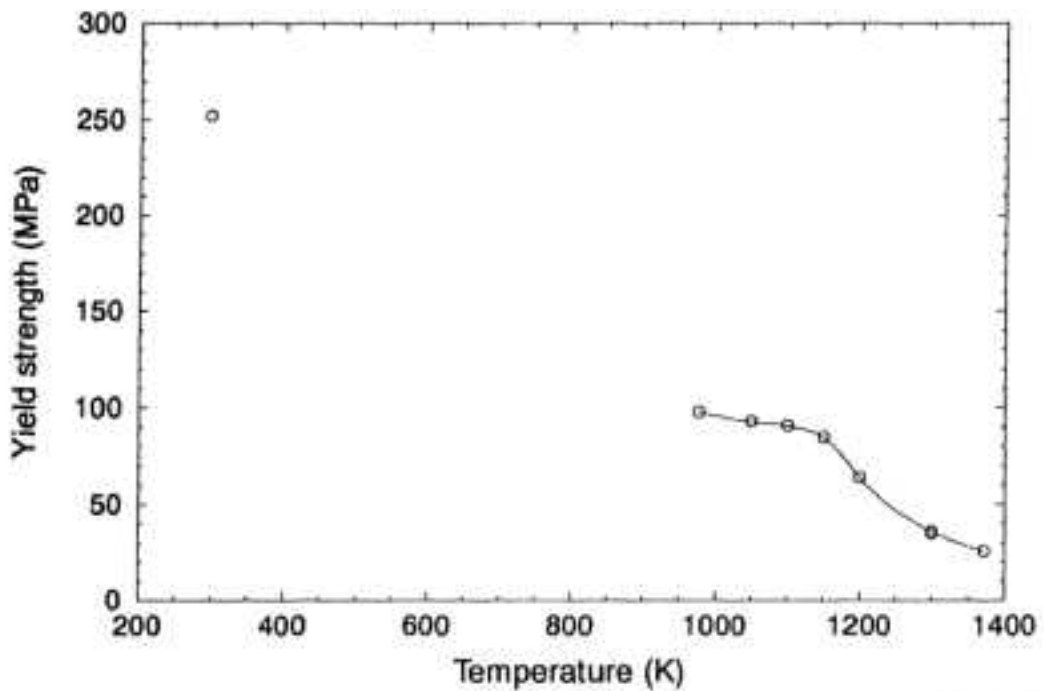
MTS no.1287.12



MTS no.1287.12

Figure B-36. Stress-strain curves for 304 stainless steel at various temperatures—INEL tensile test results.

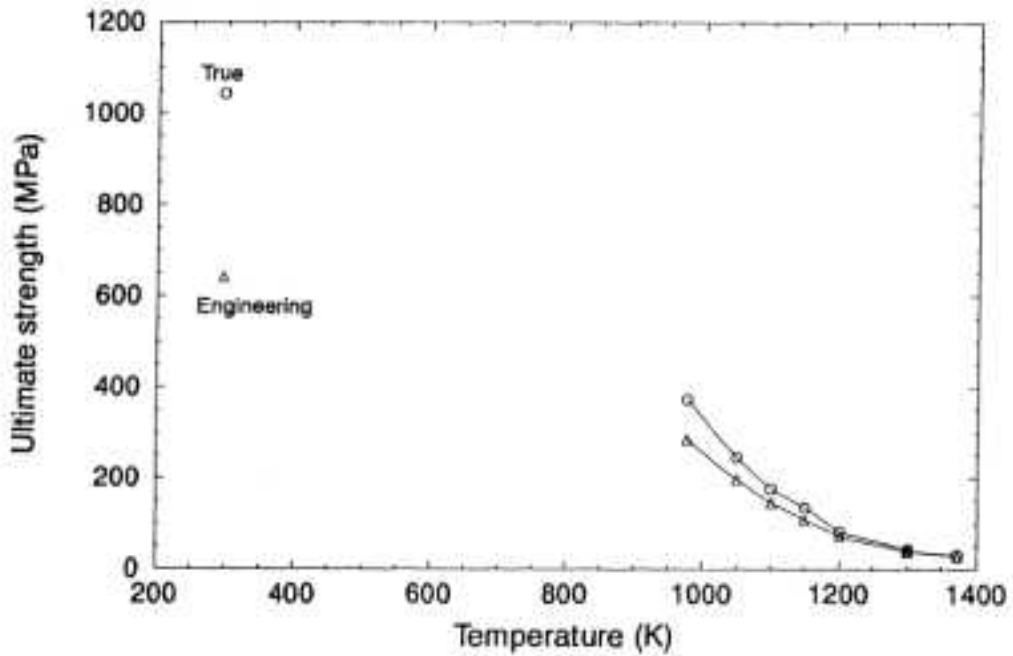
図 4.2.1-34 INEL 試験による SUS304 の応力-歪カーブ²²⁰



M758-WHT-1295-11

Figure B-37. 304 stainless steel yield strength (0.2% offset)—INEL tensile test results.

図 4.2.1-35 INEL 試験による SUS304 の降伏応力²²⁰



M758-WHT-1295-12

Figure B-38. 304 stainless steel ultimate strength, true and engineering—INEL tensile test results.

図 4.2.1-36 INEL 試験による SUS304 の引張強さ²²⁰

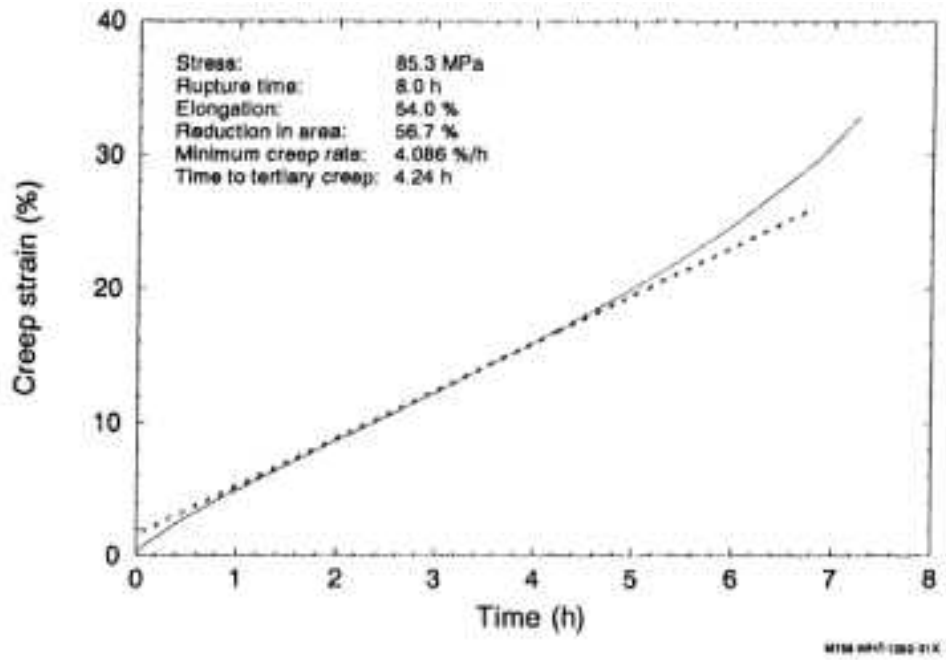


図 4.2.1-37 SUS304 材の温度 1089K の全歪対時間のプロット ²²⁰

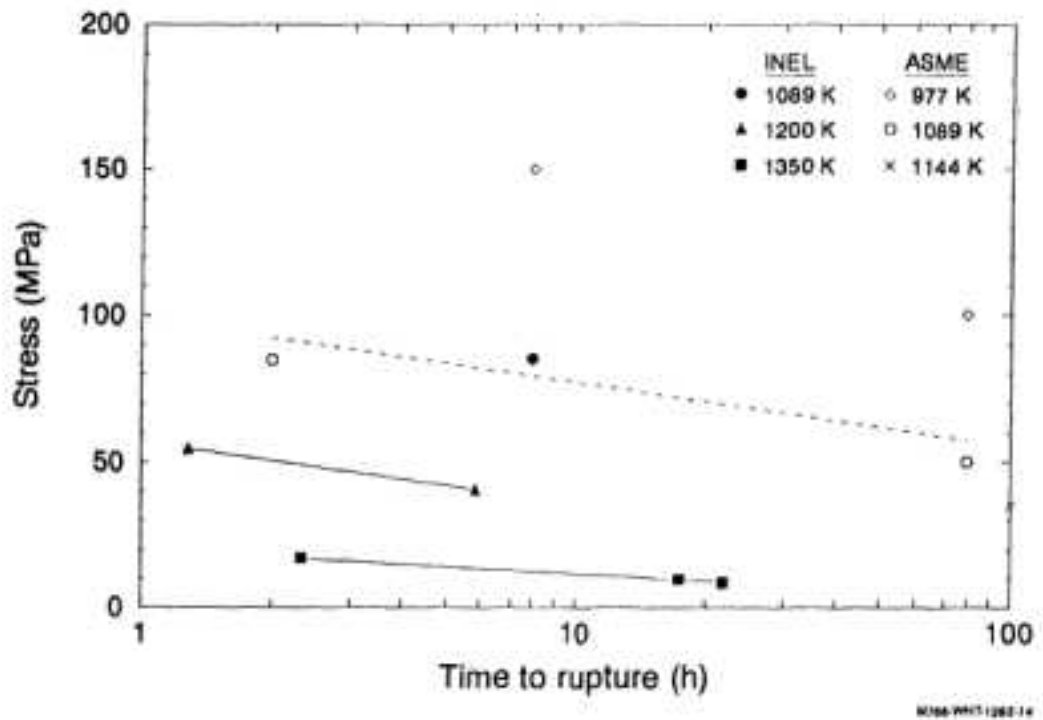


図 4.2.1-38 SUS304 材の破断応力対破断時間のプロット ²²⁰

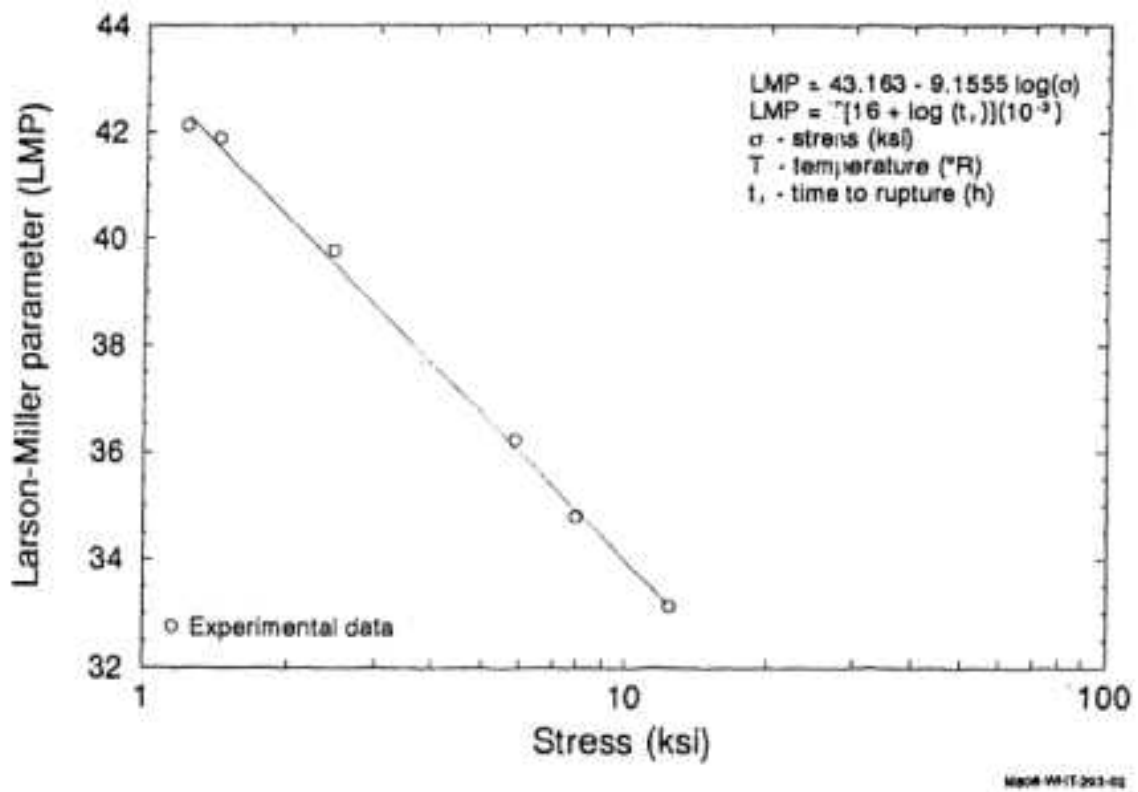


図 4.2.1-39 SUS304 材の Larson-Miller パラメータ対破断応力のプロット ²²⁰

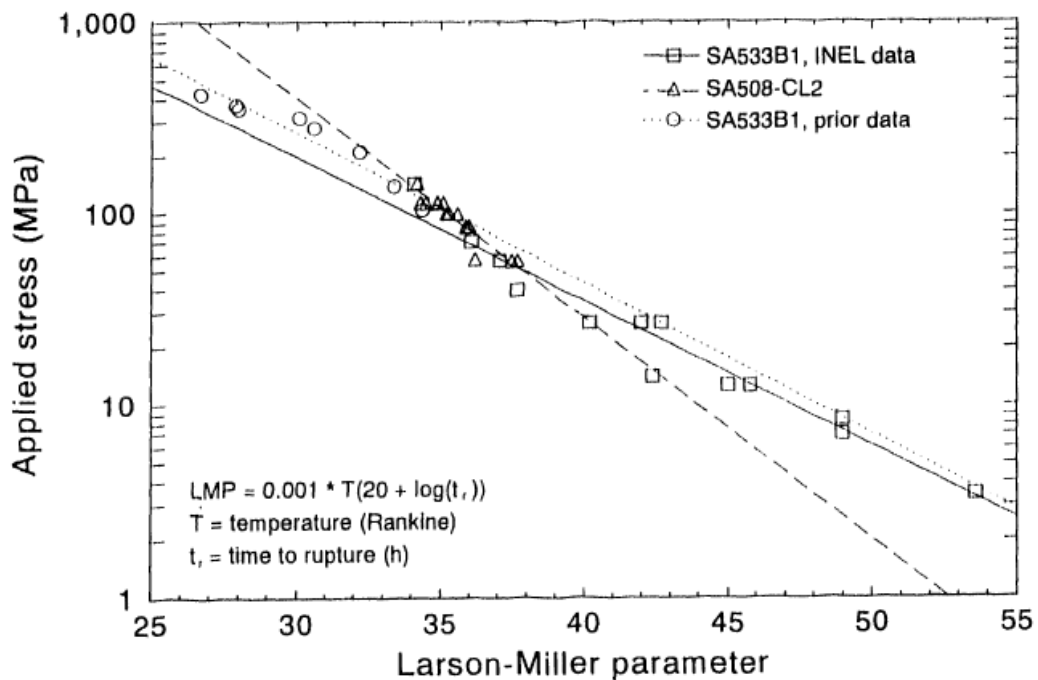
(c) 評価解析手法

a) Larson-Miller 曲線

クリープ破損評価では、Larson 及び Miller から提案された Larson-Miller パラメータ (LMP) を用いた評価手法が用いられる。これは、定常応力と温度を仮定して、破損時間を評価する。LMP はクリープ則がアレニウス則に従うと仮定して、次式で得られる。

$$LMP = 0.001 * T[C + \log(t_r)] \quad (4.2.1-3)$$

ただし、 T は温度(°R)、 t_r は破断時間 (時間)、 C は材料定数 (20 とされることが多い) である。図 4.2.1-40 に試験結果からフィッティングされた SA533B1 及び SA508-CL2 材の Larson-Miller パラメータを示す。



MB45 W111-493 32

図 4.2.1-40 SA533B1 及び SA508-CL2 材の Larson-Miller パラメータ ²²⁰

b) クリープ構成式

SA533B1 はほとんど 1 次クリープを示さない。試験が定常荷重で行われ、定常応力ではない。そして、見かけ上の 3 次クリープがみられるのは、同じ温度の引張試験でネッキングが起きると同じぐらいの歪なので、断面積の減少に由来すると考えると、2 次クリープ、すなわち定常クリープ則が全体のクリープ挙動を支配する。

1 次クリープ及び 2 次クリープを表す応力と時間のべき乗則が最小二乗法により実験データにフィッティングされる。

$$\varepsilon_{cr} = \frac{A}{m+1} \sigma_a^n t^{m+1} + B \quad (4.2.1-4)$$

ただし

ε_{cr} : クリープ歪

σ_a : 応力

t : クリープ時間 (時間)

A, m, n : 温度依存のパラメータ

B : 歪オフセット

B がゼロで、 m をゼロにすると、これは Bailey-Norton 則と同じになる。歪速度は時間硬化則として、

$$\dot{\epsilon}_c = A\sigma_a^n t^m \quad (4.2.1-5)$$

$m=0$ として、表 4.2.1-10 に示す各温度における A 及び n がフィッティングされた。試験データは、ある応力と温度で、時間の関数としてのクリープ歪が 3 次多項式によってよく表される。

$$\epsilon_{cr} = A + Bt - Ct^2 + Dt^3 \quad (4.2.1-6)$$

ただし

ϵ_{cr} : クリープ歪

t : クリープ時間 (時間)

A, B, C, D : 定数

各温度の A, B, C, D を Determination R2 とともに表 4.2.1-11 に示す。

表 4.2.1-10 SA533B1 の一次及び二次クリープ歪データから求めた係数²²⁰

Table B-11. Power fit to SA533B1 primary and secondary creep strain data.

Temperature (K)	Equation parameters	
	A	n
900	8.0080E-11	3.5821
1000	2.7564E-5	1.7627
1050	1.5003E-8	4.1983
1150	3.5934E-7	3.5747
1250	3.3895E-8	5.7124
1373	1.4911E-6	6.2967

表 4.2.1-11 SA533B1 の 3 次式フィッティング²²⁰

Table B-12. Code B for SA533B1 creep data.

Temperature (K)	Stress (MPa)	A	B	C	D	n ^a
900	100.1	8.1104E-4	3.8917E-3	4.4140E-3	2.1078E-4	0.9996
900	69.7	1.3453E-3	4.4090E-4	6.6119E-6	8.9982E-8	0.9998
1000	88.6	2.9084E-3	6.3494E-2	1.9444E-2	2.9963E-3	0.9980
1000	59.0	5.4070E-3	1.8416E-2	6.2405E-4	3.6381E-4	0.9997
1050	26.3 & 26.3 ^b	7.2488E-4	1.8838E-2	8.0730E-4	8.3713E-4	0.9980
1050	13.9	8.6445E-3	1.4500E-3	7.2792E-6	2.5053E-8	0.9994
1150	26.5	9.3271E-3	3.7803E-2	1.0837E-2	3.0396E-3	0.9998
1180	12.3	9.7656E-4	4.3035E-3	8.7810E-5	1.5647E-6	0.9991
1250	26.5	4.5920E-2	6.9991E-0	2.8840E+2	3.8083E+3	0.9999
1260	12.6	5.1739E-4	1.4677E-1	7.3259E-2	3.3529E-2	0.9957
1250	8.0	3.0580E-3	4.0922E-3	3.3798E-8	6.7726E-7	0.9988
1373	7.0	9.4656E-3	8.4465E-1	9.2150E-1	1.7052E+0	0.9983
1373	3.5	6.8919E-3	7.3680E-1	2.6237E-4	3.2884E-6	0.9976

a. Data from 70.5 MPa and 26.5 MPa at 1050 K were combined.

2) JAEA-Research 2007-091²²¹

(a) 要旨

本研究は、高速炉における炉心停止後の崩壊熱除去機能喪失事象のようなシビアアクシデントの評価における構造材料の強度評価に資することを目的として、高温での SUS304 のクリープ強度データを取得し、現行の材料強度基準（以下、「BDS」という。）に採用されているクリープ破断式の 825℃以上の適用性評価を実施したものである。

(b) クリープデータ

SUS304 について、800℃、850℃及び900℃の高温域における 153.3 h～4117 h の破断データ 42 点を取得した。取得したデータは、クリープ破断強さ、クリープ破断伸び及び絞り、クリープ歪挙動である。

800℃～900℃のクリープ破断強さを図 4.2.1-41 に示す。SUS304 材の 800℃～900℃におけるクリープ歪挙動を図 4.2.1-42、図 4.2.1-43 及び図 4.2.1-44 に示す。いずれの温度域においても第 1 期、第 2 期及び第 3 期の一般的なクリープ歪挙動を示している。SUS304 材のクリープ試験結果を表 4.2.1-12 に示す。

(c) 評価解析手法

下記に示す現行の BDS の SUS304 のクリープ破断式(4.2.1-7)により、式の適用温度（425℃～825℃）を超える 900℃まで外挿して求めた平均値（時間係数 R=1）、及びデータのばらつきの下限值（時間係数 R=5）を図 4.2.1-41 に示した。本試験で得られた 3 ヒートのクリープ破断強さは、クリープ破断式に対して、ファクター5 のばらつき内であった。

$$T + 273.15\{\log_{10}(\alpha_R t_R) + C\} = A_0 + A_1 + A_2(\log_{10}\sigma)^2 \quad (4.2.1-7)$$

ただし、 T は温度(℃)、 t_R は破断時間（時間）、 σ は応力 (kg/mm²、 $2 \leq \sigma$) である。また、

$$C=17.54301$$

$$A_0=2624854$$

$$A_1=-6104.579$$

$$A_2=-425.0012$$

α_R 平均値=1、 α_R 設計最小値=10 である。

²²¹加藤章一ら，異常高温時における SUS304 のクリープ強度評価，JAEA-Research 2007-091 (2007)

表 4.2.1-12 SUS304 材のクリープ試験結果²²¹

材料ヒート 識別記号	試験 雰囲気	試験片 番号	試験 温度 (°C)	応力 (MPa)	破断 時間 (h)	破断 伸び (%)	絞り (%)	破断 位置 ※2	定常 クリープ 速度 (%/h)	第3期 クリープ 開始時間 (h)
A7	大気中	FA07A05	800	54	221.9	77.1	68.1	B	1.47E-01	115.3
		FA07A01	800	40	1539.7	60.1	48.1	B	1.74E-02	856.4
		FA07A13	800	40	1651.3	51.3	46.9	A	1.56E-02	597.1
		FA07A09	800	38	2064.9	49.5	42.9	B	1.21E-02	879.5
		FA07A06	850	38	239.3	68.7	52.3	B	1.18E-01	116.0
		FA07A04	850	28	1360.9	44.4	33.4	B	1.54E-02	629.7
		FA07A12	850	28	1312.9	※1		B	1.43E-02	698.8
		FA07A10	850	26	1984.6	36.5	31.6	B	1.02E-02	925.9
		FA07A08	900	26	217.6	※1		A	8.09E-02	119.3
		FA07A03	900	18	1625.9	※1		B	1.00E-02	652.1
		FA07A02	900	18	1595.8	28.9	31.8	B	8.79E-03	457.2
	FA07A11	900	17	1995.2	29.7	31.5	B	6.85E-03	529.1	
	アルゴン中	FA07G16	800	54	261.4	※1		A	-	-
		FA07G09	800	40	1473.1	27.3	34.6	A	-	-
		FA07G10	800	40	1447.9	※1		A	-	-
		FA07G13	800	38	4117.0	※1		B	-	-
		FA07G12	850	38	294.4	46.4	48.7	A	-	-
		FA07G11	850	28	1183.7	23.7	35.6	B	-	-
		FA07G15	850	28	1764.5	※1		B	-	-
		FA07G14	850	26	1829.6	23.5	32.4	B	-	-
FA07G04		900	26	274.6	※1		B	-	-	
FA07G02		900	18	1432.5	※1		A	-	-	
A13	大気中	FA13A02	800	54	179.0	121.8	79.3	B	2.41E-01	87.3
		FA13A06	800	40	1132.9	92.4	69.5	B	3.08E-02	526.1
		FA13A09	800	38	1502.6	91.8	68.4	A	2.32E-02	723.6
		FA13A03	850	38	174.1	71.9	72.7	B	2.00E-01	87.0
		FA13A05	850	28	974.9	※1		B	2.97E-02	391.6
		FA13A08	850	26	1308.0	58.0	55.3	B	1.91E-02	461.7
		FA13A01	900	26	153.3	82.2	73.9	A	1.98E-01	80.1
		FA13A04	900	18	821.9	66.3	58.0	B	1.00E-02	95.7
		FA13A07	900	17	1101.1	77.6	58.6	B	3.36E-03	77.4
		A14	大気中	FA14A02	800	54	178.7	105.6	69.4	B
FA14A06	800			40	885.0	55.5	53.4	B	2.53E-02	391.6
FA14A09	800			38	1405.3	55.3	47.0	B	1.50E-02	570.2
FA14A03	850			38	178.0	51.5	55.8	B	1.30E-01	76.8
FA14A05	850			28	610.8	36.3	34.6	B	2.05E-02	225.4
FA14A08	850			26	1163.6	35.9	33.7	B	1.21E-02	420.3
FA14A01	900			26	202.2	42.2	41.7	A	9.01E-02	88.0
FA14A04	900			18	826.3	38.8	34.9	A	7.37E-03	145.2
FA14A07	900	17	838.9	48.2	35.7	A	1.17E-02	163.3		

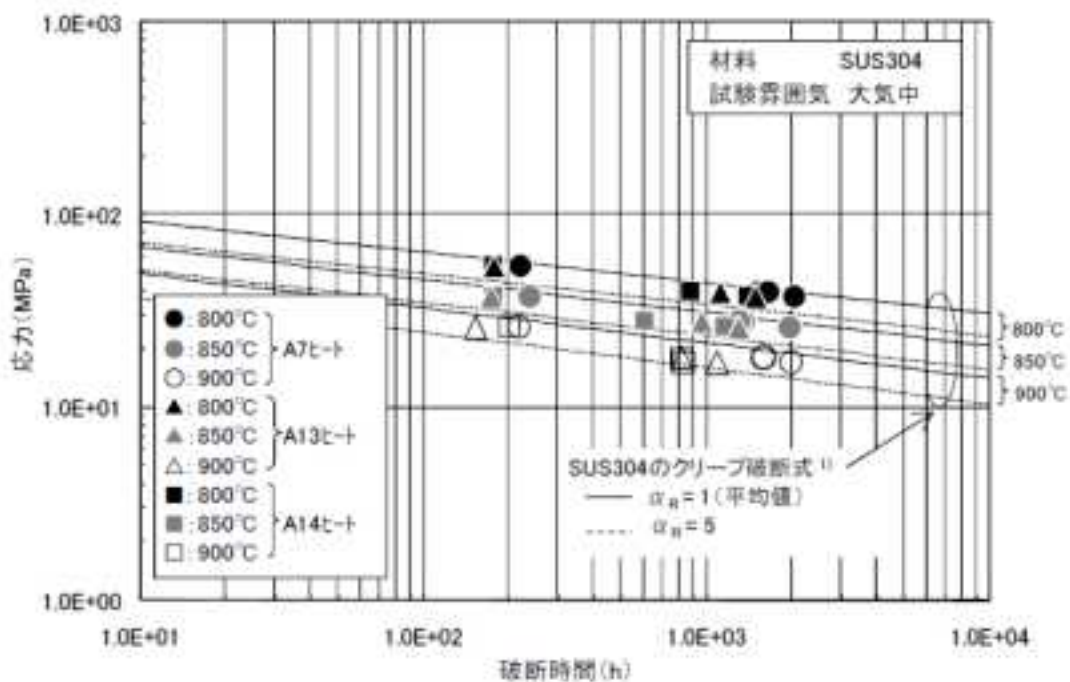


図 4.2.1-41 SUS304 材のクリープ破断強さ²²¹⁾

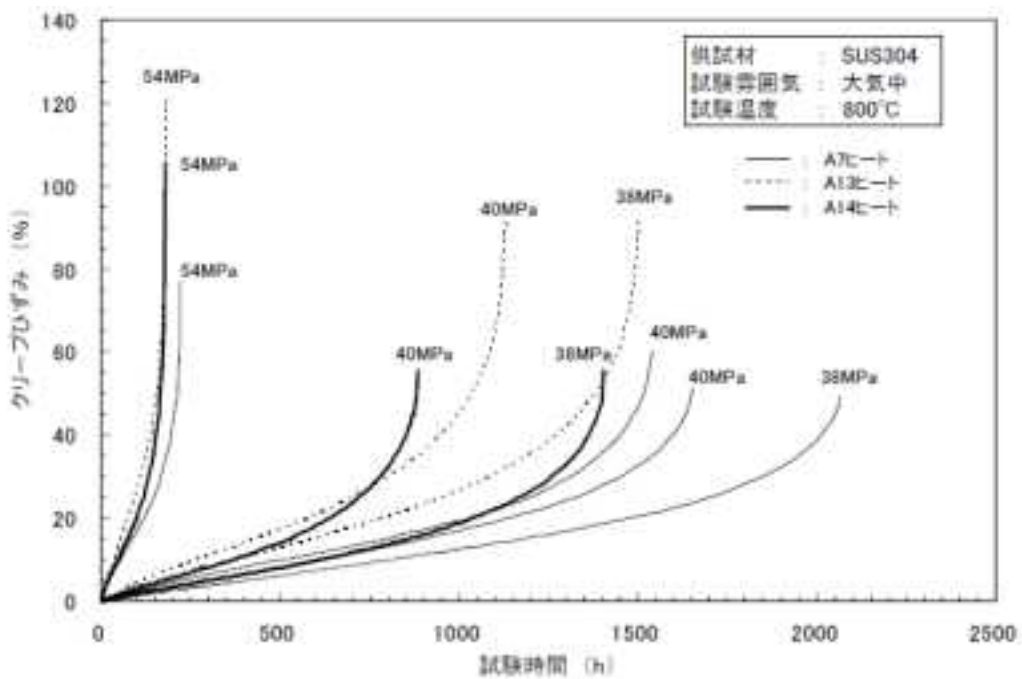


図 4.2.1-42 SUS304 材の 800°Cにおけるクリープ歪挙動²²¹⁾

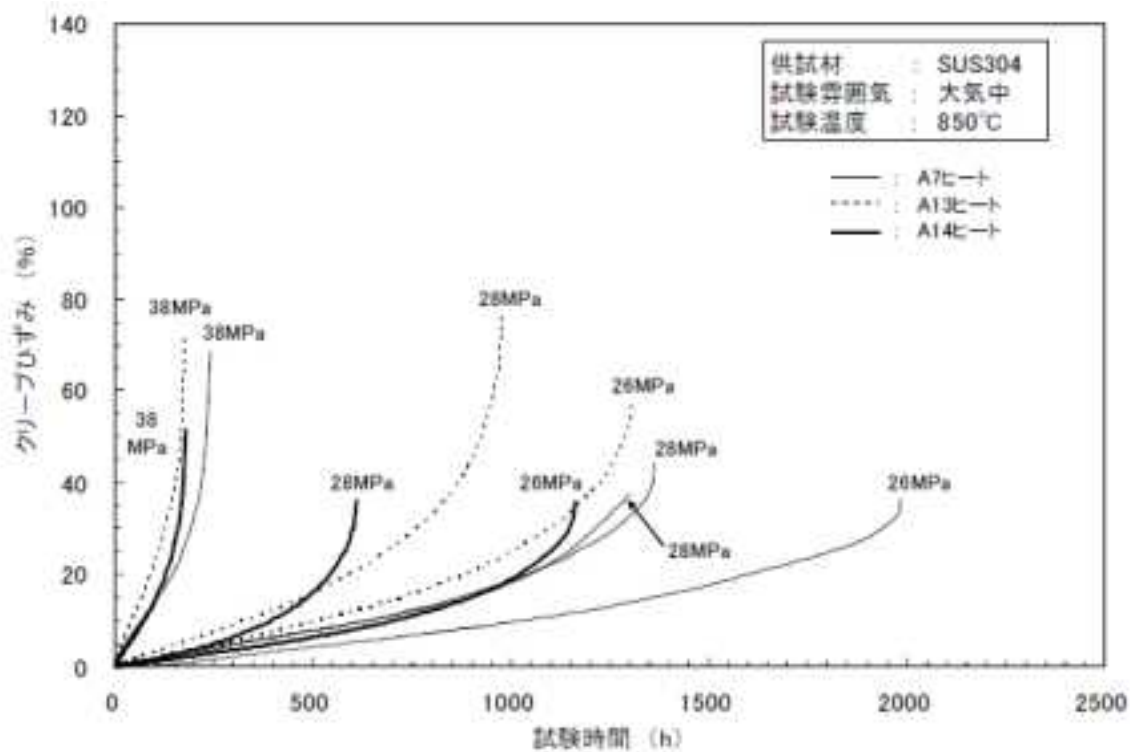


図 4.2.1-43 SUS304 材の 850°C におけるクリープ歪挙動²²¹

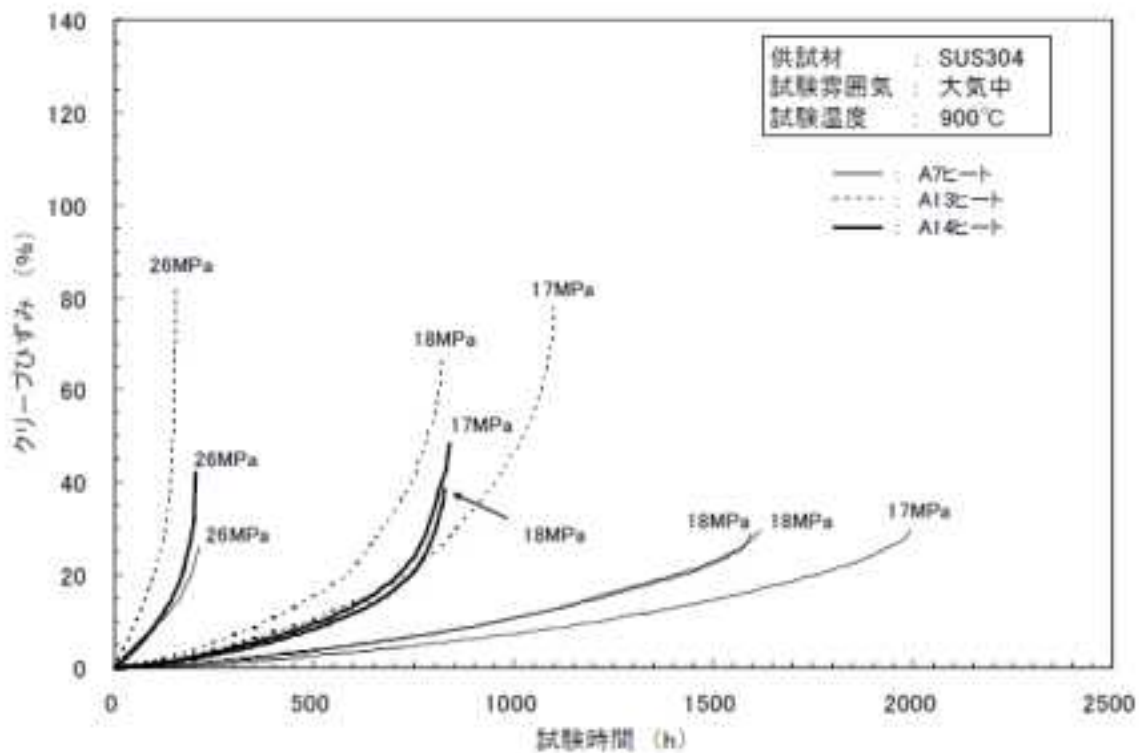


図 4.2.1-44 SUS304 材の 900°C におけるクリープ歪挙動²²¹

3) NUREG/CR-6187²²²

(a) 要旨

TMI-2 (Three Mile Island Unit 2)容器調査プロジェクト (VIP) の一環として、TMI-2 の圧力容器下部ヘッドから切り出したプリズム形試料 15 体について、金相学的検査及び機械的試験が行われた。

VIP は、USNRC 及び経済協力開発機構/原子力機関 (OECD/NEA) によって共同運営される国際的なプロジェクトである。スポンサー機関として、原子力機構 (当時は日本原子力研究所) を含む 11 か国からの 12 機関が参加している。

金相学的検査結果は、全般的に以前の INEL による観察に一致している。4 つの試験体は事故時に 1100°C の温度に到達し、最高温度からは 10~1000°C/分の冷却率を有すると認められる。隣接する 2 試験体の一部は 727°C を超え、さらにもう一つの試験体の表面に近い領域も明らかに 727°C を超えたが、この試験体はホットスポットに近いわけではない。残りの試験体は明らかに 727°C を超えていないが、4 試験体はこの温度に近づいた可能性がある。

下部ヘッド材料に常温及び 600~1200°C において引張試験が行われた。降伏応力及び引張強さは強い温度依存性が観察され、A533B 鋼の文献データに全般的に一致する。しかし、ホットスポットからの材料で受け入れたままの状態の強度は、ほかのデータより高く、事故時に熱処理を受けたことを表す。

下部ヘッド材料について、破壊時間が 1~100 時間の応力レベルにおいて 600~1200°C の温度範囲でクリープ試験が行われた。このデータは以前に得られた Midland 原子炉の 600°C における類似データに匹敵する。しかし、より高い温度では、TMI-2 下部ヘッドデータは、Midland 材料より高い。TMI-2 データは Larson-Miller 及び Manson-Haford の時間-温度パラメータにフィッティングされた。

4 組の試験体についてシャルピー衝撃試験が行われた。事故時に 727°C を超えていない領域の試験片より、ホットスポットからの試験片は著しく低い上部棚エネルギー及び高い遷移温度を示す。

き裂がホットスポットからの舟型試験片のステンレス鋼クラッドから見つかった。き裂はホット・テアリングの結果とみられ、液相 Ag-Cd による結晶粒間貫通に促進された可能性がある。A533 容器鋼への進展は最大で約 6 mm であった。き裂内の材料から、大量の燃料の流れが到達する前に、制御棒駆動系のデブリの下部ヘッドにおける存在が示唆される。

(b) 引張試験データ

引張試験のデータは母材については表 4.2.1-13、クラッドは

²²² D. R. Diercks, et al., Results of Mechanical Tests and Supplementary Microstructural Examinations of the TMI-2 Lower Head Samples, NUREG/CR-6187 (1994)

表 4.2.1-14 にそれぞれ示す。表 4.2.1-15 の母材のデータは図 4.2.1-45 に示される。

(c) クリープ試験データ

TMI-2 下部ヘッド材料の 600°C～1200°Cのクリープ破断強さを図 4.2.1-46 に示す。

TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ破断強さ及び Midland 材料との比較を図 4.2.1-47 に示す。TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ試験結果を表 4.2.1-15、表 4.2.1-16 に示す。また、付録 B にクリープ試験から得られた歪時間曲線が掲載されている。図 4.2.1-48 にその一例を示す。

(d) 評価解析手法

Larson 及び Miller から提案された Larson-Miller パラメータ (LMP) を用いてクリープ試験データをフィッティングした。LMP は次式で得られる。

$$LMP = T[C + \log_{10}(t_r)] \quad (4.2.1-8)$$

ただし、 T は温度 (K)、 t_r は破断時間 (時間)、 C はフィッティングした材料定数である。最小二乗法でフィッティングした結果、 $C=12.5$ であった。応力と Larson-Miller パラメータ (LMP) の関係は次式になる。

$$\log_{10} \sigma = 4.3406 - 0.00018767 \cdot LMP \quad (4.2.1-9)$$

図 4.2.1-49 に試験結果からフィッティングされた TMI-2 下部ヘッド材料の Larson-Miller 線図を示す。このフィッティングの相関係数 (correlation coefficient) は $r=0.98277$ である。

図 4.2.1-50 に TMI-2 下部ヘッド材料の応力—破断時間と Larson-Miller 曲線の比較を示す。Larson-Miller 線図が直線であるため、試験データから顕著に外れており、特に低い温度のほうではその傾向が強い。

Manson-Haferd パラメータ M を用いてクリープ試験データをフィッティングした。 M は次式で得られる。

$$M = \frac{\log_{10}(t_r) - t_a}{T - T_a} \quad (4.2.1-10)$$

ただし、 T は温度 (K)、 t_r は破断時間 (時間)、 t_a 及び T_a はフィッティングした材料定数である。最小二乗法でフィッティングした結果、 $t_a=7.57$ 及び $T_a=520$ であった。応力と M の関係は次式になる。

$$\log_{10} \sigma = -0.80467 - 261.41 \cdot M - 5291.25 \cdot M^2 \quad (4.2.1-11)$$

図 4.2.1-51 に試験結果からフィッティングされた TMI-2 下部ヘッド材料の Manson-Haferd 線図を示す。このフィッティングの相関係数は $r=0.99347$ である。図 4.2.1-52 に TMI-2 下部ヘッド材料の応力—破断時間と Manson-Haferd 線図の比較を示す。Manson-Haferd 曲線は Larson-Miller 曲線から改善されているが、700~900°C の温度域では試験データから規則性をもって離れる。この問題は、部分的に、727°C から約 850°C までの温度域に起こるフェライト—オーステナイト相変態と関連性があるものと考えられる。

表 4.2.1-13 TMI-2 下部ヘッド母材の引張試験結果抜粋²²²

Table 6. Summary of tensile data obtained from base-metal specimens of the TMI-2 lower head.

Test Temp.; Country	Sample No.	Max. Temp. (°C)	Specimen No.	Tensile Strength (MPa)	Yield Strength (MPa)	Uniform Elong. (%)	Total Elong. (%)	Reduct. of Area (%)
Room Temperature								
Belgium	K-13	<727	17	594	414	11	24	72
France	M-11	-727	17	581	408	11	22	65
Spain	K-7	<727	17	600	426	13	29	63
U.S.	L-9	<727	116	592	423	15	24	67
	E-6	-1050	-	773	650	9.0	16	62
Belgium	E-8	-1100	18	778	653	4.5	14	50
Spain	E-8	-1100	17	769	633	9.2	18	51
600°C								
Belgium	K-13	<727	111	257	253	0.8	25	72
France	M-11	-727	18	239	224	1.2	33	75
Spain	K-7	<727	18	247	238	3.2	48	81
U.S.	L-9	<727	15	256	231	1.6	44	91
	E-6	-1050	-	382	344	4.0	40	74
700°C								
Belgium	K-13	<727	112	120	106	1.7	77	90
France	M-11	-727	19	146	136	1.6	42	68
Spain	K-7	<727	19	110	89	4.8	83	87
U.S.	H-8	-727	14	137	126	2.8	50	86
800°C								
France	L-9	1000 ^a	17	79	44	18	64	43
U.S.	G-8	-1050	15	77	52	15	80	65
900°C								
Belgium	F-5	1000 ^a	110	49	38	13	43	31
Spain	L-9	1000 ^a	115	40	29	13	36	27
1000°C								
U.S.	H-8	-727	15	30	20	14	42	35
France	L-9	<727	112	32	21	9	23	23
1100°C								
Belgium	F-5	-727	17	20	14	13	124	97
Spain ^b	L-9	<727	116	19	11	13	(110)	-
1200°C								
U.S.	H-8	-727	19	12.0	7.6	12	93	99
France ^c	L-9	<727	111	18	13	7	>40	99

^aSpecimen heat treated by holding at 1100°C for 2 h and cooling to room temperature at 10-50°C/min to simulate severed damage.

^bTest conducted at 1070°C because of experimental difficulties.

^cTest conducted at 1150°C.

表 4.2.1-14 TMI-2 下部ヘッドクラッドの引張試験結果抜粋²²²

Table 7. Summary of tensile data obtained from cladding specimens of the TMI-2 lower head.

Test Temp.; Country	Sample No.	Max. Temp. (°C)	Specimen No.	Tensile Strength (MPa)	Yield Strength (MPa)	Uniform Elong. (%)	Total Elong. (%)	Reduct. of Area (%)
Room Temperature								
Belgium	F-5	-727	t2	553	330	37	40	30
U. S.	F-5	-727	t3	551	322	28	30	34
1100°C								
Belgium	F-5	-727	t1	30	29	0.8	16	14

表 4.2.1-15 TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ試験結果抜粋²²²

Table 8. Summary of creep data obtained on specimens from TMI-2 lower head.

Test Temp.; Country	Sample No.	Max. Temp. (°C)	Specimen No.	Stress (MPa)	Time to Failure (h)	Elong. at Failure (%)	Reduct. of Area (%)
600°C							
Belgium	K-13	<727	t8*	240	0.2	36	81
			t13*	225	1.0	43	84
			t10*	155	23.1	37	33
			t9*	115	39	32	71
			t14*	115	128	23	22
Spain	F-5	-727	t14	232	2.47	42	73
			t18	221	4.14	57	76
			t15	194	9.47	47	65
			t16	157	17.75	51	73
			t17	114	92.8	51	41
700°C							
France	M-11	-727	t10	60	13.5	54.4	-
			t9	55	20	72.9	-
			t11	40	43	41.6	-
U.S.	H-8	-727	t17	95.1	1.34	34	85
			t16	80.0	3.27	33	82
			t13	52.1	27.6	73	89
			t14	41.6	46.0	77	93
			t15	34.5	81.6	96	90
800°C							
Belgium	F-5	1000 ^b	t13*	70	0.95	67	44
			t11*	50	5.4	46	31
			t9*	40	15.5	45	29
			t8*	30	27	39	23
			t12*	23.7	111	43	23
900°C							
U.S.	H-5	1000	t16	35.0	1.09	41	30
			t15	26.0	4.55	36	30
			t14	19.0	18.1	39	45
			t11	14.8	42.3	40	30
			t12	9.51	159.5	33	30

表 4.2.1-16 TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ試験結果抜粋 (続き) ²²²

Table 8. Summary of creep data obtained on specimens from TMI-2 lower head (cont'd.).

Test Temp.; Country	Sample No.	Max. Temp. (°C)	Specimen No.	Stress (MPa)	Time to Failure (h)	Elong. at Failure (%)	Reduct. of Area (%)
1000°C							
Spain	K-7	<727	t11	16.9	1.90	38	48
			t10	11.5	7.54	32	66
			t12	8.7	29.64	22	73
			t13	6.3	152.8	30	40
1100°C							
France	L-9	<727	t12	15.0	0.17	9.6	-
			t11	13.0	3.3	24.1	-
			t10	8.0	4.33	3.3	-
1200°C							
U.S.	M-8	<727	t6	9.0	0.98	96	99
			t5	6.0	7.26	115	99
			t4	4.0	48.2	99	99
			t7	3.4	55.1	81	99

^aTests conducted in vacuum; remaining tests were conducted in an Ar or He environment.

^bSpecimen heat treated by holding at 1100°C for 2 h and cooling to R.T. at 10-50°C/min to simulate severe damage.

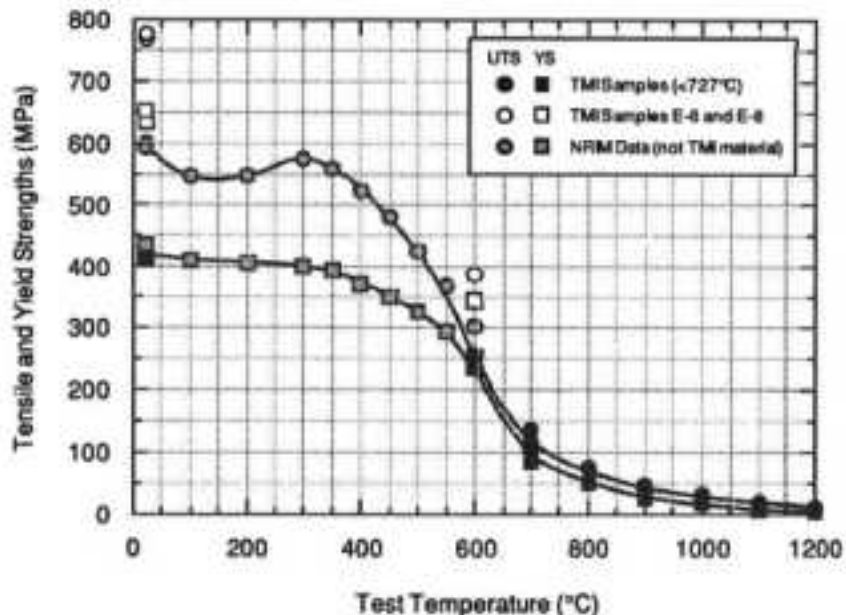


Fig. 24. Tensile and yield strengths of TMI-2 lower head material compared with Japanese National Research Institute for Metals (NRI) data for other heats of A533, Grade B steel.

図 4.2.1-45 TMI-2 下部ヘッド母材の降伏応力と引張強さ ²²²

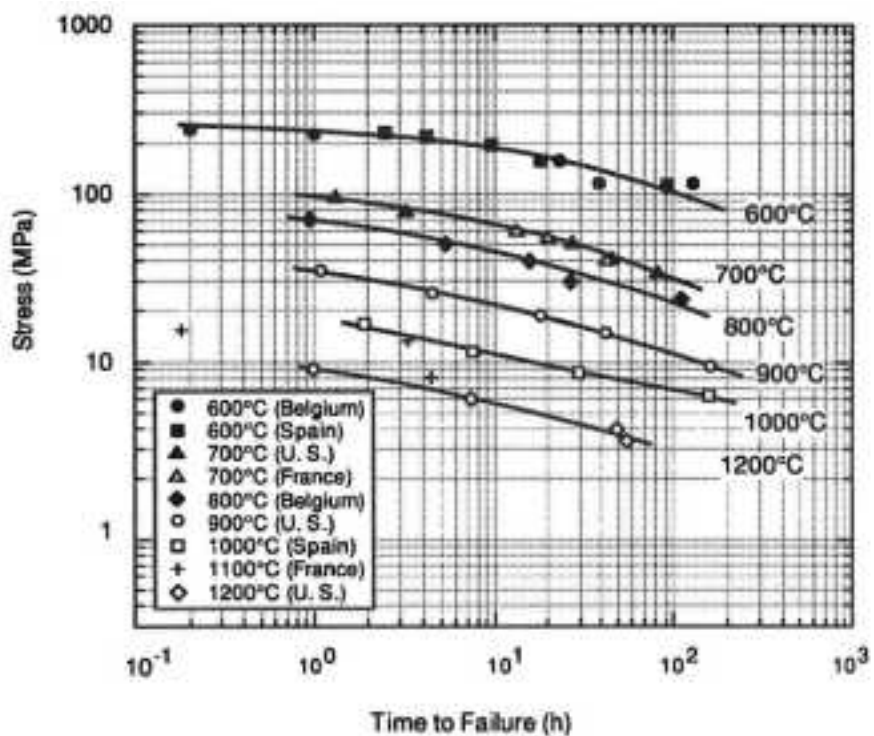


Fig. 25. Stress vs. time to rupture data from creep tests conducted on TMI-2 lower head material with estimated best-fit curves.

図 4.2.1-46 TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ破断強さ²²²

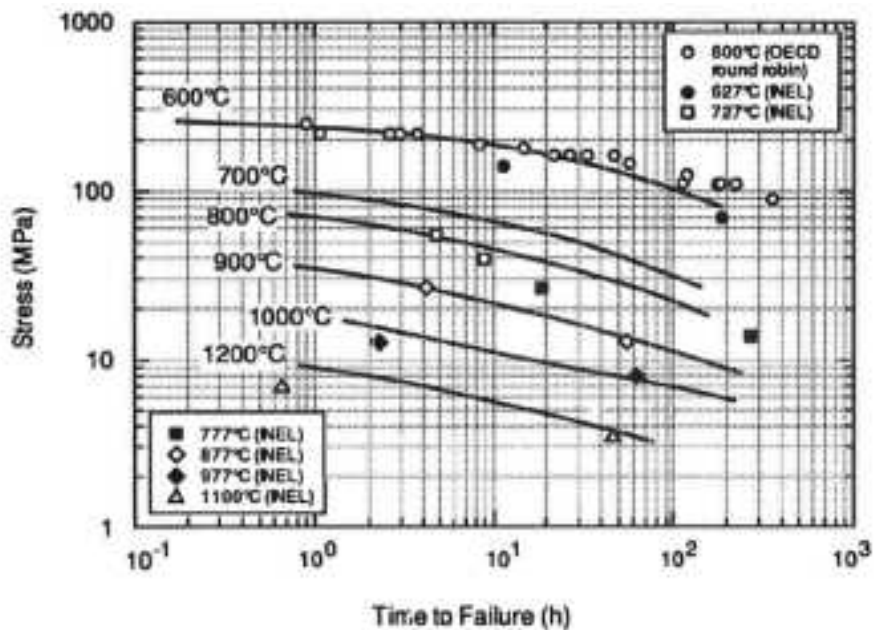


Fig. 26. Best-fit curves to data of Fig. 25 plotted vs. data previously obtained for Midland archive material in OECD round-robin tests.

図 4.2.1-47 TMI-2 下部ヘッド材料のクリープ破断強さと Midland 材料との比較²²²

Test Temperature: 600°C
 Applied Stress: 240 MPa
 Time to Failure: 0.3 h

Specimen No.: K-13, 18
 Laboratory: V.I.T.O.,
 Belgium

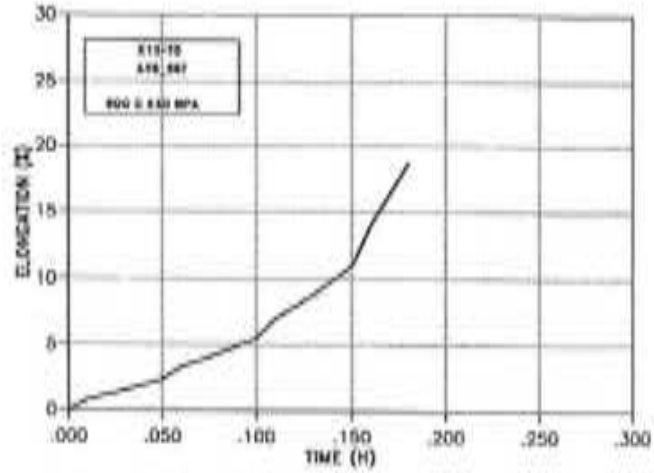


図 4.2.1-48 TMI-2 下部ヘッド材料の歪時間曲線（一例）²²²

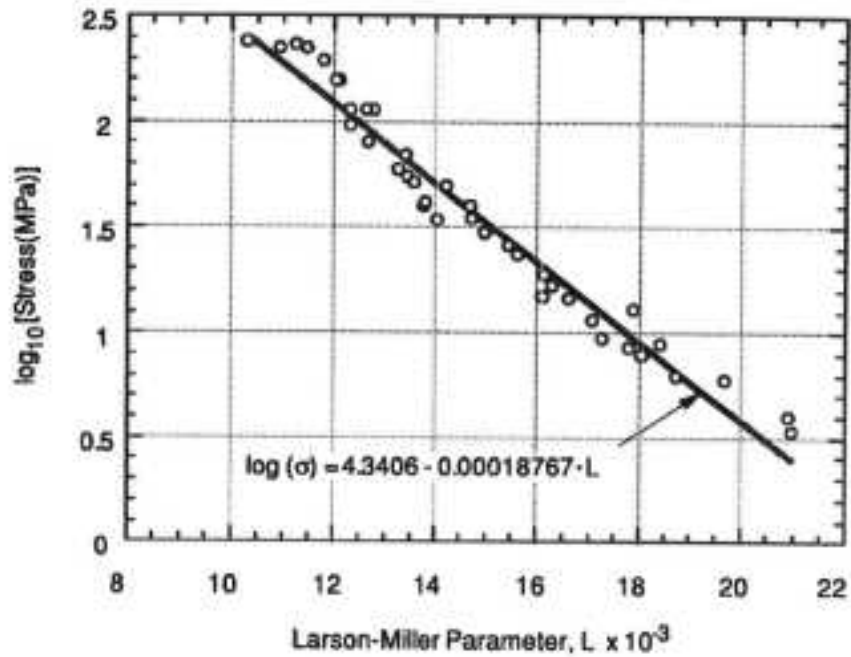


Fig. 27. Plot of log(σ) vs. Larson-Miller parameter ($C = 12.5$) for TMI-2 lower head material creep data.

図 4.2.1-49 TMI-2 下部ヘッド材料のクリープデータの Larson-Miller 線図²²²

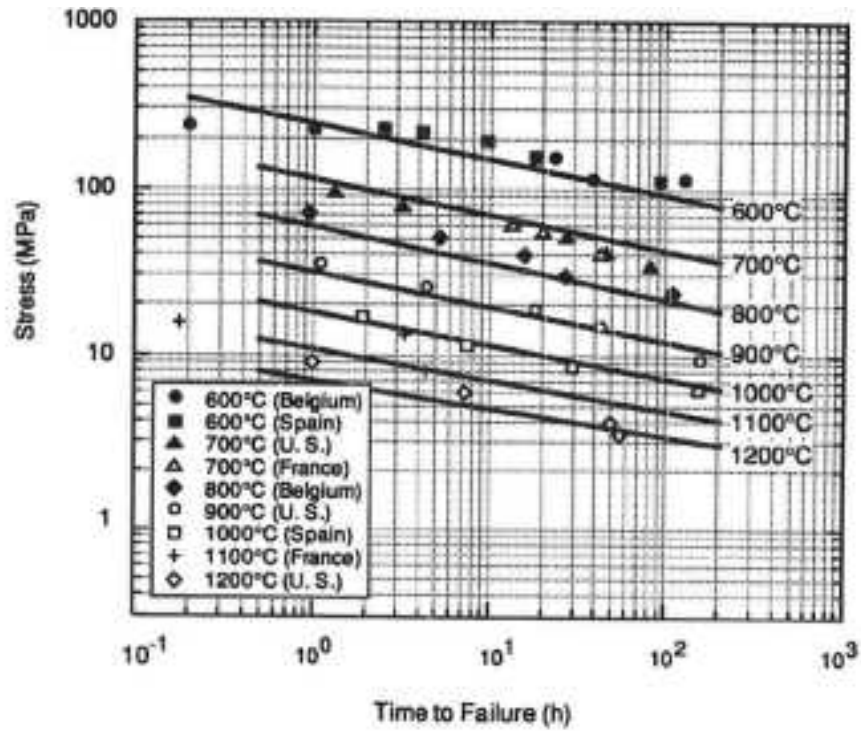


Fig. 28. Stress vs. time to rupture data from creep tests conducted on TMI-2 lower head material compared with best-fit curves from the Larson-Miller time-temperature correlation.

図 4.2.1-50 TMI-2 下部ヘッド材料の応力—破断時間と Larson-Miller 曲線の比較²²²

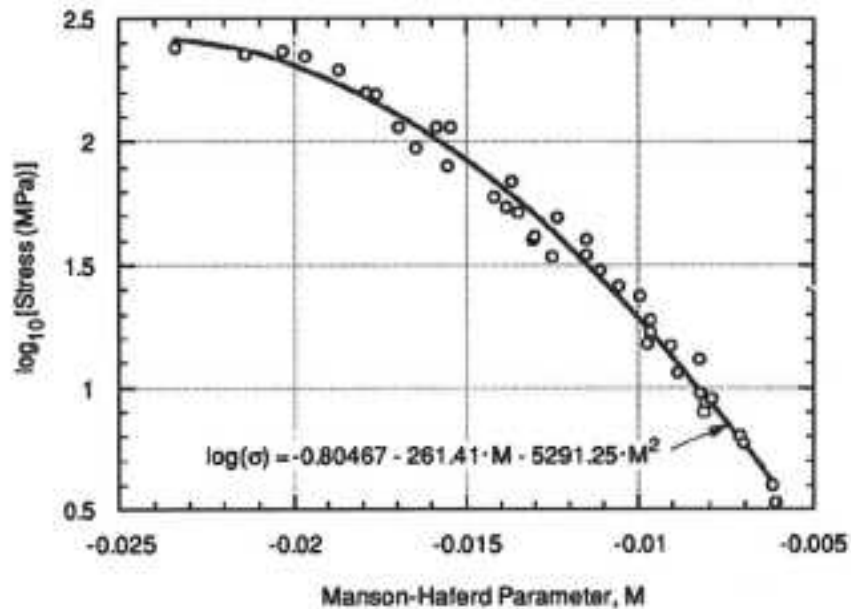


Fig. 29. Plot of $\log(\sigma)$ vs. Manson-Haferd parameter ($t_a = 7.57$, $T_a = 520$) for TMI-2 lower head material creep data.

図 4.2.1-51 TMI-2 下部ヘッド材料のクリープデータの Manson-Haferd 線図²²²

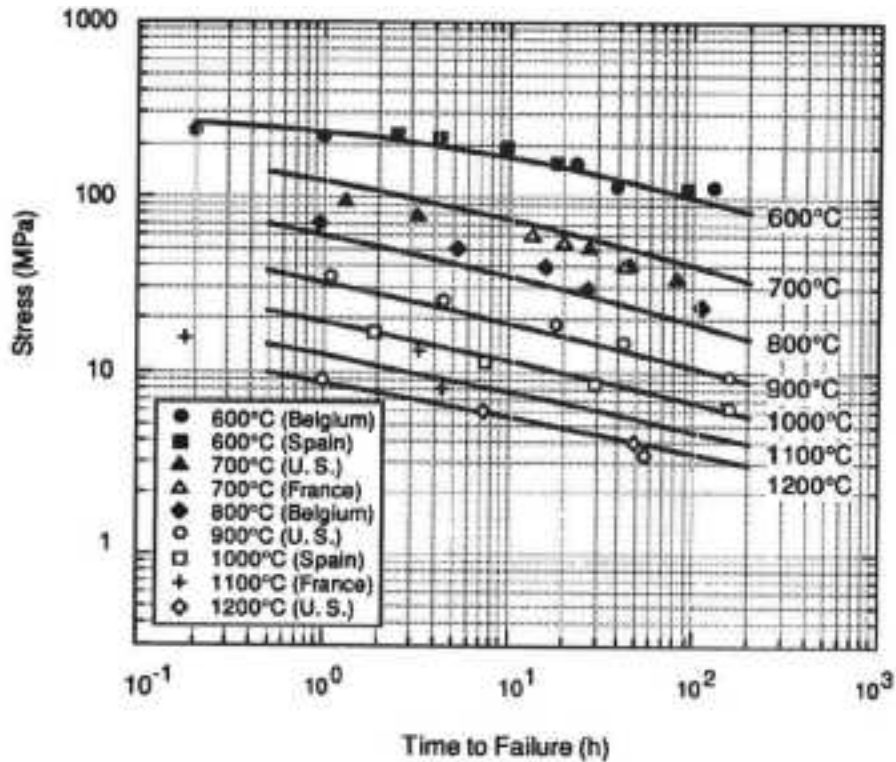


Fig. 30. Stress vs. time to rupture data from creep tests conducted on TMI-2 lower head material compared with best-fit curves from the Manson-Haferd time-temperature correlation.

図 4.2.1-52 TMI-2 下部ヘッド材料の応力—破断時間と Manson-Haferd 曲線の比較²²²

4) JNES-RE-2012-0024²²³

(a) 要旨

複雑形状部機器配管健全性実証 (IAF) 事業は、平成 13 年度から 19 年度までに、原子力安全・保安院からの委託で実施された。IAF 事業では、原子炉施設等の機器・配管のうち、高い溶接残留応力が生じる容器貫通部、ノズルセーフエンド及びシュラウドサポートのニッケル基合金溶接部を対象として、FEM による溶接残留応力の解析を行い、妥当性及び保守性を検証した。

IAF 事業では、原子炉压力容器の異材溶接部に関する金属材料の高温の材料特性を取得し、FEM 解析の入力データに活用した。本資料は、利便性を図るために IAF 事業で取得した金属材料の高温の材料特性をデータ集としてまとめた。

(b) 応力 - 歪データ及びクリープデータ

本資料の本文では、物性値の一覧表が示され、各材料の具体的なデータは、付録 1 及

²²³複雑形状部機器配管健全性実証 (IAF) 事業原子炉压力容器の異材溶接部に関する高温材料特性データ集, JNES-RE-2012-0024 (2013)

び付録 2 に示している。

付録 1 は材料特性データとなっており、ステンレス鋼、ニッケル基合金、低合金鋼、炭素鋼のそれぞれの母材及び溶接金属について、0.2%耐力、降伏応力、加工硬化係数、縦弾性係数、剛性率、ポアソン比、熱伝導率、比熱、熱膨張係数、密度、応力—歪関係の測定値が示されている。測定温度は、常温から 1000℃（一部 1300℃）となっている。また、応力—歪関係は、歪速度 ($5 \times 10^{-5}(\text{s}^{-1})$ 、 $3.3 \times 10^{-3}(\text{s}^{-1})$) で行われている。図 4.2.1-53 にその一例として、SUS304 母材の応力—歪データを示す。

付録 2 は応力歪データ及びクリープデータとなっている。応力歪データは高温引張特性として、ステンレス鋼、ニッケル基合金、低合金鋼、炭素鋼のそれぞれの母材及び溶接金属について、歪速度、温度の各条件において、数表となっている。図 4.2.1-54 にその一例として、SUS304 母材の応力—歪データ（一部抜粋）を示す。クリープデータは、ニッケル基合金の溶接金属（JIS Z3224 DNiCrFe-3）について、例えば図 4.2.1-55 に示す数表が掲載されている。

ステンレス鋼 母材 SUS304

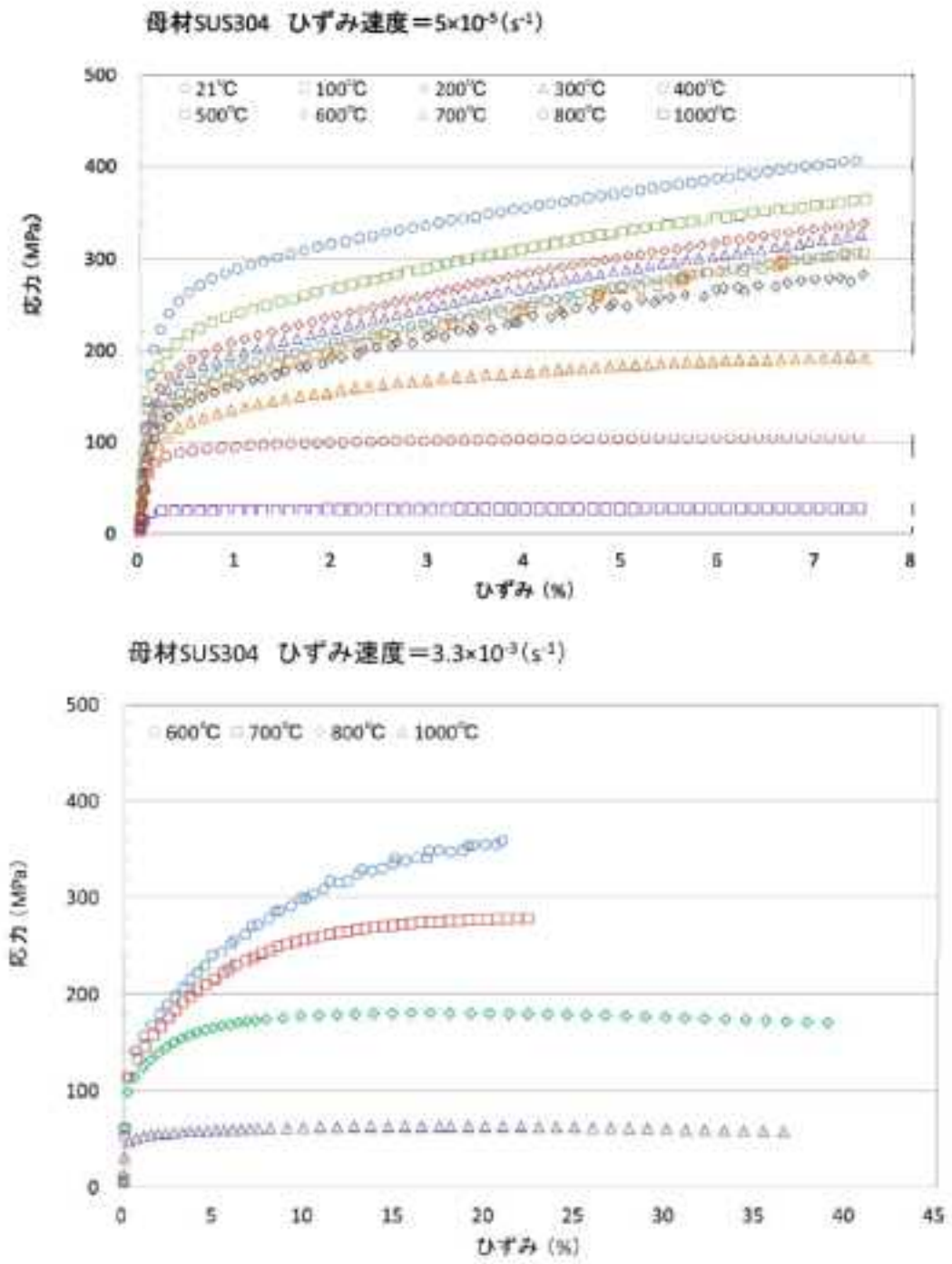


図 4.2.1-53 SUS304 母材の応力-歪データ²²³

(I) JIS G4304 SUS304 (その1)

高温引張特性 (ひずみ速度=5×10⁻³s⁻¹) (1/2)

21℃		100℃		200℃		300℃		400℃	
ひずみ (%)	応力(N/mm ²)	ひずみ (%)	応力(N/mm ²)	ひずみ (%)	応力(N/mm ²)	ひずみ (%)	応力(N/mm ²)	ひずみ (%)	応力(N/mm ²)
0.0090	8.9	0.0099	19.3	0.0094	6.4	0.0092	8.3	0.0096	6.8
0.0136	26.9	0.0146	23.6	0.0114	17.7	0.0101	24.4	0.0166	19.8
0.0240	46.1	0.0249	43.8	0.0233	39.1	0.0213	42.7	0.0309	39.2
0.0388	87.3	0.0353	84.3	0.0331	54.3	0.0460	82.6	0.0483	94.7
0.0485	91.8	0.0403	87.9	0.0390	75.9	0.0673	85.1	0.0742	74.4
0.0673	117.9	0.0681	112.4	0.0723	88.1	0.0811	107.4	0.1047	95.3
0.0889	145.7	0.0823	137.9	0.1011	121.0	0.1279	128.2	0.1488	115.0
0.1132	174.2	0.1347	191.9	0.1488	141.4	0.1979	145.5	0.2182	131.9
0.1528	200.6	0.1947	197.7	0.2183	158.8	0.2929	136.8	0.3060	144.8
0.2114	232.0	0.2701	198.3	0.3138	171.7	0.4081	168.8	0.4176	154.7
0.2948	239.3	0.3701	207.6	0.4239	181.7	0.5335	178.1	0.5381	161.8
0.3929	252.0	0.4944	218.5	0.5469	199.5	0.6634	182.8	0.6973	168.1
0.5078	262.2	0.6195	223.7	0.6788	190.2	0.8019	197.9	0.7864	174.5
0.6243	270.6	0.7523	228.8	0.8117	201.8	0.9417	193.3	0.9373	179.2
0.7497	277.8	0.8892	233.2	0.9486	207.3	1.0821	197.3	1.0708	182.8
0.8798	283.2	1.0306	239.9	1.0887	211.8	1.2204	201.5	1.2057	186.6
1.0128	288.8	1.1801	244.7	1.2281	215.4	1.3608	205.4	1.3396	190.8

図 4.2.1-54 SUS304 母材の応力-歪データ (一部抜粋) ²²³

(I) JIS Z3224 DNiCrFe-3 (その4)

* “(その4)” は付録1に合わせて付した。

200MPa (1/2)		200MPa (2/2)		250MPa (1/2)		250MPa (2/2)	
時間 (h)	クリープひずみ(%)	時間 (h)	クリープひずみ(%)	時間 (h)	クリープひずみ(%)	時間 (h)	クリープひずみ(%)
0.00	0.000	50.50	0.128	0.00	0.000	50.50	0.223
0.08	0.017	51.50	0.129	0.08	0.017	51.50	0.225
0.50	0.030	52.50	0.13	0.50	0.040	52.50	0.225
1.00	0.040	53.50	0.13	1.00	0.052	53.50	0.230
1.50	0.043	54.50	0.13	1.50	0.058	54.50	0.232
2.00	0.048	55.50	0.131	2.00	0.070	55.50	0.230
2.50	0.053	56.50	0.131	2.50	0.073	56.50	0.233
3.00	0.052	57.50	0.131	3.00	0.078	57.50	0.235
3.50	0.053	58.50	0.131	3.50	0.087	58.50	0.237
4.00	0.055	59.50	0.132	4.00	0.092	59.50	0.237
4.50	0.058	60.50	0.133	4.50	0.098	60.50	0.238
5.00	0.062	61.50	0.132	5.00	0.095	61.50	0.238
5.50	0.062	62.50	0.132	5.50	0.097	62.50	0.240
6.50	0.068	63.50	0.132	6.50	0.103	63.50	0.240
7.50	0.072	64.50	0.133	7.50	0.107	64.50	0.243
8.50	0.073	65.50	0.132	8.50	0.110	65.50	0.242
9.50	0.077	66.50	0.132	9.50	0.117	66.50	0.245
10.50	0.080	67.50	0.133	10.50	0.120	67.50	0.245
11.50	0.085	68.50	0.131	11.50	0.123	68.50	0.247
12.50	0.085	69.50	0.133	12.50	0.127	69.50	0.247
13.50	0.088	70.50	0.132	13.50	0.128	70.50	0.247
14.50	0.090	71.50	0.132	14.50	0.133	71.50	0.248
15.50	0.090	72.50	0.131	15.50	0.137	72.50	0.248
16.50	0.093	73.50	0.13	16.50	0.142	73.50	0.250
17.50	0.093	74.50	0.132	17.50	0.140	74.50	0.252
18.50	0.098	75.50	0.132	18.50	0.145	75.50	0.252
19.50	0.102	76.50	0.132	19.50	0.148	76.50	0.253
20.50	0.100	77.50	0.132	20.50	0.152	77.50	0.253
21.50	0.100	78.50	0.133	21.50	0.153	78.50	0.252
22.50	0.100	79.50	0.133	22.50	0.152	79.50	0.255
23.50	0.102	80.50	0.133	23.50	0.160	80.50	0.257
24.50	0.102	81.50	0.133	24.50	0.162	81.50	0.258
25.50	0.103	82.50	0.133	25.50	0.168	82.50	0.257
26.50	0.103	83.50	0.133	26.50	0.173	83.50	0.257
27.50	0.107	84.50	0.133	27.50	0.173	84.50	0.258

図 4.2.1-55 DNiCrFe-3 のクリープデータ (一部抜粋) ²²³

(4) 損傷クライテリア

1) "Considere" 基準²²⁴

"Considere" 基準 ("Considere" criterion) による破損評価モデルは、応力が材料の接線弾性係数に等しいときにネッキングが発生し破断するとしている。破損基準としての評価式は次の通りである。

$$\sigma_{eq} = \sigma_{fail} \quad (4.2.1-12)$$

ただし、 σ_{eq} は Von Mises 相当応力、 σ_{fail} は "Considere" 基準における破損応力であり、引張強さに相当する（材料定数、温度依存）。

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)} \quad (4.2.1-13)$$

したがって、この基準による損傷変数(または損傷量という)は次の通りである。

$$D_{cons}(t) = \sigma_{eq}(T(t)) / \sigma_{fail}(T(t)) \quad (4.2.1-14)$$

ただし、 t は時刻、 $T(t)$ は時刻 t における温度である。

$D_{cons}(t) = 1.0$ になった時点で評価点が破損したとみなされる。

この損傷変数は増分による累積をしない。ただし、損傷変数が 1 を超えた時点でその値を上限値 1 にする。

2) 歪基準²²⁴

歪基準 (strain criterion) による破損評価モデルは、次式のように歪が一定値に達すると破断するとしている。

$$\varepsilon_{eq} = \varepsilon_{fail} \quad (4.2.1-15)$$

ただし、 ε_{eq} は Von Mises 相当歪、 ε_{fail} は歪基準における破損歪である（材料定数、温度依存）。

$$\varepsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)} \quad (4.2.1-16)$$

したがって、この基準による損傷変数は次の通りである。

²²⁴ Nicolas L. and Locatelli T., 2002, Failure propagation simulation in a RPV lower head under severe accident loading conditions, OLHF Seminar, Madrid June 2002.

$$D_{strain}(t) = \varepsilon_{eq}(T(t)) / \varepsilon_{fail}(T(t)) \quad (4.2.1-17)$$

ただし、 t は時刻、 $T(t)$ は時刻 t における温度である。

$D_{strain}(t) = 1.0$ になった時点で評価点が破損したとみなされる。

この損傷変数は増分による累積をしない。ただし、損傷変数が 1 を超えた時点でその値を上限値 1 にする。

3) Kachanov Damage 基準²²⁴

Kachanov Damage 基準 (Kachanov damage parameters を用いた損傷基準) に係る損傷パラメータ D (損傷変数) を次の式に示す。

$$D = \int_0^t \dot{D}(t) dt \quad (4.2.1-18)$$

$$\dot{D}(t) = \left\langle \frac{\sigma_{eq}}{A(1-D)} \right\rangle^R \quad (4.2.1-19)$$

ここで、 σ_{eq} はミーゼス相当応力、 A と R は温度依存性を有する材料パラメータである。損傷変数 D が 1 に到達した時点で、その評価点は破損したとみなされる。なお、損傷とクリープとの連成は考慮しない。

この損傷変数は増分により累積する。ただし、損傷変数が 1 を超えた時点でその値を上限値 1 にする。

$$\Delta D(t) = \left\langle \frac{\sigma_{eq}}{A(1-D)} \right\rangle^R \Delta t \quad (4.2.1-20)$$

$$D(t_i) = D(t_{i-1}) + \Delta D(t) \quad (4.2.1-21)$$

4) ラーソンミラーパラメータ (LMP : Larson-Miller parameter) 基準

ラーソンミラーパラメータ (LMP) による破断基準としては、計算される部材の応力、温度と LMP 線図から、破断時間を逆算したうえ、その時点の寿命消費率を計算し損傷変数 D として出力する。LMP は式(4.2.1-8)で与えられる温度と破断時間の関数与えられる。LMP と応力の関係 (LMP 線図) は、次式のように表されるとする。

$$\log(\sigma) = c_0 + c_1 \text{LMP} \quad (4.2.1-22)$$

ただし、 σ は応力、 c_0 、 c_1 は回帰係数である。この LMP を、応力や温度が変動するモデルに適切に適用することにより、破断評価が可能になることが期待される。

5) 損傷クライテリアのまとめ

本節で述べたように、クリープ変形に伴う破損評価を行うに当たっては、4種類の基準の適用が、その可能性として考えられる。適用する際に必要な項目について以下に列記する。

- ・ 損傷変数の変化に伴う材料特性の変化を考慮するかどうかの検討
- ・ 損傷変数のメッシュサイズ依存性の把握
- ・ 試験結果との比較による妥当性検証

以上を踏まえ、今後の調査や解析手法の整備を行うことが重要である。

4.2.2 解析手法及び材料物性データに関する検討

(1) 破損評価に適した解析手法

4.2.1(2)の調査を踏まえ、破損評価に適した解析手法について検討する。シビアアクシデント時の破損評価を行うに当たっては、き裂を有する構造について、伝熱解析、熱弾塑性クリープ解析、弾塑性クリープ解析、き裂進展解析、破壊評価等が想定される。

4.2.1(2)4のまとめから、これらの解析に適用できる可能性が高いのは、非線形解析への対応が可能な FINAS/CRACK であると考えられる。すなわち、FINAS/CRACK は、自動メッシュ生成機能により、様々な位置にき裂があるメッシュの自動生成が可能であり、構造解析コードとしては FINAS/STAR または ABAQUS を選択できるためである。ただし、現状の FINAS/CRACK は、線形破壊力学に基づいており、材料非線形の考慮、非線形破壊力学への拡張が必要となる。また、考慮できるき裂進展のメカニズムが疲労及び SCC であるため、延性き裂進展や高温状態でのクリープを考慮することが求められる。

FINAS/CRACK の適用性についてさらに検討すると、非線形破壊力学への拡張に関しては、例えば特異要素機能の整備も必要になると考えられる。現状の FINAS/CRACK は、図 4.2.2-1 及び図 4.2.2-2 の(a)に示す通り、弾性特異要素を用いている。これは、六面体（直方体）要素を三角柱（ウェッジ）要素への縮退と、中間節点を 1/4 位置への移動で実現されており、弾性破壊力学における $1/\sqrt{r}$ の特異性を有する²²⁵。き裂先端の 3 節点は同じ節点にしている。塑性域ができると、 $1/\sqrt{r}$ の特異性はなくなることから、図 4.2.2-2 の(b)に示すような、塑性特異性を持つ要素が必要となる。これは、中間節点は 1/2 位置のまま、き裂先端の 3 節点は異なる節点にしている。図 4.2.2-3 に塑性特異要素の変形後の形状を示す。

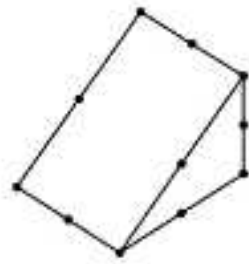


図 12.16 直方体要素のウェッジ要素への縮退

図 4.2.2-1 き裂先端縮退要素の例²²⁵

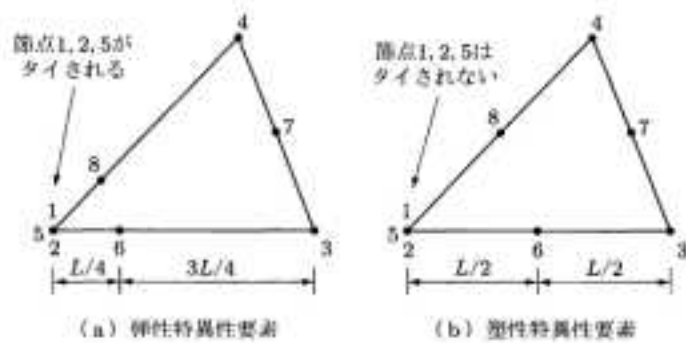


図 12.17 弾性および弾塑性解析のためのき裂先端要素。要素 (a) は $1/\sqrt{r}$ 正特異性。要素 (b) は $1/r$ 正特異性を示す。

図 4.2.2-2 弾性特異要素と塑性特異要素²²⁵

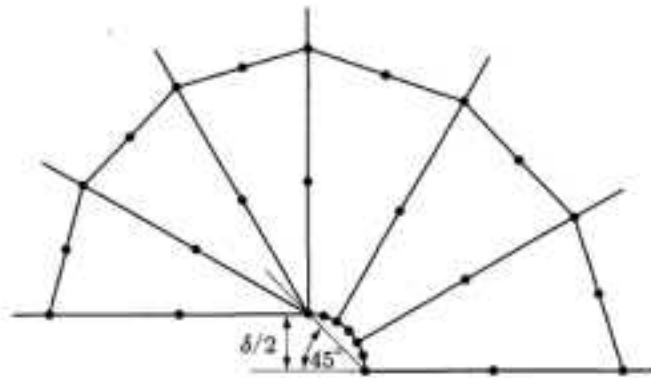


図 12.18 塑性特異要素 (図 12.17(b) 参照) の変形後の形状。き裂先端要素は鈍化をモデル化し、CTOD が測定できる。

図 4.2.2-3 塑性特異要素の変形後の形状²²⁵

²²⁵ Ted Anderson 著, 栗飯原 ほか訳、破壊力学(第3版)一基礎と応用-、森北出版株式会社、2011年。

(2) 材料特性（クリープ構成則）

0 の調査結果を踏まえ、クリープ変形を評価するために有限要素法 (FEM) 解析でよく用いられる Norton 則に限らず、温度依存性を有し、一次クリープも考慮可能なクリープ構成則の FEM 解析への適用性について検討した。本調査で得られたデータの温度範囲は表 4.2.2-1 に示すとおりである。

シビアアクシデントによる評価においては、4.2.1(1)で述べたように材料の融点直下までの材料特性が必要となる。0 で述べたように、これまでに高温クリープ試験及び引張試験が行われており、ある程度高温な温度域の構造解析は可能になっている。しかしながら、材料の融点直下までの材料特性が十分に取得されているとは言い難く、解析に必要なクリープ構成則を設定するうえで必要な歪-時間曲線が必ずしも示されていない。また、データの数も限られていることから、データの不確かさを減らすために、さらなる試験の検討が必要である。

表 4.2.2-1 材料名およびデータの温度範囲

材料	クリープ試験	引張試験
SA533B1	～1373K	～1465K
Inconel 600	～1366K	～1373K
SUS304	～1350K	～1373K

(3) 3次クリープも考慮可能なクリープ則の適用

(1)で述べたように、経年事象としてのき裂を考慮してシビアアクシデント時の健全性評価を行うためには、き裂に対応した自動メッシュ生成機能を有する FINAS/CRACK と、構造解析コード FINAS/STAR または ABAQUS が有用であると考えられることから、本節では、これらの解析コードに適用するためのクリープ構成則について検討を行った。

3次クリープを再現する構成則においては、式(4.2.2-1)、式(4.2.2-2)のように記述される Rabotonov-Kachanov 則が提案されている。

$$\dot{\epsilon} = A_1 \exp(A_2/RT) \sigma^n / (1 - \omega)^n \quad (4.2.2-1)$$

$$\dot{\omega} = B_1 \exp(B_2/RT) \sigma^k / (1 - \omega)^\ell \quad (4.2.2-2)$$

ここで、 A_1 、 A_2 、 B_1 、 B_2 、 n 、 k 、 ℓ は試験により求めることができる材料定数であり、 R は気体定数 8.314[J/K/mol]、 T は温度[K]である。

Rabotonov-Kachanov 則に対応した解析を行うため、ユーザールーチン CREEP を整備し

た。ユーザールーチン **CREEP** は、材料のユーザー定義のクリープ構成則を与えるためのサブプログラムである。ユーザーサブルーチンの使用言語は **Fortran** であり、使用可能な解析タイプは静的応力解析である。**Rabotnov-Kachanov** 則をユーザールーチン **CREEP** に組み込む際、その材料定数が変わるたびにユーザールーチンをコンパイルしなくても済むよう、材料定数を外部のパラメータファイルから読み込むようにした。また、**Rabotnov-Kachanov** 則の損傷パラメータ ω の計算値をプリ・ポストプロセッサのファイル形式で出力できるようにした。

(4) Rabotnov-Kachanov 則による丸棒の試験モデル損傷解析

丸棒の試験モデルを対象に、整備したユーザーサブルーチンを使用して **FINAS/STAR** により大変形弾塑性クリープ解析を行い、**Norton-Bairly** 則を用いた場合の結果と比較した。使用要素は 4 節点四辺形軸対称要素 **QUAD4**（体積低減積分あり）であり、節点数 9,633、要素数 9,263 である。解析モデルのメッシュ図を図 4.2.2-4 に示す。材料は **SQV2A** とした。**Rabotnov-Kachanov** 則の材料変数としては表 4.2.2-2 の値を使用した。

境界条件としてはモデル下端を固定し、モデル上端に引張荷重は 855,000[Pa]を加えた。温度は 1,000 °C で一定とした。荷重条件、境界条件の定義位置を図 4.2.2-4、図 4.2.2-5 及び図 4.2.2-6 に示す。ここで、解析の最初ステップでは持続時間 10 秒として、引張荷重がかかり、クリープは考慮しない。次の解析ステップでクリープが開始される。ここで初期の時間増分は 10[sec]として収束計算の状況によって時間増分が自動的に増減されるようにした。

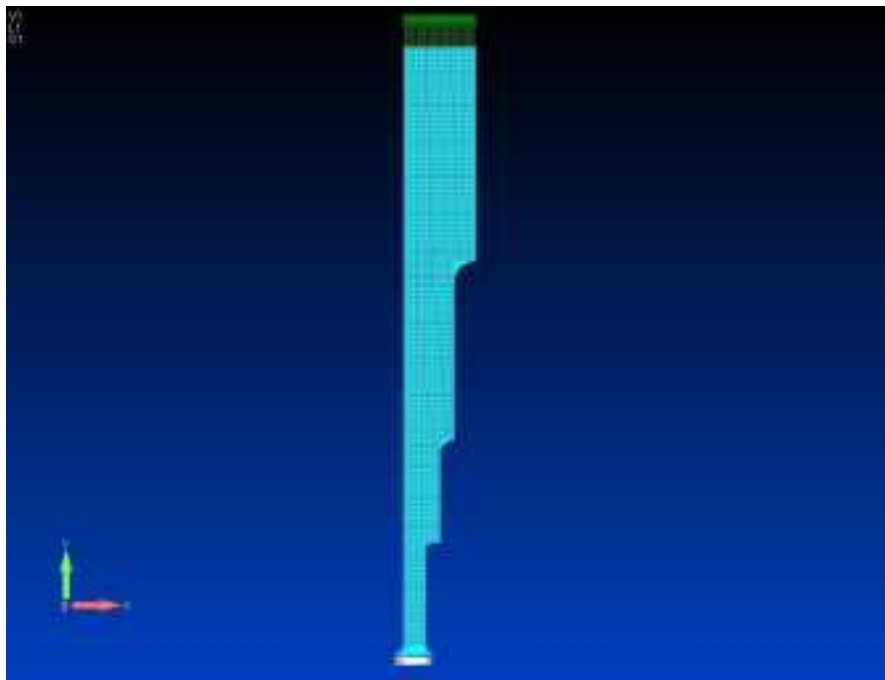


図 4.2.2-4 丸棒モデルのメッシュ、荷重及び境界条件

表 4.2.2-2 Rabotonov-Kachanov 則の係数

A	2.265E-06
B	2.501E-06
n	4.266
k	4.194
ℓ	5.900

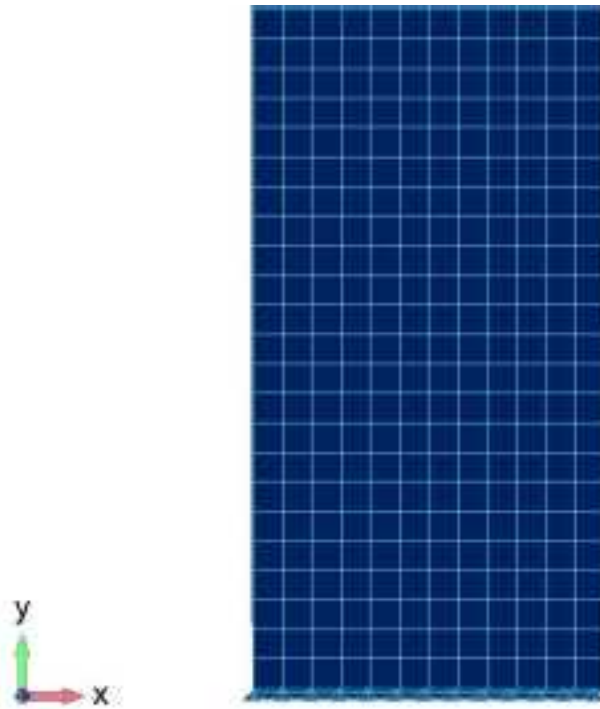


図 4.2.2-5 丸棒モデルの境界条件 (拡大図)

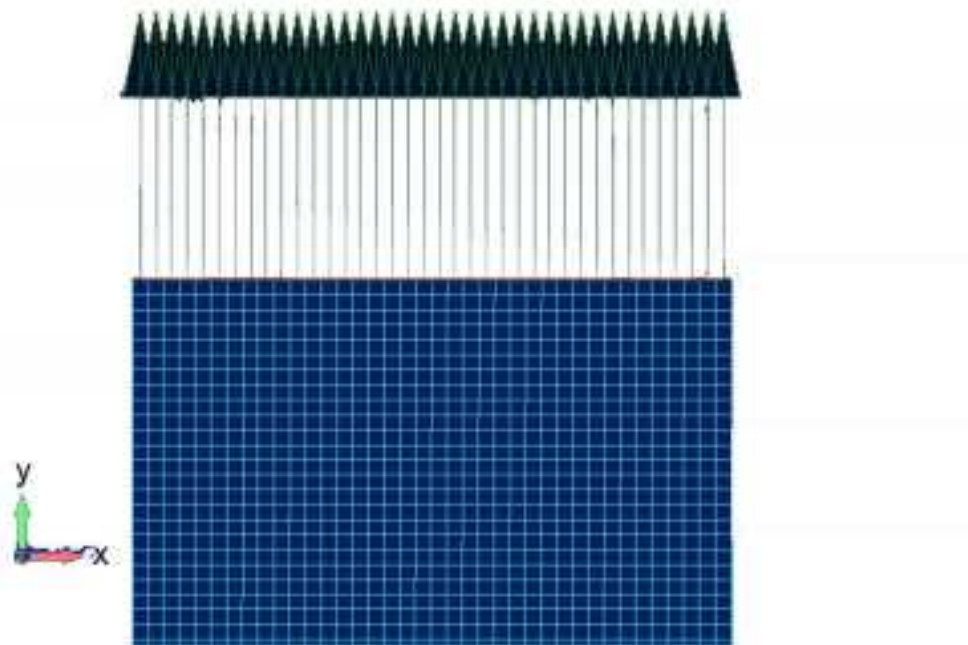


図 4.2.2-6 丸棒モデルの荷重条件（拡大図）

計算開始後 10,430.5[s](2.89[hr])において下端のノッチに位置する要素 8,545（図 4.2.2-7）において損傷パラメータ ω が 1 に達し、計算が停止した。計算が停止する直前の計算ステップである 10,430.5[s]における Mises 相当応力、クリープ歪のコンター図及び変形図を図 4.2.2-11 から図 4.2.2-8 に示す。 ω が 1 に達した要素 8,545 において軸方向のクリープ歪が 30[%]に達している。

また、各要素の損傷パラメータ ω の要素最大値を図 4.2.2-12 及び図 4.2.2-13 に示す。下から第 1 段差において ω の値が 30[%]程度になっており、特に下端のノッチ部分で高い値を示す。 ω が 1 に達した要素 8,545 の ω の値はこの時点では 0.871 である。なお、第 1 段差よりも上の部分では ω は 1[%]以下である。図 4.2.2-14 に要素 8545 の ω の履歴を示す。2.5[hr]程度まではほぼ線形的に増加するが、それ以降増加速度が顕著に大きくなる。

Norton-Bairly 則との比較を図 4.2.2-15 に示す。歪の増分は、Norton-Bairly 則に比べて Rabotonov-Kachanov 則のほうが大きく、Rabotonov-Kachanov 則により 3 次クリープを再現できているものと考えられる。

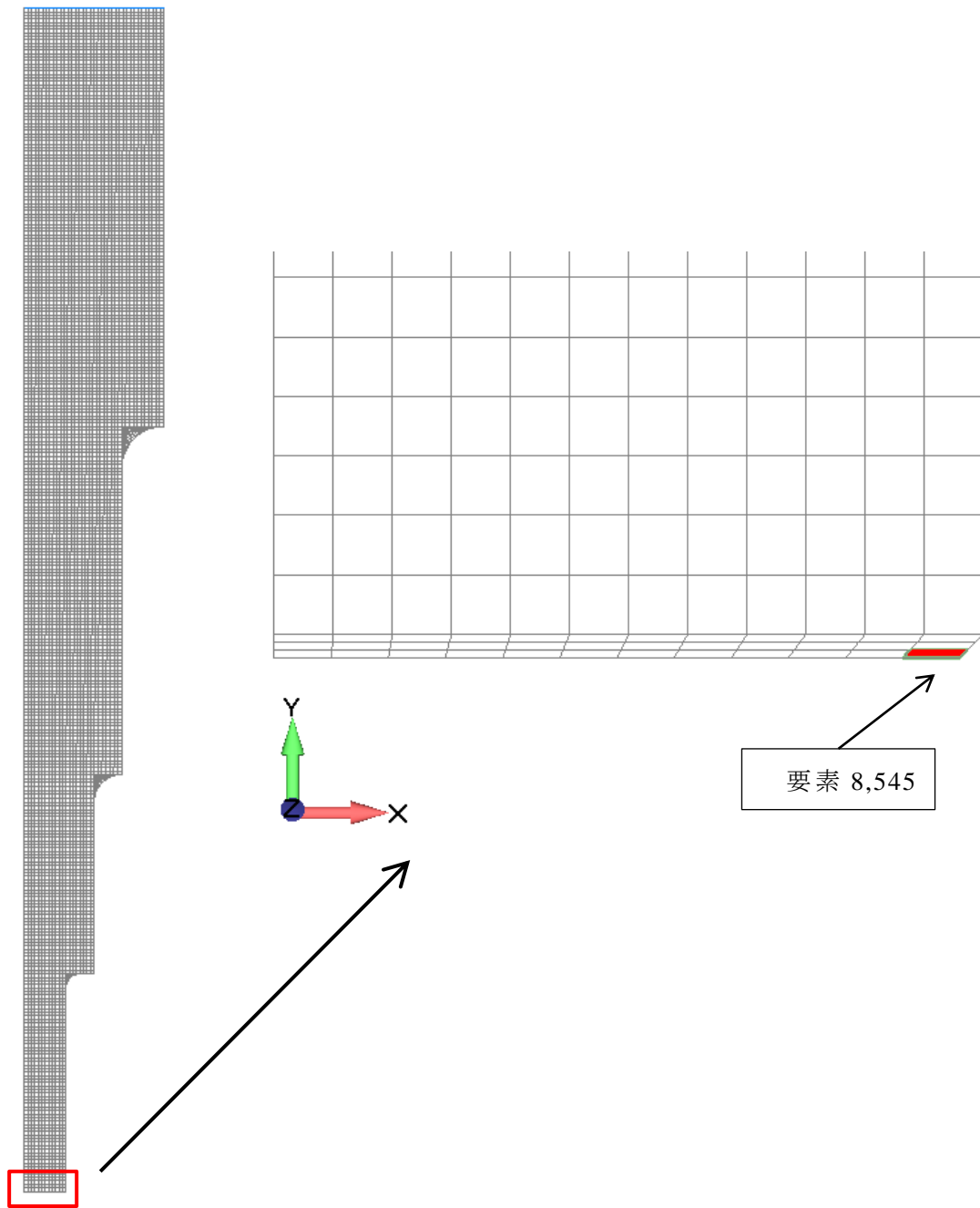


図 4.2.2-7 損傷パラメータ ω (要素最大値) が 1 に達した要素(要素 8,545)

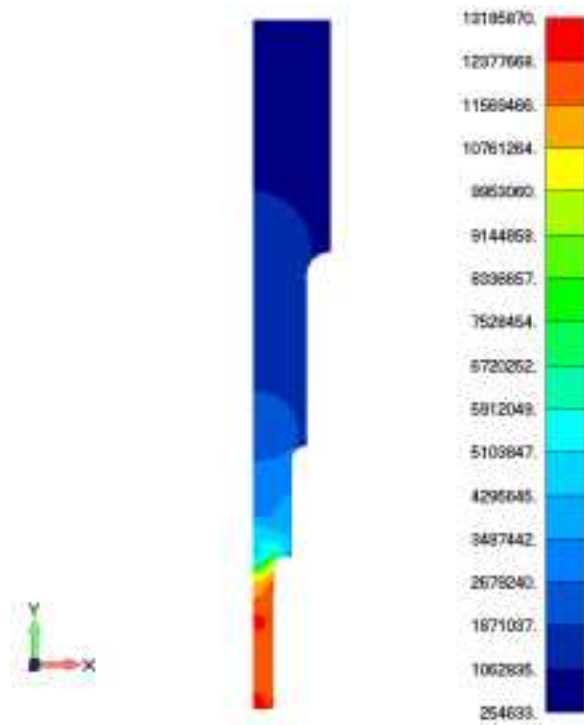


図 4.2.2-8 Rabotonov-Kachanov 則使用時の Mises 相当応力[MPa]・変形図(実寸) 全体

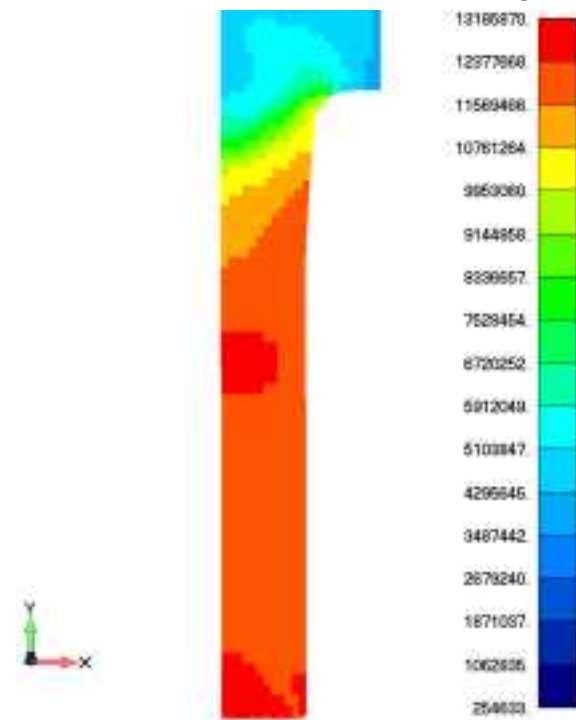


図 4.2.2-9 Rabotonov-Kachanov 則使用時の Mises 相当応力[MPa]・変形図(実寸) 下から第一段差

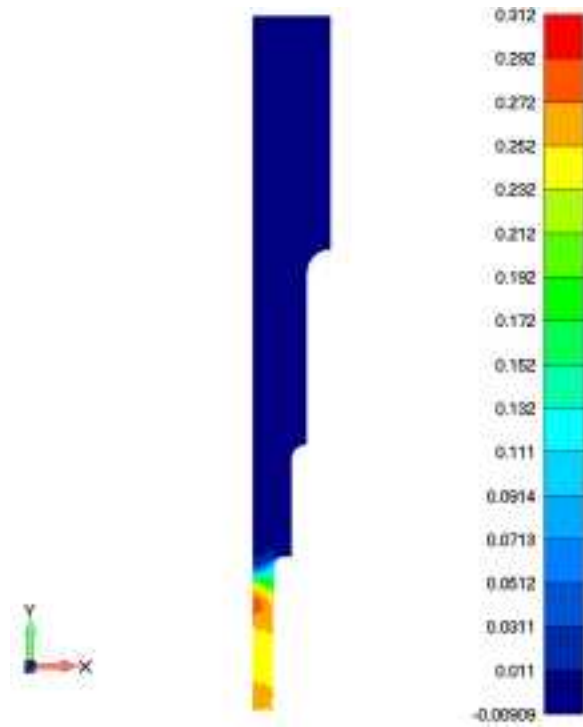


図 4.2.2-10 Rabotonov-Kachanov 則使用時の軸方向クリープ歪・変形図(実寸) 全体

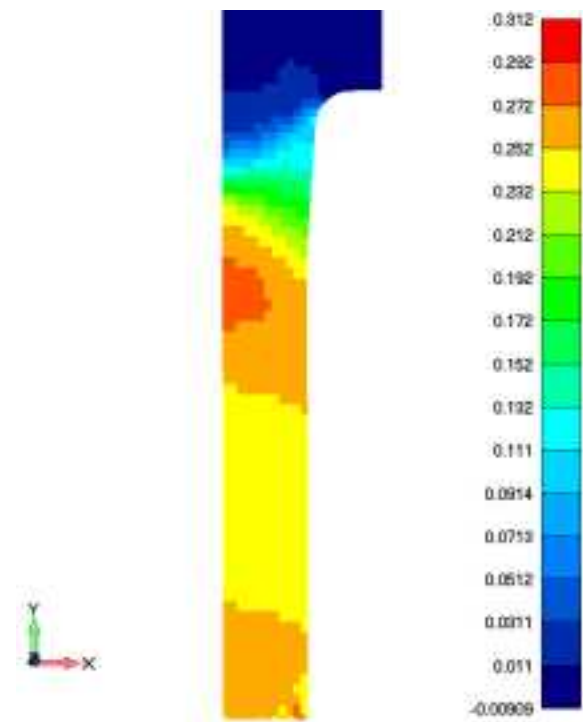


図 4.2.2-11 Rabotonov-Kachanov 則使用時の軸方向クリープ歪・変形図(実寸)下から第1段差

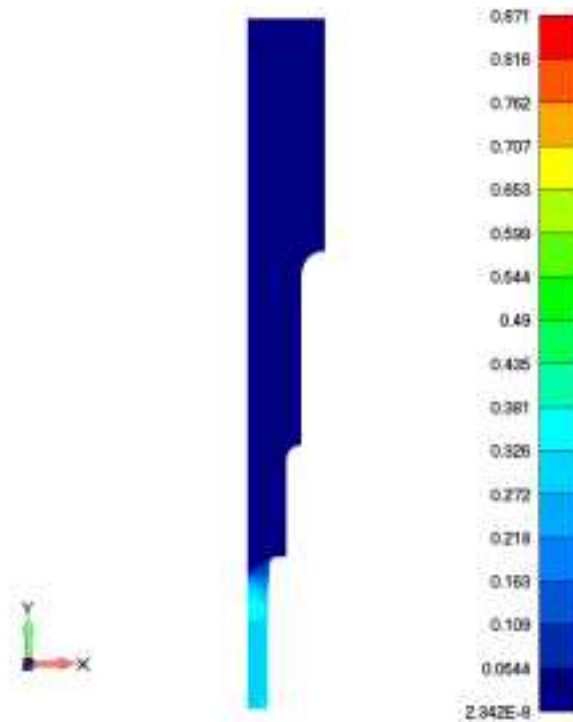


図 4.2.2-12 Rabotonov-Kachanov 則使用時の ω (要素最大値)・変形図(実寸) 全体

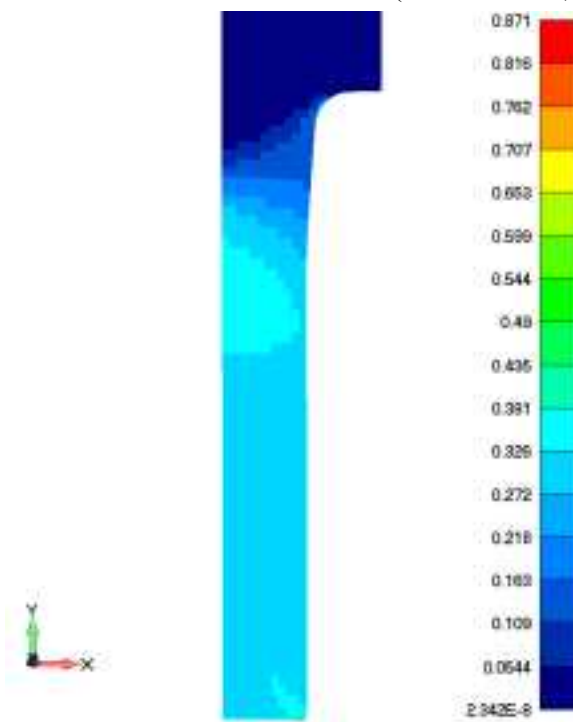


図 4.2.2-13 Rabotonov-Kachanov 則使用時の ω (要素最大値)・変形図(実寸) 下から第1段差

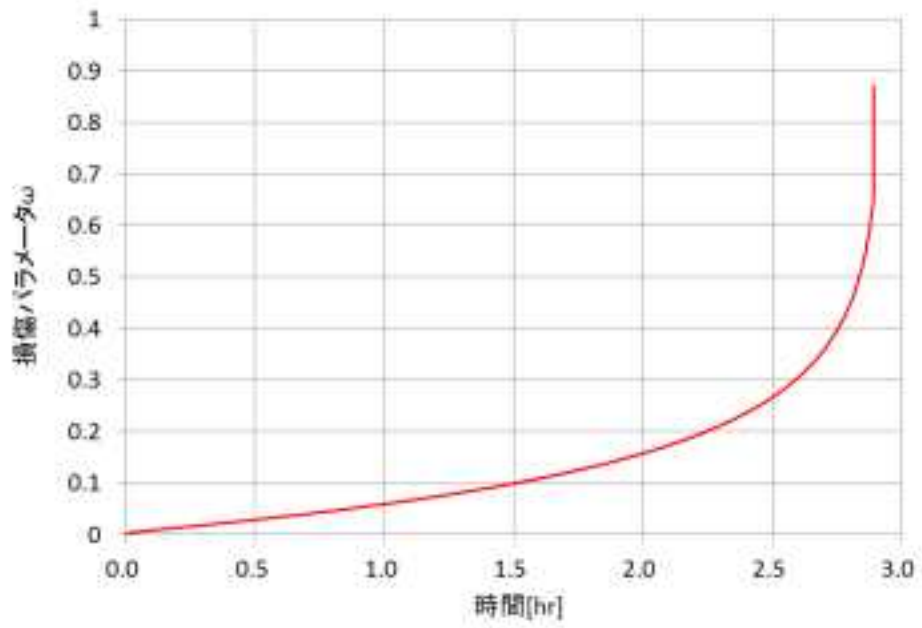


図 4.2.2-14 要素 8545 の損傷パラメータ ω の履歴(要素最大値)

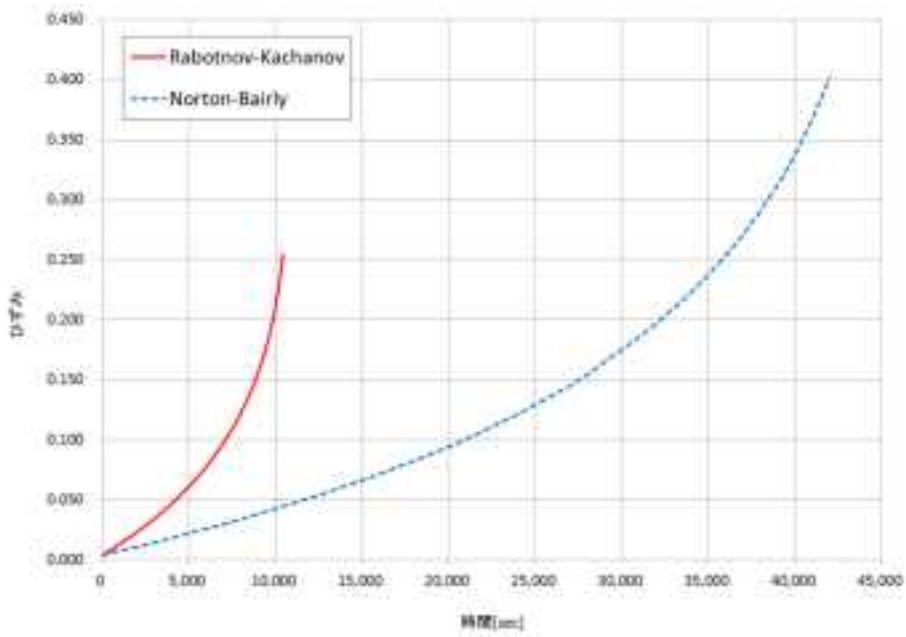


図 4.2.2-15 Norton-Bairly 則と Rabotnov-Kachanov 則による歪の比較

4.3 解析的検討

4.3.1 下部ヘッドを対象とした試解析

調査結果を踏まえ、代表的なシナリオ及び圧力バウンダリ機器を対象に、その形状を模擬した解析モデルの作成及び試解析を実施した。

本構造解析の目的は、重大事故により生じると考えられ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破損挙動を有限要素法 (FEM) により評価を行うことである。構造解析においては、中性子照射による材料や割れ発生等の経年劣化を考慮しつつ、高温に曝された場合の高温クリープ変形を評価し、炉心溶融の発生に伴う下部ヘッドの破損部位等の推定を行う。解析コードとしては、汎用 FEM 解析コード FINAS/STAR を用いた。

(1) 解析モデルの作成・試解析の実施

4.2 の調査結果を踏まえ、代表的なシナリオ及び圧力バウンダリ機器を対象に、文献^{226,227}等を参考にして、計装管貫通部を含む下部ヘッドの形状を模擬した解析モデルの作成及び試解析を実施した。本研究で行った解析の項目を以下に記す。ここで、項目 1),2) についてはデブリ温度の分布の想定が異なる 2 ケースについて解析を行う。また、項目 3),4)については 2)の結果を踏まえ、FINAS/CRACK を用いてき裂を設定した解析を行った。

- 1) 貫通部を有する三次元モデルの伝熱解析
- 2) 貫通部を有する三次元モデルの熱弾塑性クリープ解析
- 3) 2)で引張応力が発生した位置にき裂を導入した、伝熱解析及び熱弾塑性クリープ解析
- 4) 2)で引張応力が発生した位置にき裂を導入した、き裂進展解析 (ただし、き裂進展は、疲労き裂進展を想定)

(2) 対象とする機器形状

文献^{226,227}等の計装管貫通部を含む下部ヘッドの形状データ等を基に、FINAS/STAR による構造解析を実行可能なモデルに作成した。モデルの下部ヘッドは低合金鋼、クラッド及び計装管はステンレス鋼、溶接部はニッケル合金で構成されている。表面の輻射や熱伝達については、解析を行ううえでパラメータとなり得るため、ある程度自由に設定できるように配慮している。主な寸法は下記のとおりである。

・ 下鏡内半径 2300mm

²²⁶ K. Hojo et al., Flaw Acceptance Rule of J-Groove Weld of Bottom Mounted Instrumentation Nozzle, PVP2014-28004, 2014.

²²⁷ US.NRC, South Texas Project Status Report on Resolving the Unit 1 BMI Issue, NOC-AE-03001557, 2003.

- ・ クラッド厚さ 5mm
- ・ 計装筒外径 40mm
- ・ 計装筒厚さ 12mm
- ・ J溶接部ボリューム直径×厚さ 94mm ユーム直径
- ・ バタリング厚さ 8mm

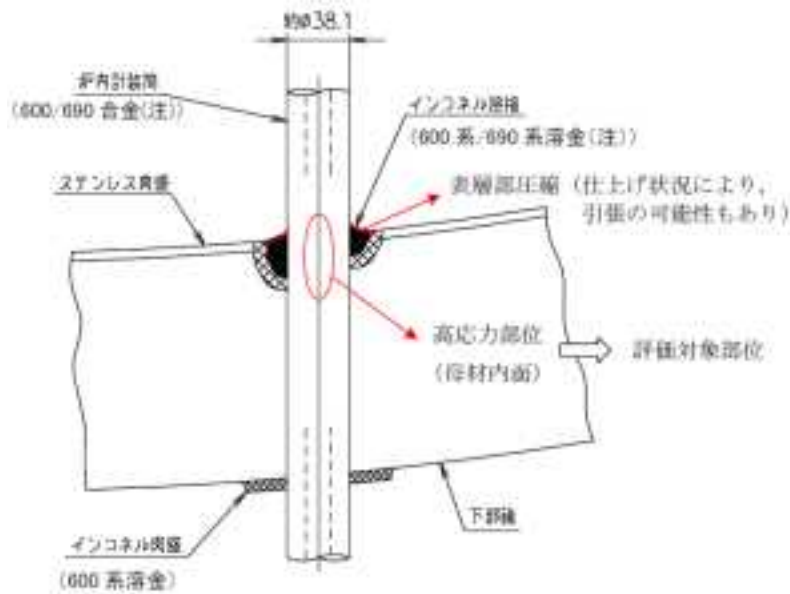


図 4.3.1-1 計装管の貫通部を持つ下部ヘッドのイメージ²²⁸

(3) 解析モデルの作成 (き裂がない場合)

Hashimoto ら²²⁹、Onizawa ら²³⁰を参考に、熱弾塑性クリープ解析を実施するための解析モデルを作成した。以下に、メッシュ分割、材料特性、境界条件、解析結果について記す。

1) メッシュ分割 (き裂がない場合)

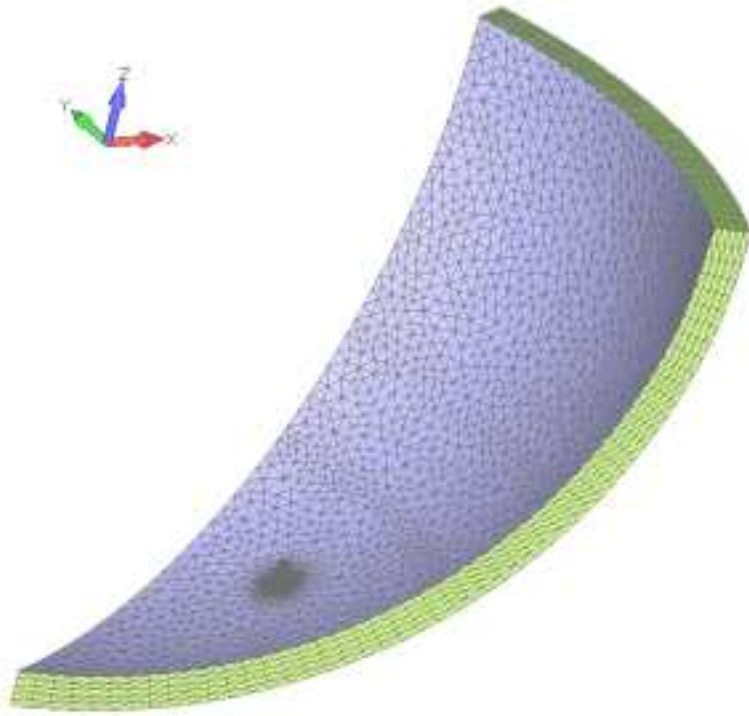
解析モデルのメッシュ図を図 4.3.1-2 に示す。下部ヘッド、クラッド、溶接部、計装

²²⁸ 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、一般社団法人日本原子力技術協会、VIP-09、平成 21 年 8 月。

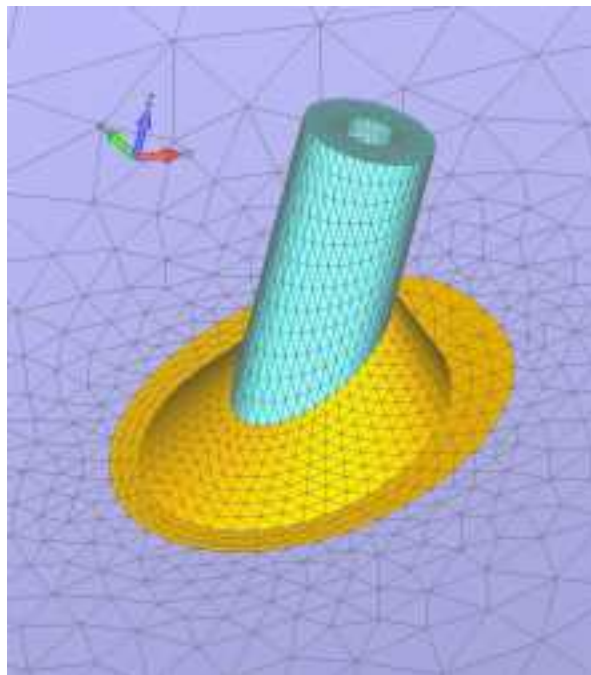
²²⁹ K.Hashimoto, K.Onizawa, R.Kurihara, S.Kawasaki & K.Soda, Thermal and Stress Analyses of the Reactor Pressure Vessel Lower Head of the Three Mile Island Unit 2, Int. J. Ves. & Piping 52 (1992) 25-40

²³⁰ 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 Regulatory Commission, Boston(USA) 20-22 Pctorber 1993

管は全て 10 節点 4 面体要素でモデル化した。ここで、解析モデルは 8 分の 1 モデルとし。計装管の位置は下部ヘッド中央から 30°の位置とした。また、計装管と下部ヘッドの間には 0.5[mm]の隙間を設定しているが、その隙間を断熱にしてしまうと輻射等による隙間を隔てた両者の熱交換の影響を考慮できないため、伝熱解析においては計装管と下部ヘッドの間の隙間に 2 節点輻射リンク要素を設けた。熱輻射伝達係数は十分大きい値とし、両者の互いに向かい節点の温度が同じとなるようにした。そのため、伝熱解析、熱弾塑性クリープ解析の解析モデルとも節点数は 114,813 であるが、要素数は前者は 77,061、後者は 74,741 である。



(a) 全



(b) 計装管

図 4.3.1-2 解析モデルのメッシュ図

2) 材料特性

各部位と材料の対応関係を表 4.3.1-1 に示す。解析に用いた材料特性は、図 4.3.1-3 及び図 4.3.1-4 に示すとおりである。物性値は全て温度依存性を考慮している。等方硬化則に基づく応力-歪関係を用いた。また、クリープ則は Rabotnov-Kachanov 則とし、前節で説明したユーザーサブルーチンを使用した。Rabotnov-Kachanov 則の係数の値を表 4.3.1-2 から表 4.3.1-4 に示す。

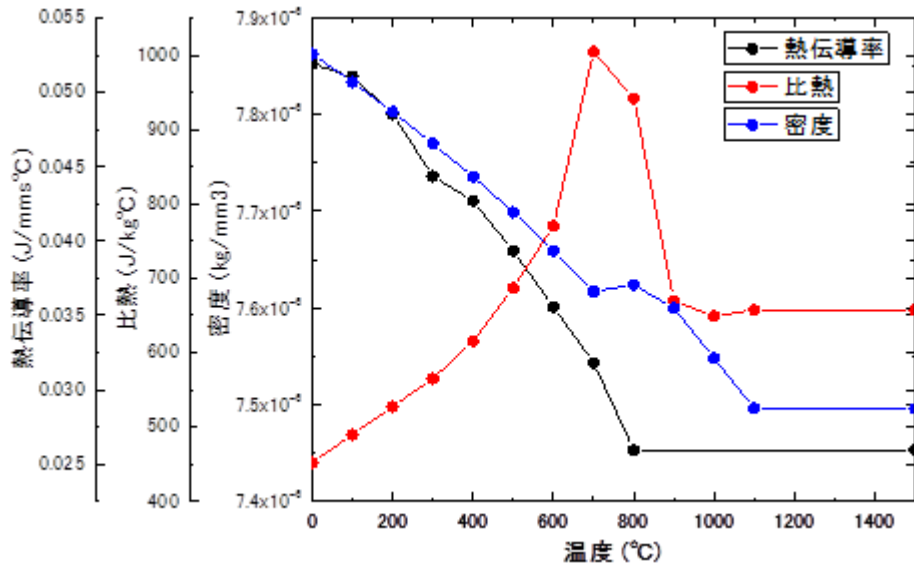


図 4.3.1-3 伝熱解析に用いた物性値

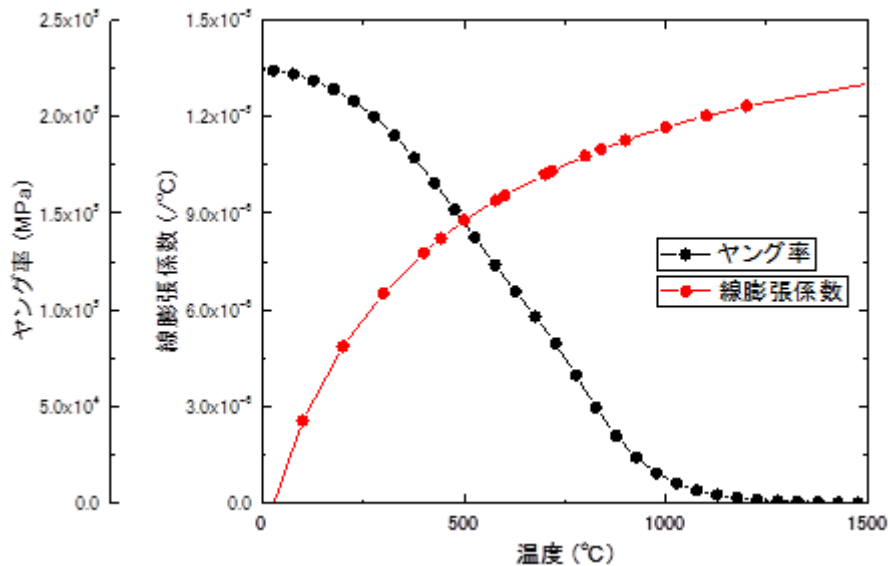


図 4.3.1-4 構造解析に用いた物性値

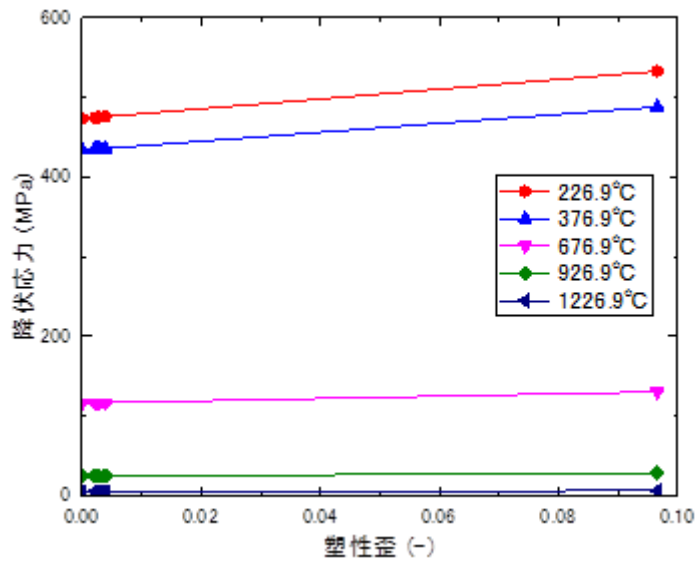


図 4.3.1-4 構造解析に用いた物性値 (つづき)

表 4.3.1-1 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	ニッケル合金
溶接部	ニッケル合金

表 4.3.1-2 Rabotonov-Kachanov 則の係数 (低合金鋼)

A	$7.5E+03 \exp(-2.320E+05/RT)$
B	$1.9E+04 \exp(-2.410E+05/RT)$
n	4.3
k	4.2
l	5.9

※T:温度[K]、R:気体定数[J/K/mol]

表 4.3.1-3 Rabotonov-Kachanov 則の係数 (ステンレス鋼)

A	$9.7E+33\exp(-1.062E+06/RT)$
B	$1.9E+04\exp(-8.431E+05/RT)$
n	5.3
k	6.2
l	13.2

※T:温度[K]、R:気体定数[J/K/mol]

表 4.3.1-4 Rabotonov-Kachanov 則の係数 (ニッケル合金)

A	$1.8E+09\exp(-3.588E+05/RT)$
B	$2.8E+05\exp(-3.152E+05/RT)$
n	4.7
k	4.5
l	8.7

※T:温度[K]、R:気体定数[J/K/mol]

3) 伝熱解析の境界条件

デブリの温度の異なる 2 ケースについて解析を実施した。いずれの場合もデブリの深さは圧力容器の底から 610[mm]としたが、ケース 1 の場合はデブリ温度を一様に 2,500.15[K](=2,227[°C])と想定したのに対し、ケース 2 では計装管から半径 390[mm]の範囲においてはデブリの温度が 2,700.15[K](=2,427[°C])、その他の部分では 1,500.15[K](=1,227[°C])と想定した。

ケース 1、ケース 2 の境界条件の概略をそれぞれ図 4.3.1-5、図 4.3.1-6 に示す。圧力容器内部、炉内計装管表面及び溶接部の表面は熱伝達境界とした。ここで、上記デブリ温度を雰囲気温度として設定し、熱伝達係数は 2.5×10^{-5} [W/mm²/K]とした。また、圧力容器内部のうちデブリと接していない部分については熱伝達及び外部放射を考慮し、熱伝達係数、外部放射率はそれぞれ 2.5×10^{-5} [W/mm²/K]、0.3 とした。なお、外部温度は 560.15[K] (=287[°C]) とした。圧力容器外面及び計装管の外部露出部についても熱伝達及び外部放射を考慮し、熱伝達係数、外部放射率を 2.5×10^{-5} [W/mm²/K]、0.3 とした。外部温度は 311.15[K] (=38[°C]) とした。また、前述の通り、計装管と下部ヘッドの互いに向かい合う節点の間に 2 節点輻射リンク要素を設け、両者の節点温度が同じとなるようにした。残りの面については断熱条件とした。

デブリ熱伝達面 (RPV 内面、溶接部表面、BMI 管表面)

雰囲気温度: 2,500.15 [K] (=2,227 [°C])

熱伝達率: 2.5×10^{-5} [W/mm²/K]

外部放射率なし

熱伝達面 (RPV 内面)

温度: 560.15 [K] (=287 [°C])

熱伝達率: 2.5×10^{-5} [W/mm²/K]

外部放射率: 0.3

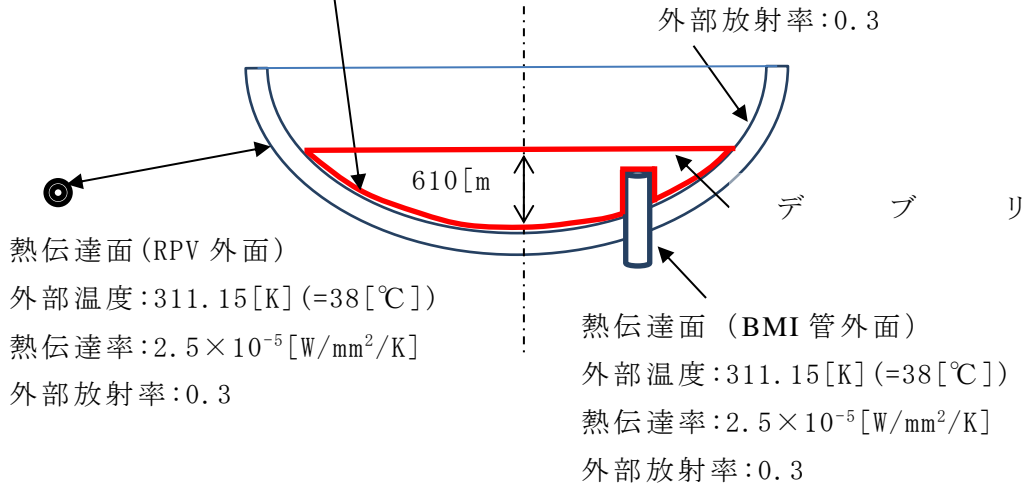


図 4.3.1-5 伝熱解析の境界条件 (ケース 1)

デブリ熱伝達面 (RPV 内面、溶接部表面、BMI 管表面)

温度:

2,700.15 [K] (=2,427 [°C]) (BMI 管周辺)

1,500.15 [K] (=1,227 [°C]) (その他)

熱伝達率: 2.5×10^{-5} [W/mm²/K]

外部放射率なし

熱伝達面 (RPV 内面)

温度: 560.15 [K] (=287 [°C])

熱伝達率: 2.5×10^{-5} [W/mm²/K]

外部放射率: 0.3

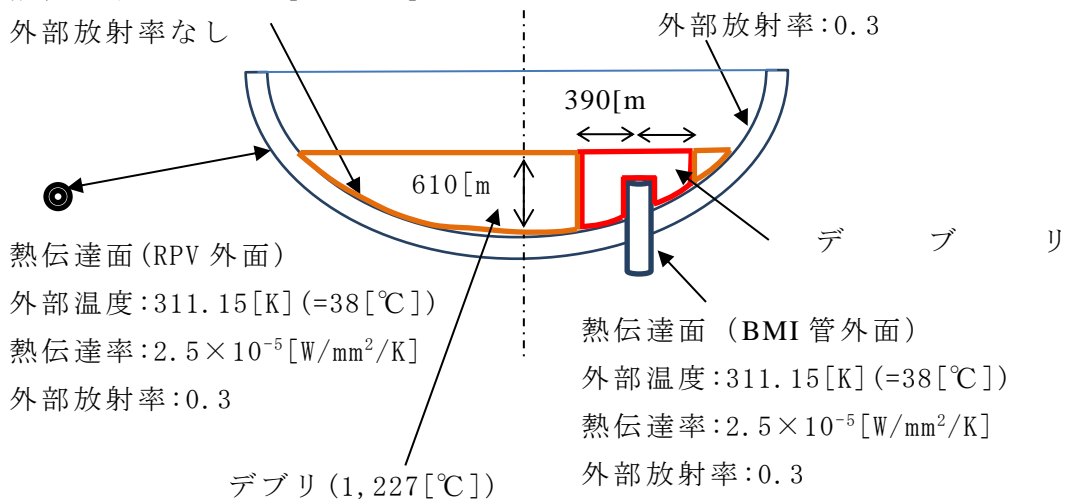
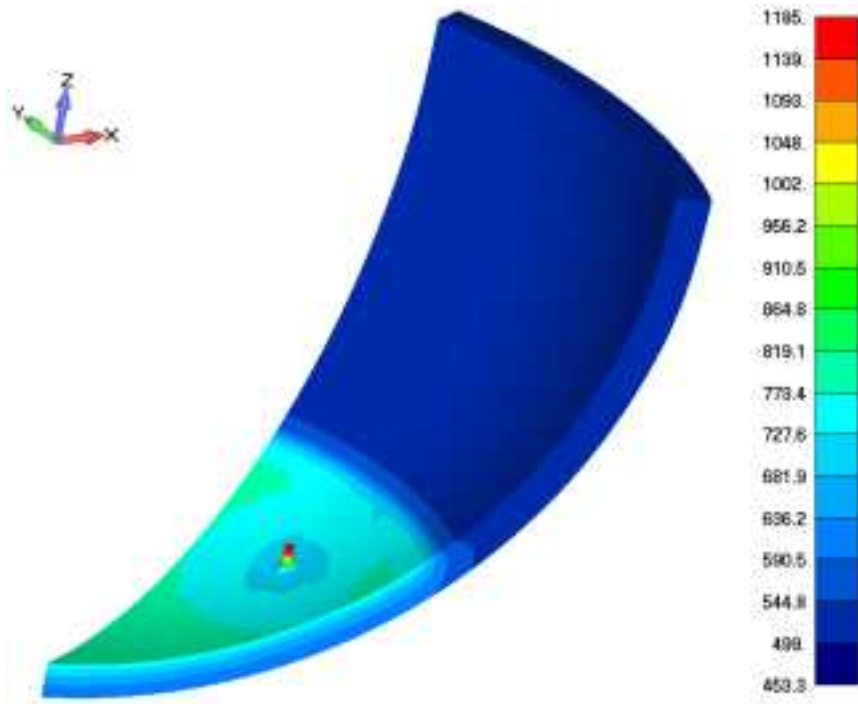


図 4.3.1-6 伝熱解析の境界条件 (ケース 2)

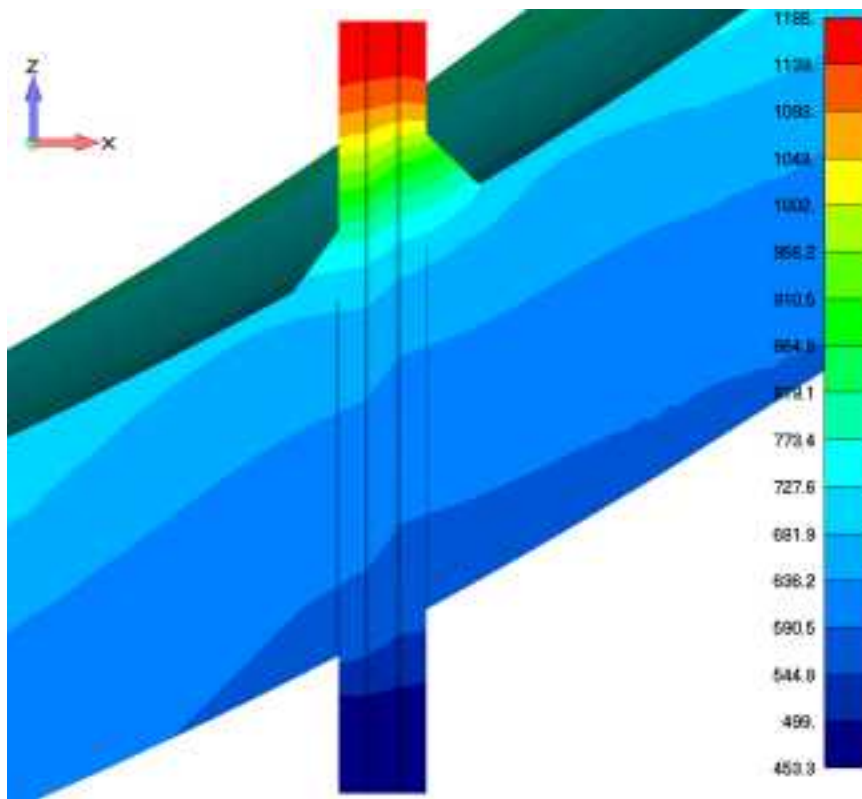
(4) 試解析（き裂がない場合）

1) 伝熱解析の実行結果

初期温度を $560.15[\text{K}] (=287[^\circ\text{C}])$ 、時間増分 $10[\text{s}]$ をとして非定常伝熱解析を実施した。計算結果の一例として、ケース 1 とケース 2 について計算開始後 $1,000[\text{s}]$ の結果をそれぞれ図 4.3.1-7 と図 4.3.1-8 に示す。時間が経過するにつれ、デブリが存在する圧力容器の底から $610[\text{mm}]$ の部分が高温になり、特に計装管の下部ヘッド内部側の温度が高く、 $1,000[\text{s}]$ の時点で $1,185[\text{K}]$ に達した。他の圧力容器内面や溶接部といった部位に比べて、熱伝導の大きな金属部が少なく、また容器外面の熱伝達及び輻射境界から遠いため、冷却される効果が相対的に小さいためと考えられる。ケース 2 の場合には、ケース 1 と同様にデブリが存在する範囲が高温になり、特に計装管の圧力容器内面側の温度が顕著に上昇する。本ケースでは、計装管周辺のデブリ温度が周囲よりも高いため、計装管の温度は、ケース 2 の方がケース 1 よりも $70[\text{K}]$ 程度高くなった。

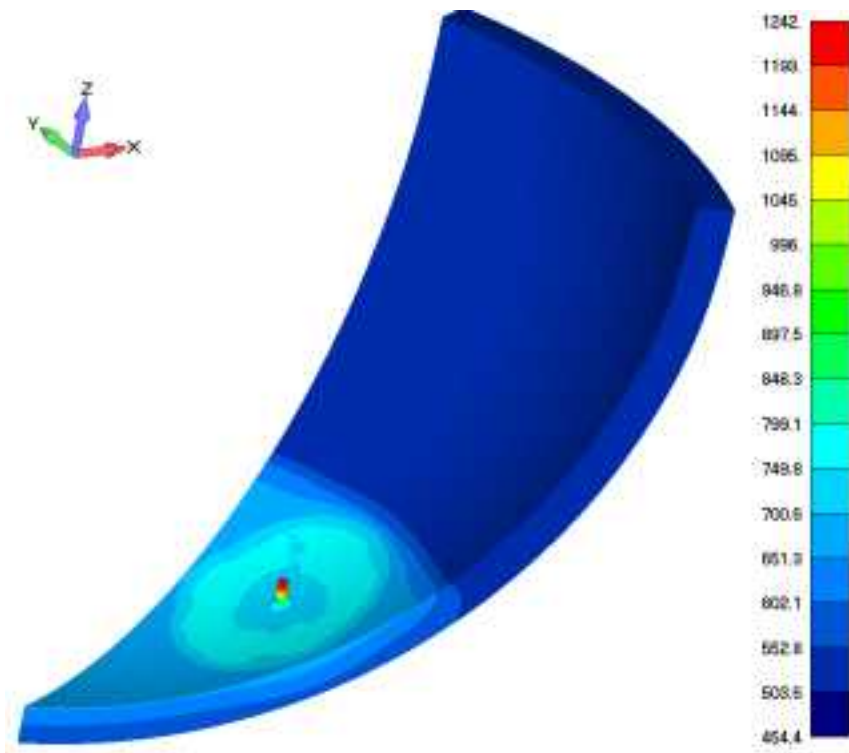


(a)全体

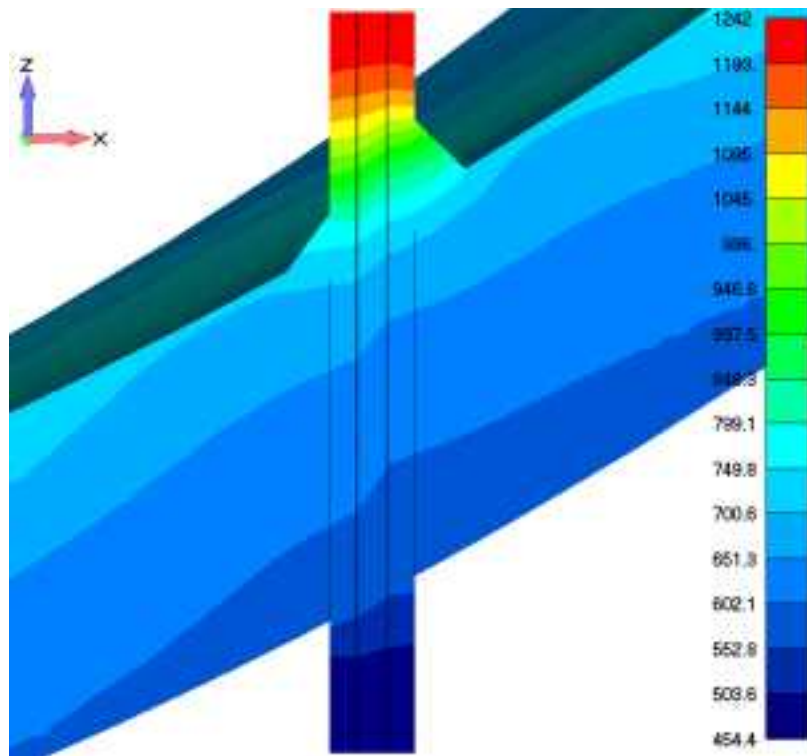


(b)計装管を通る断面

図 4.3.1-7 1,000[s]の温度[K] (ケース 1)



(a)全体



(b)計装管を通る断面

図 4.3.1-8 1,000[s]の温度[K] (ケース 2)

2) 熱弾塑性クリープ解析の境界条件

伝熱解析の結果得られた温度分布をもとに熱弾塑性クリープ解析を実施した。熱弾塑性クリープ解析の境界条件の概略図を図 4.3.1-9 に示す。压力容器の上部断面の鉛直方向変位を拘束し、円周方向の断面には対称拘束条件を設定した。また、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）条件を設定した。また、压力容器内部の内壁クラッド、計装管、溶接部の表面には 11.6[MPa]の圧力を加えた。さらに、材料の自重を考慮した。

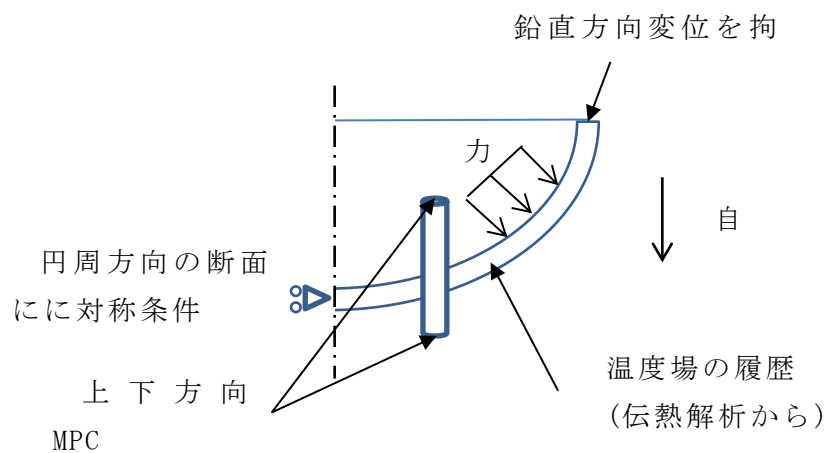


図 4.3.1-9 熱応力の境界条件

3) 熱弾塑性クリープ解析の実行結果

上述の条件のもと熱弾塑性クリープ解析を実施した。ここで、解析の最初のステップではクリープは考慮せず圧力及び自重を加えた。次の解析ステップ以降でクリープを有効とした。以降で解析開始後何[s]という書き方をするが、その際の秒数はクリープを有効として以降の経過時間である。初期の時間増分の上限は 10[sec]としたが、試計算によりあらかじめ収束状況が悪化したステップで時間増分の上限が 1[sec]と小さくなるようにした。さらに、収束計算の状況によって時間増分が自動的に増減されるようにした。なお、時間増分の下限值は 0.001[sec]とした。なお、ケース 1 では 1,108[s]において压力容器内部の計装管内側の要素のヤコビアンが負になり計算が停止している。

結果の一例として、ケース 1 の計算開始後 600 秒の結果を図 4.3.1-10 から図 4.3.1-14 に示す。計装管では熱膨張に伴う変形が生じていることが分かる。また、压力容器内面側の温度の上昇に伴い、径方向応力、周方向応力は内面側が圧縮、外面側に引張となる。一方、軸方向応力については溶接部周辺において谷側が圧縮、山側が引張となる。600 秒の時点では相当塑性歪、クリープ歪とも 1%以下である。また、損傷パラメータ ω の要素最大値はたかだか 1.0E-5 程度である。計算が停止する直前では、压力容器内部の計

装管内側において相当塑性歪が 80%以上の要素が存在し、またクリープ歪の値も 10%近いことを確認している。また、計装管内側の要素の損傷パラメータ ω の要素最大値が約 0.007 となる。すなわち、温度が顕著に増加する計装管において歪、損傷パラメータ ω の値が大きいという結果が得られた。そのため、今回の想定では計装管において他の部位よりも先に破損が生じると予想される。

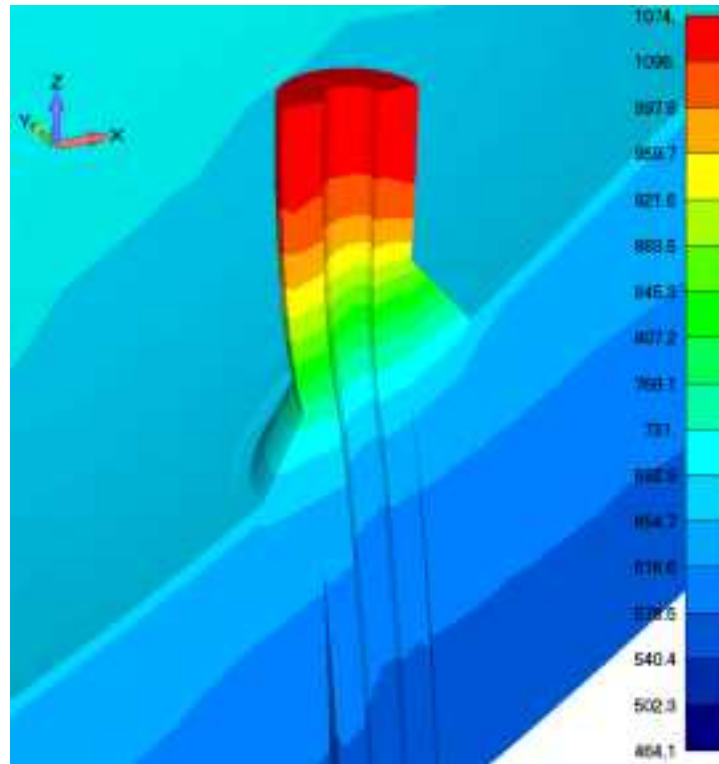


図 4.3.1-10 600[s]の要素温度[K]・変形図(50倍)(ケース 1)

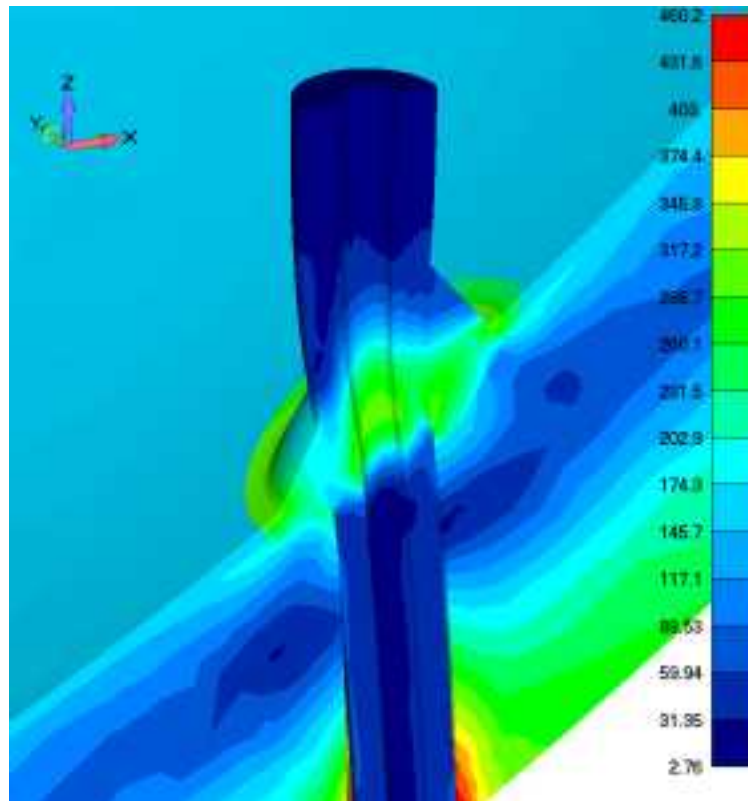


図 4.3.1-11 600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 1)

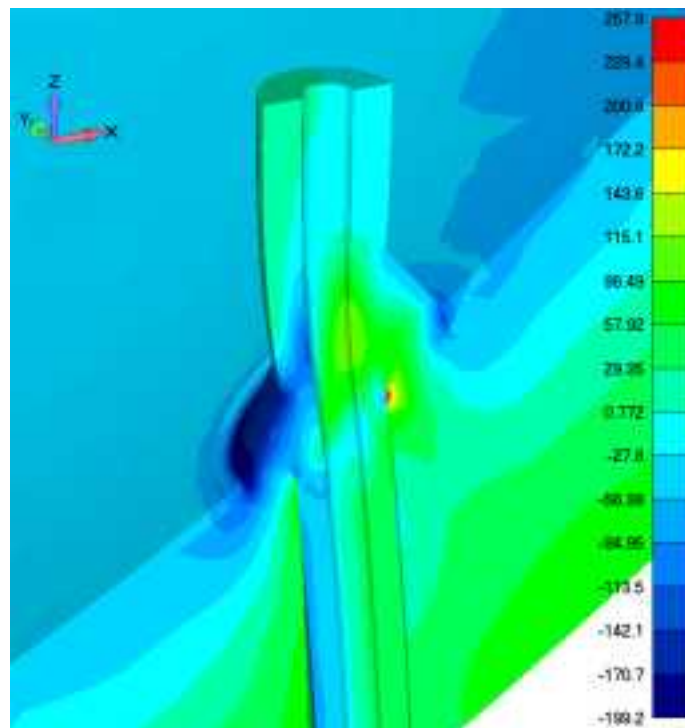


図 4.3.1-12 600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 1)

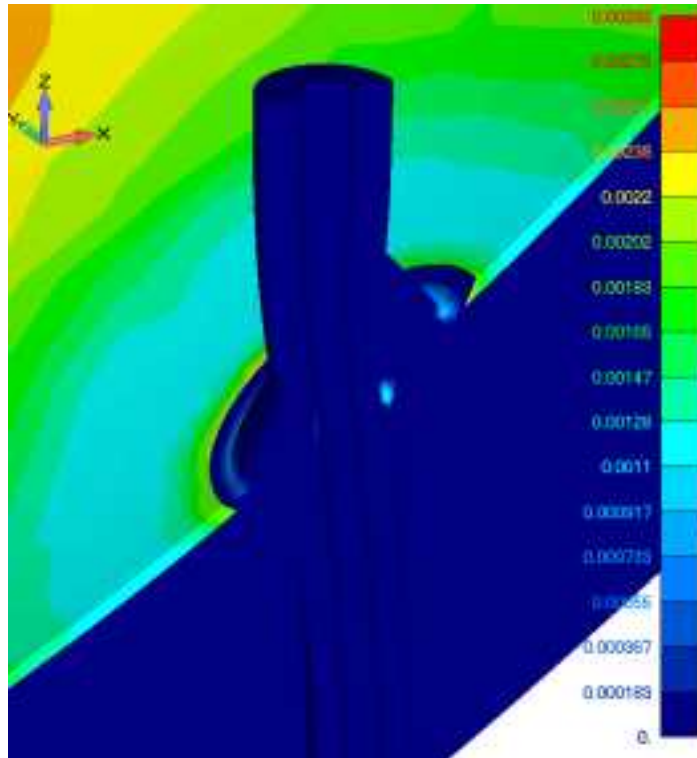


図 4.3.1-13 600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍)(ケース 1)

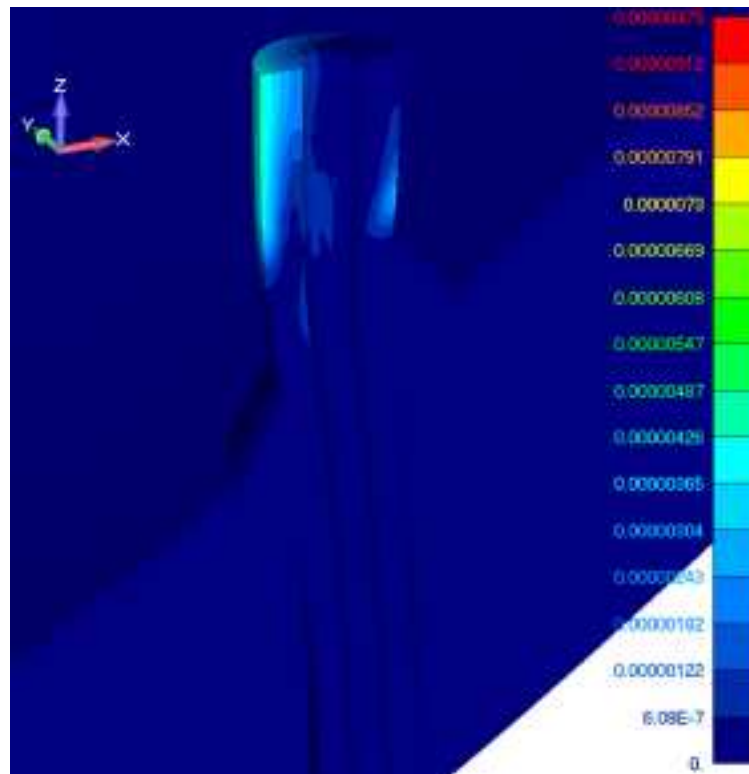


図 4.3.1-14 600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍)(ケース 1)

ケース 2 ではその後 840 秒において、ケース 1 と同様に、圧力容器内部の計装管内側の要素において圧力容器内部の計装管内側の要素のヤコビアンが負になり計算が停止した。結果の一例として、ケース 2 の計算開始後 600 秒の結果を図 4.3.1-15 から図 4.3.1-19 に示す。ケース 2 の方が計装管周辺のスラッジの温度が 200[K]程度高いため、相当塑性歪、クリープ歪の値はケース 1 の 600 秒の結果に比べて数パーセント以上大きい。また、損傷パラメータ ω は計装管の圧力容器内部の山側で大きい、その値は最大でたかだか $1.0E-05$ 程度であった。その後、計算が停止する直前の 839 秒では、相当塑性歪、クリープ歪とも、ケース 1 の場合と同様に、計装管内側で値が大きく、相当塑性歪は一部 100% を超えることを確認している。また、損傷パラメータ ω は、ケース 1 の 1,107 秒の場合と同様に、圧力容器内部の計装管内側で値が大きく最大値は 0.01 近かった。このことから、ケース 2 の場合も計装管において他の部位よりも先に破損が生じると予想される。

ケース 1 とケース 2 の結果の比較を、図 4.3.1-21 図 4.3.1-23 から示す。比較した位置は、図 4.3.1-20 に示されている。これらの図から分かるように、ケース 1 とケース 2 について、本研究の解析条件では応力の履歴に大きな差は見られなかった。

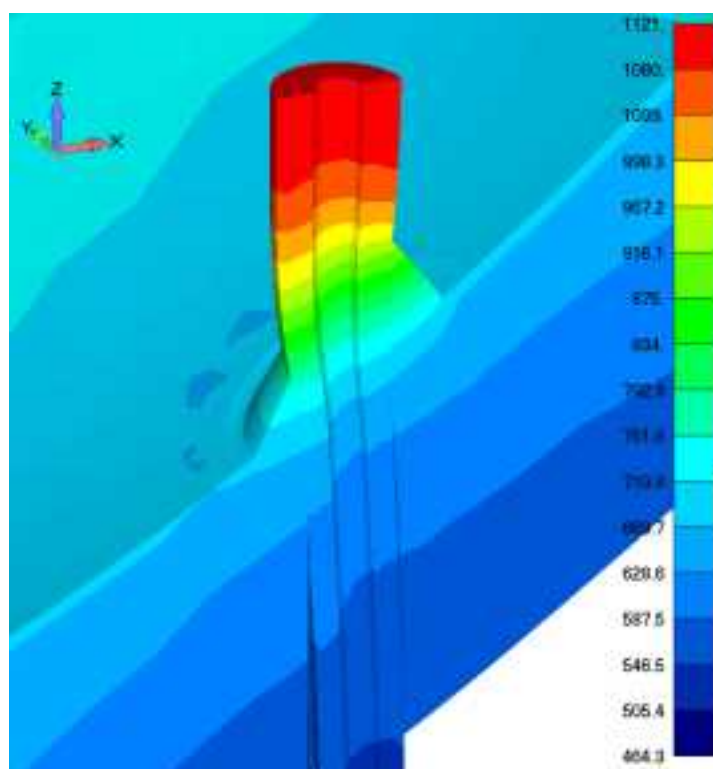


図 4.3.1-15 600[s]の要素温度[K]・変形図(50倍)(ケース 2)

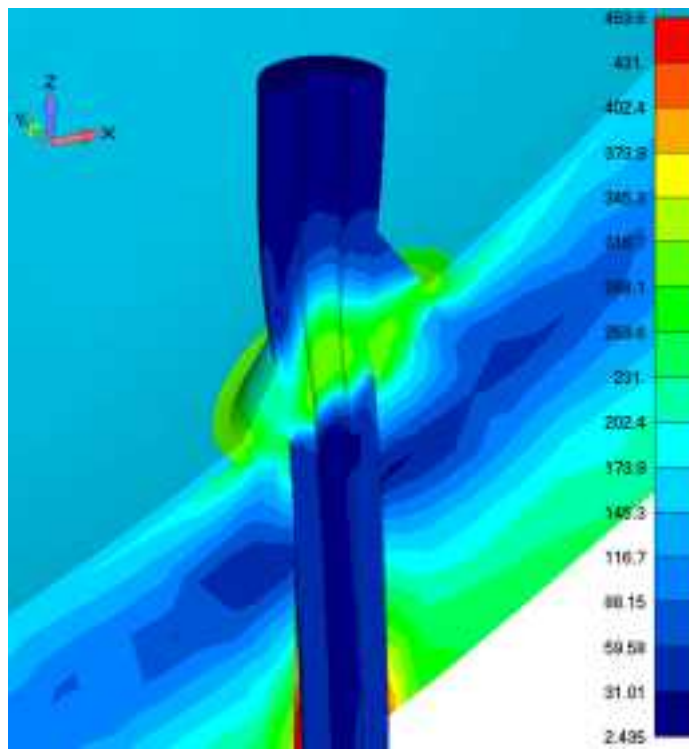


図 4.3.1-16 600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 2)

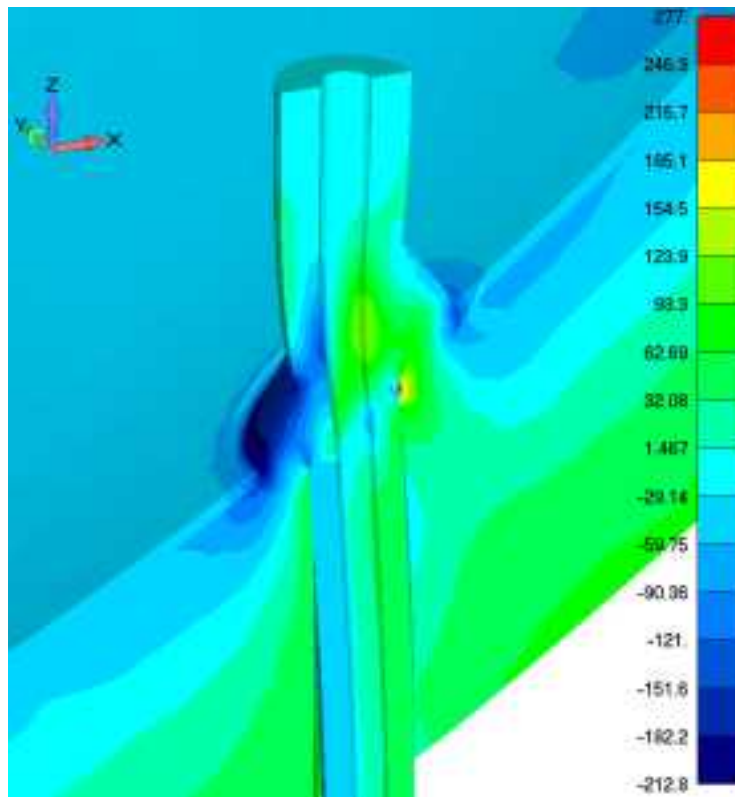


図 4.3.1-17 600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍)(ケース 2)

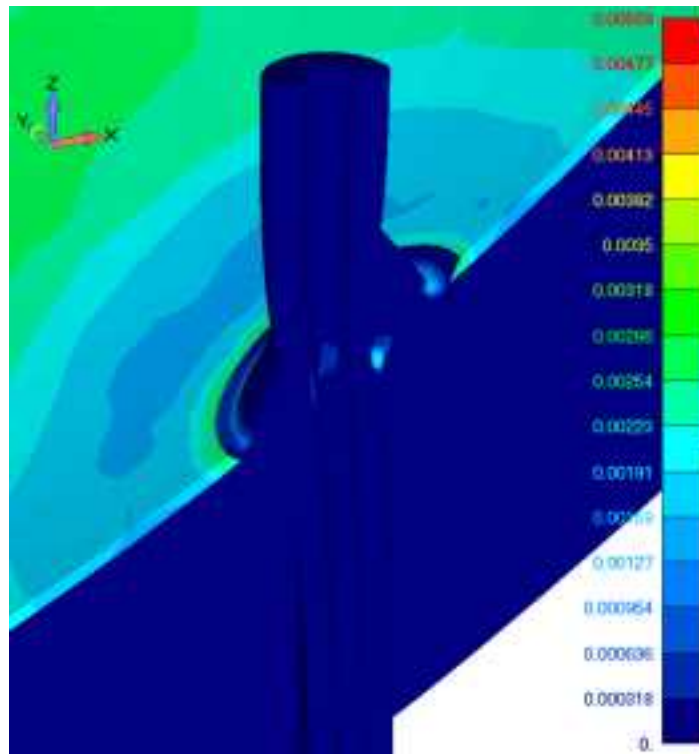


図 4.3.1-18 600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍)(ケース 2)

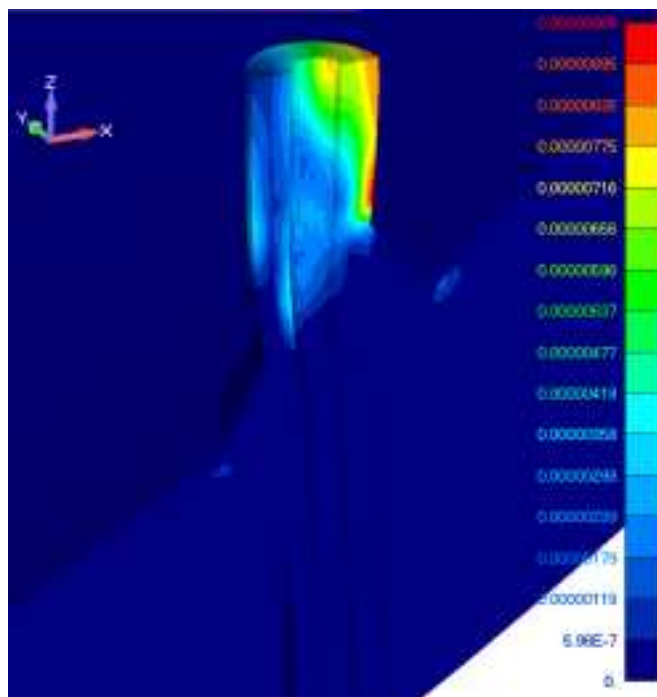


図 4.3.1-19 600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍)(ケース 2)

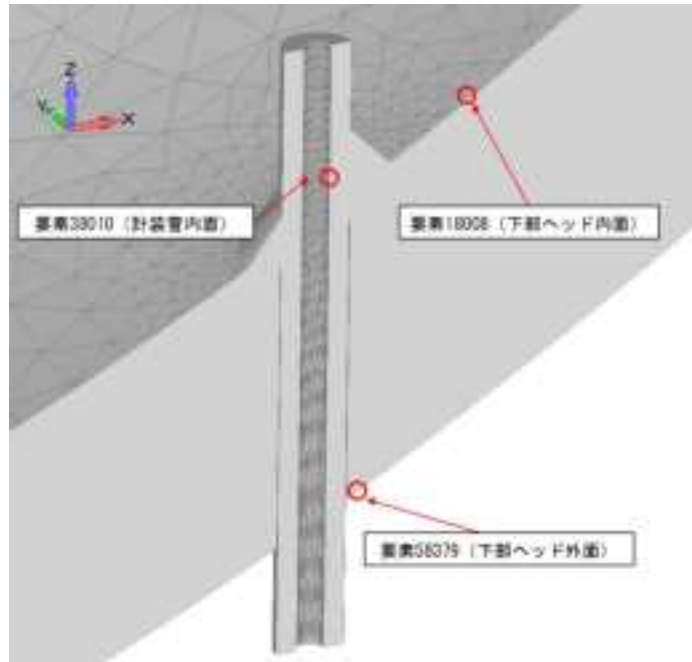


図 4.3.1-20 図 4.3.1-21 から図 4.3.1-23 のデータを抽出した位置

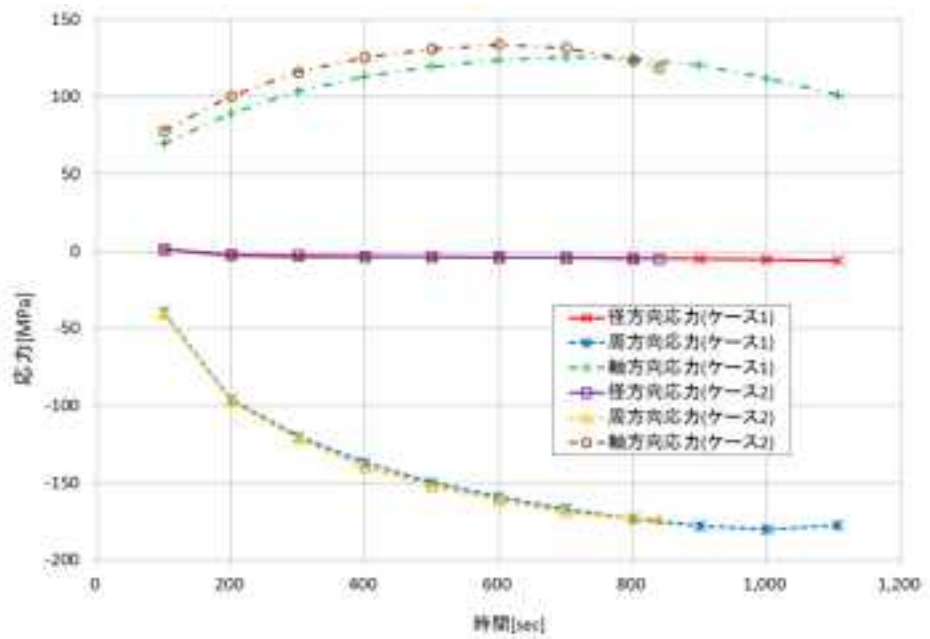


図 4.3.1-21 ケース 1 及びケース 2 の応力履歴 (計装管内面)

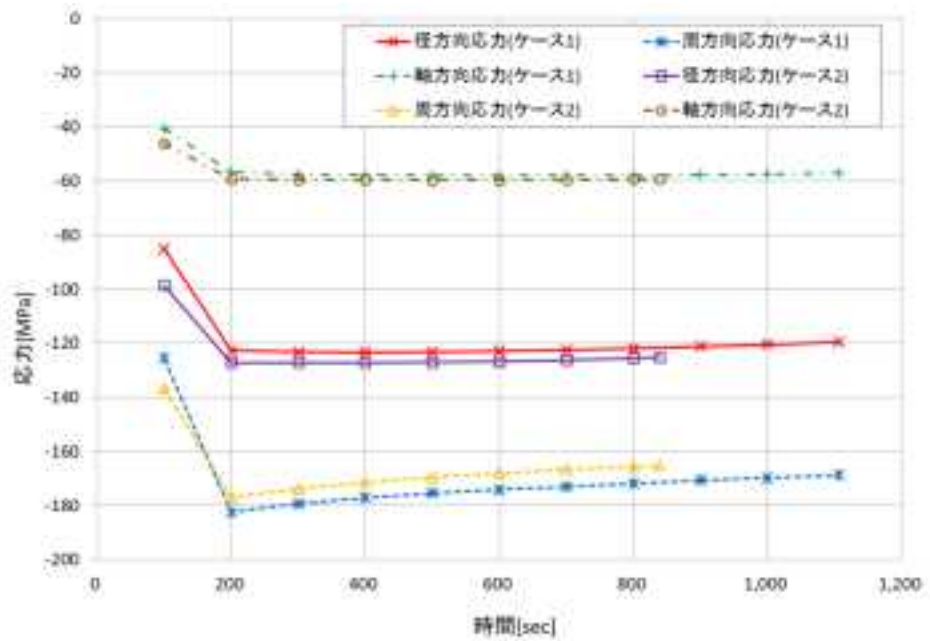


図 4.3.1-22 ケース 1 及びケース 2 の応力履歴 (下部ヘッド内面)

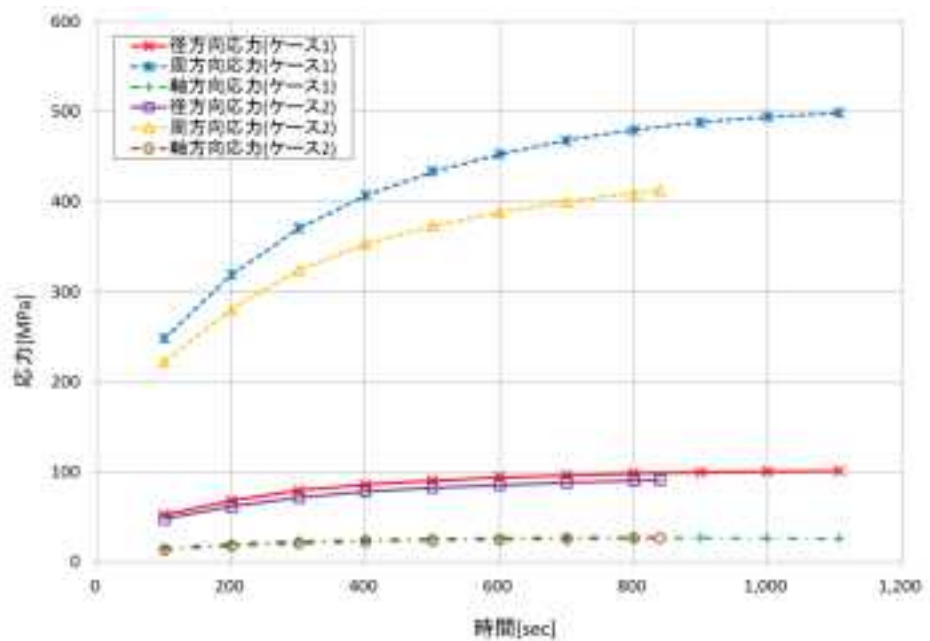


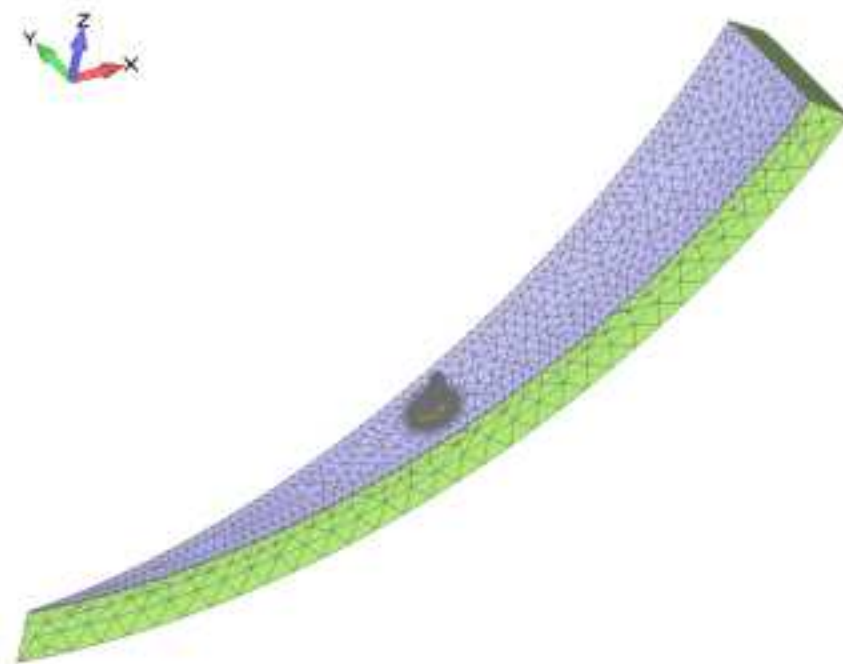
図 4.3.1-23 ケース 1 及びケース 2 の応力履歴 (下部ヘッド外面)

(5) 解析モデルの作成及び試解析 (き裂がある場合)

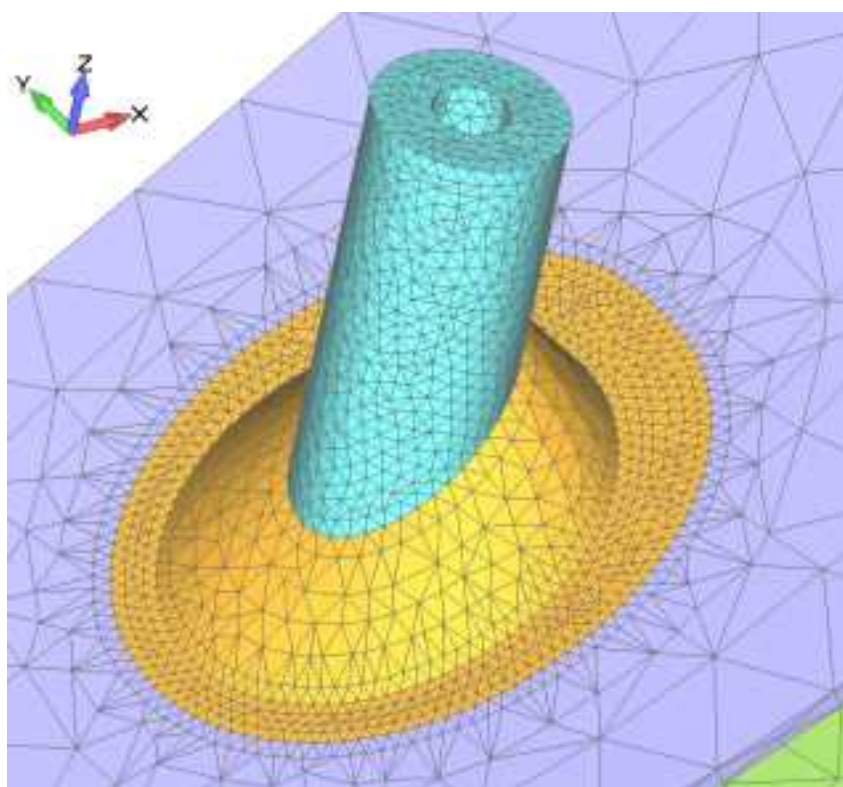
1) き裂を有する 3次元ソリッドモデル

解析モデルのメッシュ図を図 4.3.1-24 から図 4.3.1-25 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、20 節点 6 面体要素でモデル化した。ここで、き裂が

ないモデルで軸方向に引張応力が生じる計装管の溶接部周辺の山側に直径 2[mm]強のき裂を挿入した（図 4.3.1-25）。また、き裂なしのモデルと同様に計装管と下部ヘッドの隙間に 2 節点輻射リンク要素を設け、十分に大きな熱輻射伝達係数を設定した。伝熱解析、熱弾塑性クリープ解析の解析モデルとも節点数は 306,549 であるが、要素数は前者は 217,589、後者は 209,426 である。



(a) 全体図



(b) 計装管周辺

図 4.3.1-24 解析モデルのメッシュ図(き裂あり) (1/3)

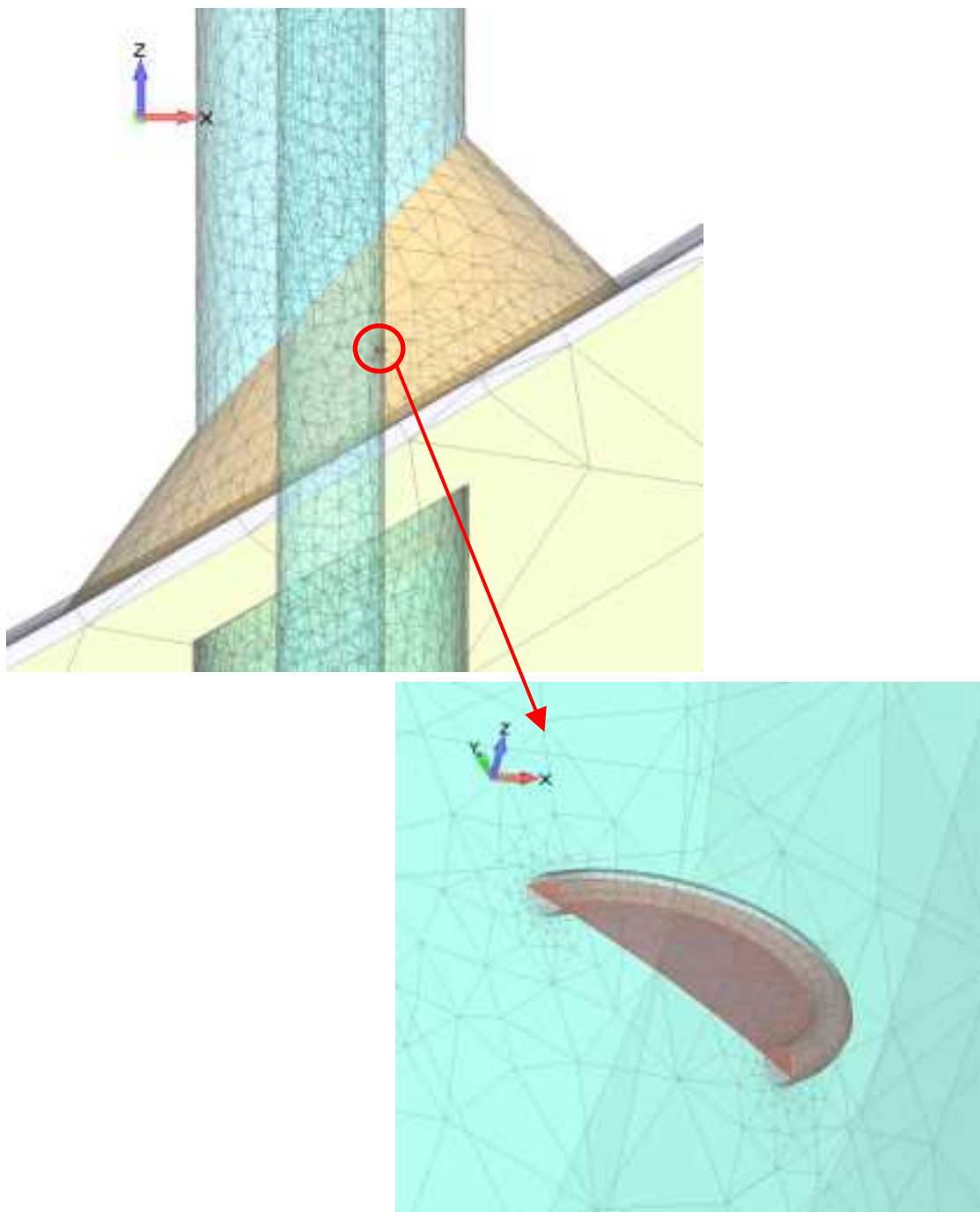
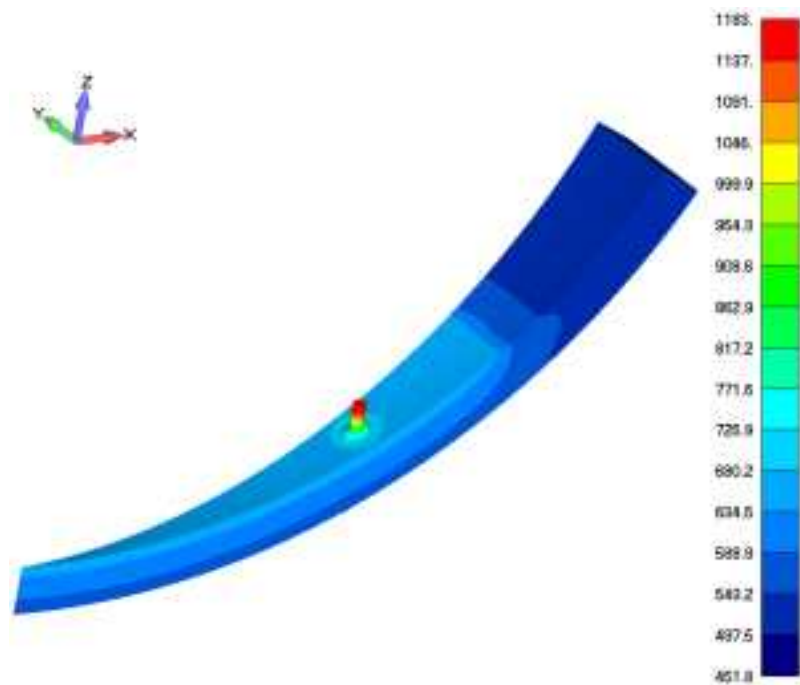


図 4.3.1-25 解析モデルのメッシュ図 き裂部分

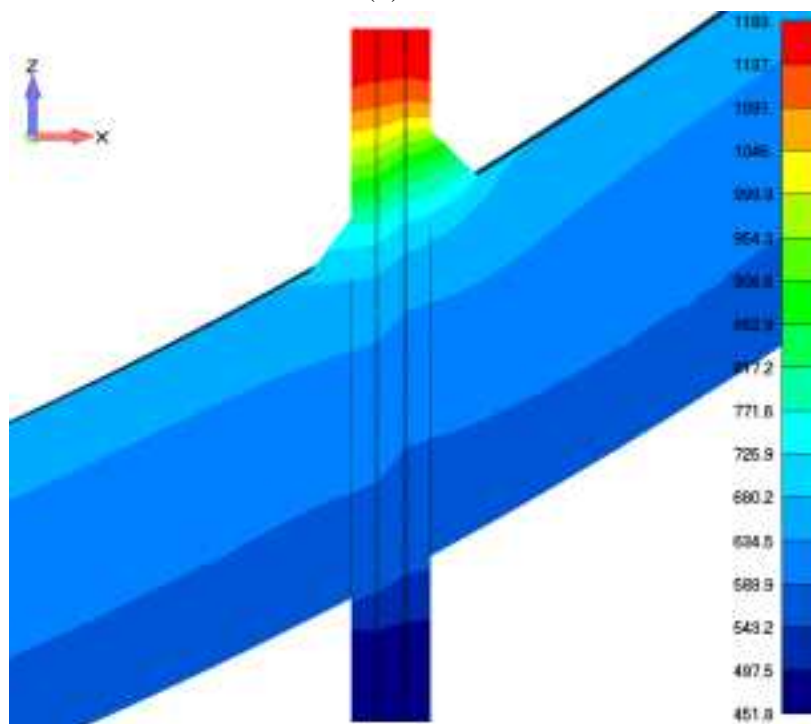
2) き裂を有する 3次元ソリッドモデルによる伝熱解析の実行結果

き裂を有する 3次元ソリッドモデルにより伝熱解析を実施した。境界条件、初期温度、時間増分はき裂が無い場合のケース 1 と同様とした。結果の一例として計算開始後 1,000 秒の温度分布を図 4.3.1-26 に示す。温度分布の結果はき裂が無いモデルのケース 1 と同

様であり、デブリが存在する圧力容器の底から 610[mm]の部分が高温となっていることが分かる。



(a)全体



(b)計装管を通る断面

図 4.3.1-26 1,000[s]の温度[K] (き裂有り)

3) き裂を有する 3次元ソリッドモデルによる熱弾塑性クリープ解析の実行結果

伝熱解析の結果をもとに、き裂を有する 3次元ソリッドモデルにより熱弾塑性クリープ解析を実施した。境界条件、初期温度、時間増分はき裂が無い場合と同様とした。なお、本解析は 1,126[s]において圧力容器内部の計装管内側の要素のヤコビアンが負になり計算が停止している。

計算開始後 600 秒の結果を図 4.3.1-27 から図 4.3.1-34 に示す。軸方向応力については溶接部周辺において谷側が圧縮、山側が引張となる。相当塑性歪が最も大きいのは 600[s]でのき裂先端の要素であるが、相当塑性歪の値は 1%以下である。また、損傷パラメータ ω の最大値はたかだか 1.0E-5 程度であった。き裂周辺の結果に着目すると、き裂先端の応力、塑性歪、及び損傷パラメータ ω が局所的に大きくなっていることが分かる。

計算が停止する直前の 1,125[s]においては、圧力容器内部の計装管内側において相当塑性歪が 100%を超える要素が存在することを確認している。また、クリープ歪の値も 10%近かった。さらに、計装管内側の要素の損傷パラメータ ω の最大値が約 0.009 となった。

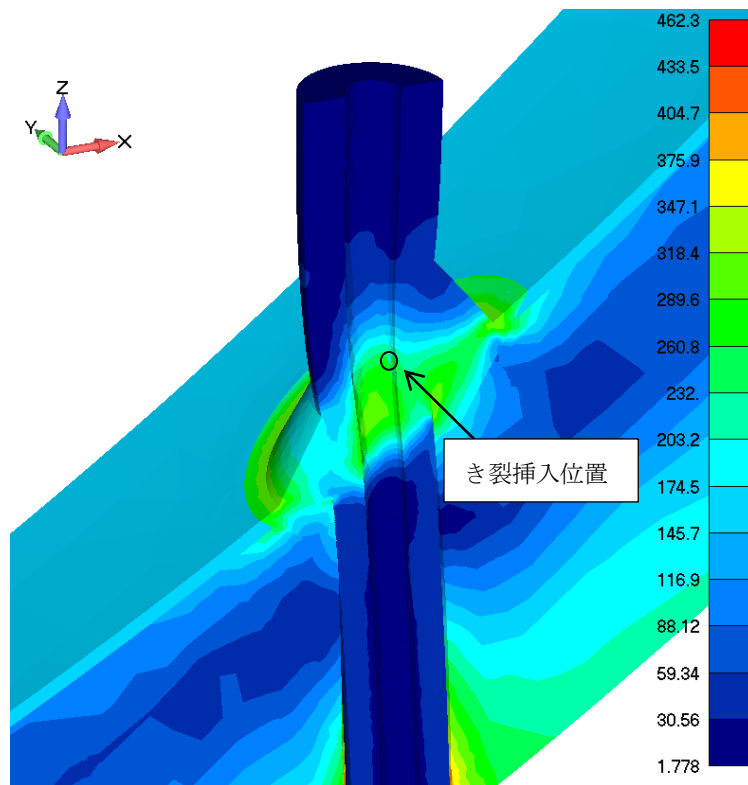


図 4.3.1-27 600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍)(き裂有り)

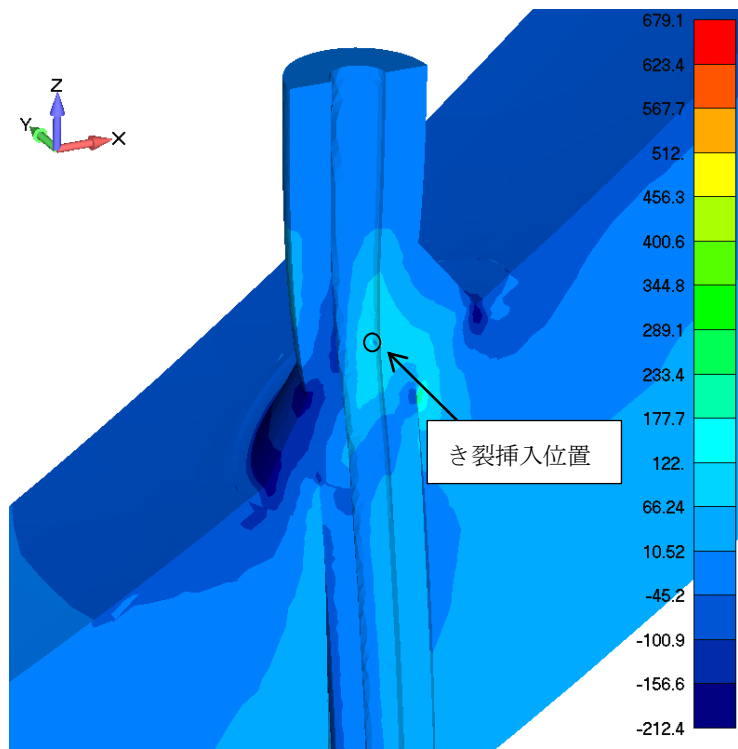


図 4.3.1-28 600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍)(き裂有り)

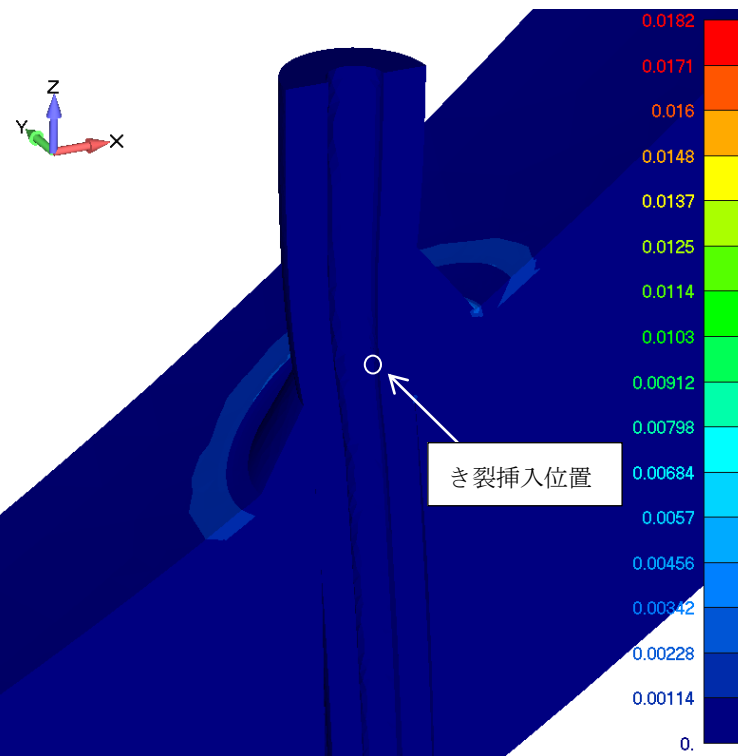


図 4.3.1-29 600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍)(き裂有り)

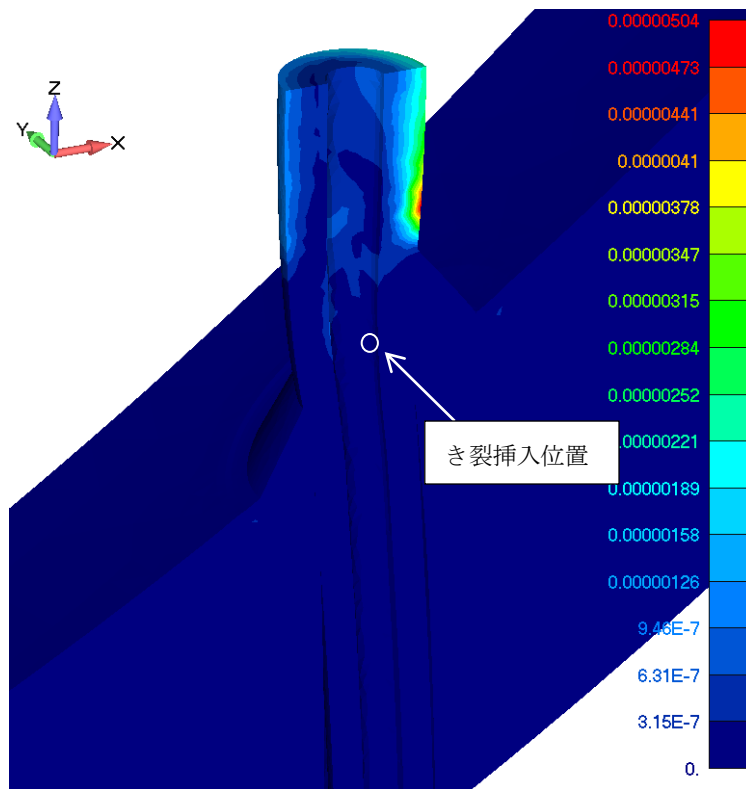


図 4.3.1-30 600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍)(き裂有り)

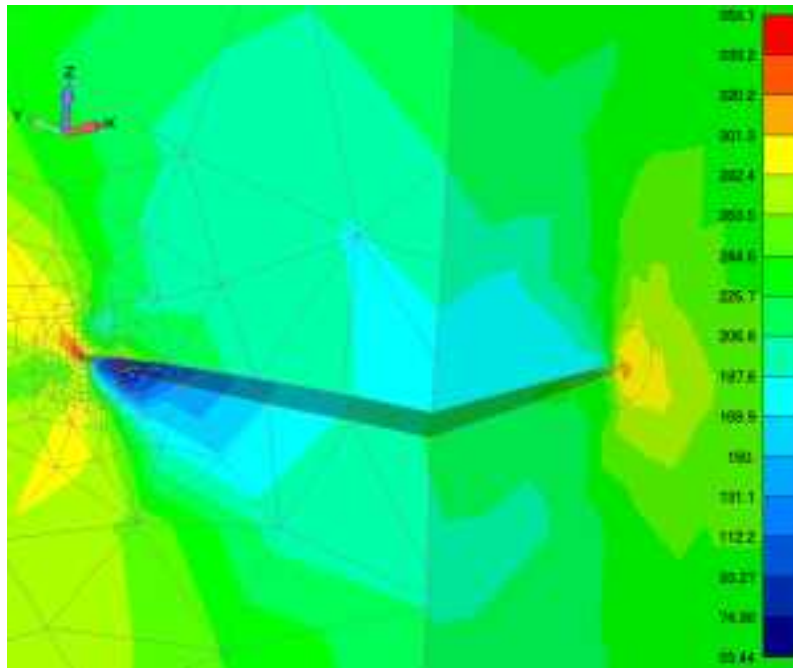


図 4.3.1-31 600[s]の Mises 相当応力[MPa]・変形図(50倍) き裂中央を通る断面

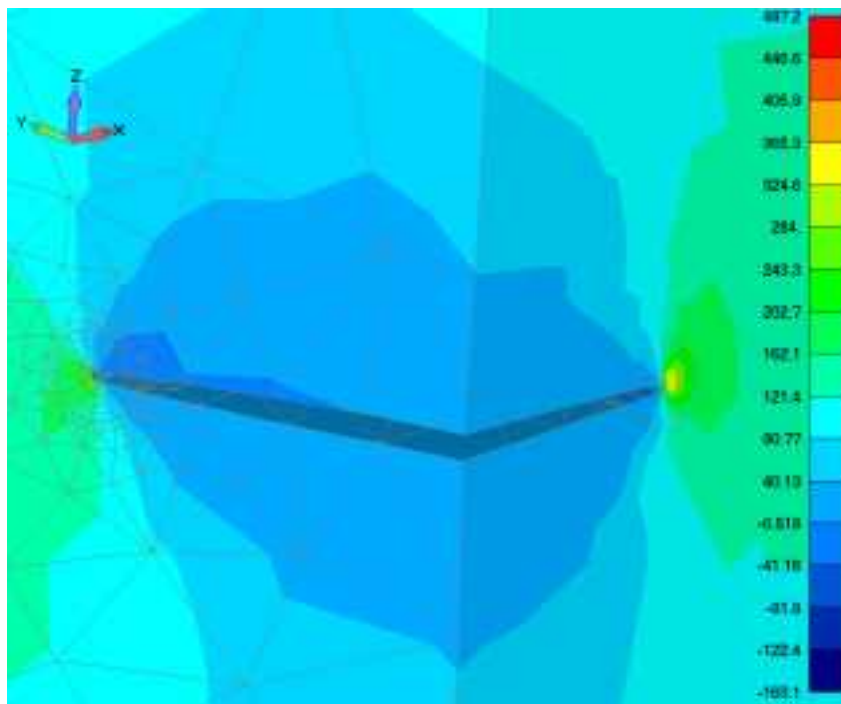


図 4.3.1-32 600[s]の軸方向直応力[MPa]・変形図(50倍) き裂中央を通る断面

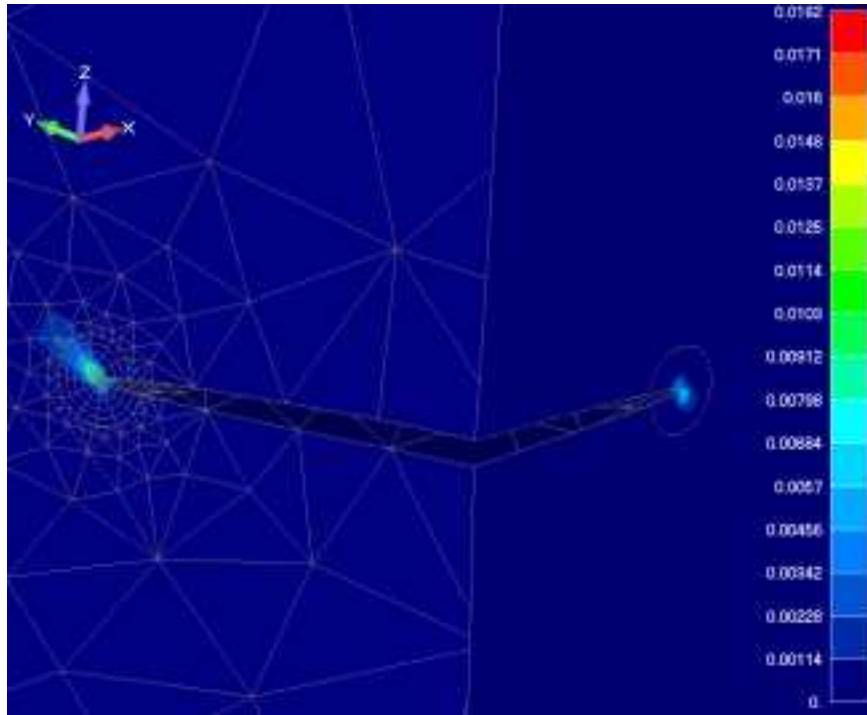


図 4.3.1-33 600[s]の相当塑性歪・変形図(50倍) き裂中央を通る断面

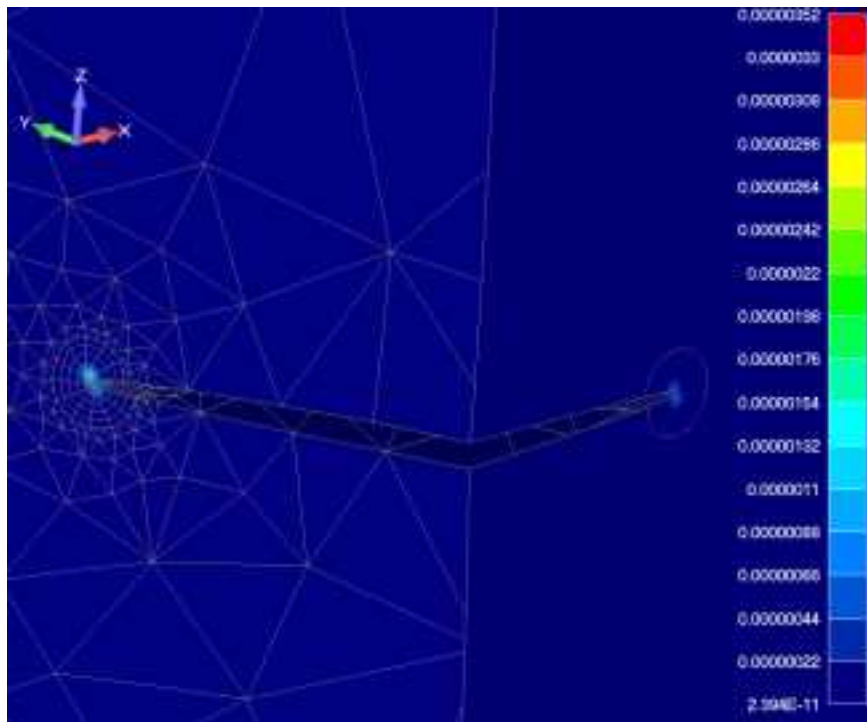


図 4.3.1-34 600[s]の損傷パラメータ ω (要素最大値)・変形図(50倍) き裂中央を通る断面

(6) 下部ヘッドを対象とした試解析のまとめ

計装管貫通部を含む下部ヘッドの形状を模擬した解析モデルを作成し、伝熱解析及び

熱弾塑性クリープ解析に基づく試解析を実施した。デブリの加熱範囲を変えた解析や、経年事象としてき裂を考慮した試解析を行い、シビアアクシデント時の健全性評価における FEM 解析の有用性を示した。

より精度よい解析を行うためには、高温域のクリープ構成則等の材料特性の充実のほか、高温下においてき裂進展挙動を評価する重要性やそのために必要な評価手法の検討が必要である。また、クリープに伴う機器の破損を評価するためには、損傷クライテリアを考慮した解析手法の構築が必要となる。

4.3.2 原子炉容器を対象とした試解析

加圧水型原子炉容器を対象として、シビアアクシデントが発生した際のクリープによる破損挙動を有限要素法 (FEM) を用いた熱弾塑性クリープ解析により評価するための手法整備を目的に、モデルの作成及び試解析を実施した。

(1) モデル

本解析には、汎用有限要素解析ソフト Abaqus ver.6.12 を用いることとし、計算時間の低減を目的に軸対称モデルを適用することとした。本年度作成したモデルを図 4.3.2-1 に示す。解析手法としては、まず伝熱解析により構造物中の温度分布を求めた後、その温度分布を用いて弾塑性クリープ解析を行った。解析に用いた材料特性は、図 4.3.1-3 及び図 4.3.1-4 のとおりである。物性値は全て温度依存性を考慮している。等方硬化則に基づく応力-歪関係を用いた。なお、図 4.3.2-2 に示すノズルが存在する領域については、貫通管が存在することにより剛性が低下することを考慮した材料物性を付与している。クリープ構成則としては、最も簡便な Norton 則を適用した。

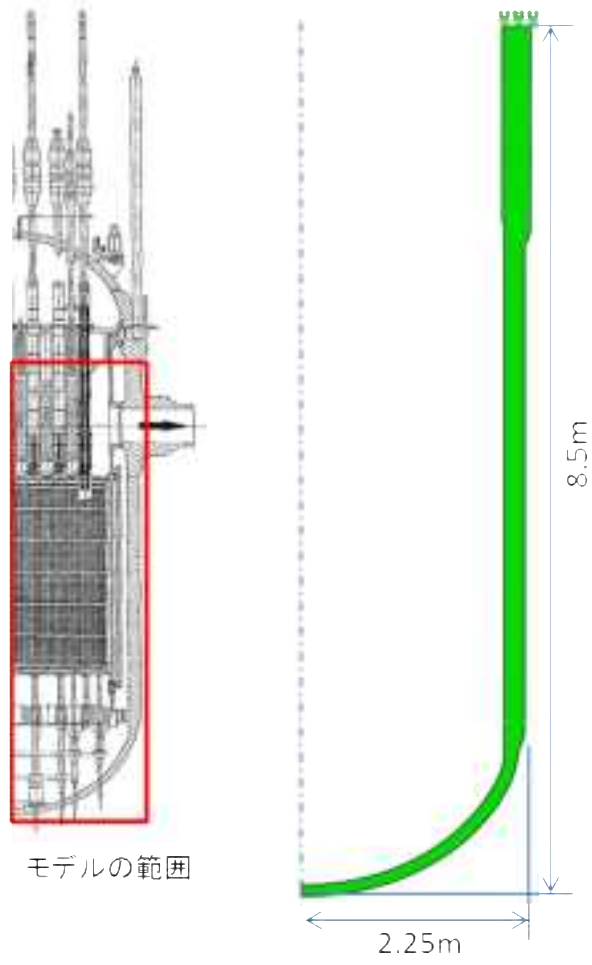


図 4.3.2-1 モデルの概要

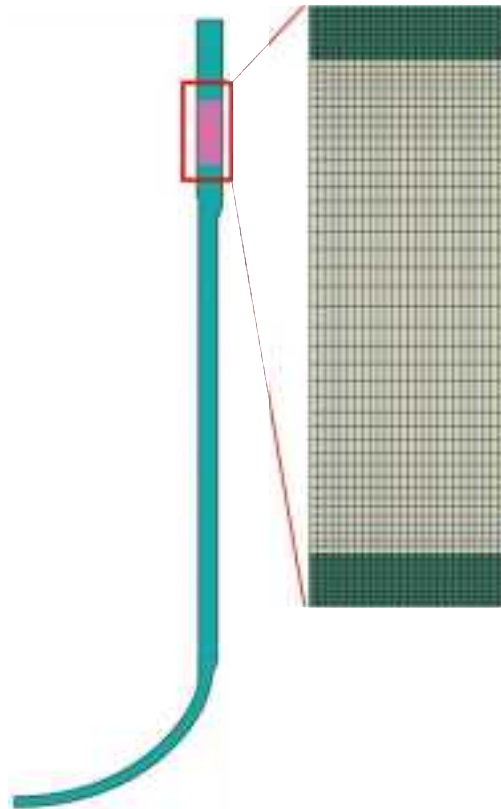


図 4.3.2-2 ノズルが存在する部位(ピンク色)とその領域のメッシュ

(2) 解析条件

(3) 温度・圧力履歴

伝熱解析においては、図 4.3.2-3～図 4.3.2-5 に示す高圧注入系作動の失敗、加圧器逃がし弁の手動開放の失敗、及び大破断 LOCA_再循環機能喪失を対象に、原子力規制庁殿から提供された各部位に対する温度及び圧力履歴データに基づき試解析を行った。炉心領域については、それぞれ燃料被覆管、炉心、燃料最高温度を代表的な温度として用いることとし、ダウンカマのギャップを考慮した熱輻射及び熱伝達により、その領域の熱流束を求めて解析に適用した。それ以外の領域については、図の温度を環境温度とみなし、熱輻射及び熱伝達による熱流束を求めて容器内面に与えた。提供されたデータのなかった加圧器逃がし弁の手動開放の失敗及び大破断 LOCA_再循環機能喪失下部ヘッドに対する温度については、高圧注入系作動の失敗と同じ温度履歴を適用した。なお、大破断 LOCA_再循環機能喪失に関する圧力を図には示していないが、本事象の発生と同時に圧力はゼロに抜けるものと想定して、解析を行っている。

(4) 熱輻射及び熱伝達計算

熱輻射及び熱伝達の算出には、図 4.3.2-3～図 4.3.2-5 に示す温度履歴について、丸のシンボルで示したデータを用いた。データのない位置及び時間帯についてはそれぞれ内

挿補完して解析に適用した。なお、簡便のため定常状態を仮定するとともに、流体圧力の変化は考慮していない。以下に、本紙解析に適用した熱輻射及び熱伝達による熱流束の算出式を示す。

炉心領域部の熱流束は、以下の同軸円筒面及び中空円筒を想定した熱輻射及び熱伝達に関する式を適用した。

$$F_{rad} = \sigma \frac{A_{core}}{A_{surf}} \left\{ \frac{(T_{core}^4 - T_{surf}^4)}{\frac{1}{\varepsilon_{core}} + \frac{A_{core}}{A_{surf}} \left(\frac{1}{\varepsilon_{surf}} - 1 \right)} \right\} \quad (4.3.2-1)$$

$$F_{con} = \frac{T_{core} - T_{surf}}{\frac{1}{2\pi L} \left\{ \frac{1}{H_{core} R_{core}} + \frac{1}{k} \log \left(\frac{R_{surf}}{R_{core}} \right) + \frac{1}{H_{surf} R_{surf}} \right\}} / A_{surf} \quad (4.3.2-2)$$

また、炉心領域部以外の熱流束は、以下の式を適用して求めた。

$$F_{rad} = \sigma \varepsilon_{surf} (T_{core}^4 - T_{surf}^4) / A_{surf} \quad (4.3.2-3)$$

$$F_{con} = H_{surf} (T_{core} - T_{surf}) \quad (4.3.2-4)$$

ここで、 F_{rad} と F_{con} はそれぞれ熱輻射と熱伝達による熱流束である。また、 A 、 R 、 T 、 \square 、 H はそれぞれ面積、半径、温度([K])、放射率、熱伝達率であり、添え字の core と surf はそれぞれ炉心と容器内表面を意味する。また、 \square 及び k はそれぞれステファン・ボルツマン定数(5.67×10^{-8} [W/(m²K⁴)])及び空気の熱伝導率である。

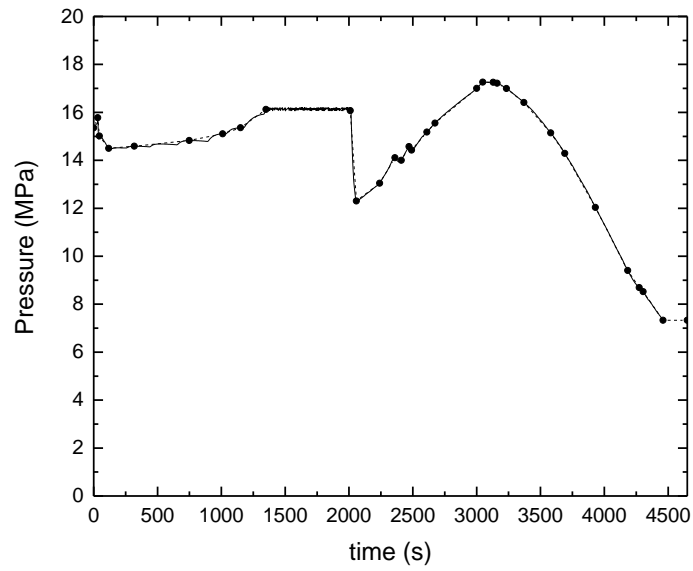
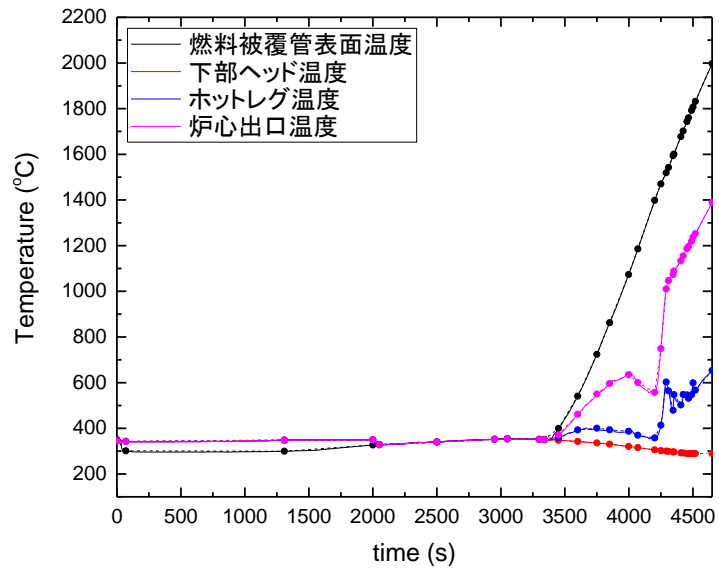


図 4.3.2-3 高圧注入系作動の失敗に関する履歴

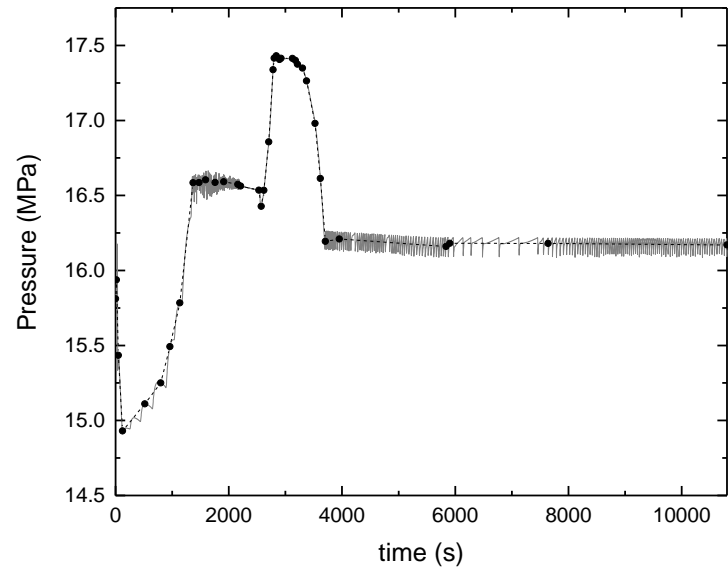
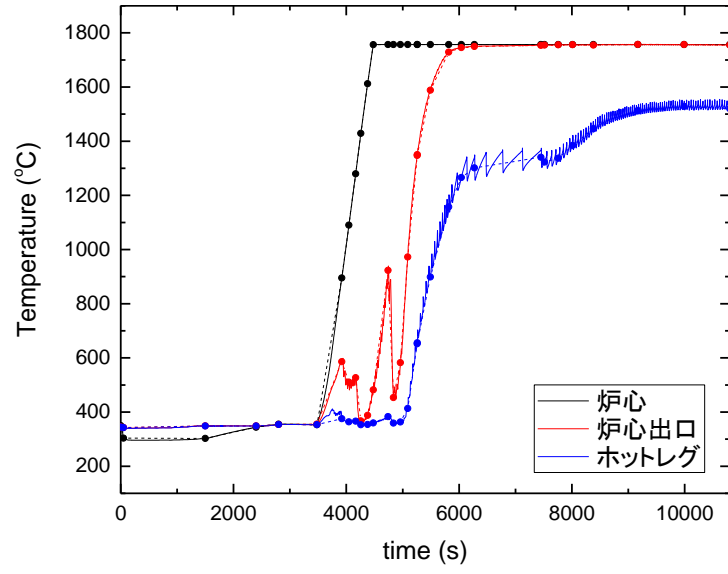


図 4.3.2-4 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗に関する履歴

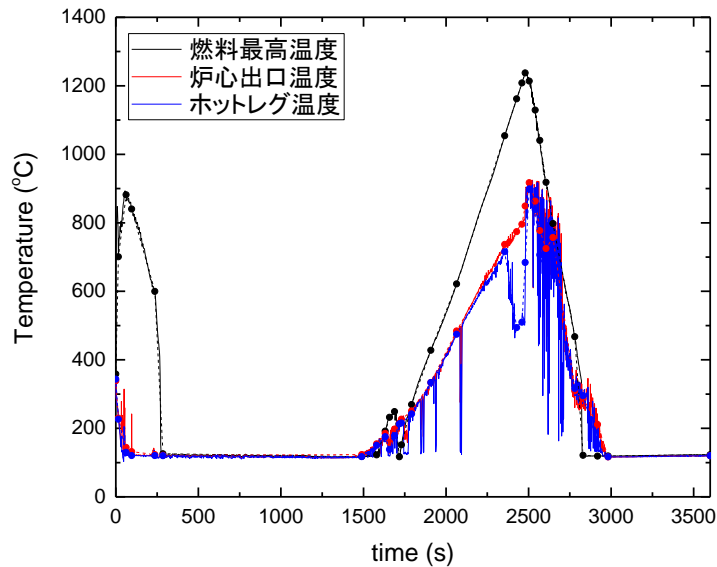


図 4.3.2-5 大破断 LOCA_再循環機能喪失に関する履歴

(5) 解析結果

以下、図 4.3.2-6 に示す位置について、前述の条件を想定して弾塑性クリープ解析を行った結果を示す。

高圧注入系作動の失敗の際の結果について、図 4.3.2-7～図 4.3.2-11 に示す。加熱されると同時に、クリープ歪と塑性歪が発生する。また、軸方向応力と周方向応力は、事象開始直後は内圧により引張応力であり、約 3000 秒から見られる内圧の低下により若干低下した後、容器内面加熱に伴い圧縮応力に転じる。これは、加熱により容器内面近傍が膨張する一方、容器内部の温度は内面に比べて低いことから、その熱応力によるものと考えられる。4000 秒を超えた辺りから、応力は複雑な挙動を呈するが、これはクリープ歪の発生による応力の緩和や塑性歪の発生による硬化の影響と考えられる。両方向の応力がほぼゼロになった時点で、クリープ歪も飽和していることが、これらの図から分かる。これらの結果から、もし容器内面近傍にき裂が存在していたとしても、本事象が容器の破壊の駆動力を与える可能性は低いと考えられる。

加圧器逃がし弁の手動開放の失敗の際の結果について、図 4.3.2-12～図 4.3.2-16 に示す。本ケースは、図 4.3.2-4 に示されるとおり 10000 秒を超える条件であるが、4800 秒前後から解析の時間増分が非常に小さくなったため、5200 秒で計算を打ち切っている。前述のケースと同様、加熱されると同時にクリープ歪と塑性歪が発生するとともに、軸方向応力と周方向応力は引張から減少し、圧縮に転じる。本ケースにおいても、もし容器内面近傍にき裂が存在していたとしても、本事象が容器の破壊の駆動力を与える可能性は低いと考えられる。

大破断 LOCA_再循環機能喪失の際の結果について、図 4.3.2-17～図 4.3.2-21 に示す。炉心中央を除いて、内圧が抜けているにもかかわらず、軸方向応力と周方向応力は若干

引張となっているが、これは運転温度の 290℃を初期条件として解析を行い、図 4.3.2-5 に見られるように炉心及び環境温度が百数十度を推移し、容器内面が冷却されるためである。1500 秒後付近から加熱されるとともに、それらの応力は低下する。2500 秒付近で温度はピークを示し、最も高温になる炉心中央部においては、図 4.3.2-18 に見られるようにクリープが生じる。このクリープにより、軸方向応力と周方向応力はともに緩和する。その後、再び冷却が開始されると両方向の応力は増加するが、クリープにより応力緩和が生じた炉心中央部において、400MPa を超える引張応力が生じていることが分かる。本ケースにおいては、もし容器内面近傍にき裂が存在すると、引張応力が破壊の駆動力になる可能性がある。このことは、シビアアクシデントが発生した後の容器の冷却の方法に注意を要することを示唆している。



図 4.3.2-6 結果の出力位置

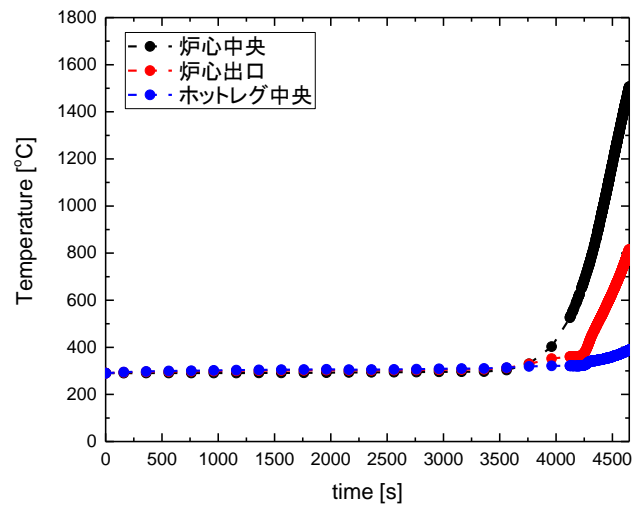


図 4.3.2-7 高圧注入系作動の失敗による温度変化

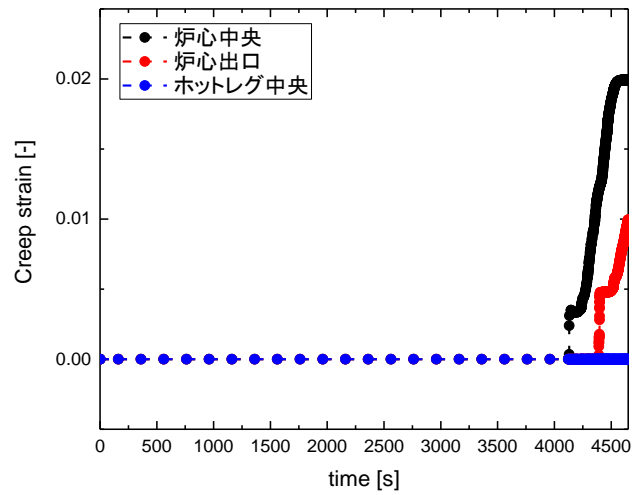


図 4.3.2-8 高圧注入系作動の失敗によるクリープ歪変化

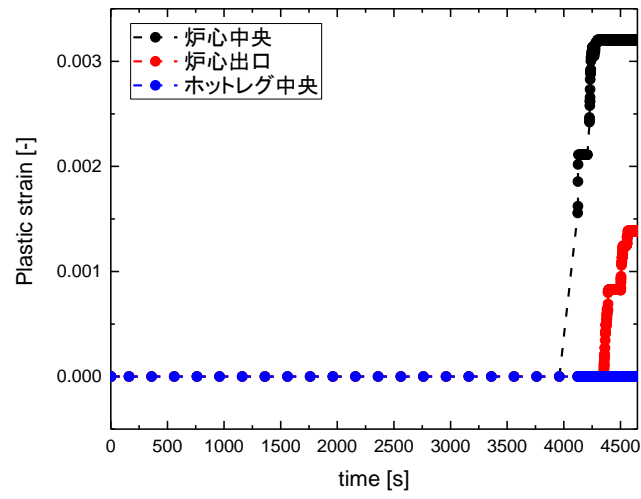


図 4.3.2-9 高圧注入系作動の失敗による塑性歪変化

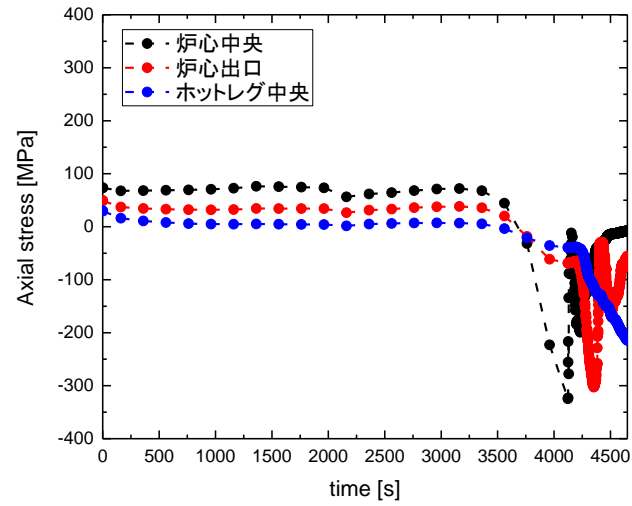


図 4.3.2-10 高圧注入系作動の失敗による軸方向応力変化

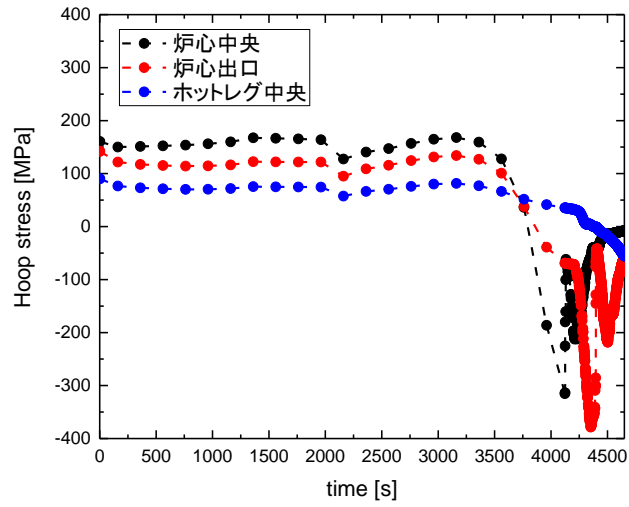


図 4.3.2-11 高圧注入系作動の失敗による周方向応力変化

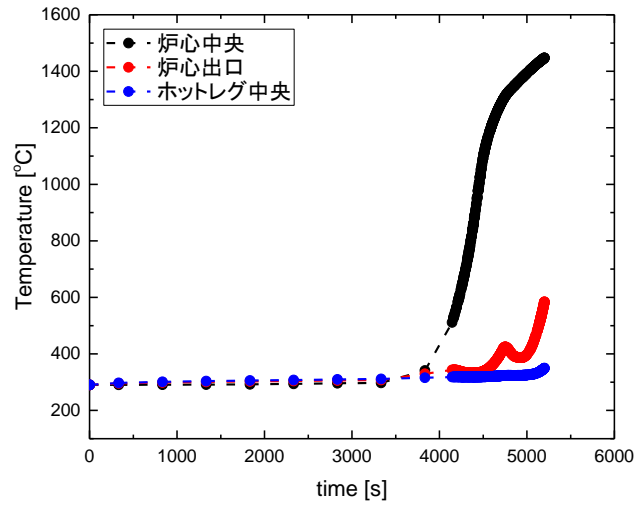


図 4.3.2-12 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による温度変化

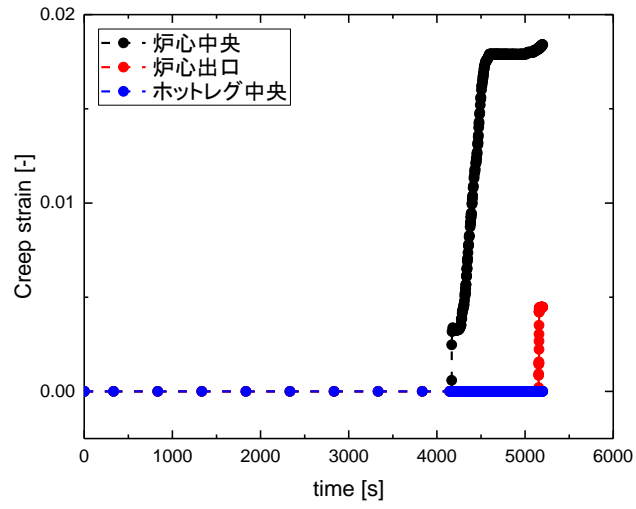


図 4.3.2-13 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗によるクリープ歪変化

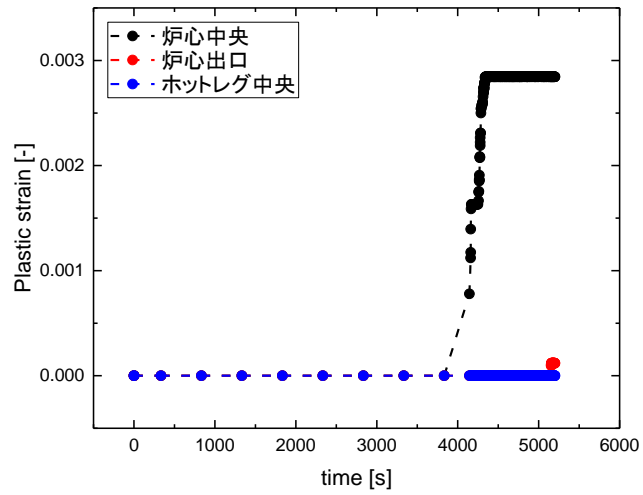


図 4.3.2-14 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による塑性歪変化

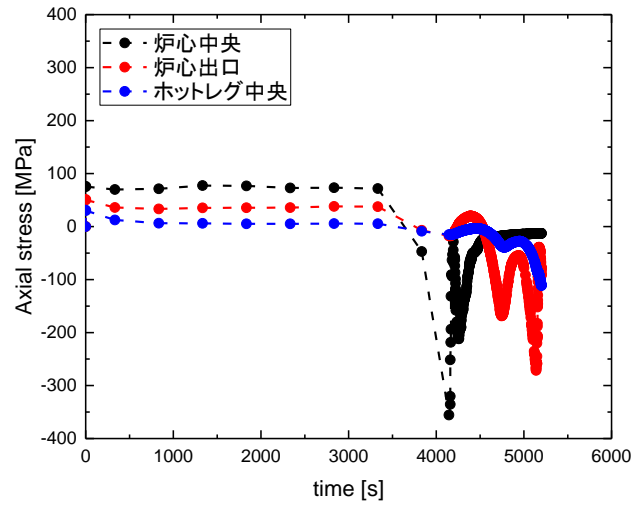


図 4.3.2-15 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による軸方向応力変化

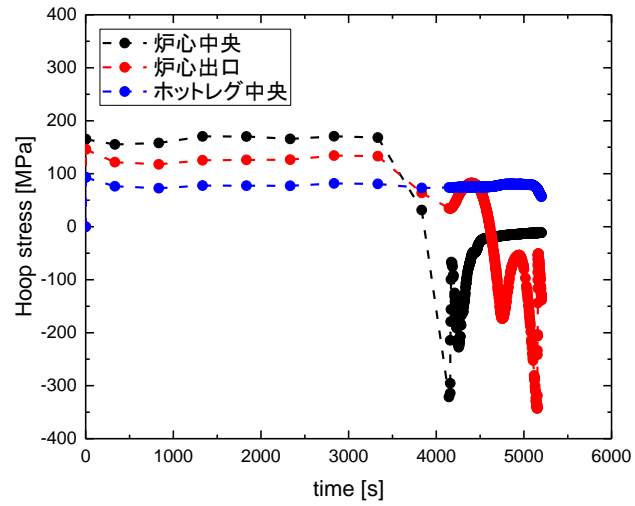


図 4.3.2-16 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による周方向応力変化

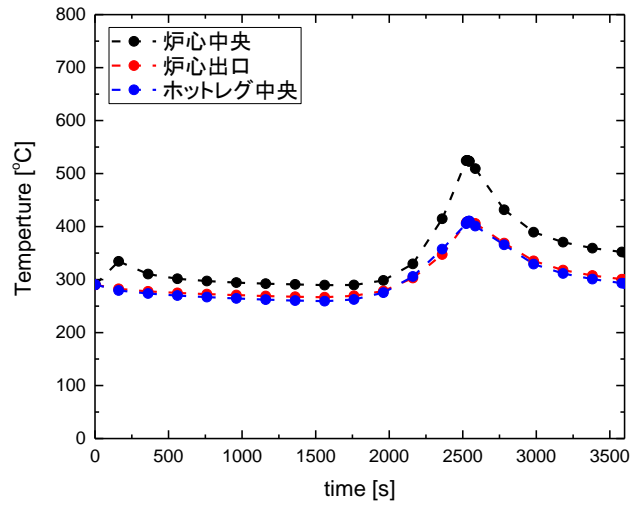


図 4.3.2-17 大破断 LOCA_再循環機能喪失による温度変化

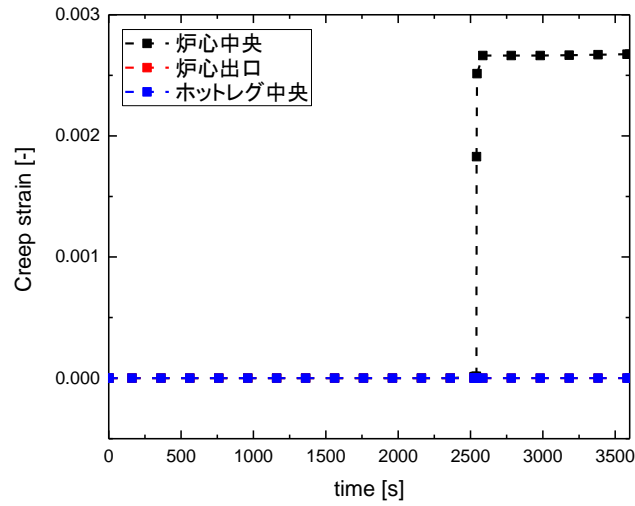


図 4.3.2-18 大破断 LOCA_再循環機能喪失によるクリープ歪変化

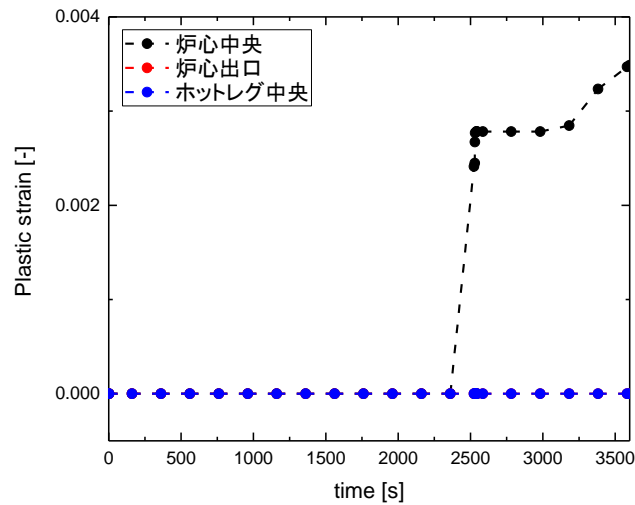


図 4.3.2-19 大破断 LOCA_再循環機能喪失による塑性歪変化

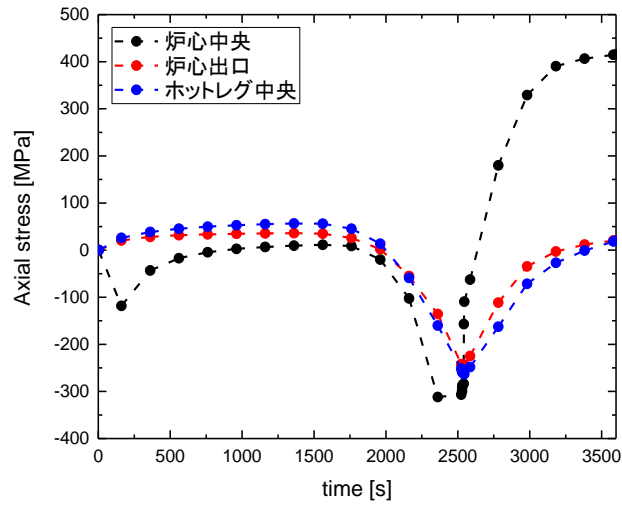


図 4.3.2-20 大破断 LOCA_再循環機能喪失による軸方向応力変化

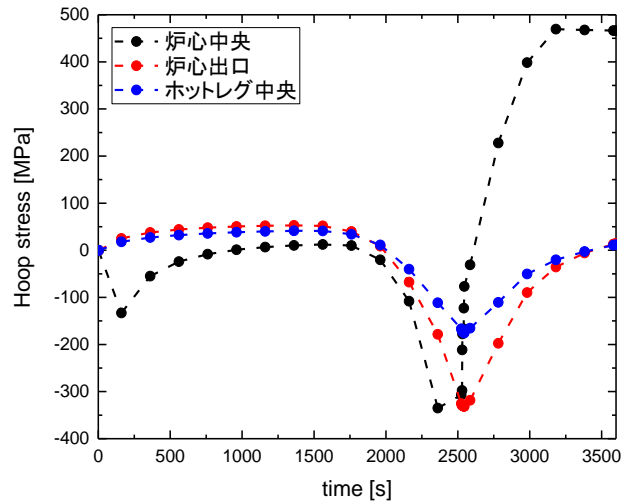


図 4.3.2-21 大破断 LOCA_再循環機能喪失による周方向応力変化

(6) 压力容器を対象とした試解析のまとめ

ホットレグを含む原子炉压力容器の形状を模擬した解析モデルを作成し、伝熱解析及び熱弾塑性クリープ解析に基づく試解析を実施した。想定する事象を変えた試解析を行い、シビアアクシデント時の健全性評価における FEM 解析の有用性を示した。

より精度よい解析を行うためには、高温域のクリープ構成則等の材料特性の充実のほか、高温下においてき裂進展挙動を評価する重要性やそのために必要な評価手法の検討が必要である。また、損傷クライテリアを考慮した解析を構築することにより、クリープに伴う機器の破損挙動についてより詳細な検討が可能になる。

5. まとめ

5.1 本年度の実施項目

5.1.1 原子炉圧力容器に関する調査研究

(1) 健全性評価手法に関わる調査

- ✓ 想定すべき荷重条件に関する調査として、代表的な国内 3 ループ PWR モデルプラントにおける SBLOCA を想定した際に、CFD 解析で必要となる流量等の境界条件の調査を行った。また、より現実的な評価を行うため、モデル形状に関する調査を行い、ダウンコマ部の熱遮蔽体が流況に与える影響について検討した。さらに、CFD 解析結果を用いて、クラッド部の残留応力を考慮した熱応力解析を実施し、応力分布に関する確率論的評価モデルについて検討を行った。
- ✓ 耐圧機能喪失に関する評価法の調査として、照射材に対する K_{Ia} 評価法に関する海外文献を調査し、欧州及び米国のプロジェクトについて整理した。また、 K_{Ia} へのマスターカーブ法の適用性に関する調査のため、国内の原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベースを用いて、 $T-RT_{NDT}$ で整理した場合の分布傾向を調査し、対数正規分布やワイブル分布の妥当性について確認した。さらに、 K_{Ia} カーブの検討のため、調査した照射材の K_{Ia} データを用いて、マスターカーブ法(T_{KIa})をベースにした K_{Ia} カーブ及び関連温度 RT_{NDT} をベースにした K_{Ia} カーブの検討を行った。
- ✓ ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法の調査として、泊 1 号機原子炉容器出口管台、米国 Davis-Besse 原子炉容器上蓋貫通部、米国 STP1 号機原子炉容器下部貫通部における PWSCC 損傷事例を対象として、PASCAL-NP を用いた試解析を実施した。解析結果と実機確認結果は概ね一致したことから PASCAL-NP の有用性を確認した。また、原子炉容器下部貫通部及び原子炉容器管台を対象として残留応力情報分布を調査するとともに、PWSCC に関する最新の研究動向について調査し、PASCAL-NP のインプットデータベースを整備した。

(2) 確率論的評価手法の適用性・標準化に関する調査

- ✓ 確率論的評価手法の適用性に関する調査として、技術文献を中心に、PFM 解析技術の国内外における最新知見の調査を行った。米国では PFM 解析コード FAVOR を活用した成果を、破壊靱性要求 10CFR50.61a に反映しており、台湾においては事業者による研究の一環として、台湾の PWR 型軽水炉の RPV に対する FAVOR を適用した TWCF 評価が行われ、米国の TWCF の基準である 1×10^{-6} 回/炉年を下回る結果が得られている。また、韓国では PWR 型軽水炉の典型的な RPV に対する健全性評価を行うことを目的として、独自の PFM 解析コードを開発し、条件付破壊確率に対する WPS、塑性域補正等に関する感度解析を実施している。さらに、米国においては、最新のデータを含めた破壊靱性及びき裂伝播停止靱性の確率分布モデルの整備が行われている他、仏国では既存の WPS の理論モデルに関する実証を行っている。各国で RPV の健全性評価における PFM 解析コードの活用と、その技術的根拠の確認に

向けた取り組みが継続されている。

RPV の健全性評価において重要で、かつデータが不足しているものの 1 つに、欠陥分布が挙げられる。FAVOR の入力となる欠陥分布データに関する報告書 (NUREG/CR-6817) が改訂され、欠陥分布データの作成手法が改めて整理されるとともに、FAVOR を用いて通常 1 回の PFM 解析を実施する際に使用される 1000 個の欠陥分布データのうち、1 つのサンプルデータが例示された。PASCAL3 の活用事例の 1 つとして、このサンプルデータを使用した場合、及び検査による欠陥密度の減少を想定した場合における TWCF を試算した。

国内では日本電気協会規程 JEAC4206-2007 の改訂に向けて、クラッドを考慮した欠陥形状の設定等、最新知見に基づく見直しが行われており、後述する PASCAL3 の標準的入力データ及び標準的解析手法にその一部を反映した。

このように、国内外の最新動向の調査を行い、必要に応じて PASCAL3 による解析が可能となるよう整備を進めた他、国内の規制基準への適用を念頭において、PASCAL3 の具体的な活用に向けた解析事例を作成した。

- ✓ 確率論的評価手法の標準化に関する調査として、過年度より実施してきた PASCAL3 の標準的入力データ及び標準的解析手法の整備、並びに PASCAL3 の信頼性確認を継続し、破壊靱性分布、き裂伝播停止靱性分布等の一部の項目については最新知見を反映して見直しを行った。また、PASCAL3 を用いて TWCF を算出するために必要となるデータ及び評価手法について、その選定と PFM 解析コードとしての信頼性確認を一通り実施した。また、平成 25 年度に作成した標準的解析要領案について、PFM 解析を行う上でのガイドラインとして活用されることを想定した見直しを行った。具体的には、要求事項と解説の分離、技術的根拠に関する解説の追加、解析コードの信頼性確認方法の追加、PASCAL3 の標準的解析データ及び標準的解析手法の追加等を行った。本標準的解析要領案を参照することにより、RPV を対象とした PFM 解析を行う場合に必要となる情報とその考え方、並びに解析手法が、一通り把握可能なような構成及び内容とした。

(3) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ 標準的解析要領案の見直しと、PASCAL3 の標準的入力データ及び標準的解析手法の整備、PASCAL3 の信頼性確認については、関連する専門家から構成される専門部会において報告を行い、その議論等を踏まえて実施した。今年度を目標としていた、TWCF を計算するための PASCAL3 の標準的入力データ及び標準的解析手法の選定と、PASCAL3 の主要機能の信頼性確認を完了した。
- ✓ 今年度までに選定を行った標準的入力データ及び標準的解析条件を適用して、機能喪失確率評価例とした。また、確率論的手法の適用性の調査と併せて感度解析を実施した。

5.1.2 一次系配管に関する調査研究

(1) 破損確率評価に関する技術調査

- ✓ 一次系配管のき裂及び減肉を対象にした健全性評価において、技術文献等を中心に、PFM 解析技術の国内外における最新動向・最新知見の調査を国内外の PFM 解析コードやプロジェクトを対象に行った。
- ✓ き裂を対象とした PFM 解析コードあるいはプロジェクトについて、xLPR、PRO-LOCA、CASSPAR、PRAISE-CANDU、PEPPER 等を調査した。着目する経年事象は PWSCC、NiSCC、IGSCC、疲労、熱時効等とし、着目する評価手法あるいは評価モデルはき裂発生、き裂進展、応力拡大係数、破壊評価や漏えい評価等とした。PWSCC/NiSCC については、主に xLPR や PRO-LOCA に評価モデルが整備されている。き裂発生については、発生時刻が温度、応力等のパラメータに依存して決定される確率モデルを用いる場合と、発生時刻がワイブル分布に従うと仮定する場合に大別される。ただし、き裂発生に関するデータは限られており、今後データの拡充とともに確率モデルの精度向上が期待される。熱時効については、一般的に靱性が低下することと、検査の適用性を確認する必要があることの観点から、その健全性評価手法の高度化が期待されており、米国では PFM を活用した限界欠陥寸法の提案がなされている。
- ✓ 配管減肉については、減肉率モデルに着目し、物理的な評価式に基づく減肉率モデル及び統計データに基づく減肉モデルに分類した上で調査を行うとともに、PRAISE-CANDU、PEPPER 等の解析コードの解析事例についても調査を行った。また、旧原子力安全・保安院の公開資料による配管減肉に関する計測データ、日本機械学会 BWR 減肉管理技術規格に記載されている減肉データやふげんの配管減肉の実測データ等を対象とした統計処理による分析を踏まえ、配管減肉率を対数正規分布として取り扱うことが適切と判断した。

(2) 解析モデルや解析コードの整備

- ✓ 調査結果及び検討結果を踏まえ、PASCAL-SP に対して SCC によるき裂発生時間を評価するモデル、熱時効による靱性の低下及び引張強度の増加を考慮した材料モデル、PWSCC/NiSCC によるき裂進展速度モデル、貫通き裂の応力拡大係数算出式等を整備した。本事業の機能整備により IGSCC、PWSCC、NiSCC、疲労、熱時効等の経年事象に対する破損確率評価が可能となった。
- ✓ 複雑形状部位に存在するき裂を対象とした PFM 解析コード PASCAL-NP に対して、ハイブリッドモデルによる PWSCC き裂進展速度式、溶接方向き裂に関する解析機能、過渡事象による疲労き裂進展解析モデル、高アスペクト比き裂に対する応力拡大係数算出式等を整備した。
- ✓ 減肉配管の破損確率解析コード PASCAL-EC に対して、国内プラントへの適用を念頭において、実測データを踏まえた減肉率に関する確率論的評価モデルを整備した。

(3) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ BWR 型軽水炉の代表的配管系である PLR 配管を対象に、代表的経年事象である IGSCC によるき裂の存在、及び IGSCC と疲労によるき裂進展を考慮して、PASCAL-SP を用いた機能喪失確率解析事例を整備した。確率論的解析条件については、国内外の最新知見、実機におけるき裂発生事例、学協会規格やこれまでの感度解析やベンチマーク解析結果等を踏まえて設定した。

5.1.3 シビアアクシデント時の圧力バウンダリ機器の健全性評価に関する調査

(1) 既往文献の調査

- ✓ PWR 型軽水炉を中心に、シビアアクシデントにおいて想定すべきシナリオ・荷重条件について文献調査等の既往研究調査を行った。調査結果に基づき、評価を行う場合に不足している材料物性等のデータの有無について整理した。また、クリープによる破損評価手法、損傷クライテリアについても調査を行った。

(2) 解析的検討

- ✓ 温度依存性を有し、三次クリープも考慮可能なクリープ構成則について検討し、一次クリープ、二次クリープ及び三次クリープの変形を対象とする Rabotnov-Kachanov のクリープ則を適用可能とした。また、丸棒試験モデルを対象に Rabotnov-Kachanov 則を使用した大変形弾塑性クリープ解析を行い、Norton-Bairly 則との比較から、三次クリープの変形を評価するために Rabotnov-Kachanov 則は有用であることを確認した。
- ✓ 計装管貫通部を含む下部ヘッドを対象とした解析モデル及びホットレグを含む原子炉容器の解析モデルを作成し、デブリの温度分布や想定する事象を変えた試解析を実施した。
- ✓ 熱弾塑性クリープ解析で引張応力が発生した箇所にき裂を導入した解析を実施し、経年事象としてき裂を考慮した評価が可能であることを示した。

5.2 今後の課題

5.2.1 原子炉圧力容器に関する調査研究

(1) 健全性評価手法に関わる調査

- ✓ 本年度までに整備した熱水力挙動・構造詳細解析手法等について見直しを行い、事故時の現実的な応力分布について三次元的な詳細評価を行うことにより、現行の健全性評価方法における荷重条件の保守性を示し、技術的知見としてとりまとめるとともに、その成果を PASCAL3 を用いた確率論的破壊力学評価の高度化に反映する必要がある。
- ✓ 本年度までに整理した耐圧機能喪失に関する評価法について見直しを行うとともに、き裂伝播停止のメカニズムに関する調査や、 K_{Ia} カーブに関する照射効果を考慮した定量的な検討を行い、技術的知見をとりまとめ、その成果を確率論を含む原子炉圧力容器の健全性評価手法に反映する必要がある。

- ✓ き裂の発生及び進展モデルに関する最新知見の調査を行うとともに、検査モデル、漏えい量算出モデル、及び複数き裂評価モデルを PASCAL-NP に導入し、ホットレグ等に関する損傷事例解析を実施し、原子炉圧力容器全体を対象とした総合的な健全性評価手法の確立に資する必要がある。
- ✓ 平成 27 年度に改定が見込まれる電気技術規定 JEAC4206 について、その妥当性を確認する必要がある。

(2) 確率論的評価手法の適用性・標準化に関する調査

- ✓ 米国の PFM 解析コード (FAVOR) や FAVOR の入力用欠陥分布データ等を含む国内外の最新知見の調査を行うとともに、異なる評価対象部位における TWCF の比較分析等の具体的な活用方策を検討し、PFM 解析の規制基準への適用性に関連する技術的知見を整備する必要がある。
- ✓ 本年度まとめた標準的解析要領案に従った試解析を通じて、現在の要領に課題を明確にし、必要に応じて修正する必要がある。また、これまでに整備した PFM 解析コード PASCAL3 の標準的入力データ及び標準的解析手法について、最新知見を反映した更新を行い、更新に伴う PASCAL3 の機能変更について、信頼性確認を行うことが重要である。

(3) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ 標準的解析要領、PASCAL3 の標準的入力データ及び標準的解析手法を踏まえて、国内プラント原子炉圧力容器モデルに対するき裂進展開始頻度、及びき裂の板厚貫通に対応した耐圧機能喪失頻度に関する代表的評価事例を整備する必要がある。

5.2.2 一次系配管に関する調査研究

(1) 破損確率評価に関する技術調査

- ✓ xLPR (Ver.2 を含む) や CASSPAR 等のプロジェクトや解析コードの調査、及び文献調査を行い、最新知見を収集する必要がある。
- ✓ 調査結果を踏まえ、PFM 解析コード PASCAL-SP、PASCAL-NP 等について、新規に整備すべき機能や項目等を整理することが重要である。

(2) 解析モデルや解析コードの整備

- ✓ 最新知見の調査結果を踏まえて整理した整備すべき機能を PASCAL-SP 及び PASCAL-NP に導入し、配管破損評価等に資する必要がある。
- ✓ 整備すべき機能としては、き裂発生モデル、軸方向き裂に関する解析機能、熱時効に関する解析機能、重み関数法に基づく応力拡大係数、非破壊検査によるき裂検出などが想定される。

(3) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ PWSCC、NiSCC、疲労、熱時効等の代表的な経年事象を対象に、代表的な確率論的解析条件を設定し、代表的解析事例を整備すべきである。

5.2.3 シビアアクシデント時の圧力バウンダリ機器の健全性評価に関する調査

- ✓ シビアアクシデント時の機器の破損挙動に関する評価精度の向上には、特に高温域における材料物性等のデータの拡充や、損傷クライテリアを考慮した解析の構築が重要である。
- ✓ FEMにより経年事象としてき裂を考慮した評価が可能であるが、シビアアクシデント時にき裂が機器の健全性のどのような影響を及ぼすかについては、より詳細な調査が必要である。