

原子力規制庁 御中

平成27年度原子力施設等防災対策等委託費
（高経年化技術評価高度化
（原子炉一次系機器の健全性評価手法の高度化））
事業
成果報告書

平成28年3月

国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構

本報告書は、原子力規制委員会 原子力規制庁の委託事業「平成27年度原子力施設等防災対策等委託費（高経年化技術評価高度化（原子炉一次系機器の健全性評価手法の高度化））事業」により、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が作成し、原子力規制庁へ納品したものです。

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

目 次

1. 概要.....	1-1
2. 原子炉压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
2.2.2 耐圧機能喪失評価法に関する調査.....	2-39
2.2.3 ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法.....	2-82
2.3 確率論的評価手法の適用性に関する調査.....	2-115
2.3.1 最新知見の調査.....	2-115
2.3.2 活用方策の検討.....	2-165
2.4 確率論的評価手法の標準化に関する調査.....	2-183
2.4.1 標準的解析要領.....	2-183
2.4.2 標準的解析手法及び国内モデルデータ.....	2-212
2.4.3 PASCAL3 の信頼性確認.....	2-225
2.4.4 原子炉压力容器健全性研究専門部会.....	2-233
2.5 機能喪失確率評価事例の整備.....	2-234
2.5.1 解析条件.....	2-234
2.5.2 解析結果.....	2-239
2.5.3 主なパラメータの影響.....	2-241
2.6 2章のまとめ.....	2-248
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.....	3-2
3.2.1 対象とする経年事象及び解析コード.....	3-2
3.2.2 PWSCC や疲労等を対象とした PFM 解析コード xLPR v2.0.....	3-4
3.2.3 一次系配管の破損評価のための評価手法及び評価モデル.....	3-9
3.3 PASCAL-SP を対象とした機能整備.....	3-21
3.3.1 PWSCC 亀裂発生に係る確率論的評価モデルの拡充.....	3-21
3.3.2 熱時効に関する機能の改良.....	3-23
3.3.3 軸方向亀裂に関する亀裂評価機能の整備.....	3-24
3.3.4 応力拡大係数算出機能の高度化.....	3-33
3.3.5 非破壊検査による亀裂検出モデルの導入.....	3-36
3.3.6 PASCAL-SP に対するその他の機能整備.....	3-39
3.3.7 整備した PASCAL-SP を用いた事例解析.....	3-41
3.4 PASCAL-NP を対象とした機能整備.....	3-52
3.4.1 軸方向亀裂に関する解析機能.....	3-52
3.4.2 整備した PASCAL-NP を用いた事例解析.....	3-59
3.5 機能喪失確率評価事例の整備.....	3-69
3.5.1 機能喪失解析評価のための代表的解析条件.....	3-69
3.5.2 代表的破損確率解析事例.....	3-110

3.6	3章のまとめ.....	3-118
4.	圧力バウンダリ機器の事故時構造評価に関する調査.....	4-1
4.1	背景と目的.....	4-1
4.2	文献・国内の動向調査.....	4-1
4.2.1	実施内容.....	4-1
4.2.2	調査を踏まえた分析.....	4-51
4.3	解析的検討.....	4-55
4.3.1	概要.....	4-55
4.3.2	COSSAL ベンチマーク解析 (2次元軸対称解析)	4-55
4.3.3	COSSAL ベンチマーク解析 (3次元解析)	4-65
4.3.4	原子炉容器を対象とした解析.....	4-77
4.3.5	経年劣化が SA 時の機器健全性に及ぼす影響に関する検討	4-93
4.4	4章のまとめと今後の課題.....	4-104
5.	まとめ.....	4-1
5.1	本年度の実施項目	4-1
5.1.1	原子炉圧力容器に関する調査研究.....	4-1
5.1.2	一次系配管に関する調査研究.....	4-2
5.1.3	圧力バウンダリ機器の事故時構造評価に関する調査	4-3
5.2	今後の課題.....	4-4
5.2.1	原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究	4-4
5.2.2	一次系配管の確率論的評価手法に関する調査研究	4-5
5.2.3	圧力バウンダリ機器の事故時構造評価に関する調査	4-5

表 一 覧

表 2.2.1-1	熱水力解析条件.....	2-10
表 2.2.2-1	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.....	2-41
表 2.2.2-2	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.....	2-42
表 2.2.2-3	T_{KIa} と材料特性との相関性検討結果.....	2-48
表 2.2.2-4	亀裂伝播停止に関する文献調査対象 (その 1)	2-50
表 2.2.2-5	計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 1)	2-56
表 2.2.2-6	比較標準材の F_a 評価結果.....	2-71
表 2.2.2-7	シャルピー遷移温度を指標とした K_{Ia} 曲線の検討結果.....	2-81
表 2.2.3-1	POD 評価対象の機器の条件.....	2-84
表 2.2.3-2	統計処理結果.....	2-84
表 2.2.3-3	各試験体の亀裂寸法.....	2-89
表 2.2.3-4	各チームの検査条件.....	2-89
表 2.2.3-5	17th ENDEG の文献調査結果.....	2-97
表 2.2.3-6	原子炉容器に対する PASCAL-NP の改良項目とその目的.....	2-99
表 2.2.3-7	ニッケル合金検査モデルの β_1 と β_2 の設定例.....	2-100
表 2.2.3-8	COD_m 及び COD_b を求めるための k_m 及び k_b	2-101
表 2.2.3-9	内部流体の状態と漏えい量算出モデル.....	2-103
表 2.2.3-10	G_c の事前算出ケース.....	2-104
表 2.2.3-11	解析条件 対象管台.....	2-106
表 2.2.3-12	解析条件 運転条件.....	2-107
表 2.2.3-13	解析条件 引張特性.....	2-107
表 2.2.3-14	解析条件 発生時の亀裂寸法.....	2-108
表 2.2.3-15	解析条件 亀裂発生までの時間.....	2-108
表 2.2.3-16	解析条件 PWSCC 亀裂進展速度.....	2-109
表 2.2.3-17	解析条件 疲労亀裂進展速度.....	2-110
表 2.2.3-18	解析条件 負荷応力.....	2-111
表 2.2.3-19	解析条件 疲労亀裂進展解析用応力.....	2-112
表 2.2.3-20	解析条件 非破壊検査.....	2-112
表 2.2.3-21	解析条件 漏えい量評価モデル.....	2-113
表 2.2.3-22	解析条件 破壊評価法.....	2-113
表 2.3.1-1	PTS スクリーニング基準.....	2-120
表 2.3.1-2	各材料の最大残差.....	2-121
表 2.3.1-3	Type D の統計テストに使用する正規化残差の閾値.....	2-122
表 2.3.1-4	米国のプラントにおける Type A の判定.....	2-123
表 2.3.1-5	米国のプラントにおける Type B の判定.....	2-123
表 2.3.1-6	米国のプラントにおける Type D の判定.....	2-124
表 2.3.1-7	溶接部における許容亀裂数.....	2-124
表 2.3.1-8	母材及び鍛造材における許容亀裂数.....	2-125
表 2.3.1-9	ノズル部のパラメータの概要.....	2-128

表 2.3.1-10	解析ケース.....	2-130
表 2.3.1-11	評価対象とするケースと製造条件.....	2-134
表 2.3.1-12	PFM 解析結果.....	2-135
表 2.3.1-13	確率論解析における主な条件.....	2-140
表 2.3.1-14	条件付亀裂進展確率及び条件付亀裂貫通確率に対するブルーム形状の各位置の 影響.....	2-141
表 2.3.1-15	使用した Beaver Valley1 号機の過渡事象の種類.....	2-147
表 2.3.1-16	RPV 炉心領域における脆化に関する特性と中性子照射量.....	2-149
表 2.3.1-17	化学成分に関する様々な組み合わせに対する PFM 解析結果 (54 EFPY) ...	2-150
表 2.3.1-18	P-T 曲線による過渡事象の場合の PFM 解析結果.....	2-153
表 2.3.2-1	解析ケース.....	2-166
表 2.3.2-2	TWCF 基本ケース[回/炉年].....	2-166
表 2.3.2-3	全 TWCF に対する割合 基本ケース[%].....	2-167
表 2.3.2-4	母材の RT_{NDT} 初期値に関する解析条件.....	2-168
表 2.3.2-5	TWCF[回/炉年] 母材の RT_{NDT} 初期値: $-15^{\circ}C$	2-168
表 2.3.2-6	全 TWCF に対する割合[%] 母材の RT_{NDT} 初期値: $-15^{\circ}C$	2-168
表 2.3.2-7	TWCF[回/炉年] 母材の RT_{NDT} 初期値: $-30^{\circ}C$	2-169
表 2.3.2-8	全 TWCF に対する割合[%] 母材の RT_{NDT} 初期値: $-30^{\circ}C$	2-169
表 2.3.2-9	Mc 補正に関する解析条件.....	2-171
表 2.3.2-10	TWCF Mc 補正[回/炉年].....	2-171
表 2.3.2-11	全 TWCF に対する割合 Mc 補正[%].....	2-172
表 2.3.2-12	Khaleel モデルのパラメータの例.....	2-174
表 2.3.2-13	TWCF[回/炉年] Very Good 全領域.....	2-175
表 2.3.2-14	全 TWCF に対する割合[%] Very Good 全領域.....	2-175
表 2.3.2-15	TWCF[回/炉年] Advanced 全領域.....	2-176
表 2.3.2-16	全 TWCF に対する割合[%] Advanced 全領域.....	2-176
表 2.3.2-17	TWCF[回/炉年]Very Good 高照射量領域.....	2-177
表 2.3.2-18	全 TWCF に対する割合[%] Very Good 高照射量領域.....	2-177
表 2.3.2-19	TWCF[回/炉年]Advanced 高照射量領域.....	2-178
表 2.3.2-20	全 TWCF に対する割合[%] Advanced 高照射量領域.....	2-178
表 2.3.2-21	TWCF[回/炉年] (亀裂分布の不確かさを考慮).....	2-181
表 2.3.2-22	全 TWCF に対する割合[%] (亀裂分布の不確かさを考慮).....	2-181
表 2.4.1-1	Beaver Valley UnitI における全 TWCF の評価事例.....	2-202
表 2.4.1-2	PASCAL を用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例.....	2-208
表 2.4.1-3	PASCAL の信頼性確認の項目一覧.....	2-209
表 2.4.1-4	中性子照射量分布の機能に関する信頼性確認の例.....	2-210
表 2.4.1-5	K_{lc} 分布の機能に関する信頼性確認の例.....	2-210
表 2.4.1-6	亀裂進展判定と亀裂種類切り替えに関する信頼性確認の例.....	2-210
表 2.4.1-7	JEAC4201-2007[2013 年追補版]の脆化予測法に関する信頼性確認の例.....	2-211
表 2.4.2-1	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 1).....	2-213
表 2.4.2-2	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 2).....	2-214
表 2.4.2-3	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 3).....	2-215

表 2.4.2-4	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 4)	2-216
表 2.4.2-5	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 5)	2-217
表 2.4.2-6	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 6)	2-218
表 2.4.2-7	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 7)	2-219
表 2.4.2-8	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 8)	2-220
表 2.4.2-9	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 9)	2-221
表 2.4.2-10	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 10)	2-222
表 2.4.2-11	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 11)	2-223
表 2.4.2-12	標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 12)	2-224
表 2.4.3-1	標準的解析手法及び国内モデルデータ、PASCAL の信頼性確認の対象項目	2-225
表 2.5.1-1	PASCAL を用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例	2-237
表 2.5.1-2	確率論計算のケース数	2-238
表 2.5.2-1	TWCF 基本ケース[回/炉年]	2-240
表 2.5.2-2	全 TWCF に対する割合 基本ケース[%]	2-240
表 2.5.3-1	TWCF 表面亀裂なし[回/炉年]	2-242
表 2.5.3-2	全 TWCF に対する割合 表面亀裂なし[%]	2-242
表 2.5.3-3	TWCF SO なし[回/炉年]	2-244
表 2.5.3-4	全 TWCF に対する割合 SO なし[%]	2-244
表 2.5.3-5	TWCF 溶接残留応力なし[回/炉年]	2-246
表 2.5.3-6	全 TWCF に対する割合 溶接残留応力なし[%]	2-246
表 3.2.1-1	一次系配管における経年事象を考慮した代表的 PFM 解析コード	3-4
表 3.2.3-1	軽水炉環境中の炭素鋼及び低合金鋼の疲労試験データの一覧	3-12
表 3.2.3-2	軽水炉環境中のステンレス鋼の疲労試験データの一覧	3-13
表 3.2.3-3	軽水炉環境中のニッケル合金の疲労試験データの一覧	3-14
表 3.2.3-4	周方向亀裂の最大耐用亀裂寸法 (供用状態 A)	3-18
表 3.2.3-5	周方向亀裂の最大耐用亀裂寸法 (供用状態 B)	3-19
表 3.2.3-6	周方向亀裂の最大耐用亀裂寸法 (供用状態 C 及び D)	3-19
表 3.2.3-7	軸方向亀裂の最大耐用亀裂寸法 (供用状態 A、B、C、D)	3-20
表 3.3.1-1	亀裂発生時刻に係るワイブル分布モデルの計算条件	3-22
表 3.3.2-1	改良した J-T 法と従来の J-T 法との計算時間の比較	3-24
表 3.3.3-1	円筒における軸方向貫通亀裂の応力拡大係数解の補正係数	3-27
表 3.3.3-2	軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数の計算条件	3-28
表 3.3.3-3	貫通亀裂の応力拡大係数の計算条件	3-30
表 3.3.3-4	軸方向半楕円亀裂に対する極限荷重評価法の計算条件	3-32
表 3.3.3-5	軸方向貫通亀裂に対する極限荷重評価法の計算条件	3-33
表 3.3.5-1	亀裂検出モデルの確認計算の条件	3-37
表 3.3.5-2	亀裂深さの分布条件	3-38
表 3.3.6-1	PASCAL-SP の破損サンプル条件出力機能の出力例	3-40
表 3.3.7-1	対象配管	3-41
表 3.3.7-2	発生する亀裂寸法の確率分布モデル	3-42
表 3.3.7-3	亀裂発生モデル	3-43
表 3.3.7-4	溶接残留応力	3-44

表 3.3.7-5	疲労亀裂進展解析用応力.....	3-45
表 3.3.7-6	疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数.....	3-45
表 3.3.7-7	NiSCC 進展速度.....	3-46
表 3.3.7-8	疲労亀裂進展速度.....	3-47
表 3.3.7-9	破壊評価手法.....	3-48
表 3.3.7-10	破壊評価用応力.....	3-48
表 3.3.7-11	流動応力.....	3-49
表 3.3.7-12	応力拡大係数.....	3-50
表 3.3.7-13	貫通の判定条件.....	3-50
表 3.4.1-1	極限荷重評価法の検証条件.....	3-56
表 3.4.1-2	極限荷重評価法の検証結果.....	3-56
表 3.4.1-3	J-T 法に基づく破壊評機能の検証条件.....	3-57
表 3.4.1-4	条件 1 における検証結果.....	3-57
表 3.4.1-5	条件 2 における検証結果.....	3-58
表 3.4.2-1	対象配管.....	3-60
表 3.4.2-2	対象亀裂.....	3-61
表 3.4.2-3	PWSCC による亀裂発生モデル.....	3-61
表 3.4.2-4	溶接残留応力.....	3-62
表 3.4.2-5	疲労亀裂進展解析用応力.....	3-63
表 3.4.2-6	疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数.....	3-63
表 3.4.2-7	PWSCC 亀裂進展速度.....	3-64
表 3.4.2-8	疲労亀裂進展速度.....	3-65
表 3.4.2-9	解析条件 破壊評価法.....	3-66
表 3.4.2-10	非破壊検査による亀裂検出モデル.....	3-66
表 3.4.2-11	漏えい量評価モデル.....	3-67
表 3.5.1-1	対象配管.....	3-69
表 3.5.1-2	対象亀裂.....	3-70
表 3.5.1-3	定常運転時の応力.....	3-71
表 3.5.1-4	疲労亀裂進展解析用応力.....	3-72
表 3.5.1-5	疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数.....	3-72
表 3.5.1-6	地震動による応答応力.....	3-72
表 3.5.1-7	疲労亀裂進展速度.....	3-73
表 3.5.1-8	破壊評価手法.....	3-74
表 3.5.1-9	破壊評価用応力.....	3-74
表 3.5.1-10	流動応力.....	3-75
表 3.5.1-11	応力拡大係数.....	3-76
表 3.5.1-12	亀裂貫通の判定条件.....	3-76
表 3.5.1-13	対象配管.....	3-77
表 3.5.1-14	対象亀裂.....	3-78
表 3.5.1-15	初期亀裂の位置.....	3-79
表 3.5.1-16	IGSCC による亀裂の発生モデル.....	3-80
表 3.5.1-17	定常運転時の応力.....	3-81

表 3.5.1-18	溶接残留応力.....	3-81
表 3.5.1-19	疲労亀裂進展解析用応力.....	3-83
表 3.5.1-20	疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数.....	3-83
表 3.5.1-21	地震動による応答応力.....	3-84
表 3.5.1-22	SCC 進展速度.....	3-85
表 3.5.1-23	疲労亀裂進展速度.....	3-86
表 3.5.1-24	破壊評価手法.....	3-86
表 3.5.1-25	破壊評価用応力.....	3-87
表 3.5.1-26	流動応力.....	3-87
表 3.5.1-27	応力拡大係数.....	3-88
表 3.5.1-28	非破壊検査による亀裂の非検出確率モデル.....	3-89
表 3.5.1-29	亀裂貫通の判定条件.....	3-89
表 3.5.1-30	対象配管.....	3-90
表 3.5.1-31	対象亀裂.....	3-91
表 3.5.1-32	定常運転時応力.....	3-92
表 3.5.1-33	溶接残留応力.....	3-92
表 3.5.1-34	疲労亀裂進展解析用応力.....	3-93
表 3.5.1-35	疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数.....	3-93
表 3.5.1-36	地震動による応答応力.....	3-94
表 3.5.1-37	PWSCC 亀裂進展速度.....	3-95
表 3.5.1-38	疲労亀裂進展速度.....	3-95
表 3.5.1-39	破壊評価手法.....	3-96
表 3.5.1-40	破壊評価用応力.....	3-96
表 3.5.1-41	流動応力.....	3-97
表 3.5.1-42	応力拡大係数.....	3-98
表 3.5.1-43	亀裂貫通の判定条件.....	3-98
表 3.5.1-44	対象配管.....	3-99
表 3.5.1-45	対象亀裂.....	3-100
表 3.5.1-46	定常運転時応力.....	3-101
表 3.5.1-47	疲労亀裂進展解析用応力.....	3-101
表 3.5.1-48	疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数.....	3-102
表 3.5.1-49	地震動による応答応力.....	3-102
表 3.5.1-50	疲労亀裂進展速度.....	3-103
表 3.5.1-51	破壊評価法.....	3-104
表 3.5.1-52	破壊評価用応力.....	3-104
表 3.5.1-53	破壊評価用材料定数.....	3-105
表 3.5.1-54	化学成分.....	3-106
表 3.5.1-55	TSS モデルによる材料定数の予測式.....	3-107
表 3.5.1-56	熱時効を考慮した J-R カーブの予測.....	3-108
表 3.5.1-57	応力拡大係数.....	3-109
表 3.5.1-58	亀裂貫通の判定条件.....	3-109
表 4.2.1-1	SA533B1 鋼に対する Ikonen ひずみ速度の係数.....	4-4

表 4.2.1-2	16MND5 鋼に対する温度依存する接戦係数.....	4-5
表 4.2.1-3	16MND5 鋼に対する Kachanov 損傷式の係数	4-6
表 4.2.1-4	SA533B1 鋼に対する破損時間式の係数	4-6
表 4.2.1-5	供試材の比較.....	4-27
表 4.2.1-6	改良 9Cr-1Mo 鋼クリープひずみ式.....	4-31
表 4.2.1-7	Grade 122 鋼におけるクリープひずみ式	4-37
表 4.3.2-1	肉厚の減少量の解析結果と実測値の比較.....	4-62
表 4.3.4-1	構造部の材料.....	4-78

図 一 覧

図 2.2.1-1	熱水力解析対象概念図.....	2-4
図 2.2.1-2	熱水力解析モデル寸法（上方図）.....	2-4
図 2.2.1-3	熱水力解析モデル寸法（ダウンカマ領域の断面図）.....	2-4
図 2.2.1-4	熱水力解析モデルの境界条件.....	2-5
図 2.2.1-5	解析格子図（全体）.....	2-5
図 2.2.1-6	解析格子図（ECCS 配管と低温側配管接続部、表面）.....	2-6
図 2.2.1-7	解析格子図（ダウンカマと低温側配管接続部、上断面図）.....	2-6
図 2.2.1-8	解析格子図（ダウンカマと低温側配管接続部、横断面図）.....	2-7
図 2.2.1-9	解析格子図（低温側配管入口）.....	2-7
図 2.2.1-10	解析格子図（ECCS 配管入口）.....	2-8
図 2.2.1-11	解析格子図（ECCS 配管と低温側配管接続部）.....	2-8
図 2.2.1-12	炉心領域の水平断面図 ³	2-9
図 2.2.1-13	炉心領域部の幾何形状概略図 ³	2-9
図 2.2.1-14	ダウンカマ圧力の時刻歴.....	2-10
図 2.2.1-15	低温側配管及びダウンカマの中央断面の温度分布.....	2-12
図 2.2.1-16	RPV 内表面上の冷却材温度分布.....	2-14
図 2.2.1-17	評価対象位置.....	2-17
図 2.2.1-18	RPV 表面上の冷却材温度の時刻歴の比較.....	2-17
図 2.2.1-19	RPV モデル.....	2-20
図 2.2.1-20	SBLOCA 時の水温及び内圧の時刻歴.....	2-20
図 2.2.1-21	RPV 内表面における温度分布.....	2-21
図 2.2.1-22	RPV 内表面における周方向応力分布.....	2-22
図 2.2.1-23	RPV 内表面における周方向応力分布（残留応力を考慮）.....	2-24
図 2.2.1-24	応力の評価位置.....	2-25
図 2.2.1-25	内表面における周方向応力の時刻歴.....	2-26
図 2.2.1-26	内表面から 15mm の点における周方向応力の時刻歴.....	2-26
図 2.2.1-27	内表面における周方向応力の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）.....	2-27
図 2.2.1-28	内表面から 15mm の点における周方向応力の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）.....	2-27
図 2.2.1-29	内表面における温度の時刻歴.....	2-28
図 2.2.1-30	内表面から 15mm の点における温度の時刻歴.....	2-28
図 2.2.1-31	内表面における温度の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）.....	2-29
図 2.2.1-32	内表面から 15mm の点における温度の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）.....	2-29
図 2.2.1-33	温度及び応力の評価位置.....	2-30
図 2.2.1-34	温度及び応力の評価位置 拡大図.....	2-31
図 2.2.1-35	板厚方向の温度分布のばらつき（周方向位置による違い、500 秒）.....	2-31
図 2.2.1-36	板厚方向の温度分布のばらつき（周方向位置による違い、1100 秒）.....	2-32
図 2.2.1-37	板厚方向の温度分布のばらつき（周方向位置による違い、1600 秒）.....	2-32
図 2.2.1-38	板厚方向の周方向応力分布のばらつき（周方向位置による違い、500 秒）.....	2-33
図 2.2.1-39	板厚方向の周方向応力分布のばらつき（周方向位置による違い、1100 秒）.....	2-34
図 2.2.1-40	板厚方向の周方向応力分布のばらつき（周方向位置による違い、1600 秒）.....	2-34

図 2.2.1-41	周方向応力分布の区間分割と重み関数法による近似.....	2-36
図 2.2.1-42	最深点の応力拡大係数（実線が亀裂想定位置、プロットは評価位置 A 及び B）	2-36
図 2.2.1-43	条件付亀裂進展確率（実線が亀裂想定位置、プロットは評価位置 A 及び B）	2-37
図 2.2.2-1	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と降伏応力の関係.....	2-43
図 2.2.2-2	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と引張強さの関係.....	2-43
図 2.2.2-3	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と伸びの関係.....	2-44
図 2.2.2-4	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と絞りの関係.....	2-44
図 2.2.2-5	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と無延性遷移温度 T_{NDT} の関係.....	2-45
図 2.2.2-6	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と吸収エネルギー41J 遷移温度 T_{r30} の関係.....	2-45
図 2.2.2-7	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と吸収エネルギー68J 遷移温度 T_{r50} の関係.....	2-46
図 2.2.2-8	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と破面遷移温度 T_{rs} の関係.....	2-46
図 2.2.2-9	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と横膨出量 0.9mm 遷移温度 T_{r35M} の関係.....	2-47
図 2.2.2-10	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と上部棚吸収エネルギーUSE の関係.....	2-47
図 2.2.2-11	参照温度 $T_{K_{Ia}}$ と 41J 遷移温度 T_{41J} の関係 ²⁰	2-52
図 2.2.2-12	亀裂伝播停止遷移温度 ${}_{25}T_{K6000}$ と破面遷移温度 ${}_vT_{rs}$ の関係 ²¹	2-53
図 2.2.2-13	ASTM E2298-13a における衝撃力-変位曲線のタイプ並びに衝撃力及び変位の特性値の決定.....	2-67
図 2.2.2-14	ISO14556 における衝撃力-変位曲線のタイプ並びに衝撃力及び変位の特性値の決定.....	2-68
図 2.2.2-15	ISO14556 における衝撃力の特性値の決定.....	2-69
図 2.2.2-16	F_a 算出時の曲線近似範囲検討結果（CV-12）.....	2-70
図 2.2.2-17	F_a と温度との関係.....	2-72
図 2.2.2-18	$T_{K_{Ia}}$ と計装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係 ²⁰	2-72
図 2.2.2-19	$T_{K_{Ia}}$ と計装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係 ²⁶	2-73
図 2.2.2-20	T_0 と $T_{K_{Ia}}$ の関係及び相関式.....	2-76
図 2.2.2-21	ひずみ速度増加が降伏点の上昇に及ぼす影響を表す模式図 ²⁸	2-77
図 2.2.2-22	国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ（ $T-T_{r30}$ による整理）.....	2-78
図 2.2.2-23	国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ（ $T-T_{r50}$ による整理）.....	2-78
図 2.2.2-24	国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ（ $T-T_{r35M}$ による整理）.....	2-79
図 2.2.2-25	国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ（ $T-T_{rs}$ による整理）.....	2-79
図 2.2.2-26	国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果	2-80
図 2.2.3-1	カテゴリ-A の周方向亀裂に対する POD 曲線.....	2-85
図 2.2.3-2	カテゴリ-B1 の周方向亀裂に対する POD 曲線.....	2-86
図 2.2.3-3	カテゴリ-B2 の周方向亀裂に対する POD 曲線.....	2-87
図 2.2.3-4	試験体の模式図 鳥瞰図.....	2-88
図 2.2.3-5	試験体の断面図及び寸法.....	2-88
図 2.2.3-6	亀裂深さに対する POD.....	2-90
図 2.2.3-7	亀裂長さに対する POD.....	2-91
図 2.2.3-8	検査チームごとの指示深さと真の亀裂深さの関係.....	2-91
図 2.2.3-9	検査手法ごとの指示深さと真の亀裂深さの関係.....	2-92
図 2.2.3-10	検査チームごとの指示長さと真の亀裂長さの関係.....	2-92
図 2.2.3-11	検査手法ごとの指示長さと真の亀裂長さの関係.....	2-93

図 2.2.3-12	xLPR v1.0 の亀裂発生モデルのパラメータに対するキャリブレーション結果	2-96
図 2.2.3-13	POD 曲線	2-100
図 2.2.3-14	Moody 及び Henry モデルのプログラム検証	2-105
図 2.2.3-15	原子炉容器出口管台の破損確率解析結果	2-114
図 2.3.1-1	監視試験片データと予測値の相違の 4 つの傾向	2-121
図 2.3.1-2	Type A (左図) 及び Type D (右図) に該当する監視試験データの補正方法の模式図	2-122
図 2.3.1-3	代替 PTS 規則の要求事項に対する推奨手順のフロー図	2-125
図 2.3.1-4	ベイズ更新の概念図	2-126
図 2.3.1-5	ノズルコーナーの亀裂の模式図	2-129
図 2.3.1-6	プラント A の圧力-温度制限	2-129
図 2.3.1-7	プラント B の圧力-温度制限	2-130
図 2.3.1-8	スケーリングファクター	2-131
図 2.3.1-9	未照射材の RT_{NDT}	2-132
図 2.3.1-10	亀裂深さ比 $a/t=0.03$ 、過渡事象を PTS とした場合の解析結果	2-132
図 2.3.1-11	亀裂深さ比 $a/t=0.25$ 、過渡事象を通常起動とした場合の解析結果	2-133
図 2.3.1-12	溶接施工と亀裂個数	2-135
図 2.3.1-13	PFM 解析結果	2-136
図 2.3.1-14	CFD 解析対象	2-138
図 2.3.1-15	MBLOCA 534 秒における RPV 温度分布	2-138
図 2.3.1-16	MBLOCA 534 秒における RPV Mises 相当応力分布	2-139
図 2.3.1-17	表面亀裂の K_I の履歴と ASME の K_{Ic} 曲線	2-139
図 2.3.1-18	FAVOR 及び X-FEM による K_I の比較	2-140
図 2.3.1-19	WPS の一般的な荷重履歴	2-143
図 2.3.1-20	WPS の実証試験において考慮される代表的な荷重履歴の模式図	2-144
図 2.3.1-21	Schematic of WPS loading path and ACE criterion parameters	2-144
図 2.3.1-22	EDF の WPS データベース (全材料) に対する ACE モデルの適用結果	2-145
図 2.3.1-23	EDF の WPS データベース (全材料) に対する ACE モデルの適用結果	2-145
図 2.3.1-24	Beaver Valley1 号機の過渡事象の圧力及び温度履歴(a) CASE 9; (b) CASE 70; (c) CASE 71; (d) CASE 103; (e) CASE 110	2-148
図 2.3.1-25	RPV 炉心領域の模式図	2-149
図 2.3.1-26	過渡事象毎の RT_{NDT} と CPF の関係	2-150
図 2.3.1-27	各過渡事象の TWCF が全 TWCF に占める割合	2-151
図 2.3.1-28	起動時の P-T 曲線	2-153
図 2.3.1-29	現行の ASME の停止時の P-T 曲線による過渡事象を用いた場合の決定論解析結果	2-154
図 2.3.1-30	現行の ASME の起動時の P-T 曲線による過渡事象を用いた場合の決定論解析結果	2-154
図 2.3.1-31	FAVOR で取り扱う亀裂形状の模式図	2-156
図 2.3.1-32	亀裂分布データのサンプル 溶接部	2-157
図 2.3.1-33	亀裂分布データのサンプル 母材部	2-158
図 2.3.1-34	亀裂分布データのサンプル 表面亀裂	2-159

図 2.3.1-35	溶接部の入力ファイル例.....	2-160
図 2.3.1-36	母材部の入力ファイル例.....	2-160
図 2.3.1-37	表面亀裂の入力ファイル例.....	2-160
図 2.3.1-38	溶接部の出力エコーの例.....	2-161
図 2.3.1-39	母材部の出力エコーの例.....	2-162
図 2.3.1-40	表面亀裂の出力エコーの例.....	2-163
図 2.3.1-41	米国代表 4 プラント 内部亀裂の密度 母材部.....	2-164
図 2.3.1-42	米国代表 4 プラント 内部亀裂の密度内部亀裂 溶接部.....	2-164
図 2.3.2-1	母材の RT_{NDT} 初期値の TWCF への影響.....	2-170
図 2.3.2-2	TWCF に寄与する過渡事象の割合の最大中性子照射量による変化.....	2-170
図 2.3.2-3	Mc 補正の考慮の有無による TWCF への影響.....	2-172
図 2.3.2-4	各サブリージョンに対する中性子照射量の割合.....	2-174
図 2.3.2-5	検査による TWCF への影響.....	2-179
図 2.3.2-6	米国代表 4 プラント 内部亀裂の密度 母材部.....	2-180
図 2.3.2-7	米国代表 4 プラント 内部亀裂の密度 溶接部.....	2-180
図 2.3.2-8	亀裂分布の不確かさによる TWCF への影響.....	2-182
図 2.4.1-1	標準的解析要領の枠組み.....	2-183
図 2.4.1-2	標準的解析要領の対象範囲.....	2-184
図 2.4.1-3	破損頻度計算手順の模式図.....	2-202
図 2.4.1-4	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.....	2-203
図 2.4.1-5	小破断 LOCA における冷却材温度及び圧力の時刻歴.....	2-203
図 2.4.1-6	大破断 LOCA における冷却材温度及び圧力の時刻歴.....	2-204
図 2.4.1-7	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.....	2-204
図 2.4.1-8	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.....	2-205
図 2.4.1-9	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.....	2-205
図 2.4.1-10	PASCAL3 の重ね合わせ方の概念.....	2-206
図 2.4.1-11	米国 Oconee Unit1 の RPV 内表面中性子照射量分布の例.....	2-206
図 2.4.1-12	台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例.....	2-207
図 2.4.1-13	米国 3 プラントにおける想定事象の発生頻度.....	2-207
図 2.4.3-1	内圧の考慮の有無による表面亀裂応力拡大係数の比較.....	2-226
図 2.4.3-2	ACE モデルの機能確認用の仮想の過渡事象.....	2-227
図 2.4.3-3	ACE モデルの WPS 効果の機能確認例.....	2-228
図 2.4.3-4	具体的解析事例を対象とした PASCAL の信頼性確認及び結果の分析に関する模式図.....	2-231
図 2.4.3-5	SO130 の応力拡大係数の時刻歴.....	2-232
図 2.5.1-1	クラッド厚さによる温度分布の比較.....	2-235
図 2.5.1-2	クラッド厚さによる応力分布の比較 (72 分時点).....	2-235
図 2.5.1-3	残留応力分布.....	2-238
図 2.5.2-1	基本ケースの TWCF (左図) 及び FCI (右図).....	2-241
図 2.5.3-1	表面亀裂の有無による TWCF への影響.....	2-243
図 2.5.3-2	過渡条件による TWCF への影響.....	2-245

図 2.5.3-3	溶接残留応力による TWCF への影響.....	2-247
図 2.5.3-4	溶接残留応力による FCI への影響.....	2-247
図 3.2.2-1	PWSCC を対象とした軸方向亀裂の進展の模式図	3-7
図 3.2.2-2	xLPR v2.0 の解析例題に使用された周方向応力分布.....	3-7
図 3.2.2-3	xLPR v2.0 の解析例題に使用された軸方向応力分布.....	3-8
図 3.3.1-1	亀裂発生時刻の分布.....	3-22
図 3.3.2-1	J-T 法による破壊評価の概念図	3-23
図 3.3.2-2	PASCAL-SP における J-T 法の評価手順	3-24
図 3.3.3-1	PWSCC を対象とした軸方向亀裂の進展に係る模式図	3-26
図 3.3.3-2	平板における矩形貫通亀裂の模式図.....	3-27
図 3.3.3-3	亀裂最深点における G_0 の検証図 3.3.3-3.....	3-28
図 3.3.3-4	亀裂深さ比に対する応力拡大係数の比較.....	3-29
図 3.3.3-5	補正係数 F_m 及び F_b の検証図 3.3.3-3	3-29
図 3.3.3-6	亀裂半長に対する応力拡大係数の比較.....	3-30
図 3.3.3-7	PASCAL-SP で計算した内圧と Microsoft Excel [®] で計算した値との比較.....	3-32
図 3.3.3-8	PASCAL-SP で計算した内圧と Microsoft Excel [®] で計算した値との比較.....	3-33
図 3.3.4-1	Li らの検証解析で使用された応力分布	3-34
図 3.3.4-2	Li らの検証解析で使用された領域ごとの応力分布	3-35
図 3.3.4-3	Li らの検証解析結果	3-35
図 3.3.4-4	本確認で使用する応力分布.....	3-36
図 3.3.4-5	PASCAL-SP を用いて計算した応力拡大係数.....	3-36
図 3.3.5-1	PASCAL-SP の計算値と Microsoft Excel [®] の計算値及び参考論文 ⁴⁴ 記載値との比較	3-38
図 3.3.5-2	全亀裂と検査後の未検出亀裂.....	3-38
図 3.3.6-1	三次元直交座標上にプロットした乱数.....	3-39
図 3.3.7-1	溶接残留応力分布.....	3-45
図 3.3.7-2	経年事象として NiSCC を考慮した破損確率解析事例	3-51
図 3.4.1-1	軸方向貫通亀裂に対する F_m の検証.....	3-52
図 3.4.1-2	軸方向貫通亀裂に対する F_b の検証	3-53
図 3.4.1-3	J-T 法に基づく破壊評価の模式図	3-55
図 3.4.1-4	極限荷重評価法における流動応力と破断確率の分布	3-56
図 3.4.1-5	複数材料を考慮する貫通亀裂の模式図.....	3-57
図 3.4.2-1	Wolf Creek 原子力発電プラントにおける PWSCC の発生事例.....	3-59
図 3.4.2-2	溶接残留応力分布.....	3-62
図 3.4.2-3	PWSCC 亀裂進展速度線図	3-65
図 3.4.2-4	加圧器逃がし弁用管台の累積漏えい確率及び破断確率に関する解析結果	3-68
図 3.5.1-1	内表面亀裂の進展の模式図.....	3-79
図 3.5.1-2	溶接残留応力分布 300A.....	3-82
図 3.5.1-3	溶接残留応力分布 400A.....	3-82
図 3.5.1-4	溶接残留応力分布.....	3-93
図 3.5.2-1	経年事象による亀裂の進展及び地震による亀裂の進展	3-111
図 3.5.2-2	経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例 100A	3-111

図 3.5.2-3	経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例 300A	3-112
図 3.5.2-4	経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例 500A	3-112
図 3.5.2-5	経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 300A 初期亀裂	3-114
図 3.5.2-6	経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 400A 初期亀裂	3-114
図 3.5.2-7	経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 300A 発生亀裂	3-115
図 3.5.2-8	経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 400A 発生亀裂	3-115
図 3.5.2-9	経年事象として PWSCC を考慮した破損確率解析事例	3-116
図 3.5.2-10	経年事象として熱時効を考慮した破損確率解析事例	3-117
図 4.2.1-1	OLHF 材料試験片、LHF 材料試験片及び外部の SA533B1 鋼データベースにおける LMP の比較	4-7
図 4.2.1-2	LHF 試験に対する LMP による損傷計算値	4-8
図 4.2.1-3	LMP による予測寿命と観測された寿命 (非線形的な変形を開始してからの時間) の関係	4-9
図 4.2.1-4	OLHF-1 の寿命予測機能に基づいた損傷関数	4-11
図 4.2.1-5	OLHF-1 の極限損傷ひずみ基準に基づいた損傷関数	4-11
図 4.2.1-6	OLHF-1 の Kachanov 損傷に基づいた損傷関数	4-12
図 4.2.1-7	OLHF-1 の Considere 基準に基づいた破壊	4-12
図 4.2.1-8	OLHF-1 の極限損傷ひずみ基準に基づいた損傷 (式 (4.2.1-2))	4-13
図 4.2.1-9	LMP 及び寿命基準を用いた計算と計測による破損時間の比較	4-13
図 4.2.1-10	予測と試験の破損時間の相関	4-14
図 4.2.1-11	$\theta=90^\circ$ 、 $\phi=0^\circ$ の内壁の相当応力	4-15
図 4.2.1-12	$\theta=90^\circ$ 、 $\phi=0^\circ$ の外壁の相当応力	4-15
図 4.2.1-13	破壊した緯度位置の計算された板厚	4-16
図 4.2.1-14	経線 $\phi=0^\circ$ 及び緯度 70° における温度分布	4-17
図 4.2.1-15	非対称平面 (0° - 180°) の容器外形	4-18
図 4.2.1-16	容器中心の要素の相当応力	4-19
図 4.2.1-17	容器中心の要素の相当塑性ひずみ	4-19
図 4.2.1-18	相当応力コンター	4-20
図 4.2.1-19	経線に沿った厚さ分布	4-21
図 4.2.1-20	亀裂先端の座標系	4-23
図 4.2.1-21	母材の C^* - da/dt 関係の比較	4-29
図 4.2.1-22	母材の C^* - $C^*/(da/dt)$ 関係の比較	4-29
図 4.2.1-23	母材の $C^*\exp(Q/RT)$ - $C^*/(da/dt)$ 関係の比較	4-30
図 4.2.1-24	母材の $C^*\{\exp(Q/RT)\}^{0.366}(da/dt)$ 関係の比較	4-30
図 4.2.1-25	有限要素モデル	4-32
図 4.2.1-26	亀裂進展に伴う非弾性ひずみエネルギーの変化	4-33
図 4.2.1-27	亀裂進展に伴う応力 3 軸度係数の変化	4-33
図 4.2.1-28	亀裂進展に伴う χ の変化	4-34
図 4.2.1-29	母材試験における $W_{\exp}(Q/RT)$ と W_f の関係	4-35
図 4.2.1-30	統一モデルと試験データの比較 (母材)	4-36
図 4.2.1-31	実測クリープ変形と予測結果の比較 (Grade 122、 650°C)	4-37
図 4.2.1-32	平滑試験片と切欠き試験片のクリープ破損寿命の比較 (Grade91)	4-38

図 4.2.1-33	破損までのひずみエネルギー密度のモデル化 (Grade91)	4-39
図 4.2.1-34	予測寿命と実験による破損寿命の比較	4-40
図 4.2.1-35	BWR 下部ヘッドにおける炉心溶融プールの熱伝導解析に係る技術的技術的アプローチ	4-41
図 4.2.1-36	3次元モデル (a) 及び2次元モデル (b) で求めたクリープひずみ分布の比較	4-43
図 4.2.1-37	3次元モデル及び2次元モデルで求めた下部ヘッド中心の変形量の比較	4-44
図 4.2.1-38	実験と Norton 則を用いた解析によるクリープひずみ曲線の比較	4-45
図 4.2.1-39	Considered、ひずみ、LMP 及び Kachanov 損傷基準による解析結果と実験による破損時間の比較	4-46
図 4.2.1-40	多軸クリープ試験の外観	4-47
図 4.2.1-41	多軸クリープ試験の試験結果及び解析結果の比較	4-48
図 4.2.1-42	構造解析に用いた解析モデル	4-49
図 4.2.1-43	LMP 基準で求められた損傷部位	4-50
図 4.2.1-44	COSSAL で対象としている試験体	4-51
図 4.2.2-1	修正 J 積分 (クリープ J 積分) の定義	4-52
図 4.2.2-2	ステンレス鋼のクリープ亀裂伝播特性	4-53
図 4.3.2-1	COSSAL ベンチマーク解析の対象となった試験体形状	4-56
図 4.3.2-2	COSSAL ベンチマーク解析のための 2 次元軸対称モデル	4-56
図 4.3.2-3	COSSAL ベンチマーク解析に用いたヤング率	4-57
図 4.3.2-4	COSSAL ベンチマーク解析に用いた降伏後の応力-ひずみ線図	4-58
図 4.3.2-5	COSSAL ベンチマーク解析に用いた線膨張係数	4-58
図 4.3.2-6	KR 則の係数の妥当性確認	4-59
図 4.3.2-7	COSSAL ベンチマーク解析に用いた圧力履歴	4-59
図 4.3.2-8	COSSAL ベンチマーク解析に用いた温度履歴 (試験体中央)	4-60
図 4.3.2-9	COSSAL ベンチマーク解析に用いた温度履歴 (試験体中央以外の部位)	4-60
図 4.3.2-10	径方向変位の解析結果と実測値の比較	4-61
図 4.3.2-11	軸方向の伸びの解析結果と実測の平均値の比較	4-62
図 4.3.2-12	損傷パラメータと試験における破損位置の比較	4-63
図 4.3.2-13	試験体中央における温度分布	4-64
図 4.3.2-14	試験体中央における径方向変位の分布	4-64
図 4.3.2-15	試験体中央から下方 1050mm の位置における径方向変位の分布	4-65
図 4.3.2-16	軸方向の伸びの解析結果と実測値 (方位別)	4-65
図 4.3.3-1	試験体の拘束状況	4-66
図 4.3.3-2	3次元モデルの形状及び境界条件	4-67
図 4.3.3-3	3次元モデルにおけるメッシュ分割	4-68
図 4.3.3-4	損傷パラメータ分布 (12,100 秒)	4-69
図 4.3.3-5	3次元モデルの荷重条件	4-70
図 4.3.3-6	2次元軸対称及び3次元モデルにおける温度分布の比較	4-72
図 4.3.3-7	3次元モデルの相当応力及び変形 (12,700 秒、変形倍率=2)	4-73
図 4.3.3-8	損傷パラメータの分布と試験体における破損位置の比較 (12,140 秒、-191.1 mm 付近)	4-74
図 4.3.3-9	破損位置付近の節点の半径方向変位 (12,140 秒)	4-75

図 4.3.3-10	3次元解析で得られた軸方向伸び（約200～200の区間）	4-76
図 4.3.4-1	モデルの概要	4-77
図 4.3.4-2	ノズルが存在する部位（ピンク色）とその領域のメッシュ	4-78
図 4.3.4-3	伝熱解析に用いた物性値	4-79
図 4.3.4-4	構造解析に用いた物性値	4-79
図 4.3.4-5	高圧注入系作動の失敗に関する履歴	4-82
図 4.3.4-6	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗に関する履歴	4-83
図 4.3.4-7	高圧注入作動の失敗における相当応力分布（4650秒、変形倍率10倍）	4-84
図 4.3.4-8	高圧注入作動の失敗における相当塑性ひずみ（4650秒、変形倍率10倍）	4-84
図 4.3.4-9	高圧注入作動の失敗における相当クリープひずみ（4650秒、変形倍率10倍）	4-85
図 4.3.4-10	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗における相当応力分布（5460秒、変形倍率10倍）	4-86
図 4.3.4-11	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗における相当塑性ひずみ（5460秒、変形倍率10倍）	4-87
図 4.3.4-12	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗における相当クリープひずみ（5460秒、変形倍率10倍）	4-87
図 4.3.4-13	結果の出力位置	4-89
図 4.3.4-14	高圧注入系作動の失敗による温度変化	4-89
図 4.3.4-15	高圧注入系作動の失敗による相当塑性ひずみ変化	4-90
図 4.3.4-16	高圧注入系作動の失敗による相当クリープひずみ変化	4-90
図 4.3.4-17	高圧注入系作動の失敗による軸方向応力変化	4-90
図 4.3.4-18	高圧注入系作動の失敗による周方向応力変化	4-91
図 4.3.4-19	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による温度変化	4-91
図 4.3.4-20	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による相当塑性ひずみ変化	4-91
図 4.3.4-21	加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による相当クリープひずみ変化	4-92
図 4.3.4-22	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	4-92
図 4.3.4-23	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	4-92
図 4.3.5-1	解析モデルのメッシュ図	4-94
図 4.3.5-2	計装管と炉心溶融プール（緑色の熱伝達境界の領域に相当）の位置関係	4-95
図 4.3.5-3	伝熱解析の境界条件	4-96
図 4.3.5-4	熱応力解析の境界条件	4-97
図 4.3.5-5	計算開始2,000秒後の温度分布（K）	4-97
図 4.3.5-6	計算開始600秒後の径方向クリープひずみ（変形倍率50倍）	4-99
図 4.3.5-7	計算開始600秒後の損傷パラメータ	4-100
図 4.3.5-8	計算開始1,500秒後の損傷パラメータ	4-100
図 4.3.5-9	Finas/Crackにより作成した亀裂	4-102
図 4.3.5-10	亀裂周辺メッシュ	4-103
図 4.3.5-11	亀裂前縁のJ積分値	4-103

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、経年プラントの原子炉圧力容器及び一次系配管について、考慮すべき経年劣化事象を整理し、機能喪失確率評価手法を整備した。また、経年プラントを対象とした圧力バウンダリ機器の事故時構造評価手法を調査した。

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：旧経済産業省原子力安全・保安院）においては、関連温度の予測法の信頼性向上や、加圧熱衝撃（Pressurized Thermal Shock、以下「PTS」という。）の評価に対する国際的な整合性に留意した最新知見の反映が望ましいとされている。

また、現行の規制基準における原子炉圧力容器（Reactor Pressure Vessel、以下「RPV」という。）に対する健全性評価方法は、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。

このため本事業では、高経年化技術評価に関わる RPV の健全性評価手法について、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、RPV 全体を対象とする総合的な健全性評価手法の確立を目指して、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する。

さらに、高経年化技術評価に関わる RPV の健全性評価手法について、確率論的手法の適用が進むことを念頭に、確率論的破壊力学（Probabilistic Fracture Mechanics、以下「PFM」という。）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。また、亀裂貫通頻度（Through-Wall Cracking Frequency、以下「TWCF」という。）計算のための標準的解析要領を策定するとともに、標準的解析手法及び国内モデルデータを整備する。

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、低温水の広がりや 3 次元的可能性が示唆されており、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、平成 26 年度までに整備した熱水力および構造詳細解析手法を改良し、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。）を想定した荷重条件を評価した。解析結果と現行の評価手法との比較を行うことにより、現行の評価手法の保守性や残留応力の重要性を確認した。また、得られた応力分布を用いて、亀裂存在位置の違いによる条件付亀裂貫通確率への影響を確認した。

(1) 熱水力解析

1) 概要

PTS 事象における熱応力の算出には、RPV 表面の冷却水の温度分布が非常に重要な因子である。現行の規制基準における RPV に対する健全性評価方法は、日本電気協会規程¹に準拠しており、1 次元の熱水力解析により RPV 内を流下する冷却材の温度分布が算出されている。一方、3 次元の影響を考慮すると、密度差により配管上部が高温で下部が低温となる温度成層の状態が形成（以下「温度成層化」という。）される影響等により、低温の ECCS 水が低温側配管内の冷却水と十分に混合せずに RPV に到達する現象が報告されており²、詳細な解析により現行の評価手法の保守性を再評価する必要があると考えられる。こうした背景を踏まえ、本節では、現実的な過渡条件及び解析体系を用いた 3 次元 CFD 解析により、RPV 表面付近の冷却材の挙動を求めた。本節で算出した RPV 表面の冷却材温度、圧力及び熱伝達係数を 2.2.1(2)以降の熱応力解析の入力条件として使用する。解析対象は、2.4.2 節で述べる国内モデルデータと同等の代表的な 3 ループ PWR 体系を選定した。また、温度成層化が顕著な事象として、過渡事象は SBLOCA を選定した。

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 The ROSA-V Group，“Rosa-V Large scale Test Facility (LSTF) System Description for the Third and Fourth Simulated Fuel Assemblies”，JAERI-Tech 2003-037，(2003).

2) モデル形状

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 内面とコアバレル外面により囲まれたダウンカマ部分とした。体系の対称性を考慮し、RPV の周方向 120 度、すなわち低温側配管 1 本を含む 1 ループ分をモデル化し、その周方向境界を周期境界条件とした。RPV の上下方向に関して、炉心領域の流れに影響を与えない程度に十分な高さまでモデル化することとした。解析対象の概念図を、図 2.2.1-1 に示す。

本解析に用いたモデルを図 2.2.1-2 から図 2.2.1-11 に示す。低温側配管入口及び ECCS 注入口は流入境界とした。解析体系の上端は固定壁条件とし、下端は自由流出境界とした。ダウンカマ領域内には、図 2.2.1-3 に示すように熱遮蔽体を設定した。熱遮蔽体のモデル化における設定根拠³を図 2.2.1-12 及び図 2.2.1-13 に示す。

³ I.Remec, F.B.K.Kam, “H. B. ROBINSON-2 PRESSURE VESSEL BENCHMARK”, NUREG/CR-6453, ORNL/TM-13204, (1996)

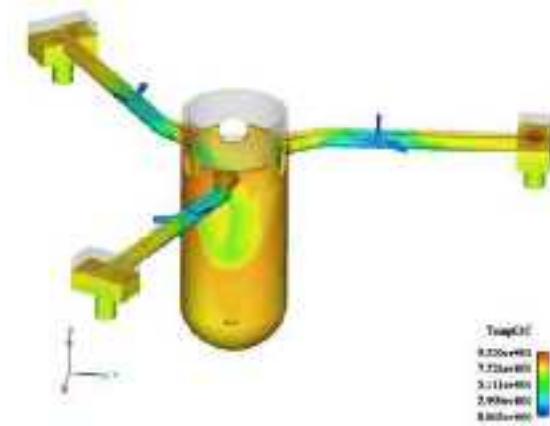


図 2.2.1-1 熱水力解析対象概念図

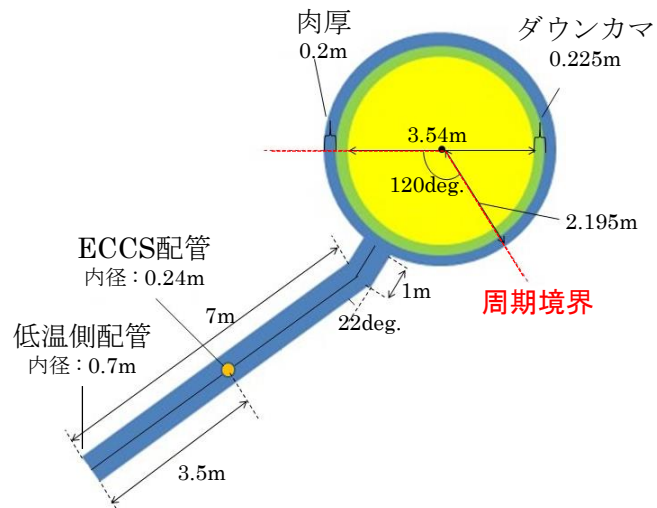


図 2.2.1-2 熱水力解析モデル寸法（上方図）

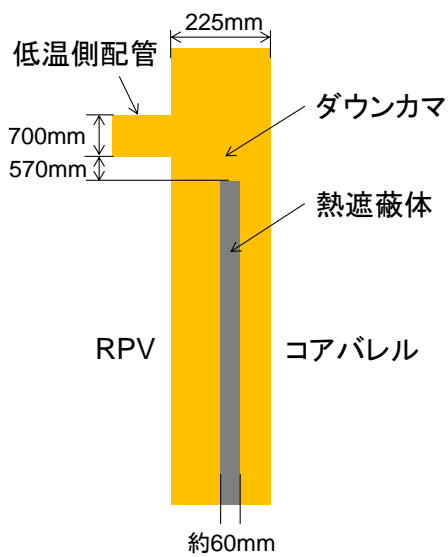


図 2.2.1-3 熱水力解析モデル寸法（ダウンカマ領域の断面図）

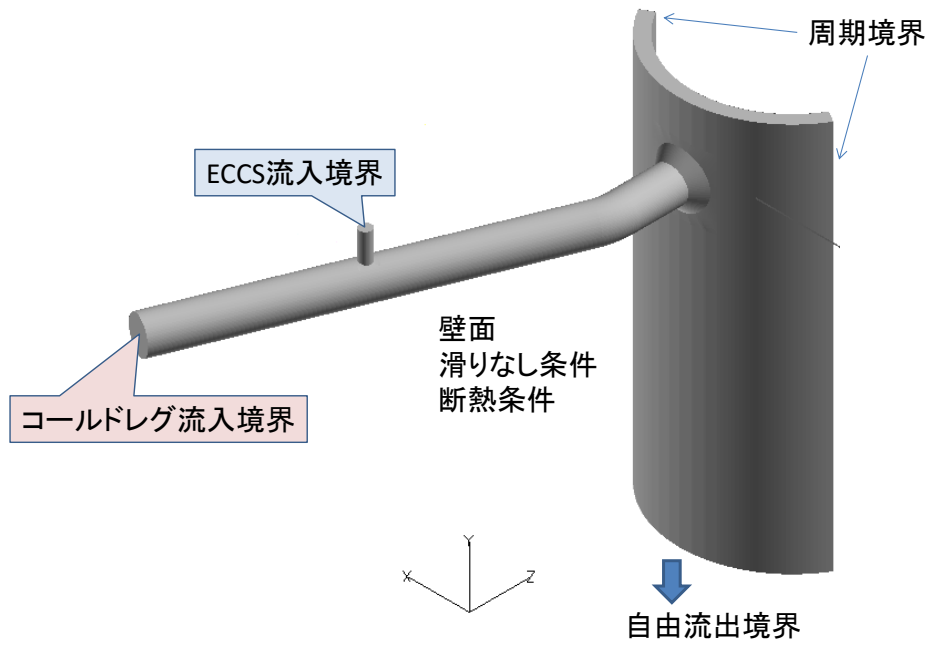


図 2.2.1-4 熱水力解析モデルの境界条件

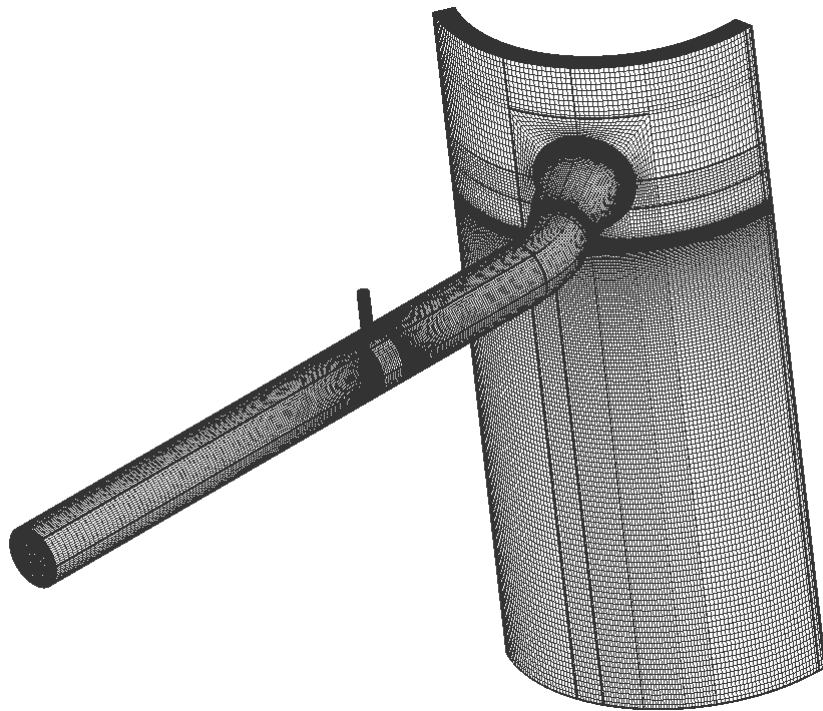


図 2.2.1-5 解析格子図（全体）

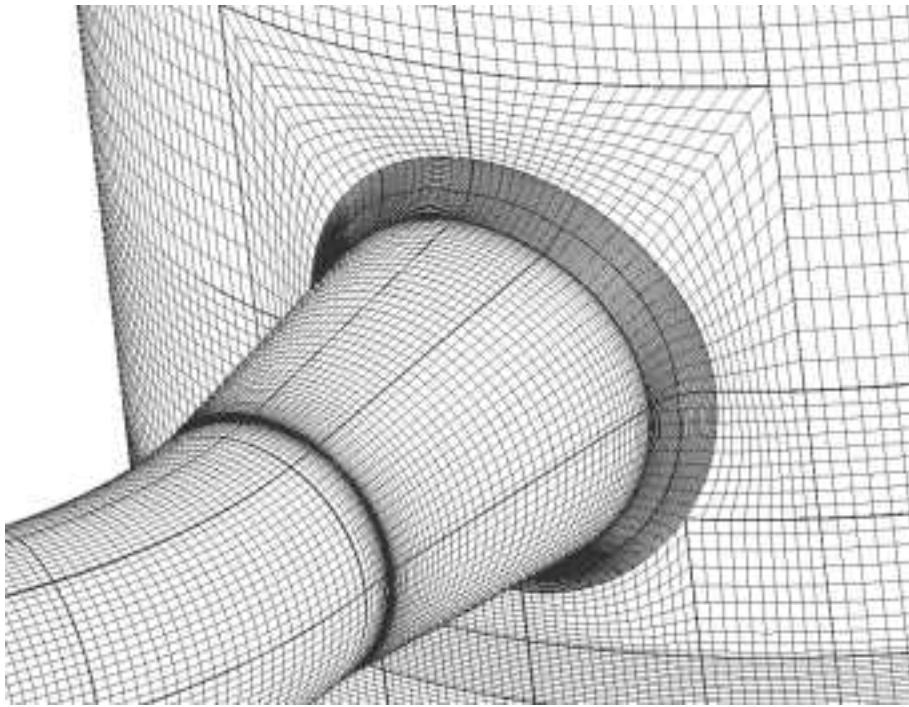


図 2.2.1-6 解析格子図 (ECCS 配管と低温側配管接続部、表面)

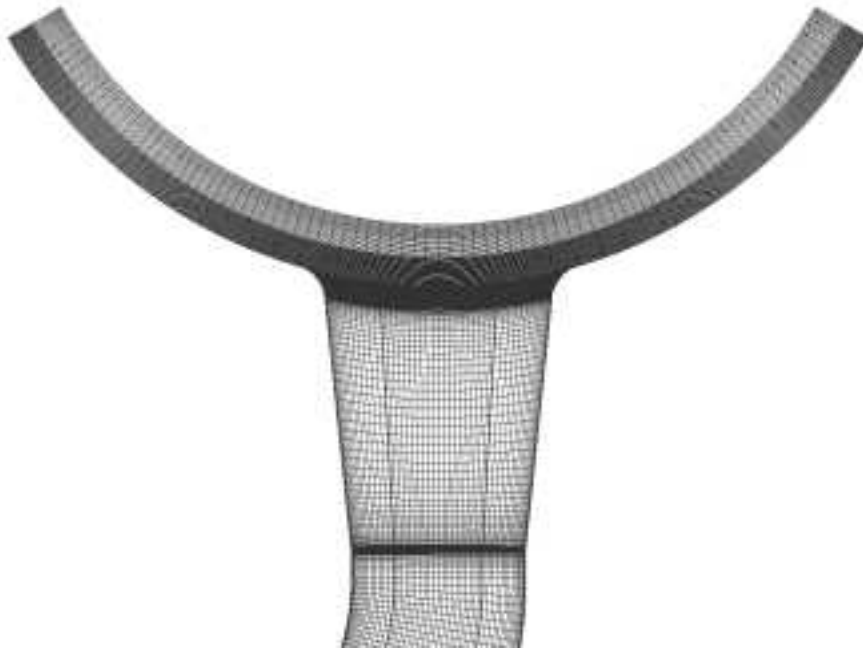


図 2.2.1-7 解析格子図 (ダウンカマと低温側配管接続部、上断面図)

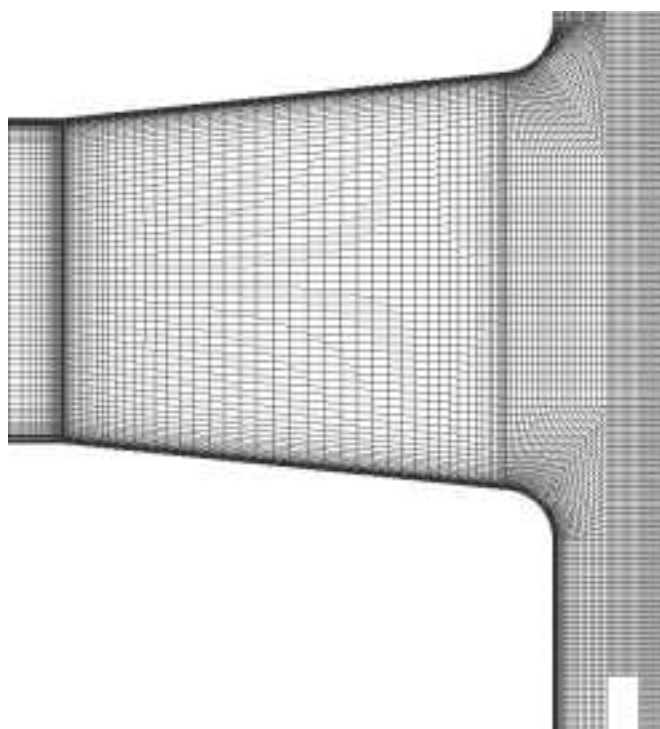


図 2.2.1-8 解析格子図（ダウンコマと低温側配管接続部、横断面図）

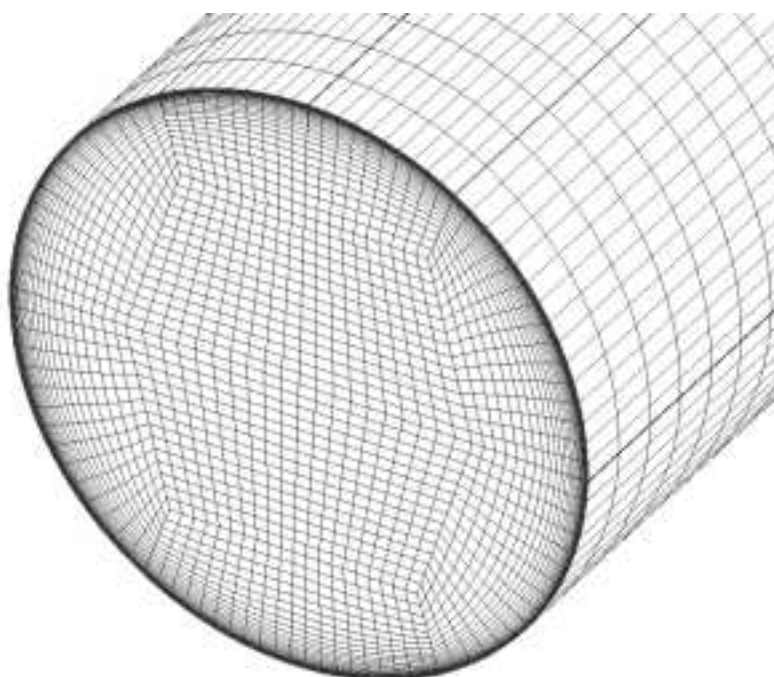


図 2.2.1-9 解析格子図（低温側配管入口）

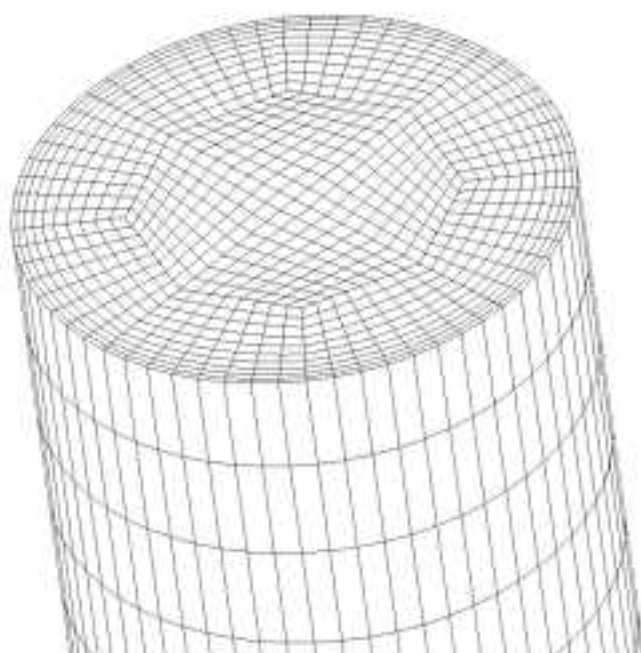


图 2.2.1-10 解析格子図 (ECCS 配管入口)

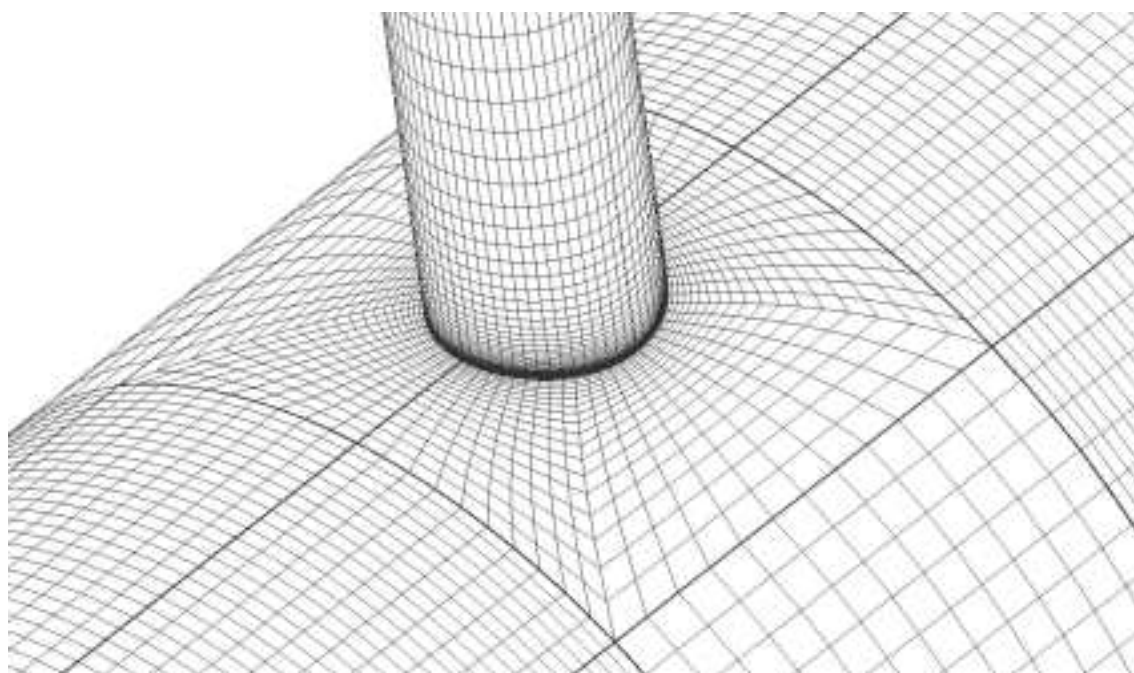


图 2.2.1-11 解析格子図 (ECCS 配管と低温側配管接続部)

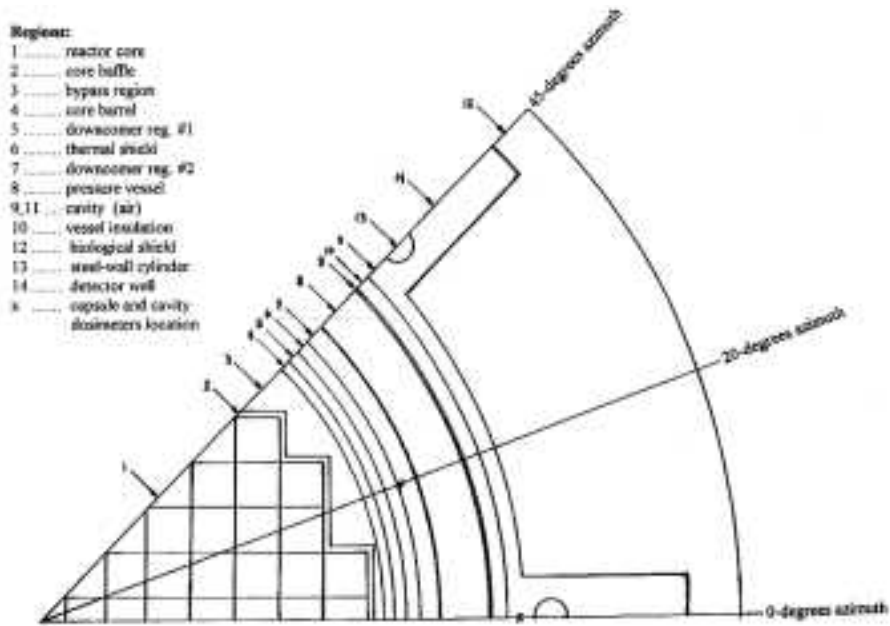


Fig. 1.1 Horizontal cross section of the RRR-3 reactor, One octant of the core is

図 2.2.1-12 炉心領域の水平断面図³

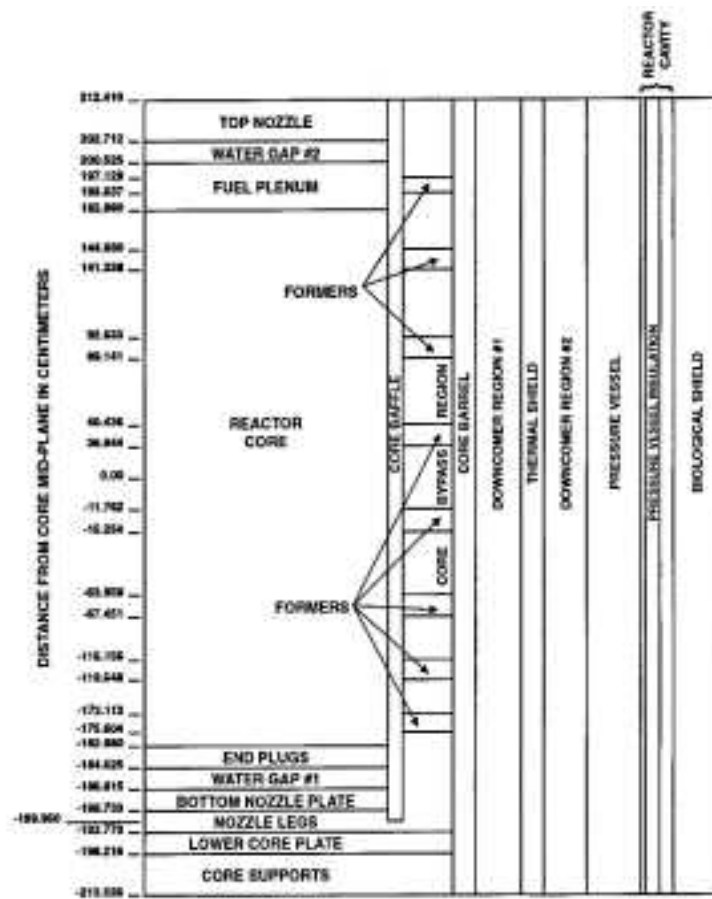


Fig. 1.2 Schematic sketch of the axial geometry (not to scale). Dimensions are in centimeters

図 2.2.1-13 炉心領域部の幾何形状概略図³

3) 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。AFFr による解析で用いた熱水解析条件を表 2.2.1-1 に示す。

図 2.2.1-4 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、平成 26 年度に調査して得られた典型的な SBLOCA 事象の条件⁴を設定した。本解析で用いたダウンカマ圧力の時刻歴を図 2.2.1-14 に示す。

表 2.2.1-1 熱水解析条件

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
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	1.0×10^{-3} [s]（一定）
解析時間	4000[s]

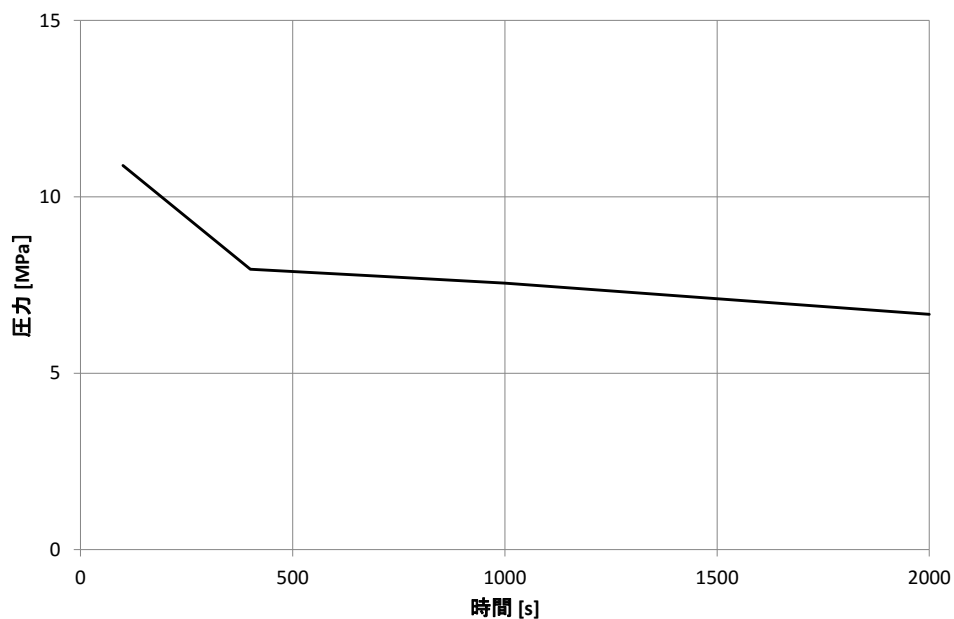


図 2.2.1-14 ダウンカマ圧力の時刻歴

⁴ 原子力規制庁事業, ”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）”, (2015).

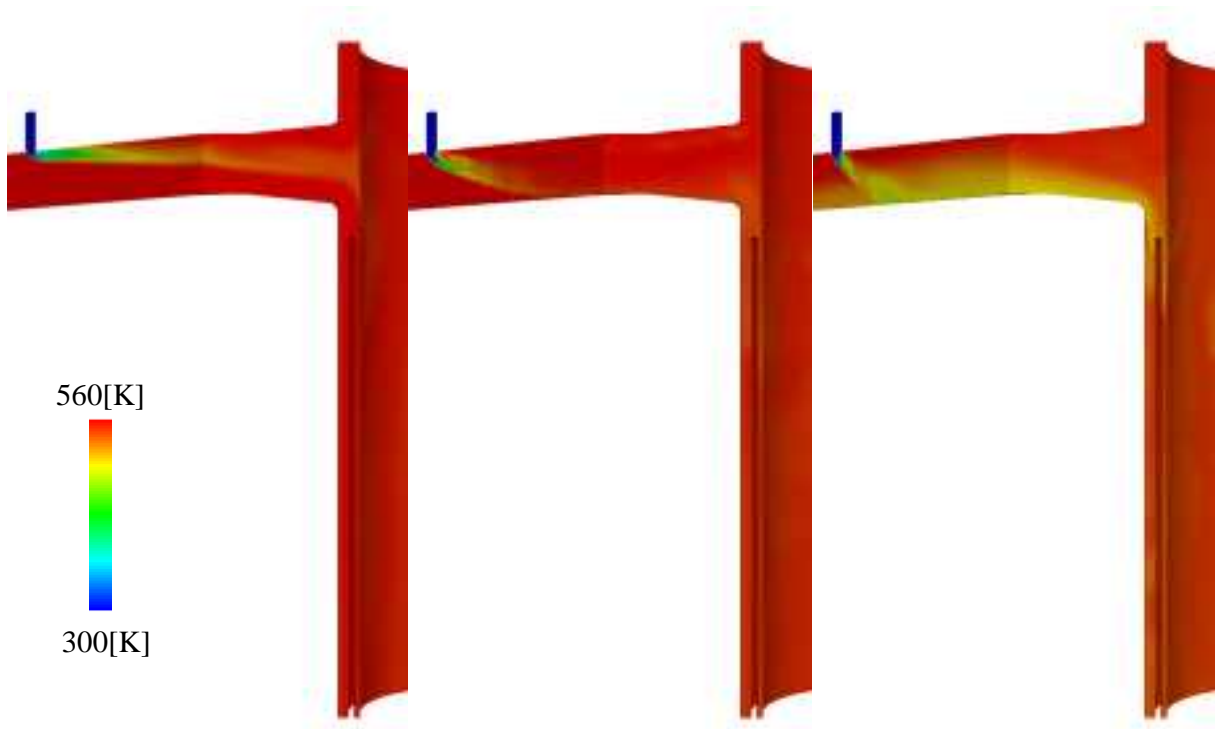
4) 解析結果

低温側配管及びダウンカマの断面における冷却水の温度分布を図 2.2.1-15 に、RPV 表面における冷却水の温度分布を図 2.2.1-16 にそれぞれ 100 秒おきに示す。

ECCS 注入開始直後では、低温側配管の流速が ECCS から注入された低温水の流速に較べて速いため、注入された低温水が低温側配管からの高温水に吹き流され、両者がよく混合した状態でダウンカマ部に達するという結果となった。

低温側配管の流速が低下するにつれて、低温水の分布は徐々に低温側配管の下部に近づいていき、過渡開始後 700 秒前後に流量が ECCS 注入開始直後の数%程度となると、密度差により配管上部が高温で下部が低温となる温度成層の状態が形成された。温度成層状態の流れがダウンカマ部に達すると、RPV 表面に局所的な流れが生じることで、低温側配管下方の RPV 内表面を局所的に冷却する様子が見られた。

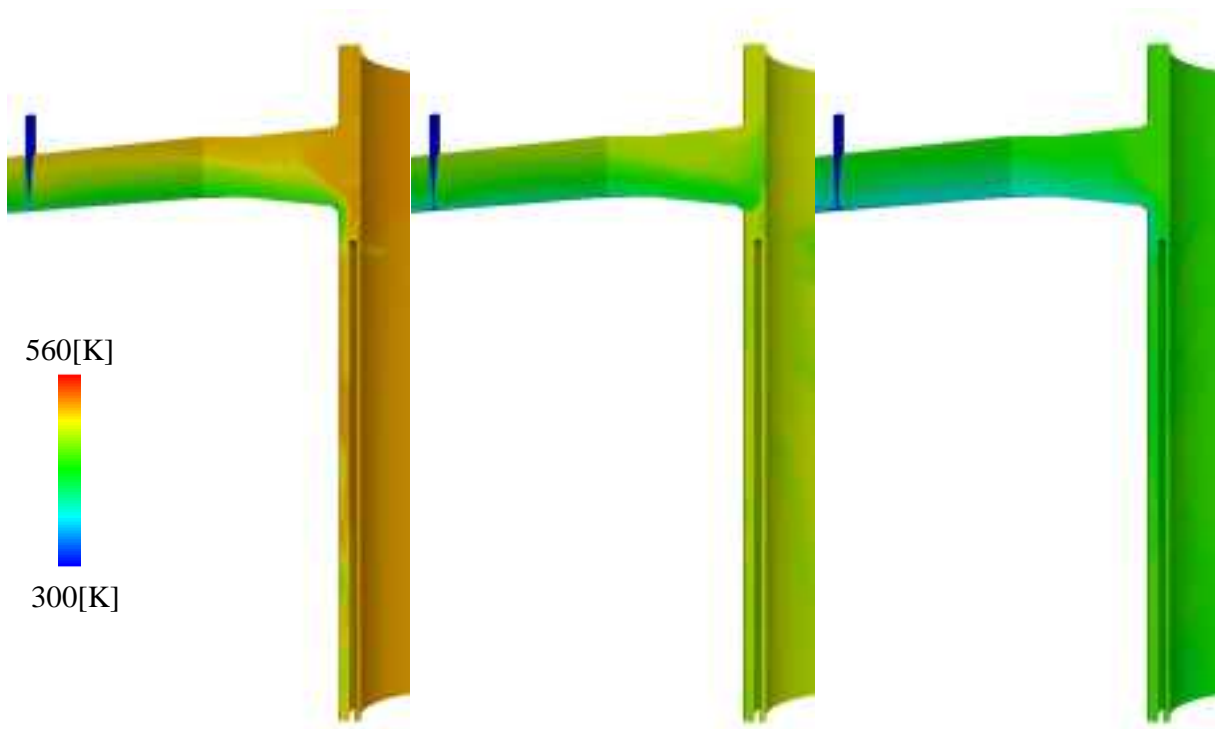
低温側配管の入り口からの流入がほぼ停止した状態になると、徐々に低温側配管内の冷却水温度が低下し、ECCS 注入水と低温側配管内の冷却水の密度差が小さくなることで、ECCS 注入水と低温側配管内の冷却水が混合しやすくなり、温度成層状態は徐々に隠微になった。2000 秒以降では ECCS 注入水が低温側配管内の冷却水とよく混合した状態でダウンカマ部に達するという結果となった。



(a) 0 秒

(b) 500 秒

(c) 700 秒

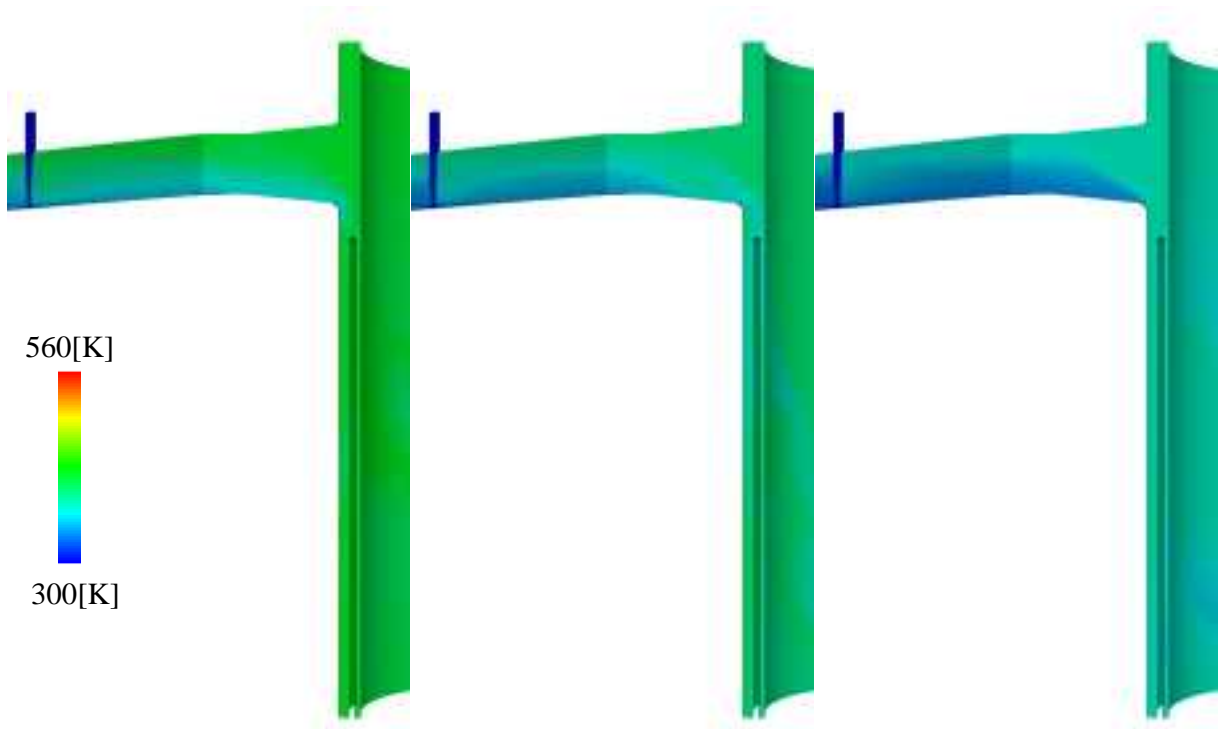


(d) 900 秒

(e) 1100 秒

(f) 1400 秒

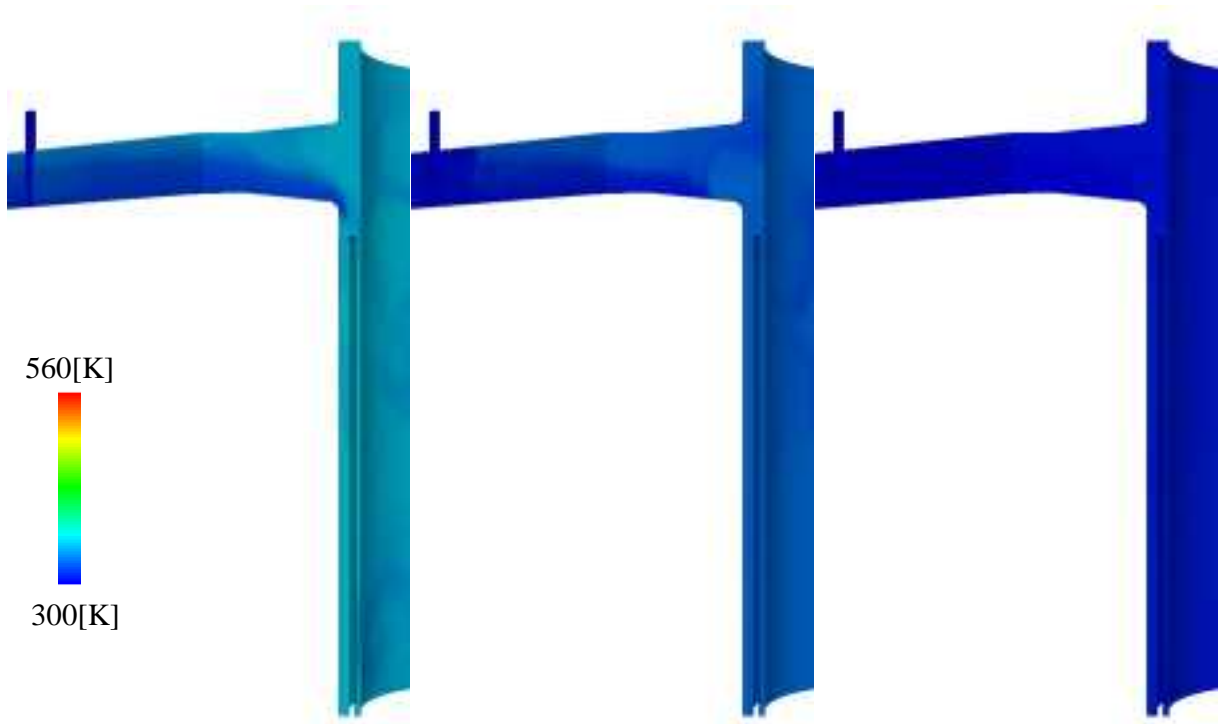
図 2.2.1-15 低温側配管及びダウンカマの中央断面の温度分布



(g) 1600 秒

(h) 1800 秒

(i) 2000 秒

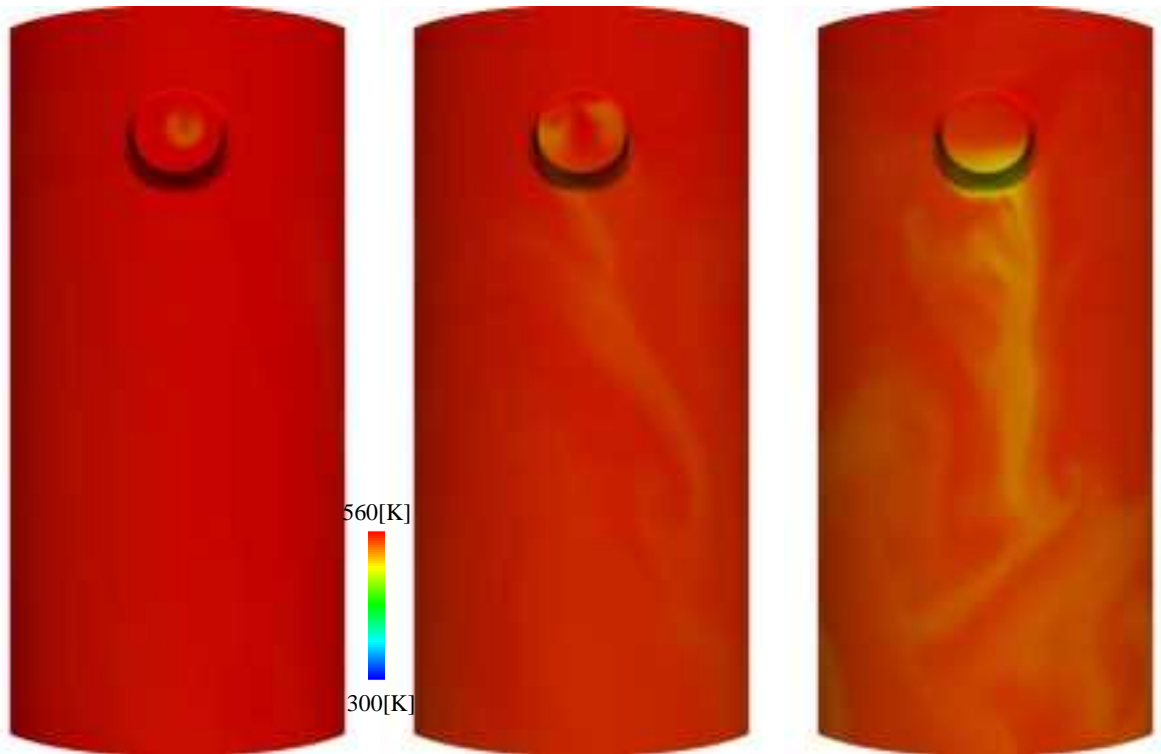


(j) 2500 秒

(k) 3000 秒

(l) 4000 秒

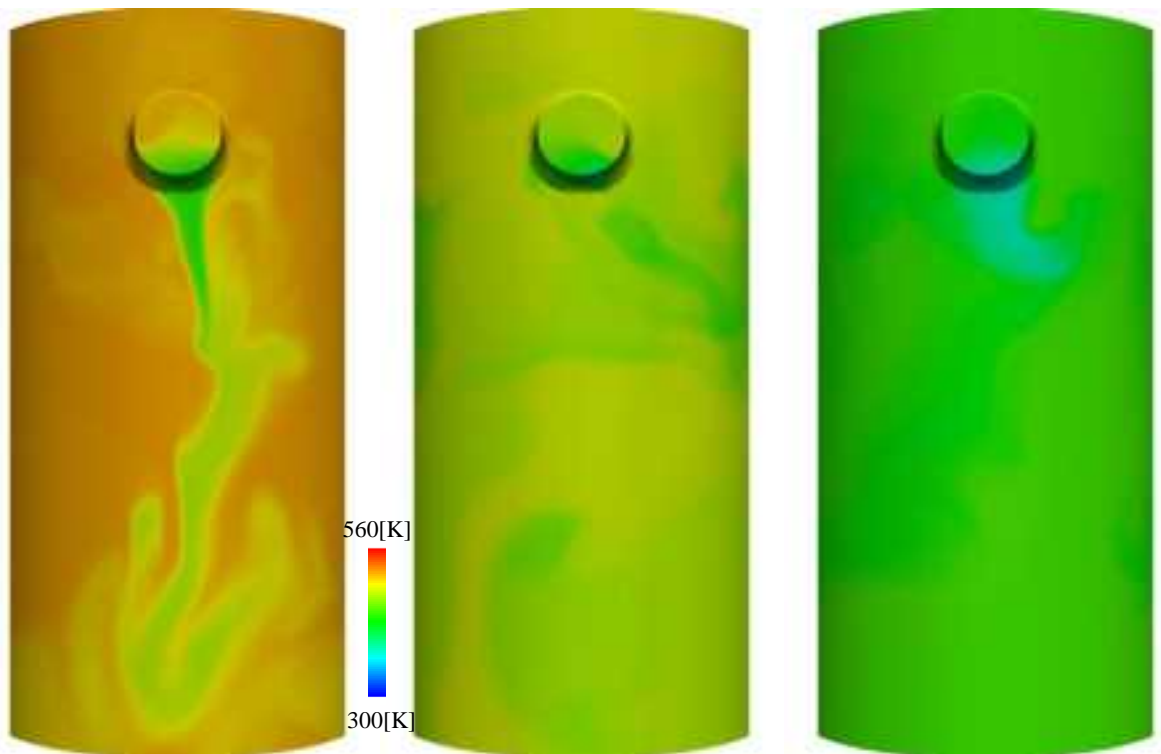
図 2.2.1-15 低温側配管及びダウンカマの中央断面の温度分布 (つづき)



(a) 0 秒

(b) 500 秒

(c) 700 秒

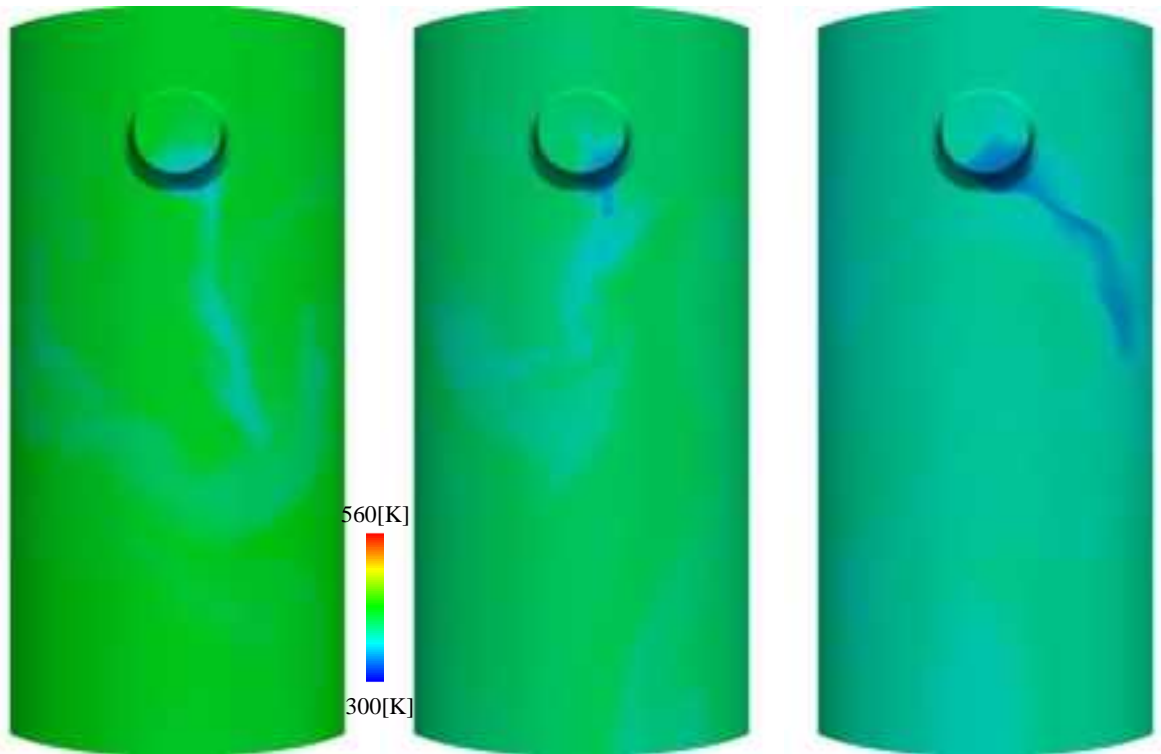


(d) 900 秒

(e) 1100 秒

(f) 1400 秒

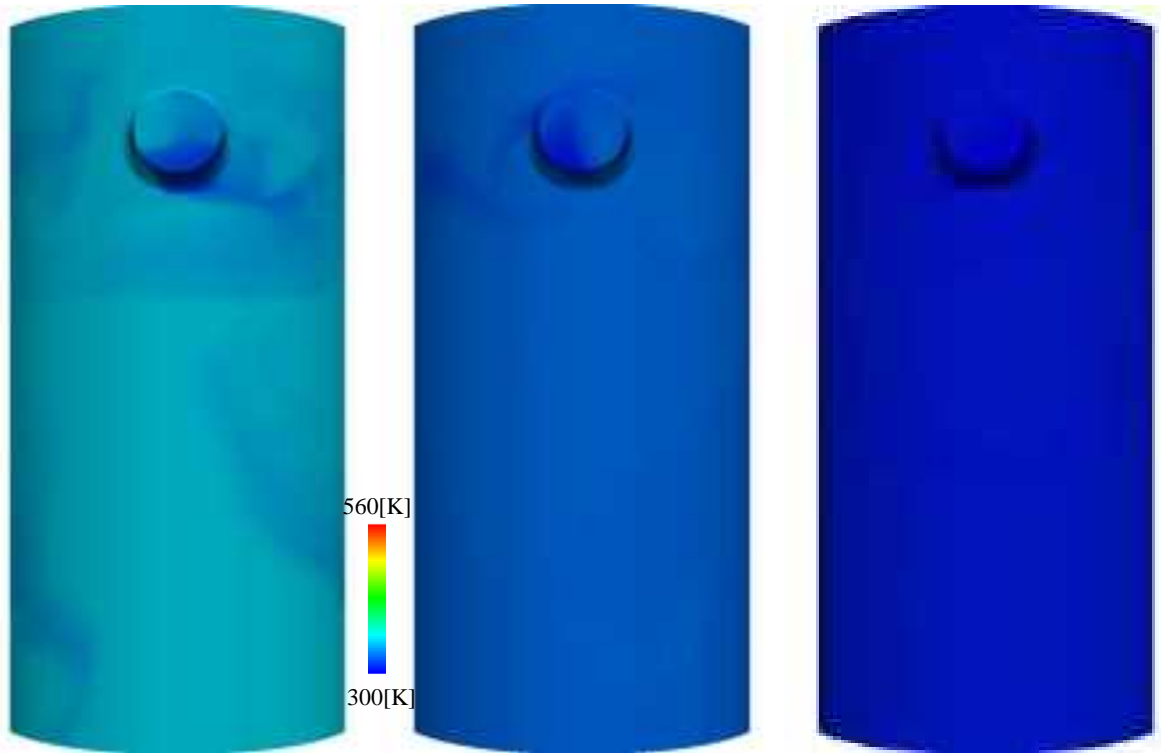
図 2.2.1-16 RPV 内表面上の冷却材温度分布



(g) 1600 秒

(h) 1800 秒

(i) 2000 秒



(j) 2500 秒

(k) 3000 秒

(l) 4000 秒

図 2.2.1-16 RPV 内表面上の冷却材温度分布 (続き)

5) 現行の評価手法の保守性等に関する検討

現行の評価手法の保守性を検討する観点から、現行の評価手法により算出された冷却材温度⁵と 2.2.1(1)4)において 3次元 CFD により算出した結果を比較した。ここでは高い中性子照射量を受ける炉心領域に着目し、評価対象位置（図 2.2.1-17）における RPV 表面上の冷却材温度履歴を比較した結果を図 2.2.1-18 に示す。

現行の評価手法による温度履歴と 3次元 CFD による温度履歴は、数十度程度の範囲内で概ね一致している。特に 2.2.1(1)4)において述べた、ECCS 注入水と低温側配管内の冷却水がよく混合していた時間（1000 秒以前や 2000 秒以降）では、現行の評価手法による温度履歴と 3次元 CFD による温度履歴は 10 °C 程度の範囲内でよく一致しており、3次元 CFD の体系内の流れが、1次元モデルを用いて JEAC4206¹に示される混合評価式により求められた状態、すなわち ECCS 注入水が低温側配管内の冷却水と完全に混合した状態に相当している様子が伺える。

1000 秒から 2000 秒付近においては現行の評価手法による温度履歴と 3次元 CFD による温度履歴に最大で 50 °C 程度の乖離が見られる。これは、2.2.1(1)4)で述べた低温側配管下方の局所的な流れによる影響であると考えられる。3次元 CFD 解析では、低温側配管下方の局所的な流れは左右に大きく揺れており（図 2.2.1-16）、この影響により評価対象位置の冷却材温度が上下したと考えられる。また、この局所的な流れがみられる領域外では冷却材の混合が十分に進まないことから、3次元 CFD による温度履歴が現行の評価手法による温度履歴と比べて全体的に高い傾向にあると考えられる。

⁵ 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).

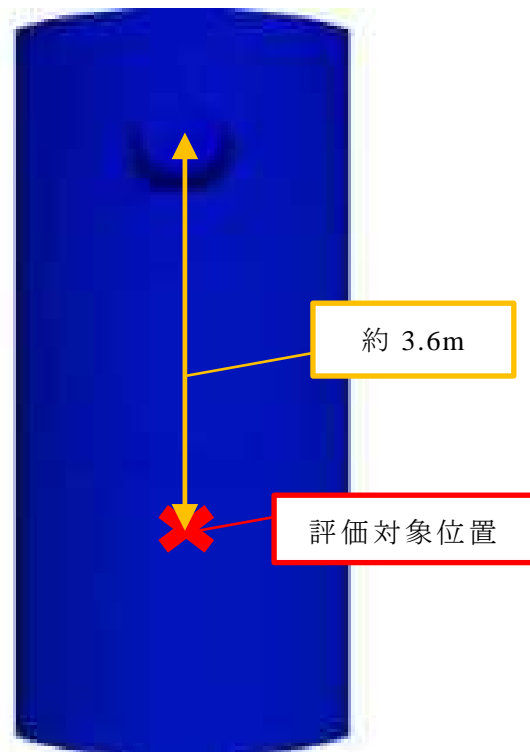


図 2.2.1-17 評価対象位置

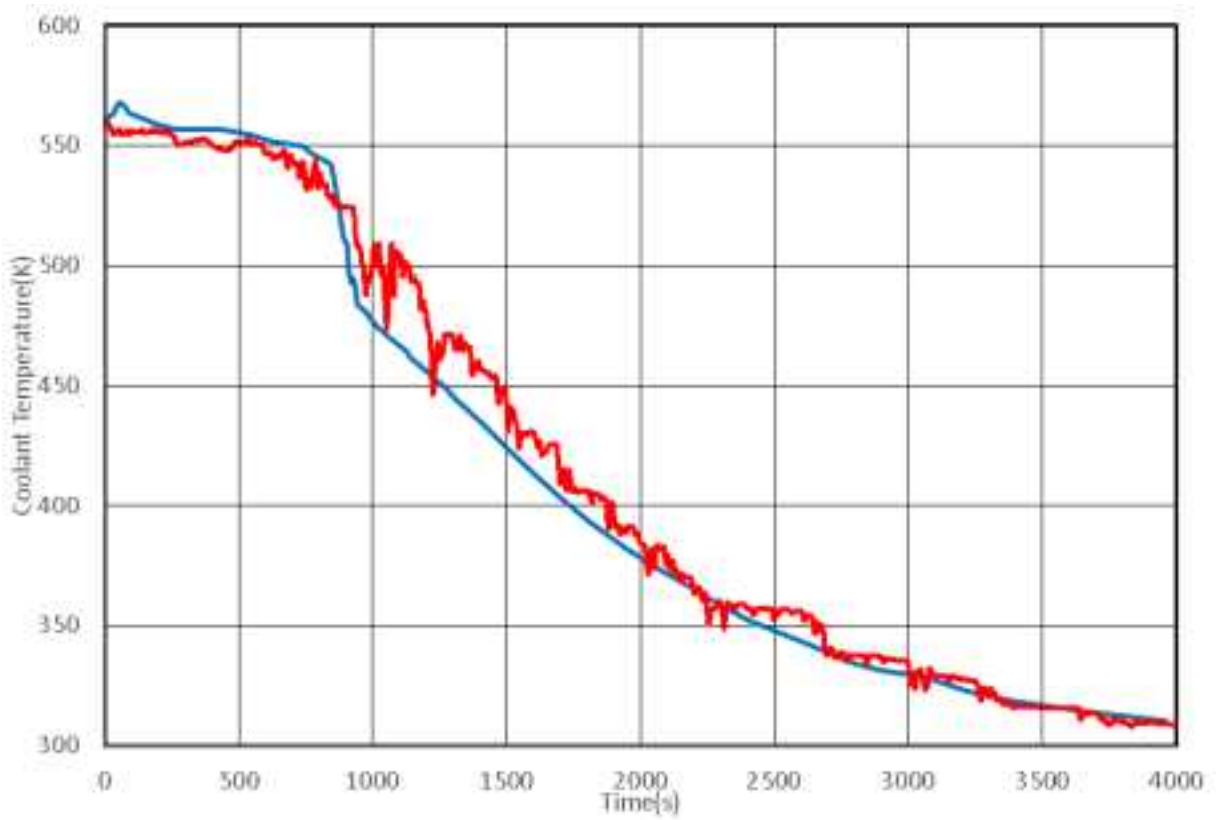


図 2.2.1-18 RPV 表面上の冷却材温度の時刻歴の比較

(2) 荷重条件解析

2.2.1(1)の熱水力解析により算出した RPV 表面の冷却材温度、圧力及び熱伝達係数の分布及び時刻歴を用いて、熱応力解析により RPV における板厚方向の温度分布及び応力分布を求めた。

対象とする RPV は、クラッド厚さ 5mm、母材厚さ 200mm、母材内表面側までの内半径を 2m とした。境界条件に関して、熱水力解析と同様に、周方向について 1/3 対称の周期境界条件を課した。また、炉心領域部の解析対象領域の高さは 5.7m とした。本解析で使用した RPV モデルを図 2.2.1-19 に示す。

PTS 事象は、2.2.1(1)と同様に SBLOCA を想定した。現行の評価手法における SBLOCA 時の水温及び内圧の時刻歴を図 2.2.1-20 に示す。過年度の成果により、SBLOCA 時の周方向応力は、解析開始後約 1000 秒までは 100 MPa 前後の比較的小さい値でほぼ一定の値で推移した後に上昇を開始し、2400 秒前後で最大値（約 350 MPa）に達した後、緩やかに減少している。これを踏まえて、ここでは、応力が初期にほぼ一定の値を示す約 500 秒、応力が上昇する途中である約 1600 秒、応力がほぼ最大となる約 2400 秒を代表的な時刻として選定し、図 2.2.1-21 から図 2.2.1-23 に温度や応力のコンター図を示した。

SBLOCA の開始から 500 秒、1600 秒、2400 秒後の温度分布を図 2.2.1-21 に示す。時間の経過とともに、RPV 内表面の温度が低下することが分かる。また、過渡開始からの時間が比較的短い 500 秒、1600 秒においては、RPV 内表面の温度にばらつきが見られる。この温度分布の結果を用いて、残留応力を考慮せずに熱応力解析を行った場合の RPV 内表面における応力分布を図 2.2.1-22 に示す。同様に、残留応力を考慮して熱応力解析を行った場合の RPV 内表面における応力分布を図 2.2.1-23 に示す。いずれも、現行の評価手法では想定亀裂として軸方向亀裂を想定することを鑑み、周方向応力分布を示している。RPV 内表面の応力は、RPV 内表面の温度が低い領域で高くなっている。また残留応力を考慮した場合には、残留応力を考慮しない場合と比べて高い応力値を示した。次に、同一の高さ位置において周方向位置のみを変更した計 3 点を評価位置として選定し（図 2.2.1-24）、応力分布について詳細に比較することとした。RPV の健全性を評価する際には、応力分布を考慮して算出する応力拡大係数と材料の破壊靱性を比較することにより脆性亀裂進展の有無が判定されるが、ここでは高い中性子照射量を受ける領域に着目して分析を行うこととした。ここで、モデル中央の位置（コールドレグ直下。冷却速度が速く、溶接線がないため照射量が高いと考えられる位置）を亀裂想定位置と呼ぶ。また、評価位置 A は 800 秒において温度が相対的に低い点であり、評価位置 B は 800 秒において温度が相対的に高い点である。亀裂が存在すると仮定した場合、冷却が早いと熱応力が大きくなり、応力拡大係数が大きくなる。またこの場合、温度が低い場合、破壊靱性も低くなる。

これらの計 3 点の表面点と、それぞれの点から深さ方向に 15mm の点における周方向応力及び温度の時刻歴を図 2.2.1-25 から図 2.2.1-32 に示す。ここで、内表面から 15mm の点は、現行の評価手法において、亀裂最深点に相当する位置である。すなわち、現行

の評価では最大仮想亀裂として、母材内表面に深さ 10mm、長さ 60mm の半楕円表面亀裂が用いられることを踏まえたものである。

約 800 秒から約 1600 秒の間、すなわち冷却の比較的早い段階において、周方向応力や温度の値は、大局的には概ね同様に変化する傾向がみられるが、冷却材の複雑な振る舞いによって、評価点ごとに異なるばらつきを有することも分かる。また、現行の評価手法による応力は、残留応力を考慮しない場合の応力よりも高いこと、現行の評価手法による RPV 温度は本節の結果よりも低いことが分かった。これは、現行の評価手法においては、周方向に対して一様な冷却を仮定しているため、RPV 温度が低くなることで、高い応力値となったものと考えられる。

一方、約 1600 秒以降においては、現行の評価手法による応力と残留応力を考慮しない場合の応力はほぼ同程度の値を示すとともに、評価点ごとの差異もほとんどみられなくなった。これは、冷却材が十分に混合した状態となったことにより、周方向の温度分布が一様に変化しているためであると推察される。

以上より、高温予荷重（Warm Pre-Stress、以下「WPS」という。）効果を考慮した場合に重要となる、応力拡大係数が増加する時間範囲における荷重条件及び温度条件は、現行の評価手法による評価は保守的であると言える。また、残留応力を考慮した場合の応力は、残留応力を考慮しない場合のそれよりも 100MPa 程度高く、また、冷却の比較的早い段階においても現行の評価手法による応力を包絡するような高い値を示している。このため、健全性評価をより精度よく行うためには、残留応力を考慮する必要があると考えられる。

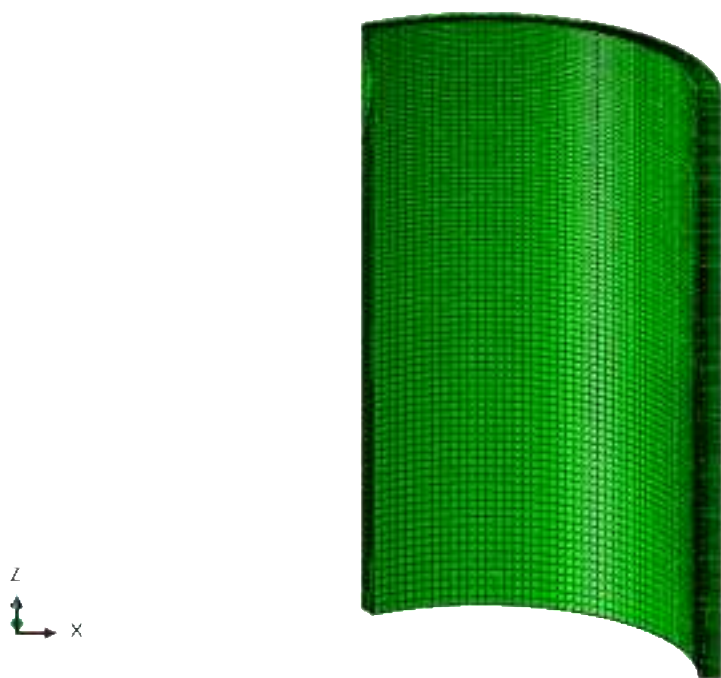


図 2.2.1-19 RPV モデル

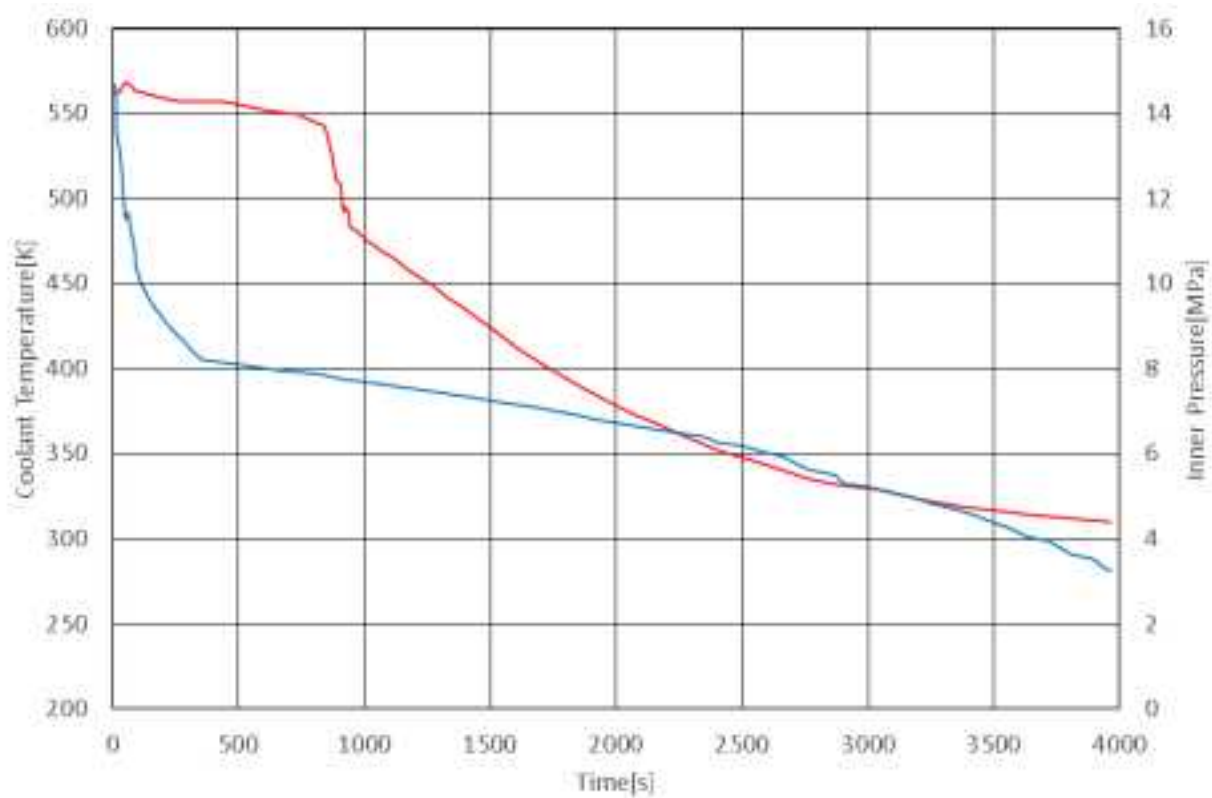


図 2.2.1-20 SBLOCA 時の水温及び内圧の時刻歴

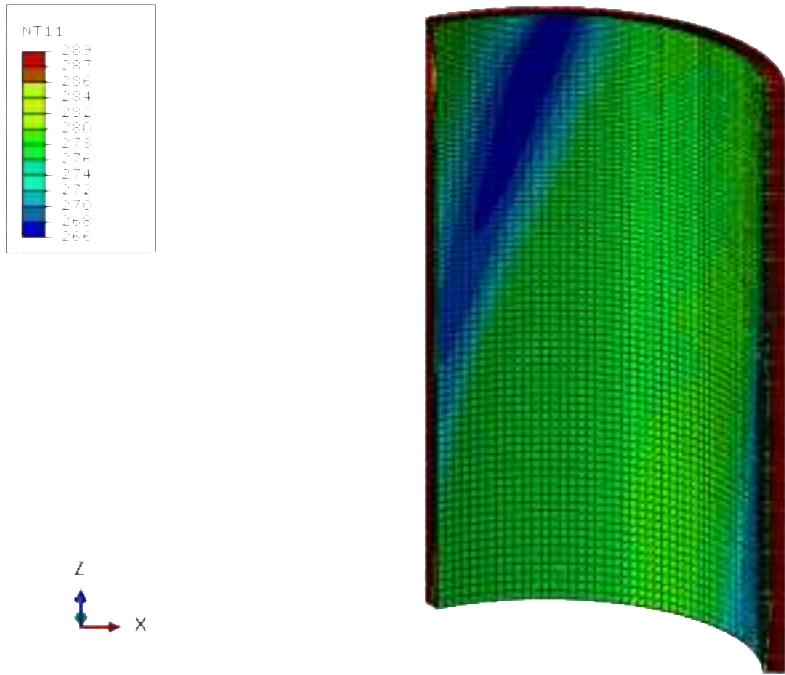


図 2.2.1-21 RPV 内表面における温度分布
(500 秒 凡例の単位 : °C)

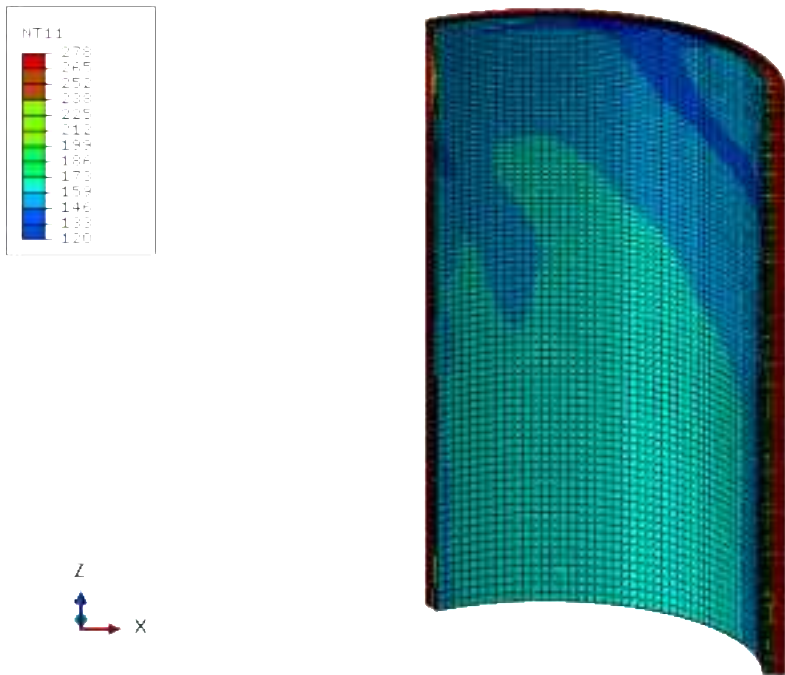


図 2.2.1-21 RPV 内表面における温度分布 (1600 秒 凡例の単位 : °C)

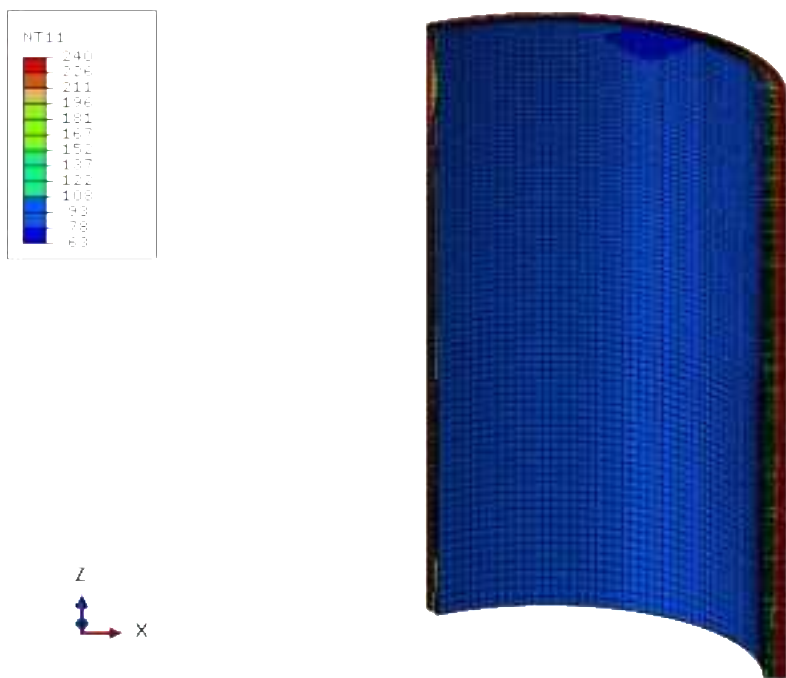


図 2.2.1-21 RPV 内表面における温度分布 (2400 秒 凡例の単位 : °C)

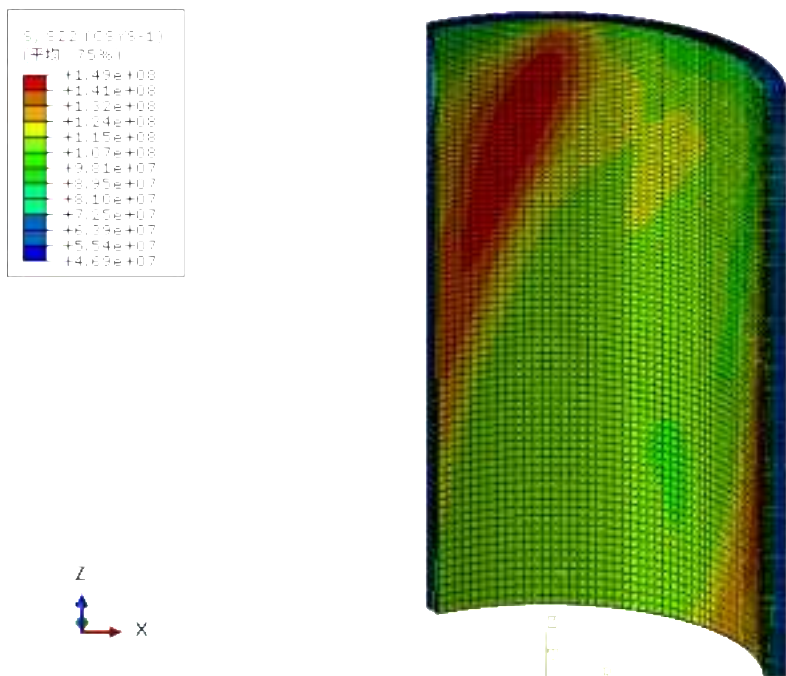


図 2.2.1-22 RPV 内表面における周方向応力分布
(500 秒 凡例の単位 : Pa)

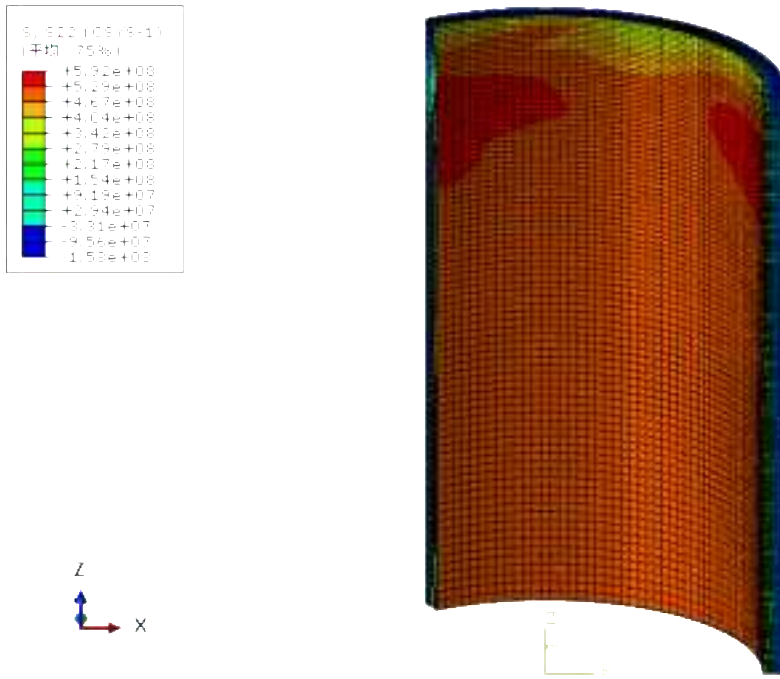


図 2.2.1-22 RPV 内表面における周方向応力分布 (1600 秒 凡例の単位 : Pa)

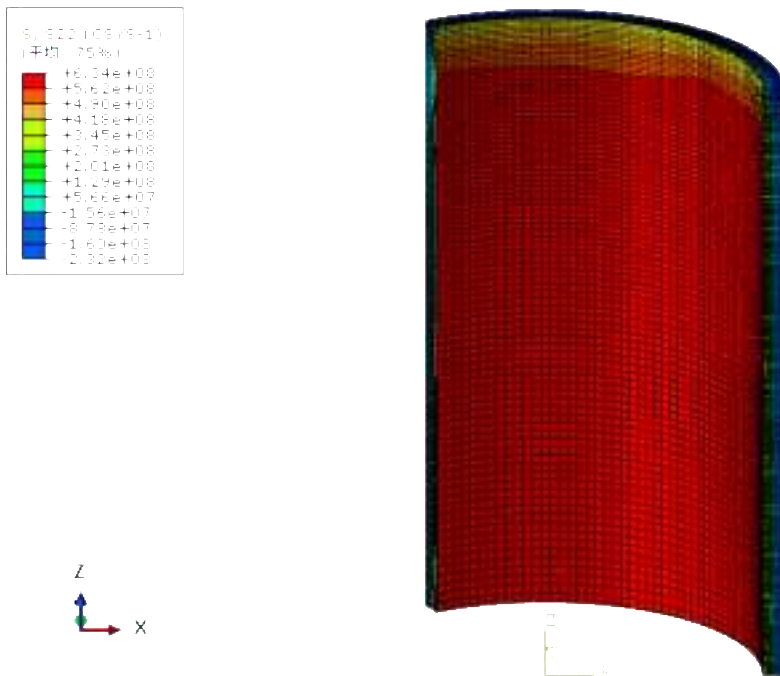


図 2.2.1-22 RPV 内表面における周方向応力分布 (2400 秒 凡例の単位 : Pa)

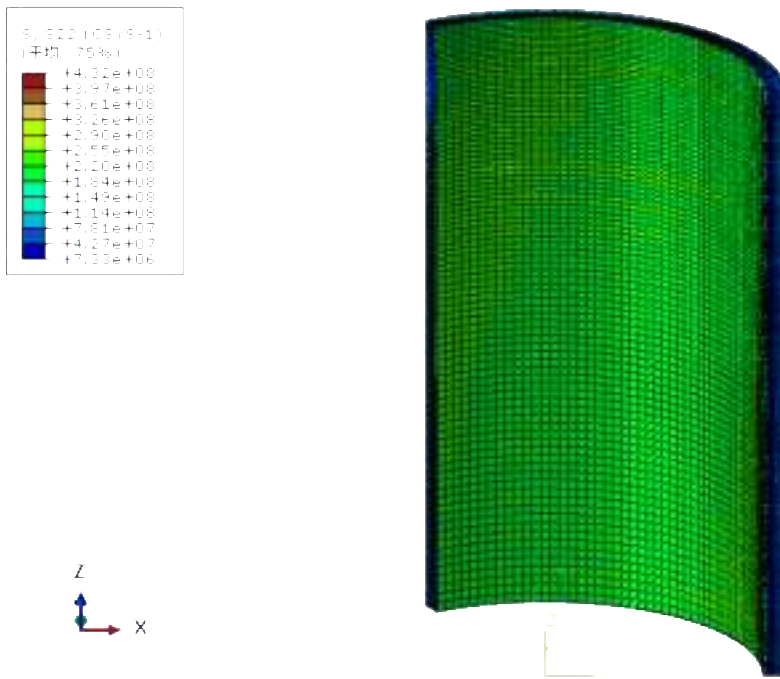


図 2.2.1-23 RPV 内表面における周方向応力分布（残留応力を考慮）
 （500 秒 凡例の単位：Pa）

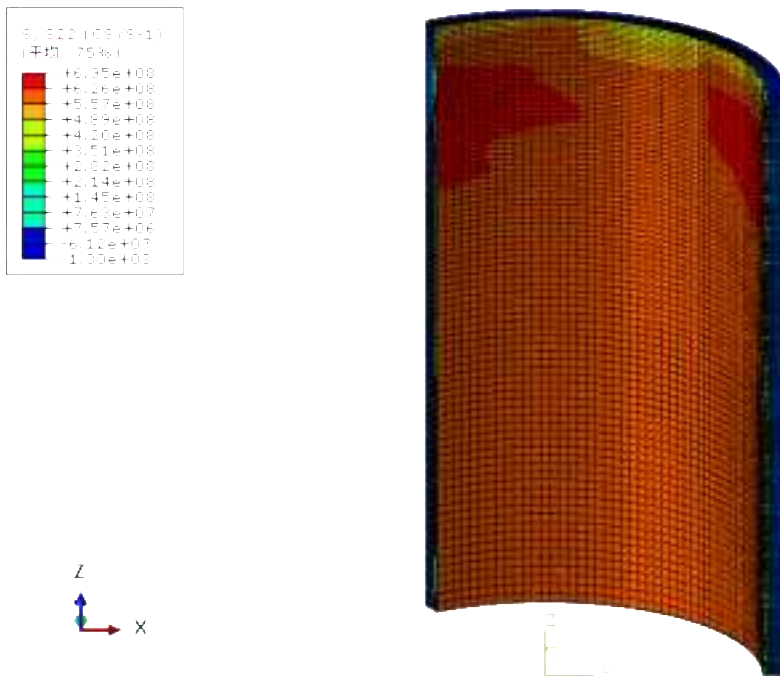


図 2.2.1-23 RPV 内表面における周方向応力分布（残留応力を考慮）（1600 秒 凡例の
 単位：Pa）

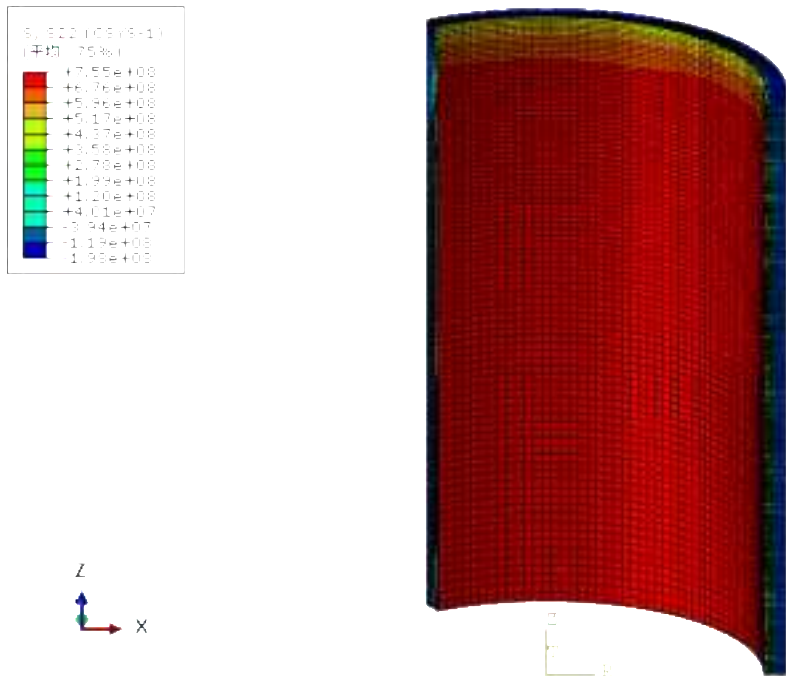


図 2.2.1-23 RPV 内表面における周方向応力分布（残留応力を考慮）（2400 秒 凡例の単位：Pa）

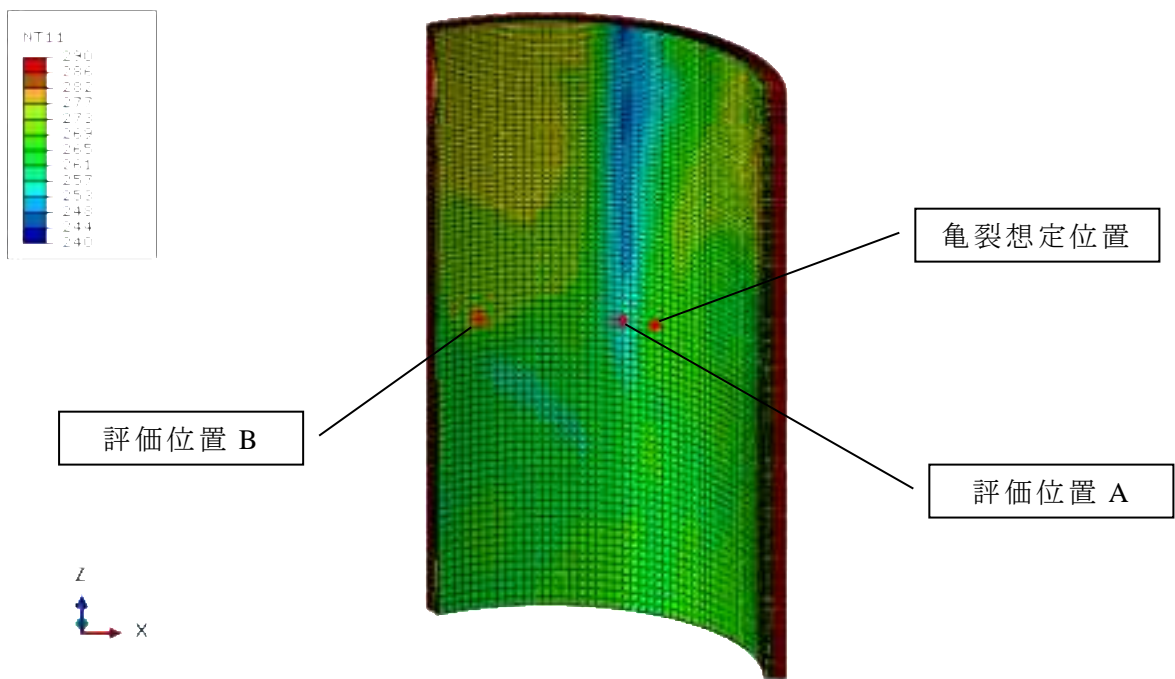


図 2.2.1-24 応力の評価位置

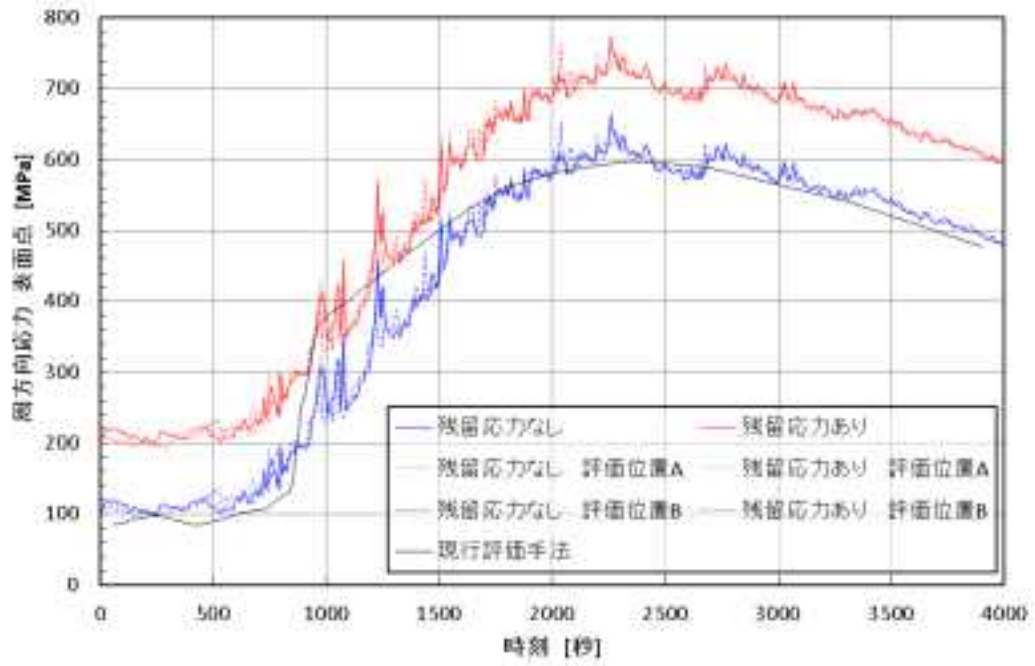


図 2.2.1-25 内表面における周方向応力の時刻歴

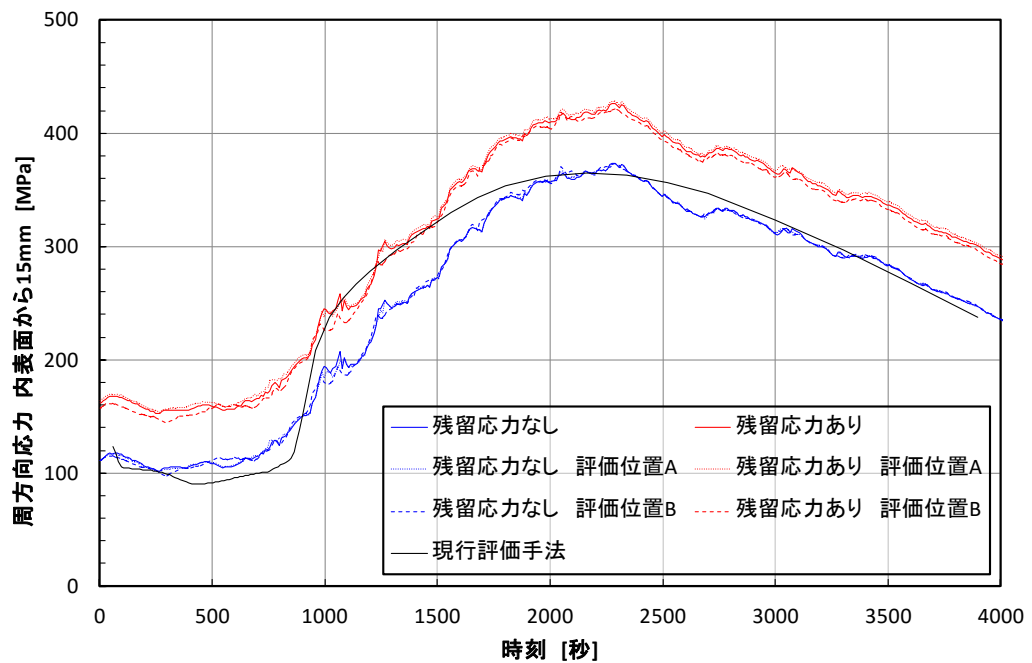


図 2.2.1-26 内表面から 15mm の点における周方向応力の時刻歴

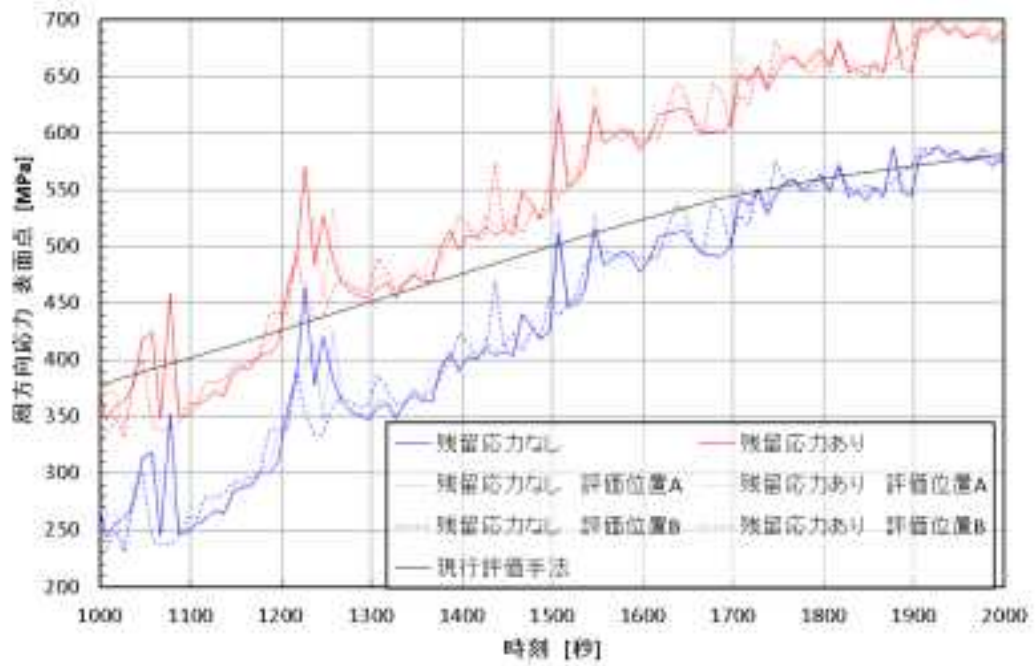


図 2.2.1-27 内表面における周方向応力の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）

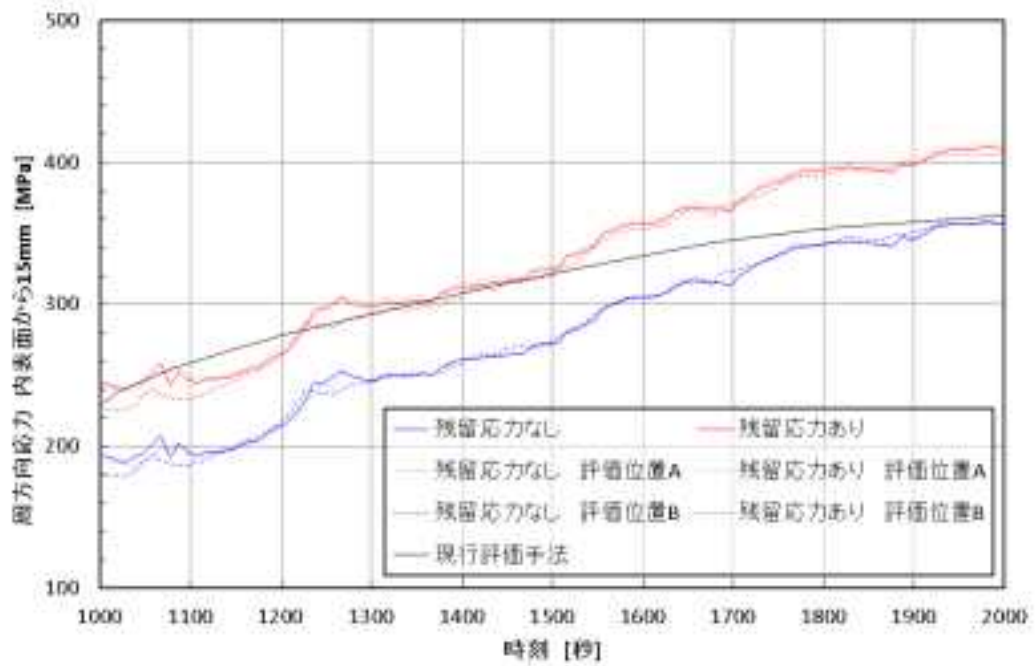


図 2.2.1-28 内表面から 15mm の点における周方向応力の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）

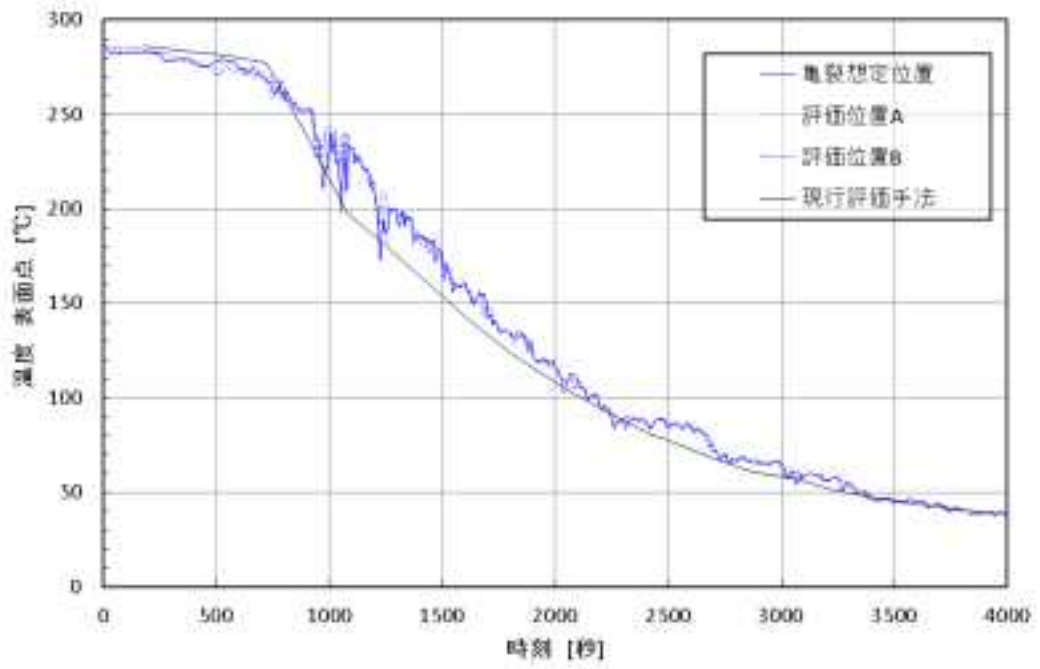


図 2.2.1-29 内表面における温度の時刻歴

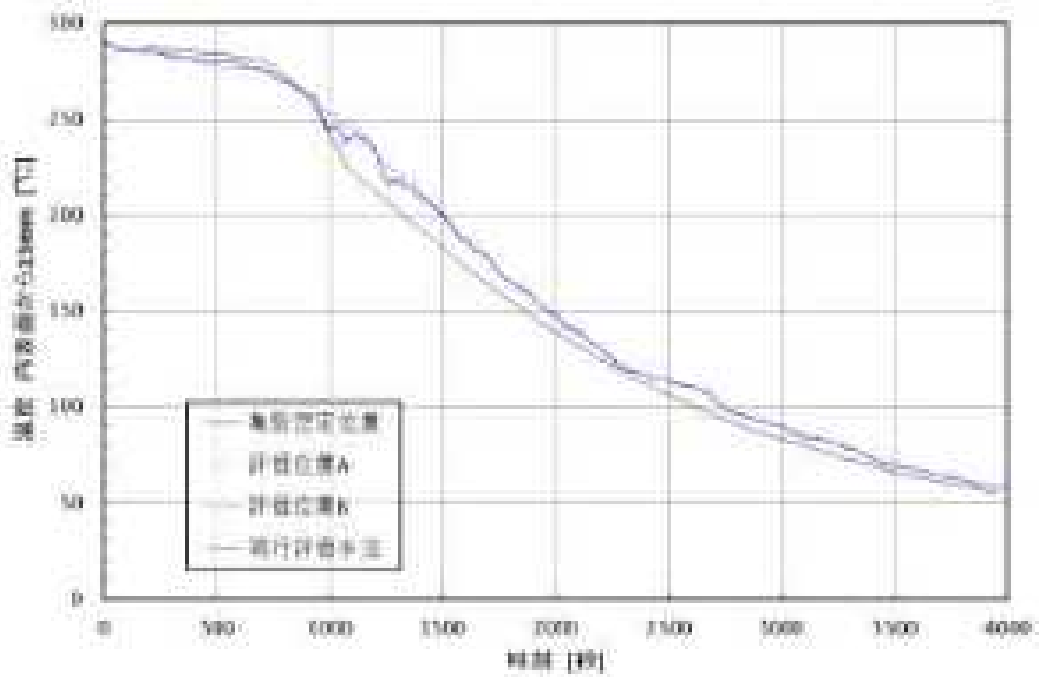


図 2.2.1-30 内表面から 15mm の点における温度の時刻歴

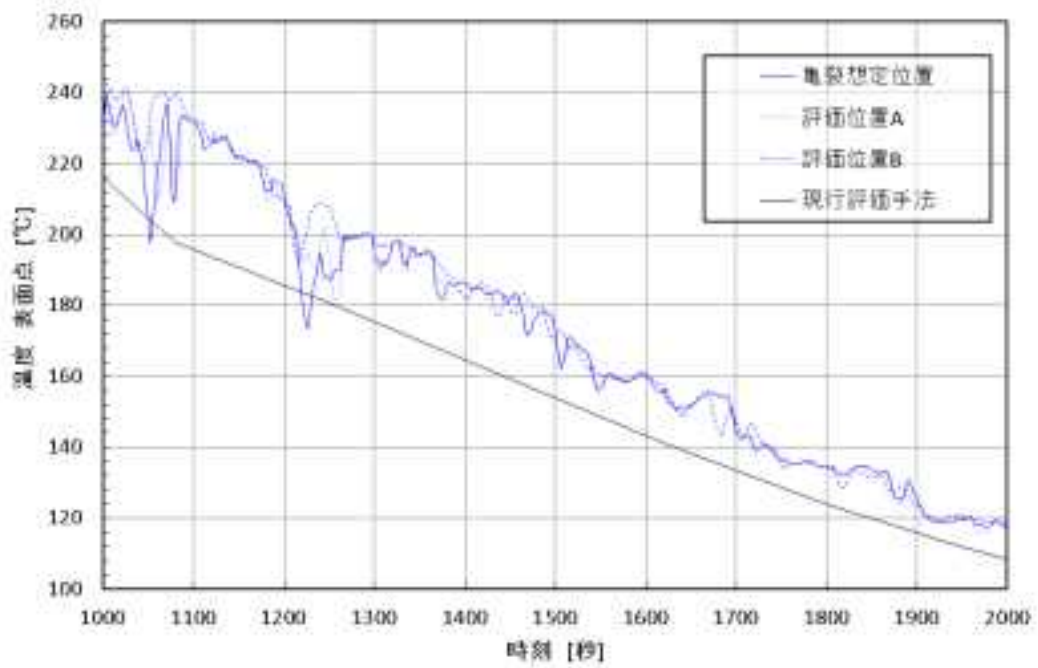


図 2.2.1-31 内表面における温度の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）

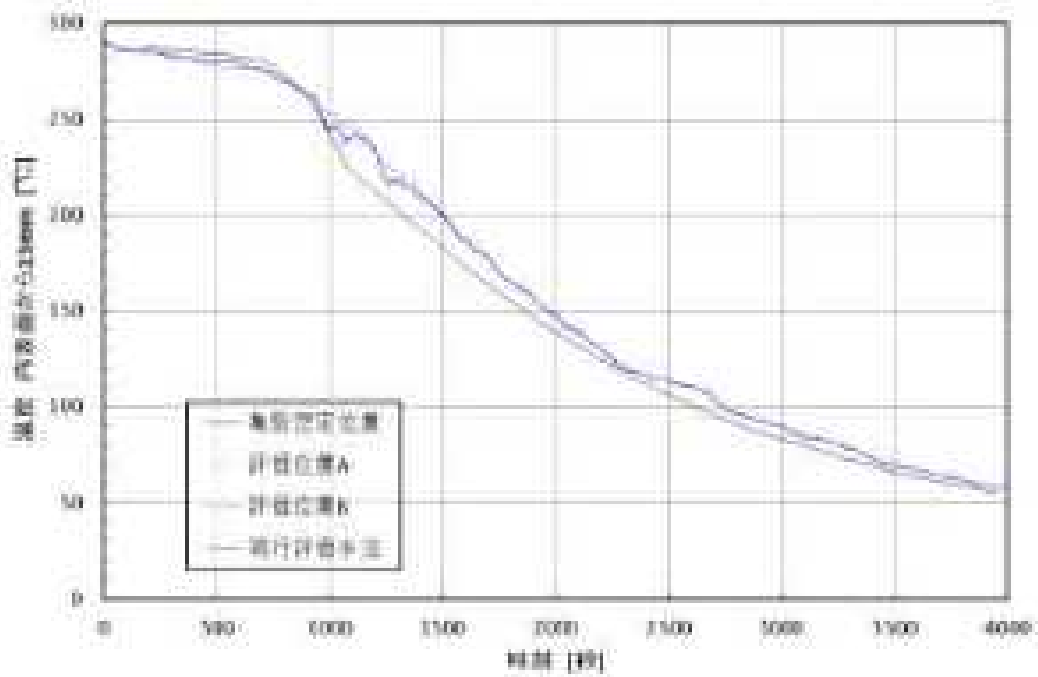


図 2.2.1-32 内表面から 15mm の点における温度の時刻歴（1000 秒から 2000 秒）

(3) 温度分布及び応力分布のばらつき

2.2.1(2)では、応力分布の観点から、現行評価手法の保守性を確認するとともに、残留応力を考慮することの必要性を示した。ここでは、2.2.1(2)の各評価位置（図 2.2.1-24）における温度分布及び応力分布のばらつきについて分析する。

1) 温度分布

2.2.1(2)で示した3箇所の評価位置を参考に選定した領域（図 2.2.1-33 及び図 2.2.1-34、中心の節点、及びその節点の周辺の8つの節点で構成され、節点間の軸方向の距離は約 7.3mm、周方向の距離は約 8.4mm）から温度データを取得し、その領域におけるばらつきを分析した。その結果、各領域において、節点の違いに伴う温度分布のばらつきはほとんどみられなかった。亀裂想定位置における 500 秒、1100 秒及び 1600 秒の温度分布を図 2.2.1-35 から図 2.2.1-37 に示す。3つの評価位置における温度分布を比較すると、開始からの時間が比較的短い場合で、かつ内表面近傍において小さい差異が見られるが、時刻の経過とともにほぼ同一の値を示すことが分かる。

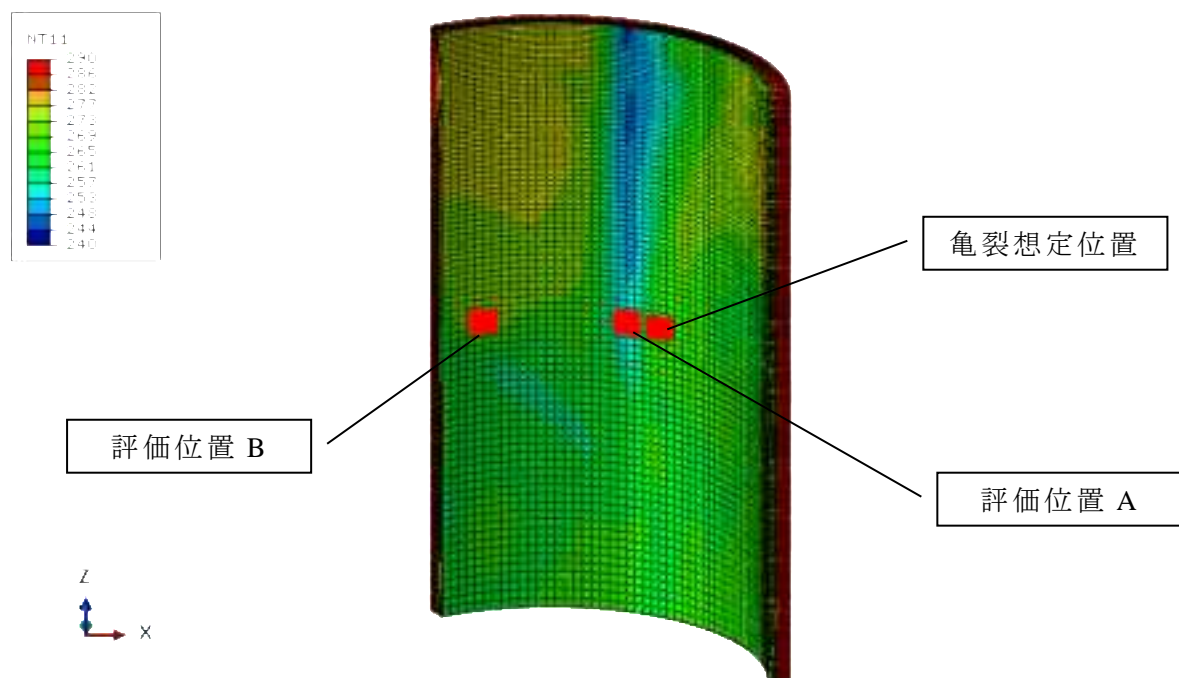


図 2.2.1-33 温度及び応力の評価位置

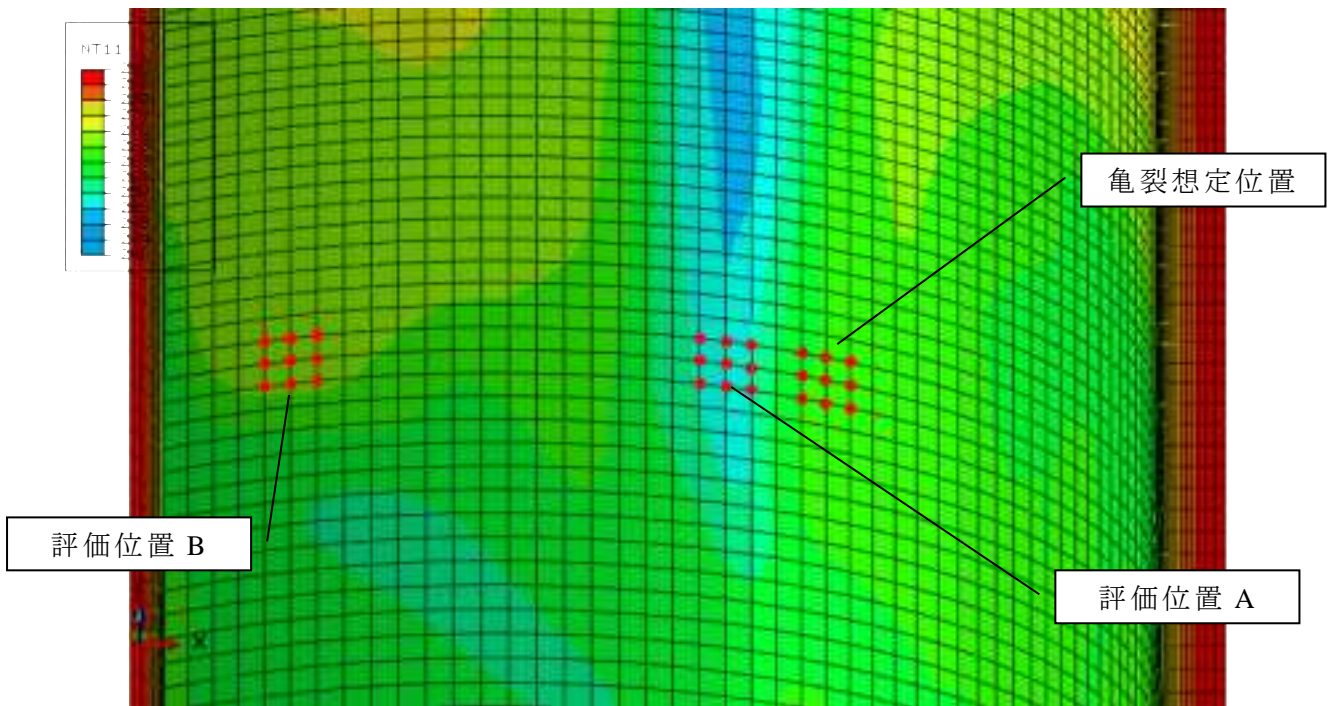


図 2.2.1-34 温度及び応力の評価位置 拡大図

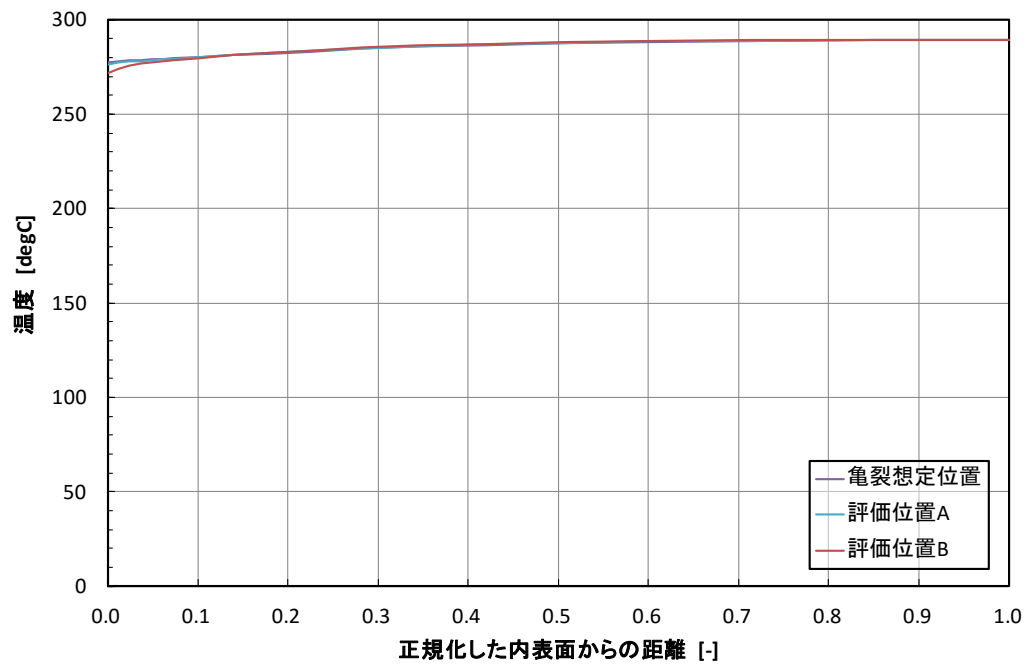


図 2.2.1-35 板厚方向の温度分布のばらつき (周方向位置による違い、500 秒)

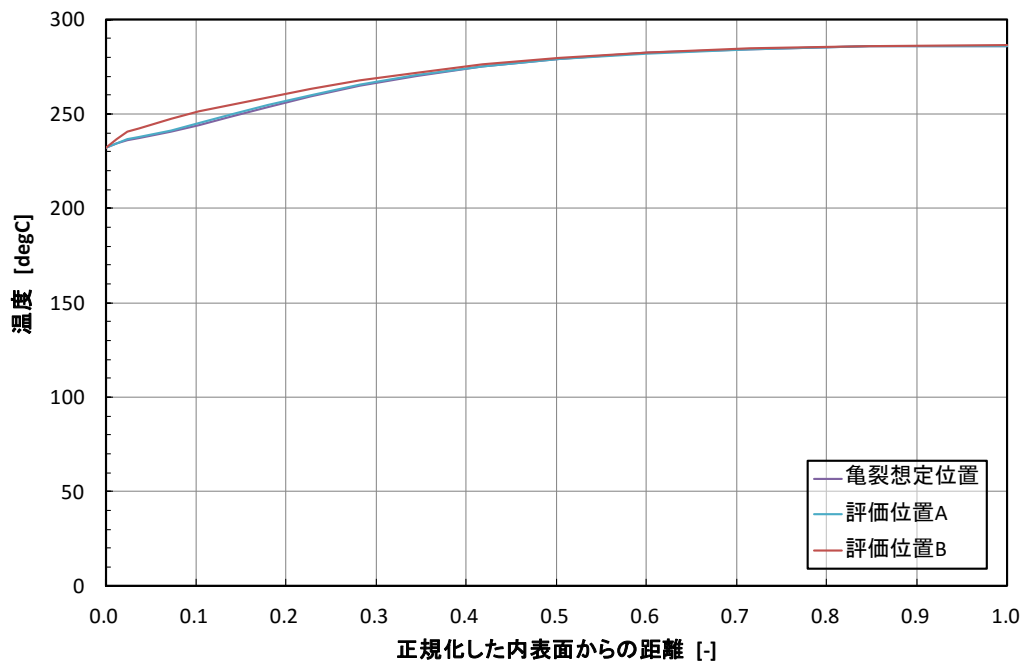


図 2.2.1-36 板厚方向の温度分布のばらつき（周方向位置による違い、1100 秒）

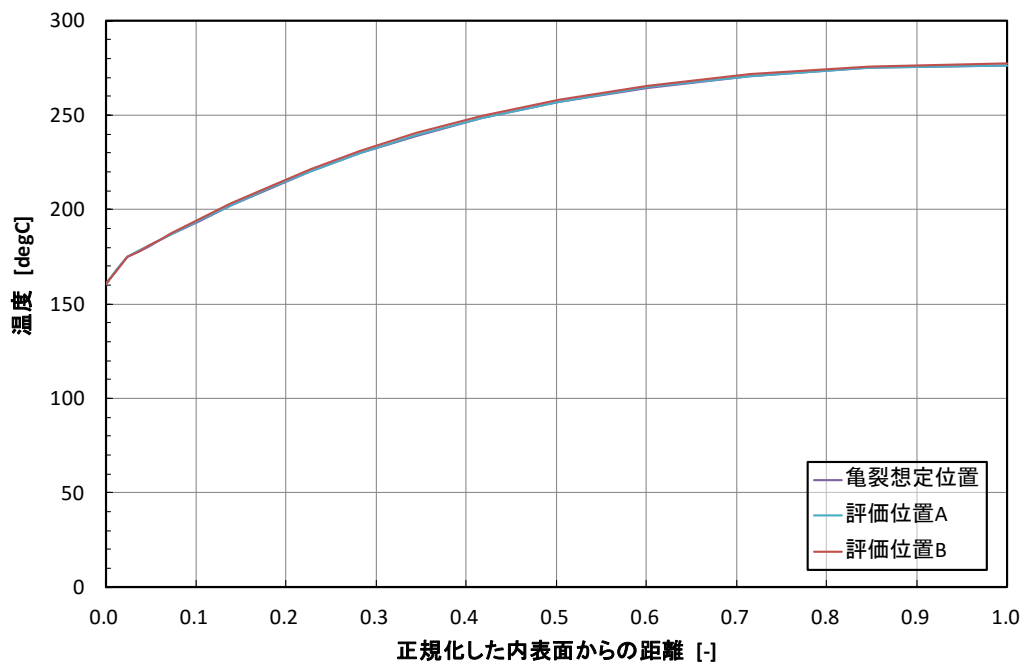


図 2.2.1-37 板厚方向の温度分布のばらつき（周方向位置による違い、1600 秒）

2) 応力分布

温度分布を取得した同一の箇所において、同一の時刻における応力分布を取得し、分析を行った。3箇所領域における板厚方向の周方向応力分布を図 2.2.1-38 から図 2.2.1-40 に示す。残留応力を考慮する場合、残留応力を考慮しない場合と比較して、現行の評価手法において亀裂が想定されるような、クラッド近傍において応力値が高いことが分かる。また、板厚比 0.2 から 0.6 の範囲において、残留応力を考慮しない場合よりも応力値が低いことも分かった。

応力値のばらつきについては、各領域において、節点の違いに伴う応力分布のばらつきは小さいことが確認された。これは温度のばらつきが小さいことに起因する。また、過渡開始からの時間が比較的短い場合で、かつ内表面近傍において、領域ごとの応力値に小さな差異が見られ、時刻の経過とともにほぼ同一の値を示すことも確認された。この傾向も、温度分布と同様の傾向であるといえる。

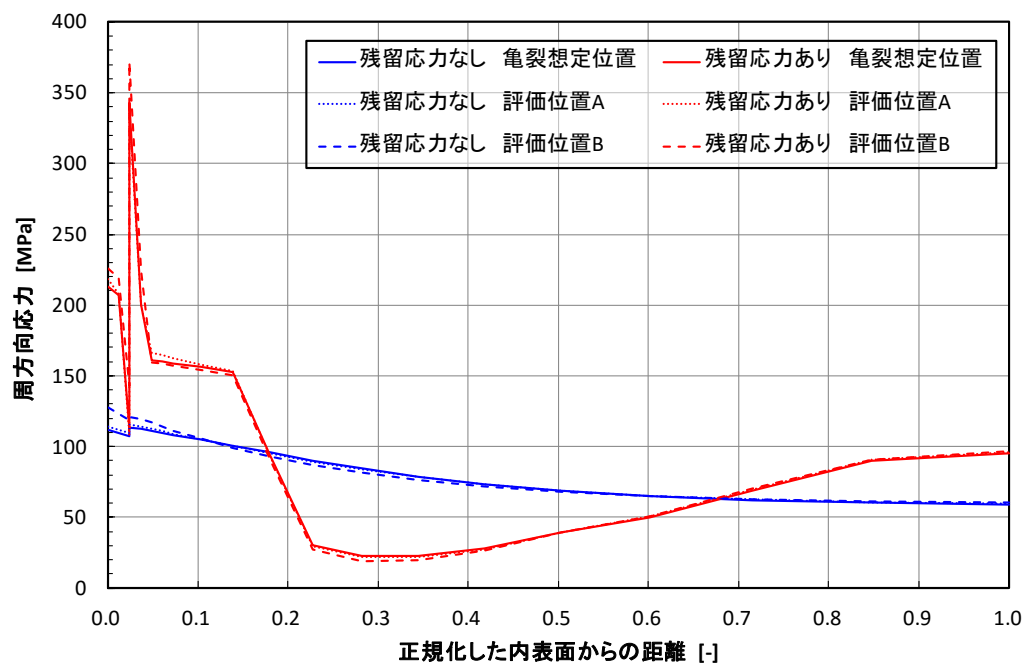


図 2.2.1-38 板厚方向の周方向応力分布のばらつき（周方向位置による違い、500 秒）

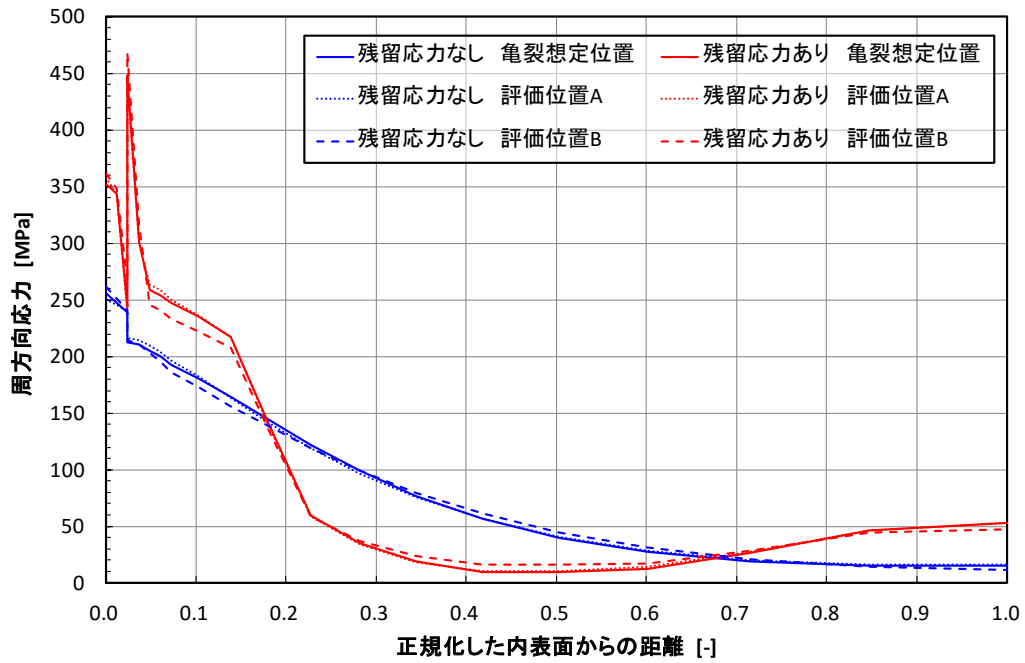


図 2.2.1-39 板厚方向の周方向応力分布のばらつき（周方向位置による違い、1100 秒）

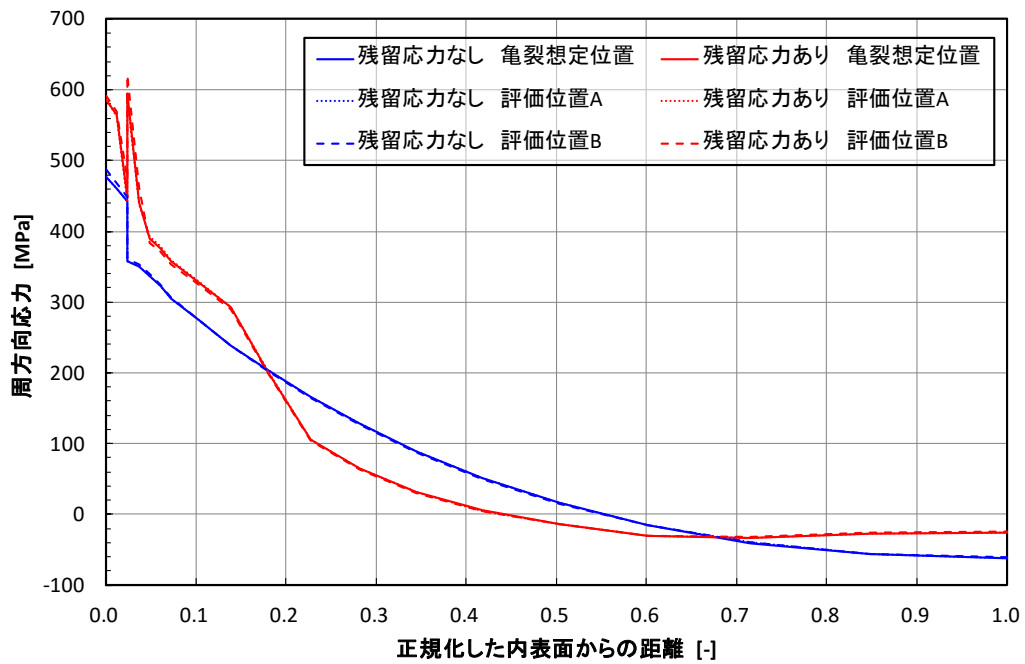


図 2.2.1-40 板厚方向の周方向応力分布のばらつき（周方向位置による違い、1600 秒）

(4) 荷重条件のばらつきによる健全性評価への影響

1) 応力拡大係数への影響

一般的に、PFM 解析においてはモンテカルロ法等を用いて多数の決定論的な破壊力学評価を行う。解析の効率等の観点から、板厚方向の応力分布を多項式近似するとともに、モード I の応力拡大係数解を用いて、応力拡大係数を算出することが多い。

残留応力を考慮しない場合の応力分布を想定すると、板厚方向の応力分布を多項式近似しても十分な精度が得られると考えられる。しかし、残留応力を考慮した場合のように、板厚方向に沿って急激に変化する応力分布に対して多項式近似を行うと、元の応力分布を十分に再現出来ず、算出した応力拡大係数の精度が低下する可能性がある。そのため、ここでは PASCAL3 に実装されている、応力分布の再現性に優れた重み関数法に基づき、軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数解を用いて、応力拡大係数を算出し、現行の評価手法等との比較分析を行った。ここでは、深さ 15mm、長さ 60mm の表面半楕円亀裂を想定する。

亀裂想定位置における 2400 秒の周方向応力分布を図 2.2.1-41 に示す。図中赤のプロットで示されるのが、FEM 解析による応力値である。母材側の応力データに対して 3 次近似を行ったものを赤色の実線で示す。母材の内表面に近い領域において、近似の精度が低いことがみてとれる。ここで、重み関数法を用いるため、内表面から外表面までの領域を 5 つの区間に分割して、それぞれの区間において応力分布を近似した。区間 1 に対応するクラッドにおいては、応力データが 3 点しかないため、線形近似とした。区間 2 から区間 5 においては、各区間内で 3 次近似を行った。図 2.2.1-41 には、各区間で近似した応力分布を併せて示している。図中黒の破線で示される位置は亀裂最深点に対応するが、その範囲において、残留応力ありの場合の応力分布をよく再現していることが分かる。

亀裂想定位置における 500 秒、1100 秒、1600 秒、2400 秒、3000 秒の応力分布を用いて得られた、亀裂想定位置、評価位置 A 及び B における亀裂最深点の応力拡大係数を図 2.2.1-42 に示す。残留応力なしの場合は母材側を 3 次近似している。また、残留応力ありの場合は母材側の応力分布を 3 次近似したものと、重み関数法を適用したものの 2 ケースを示している。残留応力あり（3 次近似）の場合の応力拡大係数は、残留応力なしの場合の応力拡大係数よりも約 $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度大きいことが分かる。また、重み関数法を適用した場合の応力拡大係数は、3 次近似した場合よりも約 $5\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度小さいことが分かった。

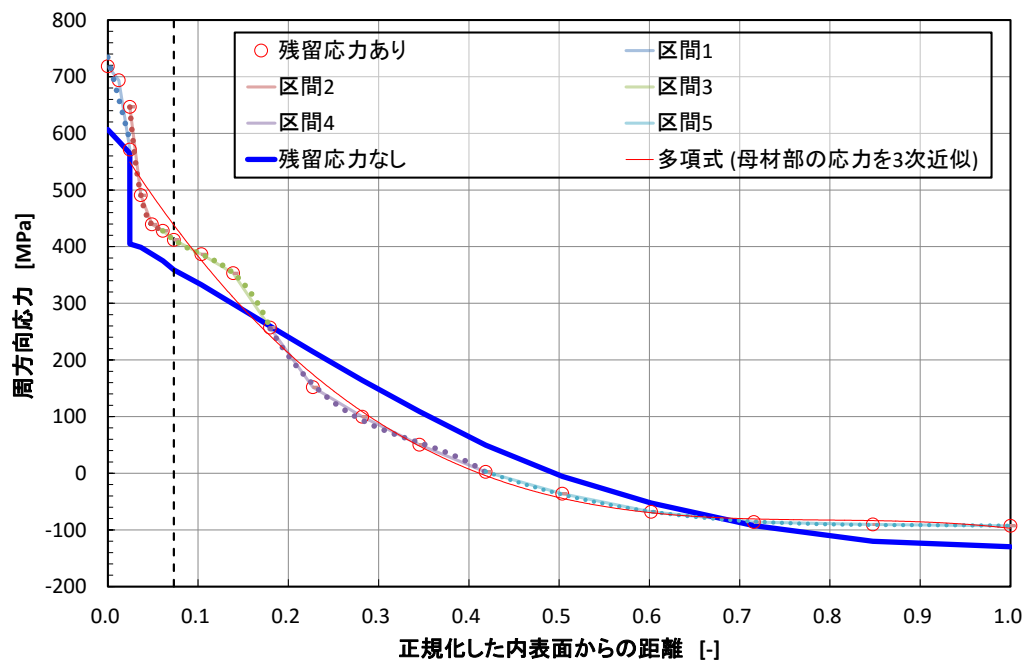


図 2.2.1-41 周方向応力分布の区間分割と重み関数法による近似

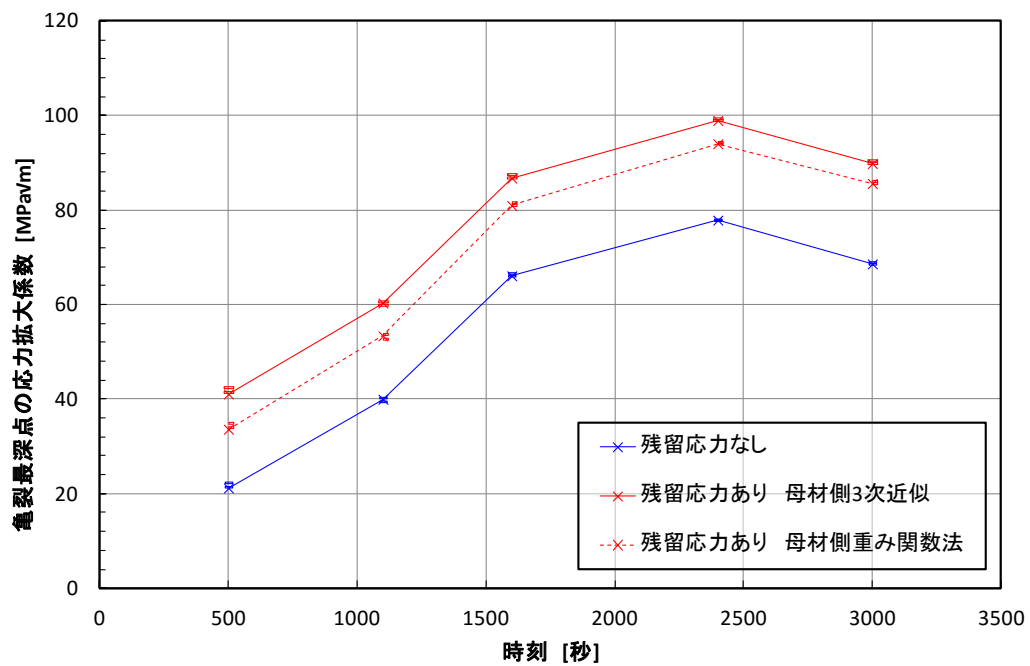


図 2.2.1-42 最深点の応力拡大係数（実線が亀裂想定位置、プロットは評価位置 A 及び B）

2) 条件付亀裂進展確率への影響

PASCAL3 を用いて算出した、亀裂想定位置、評価位置 A 及び B における亀裂進展確率を図 2.2.1-43 に示す。残留応力なしの場合は母材側を 3 次近似している。また、残留応力ありの場合は母材側の応力分布を 3 次近似したものと、重み関数法を適用したものの 2 ケースを示している。残留応力あり（3 次近似）の場合の条件付亀裂進展確率は、残留応力なしの場合の亀裂進展確率よりも 3 倍から 10 倍程度大きいことが分かる。また、重み関数法を適用した場合の亀裂進展確率は、残留応力あり（3 次近似）の場合に比べて 30%程度小さいことが分かる。これは、前述の応力分布、及び応力拡大係数の傾向と定性的に一致しており、妥当な結果が得られていると考えられる。SBLOCA においては、過渡開始からの時間が比較的短く、かつ内表面近傍で認められた応力値の差異は、条件付亀裂進展確率にはほとんど影響しないことが明らかとなった。

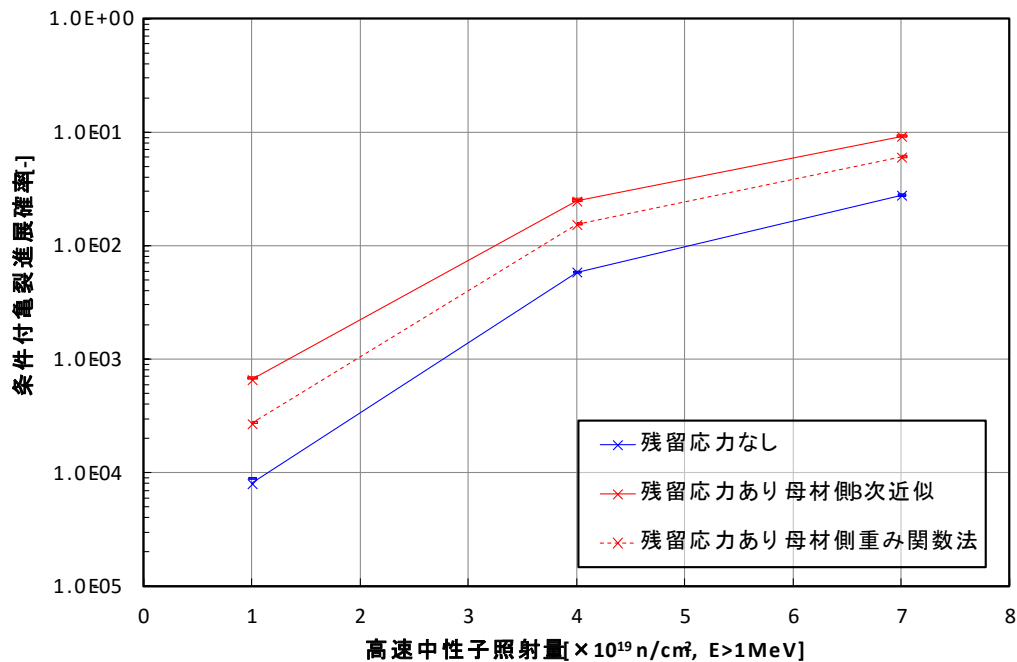


図 2.2.1-43 条件付亀裂進展確率（実線が亀裂想定位置、プロットは評価位置 A 及び B）

(5) 現行の評価手法の保守性に関する検討のまとめ

SBLOCA を対象とした場合、現行の評価手法により得られる荷重条件は、WPS 効果を考慮した場合に重要な荷重が増加する時間範囲の初期においては、3 次元モデルにより求めた残留応力を考慮しない場合の荷重条件に比べて高く、ある一定の保守性を含むことが示された。この結果は、JEAC4206¹ で規定されている混合評価式が冷却材の温度を保守的に評価するうえで有用であることを裏付けている。一方、冷却材が十分に混合し

た時間以降においては、3次元モデルにより求めた温度及び荷重条件は、現行の評価手法によるそれとほぼ同等の値を示しており、現行の評価手法は妥当であると考えられる。また、残留応力を考慮した場合の荷重条件は、残留応力を考慮しない場合のそれよりも高いことから、健全性評価をより精度よく行うためには、残留応力を考慮する必要があると考えられる。このような荷重条件の下、PASCAL3により条件付亀裂進展確率を算出したところ、評価位置の違いや応力のばらつきによる影響はほとんど見られないものの、残留応力を考慮した場合には、考慮しない場合に比べて有意に高い値となっており、残留応力を考慮することの重要性を裏付ける結果が得られた。

以上の結果は、現状では過渡がSBLOCAに限られていることから、今後SBLCOA以外の過渡を含めたより一般的な結論を得るためには、3次元CFD解析における解析時間を冷却材が混合しない範囲に限定するなど計算効率の向上を図るとともに、RELAP5のようなシステム解析コードを活用することにより、過渡事象の進展に対する、例えば操作手順の影響や、破断したあるいは破断していないループを考慮した場合の影響等も含め、より広範な解析的検討が重要であると考えられる。

2.2.2 耐圧機能喪失評価法に関する調査

過年度の実施内容は以下に記すとおりである。平成 25 年度は、国内の RPV 鋼材の亀裂伝播停止靱性 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} 曲線の設定について検討した。また、平成 26 年度は、「平成 25 年度 軽水炉燃材料詳細健全性調査」⁶で取得された国内 PWR 比較標準材の亀裂伝播停止靱性 K_{Ia} データを反映し、 K_{Ia} 曲線の設定について検討した。さらに、照射材に対する K_{Ia} 曲線の設定について検討した。

本年度は、照射材に対して亀裂伝播停止試験を実施して直接 K_{Ia} データを取得することが難しいこと等を考慮し、 K_{Ia} 特性と各種材料特性との相関性に関する調査を行い、 K_{Ia} 以外の材料特性から K_{Ia} を評価する手法について、照射前後でのデータのばらつき等も考慮した検討を行った。また、 K_{Ia} データをマスターカーブで表すことに関して、亀裂発生に対する参照温度 T_0 と亀裂伝播停止に対する参照温度 T_{KIa} の相関性及び傾向を説明することが可能となるようにメカニズム面を含めた調査を行った。

国内 RPV 鋼の照射材に対して K_{Ia} データを取得する方法としては、監視試験キャプセルに含まれている試験片または試験後の残材を活用した再生試験片を用いることが考えられるが、監視試験キャ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、 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。また、 K_{Ia} 試験により K_{Ia} データを直接取得する方法以外では、計装化シャルピー衝撃試験データとの相関性を用いて推定する方法や、マスターカーブの参照温度 T_0 と T_{KIa} との相関性を用いて推定する方法などがあるが、いずれも照射材について計装化シャルピー衝撃試験データや破壊靱性データが得られている必要がある。

そこで、本年度は、計装化シャルピー衝撃試験データ、破壊靱性データ以外の機械的特性に着目し、 K_{Ia} データとの相関性に関する検討を行った。

(1) K_{Ia} 特性と各種材料特性との相関性に関する検討

1) K_{Ia} データベースに基づく相関性の検討

過年度までに整備した K_{Ia} データベースに、各種材料特性（引張特性、シャルピー衝撃特性、落重特性）のデータを追加してデータベースの拡充を行い、これらの材料特性と K_{Ia} データとの相関性について検討を行った。データベースの出典を表 2.2.2-1 及び

⁶ 原子力規制庁事業, ”平成 25 年度 軽水炉燃材料詳細健全性調査”, (2014).

表 2.2.2-2 に示す。なお、材料特性との相関を検討する K_{Ia} 特性値を T_{KIa} とし、マスターカーブ解析により参照温度 T_{KIa} が得られている材料を対象として、以下に示す相関の検討を行った。

- ・ 参照温度 T_{KIa} — 降伏応力 σ_y
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 引張強さ σ_B
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 伸び δ
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 絞り ϕ
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 無延性遷移温度 T_{NDT}
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 吸収エネルギー41J 遷移温度 T_{r30}
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 吸収エネルギー68J 遷移温度 T_{r50}
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 破面遷移温度 T_{rs}
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 横膨出量 0.9mm 遷移温度 T_{r35M}
- ・ 参照温度 T_{KIa} — 上部棚吸収エネルギーUSE

T_{KIa} と各材料特性との関係について整理した結果を図 2.2.2-1 から図 2.2.2-10 に示す。また、対象データ数が 10 個程度以上あるものについては、線形関係を仮定し、相関式、相関係数、標準偏差を算出した。この結果を表 2.2.2-3 に示す。同表より、今回検討を行った材料特性のうち、無延性遷移温度 T_{NDT} 、シャルピー遷移温度の T_{r30} 、 T_{r50} 及び T_{r35M} の 4 つについては、 T_{KIa} との相関係数の値が 0.6~0.75 であり、比較的良好な相関性が認められた。ただし、これら 4 つの材料特性の標準偏差 σ は 18.0~25.6℃であり、比較的ばらつきが大きい結果となった。

なお、伸び δ 、絞り ϕ 及び破面遷移温度 T_{rs} 以外の材料特性については、データ数が非常に少ないものの照射材データも含まれていたため、未照射材データとの傾向の差異について確認したが、いずれも未照射材データを含むばらつきの範囲にあり、未照射材データとの差は明確には認められなかった。

表 2.2.2-1 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 ^{7,8,9}	溶接協会 TS 委員会 ^{10,11,12}	発電技検 PTS プロジェクト ⁵	火原協 KIR 検討会 ¹³	原子力規制庁事業 軽水炉燃材料詳細 健全性調査 ⁶
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-パ 型 DCB ESSO	MRL 型 ウェッジ 式テ-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。

⁷ 日本溶接協会 原子力研究委員会 7HST 小委員会, "原子炉圧力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究", (1978).

⁸ 日本溶接協会 原子力研究委員会 8HST 小委員会, "原子炉圧力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究", (1979).

⁹ 日本溶接協会 原子力研究委員会 9HST 小委員会, "原子炉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", (1981).

¹⁰ 日本溶接協会 原子力研究委員会 0TS 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", (1982).

¹¹ 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", (1983).

¹² 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", (1983).

¹³ 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]", (1996).

表 2.2.2-2 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	文献			
	CARISMA/CARINA ¹⁴	HSSI ^{15,16,17}		EPRI ^{18,19}
実施期間	CARISMA:2004~2008年 CARINA:2008~2012年	-		-
供試材	母材:5材料 HAZ:2材料 溶接金属:8材料 合計:15材料	溶接金属:2材料 合計:2材料	母材:1材料 合計:1材料	母材:2材料 溶接金属:2材料 合計:4材料
試験片	CCA試験片 Duplex型試験片	CCA試験片 (溶接金属) Duplex型試験片 (溶接金属)	CCA試験片 (母材)	CCA試験片 (母材/溶接金属)
文献	ASTM STP 1572	NUREG/CR-5584 NUREG/CR-6139	NUREG/CR-6447	EPRI NP-3616
デジタル値	無	有	有	無
備考	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 E1221-88 に従い実施。	K_{Ia} 試験は ASTM 推奨法 (E24.01.06) に従い実施。

¹⁴ 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)

¹⁵ S.K.Iskander, et al., "Results of Crack-Arrest Tests on Two Irradiated High-Copper Welds", NUREG/CR-5584, (1990)

¹⁶ 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)

¹⁷ S.K.Iskander, et al., "Results of Crack-Arrest Tests on Irradiated A 508 Class 3 Steel", NUREG/CR-6477, (1998)

¹⁸ T.R.Marger, et al., "DEVELOPMENT OF A CRACK ARREST TOUGHNESS DATA BANK FOR IRRADIATED", EPRI, NP-3616, (1984)

¹⁹ 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)

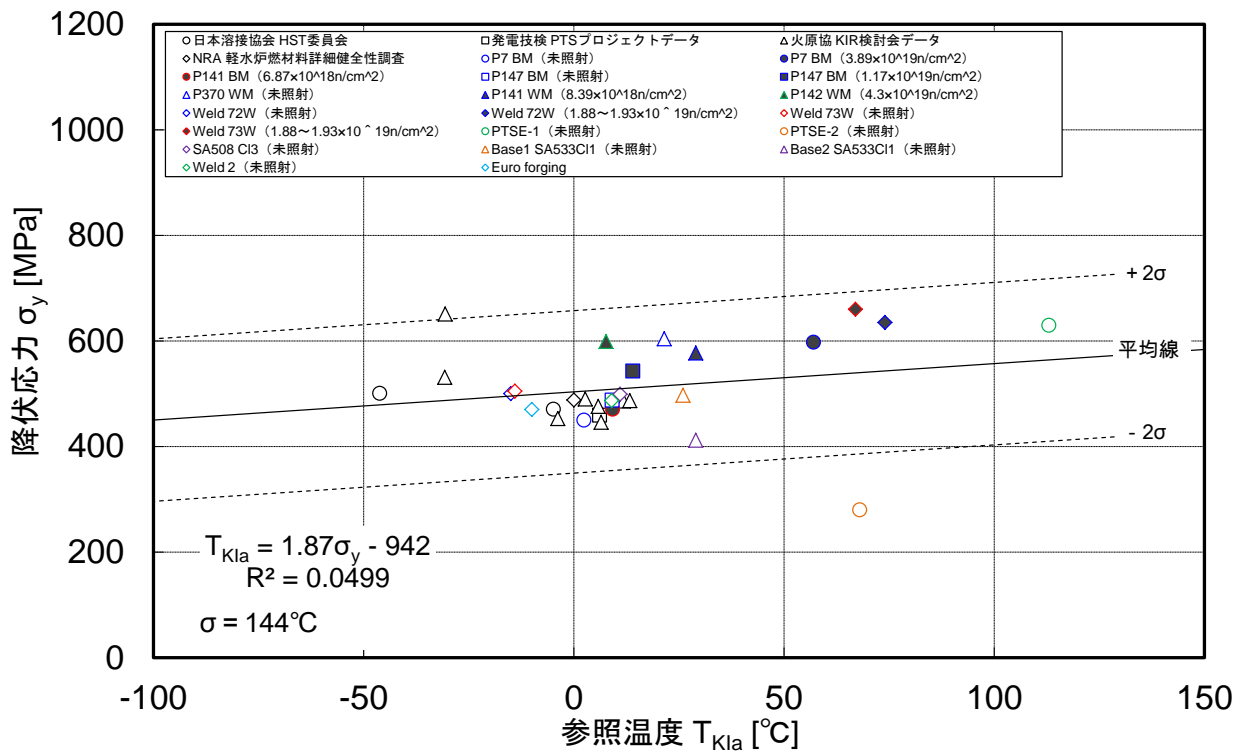


図 2.2.2-1 参照温度 T_{KIa} と降伏応力の関係

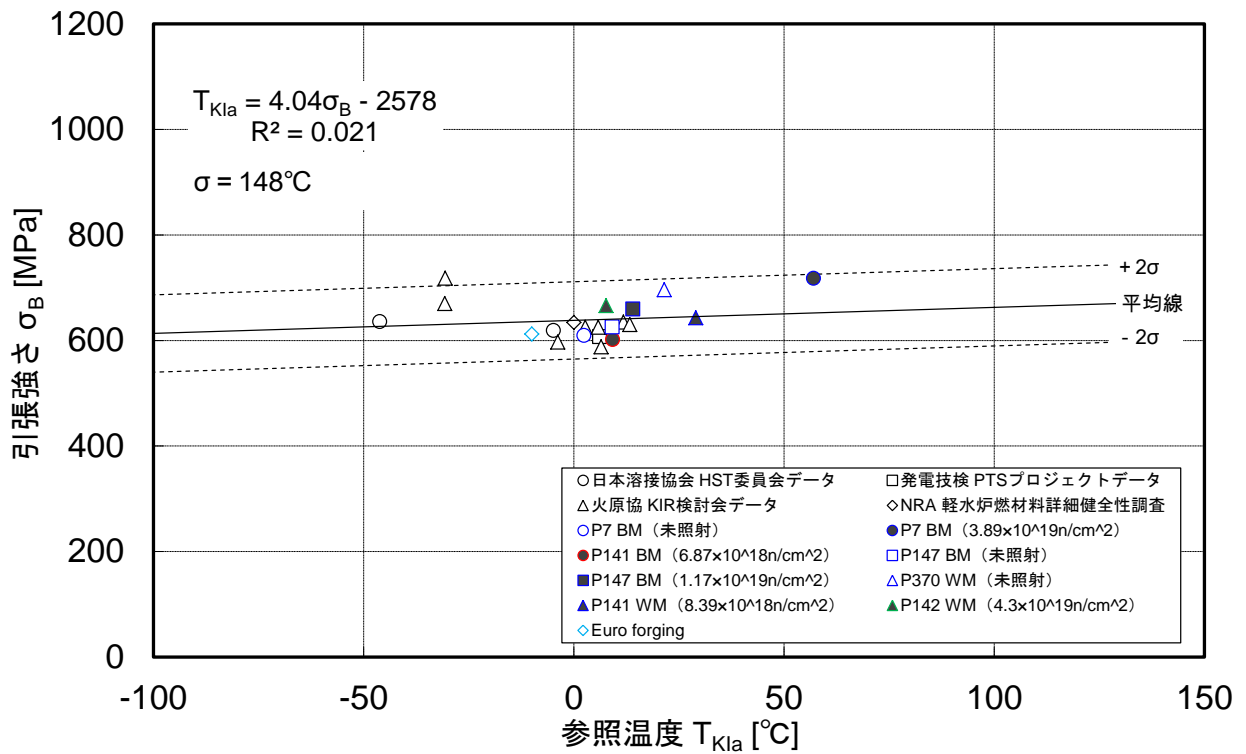


図 2.2.2-2 参照温度 T_{KIa} と引張強さの関係

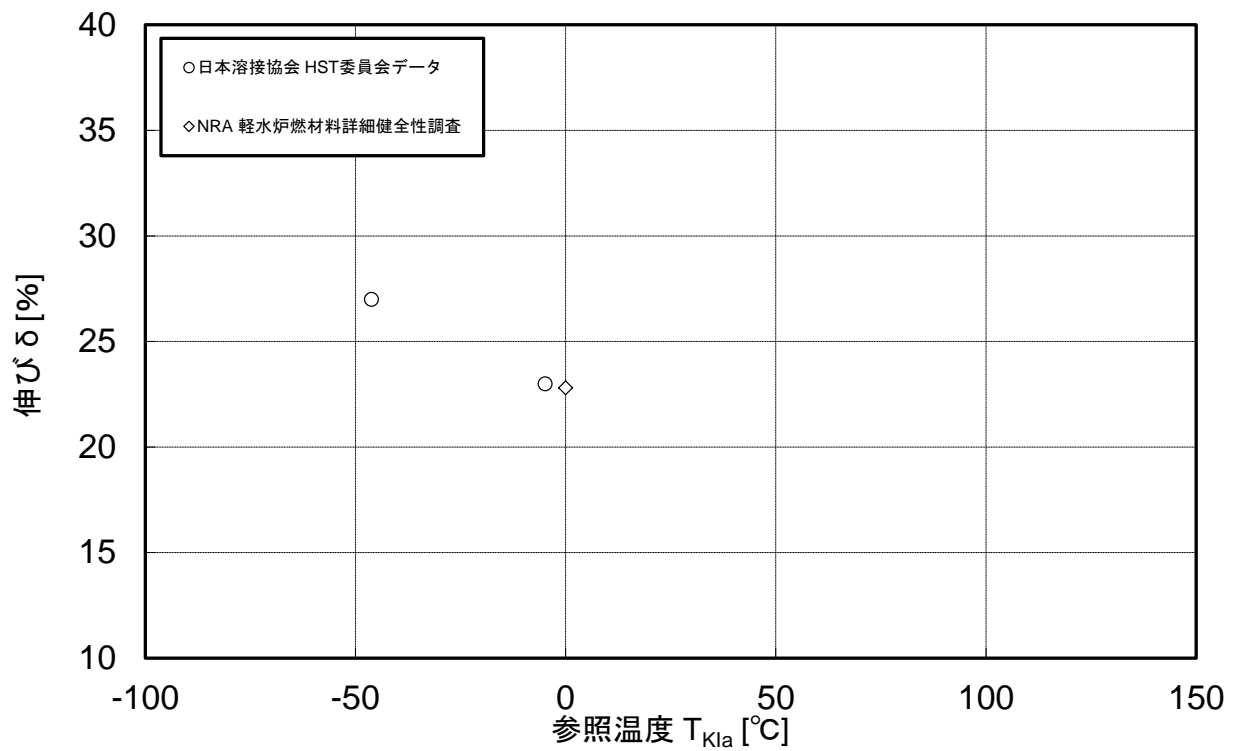


図 2.2.2-3 参照温度 T_{K1a} と伸びの関係

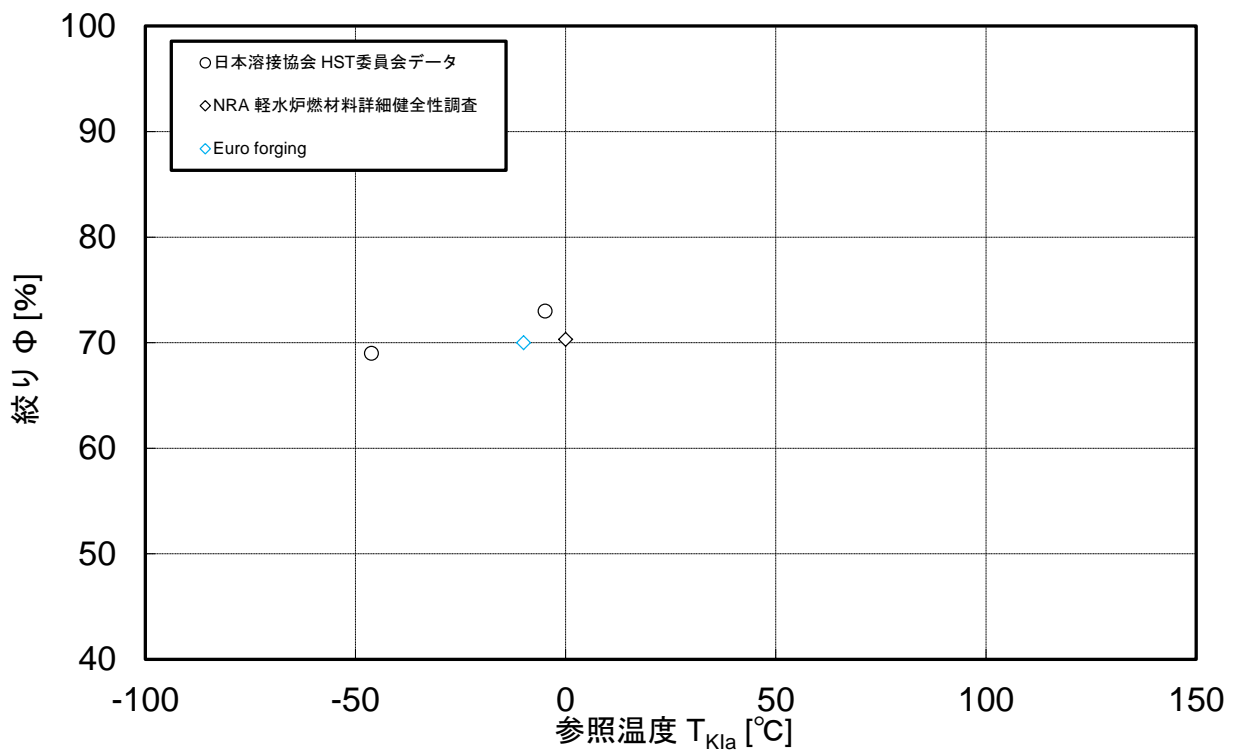


図 2.2.2-4 参照温度 T_{K1a} と絞りの関係

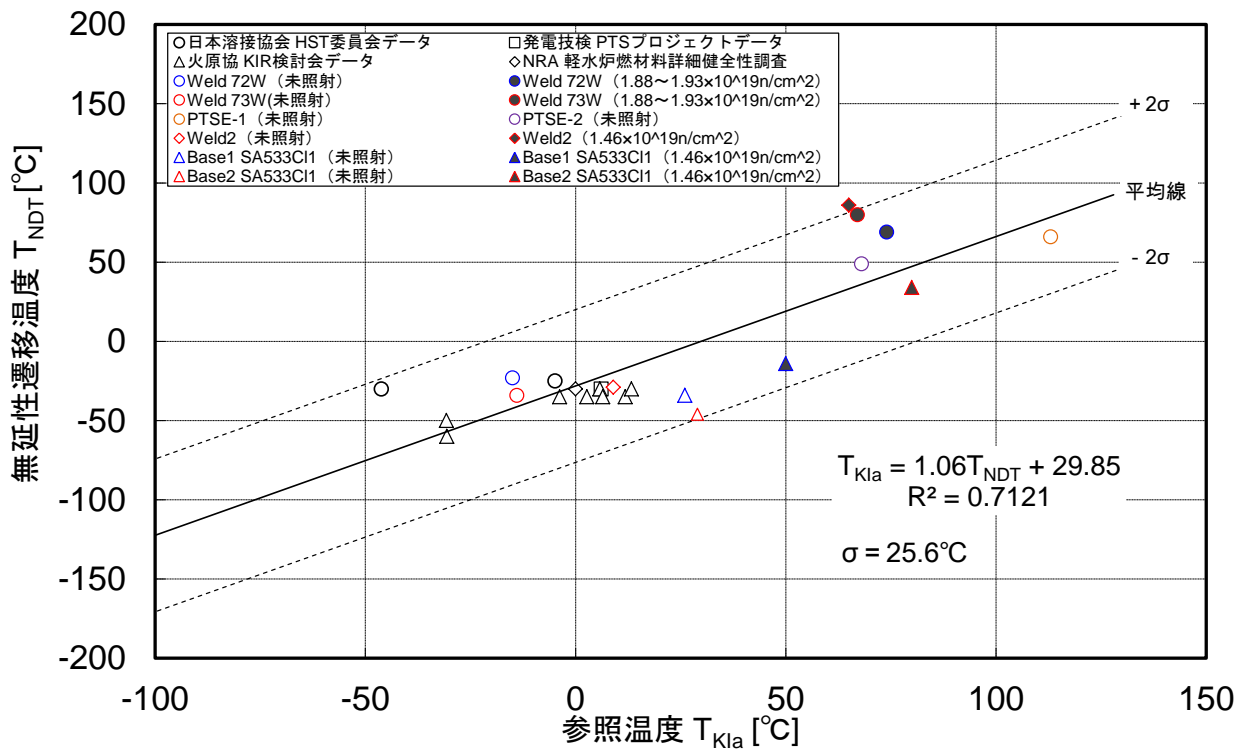


図 2.2.2-5 参照温度 T_{KIa} と無延性遷移温度 T_{NDT} の関係

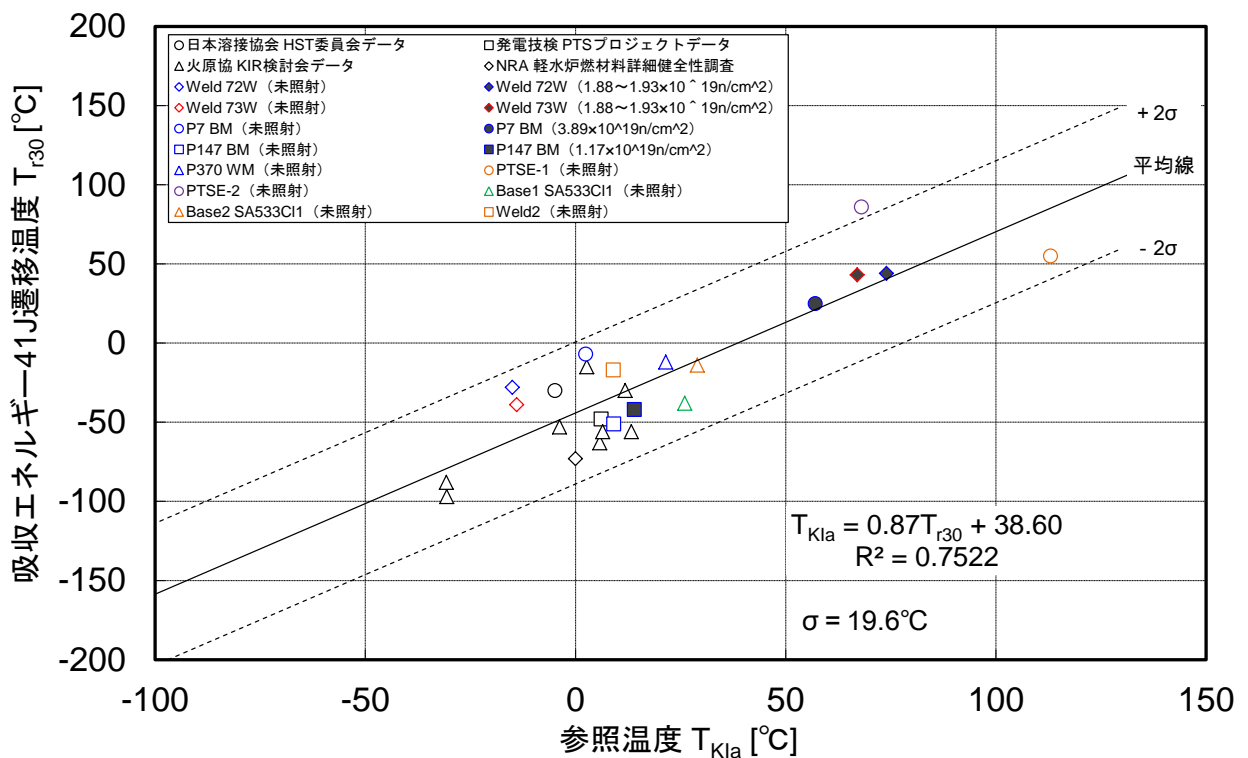


図 2.2.2-6 参照温度 T_{KIa} と吸収エネルギー41J 遷移温度 T_{r30} の関係

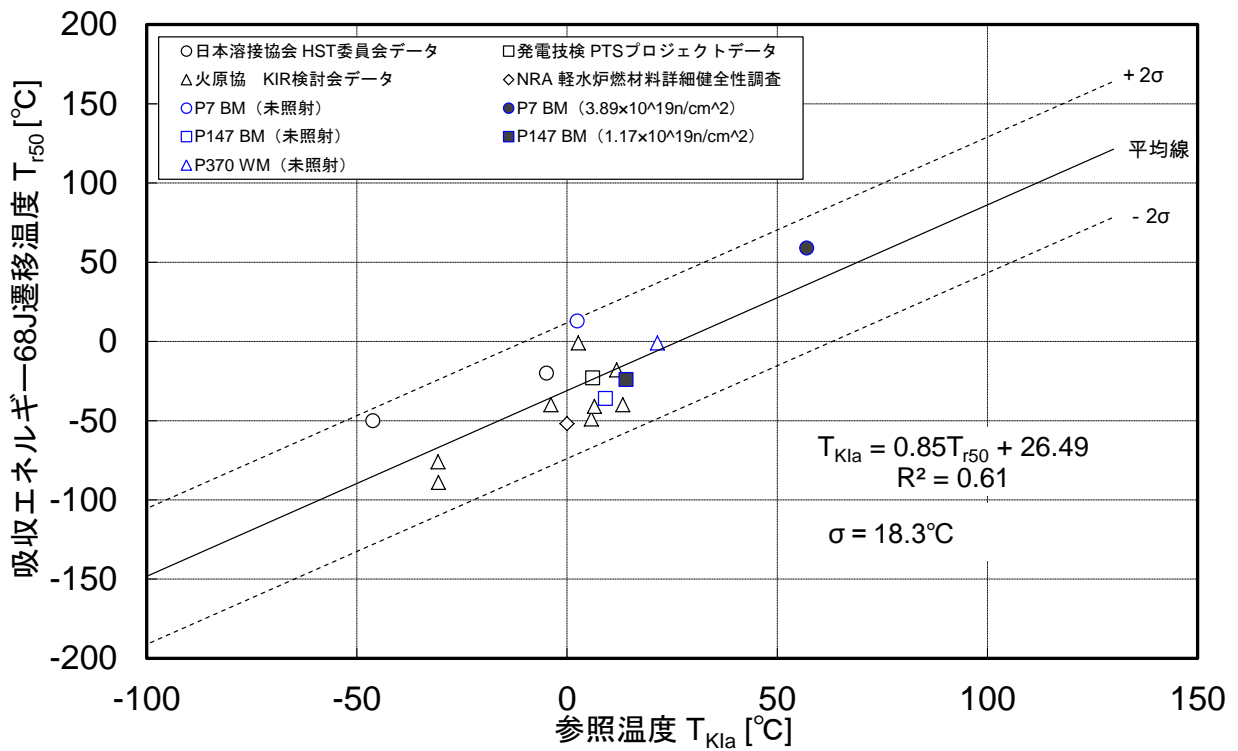


図 2.2.2-7 参照温度 T_{KIa} と吸収エネルギー68J 遷移温度 T_{r50} の関係

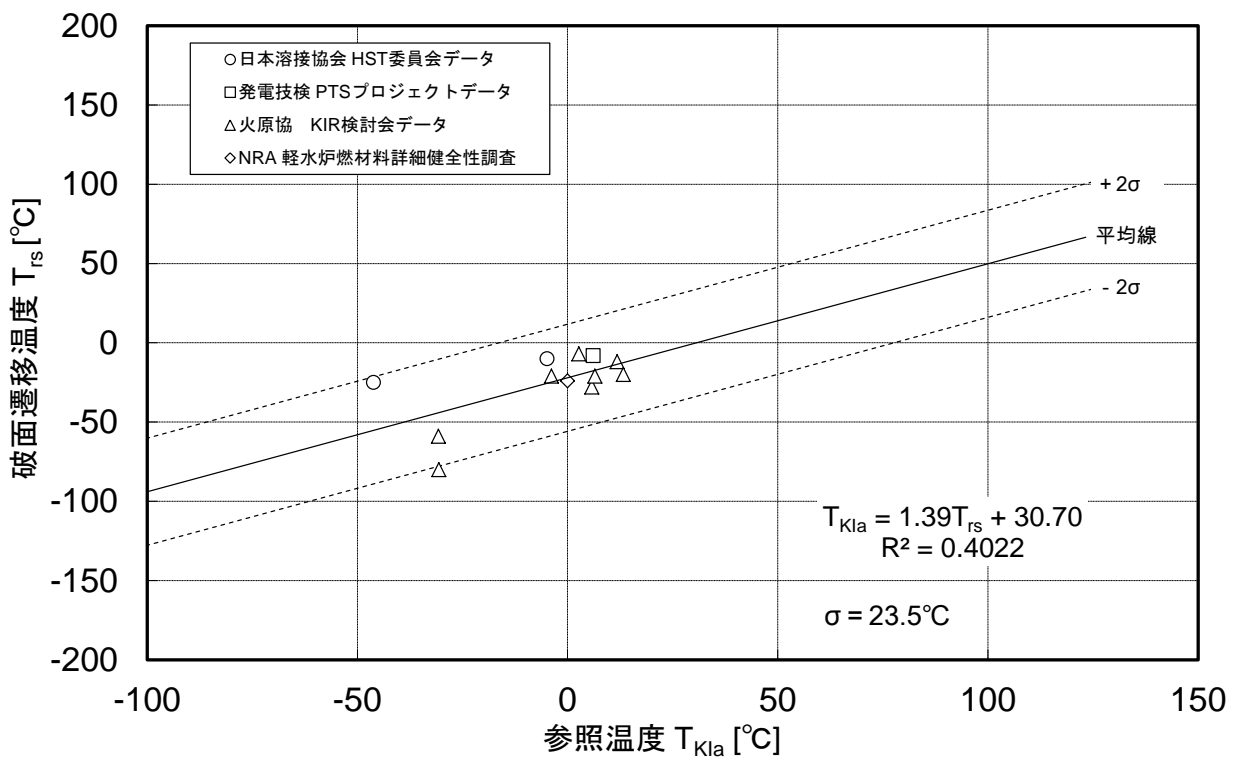


図 2.2.2-8 参照温度 T_{KIa} と破面遷移温度 T_{rs} の関係

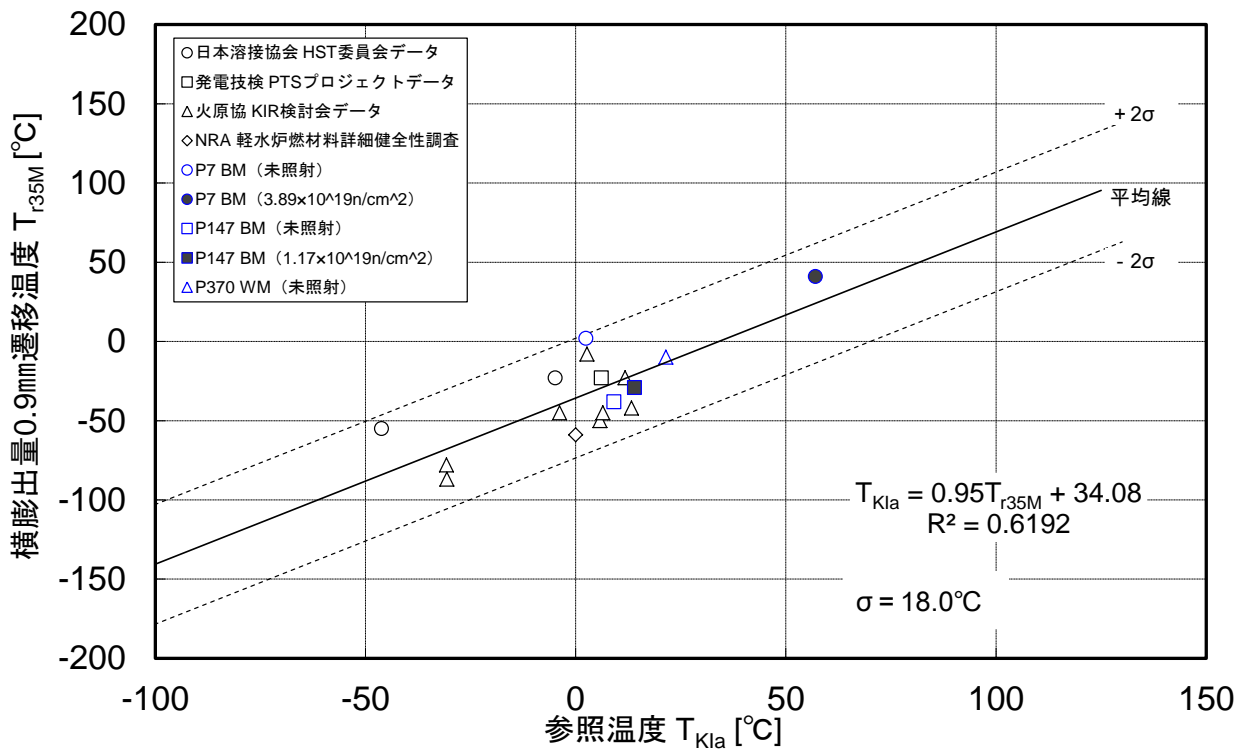


図 2.2.2-9 参照温度 T_{KIa} と横膨出量 0.9mm 遷移温度 T_{r35M} の関係

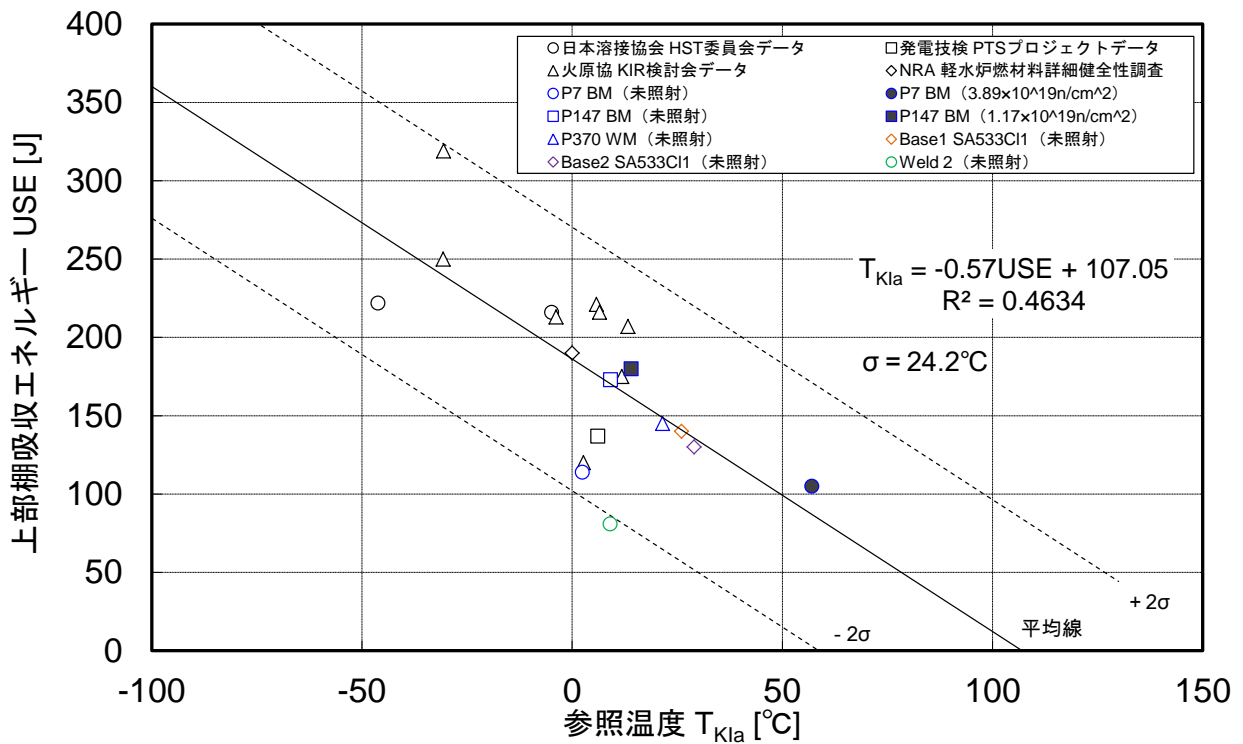


図 2.2.2-10 参照温度 T_{KIa} と上部棚吸収エネルギーUSE の関係

表 2.2.2-3 T_{K1a} と材料特性との相関性検討結果

項目	対象データ数			相関式 ($y=ax+b$)		相関係数 R^2	標準偏差 σ	備考
	未照射	照射	合計	a	b			
降伏応力 σ_y [MPa]	24	7	31	1.87	-942	0.0499	144°C	
引張強さ σ_B [MPa]	16	5	21	4.04	-2578	0.0210	148°C	
伸び δ [%]	3	0	3	—	—	—	—	対象データ数が少ないため相関性検討実施せず
絞り ϕ [%]	4	0	4	—	—	—	—	対象データ数が少ないため相関性検討実施せず
無延性遷移温度 T_{NDT} [°C]	19	5	24	1.06	29.85	0.7121	25.6°C	
吸収エネルギー41J 遷移温度 T_{r30} [°C]	21	4	25	0.87	38.60	0.7522	19.6°C	
吸収エネルギー68J 遷移温度 T_{r50} [°C]	15	2	17	0.85	26.49	0.6100	18.3°C	
破面遷移温度 T_{rs} [°C]	12	0	12	1.39	30.70	0.4022	23.5°C	
横膨出量 0.9mm 遷移温度 T_{r35M} [°C]	15	2	17	0.95	34.08	0.6192	18.0°C	
上部棚吸収エネルギー USE [J]	18	2	20	-0.57	107.05	0.4634	24.2°C	
【参考】 T_0 [°C]	58	13	71	$T_{K1a} = T_0 + 44.1 \cdot \exp(-0.006 \cdot T_0)$			20.5°C	

2) 機械的特性と K_{Ia} データの相関性に関する文献調査

計装化シャルピー衝撃試験データ、破壊靱性データ以外の機械特性データと K_{Ia} データとの相関性に関して、主要な国際会議、学会誌等で発表された文献を調査した。なお、2013年までの K_{Ia} に関する文献については過年度までにおおむね調査を実施済であるため、今年度は主として平成26以降に新たに発表された文献を主体に調査を行った。調査に当たっては、「亀裂伝播停止」、「crack arrest」、「 K_{Ia} 」、「相関性」、「correlation」等のキーワードで検索を行い、文献を抽出した。その結果、表 2.2.2-4 に示すように、 K_{Ia} に関連するものとして10件の文献を抽出された。これらの文献について内容確認を行ったが、計装化シャルピー衝撃試験により K_{Ia} を評価したものが1件あったのみであり、機械的特性データと K_{Ia} データとの相関性に関して記載されたものはなかった。

そこで、過年度までに調査対象とした文献も含めて再度調査した結果、以下の2件が確認された。

- ・文献 A: T.Planman, et al., “Evaluating crack arrest fracture toughness from Charpy impact testing”, *SMiRT14*, PaperID:G11/1 (1997).²⁰
- ・文献 B: 半田他, “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, pp.32-38(2012).²¹

文献 A では、図 2.2.2-11 に示すように T_{KIa} とシャルピー41J 遷移温度 T_{41J} との関係が整理されており、両者の間には正の相関が認められている。ただし、標準偏差については $\sigma = 21.1^\circ\text{C}$ と比較的ばらつきが大きい結果となっている。

また、文献 B は引張強さが 496MPa から 979MPa の炭素鋼について、図 2.2.2-12 に示すように板厚 25mm 相当の K_{ca} が $6000\text{N}/\text{mm}^{3/2}$ となる温度 ${}_{25}T_{K6000}$ と破面遷移温度 ${}_vT_{rs}$ との相関について検討が行われており、両者の間に正の相関が認められている。同図 (b) に示すように、 ${}_vT_{rs}$ に加えて集合組織の形態を考慮することにより、両者の間の相関係数がさらに改善されることが報告されている。

²⁰ T.Planman, et al., “Evaluating crack arrest fracture toughness from Charpy impact testing”, *SMiRT14*, PaperID:G11/1, (1997).

²¹ 半田他, “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, pp.32-38(2012).

表 2.2.2-4 亀裂伝播停止に関する文献調査対象（その1）

文献番号	著者	タイトル	出典	備考
①	X.Yang, C.Jacquemoud, P.Bompard, S.Marie	A Local Criterion to Predict Cleavage Crack Propagation and Arrest in a RPV Steel	<i>Transactions, SMiRT-23, Paper ID 128 (2015)</i>	ひずみ速度依存のローカルクライテリアを熱衝撃に適用
②	S.Aihara, K.Shibanuma, T.Namegawa	Numerical Simulation of Brittle Crack Propagation and Arrest in Steels Considering Shear-Lip Formation	<i>Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference, pp.98-105 (2014)</i>	脆性亀裂の伝播と停止のシミュレーションに関する文献
③	T.Kawabata, T.Inoue, Y. Shimada, T.Honda, M.Kaneko, K.Sugimoto, S.Aihara, K.Shibanuma	Proposal of Test Method for Brittle Crack Arrest Toughness, Kca –Study on Standard Test Method for Crack Arrest Toughness, Kca-1 -	<i>Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference, pp.106-113 (2014)</i>	溶接協会の標準 ESSO 試験法に関する文献 試験標準の概要
④	Y. Shimada, T.Inoue, T.Kawabata, T.Honda, M.Kaneko, K.Sugimoto, S.Aihara, K.Shibanuma	Effect of Specimen Size and Applied Stress on Brittle Crack Arrest Toughness –Study on Standard Test Method for Crack Arrest Toughness, Kca-2 -	<i>Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference, pp.114-121 (2014)</i>	溶接協会の標準 ESSO 試験法に関する文献 試験片寸法と負荷応力の影響
⑤	M.Kaneko, T.Kawabata, S.Aihara, K.Shibanuma, K.Sugimoto, T.Inoue, Y. Shimada, T.Honda	Effect of Impact Energy on Brittle Crack Propagation Behavior of Crack Arrest– Study on Standard Test Method for Crack Arrest Toughness, Kca-3 -	<i>Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference, pp.122-129 (2014)</i>	溶接協会の標準 ESSO 試験法に関する文献 衝撃エネルギーの影響
⑥	T.Honda, Y. Shimada, T.Kawabata, T.Inoue, M.Kaneko, K.Sugimoto, S.Aihara, K.Shibanuma	Effect of Stress Reflection on Dynamic Stress Intensity Factor of Crack Arrest Toughness Specimen–Study on Standard Test Method for Crack Arrest Toughness, Kca-4 -	<i>Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference, pp.130-136 (2014)</i>	溶接協会の標準 ESSO 試験法に関する文献 動的応力拡大係数への応力波反射の影響
⑦	T.Kawabata, T.Namegawa, M.Kaneko, Y. Shimada, H.Tajika, K.Shibanuma, S.Aihara	Numerical Analyses of Press-notched Bend Tests and Applicability to Simplified Method of Arrest Toughness Evaluation	<i>Proceedings of the Twenty-fifth International Ocean and Polar Engineering Conference, pp.169-176 (2015)</i>	プレスノッチ曲げ試験の数値解析と K_{Ia} 評価への適用性に関する文献

表 2.2.2-4 亀裂伝播停止に関する文献調査対象（その2）

文献 番号	著者	タイトル	出典	備考
⑧	T.Vadholm, H.O.Nordhagen, E.Ostby, O.M.Akselsen	Instrumented Charpy Testing Revisited –Possible Use for Arctic Steels?	<i>Proceedings of the Twenty-fifth International Ocean and Polar Engineering Counference</i> , pp.324-330 (2015)	計装化シャルピー 衝撃試験を用 いた 420MPa 級鋼 HAZ 部の K_{Ia} の評 価に関する文献
⑨	G.B.An, W.Woo, J.U.Park, V.Em	Comparison of crack-arrest fracture toughness between low and high heat-input thick weld specimens	<i>Int J Fract</i> , 194, pp.197-203 (2015)	溶接部の入熱量 による亀裂伝播 停止靱性の比較 に関する文献
⑩	S.Sathyanarayanan, A.Moitra, G.Sasikala, A.K.Bhaduri	Evaluation of Crack Arrest Toughness (K_{IA}) of P91 Steel in Various Cold Workd and Thermally Aged Conditions	<i>Journal of Materials Engineering and Performance</i> , Vol.24(2), pp.909-919 (2015)	PCCV 試験片を用 いた計装化シャ ルピー衝撃試験 による K_{IA} の評価 に関する文献

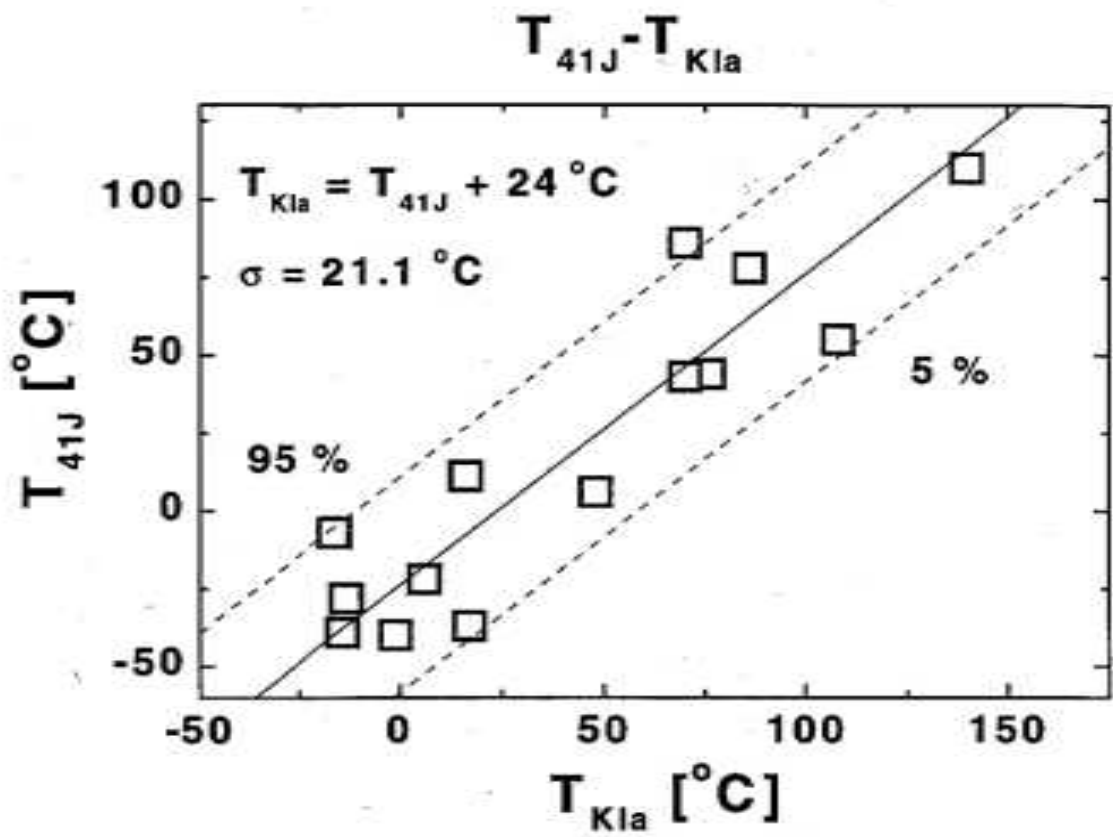
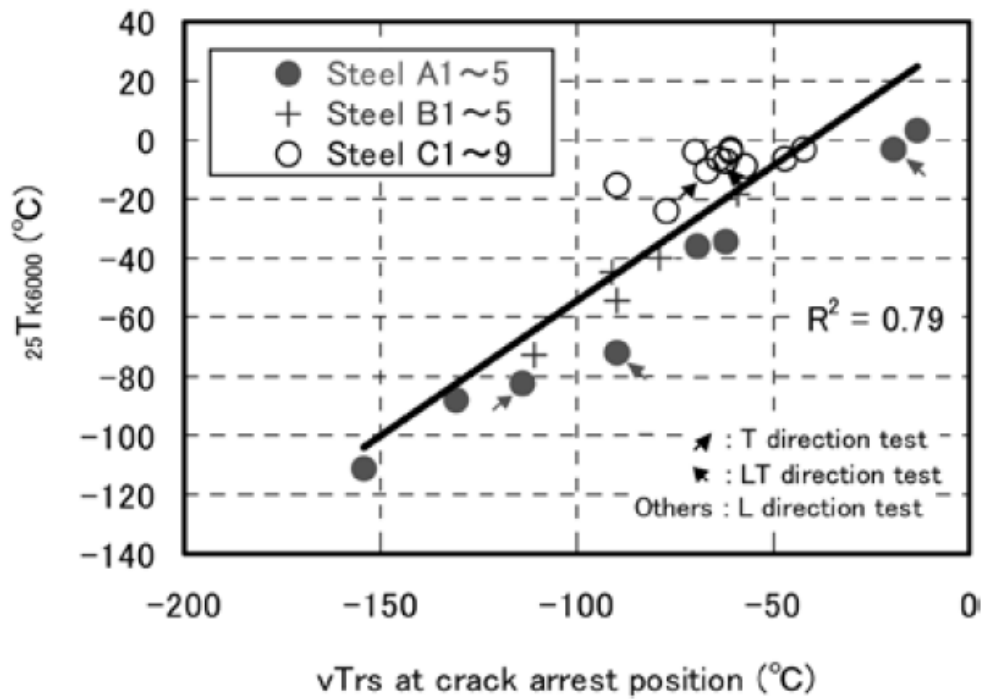
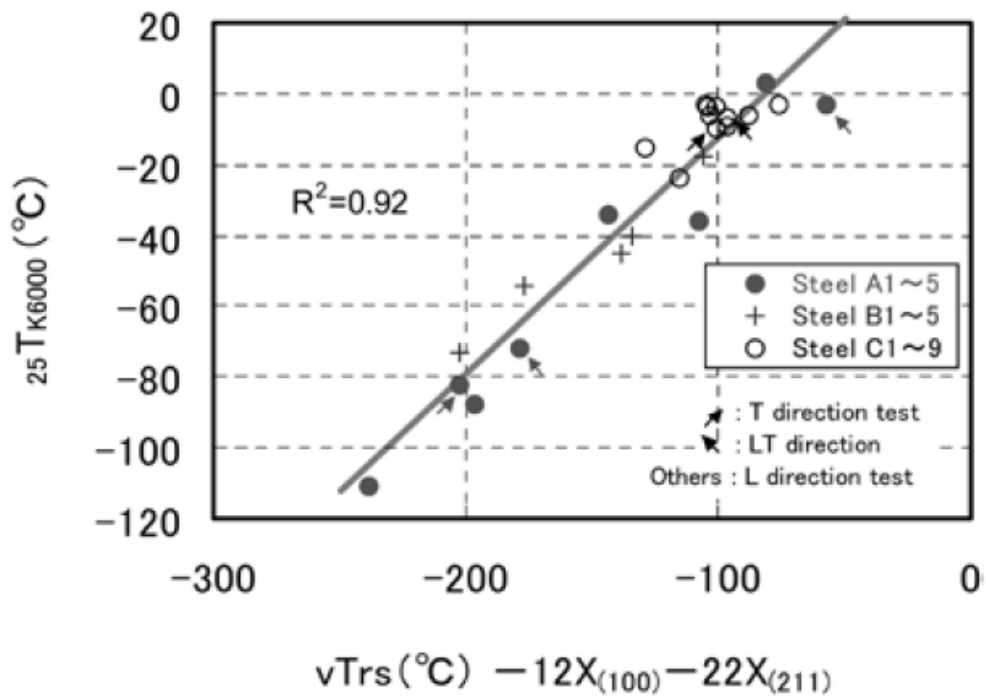


図 2.2.2-11 参照温度 T_{KIa} と 41J 遷移温度 T_{41J} の関係²⁰



(a) vT_{rs} との相関



(b) (100) 面及び (211) 面への形態を考慮した vT_{rs} との相関

図 2.2.2-12 亀裂伝播停止遷移温度 $25T_{K6000}$ と破面遷移温度 vT_{rs} の関係²¹

(2) 計装化シャルピー衝撃試験データと K_{Ia} データの相関式の適用性に関する調査

K_{Ia} データとの相関性が報告されている計装化シャルピー衝撃試験に関して、試験及び評価に関する規格である ASTM E2298-13a²²（以下、「ASTM」という。）及び ISO 14556:2015²³（以下、「ISO」という。）を調査するとともに、測定及び評価上の留意点等の検討を行った。

両者について、試験機、試験手順、評価方法等の項目ごとに対比できる形で整理した結果を表 2.2.2-5 に示す。いずれの項目においても、両者に大きな差異はない。当試験で作成する衝撃力-変位曲線において、ASTM²²では3タイプ、ISO²³では6タイプの分類を行っているが、得られる衝撃力、変位、吸収エネルギーの特性値は同一である。

評価上の留意点として、衝撃力-変位曲線から亀裂進展停止時衝撃力 F_a を算出する際の具体的方法は示されておらず、衝撃力の急激な低下以降の残存部分の挙動を式により近似することとなるが、その近似範囲の設定の仕方によって F_a の値に差が生じる可能性がある。そのため、後述する計装化シャルピー衝撃試験データの整理において、近似範囲による F_a 算出値の差を確認した。その他項目に関しては、規格に従った試験及び評価により、信頼性のあるデータが得られると考える。

次に、計装化シャルピー衝撃試験データと K_{Ia} データについて提案されている相関式について、国産原子炉容器鋼材への適用性を検討するため、比較標準材について得られた計装化シャルピー衝撃試験データを入手し、 T_{Fa4kN} の評価を行った。

衝撃力-変位曲線の作成に当たっては、ASTM²² 及び ISO²³ 規格を参照して、衝撃力の時間経過から求めた変位で整理した。亀裂進展停止時衝撃力 F_a の算出方法は ASTM²² 及び ISO²³ 規格に示されており、衝撃力-変位曲線において、不安定亀裂発生に伴う衝撃力の急激な低下部分と、それに続く衝撃力の残存部分の挙動を近似した曲線との交点から求める。この時に近似する範囲については、規格及び文献には詳細な記述がないため、曲線近似範囲が F_a に与える影響について検討した。図 2.2.2-16 (a) に、CV-12 の試験ケースの衝撃力-変位曲線を示す。不安定亀裂停止後、衝撃力の低下が安定したと考えられる変位範囲は 3.0mm であり、これを最大として、衝撃力の急激な低下部分から 0.75mm、1.50mm、2.25mm、3.0mm までの4つの曲線近似範囲で F_a を算出した。その結果、図 2.2.2-16 (b) に示すように、曲線近似範囲を 0.75 mm で算出した F_a のみが小さい値となり、1.50 mm 以上では同等の値となった。したがって、極端に狭い範囲で曲線近似を行わなければ、 F_a の算出値に影響はないと考えられる。なお、今回の試験ケースでは、衝撃力の急激な低下後の振動は 0.7 mm 範囲であり、一つの目安として、振動範囲の2倍以上の範囲で曲線近似を行うのが望ましい。

各試験ケースの衝撃力-変位曲線から F_a を求めた結果を表 2.2.2-6 に示す。なお、CV-01 (13.5℃)、CV-02 (13.5℃)、CV-09 (0℃) では、不安定亀裂の発生は認められなかつ

²² ASTM E2298-13a, “Standard Test Method for Instrumented Impact Testing of Metallic Materials”, (2013).

²³ ISO 14556:2015, “Metallic materials -- Charpy V-notch pendulum impact test -- Instrumented test method”, (2015).

た。また、CV-05 (-60℃)、CV-06 (-80℃)、CV-07 (-100℃) では、不安定亀裂の停止が認められず、 $F_a=0\text{kN}$ となっている。

F_a と温度との関係を図 2.2.2-17 に示す。Wallin により F_a と温度には以下の相関式が示されており²⁴、この式を用いて近似を行った。

$$F_a = 4 \exp\{(T - T_{Fa4kN})/A\} \quad (2.2.2-1)$$

T_{Fa4kN} : 計装化シャルピーにて評価荷重が 4kN となる温度 (℃)

A : 材料パラメータ (℃)

評価の結果、比較標準材の T_{Fa4kN} は -10.0℃ となった。比較標準材の T_{KIa} は 0℃²⁵ であることから、 T_{KIa} と T_{Fa4kN} について示されている相関式と比較した結果、図 2.2.2-18²⁰ 及び図 2.2.2-19²⁶ に示すように、相関式とよく一致する結果となった。

なお、 $F_a=0\text{kN}$ のデータを除いて近似した場合の T_{Fa4kN} は -10.5℃ であり、両者の有意差は認められなかった。

²⁴ K.Wallin, “DESCRIPTIVE POTENTIAL OF CHARPPY-V FRACTURE ARREST PARAMETER WITH RESPECT TO CRACK ARREST K_{Ia} ”, VTT-MET B-211,(1993).

²⁵ 原子力規制庁事業, “平成26年度 軽水炉燃材料詳細健全性調査”, (2015).

²⁶ E.Keim, et al., ”PROGRESS ON THE NATIONAL PROJECT CARISMA:CRACK ARREST TESTING OF IRRADIATED MATERIALS”, PVP2007-26506, (2007).

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 1)

項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
参照標準	<ul style="list-style-type: none"> • A370 : Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products • E4 : Practices for Force Verification of Testing Machines • E23 : Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials • E177 : Practice for Use of the Terms Precision and Bias in ASTM Test Methods • E691 : Practice for Conducting an Interlaboratory Study to Determine the Precision of a Test Method • E2248 Test Method for Impact Testing of Miniaturized Charpy V-Notch Specimens • ISO 14556 : Steel—Charpy V-notch Pendulum Impact Tests—Instrumented Test Method. 	<ul style="list-style-type: none"> • ISO 148-1, Metallic materials -- Charpy pendulum impact test -- Part 1 : Test method. • ISO 148-2, Metallic materials -- Charpy pendulum impact test -- Part 2 : Verification of testing machines.
適用範囲	<p>鉄鋼材料のシャルピーV ノッチ試験片 (CVN) 及びミニチュアシャルピーV ノッチ試験片 (MCVN) について、ひずみゲージによる計装化シャルピー振り子式衝撃試験について規定。ただし、圧電式ロードセルまたは加速度計を使用した試験についても、それらの温度感受性が明確に示されれば除外されない。</p>	同左

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 2)

項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
原理	<p>(1) シャルピー衝撃試験において、ひずみゲージを取り付けた計装化衝撃刃により、衝撃時の電圧を時間関数として計測する。</p> <p>(2) 電圧-時間曲線を静的校正により衝撃力-時間曲線に変換する。</p> <p>(3) 衝撃力-時間曲線の 2 重積分により、衝撃力-変位曲線を得る。</p>	同左
試験機	<p>衝撃力-時間または衝撃力-変位曲線を求めるために計装化したシャルピー振り子式衝撃試験機を使用する。</p> <p>(1) 計測システム</p> <ul style="list-style-type: none"> ・必要な応答周波数 <ul style="list-style-type: none"> CVN : 100kHz 以上 MCVN : 250kHz 以上 <p>(ただし、衝撃力-変位曲線から吸収エネルギーが問題なく求まるのであれば、100kHz 以上あればよい)</p> ・変位計測システムの定格値 : 30 mm 以上 ・サンプリング速度 <ul style="list-style-type: none"> CVN : 250kHz 以上 MCVN : 1MHz 以上 ・ビット数 <ul style="list-style-type: none"> CVN : 10 ビット (推奨は 12 ビット以上) MCVN : 12 ビット以上 ・データ保管容量 : 8000 点以上 	<p>同左</p> <p>(1) 計測システム 同左</p>

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 3)

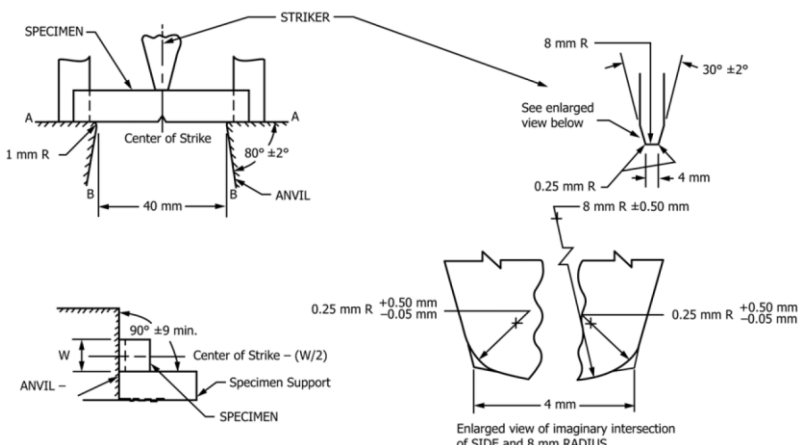
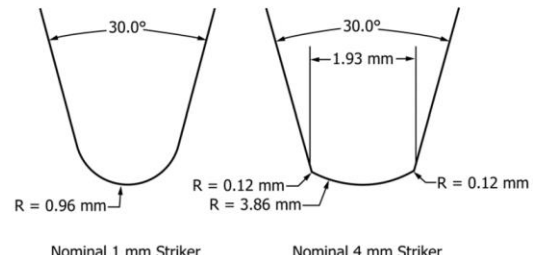
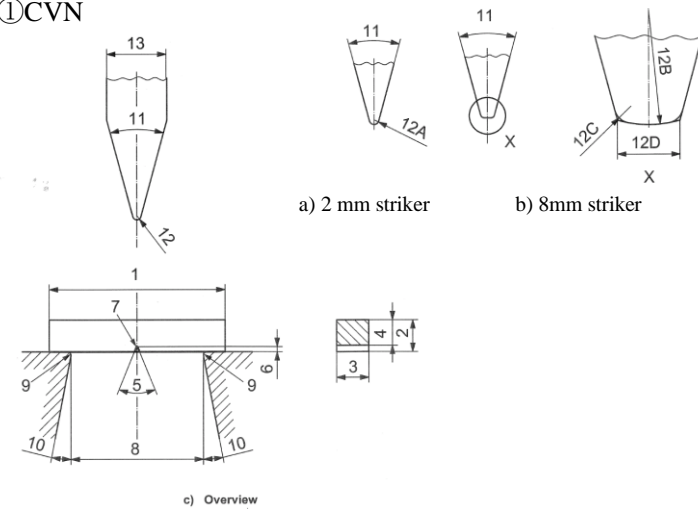
項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³																																	
試験機	<p>(2) 衝撃刃及びアンビル</p> <p>① CVN</p>  <p>② MCVN</p> <p>Miniaturized Charpy V-Notch Strikers</p> 	<p>(2) 衝撃刃</p> <p>① CVN</p>  <p>a) 2 mm striker b) 8 mm striker</p> <p>c) Overview</p> <table border="1" data-bbox="1276 925 1948 1197"> <thead> <tr> <th>Number^a</th> <th>Designation</th> <th>Size</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>8</td> <td>Distance between anvils</td> <td>$40^{+0.20}_{-0.50}$ mm</td> </tr> <tr> <td>9</td> <td>Radius of anvils</td> <td>$1^{+0.50}_{-0.50}$ mm</td> </tr> <tr> <td>10</td> <td>Angle of taper of anvil</td> <td>$11^\circ \pm 1^\circ$</td> </tr> <tr> <td>11</td> <td>Angle of striker</td> <td>$30^\circ \pm 1^\circ$</td> </tr> <tr> <td>12</td> <td>Radius of curvature of edge of striker:</td> <td></td> </tr> <tr> <td>12A</td> <td>2 mm striker</td> <td>2.00 mm to 2.50 mm</td> </tr> <tr> <td>12B</td> <td>8 mm striker</td> <td>$8 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$</td> </tr> <tr> <td>12C</td> <td>Radius of shoulder of 8 mm striker</td> <td>$0.25 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$</td> </tr> <tr> <td>12D</td> <td>Width of edge of 8 mm striker</td> <td>$4 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$</td> </tr> <tr> <td>13</td> <td>Width of striker</td> <td>10 mm to 18 mm</td> </tr> </tbody> </table> <p>② MCVN</p> <p>試験片図に併せて示す。</p>	Number ^a	Designation	Size	8	Distance between anvils	$40^{+0.20}_{-0.50}$ mm	9	Radius of anvils	$1^{+0.50}_{-0.50}$ mm	10	Angle of taper of anvil	$11^\circ \pm 1^\circ$	11	Angle of striker	$30^\circ \pm 1^\circ$	12	Radius of curvature of edge of striker:		12A	2 mm striker	2.00 mm to 2.50 mm	12B	8 mm striker	$8 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$	12C	Radius of shoulder of 8 mm striker	$0.25 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$	12D	Width of edge of 8 mm striker	$4 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$	13	Width of striker	10 mm to 18 mm
	Number ^a	Designation	Size																																
8	Distance between anvils	$40^{+0.20}_{-0.50}$ mm																																	
9	Radius of anvils	$1^{+0.50}_{-0.50}$ mm																																	
10	Angle of taper of anvil	$11^\circ \pm 1^\circ$																																	
11	Angle of striker	$30^\circ \pm 1^\circ$																																	
12	Radius of curvature of edge of striker:																																		
12A	2 mm striker	2.00 mm to 2.50 mm																																	
12B	8 mm striker	$8 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$																																	
12C	Radius of shoulder of 8 mm striker	$0.25 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$																																	
12D	Width of edge of 8 mm striker	$4 \text{ mm} \pm 0.05 \text{ mm}$																																	
13	Width of striker	10 mm to 18 mm																																	

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 4)

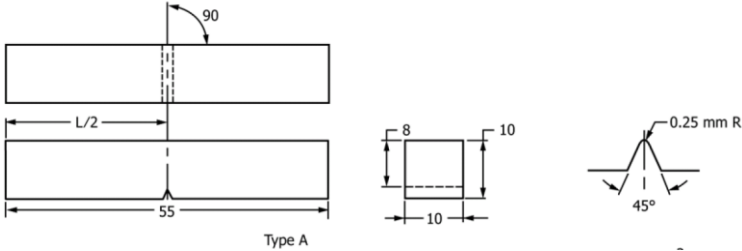
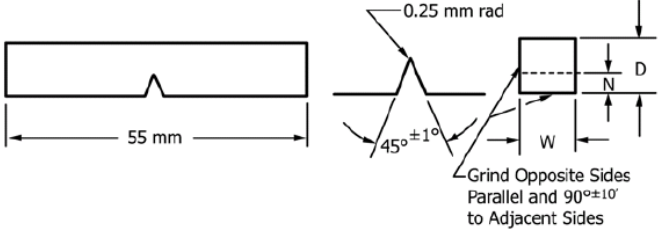
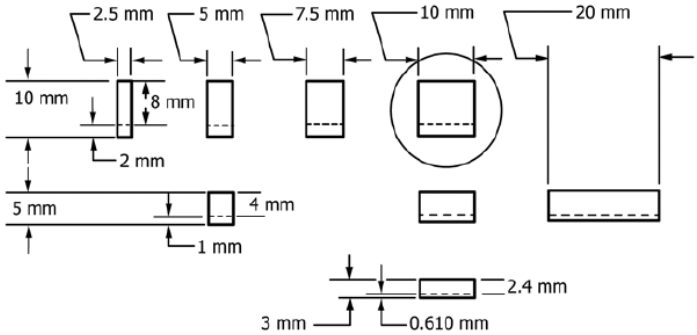
項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
試験片	<p>(1) CVN</p>  <p>Type A</p> <p>または</p>  <p>0.25 mm rad</p> <p>45°±1°</p> <p>Grind Opposite Sides Parallel and 90°±10' to Adjacent Sides</p>  <p>2.5 mm, 5 mm, 7.5 mm, 10 mm, 20 mm</p> <p>10 mm, 8 mm, 2 mm, 5 mm, 4 mm, 1 mm, 3 mm, 2.4 mm, 0.610 mm</p>	<p>(1) CVN</p> <p>同左</p>

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 5)

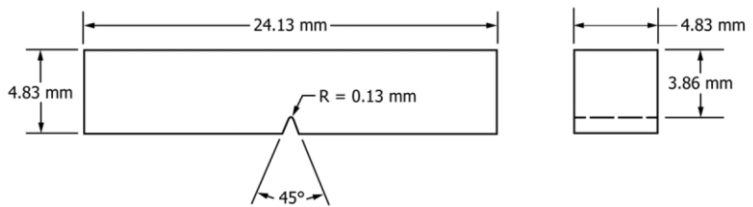
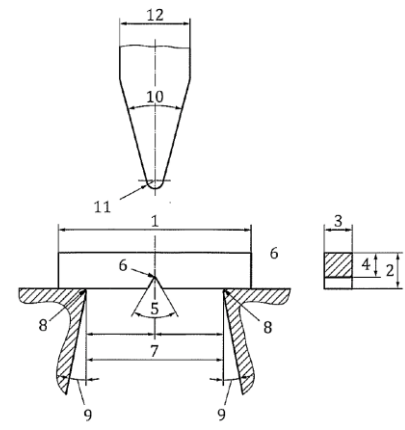
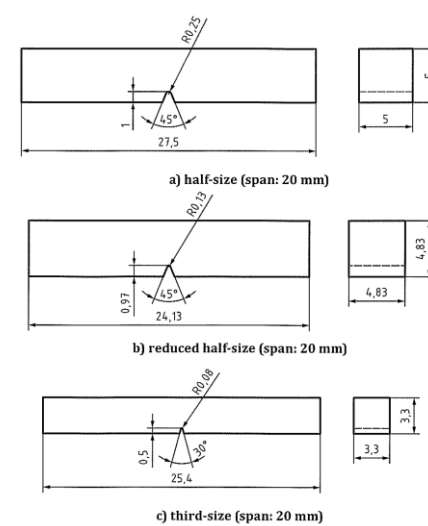
項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
試験片	<p>(2) MCVN</p>  <p>24.13 mm 4.83 mm R = 0.13 mm 45° 4.83 mm 3.86 mm</p> <p>または、ISO14556 に規定の試験片形状。</p>	<p>(2) MCVN</p>  <ol style="list-style-type: none"> 1 length of test piece, 27 mm ± 0,50 mm 2 width of test piece, 4 mm ± 0,05 mm 3 thickness of test piece, 3 mm ± 0,05 mm 4 width below notch, 3 mm ± 0,05 mm 5 angle of notch, 60° ± 1° 6 notch root radius, 0,1 mm ± 0,025 mm 7 distance between anvils (span), 22 mm ^{+0,10}/₀ mm 8 radius of anvils, 1 mm ^{+0,50}/₀ mm 9 angle of taper of anvils, 11° ± 1° 10 angle of taper of striker, 30° ± 1° 11 radius at tip of striker, 1 mm ^{+0,50}/₀ mm 12 width of the striker, 6 mm to 12 mm <p>または</p>  <p>a) half-size (span: 20 mm) b) reduced half-size (span: 20 mm) c) third-size (span: 20 mm)</p>

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 6)

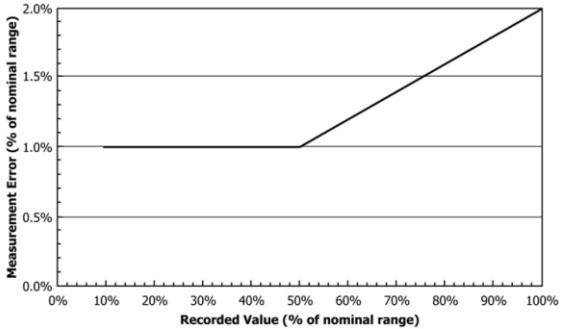
項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
試験速度	(1) CVN : 3~6m/s (ASTM E23) (2) MCVN : 1~6m/s (ASTM E2248)	(1) CVN : 5~5.5m/s を推奨 (2) MCVN : 1.0~5.5m/s (試験片材質の特性により選択) 衝撃速度を決定する際は、位置エネルギー $W_p \geq 3W_m$ とする。
機器の校正	<ul style="list-style-type: none"> 計装化装置の校正は、12ヶ月を超えない間隔で行う。 試験機もしくは計装化衝撃刃が装置を分解、移動、修理または調整した際に実施することが望ましい。 	同左
衝撃力計測の校正	1. 計測システムの校正 <ul style="list-style-type: none"> 記録及び計測システムの校正は、静的に実施する。 全計測システムを組み込んだ計装化衝撃刃の静的な直線性及びヒステリシス誤差は、以下の範囲内とする。 <p style="margin-left: 40px;">定格衝撃力範囲の 50%~100% で定格衝撃力の ±2% 以内</p> <p style="margin-left: 40px;">定格衝撃力範囲の 10%~50% で定格衝撃力の ±1% 以内</p>  <p style="margin-left: 40px;">2. 吸収エネルギーによる校正</p> <p>計装化装置による全衝撃エネルギー (Wt) 及びダイヤルまたはエンコーダで示される吸収エネルギー (KV) との差を比較する。</p>	1. 計測システムの校正 同左 2. 吸収エネルギーによる校正 同左

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 7)

項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
衝撃力の計測	<ul style="list-style-type: none"> 衝撃力は、ひずみゲージ式ロードセル、圧電式ロードセル、加速度計等の電子センサーにより計測する。 	同左
変位計測の校正	<ul style="list-style-type: none"> 変位を直接計測する場合は、光学法、誘導法又は容量法を使用して、アンビルと衝撃刃との相対変位として非接触計測する。 計測システムの線形性誤差は 1 ～30 mm の範囲において計測値の±2%とする。 変位計測システムの動的校正は、試験片なしに振り子を切り離すことによつて行うことができる。このときの衝撃刃の速度は、以下の式によつて求める。 $v_0 = \sqrt{2gh_0} \quad (2.2.2-2)$ <p>g : 重力加速度、h₀ : 衝撃刃落下高さ</p>	同左
変位の計測	<ul style="list-style-type: none"> 実変位計測は難しい場合があるため、通常はひずみゲージ電圧-時間曲線を衝撃力-時間曲線に変換し、以下に示す 2 重数値積分によつて試験片の曲げ変位 s(t)を求める。 $v(t) = v_0 - \frac{1}{m} \int_{t_0}^t F(t) dt \quad (2.2.2-3)$ $s(t) = \int_{t_0}^t v(t) dt \quad (2.2.2-4)$ <p>m : 衝撃刃の質量、v₀ : 初期衝撃速度、t₀ : 変形開始時間、 t : t₀からの経過時間、速度の時間関数 : v(t)</p>	同左

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 8)

項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
衝撃力-変位曲線の分類	<p>得られた曲線と図 2.2.2-13 とを比較し、タイプを決定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・タイプ A : 脆性型 不安定 (脆性) 亀裂進展のみ発生 ・タイプ B : 遷移型 安定及び不安定亀裂進展が発生 ・タイプ C : 延性型 安定 (延性) 亀裂進展のみ発生 	<p>得られた曲線と図 2.2.2-14 とを比較し、タイプを決定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・タイプ A、B : 脆性型 ・タイプ C~E : 遷移型 ・タイプ F : 延性型 <p>※タイプ A は不安定 (脆性) 亀裂のみ、タイプ B~E は種々量の安定及び不安定亀裂、タイプ F では安定 (延性) 亀裂進展のみが発生</p>
衝撃力の特 性値の決定	<p>①降伏衝撃力 F_{gy}</p> <p>衝撃力-変位曲線において、慣性ピークを除き、初期の弾性変形線とノッチ下領域の降伏開始以降の衝撃力-変位曲線の挙動を近似した曲線との交点の衝撃力。</p> <p>②最大衝撃力 F_m</p> <p>近似した曲線の最大の衝撃力。</p> <p>③亀裂発生時衝撃力 F_{br}</p> <p>降伏後の挙動を近似した曲線と衝撃力-変位曲線の急激な低下部分 (不安定亀裂進展) との交点の衝撃力。</p> <p>※具体的な近似方法については既述なし</p> <p>④亀裂進展停止時衝撃力 F_a</p> <p>衝撃力-変位曲線の急激な低下とそれ以降の残存部分の挙動を近似した曲線との交点の衝撃力。不安定亀裂が停止しないときは、$F_a=0$ である。</p>	<p>同左</p> <p>(ただし、亀裂発生時衝撃力は F_{iu} と表記する)</p> <p>衝撃力の特 性値の決定方法を図 2.2.2-15 に示す。</p>

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 9)

項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
変位の特性値の決定	<p>変位の特性値は、いずれも衝撃力の特性値と対応する値である。</p> <p>①降伏衝撃力時変位 S_{gy}</p> <p>②最大衝撃力時変位 S_m</p> <p>③亀裂発生時変位 S_{bf}</p> <p>④亀裂進展停止時変位 S_a</p> <p>※F_{bf} と F_a との間の衝撃力-変位曲線は急激に降下するため、一般に $S_{iu} \approx S_a$ である。</p> <p>⑤全変位 S_t</p> <p>衝撃力が初期 (予備試験) の基準信号のばらつき範囲内に戻った時点 (試験終了時点) の変位。</p>	<p>同左</p> <p>(ただし、亀裂発生時変位は S_{iu} と表記する)</p>
衝撃エネルギーの特性値の決定	<p>衝撃力-変位曲線において、該当範囲の数値積分により決定する。</p> <p>①最大衝撃力時エネルギー W_m</p> <p>$S=0 \sim S_m$ までの衝撃力-変位曲線下の面積。</p> <p>②亀裂発生時エネルギー W_{bf}</p> <p>$S=0 \sim S_{bf}$ までの衝撃力-変位曲線下の面積。</p> <p>③亀裂停止時エネルギー W_a</p> <p>$S=0 \sim S_a$ までの衝撃力-変位曲線下の面積。</p> <p>※F_{bf} と F_a との間の衝撃力-変位曲線は急激に降下するため、一般に $W_{bf} \approx W_a$ である。</p> <p>④全衝撃エネルギー W_t</p> <p>$S=0 \sim S_t$ までの衝撃力-変位曲線下の面積。</p>	<p>同左</p> <p>(ただし、亀裂発生時エネルギーは W_{iu} と表記する)</p>

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 10)

項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
延性 (せん断) 破面率の算出	<p>破面の実体観察による (ASTM E23) 算出方法では、脆性及び延性破壊領域の決定が困難な場合があるため、代替手法として、以下の計装化シャルピー衝撃試験データを用いたせん断破面率算出方法を用いてもよい。</p> <ul style="list-style-type: none"> 衝撃力-変位曲線又は衝撃力-時間曲線の経過中に、衝撃力の急激な降下がない場合には、破面における延性破面率は 100 % としてよい。 衝撃力の急激な降下がある場合、他の衝撃力の特性値に関連するこの降下率は、延性破面率の近似値を示す。下記の 5 つの式について、良い相関関係を示すことが報告されている。 <p>※式の選定方法に対する記述なし</p> $\%shear = \left[1 - \frac{F_{bf} - F_a}{F_m} \right] \times 100$ $\%shear = \left[1 - \frac{F_{bf} - F_a}{F_m + (F_m - F_{gy})} \right] \times 100$ $\%shear = \left[1 - \frac{F_{bf} - F_a}{F_m + k(F_m - F_{gy})} \right] \times 100 \quad \text{with } k \approx 0.5$ $\%shear = \left[1 - \sqrt{\frac{\frac{F_{gy}}{F_m} + 2}{3}} \times \left(\sqrt{\frac{F_{bf}}{F_m}} - \sqrt{\frac{F_a}{F_m}} \right) \right] \times 100$ $\%shear = \left[1 - \frac{F_{bf} - F_a}{0.5(F_{gy} + F_m)} \right] \times 100$	<p>同左 (ただし、亀裂発生時衝撃力は F_{iu} である)</p>

表 2.2.2-5 計装化シャルピー衝撃試験に関する ASTM 及び ISO 規格の比較 (その 11)

項目	ASTM E2298-13a ²²	ISO 14556 : 2015 ²³
試験報告書	<p>1 試験機の特徴</p> <ul style="list-style-type: none"> ・システムの応答周波数 ・合計データ点数 ・1ms 当たりのデータ点数 ・積分による全吸収エネルギーとダイヤルまたはエンコーダで得られた吸収エネルギーを一致させるための調整 <p>2 ダイヤル、エンコーダで記録された全吸収エネルギー</p> <p>3.衝撃力-変位曲線及びそのタイプ (A~C)</p> <p>4.衝撃力、変位、衝撃エネルギーの各特性値</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・規格番号 (ISO 14556 : 2015(E)) ・試験片寸法 ・試験片の識別番号 ・試験片採取位置及び方向 ・衝撃刃の刃先半径 ・試験機の識別番号及び定格エネルギー ・試験温度[°C] ・衝撃速度[m/s] ・吸収エネルギー[J] <p>ただし、試験片が未破断の場合は、その旨を記載する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・衝撃力-変位曲線のタイプ (A~F) <p>ただし、当てはまらない場合は、その曲線の概略を記載する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・衝撃力、変位、衝撃エネルギーの各特性値 ・延性破面率及びその評価に用いた式(要求がある場合のみ)

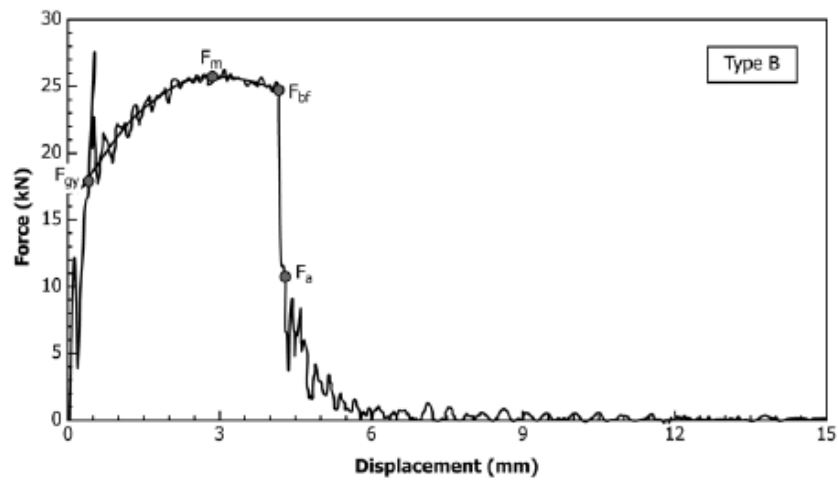
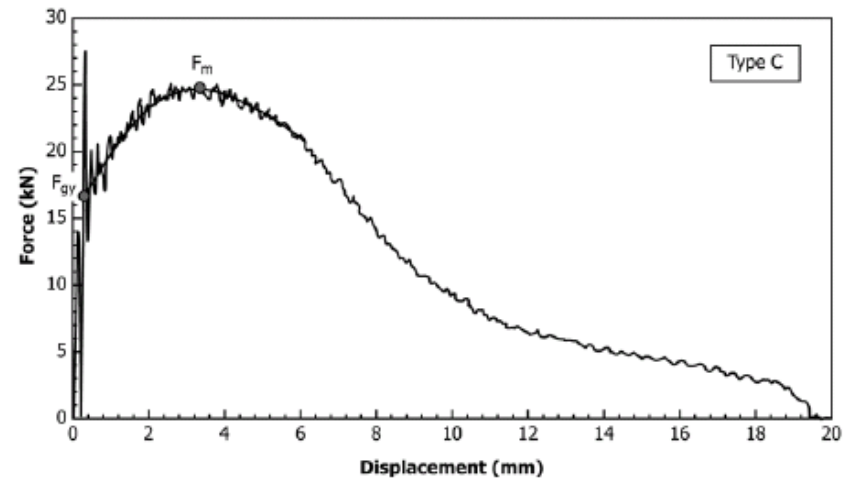
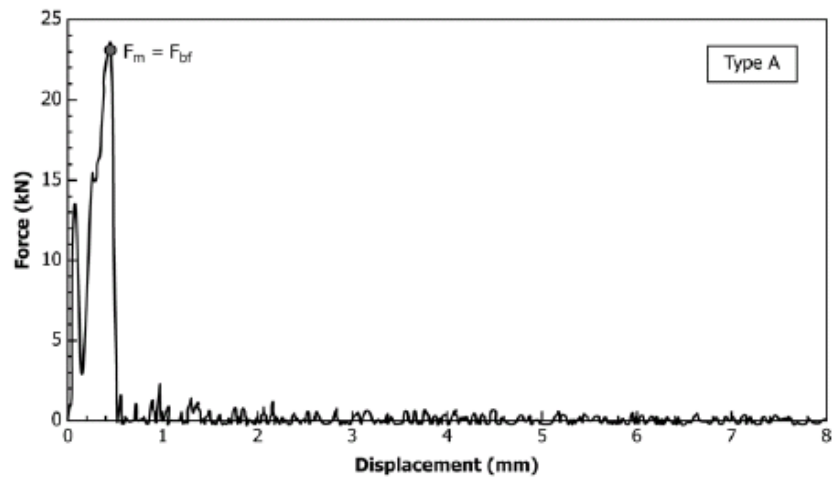


図 2.2.2-13 ASTM E2298-13a における衝撃力-変位曲線のタイプ並びに衝撃力及び変位の特性値の決定

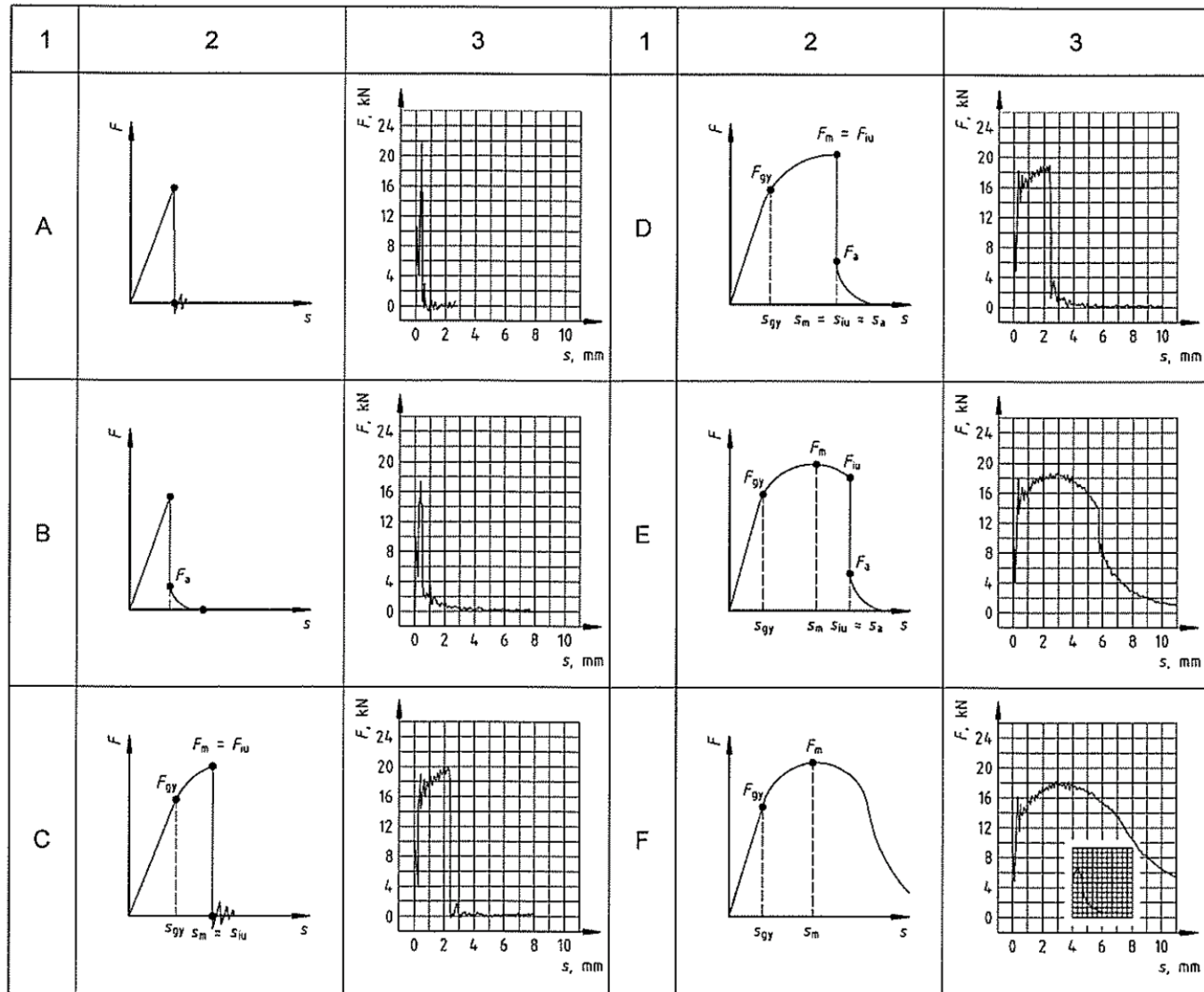


図 2.2.2-14 ISO14556 における衝撃力-変位曲線のタイプ並びに衝撃力及び変位の特性値の決定

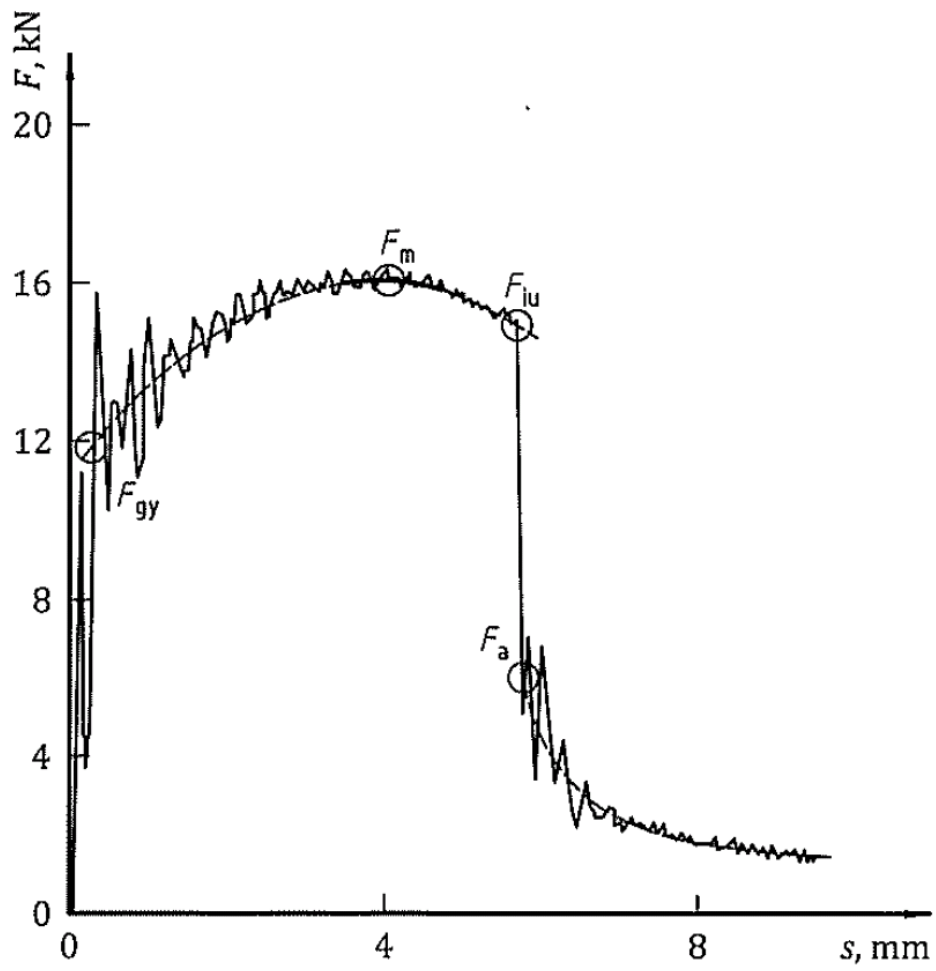
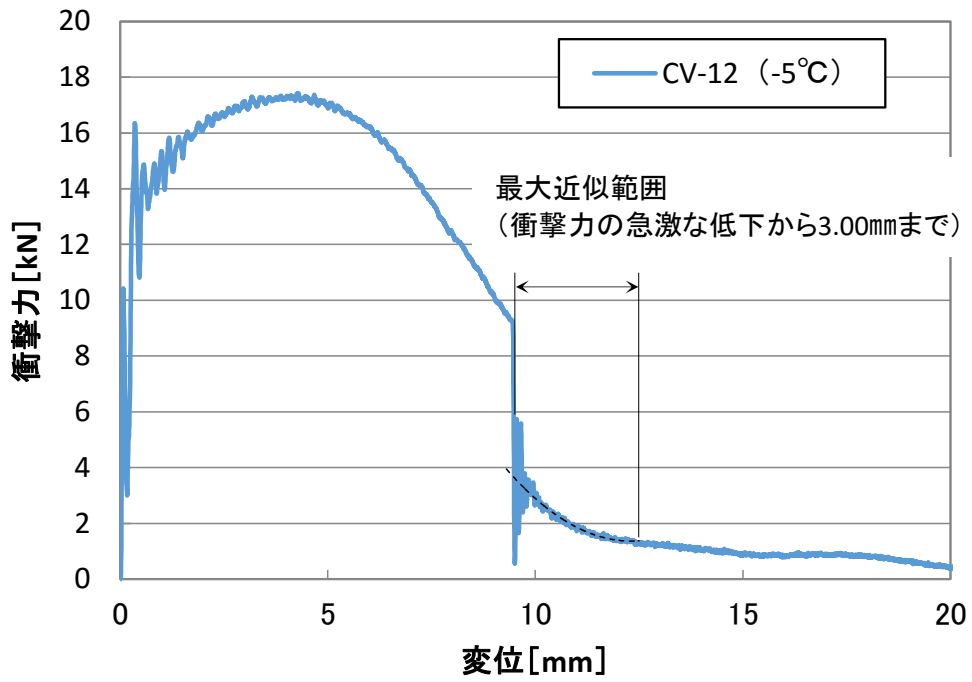
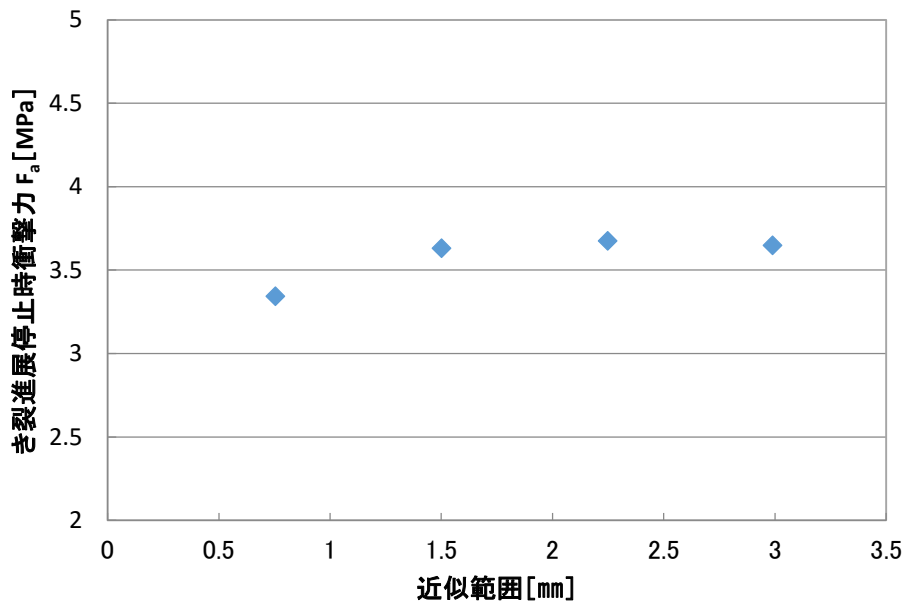


図 2.2.2-15 ISO14556 における衝撃力の特性値の決定



(a) 衝撃力-変位線図



(b) 曲線近似範囲と F_a との関係

図 2.2.2-16 F_a 算出時の曲線近似範囲検討結果 (CV-12)

表 2.2.2-6 比較標準材の F_a 評価結果

符号	試験温度 [°C]	亀裂進展停止時衝撃力 F_a [kN]
CV-01	13.5	脆性亀裂発生無し
CV-02	13.5	脆性亀裂発生無し
CV-03	-20	3.22
CV-04	-40	1.21
CV-05	-60	0
CV-06	-80	0
CV-07	-100	0
CV-08	0	6.33
CV-09	0	脆性亀裂発生無し
CV-10	-10	3.43
CV-11	-10	4.50
CV-12	-5	3.65
CV-13	-5	4.32
CV-14	0	6.08
CV-15	-15	4.33

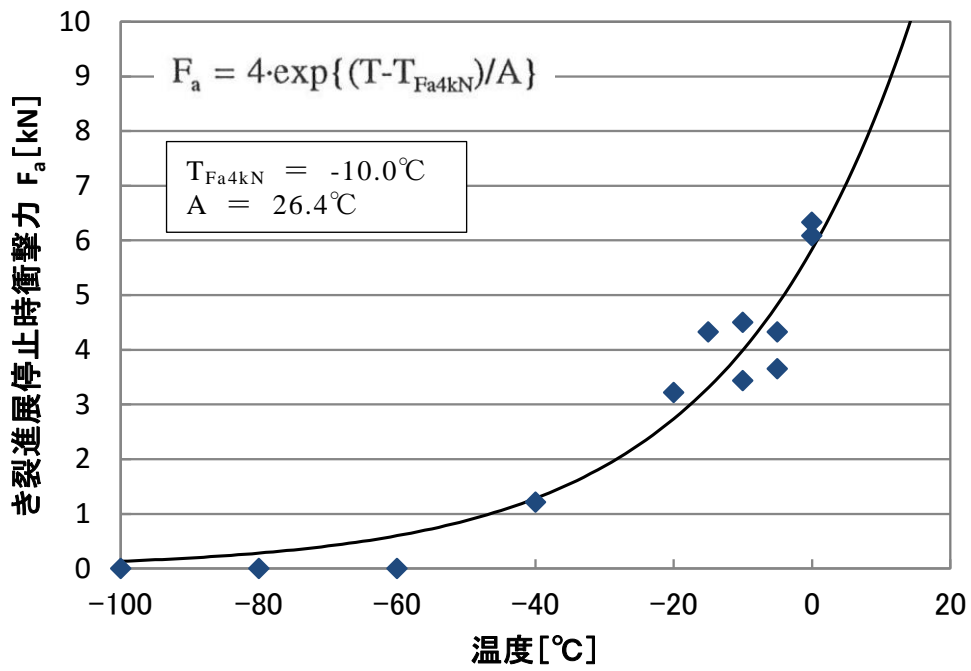


図 2.2.2-17 F_a と温度との関係

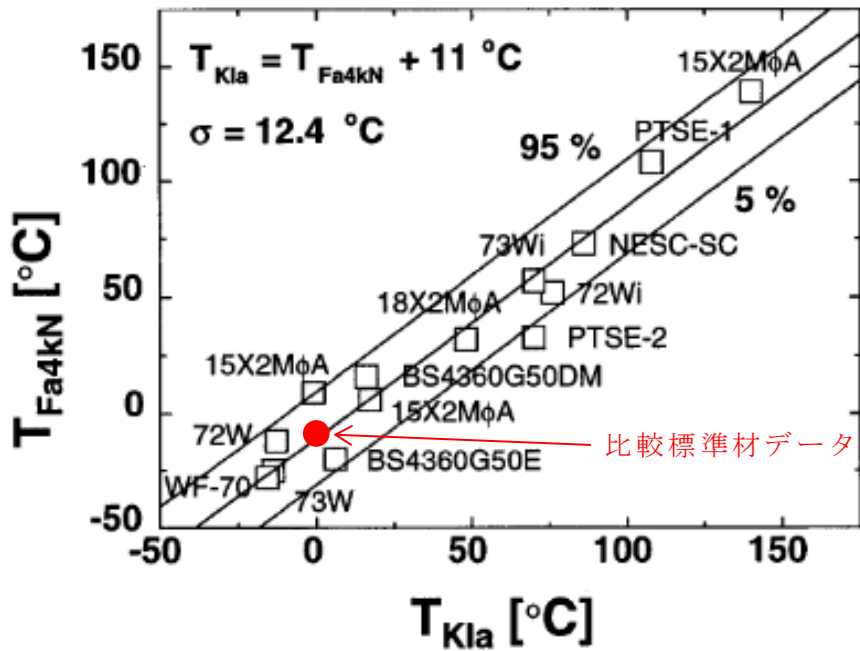


図 2.2.2-18 T_{KIa} と計装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係²⁰

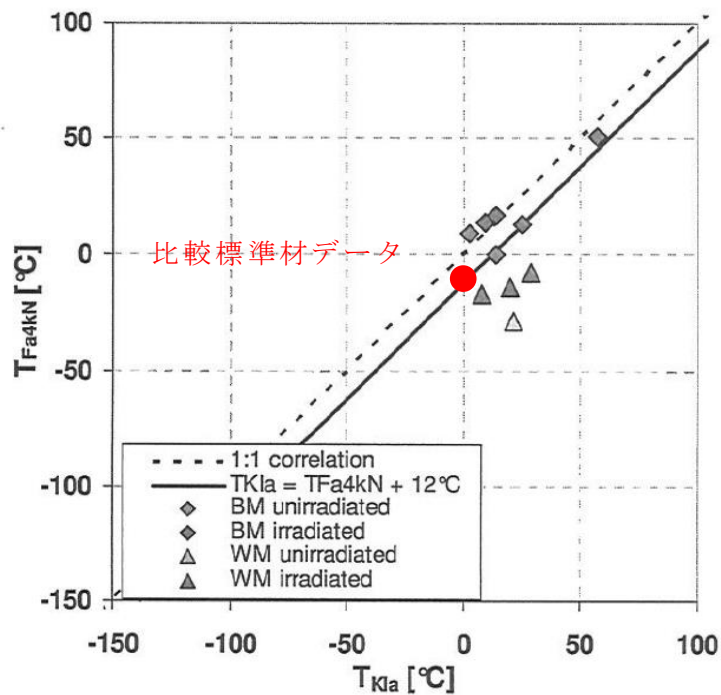


図 2.2.2-19 T_{KIa} と計装化シャルピーの遷移温度 T_{Fa4kN} との関係²⁶

(3) K_{Ia} 評価法に関する調査及び K_{Ia} 曲線の検討

1) T_0 と T_{KIa} の相関性に関する文献調査

亀裂発生に対する参照温度 T_0 と亀裂伝播停止に対する参照温度 T_{KIa} の相関性に関しては、過年度までの調査において図 2.2.2-20 に示す関係^{27,28} が報告されている。そこで、両者の傾向を説明可能な根拠について、メカニズム面も含め文献調査を行った。調査は、過年度までに調査を行った文献及び今年度新たに抽出した文献を対象に内容確認を行い、 T_0 と T_{KIa} の相関性に関してメカニズム面での記載があるものとして以下の 1 件を抽出した。

- ・M.T.Kirk ら、“A Physics-Based Model for the Crack Arrest Toughness of Ferritic Steels”、*ASTM STP 1417*、(2002).²⁸

この文献では、フェライト鋼の亀裂伝播停止の物理的な説明が記載されており、 K_{Ia} の温度依存性、 K_{Ia} データのばらつき、 K_{Ic} と K_{Ia} データの温度差、 K_{Ia} データの寸法効果等に関してメカニズム面での考察が行われている。このうち、 K_{Ic} と K_{Ia} データの温度差に関する主な記載内容は以下の通りである。

- ・ 亀裂伝播停止が生じる際には、材料は高ひずみ速度の状態にある。
- ・ 亀裂発生と関連する準静的状態を上回るひずみ速度の上昇は、障害物にトラップさ

²⁷ K.Wallin, “Master Curve Based Correlation Between Static Initiation Toughness K_{Ic} and Crack Arrest Toughness K_{Ia} ”, 24th MPA-Seminar, Stuttgart, October, (1998).

²⁸ M.T.Kirk, et al., “A Physics-Based Model for the Crack Arrest Toughness of Ferritic Steels”, *ASTM STP 1417*, (2002).

れた転位を動かすのに必要な活性化エネルギーを増加させる。

- その結果、予ひずみ付与によって生じる降伏応力の上昇と類似した形で見かけ上の降伏応力が増加する。
- 図 2.2.2-21 は、亀裂伝播停止と関連したひずみ速度の上昇により生じる予ひずみの増加 $\Delta\varepsilon_0$ が、予ひずみ ε_0 の増加に伴って徐々に降伏強さの上昇の消失を招くことを模式的に表している。
- 同図に示されるように、予ひずみ硬化が大きい材料ほど、亀裂伝播停止と関連したひずみ速度の上昇量に対する降伏強さの増加が小さくなる。
- 靱性の遷移温度の増加は降伏強さの増加と関連しているので、遷移温度が高い材料になるほど、亀裂発生と伝播停止の遷移曲線の差が徐々になくなるという Wallin による経験的傾向の物理的根拠を示している可能性がある。

2) K_{Ia} 曲線の検討

前項(1)の T_{KIa} と材料特性値との相関性に関する調査において、照射材を含めた K_{Ia} 曲線を整備することを念頭に、 T_{KIa} とシャルピー遷移温度との間に比較的良好な相関性が認められたこと、及びいくつかの文献においてもシャルピー遷移温度との良好な相関性を示す報告があること等から、監視試験により取得可能なシャルピー遷移温度 (T_{r30} 、 T_{r50} 、 T_{rs} 、 T_{r35M}) と K_{Ia} データの両方が得られている材料について、 $T-T_x$ (T_x は T_{r30} 、 T_{r50} 、 T_{rs} 、 T_{r35M} のいずれか) を指標として、 K_{Ia} 曲線の検討を行った。 K_{Ia} 曲線の対象データとしては、主として前掲の表 2.2.2-1 に示した国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データとし、米国の K_{Ia} データのうち、 K_{Ia} データが取得された同一材料についてシャルピー遷移温度が公開されている材料については対象データに加えて検討を行った。

K_{Ia} 曲線は以下の式の形でデータのフィッティングを行った。

$$K_{Ia(med)} = A + B \exp\{C(T - T_x)\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.2-5)$$

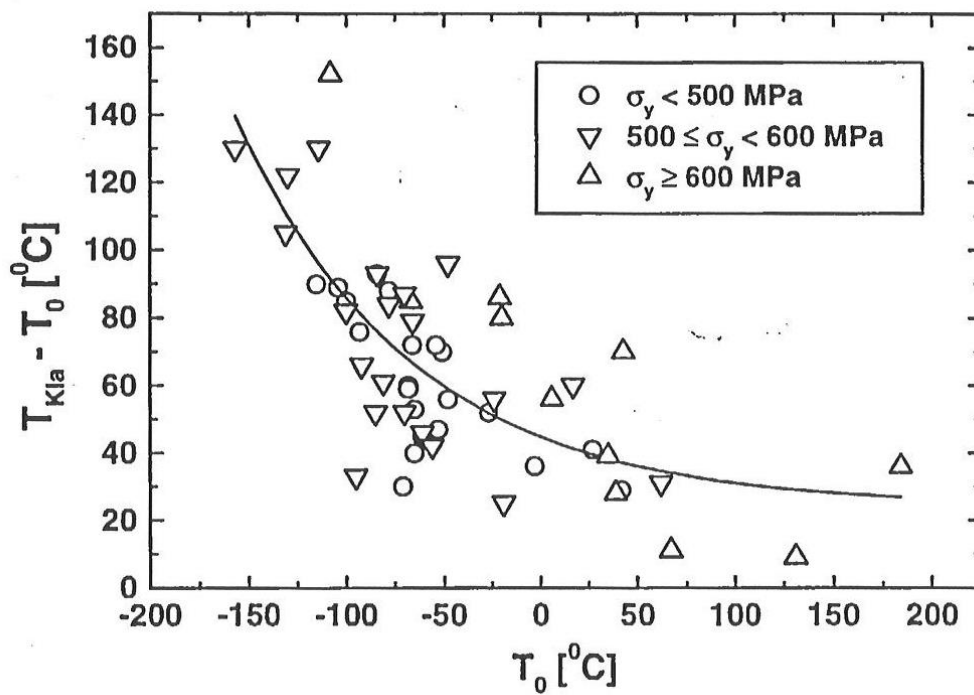
ここで、 A 、 B 、 C はフィッティングから得られる定数、 T_x はシャルピー遷移温度 T_{r30} 、 T_{r50} 、 T_{rs} 、 T_{r35M} のいずれかである。

シャルピー遷移温度を指標として K_{Ia} データの温度依存性を整理した結果を図 2.2.2-22 から図 2.2.2-25 に、式(2.2.2-5)にフィッティングから得られた定数 A 、 B 、 C 及び標準偏差を表 2.2.2-7 に示す。また、比較のため、過年度までに RT_{NDT} を指標として整理した K_{Ia} データ及び K_{Ia} 曲線²⁹を図 2.2.2-26 に示す。

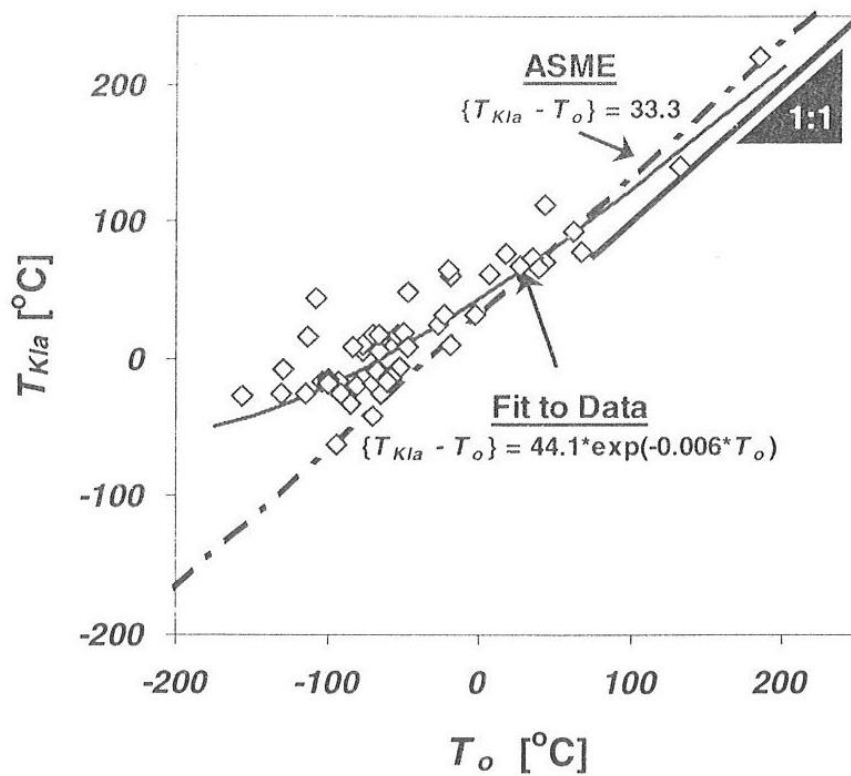
図 2.2.2-22 から図 2.2.2-25 より、監視試験により取得可能なシャルピー遷移温度を指標とした場合は、 RT_{NDT} を指標として整理した場合に比べて、遷移温度の高温側の米国データが少ないため、この温度領域での K_{Ia} 曲線はデータの温度依存性の傾向を適切に

²⁹ J.Katsuyama, et al., “Development of probabilistic evaluation models of fracture toughness K_{Ic} and K_{Ia} for Japanese RPV steels”, ASME PVP2015-45915, (2015).

表現できていない。しかしながら、照射材を含めて、遷移温度の高温側のデータの拡充等を考慮して K_{Ia} 曲線の改善を行えば、 RT_{NDT} のデータがなくシャルピー遷移温度のみが得られている材料に対して K_{Ia} を概略推定することができる一つの方法として有効であると考えられる。



(a) K.Wallin の相関式²⁷



(b) Kirk らの相関式²⁸

図 2.2.2-20 T_o と T_{KIa} の関係及び相関式

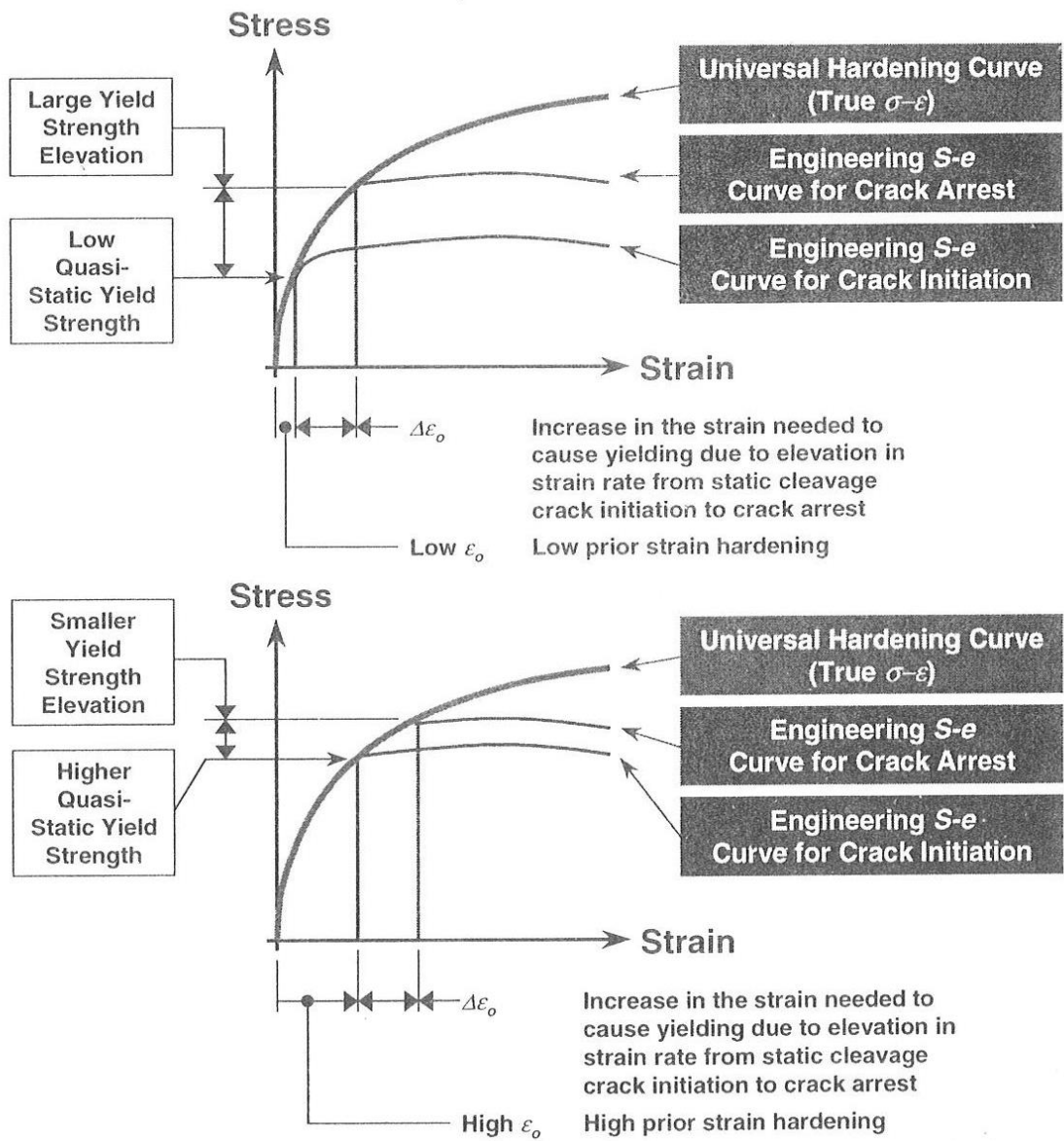


図 2.2.2-21 ひずみ速度増加が降伏点の上昇に及ぼす影響を表す模式図²⁸

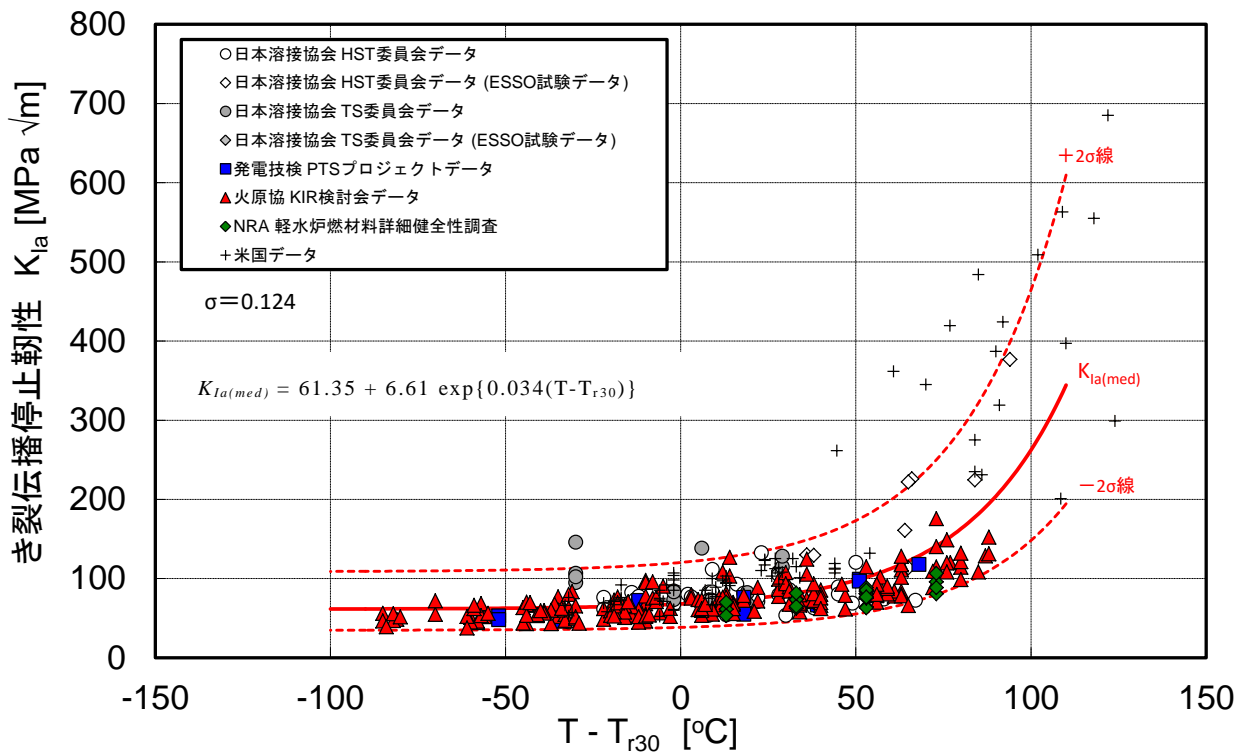


図 2.2.2-22 国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ ($T-T_{r30}$ による整理)

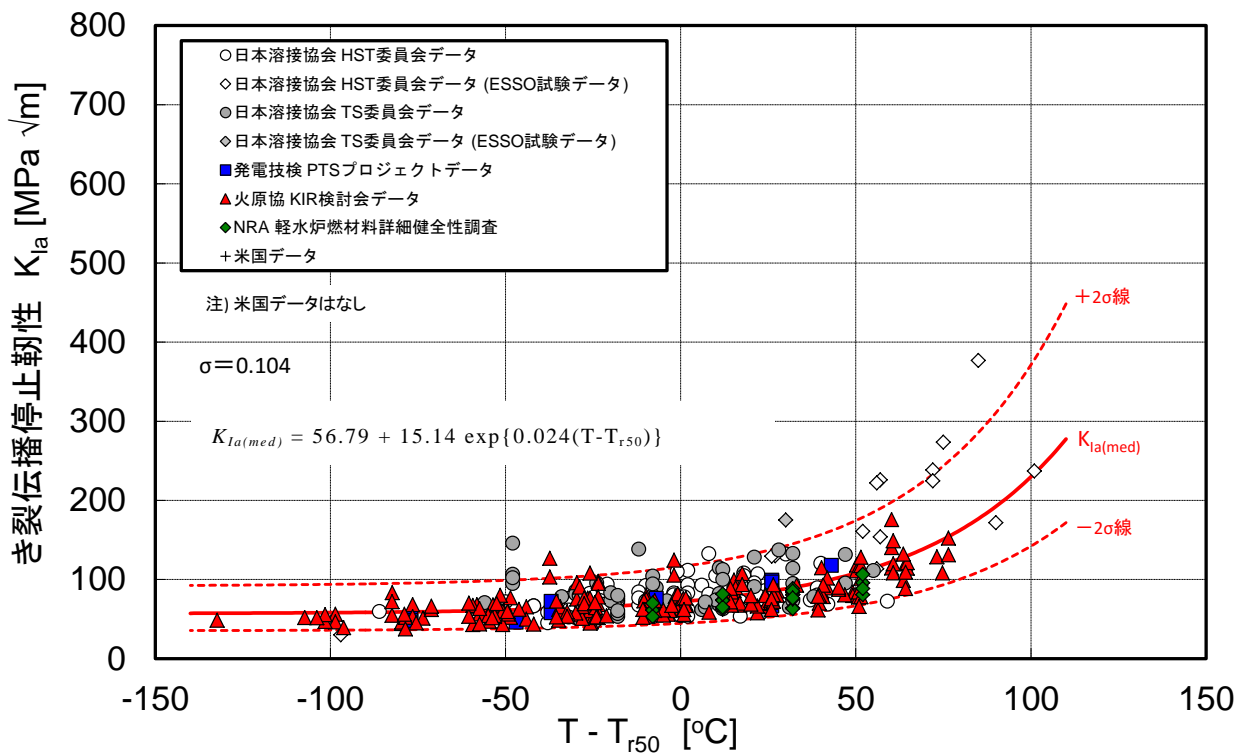


図 2.2.2-23 国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ ($T-T_{r50}$ による整理)

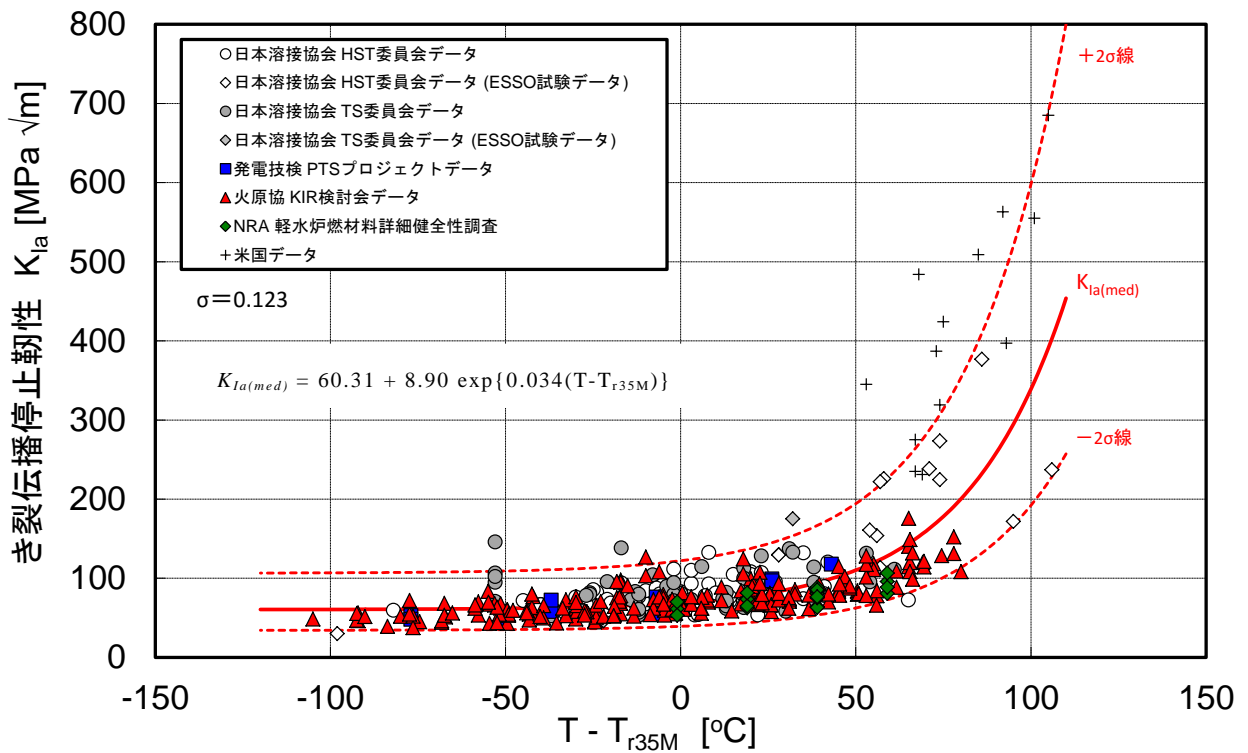


図 2.2.2-24 国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ ($T-T_{r35M}$ による整理)

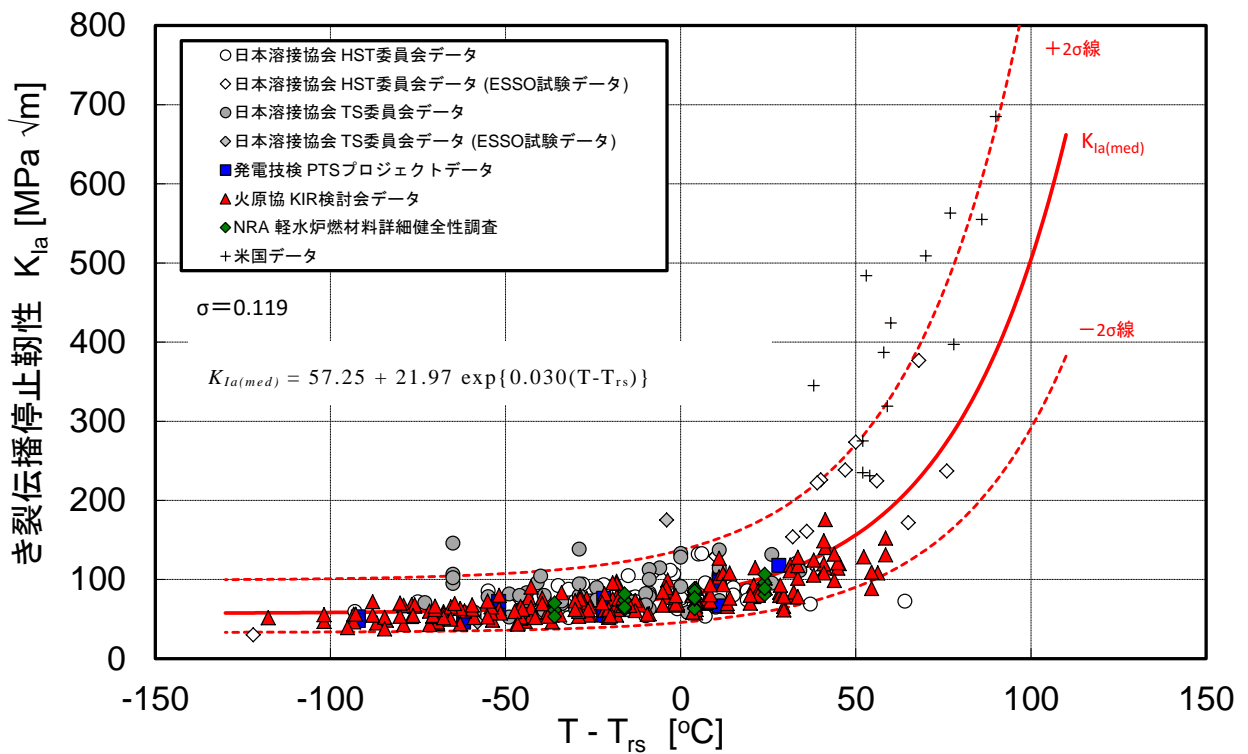


図 2.2.2-25 国内 RPV 鋼材の K_{Ia} データ ($T-T_{rs}$ による整理)

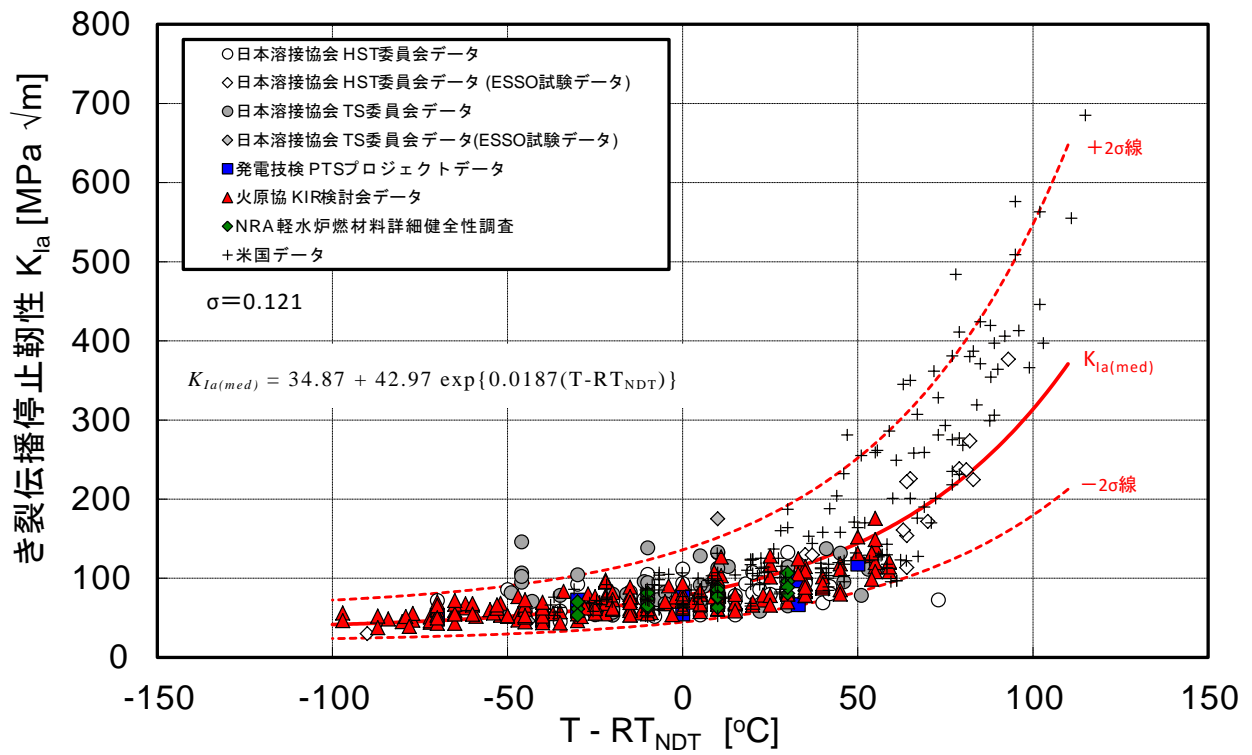


図 2.2.2-26 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 29

表 2.2.2-7 シャルピー遷移温度を指標とした K_{Ia} 曲線の検討結果

K _{Ia} 曲線の 整理指標 T _x	K _{Ia} 曲線の定数 ^{*1}			標準偏差 σ	備考
	A	B	C		
T _{r30}	61.35	6.61	0.034	0.124	
T _{r50}	56.79	15.14	0.024	0.104	米国データは含まず
T _{r35M}	60.31	8.90	0.034	0.123	
T _{rs}	57.25	21.97	0.030	0.119	
RT _{NDT} (参考)	34.87	42.97	0.0187	0.121	

注)*1: K_{Ia} 曲線は $K_{Ia(med)} = A + B \exp\{C(T - T_x)\}$

2.2.3 ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法

過年度は、PWR 一次系水質環境中応力腐食割れ（Primary Water Stress Corrosion Cracking、以下「PWSCC」という。）及びニッケル合金の沸騰水型原子炉（Boiling Water Reactor、以下「BWR」という。）水質環境中応力腐食割れ（Ni-based alloy Stress Corrosion Cracking、以下「NiSCC」という。）を対象として、PASCAL-NP³⁰ の改良として、亀裂進展速度に及ぼす水質や材料特性を影響を考慮するためのハイブリッドモデルの導入、疲労亀裂進展解析モデルの導入、高アスペクト比亀裂に対する応力拡大係数解の導入、PWSCCに特有な溶接金属の材料異方性を考慮した亀裂進展評価手法の導入を実施した。また、導入した機能の確認のため実機損傷事例を参考とした改良後の PASCAL-NP による破損確率解析を実施した。

RPV 全体を対象とする総合的な健全性評価手法の確立を目指して、本年度は、非破壊検査による亀裂検出モデルの調査や、PWSCC 評価で重要な亀裂発生・進展モデル等の調査を実施し、これらの調査結果等を踏まえ PASCAL-NP の機能整備を実施した。また、動作確認のための実機損傷事例を参考とした事例解析を実施した。

(1) PWSCC に関する最新知見の調査

1) xLPR に関する調査

アメリカ合衆国原子力規制委員会（United States Nuclear Regulatory Commission、以下「USNRC」という）と米国の電力研究所（Electric Power Research Institute、以下「EPRI」という）の共同研究によるプロジェクトの中で、ニッケル合金の極小破損確率解析コード（Extremely Low Probability of Rupture、以下「xLPR」という）が開発が進められており、現在までに、xLPR バージョン 1.0（以下「v1.0」という）及び xLPR バージョン 2.0（以下「v2.0」という）が整備されている。本年度は、xLPR における非破壊検査モデルや、亀裂発生・進展モデル等の調査を実施した。

(a) 管台に対する非破壊検査モデル

EPRI による実証試験⁴⁴を踏まえた非破壊検査の亀裂検出確率（Probability of detection、以下「POD」という）曲線のモデルが xLPR v2.0⁹⁶ に整備されている。当該試験では、加圧器サージ管、原子炉容器ノズル、蒸気発生器ノズルの 3 つの機器が対象とされ、累計で 3200 を超える検査データから、統計分析により亀裂深さに対する POD 曲線が取得された。対象機器の寸法と探傷面に関する条件を表 2.2.3-1 に示す。

上述の 3 つの機器に対して、“Passed (P)”と“Passed+Failed (P+F)”のそれぞれの POD 曲線が取得された。“Passed (P)”は検出基準及び疑似判定基準（detection and false call criteria）の両方を満足した場合である。ここで疑似判定とは、亀裂が存在しない部位に対して亀裂検出と判定すること、とされる。また、“Failed (F)”は検出基準、疑似判定基準のいずれか、あるいはその両方を満足しない場合であり、“Passed+Failed (P+F)”は“Passed (P)”

³⁰ 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).

と”Failed (F)”の結果を併せたものとされる。

これらの6つのケースについて、次式に示す POD 曲線を仮定し、統計処理によりそれぞれのパラメータを取得している。

$$POD(x) = \frac{e^{\beta_1 + \beta_2 x}}{1 + e^{\beta_1 + \beta_2 x}} \quad (2.2.3-1)$$

統計処理の結果を表 2.2.3-2 に示す。また、各カテゴリーの POD 曲線を図 2.2.3-1 から図 2.2.3-3 に示す。

以上の EPRI による POD 曲線に関する検討と同様に、管台を対象とした非破壊検査の実証に関連して、PARENT プロジェクト³¹が挙げられる。図 2.2.3-4 及び図 2.2.3-5 に示す試験体に対して、表 2.2.3-3 に示す寸法の亀裂が導入された。これに対し、計 6 つの検査チームが表 2.2.3-4 に示すような条件で検査を実施した。POD 及びサイジングについて分析がなされており、ここでは一部を抜粋して記す。亀裂深さと POD、及び亀裂長さと POD の関係をそれぞれ図 2.2.3-6 及び図 2.2.3-7 に示す。また、指示寸法と真の亀裂寸法との関係を検査チームごと、あるいは検査手法ごとにまとめたものを図 2.2.3-8 から図 2.2.3-11 に示す。この条件では、指示寸法が真の亀裂寸法よりも相対的に小さいケースが多いことが分かる。EPRI による POD 曲線に関する検討と比較すると、全体のデータ数は少ないものの、小さい亀裂に対する POD が得られていること、サイジングの分析が行われていること等が特長的である。

³¹ B.G.Braatz, P.G.Heasler, and R.M.MMeyer, “PARENT Quick Blind Round-Robin Test Report,” PNNL-22677, (2014).

表 2.2.3-1 POD 評価対象の機器の条件

(MRP-262 Rev.1⁴⁴ より引用)

Table 8-1
Dimensions and Predominant Inspection Approach for Qualification Specimens used in POD Assessment

Category	Application	Diameter Range (in)	Thickness Range (in)	Inspection Surface
A	Pressurizer Surge	12-14	1.2-2.3	Outside
B1	Reactor Vessel Nozzle	27-31	2.5-3.0	Inside
B2	Steam Generator Nozzle	27-31	5.0-5.2	Outside

Figure 8-1 is a photograph of a practice specimen to illustrate the size and configuration of a typical specimen.

表 2.2.3-2 統計処理結果

(MRP-262 Rev.1⁴⁴ より引用)

Table 12-3
Results Of POD Modeling For Six Cases Using The Logistic Regression Model

$$POD(x) = \frac{e^{\beta_1 + \beta_2 x}}{1 + e^{\beta_1 + \beta_2 x}}$$

Flaw size is in units of %T

Case	β_1	β_2	Standard Error β_1	Standard Error β_2
A(P)	2.7076	0.0031	0.2085	0.0045
A(P+F)	1.8789	0.0091	0.1348	0.0031
B1(P)	3.2440	0.0106	0.5490	0.0132
B1(P+F)	3.2996	0.0108	0.5493	0.0132
B2(P)	5.4089	0.0086	3.6423	0.0602
B2(P+F)	3.3148	0.0001	0.9516	0.0148

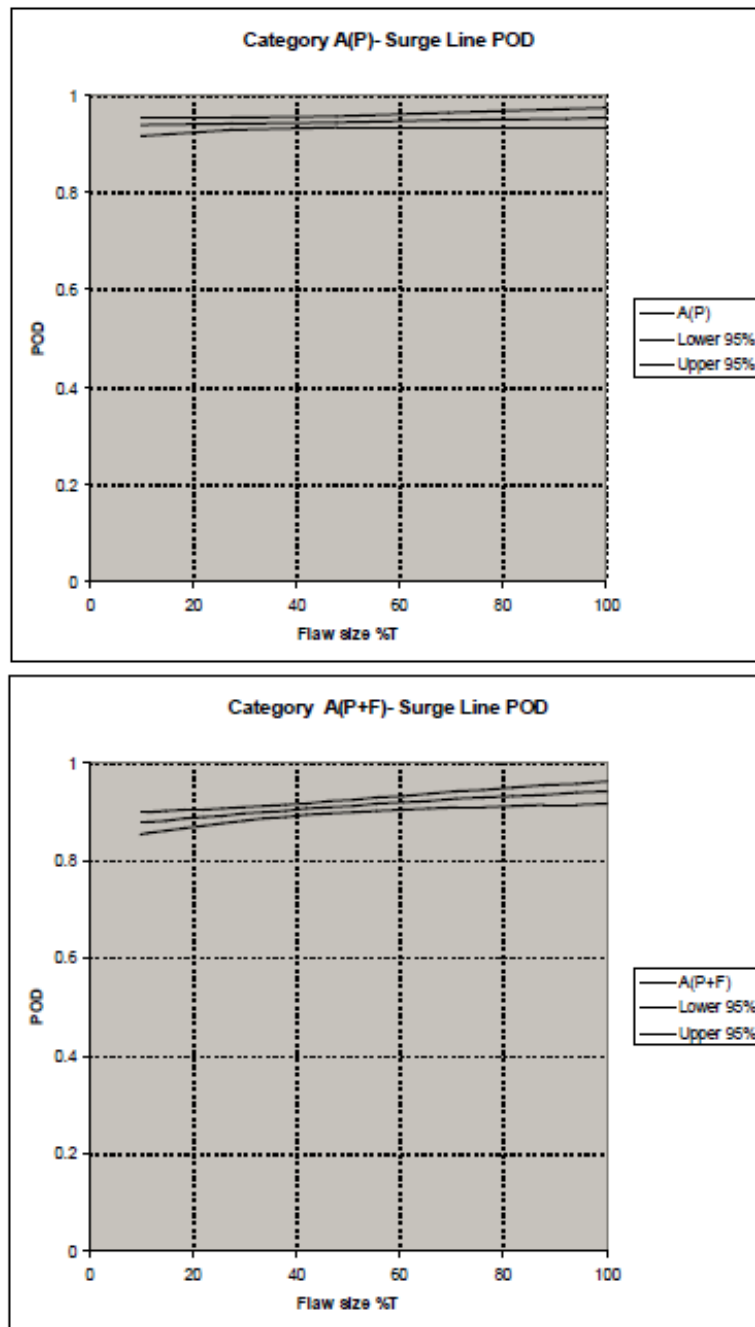


Figure 12-1
POD for Circumferential flaws in Category A

図 2.2.3-1 カテゴリーA の周方向亀裂に対する POD 曲線

(MRP-262 Rev.1⁴⁴ より引用)

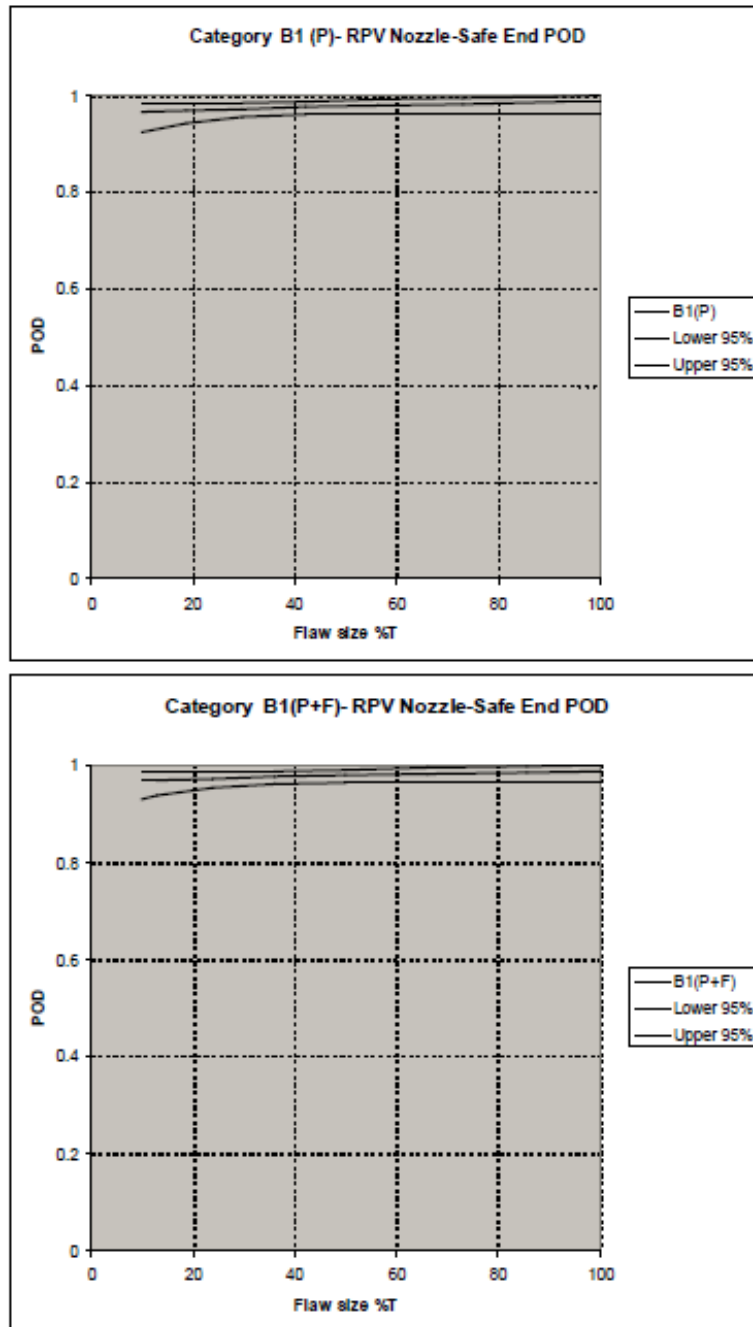


Figure 12-2
POD for Circumferential flaws in Category B1

図 2.2.3-2 カテゴリーB1 の周方向亀裂に対する POD 曲線

(MRP-262 Rev.1⁴⁴ より引用)

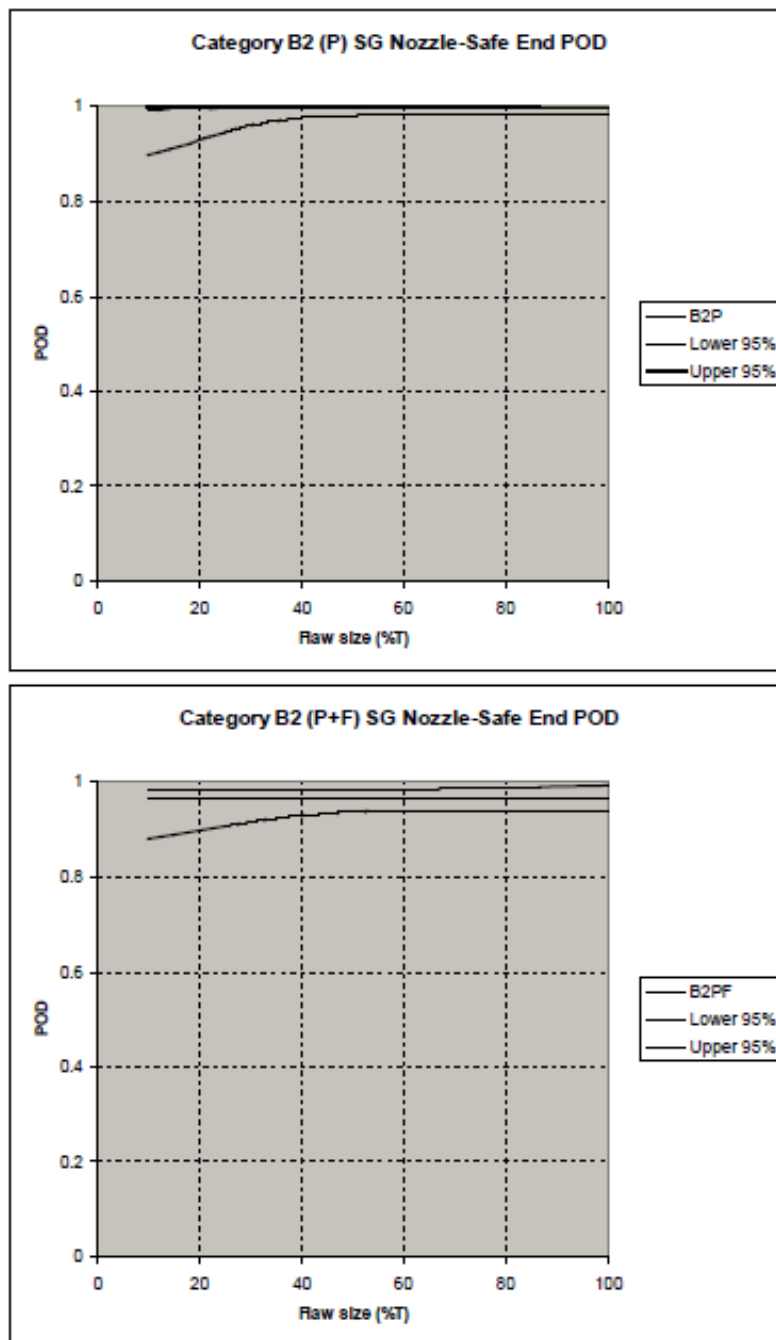


Figure 12-3
POD for Circumferential flaws in Category B2

図 2.2.3-3 カテゴリーB2 の周方向亀裂に対する POD 曲線

(MRP-262 Rev.1⁴⁴ より引用)

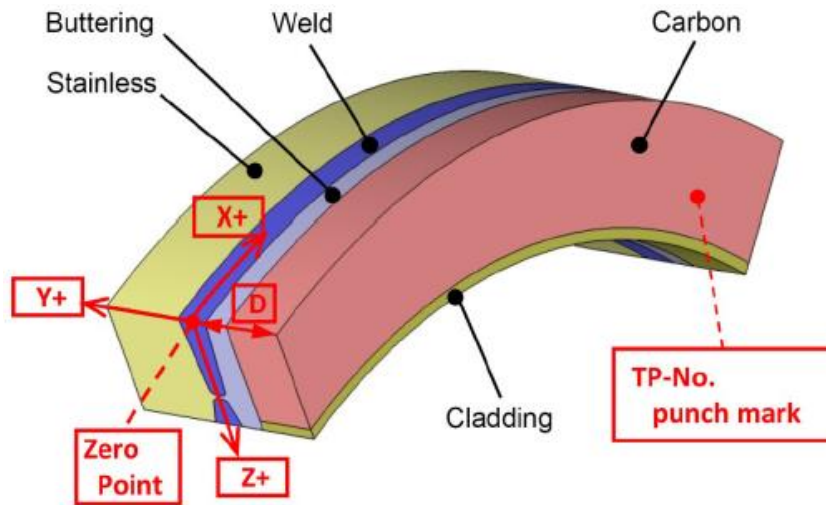
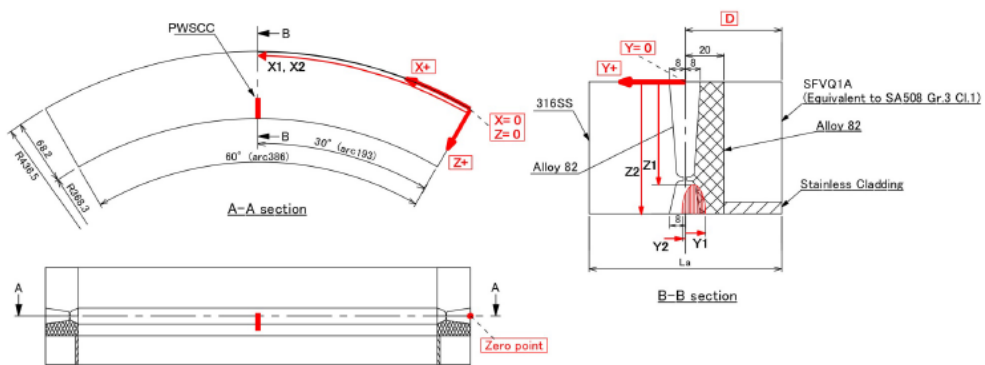


Figure 2.2. Coordinate System for Test Blocks P15, P16, P17, and P45

図 2.2.3-4 試験体の模式図 鳥瞰図

(PNNL-22677³¹ から引用)



Test Block No.	Flaw	La	D	X1	X2	Y1	Y2	Z1	Z2
P15 (JRV-S1)	PWSCC	100.0	50.0	222.4	234.1	-15.0	6.0	48.1	68.2
P16 (JRV-S2)	PWSCC	100.0	50.0	211.7	236.1	-12.0	4.0	54.6	68.2
P17 (JRV-S3)	PWSCC	100.0	50.0	211.2	244.1	-15.0	6.0	65.8	68.2
P45 (JRV-S4)	No flaw	105.0	51.5	-	-	-	-	-	-

Dimensions are in millimeters

Figure 2.3. Schematic Diagram Showing 1 Axial Laboratory Grown PWSCC Flaw in Each of Test Blocks P15, P16, P17, and P45

図 2.2.3-5 試験体の断面図及び寸法

(PNNL-22677³¹ から引用)

表 2.2.3-3 各試験体の亀裂寸法

(PNNL-22677³¹ から引用)

Table 2.1. Actual (True-State) Flaw Locations and Dimensions^(a)

Test Block	Flaw Orientation	Flaw Depth (mm)	Flaw Length (mm)	Flaw Width (mm)	X1 (mm)	X2 (mm)	Y1 (mm)	Y2 (mm)	Z1 (mm)	Z2 (mm)
P15	Axial	20.1	21.0	11.7	222.4	234.1	-15.0	0.0	48.1	68.2
P16	Axial	13.6	16.0	24.4	211.7	256.1	-12.0	4.0	54.6	68.2
P17	Axial	2.4	21.0	32.9	211.2	244.1	-15.0	6.0	65.8	68.2
P45	No Flaw	-	-	-	-	-	-	-	-	-

(a) Crack length and width in "mm" is the maximum size of the flaw cluster area (X1,X2,Y1,Y2 represents the maximum limit of the crack area).

表 2.2.3-4 各チームの検査条件

(PNNL-22677³¹ から引用)

Table 3.1. NDE Techniques Used for PARENT Quick Blind Round-Robin Testing

Team	NDE Technique	Technique Identifier	Manual / Automated	Escalated	NDE Acronym	Exam Surface	Probe Frequency (MHz) / Inspection Angle (Deg.) / Skew (Deg.)	Probe Availability	Technique Comment
111	Phased Array UT	111-PA1	Automated	Yes	PA	ID	1.585-88	Custom	Detection, Characterization, Length, Positioning
	Phased Array UT	111-PA2	Automated	Yes	PA	ID	1.543-45 1.585-87	Custom	Depth
108	Ultrasonic	108-UT	Manual	No	UT	OD	1.041	Commercial	Detection, Characterization, Length, Depth, Positioning
							1.040		
							1.035		
							1.045		
	Phased Array UT	108-PA	Manual	No	PA	OD	2.033 2.048	Commercial	Detection, Characterization, Length, Depth, Positioning
114	Ultrasonic	114-UT	Manual	No	UT	OD	1.533 1.545 2.031	Commercial TEL	Detection, Characterization, Length, Depth, Positioning
128	Ultrasonic	128-UT	Manual	No	UT	OD	2.035	Commercial	Detection, Characterization, Length, Depth, Positioning
							2.046		
	Phased Array UT	128-PA	Manual	Yes	PA	OD	1.535 1.535 1.545 1.555	Commercial	Detection, Characterization, Length, Depth, Positioning

表 2.2.3-4 各チームの検査条件 (つづき)

Team	NDE Technique	Technique Identifier	Manual Automated	Engraved	NDE Access	Exam Surface	Probe Frequency (MHz) Dispersion Angle (Deg.) Skew (Deg.)	Probe Availability	Technique Content
106	Ultrasonic	106-UT1	Automated	Yes	UT	ID	2.0/5.0-Slow	Commercial TRL	Detection, Length, Depth, Positioning
	Ultrasonic	106-UT2	Automated	Yes	UT	ID	2.0/5.0-Slow	Commercial TRL	Detection, Length, Depth, Positioning
	Ultrasonic	106-UT3	Automated	Yes	UT	ID	2.0/5.0/180-Slow	Commercial TRL	Detection, Length, Depth, Positioning
	Ultrasonic	106-UT4	Automated	Yes	UT	ID	2.0/5.0/270-Slow	Commercial TRL	Detection, Length, Depth, Positioning
	Ultrasonic	106-UT5	Automated	Yes	UT	ID	2.0/5.0-Slow	Commercial TRL	Detection, Depth
	Eddy Current	106-ECT	Automated	Yes	ECT	ID	0.2	Custom Drive Packing Cross Wound Coil	Detection, Characterization, Length, Positioning
113	Ultrasonic	113-UT	Automated	Yes	UT	ID	1.0/5	Commercial	Detection, Characterization, Positioning
	Phased Array UT	113-PA1	Automated	Yes	PA	ID	2.0/04 2.0/05 2.0/07	Commercial	Detection, Characterization, Positioning, Length & Depth Sizing
	Phased Array UT	113-PA2	Automated	Yes	PA	ID	3.0/33 5.0/40 8.0/45 10/50 1.0/55	Commercial	Detection, Characterization, Positioning, Length & Depth Sizing
	Phased Array UT	113-PA3	Automated	Yes	PA	ID	3.0/33 5.0/40 8.0/45 10/50 1.0/55	Commercial	Detection, Characterization, Positioning, Length & Depth Sizing
	Phased Array UT	113-PA4	Automated	Yes	PA	ID	3.0/33 5.0/40 8.0/45 10/50 1.0/55	Commercial	Detection, Characterization, Positioning, Length & Depth Sizing
	Phased Array UT	113-PA5	Automated	Yes	PA	ID	3.0/33 5.0/40 8.0/45 10/50 1.0/55	Commercial	Detection, Characterization, Positioning, Length & Depth Sizing

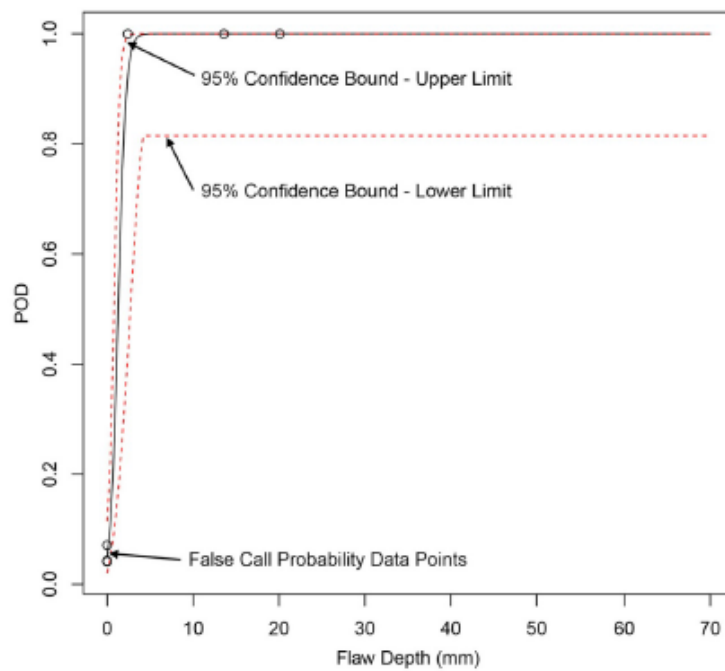


Figure 4.5. Probability of Detection versus Flaw Depth

図 2.2.3-6 亀裂深さに対する POD

(PNNL-22677³¹ から引用)

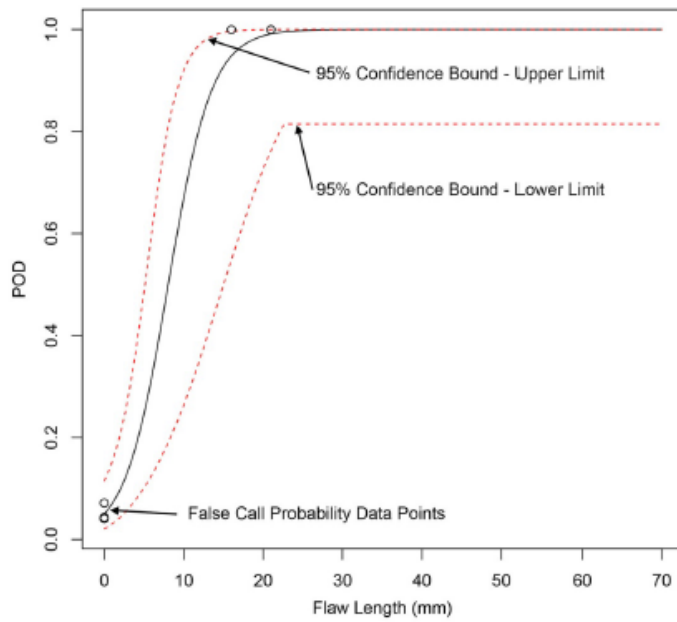


Figure 4.6. Probability of Detection versus Flaw Length

図 2.2.3-7 亀裂長さに対する POD

(PNNL-22677³¹ から引用)

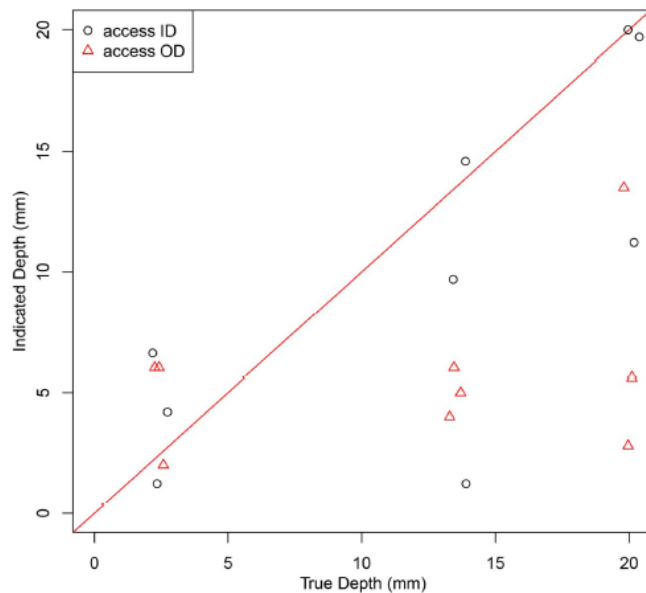


Figure 4.8. Indicated versus True Axial Flaw Depth by Test Team

図 2.2.3-8 検査チームごとの指示深さと真の亀裂深さの関係

(PNNL-22677³¹ から引用)

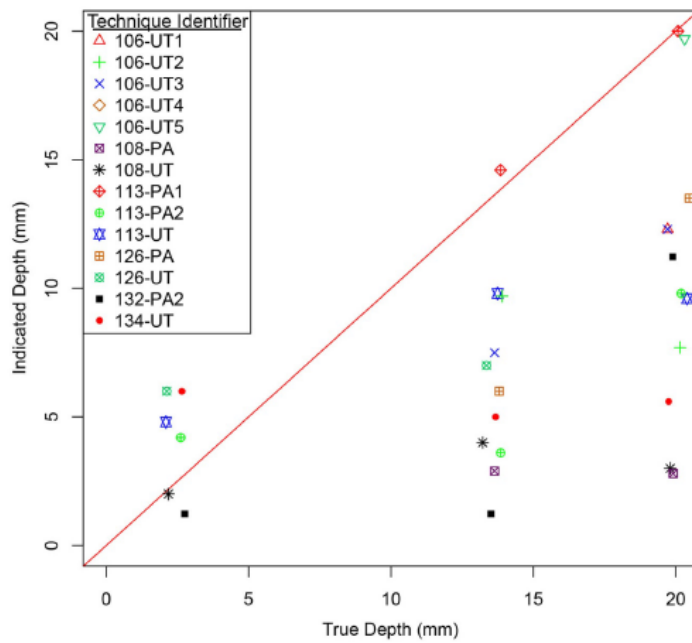


Figure 4.9. Indicated versus True Axial Flaw Depth by NDE Technique

図 2.2.3-9 検査手法ごとの指示深さと真の亀裂深さの関係

(PNNL-22677³¹ から引用)

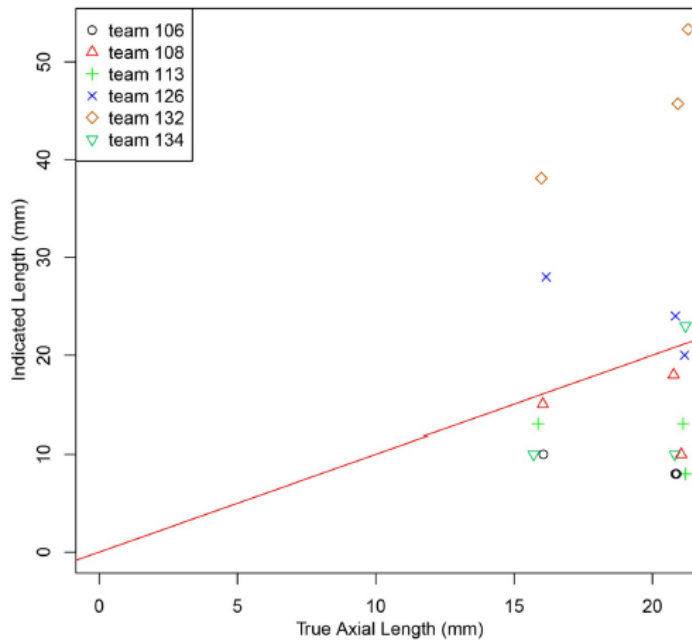


Figure 4.10. Indicated versus True Axial Flaw Length by Test Team

図 2.2.3-10 検査チームごとの指示長ささと真の亀裂長さの関係

(PNNL-22677³¹ から引用)

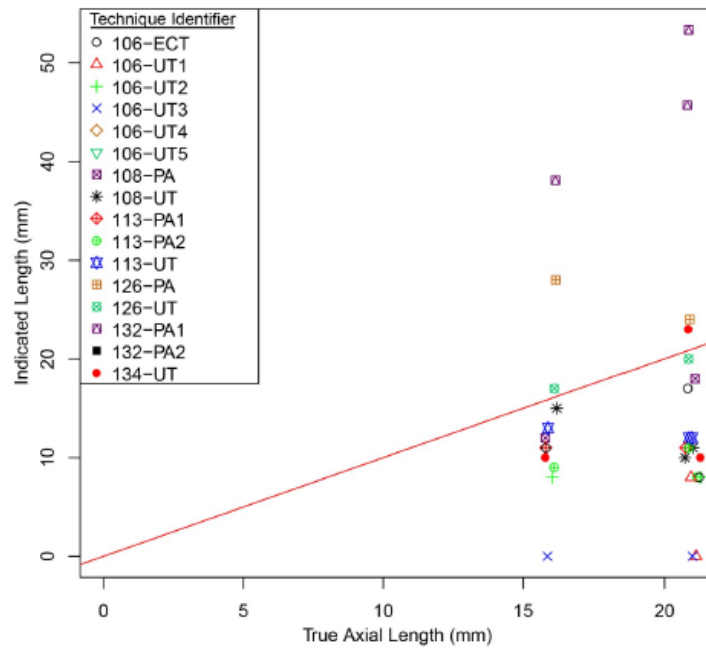


Figure 4.11. Indicated versus True Axial Flaw Length by NDE Technique

図 2.2.3-11 検査手法ごとの指示長さと真の亀裂長さの関係

(PNNL-22677³¹ から引用)

(b) xLPR v2.0 の亀裂進展モデルの調査

xLPR v2.0⁹⁶ は、周方向亀裂及び軸方向亀裂に対する亀裂進展解析機能を有する。PWSCC 進展速度について、ニッケル合金溶接材である 82/182/132 合金に対する MRP-115³² のモデル及び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-263³³ のモデルが整備されており、これは xLPR v1.0⁹¹ から変更されていない。また、疲労亀裂進展速度について、ASME Section XI のモデル³⁴ 及びパリス則のモデルが整備されている。

(c) xLPR v2.0 の亀裂発生モデルの調査

パイロットスタディを踏まえた PWSCC の亀裂発生モデルに関するフレームワークは、

³² “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: 1006696, (2004).

³³ “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: 1019082, (2009).

³⁴ O.K. Chopra, W.K. Soppet and W.J. Shack, “Effects of Alloy Chemistry, Cold Work, and Water Chemistry on Corrosion Fatigue and Stress Corrosion Cracking Alloys and Welds”, US Nuclear Regulatory Commission Report NUREG/CR-6721, (2001) .

専門家パネルによるレビュー³⁵を受け、十分なモデルと判断された。xLPR v1.0 では、想定亀裂としては応力腐食割れによる亀裂の発生を前提としており、発生とその後の亀裂進展を評価する。亀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、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。直接モデルの1つは次式で表される。

$$\frac{1}{t_1} = A e^{-Q/T} \sigma^n, \sigma > \sigma_{th} \quad (2.2.3-2)$$

- t_1 : 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、Amzallag³⁶、Cattant³⁷、Daret³⁸らの検討に基づくものとされる。また、もう1つの直接モデルは次式で表される。これは冷間加工の影響を考慮したモデルとされる。

$$t_1 = B G e^{Q/T} \ln \left[\frac{D-z}{\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} - z} \right] \quad (2.2.3-3)$$

$$\zeta \equiv \frac{\sigma_{ult}}{\sigma_{ys}} \quad (2.2.3-4)$$

$$m = 10 \left[\frac{\sigma_{ys}/E}{\zeta(\zeta-1)^3} \right]^{1/4} \quad (2.2.3-5)$$

³⁵ “xLPR Primary Water Stress Corrosion Crack Initiation Models: PWSCC Expert Panel Meeting Summary,” presentation to ACRS Subcommittee on Materials, Metallurgy, & Reactor Fuels, , ML13226A544, (2013).

³⁶ C. Amzallag, S. L. Hong, C. Pages and A. Gelpi, “Stress Corrosion Life Assessment of Alloy 600 PWR Components,” Ninth International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, The Minerals, Metals and Materials Society, edited by F. P. Ford, S. M. Bremer and G. S. Was, pp. 243-250, (1999).

³⁷ 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.

³⁸ 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).

$$z = 0.35 + 0.33\ln(\zeta) \quad (2.2.3-6)$$

$$D = \frac{2}{3}e^{\zeta/2} \quad (2.2.3-7)$$

$$G = m^{-3/8} \frac{\ln(D)}{\ln\left(\frac{D-z}{1-z}\right)} \quad (2.2.3-8)$$

t_1 : 発生時刻
 σ_{ult} : 引張強度
 σ_{ys} : 降伏強度
 E : ヤング率

この式は Garud³⁹によってモデル化されたものである。直接モデル（式(2.2.3-2)）において使用される応力と温度に加えて、新たにパラメータ ζ が使用される。

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。

$$P(t_1 < t) = 1 - e^{-(t/c_w)^3} \quad (2.2.3-9)$$

t_1 : 発生時刻

形状パラメータ C_w は Shack⁴⁰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。

$$C_w = C_1 e^{Q/T} \sigma^{-n} \quad (2.2.3-10)$$

C_1 : 亀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 v1.0⁹¹において、MRP-216⁴¹のサージ管のデータに対してキャリブレーションを行った結果を図 2.2.3-12 に示す。xLPR v2.0⁹⁶の専門家パネルでは、xLPR v1.0⁹¹の亀裂発

³⁹ Garud, Y. S., Stress Corrosion Cracking Initiation Model for Stainless Steel and Nickel Alloys: Effects of Cold Work, EPRI, Palo Alto, CA: 1019032, (2009).

⁴⁰ W. J. Shack and O.K. Chopra, "Statistical Initiation and Crack Growth Models for Stress Corrosion Cracking," Paper PVP2007-26731, ASME, (2007).

⁴¹ "Materials Reliability Program: Advanced FEA Evaluation of Growth of Postulated Circumferential PWSCC Flaws in Pressurizer Nozzle Dissimilar Metal Welds", MRP-216 Rev. 1, (2007).

生モデルが現時点では最良のモデルであること、周方向亀裂発生と軸方向亀裂発生の両方に同一のモデルが適用できること等を結論づけるとともに、製造時の亀裂、BWR の IGSCC の亀裂発生モデルの検討等が v 3.0 に向けて推奨されている。

また、疲労による亀裂発生については、NUREG/CR-6909 Rev.1⁴²の疲労寿命曲線と類似のモデルが整備されている。xLPR v2.0 では、疲労による亀裂発生と PWSCC による亀裂発生は独立に取り扱われる。NUREG/CR-6909 Rev.1⁴²の疲労亀裂発生モデルについては後述する。なお、xLPR v1.0⁹¹において取扱うことができる亀裂種類は周方向亀裂のみであったが、xLPR v2.0⁹⁶においては軸方向亀裂についても評価可能となった。

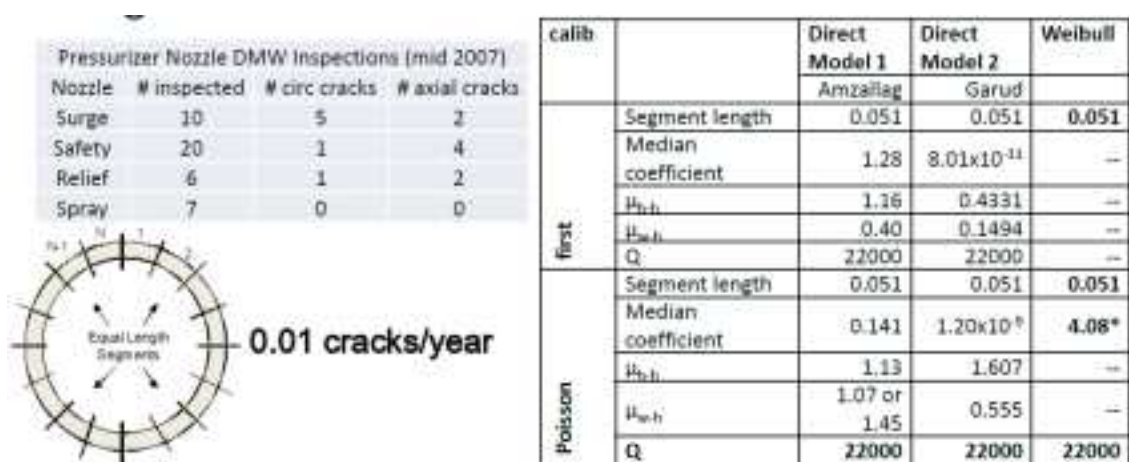


図 2.2.3-12 xLPR v1.0 の亀裂発生モデルのパラメータに対するキャリブレーション結果

(xLPR PWSCC 専門家パネル資料³⁵より引用)

2) 国際会議 ENDEG における亀裂発生・進展モデル等の調査

PWSCC 評価で重要な亀裂発生・進展モデル等を、原子力発電プラント用材料の環境劣化に関する国際会議 (International Conference on Environmental Degradation of Materials、以下「ENDEG」という。) の第 17 回論文集等⁴³により調査した。調査結果を表 2.2.3-5 に示す。

⁴² O.K. Chopra and G.L.Stevens, “Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials”, NUREG-6909 Rev.1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2014)

⁴³ 17th International Conference on Environmental Degradation of Materials, (2013).

表 2.2.3-5 17th ENDEG の文献調査結果

タイトル	発表者	内容・備考
Stress Corrosion Crack Initiation Measurements of Alloy 600 in PWR Primary Water	Mychailo B. Toloczko, (PNNL)	冷間加工が 600 合金の PWSCC 感受性に与える影響について、DCPD を使った新しい発生試験手法による評価を実施。試験片は平板試験片と CRDM 実機材を使用し、0～20%冷間加工、1μmの表面仕上げ、1000ppmB、2ppmLi、360℃、25cc/kgH ₂ O で試験を実施。発生が起これると有意な DCPD 上の変化がある。冷間加工率と発生時間の関係を調査。7～8%の冷間加工は発生時間を有意に加速した。実機 CRDM の大きい粒度、high-B コントロールは発生時間を遅らせた。クラックの形状から、発生時間での応力拡大係数を予測した（深さの割合 a/D と応力拡大係数との関係から）。
Effects of Aging Treatments on Stress Corrosion Crack Initiation of Alloy 690	Wenjun Kuang (ミシガン大)	冷間加工と熱処理が 690 合金の SCC 感受性に与える影響を SSRT (360℃, 歪み速度 5E-8～1E-8/s, DH: 18ccH ₂ /kgH ₂ O) で評価した。Aging 温度 350℃では Aging が長時間になるほど SCC 感受性が低下した。Aging 温度 450℃では 3000 時間以上の Aging で SCC 感受性が増加した。Aging 処理の機械特性に与える影響は小さかった。炭化物の密度が SCC 感受性に与える影響、炭化物占有率が CGR に与える影響を SSRT で評価した。
Factor of Improvement on Resistance of Stress Corrosion Crack Initiation of Alloy 690 over Alloy 600	Tyler Moss (ミシガン大)	現状、690 合金は PWSCC 発生していないため、耐 SCC 性改善 Factor を 600 合金の発生時間に対する 690 合金の試験時間の比から決めている。これに対して新たな Factor of improvement (FOI)の設定を提案。CERT による 690 合金と 600 合金の亀裂密度、平均亀裂長さ、単位面積当たりの亀裂長さの温度依存性(320～360℃, Ni/NiO 境界条件)データから活性化エネルギーを比較評価。亀裂長さより亀裂密度の方が温度依存性が高かった。690 合金の 600 合金に対する FOI は、亀裂長さでは 3 倍、亀裂密度では 130 倍以上と評価された。
Effects of Cavitation Peening on the PWSCC Behavior of Alloys 600 and 182	Antoine Marion (AREVA)	PWR プラントで一部排除できない 600 合金部材に対するキャビテーションピーニング(CP)による SCC 感受性の改善効果を調査。CP によって表面粗さには変化がないが、表面硬さは上昇した。グラインダ加工後は引張応力が生ずるが、CP 後は圧縮応力となった。360℃, B/Li:1200/2ppm, H ₂ =100cc/kgH ₂ O, 2000 h, U ベンド試験で有意な SCC 感受性改善効果を確認した。熱サイクルを加えてもその効果はほとんど低下しなかった。フルサイズの BMI モックアップを用いた試験も実施(残留応力の比較)。

表 2.2.3-5 17th ENDEG の文献調査結果 (つづき)

<p>Cold-Work Effects on Stress Corrosion Crack Growth in Alloy 690 Tubing and Plate Materials</p>	<p>Stephen Bruemmer (PNNL)</p>	<p>690 合金の SCC 感受性に及ぼす冷間加工の影響についてのレビュー研究。11~17%の低いレベルの冷間加工を与えた材料において、組織や組成の不均一性、一方向の冷間圧延は SCC 感受性を高める。 HTA(1000℃, 水冷)熱処理は冷間加工を受けた 690 合金の粒界炭化物を除去し、わずかに粒界サイズを上げ、亀裂進展速度を低下させた。また、硬さと CGR の関係を整理した。</p>
<p>The Analysis of Microstructure and Grain Orientation of Thermally-aged Alloy 600</p>	<p>Seung Chang Yoo (蔚山科学技術大)</p>	<p>PWSCC 発生感受性に及ぼす長時間熱時効の影響の調査。活性化エネルギーから推定した Aging 条件, 400℃×1142h (Y10 材, 320℃で 10 年相当), 400℃×2284h (Y20 材, 320℃で 20 年相当)で Aging 処理した材料について、SSRT で SCC 感受性を比較評価した。炭化物の析出状態は As-received 材は離散, Y10 材は準連続, Y20 材は連続析出であった。降伏応力は熱処理条件によって変化した。Y10 材の試験片では準連続の析出が多いために高い SCC 感受性を示した。</p>
<p>Investigation of the Relationship between Local Plastic Strain Estimated by EBSD and Local Nanoindentation Hardness in Alloy 690</p>	<p>Rickard Shen (KTH Sweden)</p>	<p>ナノインデントによる局所硬さ分布と EBSD による局所塑性歪みの相関を調査。Misorientation を Deformation として評価した。Misorientation のマップと Deformation マップから、硬さマップを予測する手法を開発した。</p>
<p>The Effects of Metallurgical Factors on Stress Corrosion Crack Growth Rate for Cold Worked TT Alloy 690 in Simulated PWR Primary Water</p>	<p>Toshio Yonezawa (東北大)</p>	<p>材料の製造条件(ヒート, 冷間加工)の違いが 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) 進展に及ぼす影響を調査した。熱間加工と熱処理によって一次炭化物の溶解度が上がる。鍛造度によっても変化する。これらが IGSCC に及ぼす影響について言及した。</p>
<p>Effect of Polishing Process on Corrosion of Alloy 600 in Primary Water</p>	<p>Qunjia Peng (中国科学院)</p>	<p>高温水中での 600 合金の腐食に及ぼす電解研磨による表面組成及び微細構造の変化の影響を調査した。シリカペースト研磨面と電解研磨面の腐食の比較を実施。電解研磨面ではより低い腐食速度を示した。これは、電解研磨によって表面に Cr 濃縮酸化膜が形成されたことに起因する。</p>

(2) 原子炉容器に対する PASCAL-NP の機能整備

PASCAL-NP は複雑形状部を対象とし、原子炉容器と一次系配管の両方を評価する機能を有する。ここでは、主に原子炉容器を対象とした機能改良について述べる。原子炉容器に対する PASCAL-NP の改良項目とその目的をまとめて表 2.2.3-6 に示す。

表 2.2.3-6 原子炉容器に対する PASCAL-NP の改良項目とその目的

改良項目	改良の目的
(a) 非破壊検査モデルの導入	破損確率に及ぼす亀裂検出の効果を評価するため。
(b) 漏えい量評価モデルの導入	亀裂開口変位、亀裂破面の状態、内部流体の状態を考慮することにより漏えい量評価の精度を向上するため。

(a) 非破壊検査モデルの導入

破損確率に及ぼす非破壊検査の影響を評価するため、0(1)の調査結果を踏まえて、非破壊検査モデルを PASCAL-NP に導入した^{44,45}。本評価モデルは、POD を、亀裂深さ a の関数として式(2.2.3-11)から式(2.2.3-15)のように表す。ここで、 t は対象機器の厚さ、 x は亀裂深さ比 [-]、 k 及び POD_0 は亀裂深さが x_{small} より小さいときの POD を定義するための定数である。検査対象機器を加圧器サージ管、原子炉容器入口/出口管台及び蒸気発生器入口/出口管台とした場合の β_1 及び β_2 の設定例を表 2.2.3-7 に、POD カーブの模式図を図 2.2.3-13 (a) に、 β_1 及び β_2 に平均値を設定し、 x_{small} に 0.1 [-] 及び POD_0 に 0.0 [-] を設定した場合の POD 曲線を図 2.2.3-13 (b) に示す。外表面から検査するよりも内表面から検査する場合⁴⁶及び肉厚が厚い場合において POD が高く、検査精度が良いことを示唆している。

$$x = a / t \quad (2.2.3-11)$$

$$0 \leq x < x_{small} \text{ のとき} \quad POD = kx + POD_0 \quad (2.2.3-12)$$

$$x_{small} \leq x \text{ のとき} \quad POD = f(x) \quad (2.2.3-13)$$

$$k = \frac{f(x_{small}) - POD_0}{x_{small}} \quad (2.2.3-14)$$

$$f(x) = \frac{1}{1 + e^{-\beta_1 - \beta_2 x}} \quad (2.2.3-15)$$

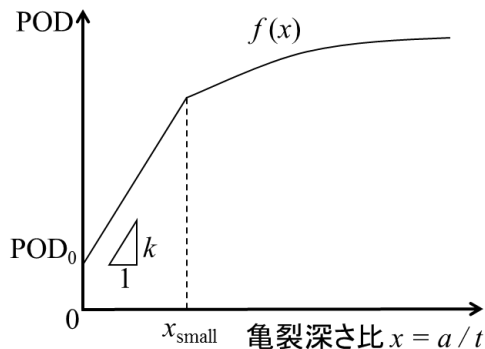
⁴⁴ “Material Reliability Program: Development of Probability of Detection Curves for Ultrasonic Examination of Dissimilar Metal Welds”, EPRI, MRP-262, Revision 1, (2009).

⁴⁵ Xinjian Duran et al., “Pressure Vessel and Piping Division, Tutorial Series on: Piping Probabilistic Fracture Mechanics – Approaches and Applications”, Technical Tutorial on PVP-2015, PVPD-75, (2015).

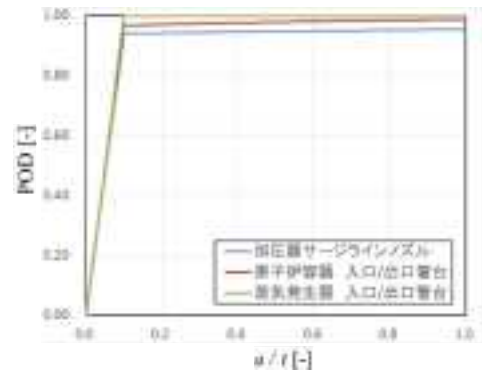
⁴⁶ 四国電力株式会社, “伊方発電所第 2 号機原子炉容器入口管台内表面の微小な傷について”, 原子力施設情報公開ライブラリー 通番 7969, (2006).

表 2.2.3-7 ニッケル合金検査モデルの β_1 と β_2 の設定例

機器	外径 (mm)	肉厚 (mm)	アクセ シ 性	β_1	β_2
加圧器 サージ管	304.8 から 355.6	30.48 から 58.42	外表面 から検査	正規分布 平均値：2.7076 標準偏差：0.2085	正規分布 平均値：0.0031 標準偏差：0.0045
原子炉容器 入口/出口管台	685.4 から 787.4	63.5 から 76.2	内表面 から検査	正規分布 平均値：3.2440 標準偏差：0.5490	正規分布 平均値：0.0106 標準偏差：0.0132
蒸気発生器 入口/出口管台	685.4 から 787.4	127 から 132.08	外表面 から検査	正規分布 平均値：5.4089 標準偏差：3.6423	正規分布 平均値：0.0086 標準偏差：0.0602



(a) 模式図



(b) POD 曲線の例

図 2.2.3-13 POD 曲線

(b) 漏えい量評価モデルの導入

亀裂が板厚を貫通すると内部流体が漏えいする。ここでは、亀裂貫通後において、亀裂開口変位、内圧、破面の粗さから漏えい量を算出し、破断確率に及ぼす影響を評価するための機能を整備した。PWSCC の水質環境である PWR 一次系水質環境及び NiSCC の水質環境である BWR 炉水環境における内部流体の状態を考慮した漏えい量評価モデルを導入する⁴⁷。本評価モデルの詳細は次のとおりである。

漏えい量 W_c (単位時間に漏えいする流体の体積) は、亀裂開口面積 (Crack Opening Area、以下「COA」という。) を用いて式(2.2.3-16)で表される。

$$W_c = C \times COA \times G_c \tag{2.2.3-16}$$

ここで、 C は圧力損失係数、 G_c は臨界流量 (単位時間に単位面積から漏えいする流体の体積) である。これを踏まえ、PASCAL-NP に整備した COA 算出機能及び G_c 算出機能

⁴⁷ 篠川英利, 柴田勝之, 磯崎敏邦, “貫通亀裂からの冷却材漏洩量計算プログラムの作成”, JAERI-M 90-050, (1990).

について、以下に示す。

① 軸方向貫通亀裂の COA 算出機能の整備

軸方向貫通亀裂の COA を算出するため、仏国の維持規格 RCC-MRx⁴⁸を適用した。本モデルは、まず亀裂開口変位（Crack Opening Displacement、以下「COD」という。）を、膜応力 σ_m による COD_mと、曲げ応力 σ_b による COD_bの和として式(2.2.3-17)のように求める。次に、COD_m及び COD_bを、式(2.2.3-18)、式(2.2.3-19)及び表 2.2.3-8 を用いて算出する。最後に、COA を亀裂開口形状を長方形として近似し、亀裂全長 $2c$ と COD の積として式(2.2.3-20)のように求める。

$$\text{COD} = \text{COD}_m + \text{COD}_b \quad (2.2.3-17)$$

$$\text{COD}_m = \frac{4c}{E} k_m \sigma_m \quad (2.2.3-18)$$

$$\text{COD}_b = \frac{4c}{E} k_b \sigma_b \quad (2.2.3-19)$$

$$\text{COA} = 2c \times \text{COD} \quad (2.2.3-20)$$

表 2.2.3-8 COD_m 及び COD_b を求めるための k_m 及び k_b

c/d	k_m	k_b $d/t = 5$	k_b $d/t = 20$	k_b $d/t = 50$	k_b $d/t = 500$
0.000	1.000				
0.056	1.000	0.848	0.589	0.482	0.394
0.111	1.006	0.731	0.508	0.448	0.398
0.167	1.013	0.655	0.478	0.434	0.398
0.222	1.030	0.613	0.467	0.432	0.402
0.278	1.046	0.587	0.462	0.432	0.406
0.333	1.071	0.575	0.463	0.436	0.412
0.389	1.099	0.569	0.466	0.442	0.419
0.444	1.136	0.572	0.474	0.451	0.429
0.500	1.179	0.579	0.484	0.461	0.440
0.556	1.233	0.591	0.498	0.475	0.454
0.611	1.303	0.612	0.517	0.494	0.472
0.667	1.388	0.639	0.541	0.517	0.494
0.722	1.500	0.679	0.573	0.547	0.522
0.778	1.648	0.733	0.615	0.586	0.559
0.833	1.858	0.816	0.677	0.643	0.610
0.889	2.179	0.954	0.776	0.730	0.687
0.944	2.787	1.228	0.904	0.826	0.759

d は自由表面から亀裂中央までの距離

⁴⁸ “Design and Construction Rules for Mechanical Components of Nuclear installations”, AFCEN, RCC-MRx Code, (2012).

② 周方向貫通亀裂の COA 算出機能の整備

周方向貫通亀裂の COA を算出するため、Tada-Paris の方法⁴⁹を適用した。本手法は、まず COA を膜応力 σ_m による COA_m と、曲げ応力 σ_b による COA_b の和として式(2.2.3-21)のように求める。 COA_m は式(2.2.3-22)及び式(2.2.3-23)を用いて算出し、 COA_b は式(2.2.3-24) 及び式(2.2.3-25)を用いて算出する。

なお、亀裂先端の塑性域を考慮するため、 θ の代わりに式(2.2.3-26)の θ_{eff} を用いて計算する。ここで、 K_m 及び K_b は膜応力及び曲げ応力による応力拡大係数であり、各式中の $F_m(\theta)$ 及び $F_b(\theta)$ は、式(2.2.3-29)及び式(2.2.3-30)を用いて算出する。③ Gc 算出機能の整備で用いる COD は亀裂形状を楕円と近似し、式(2.2.3-31)により求める。

$$COA = COA_m + COA_b \quad (2.2.3-21)$$

$$COA_m = \frac{\sigma_m}{E} \pi R_m^2 \cdot I_m(\theta) \quad (2.2.3-22)$$

$$I_m(\theta) = 2\theta^2 \left[1 + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{3}{2}} \left\{ 8.6 - 13.3 \left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 24 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 \right\} + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 \left\{ 22.5 - 75 \left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 205.7 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 - 247.5 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 + 242 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^4 \right\} \right] \quad (2.2.3-23)$$

$$COA_b = \frac{\sigma_b}{E} \pi R_m^2 \cdot I_b(\theta) \quad (2.2.3-24)$$

$$I_b(\theta) = 2\theta^2 \left[1 + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{3}{2}} \left\{ 8.2 - 12.7 \left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 19.3 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 \right\} + \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 \left\{ 20.4 - 68 \left(\frac{\theta}{\pi}\right) + 165.2 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^2 - 187.2 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^3 + 146.7 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^4 \right\} \right] \quad (2.2.3-25)$$

$$\theta_{\text{eff}} = \theta + \frac{(K_m + K_b)^2}{2\pi R \sigma_f^2} \quad (2.2.3-26)$$

$$K_m = \sigma_m F_m(\theta) \sqrt{\pi R \theta} \quad (2.2.3-27)$$

$$K_b = \sigma_b F_b(\theta) \sqrt{\pi R \theta} \quad (2.2.3-28)$$

$$F_m(\theta) = 1 + 7.5 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{3}{2}} - 15 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{5}{2}} + 33 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{7}{2}} \quad (2.2.3-29)$$

$$F_b(\theta) = 1 + 6.8 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{3}{2}} - 13.6 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{5}{2}} + 20 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{\frac{7}{2}} \quad (2.2.3-30)$$

⁴⁹ P.C.Paris and H.Tada:"The Application of Fracture Proof Design Methods Using Tearing Instability Theory to Nuclear Piping Postulating Circumferential Through Wall Cracks", NUREG/CR-3464, (1983).

$$\text{COD} = \frac{2\text{COA}}{\pi\theta \cdot R} \quad (2.2.3-31)$$

③ G_c 算出機能の整備

式(2.2.3-16)に示したように、漏えい量評価においては臨界流量 G_c を算出することが必要である。PASCAL-NP は、表 2.2.3-9 に示すように PWSCC 及び NiSCC を対象とし、水質も PWR 一次系水質環境と BWR 炉水水質環境と異なっている。また、内部流体の状態は、PWR 一次系は加圧器により加圧され、加圧器上部を除いてサブクール水であるのに対し、BWR 炉水は、気水分離器や復水器があるため、飽和水や湿り蒸気が存在する。このような内部流体の状態が漏えい率に及ぼす影響を考慮できる漏えい量算出モデルを導入した。ここで、サブクール水とは内圧を僅かに減少させても水の状態で在り続ける水の状態、飽和水とは液相と気相が同時に存在している状態の液相部、湿り蒸気とは水分を含んだ蒸気である。

このような内部流体の状態を考慮して漏えい量を算出できるようにするため、表 2.2.3-9 に示すように Henry モデル及び Moody モデルを導入した⁴⁷。Henry モデルは、サブクール水と飽和水の漏えい量を算出することができ、Moody モデルは飽和水と湿り蒸気の漏えい量を算出することができる。

PFM の確率計算ではモンテカルロ法等を用い、膨大な数のサンプルを対象に計算する必要があるため、計算精度を維持しながら効率的な計算が行われることが要求される。このため、臨界流量 G_c を求めるプログラムを導入する代わりに、表 2.2.3-10 に示すような条件で G_c を事前に算出しておき、この G_c に対して内挿あるいは外挿することにより、臨界流量 G_c を簡便に算出する機能を PASCAL-NP に導入した。 G_c 算出における主要な算出式は式(2.2.3-32)から式(2.2.3-43)に示すとおりであり、亀裂周長 (Crack Opening Length、以下「COL」という。) を式(2.2.3-32)及び式(2.2.3-33)により求め、摩擦係数 f や表面粗さ μ 等により、 G_c を求める。PASCAL-NP の漏えい量算出機能は、運転条件や過渡事象条件を参考として内圧 p を大気圧から 20 MPa まで、温度 $temp$ を室温程度から 400°C まで対応できるようにした。

表 2.2.3-9 内部流体の状態と漏えい量算出モデル

亀裂種類	水質	内部流体の状態	Henryモデル	Moodyモデル
PWSCC	PWR一次系 水質環境	サブクール水	○	×
NiSCC	BWR炉水 水質環境	飽和水	○	○
		湿り蒸気	×	○

○：解析可、×：解析不可

表 2.2.3-10 G_c の事前算出ケース

G_c 算出モデル	内部流体の状態	独立変数	データサイズ
Henry モデル	サブクール水	$(f, x_{ld}, p, temp)$	$20 \times 20 \times 20 \times 20 = 160000$
	飽和水	(f, x_{ld}, p)	$20 \times 20 \times 20 = 8000$
Moody モデル	飽和水	(α_0, p)	$20 \times 20 = 400$
	湿り蒸気	(α_0, p)	$20 \times 20 = 400$

$$\text{軸方向貫通亀裂の場合、 } COL = 2COD + 4c \quad (2.2.3-32)$$

$$\text{周方向貫通亀裂の場合、 } COL = 4 \left(\frac{COD}{2} + R\theta \right) \quad (2.2.3-33)$$

$$\alpha_0 = \frac{f \cdot t}{D_h} \quad (2.2.3-34)$$

$$D_h = \frac{4 \cdot COA}{COL} \quad (2.2.3-35)$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 2 \log_{10} \left(\frac{D_h}{2\mu} \right) + 1.74 \quad (2.2.3-36)$$

$$x_{ld} = \frac{t}{D_h} + 50n_t \cdot t \quad (2.2.3-37)$$

$$0 < \frac{COD}{\mu_G} < 0.1 \text{ のとき} \quad \mu = \mu_L \quad (2.2.3-38)$$

$$0 < \frac{COD}{\mu_G} < 10 \text{ のとき} \quad \mu = \mu_L + \frac{\mu_G - \mu_L}{9.9} \left(\frac{COD}{\mu_G} - 0.1 \right) \quad (2.2.3-39)$$

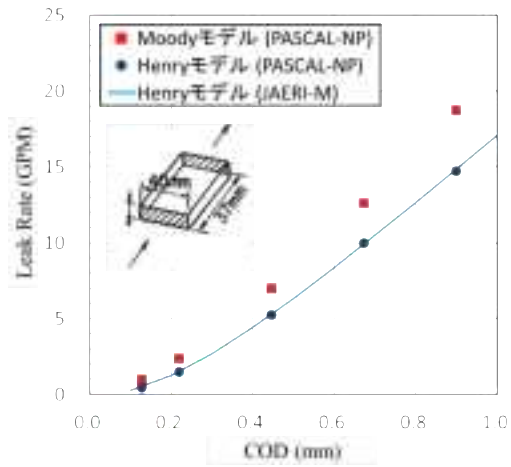
$$10 < \frac{COD}{\mu_G} \text{ のとき} \quad \mu = \mu_G \quad (2.2.3-40)$$

$$0 < \frac{COD}{\mu_G} < 0.1 \text{ のとき} \quad n_t = n_{tL} \quad (2.2.3-41)$$

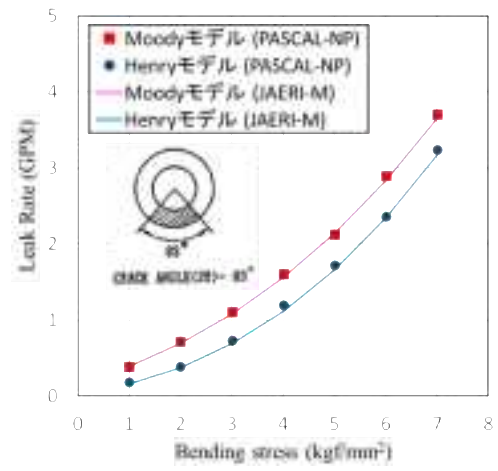
$$0 < \frac{COD}{\mu_G} < 10 \text{ のとき} \quad n_t = n_{tL} - \frac{n_{tL}}{11} \left(\frac{COD}{\mu_G} - 0.1 \right) \quad (2.2.3-42)$$

$$10 < \frac{COD}{\mu_G} \text{ のとき} \quad n_t = 0.1n_{tL} \quad (2.2.3-43)$$

ここで、 c は亀裂半長、 θ は亀裂半角、 f は摩擦係数、 D_h は水力学的直径、 α_0 及び x_{ld} はプログラム内部の独立変数、 μ は COD を考慮した表面粗さ、 μ_L は局所的表面粗さ、 μ_G は大域的表面粗さ、 n_t は COD を考慮した亀裂開口面の単位長さ当たりの 90 度の折れ曲り回数、 n_{tL} は局所的な 90 度の折れ曲がり回数である。Moody 及び Henry モデルのプログラム検証結果を図 2.2.3-14 に示す。図中には PASCAL-NP により算出した漏えい量と本機能を整備するにあたり参考とした JAERI-M プログラム⁴⁷により算出した漏えい量を比較して示している。両者は良く一致しており PASCAL-NP に Moody モデルと Henry モデルが正常に導入されたことが確認できた。



(a) 矩形亀裂



(b) 扇形亀裂

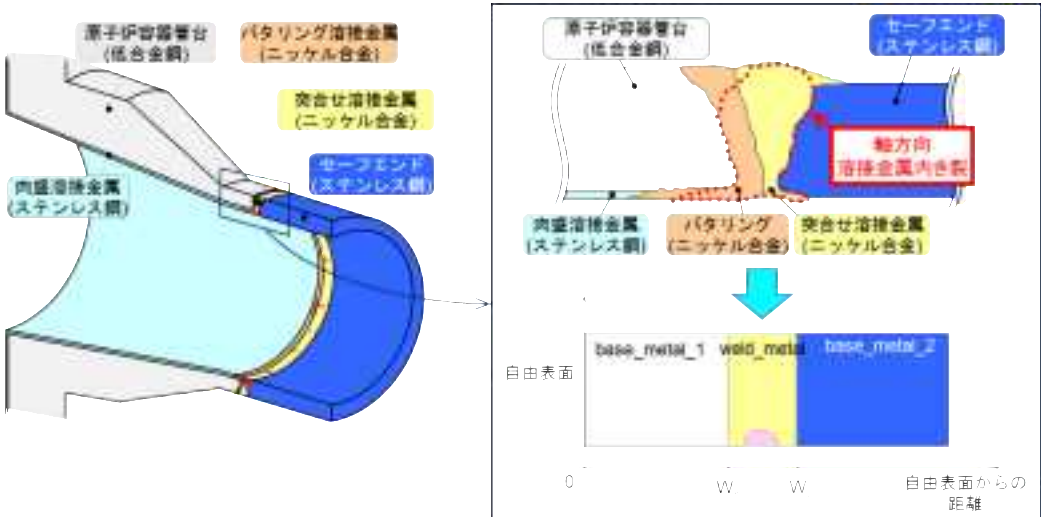
図 2.2.3-14 Moody 及び Henry モデルのプログラム検証

(3) 改良した PASCAL-NP を用いた事例解析

1) 解析条件

ここでは、米国の V. C. Summer PWR 型軽水炉の原子炉容器出口管台で確認された軸方向の PWSCC の発生事例⁵⁰を踏まえ、整備した PASCAL-NP を用いて、原子炉容器出口管台を対象とした破損確率の事例解析を実施した。解析条件を表 2.2.3-11 から表 2.2.3-22 に示す。

表 2.2.3-11 解析条件 対象管台

項目：対象管台		
【条件】		
・ 寸法：V. C. Summer の原子炉容器出口管台を円筒形状に近似		
内半径	R [mm]	378.0
板厚	W_T [mm]	78.0
自由表面から溶接金属までの距離	W_K [mm]	800.0
	W_L [mm]	848.0
		
・ 材質：		
原子炉容器：低合金鋼		
バタリング及び突合せ溶接部：ニッケル合金溶接材		
セーフエンド：オーステナイト系ステンレス鋼		

⁵⁰ Gutti Rao, Gary Moffatt and Allan McIlree, “Metallurgical Investigation of Cracking in the Reactor Vessel Alpha Loop Hot Leg Nozzle to Pipe Weld at the V. C. Summer Station”, WCAP-15616, Westinghouse Electric Company, (2001).

表 2.2.3-12 解析条件 運転条件

項目：運転条件	
【条件】	
運転条件は参考文献 ⁵¹ に基づき設定した。	
温度 [°C]	324
内圧 [MPa]	15.51

表 2.2.3-13 解析条件 引張特性

項目：引張特性			
【条件】			
<ul style="list-style-type: none"> 引張特性は次式に示す Ramberg Osgood 則に従うものとした。 参照応力 σ_0 : 正規分布に従う確率変数 <p>σ_0, α 及び n は既存研究を踏まえて、本事例解析において検討し設定した値である。</p>			
$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n$			
• Ramberg-Osgood 則			
	ニッケル合金 溶接金属	低合金鋼	ステンレス鋼
σ_0 [MPa]	正規分布 200 °C: (μ, σ)=(345.9, 34.6) 400 °C: (μ, σ)=(334.5, 33.5)	正規分布 301.7 °C: (μ, σ)=(450.3, 43.5) 398.9 °C: (μ, σ)=(415.0, 43.5)	正規分布 325 °C: (μ, σ)=(147.0, 14.7)
α	一定値 200 °C: 16.155 400 °C: 15.561	一定値 301.7 °C: 1.87 398.9 °C: 2.87	一定値 325 °C: 14.528
n	一定値 200 °C: 2.933 400 °C: 3.193	一定値 301.7 °C: 8.91 398.9 °C: 12.94	一定値 325 °C: 2.4325
温度の内挿は、PASCAL-NP が自動で行う。			

⁵¹ Frederick W. Brust and Paul M. Scott, “Weld residual stresses and primary water stress corrosion cracking in bimetal nuclear pipe welds”, PVP2007-26297, (2007).

表 2.2.3-14 解析条件 発生時の亀裂寸法

項目：発生時の亀裂寸法	
【条件】	
<ul style="list-style-type: none"> 対象亀裂：溶接継手内表面軸方向半楕円亀裂 初期亀裂の深さ、半長さ、中心位置：正規分布に従う確率変数 PWSCC 発生試験に関する参考文献 ⁵² を踏まえて検討された確率モデル ³⁰	
亀裂深さ [mm]	正規分布 (μ,σ) = (1.0, 0.25)
亀裂半長 [mm]	正規分布 (μ,σ) = (1.0, 0.25)
亀裂中心位置 [mm]	正規分布 (μ,σ) = (820.0, 2.0)
なお、亀裂中心位置とは表 2.2.3-11 に示した、自由表面から半楕円亀裂の中心までの距離である。	

表 2.2.3-15 解析条件 亀裂発生までの時間

項目：亀裂発生までの時間		
【条件】		
<ul style="list-style-type: none"> 発生時刻 t_i: PWSCC の亀裂発生試験に関する参考文献を踏まえて検討された確率モデル³⁰ $t_i = \frac{\alpha_i \times t_{i0}}{i_0 \times i_\sigma \times i_m}$		
t_{i0}	i_0 、 i_σ 、 i_m が 1 の場合における亀裂発生までの時間	10000 hr
α_i	確率分布 (ワイブル分布)	形状:1.285、縮尺:1.125、位置:0.924
i_0	温度パラメータ	$i_0 = A_0 \times \exp(-Q_i/RT)$ より算出
T_{th}	温度閾値	250 °C
A_0	温度パラメータ算出係数	9.49E+15
Q_i	亀裂発生に要する活性化エネルギー	182.963 kJ/mol
R	ガス定数	8.31447×10^{-3} kJ/(molK)
i_σ	応力パラメータ	$i_\sigma = A_\sigma \times \sigma_{eff}^n$ より算出 σ_{eff} : 表面における残留応力及び運転応力から算出する。
A_σ	応力パラメータ算出係数	2.68E-19
n	応力パラメータ算出指数	7
i_m	材料パラメータ	0.7

⁵² Couvant T, Vaillant F., “Initiation of PWSCC of Weld alloy 182”, Proceedings of the 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Colorado, USA, p. 1141-1151, (2011).

表 2.2.3-16 解析条件 PWSCC 亀裂進展速度

項目：PWSCC 亀裂進展速度		
【条件】		
PWSCC 亀裂進展の速度は、以下の式 ³⁰ を用いて算出した。		
$\frac{da}{dt} = c_{temp} \times c_p \times \alpha_r (K_I - K_{th})^\beta$ $c_{temp} = \exp\left[-\frac{Q_g}{R} \left(\frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_{a,ref}}\right)\right]$		
<p>ここで、da/dt は亀裂進展速度で単位は[m/sec]、K_I はモード I の応力拡大係数で単位は[MPa√m]、K_{th} は応力拡大係数の下限値である。α_r は対数正規分布に従う変数である。下記のパラメータは、既存研究を踏まえて本事例解析において検討し設定した値である。</p>		
R	ガス定数	8.314×10^{-3} kJ/molK
T_a	亀裂位置の評価温度 (運転条件にて設定)	324 °C
$T_{a,ref}$	参照評価温度	325 °C
c_p	亀裂進展速度に及ぼす 塑性歪の影響係数	1

パラメータ		ニッケル合金 溶接金属
Q_g	活性化エネルギー[kJ/mol]	130
α_r	亀裂進展 速度係数	-27.6492
	$\ln(\alpha_r)$ の標準偏差	0.5883
K_{th} 応力拡大係数閾値 [MPa√m]		0
β 指数		1.6

表 2.2.3-17 解析条件 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度					
【条件】					
疲労亀裂進展速度は、以下の式 ³⁰ を用いて算出した。					
$\frac{da}{dN} = C'' \times T_c^{n'} \times t_r^n \times \frac{\Delta K^{m'}}{(1-R)^m} \quad (\Delta K > \Delta K_{th} \text{ または } t_r > t_{r,th} \text{ のとき})$					
$\frac{da}{dN} = 0 \quad (\Delta K < \Delta K_{th} \text{ かつ } t_r < t_{r,th} \text{ のとき})$					
<p>da/dN は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、t_rは負荷上昇時間で単位は[sec]、Rは応力比、T_cは評価温度、C''は対数正規分布に従う確率変数である。下記のパラメータは、既存研究を踏まえて本事例解析において検討し設定した値である。</p>					
パラメータ	ニッケル合金 溶接金属	低合金鋼	ステンレス鋼		
T _c 温度[°C]	過渡事象の温度を用いる				
t _r 負荷上昇時間[s]	過渡事象の負荷上昇時間を用いる				
R 応力比	過渡事象の応力比を用いる				
n' 温度依存性指数	0.77	0.00	0.63		
n 時間依存性指数	0.24	0.00	0.33		
m' 応力拡大係数範囲依存性指数	3.25	1.95	3.00		
m 応力比依存性指数	1.34	1.20	1.56		
ΔK _{th} 応力拡大係数範囲閾[MPa√m]	3.6	0	2.7		
t _{r,th} 負荷上昇時間閾値[s]	30	1	1		
t _{r,lower} 負荷上昇時間下限値[s]	1	1	1		
t _{r,upper} 負荷上昇時間上限値[s]	1000	1000	1000		
C'' 亀裂進展速度係数	ln(C'')の 平均値	-30.775253	-20.609908	-29.457372	
	ln(C'')の 標準偏差	0.495101	0.779983	0.496971	

表 2.2.3-18 解析条件 負荷応力

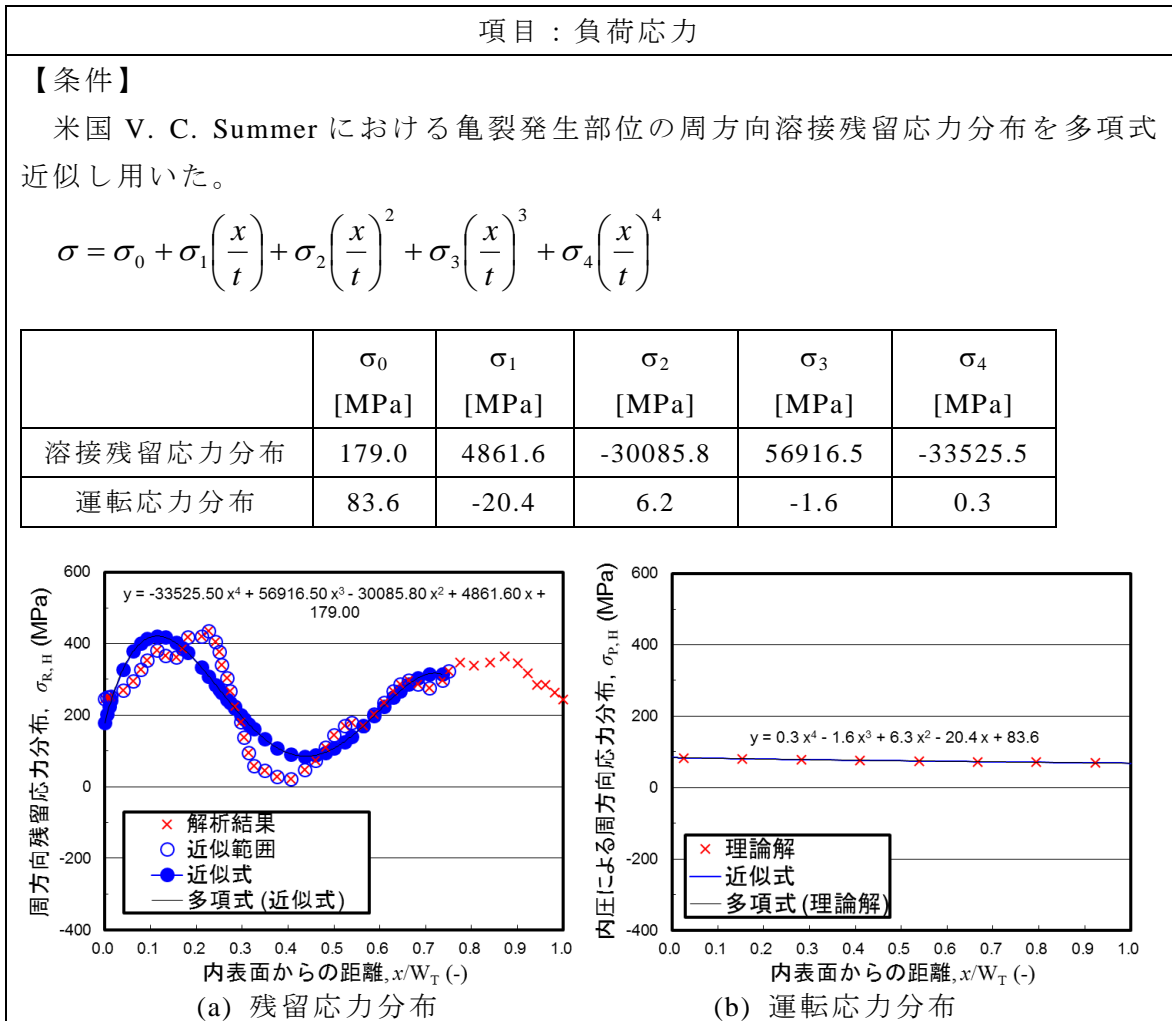


表 2.2.3-19 解析条件 疲労亀裂進展解析用応力

項目：疲労亀裂進展解析用応力								
【条件】								
過渡事象として、起動、停止、漏えい試験を考慮した。								
最大応力分布を上段に、最小応力分布を下段に示す。最小応力分布は溶接残留応力と同じとした。最大応力分布は溶接残留応力に表 2.2.3-12 内で示した運転時の内圧により生じる周方向応力分布を加算することで求めた。一次系漏えい試験の最大応力分布は、運転時の内圧を 1.25 倍した周方向応力分布を加算して求めた。各過渡事象の発生頻度や負荷条件は参考文献 ⁵³ により決定した。								
過渡事象	頻度 [1/年]	初回時刻 [年]	t_r [°C]	σ_0 [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_3 [MPa]	σ_4 [MPa]
起動	3	0	169	262.6	4841.2	-30079.5	56914.9	-33525.8
				179.0	4861.6	-30085.8	56916.5	-33525.5
停止	3	1	169	262.6	4841.2	-30079.5	56914.9	-33525.8
				179.0	4861.6	-30085.8	56916.5	-33525.5
一次系 漏えい試験	1.25	0	20	283.5	4836.0	-30077.9	56914.5	-33525.2
				179.0	4861.6	-30085.8	56916.5	-33525.5

表 2.2.3-20 解析条件 非破壊検査

項目：非破壊検査	
【条件】	
管台部を対象とした非破壊検査による亀裂検出モデルを用いた。	
$POD(x) = \frac{e^{\beta_1 + \beta_2 x}}{1 + e^{\beta_1 + \beta_2 x}}$	
検査対象	原子炉容器入口/出口管台
アクセス性	内表面からの検査
初回検査	10 [year]
検査間隔	10 [year]
β_1	正規分布 (μ, σ)=(3.2440, 0.5490)
β_2	正規分布 (μ, σ)=(0.0106, 0.0132)
POD ₀	0
x_{small}	0.1 (=10%)

⁵³ 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 2.2.3-21 解析条件 漏えい量評価モデル

項目：漏えい量評価モデル	
【条件】	
・ Henry モデル	
μ_L 、 μ_G 、 n_{tL} は参考文献 ⁵⁴ により決定した。漏えい監視設備性能は参考文献 ⁵⁵ により決定し、この漏えい率となった場合、漏えい検出とした。	
内部流体の状態	PWR1 次系 (サブクール水)
評価モデル	Henry
局所的表面粗さ μ_L [μm]	16.86
大局的表面粗さ μ_G [μm]	113.9
亀裂表面の 90°折曲り回数 n_{tL} [1/mm]	5.94
漏えい監視設備性能 [m^3/min]	3.78541E-3 (=1 GPM、Gallon Per Minute)
圧力損失係数 C	1

表 2.2.3-22 解析条件 破壊評価法

項目：破壊評価法			
【条件】			
・ 破壊評価法: J-T 法			
・ J-R 曲線: J-R 曲線に関する係数は、既存研究を踏まえて本事例解析において検討し設定した値である。			
	ニッケル合金 溶接金属	低合金鋼	ステンレス鋼 (熱時効前)
C_1	正規分布に従う変数 300 °C: (μ, σ)=(809.0, 80.9) 325 °C: (μ, σ)=(464.16, 46.42)	正規分布に従う変数 288.0 °C: (μ, σ)=(548.8, 10.0) 343.0 °C: (μ, σ)=(344.9, 10.0)	正規分布に従う変数 325 °C (μ, σ)=(520.8, 52.08)
C_2	一定値 300 °C: 0.690 325 °C: 0.552	一定値 288.0 °C: 0.604 343.0 °C: 0.527	一定値 325 °C 0.85074
J_{IC} [kJ/m ²]	正規分布に従う変数 325 °C (μ, σ)=(285, 28.5)	一定値 0	正規分布に従う変数 325 °C (μ, σ)=(1045, 42.16)

⁵⁴ Kupperman, D.S., et al., "Barrier Integrity Research Program", NUREG/CR-6861, (2004).

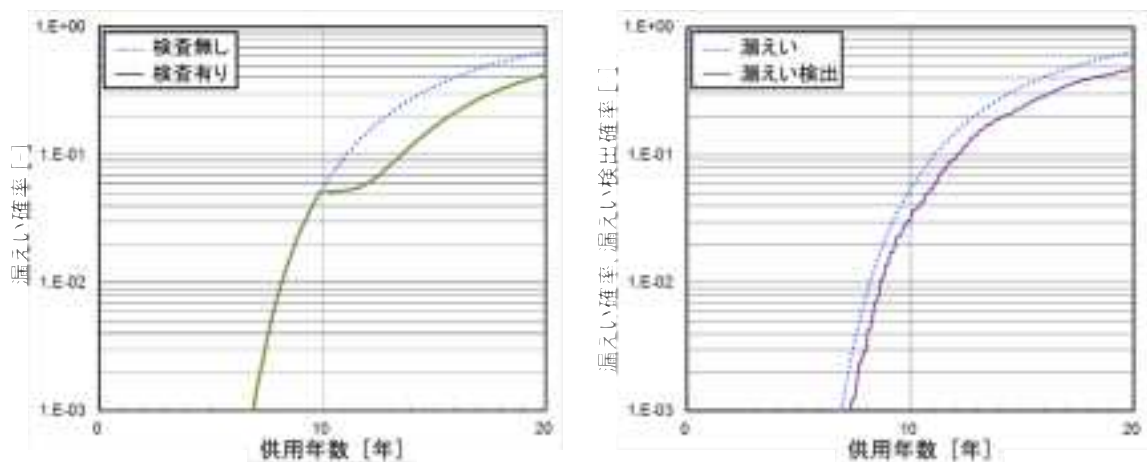
⁵⁵ 泉文男、堀上邦彦、小林健介、生田目健, "日本における原子力発電プラントに関するデータリスト (PWR 編)", JAERI-M92-204, (1993).

2) 解析結果

解析の結果として、漏えい確率及び漏えい検出確率に及ぼす検査の影響を図 2.2.3-15 (a) に示す。検査を考慮しない場合の漏えい確率を点線で、検査を考慮する場合の漏えい確率を実線で示している。PWSCC による亀裂発生には一定の潜伏期間を要するため、約 7 年までに、有意な漏えい確率が得られなかったが、7 年を超えると、PWSCC による亀裂の発生及び進展に伴い、漏えい確率が徐々に増加する結果となっている。検査を考慮しない場合は、漏えい確率は単調に増加するが、検査を考慮する場合は、10 年目に検査が実施された時点から漏えい確率の上昇は緩やかとなった。

また、漏えい確率と漏えい検出を考慮する場合の漏えい検出確率を図 2.2.3-15 (b) に示す。漏えい確率は亀裂貫通時の確率であることに対して、本解析事例における漏えい検出確率は、漏えい量が 1 GPM (= $3.79E^{-3} \text{ m}^3/\text{min}$) に達する確率である。漏えい確率の増加に伴い、漏えい検出確率も増加することが確認できる。

以上の事例解析から、新たに機能整備を実施した PASCAL-NP を用いて、軸方向亀裂を対象とした漏えい確率、漏えい検出確率及び破損確率に与える非破壊検査の影響効果を評価できることを確認できた。



(a) 漏えい確率に及ぼす検査の影響

(b) 漏えい確率と漏えい検出確率

図 2.2.3-15 原子炉容器出口管台の破損確率解析結果

2.3 確率論的評価手法の適用性に関する調査

2.3.1 最新知見の調査

RPVの健全性評価において、PFM解析技術の国内外における最新知見の調査を行うとともに、米国PFM解析コードFAVOR⁵⁶やFAVOR入力用亀裂分布データ等の調査を行った。

具体的には、USNRCによって2015年2月にドラフト版として公開された、米国代替PTS規則10CFR50.61a⁵⁷の要求事項に関する技術根拠を整理したNUREG-2163⁵⁸の調査を行った。また、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た調査として、ASME 2015 Pressure Vessels & Piping Conference(以下、「ASME PVP 2015」という。)を中心に、The 23rd International Conference on Nuclear Engineering(以下、「ICONE23」という。)等の国際会議や、International Journal of Pressure Vessels and Piping(以下、「IJPVP」という。)、Journal of Pressure Vessel Technology(以下、「JPVT」という。)、Nuclear Engineering and Design(以下、「NED」という。)等のジャーナルを対象とした最新知見の調査を行った。以上に示した国際会議あるいはジャーナルを調査した結果、発表された代表的な知見は、2015年7月に開催されたASME PVP 2015において、類似の内容、あるいは更新された内容として改めて発表されていることが分かった。そのため、NUREG-2163⁵⁸及びASME PVP 2015において示された最新知見について以下に整理する。

(1) 米国代替PTS規則10CFR50.61aの要求事項に関する技術根拠

1) 概要

1985年に発行されたPTS規則10CFR50.61⁵⁹は確率論的リスク評価の考え方に基づき制定されたものであるが、その技術的根拠は当時の知見を踏まえたものであり、多くの事項に関して保守性が含まれている可能性があると考えられる。最新知見の導入による本規則の改定を目的として、USNRCによってPTS再評価プロジェクトが発足した。その成果がNUREG-1806⁶⁰にまとめられた後、レビュー及び再検討の成果がNUREG-1874⁶¹

⁵⁶ 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).

⁵⁷ U.S. Nuclear Regulatory Commmsion Regulations: Title 10, Code of Federal Regulations, Part 50, Section 50.61a, “Alternate Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events”, (2010).

⁵⁸ G.L.Stevens, M.T.Kirk, and M.Modarres, “Technical Basis for Regulatory Guidance on the Alternate Presssurized Thermal Shock Rule Draft Report for Comment,” USNRC, NUREG-2163, (2015).

⁵⁹ U.S. Nuclear Regulatory Commmsion Regulations: Title 10, Code of Federal Regulations, Part 50, Section 50.61, “Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events”, (1984).

⁶⁰ 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).

にまとめられた。

これらを踏まえて 2010 年に発行された米国代替 PTS 規則 10CFR50.61a⁵⁷ では、新しい脆化予測式が規定されるとともに、それを用いた監視試験データの適用性に関する要求、供用期間中検査のデータ分析に関する要求等が規定されている。10CFR50.61a⁵⁷ の要求事項等に関する技術根拠をまとめたものとして、USNRC は 2015 年に NUREG-2163⁵⁸（ドラフト版）を公開した。

10CFR50.61a⁵⁷ は、“(a)Definitions”、“(b)Applicability”、“(c)Request for approval”、“(d)Subsequent requirements”、“(e)Examination and flaw assessment requirements”、“(f)Calculation of RT_{MAX-X} values”、“(g)Equations and variables used in this section”から構成される。このうち、“(b)Applicability”において、この規則を適用できる炉型が規定されている。また、“(c)Request for approval”において、事業者は“(f)Calculation of RT_{MAX-X} values”及び“(g)Equations and variables used in this section”に基づいて、プラントの運転認可期間満了時（End Of Licence、以下「EOL」という。）の中性子照射量を用いて RPV 胴部の材料に対する関連温度最大値 RT_{MAX-X} を計算することが規定されるとともに、“(e)Examination and flaw assessment requirements”に基づいて RPV 胴部に対する検査及び亀裂の評価を行うこと、 RT_{MAX-X} と 10CFR50.61a⁵⁷ の PTS スクリーニング基準を比較することが規定されている。次節以降では、本規則における建設・設計に関する要求、プラントの監視試験データの評価、供用期間中検査データ及び非破壊検査に関する要求に関する技術根拠の概要を述べる。

2) 建設・設計に関する要求

10CFR50.61a⁵⁷ の“(b)Applicability”において、この規則の適用に関して、2010 年 2 月 3 日以前に建設許可が発行されたプラントとする、という条件が設けられている。

この理由として、10CFR50.61a⁵⁷ の技術根拠の確立のために実施した構造解析及び熱水力解析は、2010 年 2 月 3 日以前に建設されたプラントのみを代表したものであることが、NUREG-2163⁵⁸ において説明されている。また、それ以降に建設許可が発行されたプラントに適用する場合には、以下に列記する項目等を踏まえてリスク評価を行う必要がある、としている。

- RPV の冷却を引き起こす可能性があるシーケンス
- 原子炉蒸気供給システム（Nuclear Steam Supply System、以下「NSSS」という。）の熱水力挙動
- RPV の設計特性（板厚、内圧等）
- RPV の材料及び脆化挙動

⁶¹ M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS)”, NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010).

3) プラントの監視試験データの評価

10CFR50.61a⁵⁷の“(c)Request for approval”において、EOLの中性子照射量を用いて、評価対象とするRPVの最大関連温度 RT_{MAX-X} （末尾のXは、炉心領域の材料及び位置と対応する。例えば軸方向溶接部の場合はAWとなる。）を、“(f)Calculation of RT_{MAX-X} values”、“(g)Equations and variables used in this section”に基づいて評価することとしている。その際、評価対象とするRPV個別の情報を踏まえるとともに、監視試験データの妥当性を確認する必要がある。その上で、 RT_{MAX-X} を表2.3.1-1に示すPTSスクリーニング基準と比較し、 RT_{MAX-X} が1つでもPTSスクリーニング基準を満足しない場合、事業者は“(d)Subsequent requirements”に規定される代替の対策、あるいはプラント個別の解析を提案してもよい、としている。

NUREG-2163⁵⁸では、 RT_{MAX-X} の評価に関する具体的な手順と考え方が示されている。 RT_{MAX-X} の評価には脆化予測曲線を使用することとなるが、その妥当性を示すために、監視試験データが統計テストを満足する必要がある。監視試験データと脆化予測曲線の関係を4つに分類した模式図を図2.3.1-1に示す。NUREG-2163⁵⁸では、Type A、B、Dについて該当の有無を確認する必要があるとしている。ここで、Type Cの場合は監視試験データが非保守側のものである可能性があるため、監視試験データの妥当性が課題となる。

例えば、Type Aに分類されるのは、監視試験データと脆化予測曲線を比較して、中性子照射量によらず前者がおおむね一様に大きい値を示すような場合である。Type Aに対する統計テストの概略を以下に述べる。なお、各統計テストを行う上で、評価対象とするRPVの3つの異なる中性子照射量における ΔT_{30} のデータが最低3つ取得されていること等が条件とされているが、ここでは詳細は割愛する。

➤ 各監視試験データの残差 r の計算

$$r = \Delta T_{30}(\text{measured}) - \Delta T_{30}(\text{predicted}) \quad (2.3.1-1)$$

$\Delta T_{30}(\text{measured})$: 監視試験において取得された個別の ΔT_{30}

$\Delta T_{30}(\text{predicted})$: 10CFR50.61a⁵⁷の脆化予測法で計算された ΔT_{30}

➤ 全監視試験データセットの平均残差 r_{mean} の計算

$$r_{mean} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \{r_i\} \quad (2.3.1-2)$$

n : 全監視試験データセットの数

➤ 許容残差 r_{max} の計算

$$r_{max} = \frac{2.33\sigma}{\sqrt{n}} \quad (2.3.1-3)$$

σ : 表2.3.1-2に示す標準偏差

- 平均残差 r_{mean} が許容残差 r_{max} を超える場合、Type A と判定される

Type D に分類される相違は、監視試験データの多くが脆化予測曲線と一致しているものの、一部は乖離するようなケースである。Type D に対する統計テストの手順の概要を以下に述べる。

- 正規化残差 r^* の計算

$$r^* = \frac{r}{\sigma} \quad (2.3.1-4)$$

r : 式(2.3.1-1)で与えられる各監視試験データの残差

σ : 表 2.3.1-2 に示す標準偏差

- 上記手順で求めた正規化残差 r^* のうち、最も大きい r^*_1 及び二番目に大きい r^*_2 を特定
- 表 2.3.1-3 を用いて正規化残差の閾値 $r_{LIMIT(1)}$ 及び $r_{LIMIT(2)}$ を取得
- $r^*_1 \leq r_{LIMIT(1)}$ かつ $r^*_2 \leq r_{LIMIT(2)}$ ならば Type D とは判定されない

上述の Type A 及び Type D の統計テストを満足しない場合における、監視試験データの補正方法について記載がある。図 2.3.1-2 左図には Type A の例、同右図に中性子照射量が低いデータに対する Type D の例を示す。

NUREG-2163⁵⁸ の Appendix B には、米国のプラントにおける統計テスト結果が一覧として示されている。一部を抜粋したものを表 2.3.1-4 から表 2.3.1-6 に示す。

(a) 供用期間中検査データ及び非破壊検査に関する要求

10CFR50.61a⁵⁷ の”(c)Request for approval”では、”(e)Examination and flaw assessment requirements”を引用し、RPV 胴部に対する検査と亀裂評価を要求している。”(e)Examination and flaw assessment requirements”においては、体積検査の結果が、RPV のクラッド部及び母材の境界から 1 インチあるいは胴部板厚の 10% のいずれか大きい方までの間に、表 2.3.1-7 及び表 2.3.1-8 に示す亀裂個数の制限を超えないことを規定している。

NUREG-2163⁵⁸ では、検査及び亀裂評価の全体的な手順について、より詳細な記述がある。検査及び亀裂評価に関連する手順を図 2.3.1-3 に示す。図 2.3.1-3 中の Step A から Step K の概要を以下に述べる。

- Step A : ASME Section XI⁶²、Appendix VIII の手法に基づき、RPV 胴部において内表面から板厚の 3/8 までの領域に対して体積検査を実施し、亀裂データを取得する。
- Step B : 板厚方向の大きさが 0.075inch 以上の軸方向亀裂について、クラッド部と母材の境界近傍に位置するものが、内表面側に開口していないことを確認する。
- Step C : Step B を満足する場合、ASME Section XI⁶² の Table IWB-3510-1 の許容亀裂寸法基準との適合性を評価する。
- Step D : Step C を満足する場合、あるいは Step F が許容される場合、表 2.3.1-7 及び表 2.3.1-8 に示す亀裂個数の制限との比較を行う。
- Step E : Step B を満足しない場合、あるいは Step F が許容されない場合、別途、プラント個別の評価を行う必要がある、10CFR50.61a⁵⁷ の規定を使用できない。
- Step F : Step C の評価が不適合な場合、ASME Section XI⁶² の亀裂評価を満足する必要がある、かつ Step I を満足する必要がある。
- Step G : Step D を満足しない場合、検査の不確かさを考慮してもよい。これは、亀裂データをより現実的なものにして、表 2.3.1-7 及び表 2.3.1-8 に示す亀裂個数の制限との比較やプラント個別の PFM 解析に活用することを目的とする。
- Step H : Step G で更新した亀裂データを、表 2.3.1-7 及び表 2.3.1-8 に示す亀裂個数の制限と比較する。
- Step I : Step H を満足しない場合、以下のいずれかの評価を行う。
 - ✓ 脆性破壊の防止 : すべての亀裂に対して、RT_{NDT} が 15°F 以下であること。
 - ✓ プラント個別の TWCF の計算 : 更新した亀裂データを用いて PFM 解析を行い、TWCF が 1×10^{-6} 回/炉年以下であること。
- Step J : Step I を満足しない場合、事業者は PTS に関連するプラント個別の評価を実施し、その内容を Director of the Office of Nuclear Reactor Regulation に提出する必要がある。
- Step K : Step D あるいは Step H あるいは Step I を満足する場合、表 2.3.1-1 に示す PTS スクリーニング基準を適用してもよい。

Step G において、検査に関する不確かさを考慮して補正してもよい、とされている。同様の記述は 10CFR50.61a⁵⁷ にも見られるが、その補正の方法に関する記載はない。NUREG-2163⁵⁸ では、Appendix C に具体的な方法と事例が示されている。

10CFR50.61a⁵⁷ においては、各亀裂寸法に対して、許容可能な個数の制限が規定されている。この亀裂個数の制限は、その技術的根拠として実施された PTS に対する PFM 解析に使用された亀裂個数及び寸法の仮定と一致したものである。その際、PFM 解析コード FAVOR が使用されたが、その入力となる亀裂データは亀裂分布作成コード VFLAW によ

⁶² ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components, BPVC-XI-2015, American Society of Mechanical Engineers, New York, (2015).

って作成されたものである⁶³。ここで、NUREG/CR-6817Rev1⁶³に示される亀裂分布は、破壊試験により詳細に分析されたデータに基づくものであり、これは亀裂深さと亀裂密度に関する最も詳細な確率分布と考えられる。その一方で、10CFR50.61a⁵⁷を実際に適用する場合の対象となる実機のRPVに対しては超音波探傷検査（Ultrasonic Testing、以下「UT」という。）等の検査によって観測される亀裂深さと亀裂密度の分布データが存在する。このデータは、10CFR50.61a⁵⁷の適用対象とするRPV固有のものであり、対象RPVを対象としたPFM解析を行う上で、個別の亀裂深さと亀裂密度の分布データとして、活用可能であると考えられる。しかしながら、検査結果は検出制限、検出誤差、計測誤差等の影響を受けるため、対象RPV個別の亀裂深さと亀裂密度に関する真の分布データを整備するためには、これらの不確かさを考慮する必要がある。このような背景から、NUREG-2163⁵⁸のAppendix Cには、より現実的な亀裂分布データ整備のため、ベイズ更新を用いた具体的な方法が記載されている。この概念図を図2.3.1-4に示す。

表 2.3.1-1 PTS スクリーニング基準
(10CFR50.61a⁵⁷より引用)

TABLE 1—PTS SCREENING CRITERIA

Product form and RT _{MAX-CL} value	RT _{MAX-CL} limits [°F] for different vessel wall thicknesses ^a (T _{WALL})		
	T _{WALL} ≤ 9.5 in.	9.5 in. < T _{WALL} ≤ 10.5 in.	10.5 in. < T _{WALL} ≤ 11.5 in.
Axial Weld—RT _{MAX-CW}	269	290	322
Plate—RT _{MAX-PL}	358	305	290
Forging without underclad cracks—RT _{MAX-FG} ^b	358	305	290
Axial Weld and Plate—RT _{MAX-AW} + RT _{MAX-PL}	538	470	445
Circumferential Weld—RT _{MAX-CW} ^c	312	277	269
Forging with underclad cracks—RT _{MAX-FG} ^d	245	241	239

^a Wall thickness is the bottom wall thickness including the clad thickness.
^b Forgings without underclad cracks apply to forgings for which no underclad cracks have been detected and that were fabricated in accordance with Regulatory Guide 1.43.
^c RT_{MAX-CW} limits contribute 1×10⁻⁷ per reactor year to the reactor vessel TWCF.
^d Forgings with underclad cracks apply to forgings that have detected underclad cracking or were not fabricated in accordance with Regulatory Guide 1.43.

⁶³ 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).

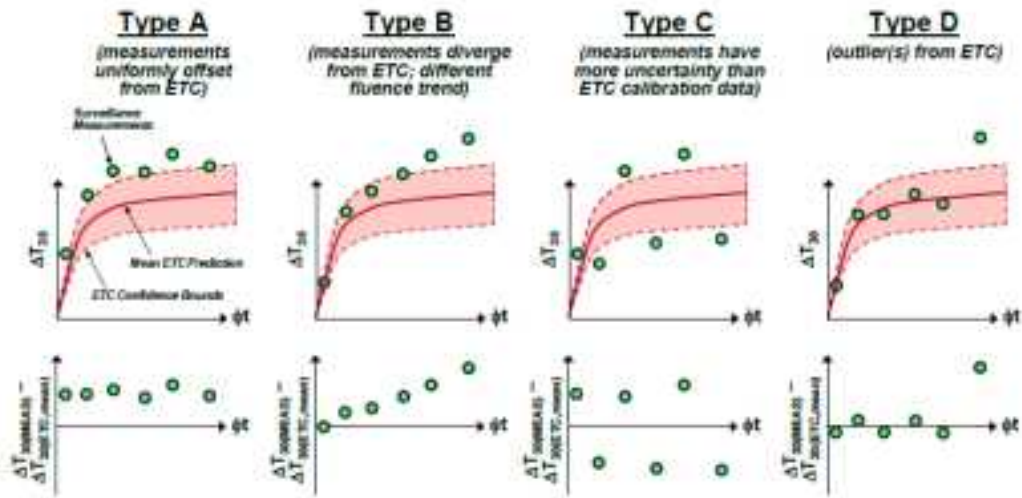


Figure 1: Four Types of Deviation between Heat-Specific Surveillance Data and a ΔT_{50} ETC.

図 2.3.1-1 監視試験片データと予測値の相違の 4 つの傾向
(NUREG-2163⁵⁸ より引用)

表 2.3.1-2 各材料の最大残差
(NUREG-2163⁵⁸ より引用)

Table 4. Standard Deviation of Residuals about Eqn. (1)

Product Form	Standard Deviation, σ (°F)	
	Cu \leq 0.072 wt %	Cu > 0.072 wt %
Weld	18.6	26.4
Plate		21.2 ^(a)
Forging		19.6

a. Includes the standard reference materials.

表 2.3.1-3 Type D の統計テストに使用する正規化残差の閾値
(NUREG-2163⁵⁸ より引用)

Table 7. $\alpha = 1\%$ Threshold Value for the Outlier Test

n	$r_{LIMIT(2)}$	$r_{LIMIT(1)}$
3	1.55	2.71
4	1.73	2.81
5	1.84	2.88
6	1.93	2.93
7	2.00	2.98
8	2.05	3.02
9	2.11	3.06
10	2.16	3.09
11	2.19	3.12
12	2.23	3.14
13	2.26	3.17
14	2.29	3.19
15	2.32	3.21
17	2.37	3.24
26	2.53	3.36
64	2.83	3.62

Note: In Appendix A, $r_{LIMIT(1)}$ is referred to as C_2 and $r_{LIMIT(2)}$ is referred to as C_1 . The notation is changed here to improve clarity.

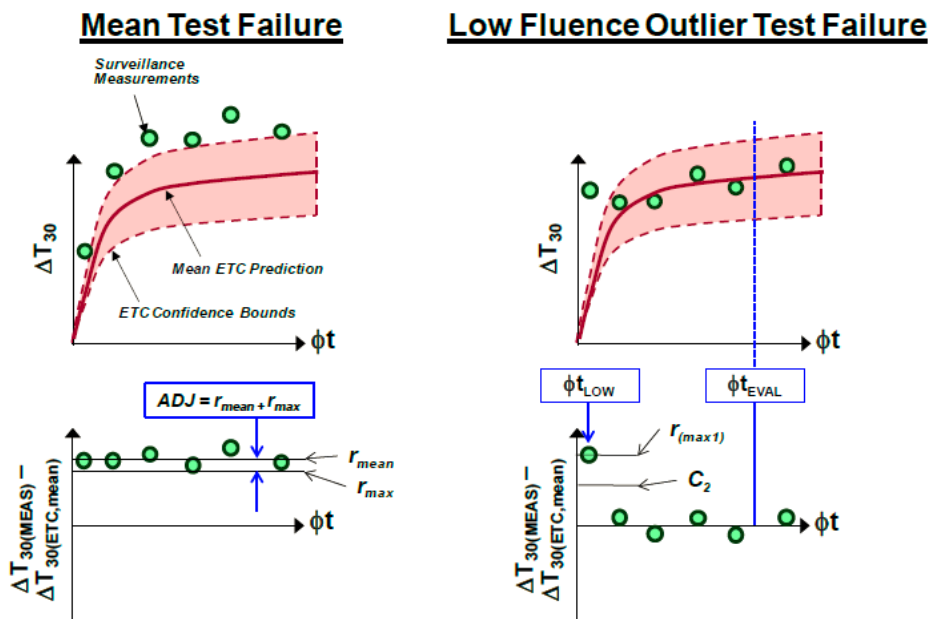


Figure 4. Specific Procedures to Account for Failure of the Mean Test (left) or Low Fluence Outlier Statistical Test (right).

図 2.3.1-2 Type A (左図) 及び Type D (右図) に該当する監視試験データの補正方法の
模式図

(NUREG-2163⁵⁸ より引用)

表 2.3.1-4 米国のプラントにおける Type A の判定
(NUREG-2163⁵⁸ より引用)

Table B-1. Type A Deviations (Mean Test)

General Information							Type A Deviation (Mean Test)			
Plant Name	Unit	Reactor Type	Heat	Product Form	n	σ [°F]	r_{mean} [°F]	r_{max} [°F]	Fails Test?	
Arkansas Nuclear	1	PWR	PAN101	P	6	21	-13	20	No	
Arkansas Nuclear	1	PWR	WAN101	W	3	26	6	36	No	
Arkansas Nuclear	2	PWR	PAN201	P	3	21	-3	29	No	
Beaver Valley	1	PWR	PBV101	P	8	21	23.0	17.5	Yes	
Beaver Valley	1	PWR	WBV101	W	4	26	-3	31	No	
Beaver Valley	2	PWR	PBV201	P	6	19	-7	18	No	
Beaver Valley	2	PWR	WBV201	W	3	26	-37	36	No	
Braidwood	1	PWR	FBD101	F	6	19	-7	18	No	
Braidwood	1	PWR	WBD101	W	3	19	3	25	No	
Braidwood	2	PWR	FBD201	F	6	19	-9	18	No	
Braidwood	2	PWR	WBD201	W	3	19	-8	25	No	
Brunswick	1	BWR	PBR_01	P	5	21	31.3	22.1	Yes	
Brunswick	1	BWR	WBR_01	W	3	26	35	36	No	
Byron	1	PWR	FBY101	F	6	19	15	18	No	
Byron	1	PWR	WBY101	W	3	19	0	25	No	
Byron	2	PWR	FBY201	F	6	19	-5	18	No	
Byron	2	PWR	WBY201	W	3	19	-1	25	No	
Callaway		PWR	PCL101	P	8	19	-2	15	No	
Callaway		PWR	WCL101	W	4	19	27.0	21.7	Yes	
Calvert Cliffs	1	PWR	PCC103	P	3	21	-6	29	No	
Calvert Cliffs	1	PWR	WCC101	W	3	26	-17	36	No	
Calvert Cliffs	2	PWR	PCC202	P	3	21	-7	29	No	
Catawba	1	PWR	FCB101	F	6	20	-16	19	No	
Catawba	1	PWR	WCB101	W	3	19	-8	25	No	
Catawba	2	PWR	PCB201	P	6	21	-1	20	No	
Catawba	2	PWR	WCB201	W	3	19	1	25	No	
Commanche Peak	1	PWR	PCP101	P	4	19	-5	22	No	
Connecticut Yankee		ex-PWR	PCTY04	P	3	21	-4	29	No	

表 2.3.1-5 米国のプラントにおける Type B の判定
(NUREG-2163⁵⁸ より引用)

Table B-2. Type B Deviations (Slope Test)

General Information							Type B Deviation (Slope Test)				
Plant Name	Unit	Reactor Type	Heat	Product Form	n	σ [°F]	m	se(m)	T_m	$T_{\text{crit}(\alpha)}$	Fails Test?
Arkansas Nuclear	1	PWR	PAN101	P	6	21	-26.06	10.09	-2.58	3.75	No
Arkansas Nuclear	1	PWR	WAN101	W	3	26	-37.69	19.02	-1.98	31.82	No
Arkansas Nuclear	2	PWR	PAN201	P	3	21	-5.72	16.85	-0.34	31.82	No
Beaver Valley	1	PWR	PBV101	P	8	21	-37.91	21.46	-1.77	3.14	No
Beaver Valley	1	PWR	WBV101	W	4	26	-56.91	15.54	-3.66	6.96	No
Beaver Valley	2	PWR	PBV201	P	6	19	4.78	6.63	0.72	3.75	No
Beaver Valley	2	PWR	WBV201	W	3	26	-50.14	20.08	-2.50	31.82	No
Braidwood	1	PWR	FBD101	F	6	19	26.30	21.44	1.23	3.75	No
Braidwood	1	PWR	WBD101	W	3	19	8.25	8.49	0.97	31.82	No
Braidwood	2	PWR	FBD201	F	6	19	14.24	22.91	0.62	3.75	No
Braidwood	2	PWR	WBD201	W	3	19	6.66	19.20	0.35	31.82	No
Brunswick	1	BWR	PBR_01	P	5	21	67.73	13.28	5.10	4.54	Yes
Brunswick	1	BWR	WBR_01	W	3	26	41.69	45.09	0.92	31.82	No
Byron	1	PWR	FBY101	F	6	19	7.34	15.79	0.46	3.75	No
Byron	1	PWR	WBY101	W	3	19	26.54	8.12	3.27	31.82	No
Byron	2	PWR	FBY201	F	6	19	0.03	19.60	0.00	3.75	No
Byron	2	PWR	WBY201	W	3	19	27.60	8.32	3.32	31.82	No
Callaway		PWR	PCL101	P	8	19	-8.04	14.97	-0.54	3.14	No
Callaway		PWR	WCL101	W	4	19	-41.68	12.80	-3.26	6.96	No
Calvert Cliffs	1	PWR	PCC103	P	3	21	13.74	2.75	4.99	31.82	No
Calvert Cliffs	1	PWR	WCC101	W	3	26	37.90	2.00	18.95	31.82	No
Calvert Cliffs	2	PWR	PCC202	P	3	21	11.27	12.00	0.94	31.82	No
Catawba	1	PWR	FCB101	F	6	20	24.31	20.63	1.18	3.75	No
Catawba	1	PWR	WCB101	W	3	19	7.91	2.47	3.20	31.82	No
Catawba	2	PWR	PCB201	P	6	21	0.93	10.27	0.09	3.75	No
Catawba	2	PWR	WCB201	W	3	19	91.48	9.59	9.54	31.82	No
Commanche Peak	1	PWR	PCP101	P	4	19	-19.21	15.89	-1.21	6.96	No
Connecticut Yankee		ex-PWR	PCTY04	P	3	21	-63.22	2.55	-24.79	31.82	No
Connecticut Yankee		ex-PWR	PCTY02	P	3	21	-47.44	1.52	-31.24	31.82	No

表 2.3.1-6 米国のプラントにおける Type D の判定
(NUREG-2163⁵⁸ より引用)

Table B-3. Type D Deviations (Outlier Test)

General Information							Type D Deviation (Outlier Test)				
Plant Name	Unit	Reactor Type	Heat	Product Form	n	σ [°F]	$r_{i(max1)}$	$r_{i(max2)}$	C ₁	C ₂	Fails Test?
Arkansas Nuclear	1	PWR	PAN101	P	6	21	0.98	-0.13	1.93	2.93	No
Arkansas Nuclear	1	PWR	WAN101	W	3	26	1.47	0.03	1.55	2.71	No
Arkansas Nuclear	2	PWR	PAN201	P	3	21	0.36	-0.32	1.55	2.71	No
Beaver Valley	1	PWR	PBV101	P	8	21	2.52	2.26	2.05	3.02	No
Beaver Valley	1	PWR	WBV101	W	4	26	0.83	0.14	1.73	2.81	No
Beaver Valley	2	PWR	PBV201	P	6	19	-0.04	-0.06	1.93	2.93	No
Beaver Valley	2	PWR	WBV201	W	3	26	-0.61	-1.39	1.55	2.71	No
Braidwood	1	PWR	FBD101	F	6	19	0.41	0.23	1.93	2.93	No
Braidwood	1	PWR	WBD101	W	3	19	0.42	0.03	1.55	2.71	No
Braidwood	2	PWR	FBD201	F	6	19	0.85	0.41	1.93	2.93	No
Braidwood	2	PWR	WBD201	W	3	19	0.04	-0.59	1.55	2.71	No
Brunswick	1	BWR	PBR_01	P	5	21	4.09	2.99	1.84	2.88	No
Brunswick	1	BWR	WBR_01	W	3	26	2.56	1.53	1.55	2.71	No
Byron	1	PWR	FBY101	F	6	19	1.67	1.58	1.93	2.93	No
Byron	1	PWR	WBY101	W	3	19	0.38	0.37	1.55	2.71	No
Byron	2	PWR	FBY201	F	6	19	0.46	0.36	1.93	2.93	No
Byron	2	PWR	WBY201	W	3	19	0.59	-0.10	1.55	2.71	No
Callaway		PWR	PCL101	P	8	19	1.06	0.70	2.05	3.02	No
Callaway		PWR	WCL101	W	4	19	3.03	0.98	1.73	2.81	No
Calvert Cliffs	1	PWR	PCC103	P	3	21	-0.10	-0.19	1.55	2.71	No
Calvert Cliffs	1	PWR	WCC101	W	3	26	-0.14	-0.71	1.55	2.71	No
Calvert Cliffs	2	PWR	PCC202	P	3	21	-0.14	-0.38	1.55	2.71	No
Catawba	1	PWR	FCB101	F	6	20	0.14	0.05	1.93	2.93	No
Catawba	1	PWR	WCB101	W	3	19	-0.27	-0.46	1.55	2.71	No
Catawba	2	PWR	PCB201	P	6	21	0.30	0.26	1.93	2.93	No
Catawba	2	PWR	WCB201	W	3	19	1.75	0.74	1.55	2.71	No
Commanche Peak	1	PWR	PCP101	P	4	19	0.38	-0.15	1.73	2.81	No
Connecticut Yankee		ex-PWR	PCTY04	P	3	21	1.02	-0.60	1.55	2.71	No
Connecticut Yankee		ex-PWR	PCTY02	P	3	21	0.17	-0.45	1.55	2.71	No
Crystal River	3	PWR	PCR301	P	4	21	1.46	1.03	1.73	2.81	No

表 2.3.1-7 溶接部における許容亀裂数
(10CFR50.61a⁵⁷ より引用)

TABLE 2—ALLOWABLE NUMBER OF FLAWS IN WELDS

Through-wall extent, TWE [in.]		Maximum number of flaws per 1,000-inches of weld length in the inspection volume that are greater than or equal to TWE _{MIN} and less than TWE _{MAX}
TWE _{MIN}	TWE _{MAX}	
0	0.075	No Limit.
0.075	0.475	166.70.
0.125	0.475	90.80.
0.175	0.475	22.82.
0.225	0.475	8.66.
0.275	0.475	4.01.
0.325	0.475	3.01.
0.375	0.475	1.49.
0.425	0.475	1.00.
0.475	Infinite	0.00.

表 2.3.1-8 母材及び鍛造材における許容亀裂数
(10CFR50.61a⁵⁷より引用)

TABLE 3—ALLOWABLE NUMBER OF FLAWS IN PLATES AND FORGINGS

Through-wall extent, TWE [in.]		Maximum number of flaws per 1,000 square-inches of inside surface area in the inspection volume that are greater than or equal to TWE _{MIN} and less than TWE _{MAX} . This flaw density does not include underclad cracks in forgings
TWE _{MIN}	TWE _{MAX}	
0	0.075	No Limit
0.075	0.375	8.05
0.125	0.375	3.15
0.175	0.375	0.85
0.225	0.375	0.29
0.275	0.375	0.08
0.325	0.375	0.01
0.375	Infinite	0.00

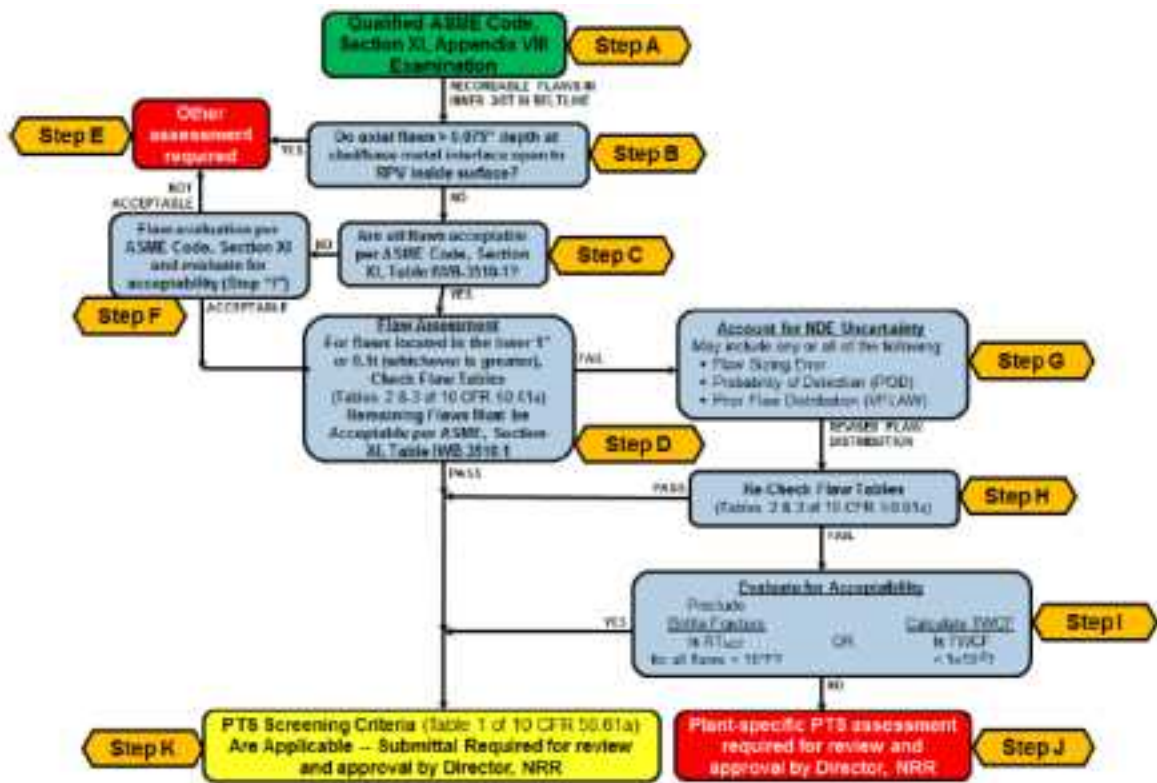


Figure 5. Flow Diagram with Recommendations for Meeting the Requirements of the Alternate PTS Rule.

図 2.3.1-3 代替 PTS 規則の要求事項に対する推奨手順のフロー図
(NUREG-2163⁵⁸より引用)

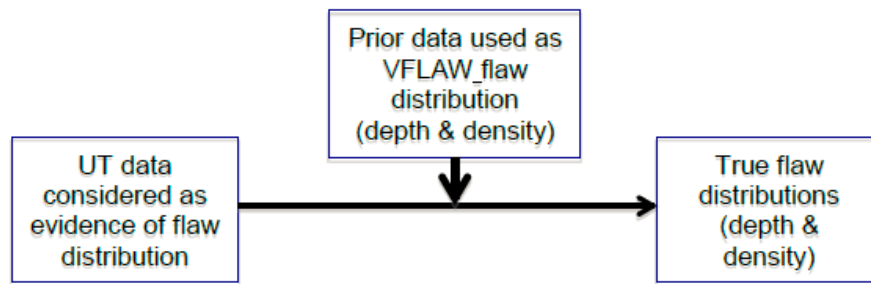


Figure C-1. A simple description of the Bayesian updating process.

図 2.3.1-4 ベイズ更新の概念図
(NUREG-2163⁵⁸より引用)

(2) PWR 型 RPV 胴部以外を対象とした事例

PFM 解析コードを用いた RPV の健全性評価において、PWR の RPV 胴部に対する研究が、これまで最も詳細かつ広範に実施されている。ここでは、PWR 型 RPV 胴部以外に対する健全性評価に関する最新知見を示す。

1) RPV ノズル部を対象とした PFM 解析

米国では 1970 年代から RPV ノズル部における亀裂を考慮した健全性評価が議論されてきたが、2013 年に ASME Section XI⁶² の”Nonmandatory Appendix G Fracture Toughness Criteria for Protection Against Failure”にノズル部の応力拡大係数解が採録されることとなった。また、USNRC の Regulatory Issue Summary (規制課題要約)において、圧力-温度制限の決定に際して、中性子照射量が高い RPV 胴部だけではなく、ノズル部等の構造不連続部についてもその影響を確認することが記載された。これらを踏まえ、Stevens ら⁶⁴は、PFM 解析コード FAVOR を用いて、ノズル部を対象とした解析を行った。FAVOR を用いたこれまでの PFM 解析では、中性子照射量が高い RPV 胴部のみを対象とされていたが、一方でノズル部等の構造不連続部においては応力が高くなることが特徴である。ノズル部の応力拡大係数解は次式で表される。

$$K_I = \sqrt{\pi a} \left[0.706A_0 + 0.537 \left(\frac{2a}{\pi} \right) A_1 + 0.448 \left(\frac{a^2}{2} \right) A_2 + 0.393 \left(\frac{4a^3}{3\pi} \right) A_3 \right] \quad (2.3.1-5)$$

⁶⁴ G. L. Stevens, et al., “PROBABILISTIC FRACTURE MECHANICS EVALUATIONS THAT CONSIDER NOZZLES IN THE EXTENDED BELTLINE REGION OF REACTOR PRESSURE VESSELS”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45065, (2015).

これは、ORNL/TM-2010/246⁶⁵に記載されている、曲率を有するノズル部に対する応力拡大係数解である。模式図を図 2.3.1-5 に示す。 A_0 から A_3 は次式で示すノズル部の応力を 3 次多項式で近似した場合に適用できる。

$$\sigma = A_0 + A_1x + A_2x^2 + A_3x^3 \quad (2.3.1-6)$$

USNRC が保有する、RPV 鋼材のデータベース RVID2 より、60 年運転時 (54EFPY) における RPV 胴部の調整 RT_{NDT} (Adjusted RT_{NDT}) が最も大きいプラント A と最も小さいプラント B を選定した上で、ノズル部の化学成分を表 2.3.1-9 のように設定した。これより得られるプラント A 及びプラント B の圧力-温度制限をそれぞれ図 2.3.1-6、図 2.3.1-7 に示す。プラント A の場合、ノズル部の圧力-温度制限は胴部のそれよりも左上に位置しており、制限が相対的に厳しくないことを意味する。一方、プラント B の場合、ノズル部の圧力-温度制限が胴部のそれを下回る可能性があることが分かる。

さらに、上述の決定論解析で示された傾向の根拠を補足するため、PFM 解析が実施された。PFM 解析においては、表 2.3.1-10 に示すように、亀裂種類、方向、深さを変更して解析が行われた。FAVOR は、RPV 胴部を対象とした健全性評価を目的と開発されたものであり、解析に用いられる PTS 時の応力分布は、RPV 胴部の板厚方向の応力分布である。PTS 時のノズル部における応力分布は整備されていないため、図 2.3.1-8 に示すように胴部の応力分布にスケールリングファクターを考慮することとした。未照射の RT_{NDT} を図 2.3.1-9 に示す。胴部の照射量を 1×10^{18} 、 1×10^{19} 、 1×10^{20} n/cm² の 3 ケースと仮定し、既往研究を踏まえてノズル部についてはそれぞれ 0.004 を乗ずることとした。

代表的な事例として、亀裂深さ比 $a/t=0.03$ 、過渡事象を PTS とした場合の解析結果を図 2.3.1-10 に、亀裂深さ比 $a/t=0.25$ 、過渡事象を通常起動とした場合の解析結果を図 2.3.1-11 に示す。いずれの図においても、図中の青のプロットは、ノズル部及び胴部のそれぞれにおいて、化学成分の分布から得られる組み合わせ計 1×10^4 個の RT_{NDT} の組み合わせを示す。また、赤線で囲われる領域は、ノズル部の破損確率が 0 を超え、かつ胴部のそれよりも大きくなる条件を示す。

図 2.3.1-10 の中性子照射量が低い 1×10^{18} n/cm² のケースでは、横軸に示すノズル部の RT_{NDT} は高々 50°F である。また、縦軸は -120°F から 120°F の範囲に渡っている。一方で、中性子照射量が高い 1×10^{20} n/cm² のケースでは、青のプロット全体が縦軸下方向にシフトしていることが分かる。これは、胴部の脆化がノズル部のそれよりも相対的に進行していることを示す。ノズル部の RT_{NDT} は 90°F 程度まで大きくなるが、赤で囲われる領域に含まれるものはないため、ノズル部が胴部よりも健全性評価上、厳しい条件とはならないと言える。図 2.3.1-11 に示す亀裂深さ比 $a/t=0.25$ 、過渡事象を通常起動とした場合

⁶⁵ Oak Ridge National Laboratory, Technical Report No. ORNL/TM-2010/246, "Stress and Fracture Mechanics Analyses of Boiling Water Reactor and Pressurized Water Reactor Pressure Vessel Nozzles – Revision 1," ADAMS Accession No. ML12181A162, (2012).

は、青のプロットの傾向は図 2.3.1-10 と大きく変わらないものの、一部は赤で囲われる領域に含まれ、条件によってはノズル部が胴部よりも厳しい条件が生じる。

Stevens ら⁶⁴によれば、PFM 解析結果を踏まえると、RPV において存在を仮定するような小さい内部亀裂及び表面亀裂に対して、PTS、通常起動、通常停止において、ノズル部が胴部よりも厳しい条件となることはない。また、亀裂深さ比 $a/t=0.25$ 、通常起動の場合は、決定論解析結果と同様に、ノズル部が胴部よりも厳しい条件となる可能性がある。

表2.3.1-9 ノズル部のパラメータの概要
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

Table 1. Summary of Key Nozzle Inputs Used in Deterministic P-T Limits Assessment.

Plant	Nozzle ⁽¹⁾ Initial RT_{MBT} (°F)	Nozzle ⁽²⁾ Cu (wt. %)	Nozzle ⁽²⁾ Ni (wt. %)	60-Year Nozzle Fluence, $E > 1 \text{ MeV}$ (10^{19} n/cm^2)
A (highest shell material embrittlement)	17.4 (mean) 19.3 (std. dev.)	0.092 (mean) 0.044 (std. dev.)	0.779 (mean) 0.068 (std. dev.)	0.025
B (lowest shell material embrittlement)	17.4 (mean) 19.3 (std. dev.)	0.092 (mean) 0.044 (std. dev.)	0.779 (mean) 0.068 (std. dev.)	0.031

Notes: 1. Based on RVID2 nozzle forging data.
2. From BWRVIP-173-A [13].

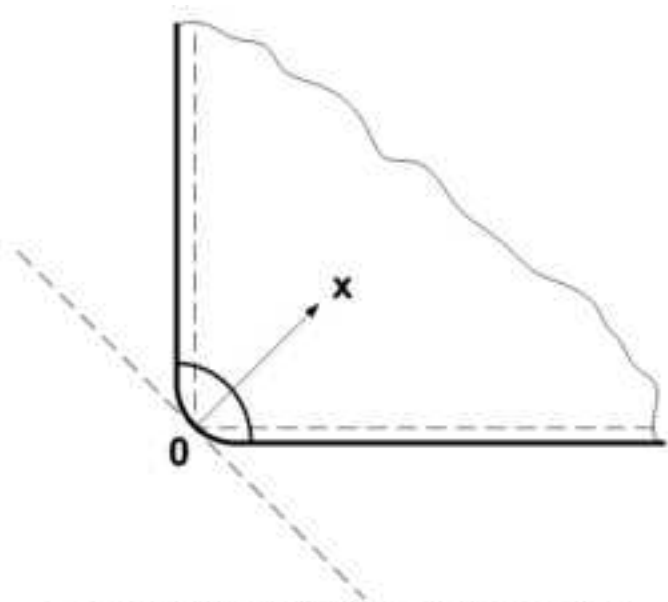


Figure 2. Pooled Circular Nozzle Corner Crack for a Nozzle with a Rounded Corner

図2.3.1-5 ノズルコーナーの亀裂の模式図
(ORNL/TM-2010/246⁶⁵より引用)

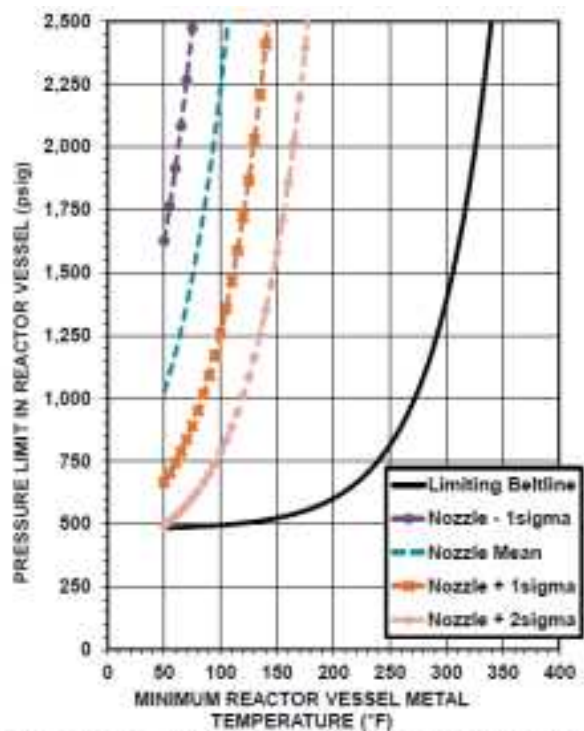


Figure 2. Calculated P-T Limits 100 °F/hr Cooldown for PLANT A (High Embrittlement Plant). ART Calculated Using RG1.99R2 with Margin.

図2.3.1-6 プラントAの圧力-温度制限
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

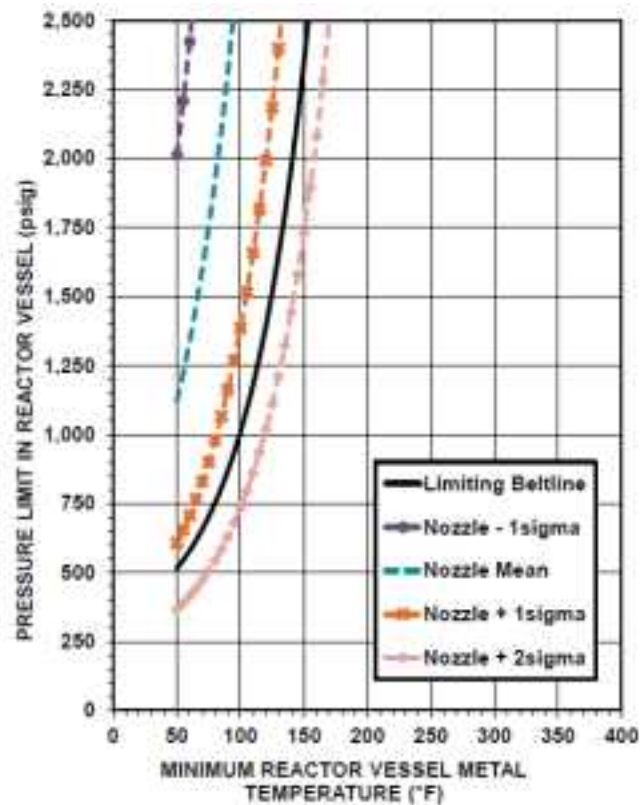


Figure 3. Calculated P-T Limits for PLANT B (Low Embrittlement Plant).

図2.3.1-7 プラントBの圧力-温度制限
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

表2.3.1-10 解析ケース
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

Table 1. Flaw Cases.

Flaw Case ID	Flaw Location	Flaw Type	Flaw Orientation	Through wall extent in % of wall thickness	Aspect Ratio (2c/2a)
F1	ID	Surf Brk	Circ	3%	6:1
F9	3% from ID	Embed	Axial	6%	6:1
F15	6% from ID	Embed	Axial	6%	6:1
F21	6% from OD	Embed	Axial	6%	6:1
F27	3% from OD	Embed	Axial	6%	6:1
F33	OD	Surf Brk	Axial	6%	6:1
F34	ID	Surf Brk	Axial	25%	6:1

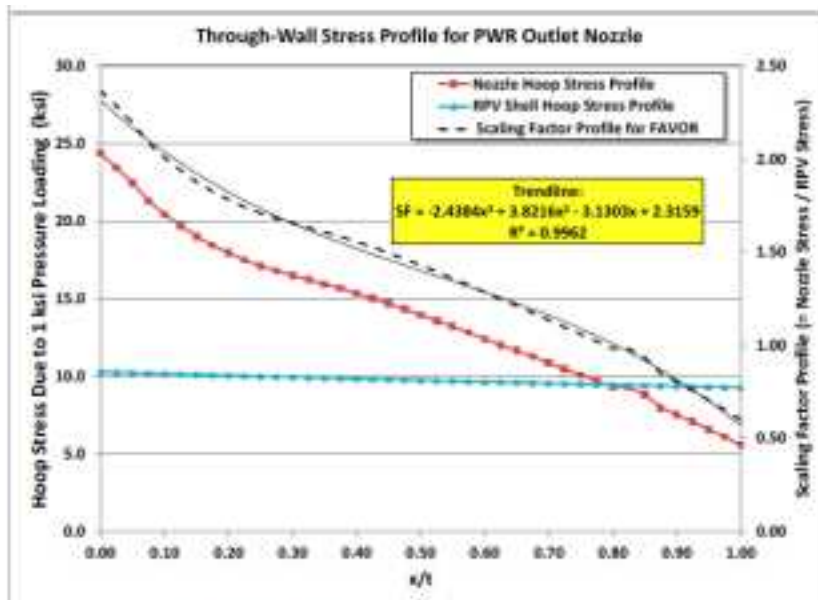
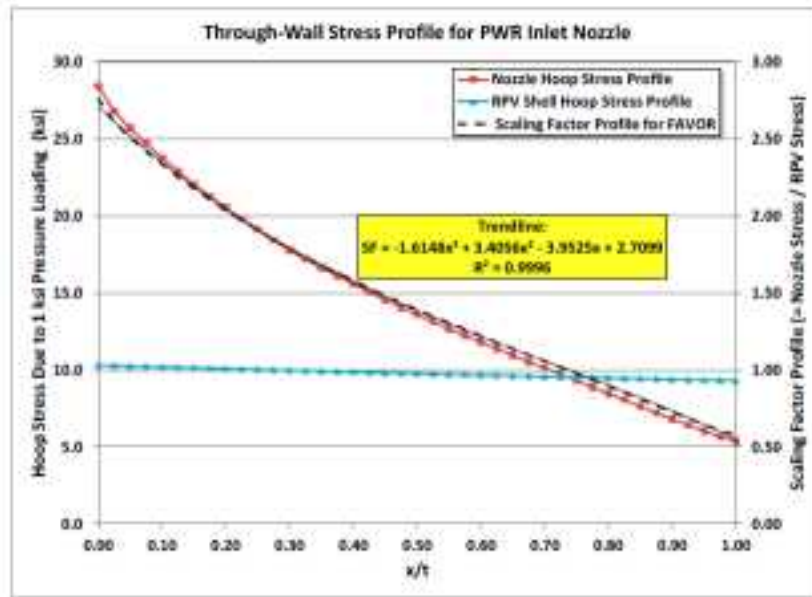


Figure 6. Stress factors for PWR inlet nozzle (top) and PWR outlet nozzle (bottom).

図2.3.1-8 スケーリングファクター
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

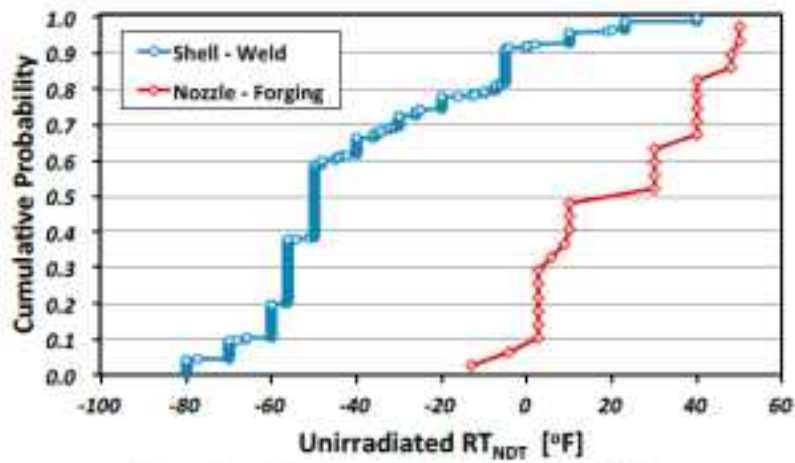


Figure 7. Distributions of unirradiated RT_{NDT} .

図2.3.1-9 未照射材の RT_{NDT}
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

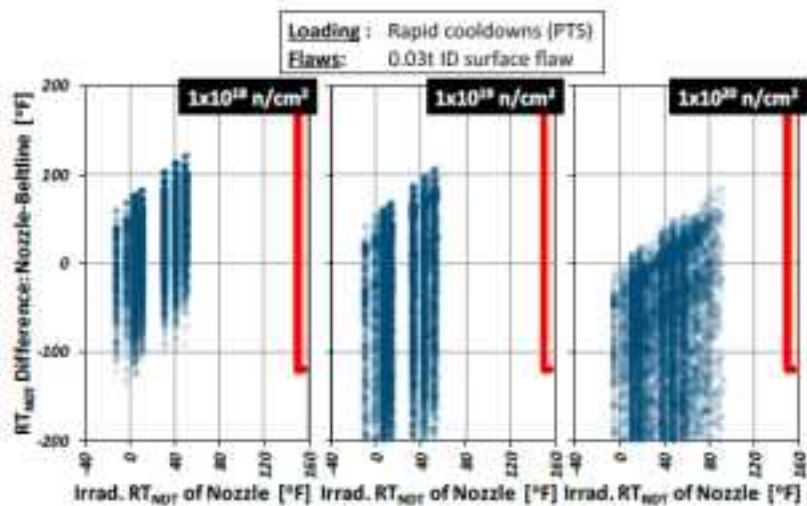


Figure 15. Comparison of critical RT_{NDT} conditions (red box) with range of material RT_{NDT} possible at three different fluence levels for the case of a 0.03t surface flaws on the ID subjected to a variety of rapid (PTS) cooldown events described in [7].

図2.3.1-10 亀裂深さ比 $a/t=0.03$ 、過渡事象をPTSとした場合の解析結果
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

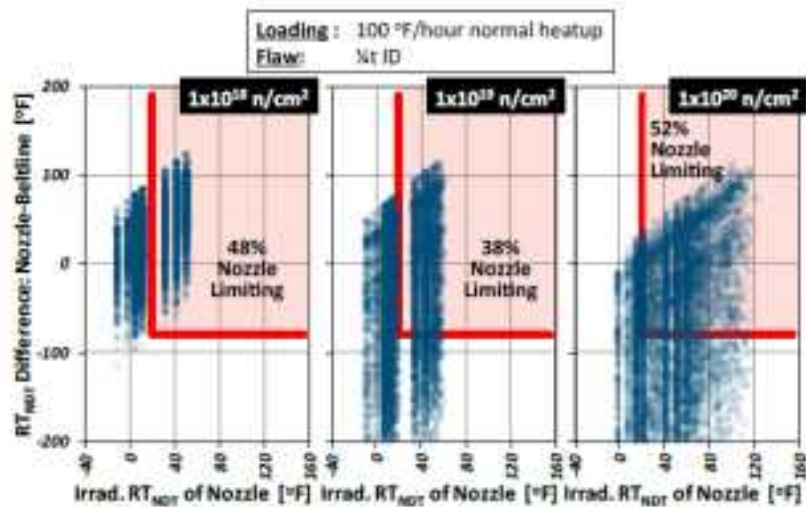


Figure 19. Comparison of critical RT_{NDT} conditions (red box) with range of material RT_{NDT} possible at three different fluence levels for the case of a $1/4t$ flaw on the ID subjected to a normal heatup at 100 °F/hour.

図2.3.1-11 亀裂深さ比 $a/t=0.25$ 、過渡事象を通常起動とした場合の解析結果
(PVP2015-45065⁶⁴より引用)

2) BWR 型 RPV 溶接部に対する検査要求に関する技術根拠の整備

Purtscher ら⁶⁶は、BWR 型の RPV の溶接部に対する検査要求に関連して、過去の USNRC の検討及び最新知見を考慮して、PFM 解析を行った。

RPV の溶接部に対する検査要求に関する代替案策定を目的とした BWRVIP-05⁶⁷においては、従来の要求における供用期間中検査 (In-Service Inspection、以下「ISI」という。) 時の胴部溶接部の検査対象が 100% であることに対して、軸方向溶接部は 50% に、周方向溶接部は 0% に低減することが提案された。しかし、最終的に USNRC に承認された条件は、軸方向溶接部は 100%、周方向溶接部と軸方向溶接部の交点 (周方向溶接部の 2-3% 程度) というものであった。当時の USNRC による解析では、やや古い技術根拠に基づく条件、及び当時のバージョンの FAVOR が用いられた。また、BWRVIP-05⁶⁷については 40 年運転が対象、また後続のプロジェクトである BWRVIP-74⁶⁸については 60 年運転が対象であったため、Purtscher らは 60 年を超えるものについて最新の FAVOR(v12.1)を用いて解析を行った。

⁶⁶ P.Purtscher, et al., “ANALYSIS OF CIRCUMFERENTIAL WELDS IN BWRs FOR LIFE BEYOND 60”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45836, (2015).

⁶⁷ “BWR Vessel and Internals Project, BWR Reactor Pressure Vessel Shell Weld Inspection Recommendations,” BWRVIP-05, EPRI TR-105697, (1995).

⁶⁸ “BWR Vessel and Internals Project, BWR Reactor Pressure Vessel Inspection and Flaw Evaluation Guidelines for License Renewal,” BWRVIP-74-A, EPRI TR-1008872 (2003)

評価対象としたケースを表 2.3.1-11 に示す。Purtscherらは主に2つの条件に着目した。1つは RPV の状態であり、論文中に”limiting material”として記される。材料として状態が厳しい、すなわち脆化が進行した材料を軸方向溶接部 (Axial Weld、以下「AW」という。) あるいは母材 (Plate、以下「PL」という。) のいずれかとしている。前者は RPV のケース A (表中の”A-shop”等がそれに当たる) と記され、表 2.3.1-11 のケース 1 から 5 に対応する。一方、後者は RPV のケース B と記され、表 2.3.1-11 のケース 6 及び 7 に対応する。また、周方向溶接部 (Circumferential Weld、以下「CW」という。) についても考慮されているが、表 2.3.1-11 に示すように、ケース 3 から 5 については、CW の条件に別途仮定が設けられている。なお、脆化の指標としては、論文中に”adjusted reference temperature”として記される調整関連温度が使用された。着目したもう 1 つの条件は、溶接施工である。表 2.3.1-11 に”shop”及び”field”と記されるが、それぞれ工場施工及び現場施工を意味する。溶接施工の相違によって、図 2.3.1-12 に示すような亀裂個数の相違が生じる。

ケース 1 は基本ケースであり、ケース 1 とケース 2 では溶接施工の影響を比較する。また、ケース 3 はケース 1 と、ケース 4 はケース 2 と対応して、仮に CW の調整関連お温度が AW のそれと同一と仮定した場合について比較されている。さらに、ケース 6 はケース 1 と、ケース 7 はケース 2 と対応して、上述のケース A あるいは B として分類される RPV の状態の影響が比較されている。

解析結果を表 2.3.1-12、図 2.3.1-13 に示す。現場施工の場合、亀裂寸法が大きくなるが、条件付亀裂進展確率 (Conditional Probability of Initiation、以下「CPI」という。) 及び条件付破壊確率 (Conditional Probability of Failure、以下「CPF」という。) に対する影響は限定的であり、相対的には補修溶接の有無のほうが、CPI 及び CPF に対する影響は大きいという結果となった。また、CPI 及び CPF に対する CW の割合は小さく、BWRVIP-05⁶⁷ 及び BWRVIP-74⁶⁸ の評価結果と類似の傾向を示した。

表2.3.1-11 評価対象とするケースと製造条件
(PVP2015-45836⁶⁶より引用)

Table 1. Assumptions for Fabrication Variables

Case	Unit-fabrication	% SAW	% SMAW	% Repair
1	A-shop	97	1	2
2	A-field	0	98	2
3	A-shop*	97	1	2
4	A-field**	0	100	0
5	A-field*	0	98	2
6	B-shop	97	1	2
7	B-field	0	98	2

*denotes CW ART = AW ART
** denotes CW ART = AW ART, no repairs

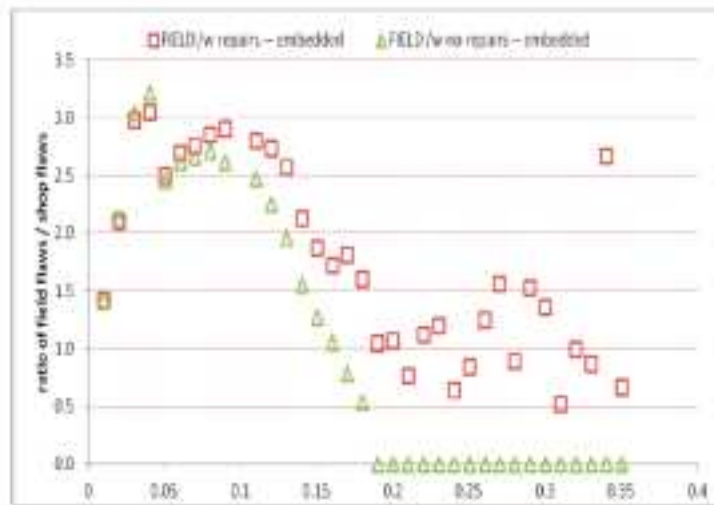


Figure 2. Effect of repair welds on the ratio of field-fabricated vs. shop-fabricated weld flaws; squares for 2% repair and triangles for 0% repair.

図2.3.1-12 溶接施工と亀裂個数
(PVP2015-45836⁶⁶より引用)

表2.3.1-12 PFM解析結果
(PVP2015-45836⁶⁶より引用)

Table 3. Summary of PFM calculation.

Case	Total CPI			Total CPF
	%AW	%CW	%PL	
1: A-shop	99.9	<0.1	<0.1	1.90e-5
2: A-field	99.6	<0.3	<0.1	2.31e-5
3: A-shop*	75	25	<0.1	2.36e-5
4: A-field*	89	11	<0.1	2.51e-5
5: A-field**	69	31	<0.1	1.34e-5
6: B-shop	6	14	80	8.62e-5
7: B-field	5	16	79	8.87e-5

*denotes CW ART = AW ART

** denotes CW ART = AW ART, no repairs

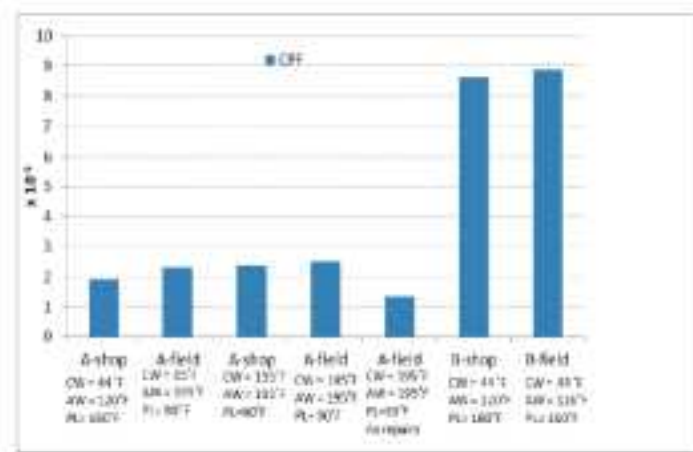


Figure 5. CPF values for whole RV from the current version of FAVOR and VFLAW inputs.

図2.3.1-13 PFM解析結果
(PVP2015-45836⁶⁶より引用)

(3) PWR 型 RPV に対する健全性評価に係る個別の評価手法の高度化事例

PFM 解析コードを用いた RPV の破損頻度に関する評価手法は、過渡事象、応力拡大係数、破壊靱性、亀裂進展、破壊評価等、多岐に渡る個別の評価手法から構成される。ここでは、個別の評価手法に関する最新知見について記す。

1) RPV の健全性評価に対する PTS 時の ECCS 水の流入分布の影響

PTS 事象は、ECCS 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されることにより、RPV 内が急に冷却される事象である。PTS 事象による過渡事象時における RPV の健全性評価を行う場合、まず熱水力学解析を行い、RPV 表面における冷却水の温度、内圧、熱伝達係数の時刻歴を取得する。次に、それらを用いて熱応力解析を行い、RPV 板厚内における温度分布及び応力分布の時刻歴を取得し、その上で破壊力学解析を行う。冷却水の注入を伴う過渡事象は、非常に複雑な現象であり、熱水力学解析において解析コストが高いものであったが、近年は CFD コードを用いて、冷却水の 3 次元的な広がりを考慮した解析が行われている。

Qian ら⁶⁹は、ECCS が動作した際の RPV 内における冷却水の温度分布は一様ではなく、入口ノズルからプルーム形状を示すことに着目し、冷却水の温度分布が RPV の健全性に及ぼす影響について、3 次元 CFD コード及び FEM コードを用いた検討を行った。対象は図 2.3.1-14 に示すような 2 ループの PWR 型の RPV である。

⁶⁹ G.Qian, et al, "REACTOR PRESSURE VESSEL BY CONSIDERING PLUME EFFECT", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45963, (2015).

まず、システムコード RELAP5/MOD3 を使用して、PTS を対象として、漏えい量を小、中、大とした場合、及び冷却水の注入をコールドレグ、ホットレグとした場合の解析を行った。次に、ホットレグ側の破断寸法が 70cm^2 のケースについて、RELAP による解析結果を初期条件及び境界条件として、RPV を対象に汎用 CFD コード ANSYS CFX により、3次元モデルを用いた CFD 解析を行った。さらに、汎用 FEM コード Abaqus を用いて熱応力解析を行い、温度及び応力分布の解析を行った。漏えい量が中程度のものに当たる中破断冷却材喪失事故 (Medium Break Loss of Coolant Accident、以下「MBLOCA」という。) の場合の時刻 534 秒における温度分布を図 2.3.1-15 に、Mises 相当応力分布を図 2.3.1-16 に示す。RPV 内表面における温度分布を踏まえると、 56°C 以下のプルーム内部、 56°C から 100°C のプルーム境界、 100°C を超えるプルーム外部の 3つの領域に分割できる。

これらの結果を踏まえ、RPV 健全性に及ぼすプルーム形状の影響について評価が行われた。決定論的評価として、FAVOR 及び X-FEM を用いて、応力拡大係数の計算が行われた。プルームの内外及び境界における応力拡大係数を図 2.3.1-17 に示す。プルーム内の場合、応力拡大係数の最大値はプルーム外の場合よりも約 33%大きくなった。FAVOR 及び X-FEM による応力拡大係数を図 2.3.1-18 に示す。FAVOR による応力拡大係数は、X-FEM によるそれよりもやや大きい傾向を示す。一般的に、PFM 解析コードに実装されている応力拡大係数解は、表面亀裂の場合は半楕円形状の亀裂に対するモード I を対象としている。一方、X-FEM は複雑な亀裂の形状、混合モード等を考慮することができることから、応力拡大係数解の精度が高いとされる。(PVP2015-45963⁶⁹には明記されていないが、Qian らによる FAVOR 及び X-FEM を用いた応力拡大係数の比較は、前者による解の精度が十分高いことを裏付ける狙いがあるものとみられる。) 決定論的評価を踏まえて、FAVOR を用いた PFM 解析が行われた。RPV 胴部は、2リングの母材部と溶接部から構成されたとした。表 2.3.1-13 に示すように、亀裂寸法、 ΔRT_{NDT} 、 K_{Ic} 、 K_{Ia} を確率変数とした。決定論的評価と同様に、過渡についてはプルームの内外及び境界の計 3 ケースを考慮した。条件付亀裂進展確率、及び条件付亀裂貫通確率を表 2.3.1-14 に示す。プルーム内の値は、プルーム境界と比較して 3 オーダー程度、またプルーム外と比較して 8 オーダー程度大きくなった。

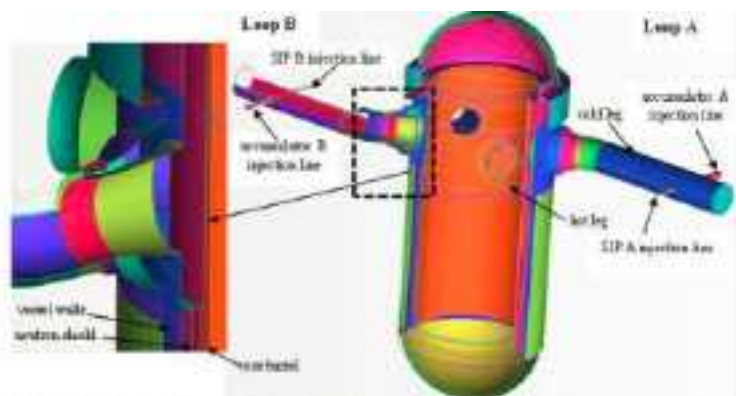


Fig. 1. Cut-view description of the CFD computational domain.

図2.3.1-14 CFD解析対象
(PVP2015-45963⁶⁹より引用)

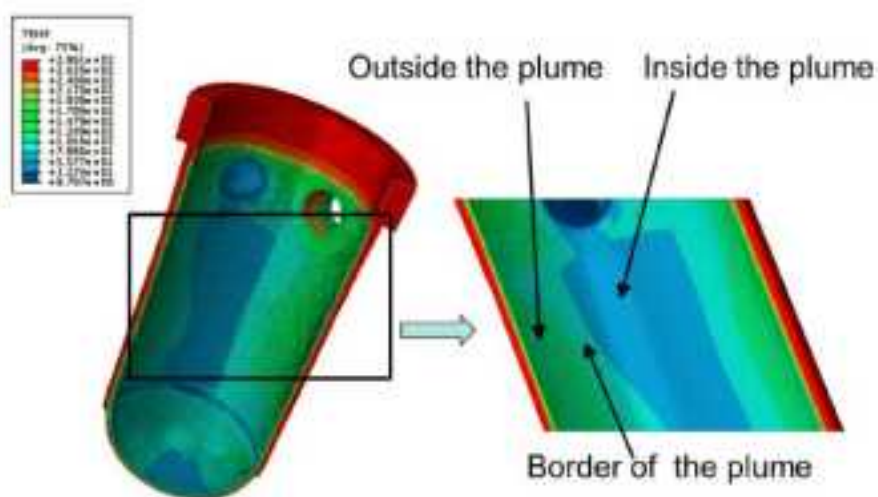


Fig. 2. Temperature distribution inside, at the border and outside of the plume at $t=534$ second.

図2.3.1-15 MBLOCA 534秒におけるRPV温度分布
(PVP2015-45963⁶⁹より引用)

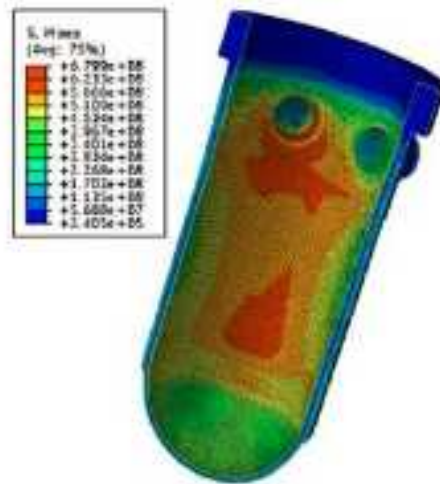


Fig. 3. Von Mises stress distributions inside, at the border and outside of the plume at $t=534$ second.

図2.3.1-16 MBLOCA 534秒におけるRPV Mises相当応力分布
(PVP2015-45963⁶⁹より引用)

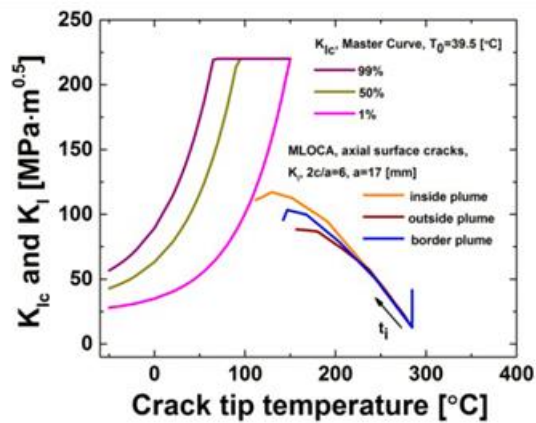


Fig. 7b. Deterministic assessment of the RPV by considering plume cooling, K_{Ic} according to Master Curve.

図2.3.1-17 表面亀裂の K_I の履歴とASMEの K_{Ic} 曲線
(PVP2015-45963⁶⁹より引用)

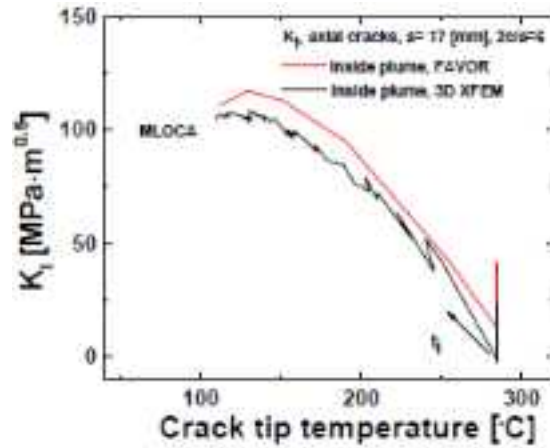


Fig. 8b. Comparison of K_I calculated by FAVOR and XFEM.

図2.3.1-18 FAVOR及びX-FEMによる K_I の比較
(PVP2015-45963⁶⁹より引用)

表2.3.1-13 確率論解析における主な条件
(PVP2015-45963⁶⁹より引用)

Table 2. Main random variables used in the probabilistic study.

Parameters	Mean value	Distribution type
$\Delta RT_{\text{NDT}} [^{\circ}\text{C}]$	ΔT_{41}	Normal
K_{IC} reference curve (FAVOR)	FAVOR method	Weibull
$K_{IC \text{ max}}=220 [\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}]$		
K_{Ia} reference curve (FAVOR)	FAVOR method	Lognormal
$K_{Ia \text{ max}}=220 [\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}]$		
Surface crack	Referred in [3]	
Density [number of cracks / weld bead]		Exponential
Length [mm]		Exponential
Embedded crack in Ring	Small crack	
Density [number of cracks / m^3]	788.3	Poisson
Length [mm]	3.5	Exponential
Depth [mm]	1.85	Exponential
Embedded crack in Ring	Large crack	
Density [number of cracks / m^3]	0.555	Poisson
Length [mm]	20	Exponential
Depth [mm]	6.29	Exponential
Embedded crack in welding	Small crack	
Density [number of cracks / m^3]	23065	Poisson
Length [mm]	17.97	Gamma
Depth [mm]	4.03	Exponential
Embedded crack in welding	Large crack	
Density [number of cracks / m^3]	234	Poisson
Length [mm]	18.48	Gamma
Depth [mm]	8.92	Exponential

表2.3.1-14 条件付亀裂進展確率及び条件付亀裂貫通確率に対するプルーム形状の各位置の影響

(PVP2015-45963⁶⁹より引用)

Table 3. Conditional probabilities of the inside, border of and outside plume.

		MLOCA
Crack initiation probability	Inside plume	1.96×10^{-3}
	Outside plume	1×10^{-13}
	Border of plume	5.8×10^{-7}
Crack failure probability	Inside plume	4.3×10^{-5}
	Outside plume	1×10^{-13}
	Border of plume	2.011×10^{-9}

2) WPS モデルの検証

WPS 効果は、高温時に荷重を受けた後に温度及び応力拡大係数が減少する過程においては、応力拡大係数が破壊靱性よりも大きくなった場合においても、脆性亀裂進展が発生しない現象として知られている。主に欧州で照射材を含めた実証試験、及び低温時の再負荷による脆性亀裂進展条件に関する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⁷⁰。

Moinereau ら⁷¹は、多数の実証試験結果に対して様々な WPS モデルの検証を行った。WPS の一般的な荷重履歴を図 2.3.1-19 に示す。まず、高温時 T_1 における負荷によって応力拡大係数が上昇する。次に、応力拡大係数が減少、あるいは一定の状態まで温度が T_2 まで低下した後に、再負荷により応力拡大係数が上昇する。温度が低下している間に、応力拡大係数が破壊靱性を上回っても、脆性亀裂進展が発生しない。また、低温下の再負荷による脆性亀裂進展は、温度履歴がない同一の温度における本来の破壊靱性よりも高い破壊靱性値において発生する。WPS の実証試験において考慮される、WPS の代表的な荷重履歴を図 2.3.1-20 に示す。

仏国 EDF は WPS に関する多数の実証試験の結果を保有している。代表的な項目と条件を以下に列記する。

- RPV 鋼材 : A508 C13 及び A533B
- 照射材 : 高照射量領域 ($3.5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2 \sim 1.4 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$) を含む (A508 C13)
- 荷重条件 : 単軸及び二軸の機械荷重、熱応力

⁷⁰ 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, San Francisco, USA, (2013).

⁷¹ D. Moinereau, et al., “VALIDATION OF ACE ANALYTICAL CRITERION FOR WARM PRE-STRESS EVALUATION IN RPV INTEGRITY ASSESSMENT”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45103, (2015).

- WPS 荷重履歴 : LCF (Load Cooling Fracture)、LUCF (Load Unload Cooling Fracture)、LTF (Load Transient Fracture)、LCTF (Load Cooling Transient Fracture) いずれも図 2.3.1-20 を参照

これらの WPS の実証試験データに対して、ACE モデルの検証が行われた。ACE モデルでは、WPS による有効破壊靱性は以下の式で表される。式中の変数は図 2.3.1-21 の荷重履歴と対応する。

$$K_{FRAC}^{ACE} = \max\{K_{Ic}; \min\{K_{WPS}; K_2 + K_{WPS}/2\}\} \quad (2.3.1-7)$$

K_{FRAC}^{ACE} : ACE モデルの有効破壊靱性

K_{Ic} : 低温下の破壊靱性

K_{WPS} : 最大荷重における応力拡大係数 (荷重履歴中の応力拡大係数の最大値)

K_2 : 荷重履歴中の応力拡大係数の最小値

ACE モデルの検証結果を図 2.3.1-22 に示す。図中縦軸が ACE モデルによる有効破壊靱性、横軸は試験から得られる破壊靱性である。また、図中の実線は両者が一致する条件であり、この実線より右下に位置すると、ACE モデルによる有効破壊靱性が試験結果よりも小さい、すなわち保守的な評価となる。図 2.3.1-22 から、照射材及び非照射材のいずれについても ACE モデルの妥当性とそれが有する保守性を確認できる。

なお、ACE モデルに関連して、以下の 2 つの指標が定義されている。

$$U_{nl} = [K_{WPS} - K_2]/K_{WPS} \quad (2.3.1-8)$$

$$R_{cap} = [K_{FRAC} - K_2]/K_{WPS} \quad (2.3.1-9)$$

U_{nl} は荷重履歴中の応力拡大係数範囲を応力拡大係数の最大値で除したもので、相対的な除荷重の程度を示す。 R_{cap} は脆性亀裂進展時の破壊靱性と応力拡大係数の最小値の差を応力拡大係数の最大値で除したもので、相対的な再負荷時の靱性の程度を示す。例えば、除荷されない荷重履歴を伴う LUCF の場合は U_{nl} は 0 となる。一方で、完全に除荷されて低温時の K_2 が 0 となる場合は、 U_{nl} は 1 となる。

U_{nl} - R_{cap} 平面で、図 2.3.1-23 の下線、すなわち以下の式が ACE モデルの適用の下限として提案されている。

$$R_{cap} = U_{nl} \quad (U_{nl} < 0.5) \quad (2.3.1-10)$$

$$R_{cap} = 0.5 \quad (U_{nl} \geq 0.5) \quad (2.3.1-11)$$

図 2.3.1-23 に示すように、全体的な傾向としては、 U_{nl} が 0.5 よりも小さく、荷重履歴

が LUCF のように相対的に十分に除荷されない場合は R_{cap} は小さく、一方で U_{nl} が 0.5 以上では R_{cap} は大きい。また、検証に用いられた試験結果は、ACE モデルの適用範囲を満足することが確認できる。

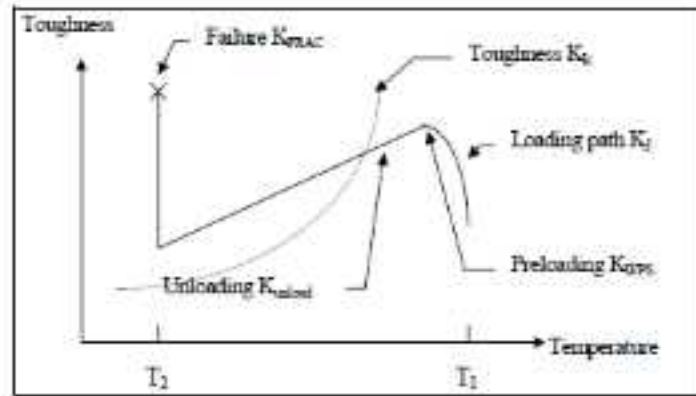


Figure 1: Warm pre-stress principle

図2.3.1-19 WPSの一般的な荷重履歴
(PVP2015-45103⁷¹より引用)

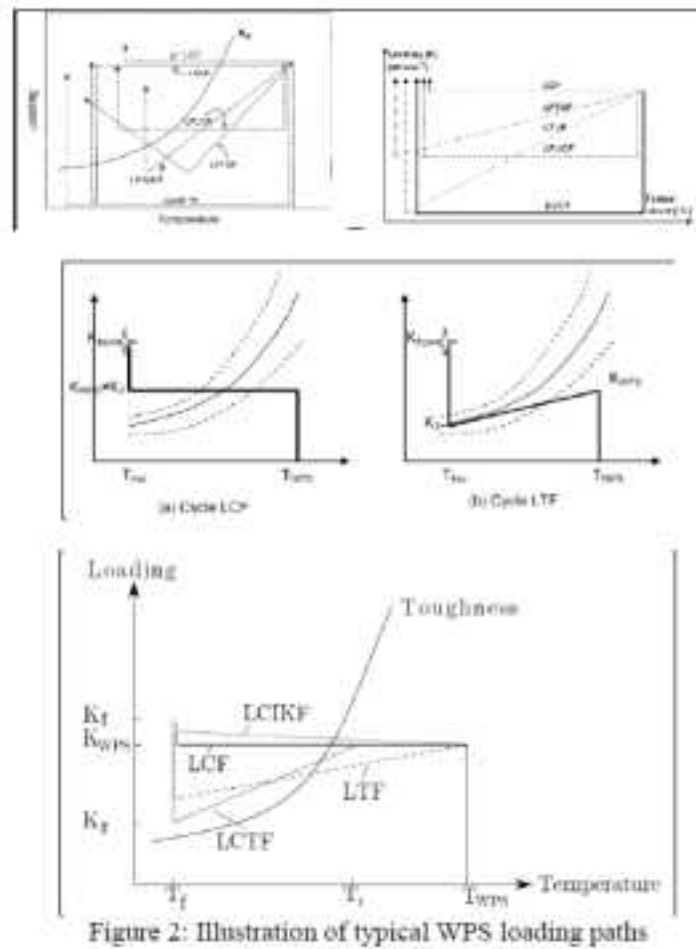


Figure 2: Illustration of typical WPS loading paths

図2.3.1-20 WPSの実証試験において考慮される代表的な荷重履歴の模式図
(PVP2015-45103⁷¹より引用)

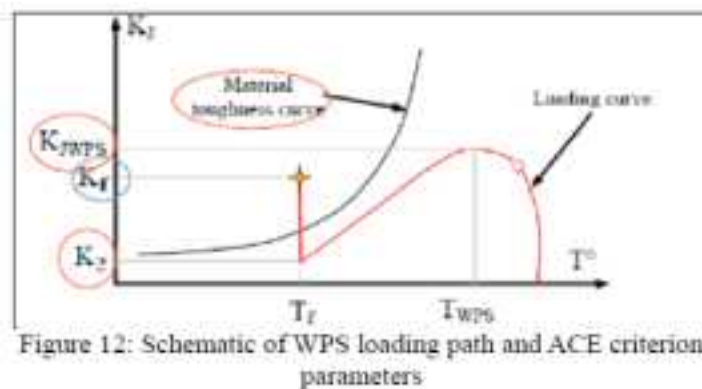


Figure 12: Schematic of WPS loading path and ACE criterion parameters

図2.3.1-21 Schematic of WPS loading path and ACE criterion parameters
(PVP2015-45103⁷¹より引用)

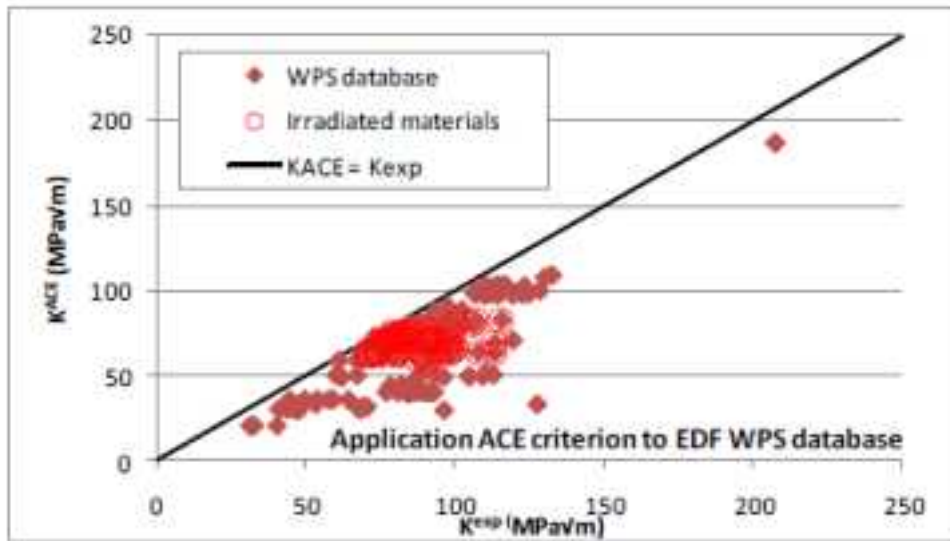


Figure 15: Application of ACE criterion to EDF WPS database (all materials)

図2.3.1-22 EDFのWPSデータベース（全材料）に対するACEモデルの適用結果（PVP2015-45103⁷¹より引用）

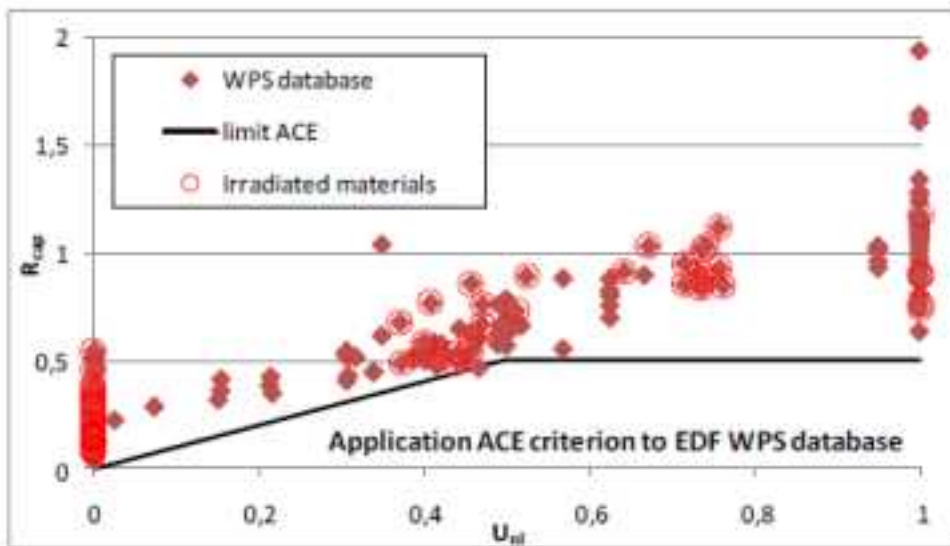


Figure 17: Application of ACE criterion to EDF WPS database (all materials)

図2.3.1-23 EDFのWPSデータベース（全材料）に対するACEモデルの適用結果（PVP2015-45103⁷¹より引用）

(4) 実プラントを想定した解析事例

PFM 解析コードを用いた RPV の健全性評価について、上述のような個別の評価手法の高度化だけではなく、実プラントを想定した解析事例が報告されている。ここでは、台湾における 2 つの事例を記す。

1) 破損確率に対する化学成分の影響

Huang ら⁷²は台湾の PWR 型の RPV を想定して、PFM 解析コード FAVOR を用いて破損確率に対する化学成分の影響について検討を行った。

対象とする RPV は、ウェスティングハウス社製の 3 ループとする。台湾において 1984 年に運転を開始し、2024 年までの 40 年運転の認可を取得しているものである。過渡事象については、ウェスティングハウス社製である、Beaver Valley1 号機の過渡事象を使用した。一覧を表 2.3.1-15 に、各事象の内圧及び温度の時刻歴を図 2.3.1-24 に示す。また、RPV は図 2.3.1-25 に示すように 9 つの領域に代表される。各領域の化学成分、RT_{NDT} 初期値、及び中性子照射量を表 2.3.1-16 に示す。

RPV の健全性に対する化学成分の影響を確認するため、Beaver Valley1 号機の値（表 2.3.1-16）を基準として、Cu 含有量については最大 5 倍までの 5 ケース、Ni 含有量については最大 2 倍までの 5 ケース、計 25 ケースの解析を行った。（Cu 含有量を最大 5 倍まで、あるいは Ni 含有量を最大 2 倍までとすることについて、論文中に明確な根拠は書かれていないため、単に化学成分の感度を確認するための条件設定であると推察される。）中性子照射量は 36EFPY、54EFPY の 2 ケースとした。PFM 解析 1 ケース当たり、モンテカルロ法により 10 万サンプルの解析を行い、計 12 億の亀裂に対する評価を行った。

54EFPY における亀裂進展頻度（Frequency of Crack Initiation、以下「FCI」という。）及び TWCF を表 2.3.1-17 に示す。Cu 含有量が 5 倍になると、TWCF は 6 から 8 オーダー程度大きくなる。また、Ni 含有量が 2 倍になると、TWCF は 2 から 4 オーダー程度大きくなる。図 2.3.1-26 に、RT_{NDT} と条件付亀裂貫通確率の関係を示す。冷却材喪失事故（Loss of Coolant Accident、以下「LOCA」という。）の条件付亀裂貫通確率が最も高いことがわかる。また、RT_{NDT} と過渡事象毎の TWCF の割合の関係を図 2.3.1-27 に示す。350°F を超えると、全 TWCF に対する二次系の弁の開固着（Stuck-Open Valves on the Secondary Side、以下「SO-2」という。）の割合が大きくなる。

これ以上の考察は論文中には書かれていないが、図 2.3.1-26 の通り、350°F を超えるような条件では LOCA、一次系の弁の開固着（Stuck-Open Valves on the Primary Side、以下「SO-1」という。）、主蒸気管破断事故（Main Steam Line Break、以下「MSLB」という。）の条件付亀裂貫通確率は非常に高い（1 に近い）ため、RT_{NDT} の増加に対する条件付亀裂貫通確率の増分は小さく、結果として TWCF はほとんど増加しないと考えられ

⁷² P.H.Huang, et al., "EFFECTS OF CHEMICAL CONTENT VARIATION ON THE FRACTURE PROBABILITY OF PWR PRESSURE VESSEL SUBJECTED TO PTS EVENTS", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45230, (2015).

る。一方で、SO-2 における RT_{NDT} に対する条件付亀裂貫通確率の増分は大きくなるため、全 TWCF に占める割合としては、 RT_{NDT} が高くなると相対的に SO-2 のそれが大きくなると考えられる。図 2.3.1-26 に示されるように、 RT_{NDT} が低い場合は SO-2 の条件付亀裂貫通確率、あるいは TWCF が十分に低いことを確認できるため、化学成分と過渡事象の組み合わせによる破損確率への影響の確認に、PFM 解析は有効であると言える。

表2.3.1-15 使用したBeaver Valley1号機の過渡事象の種類
(PVP2015-45230⁷²より引用)

**TABLE 1
DESCRIPTION OF PTS TRANSIENTS**

Case No.	Transient Description	Operator Action	Mean Frequency (yr)	Transient Class
9	40.64 cm [16 in] hot leg break	None	1.95×10^{-9}	LOCA (medium and large)
70	Reactor/turbine trip w/two stuck open pressurizer SRVs which reclose at 6,000 s.	None	5.3×10^{-8}	SO-1 with valve later reclosure
71	Reactor/turbine trip w/one stuck open pressurizer SRV which recloses at 6,000 s.	None	8.15×10^{-8}	SO-1 with valve later reclosure
103	Main steam line break with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls EHESI 30 minutes after allowed. Break is assumed to occur inside containment so that the operator	1.17×10^{-5}	MSLB
		trips the RCPs due to adverse containment conditions.		
110	Small steam line break (simulated by sticking open all SG-A SRVs) with AFW continuing to feed affected generator for 30 minutes.	Operator controls EHESI 60 minutes after allowed.	8.74×10^{-8}	SO-2

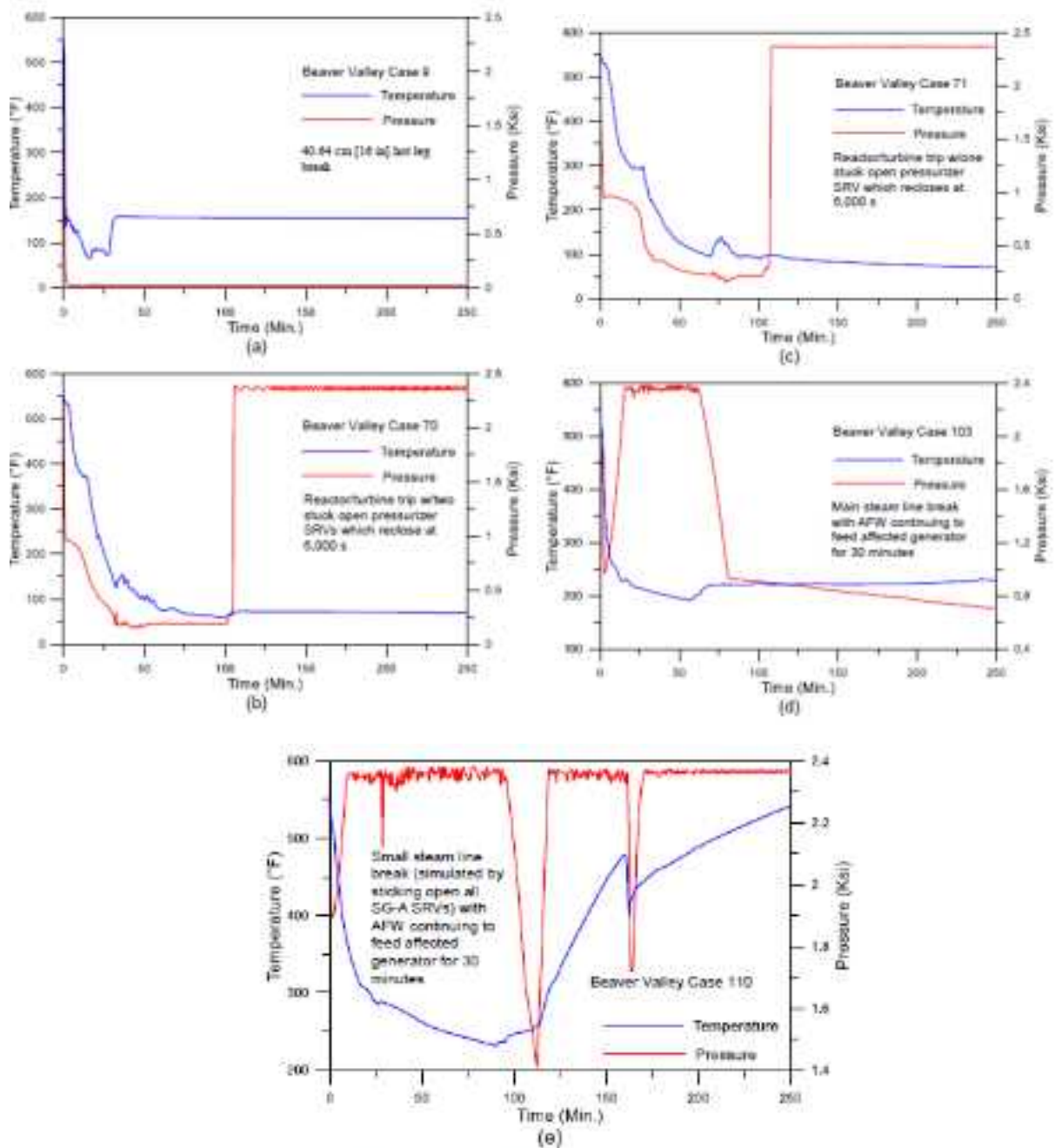


FIG. 1 PRESSURE AND TEMPERATURE HISTORIES OF BEAVER VALLEY PTS TRANSIENTS (a) CASE 9; (b) CASE 70; (c) CASE 71; (d) CASE 103; (e) CASE 110

図2.3.1-24 Beaver Valley1号機の過渡事象の圧力及び温度履歴(a) CASE 9; (b) CASE 70; (c) CASE 71; (d) CASE 103; (e) CASE 110 (PVP2015-45230⁷²より引用)

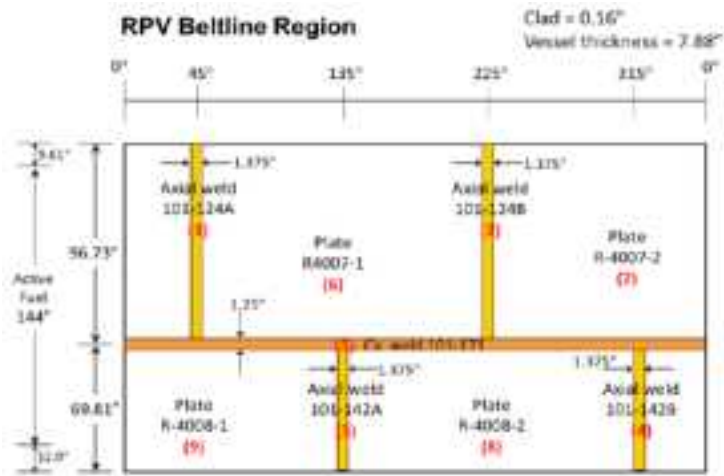


FIG. 2 THE CONFIGURATION OF WELDS AND PLATES IN THE RPV BELTLINE REGION

図2.3.1-25 RPV炉心領域の模式図
(PVP2015-45230⁷²より引用)

表2.3.1-16 RPV炉心領域における脆化に関する特性と中性子照射量
(PVP2015-45230⁷²より引用)

TABLE 2
EMBRITTLMENT-RELATED PROPERTIES OF BELTLINE REGION MATERIALS AND CORRESPONDING NEUTRON FLUENCE

Material ID		Major Region	Cu (%)	Ni (%)	P (%)	Mn (%)	Initial RT ₁₉₉ (°F)	Neutron fluence for 36 EFY (10 ¹⁹ n/cm ²)	Neutron fluence for 54 EFY (10 ¹⁹ n/cm ²)
Axial weld	101-124A	1	0.06	0.11	0.008	1.340	-60.0	1.488	2.106
	101-124B	2							
	101-142A	3							
	101-142B	4							
Cir. Weld	101-171	5	0.042	0.129	0.017	1.390	-30.0	4.96	7.32
Plate	R4007-1	6	0.070	0.670	0.007	1.540	10.0	4.96	7.32
	R4007-2	7							
	R4008-1	8							
	R4008-2	9							

表 2.3.1-17 化学成分に関する様々な組み合わせに対する PFM 解析結果 (54 EPFY)
(PVP2015-45230⁷²より引用)

TABLE 4
THE PFM ANALYSIS RESULTS OF THE RPV WITH VARIOUS CHEMICAL COMBINATIONS (54 EPFY)

54EPFY	Chemistry Combination		Ni(wt%)				
			x1 [†] Ni=0.67 for plate	x1.25 Ni=0.8373	x1.5 Ni=1.005	x1.75 Ni=1.172	x2 Ni=1.34
Cu(wt%)	x1 [†] Cu=0.07 for plate	Mean RT _{50%} (°F)	111.4022	111.4022	111.4022	111.4022	111.4022
		FCI	1.1600E-13	9.3141E-13	4.4131E-12	1.7441E-11	5.9747E-11
		TWCF	7.3346E-13	3.8105E-14	1.2125E-13	2.9351E-13	5.9058E-13
	x2 Cu=0.14	Mean RT _{50%} (°F)	186.106	201.9552	218.369	239.9069	252.4761
		FCI	3.5463E-10	2.4900E-09	1.2574E-08	4.9618E-08	1.6018E-07
		TWCF	1.6543E-11	6.6789E-11	5.3564E-10	3.8320E-09	2.1624E-08
	x3 Cu=0.21	Mean RT _{50%} (°F)	231.3477	256.8219	283.2263	310.3942	338.1858
		FCI	1.9863E-08	1.4394E-07	6.1013E-07	1.9411E-06	5.6479E-06
		TWCF	1.7313E-09	2.4254E-08	2.0472E-07	1.6974E-06	6.5793E-06
	x4 Cu=0.28	Mean RT _{50%} (°F)	250.128	302.8122	337.6189	373.4494	410.1462
		FCI	7.3133E-08	1.1824E-06	4.4588E-06	1.7195E-05	6.8063E-05
		TWCF	1.1687E-08	6.4723E-07	7.6010E-06	7.4954E-05	6.6775E-04
	x5 Cu=0.35	Mean RT _{50%} (°F)	250.128	315.5519	352.6824	390.9236	430.0941
		FCI	7.6326E-08	1.8659E-06	7.1562E-06	3.2497E-05	1.2492E-04
		TWCF	1.2291E-08	1.2339E-06	6.6152E-06	3.3040E-05	1.5653E-04

[†] The original values of copper and nickel contents for the domestic RPV bellflange plate are 0.07% and 0.67%, respectively

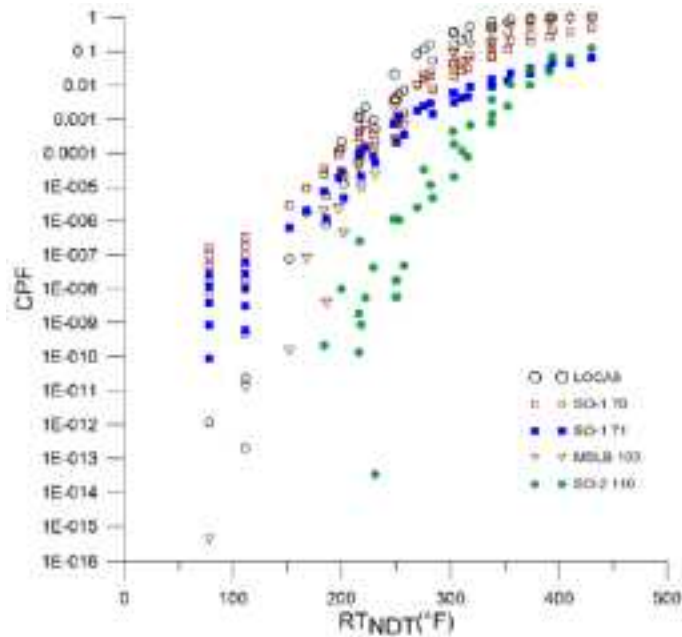


FIG. 5 LOG OF CONDITIONAL PROBABILITY OF FAILURE AGAINST THE REFERENCE NIL-DUCTILITY TRANSITION TEMPERATURE

図2.3.1-26 過渡事象毎のRT_{NDT}とCPFの関係
(PVP2015-45230⁷²より引用)

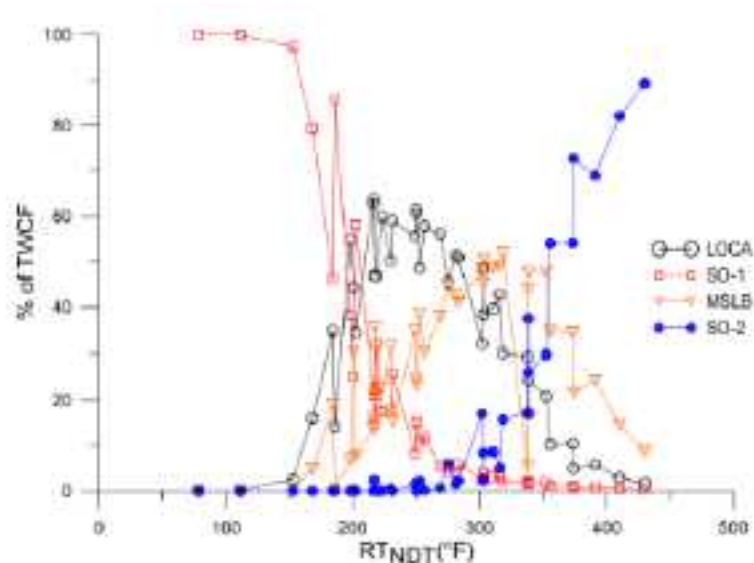


FIG. 6 THE PERCENTAGE OF TWCF AGAINST THE REFERENCE NIL-DUCTILITY TRANSITION TEMPERATURE

図2.3.1-27 各過渡事象のTWCFが全TWCFに占める割合
(PVP2015-45230⁷²より引用)

2) 圧力-温度制限に対する PFM 解析の適用

Chou ら⁷³は台湾における原子力発電所の運転制限の見直しを目的として、PWR 型の RPV を対象に、異なる 3 つの圧力-温度制限を適用した PFM 解析を行った。類似の検討は、米国においてもすでに行われ、例えば MRP-250⁷⁴等にまとめられている。

Chou らは現在の台湾における K_{Ia} に基づく圧力-温度制限（以前の ASME Section XI、Appendix G に相当、以下「 K_{Ia} による P-T 曲線」という。）、近年提案された K_{Ic} に基づく圧力-温度制限（ASME Section XI Appendix G 2001 年版以降、以下「ASME の P-T 曲線」という。）、MRP-250 による PFM 解析を踏まえた圧力-温度制限（以下「MRP-250 の P-T 曲線」という。）の 3 つを用いた。これらの式を以下に示す。ここで、温度の単位は °F、破壊靱性の単位は $\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ である。

➤ K_{Ia} による P-T 曲線

$$P(t) = [\{K_{Ia}(t) \text{ or } K_{Ic}(t)\} - K_{IT}] \cdot t / R_i / 2M_m \quad (2.3.1-12)$$

⁷³ H.W.Chou, et al., “PROBABILISTIC STRUCTURAL INTEGRITY EVALUATION ON A PRESSURIZED WATER REACTOR PRESSURE VESSEL UNDER PRESSURE-TEMPERATURE LIMIT OPERATIONS”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45166, (2015).

⁷⁴ R.Carter and J.Spanner, “Technical Basis for Revision to ASME Code to Appendix G: Incorporate Risk Informed P-T Methodology (MRP-250),” EPRI 2009 Technical Report, Product ID: 1016600, (2009).

➤ ASME の P-T 曲線 ($\alpha=2$ 、 $\beta=0$) 及び MRP-250 の P-T 曲線 ($\alpha=1$ 、 $\beta=110^\circ\text{F}$)

$$P(t) = \{33.2 + 20.734\exp[0.02(T(t) - RT_{NDT} - 110)] - K_{IT}\} \times (t/R_i) \times (1/M_m) \quad (2.3.1-13)$$

起動時の P-T 曲線を図 2.3.1-28 に示す。K_{Ia} による P-T 曲線が最も厳しく、ASME の P-T 曲線及び MRP-250 の P-T 曲線では、 α は低温時の圧力、 β は圧力が運転圧力に達した時の時間あるいは温度に影響するパラメータである。

PFM 解析には PFM 解析コード FAVOR 12.1 を使用した。脆化の程度として、36、54、200、500EFPY の 4 ケースを設定した。初期亀裂について、表面亀裂及び内部亀裂を考慮した。また、WPS 効果を考慮した。

台湾ではまだ PFM が規制に適用されていないため、許容基準も具体的に設定されていない。Chou らは米国の TWCF の許容基準である 1×10^{-6} /炉年を参考として、圧力-温度制限の事象の頻度は 0.01/炉年よりも小さいと考えられることを踏まえ、それを保守的に 0.1/炉年と仮定して、条件付亀裂貫通確率の許容基準を 1×10^{-5} とした。

P-T 曲線による過渡事象を用いた場合の CPI、及び CPF を表 2.3.1-18 に示す。36、54EFPY では、いずれの P-T 曲線を使用した場合においても、CPF は許容基準を下回る。また、停止時及び起動時の両方について、MRP-250 の P-T 曲線を使用した場合が最も CPF が高く、続いて ASME の P-T 曲線、K_{Ia} による P-T 曲線の順となる。

停止時は冷却速度が速い方が CPF は高く、一方で起動時は昇温速度が速い方が CPI は小さい。決定論解析での応力拡大係数、及び破壊靱性の時刻歴をそれぞれ図 2.3.1-29 及び図 2.3.1-30 に示す。図 2.3.1-29 に示す停止時では、時間に対して応力拡大係数が増加するが、図 2.3.1-30 に示す起動時ではその逆の傾向を示す。本条件では WPS 効果を考慮しているため、起動時は亀裂が進展しにくい。

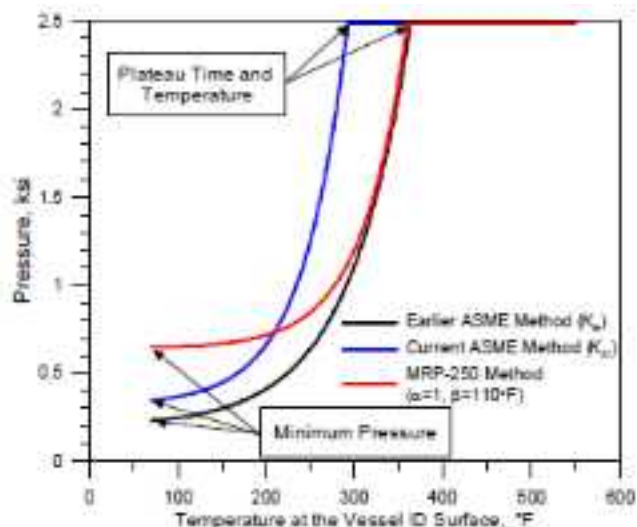


FIG. 1 DIFFERENT TYPES OF P-T CURVES

図2.3.1-28 起動時のP-T曲線
(PVP2015-45166⁷³より引用)

表 2.3.1-18 P-T 曲線による過渡事象の場合の PFM 解析結果
(PVP2015-45166⁷³より引用)

TABLE 5
THE PFM RESULTS OF THE DOMESTIC RPV UNDER P-T LIMIT TRANSIENTS

P-T limits	Cool-down or heat-up rate (°F/hr)	Method	36 EFPY		54 EFPY		200 EFPY		500 EFPY	
			CPI	CPF	CPI	CPF	CPI	CPF	CPI	CPF
Cool-down	20	Earlier ASME	1.55×10^{-8}	4.40×10^{-10}	4.31×10^{-8}	9.09×10^{-10}	9.02×10^{-7}	2.16×10^{-8}	4.98×10^{-8}	2.45×10^{-7}
		Current ASME	4.45×10^{-12}	1.70×10^{-11}	2.64×10^{-11}	8.84×10^{-11}	1.33×10^{-8}	9.72×10^{-8}	7.17×10^{-8}	9.03×10^{-7}
		MRP-250	1.18×10^{-7}	3.07×10^{-8}	3.17×10^{-7}	6.63×10^{-8}	7.47×10^{-8}	4.34×10^{-8}	4.77×10^{-7}	3.62×10^{-7}
	40	Earlier ASME	0	0	1.05×10^{-7}	3.62×10^{-8}	1.99×10^{-8}	1.06×10^{-7}	1.09×10^{-7}	1.14×10^{-8}
		Current ASME	6.29×10^{-11}	2.64×10^{-11}	5.16×10^{-11}	1.93×10^{-11}	2.89×10^{-8}	4.67×10^{-7}	1.58×10^{-7}	3.85×10^{-8}
		MRP-250	1.18×10^{-7}	2.12×10^{-7}	5.79×10^{-7}	2.34×10^{-7}	1.49×10^{-7}	1.03×10^{-7}	9.78×10^{-7}	8.14×10^{-7}
	60	Earlier ASME	0	0	0	0	4.55×10^{-8}	9.74×10^{-7}	2.60×10^{-7}	8.80×10^{-8}
		Current ASME	3.22×10^{-10}	1.48×10^{-10}	3.12×10^{-10}	1.32×10^{-10}	6.15×10^{-10}	3.06×10^{-10}	3.98×10^{-7}	1.91×10^{-7}
		MRP-250	3.99×10^{-7}	1.83×10^{-7}	1.11×10^{-6}	5.91×10^{-7}	3.00×10^{-7}	2.33×10^{-7}	1.99×10^{-7}	1.75×10^{-7}
	100	Earlier ASME	0	0	0	0	3.17×10^{-7}	2.10×10^{-7}	1.91×10^{-7}	1.35×10^{-7}
		Current ASME	5.17×10^{-8}	3.40×10^{-8}	5.99×10^{-8}	3.77×10^{-8}	1.05×10^{-8}	5.95×10^{-8}	2.82×10^{-8}	2.26×10^{-8}
		MRP-250	0	0	1.80×10^{-8}	1.21×10^{-8}	1.11×10^{-8}	9.61×10^{-7}	7.17×10^{-8}	6.66×10^{-8}
Heat-up	60	Earlier ASME	2.08×10^{-9}	5.85×10^{-13}	7.09×10^{-9}	4.28×10^{-12}	2.39×10^{-7}	4.54×10^{-10}	1.39×10^{-8}	6.31×10^{-8}
		Current ASME	5.83×10^{-9}	1.00×10^{-10}	1.71×10^{-8}	2.52×10^{-10}	4.17×10^{-7}	7.24×10^{-8}	2.30×10^{-8}	6.99×10^{-8}
		MRP-250	2.59×10^{-8}	2.99×10^{-9}	7.82×10^{-8}	1.01×10^{-6}	2.01×10^{-8}	5.59×10^{-7}	1.19×10^{-7}	5.39×10^{-8}
	100	Earlier ASME	8.41×10^{-10}	0	3.15×10^{-8}	0	1.33×10^{-8}	8.88×10^{-12}	8.26×10^{-7}	1.28×10^{-10}
		Current ASME	2.29×10^{-9}	7.24×10^{-13}	7.51×10^{-8}	4.60×10^{-12}	2.42×10^{-7}	4.68×10^{-10}	1.45×10^{-8}	8.14×10^{-8}
		MRP-250	1.00×10^{-8}	4.25×10^{-10}	3.29×10^{-8}	1.67×10^{-8}	1.02×10^{-8}	1.23×10^{-7}	6.23×10^{-8}	1.50×10^{-8}

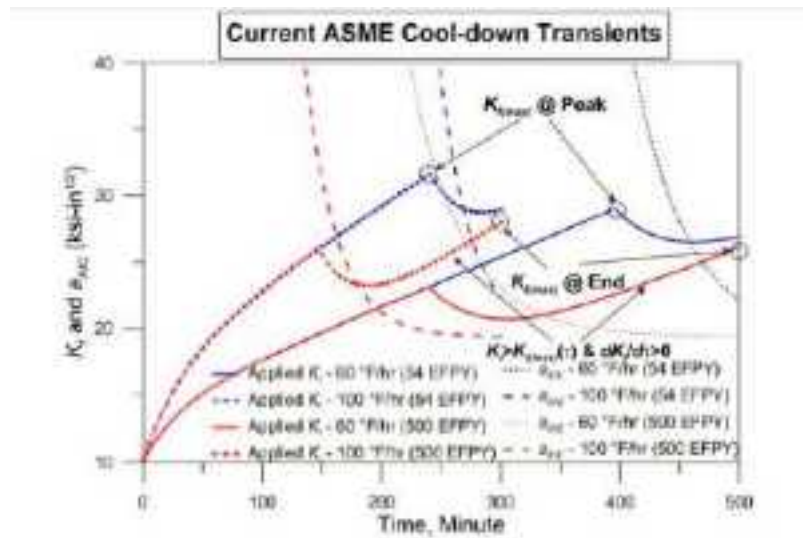


FIG. 8 THE DETERMINISTIC ANALYSIS RESULTS FOR A POSTULATED FLAW UNDER CURRENT ASME COOL-DOWN TRANSIENTS

図2.3.1-29 現行のASMEの停止時のP-T曲線による過渡事象を用いた場合の決定論解析結果
(PVP2015-45166⁷³より引用)

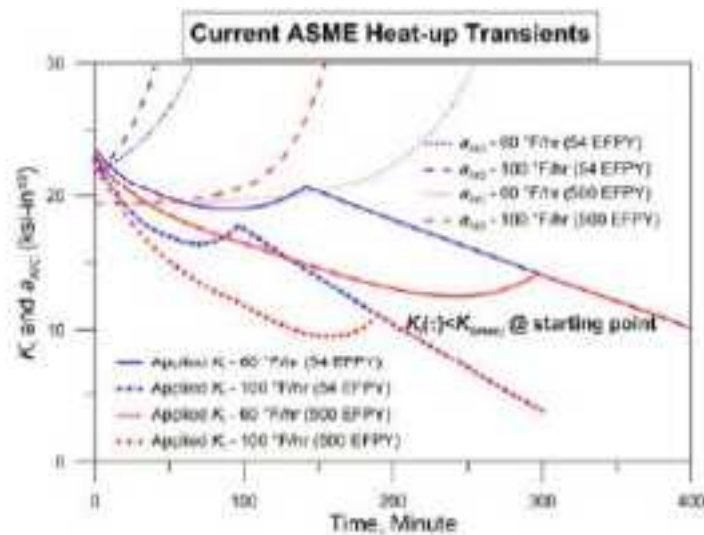


FIG. 9 THE DETERMINISTIC ANALYSIS RESULTS FOR A POSTULATED FLAW UNDER CURRENT ASME HEAT-UP TRANSIENTS

図2.3.1-30 現行のASMEの起動時のP-T曲線による過渡事象を用いた場合の決定論解析結果
(PVP2015-45166⁷³より引用)

(5) FAVOR 入力用亀裂分布データ

PFM 解析コード FAVOR では、内表面半楕円亀裂及び内部楕円亀裂を考慮することができる。いずれについても、亀裂深さ比、亀裂アスペクト比、亀裂密度を入力する必要がある。FAVOR の理論マニュアル⁵⁶に記載されている FAVOR で取り扱う亀裂形状の模式図を図 2.3.1-31 に示す。

FAVOR 入力用亀裂分布データを作成するためにオークリッジ国立研究所 (Oak Ridge National Laboratory、以下「ORNL」という。)によって開発された解析コードが VFLAW⁶³である。VFLAW は、供用されなかった RPV である Shoreham 及び PVRUF 等の破壊及び非破壊検査等の分析を踏まえて、亀裂寸法及び亀裂密度のデータを作成する機能を有する。NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³に示される、亀裂分布データのサンプルを図 2.3.1-32 から図 2.3.1-34 に示す。これは VFLAW の出力フォーマットであり、かつ FAVOR の入力フォーマットでもある。それぞれ、溶接部における内部亀裂、母材部における内部亀裂、表面亀裂のサンプルである。いずれのフォーマットにおいても、第 1 列は板厚に対する亀裂深さ比の 100 分率、第 2 列は亀裂密度、第 3 列以降は当該亀裂深さ比における各亀裂アスペクト比の 100 分率が示されている。これらのフォーマットの出力を得るための、VFLAW の入力のサンプルを、溶接部における内部亀裂、母材部における内部亀裂、表面亀裂についてそれぞれ図 2.3.1-35、図 2.3.1-36、図 2.3.1-37 に示す。また、これらの入力のサンプルに対するエコーを同様に図 2.3.1-38、図 2.3.1-39、図 2.3.1-40 に示す。VFLAW の入力においては、板厚、溶接方法種類の割合や補修溶接の有無、溶接ビード寸法の設定の他に、亀裂寸法及び亀裂密度について Shoreham あるいは PVRUF のいずれの傾向に基づくかの選択が必要となる。

米国代表 4 プラント内部亀裂について、母材部における密度を図 2.3.1-41 に、溶接部における密度を図 2.3.1-42 に示す。それぞれ、過年度において PASCAL による TWCF 計算に使用した、NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³に例示されている Oconee の 1 データを併せて示す。各亀裂深さに対して、5 パーセンタイル値、平均値、95 パーセンタイル値を示すが、各プラントの 1000 個の亀裂密度、すなわち計 4000 の亀裂密度の分布のデータから昇順に整理した場合のパーセンタイル値である。母材部では、亀裂深さ比 alt が 3% あるいは 4% の場合に密度にばらつきがみられるが、溶接部では亀裂深さ比が大きくなるとともに密度のばらつきがも大きくなることが分かる。

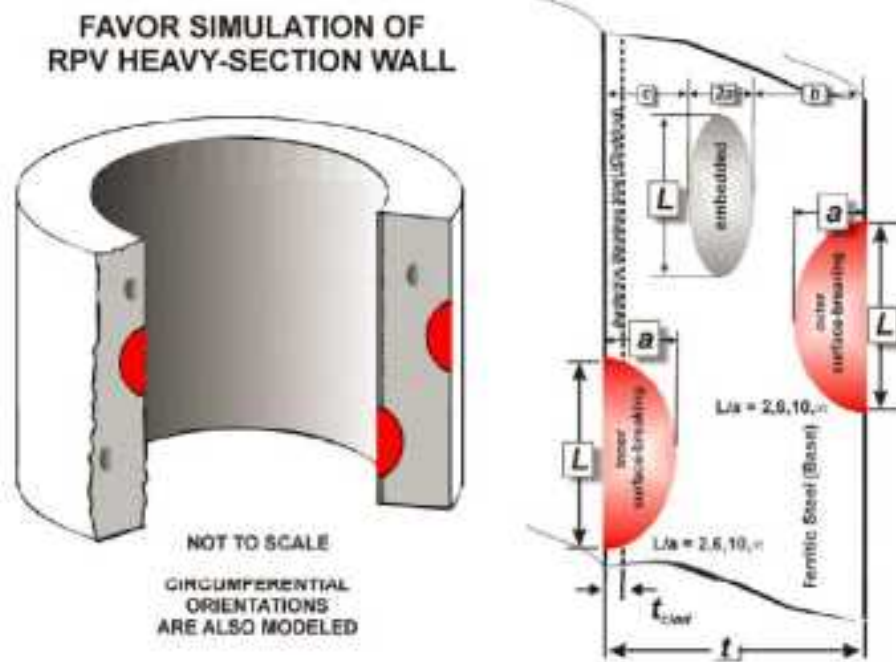


Fig. 4. Flaw models in FAVOR

図2.3.1-31 FAVORで取り扱う亀裂形状の模式図
(ORNL/TM-2012/567⁵⁶より引用)

FLAW DISTRIBUTION AND SEVERITY RANGES					
ID	FLAW/TYPE	2.5	4.5	10.0	DEFINITE
1	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
2	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
3	.00000E+00	47.482	21.769	5.884	7.817
4	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
5	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
6	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
7	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
8	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
9	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
10	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
11	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
12	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
13	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
14	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
15	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
16	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
17	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
18	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
19	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
20	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
21	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
22	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
23	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
24	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
25	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
26	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
27	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
28	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
29	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
30	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
31	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
32	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
33	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
34	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
35	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
36	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
37	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
38	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
39	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
40	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
41	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
42	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
43	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
44	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
45	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
46	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
47	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
48	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
49	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
50	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
51	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
52	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
53	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
54	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
55	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
56	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
57	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
58	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
59	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
60	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
61	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
62	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
63	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
64	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
65	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
66	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
67	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
68	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
69	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
70	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
71	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
72	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
73	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
74	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
75	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
76	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
77	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
78	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
79	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
80	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
81	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
82	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
83	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
84	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
85	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
86	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
87	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
88	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
89	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
90	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
91	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
92	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
93	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
94	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
95	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
96	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
97	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
98	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
99	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
100	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000

Figure 9-17 Data from Output File for Surface/Clad Flaw (1 ft² = 0.0292 m²)

図2.3.1-34 亀裂分布データのサンプル 表面亀裂
(NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³より引用)

```

OCONEE-1 OCTOBER 29, 2002 WELD FLAW/FT^2 SHOREHAM TRUNCATED
  3      1000      219.10      2      2      0      1      0.0
0.5700      2      1 4.76      1.0      25.4
0.0100      2      2 5.33      1.0      25.4
0.0200      2      3 3.56      1.0      50.8

```

Figure 9-8 Sample Flaw Distribution Input File for Weld Region

図2.3.1-35 溶接部の入力ファイル例
(NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³より引用)

```

OCONEE-1 OCTOBER 29, 2002 - BASE METAL FLAWS/FT^3
  2      1000      219.10      2      1      1      0.0
0.9300      1      1 6.5      1.0      11.00
0.0500      1      2 3.5      1.0      11.00
0.0200      1      3 3.5      1.0      11.00

```

Figure 9-12 Sample from Flaw Distribution Input File for Base Metal Region

図2.3.1-36 母材部の入力ファイル例
(NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³より引用)

```

OCONEE-1 CLAD OCTOBER 29, 2002 SINGLE LAYER FLAWS/FT^2
  1      1000      219.10      2      2      0      1      0.0
1.0000      1      4 4.77      1.0 4.77 25.4      1      200.0

```

Figure 9-15 Sample Flaw Distribution Input File for Surface/Clad Flaws

図2.3.1-37 表面亀裂の入力ファイル例
(NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³より引用)

```

GENERATION OF FLAW DISTRIBUTION INPUT FILE FOR THE ORNL FAVOR CODE

NAME OF REGION = OCONEE-1 OCTOBER 29, 2002 WELD   FLAW/FT^2   SHOREHAM
TRUNCATED

NUMBER OF SUBREGIONS =      3
UNCERTAINTY CALCULATION
NUMBER OF MONTE CARLO SIMULATIONS = 1000
VESSEL TOTAL WALL THICKNESS (MM) = 219.10
ENGLISH UNITS - FLAWS PER FT^2 OR FLAWS PER FT^3
WELD DENSITY OPTION - FLAWS PER UNIT AREA
BASE_METAL APPROXIMATION NOT USED

OUTPUT FILE REFORMATTED FOR INPUT TO ORNL FAVOR CODE

SUBREGION NUMBER  1
  VOLUME FRACTION = .9700
  SHOREHAM VESSEL PARAMETERS
  SAW (SUBMERGED METAL ARC WELD)
  BEAD SIZE (MM)   = 4.76
  FACTOR ON FLAW FREQUENCIES = 1.0000 (DEFAULT = 1.0)
  CLAD THICKNESS (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  CLAD BEAD WIDTH (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  NUMBER OF CLAD LAYERS = 0 (USED ONLY FOR CLAD)
  TRUNCATION ON FLAW DEPTH (MM) = 25.4000

SUBREGION NUMBER  2
  VOLUME FRACTION = .0100
  SHOREHAM VESSEL PARAMETERS
  SMAW (SHIELDED METAL ARC WELD)
  BEAD SIZE (MM)   = 5.33
  FACTOR ON FLAW FREQUENCIES = 1.0000 (DEFAULT = 1.0)
  CLAD THICKNESS (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  CLAD BEAD WIDTH (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  NUMBER OF CLAD LAYERS = 0 (USED ONLY FOR CLAD)
  TRUNCATION ON FLAW DEPTH (MM) = 25.4000

SUBREGION NUMBER  3
  VOLUME FRACTION = .0200
  SHOREHAM VESSEL PARAMETERS
  REPAIR WELD
  BEAD SIZE (MM)   = 3.56
  FACTOR ON FLAW FREQUENCIES = 1.0000 (DEFAULT = 1.0)
  CLAD THICKNESS (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  CLAD BEAD WIDTH (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  NUMBER OF CLAD LAYERS = 0 (USED ONLY FOR CLAD)
  TRUNCATION ON FLAW DEPTH (MM) = 50.8000

```

Figure 9-9 Sample from Flaw Distribution File for Weld Region (1 mm = 0.0394 in.)

図2.3.1-38 溶接部の出力エコーの例
(NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³より引用)


```

GENERATION OF FLAW DISTRIBUTION INPUT FILE FOR THE ORNL FAVOR CODE

NAME OF REGION = OCONNOR-1 OCTOBER 19, 1991 - BASE METAL   FLAWS/FT3

NUMBER OF SUBREGIONS =      3
UNCERTAINTY CALCULATION
NUMBER OF MONTE CARLO SIMULATIONS = 1000
VESSEL TOTAL WALL THICKNESS (MM) = 319.10
ENGLISH UNITS - FLAWS PER FT2 OR FLAWS PER FT3
WELD DENSITY OPTION - FLAWS PER UNIT VOLUME
BASE_METAL APPROXIMATION IS USED

OUTPUT FILE REFORMATTED FOR INPUT TO ORNL FAVOR CODE

SUBREGION NUMBER  1
  VOLUME FRACTION = .9300
  PVRVF VESSEL PARAMETERS
  SAW (SUBMERGED METAL ARC WELD)
  BEAD SIZE (MM)   = 6.50
  FACTOR ON FLAW FREQUENCIES = 1.0000 (DEFAULT = 1.0)
  CLAD THICKNESS (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  CLAD BEAD WIDTH (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  NUMBER OF CLAD LAYERS = 0 (USED ONLY FOR CLAD)
  TRUNCATION ON FLAW DEPTH (MM) = 11.0000

SUBREGION NUMBER  2
  VOLUME FRACTION = .0500
  PVRVF VESSEL PARAMETERS
  SMAW (SHIELDED METAL ARC WELD)
  BEAD SIZE (MM)   = 3.50
  FACTOR ON FLAW FREQUENCIES = 1.0000 (DEFAULT = 1.0)
  CLAD THICKNESS (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  CLAD BEAD WIDTH (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  NUMBER OF CLAD LAYERS = 0 (USED ONLY FOR CLAD)
  TRUNCATION ON FLAW DEPTH (MM) = 11.0000

SUBREGION NUMBER  3
  VOLUME FRACTION = .0200
  PVRVF VESSEL PARAMETERS
  REPAIR WELD
  BEAD SIZE (MM)   = 3.50
  FACTOR ON FLAW FREQUENCIES = 1.0000 (DEFAULT = 1.0)
  CLAD THICKNESS (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  CLAD BEAD WIDTH (MM) = .0000 (USED ONLY FOR CLAD)
  NUMBER OF CLAD LAYERS = 0 (USED ONLY FOR CLAD)
  TRUNCATION ON FLAW DEPTH (MM) = 11.0000

```

Figure 9-13 Sample Flaw Distribution Output File for Base Metal Region (1 mm = 0.0394 in.)

図2.3.1-39 母材部の出力エコーの例
(NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³より引用)

```

GENERATION OF FLAW DISTRIBUTION INPUT FILE FOR THE ORNL FAVOR CODE

NAME OF REGION = DOORKEE-1  CLAD  OCTOBER 29, 2002  SINGLE LAYER  FLAWS/FT^2

NUMBER OF SUBREGIONS = 1
UNCERTAINTY CALCULATION
NUMBER OF MONTE CARLO SIMULATIONS = 1000
VESSEL TOTAL WALL THICKNESS (MM) = 219.10
ENGLISH UNITS - FLAWS PER FT^2 OR FLAWS PER FT^3
WELD DENSITY OPTION - FLAWS PER UNIT AREA
BASE METAL APPROXIMATION NOT USED

OUTPUT FILE REFORMATTED FOR INPUT TO ORNL FAVOR CODE

SUBREGION NUMBER 1
VOLUME FRACTION = 1.0000
PVVUF VESSEL PARAMETERS
CLAD
BEAD SIZE (MM) = 4.77
FACTOR ON FLAW FREQUENCIES = 1.0000 (DEFAULT = 1.0)
CLAD THICKNESS (MM) = 4.7700 (USED ONLY FOR CLAD)
CLAD BEAD WIDTH (MM) = 25.4000 (USED ONLY FOR CLAD)
NUMBER OF CLAD LAYERS = 1 (USED ONLY FOR CLAD)
TRUNCATION ON FLAW DEPTH (MM) = 200.0000

```

Figure 9-16 Output File for Surface/Clad Flaws (1 mm = 0.0394 in.)

図2.3.1-40 表面亀裂の出力エコーの例
(NUREG/CR-6817、Rev.1⁶³より引用)

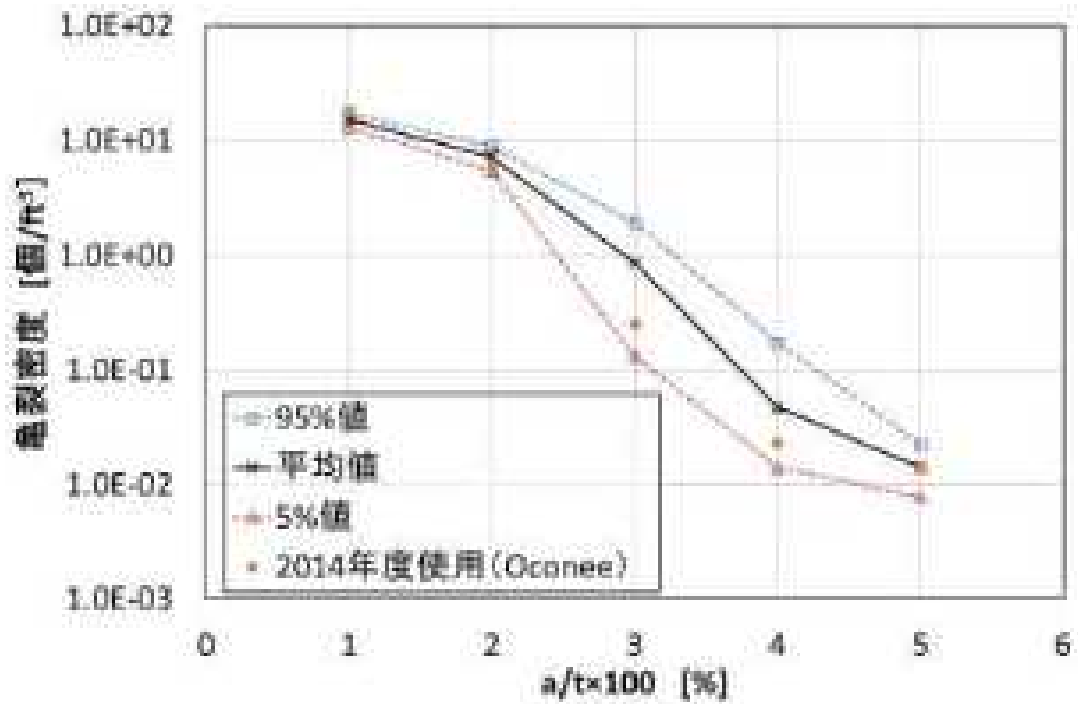


図2.3.1-41 米国代表4プラント 内部亀裂の密度 母材部

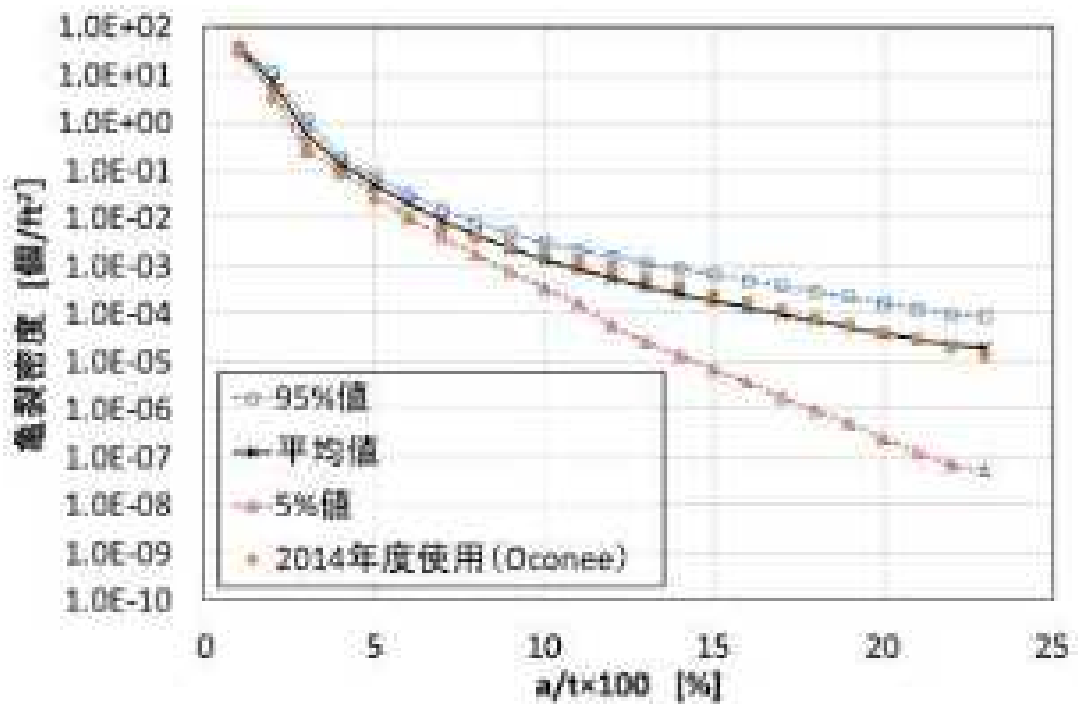


図2.3.1-42 米国代表4プラント 内部亀裂の密度内部亀裂 溶接部

2.3.2 活用方策の検討

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ため、PFM解析コード PASCAL3 を用いて得られる TWCF について、評価対象部位（軸方向溶接部、周方向溶接部、母材）、検査等による影響に関する比較分析を行った。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構（以下、「原子力機構」という。）で開発を進めている PASCAL は、RPV に 1 つの亀裂が存在し、過渡事象が発生した場合の条件付亀裂貫通確率を計算する PFM 解析コード PASCAL3、及び RPV 炉心領域の寸法、亀裂密度、過渡事象の発生頻度、PASCAL3 によって得られる条件付亀裂貫通確率等から TWCF を計算する PostPASCAL から構成される。

過年度は PASCAL を用いて亀裂位置や過渡事象、さらに非破壊検査を想定した亀裂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。本年度は、後述する標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータが整備されたことを踏まえ、PASCAL を用いて RT_{NDT} 初期値、非破壊検査を想定した亀裂密度の低下や亀裂分布の不確かさに関する感度解析を行うとともに、脆化予測に係る Mc 補正を考慮した解析等を行い、PFM 解析の規制基準への適用検討に資する知見を整理した。

(1) 解析ケース

本年度までに整備した標準的解析手法及び国内モデルデータを使用した基本ケースの他、本年度の解析では以下の 4 つの条件に着目した。標準的解析手法及び国内モデルデータの詳細については「2.4.2 標準的解析手法及び国内モデルデータ」を参照されたい。

- ・ RT_{NDT} 初期値
- ・ Mc 補正
- ・ 非破壊検査を想定した亀裂密度低下
- ・ 亀裂分布の不確かさ

解析ケース一覧を表 2.3.2-1 に示す。算出した TWCF の結果は、亀裂種類（表面亀裂・内部亀裂、母材部・溶接部、周・軸方向）及び過渡事象（大破断冷却材喪失事故（Large Break Loss of Coolant Accident、以下「LBLOCA」という。）、SBLOCA、MSLB、弁の開固着（Stuck-Open Valves、以下「SO」という。））ごとに整理した。基本ケース TWCF を亀裂種類及び過渡事象ごとに整理したものを表 2.3.2-2 に、全 TWCF に対する割合を示したものを表 2.3.2-3 に示す（表中で SO126 等の SO に続く数は PTS に対する確率論的リスク評価（Probabilistic Risk Assessment、以下「PRA」という。）のシーケンス分類を表す。）。基本ケースの詳細については、「2.5 機能喪失確率評価事例の整備」を参照されたい。

なお、本項「2.3.2 活用方策の検討」及び後述の「2.5 機能喪失確率評価事例の整備」に示す解析結果は、亀裂寸法が小さい場合に、サンプリング数の不足等が原因で条件付

亀裂貫通確率が 0 となるケースがあった。その際、PostPASCAL では非保守的な評価にならないように、条件付亀裂貫通確率の下限值を設定したうえで、TWCF を算出した。そのため、特に TWCF が 1×10^{-7} 程度あるいはそれ以下の値の場合は、その下限値の影響による誤差を含む可能性がある。

表2.3.2-1 解析ケース

	ケース	基本ケースからの変更	備考
0	基本ケース	-	標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ
1	RT _{NDT} 初期値	母材 - 15°C、- 30°C	TWCF に対する影響が大きいパラメータ
2	Mc 補正	Mc 補正を考慮	Mc 補正 - 3°C、平均予測誤差 - 0.3°C、予測法標準偏差 4.2°C
3	非破壊検査	亀裂密度減	Khaleel の論文等を参考
4	亀裂分布	95 パーセンタイル値	ケース 0~3 では TWCF の平均値を算出するのに対し、米国で評価指標に用いられる TWCF の 95 パーセンタイル値を算出

* Oconee、Beaver Valley、Palisades、Calvert Cliffs の 4 プラントの亀裂分布の不確かさを考慮

表2.3.2-2 TWCF 基本ケース[回/炉年]

		過渡事象							全 TWCF		
		LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130	
全亀裂		5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07	
表面亀裂		8.8E-13	7.7E-12	2.9E-11	1.4E-07	6.1E-09	9.7E-12	1.5E-09	7.6E-12	1.5E-07	
内部亀裂	母材部	軸	5.6E-08	2.9E-07	2.9E-07	5.7E-09	2.4E-09	3.4E-10	6.3E-10	7.5E-09	6.5E-07
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	3.3E-09	2.4E-10	4.0E-11	2.8E-10	3.3E-10	3.5E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.4E-12	2.9E-11	3.6E-12	1.3E-11	5.2E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	1.9E-09	2.2E-10	3.9E-11	3.9E-11	3.2E-10	3.2E-08

表2.3.2-3 全TWCFに対する割合 基本ケース[%]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			6.6	34.7	38.5	17.8	1.0	0.1	0.3	0.9	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	16.5	0.7	0.0	0.2	0.0	17.4
内部 亀裂	母材部	軸	6.4	33.3	33.2	0.7	0.3	0.0	0.1	0.9	74.8
		周	0.1	0.7	2.7	0.4	0.0	0.0	0.0	0.0	4.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1
		周	0.1	0.7	2.6	0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	3.7

(2) RT_{NDT} 初期値の影響

国内プラントのRPVにおいて、材料の RT_{NDT} 初期値の差異が認められることから、母材の RT_{NDT} 初期値を変更した解析を行う。基本ケースとの解析条件の比較を表 2.3.2-4 に示す。

RT_{NDT} 初期値を -15°C としたケースのTWCFを亀裂種類及び過渡事象ごとに整理したものを表 2.3.2-5 に、全TWCFに対する割合を示したものを表 2.3.2-6 に示す。同様に、 RT_{NDT} 初期値を -30°C としたケースの解析結果を表 2.3.2-7 及び表 2.3.2-8 に示す。また、本項において実施した各ケースと基本ケースのTWCFを比較した棒グラフを図 2.3.2-1 に示す。基本ケースと比較して、 RT_{NDT} 初期値を -15°C とすると全TWCFは1/5程度、 -30°C とすると全TWCFは1オーダー程度、それぞれ低下することが分かる。以上の結果から、 RT_{NDT} 初期値はTWCFの算出に際して、オーダーの影響を与えるパラメータであることが分かった。

参考のため、TWCFに寄与する過渡事象の割合の最大中性子照射量による変化をPASCALを用いて算出した結果を図 2.3.2-2 に示す。（ここで、図 2.3.2-2 の算出の際には、国内モデルデータの条件から、母材部のサンプル数を10万から1000万に変更しており、その計算結果の精度は本節の計算に較べて高いと考えられる。） RT_{NDT} 初期値を低下させた場合には、図 2.3.2-2 で照射量を低下させた場合と同様に、TWCFへのSOの寄与が増加することが予想されるが、本節の解析結果からその傾向は見られなかった。この原因として、 RT_{NDT} を低下させたケースではTWCFが低下し、 1×10^{-7} 程度となることから、(1)で述べた下限値の影響により、TWCFを十分な精度で計算出来ていない可能性がある。

表2.3.2-4 母材のRT_{NDT}初期値に関する解析条件

	基本ケース	RT _{NDT} 初期値
RT _{NDT} 初期値[°C]	-5	-15、-30

表2.3.2-5 TWCF[回/炉年] 母材のRT_{NDT}初期値: -15°C

			過渡事象							全 TWCF	
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130
全亀裂			2.6E-09	4.9E-08	8.0E-08	3.9E-08	2.6E-09	2.9E-10	5.6E-10	3.0E-09	1.8E-07
表面亀裂			8.8E-13	7.7E-12	2.9E-11	3.3E-08	1.3E-09	4.9E-14	2.5E-10	4.0E-13	3.4E-08
内部 亀裂	母材部	軸	1.2E-09	3.7E-08	3.4E-08	2.6E-09	8.5E-10	1.8E-10	2.2E-10	2.3E-09	7.8E-08
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	2.1E-09	2.3E-10	4.0E-11	5.0E-11	3.3E-10	3.3E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.4E-12	2.9E-11	3.6E-12	1.3E-11	5.2E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	1.9E-09	2.2E-10	3.9E-11	3.9E-11	3.2E-10	3.2E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-6 全TWCFに対する割合[%] 母材のRT_{NDT}初期値: -15°C

			過渡事象							全 TWCF	
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130
全亀裂			1.5	27.7	45.2	22.1	1.5	0.2	0.3	1.7	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	18.3	0.7	0.0	0.1	0.0	19.2
内部 亀裂	母材部	軸	0.7	20.7	19.0	1.4	0.5	0.1	0.1	1.3	43.8
		周	0.4	3.5	13.2	1.2	0.1	0.0	0.0	0.2	18.7
	溶接部	軸	0.0	0.1	0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.3
		周	0.4	3.4	12.8	1.1	0.1	0.0	0.0	0.2	18.1

表2.3.2-7 TWCF[回/炉年] 母材のRT_{NDT}初期値: -30°C

			過渡事象							全 TWCF	
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130
全亀裂			2.1E-09	1.9E-08	7.0E-08	8.4E-09	8.2E-10	1.7E-10	1.6E-10	1.3E-09	1.0E-07
表面亀裂			8.8E-13	7.7E-12	2.9E-11	2.4E-09	7.3E-11	4.9E-14	1.8E-11	4.0E-13	2.6E-09
内部 亀裂	母材部	軸	7.1E-10	6.6E-09	2.4E-08	2.0E-09	2.9E-10	6.5E-11	6.2E-11	5.9E-10	3.4E-08
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	2.0E-09	2.3E-10	4.0E-11	4.0E-11	3.3E-10	3.3E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.4E-12	2.9E-11	3.6E-12	1.3E-11	5.2E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	1.9E-09	2.2E-10	3.9E-11	3.9E-11	3.2E-10	3.2E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-8 全TWCFに対する割合[%] 母材のRT_{NDT}初期値: -30°C

			過渡事象							全 TWCF	
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130
全亀裂			2.1	18.7	68.6	8.2	0.8	0.2	0.2	1.2	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	2.4	0.1	0.0	0.0	0.0	2.5
内部 亀裂	母材部	軸	0.7	6.5	23.0	2.0	0.3	0.1	0.1	0.6	33.2
		周	0.7	6.2	23.0	2.0	0.2	0.0	0.0	0.3	32.4
	溶接部	軸	0.0	0.1	0.3	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.5
		周	0.7	6.0	22.3	1.9	0.2	0.0	0.0	0.3	31.4

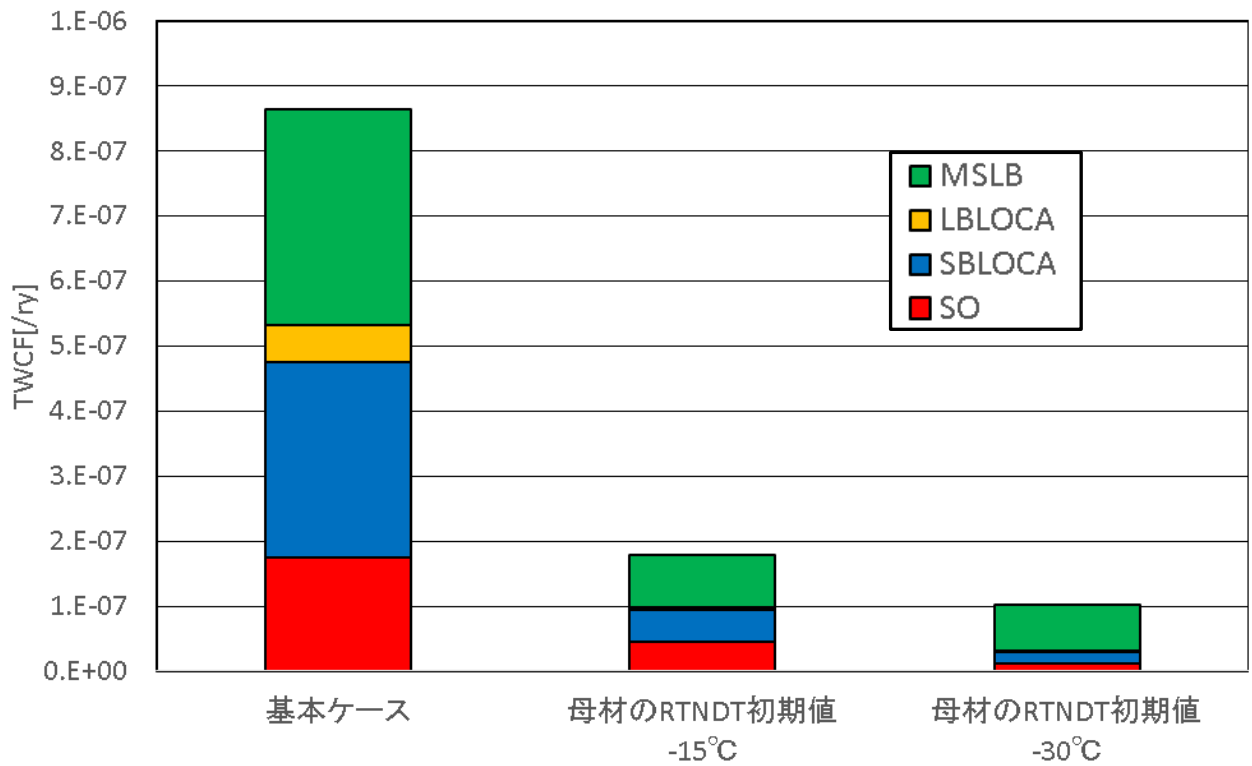


図 2.3.2-1 母材の RT_{NDT} 初期値の TWCF への影響

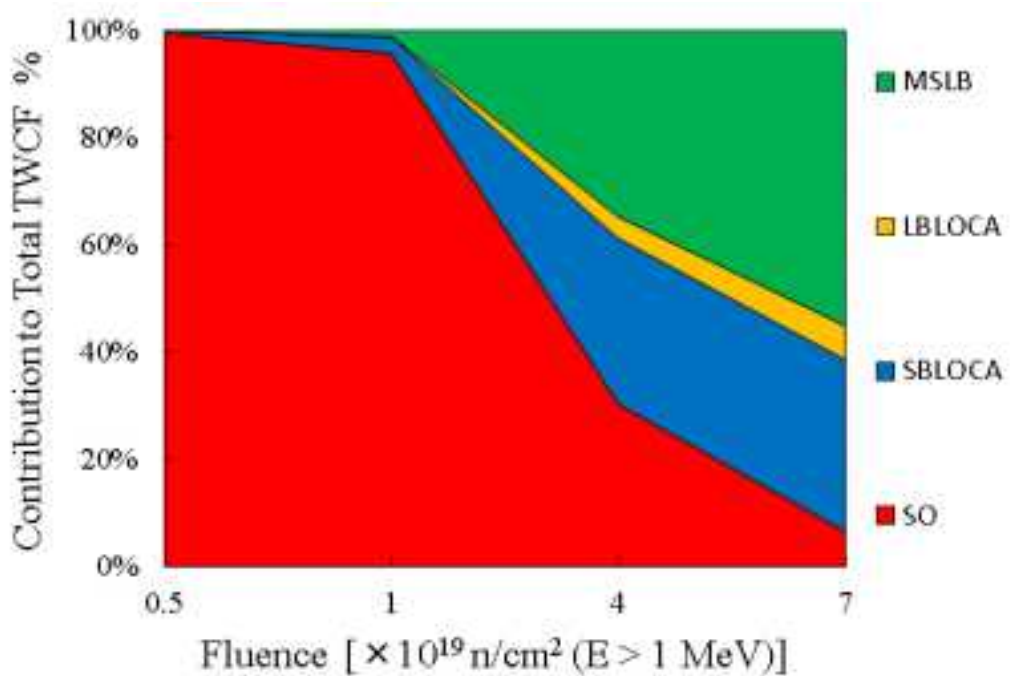


図 2.3.2-2 TWCF に寄与する過渡事象の割合の最大中性子照射量による変化

(3) Mc 補正の影響

選定した国内モデルデータは、国内の特定のプラントを想定したデータではなく、あくまで代表的な条件から選定したもの、あるいは国内 RPV を包絡するよう広範なデータとなることを念頭において、保守的な設定としたもの等が含まれる。一方で、本ケースでは、監視試験による ΔRT_{NDT} 実測値が 2 個以上ある場合に RT_{NDT} の調整値の算出に Mc 補正を適用できることを踏まえ、脆化予測に関連して Mc 補正の考え方を適用して解析を行った。基本ケースとの解析条件の比較を表 2.3.2-4 に示す。

Mc 補正のケースの TWCF を亀裂種類及び過渡事象ごとに整理したものを表 2.3.2-10 に、全 TWCF に対する割合を示したものを表 2.3.2-11 に示す。また、本項において実施したケースと基本ケースの TWCF を比較した棒グラフを図 2.3.2-3 に示す。基本ケースと比較して、Mc 補正のケースでは全 TWCF は 1/4 程度に低下する。以上により、Mc 補正の考え方を適用し、 RT_{NDT} やその予測値のばらつきを補正することで、TWCF が低減する可能性があることを確認した。

表2.3.2-9 Mc補正に関する解析条件

	基本ケース	Mc 補正
RT_{NDT} 初期値[°C]	-5	-5
Mc 補正[°C]	0	-3
平均残差[°C]	-1.1	-0.3
ΔRT_{NDT} の標準偏差[°C]	8.9	4.2

表2.3.2-10 TWCF Mc補正[回/炉年]

			過渡事象							全 TWCF	
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130
全亀裂			3.4E-09	7.5E-08	8.3E-08	4.7E-08	3.2E-09	3.3E-10	7.2E-10	4.1E-09	2.2E-07
表面亀裂			8.8E-13	7.7E-12	2.9E-11	3.9E-08	1.5E-09	4.9E-14	3.1E-10	4.0E-13	4.1E-08
内部亀裂	母材部	軸	2.0E-09	6.2E-08	3.7E-08	3.2E-09	1.2E-09	2.4E-10	2.9E-10	3.4E-09	1.1E-07
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	2.3E-09	2.3E-10	4.0E-11	6.8E-11	3.3E-10	3.3E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.3E-12	1.1E-11	1.5E-12	5.1E-12	5.0E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	1.9E-09	2.2E-10	3.9E-11	3.9E-11	3.2E-10	3.2E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-11 全TWCFに対する割合 Mc補正[%]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			1.6	34.5	38.5	21.6	1.5	0.2	0.3	1.9	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	18.2	0.7	0.0	0.1	0.0	19.1
内部亀裂	母材部	軸	0.9	28.7	17.0	1.5	0.6	0.1	0.1	1.6	50.4
		周	0.3	2.9	10.8	1.1	0.1	0.0	0.0	0.2	15.4
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.2
		周	0.3	2.8	10.5	0.9	0.1	0.0	0.0	0.1	14.8

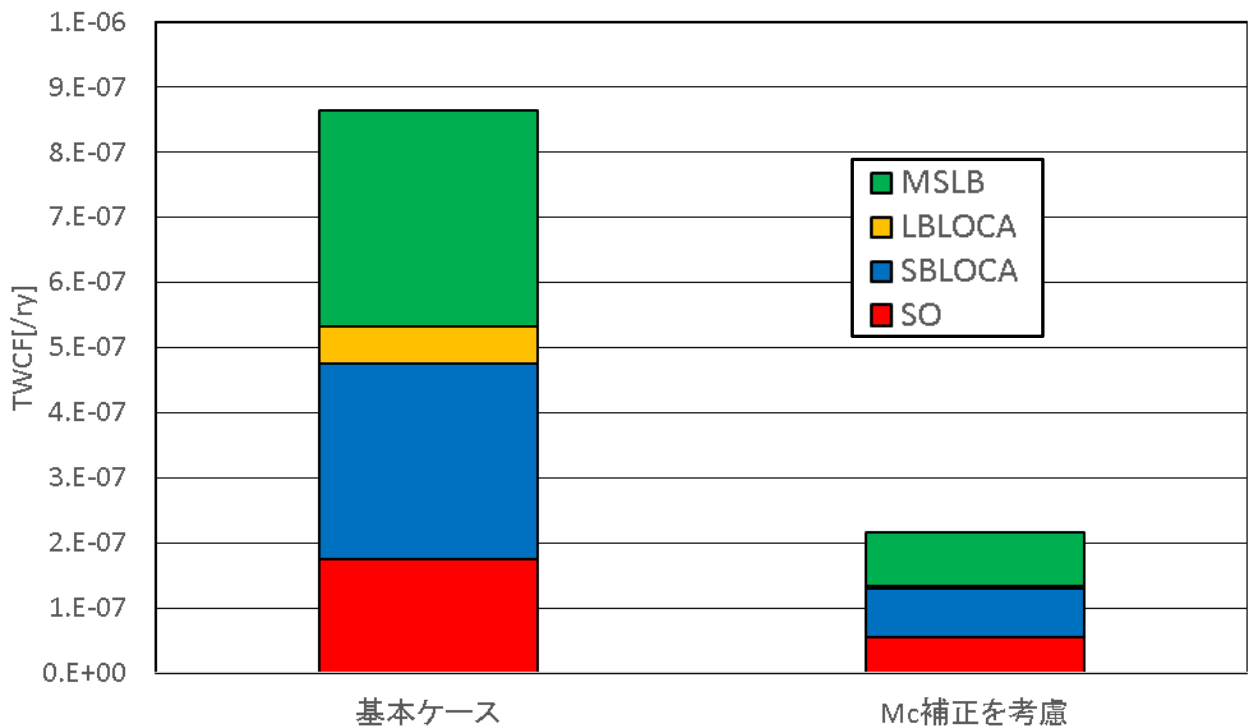


図 2.3.2-3 Mc 補正の考慮の有無による TWCF への影響

(4) 非破壊検査モデルを想定した亀裂密度低下

後述する標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータが整備されたことを踏まえ、検査精度の亀裂検出率に応じて亀裂密度を減少させた場合の TWCF を計算した。亀裂検出率について、表面亀裂に対しては、旧原子力安全基盤機構 (Japan Nuclear Energy

Safety Organization、以下「JNES」という。)のUTSプロジェクト⁷⁵等を参考に検出率は90%とした。また、内部亀裂に対しては、過年度と同様に以下のKhaleelモデル⁷⁶を適用した。

$$P_{ND}(a) = \varepsilon + \frac{1}{2}(1 - \varepsilon)\operatorname{erfc}\left(\sqrt{\ln\left(\frac{a}{a^*}\right)}\right) \quad (2.3.2-1)$$

Khaleelモデル⁷⁶のパラメータの例を表2.3.2-12に示す。このうち、AdvancedとVery goodの2ケースを用いることとする。ここで、Khaleelモデル⁷⁶では、内部亀裂の板厚方向位置により検出率が変化することを表すため式(2.3.2-1)に適切な因子を掛けて使用しているが、本ケースでは内部亀裂の板厚方向位置に対して検出率が変化しないことを仮定し、式(2.3.2-1)を全ての内部亀裂に適用することとした。

検査領域については、全領域及び照射量が高い領域25%程度を対象にした計2ケースとする。参考のため、国内モデルデータにおける各サブリージョンに対する中性子照射量分布⁷⁷を図2.3.2-4に示す。

検査精度をVery Good、検査領域を全領域としたケースのTWCFを亀裂種類及び過渡事象ごとに整理したものを表2.3.2-13に、全TWCFに対する割合を示したものを表2.3.2-14に示す。同様に、検査精度をAdvanced、検査領域を全領域とした場合を表2.3.2-15及び表2.3.2-16に、検査精度をVery Good、検査領域を高照射量領域とした場合を表2.3.2-17及び表2.3.2-18に、検査精度をAdvanced、検査領域を高照射量領域とした場合を表2.3.2-19及び表2.3.2-20に示す。また、本項において実施した各ケースと基本ケースのTWCFを比較した棒グラフを図2.3.2-5に示す。

基本ケースの全TWCFと比較して、検査領域を全領域とした場合の全TWCFは、検査精度をVery Goodとすると1/2程度に、検査精度をAdvancedとすると1/4程度に低下する。また、検査領域を高照射量領域とした場合は、検査領域を全領域とした場合に比べて1.1~1.3倍と僅かに高いTWCFとなる。以上により、中性子照射量が高い領域を重点的に検査することがTWCFに大きな影響を及ぼすことが分かった。

また、過渡事象ごとに基本ケースのTWCFからの変化を比較すると、LBLOCAのTWCFは検査精度をVery Goodとして検査領域を全領域とした場合に基本ケースの80%程度、検査精度をAdvancedとして検査領域を全領域とした場合に基本ケースの47%程度とな

⁷⁵ 独立行政法人 原子力安全基盤機構，“平成15年度 原子力発電施設検査技術実証事業に関する報告書（超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認に関するもの）”，(2004).

⁷⁶ 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).

⁷⁷ 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).

り、他の過渡事象と比較して、検査が TWCF へ及ぼす影響が小さい。この原因として、LBLOCA は表面亀裂が亀裂貫通に至る確率が低いため、内部亀裂の検査と比較して検出率が高い表面亀裂の検査の影響を受けないことが考えられる。もう一つの原因として、内部亀裂の検査では大きな亀裂の検出率が高く、小さな亀裂の割合が相対的に高くなる一方で、LBLOCA では RPV 内表面が急速に冷却されるため発生する熱応力が高く、小さな内部亀裂に対しても亀裂進展を引き起こす可能性が高いことが考えられる。

表2.3.2-12 Khaleelモデルのパラメータの例

Table 2
Parameters of POD curves for four performance levels

Inspection performance	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

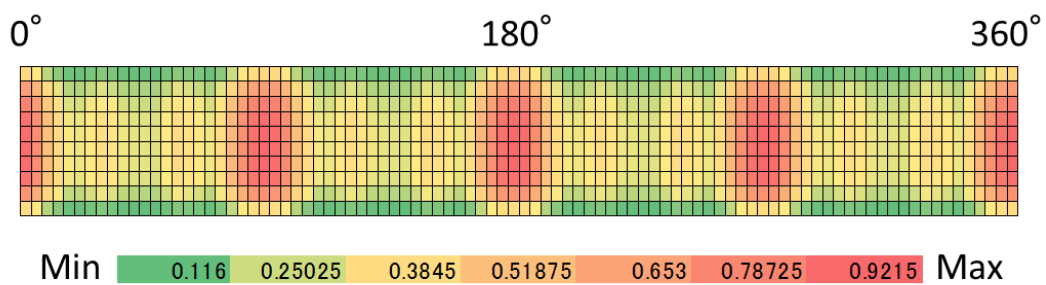


図 2.3.2-4 各サブリージョンに対する中性子照射量の割合

表2.3.2-13 TWCF[回/炉年] Very Good 全領域

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			4.6E-08	1.7E-07	2.0E-07	2.1E-08	1.7E-09	1.7E-10	5.2E-10	3.0E-09	4.5E-07
表面亀裂			8.8E-14	7.7E-13	2.9E-12	1.4E-08	6.1E-10	9.7E-13	1.5E-10	7.6E-13	1.5E-08
内部 亀裂	母材部	軸	4.5E-08	1.6E-07	1.6E-07	2.6E-09	6.5E-10	9.3E-11	1.8E-10	2.4E-09	3.7E-07
		周	6.5E-10	5.7E-09	2.1E-08	2.1E-09	2.1E-10	3.6E-11	1.5E-10	3.0E-10	3.1E-08
	溶接部	軸	9.9E-12	8.7E-11	3.3E-10	2.8E-11	3.2E-12	3.9E-12	9.0E-13	5.6E-12	4.6E-10
		周	6.6E-10	5.8E-09	2.2E-08	1.8E-09	2.1E-10	3.7E-11	3.7E-11	3.0E-10	3.0E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-14 全TWCFに対する割合[%] Very Good 全領域

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			10.4	38.5	45.3	4.7	0.4	0.0	0.1	0.7	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	3.2	0.1	0.0	0.0	0.0	3.4
内部 亀裂	母材部	軸	10.1	35.9	35.6	0.6	0.1	0.0	0.0	0.5	82.9
		周	0.1	1.3	4.8	0.5	0.0	0.0	0.0	0.1	6.8
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1
		周	0.1	1.3	4.8	0.4	0.0	0.0	0.0	0.1	6.8

表2.3.2-15 TWCF[回/炉年] Advanced 全領域

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			2.7E-08	5.4E-08	8.4E-08	1.8E-08	1.1E-09	7.9E-11	2.6E-10	9.0E-10	1.9E-07
表面亀裂			8.8E-14	7.7E-13	2.9E-12	1.4E-08	6.1E-10	9.7E-13	1.5E-10	7.6E-13	1.5E-08
内部 亀裂	母材部	軸	2.6E-08	4.6E-08	5.4E-08	1.2E-09	1.7E-10	2.7E-11	3.9E-11	4.8E-10	1.3E-07
		周	4.3E-10	3.7E-09	1.4E-08	1.2E-09	1.4E-10	2.4E-11	4.6E-11	2.0E-10	2.0E-08
	溶接部	軸	7.2E-12	6.4E-11	2.4E-10	2.0E-11	2.3E-12	5.0E-13	4.1E-13	3.4E-12	3.3E-10
		周	4.8E-10	4.2E-09	1.6E-08	1.3E-09	1.5E-10	2.7E-11	2.7E-11	2.2E-10	2.2E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-16 全TWCFに対する割合[%] Advanced 全領域

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			14.5	29.2	45.3	9.8	0.6	0.0	0.1	0.5	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	7.7	0.3	0.0	0.1	0.0	8.1
内部 亀裂	母材部	軸	14.0	24.8	29.1	0.7	0.1	0.0	0.0	0.3	69.0
		周	0.2	2.0	7.6	0.7	0.1	0.0	0.0	0.1	10.7
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.2
		周	0.3	2.3	8.5	0.7	0.1	0.0	0.0	0.1	12.0

表2.3.2-17 TWCF[回/炉年]Very Good 高照射量領域

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			4.7E-08	1.8E-07	2.1E-07	5.3E-08	2.8E-09	2.9E-10	8.1E-10	4.1E-09	4.9E-07
表面亀裂			1.7E-13	1.5E-12	5.6E-12	4.6E-08	1.4E-09	1.8E-12	3.4E-10	8.0E-13	4.8E-08
内部 亀裂	母材部	軸	4.6E-08	1.6E-07	1.6E-07	2.7E-09	9.4E-10	1.8E-10	2.7E-10	3.5E-09	3.8E-07
		周	6.6E-10	5.8E-09	2.2E-08	2.2E-09	2.1E-10	3.7E-11	1.5E-10	3.0E-10	3.1E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.4E-12	2.9E-11	3.6E-12	1.3E-11	5.2E-10
		周	6.6E-10	5.8E-09	2.2E-08	1.8E-09	2.1E-10	3.7E-11	3.7E-11	3.0E-10	3.1E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-18 全TWCFに対する割合[%] Very Good 高照射量領域

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			9.6	35.8	42.2	10.7	0.6	0.1	0.2	0.8	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	9.4	0.3	0.0	0.1	0.0	9.7
内部 亀裂	母材部	軸	9.3	33.5	33.4	0.5	0.2	0.0	0.1	0.7	77.7
		周	0.1	1.2	4.4	0.4	0.0	0.0	0.0	0.1	6.3
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1
		周	0.1	1.2	4.4	0.4	0.0	0.0	0.0	0.1	6.2

表2.3.2-19 TWCF[回/炉年]Advanced 高照射量領域

			過渡事象							全 TWCF	
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130
全亀裂			2.9E-08	6.2E-08	9.4E-08	5.0E-08	2.2E-09	2.2E-10	5.7E-10	2.3E-09	2.4E-07
表面亀裂			1.7E-13	1.5E-12	5.6E-12	4.6E-08	1.4E-09	1.8E-12	3.4E-10	8.0E-13	4.8E-08
内部 亀裂	母材部	軸	2.8E-08	5.4E-08	6.2E-08	1.5E-09	5.1E-10	1.3E-10	1.5E-10	1.8E-09	1.5E-07
		周	4.6E-10	4.0E-09	1.5E-08	1.3E-09	1.5E-10	2.5E-11	5.6E-11	2.1E-10	2.1E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.4E-12	2.9E-11	3.6E-12	1.3E-11	5.2E-10
		周	5.0E-10	4.4E-09	1.6E-08	1.4E-09	1.6E-10	2.8E-11	2.8E-11	2.3E-10	2.3E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-20 全TWCFに対する割合[%] Advanced 高照射量領域

			過渡事象							全 TWCF	
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71	SO97		SO130
全亀裂			12.0	25.9	39.0	20.9	0.9	0.1	0.2	0.9	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	19.1	0.6	0.0	0.1	0.0	19.9
内部 亀裂	母材部	軸	11.6	22.4	25.8	0.6	0.2	0.1	0.1	0.7	61.5
		周	0.2	1.7	6.2	0.6	0.1	0.0	0.0	0.1	8.8
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.2
		周	0.2	1.8	6.8	0.6	0.1	0.0	0.0	0.1	9.6

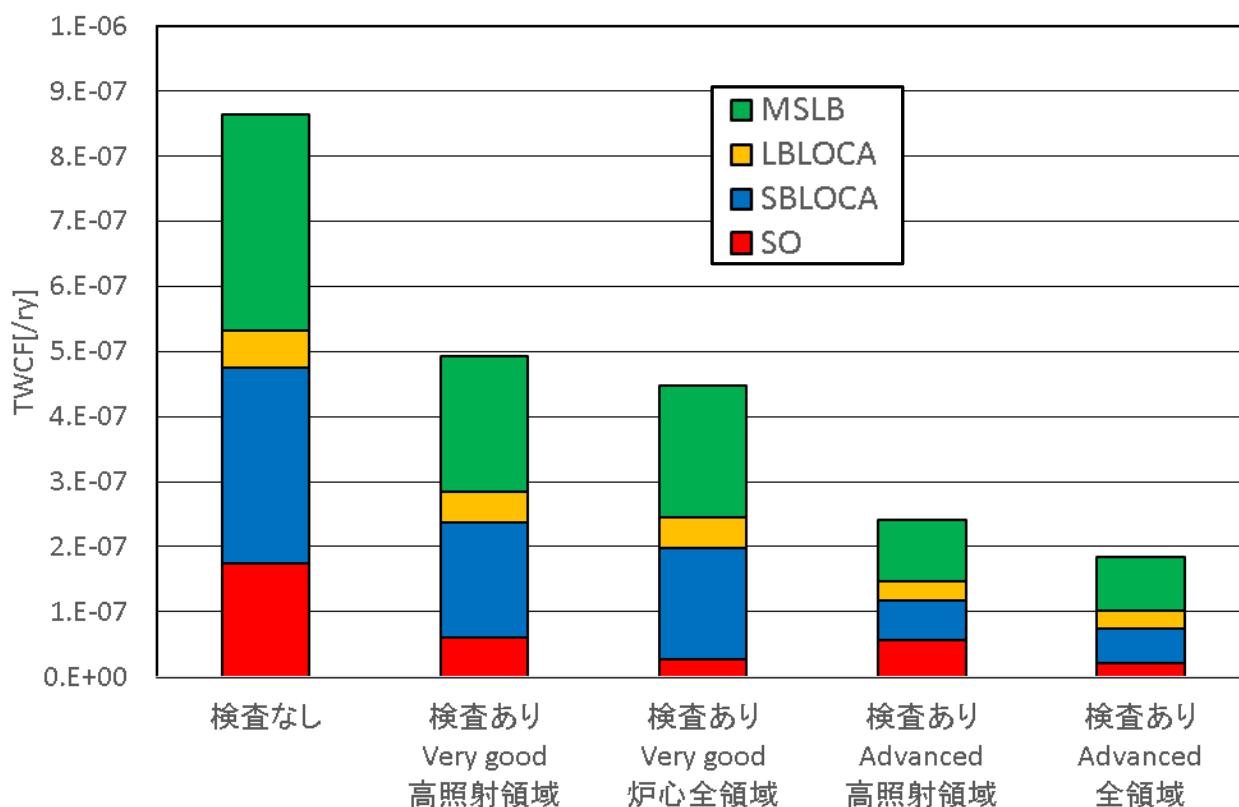


図 2.3.2-5 検査による TWCF への影響

(5) 亀裂分布の不確かさ

本年度は米国の亀裂分布を分析し、内部亀裂については Oconee、Beaver Valley、Palisades、Calvert Cliffs の 4 プラントの平均値を国内モデルデータとして選定したが、母材部における内部亀裂について図 2.3.2-6 に、溶接部における内部亀裂について図 2.3.2-7 に示すように、それぞれの亀裂深さに対して、亀裂の密度は分布を有している。将来的に、パラメータの不確かさを考慮した上で、信頼度を踏まえた健全性評価を行うことを念頭に、ここでは亀裂分布が不確かさを有すると仮定して 95 パーセンタイル値の亀裂密度を用いて TWCF を計算する。

このケースの TWCF を亀裂種類及び過渡事象ごとに整理したものを表 2.3.2-21 に、全 TWCF に対する割合を示したものを表 2.3.2-22 に示す。また、本項において実施したケースと基本ケースの TWCF を比較した棒グラフを図 2.3.2-8 に示す。

基本ケースと比較して、亀裂分布の不確かさを考慮して 95 パーセンタイルの亀裂密度を用いる場合は、全 TWCF は 2 倍近くとなった。過渡事象ごとの TWCF を基本ケースと比較すると、本ケースでは内部亀裂についてのみ不確かさを考慮したため、基本ケースの TWCF において、内部亀裂の寄与が大きい過渡事象ほど、亀裂分布の不確かさの影響が大きい傾向を示す。以上により、亀裂分布の不確かさが TWCF の計算結果に大きく影響することから、不確かさを考慮した健全性評価を行うことは重要な課題であると考え

られる。

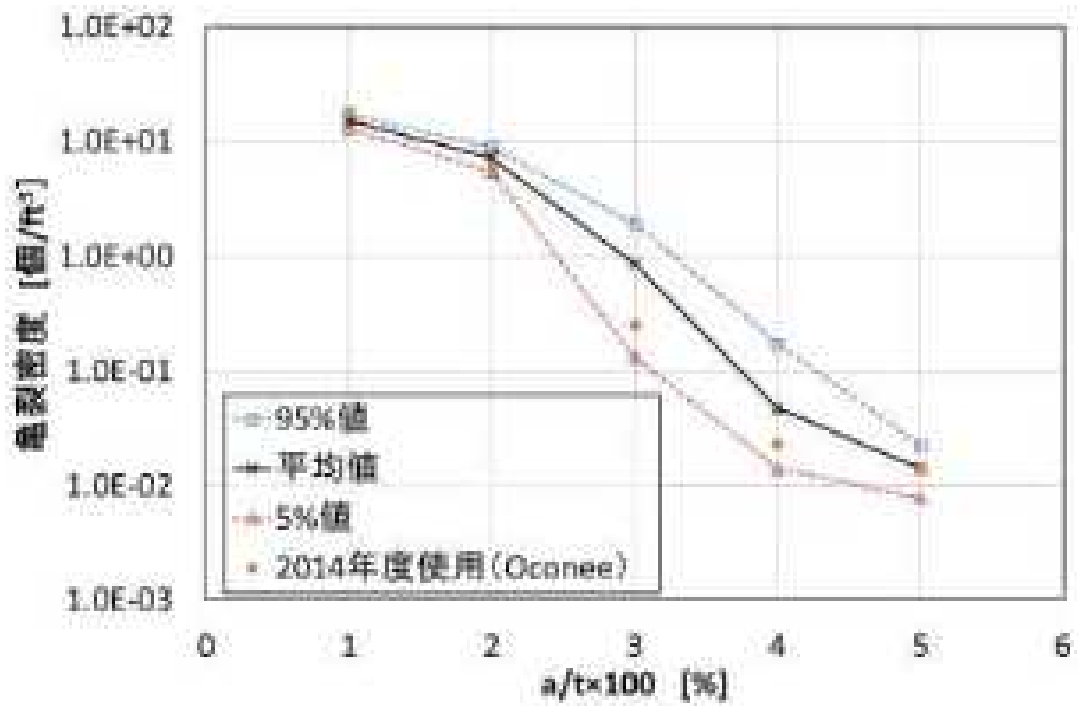


図2.3.2-6 米国代表4プラント 内部亀裂の密度 母材部

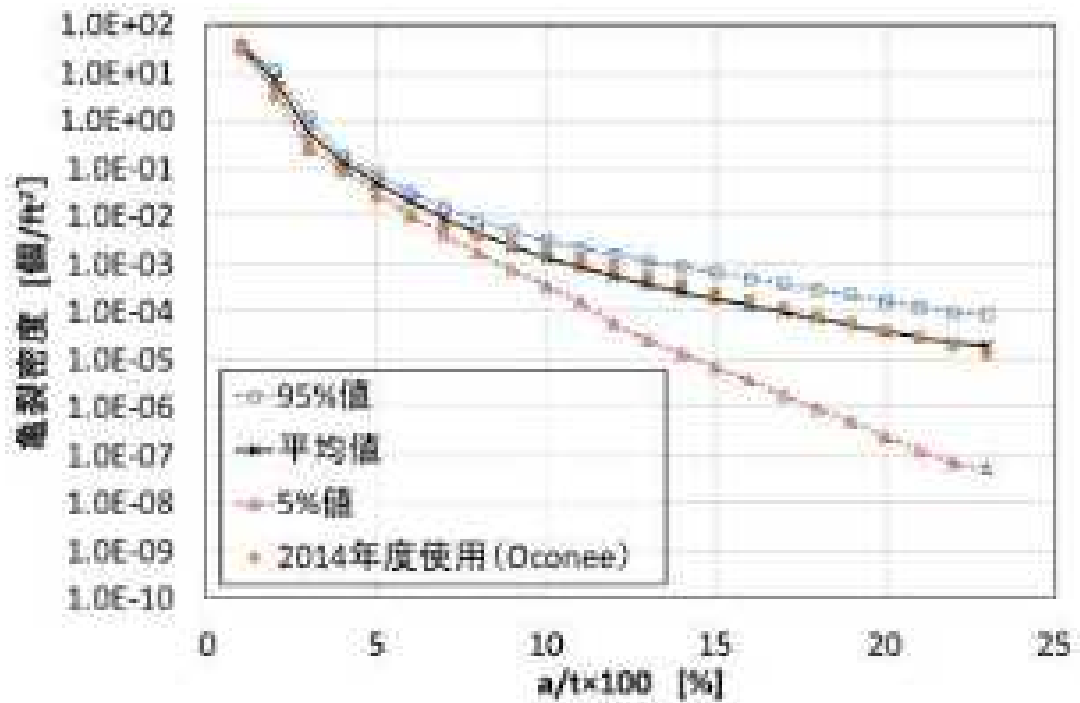


図2.3.2-7 米国代表4プラント 内部亀裂の密度 溶接部

表2.3.2-21 TWCF[回/炉年]（亀裂分布の不確かさを考慮）

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			8.3E-08	5.7E-07	6.0E-07	1.6E-07	1.2E-08	9.3E-10	3.5E-09	1.8E-08	1.4E-06
表面亀裂			8.8E-13	7.7E-12	2.9E-11	1.4E-07	6.1E-09	9.7E-12	1.5E-09	7.6E-12	1.5E-07
内部 亀裂	母材部	軸	8.1E-08	5.5E-07	5.5E-07	1.1E-08	5.2E-09	7.3E-10	1.4E-09	1.7E-08	1.2E-06
		周	8.7E-10	7.7E-09	2.9E-08	5.5E-09	3.1E-10	4.9E-11	5.5E-10	4.0E-10	4.4E-08
	溶接部	軸	1.2E-11	1.1E-10	4.1E-10	3.5E-11	4.0E-12	9.7E-11	1.2E-11	3.6E-11	7.1E-10
		周	8.2E-10	7.2E-09	2.7E-08	2.3E-09	2.6E-10	4.6E-11	4.6E-11	3.8E-10	3.8E-08
基本ケース 全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07

表2.3.2-22 全TWCFに対する割合[%]（亀裂分布の不確かさを考慮）

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			5.7	39.1	41.6	11.2	0.8	0.1	0.2	1.2	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	9.9	0.4	0.0	0.1	0.0	10.4
内部 亀裂	母材部	軸	5.6	38.1	37.8	0.8	0.4	0.1	0.1	1.2	83.9
		周	0.1	0.5	2.0	0.4	0.0	0.0	0.0	0.0	3.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
		周	0.1	0.5	1.9	0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	2.6

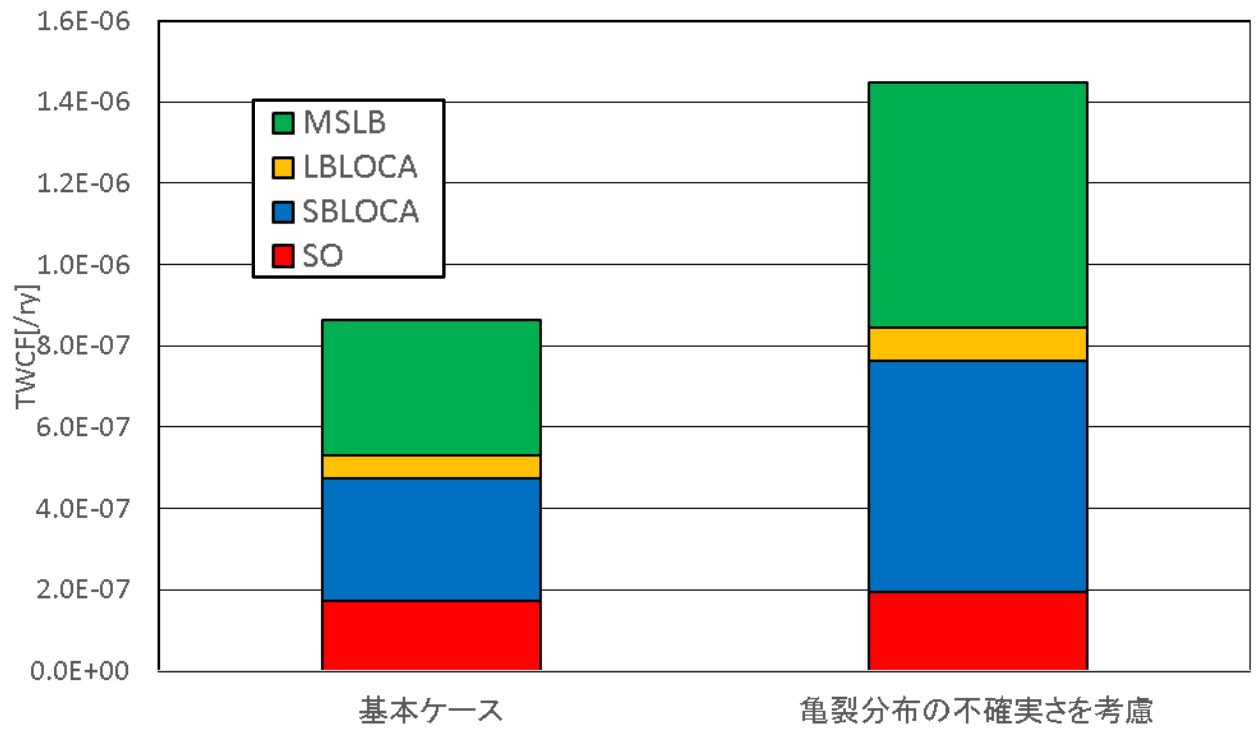


図 2.3.2-8 亀裂分布の不確かさによる TWCF への影響

2.4 確率論的評価手法の標準化に関する調査

2.4.1 標準的解析要領

過年度の標準的解析要領は、解析担当者がそれを参照することで PFM 解析を実施し、TWCF を算出できることを目的として整備された。具体的には、PFM 解析に関する基本事項を本文にまとめるとともに、解析に用いる評価モデルの代表例等を解説に記載した。

本年度は、用語の定義の拡充、表現の統一、解説の内容の追加及び更新等、記載の充実を図った。また、JEAC4206-2007¹の改定に関連する事項を追記した。また、後述する標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータの更新に伴う修正、及び PASCAL を用いた解析を踏まえた修正を行った。

(1) 標準的解析要領の枠組みと対象範囲

標準的解析要領の枠組みについて図 2.4.1-1 に、対象とする範囲を図 2.4.1-2 に示す。標準的解析要領は基本事項である本文とその詳細を説明する解説からなる。また、附属書には解析コードの信頼性確認方法の事例として、PASCAL の信頼性確認事例を記載するものとする。

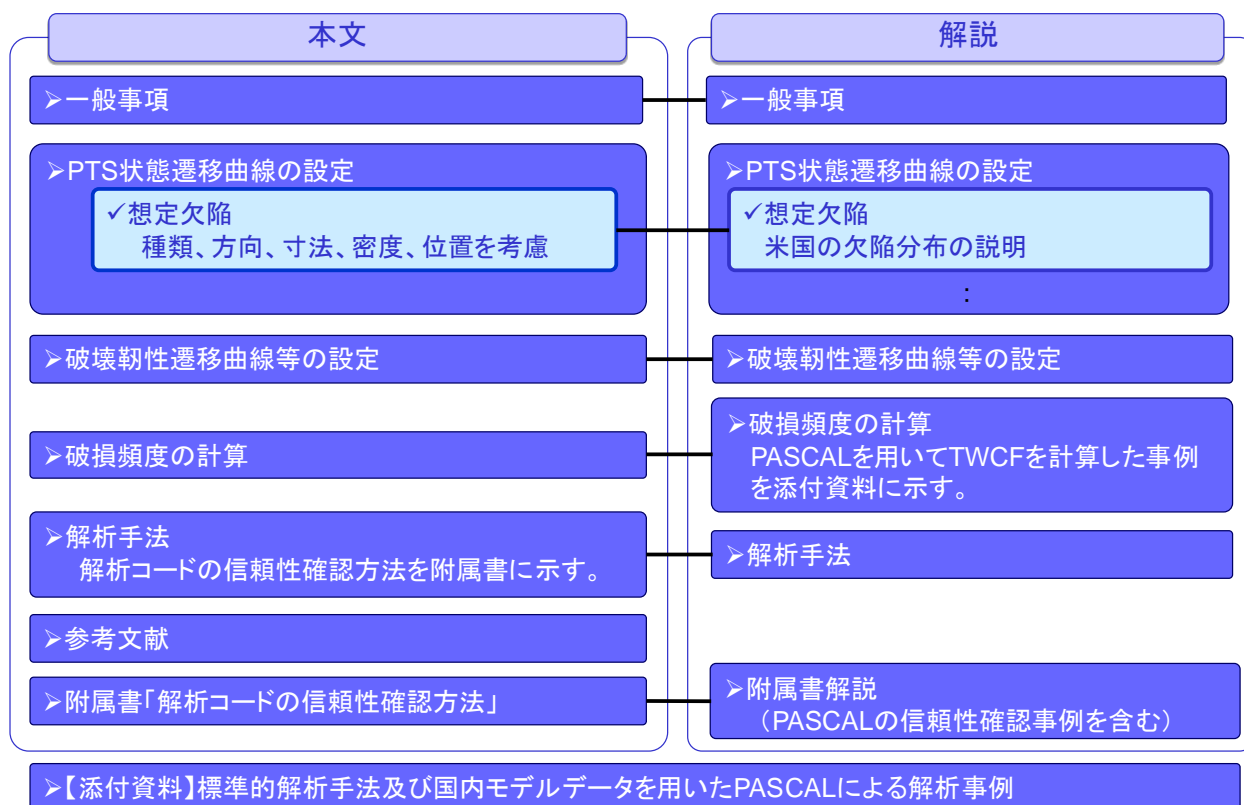


図 2.4.1-1 標準的解析要領の枠組み

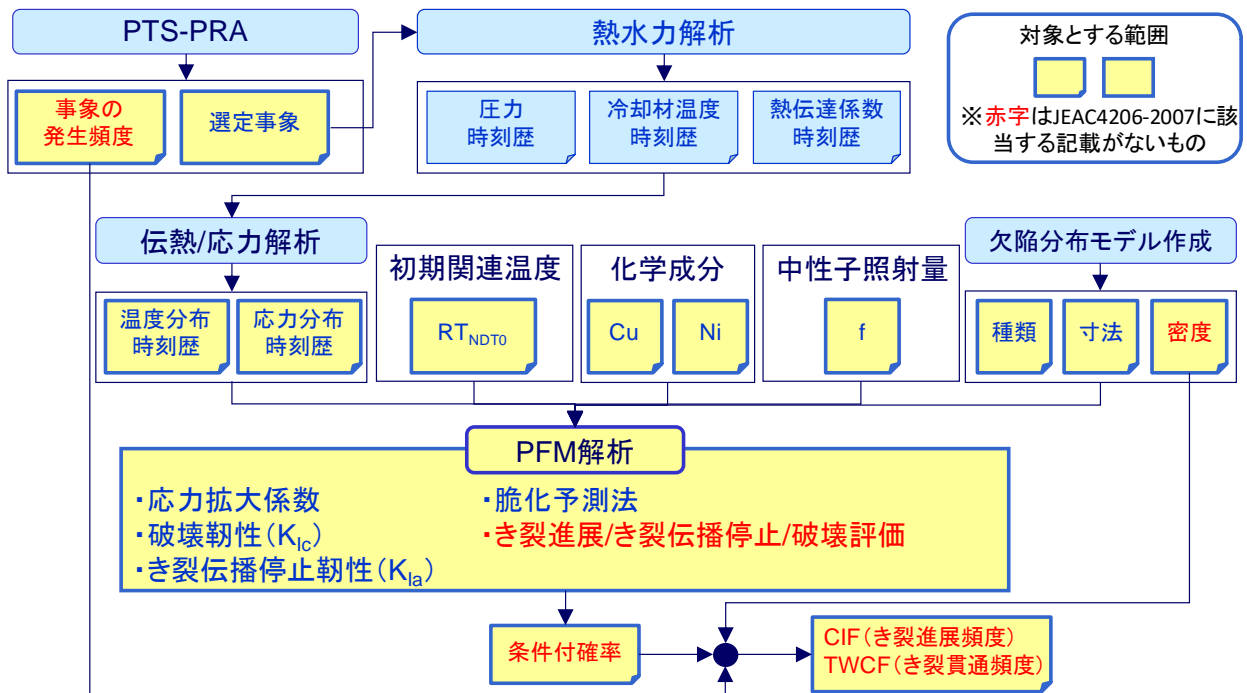


図 2.4.1-2 標準的解析要領の対象範囲

(2) 標準的解析要領の詳細

本年度整備した「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、参考論文及び図表も含まれる。標準的解析要領内の参考論文については、本節の参考論文を参照のこと。なお、グレーの網掛け部分は、現在改定が進められている JEAC4206 との対応箇所である。

1 一般事項

1.1 適用範囲

・ 本文

- ・ 本要領は、RPV の炉心領域部を対象に、加圧熱衝撃 (Pressurized Thermal Shock, PTS) 事象等の過渡事象中の非延性破壊について、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。

・ 解説

- ・ 本要領は、決定論的に非延性亀裂進展を防止するための健全性評価手法である JEAC4206-2007[1]附属書 C (JEAC4206-201X RF-4200) を参考に行っている。
- ・ より妥当な評価手法、あるいは新知見を適用できる場合は本要領の記載の限りではない。

1.2 用語の定義

・ 本文

- ・ 本項では、確率論的破壊力学解析手法に関連し、本要領で使用する用語について、その定義を記述する。
- ・ 確率論的破壊力学：構造物の破壊に影響する各因子が有するばらつきを考慮して、破壊力学に基づく評価を通じて構造物の破壊が発生する確率を定量的に評価する学問体系。
- ・ 確率変数：確率分布を有する影響因子。本要領では、構造物の破壊に影響する中性子照射量や破壊靱性等がそれにあたる。
- ・ モンテカルロ法：確率変数について乱数を用いたシミュレーションを多数行うことにより近似解を求める計算手法。
- ・ 亀裂：本要領では、破壊力学解析の対象である割れ等を「亀裂」と称する。
- ・ 亀裂進展確率：亀裂が進展する（以下、「亀裂進展」という）確率。なお、本要領において、亀裂進展とは脆性亀裂進展の発生を意味するが、必ずしも不安定破壊に至るものではない。モンテカルロ法を用いてシミュレーションする場合は、評価対象とするすべての亀裂のうち、進展と判定された亀裂が占める割合から求められる。
- ・ 亀裂貫通確率：亀裂が貫通する（以下、「亀裂貫通」という）確率。モンテカルロ法を用いてシミュレーションする場合は、評価対象とするすべての亀裂のうち、貫通と判定された亀裂が占める割合から求められる。
- ・ 亀裂進展頻度：RPVに想定する亀裂が供用1年あたりに進展する頻度。亀裂進展確率に過渡発生頻度を乗じた値に相当する。
- ・ 亀裂貫通頻度（TWCF: Through-Wall Cracking Frequency）：RPVに想定する亀裂が供用1年あたりに貫通する頻度。亀裂貫通確率に過渡発生頻度を乗じた値に相当する。
- ・ 破壊靱性：衝撃試験、落重試験等の破壊靱性試験により求められた値の呼称。本要領では、特別注釈を加えない限り、亀裂進展に係る破壊靱性を意味する。
- ・ 亀裂伝播停止破壊靱性：破壊靱性のうち、亀裂進展後の停止（アレスト）に寄与する破壊靱性。
- ・ 破損：想定亀裂の亀裂進展、亀裂貫通、あるいはその両方を意味する。

・ 解説

- ・ 「亀裂」について、本要領では、JEAC4206-2007[1]附属書 C C-3310 (JEAC4206-201X RF-4122) の”最大仮想欠陥”を引用する場合には、引用元の用語を踏襲している。

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[1]附属書 C (JEAC4206-201X RF-4200) を参考にしているため、現段階では加圧水型原子炉圧力容器を対象としている。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、本要領を参考とすることができる。

1.4 破損頻度計算手順の概要

・ 本文

・ 破損頻度計算手順の模式図を図 2.4.1-3 に示す。必要に応じて、複数の過渡事象、複数の亀裂種類等を考慮して RPV の破損頻度を計算する。

・ 図中に“*”で示したばらつきを有する主なパラメータについては、PFM 解析において確率分布として取り扱うか、または PFM 解析において離散的な数値として取り扱い、得られる結果に対して分布を考慮する等の処理を行ってもよい。

・ 解説

・ JEAC4206-2007[1]附属書 C では非延性亀裂進展を健全性評価の判定基準としている。本要領に基づく亀裂貫通頻度の計算に関して、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[1]附属書 C とほぼ同等である。一方、亀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。（JEAC4206-201X RF-4230 の詳細評価では非延性亀裂進展、高温予荷重効果を考慮した非延性亀裂進展、亀裂の板厚貫通を許容基準としている。本要領に基づく亀裂貫通頻度の計算においては、応力拡大係数、破壊靱性の算出、高温予荷重効果を考慮した亀裂進展判定、亀裂進展後の停止判定までの手順については JEAC4206-201X RF-4230 とほぼ同等である。）

・ 本要領は、PFM 解析コードを使用して破損頻度を計算することを前提としている。なお、RPV における PTS 事象等の過渡事象時の非延性破壊を対象とした代表的な PFM 解析コードとして、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構（Japan Atomic Energy Agency, JAEA）が開発している PASCAL[2]が挙げられる。主に国内の RPV を評価することを目的として各種機能が整備されており、条件付破損確率を計算する PASCAL3 と、破損頻度を計算する PostPASCAL から構成される。また、米国ではオークリッジ国立研究所（Oak Ridge National Laboratory, ORNL）が FAVOR[3]を開発している。FAVOR は、米国原子力規制委員会（Nuclear Regulatory Commission, NRC）による PTS 再評価プロジェクト[4]等において使用された。

2 PTS 状態遷移曲線の設定

2.1 事象の選定

・ 本文

- ・ 評価対象プラントにおいて、PTS 事象等の過渡事象中の非延性亀裂進展に伴う亀裂貫通頻度を評価する上で、適切な事象を選定する。
- ・ 当該事象が発生した場合の非延性亀裂進展による亀裂貫通の可能性だけでなく、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。例えば、内の事象を対象としたレベル 1 PRA に関する原子力学会標準[5]等に事象の選定方法に関する考え方が整理されている。ただし、内の事象を対象としたレベル 1 PRA に関する原子力学会標準の適用においては、炉心損傷を防止する観点から事象を選定しているが、本要領の適用にあたっては、非延性亀裂進展を防止する観点から事象を選定する必要がある。
- ・ JEAC4206-2007[1]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（Main Steam Line Break, MSLB）、小破断冷却材喪失事故（小破断 Loss-Of-Coolant Accident, 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。
（JEAC4206-201X RF-4230 の詳細評価では、“供用状態 C 及び D のうち、温度低下が大きい事象又は温度低下とともに圧力が高く維持される事象として、大破断冷却材喪失事故、小破断冷却材喪失事故及び主蒸気管破断事故を評価対象事象とする。”と規定されている。）
- ・ 米国 PTS 再評価プロジェクト[4]においては、PTS に対する PRA の結果に基づいて事象が選定されており[6]、パイロットプラントの事例では、一次系の弁の開固着（SO-1）時にも亀裂貫通頻度が得られている。米国 PTS 再評価プロジェクト[4]において計算された Beaver Valley Unit 1 における全 TWCF の評価事例を表 2.4.1-1 に示す。

2.2 温度分布の時刻歴

・ 本文

- ・ RPV の炉心領域部における一次冷却材温度及び流量の過渡変化から、RPV の板厚内における温度分布の時刻歴を評価する。

・ 解説

- ・ 国内 3 ループ RPV を想定した 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、発電設備技術検査協会の報告[7]に示されている。
- ・ 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 2.4.1-4,図 2.4.1-5,図 2.4.1-6 に示す[7]。また、米国 PTS 再評価プロジェクト[4]で計算された Beaver Valley Unit 1 における一次系の弁の開固着 SO126(Stuck Open valve, 126 は PTS に対する PRA のシーケンス分類番号)の冷却材温度及び圧力の時刻歴[8]を図 2.4.1-7 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 の圧力及び板厚内における温度分布の過渡変化から、RPV の板厚内における応力分布の時刻歴を評価する。

- ・解説

・国内 3 ループ RPV を想定した 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、発電設備技術検査協会の報告[7]に示されている。

・発電設備技術検査協会による MSLB、小破断 LOCA、大破断 LOCA の冷却材温度及び圧力の時刻歴を図 2.4.1-4,図 2.4.1-5,図 2.4.1-6 に示す[7]。また、米国 PTS 再評価プロジェクト[4]で計算された Beaver Valley Unit 1 における一次系の弁の開固着 SO126 (Stuck Open valve, 126 は PTS に対する PRA のシーケンス分類番号)の冷却材温度及び圧力の時刻歴[8]を図 2.4.1-7 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クラッド溶接による残留応力分布を考慮する。

- ・解説

・(JEAC4206-201X RF-4230 では、”母材についてはクラッド溶接による残留応力、溶接金属についてはクラッド溶接及び継ぎ手溶接による残留応力を考慮する。”と規定されている。)

・国内において、突合せ溶接及びクラッド溶接による残留応力評価の事例[9][10]がある。

・RPV を対象とした突合せ溶接から通常運転までの周方向残留応力分布の例を図 2.4.1-8 に示す。

2.5 想定亀裂

- ・本文

・亀裂の種類、方向、寸法、個数あるいは密度、位置を考慮して、適切な亀裂(分布)

を想定する。

- ・ JEAC4206-2007[1]附属書 C (JEAC4206-201X RF-4230) の最大仮想欠陥を適用してもよい。ただし、亀裂個数については考慮すること。
- ・ 米国 PTS 再評価プロジェクト[4]において適用された亀裂分布を参考にしてもよい。
- ・ 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[1]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亀裂を想定する。（JEAC4206-201X RF-4230 においては、“原子炉圧力容器炉心領域内面のクラッド下に深さ 10mm、長さ 60mm の半楕円欠陥を想定する。最大仮想欠陥の方向は、母材に対して軸方向、溶接金属に対して溶接線方向とする。原子炉圧力容器炉心領域に対する非破壊試験の結果、より小さな最大仮想欠陥を保証できる場合は、より小さな欠陥を最大仮想欠陥として用いてもよい。”と規定されている。）
- ・ 米国 PTS 再評価プロジェクト[4]においては、供用がキャンセルされた RPV の破壊・非破壊検査の結果を基に、専門家判断、亀裂分布作成コードの使用等を通じて、亀裂の寸法及び密度が設定された。現段階では、RPV の亀裂分布について、最も詳細なデータ及びプロセスを踏まえたものであると考えられる。FAVOR[3]に使用される亀裂分布の作成方法とサンプルデータについては報告書[11]にまとめられている。
- ・ FAVOR[3]における亀裂の取り扱いの概要を以下に示す。
- ・ 亀裂種類は、表面亀裂及び内部亀裂であり、表面亀裂は半楕円亀裂、内部亀裂は楕円亀裂として取り扱う。
- ・ 亀裂分布のデータとして、亀裂寸法と亀裂密度が使用される。亀裂寸法については、表面半楕円亀裂は深さ及び長さ（アスペクト比）、内部楕円亀裂は深さ、長さ（アスペクト比）、RPV 板厚方向位置が使用される。
- ・ 表面半楕円亀裂はクラッド溶接と同方向、突合せ溶接部における内部楕円亀裂は溶接方向と同方向、母材部における内部楕円亀裂は軸方向及び周方向に同程度の割合で存在すると仮定する。また、内部楕円亀裂はクラッド直下から、板厚の 3/8 までに一様に存在すると仮定する。
- ・ 亀裂の合体は考慮しない。
- ・ 検査の結果に基づき、想定する亀裂寸法、あるいは亀裂個数等の条件が設定できる場合は、その根拠を明確にすることにより、想定亀裂に反映してもよい。

2.6 応力拡大係数

・ 本文

- ・ 想定する RPV の幾何形状、想定する応力分布、想定する亀裂種類を踏まえて、応

力拡大係数 (K_I 、モード I の応力拡大係数) を評価する。

- ・弾性解析を用いる場合は、選定した事象中の応力分布と、溶接残留応力分布を重ね合わせて K_I を算出する。弾塑性解析を用いる場合は、その手法と根拠を明確にすること。
- ・亀裂進展に伴って、亀裂形状が変化する場合においても正しく評価できること。
- ・原則として、日本機械学会維持規格[12]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[12]の添付 E-5 応力拡大係数の算出には、平板における内部楕円亀裂、円筒における軸方向及び周方向表面半楕円亀裂、全周亀裂、軸方向に長い亀裂等に対する応力拡大係数算出式が規定されている。
- ・母材とクラッド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、あるいは線形重ね合せの原理に基づく手法等を用いる。
- ・CEA において開発された、クラッドを貫通した表面亀裂に対する応力拡大係数[13]における応力分布の取扱を図 2.4.1-9 に示す。また、PASCAL3[2]の重ね合わせ法の概念を図 2.4.1-10 に示す。
- ・(JEAC4206-201X RF-4220 では、”附属書 C の C-5000 に従って(4)で設定した最大仮想欠陥最深部における応力拡大係数 K_I を算出する。(3)の応力解析を有限要素法で実施する場合には、最大仮想欠陥をモデル化して最大仮想欠陥最深部における応力拡大係数を有限要素法により算出してもよい。”と規定されている。附属書 C の C-5000 には、クラッド直下の欠陥に対する応力拡大係数の計算例が示されている。)

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。
- ・亀裂先端の中性子照射量を設定する上で、板厚方向の減衰や RPV 内表面における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、JEAC4206-2007[1]附属書 C (JEAC4201-2007 [2013 年追補版] [16] B-2100) に規定されている評価式を使用してもよい。
- ・JEAC4206-2007[1]附属書 C (JEAC4201-2007 [2013 年追補版] [16] B-2100) に記載されている中性子照射量の減衰式を次式に示す (f : 亀裂先端における中性子照射量 [$\times 10^{19} \text{n/cm}^2$]、 f_0 : RPV 内表面における中性子照射量 [$\times 10^{19} \text{n/cm}^2$]、 a : 亀裂深さ [mm])。

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

- ・ 上式は、FAVOR[3]においても、保守的な評価結果を与えるものとして採用されている。
- ・ 米国及び台湾における RPV を対象とした PFM 解析[14]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 Unit 1 の RPV 内表面中性子照射量分布の例[4]を図 2.4.1-11 に示す。また、台湾 Maanshan Unit 1 の RPV 内表面における中性子束の相対値の例[14]を図 2.4.1-12 に示す。

3.2 化学成分

・ 本文

- ・ 評価対象プラントに対して、評価対象部位の材料に応じて適切な化学成分を設定する。材料のミルシート値または監視試験片の分析値を平均値として扱う。
- ・ 米国等の化学成分のばらつき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、例えば母材の場合、ミルシート値は代表値であり、板厚内にはある程度ばらつきがあると考えられることから、正規分布等にモデル化する。
- ・ FAVOR[3]では、米国のデータベース RVID[15]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亀裂先端の化学成分の設定について、1つ目の亀裂先端の化学成分を正規分布に基づいて設定した上で、2つ目以降の化学成分は1つ目の化学成分を基に、ロジスティック分布を用いて設定する、という手法が用いられている。母材及び鍛造材について、1つ目の亀裂先端の化学成分の標準偏差の推奨値は、Cu 及び Ni に対してそれぞれ 0.0073wt% 及び 0.0244wt% とされている。

3.3 関連温度

・ 本文

- ・ 評価対象プラントに対して、評価対象部位の材料に応じて適切な関連温度 (RT_{NDT}) の初期値を設定する。
- ・ 中性子照射効果 (ΔRT_{NDT}) については、JEAC4201-2007[2013 年追補版][16]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][16]の脆化予測法では、公称照射温度、中性子束、Cu 含有率、Ni 含有率、中性子照射量（あるいは EFPY）に対応した ΔRT_{NDT} の予測値が表形式で与えられている。JEAC4201-2007[2013 年追補版][16]によれば、“標準

材を除く国内監視試験データのみの予測誤差（標準偏差 9.5°C、平均予測誤差 -1.1°C）”と分析されている。

- ・ FAVOR[3]では、Regulatory Guide 1.99 Rev2 の手法、あるいは Eason の手法等から算出されるシャルピー遷移温度のシフトを用いて破壊靱性シフトを求め、 ΔRT_{NDT} 予測値を決定する。
- ・ RT_{NDT} 初期値について、米国の 10CFR50.61[17]では、測定値がある場合には、試験法の精度でそのばらつきを決める。また、測定値がなく、溶接金属の一般的な平均値を使用する場合には 17° F（9.4°C）を用いることとしている。（実際の評価では、実測値がある場合には標準偏差は 0 としている。）

3.4 破壊靱性

・ 本文

- ・ 評価対象プラントに対して、適切な破壊靱性 (K_{Ic}) 曲線を設定する。原則として、国産の鋼材に対する K_{Ic} 曲線を使用すること。
- ・ 米国等の K_{Ic} 曲線を参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。

・ 解説

- ・ JAEA が整備した国産鋼材のデータに基づく K_{Ic} 曲線（ワイブル分布）[19]を次式に示す。

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

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

$$b_{K_{Ic}}(\Delta T) = 12.39 + 89.29 \exp[0.0146(\Delta T)] [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}]$$

$$c_{K_{Ic}}(\Delta T) = 2.93 + 0.80 \exp[0.0432(\Delta T)]$$

$$\Delta T = T - RT_{NDT} [\text{°C}]$$

- ・ FAVOR[3]の K_{Ic} 曲線を次式に示す。詳細は参考文献[3]を参照のこと。

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

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

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

$$\Delta T_{RELATIVE} = T(\tau) - RT_{NDT}(r, \dots) \quad [\text{°F}]$$

3.5 亀裂伝播停止靱性

・ 本文

- ・ 評価対象プラントに対して、適切な亀裂伝播停止靱性 (K_{Ia}) 曲線を設定する。原則として、国産の鋼材に対する K_{Ia} 曲線を使用すること。
- ・ 米国等の K_{Ia} 曲線を参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。

・ 解説

- ・ JAEA が整備した国産鋼材及び米国鋼材のデータに基づく K_{Ia} 曲線（対数正規分布）[19]を次式に示す。

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

$$\sigma_{\ln(K_{Ia})} = 0.121$$

$$K_{Ia}(\Delta T) = 34.87 + 42.97 \exp[0.0187(\Delta T)] [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}]$$

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

- ・ FAVOR[3]の K_{Ia} 曲線を次式に示す。詳細は参考文献[3]を参照のこと。

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

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

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

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

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

- ・ PASCAL3[2]では、 K_{Ic} との相関について考慮することができる。

4 破損頻度の計算

4.1 亀裂進展

・ 本文

- ・ K_I が K_{Ic} を超える場合に、亀裂進展と判定する。ただし、高温予荷重効果を考慮し、 K_I が減少している過程においては、亀裂は進展しないこととする。また、その後の再加圧等により K_I が増加する場合には、適切な手法を用いて高温予荷重効果を考慮してもよい。
- ・ 亀裂進展と判定された場合、その亀裂の寸法は、より大きなものを設定する。

・ 解説

- ・ (JEAC4206-201X RF-4230 の詳細評価では、非延性破壊発生に関する許容基準 ($K_{Jc} > K_I$) を満足しない場合に、高温予荷重効果を考慮した非延性破壊発生に対する許容基準として、”冷却過程で応力拡大係数が単調減少している時間域 ($dK_I/dt < 0$) を除外した最大仮想欠陥最深部における PTS 状態遷移曲線 (K_I) と評価時期の最大仮想欠陥最深部の照射条件に対応する破壊靱性遷移曲線 (K_{Jc}) とを比較し、両者が交差しないこと ($K_{Jc} > K_I$) 。”と規定されている。)
- ・ その後の再加圧等により K_I が増加する場合の高温予荷重効果に係る手法として、次式の ACE モデルが提案されている。
$$K_{FRAC}^{ACE} = \max\{K_{Ic}; \min\{K_{WPS}; K_2 + K_{WPS}/2\}\}$$
- ・ ここで、 K_{FRAC}^{ACE} 、 K_{Ic} 、 K_{WPS} 及び K_2 はそれぞれ ACE モデルの有効破壊靱性、再加圧時の破壊靱性、荷重履歴中の応力拡大係数の最大値、荷重履歴中の応力拡大係

数の最小値である。この ACE モデルは試験との比較を通じて検証が進められており、有効破壊靱性が試験結果よりも小さく、保守的な評価となることが確認されている[20]。

- ・ FAVOR[3]では、表面半楕円亀裂の場合は最深点を、内部楕円亀裂の場合は内表面側の点を進展評価点とし、進展と判定された場合は全周亀裂、あるいは軸方向に長い亀裂に置き換える。PASCAL3[2]はこの機能に加えて、半楕円あるいは楕円形状を維持したまま、亀裂の寸法を大きくする等の機能を有する。

4.2 亀裂伝播停止

- ・ 本文

- ・ 亀裂進展と判定された後の亀裂に対して、 K_I を算出する。その状態において評価点の K_{Ia} を算出し、 K_I が K_{Ia} を下回る場合に、亀裂伝播停止と判定する。
- ・ 伝播停止しない場合、より大きな亀裂とみなして伝播停止の判定を行う。これを亀裂貫通に至るまで行う。
- ・ 亀裂伝播停止する場合には、その後の時刻において、4.1 に従う亀裂進展及び進展した亀裂の伝播停止の有無を判定する。

- ・ 解説

- ・ (JEAC4206-201X RF-4230 の詳細評価では、高温予荷重効果を考慮した非延性破壊発生に対する許容基準を満足しない場合に、亀裂の板厚貫通有無に対する許容基準として、“容器の板厚内で亀裂の伝播が停止すること。”と規定されている。
- ・ JEAC4206-201X RF-4230 の詳細評価の解説では、亀裂伝播”停止が生じた場合には、停止した時刻以降の PTS 事象に対して非延性破壊の再発生及び塑性崩壊の有無を評価すること”としている。

4.3 亀裂貫通

- ・ 本文

- ・ 亀裂深さが適切なしきい値に達した状態、あるいは塑性崩壊と判定される状態を亀裂貫通として評価する。

- ・ 解説

- ・ (JEAC4206-201X RF-4230 の詳細評価では、“亀裂の伝播が停止する位置が厚さの75%を超える場合には容器の板厚を貫通すると評価する。”と規定されている。)
- ・ 日本機械学会維持規格[12]の添付 E-5 (応力拡大係数の算出) の表面亀裂に対する応力拡大係数算出式の補正係数は、亀裂深さ比 a/t (a : 亀裂深さ、 t : 板厚) について、最大 $a/t=0.8$ まで与えられている。

4.4 条件付亀裂進展確率

- ・ 本文

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

4.5 条件付亀裂貫通確率

- ・ 本文

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

4.6 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があればそれを適用してもよい。
・ 米国等の過渡事象の発生頻度を参考にしてもよい。
・ これらの場合、発生頻度導出の根拠を明確にすること。

- ・ 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[4]で計算された代表 3 プラントである Oconee、Beaver Valley、Palisades における代表的な過渡事象の発生頻度を図 2.4.1-13 に示す。

4.7 亀裂進展頻度

- ・ 本文

・ 条件付亀裂進展確率に対して亀裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとに亀裂進展確率を評価する。
・ これに各過渡事象の発生頻度を乗じた上で、選定されたすべての過渡事象に対して総和をとることにより、評価対象プラントの亀裂進展頻度として評価する。

- ・ 解説

・ RPV に対する亀裂進展確率の算出において、亀裂の個数を考慮する場合、亀裂（表面/内部、軸/周）は同時に存在するため、1つの亀裂も進展しない確率を求めて、1から減ずる。
・ 過渡事象は独立に発生するため、過渡事象ごとに求めた亀裂進展確率に発生頻度を乗じた上で、それらの総和をとることにより、亀裂進展頻度を求める。

4.8 亀裂貫通頻度

- ・ 本文

- ・条件付亀裂貫通確率に対して亀裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとに亀裂貫通確率を評価する。
- ・これに各過渡事象の発生頻度を乗じた上で、選定されたすべての過渡事象に対して総和をとることにより、評価対象プラントの亀裂貫通頻度として評価する。

・解説

- ・RPV に対する亀裂貫通確率の算出において、亀裂の個数を考慮する場合、亀裂（表面/内部、軸/周）は同時に存在するため、1つの亀裂も貫通しない確率を求めて、1から減ずる。
- ・過渡事象は独立に発生するため、過渡事象ごとに求めた亀裂貫通確率に発生頻度を乗じた上で、それらの総和をとることにより、亀裂貫通頻度を求める。
- ・米国 PTS 再評価プロジェクト[4]では、亀裂貫通頻度 10^{-6} 回/炉年が許容基準として使用された。
- ・NUREG-1806[4]によれば、TWCF を RPV 破損頻度（Reactor Vessel Failure Frequency, RVFF）とみなすと、RVFF の許容基準 RVFF*と米国の規制基準の数値の対応は次のようになる。
- ・RVFF* = 5×10^{-6} /炉年 : Regulatory Guide 1.154 の推奨値
- ・RVFF* = 1×10^{-5} /炉年 : Regulatory Guide 1.174 の炉心損傷頻度（Core Damage Frequency, CDF）のガイドライン、及びリスク情報を活用した 10CFR50 のオプション 3 のフレームワーク
- ・RVFF* = 1×10^{-6} /炉年 : Regulatory Guide 1.174 の早期大規模放出頻度（Large Early Release Frequency, LERF）のガイドライン、及びリスク情報を活用した 10CFR50 のオプション 3 のフレームワーク
- ・NUREG-1806[4]では TWCF と RVFF を同等とみなし、その許容基準を 1×10^{-6} /炉年としている。
- ・また、米国では TWCF 評価値として、95%信頼度が用いられている[21]。
- ・PASCAL[2]を用いて TWCF を計算した事例を添付資料に示す。

4.9 計算精度

・本文

- ・計算された破損確率に対して、RPV の破損数やモンテカルロ法のサンプリング数が十分な数であること等を確認する。

・解説

- ・PASCAL3[2]には、十分な RPV の破損数がカウントされた場合に計算を打ち切る機能や、階層別モンテカルロ法を適用した場合に破損確率の収束性を基に計算を打ち切る機能がある。また、信頼区間の幅を推定する機能がある。

5 解析手法

5.1 条件付亀裂進展確率・条件付亀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、条件付亀裂進展確率及び条件付亀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。

・解説

- ・解析コードの信頼性確認方法の詳細については、附属書を参照のこと。
- ・PASCAL[2]の信頼性確認事例を附属書に関する解説に示す。

5.2 ばらつきの取扱

・本文

- ・ばらつきを有するパラメータについては、推定されるばらつきの程度を確率分布としてモデル化し取扱う。その際、モデル化の根拠を明確にする。
- ・必要に応じて、確率分布の打ち切りを考慮してもよい。ただし、その根拠を明確にするとともに、破損頻度に対する影響の程度を確認すること。

・解説

- ・ばらつきを考慮する主なパラメータについては、図 2.4.1-3 を参照のこと。
- ・PASCAL[2]を用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例を表 2.4.1-2 に示す。

1) [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

- ・ばらつき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

・米国の PFM 解析コード FAVOR の検証[22]についても、同様の考え方で実施された。

3 確率変数の検証

・本文

・原則として、ばらつきを有するパラメータのすべてに対して検証を行う。
・入力で指定した確率分布に従い、一般的な解析で使用される数だけ、確率変数のサンプリングを行い、理論的な分布との比較を通じて、指定した確率分布を正しく再現していることを確認する。

・解説

・例えば、「 RT_{NDT} 」、「化学成分」、「中性子照射量」、「 K_{Ic} 」、「 K_{Ia} 」、「初期亀裂」等が対象となる。PASCAL[2]の信頼性確認の項目一覧を表 2.4.1-3 に示す。
・PASCAL3[2]の中性子照射量分布の機能に関する信頼性確認の例を表 2.4.1-4 に示す。この例では、正規分布として取り扱われる中性子照射量について、サンプリングされる値を通常出力とは別途、デバッグのための出力を統計処理したものと、Microsoft Excel[®]の正規分布の関数を用いて、1, 5, 50, 95, 99 パーセンタイル値を比較している。相対誤差は 1%未満と十分に小さく、PASCAL3[2]の中性子照射量分布の機能が正しく動作していることを確認できる。
・PASCAL3[2]の K_{Ic} 分布の機能に関する信頼性確認として、中性子照射量分布の場合と同様に、ワイブル分布として取り扱われる K_{Ic} について、サンプリングされる値を通常出力とは別途出力させて統計処理を行ったものと、Microsoft Excel[®]のワイブル分布の関数を用いて、1, 5, 50, 95, 99 パーセンタイル値を比較した結果、よい一致が見られた。また、これらのパーセンタイル値に対応する K_{Ic} 、すなわち、37.35、45.40、71.39、99.07、110.02 と一致するように K_I を設定して、亀裂進展確率を計算した結果を表 2.4.1-5 に示す。得られる亀裂進展確率と、 K_{Ic} のパーセンタイル値の相対誤差は 1%未満であり、十分に小さい。PASCAL3[2]の K_{Ic} 分布の機能、及び亀裂進展確率の計算の機能が正しく動作していることが確認できる。なお、この例では $T-RT_{NDT}$ は -43.313°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、亀裂貫通頻度を算出するための主要な評価式、及び主要な評価フローに対して検証を行う。
・確認用の代表的事例を作成し、想定通りの結果が得られることを確認する。

・解説

・例えば、「条件付亀裂進展確率」、「条件付亀裂伝播停止確率」、「条件付亀裂貫通確率」、「亀裂貫通頻度」、「亀裂進展・停止判定」、「亀裂種類及び K_I 評価

式の切り替え」、「脆化予測法」、「中性子照射量の指数減衰」、「溶接残留応力」、「破壊評価」等に関する評価式が対象となる。PASCAL[2]の信頼性確認の項目一覧を表 2.4.1-3 に示す。

- ・ PASCAL3[2]を用いた亀裂進展判定と亀裂種類の切替えに関する信頼性確認の例を表 2.4.1-6 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、デバッグのための出力を行っており、 K_I が K_{Ic} を超えるまで過渡事象の時刻が更新されること、 K_I が K_{Ic} を超えると内部亀裂から軸方向に長い亀裂に亀裂種類が切替わること、軸方向に長い亀裂に切り替わった後は同一の時刻において、亀裂寸法が更新されて K_I が計算されることを確認することができる。
- ・ PASCAL3[2]を用いた JEAC4201-2007[2013 追補版] [16]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 2.4.1-7 に示す。JEAC4201-2007[2013 追補版] [16]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、デバッグのための出力を行い、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] [16]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的に正しく補間されることを確認する必要がある。

5 開発者以外の専門機関の参加

- ・ 本文

・ 解析コードの信頼性確認は、コードの開発者以外の専門機関が参加して実施されることが望ましい。

- ・ 解説

・ FAVOR[3]については、開発機関である ORNL 以外の機関も参加して、その信頼性確認が実施された。

・ PASCAL[2]については、「PASCAL 信頼性向上ワーキンググループ」においてそのソースが開発者以外の複数の機関に開示され、信頼性確認が行われた。

6 ベンチマーク解析の活用

- ・ 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。

・ 国際ベンチマーク解析において PASCAL3[2]が使用された[23][24]。

2) 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] 眞崎ら, “原子炉压力容器用確率論的破壊力学解析コード PASCAL3 の使用手引及び解析手法”, JAEA-Data/Code 2010-033, (2011)
- [3] P.T.Williams, et al, “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge FAVOR, v12.1, Computer Code : Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations”, ORNL/TM-2012/567, (2012)
- [4] M. EricksonKirk, et al, “Technical Basis for Revision of the Pressurized Thermal Shock (PTS) Screening Limit in the PTS rule (10CFR50.61)”, NUREG-1806, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2006)
- [5] 原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的リスク評価に関する実施基準 : 2013 (レベル 1PRA 編) , AESJ-SC-P008:2013, 日本原子力学会, (2014).
- [6] D.L.Whitehead and A.M. Kolaczowski, “PRA Procedures and Uncertainty for PTS Analysis,” NUREG/CR-6859, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2004)
- [7] 財団法人発電設備技術検査協会, “溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書[原子炉压力容器加圧熱衝撃試験][総まとめ版]”, (1992)
- [8] W.C.Arcieri, et al, “RELAP5 Thermal Hydraulic Analysis to Support PTS Evaluations for the Oconee-1, Beaver Valley-1, and Palisades Nuclear Power Plants,” NUREG/CR-6858, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2004)
- [9] T.Hirota, et al., “Proposal for Update on Evaluation Procedure for Reactor Pressure Vessels against Pressurized Thermal Shock Events in Japan”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2014-28392, (2014)
- [10] J.Katsuyama, et al, “Assessment of Residual Stress Due to Overlay-Welded Cladding and Structural Integrity of a Reactor Pressure Vessel”, Journal of Pressure Vessel Technology, 135(5), 051402, (2013)
- [11] S.R.Simonen, et al, “A Generalized Procedure for Generating Flaw Related Inputs for the FAVOR Code”, NUREG/CR-6817, Rev. 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2013)
- [12] 発電用原子力設備規格維持規格 (2012年版) , 日本機械学会, (2012).
- [13] 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).

- [14]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)
- [15]Reactor Vessel Integrity Database (RVID), Version 2.1.1, U. S. Nuclear Regulatory Commission,(2000).
- [16]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)
- [17]“Fracture toughness requirements for protection against pressurized thermal shock events,” 10CFR50.61
- [18]曾根田ら, "原子炉圧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-", 電力中央研究所研究報告, Q12007, (2013)
- [19]J.Katsuyama, et al., “Development of Probabilistic Evaluation Models of Fracture Toughness K_{Ic} and K_{Ia} for Japanese RPV Steels”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45915, (2015)
- [20]D. Moinereau, et al., “VALIDATION OF ACE ANALYTICAL CRITERION FOR WARM PRE-STRESS EVALUATION IN RPV INTEGRITY ASSESSMENT”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45103, (2015)
- [21]M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS)”, NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010)
- [22]S.N.M.Malik, “FAVOR Code Versions 2.4 and 3.1 Verification and Validation Summary Report,” NUREG-1795, (2007).
- [23]Y.Kanto, et al, “Summary of International PFM Round Robin analyses among Asian Countries on Reactor Pressure Vessel Integrity During Pressurized Thermal Shock,” International Journal of Pressure Vessels and Piping, 90-91, p.46 – 55, (2012).
- [24]E.Dautreme, et al, “MAI Benchmark Campaign of International Software for Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment,” Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2014-28212, (2014).

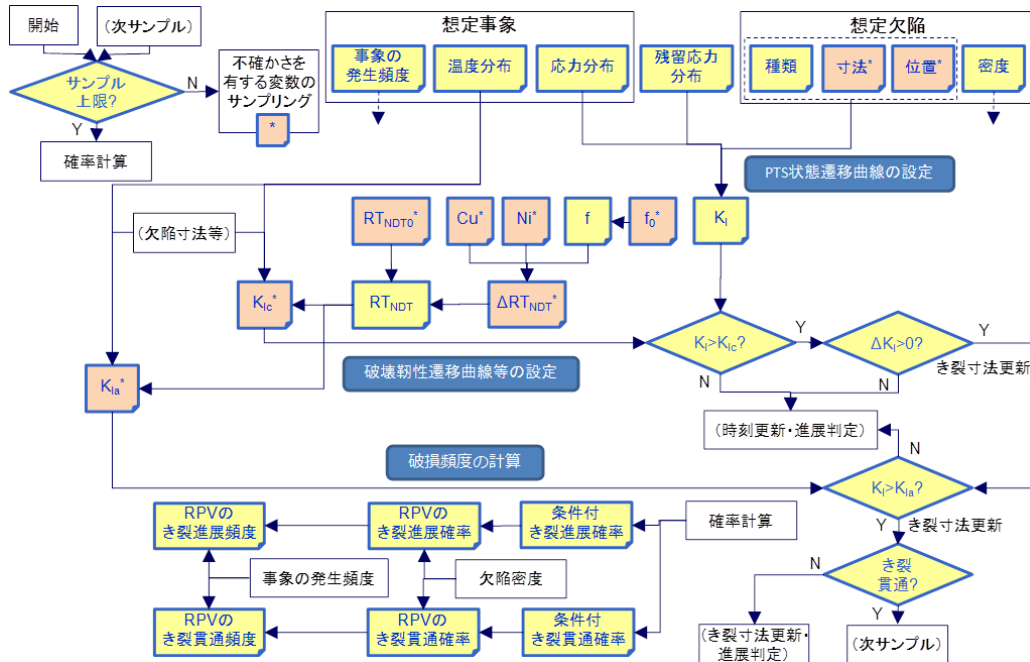


図 2.4.1-3 破損頻度計算手順の模式図

表 2.4.1-1 Beaver Valley Unit1 における全 TWCF の評価事例

(NUREG-1806[4])

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%

Note: 1. The column headed "%" indicates the contribution of this transient to the TWCF averaged across all four embrittlement levels analyzed.

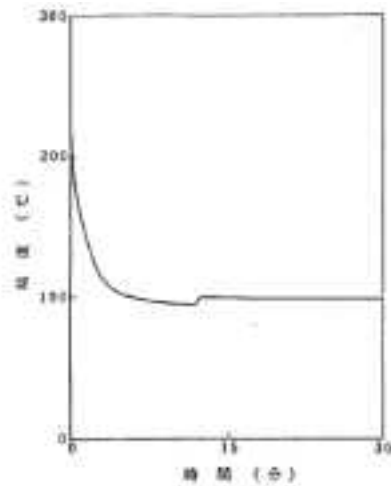


図 2. 1-1 主蒸気管破断事故原子炉圧力容器ダウンコマ部流体温度
(3ループPWR、冷却に厳しいケース)

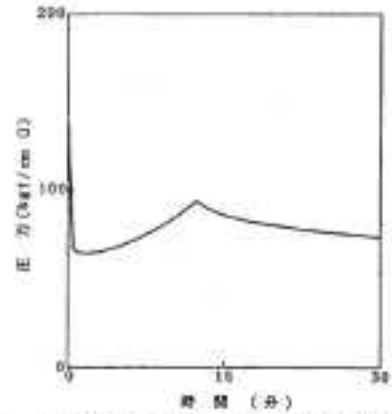


図 2. 1-2 主蒸気管破断事故原子炉圧力容器ダウンコマ部流体圧力
(3ループPWR、冷却に厳しいケース)

図 2.4.1-4 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[7])

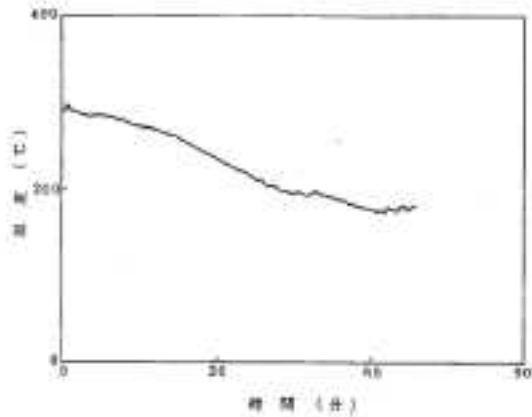


図 2. 1-3 小破断冷却材喪失事故原子炉圧力容器ダウンコマ部流体温度
(3ループPWR、キットレグ50mm口径破断のケース)

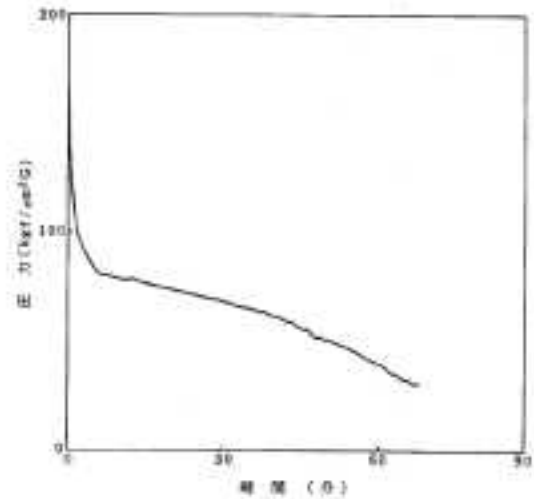


図 2. 1-4 小破断冷却材喪失事故原子炉圧力容器ダウンコマ部流体圧力
(3ループPWR、キットレグ50mm口径破断のケース)

図 2.4.1-5 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[7])

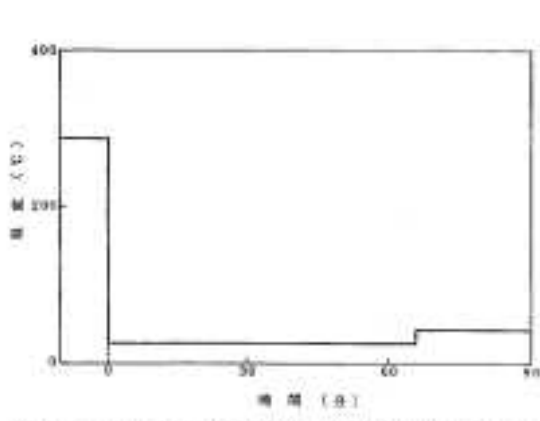


図2. 1-2 大破断冷却材損失事故原子炉圧力容器ダウンコマン部温度履歴 (3A-3PWR)

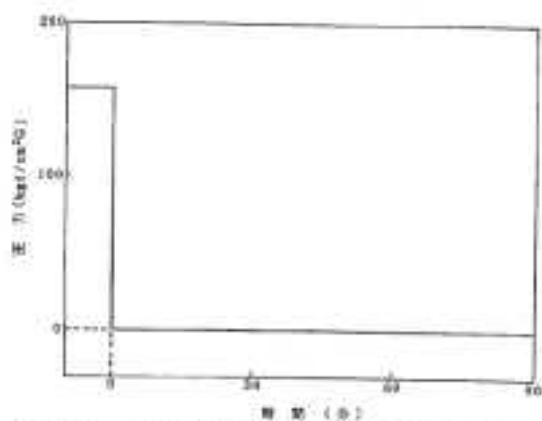


図2. 1-3 大破断冷却材損失事故原子炉圧力容器ダウンコマン部圧力履歴 (3A-3PWR)

図 2.4.1-6 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[7])

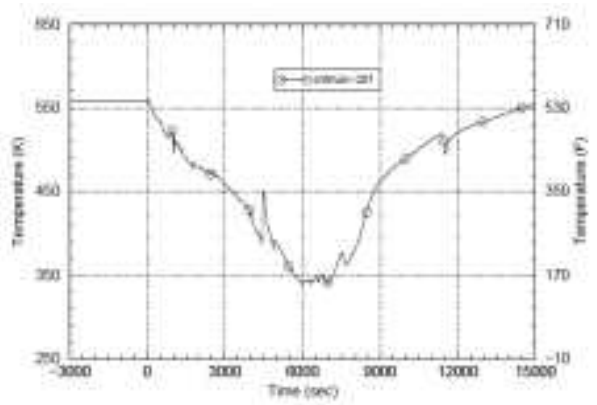


Figure 3.2.5-16 Average Downcomer Fluid Temperature - BV Case 126

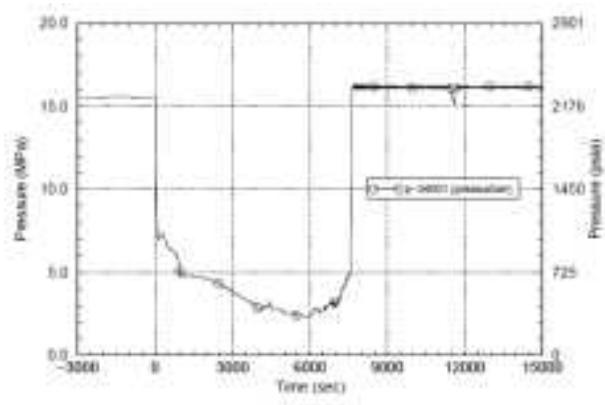


Figure 3.2.5-15 Primary System Pressure - BV Case 126

図 2.4.1-7 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

(NUREG/CR-6858[8])

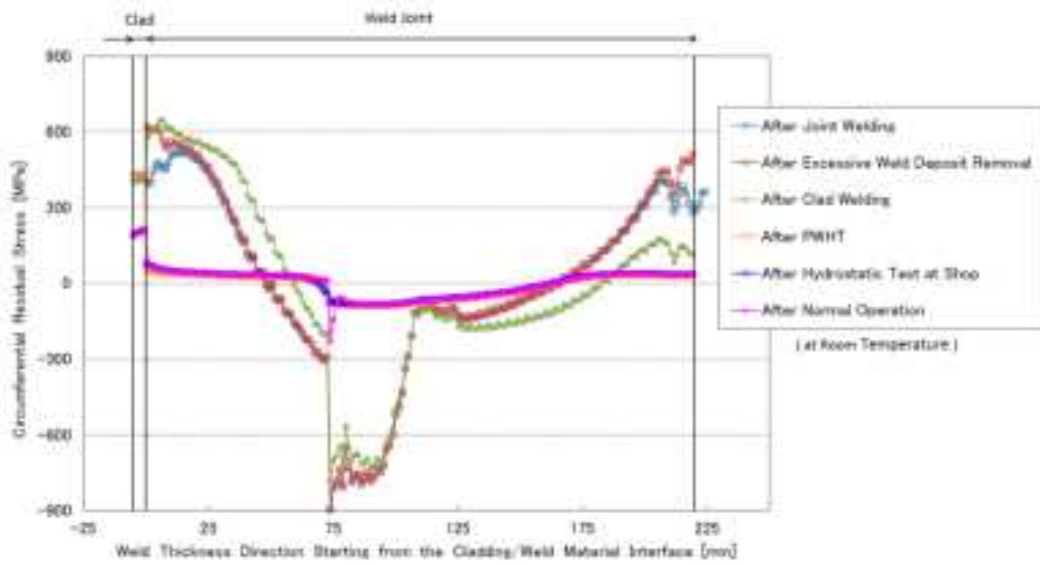


Figure 10 Circumferential Residual Stress Distribution along the Center of Weld Joint

図 2.4.1-8 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[9])

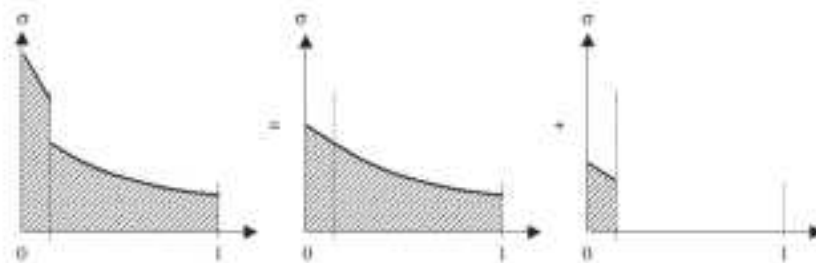


Fig. 8. Stress decomposition for analytical K_i calculation.

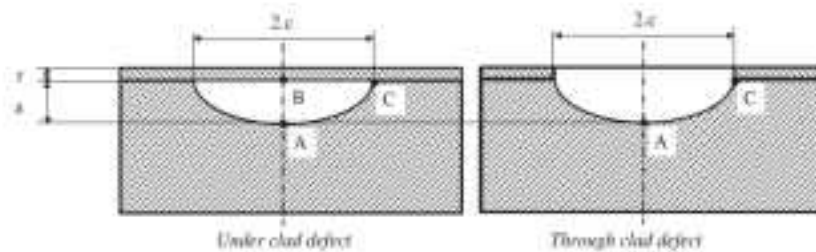


Fig. 9. Characteristic points of the underclad and through-clad defects.

図 2.4.1-9 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 [13])

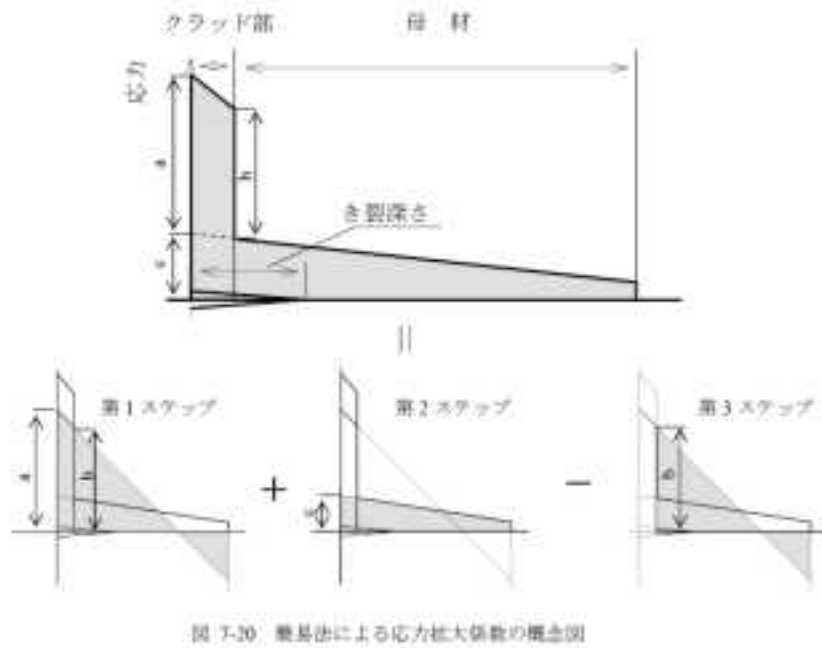


図 2.4.1-10 PASCAL3 の重ね合わせ方の概念

(JAEA Data/Code 2010-033[2])

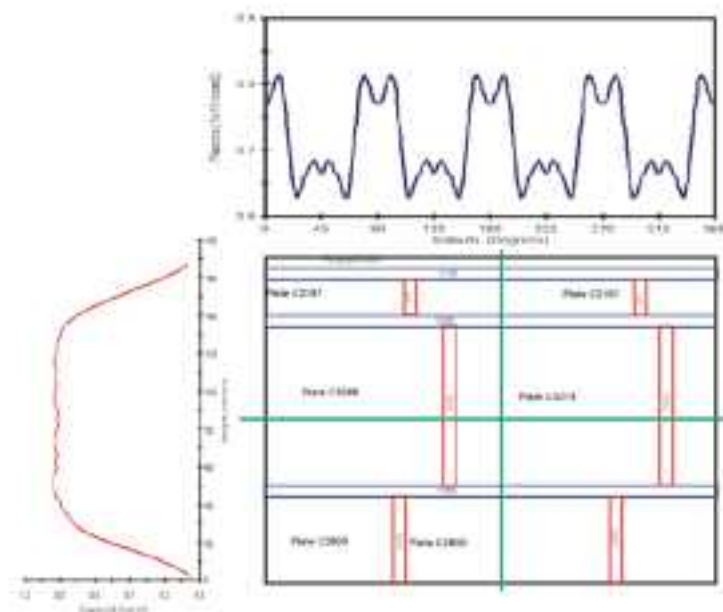


図 2.4.1-11 米国 Oconee Unit1 の RPV 内表面中性子照射量分布の例

(NUREG-1806[4])

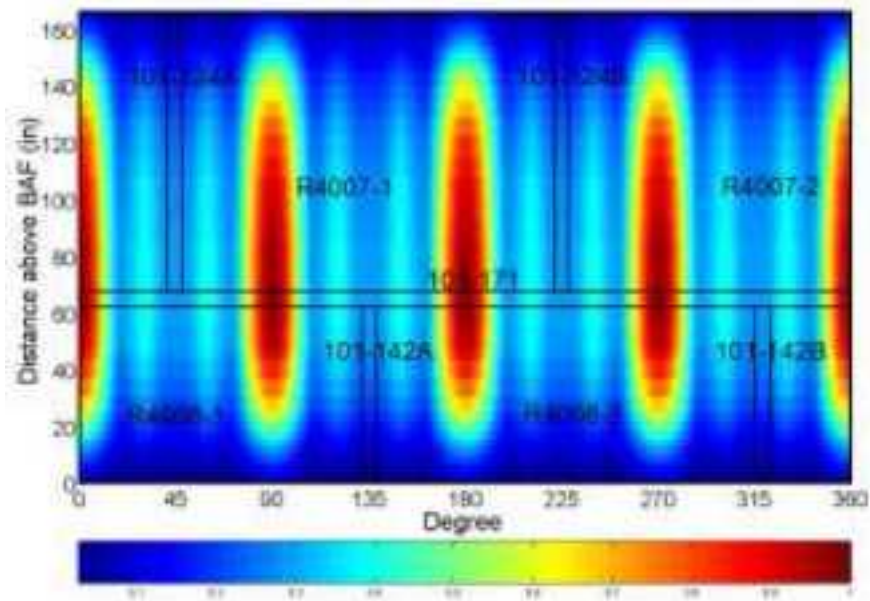


FIG. 3 THE RELATIVE NEUTRON FLUX DISTRIBUTION AGAINST THE CONFIGURATION OF BELTLINE REGION

図 2.4.1-12 台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例

(PVP2014-28350[14])

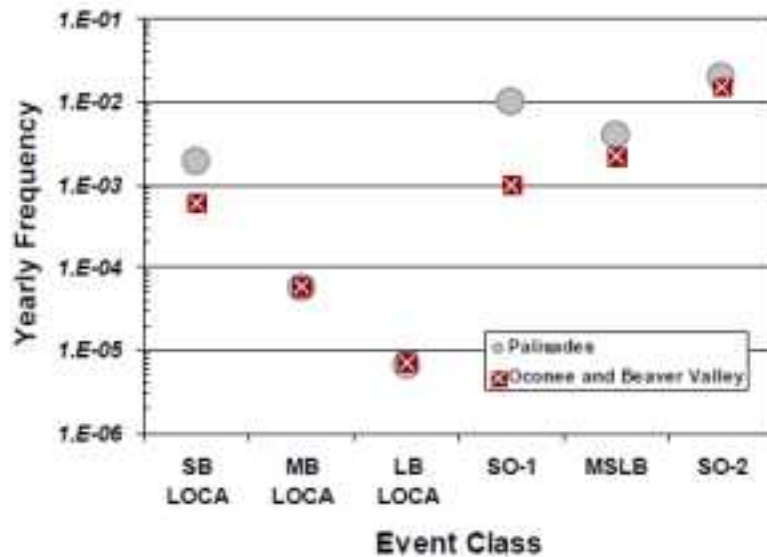


Figure 8-12. Comparison of the annual frequencies of various broad classes of events for full-power conditions

図 2.4.1-13 米国 3 プラントにおける想定事象の発生頻度

(NUREG-1806[4])

表 2.4.1-2 PASCAL を用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例

過渡事象毎の TWCF[回/炉年]に対する確率分布の打ち切りの影響

	大破断 LOCA	主蒸気管破断	小破断 LOCA	一次系弁の開固着
打ち切り $5\sigma^{*1}$	1.11×10^{-9}	8.23×10^{-8}	1.98×10^{-8}	1.17×10^{-6}
打ち切りなし ^{*2}	1.11×10^{-9}	8.23×10^{-8}	1.98×10^{-8}	1.17×10^{-6}

*1 : 打ち切りを $\pm 5\sigma$ とし、それを超える場合は端点の値を用いる（サンプリングされた値が負の場合は 0 とする）。

*2 : 打ち切りを考慮しない。ただし、サンプリングされた値が負の場合は 0 とする。

表 2.4.1-3 PASCAL の信頼性確認の項目一覧

分類	項目
確率変数	RT _{NDT}
	化学成分
	中性子照射量
	破壊靱性
	亀裂伝播停止靱性
	初期亀裂
評価フロー 評価式	条件付亀裂進展確率
	条件付亀裂進展停止確率
	条件付亀裂貫通確率
	亀裂貫通頻度
	亀裂進展・停止時の評価
	高温予荷重効果の評価
	応力拡大係数
	亀裂種類及び応力拡大係数の切替え
	脆化予測法
	中性子照射量 指数減衰
	溶接残留応力
	破壊評価

表 2.4.1-4 中性子照射量分布の機能に関する信頼性確認の例

パーセンタイル値	Microsoft Excel® 正規分布：A	PASCAL3 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 2.4.1-5 K_{Ic} 分布の機能に関する信頼性確認の例

累積確率：p	Microsoft Excel® ワイブル分布 (K_{Ic} [MPa√m]に 対応)	PASCAL3 亀裂進展確率：Pi	(Pi-p)/p*100 [%]
0.01	37.35	0.009957	-0.4295
0.05	45.40	0.04978	-0.4394
0.5	71.39	0.4984	-0.3150
0.95	99.07	0.9492	-0.0826
0.99	110.02	0.9899	-0.0129

$T-RT_{NDT} = -43.313$ [°C]

表 2.4.1-6 亀裂進展判定と亀裂種類切り替えに関する信頼性確認の例

時刻 [分]	亀裂種類*1	内部亀裂*2		軸方向に長い亀裂	
		K_I [MPa√m]	K_{Ic} [MPa√m]	K_I [MPa√m]	K_{Ic} [MPa√m]
32	2	70.47	72.80	-	-
32.5	2	70.68	70.87	-	-
33	0	70.86	69.09	153.79	143.73
33	0	-	-	157.28	-

*1: 0 内部亀裂、2 軸方向に長い亀裂

*2: 内表面側

表 2.4.1-7 JEAC4201-2007[2013 年追補版]の脆化予測法に関する信頼性確認の例

中性子照射量 [10^{19}n/cm^2]	附属書表 中性子束 1.0×10^{11} $\Delta\text{RT}_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$	附属書表 中性子束 2.0×10^{11} $\Delta\text{RT}_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$	補間値 中性子束 <u>1.5×10^{11}</u> $\Delta\text{RT}_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$ (Microsoft Excel [®])	PASCAL3 $\Delta\text{RT}_{\text{NDT}}[^\circ\text{C}]$
1.0	56.2	54	54.91308	54.91308
1.5	65.5	64	64.62256	64.62256
2.0	71.6	71.1	71.30752	71.30752
2.5	76	76.4	76.23399	76.23399
3.0	79.6	80.7	80.24346	80.24346

(3) 標準的解析要領のまとめ

用語の定義の拡充、表現の統一、解説の内容の追加及び更新等、記載の充実を通じて、標準的要領を整備した。本要領は、JEAC4206 の改定や、信頼度評価に係る PASCAL の機能向上、その更なる信頼性確認等を通じて得られる最新知見を踏まえ、それに対応して継続的に見直すことが重要である。

2.4.2 標準的解析手法及び国内モデルデータ

将来的に PFM を用いて国内実機プラントを想定した TWCF の評価を行うことを念頭に、専門家の意見を踏まえつつ、本事業において PASCAL を用いて解析を行う場合に必要となる標準的解析手法及び国内モデルデータの選定を行った。

本年度までに選定した標準的解析手法及び国内モデルデータを表 2.4.2-1 から表 2.4.2-12 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亀裂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、今後これらを適用する根拠の再確認が必要となる可能性がある。また、RPV 内表面のクラッドの塑性の考慮等、最新知見の反映も課題として挙げられる。

表 2.4.2-1 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 1)

分類	項目	条件	備考
RPV	内半径	2m (母材表面までの距離)	国内 3 ループ相当
	クラッド厚さ	5mm	同上
	母材厚さ	200mm	同上
	胴部高さ	4m	炉心領域を想定
	溶接部位置	米国 Beaver Valley 3 ループ	ORNL/NRC/LTR-04/18 ⁷⁸

⁷⁸ T.L.Dickson and S.Yin, "Electronic Archival of the Results of Pressurized Thermal Shock Analyses for Beaver Valley, Oconee, and Palisades Reactor Pressure Vessels Generated with the 04.1 version of FAVOR," ORNL/NRC/LTR-04/18, (2004).

表 2.4.2-2 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 2)

分類	項目	条件	備考
過渡事象	事象の選定	小破断 LOCA (SBLOCA) 中破断 LOCA (MBLOCA) 大破断 LOCA (LBLOCA) 主蒸気管破断事故 (MSLB) 一次系の弁の開固着 (SO-1)	<ul style="list-style-type: none"> ・ JEAC4206-2007¹ 附属書 C (SBLOCA、LBLOCA、MSLB) を根拠として選定 ・ 米国 Beaver Valley 事例⁶⁰ (SO-1) の主要 5 ケースを選定 ・ MBLOCA の取り扱いについては次項に記載
	発生頻度	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA : 7.1×10^{-6} ・ MBLOCA : 6.0×10^{-5} ・ SBLOCA : 5.9×10^{-4} ・ MSLB : 2.2×10^{-3} ・ SO-1 : 以下の 5 事象ごとに設定 <li style="padding-left: 20px;">bin126 : 1.87×10^{-4} <li style="padding-left: 20px;">bin60 : 2.15×10^{-5} <li style="padding-left: 20px;">bin130 : 3.09×10^{-5} <li style="padding-left: 20px;">bin97 : 3.74×10^{-6} <li style="padding-left: 20px;">bin71 : 3.74×10^{-6} ※単位は[回/炉年]	<ul style="list-style-type: none"> ・ LBLOCA、MBLOCA、SBLOCA、MSLB は米国 Beaver Valley の事例⁶⁰ の各事象グループにおける個別の発生頻度の総和 ・ MBLOCA の発生頻度については、LBLOCA に加えて評価 ・ SO-1 は米国 Beaver Valley の事例⁶⁰ の当該事象の個別の発生頻度

表 2.4.2-3 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 3)

分類	項目	条件	備考
過渡事象	冷却材温度 時刻歴	<ul style="list-style-type: none"> • LBLOCA、SBLOCA、MSLB：発電技検報告書 • MBLOCA：LBLOCA のデータで代替 • SO-1：米国 Beaver Valley 	<ul style="list-style-type: none"> • LBLOCA、SBLOCA、MSLB は発電技検報告書⁵に記載の時刻歴データ • MBLOCA は国内時刻歴データがないため、LBLOCA に相当するとして発生頻度を加算 • SO-1 は米国 Beaver Valley の時刻歴データ⁷⁹
	圧力時刻歴	同上	同上
	熱伝達係数	<ul style="list-style-type: none"> • LBLOCA、SBLOCA、MSLB：発電技検報告書 記載の上限値で一定 • MBLOCA：LBLOCA のデータで代替 • SO-1：米国 Beaver Valley 	<ul style="list-style-type: none"> • 発電技検報告書⁵には国内（LBLOCA、SBLOCA、MSLB）の時刻歴データがなく上下限値のみの記載のため、冷却が早い状態を仮定して、上限値を使用 • SO-1 は米国 Beaver Valley の時刻歴データ⁷⁹

⁷⁹ 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).

表 2.4.2-4 標準的解析手法及び国内モデルデータ（その 4）

分類	項目	条件	備考
過渡事象	伝熱解析 入力データ	温度依存性考慮	<ul style="list-style-type: none"> ・ 実力評価を前提とし、必要に応じて規格値等を参照 ・ J.Katsuyama, et al, JPVT, Volume135, Issue5⁸⁰を参考
	応力解析 入力データ	温度依存性考慮	同上
	応力解析種類	弾性解析	応力拡大係数を保守的に評価
溶接残留 応力分布	突合せ溶接	国内相当で最も詳細な解析事例	PVP2014-28392 ⁸¹
	クラッド溶接	国内相当で最も詳細な解析事例	JPVT Vol. 135, 051402 ⁸⁰ 及び JAEA による検討を参考
	応力拡大係数の 計算	過渡事象による応力分布と溶接残留応力分布の線形重ね合せ	線形重ね合わせの原理を適用可能

⁸⁰ 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).

⁸¹ 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).

表 2.4.2-5 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 5)

分類	項目	条件	備考
想定亀裂	表面亀裂 (方向)	周方向のみ	<ul style="list-style-type: none"> ・米国の考え方 (クラッド施工方向と同一) ^{60,82} ・国内の RPV 炉心領域に対するクラッド溶接は周方向
	表面亀裂 (密度)	米国 Oconee (VFLAW データ)	クラッドについて、国内 PWR は 1 層、米国 Beaver Valley は 2 層、米国 Oconee は 1 層
	表面亀裂 (深さ)	6mm (内表面からの深さ 母材側は 1mm)	米国の考え方 (クラッドを超える程度の深さを考慮する) ^{60,82}
	表面亀裂 (アスペクト比)	米国 Oconee (VFLAW データ)	-
	内部亀裂 (方向)	母材部...軸方向及び周方向 (50%ずつ) 溶接部...溶接方向と同一	米国の考え方
	内部亀裂 (密度)	米国代表 4 プラントの平均 (VFLAW データ)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 米国 Oconee、Beaver Valley、Palisades、Calvert Cliffs のデータ ・ 4 プラント間に顕著な差はみられない
	内部亀裂 (深さ)	同上	-
	内部亀裂 (アスペクト比)	同上	-
	内部亀裂 (位置)	クラッド直下から 3/8t まで	米国の考え方 (内表面から 3/8t より外表面側に位置する内部亀裂は PTS 時の健全性に影響を及ぼさない)
合体	考慮しない	米国の考え方	

⁸² M. EricksonKirk, et al, "Sensitivity Studies of the Probabilistic Fracture Mechanics Model Used in FAVOR", NUREG-1808, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2006).

表 2.4.2-6 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 6)

分類	項目	条件	備考
応力拡大係数	内表面半楕円亀裂	CEA の解 クラッドのヤング率 170GPa 母材のヤング率 198GPa	<ul style="list-style-type: none"> クラッドを考慮して取得された CEA の解⁸³ 半楕円亀裂の解のテーブルを、全周亀裂の解を用いて拡張し、亀裂アスペクト比が小さい場合の精度を向上させた ヤング率は過渡事象データ計算に使用した 300°C の値⁸⁰
	内部楕円亀裂 (軸または周方向)	JSME 維持規格 (2012 年版) の解 (及び JAEA の解)	<ul style="list-style-type: none"> 国内規格である JSME 維持規格 (2012 年版)⁵³ の解 維持規格の解⁵³ に対して、JAEA の解⁸⁴ を用いてテーブルを拡張して、亀裂位置が内表面に近い場合の精度を向上させた
	内表面全周亀裂	JSME 維持規格 (2012 年版) の解	国内規格である JSME 維持規格 (2012 年版) ⁵³ の解
	軸方向に長い内表面亀裂	JSME 維持規格 (2012 年版) の解	国内規格である JSME 維持規格 (2012 年版) ⁵³ の解

⁸³ 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).

⁸⁴ ルら, "平板中内部楕円亀裂の応力拡大係数の解について", M&M2015 材料力学カンファレンス, OS0916-211, (2015).

表 2.4.2-7 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 7)

分類	項目	条件	備考
応力拡大 係数	クラッドの考慮	応力分布の不連続に対して線形重ね合せ（内表面全周亀裂、軸方向に長い表面亀裂に対する JSME 維持規格の解）	線形重ね合せの原理を適用可能
	塑性域補正	JSME 維持規格（2012 年版）の手法	国内規格である JSME 維持規格（2012 年版） ⁵³ の解
	β 補正	考慮しない	内部亀裂はクラッド下亀裂としない
	内圧	考慮する	-

表 2.4.2-8 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 8)

分類	項目	条件	備考
中性子照射量	分布型	正規分布	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	平均値	最大で 7×10^{19} n/cm ²	-
	標準偏差	平均値の 13.1%	米国データ ⁸⁵
	打ち切り	±5σ (打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用)	RC111 ⁸⁶ 及び感度解析結果を参考
	幾何形状に起因する分布 (溶接部位置を含む)	台湾のデータ 3 ループ	PVP2014-28350 ⁷⁷
	板厚内減衰	JEAC4201-2007 [2013 年追補版] B-2100 の減衰式 (係数 9.449)	国内の評価法である JEAC4201-2007 [2013 年追補版] ⁸⁷

⁸⁵ 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).

⁸⁶ 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).

⁸⁷ 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).

表 2.4.2-9 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 9)

分類	項目	条件	備考
化学成分	Cu 分布型	正規分布	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	Cu 平均値	・ 母材 0.16 wt% ・ 溶接材 0.14 wt%	国内の RPV を想定
	Cu 標準偏差	0.01 wt% (母材・溶接材共通)	・ 同一 heat 内を想定 ・ 専門部会委員コメントより
	Cu 打ち切り	$\pm 5\sigma$ (打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用)	RC111 ⁸⁶ 及び感度解析結果を参考
	Ni 分布型	正規分布	化学成分データ ⁸⁸ から推定
	Ni 平均値	・ 母材 0.61 wt% ・ 溶接材 0.8 wt%	国内の RPV を想定
	Ni 標準偏差	0.02 wt% (母材・溶接材共通)	化学成分データ ⁸⁸ から推定
	Ni 打ち切り	$\pm 5\sigma$ (打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用)	RC111 ⁸⁶ 及び感度解析結果を参考

⁸⁸ 古平, “軽水炉圧力容器鋼材の進歩”, 鉄と鋼, vol. 73, 1656-1667, (1987).

表 2.4.2-10 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 10)

分類	項目	条件	備考
脆化予測法	脆化予測法	JEAC4201-2007[2013年追補版]	JEAC4201-2007[2013年追補版] ⁸⁷
	平均予測誤差	-1.1 °C	JEAC4201-2007[2013年追補版] ⁸⁷ Mc 補正なしの場合の値
	予測法のばらつき	標準偏差 8.9 °C	JEAC4201-2007[2013年追補版] ⁸⁷ を踏まえて、 Cu、Ni、中性子照射量のばらつきによる重複を 排除した値 Mc 補正なしの場合の値
	ばらつきの評価	RT _{NDT} 全体の標準偏差は予測法の標準偏差と RT _{NDT} 初期値の標準偏差の二乗和の平方根	-
	照射温度	288°C	運転時の温度
	中性子束	4.624×10 ¹⁰ n/cm ² /s	60年運転で48EFPYを想定
RT _{NDT} 初期値	分布型	正規分布	過去の国際ベンチマークにおいて使用された 条件
	平均値	・母材 -5°C ・溶接材 -50°C	NISA・JNES「主な経年劣化事象の性状分析と 対策」 ⁸⁹
	標準偏差	9.4 °C	10CFR50.61 ⁵⁹ を参考

⁸⁹ “主な経年劣化事象の性状分析と対策“，総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会高経年化対策検討委員会（第7回），（2005）.

表 2.4.2-11 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 11)

分類	項目	条件	備考
破壊靱性	破壊靱性 K_{Ic}	国内データ (ワイブル分布型)	PVP2015-45915 ²⁹
	亀裂伝播停止 K_{Ia}	国内データ (対数正規分布型)	PVP2015-45915 ²⁹
	K_{Ia} の打ち切り	$\pm 5\sigma$ (打ち切り値を超えた場合は端点の値を使用)	RC111 ⁸⁶ 及び感度解析結果を参考
	K_{Ic} と K_{Ia} の相関	それぞれの分布のパーセンタイル値は同一	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	板厚方向のばらつき	パーセンタイル値は板厚方向で同一	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
進展	判定	$K_I > K_{Ic}$ 延性亀裂進展は考慮しない	脆性亀裂進展評価
	進展評価位置	表面亀裂：最深点 内部亀裂：内表面側の点	FAVOR の手法 ⁵⁶
	WPS	ACE モデル	PVP2015-45103 ⁷¹ 、PVP2016-63795 ⁹⁰ を参考
	進展後の亀裂形状	・周方向亀裂：全周亀裂に置き換え ・軸方向亀裂：軸方向に長い亀裂に置き換え	FAVOR の手法 ⁵⁶
伝播停止	判定	$K_I < K_{Ia}$	脆性亀裂伝播停止

⁹⁰ K.Iwata, et al., "Specimen Size Effect On Fracture Toughness of Reactor Pressure Vessel Steel Following Warm Pre-Stressing", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63795, (2016)

表 2.4.2-12 標準的解析手法及び国内モデルデータ (その 12)

分類	項目	条件	備考
亀裂貫通	判定	<ul style="list-style-type: none"> ・ a/t 基準 ・ 塑性崩壊基準 のいずれかを満たすと亀裂貫通	a/t 基準を満たすことが多いと考えられるが、応力が支配的となり塑性崩壊する可能性を考慮
	a/t 基準	$a/t > 0.8$	応力拡大係数の取得範囲等を参考
	塑性崩壊基準	JEAC4206 (JEAC4206-201X)	-
	流動応力	500MPa (ばらつきなし)	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
亀裂貫通確率	複数亀裂の扱い	複数の亀裂のうち 1 つでも亀裂進展 (あるいは亀裂貫通) した場合に RPV として亀裂進展 (あるいは亀裂貫通) したと判定	FAVOR の手法 ⁵⁶
亀裂貫通頻度 (TWCF)	過渡事象の扱い	各過渡事象における TWCF の総和	過渡事象は独立に発生するため、TWCF は総和をとる (FAVOR も同様)

2.4.3 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、表 2.4.3-1 に示すように、確率変数と評価フロー・評価式の各項目に分類した上で、PASCAL の信頼性確認を実施してきた。本年度は、継続して、PASCAL の信頼性確認を実施した。加えて、これまで実施してきた個別機能の信頼性確認だけではなく、国内モデルデータを踏まえた解析事例を用いて PASCAL の信頼性確認及び結果の分析を行った。以下にそれぞれの概要を記す。

表 2.4.3-1 標準的解析手法及び国内モデルデータ、PASCAL の信頼性確認の対象項目

分類	項目
確率変数	RT _{NDT}
	化学成分
	中性子照射量
	破壊靱性
	亀裂伝播停止靱性
	初期亀裂
評価フロー・ 評価式	条件付亀裂進展確率
	条件付亀裂進展停止確率
	条件付亀裂貫通確率
	亀裂貫通頻度算出
	亀裂進展・停止時の評価
	高温予荷重効果の評価
	亀裂種類及び応力拡大係数の切り替え
	脆化予測法
	中性子照射量 指数減衰
	溶接残留応力
	破壊評価

(1) 本年度更新した機能に対する信頼性確認

1) 内圧を考慮した表面半楕円亀裂に対する応力拡大係数解

国内モデルデータでは、表面半楕円亀裂に対して、CEA の応力拡大係数解⁸³を使用している。CEA の応力拡大係数解では、亀裂面に付加される内圧の影響は考慮されていないが、次式の σ_j の0次項（膜応力）に内圧を加えることにより、内圧の影響を考慮することとした。

$$K = \left[\sum_{j=0}^4 \sigma_j i_j \left(\frac{a+r}{h+r} \right)^j + \sum_{j=0}^1 \sigma_{jr} i_{jr} \left(\frac{a+r}{h+r} \right)^j \right] \sqrt{\pi(a+r)} \quad (2.4.3-1)$$

内圧を考慮する機能を確認するため、過渡事象に LBLOCA を選定し、亀裂寸法を固定したケースにおいて PASCAL3 を用いて応力拡大係数を算出した。応力拡大係数の時刻歴を図 2.4.3-1 に示す。図 2.4.3-1 で、「亀裂面の内圧なし」は亀裂面への内圧を考慮しない計算により算出された結果、「亀裂面の内圧あり」は本改良により亀裂面に内圧を考慮した計算により算出された結果である。また、「亀裂面の内圧相当応力を応力分布の 0 次項で考慮」は検証用のため、PASCAL3 の入力では内圧を考慮せずに応力の 0 次項に内圧を足して計算した結果を表している。図 2.4.3-1 から内圧の影響により、応力拡大係数が変化し、また「内圧と応力分布を個別に入力した場合」と、「内圧はゼロとして、内圧相当分を応力分布の 0 次項で考慮」とで結果が一致することから、応力拡大係数に内圧を考慮する機能は正しく実装されていることを確認した。

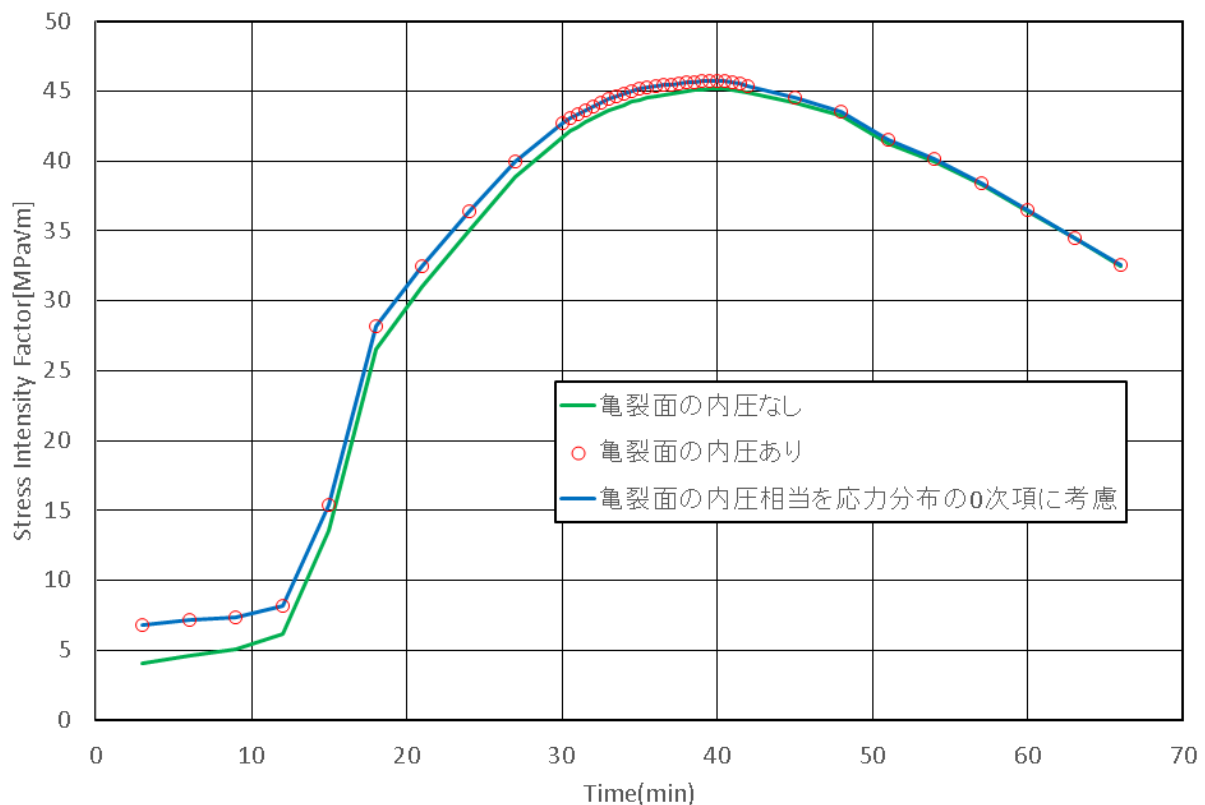


図 2.4.3-1 内圧の考慮の有無による表面亀裂応力拡大係数の比較
(表面亀裂の応力拡大係数算出の際に、内圧が適切に考慮されていることを確認)

2) WPS 効果

本年度の国内モデルデータにおいて、WPS 効果のモデルとして ACE モデル⁷¹を使用

することとし、PASCAL3 に ACE モデルを導入した。導入した ACE モデルの機能を検証するため、図 2.4.3-2 に示す仮想の過渡事象を用いて亀裂進展計算を行い、応力拡大係数が ACE モデルの有効破壊靱性を超えた場合に亀裂進展判定が適切に行われているかどうかを確認した。ACE モデルの有効破壊靱性は次式の K_{FRAC}^{ACE} で与えられる。

$$K_{FRAC}^{ACE} = \max\{K_{Ic}; \min\{K_{WPS}; K_3\}\} \quad (2.4.3-2)$$

$$K_{ace} = K_2 + K_{WPS}/2 \quad (2.4.3-3)$$

ここで、 K_{Ic} 、 K_{WPS} 及び K_2 はそれぞれ再加圧時の破壊靱性、荷重履歴中の応力拡大係数の最大値及び荷重履歴中の応力拡大係数の最小値である。

機能確認結果を図 2.4.3-3 に示す。図 2.4.3-3 の左図では 9 ステップ、右図では 11 ステップで亀裂進展と判定されている。応力拡大係数が K_{Ic} 及び K_{ace} を共に上回った場合に亀裂進展と判定されることから、ACE モデルが正しく実装されていることが確認された。

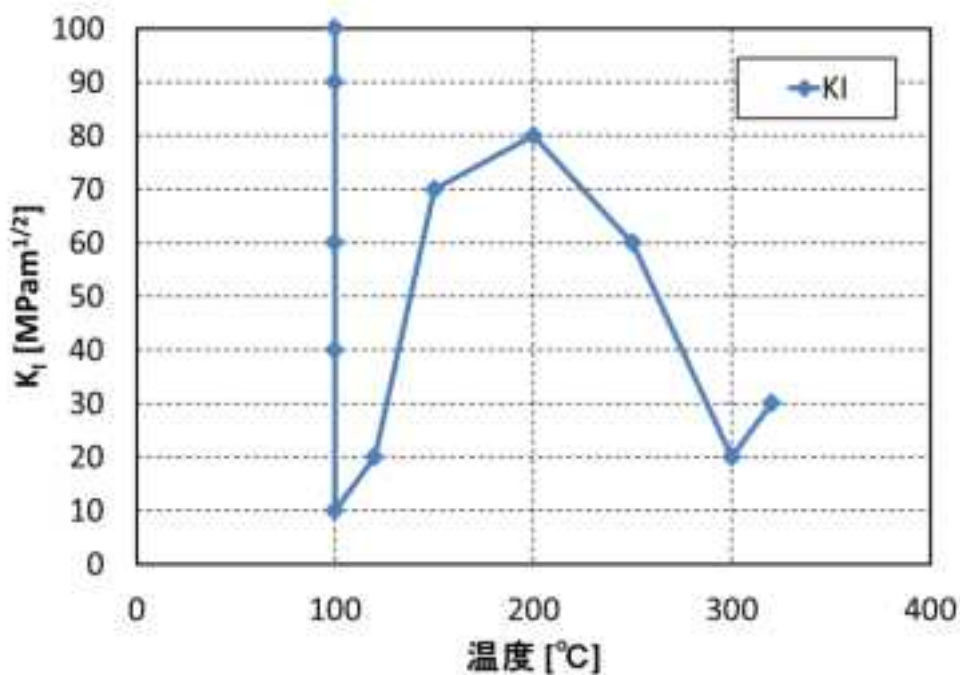


図 2.4.3-2 ACE モデルの機能確認用の仮想の過渡事象

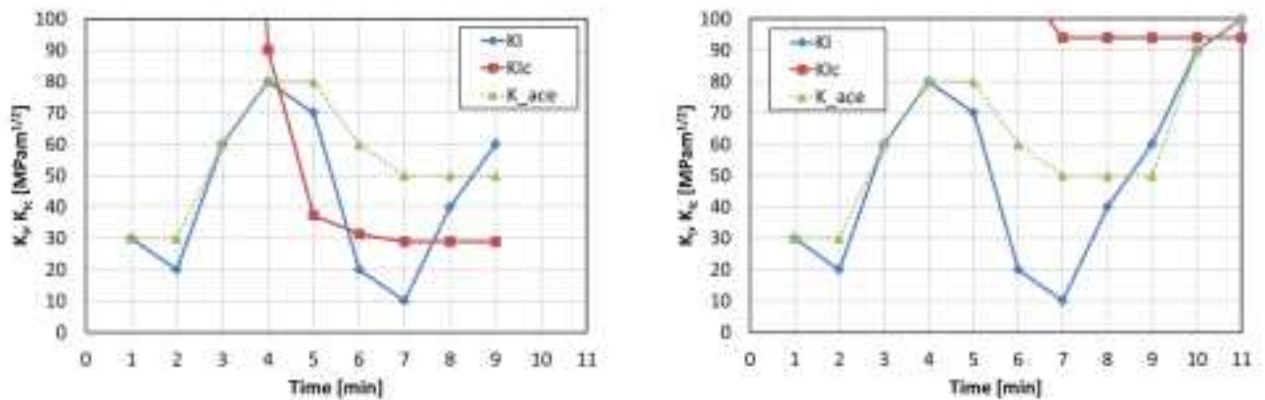


図 2.4.3-3 ACE モデルの WPS 効果の機能確認例

(2) 国内モデルデータを踏まえた解析事例

国内モデルデータを踏まえた解析事例を通じて PASCAL の総合的な信頼性確認を実施した。なお、ここで用いた解析事例は、「2.3.2 活用方策の検討」の「基本ケース」、及び「2.5 機能喪失確率評価事例の整備」で記す解析事例とほぼ同等である（溶接残留応力、WPS 等一部の条件は異なる）。

図 2.4.3-4 に PASCAL の信頼性確認及び結果の分析に関する模式図を示す。図中番号に関する分析を以下に列記する。

- ① 標準的解析手法及び国内モデルデータにより、PASCAL で算出した TWCF は 1.3×10^{-6} [回/炉年]であった。以降、これを基本ケースにおける全 TWCF という。（上述の通り、一部の条件は 2.4.2 に記載した条件と異なる。）
- ② 以後の分析を容易にするため、過渡事象 8 ケース、亀裂種類 624 ケースから、基本ケースにおける全 TWCF への寄与が最も大きい 1 ケースを選定した。選定したケースは、過渡事象 SO130、亀裂アスペクト比 ℓ/a が 6 の表面亀裂である（ここで a 、 ℓ はそれぞれ、亀裂深さ、亀裂半長さである）。選定した過渡事象及び亀裂アスペクト比の亀裂のみが RPV 領域に存在すると仮定したうえで、PASCAL により TWCF を算出すると 1.2×10^{-7} [回/炉年]となった。なお、以下の③から⑨の分析では、本項で選定した過渡事象及び亀裂アスペクト比を使用することとする。
- ③ 以後の分析を容易にするため、RPV 炉心領域における幾何形状に起因する中性子照射量の分布を考慮せず、炉心全領域で一様に照射量の最大値 (7×10^{19} [n/cm²]) を用いることとした。この条件下では、PASCAL による TWCF の算出結果は 6.1×10^{-7} [回/炉年]となった。この結果は②において算出した TWCF と比較して高い値であるが、炉心全領域に一様に高い照射量を設定したためである。なお、中性子照射量のばらつきに関しては、国内モデルデータと同様に 13.1%を考慮した。以下の④から⑨の分析では、本項で選定した照射量条件を使用することとする。
- ④ 本ケースでは K_{Ic} 以外の確率変数（化学成分、 RT_{NDT} 、中性子照射量、 K_{Ia} ）のばらつ

きを考慮しないこととした。本ケースの条件で算出した TWCF は 5.36×10^{-7} [回/炉年] となったが、③と比較して小さいのは、 K_{Ic} 以外の確率変数はばらつきを考慮しないことに起因している。

また、本ケースで PASCAL3 を用いて算出した条件付亀裂進展確率は 4.2×10^{-2} となった。本ケースでは亀裂種類を固定しているため、図 2.4.3-5 に示すように応力拡大係数の時刻歴は一意に定まる。本ケースでは、低温時に K_I が上昇する時刻での亀裂進展が支配的である。この時刻の温度における K_{Ic} 分布の理論式から、この温度における K_I の値以下となる K_{Ic} の累積確率の値を Microsoft Excel[®] を用いて算出すると 4.2×10^{-2} であり、PASCAL3 による亀裂進展確率と一致した。以上により、PASCAL3 による条件付亀裂進展確率計算の信頼性を確認した。

- ⑤ K_{Ic} 分布による影響を確認するため、③の条件から、 K_{Ic} の分布を FAVOR の分布式に変更した。本ケースでは、TWCF が 2.7×10^{-7} [回/炉年] となった。FAVOR の K_{Ic} の分布には、国内モデルデータの K_{Ic} と比較して、 $RT_{epistemic}$ で示される分だけ、 RT_{NDT} がシフトする。ここで、 $RT_{epistemic}$ はワイブル分布に従って決定される認識論的な不確実さを考慮するための項であり、国内モデルデータには含まれていない。本ケースで用いた条件では、 $RT_{epistemic}$ の項により、 K_{Ic} 曲線の高温側へのシフトが小さくなるため、③と比較して TWCF の値が低くなることは妥当である。
- ⑥ RT_{NDT} のばらつきの影響を確認するため、③の条件から RT_{NDT} 初期値のばらつき、及び ΔRT_{NDT} のばらつきを 0 とした。本ケースでは、TWCF が 5.375×10^{-7} [回/炉年] となった。本ケースでは、③と比較して TWCF の値が低くなることや、④と比較して大きくなる（化学成分と中性子照射量のばらつきを考慮しているため）この結果は、定性的に妥当である。なお、 RT_{NDT} 初期値のばらつき及び ΔRT_{NDT} のばらつきのによる TWCF への影響は 1% 以下と比較的小さいが、1つの原因として、中性子照射量が 7×10^{19} [n/cm²] と高照射量の値を使用しているため、条件付亀裂進展確率が比較的大きいことが挙げられる。加えて、SO130 では低温時に K_I が上昇するが、低温の領域では K_{Ic} 曲線の温度に対する傾きは小さいため、 RT_{NDT} 初期値のばらつき及び ΔRT_{NDT} のばらつきが K_{Ic} に与える影響は限定的であると推察される。
- ⑦ 脆化予測法の影響を確認するため、③の条件から、予測法を米国の脆化予測法に変更した。本ケースでは、TWCF が 2.8×10^{-7} [回/炉年] となった。本ケースの解析条件では、米国の脆化予測法により算出される RT_{NDT} は国内の脆化予測法により算出される RT_{NDT} と比較して 14.22°C 低いため、③の TWCF 値と比較して小さくなることは妥当である。
- ⑧ ⑦での検討を受けて、③の条件から RT_{NDT} 初期値を 14.22°C 低くし、脆化予測法は③と同じで国内のものを用いた。本ケースでは、TWCF が 2.7×10^{-7} [回/炉年] となり、⑦の結果とほぼ一致した。以上より、脆化予測法の差分と RT_{NDT} 初期値のシフトがほぼ等価であることを確認した。
- ⑨ ③の条件から、 K_{Ic} 分布を FAVOR の分布式に、脆化予測法を米国の予測式に変更し

た。本ケースでは、TWCF が 7.5×10^{-8} [回/炉年] となったが、⑤及び⑦の結果から定性的に妥当と言える。

- ⑩ ①の条件から、母材の RT_{NDT} 初期値を 14.22°C 低くした。本ケースでは、TWCF が 3.4×10^{-7} [回/炉年] となったが、①と比較して小さくなることは妥当である。
- ⑪ ①の条件から、 K_{Ic} の分布を FAVOR のものに変更するとともに、米国の脆化予測式に変更した。本ケースでは、TWCF が 1.6×10^{-7} [回/炉年] となったが、①と比較して小さくなることは、定性的に妥当である。また、⑧と⑩、⑨と⑪の比率がほぼ同程度であり、TWCF に対する K_{Ic} 及び脆化予測法の影響が、条件付亀裂進展確率に対するそれらの影響とほぼ同程度であることを確認した。

以上のように、解析事例を踏まえて、PASCAL3 による条件付亀裂進展確率に関する信頼性確認を行った。また、条件付亀裂進展確率及び TWCF に対する K_{Ic} 及び脆化予測法の影響の程度について分析を行った。

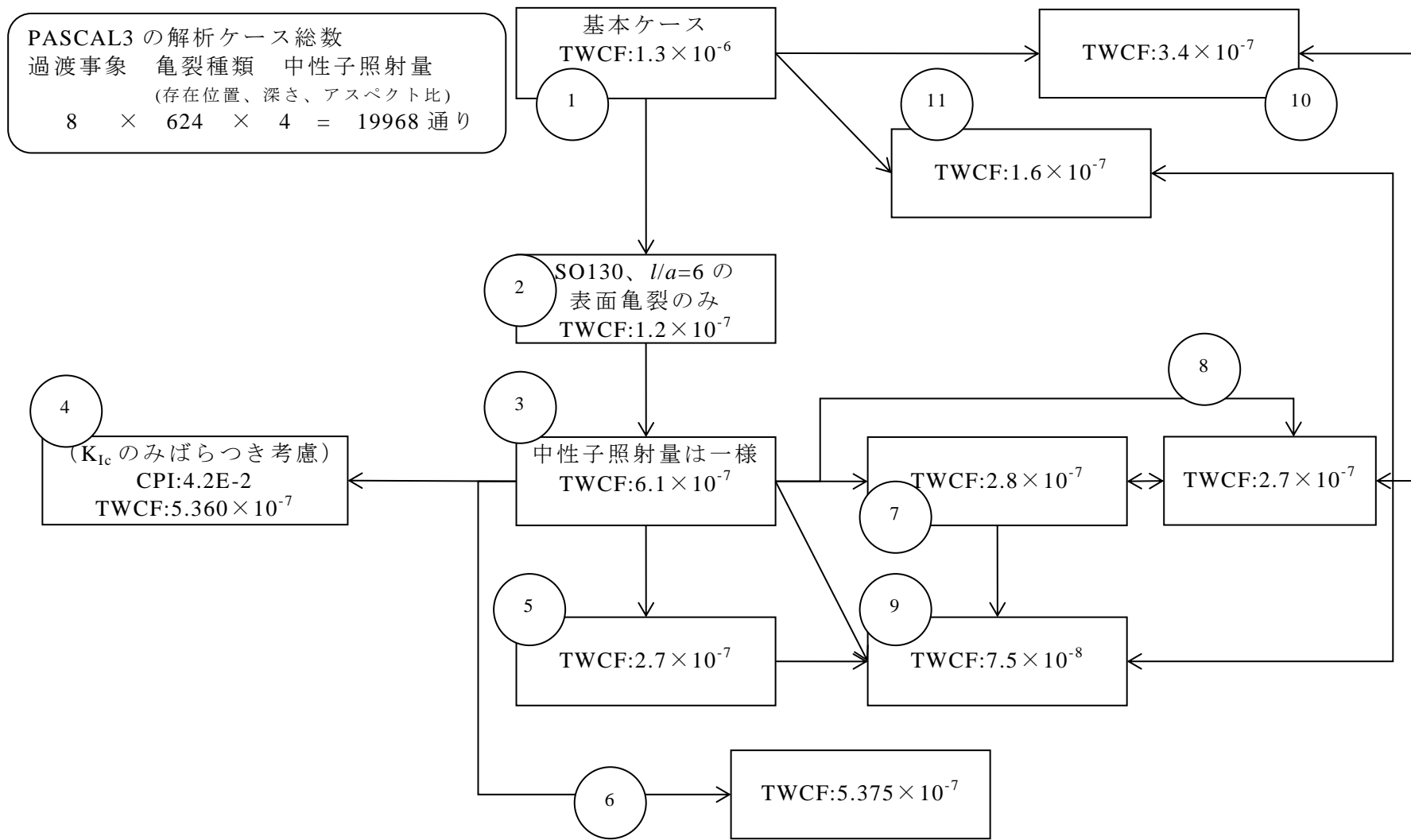


図 2.4.3-4 具体的解析事例を対象とした PASCAL の信頼性確認及び結果の分析に関する模式図

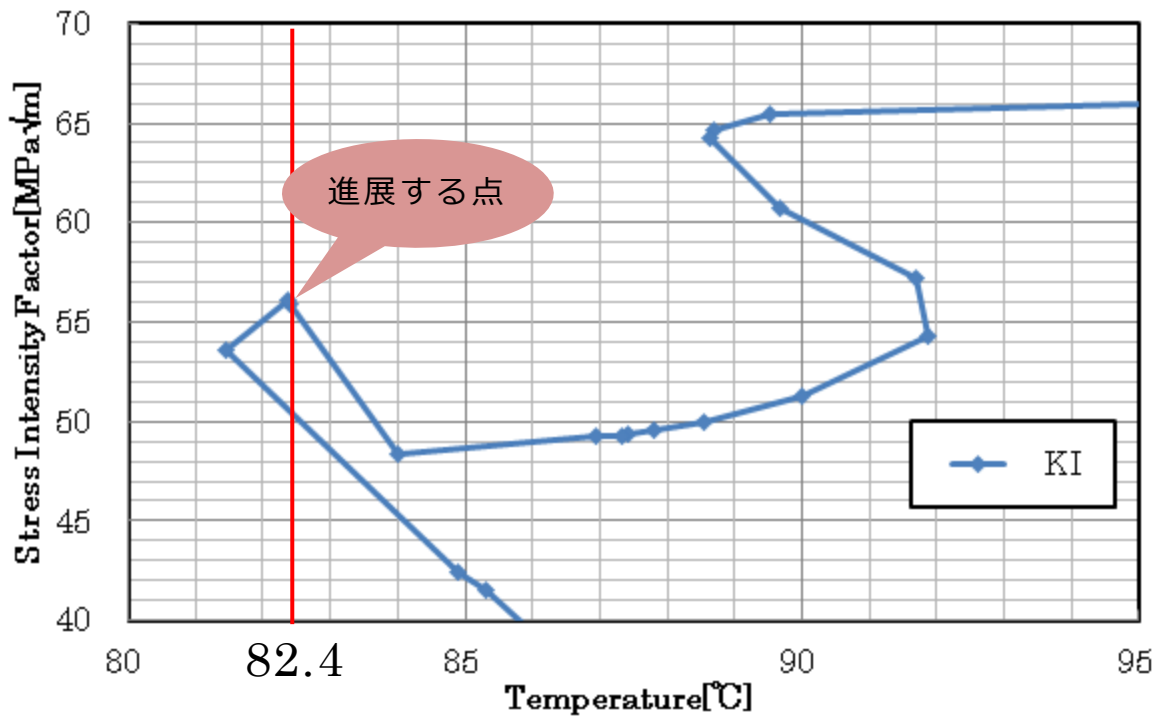


図 2.4.3-5 SO130 の応力拡大係数の時刻歴

2.4.4 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。説明内容と主な議論を以下に示す。

第1回会合：平成27年7月10日

- 本年度の受託事業概要、「標準的解析要領」、「標準的解析手法の整備と国内モデルデータ」、「PASCALの信頼性確認」、「確率論的評価手法の適用性に関する調査」について説明した。
- 「標準的解析要領」について、用語の定義の精緻化が必要である。
- 「標準的解析手法の整備と国内モデルデータ」について、監視試験データのばらつきに基づく脆化予測法の予測誤差の標準偏差をそのまま使用し、さらに化学成分等のばらつきも考慮すると、ばらつきがダブルカウントされる可能性がある。脆化予測法の予測誤差には、監視試験片の化学成分のばらつきも含まれる。

第2回会合：平成26年12月5日

- 「標準的解析手法の整備と国内モデルデータ」、「PASCALの信頼性確認」、「確率論的評価手法の適用性に関する調査」について説明した。
- 「標準的解析手法の整備と国内モデルデータ」について、亀裂進展判定後の亀裂形状の置き換えの考え方を整理した上で、確率論的解析を行い、保守性を定量的に分析することが望ましい。

第3回会合：平成27年2月20日

- 「標準的解析手法の整備と国内モデルデータ」、「PASCALの信頼性確認」、「確率論的評価手法の適用性に関する調査」について説明した。
- 複数の過渡事象を考慮する場合に、それぞれの過渡事象によるTWCFの和をとって全TWCFとすることの考え方を、将来的には明確に整理できるとよい。

なお、「原子炉圧力容器健全性研究専門部会」とは別に原子力機構に設置された、「PASCAL信頼性向上WG」の活動についても、「PASCALの信頼性確認」と関連して報告がなされた。また、第2回会合終了後には、その時点での「標準的解析要領」及び「標準的解析手法の整備と国内モデルデータ」を参加者に配布し、意見を抽出するとともに、必要に応じてその対応を行った。

2.5 機能喪失確率評価事例の整備

2.5.1 解析条件

PASCAL を用いて国内モデルプラントを対象とした TWCF の計算を行い、機能喪失確率の標準的解析事例を整備した。解析条件の詳細は「2.4.2 標準的解析手法及び国内モデルデータ」を参照されたい。解析条件の影響因子について、本年度に行った検討のうち、代表的なものを以下に記す。

(1) 評価対象事象及びその発生頻度、温度・応力時刻歴

平成 26 年度は、SO-1 の温度及び応力の時刻歴として、Beaver Valley Unit 1 の事例において全 TWCF への影響が最も大きい SO126 の時刻歴を使用していたため、算出された TWCF 値が過度に保守的であった可能性がある。そこで、本年度は、SO-1 に関して類似事象をまとめる前の個別の 5 事象（SO60、SO71、SO97、SO126 及び SO130）の時刻歴データ及び発生頻度を使用し、より現実的な評価を可能とした。

(2) RPV 寸法

原子力圧力容器内面にある、クラッドは母材部に比べて熱伝導率が低いため、そのわずかな厚さの違いが母材部の温度分布や応力分布に影響を与える可能性がある。そこで、本年度は SO130 事象を対象に、クラッドの厚さを変更した熱応力解析を実施し、温度分布や応力分布に与える影響の調査を行った。クラッド厚さを 5mm と 5.5mm のケースの温度分布及び応力分布の比較を図 2.5.1-1 及び図 2.5.1-2 に示すクラッド厚さにより、温度分布及び応力分布には有意な差は認められなかったため、クラッド厚さは昨年度と同様に 5mm を使用することとした。

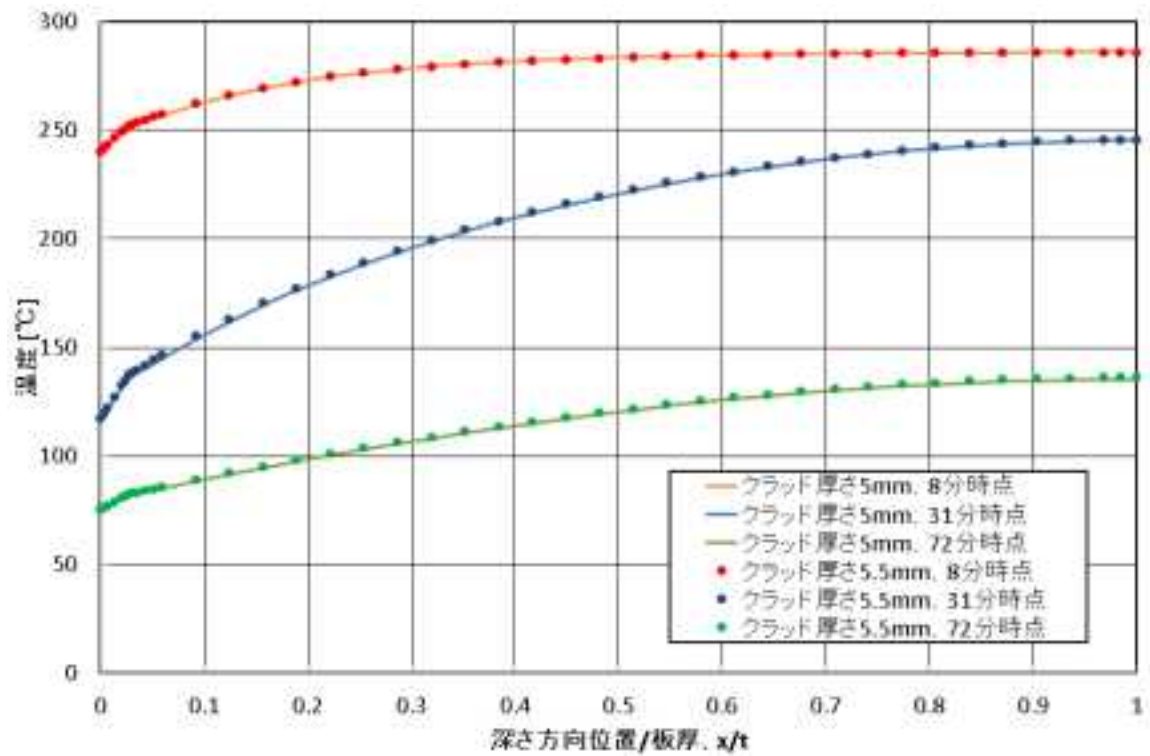


図 2.5.1-1 クラッド厚さによる温度分布の比較

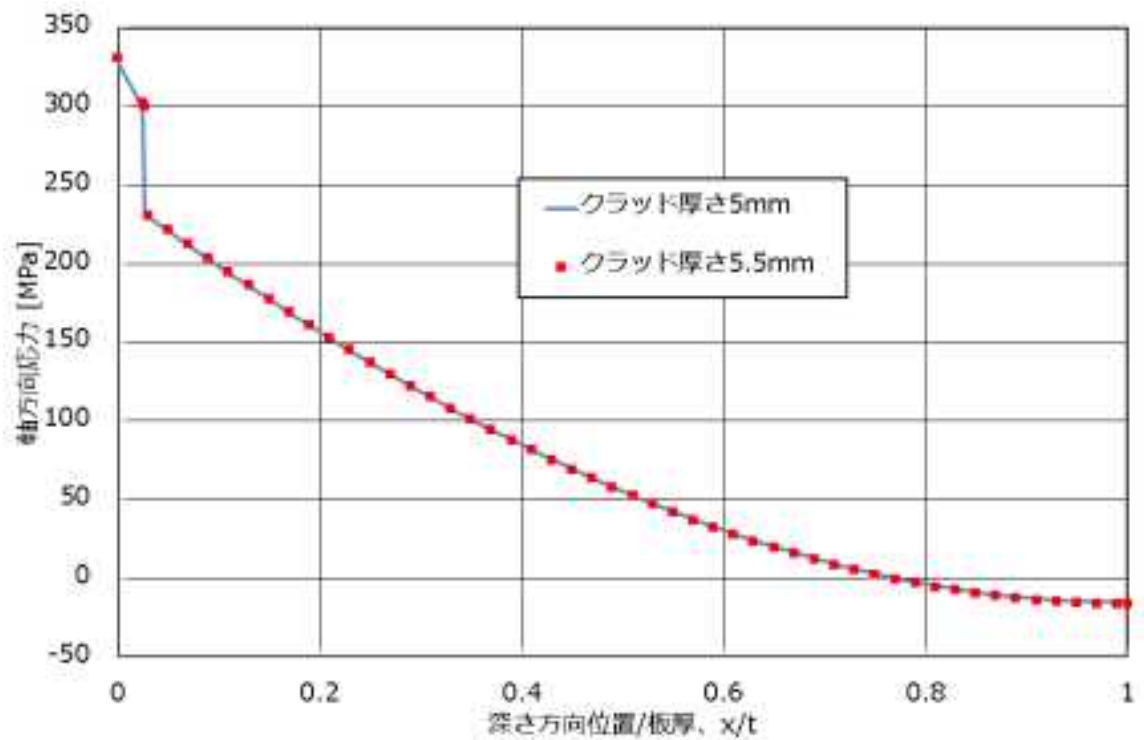


図 2.5.1-2 クラッド厚さによる応力分布の比較 (72分時点)

(3) 初期亀裂分布モデル

平成 26 年度は、内部亀裂の初期亀裂分布に関して、米国 Oconee の代表的なデータを使用していた。本年度は、2.3.1(5)で述べたように、米国 Oconee、Beaver Valley、Palisades、Calvert Cliffs の 4 プラントのデータの平均値を使用することとした。また、2.3.2(5)で述べたように、亀裂分布が有する不確かさを考慮した解析を行った。

(4) 化学成分、材料特性及び中性子照射量とその確率モデル

平成 26 年度は、化学成分の含有量の確率分布の打ち切り値を標準偏差の 3 倍とし、上下限界を超える場合は上下限界と置き換えていた。材料特性 (RT_{NDT} 及び K_{Ia}) の確率分布の打ち切り値は標準偏差の 5 倍とし、上下限界を超える場合は再サンプリングを行っていた。また、中性子照射量は、片側の打ち切り（下限を 0）のみを考慮し、下限を下回る場合は下限値と置き換えていた。

本年度は、化学成分及び材料特性の全ての変数に関して、打ち切り値を標準偏差の 3 倍とした場合には CPI あるいは CPF が算出されないケースがあることが分かったことから、RC111⁸⁶を参考に確率分布の打ち切り値を標準偏差の 5 倍とするとともに、FAVOR⁵⁶による解析手法を参考に上下限界を超える場合は上下限界に置き換えることとした。なお、中性子照射量に関しては、打ち切りの考え方は FAVOR⁵⁶と同様であったため、本年度の更新は無い。以上のように設定した打ち切り値に関して、表 2.5.1-1 に示すように、打ち切り値の有無が TWCF に及ぼす影響が無いことを確認した。

表2.5.1-1 PASCALを用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例
 過渡事象毎の TWCF[回/炉年]に対する確率分布の打ち切りの影響

	大破断 LOCA	主蒸気管破断	小破断 LOCA	一次系弁の開固着
打ち切り $5\sigma^{*1}$	1.11×10^{-9}	8.23×10^{-8}	1.98×10^{-8}	1.17×10^{-6}
打ち切りなし ^{*2}	1.11×10^{-9}	8.23×10^{-8}	1.98×10^{-8}	1.17×10^{-6}

*1 : 化学成分及び材料特性の打ち切りを $\pm 5\sigma$ とし、それを超える場合は端点の値を用いる（サンプリングされた値が負の場合は0とする）。

*2 : 打ち切りを考慮しない。ただし、サンプリングされた値が負の場合は0とする。

(5) 脆化予測モデル

JEAC4201-2007[2013年追補版]⁸⁷では監視試験による ΔRT_{NDT} 実測値が2個以上ある場合に RT_{NDT} の調整値の算出に Mc 補正の考え方を適用できるとされている。そこで、本年度は2.3.2(3)で述べたように、脆化予測に関連して Mc 補正の考え方を適用した解析を実施し、 Mc 補正の適用による影響を分析した。

また、JEAC4201-2007[2013年追補版]⁸⁷では、脆化予測法の標準偏差は $9.5^{\circ}C$ と分析されているが、その値にはCu、Ni、中性子照射量のばらつきの影響が含まれるため、脆化予測法のばらつきについて $9.5^{\circ}C$ を用いると、それらのばらつきとの重複があると考えられる。そこで、脆化予測法の中に含まれるCu、Ni、中性子照射量のばらつきによる重複を排除した値を分析し、 $8.9^{\circ}C$ が求められたことから、それを国内モデルデータとして使用することとした。

(6) 破壊靱性モデル

K_{Ic} と K_{Ia} のモデルについては、PVP2015-45915²⁹を参考に、国内RPV鋼材を対象としたモデルを適用することとした。

また、破壊靱性モデルに関して、本年度はPVP2016-63795⁹⁰を参考にWPSモデルについてはACEモデルを標準的解析手法として選定した。PVP2016-63795⁹⁰によれば、ACEモデルは試験との比較を通じて検証が進められており、再加圧を評価可能なモデルのうち、ACEモデルは最も精度が良く、かつ保守的な評価となることが確認されている

(7) 溶接残留応力

2.2.1節の荷重条件において示したように、溶接残留応力分布を考慮して、より現実的な解析可能となったことを踏まえ、本年度新たに算出した残留応力分布を3次多項式近似によりフィッティングし、国内モデルデータとして使用することとした。フィッティングにより得た残留応力分布を図2.5.1-3に示す。

また、2.5.3(3)に述べるように、溶接残留応力を考慮しない場合とした場合のTWCFを求めることにより、溶接残留応力がTWCFに及ぼす影響を確認した。

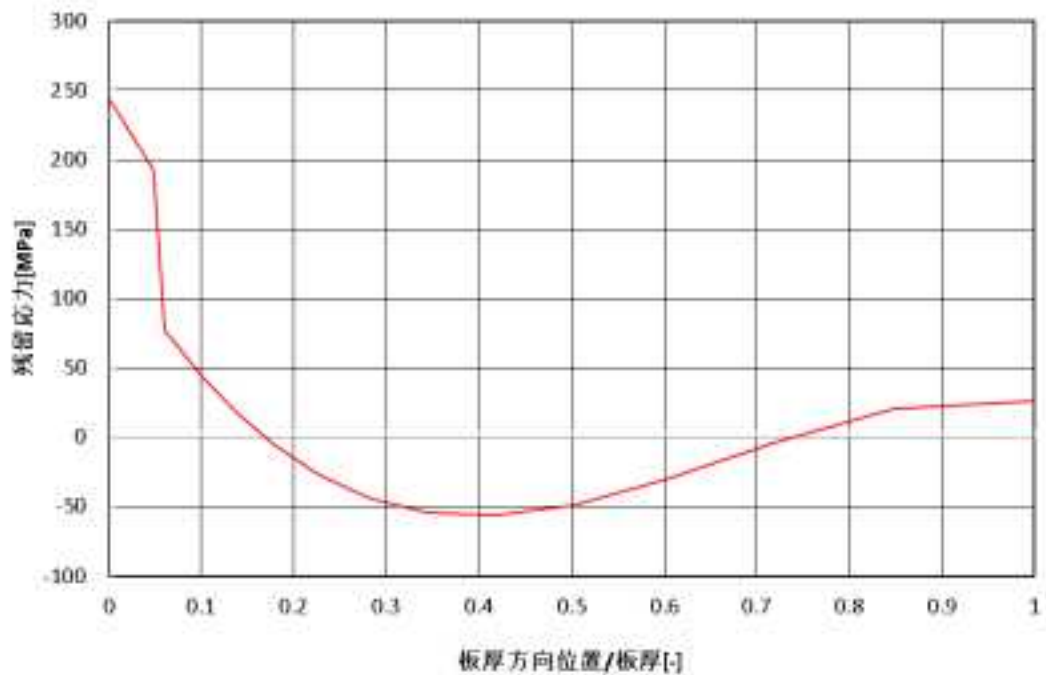


図 2.5.1-3 残留応力分布

なお、「2.4.2 標準的解析手法及び国内モデルデータ」に記載した項目以外のものとして、確率論計算のケース数を表 2.5.1-2 に示す。この計 19968 ケースについて、PASCAL3 を用いて条件付亀裂貫通確率を計算した上で、PostPASCAL により TWCF を計算した。PASCAL3 の 1 ケースにつき最大 10 万サンプルのモンテカルロシミュレーションを行った。本解析ケースを基本ケースと呼ぶこととする。

表2.5.1-2 確率論計算のケース数

条件	ケース数
過渡事象	8 (SBLOCA、LBLOCA、MSLB、SO-1 計 5 ケース)
中性子照射量	4 (0.5、1.0、4.0、 7.0×10^{19} [n/cm ²])
亀裂種類及び位置	6 (亀裂種類は周方向表面亀裂、周方向内部亀裂、軸方向内部亀裂の 3 ケース、亀裂位置は溶接部及び母材部)
亀裂寸法	表面亀裂 4 ケース 母材部内部亀裂 55 ケース 溶接部内部亀裂 253 ケース

2.5.2 解析結果

TWCF を亀裂種類及び過渡事象ごとに整理したものを表 2.5.2-1 に、全 TWCF に対する割合を示したものを表 2.5.2-2 に示す。標準的解析手法及び国内モデルデータを用いて得られた TWCF は 8.6×10^{-7} [回/炉年]であった。

全 TWCF に対する表面亀裂の割合は 2 割弱であった。本条件では、弾性解析によって RPV 板厚内の応力分布を求めているため、クラッドにおいて非常に大きな応力が認められた。また、応力拡大係数の算出の際に、過渡事象による応力及び溶接残留応力を重ね合わせて考慮するため、特に表面亀裂の応力拡大係数を大きく見積もっていると考えられる。過年度の解析結果と比較して、全 TWCF に対する表面亀裂の割合が小さくなったが、その原因は、特に WPS モデルに ACE モデルを適用したことにより、SO の再加圧時の亀裂進展割合が減少したためである。

全 TWCF に対する溶接部の内部亀裂の割合は 4%に満たなかった。溶接部は亀裂密度が高いものの、溶接部の RT_{NDT} 初期値は -50°C であり、亀裂貫通確率が非常に小さいことが原因である。一方で、母材部の RT_{NDT} 初期値は -5°C であるため、相対的に高い亀裂貫通確率が得られた。

全 TWCF に対して、SBLOCA 及び MSLB の割合が高い結果となった。これは、事象の発生頻度が比較的高いことが原因の 1 つとして挙げられる。また、LBLOCA の FCI が高い (図 2.5.2-1 右図) にも関わらず全 TWCF に対する割合が低い理由としては、LBLOCA は急激に冷却される事象であるため亀裂進展確率が高い一方、RPV 外面の温度はほとんど低下しないことから熱応力が低く破壊靱性が高い状態であり、亀裂伝播停止確率が高くなったと考えられる。

表2.5.2-1 TWCF 基本ケース[回/炉年]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.5E-07	9.0E-09	4.6E-10	2.4E-09	8.2E-09	8.6E-07
表面亀裂			8.8E-13	7.7E-12	2.9E-11	1.4E-07	6.1E-09	9.7E-12	1.5E-09	7.6E-12	1.5E-07
内部 亀裂	母材部	軸	5.6E-08	2.9E-07	2.9E-07	5.7E-09	2.4E-09	3.4E-10	6.3E-10	7.5E-09	6.5E-07
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	3.3E-09	2.4E-10	4.0E-11	2.8E-10	3.3E-10	3.5E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.4E-12	2.9E-11	3.6E-12	1.3E-11	5.2E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	1.9E-09	2.2E-10	3.9E-11	3.9E-11	3.2E-10	3.2E-08

表2.5.2-2 全TWCFに対する割合 基本ケース[%]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			6.6	34.7	38.5	17.8	1.0	0.1	0.3	0.9	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	16.5	0.7	0.0	0.2	0.0	17.4
内部 亀裂	母材部	軸	6.4	33.3	33.2	0.7	0.3	0.0	0.1	0.9	74.8
		周	0.1	0.7	2.7	0.4	0.0	0.0	0.0	0.0	4.0
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1
		周	0.1	0.7	2.6	0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	3.7

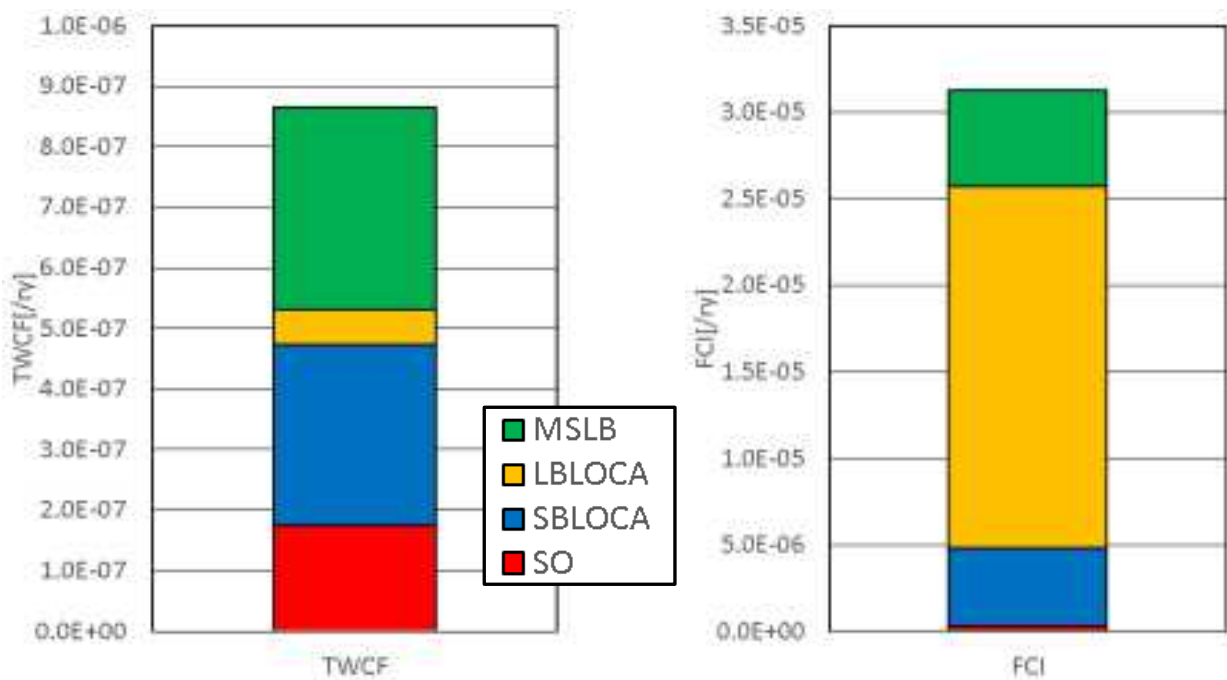


図 2.5.2-1 基本ケースの TWCF（左図）及び FCI（右図）

2.5.3 主なパラメータの影響

本項では、TWCF に対する主なパラメータの影響を確認する。なお、 RT_{NDT} 初期値、 Mc 補正、検査等の影響については、「2.3.2 活用方策の検討」を参照されたい。

(1) 想定亀裂

標準的解析手法及び国内モデルデータでは、米国 PTS 再評価プロジェクトにおける考え方を参考に表面亀裂の設定を行った。米国では製造されたものの運転に使用されなかった RPV を用いて亀裂寸法及び密度の分析が行われているが、クラッドを貫通する表面亀裂は確認されなかった。しかし、米国 PTS 再評価プロジェクトでは保守的な評価を行うために、クラッドを貫通する表面亀裂の存在を仮定し、その密度はクラッドに存在する内部亀裂の密度を参考に設定された。また、現在改定が進められている JEAC4206 では、国内で表面亀裂が見つからないことを踏まえ、クラッド下亀裂を想定することとしている。以上のような背景から、表面亀裂を考慮しない場合の TWCF の分析を行った。

想定亀裂として表面亀裂を考慮しない場合の TWCF 及び全 TWCF に対する割合をそれぞれ表 2.5.3-1、表 2.5.3-2 に示す。また、本項において実施したケースと基本ケースの TWCF を比較した棒グラフを図 2.5.3-1 に示す。表 2.5.3-1 の内部亀裂の TWCF の値は、

表 2.5.2-1 と同一である。これらの結果から、表面亀裂を考慮しない場合には、基本ケースに比べて TWCF が僅かではあるが減少することが確認された。

表2.5.3-1 TWCF 表面亀裂なし[回/炉年]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	1.1E-08	2.8E-09	4.5E-10	9.6E-10	8.2E-09	7.1E-07
内部 亀裂	母材部	軸	5.6E-08	2.9E-07	2.9E-07	5.7E-09	2.4E-09	3.4E-10	6.3E-10	7.5E-09	6.5E-07
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	3.3E-09	2.4E-10	4.0E-11	2.8E-10	3.3E-10	3.5E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.4E-12	2.9E-11	3.6E-12	1.3E-11	5.2E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	1.9E-09	2.2E-10	3.9E-11	3.9E-11	3.2E-10	3.2E-08

表2.5.3-2 全TWCFに対する割合 表面亀裂なし[%]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			8.0	42.1	46.7	1.5	0.4	0.1	0.1	1.1	100.0
内部 亀裂	母材部	軸	7.8	40.3	40.2	0.8	0.3	0.0	0.1	1.1	90.6
		周	0.1	0.9	3.3	0.5	0.0	0.0	0.0	0.0	4.8
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1
		周	0.1	0.9	3.2	0.3	0.0	0.0	0.0	0.0	4.5

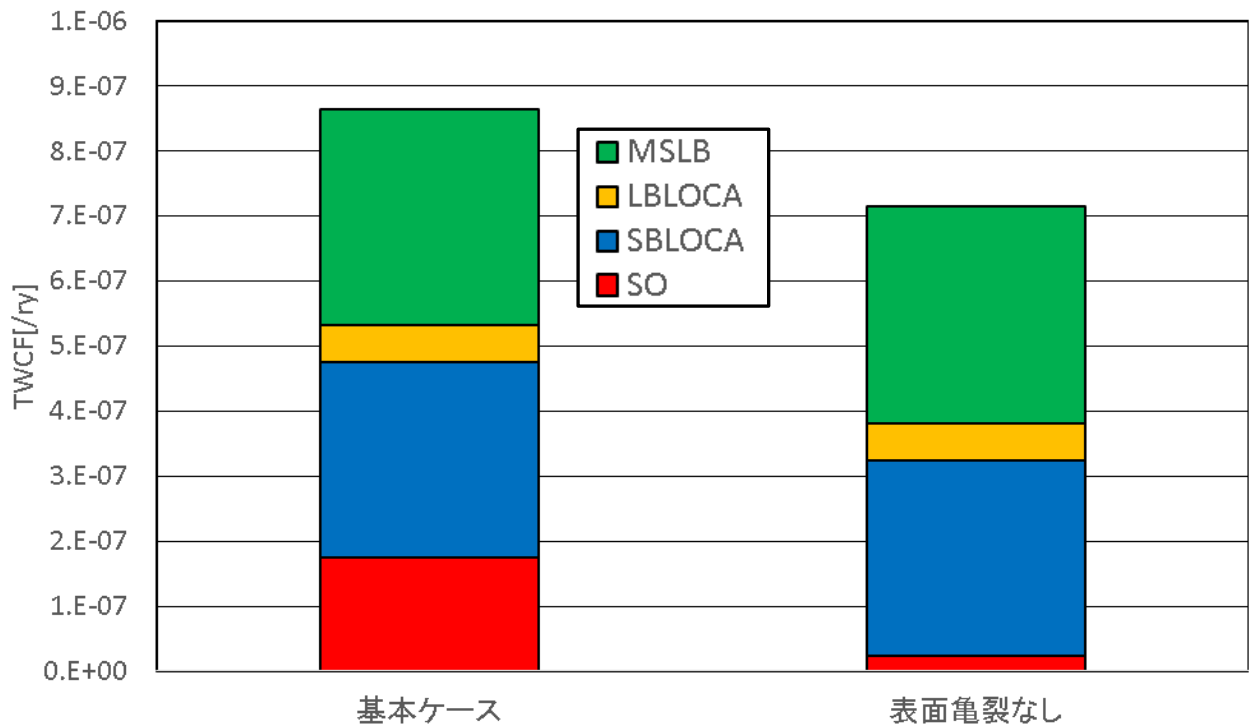


図 2.5.3-1 表面亀裂の有無による TWCF への影響

(2) 過渡条件

決定論的な考え方で RPV の健全性評価を行う JEAC4206-2007¹によれば、過渡事象として SO は考えられていない。標準的解析手法及び国内モデルデータでは、米国 PTS 再評価プロジェクトにおける TWCF の計算に、SO のある程度の寄与が認められること、また SO の発生頻度が LBLOCA、SBLOCA、MSLB 等と比較して高いと考えられること等から、過渡事象に SO を含めることとした。本来であれば、国内プラントに対する PTS-PRA を実施して、過渡事象の選定及び過渡事象の発生頻度の評価を行うことを望ましいが、ここでは参考のため SO を考慮しない場合の TWCF の分析を行った。

過渡事象として SO を考慮しない場合の TWCF 及び全 TWCF に対する割合をそれぞれ表 2.5.3-3、表 2.5.3-4 に示す。また、本項において実施したケースと基本ケースの TWCF を比較した棒グラフを図 2.5.3-2 に示す。表 2.5.3-3 の LBLOCA、SBLOCA、MSLB の TWCF の値は、表 2.5.2-1 と同一である。以上より、SO を考慮しないと基本ケースに比べて TWCF は減少するとともに、全 TWCF に対する表面亀裂の寄与は 0% となることから、それを無視できると考えられる結果が得られている。

表2.5.3-3 TWCF SOなし[回/炉年]

			過渡事象			全 TWCF
			LBLOCA	SBLOCA	MSLB	
全亀裂			5.7E-08	3.0E-07	3.3E-07	6.9E-07
表面亀裂			8.8E-13	7.7E-12	2.9E-11	3.7E-11
内部 亀 裂	母材 部	軸	5.6E-08	2.9E-07	2.9E-07	6.3E-07
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	3.0E-08
	溶接 部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	4.4E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	3.0E-08

表2.5.3-4 全TWCFに対する割合 SOなし[%]

			過渡事象			全 TWCF
			LBLOCA	SBLOCA	MSLB	
全亀裂			8.3	43.5	48.2	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	0.0
内部 亀 裂	母材 部	軸	8.1	41.7	41.5	91.3
		周	0.1	0.9	3.4	4.4
	溶接 部	軸	0.0	0.0	0.0	0.1
		周	0.1	0.9	3.3	4.3

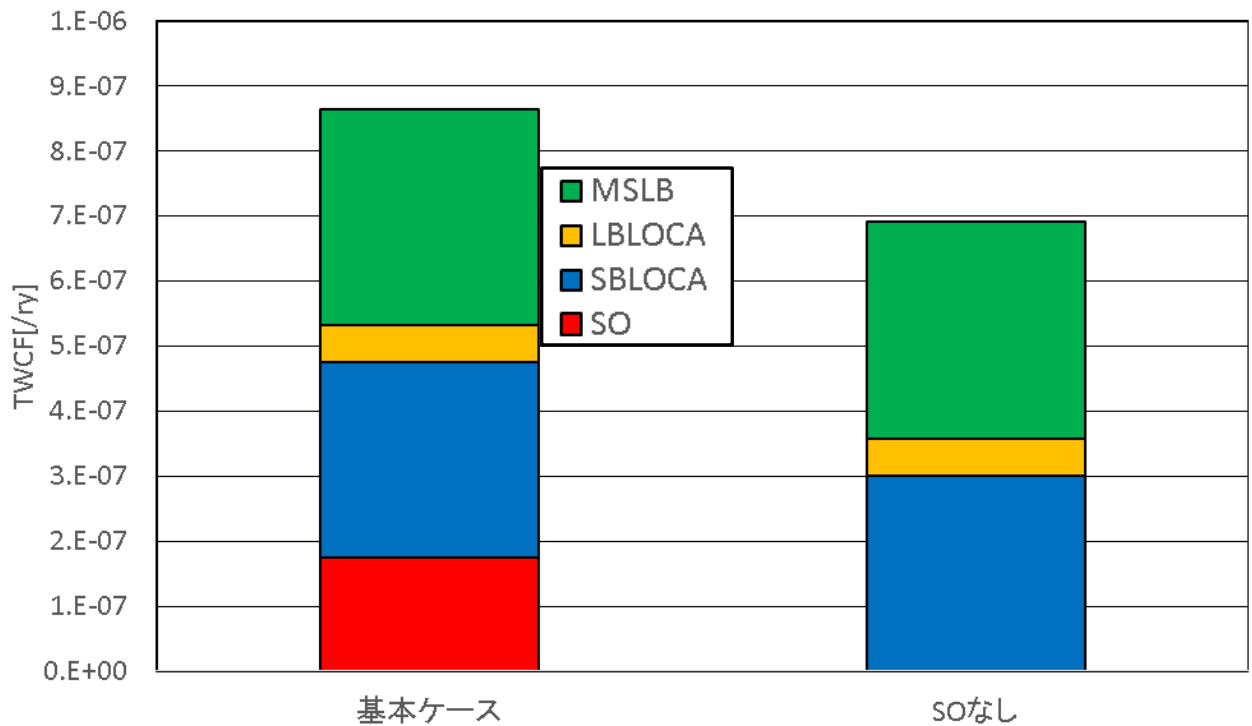


図 2.5.3-2 過渡条件による TWCF への影響

(3) 溶接残留応力

溶接残留応力による TWCF への影響を確認するため、溶接残留応力を考慮しない場合の TWCF の分析を行った。

溶接残留応力を考慮しない場合の TWCF 及び全 TWCF に対する割合をそれぞれ表 2.5.3-5、表 2.5.3-6 に示す。また、本項において実施したケースと基本ケースの TWCF を比較した棒グラフを図 2.5.3-3 に示す。基本ケースと比較すると、全 TWCF は 1/3 近くに低下する。また、全 TWCF に対する SO の寄与が相対的に低下する。これは、溶接残留応力により亀裂が進展し、亀裂貫通に至るのは、表面亀裂が多い場合の SO 事象であることに起因している。一方、LBLOCA に関しては、溶接残留応力を考慮しない場合は基本ケースと較べて TWCF の値が 40% 程度増加している。FCI による比較では、図 2.5.3-4 に示すように溶接残留応力を考慮しない場合にはその値が低下していることから、RPV 内で溶接残留応力が負となる領域があることにより、亀裂伝播停止確率が増加したと考えられる。

表2.5.3-5 TWCF 溶接残留応力なし[回/炉年]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			7.9E-08	4.1E-08	1.4E-07	1.7E-08	1.2E-09	4.3E-10	1.3E-09	2.8E-09	2.8E-07
表面亀裂			8.8E-13	1.8E-11	2.9E-11	1.1E-08	4.0E-10	4.8E-12	1.1E-09	1.4E-10	1.3E-08
内部 亀裂	母材部	軸	7.7E-08	2.8E-08	9.3E-08	2.0E-09	3.1E-10	3.2E-10	1.8E-10	2.0E-09	2.0E-07
		周	7.1E-10	6.3E-09	2.3E-08	2.0E-09	2.3E-10	4.0E-11	5.1E-11	3.3E-10	3.3E-08
	溶接部	軸	1.0E-11	9.2E-11	3.4E-10	2.9E-11	3.3E-12	2.6E-11	1.3E-12	5.4E-12	5.1E-10
		周	6.9E-10	6.1E-09	2.3E-08	1.9E-09	2.2E-10	3.9E-11	3.9E-11	3.2E-10	3.2E-08

表2.5.3-6 全TWCFに対する割合 溶接残留応力なし[%]

			過渡事象						全 TWCF		
			LB LOCA	SB LOCA	MSLB	SO126	SO60	SO71		SO97	SO130
全亀裂			27.9	14.5	49.5	6.2	0.4	0.2	0.5	1.0	100.0
表面亀裂			0.0	0.0	0.0	4.0	0.1	0.0	0.4	0.0	4.6
内部 亀裂	母材部	軸	27.4	10.0	33.0	0.7	0.1	0.1	0.1	0.7	72.1
		周	0.3	2.2	8.3	0.7	0.1	0.0	0.0	0.1	11.7
	溶接部	軸	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.2
		周	0.2	2.2	8.1	0.7	0.1	0.0	0.0	0.1	11.4

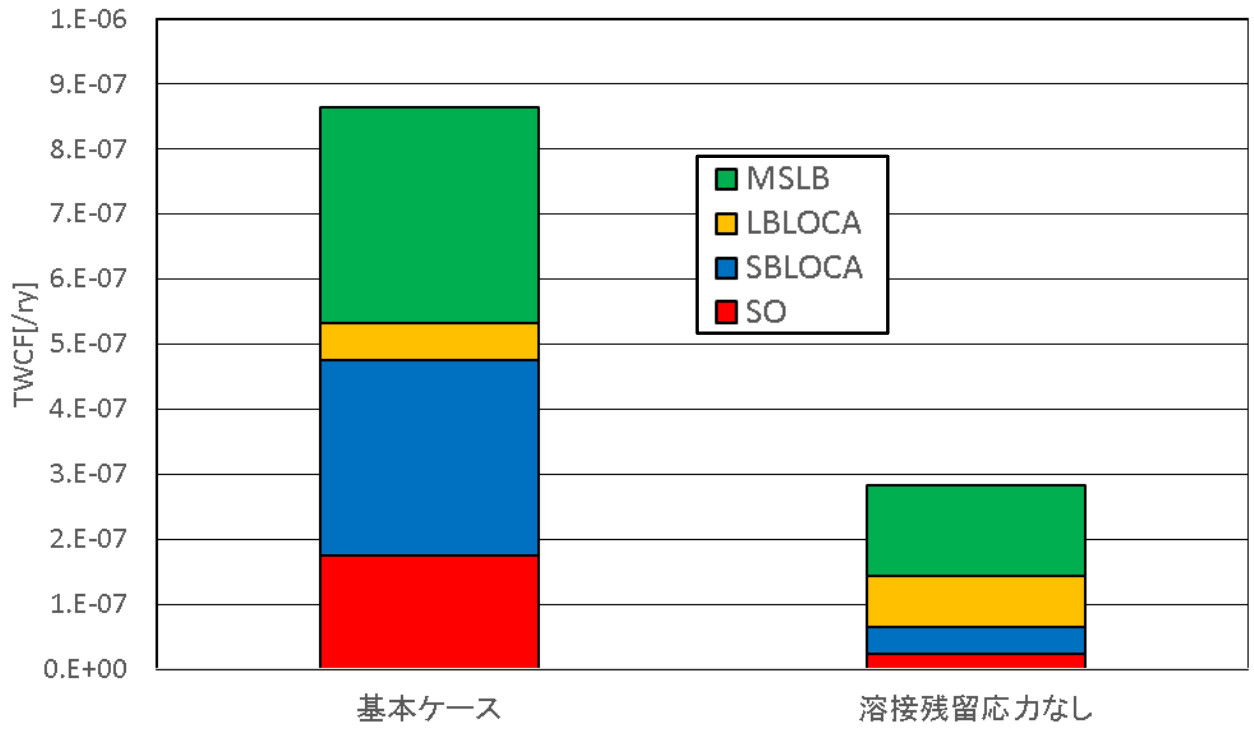


図 2.5.3-3 溶接残留応力による TWCF への影響

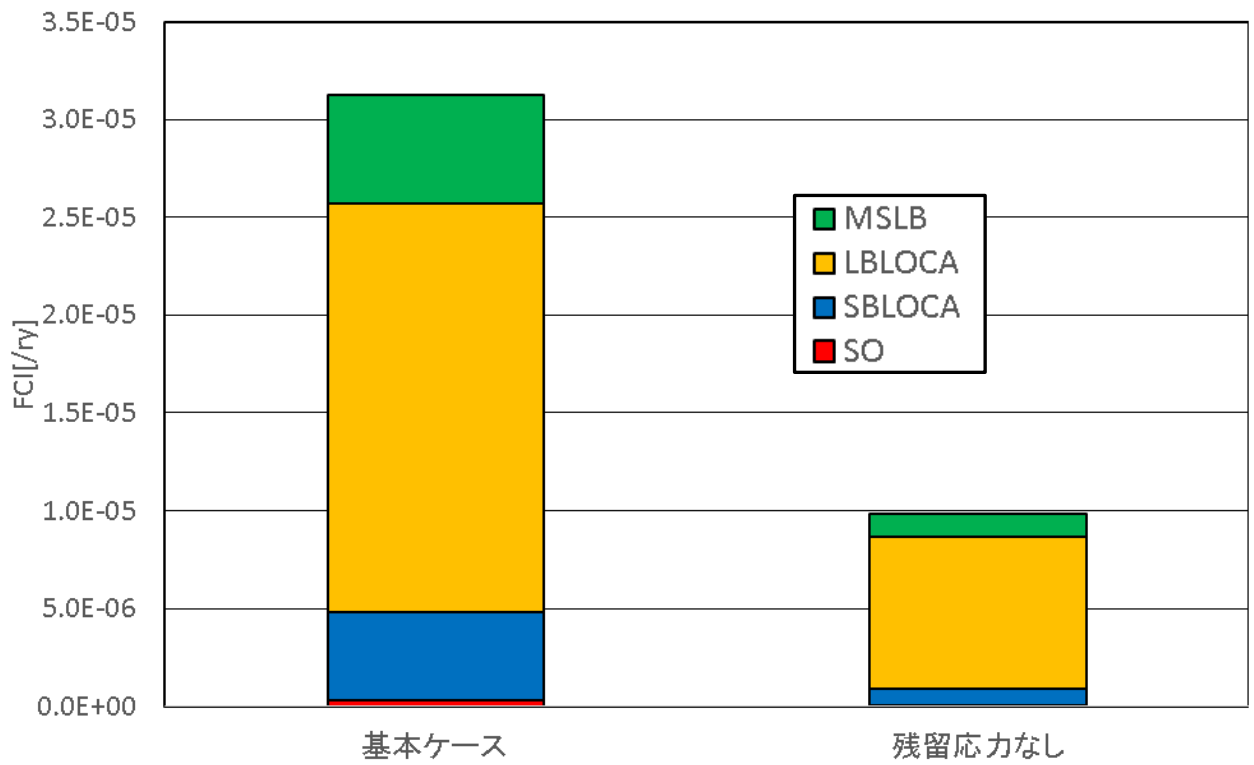


図 2.5.3-4 溶接残留応力による FCI への影響

2.6 2章のまとめ

(1) 健全性評価手法に関わる調査

RPVにおける主要な劣化事象を考慮して、RPV全体を対象とする総合的な健全性評価手法の確立を目指して、以下の技術的知見をとりまとめた。

想定すべき荷重条件に関する調査では、代表的な国内3ループPWRモデルプラントにおけるSBLOCA事象を想定し、CFD解析によりRPV表面の冷却材温度及び圧力等の分布を算出した。これらの結果を用いて、肉盛溶接及び溶接後熱処理による残留応力も考慮した構造解析により、RPVの炉心領域における3次元的な荷重条件の分布及び履歴を得た。以上の結果を踏まえ、現行の評価手法の保守性を示すとともに、健全性評価において残留応力を考慮することの重要性を確認した。また、亀裂存在位置を変えて条件付亀裂貫通確率を算出することにより、冷却材の3次元的な挙動がRPVの健全性に及ぼす影響を確かめた。

耐圧機能喪失に関する評価法に係る調査では、各種材料特性データを追加することにより過年度整備した K_{Ia} データベースを拡充し、亀裂伝播停止に関する参照温度 T_{KIa} が得られている材料を対象に、 T_{KIa} と各種材料特性との相関性に関する検討を行った。また、衝撃試験データと K_{Ia} データの相関式について、国内原子炉容器鋼材(未照射材)を対象に、その適用性を確認した。さらに、照射材を含めた K_{Ia} 曲線の整備を念頭に、監視試験により取得可能な T_{r30} 等のシャルピー遷移温度と T_{KIa} の関係を整理し、それらと T_{KIa} の相関性が良好であること等を明らかにした。

ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法については、PWSCCに関する亀裂発生モデルや亀裂検出モデル等に係る最新知見を調査し、これらの解析機能等をPFM解析コードPASCAL-NPに導入した。そのPASCAL-NPの改良を踏まえ、原子炉容器出口管台における軸方向亀裂を対象とした事例解析を実施した。

(2) 確率論的評価手法の適用性に関する調査

RPVを対象としたPFM解析技術の国内外における最新知見の調査においては、RPVの確率論的健全性評価に関わる個別手法の高度化に関する事例、実プラントを想定した解析事例等の調査を行った。また、米国PTS再評価プロジェクトにおいて使用された代表プラントの亀裂密度データに関する分析を行った。

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ため、本年度整備した標準的解析手法及び国内モデルデータを踏まえ、PASCALによりTWCFを算出し、 RT_{NDT} 、 Mc 補正、非破壊検査等の影響要因がTWCFに与える影響について定量的な検討を行った。その結果、例えば非破壊検査による亀裂検出を考慮することにより、亀裂検出率や検査領域がTWCFに及ぼす影響等を確認した。

(3) 確率論的評価手法の標準化に関する調査

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て、過年度ま

で整備してきた標準的解析要領について、用語定義の拡充、表現の統一、本文及び解説の内容の追加及び更新等、記載の充実を図った。

過年度までに整備してきた標準的解析手法及び国内モデルデータについて、応力拡大係数、脆化予測法のパラメータ、WPS 評価モデル等、一部の項目について、最新知見あるいは専門家の意見を反映して見直しを行った。また、それに応じた PASCAL の個別機能の信頼性確認を行うとともに、PASCAL による国内モデルデータを踏まえた解析事例の整備を通じて、その信頼性確認等を行った。

本調査に関しては、関連する専門家から構成される専門部会で報告を行い、その議論等を踏まえて本事業への反映を図るとともに、確率論的評価の標準化に関する各項目の見直しを行った。

(4) 機能喪失確率評価事例の整備

本年度までに整備してきた標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータを用いた FCI 及び TWCF の計算を行い、機能喪失確率評価事例を整備した。また国内モデルデータのうち、亀裂密度、過渡事象、溶接残留応力等が TWCF に及ぼす影響を確認した。

3. 一次系配管に関する調査研究

3.1 背景と目的

原子力発電所における一次系配管は、圧力バウンダリとしてその健全性が維持される必要がある。供用期間中において、疲労亀裂、IGSCC、PWSCC、NiSCC、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、供用期間中に亀裂が検出された場合の亀裂評価は日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格⁵³（以下「維持規格」という）等に基づいて決定論的な評価が行われる。

一方、一次系配管の健全性評価に関して、定量的かつ合理的な手法として、PFM解析の活用が国内外の各機関で検討されており、原子力機構においても PASCAL-SP、PASCAL-NP 等の PFM 解析コードの整備を進めている。また、米国においても、近年では PWSCC 等を対象として極小破損確率の評価を目的とした PFM 解析コードの開発、熱時効を考慮した PFM 解析に基づく規格整備に関する検討等が進められている。

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 及び PASCAL-NP に関する機能整備、及び一次系配管における代表的な経年事象を対象とした代表的解析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

原子力機構では、亀裂を有する一次系配管を対象とした確率論的健全性評価のため、周方向亀裂を有する配管を対象とした PFM 解析コード PASCAL-SP の整備を進めている。また、亀裂を有する複雑形状部位を対象とした確率論的健全性評価のため、PWSCC あるいは NiSCC を対象とした PFM 解析コード PASCAL-NP の整備を進めている。これらのコードはいずれも国内の原子炉一次系機器・構造物に対する健全性評価に活用することを念頭に整備が進められている。一方で、海外等においても、類似の PFM 解析コードの開発、あるいは PFM 解析に用いる評価手法や評価モデルの高度化が進められている。

そこで、亀裂を有する一次系配管に対する確率論的健全性評価のため、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う。具体的には、PFM 解析コードやプロジェクトを対象とした調査を実施する。また、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、熱時効等）やその評価手法・評価モデル（亀裂発生・進展、破壊評価、漏えい評価、溶接残留応力に係る評価モデル、非破壊検査の精度及びサイジング等）について、国内外の最新知見の調査を行う。さらに、これらの調査結果を踏まえ、PASCAL-SP 及び PASCAL-NP について、新規に整備すべき機能や項目を整理し、PFM 解析コードに反映する際の課題を抽出する。

3.2.1 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、亀裂を有する配管の確率論的健全性評価についても、PFM 解析コードの開発及び PFM 解析を用いた評価の高度化に関する取組が継続されている。

過年度においては、代表的な PFM 解析コードと考慮すべき経年事象を表 3.2.1-1 のように整理するとともに、PWSCC、NiSCC、熱時効、IGSCC 及び疲労を対象とした PFM 解析コード及び評価モデルの調査を行った。

PWSCC 等を対象とした海外の代表的な PFM 解析コードとして、xLPR⁹¹ 及び PRO-LOCA⁹² を対象とした調査を行った。xLPR 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-LOCA⁹² は、当初 USNRC により 10CFR50.46 に規定されている軽水炉を対象とした緊急炉心冷却システムに関する許容基準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、さらなる高度化が進められた。

⁹¹ D.Rudland,&C.Harrington, “xLPR Pilot Study Report”, U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG-2110, (2011).

⁹² 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).

ステンレス鋳鋼（Cast Austenitic Stainless Steel、以下「CASS」という）における熱時効を対象として、CASS が使用される部位に対する検査精度の要求等の観点から、熱時効による靱性の低下を考慮した破損確率評価を行うことが可能な PFM 解析コード CASSPAR⁹³を用いた確率論的健全性評価の高度化が検討された。

米国以外の PFM 活用の事例として、PRAISE-CANDU⁹⁴の調査を実施した。PRAISE-CANDU⁹⁴は、カナダの CANDU 炉の配管に対する確率論的健全性評価のため、PRAISE⁹⁵をベースに改良が加えられた PFM 解析コードであり、xLPR と同等の機能を有する他、減肉に対する適用事例も示されており、ベンチマーク解析等による機能の信頼性向上及び適用事例に関する発表が複数なされている。

これらの成果に関する調査を踏まえ、一次系配管における経年事象を対象とした PFM 解析コード及び評価モデルに関する最新知見を整理した。

過年度の成果と本調査の概要を以下に述べる。

- 国内の PFM 解析に関するさらなるデータ及び知見の拡充、評価手法の確立が期待される経年事象である「PWSCC、NiSCC」と「熱時効」に着目し、その評価モデル等を整理した。また、国内においてこれまで多くの PFM 解析の実績がある「IGSCC」や「疲労」等に関連する知見についてまとめた。
- PFM 解析コードに着目し、「PWSCC」及び「疲労」を対象とした xLPR 及び PRO-LOCA、「熱時効」を対象とした CASSPAR、「IGSCC」を対象とした PEPPER 等について調査を行うとともに、PFM 解析コードを用いたベンチマーク解析、PFM 解析に必要な評価モデル等について調査を行った。
- xLPR は継続してプロジェクトが進められており、過年度は xLPR v1.0 を調査対象としたが、ASME PVP 2015 において xLPR v2.0 としての成果等に関する発表⁹⁶があったため、本年度はこれを調査対象とした。また、米国機械学会において熱時効に対して PFM 解析を適用した事例規格の策定に向けた検討がなされた。一方で、PRO-LOCA⁹²及び PRAISE-CANDU⁹⁴については、機能の高度化あるいは解析事例等、着目すべき成果は現段階では公開されていない。
- 経年事象について、xLPR で考慮される「PWSCC」及び「疲労」に関連する評価モデル等に関する情報を入手できた。

⁹³ 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).

⁹⁴ X.Duan, M.Wang and M.J.Kozluk, “Acceptance criterion for probabilistic structural integrity assessment: Prediction of the failure pressure of steam generator tubing with fretting flaws”, Nuclear Engineering and Design, 281, (2015).

⁹⁵ 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).

⁹⁶ D.Rudland, C.Harrington and R Dingreville, “Development of the Extremely Low Probability of Rupture (xLPR) Version 2.0 Code”, Proceedings of the ASME 2015 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2015-45134 (2015).

これらを踏まえ、本項の構成は、次の通りとする。xLPR v2.0⁹⁶には PWSCC 等を対象とした確率論的健全性評価を行うための代表的な評価モデルが網羅されている。そのため、まず xLPR v2.0⁹⁶ の各評価モデルに関する整備状況を整理することとした。次に、xLPR に限らず、一次系配管における経年事象を対象とした PFM 解析コード及び評価モデルに関する最新知見を整理した。

なお、本節では最新知見が含まれている項目や、国内のデータが比較的少ないと考えられる項目等について、特に着目することとした。一方で、ある程度手法が確立されているものや、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こととした。

表 3.2.1-1 一次系配管における経年事象を考慮した代表的 PFM 解析コード

解析コード	経年事象			
	PWSCC/ NiSCC	熱時効	IGSCC	疲労
xLPR	○	-	-	○
PRO-LOCA	○	-	○	○
CASSPAR	-	○	-	○
PEPPER	-	-	○	○
PRAISE-CANDU	○	-	-	○

3.2.2 PWSCC や疲労等を対象とした PFM 解析コード xLPR v2.0

xLPR⁹¹は PWSCC や疲労等を対象として、極小破損確率を計算するため、USNRC 及び EPRI によって開発が進められている PFM 解析コードである。パイロットスタディとしての成果が NUREG-2110⁹¹にまとめられており、PFM 解析コードとしての骨格と、配管が破損するまでの一通りの確率論的健全性評価機能に関する整備が行われたことが記載されている。xLPR v2.0⁹⁶の目的は、これまでサージノズルにおける PWSCC による周方向亀裂を対象としていた xLPR v1.0⁹¹に対して、他の機器形状や軸方向亀裂への拡張を行うとともに、各評価モデルを高度化することである。

xLPR v2.0⁹⁶には、PWSCC や疲労等を対象に、亀裂の発生から破損に至るまでの評価を行うためのモデルが広く整備されている。xLPR v2.0 の概要は、ASME PVP 2015 において発表がなされた。xLPR v2.0 の評価フローを図 3.2.2-1 に示す。以下では、xLPR v2.0⁹⁶の個別の評価手法あるいは評価モデルについて整理する。

(1) 亀裂発生

xLPR に導入されている PWSCC 等による亀裂発生モデルとして、2つの直接モデルと

ワイブル分布に基づくモデルの計 3 モデルが、過年度の調査及び 2.2.3(1)に示した今年度の調査において確認された。これらのモデルの詳細については、2.2.3(1)にまとめて示している。また、疲労による亀裂発生については、NUREG/CR-6909 Rev.1⁴²の疲労寿命曲線を用いた評価モデルと類似のモデルが整備されている。xLPR v2.0 では、疲労による亀裂発生と PWSCC 等による亀裂発生は独立に取り扱われる。なお、xLPR v1.0⁹¹において取扱うことができる亀裂種類は周方向亀裂のみであったが、xLPR v2.0⁹⁶においては軸方向亀裂についても評価可能となった。

(2) 溶接残留応力及び応力拡大係数

xLPR v2.0⁹⁶では、板厚方向の溶接残留応力分布を 26 の離散点で入力することが前提となっている。xLPR v1.0 では、4 次多項式の溶接残留応力分布が前提とされていたが、離散点入力については当時の v2.0 への更新に向けた検討項目としてすでに挙げられていた。溶接残留応力を離散点で入力することを踏まえ、応力拡大係数の計算には、重み関数法が適用されている。PVP2015-45134⁹⁶の解析例題に使用された溶接残留応力分布を図 3.2.2-2 及び図 3.2.2-3 に示す。これはホットレグの出口ノズルの応力分布⁹⁷であり、ばらつきの取扱については溶接残留応力に関する国際ラウンドロビンの成果⁹⁸を参考としている。

(3) 亀裂進展

xLPR v2.0⁹⁶は、周方向亀裂及び軸方向亀裂に対する亀裂進展解析機能を有する。PWSCC 進展速度について、ニッケル合金溶接材である 82/182/132 合金に対する MRP-115³²のモデル及び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-263³³のモデルが整備されており、これらは xLPR v1.0⁹¹から変更されていない。また、疲労亀裂進展速度について、ASME Section XI のモデル³⁴及びパリス則のモデルが整備されている。

(4) 非破壊検査

EPRI による実証試験を踏まえた非破壊検査の POD 曲線のモデル⁴⁴が xLPR v2.0⁹⁶に整備されていることが 2.2.3(1)に示した調査において確認された。POD 曲線のモデルの詳細については、2.2.3(1)にまとめて示している。

⁹⁷ Shim, D.-J., Kalyanam, S., Punch, E., Zhang, T., Brust, F., Wilkowski, G., Goodfellow, A., and Smith, M., “Advanced Finite element analyses(AFEA) Evaluation for circumferential and Axial PWSCC Defects”, PVP2010-25162, (2010).

⁹⁸ Benson, M., Rudland, D., and Csontos, A., “Weld Residual Stress Finite Element Analysis Validation: Part 1 – Data Development Effort”, NUREG-2162, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2014).

(5) 破壊評価

xLPR v1.0⁹¹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こと、また表面亀裂は拘束が低いため、表面亀裂を対象とした破壊評価手法には極限荷重評価法を用いるとされていた。また、弾塑性破壊力学評価手法の高度化が v2.0 への更新に向けた課題として挙げられていた。

xLPR v2.0⁹⁶では軸方向亀裂が評価対象として加えられている。xLPR v2.0⁹⁶における各亀裂種類に対する破壊評価手法を以下に示す。

- 周方向表面亀裂 : 極限荷重評価法 (Li ら⁹⁹の手法)
- 周方向貫通亀裂 : 極限荷重評価法あるいは弾塑性破壊力学評価法¹⁰⁰
- 軸方向表面亀裂 : 極限荷重評価法 (Ductile Fracture Handbook¹⁰¹の手法)
- 軸方向貫通亀裂 : 極限荷重評価法あるいは J-T 法¹⁰²

⁹⁹ Li, Y. et al. “Prediction of Collapse Stress for Pipes With Arbitrarily Multiple Surface Flaws”; Journal of Pressure Vessel Technology, Vol 132, pp. 061204, (2010).

¹⁰⁰ Gilles, P., and Brust, F. W., “Approximate Methods for Fracture Analysis of Tubular Members Subjected to Combined Tension and Bending Loads”, Proceedings of the 8th OMAE Conference, Hague, The Netherlands, (1989).

¹⁰¹ Zahoor, A., “Ductile Fracture Handbook”, EPRI Report NP-6301-D, V3, (1989).

¹⁰² Y.J. Kim, N.S. Huh, Y.J. Park, Y.J. Kim, Elastic plastic J and COD estimates for axial through-wall cracked pipes, Intl J Pressure Vessels and Piping, 79, 451-464, (2002).

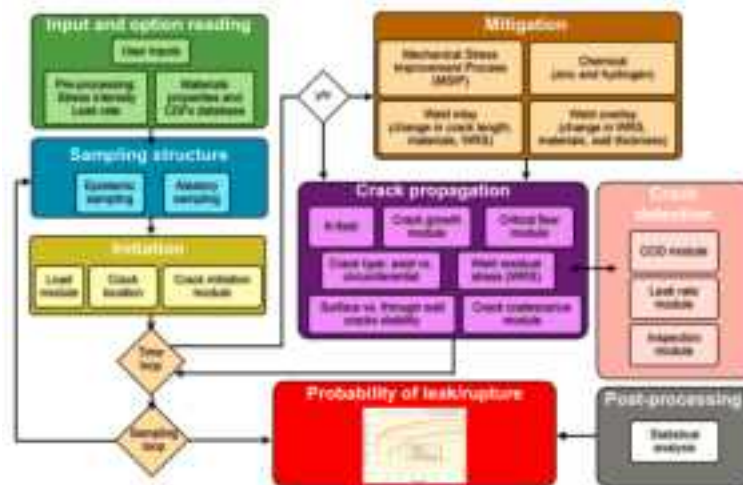


Figure 1 High level xLPR Version 2 flow chart

図 3.2.2-1 PWSCC を対象とした軸方向亀裂の進展の模式図

(PVP2015-45134⁹⁶ より引用)

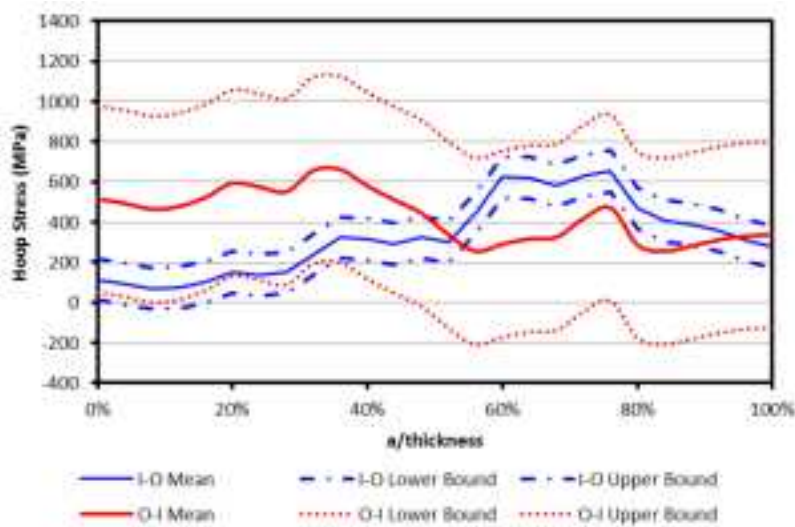


Figure 2 Example problem hoop stress

図 3.2.2-2 xLPR v2.0 の解析例題に使用された周方向応力分布

(PVP2015-45134⁹⁶ より引用)

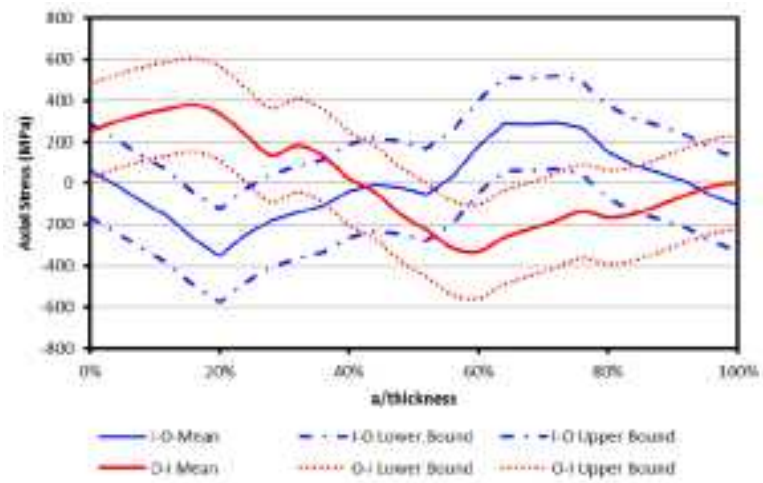


Figure 3 Example problem axial stress

図 3.2.2-3 xLPR v2.0 の解析例題に使用された軸方向応力分布

(PVP2015-45134⁹⁶より引用)

3.2.3 一次系配管の破損評価のための評価手法及び評価モデル

(1) 疲労亀裂発生モデル

従来の ASME Section III の設計疲労曲線は、室温かつ空気中における疲労試験で得られた疲労寿命線図に対して、応力振幅について 1/2 倍、サイクルについて 1/20 倍にして得られたものである。一方、米国及び国内において、実機水質環境における疲労寿命データが拡充され、室温かつ空気中の疲労寿命よりも短くなることが認められたことから、実機における疲労寿命の予測を高度化するため、これらのデータを踏まえた疲労寿命線図が策定された。NUREG/CR-6909 Rev.1⁴²には、軽水炉環境中の炭素鋼、低合金鋼、CASS、ニッケル合金の疲労寿命線図が示されている。xLPR v2.0⁹⁶には、その NUREG/CR-6909 Rev.1⁴²に基づいた疲労亀裂発生モデルが整備されている。

炭素鋼及び低合金鋼の疲労試験データの一覧を表 3.2.3-1 に示す。炭素鋼及び低合金鋼の疲労寿命線図は次式で与えられる。

$$\text{炭素鋼} : \ln(N) = 5.951 - 1.975 \ln(\varepsilon_a - 0.113) + 0.101S^*T^*O^*\varepsilon^* \quad (3.2.3-1)$$

$$\text{低合金鋼} : \ln(N) = 5.747 - 1.808 \ln(\varepsilon_a - 0.151) + 0.101S^*T^*O^*\varepsilon^* \quad (3.2.3-2)$$

ここで、 N は疲労寿命、 ε_a はひずみ範囲である。また、 S^* 、 T^* 、 O^* 、 ε^* は、それぞれ硫黄の質量分率、温度、溶存酸素濃度、ひずみ速度に関連したパラメータであり、溶存酸素濃度 DO 及び温度 T 等の範囲に応じて、次式のように与えられる。

$$\begin{aligned} S^* &= 0.015 && (DO > 1.0 \text{ ppm}) \\ S^* &= 0.001 && (DO \leq 1.0 \text{ ppm and } S \leq 0.001 \text{ wt. \%}) \\ S^* &= S && (DO \leq 1.0 \text{ ppm and } 0.001 < S \leq 0.015 \text{ wt. \%}) \\ S^* &= 0.015 && (DO \leq 1.0 \text{ ppm and } S > 0.015 \text{ wt. \%}) \end{aligned} \quad (3.2.3-3)$$

$$\begin{aligned} T^* &= 0 && (T \leq 150^\circ\text{C}) \\ T^* &= T - 150 && (150 < T \leq 350^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (3.2.3-4)$$

$$\begin{aligned} O^* &= 0 && (DO \leq 0.04 \text{ ppm}) \\ O^* &= \ln(DO/0.04) && (0.04 \text{ ppm} < DO \leq 0.5 \text{ ppm}) \\ O^* &= \ln(12.5) && (DO > 0.5 \text{ ppm}) \end{aligned} \quad (3.2.3-5)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon^* &= 0 && (\dot{\varepsilon} > 1 \text{ \%}/\text{s}) \\ \varepsilon^* &= \ln(\dot{\varepsilon}^*) && (0.001 \leq \dot{\varepsilon} \leq 1 \text{ \%}/\text{s}) \\ \varepsilon^* &= \ln(0.001) && (\dot{\varepsilon} < 0.001 \text{ \%}/\text{s}) \end{aligned} \quad (3.2.3-6)$$

軽水炉環境中のステンレス鋼の疲労試験データの一覧を表 3.2.3-2 に示す。ステンレス

鋼の疲労寿命線図は次式で与えられる。なお、炭素鋼及び低合金鋼とは異なり、前述の硫黄の質量分率に関連したパラメータ S^* の効果は含まれない。

$$\ln(N) = 6.157 - 1.920 \ln(\varepsilon_a - 0.112) - T'O'\varepsilon' \quad (3.2.3-7)$$

ただし、温度、溶存酸素濃度、ひずみ速度に関連したパラメータ、 T' 、 O' 、 ε' は、それぞれ次式で与えられる。

$$\begin{aligned} T' &= 0 && (T < 150^\circ\text{C}) \\ T' &= (T - 150)/175 && (150 \leq T < 325^\circ\text{C}) \\ T' &= 1 && (T \geq 325^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (3.2.3-8)$$

$$O' = 0.281. \quad (DO \text{ によらず一定}) \quad (3.2.3-9)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon' &= 0 && (\dot{\varepsilon} > 0.4 \%/s) \\ \varepsilon' &= \ln(\dot{\varepsilon}/0.4) && (0.0004 \leq \dot{\varepsilon} \leq 0.4 \%/s) \\ \varepsilon' &= \ln(0.0004/0.4) && (\dot{\varepsilon} < 0.0004 \%/s) \end{aligned} \quad (3.2.3-10)$$

軽水炉環境中のニッケル合金の疲労試験データの一覧を表 3.2.3-3 に示す。NUREG/CR-6909 Rev.1⁴² では、ニッケル合金の試験データ数は疲労寿命線図を策定するには十分とは言えないとされている。しかしながら、ニッケル合金に対する環境効果は、ステンレス鋼のそれと同様の傾向が見られる、と述べられている。ニッケル合金については、疲労寿命線図は与えられていないが、以下の式で定義される環境効果補正係数 F_{en} が与えられている。

$$\ln(F_{en}) = \ln(N_{RTair}) - \ln(N_{water}) \quad (3.2.3-11)$$

ここで、 N_{RTair} は室温かつ大気中の疲労寿命、 N_{water} は実機環境中の疲労寿命である。環境効果補正係数 F_{en} を次式に示す。

$$F_{en} = \exp(-T'\varepsilon'O') \quad (3.2.3-12)$$

$$\begin{aligned} T' &= 0 && (T < 50^\circ\text{C}) \\ T' &= (T - 50)/275 && (50^\circ\text{C} \leq T \leq 325^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (3.2.3-13)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon' &= 0 && (\dot{\varepsilon} > 5.0 \%/s) \\ \varepsilon' &= \ln(\dot{\varepsilon}/5.0) && (0.0004 \leq \dot{\varepsilon} \leq 5.0 \%/s) \end{aligned}$$

$$\varepsilon' = \ln(0.0004/5.0) \quad (\dot{\varepsilon} < 0.0004 \%/\text{s}) \quad (3.2.3-14)$$

$$O' = 0.06 \quad (\text{BWR 通常炉内水環境}).$$

$$O' = 0.14 \quad (\text{PWR 炉内水環境もしくは BWR 水素注入水質環境}) \quad (3.2.3-15)$$

表 3.2.3-1 軽水炉環境中の炭素鋼及び低合金鋼の疲労試験データの一覧

(NUREG/CR-6909 Rev.1⁴² より引用)

Table 10. Sources of the fatigue e-N data for carbon and low-alloy steels in LWR environments.

ANL Mat. ID	Material Specifications	Sulfur Content (wt.%)	Dissolved Oxygen (ppm)	Test Temperature (°C)	No. of Data Points	Source	Applicable Reference
Carbon Steels							
1	A106-Gr.B ^a	0.015	0.001-8.0	288	35	ANL, JNES (Higuchi)	10-13, 136
2	A106-Gr.B	0.007	0.005	100, 290	8, 7	JNES (Kanasaki)	136
3	A106-Gr.B	0.020	0.01	288	18	MEA	48
4	A106-Gr.C (STS480)	0.006	0.005	100, 290	12, 9	JNES (Tsutsumi)	136
5	A106-Gr.C (STS480)	0.020	0.005	290	4	JNES (Tsutsumi)	136
7	A226-Cl.4 (SFVC2B)	0.004	0.05-8.0	289	15	JNES (Hirano)	136
8	A333-Gr.6 (STS42)	0.015	8.0	250	8	JNES (Ishihara)	136
9	A333-Gr.6 (STS42)	0.015	0.01-8.0	100, 150, 200, 250, 290	6, 12, 11, 32, 13	JNES (Higuchi)	136
10	A333-Gr.6 (STS42)	0.014	0.2	288	12	JNES (Higuchi, Emnomoto)	136
11	A333-Gr.6 (STS410)	0.006	8.0	288	5	JNES (Higuchi)	136
12	A333-Gr.6 (STS410) ^b	0.012	0.01-8.0	25, 50, 100, 150, 200, 250, 288/290	1, 3, 18, 19, 22, 13, 62	JNES (Higuchi, Hirano, Kanasaki, Nakao), ANL	136, 10-13
14	A333-Gr.6 (STS410)	0.008	0.01-8.0	50, 100, 150, 200, 250, 289/290	2, 1, 5, 5, 5, 105	JNES (Abe, Higuchi, Kanasaki, Hirano)	136
15	A333-Gr.6 (STS410)	0.016	0.01-8.0	100, 200, 250, 289/290	7, 12, 4, 9 ¹	JNES (Hirano, Higuchi, Kanasaki)	136
16	A333-Gr.6 (STS410)	0.026	0.05-8.0	289	12	JNES (Hirano)	136
17	A508-Gr.1 (SFVV1)	0.008	8.0	300	14	JNES (Kitagawa)	136
21	A516-KC70	0.033	0.2	260	14 ^c	GE	14, 15
22	A516-G70 (SGV480)	0.002	8.0	290	3	JNES (Higuchi)	136
23	CS tube	0.025	0.01-8.0	240	13	S/KWU	55,56
Low-Alloy Steels							
1	A302-Gr.B	0.027	0.001-0.9	288	9	ANL	10-13
2	A508-Gr.2	0.003	0.2	288	21 ^d	JNES (Nakao, Higuchi)	136
4	A508-Gr.2 ^e	0.008	0.05-8.0	200, 250, 289	6, 9, 39	JNES (Hirano)	136
5	A508-Gr.2 ^e	0.008	0.005	100, 150, 200, 250, 290	10, 2, 10, 2, 13	JNES (Nomura)	136
6	A508-Gr.3 (SFVV3)	0.003	0.1	288	9	JNES (Nagata)	136
12	A508-Gr.3 (SFVV3)	0.003	0.05-8.0	50, 100, 150, 200, 250, 283/	2, 12, 29, 27, 8,	JNES (Endou, Kasai, Higuchi)	136
14	A508-Gr.3	0.002	0.1	288/290	60	Wu & Katada	141, 143
15	A508-Gr.3	0.018	0.5	285	3	MPA	55,56
16	A533-Gr. B	0.012	0.001-0.9	288	30	ANL	10-13
17	A533-Gr. B (SQV2A)	0.007	0.1, (0.01-4.0)	288, (20, 100, 147/150, 200, 250, 288)	8, (1, 4, 2, 2, 1, 23)	JNES (Nagata), Wu & Katada	136, (141, 143)
21	A533-Gr. B (SQV2A)	0.010	0.2-8.0	288/290	53 ^e	JNES (Nakao, Higuchi)	136
23	A533-Gr. B	0.013	0.1	288	27	Wu & Katada	139, 142, 143
24	A533-Gr. B	0.025	0.1	288	6	Wu & Katada	143
25	A533-Gr. B	0.038	0.1, 2.0	200, 288	6, 13	Wu & Katada	139
26	A533-Gr. B (SQV2A)	0.021	0.05-1.0	200, 289	5, 29	JNES (Higuchi)	136
27	A533-Gr. B Cl. 2	<0.001	1.0	289	3	JNES (Hirano)	136
28	A533-Gr. B	0.003, 0.005, 0.014	2.0	285	3, 2, 5	MPA	55,56
30	15MnNi83	0.003	0.4, 8.0	240	1, 4	MPA	55,56
31	17MnMoV84	0.018	0.45	210	21	S/KWU	55,56

^a This material was tested at ANL and IHI (Higuchi).

^b This material was also tested at ANL.

^c Tests performed on rectangular bars under bending fatigue.

^d Four tests performed under load control using sine waveform.

^e Data include results for thermally aged materials.

表 3.2.3-2 軽水炉環境中のステンレス鋼の疲労試験データの一覧

(NUREG/CR-6909 Rev.1⁴² より引用)

Table 11. Sources of the fatigue ϵ -N data for cast and austenitic stainless steels in LWR environments.

ANL Mat. ID ^a	Material Heat Designation ^a	Carbon Content (wt.%)	Dissolved Oxygen (ppm)	Test Temperature (°C)	No. of Data Points	Source	Applicable Reference
<u>Type 304 Stainless Steels</u>							
1	304-1	0.050	0.02, 8.0	288	12, 5	JNES (Hasegawa, Fukakura)	136
3	304-3	0.060	0.2	288	7	JNES (Enomoto),	136
9	304-9T	0.070	8.0	300	22 (15 aged)	JNES (Endo)	136
20	304-G	0.070	0.2	260	7	GE	14,15
21	304-A2	0.060	0.003, 0.8	288	14, 5 ^b	ANL	45
22	304-21T	0.060	0.005	100-360	58 (4 aged), 6	JNES (Kanasaki, Tsutsumi)	136
24	304-35	0.070	0.01-0.2	289	15 (4 aged)	JNES (Hirano)	136
25	304-36T	0.050	0.005	325	4	JNES (Nomura)	136
28	304L-E	0.039	0.09	150, 300	8, 20	Solomon	58-60
29	304L-1	0.017	0.01-0.2	289	6	JNES (Hirano)	136
30	304L-G	0.017	0.2	260	4	GE	14,15
<u>Type 316 Stainless Steels</u>							
42	316-12T	0.060	0.005, 8.0	100-325	45, 6	JNES (Kanasaki, Tsutsumi)	136
43	316-13T	0.070	0.005	325	4	JNES (Tsutsumi)	136
44	316-14T	0.060	0.005	325	8 (4 aged)	JNES (Tsutsumi)	136
45	316-15T	0.040	0.005	100-325	61 ^c	JNES (EFT)	136
48	316N-1	0.010	0.01-0.2, 8.0	150-289, 288	65, 30	JNES (Nakao, Higuchi, Hirano, Fukakura)	136
49	316N-2	0.009	0.2	288	9	JNES (Asano)	136
51	316N-4	0.008	0.01, 8.0	290	11	JNES (Higuchi)	136
54	316N-A	0.013	0.004-0.75	288	16	ANL	45
<u>Stainless Steel Weld Metals</u>							
56a	308-WM-1	0.050	0.005	100, 200, 325	6, 6, 14	JNES (Tsutsumi)	136
56b	308-WM-2	0.034	0.005	325	9	JNES (Nomura)	136
57a	316 WM	0.039	0.005	100, 200, 325	4, 4, 24 ^d	JNES (Tsutsumi)	136
57c	316TP-WM	0.070	0.005	100, 200, 325	3, 3, 11	JNES (Nomura)	136
58	316N-WM-1	0.018	0.01, 8.0	290	4, 8	JNES (Higuchi)	136
59	316N-WM-2	0.017	0.01-8.0	150-289	24	JNES (Hirano)	136
<u>Cast Austenitic Stainless Steels</u>							
61	CF-8M-1	0.050	0.01-1.0	289	26 (4 aged)	JNES (Hirano)	136
62	CF-8M-2T	0.050	0.005	325	36 (21 aged)	JNES (Tsutsumi)	136
63	CF-8M-3T	0.050	0.005	325	4	JNES (Tsutsumi)	136
64	CF-8M-4T	0.050	0.005	325	4	JNES (Tsutsumi)	136
65	CF-8M-5T	0.050	0.005	325	38 (4 aged)	JNES (Nomura)	136
68	CF-8M-8	0.064	0.006-1.0	288	5	ANL	45
69	CF-8M-9	0.065	0.008-1.0	288	2	ANL	45

^a T at the end of the number designates a tube specimen.

^b Six specimens were sensitized.

^c Twelve specimens had 2% mean strain.

^d Six specimens were aged for 25,200 h at 465°C.

表 3.2.3-3 軽水炉環境中のニッケル合金の疲労試験データの一覧

(NUREG/CR-6909 Rev.1⁴² より引用)

Table 12. Sources of the fatigue e-N data for Ni-Cr-Fe alloys and their weld metals in LWR environments.

ANL Mat. ID	Material Heat Designation	Carbon Content (wt.%)	Dissolved Oxygen (ppm)	Test Temperature (°C)	No. of Data Points	Source	Applicable Reference
<u>Alloy 600</u>							
1	Alloy 600-1	0.07	0.2	288	12	JNES (Higuchi)	39, 136
2	Alloy 600-2	0.07	0.2	288	16	JNES (Nakao)	136
5	Alloy 600-3	0.01	0.01, 0.05, 0.2, 8.0	289 (4 at 200)	11, 1, 14, 4	JNES (Hirano)	136
3	Alloy 600-4	0.07	0.01, 0.2	289	2, 6	JNES (Hirano)	136
4	Alloy 600-5	0.03	0.005	100, 200, 325	6, 6, 9	JNES (Nomura)	136
<u>Alloy 690</u>							
9	Alloy 690-1	0.03	0.005	325	20	JNES (Nomura)	136
12	Alloy 690-3	0.02	0.01	315	1	PVP (Van der Sluys)	75
<u>Ni-Cr-Fe Alloy Weld Metals</u>							
10	Alloy 152 WM	0.037	0.005	325	9	JNES (Kanasaki)	136
6	Alloy 182-1	0.06	0.2	288	14	JNES (Higuchi)	136
7	Alloy 182-2	0.038	0.2	288	12	JNES (Nakao)	136
11	Alloy 82-5	0.04	0.01, 0.007	315	4, 3, 5	PVP (Van der Sluys)	75
8	Alloy 132	0.04	0.005	325	9	JNES (Nomura)	136
13	Alloy 152-2	0.032	0.01	315	1	PVP (Van der Sluys)	75

^a One test in 0.01 ppm DO water was performed at 54°C.

(2) 応力拡大係数算出のための重み関数法

規格に採録されている応力拡大係数解を用いる場合、維持規格⁵³の応力拡大係数解のように、板厚内の応力分布を多項式近似した係数を用いることを前提条件とするものが多い。例えば、起動・停止時を想定した応力分布等、複雑な応力分布でない場合については、板厚方向の応力分布を多項式近似しても応力拡大係数の値の精度は十分に維持されることが考えられる。一方で、管台等の異材溶接部においては、例えば USNRC による異材溶接部を対象とした FEM によるベンチマーク解析⁹⁸に示されるように、多項式近似では十分に再現できない複雑な応力分布となることが確認されている。

ASME Section XI⁶²の Nonmandatory Appendix A には、多項式近似を前提とした応力拡大係数解に加えて、重み関数法による応力拡大係数の算出方法が規定されている。重み関数法については、Li ら¹⁰³の手法等が提案されているが、ASME Section XI⁶²に規定されている手法は、次式のように応力分布が離散点で与えられ、かつ隣り合う 2 点を線形近似することを前提としたものである。

$$\sigma_i(x) = k_i x + b_i (i = 1, \dots, n) \tag{3.2.3-16}$$

¹⁰³ Yinsheng Li, Hiroto Itoh, Kunio Hasegawa, Steven X. Xu and Douglas A. Scarth, "WEIGHT FUNCTION METHOD WITH SEGMENT-WISE POLYNOMIAL INTERPOLATION TO CALCULATE STRESS INTENSITY FACTORS FOR COMPLICATED STRESS DISTRIBUTIONS," Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2012-78719, (2012)

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

$$b_i = \sigma(x_i) - x_i \left(\frac{\sigma(x_{i+1}) - \sigma(x_i)}{x_{i+1} - x_i} \right) \quad (3.2.3-17)$$

$$k_i = \frac{\sigma(x_{i+1}) - \sigma(x_i)}{x_{i+1} - x_i} \quad (3.2.3-18)$$

重み関数法は、一般的に次式で表される。

$$K_I = \int_0^a m(x, a) \sigma(x) dx \quad (3.2.3-19)$$

ここで、 $m(x, a)$ が重み関数であり、ASME Section XI⁶² では表面半楕円亀裂における最深点の重み関数が次式で与えられる。

$$m(x, a) = \frac{2}{[2\pi(a-x)]^{1/2}} \left[1 + M_1 \left(1 - \frac{x}{a} \right)^{1/2} + M_2 \left(1 - \frac{x}{a} \right) + M_3 \left(1 - \frac{x}{a} \right)^{3/2} \right] \quad (3.2.3-20)$$

これにより応力拡大係数は次式で求められる。

$$K_I = K_{IM0} + K_{IM1}M_1 + K_{IM2}M_2 + K_{IM3}M_3 \quad (3.2.3-21)$$

各係数の定義は、以下の式の通りである。

$$K_{IM0} = \frac{2\sqrt{2}}{3\sqrt{\pi}} \sum_{i=1}^n [(k_i x_i + 2k_i a + 3b_i) \sqrt{a - x_i} - (k_i x_{i+1} + 2k_i a + 3b_i) \sqrt{a - x_{i+1}}] \quad (3.2.3-22)$$

$$K_{IM1} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{1}{\sqrt{a}} \sum_{i=1}^n \left[\frac{k_i}{2} (k_{i+1}^2 - x_i^2) + b_i (x_{i+1} - x_i) \right] \quad (3.2.3-23)$$

$$K_{IM2} = \frac{2}{15} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{1}{\sqrt{a}} \sum_{i=1}^n [(3k_i x_i + 2k_i a + 5b_i)(a - x_i)^{3/2} - (3k_i x_{i+1} + 2k_i a + 5b_i)(a - x_{i+1})^{3/2}] \quad (3.2.3-24)$$

$$K_{IM3} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{1}{\sqrt{a}} \sum_{i=1}^n \left[\frac{k_i}{3} (k_i^3 - x_i + 1^3) + \frac{1}{2} (k_i a - b_i) x_{i+1}^2 - \frac{1}{2} (k_i a - b_i) x_i^2 + b_i a (x_{i+1} - x_i) \right] \quad (3.2.3-25)$$

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2\Phi}} (3G_i - G_0) - \frac{24}{5} \quad (3.2.3-26)$$

$$M_2 = 3 \quad (3.2.3-27)$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2\Phi}} (G_0 - 2G_1) + \frac{8}{5} \quad (3.2.3-28)$$

同様に、表面半楕円亀裂における表面点の重み関数は次式で表される。

$$m(x, a) = \frac{2}{(\pi x)^{1/2}} \left[1 + N_1 \left(\frac{x}{a} \right)^{1/2} + N_2 \left(\frac{x}{a} \right) + N_3 \left(\frac{x}{a} \right)^{3/2} \right] \quad (3.2.3-29)$$

これにより応力拡大係数は次式で求められる。

$$K_I = K_{IN0} + K_{IN1}N_1 + K_{IN2}N_2 + K_{IN3}N_3 \quad (3.2.3-30)$$

各係数の定義は、以下の式の通りである。

$$K_{IN0} = \frac{4}{3\sqrt{\pi}} \sum_{i=1}^n [\sqrt{x_{i+1}}(k_i x_{i+1} + 3b_i) - \sqrt{x_i}(k_i x_i + 3b_i)] \quad (3.2.3-31)$$

$$K_{IN1} = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \sum_{i=1}^n [x_{i+1}(k_i x_{i+1} + 2b_i) - x_i(k_i x_i + 2b_i)] \quad (3.2.3-32)$$

$$K_{IN2} = \frac{4}{15a\sqrt{\pi}} \sum_{i=1}^n [x_{i+1}^{3/2}(3k_i x_{i+1} + 5b_i) - x_i^{3/2}(3k_i x_i + 5b_i)] \quad (3.2.3-33)$$

$$K_{IN3} = \frac{1}{3a\sqrt{\pi a}} \sum_{i=1}^n [x_{i+1}^2(2k_i x_{i+1} + 3b_i) - x_i^2(2k_i x_i + 3b_i)] \quad (3.2.3-34)$$

$$N_1 = \frac{3\pi}{\sqrt{\Phi}} (2G_0 - 5G_1) - 8 \quad (3.2.3-35)$$

$$N_2 = \frac{15\pi}{\sqrt{\Phi}} (3G_i - G_0) + 15 \quad (3.2.3-36)$$

$$N_3 = \frac{3\pi}{\sqrt{\Phi}} (3G_0 - 10G_1) - 8 \quad (3.2.3-37)$$

以上のように、応力拡大係数の算出に重み関数法を適用することにより、複雑な応力分布を呈する場合においても、その応力分布を考慮して高精度な健全性評価が可能になることが期待される。

(3) 熱時効

過年度では、熱時効を考慮した PFM 解析コード CASSPAR^{93,104}を対象に、その機能と

¹⁰⁴ 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).

解析例に関する調査を行った。ASME Code Committeeにおいて、CASSにおける耐用亀裂 (Tolerable Flaw) に関する事例規格の策定に向けた検討が進められており、2015年4月に具体的な事例規格の案が示された¹⁰⁵ため、本年度はこれを調査対象とした。以下にその概要を記す。

1. 目的 (scope)

- ・ この事例規格は、溶接部に近接する CASS 母材において想定される亀裂の評価を目的として策定されたものである

2. 適用 (applicability)

- ・ この事例規格は以下の条件に限定される。また、検出された亀裂評価には適用できない。
 - ・ クラス 1 及び 2 の配管
 - ・ 静的鑄造あるいは遠心鑄造、
 - ・ 鑄造ステンレス鋼 CF3、CF3A、CF3M、CF8、CF8A、CF8M
 - ・ フェライト量が 20%より大きく、かつニオブが 0.2 wt%以下
 - ・ 通常運転時の温度が 260°C から 350°C

3. 評価手順

- ・ フェライト量 δ_c を次式より求める。

$$Cr_{eq} = (Cr) + 1.21(Mo) + 0.48(Si) - 4.99 \quad (3.2.3-38)$$

$$Ni_{eq} = (Ni) + 0.11(Mn) - 0.0086(Mn)^2 + 18.4(N) + 24.5(C) + 2.77 \quad (3.2.3-39)$$

$$\delta_c = 100.3(Cr_{eq}/Ni_{eq})^2 - 170.72(Cr_{eq}/Ni_{eq}) + 174.22 \quad (3.2.3-40)$$

- ・ フェライト量が 20%から 25%の場合で、配管の平均半径と板厚の比 R/t が 10 を超えない場合は、以下の手順に従う。
 - ✓ 熱時効の影響を受けやすい CASS の部位を特定するためのスクリーニングを行う。
 - ✓ 周方向亀裂の場合、軸方向応力を決定する。応力比 $(\sigma_m + \sigma_b + \sigma_e)/\sigma_f$ を踏まえて、供用状態 A については表 3.2.3-4、供用状態 B については表 3.2.3-5、供用状態 C 及び D については表 3.2.3-6 を参照して、耐用亀裂深さを決定する。軸方向亀裂の場合は、表 3.2.3-7 を参照する。
 - ✓ 亀裂深さが板厚の 1/4、亀裂長さが深さの 6 倍の亀裂を仮定し、評価期間中の疲労亀裂進展解析を行い、最終的な亀裂深さが上述の耐用亀裂深さを下回ることを確認する。

¹⁰⁵ T.J.Griesbach, ASME Section XI SGES, (2015).

- ・ フェライト量が 25%を超える場合、あるいは配管の平均半径と板厚の比 R/t が 10 を超える場合は、耐用亀裂の評価を別途行う。

表 3.2.3-4 周方向亀裂の最大耐用亀裂寸法（供用状態 A）

（ASME Code Committee 資料¹⁰⁵より引用）

Table 1
MAXIMUM TOLERABLE FLAW DEPTH-TO-THICKNESS [NOTE (1)] FOR CIRCUMFERENTIAL FLAWS
(LEVEL A CONDITIONS)

Stress Ratio ⁽²⁾	Ratio of Flaw Length to Pipe Circumference, $l_f/\pi D$ [Note (4)]							
	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	≥ 0.75
0.60	0.75	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)
0.55	0.75	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)
0.50	0.75	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)
0.45	0.75	0.30	0.27	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)
0.40	0.75	0.43	0.35	0.32	0.30	0.30	0.30	0.30
0.35	0.75	0.67	0.49	0.44	0.40	0.40	0.40	0.39
0.30	0.75	0.75	0.66	0.60	0.54	0.48	0.48	0.47
0.25	0.75	0.75	0.75	0.71	0.65	0.61	0.58	0.55
0.20	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.70	0.69	0.65
0.15	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.74
≤ 0.10	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75

表 3.2.3-5 周方向亀裂の最大耐用亀裂寸法（供用状態 B）
 （ASME Code Committee 資料¹⁰⁵より引用）

Table 2

MAXIMUM TOLERABLE FLAW DEPTH-TO-THICKNESS [NOTE (1)] FOR CIRCUMFERENTIAL FLAWS
 (LEVEL B CONDITIONS)

Stress Ratio ⁽²⁾	Ratio of Flaw Length to Pipe Circumference, $l_f/\pi D$ [Note (4)]							
	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	≥ 0.75
0.60	0.75	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)
0.55	0.75	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)
0.50	0.75	0.34	0.28	0.27	(3)	(3)	(3)	(3)
0.45	0.75	0.47	0.38	0.34	0.31	0.31	0.31	0.31
0.40	0.75	0.69	0.48	0.44	0.42	0.40	0.40	0.40
0.35	0.75	0.75	0.66	0.58	0.52	0.50	0.48	0.47
0.30	0.75	0.75	0.75	0.71	0.65	0.59	0.58	0.56
0.25	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.70	0.66	0.65
0.20	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.71
0.15	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75
≤ 0.10	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75

表 3.2.3-6 周方向亀裂の最大耐用亀裂寸法（供用状態 C 及び D）
 （ASME Code Committee 資料¹⁰⁵より引用）

Table 3

MAXIMUM TOLERABLE FLAW DEPTH-TO-THICKNESS [NOTE (1)] FOR CIRCUMFERENTIAL FLAWS
 (LEVEL C&D CONDITIONS)

Stress Ratio ⁽²⁾	Ratio of Flaw Length to Pipe Circumference, $l_f/\pi D$ [Note (4)]							
	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	≥ 0.75
0.60	0.75	0.29	0.26	(3)	(3)	(3)	(3)	(3)
0.55	0.75	0.39	0.32	0.29	0.28	0.28	0.28	0.28
0.50	0.75	0.54	0.40	0.38	0.35	0.34	0.34	0.34
0.45	0.75	0.75	0.51	0.46	0.43	0.42	0.41	0.41
0.40	0.75	0.75	0.66	0.58	0.53	0.51	0.48	0.47
0.35	0.75	0.75	0.75	0.70	0.64	0.60	0.58	0.56
0.30	0.75	0.75	0.75	0.75	0.71	0.69	0.66	0.64
0.25	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.74	0.71
0.20	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75
0.15	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75
≤ 0.10	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75

表 3.2.3-7 軸方向亀裂の最大耐用亀裂寸法（供用状態 A、B、C、D）
 （ASME Code Committee 資料¹⁰⁵より引用）

Table 4
 MAXIMUM TOLERABLE FLAW DEPTH-TO-THICKNESS [NOTE(1)] FOR AXIAL FLAWS (SERVICE LEVELS A, B, C AND D CONDITIONS)

Stress Ratio [Note(2)]	Nondimensional Flaw Length, $\ell_t/(R_{mt})^{0.5}$ [Note (3)]											
	0.0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0	1.2	1.4	1.6	1.8	2.0	2.2
1.20	0.75	0.53	0.31	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)
1.15	0.75	0.54	0.34	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)
1.10	0.75	0.62	0.50	0.37	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)
1.05	0.75	0.65	0.55	0.45	0.34	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)	(4)
1.00	0.75	0.66	0.58	0.49	0.41	0.34	0.30	0.26	(4)	(4)	(4)	(4)
0.95	0.75	0.68	0.60	0.53	0.49	0.45	0.38	0.33	0.30	0.30	0.29	0.29
0.90	0.75	0.69	0.63	0.57	0.53	0.46	0.45	0.41	0.38	0.38	0.34	0.33
0.85	0.75	0.70	0.66	0.61	0.58	0.53	0.49	0.46	0.45	0.45	0.42	0.41
0.80	0.75	0.71	0.67	0.62	0.61	0.57	0.53	0.53	0.49	0.49	0.46	0.46
0.75	0.75	0.72	0.68	0.65	0.65	0.61	0.58	0.58	0.53	0.53	0.53	0.53
0.70	0.75	0.73	0.71	0.70	0.70	0.65	0.61	0.61	0.58	0.58	0.57	0.57
0.65	0.75	0.73	0.72	0.70	0.70	0.70	0.65	0.65	0.62	0.61	0.61	0.61
0.60	0.75	0.75	0.75	0.74	0.74	0.73	0.70	0.69	0.66	0.65	0.65	0.65
0.55	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.74	0.73	0.70	0.70	0.70	0.69	0.69
0.50	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.74	0.74	0.73	0.70	0.70
0.45	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.74
≤ 0.40	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75

3.3 PASCAL-SP を対象とした機能整備

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を求めることを目的として、配管突合せ溶接部近傍の熱硬化部で発生した周方向 SCC 亀裂の進展並びに破損評価を行うために開発された。過年度では、PWSCC 及び NiSCC の亀裂発生評価モデル、PWSCC 及び NiSCC 亀裂進展速度、熱時効を対象とした破壊評価モデル等に関する機能整備を行った。

本年度は、PASCAL-SP を対象に、調査結果や過年度整備した機能を踏まえ、PWSCC 及び NiSCC、熱時効に関する機能改良を進めるとともに、軸方向亀裂に対する評価機能等を整備することにより、周方向及び軸方向の亀裂に対する評価を可能にした。

主な機能整備・機能改良の項目を以下に列記する。

- PWSCC 亀裂発生に係る確率論的評価モデルの拡充
 - ✓ 亀裂発生時刻に係るワイブル分布モデルの導入
- 熱時効に関する機能の改良
 - ✓ J-T 法による破壊評価機能に係る計算速度の高速化
- 軸方向亀裂に関する亀裂評価機能の整備
 - ✓ 軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数解の整備
 - ✓ 平板における貫通亀裂の応力拡大係数解の整備
 - ✓ 軸方向亀裂に対する極限荷重評価法の整備
- 応力拡大係数算出機能の高度化
 - ✓ 重み関数法に基づく応力拡大係数算出機能の整備
- 非破壊検査による亀裂検出モデルの導入
 - ✓ 管台を対象とした亀裂検出モデルの整備

3.3.1 PWSCC 亀裂発生に係る確率論的評価モデルの拡充

(1) 亀裂発生時刻に係るワイブル分布モデルの導入

3.2 における調査で示したように、PWSCC 等の経年事象を考慮した健全性評価を目的として開発が進められている xLPR⁹¹ では、亀裂の発生モデルとして、亀裂が発生する時刻を温度、応力等のパラメータの関数とした 2 つの直接モデル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分布モデルの計 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確率分布を有することとなる。

過年度では、直接モデルに対応する機能を PASCAL-SP に整備した。SCC による亀裂の発生を踏まえた配管の破損評価をさらに高度化するため、本年度は、3.2 の調査結果を踏まえ、亀裂発生時刻をワイブル分布モデルに従って算出する機能を PASCAL-SP に整備した。

(2) 亀裂発生時刻に係るワイブル分布モデルの検証

PASCAL-SP に整備した亀裂発生時刻に係るワイブル分布モデルの検証を行った。計算条件を表 3.3.1-1 に示す。PASCAL-SP を用いて計 10 万のサンプリングを行い、得られる亀裂発生時刻に対して統計処理を行い、理論値との比較を行った。

亀裂発生時刻の分布を図 3.3.1-1 に示す。PASCAL-SP を用いて得られた亀裂発生時刻の分布は、別途計算したワイブル分布の理論値とよく一致することが分かる。このことより、導入した亀裂発生時刻に係るワイブル分布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 亀裂発生時刻に係るワイブル分布モデルの計算条件

項目	値
C_1	1×10^{-6}
Q (活性化エネルギー/ガス定数)	22000
T	598.15 [K]
σ	200 [MPa]
n	4

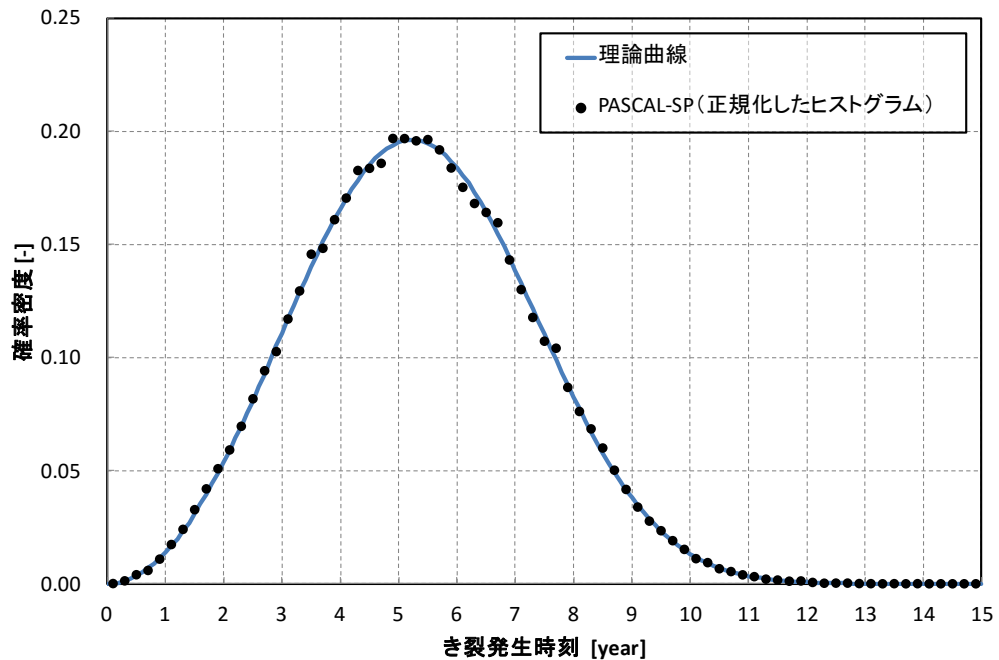


図 3.3.1-1 亀裂発生時刻の分布

3.3.2 熱時効に関する機能の改良

(1) J-T 法による破壊評価機能に係る計算速度の高速化

従来の PASCAL-SP には、CASS 等の破壊評価に用いることを想定して、J-T 法及び 2 パラメータ法が整備されている。J-T 法による破壊評価の概念図を図 3.3.2-1 に示す。J-T 法では、亀裂を仮想的に進展させ、その延性亀裂進展量に対する J 積分値と延性亀裂進展抵抗曲線（以下「J-R カープ」という）を比較し、J 積分値が J-R カープを下回れば安定と評価する。

PASCAL-SP における J-T 法の評価手順を図 3.3.2-2 に示す。ある経過年においてこれらの破壊評価を適用する場合、J-T 法では、仮想的な延性亀裂進展を考慮するため、極限荷重評価法等の破壊評価手法と比較して、長い計算時間が必要となる。過年度では、仮想的な延性亀裂進展量 Δa をユーザーが設定し、実際に仮想的な延性亀裂進展を計算しつつ破壊評価する機能を整備した。

本年度は、仮想的な延性亀裂進展量 Δa を自動的かつ効率的に調節する機能を導入し、計算時間の短縮を目指した。本機能では、仮想的に Δa だけ延性亀裂進展させた亀裂長さにおける J 積分値 $J_{app}(\Delta a)$ と J-R カープから算出される延性亀裂進展量に対応した J 積分値 $J_R(\Delta a)$ の値を比較し、 $J_{app}(\Delta a)$ と $J_R(\Delta a)$ の値が近づく範囲では仮想的な延性亀裂進展量を小さく、逆に離れる範囲では仮想的な延性亀裂進展量を大きく、自動的に設定することで仮想的な延性亀裂進展の繰返し数を抑制でき、計算速度の高速化を実現した。

従来の J-T 法と改良した J-T 法との計算時間の比較例を表 3.3.2-1 に示す。従来の J-T 法においても仮想延性亀裂進展量を大きく設定することで、計算時間は短くなるが、その分破壊評価の精度が落ちるため、破断確率が仮想延性亀裂進展量を小さく設定した場合の結果と異なる値を示している。改良した J-T 法を用いることで、破壊評価計算の精度を保ったまま計算時間を短縮できることが確認された。

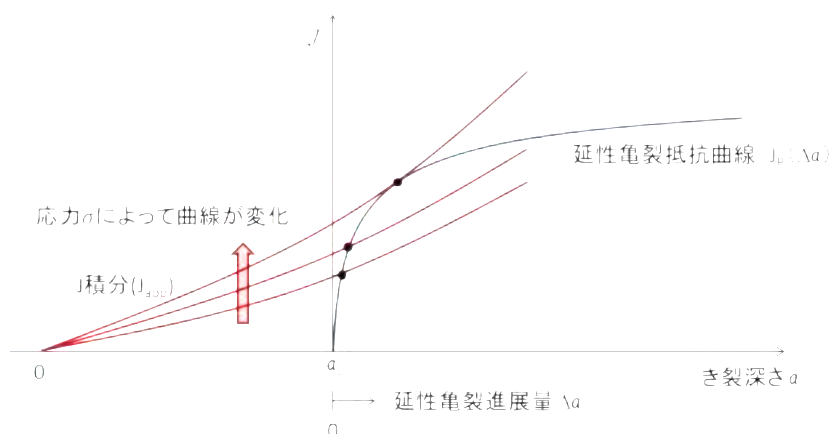


図 3.3.2-1 J-T 法による破壊評価の概念図

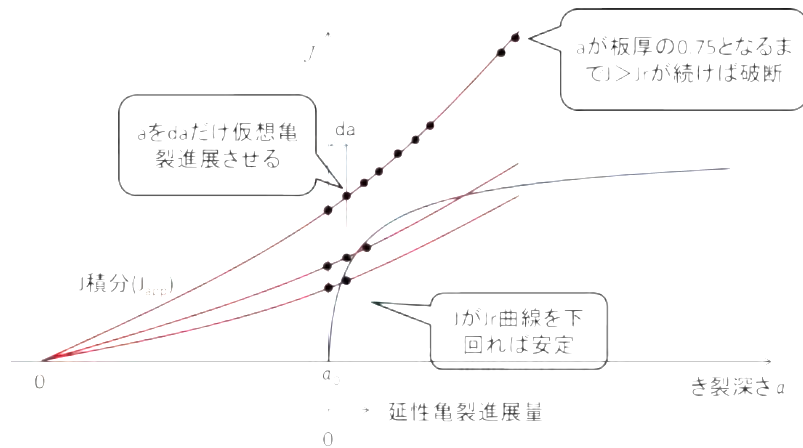


図 3.3.2-2 PASCAL-SP における J-T 法の評価手順

表 3.3.2-1 改良した J-T 法と従来の J-T 法との計算時間の比較

解析条件	手法	サンプル数	破断確率	時間[s]	仮想延性亀裂進展量[a/t]
破壊評価のみ	従来 J-T 法	25000	2.11e-02	30	$\Delta a = 0.001$
	従来 J-T 法	25000	2.10e-04	12	$\Delta a = 0.005$
	改良 J-T 法	25000	2.11e-02	13	$\Delta a = (\text{最大})0.005$
亀裂進展及び破壊評価	従来 J-T 法	1000	7.33e-001	122	$\Delta a = 0.001$
	従来 J-T 法	1000	9.03e-001	68	$\Delta a = 0.1$
	改良 J-T 法	1000	7.33e-001	62	$\Delta a = (\text{最大})0.1$

3.3.3 軸方向亀裂に関する亀裂評価機能の整備

(1) 概要

従来の PASCAL-SP は、BWR 環境中における溶接部近傍の熱硬化部で発生する周方向亀裂の IGSCC 等を対象としていた。一方で、近年健全性評価の観点で着目されている経年事象として PWSCC 及び NiSCC が挙げられ、実機において軸方向に亀裂が発生、進展する事例が確認されている。そのため、PASCAL-SP に PWSCC 及び NiSCC 等を想定した軸方向亀裂に関する亀裂評価機能を整備した。

PWSCC を対象とした軸方向亀裂の進展に係る模式図を図 3.3.3-1 に示す。低合金鋼とステンレス鋼をニッケル合金溶接材により突合せ溶接した溶接継手内表面において発生した亀裂が軸方向に進展し、低合金鋼あるいはステンレス鋼内においても進展が継続する状態を想定する。軸方向亀裂を評価対象とするため、対応する応力拡大係数算出法及び破壊評価手法等を整備した。

(2) 応力拡大係数算出機能の整備

1) 軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数解の整備

PWSCC や NiSCC 等を想定した軸方向亀裂に関する亀裂評価を目的として、以下に示す維持規格⁵³の円筒における軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数解に基づく応力拡大係数算出機能を PASCAL-SP に整備した。

$$K = \left[(\sigma_0 + p)G_0 + \sigma_1 G_1 \left(\frac{a}{t}\right) + \sigma_2 G_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + \sigma_3 G_3 \left(\frac{a}{t}\right)^3 \right] \sqrt{\pi a} \quad (3.3.3-1)$$

ここで、 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 、 σ_p は板厚方向の応力分布を次式の三次多項式で与えたときの係数である。また、 σ_p は亀裂面に負荷される内圧である。

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{x}{t}\right) + \sigma_2 \left(\frac{x}{t}\right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t}\right)^3 \quad (3.3.3-2)$$

ここで、 t は板厚、 x は亀裂表面からの距離である。

式(3.3.3-1)において、 G_0 、 G_1 、 G_2 、 G_3 は肉厚と内半径の比 t/R_i 、亀裂アスペクト比 a/ℓ 、及び亀裂深さ比 a/t から決定される補正係数である。維持規格⁵³には、以下の条件における補正係数が表形式で与えられている。

- t/R_i : 1, 1/2, 1/5, 1/10, 1/20, 1/40, 1/80, 0
- a/ℓ : 1/2, 1/4, 1/8, 1/16, 1/32, 0
- a/t : 0.0, 0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8

これらの値を用いて応力拡大係数を計算できるよう、PASCAL-SP に機能を整備した。なお、補正係数の値については、維持規格⁵³を参照されたい。

また、維持規格⁵³の応力拡大係数は、亀裂アスペクト比 a/ℓ が 1/2 まで、すなわち半円までの範囲が対象となっている。PWSCC に関しては、亀裂アスペクト比 a/ℓ が 1/2 よりも大きい事例が報告されているため、Li らの高アスペクト比亀裂の応力拡大係数解¹⁰⁶を PASCAL-SP に整備した。Li らの解¹⁰⁶では、式(3.3.3-1)に対する以下の条件の補正係数が与えられている。

- t/R_i : 1/2, 1/5, 1/10, 1/20, 1/40, 1/80, 0
- a/ℓ : 4, 2, 1, 1/2

¹⁰⁶ Yinsheng Li, Hiroaki Doi, Kunio Hasegawa, Kazuya Osakabe and Hiroshi Okada, "Stress Intensity Factors for Cracks with Large Aspect Ratio in Cylinder," Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2013-97665, (2013).

➤ a/t : 0.0, 0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8

補正係数の値については、Li らの解^{106, 107}を参照されたい。 a/l が 1/2 の場合の補正係数については、Li らの解と維持規格の解とで適用する範囲が重複するため、PASCAL-SP には維持規格⁵³のものを実装することとした。

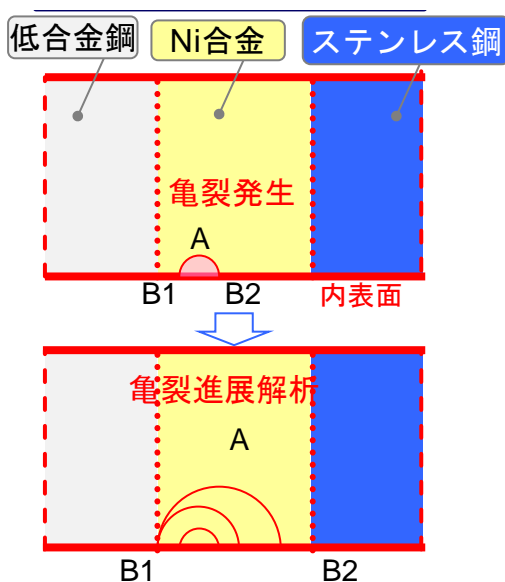


図 3.3.3-1 PWSCC を対象とした軸方向亀裂の進展に係る模式図

2) 平板の貫通亀裂の応力拡大係数解の整備

PASCAL-SP において配管軸方向貫通亀裂に対する評価を可能にするため、仏国の RCC-MRx⁴⁸ に採録されている平板の貫通亀裂の応力拡大係数解を整備することとした。想定する貫通亀裂形状は図 3.3.3-2 に示すように矩形である。

$$K_I = [\sigma_m F_m + \sigma_b F_b] \sqrt{\pi c} \quad (3.3.3-3)$$

ここで、 σ_m は膜応力、 σ_b は曲げ応力、 c は貫通亀裂の半長である。また、 F_m 及び F_b は表 3.3.3-1 に示す補正係数である。

¹⁰⁷ Kunio Hasegawa and Yinsheng Li, “Development of Stress Intensity Factors for Deep Surface Cracks in Pipes and Plates,” Proceedings of the ASME 2015 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2015-45048, (2015).

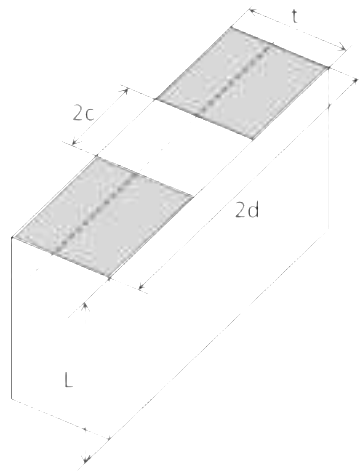


図 3.3.3-2 平板における矩形貫通亀裂の模式図

表 3.3.3-1 円筒における軸方向貫通亀裂の応力拡大係数解の補正係数

c/d	F_m	F_b $d/t = 5$	F_b $d/t = 20$	F_b $d/t = 50$	F_b $d/t = 500$
0.000	1.000				
0.056	1.000	0.889	0.739	0.684	0.630
0.111	1.003	0.814	0.698	0.664	0.630
0.167	1.015	0.779	0.686	0.659	0.633
0.222	1.031	0.763	0.684	0.661	0.638
0.278	1.053	0.759	0.687	0.667	0.645
0.333	1.081	0.763	0.694	0.676	0.655
0.389	1.111	0.773	0.706	0.688	0.668
0.444	1.149	0.789	0.722	0.705	0.684
0.500	1.198	0.813	0.744	0.725	0.705
0.556	1.257	0.844	0.771	0.752	0.730
0.611	1.327	0.887	0.807	0.786	0.762
0.667	1.422	0.944	0.855	0.831	0.804
0.722	1.547	1.024	0.920	0.891	0.860
0.778	1.722	1.142	1.013	0.977	0.939
0.833	1.986	1.329	1.159	1.109	1.058
0.889	2.440	1.677	1.422	1.343	1.264
0.944	3.468	2.458	1.725	1.531	1.383

3) 整備した応力拡大係数算出機能の検証

(a) 軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数算出機能の検証

整備した応力拡大係数算出機能の検証として、機能整備後の PASCAL-SP で算出した補正係数 G_0 と維持規格⁵³に記載されている係数表から手計算により求められる G_0 について、亀裂最深点の値で比較を行った。比較結果を図 3.3.3-3 に示す。この結果より、

PASCAL-SP で算出した G_0 は、維持規格⁵³ から求められた値と一致していることから、本機能が正しく導入されていることが確認できた。

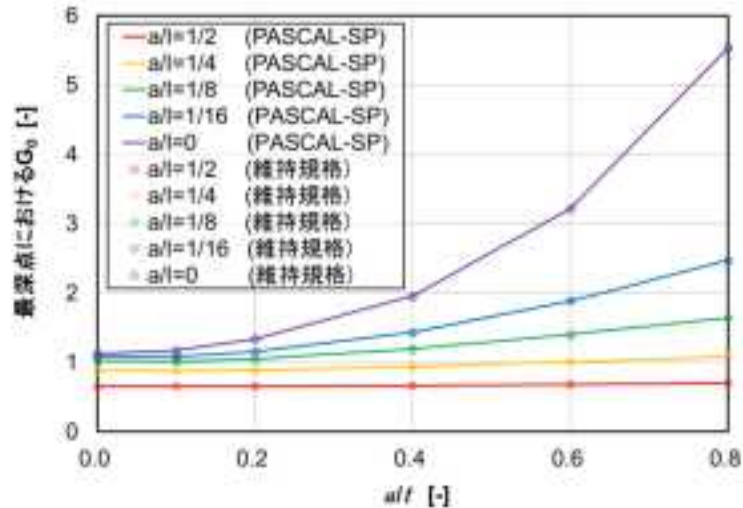


図 3.3.3-3 亀裂最深点における G_0 の検証図 3.3.3-3

また、PASCAL-SP に実装されている維持規格⁵³ の平板における表面半楕円亀裂の応力拡大係数算出式（以下「平板解」という）と、本年度整備した維持規格⁵³ の円筒における軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数算出式（以下「円筒解」という）を用いて、算出される応力拡大係数の比較を行った。計算条件を表 3.3.3-2 に、結果を図 3.3.3-4 に示す。亀裂アスペクト比は 0.5 で固定し、荷重は 60 MPa の膜応力とした。亀裂最深点においては、 a/t が 0.8 付近を除いて、平板解の応力拡大係数の方が円筒解の応力拡大係数を上回っているが、両者の差異はいずれも 5% 未満であり大きな差は認められない。亀裂表面点においては、 a/t が 0.8 付近で平板解の応力拡大係数が円筒解の応力拡大係数を上回っているがこちらも最大で両者の差異は 5% 未満であり、それ以外の範囲では誤差 1% 未満である。最深点と表面点の応力拡大係数の計算において、今回の条件では平板解と円筒解とで算出された応力拡大係数は最大でも 5% 未満の差しかなく、大きな差を示さないことが確認された。

表 3.3.3-2 軸方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数の計算条件

変数	説明	値
t	板厚 [mm]	21.4
R_i	内半径 [mm]	137.85
a/t	亀裂深さ比 [-]	0.01~0.8
a/c	亀裂アスペクト比 [-]	0.5
σ_0	荷重 [MPa]	60

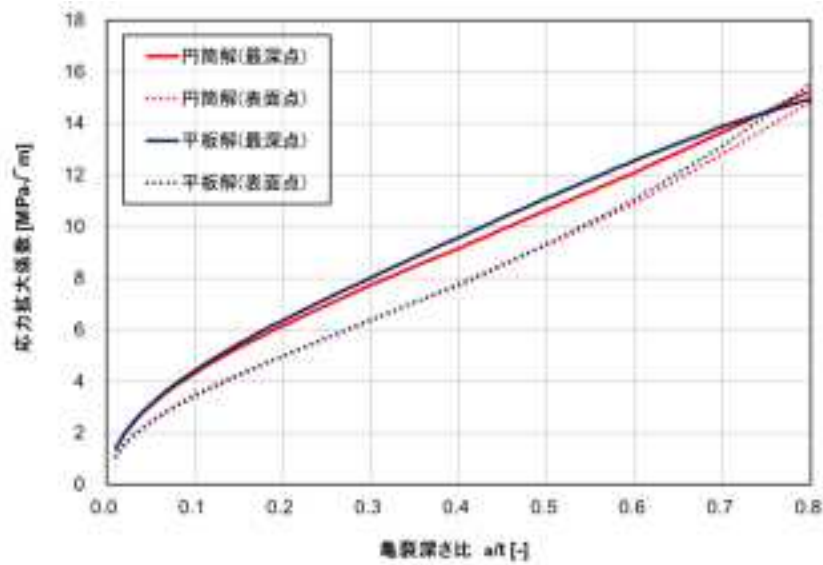


図 3.3.3-4 亀裂深さ比に対する応力拡大係数の比較

(b) 平板の貫通亀裂の応力拡大係数算出機能の検証

整備した応力拡大係数算出機能の検証として、機能整備後の PASCAL-SP で算出した補正係数 F_m 及び F_b について、RCC-MRx⁴⁸ に記載されている係数表から手計算により求められる値との比較を行った。比較結果を図 3.3.3-5 に示す。これらの結果より、PASCAL-SP で算出した F_m 及び F_b は、係数表から求められた値と一致していることから、本機能が正しく導入されていることが確認できた。

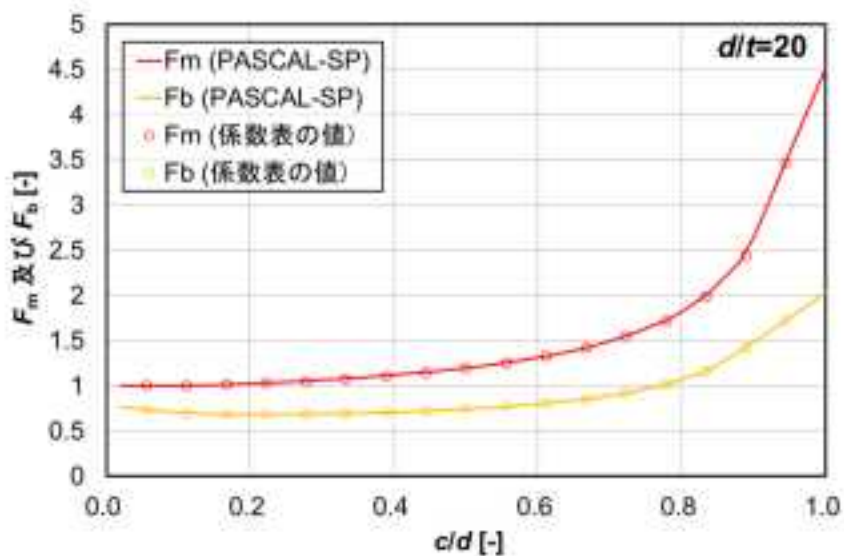


図 3.3.3-5 補正係数 F_m 及び F_b の検証図 3.3.3-3

また、PASCAL-SP に実装されている円筒における周方向の貫通亀裂の応力拡大係数算出式と、本年度整備した平板の貫通亀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の比較を行った。計算条件を表 3.3.3-3 に、結果を図 3.3.3-6 に示す。荷重は 60 MPa の膜応力とした。両算出式を用いて求められた応力拡大係数解を比較すると、平板の貫通亀裂の応力拡大係数算出式により算出された応力拡大係数の方が、円筒における周方向の貫通亀裂の応力拡大係数算出式よりも平均して 3.4 MPa \sqrt{m} 程度高いが、傾向は一致することが確認された。

表 3.3.3-3 貫通亀裂の応力拡大係数の計算条件

変数	説明	値
t	板厚 [mm]	21.4
R_i	内半径 [mm]	137.85
c	亀裂半長 [mm]	1~100
σ_0	荷重 [MPa]	60

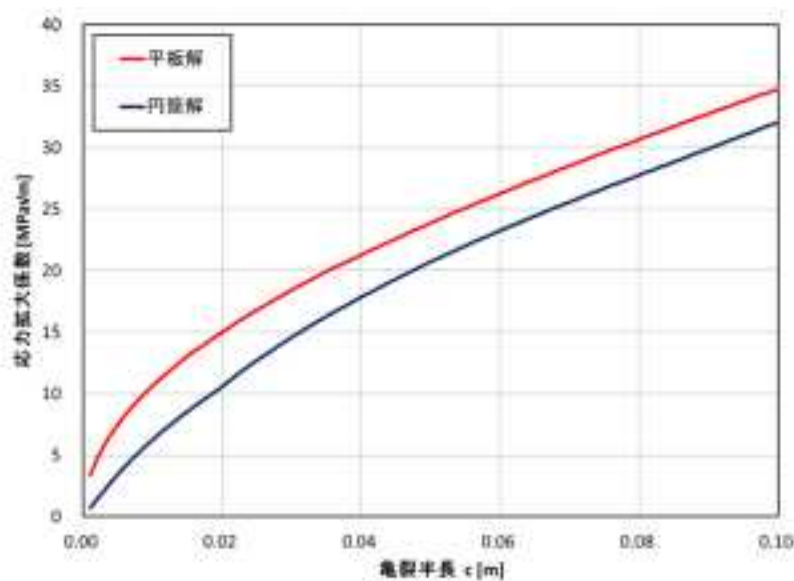


図 3.3.3-6 亀裂半長に対する応力拡大係数の比較

(3) 軸方向亀裂に対する破壊評価機能の整備

1) 極限荷重評価法の整備

PASCAL-SP の軸方向亀裂の破壊評価手法として、過年度に整備した J-T 法に加え、極限荷重評価法を整備した。

xLPR v2.0⁹⁶においても参照されている、Ductile Fracture Handbook¹⁰¹の軸方向表面亀裂に対する極限荷重評価法を次式に示す。

$$p_l = p_o[(1 - x)/(1 - x/M)] \quad (3.3.3-4)$$

$$p_o = \sigma_f(t/R_o)$$

$$x = a/t$$

$$M = [1 + 1.61c^2/(Rt)]^{0.5}$$

p_l :破壊判定時の内圧

R_o :外半径

R :平均半径

t :板厚

σ_f :流動応力

a :亀裂深さ

c :亀裂半長

なお、上式において、周方向応力 σ_h を $p_l R_o/t$ とすると、維持規格⁵³の軸方向表面亀裂に対する極限荷重評価法と同一となる。

また、Ductile Fracture Handbook⁹⁶の軸方向貫通亀裂に対する極限荷重評価法を次式に示す。

$$p_l = \sigma_f(t/R)/M \quad (3.3.3-5)$$

$$M = [1 + 1.2987\lambda^2 - 0.026905\lambda^4 + 5.3549 \times 10^{-4}\lambda^6]^{0.5}$$

$$\lambda = c/(Rt)^{0.5}$$

p_l :破壊判定時の内圧

R :平均半径

t :板厚

σ_f :流動応力

c :亀裂半長

これらの極限荷重評価法による破壊評価を行う際には、内圧と流動応力 σ_f をユーザーが入力する必要がある。極限荷重評価法により計算された p_l とユーザーの入力した内圧による周方向応力とを比較し、内圧による応力の方が大きければ破壊と評価される。

2) 整備した極限荷重評価法の検証

PASCAL-SP に整備した軸方向表面半楕円亀裂に対する極限荷重評価法による破壊評価機能について、表 3.3.3-4 に示す条件を用いて、極限荷重評価法により破壊と判定され

る内圧の値を求めた。得られた結果を図 3.3.3-7 に示す。横軸は亀裂の深さ比、縦軸は破壊と判定される内圧の値である。図 3.3.3-7 には、併せて Microsoft Excel® で計算した値をプロットした。破壊と判定される内圧の値は亀裂が大きくなるにつれて下がり、その値は Microsoft Excel® により計算した値と一致している。これにより、導入した軸方向表面半楕円亀裂に対する極限荷重評価法が適切に動作していることを確認した。

軸方向貫通亀裂に対する極限荷重評価法を用いた破壊評価について、表 3.3.3-5 に示す条件を用いて、極限荷重評価法により破壊と判定される内圧の値を求めた。得られた結果を図 3.3.3-8 に示す。横軸は亀裂半長、縦軸は破壊と判定される内圧の値である。図 3.3.3-8 には、併せて Microsoft Excel® で計算した値をプロットした。破壊と判定される内圧の値は亀裂が大きくなるにつれて下がり、その値は Microsoft Excel® により計算した値と一致している。これにより、導入した軸方向貫通亀裂に対する極限荷重評価法が適切に動作していることを確認した。

表 3.3.3-4 軸方向半楕円亀裂に対する極限荷重評価法の計算条件

変数	説明	値
t	板厚	21.4 [mm]
R	平均半径	147.4 [mm]
a/t	亀裂深さ比	0.01~0.8 [-]
a/c	亀裂アスペクト比	0.5 [-]
σ_f	流動応力	256.5 [MPa]

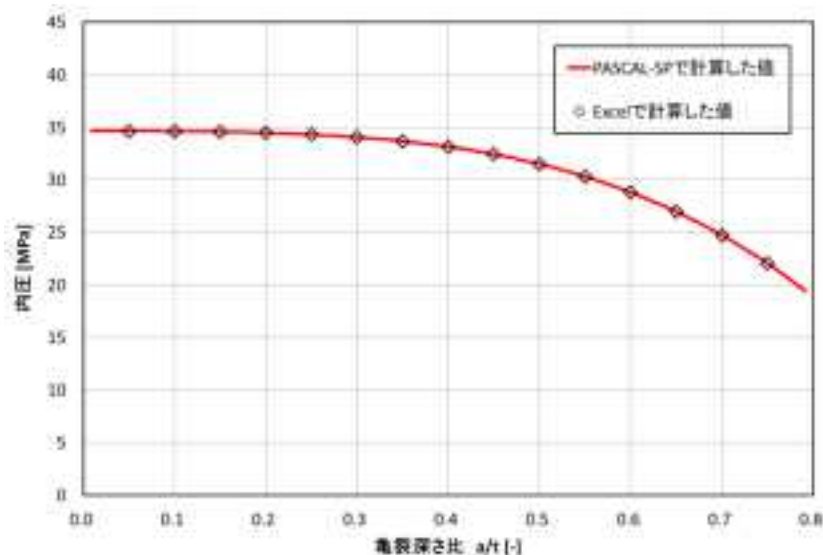


図 3.3.3-7 PASCAL-SP で計算した内圧と Microsoft Excel® で計算した値との比較 (軸方向表面半楕円亀裂)

表 3.3.3-5 軸方向貫通亀裂に対する極限荷重評価法の計算条件

変数	説明	値
t	板厚 [mm]	21.4
R	平均半径 [mm]	147.4
c	亀裂半長 [mm]	0.01~99.0
σ_f	流動応力 [MPa]	256.5

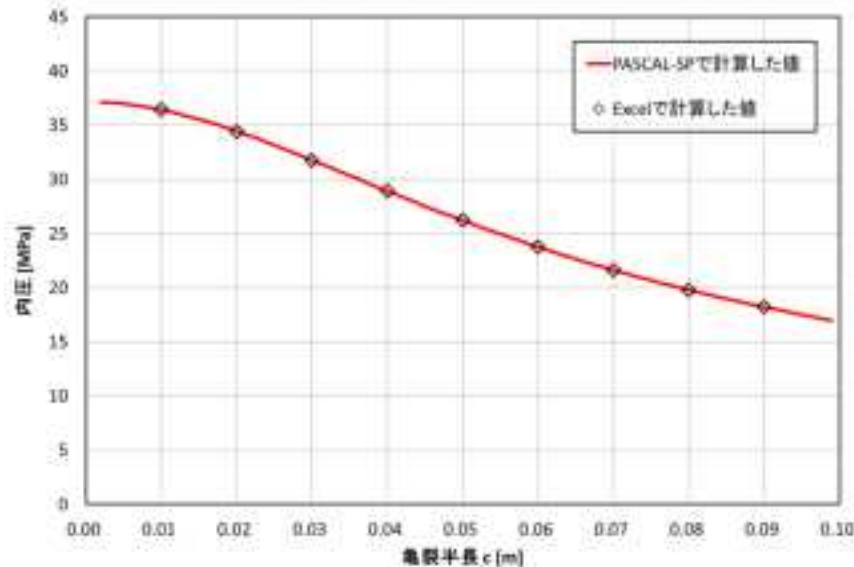


図 3.3.3-8 PASCAL-SP で計算した内圧と Microsoft Excel[®] で計算した値との比較
(軸方向貫通亀裂)

3.3.4 応力拡大係数算出機能の高度化

(1) 重み関数法に基づく円筒表面半楕円亀裂を対象とした応力拡大係数算出機能の整備

3.2.3(2)で報告した ASME Section XI⁶²の重み関数法を、円筒における表面半楕円亀裂の応力拡大係数に適用できるように、PASCAL-SPの機能を整備した。

対象とする応力拡大係数解は、円筒における周方向表面半楕円亀裂を対象とした維持規格⁵³の解、及び円筒における軸方向表面半楕円亀裂を対象とした維持規格⁵³の解である。応力分布については、内表面からの距離と応力の組み合わせを離散点のデータとして、PASCAL-SPの入力ファイルとは別ファイルで準備することを前提とした。

(2) 整備した応力拡大係数解に係る機能の検証

円筒における表面半楕円亀裂の応力拡大係数算出における重み関数法の機能の確認を実施した。

Liら¹⁰³は、ASME Section XI⁶²の重み関数法とは異なり、板厚方向の応力分布を任意の領域に分割し、それぞれの領域における応力分布に対して多項式近似を行うことを前提とした重み関数法を提案している。Liら¹⁰³による検証解析では、図 3.3.4-1の実線で

示す応力分布が使用された。Liら¹⁰³は、図 3.3.4-2 のように正規化した内表面からの距離が 0.8 までを 5 つの領域に分割して、それぞれにおける応力分布を多項式近似して応力拡大係数を計算した。また、全周亀裂を対象として、重み関数法による応力拡大係数、板厚全体に対して 6 次多項式近似した応力分布を用いた応力拡大係数、亀裂深さ比 a/t が 0.2、0.4、0.6、0.8 の亀裂に対して FEM 解析により求めた応力拡大係数を比較した。その検証解析結果を図 3.3.4-3 に示す。図中実線で示される重み関数法による応力拡大係数は、図中プロットで示される FEM 解析により求めた応力拡大係数とよく一致し、重み関数法の精度が十分高いことが確認された。

本確認では、手法の精度が確認されている Liらの解を用いて算出した応力拡大係数との比較を実施するために、図 3.3.4-1 の実線の応力分布を参考に、図 3.3.4-4 に示す 63 点のデータからなる応力分布を用いて、PASCAL-SP により応力拡大係数を計算した。Liらの解析結果と比較した結果を図 3.3.4-5 に示す。これより、PASCAL-SP で求めた応力拡大係数と Liらの応力拡大係数が、よく一致していることが確認できる。図 3.3.4-2 の領域分割した上で多項式近似した応力分布と、図 3.3.4-4 に示す 63 点のデータからなる応力分布は、ほぼ一致することから妥当な結果であり、PASCAL-SP に整備した重み関数法により精度よく応力拡大係数を算出できることが確認された。以上より、PASCAL-SP を用いて、複雑な溶接残留応力分布を離散点で設定することにより、精度よく応力拡大係数を算出可能となった。

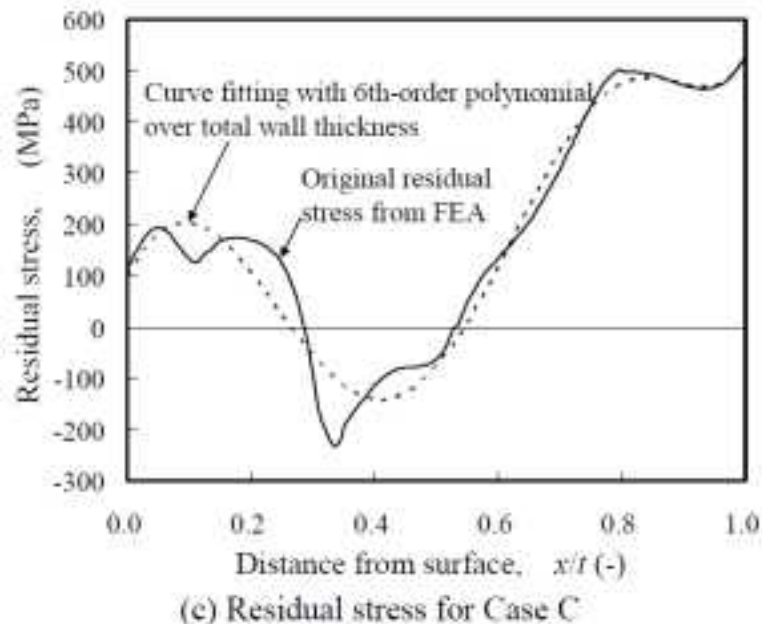
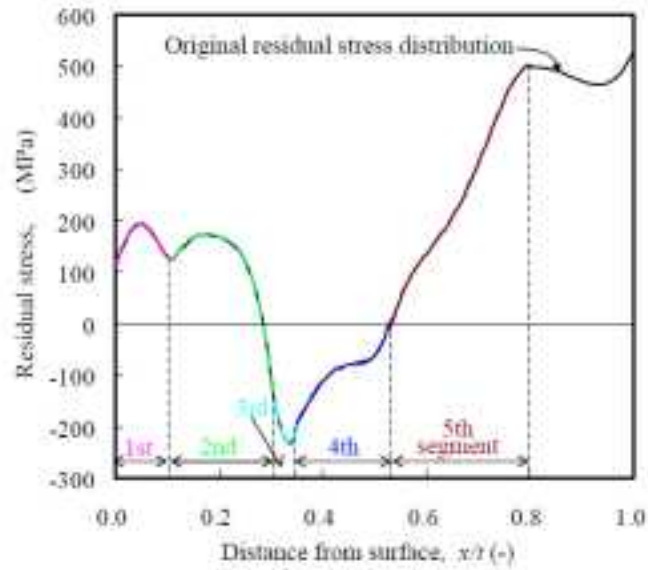


Figure 6 Residual stresses used in this study (Cont'd)

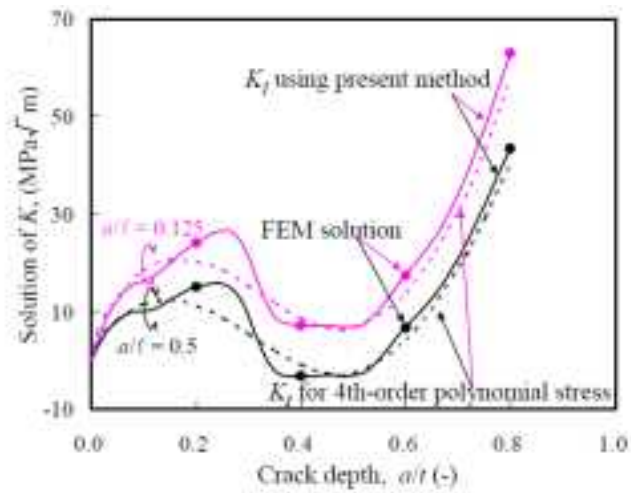
図 3.3.4-1 Liらの検証解析で使用された応力分布

(PVP2012-78719¹⁰³ から引用)



(c) Segment division for residual stress in Case C
 Figure 7 Segment divisions for the three residual stresses

図 3.3.4-2 Liらの検証解析で使用された領域ごとの応力分布
 (PVP2012-78719¹⁰³ から引用)



(c) Solutions of K for residual stress in Case C
 Figure 12 Solutions of K for semi-elliptical surface crack in the three residual stress cases (Cont'd)

図 3.3.4-3 Liらの検証解析結果
 (PVP2012-78719¹⁰³ から引用)

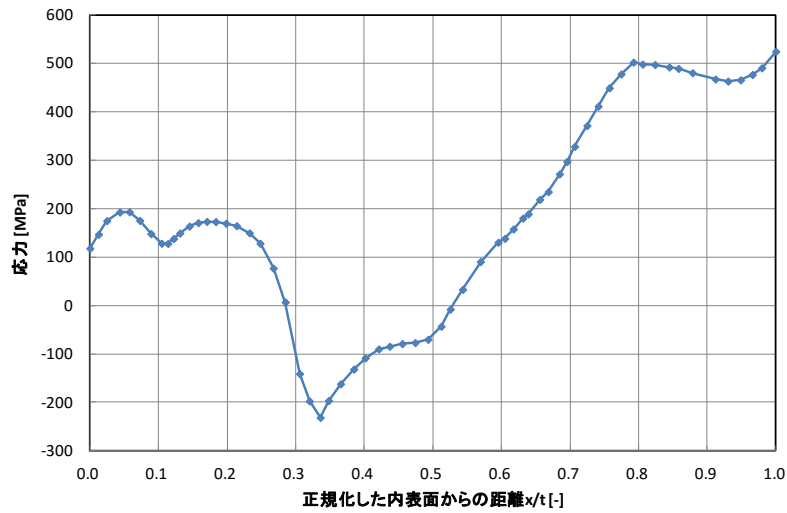


図 3.3.4-4 本確認で使用する応力分布

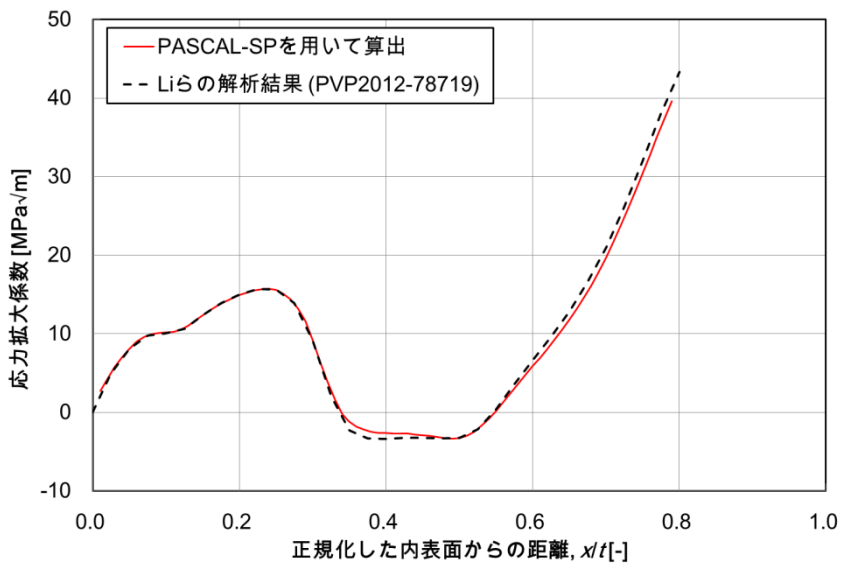


図 3.3.4-5 PASCAL-SP を用いて計算した応力拡大係数

3.3.5 非破壊検査による亀裂検出モデルの導入

(1) 管台を対象とした亀裂検出モデルの整備

EPRI の POD 曲線を用いた亀裂検出モデル⁴⁴に基づく検出判定が可能となるように PASCAL-SP の機能を整備した。EPRI の POD 曲線を以下に再掲する。EPRI の検討を通じて、亀裂深さ比が 20%以上の条件において以下の式の POD 曲線を適用できると考えられている。

$$POD(x) = \frac{e^{\beta_1 + \beta_2 x}}{1 + e^{\beta_1 + \beta_2 x}} \quad (3.3.5-1)$$

PASCAL-SP では、上式の β_1 及び β_2 と、亀裂深さ比 0 の場合の亀裂検出確率、亀裂深さ比の閾値をユーザーが入力することとした。PASCAL-SP では、サンプリングされた亀裂深さ比がこの閾値以上となった場合に、亀裂検出モデルを使用することになる。一方、サンプリングされた亀裂深さ比がこの閾値未満の場合は、その閾値における亀裂検出確率と亀裂深さ比 0 の場合の亀裂検出確率の線形内挿を行う。

(2) 管台を対象とした亀裂検出モデルの確認

導入した亀裂検出モデルの動作を確認するため、PASCAL-SP を用いて亀裂深さに対する亀裂検出確率を計算した。設定した項目とその条件を表 3.3.5-1 に示す。サンプリング数は各亀裂深さに対して 10,000 サンプルとした。亀裂深さに対する POD を図 3.3.5-1 に示す。ここでは、Microsoft Excel[®] で計算した POD と EPRI の報告書⁴⁴ に記載されていた値を併せてプロットし、PASCAL-SP を用いて計算した POD と比較した。いずれの亀裂深さにおいても、PASCAL-SP の POD は、Microsoft Excel[®] で計算した POD 及び EPRI の報告書⁴⁴ の記載値とほぼ同じ値となった。この結果より、導入した亀裂検出モデルが適切に動作していることを確認した。

検査による亀裂の検出によってその分布がどのように変化するかを確認するため、表 3.3.5-2 に示す条件で亀裂を 100,000 サンプル発生させ、全亀裂の分布、及び 1 回の検査で未検出となった亀裂の分布をプロットした。その他の条件は表 3.3.5-1 と同様である。得られた結果を図 3.3.5-2 に示す。導入した亀裂検出モデルでは、深い亀裂ほど検査による検出確率が高い。 a/t が閾値の 0.1 以下の場合、POD 曲線が線形補間した直線へと切り替わることから、検査後の未検出亀裂の分布にはピークが 2 つ表れ、 a/t が 0.1 以下の亀裂が未検出亀裂として多く残存していることが分かる。

以上の結果より、導入した亀裂検出モデルにより、設定した POD 曲線に基づき、亀裂検出の判定が正しく機能していることが確認された。

表 3.3.5-1 亀裂検出モデルの確認計算の条件

変数	説明	値
t	板厚 [mm]	10.0
a/t	亀裂深さ比 [-]	0.01~0.8
β_1	亀裂検出モデルパラメータ [-]	2.7076
β_2	亀裂検出モデルパラメータ [-]	0.0031
POD_0	亀裂深さ比 0 の場合の POD [-]	0.1
a_{small}/t_{-}	亀裂深さ比の閾値 [-]	0.1

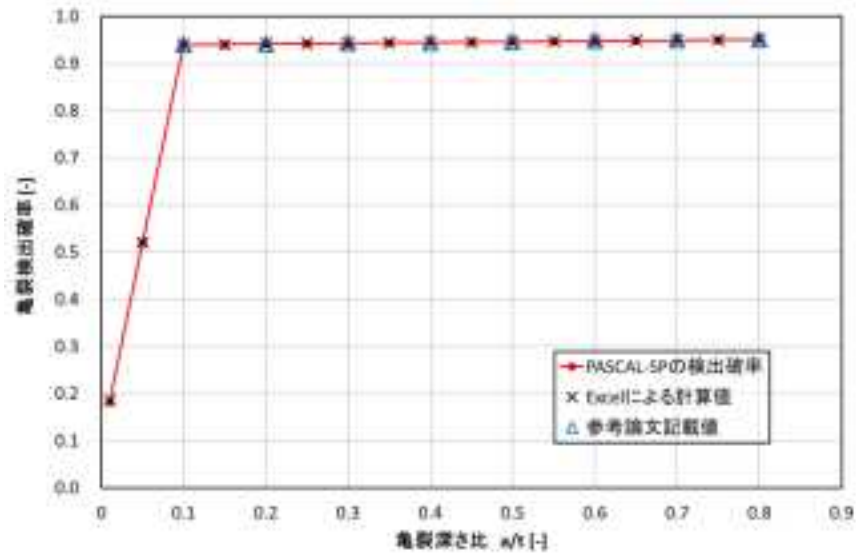


図 3.3.5-1 PASCAL-SP の計算値と Microsoft Excel[®] の計算値及び参考論文⁴⁴記載値との比較

表 3.3.5-2 亀裂深さの分布条件

項目	内容
分布型	正規分布
亀裂深さの平均値 [mm]	1.5
亀裂深さの標準偏差 [mm]	0.5

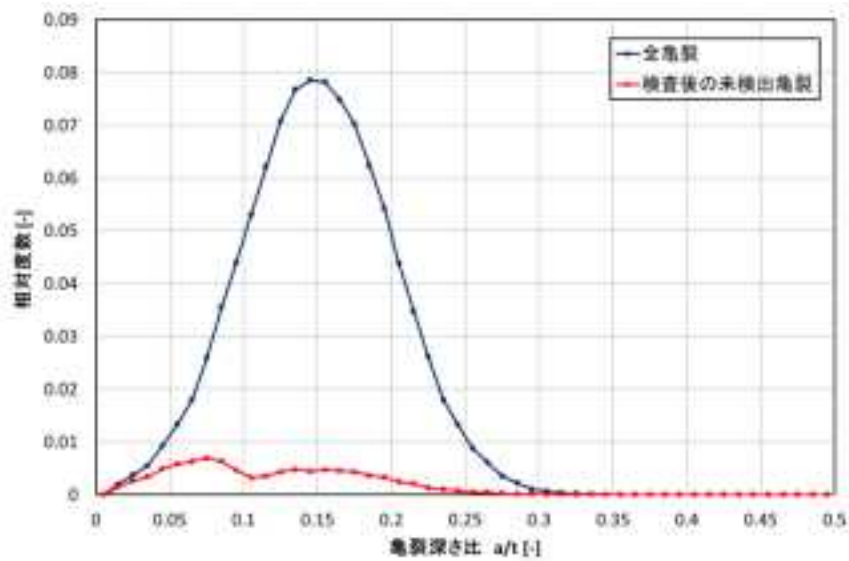


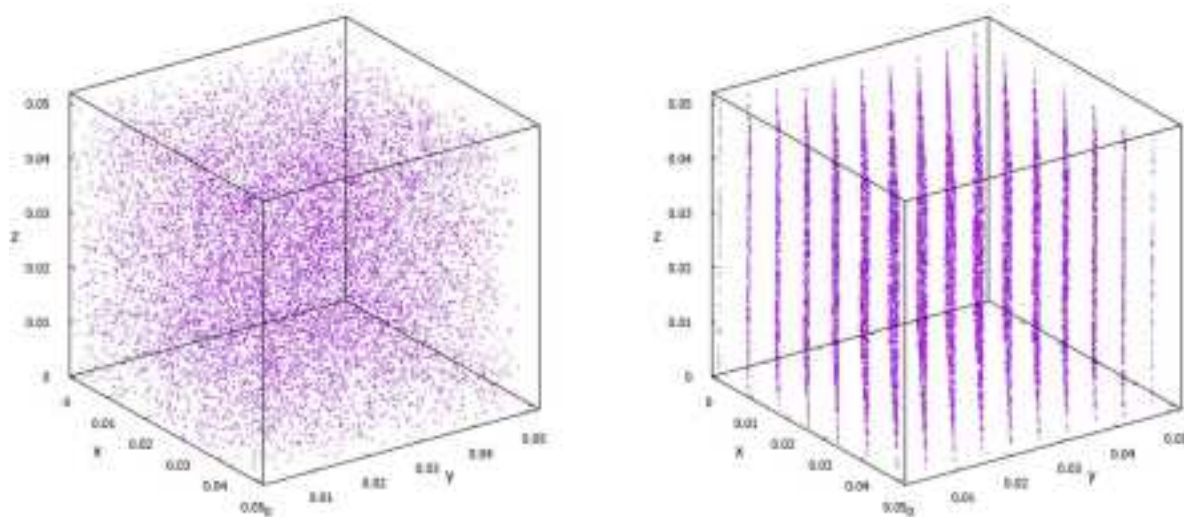
図 3.3.5-2 全亀裂と検査後の未検出亀裂

3.3.6 PASCAL-SP に対するその他の機能整備

PASCAL-SP に対するその他の機能整備について、主なものを以下にまとめる。

(1) メルセンヌツイスター法の導入

従来の PASCAL-SP では線形合同法を用いて擬似的に乱数を生成していた。本年度はより周期が長く、疑似乱数が高次元に均等分布し、計算が高速とされ、高品質な疑似乱数生成法であるメルセンヌツイスター法を PASCAL-SP に導入した。メルセンヌツイスター法および合同線形法により生成した乱数を三次元直交座標上にプロットしたものを図 3.3.6-1 に示す。図 3.3.6-1 から、線形合同法により生成した乱数は三次元空間上で疎に分布する一方で、メルセンヌツイスター法により生成した乱数は一様に分布しており、より高品質な乱数であることが分かる。



(a) メルセンヌツイスター法

(b)線形合同法

図 3.3.6-1 三次元直交座標上にプロットした乱数

(2) 破損したサンプルの条件出力機能の整備

本年度は、破損確率に寄与する影響パラメータの分析に資するため、破損に至ったサンプルの初期条件を出力する機能を整備した。これにより、例えば初期亀裂寸法が大きい、あるいは亀裂進展速度が速い等、破損確率に寄与する各サンプルにおける条件を確認することができる。本機能を用いて破損したサンプルの条件を出力した例を表 3.3.6-1 に示す。各サンプルにおいて、ばらつきを設定したパラメータの値と各サンプルの重み、計算が終了した年数が出力されており、本機能が整備されたことを確認できた。

表 3.3.6-1 PASCAL-SP の破損サンプル条件出力機能の出力例

サンプル 番号	深さ	半長	疲労亀裂進展 速度のばらつき	破壊評価: 流動応力	破壊評価:Jlc	破壊評価:α	破壊評価:C1	重み	判定	年数
1	0.00007	0.00729	1.32E-13	492.516	68.4132	0.850153	68.1968	0.047479	Safe	40
2	0.000336	0.004238	2.48E-13	477.022	75.7621	0.904475	64.859	0.048089	Safe	40
3	0.000453	0.005917	1.51E-13	461.458	70.2406	1.01485	69.0957	0.048647	Safe	40
4	0.000661	0.006574	1.74E-13	511.861	53.9496	0.992755	69.1869	0.049152	Safe	40
5	0.000734	0.006086	1.62E-13	598.428	62.1836	0.933471	67.1432	0.049602	Safe	40
6	0.000902	0.007479	1.88E-13	470.393	70.9992	0.889194	65.8537	0.049994	Safe	40
7	0.001146	0.006303	2.07E-13	523.548	73.8358	1.06449	76.9924	0.050327	Safe	40
8	0.001297	0.007031	1.13E-13	509.078	61.9328	0.987206	75.6023	0.050601	Safe	40
9	0.001557	0.005562	1.14E-13	474.973	65.0429	0.885479	75.2182	0.050814	Safe	40
10	0.001717	0.00553	1.57E-13	400.979	60.6985	0.959739	65.2908	0.050965	Safe	40
11	0.001858	0.005942	1.70E-13	496.763	62.7017	0.976798	76.1604	0.051055	Safe	40
12	0.002096	0.006213	1.75E-13	513.69	65.3224	1.00632	68.116	0.051081	Safe	40
13	0.002228	0.005634	2.48E-13	495.245	63.5713	0.950037	60.1172	0.051046	Failure	35.3828
14	0.002352	0.005853	2.64E-13	409.796	70.8132	1.02738	70.8284	0.050947	Failure	32.8524
15	0.002517	0.006266	1.58E-13	416.87	61.3281	0.995436	69.803	0.050787	Safe	40
16	0.00264	0.006593	1.08E-13	462.876	67.2349	0.992569	62.3184	0.050565	Safe	40
17	0.00286	0.004987	1.43E-13	399.378	56.1385	0.988532	75.3846	0.050283	Safe	40
18	0.0031	0.004872	1.76E-13	502.21	64.1168	0.979049	61.6935	0.049941	Safe	40
19	0.003244	0.003184	1.41E-13	513.508	63.1199	1.01793	75.5851	0.049541	Safe	40
20	0.003408	0.005223	1.41E-13	428.232	58.8408	0.924732	79.6133	0.049084	Safe	40

3.3.7 整備した PASCAL-SP を用いた事例解析

ここで、米国の Duane Arnold BWR 型軽水炉の再循環系（以下「PLR」という）配管入口管台に確認された NiSCC の発生事例⁴¹を踏まえ、新たに整備した PASCAL-SP を用いて、NiSCC を対象とした破損確率事例解析を実施した。解析では、PLR 配管の入口管台の異材溶接部を対象とし、NiSCC による亀裂の発生及び NiSCC、疲労による亀裂進展を考慮した。溶接残留応力等については Duane Arnold における亀裂発生部の条件を用い、その他の条件については一部国内 BWR 型軽水炉の代表的な値を用いた。

(1) 解析条件

1) 対象配管

ここでは、米国の Duane Arnold における NiSCC の発生事例も参考にしながら、BWR の PLR 配管の入口管台を対象とした解析事例を整備することとした。配管の条件を表 3.3.7-1 に示す。対象とする管台の寸法としては、国内プラントの代表的な値¹⁰⁸を用いた。

表 3.3.7-1 対象配管

項目：対象配管	
【条件】	
・寸法：国内の PLR 配管入口管台の寸法条件 ¹⁰⁸ を用いる。	
外径	340 mm
板厚	31.5 mm
内半径	138.5 mm
・材料：ニッケル合金溶接材	

2) 対象亀裂

ここで、亀裂発生モデルとしては、国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC 亀裂のデータに基づく発生時刻の確率モデル¹⁰⁹を用いた。発生した亀裂の形状は、維持規格⁵³に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。

¹⁰⁸ https://www.tohoku-epco.co.jp/news/atom/1181540_1065.html

¹⁰⁹ N. Saito, S. Tanaka and H. Sakamoto, “Effect of Corrosion Potential on the SCC Initiation Lifetime of Alloy 182 Weld Metal”, Ninth International Symposium on Environmental degradation of materials in nuclear power systems – water reactors, pp. 493-499, (1999).

表 3.3.7-2 発生する亀裂寸法の確率分布モデル

項目：発生する亀裂寸法の確率分布モデル
<p>【条件】</p> <p>国内 BWR プラントにおけるニッケル合金溶接材を用いた BWR 炉水環境中における NiSCC 発生試験¹⁰⁹の結果を踏まえて設定された確率モデル³⁰</p> <ul style="list-style-type: none"> 初期亀裂の深さ a : 正規分布に従う確率変数 $f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{a-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 0.6 \text{ mm}$、$\sigma = 0.1 \text{ mm}$</p> <ul style="list-style-type: none"> 初期亀裂の半長 c : 正規分布に従う確率変数 $f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{c-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 0.6 \text{ mm}$、$\sigma = 0.1 \text{ mm}$</p>

表 3.3.7-3 亀裂発生モデル

項目：亀裂発生モデル	
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 発生時刻 t_i：国内 BWR プラントにおけるニッケル合金溶接材を用いた BWR 炉水環境中における NiSCC 発生試験¹⁰⁹の結果を踏まえて設定された確率モデル³⁰ $t_i = \frac{\alpha_i \times t_{i0}}{i_\theta \times i_\sigma \times i_m}$	
t_{i0}	86 時間
α_i : 確率分布 (ワイブル分布)	形状: 1.314、縮尺: 0.593、位置: 1.000
i_θ : 温度パラメータ	$i_\theta = A_\theta \times \exp(-Q_i/RT)$ より算出
T : 温度	290°C
A_θ : 温度パラメータ算出係数	9.49E+15
Q_i : 亀裂発生に要する活性化エネルギー	183kJ/mol
R : ガス定数	8.31447×10^{-3} kJ/(molK)
i_σ : 応力パラメータ	$i_\sigma = A_\sigma \times (\sigma_{\text{eff}} - \sigma_y)^n$ より算出
A_σ : 応力パラメータ算出係数	1.91E-03
n : 応力パラメータの指数	1.36
dc : 加工硬化域深さ	100 μm
σ_{th} : 亀裂発生の応力閾値	降伏応力と同じ値を用いる
i_m : 材料パラメータ	0.7
a : 発生亀裂深さ	正規分布 平均値: 0.6 mm、標準偏差: 0.1 mm
c : 発生亀裂半長	正規分布 平均値: 0.6 mm、標準偏差: 0.1 mm

3) 荷重条件

定常運転時の内圧は、9 MPa とした。溶接残留応力の条件を表 3.3.7-4 及び図 3.3.7-1 に示す。この溶接残留応力は、NiSCC の発生事例として挙げられる米国 Duane Arnold における亀裂発生部の溶接残留応力分布⁴¹である。

疲労亀裂進展解析用の応力の条件を表 3.3.7-5 に示す。既往研究¹¹⁰を参考とし、設定した。疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数の詳細を表 3.3.7-6 に示す。

表 3.3.7-4 溶接残留応力

項目：溶接残留応力	
【条件】	
米国 Duane Arnold における溶接残留応力分布 ⁴¹	
x/t : 内表面からの距離の板厚比	
x/t [-]	応力 [MPa]
0.0	393.00
0.1	289.58
0.2	137.90
0.3	0.0
0.4	-110.32
0.5	-186.16
0.6	-248.21
0.7	-275.79
0.8	-289.58
0.9	-296.47
1.0	-299.92

¹¹⁰ H.Machida, “Reliability Assessment of PLR Piping Based on Domestic SCC Data”, 2007 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2007-26059, (2007).

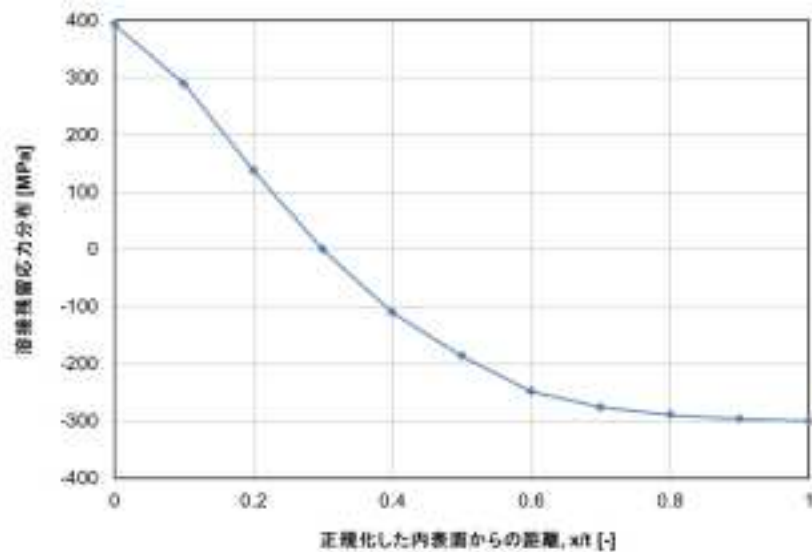


図 3.3.7-1 溶接残留応力分布

表 3.3.7-5 疲労亀裂進展解析用応力

項目：疲労亀裂進展解析用応力	
【条件】	
既存研究 ¹¹⁰ を参考にして設定	
<ul style="list-style-type: none"> ・疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数：表 3.3.7-6 ・曲げ応力はグローバル曲げとして取り扱う。 	

表 3.3.7-6 疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数

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.
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

4) 亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う NiSCC の進展と、過渡事象による疲労亀裂進展を考慮した。NiSCC 亀裂進展速度の条件を表 3.3.7-7 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.3.7-8 に示す。NiSCC 亀裂進展速度の確率論的評価モデルについては、日本機械学会発電用原子炉設備規格 維持規格事例規格¹¹¹（以下「維持規格事例規格」という）における亀裂進

¹¹¹ “社団法人日本機械学会発電用原子力設備規格 維持規格 (2008 年度版), 事例規格

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モデル³⁰を用いた。疲労亀裂進展速度の確率論的評価モデルについては、既存の BWR 炉水環境中の疲労試験に関する文献¹¹²における亀裂進展データを用いて統計処理により提案された確率モデル³⁰を用いた。

表 3.3.7-7 NiSCC 進展速度

項目：NiSCC 進展速度		
【条件】		
・維持規格事例規格 ニッケル合金溶接金属の BWR 環境中の SCC 亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデル ³⁰		
$\frac{da}{dt} = c_{ECP} \times \alpha_r (K_I - K_{th})^\beta$ $c_{ECP} = a_{ECP} \times \exp(b_{ECP} \times ECP)$		
ただし、 $ECP < ECP_{lower}$ のとき $ECP = ECP_{lower}$ 、 $ECP > ECP_{upper}$ のとき $ECP = ECP_{upper}$ とする。ここで、 da/dt は亀裂進展速度で単位は[m/s]、 K_I はモード I の応力拡大係数で単位は[MPa√m]である。 α_r は次式で表される対数正規分布に従う係数である。		
$f(\alpha_r) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma\alpha_r} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\alpha_r/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$		
ただし、 $\mu = 1.000$ 、 $\sigma = 0.5424$ である。		
ECP	腐食電位 [mV _{SHE}]	0
ECP_{lower}	腐食電位下限値 [mV _{SHE}]	-200
ECP_{upper}	腐食電位上限値 [mV _{SHE}]	-100
a_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	2.08×10^{-16}
b_{ECP}	c_{ECP} 算出係数	0.0204
K_{th}	応力拡大係数閾値 [MPa√m]	0
K_{lower}	応力拡大係数下限値 [MPa√m]	0
K_{upper}	応力拡大係数上限値 [MPa√m]	56
β	指数	4.5

ニッケル合金溶接金属の BWR 環境中の SCC き裂進展速度”, JSME S NA-CC-008.

¹¹² 小川琢也、板谷雅雄、青池聡、長瀬博、米陀英毅，“ニッケル基合金の BWR 環境中疲労き裂進展速度線図の検討（第 1 報，Paris 則形式によるき裂進展速度式の検討）”，M&M2013 カンファレンス，OS1420，(2013).

表 3.3.7-8 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度		
【条件】		
・国産材ニッケル合金溶接金属の BWR 炉水環境における疲労亀裂進展速度線図に関する文献 ¹¹² における試験データを用いて統計処理により提案された確率モデル ³⁰		
($\Delta K > \Delta K_{th}$ または $t_r > t_{r,th}$ のとき)	$\frac{da}{dN} = C'' \times T_c^{n'} \times t_r^n \times \frac{\Delta K^{m'}}{(1-R)^m}$	
($\Delta K < \Delta K_{th}$ かつ $t_r < t_{r,th}$ のとき)	$\frac{da}{dN} = 0$	
<p>da/dN は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、t_r は負荷上昇時間で単位は[sec]、R は応力比、T_c は評価温度、C'' は次式で表される対数正規分布に従う係数である。</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、$\mu = 9.34 \times 10^{-13}$、$\sigma = 0.674628$ である。</p>		
T_c	温度 [°C]	325
t_r	負荷上昇時間 [sec]	500
R	応力比	0.5
n'	温度依存性指数	0.00
n	時間依存性指数	0.44
m'	応力拡大係数範囲依存性指数	3.54
m	応力比依存性指数	1.08
ΔK_{th}	応力拡大係数範囲閾値 [MPa√m]	3.4
$t_{r,th} (s)$	負荷上昇時間閾値 [sec]	1
$t_{r,lower} (s)$	負荷上昇時間下限値 [sec]	1
$t_{r,upper} (s)$	負荷上昇時間上限値 [sec]	1000

5) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.3.7-9 に示す。維持規格事例規格¹¹³に基づき、ニッケル合金に存在する亀裂に対して、極限荷重評価法を用いて破壊評価を実施する。また、破壊評価用応力を

表 3.3.7-10 に、流動応力を表 3.3.7-11 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値を $2.7S_m$ とした。 S_m は日本機械学会 発電用原子力設備規格設計・建

¹¹³ 日本機械学会，“発電用原子力設備規格維持規格（2008年版）JSME S NA1-2008【事例規格】ニッケル合金の欠陥評価法，” JSME S NA-CC-005, (2010).

設規格¹¹⁴（以下「設計・建設規格」という）のニッケル合金（NCF600TP）に対する値を使用した。標準偏差は告示 501¹¹⁵別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考として設定した。

表 3.3.7-9 破壊評価手法

項目：破壊評価手法
<p>【条件】</p> <p>維持規格事例規格¹¹³に基づく破壊評価手法</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 極限荷重評価法

表 3.3.7-10 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力						
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 極限荷重評価法による破壊評価する際の応力は、既存研究¹¹⁰を踏まえて本事例整備において検討し設定した。 ・ 一次膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e。 <table border="1" style="margin-left: 40px;"> <tr> <td style="text-align: center;">P_m</td> <td style="text-align: center;">33.5 MPa</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">P_b</td> <td style="text-align: center;">41.8 MPa</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">P_e</td> <td style="text-align: center;">0.0 MPa</td> </tr> </table>	P_m	33.5 MPa	P_b	41.8 MPa	P_e	0.0 MPa
P_m	33.5 MPa					
P_b	41.8 MPa					
P_e	0.0 MPa					

¹¹⁴ 日本機械学会，“発電用原子力設備規格設計・建設規格”，JSME S NC1-2005, (2005)

¹¹⁵ “通商産業省資源エネルギー庁公益事業部原子力発電安全管理課編：解説 原子力設備の技術基準 発電用原子力設備に関する技術基準 発電用原子力設備に関する構造等の技術基準”，(1994).

表 3.3.7-11 流動応力

項目：流動応力
<p>【条件】</p> <p>流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は $2.7S_m$ とした。S_m は設計・建設規格¹¹⁴に示された NCF600TP に対する値を用いた。標準偏差については、告示 501¹¹⁵ 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・対象材料：ニッケル合金溶接部に使用される代表的材料 NCF600TP ・温度：288°C ・流動応力 σ_f: 正規分布に従う確率変数 $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f - \mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 442.8 \text{ MPa}$、$\sigma = 14.98 \text{ MPa}$ である。</p>

6) その他

応力拡大係数の算出式を表 3.3.7-12 に示す。表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については PVP2014-28049¹¹⁶の解を用いた。また、亀裂貫通と判定する条件について表 3.3.7-13 に示す。

¹¹⁶ D. J. Shim, S. Xu, D. Lee, “Closed-Form Stress Intensity Factor Solutions for Circumferential Through-Wall Cracks in Cylinder”, ASME 2014 Pressure Vessel & Piping Conference, Anaheim, California, USA, PVP2014-28049, (2014).

表 3.3.7-12 応力拡大係数

項目：応力拡大係数
<p>【条件】</p> <p>国内学協会規格が評価手法が定められている場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 応力拡大係数算出式： <ul style="list-style-type: none"> ・ 表面半楕円亀裂 維持規格⁵³の円筒中の表面半楕円亀裂に対する3次多項式応力分布応力拡大係数解 ・ 貫通亀裂 PVP2014-28049の解¹¹⁶ ・ 全周亀裂 維持規格⁵³の全周亀裂に対する3次多項式応力分布応力拡大係数解

表 3.3.7-13 貫通の判定条件

項目：貫通の判定条件
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 貫通判定：亀裂深さの板厚比が0.8に達した場合

(2) 解析結果

3.3.7(1)で示した解析条件を用いて、表 3.3.7-3 に示す NiSCC による発生亀裂を考慮して、供用期間中における漏えい確率及び配管の破断確率を求めた。解析結果を図 3.3.7-2 に示す。10年目の漏えい確率は約 8.2×10^{-2} 、20年目の漏えい確率は約 4.6×10^{-1} である。破断確率については、20年目までの供用期間中には有意な値が得られなかった。

このように、過年度及び今年度整備した NiSCC に関する評価機能を用いて、NiSCC を対象とした破損確率解析が可能であることが確認された。

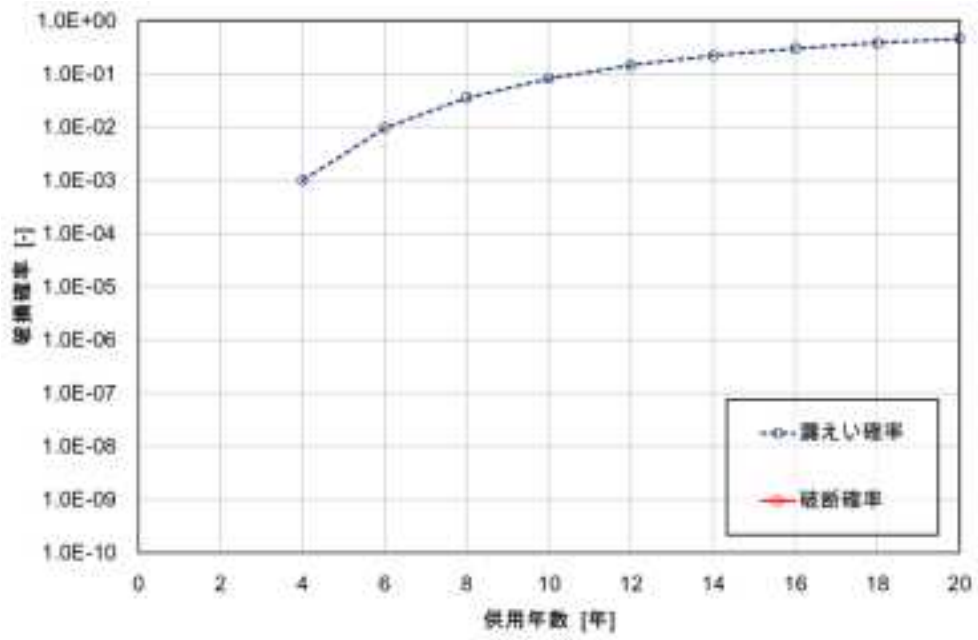


図 3.3.7-2 経年事象として NiSCC を考慮した破損確率解析事例

3.4 PASCAL-NP を対象とした機能整備

PASCAL-NP は、RPV における複雑形状部位だけでなく、一次系配管を対象とした解析機能も有している。ここでは、PASCAL-NP を対象に、調査結果等を踏まえ、軸方向亀裂に関する解析機能を整備した。

3.4.1 軸方向亀裂に関する解析機能

(1) 軸方向亀裂に対する応力拡大係数算出機能の整備

1) 軸方向貫通亀裂に対する応力拡大係数解の整備

PWSCC により軸方向表面亀裂が発生・進展した後、軸方向貫通亀裂となった事例があり、このような軸方向貫通亀裂を対象とした破損確率を評価するために必要な、応力拡大係数算出機能を PASCAL-NP に整備した。整備した軸方向貫通亀裂に対する応力拡大係数解は、PASCAL-SP と同様に、RCC-MRx⁴⁸ の軸方向貫通亀裂の応力拡大係数解である。これにより、軸方向亀裂貫通後において、SCC 及び疲労による亀裂進展評価、漏えい量算出等を実施することが可能となった。なお、軸方向表面亀裂に対する応力拡大係数算出機能は、昨年度までに導入済である。

2) 整備した応力拡大係数算出機能の検証

整備した応力拡大係数算出機能の検証として、機能整備後の PASCAL-NP で算出した F_m 及び F_b と RCC-MRx⁴⁸ に記載されている係数表から手計算により求められる F_m 及び F_b について、比較を行った。比較結果を F_m について図 3.4.1-1 に、 F_b について図 3.4.1-2 に示す。これらの結果から、PASCAL-NP で算出した F_m 及び F_b は、RCC-MRx⁴⁸ に記載されている係数表から手計算により求めた値と一致しており、正しく導入されていることが確認できた。

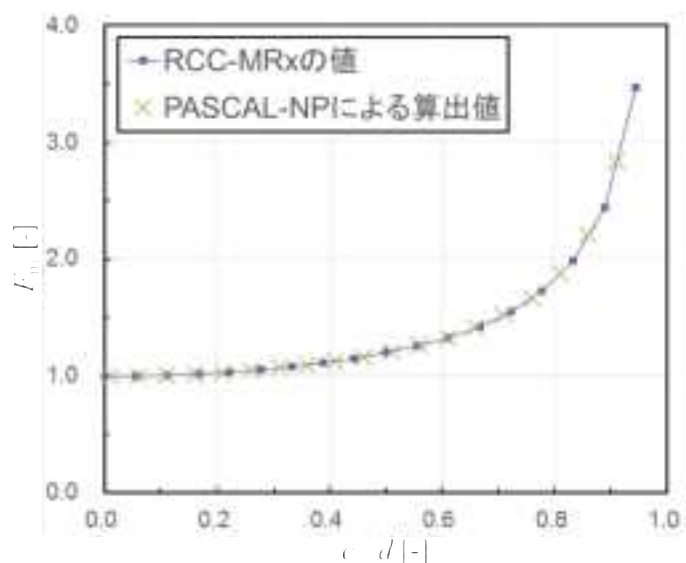


図 3.4.1-1 軸方向貫通亀裂に対する F_m の検証

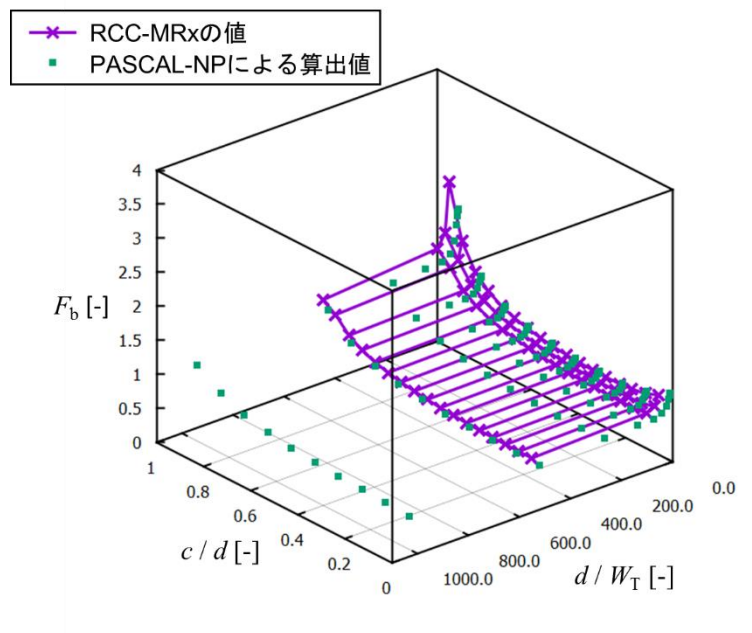


図 3.4.1-2 軸方向貫通亀裂に対する F_b の検証

(2) 軸方向表面亀裂及び軸方向貫通亀裂に対する破壊評価機能

1) 軸方向表面亀裂に対する極限荷重評価法の整備

軸方向表面亀裂に対する破壊評価法として、維持規格事例規格¹¹³に基づき、極限荷重評価法を PASCAL-NP に導入する。本破壊評価法では、破壊に寄与する応力として、内圧 p による周方向応力 σ_t を考慮する。 σ_t は、次式で求められる。

$$\sigma_t = p \frac{R_i}{t} \tag{3.4.1-1}$$

この σ_t が許容応力 σ_h を超えた場合に、破壊と判定される。 σ_h は、次式で算出される。

$$\sigma_h = \sigma_f \left(\frac{\frac{t}{a} - 1}{\frac{t}{a} - \frac{1}{M_2}} \right) \tag{3.4.1-2}$$

ここで、 t は板厚、 a は亀裂深さ、 σ_f は流動応力である。 M_2 は、次式で求められるパラメータである。

$$M_2 = \left[1 + (1.61 / 4R_m t) \ell^2 \right]^{1/2} \tag{3.4.1-3}$$

R_i 及び R_m は配管の内半径及び平均半径、 l は亀裂全長である。

2) 軸方向貫通亀裂に対する極限荷重評価法の整備

軸方向亀裂に対する破壊評価法として、PASCAL-SP と同様に、xLPR v2.0⁹⁶ においても参照されている、Ductile Fracture Handbook¹⁰¹ の軸方向亀裂に対する極限荷重評価法を PASCAL-NP に導入した。

3) 軸方向表面亀裂及び軸方向貫通亀裂に対する J-T 法

軸方向表面亀裂及び軸方向貫通亀裂に対する破壊評価法として、以下に示す J-T 法を PASCAL-NP に導入した。J-T 法による破壊評価の模式図を図 3.4.1-3 に示す。評価対象の亀裂前縁における J 積分値 J_{app} と延性亀裂進展抵抗値 J_R との比較により不安定破壊の判定を行う。 J_{app} の算出には応力拡大係数 K から J 積分を求める参照応力法を用いることとした。軸方向亀裂の場合 J_{app} は、内圧及び溶接残留応力を用いて、以下の式で求められる。

$$J_{app} = \frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} J_e \quad (3.4.1-4)$$

$$J_e = \frac{K^2}{E'} \quad (3.4.1-5)$$

$$J_e = \frac{K^2}{E'} \quad (3.4.1-6)$$

$$\frac{\varepsilon_{ref}}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_0} \right)^n \quad (3.4.1-7)$$

$$\sigma_{ref} = \frac{p}{p_0} \sigma_y \quad (3.4.1-8)$$

$$p_0 = \frac{2t}{\sqrt{3}R_i} \left(1 - \frac{a}{t} + \frac{a/t}{f(z)} \right) \sigma_y \quad (3.4.1-9)$$

$$f(z) = (1 + 1.61z)^{0.5} \quad (3.4.1-10)$$

$$z = \frac{0.1542\ell^2}{at \left(\frac{R_i}{t} + 0.5 \right)} \quad (3.4.1-11)$$

これらの式中において、 σ_{ref} 及び ε_{ref} は参照応力及び参照ひずみ、 E 及び E' は平面応力状態及び平面ひずみ状態のヤング率、 ν はポアソン比、 J_e は応力拡大係数 K から定まる J 積分値の弾性成分、 α 及び n は Ramberg-Osgood 則のパラメータ、 p_0 は塑性崩壊時の内圧である。

J_R は延性亀裂進展量 Δa の関数であり、次式で表される。

$$J_R = C_1(\Delta a)^{C_2} \quad (3.4.1-12)$$

評価対象の亀裂の Δa を徐々に増加させたとき、 J_{app} が J_R と交差し（あるいは接し）、かつ交点において J_{app} の傾きが J_R の傾きを上回るとき、不安定破壊が発生すると判定される。例えば、図3.4.1-3に示すように、応力が σ_1 あるいは σ_2 である場合には安定と判定され、 σ_3 を超えると破壊と判定される。また、軸方向表面亀裂の場合には亀裂のアスペクト比を保持し亀裂深さ方向の評価を行い、軸方向貫通亀裂の場合には亀裂長さ方向の評価を行う。

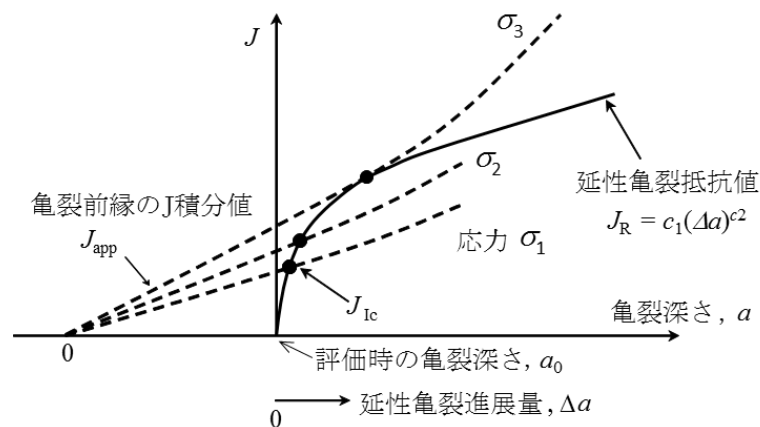


図 3.4.1-3 J-T 法に基づく破壊評価の模式図

4) 極限荷重評価法に基づく破壊評価機能の検証

極限荷重評価法に基づく破壊評価機能が正常に動作していることを確認するため、極限荷重評価法に重要な流動応力を正規分布に従う確率変数として設定するとともに、流動応力が平均値をとるときの破断に至る内圧を解析条件として設定した。解析条件をまとめて表 3.4.1-1 に示し、この解析条件による結果を表 4.2.1-4 に示す。破断確率はサンプル数が増えるにしたがって 0.5 に漸近し、破断確率は流動応力を変数として図 3.4.1-4 に示すような破断するサンプル数と破断しないサンプル数が等しくなるような結果が得られた。以上により、流動応力のばらつきを考慮した極限荷重評価法の検証とした。

表 3.4.1-1 極限荷重評価法の検証条件

変数	値
亀裂深さ a [mm]	15
板厚 t [mm]	20
亀裂長さ $2c$ [mm]	100
内半径 R_i [mm]	100
降伏応力 σ_y [MPa]	315.4
引張強さの平均値 σ_{UTS} [MPa]	689.3
流動応力の平均値 σ_f [MPa]	502.4
破断に至る内圧 p [MPa]	45.3

表 3.4.1-2 極限荷重評価法の検証結果

サンプル数	破断確率
10000	0.5079
100000	0.50257
1000000	0.499787

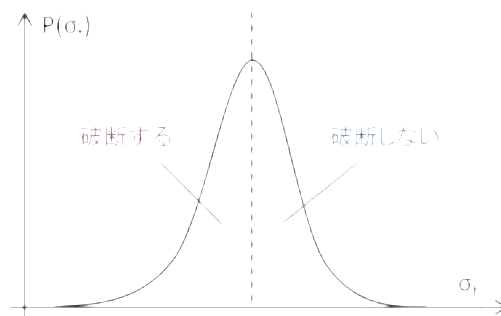


図 3.4.1-4 極限荷重評価法における流動応力と破断確率の分布

5) J-T 法に基づく破壊評価機能の検証

J-T法に基づく破壊評価機能の検証として、亀裂表面点が母材部に至る場合を想定し、複数材料を考慮した貫通亀裂において、破壊評価機能の動作確認を行った。複数材料を考慮する貫通亀裂では、図 3.4.1-5 に示すように 2 つの表面点 b_1 及び b_2 のそれぞれにおいて J 積分値を算出し、それぞれの材料における J-R カーブとの比較を通じて、破断判定を行う。

本検証計算では、2 つの表面点において適切に J 積分値と J-R カーブの比較が行われていることを確認した。検証条件を表 3.4.1-3 に示す。なお、全ての条件について C_2 を 0.5 とした。条件 1 は、weld_metal、base_metal 1 及び 2 で同じ J-R カーブを設定した。条件 2 では、base_metal 1 及び 2 の J-R カーブを非常に高く設定し、base_metal に亀裂表面点が存在する場合には延性破壊しない条件とした。本検証では、図 3.4.1-5 のように、溶接部の中心に設定した貫通亀裂に対して、徐々に仮想的に延性亀裂進展量 Δa を加え、各亀裂長さにおける J 積分値と J-R カーブの比較及び、その時の破断判定結果を確認した。条件 1 及び 2 における検証結果を表 3.4.1-4 及び表 3.4.1-5 に示す。この結果より、

weld_metal 及び base_metal に同じ J-R カーブを設定した条件 1 では、本検証計算の範囲において Δa を増加させても J_{app} が J_R より大きいため、破断判定が継続されていることが分かる。一方で条件 2 では、亀裂表面点が base_metal に至った時点で、 J_R が非常に大きくなり、 J_{app} が J_R よりも小さくなるため、亀裂は安定であると判定され、破断判定が終了したことが分かる。これらより、2 つの表面点において J 積分値と J-R カーブの比較が行われており、適切に破断判定が行われていることを確認した。

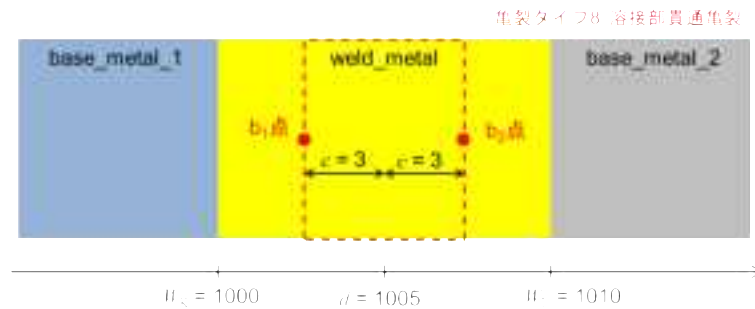


図 3.4.1-5 複数材料を考慮する貫通亀裂の模式図

表 3.4.1-3 J-T 法に基づく破壊評機能の検証条件

条件	J-R カーブの係数		
	weld_metal の C_1	base_metal_1 の C_1	base_metal_2 の C_1
1	10	10	10
2	10	10000	10000

表 3.4.1-4 条件 1 における検証結果

b_1 点の座標	b_1 点の J_{app} 値	b_1 点の J_R 値	b_1 点の判定	b_2 点の座標	b_2 点の J_{app} 値	b_2 点の J_R 値	b_2 点の判定
1001.283	52.24539	0.6245	判定を継続	1008.717	52.24539	0.6245	判定を継続
1000.893	62.40753	6.27615		1009.107	62.40753	6.27615	
1000.503	74.02992	8.85381		1009.497	74.02992	8.85381	
1000.113	87.56177	10.83467		1009.887	87.56177	10.83467	
999.7232	103.2389	12.5056		1010.277	103.2257	12.5056	
999.3332	120.961	13.9782		1010.667	120.9455	13.9782	
998.9432	140.5893	15.3098		1011.057	140.5713	15.3098	
998.5532	166.3576	16.53451		1011.447	166.3364	16.53451	
998.1632	197.6467	17.67456		1011.837	197.6214	17.67456	
997.7732	235.4787	18.7454		1012.227	235.4485	18.7454	
997.3832	285.3824	19.75829		1012.617	285.3458	19.75829	
996.9932	351.8607	20.72173		1013.007	351.8156	20.72173	

$b_1 < 1000$ で base_metal_1 に到達、 $b_2 > 1010$ で base_metal_2 に到達

表 3.4.1-5 条件 2 における検証結果

b1 点の座標	b1 点の J_{app} 値	b1 点の J_R 値	b1 点の判定	b2 点の座標	b2 点の J_{app} 値	b2 点の J_R 値	b2 点の判定
1001.283	52.24539	0.6245	判定を 継続	1008.717	52.24539	0.6245	判定を 継続
1000.893	62.40753	6.27615		1009.107	62.40753	6.27615	
1000.503	74.02992	8.85381		1009.497	74.02992	8.85381	
1000.113	87.56177	10.83467		1009.887	87.56177	10.83467	
999.7232	103.2389	125056	安定と 判定	1010.277	103.2257	125056	安定と 判定

$b_1 < 1000$ で base_metal_1 に到達、 $b_2 > 1010$ で base_metal_2 に到達

3.4.2 整備した PASCAL-NP を用いた事例解析

ここでは、米国の Wolf Creek PWR 型軽水炉の加圧器逃がし弁用管台で確認された PWSCC の発生事例¹¹⁷を踏まえ、整備した PASCAL-NP を用いて、加圧器逃がし弁用管台を対象とした破損確率の事例解析を実施した。

(1) 解析条件

米国 Wolf Creek 原子力発電プラントにおいて、運転開始から約 20 年経過時に加圧器の上部にある管台に対して実施された検査により、逃がし弁用管台の 1 つに PWSCC による周方向亀裂が検出された。管台には、低合金鋼とステンレス鋼をニッケル合金溶接材で溶接した異材溶接部が存在し、補修溶接による高い軸方向引張残留応力が発生していた。亀裂の発生部位は、図 3.4.2-1 に示すようにバタリング溶接部と突合せ溶接部の境界付近であった。ここでは、この加圧器逃がし弁用管台における PWSCC の発生事例を対象として事例解析を実施した。事例解析条件を以下に示す。

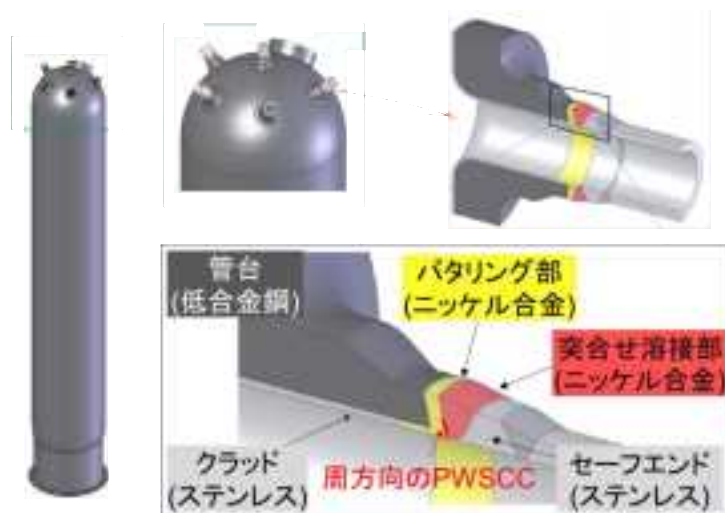


図 3.4.2-1 Wolf Creek 原子力発電プラントにおける PWSCC の発生事例

¹¹⁷ C. King, “Implications of Wolf Creek Pressurizer Butt Weld Indications Relative to Safety Assessment and Inspection Requirements”, MRP 2007-003, (2007).

1) 対象配管

配管の条件を表 3.4.2-1 に示す。対象は、米国の Wolf Creek の加圧器逃がし弁用管台¹¹⁷とし、管台の形状を円筒形状に近似した寸法を用いた。

表 3.4.2-1 対象配管

項目：対象配管	
【条件】	
・ 寸法：Wolf Creek の加圧器逃がし弁用管台を円筒形状に近似	
外径	202.2 mm
板厚	33.5 mm
内半径	67.6 mm
・ 材質：ニッケル合金溶接材（600 系合金）	

2) 対象亀裂

供用年数の増加に伴って PWSCC による亀裂の発生を考慮する。発生時の亀裂は、PWSCC の発生事例に合わせて、周方向半楕円亀裂とした。発生する亀裂の寸法に関する確率モデル³⁰を表 3.4.2-2 に、亀裂発生モデルを表 3.4.2-3 に示す。亀裂寸法の確率モデル及び亀裂発生モデルとしては、PWSCC 亀裂発生試験に関する参考文献⁵²を踏まえて検討された確率モデル³⁰を用いた。亀裂の存在位置は、異材溶接継手内表面とした。

表 3.4.2-2 対象亀裂

項目：対象亀裂	
【条件】	
<ul style="list-style-type: none"> 対象亀裂：溶接継手内表面周方向半楕円亀裂 初期亀裂の深さ a：正規分布に従う確率変数 PWSCC 亀裂発生試験に関する参考文献⁵²を踏まえて検討された確率モデル³⁰ 	
$f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{a-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$	
ただし、 $\mu = 1 \text{ mm}$ 、 $\sigma = 0.25 \text{ mm}$	
<ul style="list-style-type: none"> 初期亀裂の半長 c：正規分布に従う確率変数 PWSCC 亀裂発生試験に関する参考文献⁵²を踏まえて検討された確率モデル³⁰ 	
$f(c) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{c-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$	
ただし、 $\mu = 1 \text{ mm}$ 、 $\sigma = 0.25 \text{ mm}$	

表 3.4.2-3 PWSCC による亀裂発生モデル

項目：亀裂発生モデル		
【条件】		
<ul style="list-style-type: none"> 発生時刻 t_i：PWSCC の亀裂発生試験に関する参考文献を踏まえて検討された確率モデル³⁰ 		
$t_i = \frac{\alpha_i \times t_{i0}}{i_\theta \times i_\sigma \times i_m}$		
t_{i0}	i_θ 、 i_σ 、 i_m が 1 の場合における亀裂発生までの時間	10000 hr
α_i	確率分布（ワイブル分布）	形状:1.285、縮尺:1.125、位置:0.924
i_θ	温度パラメータ	$i_\theta = A_\theta \times \exp(-Q_i/RT)$ より算出
T_{th}	温度閾値	250 °C
A_θ	温度パラメータ算出係数	9.49E+15
Q_i	亀裂発生に要する活性化エネルギー	182.963 kJ/mol
R	ガス定数	$8.31447 \times 10^{-3} \text{ kJ}/(\text{molK})$
i_σ	応力パラメータ	$i_\sigma = A_\sigma \times \sigma_{eff}^n$ より算出 σ_{eff} : 表面における残留応力及び運転応力から算出する。表面切削加工による割増を考慮する。
A_σ	応力パラメータ算出係数	2.68E-19
n	応力パラメータ算出指数	7
i_m	材料パラメータ	0.7

3) 荷重条件

定常運転時の内圧は 15.41 MPa とした。溶接残留応力に関する条件を表 3.4.2-4 に示す。この内圧及び溶接残留応力は、PWSCC の発生事例として挙げられる米国 Wolf Creek における内圧及び亀裂発生部の溶接残留応力分布¹¹⁷である。

疲労亀裂進展解析用の応力として、過渡事象による繰返し応力の条件を表 3.4.2-5 に示す。負荷の大きさ及び頻度は参考文献⁵³を参考に設定した。

表 3.4.2-4 溶接残留応力

項目：溶接残留応力					
【条件】					
米国 Wolf Creek における亀裂発生部位の溶接残留応力分布 ¹¹⁷ を 4 次多項式として近似し用いた。					
係数	σ_0	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4
応力値 [MPa]	337.7	-3206.1	6559.4	-3711.8	39.21

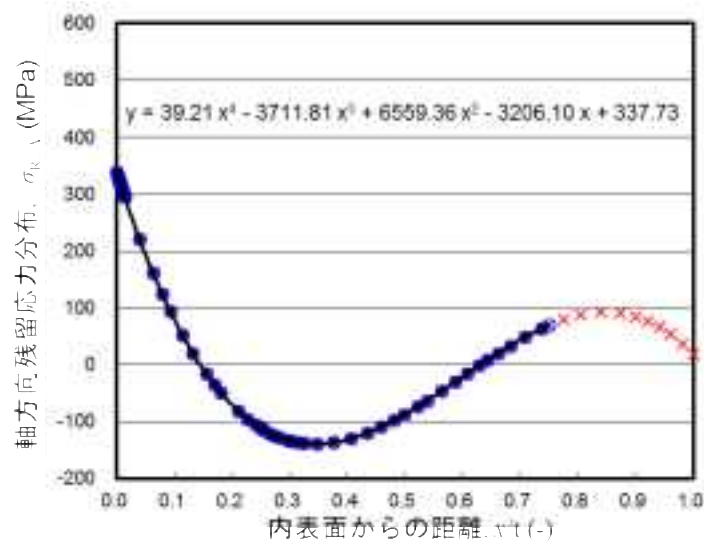


図 3.4.2-2 溶接残留応力分布

表 3.4.2-5 疲労亀裂進展解析用応力

項目：疲労亀裂進展解析用応力
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数：表 3.3.7-6 <p>最大応力分布を上段に、最小応力分布を下段に示す。最小応力分布は溶接残留応力と同じとした。最大応力分布は、溶接残留応力に、運転時の内圧により生じる周方向応力分布を加算することで求めた。各過渡事象の発生頻度や負荷条件は参考文献⁵³により決定した。</p>

表 3.4.2-6 疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数

過渡事象	頻度 [1/年]	初回時刻 [年]	t_r [°C]	応力 [MPa]				
				σ_0	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4
起動	3	0	169	401.4	-3191.6	6559.4	-3711.8	39.2
				337.7	-3206.1	6559.4	-3711.8	39.2
停止	3	1	169	401.4	-3191.6	6559.4	-3711.8	39.2
				337.7	-3206.1	6559.4	-3711.8	39.2
一次系 漏えい試験	1.25	0	20	353.3	-3206.1	6559.4	-3711.8	39.2
				337.7	-3206.1	6559.4	-3711.8	39.2

4) 亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う PWSCC による亀裂の進展と、過渡事象による疲労亀裂進展を考慮した。PWSCC 亀裂進展速度の条件を

表 2.2.3-16 及び図 3.4.2-3 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.4.2-8 に示す。亀裂進展速度の確率論的評価モデルについては、いずれも維持規格事例規格^{118,119}における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデル³⁰を用いた。

表 3.4.2-7 PWSCC 亀裂進展速度

項目：PWSCC 亀裂進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率モデル³⁰ $\frac{da}{dt} = C \cdot (K_I - K_{th})^{2.42}$ <p>ここで、da/dt は PWSCC 亀裂進展速度で単位は[m/sec]、K_I はモード I の応力拡大係数で単位は[MPa√m]、K_{th} は応力拡大係数の下限値、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。</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、$\mu = 1.70 \times 10^{-14}$、$\sigma = 0.688$ である。</p>

¹¹⁸ 日本機械学会，“発電用原子力設備規格維持規格（2008年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金の PWR 一次系水質環境中の SCC 進展速度”，JSME S NA-CC-006, (2010)

¹¹⁹ 日本機械学会，“発電用原子力設備規格維持規格（2008年版） JSME S NA1-2008 【事例規格】ニッケル合金の PWR 一次系水質環境中の疲労亀裂進展速度”，JSME S NA-CC-004, (2009)

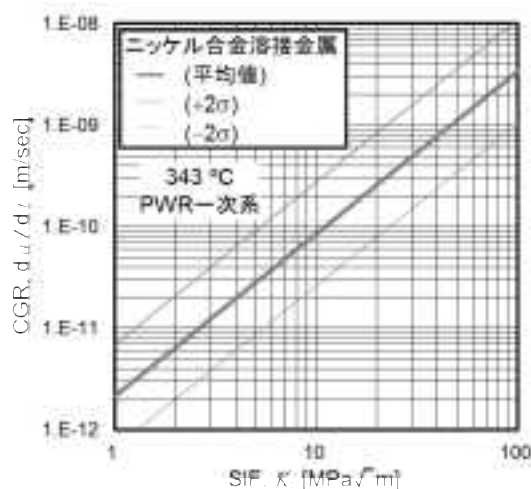


図 3.4.2-3 PWSCC 亀裂進展速度線図

表 3.4.2-8 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率モデル³⁰ $\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot T_c^{0.77} \cdot t_r^{0.24} \cdot \Delta K^{3.25}}{(1-R)^{1.34}}$ <p>da/dN は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は [MPa√m]、t_r は負荷上昇時間で単位は[sec]、R は応力比、T_c は評価温度、C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。</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、μ = 4.31×10⁻¹⁴、σ = 0.495 ここでは、負荷上昇時間 t_r = 1000 sec とする。</p>

5) 破壊評価に関する条件

破壊評価手法は、維持規格事例規格¹¹³に基づき、ニッケル合金溶接部に存在する亀裂に対して、極限荷重評価法を用いた。また、破壊評価用応力を表 3.4.2-9 に示す。

表 3.4.2-9 解析条件 破壊評価法

項目：破壊評価手法	
【条件】	
・ 極限荷重評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次膜応力 P_m 、一次曲げ応力 P_b 、熱膨張応力 P_e	
P_m	12.4 MPa
P_b	48.2 MPa
P_e	1.4 MPa

6) その他の条件

本解析では、表 3.4.2-10 に示す非破壊検査による亀裂検出モデル及び表 3.4.2-11 に示す内部流体の状態を考慮した漏えい評価モデルを用いた。

表 3.4.2-10 非破壊検査による亀裂検出モデル

項目：非破壊検査による亀裂検出モデル	
【条件】	
管台部を対象とした非破壊検査による亀裂検出モデルを用いた。	
$POD(x) = \frac{e^{\beta_1 + \beta_2 x}}{1 + e^{\beta_1 + \beta_2 x}}$	
各パラメータは以下の通り	
初回検査	10 [year]
検査間隔	10 [year]
β_1	正規分布 (μ, σ)=(2.7076, 0.2085)
β_2	正規分布 (μ, σ)=(0.0031, 0.0045)
POD_0	0
$x_{small/I}$	0.1 (=10%)

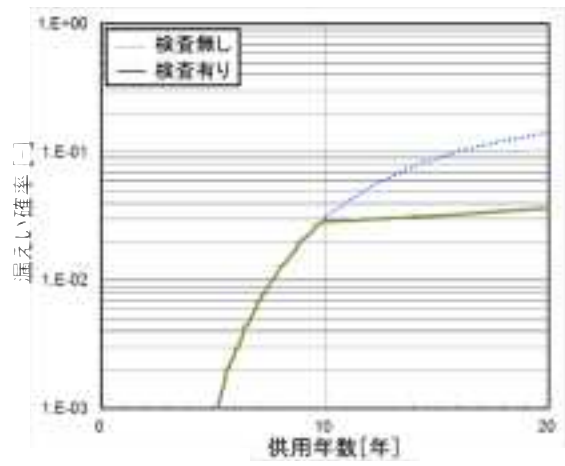
表 3.4.2-11 漏えい量評価モデル

項目：漏えい量評価モデル	
【条件】	
以下の評価モデル及びパラメータを用いて、漏えい量を算出した。加圧器上部であることから内部流体は湿り蒸気 ¹¹⁷ であり、漏えい量評価モデルとして Moody の評価モデル ⁴⁷ を用いた。	
内部流体の状態	湿り蒸気
評価モデル	Moody
局所的表面粗さ μ_L [μm]	16.86
大局的表面粗さ μ_G [μm]	113.9
亀裂表面の 90°折曲り回数 n_{tL} [1/mm]	5.94
漏えい監視設備性能 [m^3/min]	3.78541E-3 (=1GPM)
圧力損失係数 C	1

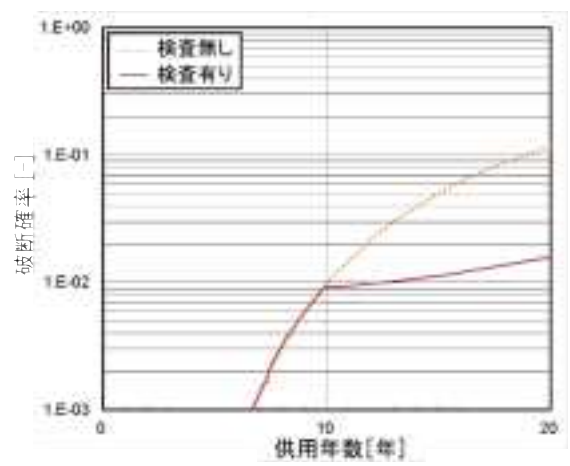
(2) 解析結果

加圧器逃がし弁用管台の周方向 PWSCC 亀裂を対象に、漏えい確率及び漏えい確率に及ぼす検査の影響に関する解析結果を図 3.4.2-4(a) に示す。実線は非破壊検査を考慮する場合の結果、点線は考慮しない場合の結果である。10年目で検査を実施した結果、20年目の漏えい確率は 0.14 から 0.036 に低下した。非破壊検査により、破損確率が有効に低減されたことが確認できる。

また、破断確率及び破断確率に及ぼす検査の影響に関する解析結果を図 3.4.2-4(b) に示す。検査により、破断確率も大幅に低下することが確認された。また、20年目において破断確率は漏えい確率とほぼ同程度の値となったが、この理由は、残留応力として管台内表面における値が高いが、内表面から少し離れた位置で負の値となっているため、亀裂が深さ方向への進展よりも長さ方向へ進展しやすく、より長い亀裂になりやすかったためであると考えられる。実際の約 20年の時点で管台に関する検査では、亀裂深さ比 a/t が 0.26、亀裂角度 2θ が 166°であると確認された¹¹⁷。このことより、解析結果は定性的に亀裂の確認事例の傾向と一致することが確認された。



(a) 累積漏えい確率



(b) 累積破断確率

図 3.4.2-4 加圧器逃がし弁用管台の累積漏えい確率及び破断確率に関する解析結果

3.5 機能喪失確率評価事例の整備

3.5.1 機能喪失解析評価のための代表的解析条件

ここでは、一次系配管を対象に、代表的経年事象である疲労、IGSCC、PWSCC、熱時効を考慮して、初期亀裂が存在する場合、あるいは経年事象による亀裂が発生する場合について、破損確率に関する代表的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、実機における亀裂発生事例、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が使用されていることや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。

(1) 経年事象として疲労亀裂進展を対象とする解析の条件

1) 対象配管

疲労亀裂進展を対象とした解析では、炭素鋼配管を評価対象とする。配管の条件を表 3.5.1-1 に示す。実機における使用実績を踏まえて、100A Sch.80、300A Sch.100 及び 500A Sch.100 の炭素鋼配管を想定する。

表 3.5.1-1 対象配管

項目：対象配管			
【条件】			
・ 寸法：			
	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100
外 径	114.3 mm	318.5 mm	508.0 mm
板 厚	8.6 mm	21.4 mm	32.5 mm
内半径	48.55 mm	137.85 mm	221.5 mm
・ 材質：炭素鋼			
【解説】			
実機においては、BWR 原子炉隔離時冷却系等で 100A Sch.100、BWR 主給水系等で 300A Sch.100 や 500A Sch.100 の炭素鋼配管の使用実績がある。			

2) 対象亀裂

疲労を対象とした破損確率評価では、溶接等により発生した亀裂等を評価対象亀裂とした。亀裂寸法の確率分布モデルを表 3.5.1-2 に示す。亀裂の存在位置は、配管溶接継手内表面とした。亀裂形状は、維持規格⁵³に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。初期亀裂深さについては、フェライト鋼配管に対して TIG 溶接を施工した場合の確

率モデル¹²⁰を用いた。初期亀裂アスペクト比については、LLNLによる確率モデル¹²¹を用いた。

表 3.5.1-2 対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）			
【条件】			
<ul style="list-style-type: none"> 対象亀裂：溶接継手内表面周方向半楕円亀裂 初期亀裂の深さ a：対数正規分布に従う確率変数 PNNLによるフェライト鋼、TIG溶接の確率モデル 			
$f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma a} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(a/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$			
ただし、 μ 及び σ は、以下の表に示す通り			
配管	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100
μ	2.503 mm	1.516 mm	1.051 mm
σ	0.2565	0.5175	0.6370
<ul style="list-style-type: none"> 初期亀裂のアスペクト比 a/c：対数正規分布に従う確率変数 LLNLによる確率モデル 			
$f(\beta) = \frac{C}{\sqrt{2\pi}\sigma\beta} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\beta/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$			
ただし、 $\beta = c/a$ 、 $\mu = 1.336$ 、 $\sigma = 0.538$ 、 $C=1.419$			
【解説】			
<p>初期亀裂深さに関する確率モデルは、フェライト鋼配管に対して、TIG溶接を想定して設定されたモデル¹²⁰である。初期亀裂のアスペクト比に関する確率モデルは、検出された溶接亀裂の寸法に関する統計処理により得られたモデル¹²¹である。これらの確率モデルは、溶接による初期亀裂を対象に提案された最も詳細で利用実績のあるモデルである。NRCのDraft Regulatory Guide DG-1063¹²²でもこれらのモデルを推奨している。</p>			

3) 荷重条件

定常運転時の応力の条件を表 3.5.1-3 に示す。定常運転時には内圧 9 MPa を仮定し、

¹²⁰ M.A.Khaleel and F.A.Simonen, "Evaluations of Structural Failure Probabilities and Candidate Inservice Inspection Programs," NUREG/CR-6986, PNNL-13810 (2009).

¹²¹ D.O.Harris, E.Y.Lim and D.D.Dedhia, "Probability of Pipe Fracture in the Primary Coolant Loop of a PWR Plant," NUREG/CR-2189, (1981).

¹²² USNRC, "An Approach for Plant-Specific Risk-Informed Decision Making: Inservice Inspection of Piping," Draft Regulatory Guide DG-1063, (1997).

内圧と配管口径から内圧による膜応力を算出した。また、疲労亀裂進展解析用の応力の条件を表 3.5.1-4 に示す。日本機械学会発電用原子力設備規格配管破損防護設計規格¹²³（以下、「配管破損防護設計規格」という）の BWR 給水系配管に対する応力及び発生回数を用いた。疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数の詳細を表 3.5.1-5 に示す。地震動による応答応力の条件を表 3.5.1-6 に示す。

表 3.5.1-3 定常運転時の応力

項目：定常運転時の応力			
【条件】			
・ 内圧			
配管	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100
内圧	9.0 MPa	9.0 MPa	9.0 MPa
・ 内圧による膜応力			
配管	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100
膜応力	29.9MPa	33.5MPa	35.2MPa
【解説】			
<p>内圧については実機における運転状態を参考とし設定した。内圧による膜応力は、設計・建設規格¹¹⁴に基づき、次式で計算される。</p> $P_m = \frac{PD_o}{4t}$ <p>ここで、D_o は配管外径、t は板厚である。</p>			

¹²³ 日本機械学会，“発電用原子力設備規格配管破損防護設計規格”，JSME S ND1-2002, (2002)

表 3.5.1-4 疲労亀裂進展解析用応力

項目：疲労亀裂進展解析用応力	
【条件】	
<ul style="list-style-type: none"> ・疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数：表 3.5.1-5 配管破損防護設計規格 BWR 給水系の値を用いた。 ・曲げ応力はグローバル曲げとして取り扱う。 	
【解説】	
配管破損防護設計規格 ¹²³ の BWR 給水系に対する応力及び発生回数である。	

表 3.5.1-5 疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数

事象 番号	事象回数 [回/年]	膜応力[MPa]		曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	7	0.0	122.0	0.0	0.0
2	18	48.8	183.0	0.0	0.0
3	320	91.5	122.0	0.0	0.0
4	8	0.0	0.0	-122.0	122.0
5	16	0.0	0.0	-61.0	61.0
6	330	0.0	0.0	-12.2	12.2

表 3.5.1-6 地震動による応答応力

項目：地震動による応答応力				
【条件】				
・地震動による応答応力				
配管	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100	
応力	60 MPa	55 MPa	70 MPa	
<ul style="list-style-type: none"> ・評価対象：疲労亀裂進展及び破壊 ・等価サイクル数：100 回 				
【解説】				
既存研究を踏まえて、本事例整備において検討し設定した値である。				

4) 亀裂進展速度

疲労亀裂進展速度の条件を表 3.5.1-7 に示す。PFM 解析コード WinPRAISE¹²⁴の炭素鋼に対する疲労亀裂進展速度の確率モデルを用いた。

表 3.5.1-7 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
<p>【条件】</p> <p>炭素鋼の疲労亀裂進展速度に関する確率モデル</p> <p>応力比 $R \leq 0.25$ の場合:</p> $\frac{da}{dN} = \begin{cases} 1.48 \times 10^{-14} \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < 19.48 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \\ 2.13 \times 10^{-9} \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq 19.48 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \end{cases}$ $Q = \exp(-0.408 + 0.542C_F)$ <p>0.25 < R < 0.65 の場合:</p> $\frac{da}{dN} = \begin{cases} f_1 \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < f_3 \\ f_2 \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq f_3 \end{cases}$ $f_1 = 1.48 \times 10^{-14} (26.9R - 5.725)$ $f_2 = 2.13 \times 10^{-9} (3.75R + 0.06)$ $f_3 = \left(\frac{f_2}{f_1}\right)^{0.25}$ $Q = \exp[(0.1025R - 0.433625 + (0.6875R + 0.370125)C_F]$ <p>$R \geq 0.65$ の場合:</p> $\frac{da}{dN} = \begin{cases} 1.74 \times 10^{-13} \Delta K^{5.95} Q & \Delta K < 13.23 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \\ 5.33 \times 10^{-9} \Delta K^{1.95} Q & \Delta K \geq 13.23 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \end{cases}$ $Q = \exp(-0.367 + 0.817C_F)$ <p>ここで、da/dN の単位は m/cycle、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$、$C_F$ は標準偏差が 1 の標準正規分布に従う確率変数である。</p> <p>【解説】</p> <p>炭素鋼の疲労亀裂進展速度については、PFM 解析コード WinPRAISE¹²⁴ のフェライト鋼に対する疲労亀裂進展速度の確率モデルを用いた。このモデルはフェライト鋼の疲労亀裂進展速度データに関する統計処理から得られた確率モデルであり、$Q = 1$ とすれば、維持規格⁵³のフェライト鋼の疲労亀裂進展速度に関する決定論的評価モデルとなる。</p>

¹²⁴ D. O. Harris and D. D. Dedhia, "WinPRAISE 98 PRAISE Code in Windows," Technical Report TR-98-4-1, Engineering Mechanics Technology, Inc., (1998).

5) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.5.1-8 に示す。維持規格⁵³に基づき、フェライト鋼管に存在する亀裂に対して、Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を実施した。また、破壊評価用応力を表 3.5.1-9 に、破壊評価に用いる流動応力を表 3.5.1-10 に示す。流動応力は、正規分布に従う確率変数とし、その平均値を 2.7Sm とした。Sm は設計・建設規格¹¹⁴の STPT410 に対する値を用いた。標準偏差は告示 501¹¹⁵別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考として設定した。

表 3.5.1-8 破壊評価手法

項目：破壊評価手法	
【条件】	<ul style="list-style-type: none"> 破壊評価法: Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法 Z 係数算出式: フェライト鋼管 $Z = 0.2885 \log\{(OD)/25\} + 0.9573$
【解説】	国内学協会規格が評価手法が定められている場合は原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格 ⁵³ の Z 係数法に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いた。

表 3.5.1-9 破壊評価用応力

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	100A Sch.80	300A Sch. 100	500A Sch. 100
	P_m	29.9MPa	33.5MPa	35.2MPa
	P_b	25.0 MPa	20.0 MPa	10.0 MPa
	P_e	0.0 MPa	0.0 MPa	0.0 MPa
【解説】	既存研究 ¹²⁵ を踏まえて本事例整備において検討し設定した値である。			

¹²⁵ “平成 23 年度 経年機器・設備の地震時損傷確率解析コード PRAISE-JNES の高度化技術資料”, 独立行政法人原子力安全基盤機構,(2012).

表 3.5.1-10 流動応力

項目：流動応力
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・対象配管：代表的炭素鋼配管である STPT410 配管 ・温度条件：288℃ ・流動応力 σ_f：正規分布に従う確率変数 $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f - \mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 332.1\text{MPa}$、$\sigma = 16.04\text{MPa}$</p>
<p>【解説】</p> <p>流動応力を正規分布に従う確率変数とし、その平均値を $2.7S_m$ とした。S_m は設計・建設規格¹¹⁴の STPT410 に対する値を用いた。標準偏差は告示 501¹¹⁵別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考として設定した値である。具体的には、まず告示 501¹¹⁵より設計降伏点及び設計引張強さを求め、次にこれらの値を 0.885 で割り戻すことで降伏点及び引張強さの平均値を求めた。そして、日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を基に、降伏点及び引張強さの標準偏差を次式で求めた。</p> <p style="text-align: center;">降伏点の標準偏差：（降伏点の平均値－設計降伏点）/2.326</p> <p style="text-align: center;">引張強さの標準偏差：（引張強さの平均値－設計引張強さ）/2.326</p> <p>最後に、両者の二乗和を 2 で除したものを、流動応力の標準偏差とした。</p>

6) その他

応力拡大係数の算出式を表 3.5.1-11 に示す。表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については PVP2014-28049¹¹⁶の解を用いた。また、亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.5.1-12 に示す。

表 3.5.1-11 応力拡大係数

項目：応力拡大係数
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 応力拡大係数算出式： <ul style="list-style-type: none"> ・ 表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・ 貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・ 全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解
<p>【解説】</p> <p>国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考にする。従って、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂についてはPVP2014-28049¹¹⁶の解を用いた、</p>

表 3.5.1-12 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 亀裂の貫通判定：亀裂深さの板厚比が 0.99999 (≈ 1) に達した場合亀裂が貫通とみなす。
<p>【解説】</p> <p>本事例整備において検討し設定した値である。例えば、維持規格⁵³において、亀裂深さの板厚比が 0.75 に達した場合に破壊と判定されるが、本事例整備においては確率論的解析における実力評価を前提とするため、亀裂深さの板厚比が 1.0 に達した場合を貫通と判定した。</p>

(2) 経年事象として IGSCC を対象とする解析の条件

1) 対象配管

対象とする配管の条件を表 3.5.1-13 に示す。実機のオーステナイト系ステンレス鋼管において、IGSCC による亀裂進展の事例がある。そのため、実機における使用実績を踏まえて、300A Sch.100、及び 400A Sch.100 のオーステナイト系ステンレス鋼管を対象とした。

表 3.5.1-13 対象配管

項目：配管寸法		
【条件】		
・ 寸法：		
	300A Sch.100	400A Sch. 100
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
・ 材質：オーステナイト系ステンレス鋼		
【解説】		
実機のオーステナイト系ステンレス鋼管において、IGSCC による亀裂進展の事例がある。実機においては、PLR 配管のリングヘッドから RPV 入口等で 300A Sch.100、リングヘッド等で 400A Sch.100 配管の使用実績がある。		

2) 対象亀裂

(a) IGSCC による亀裂を評価開始時の初期亀裂とする場合

IGSCC を対象とした破損確率評価では、国内 BWR プラントの PLR 配管について、非破壊検査によって検出された IGSCC 亀裂を対象に統計処理から得られた確率モデル^{110,126}を評価開始時の初期亀裂分布モデルとして用いた。亀裂寸法の確率分布モデルを表 3.5.1-14 に示す。亀裂の存在位置は配管溶接継手内表面に存在とし、亀裂形状は維持規格⁵³に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。また、初期亀裂の位置の条件を表 3.5.1-15 に示す。国内 BWR プラントの PLR 配管における亀裂発生事例を踏まえ、発生初期の亀裂は熱硬化部に位置し、熱硬化部において進展する。亀裂の進展に伴い、亀裂の最深点が溶接金属に進入すれば、亀裂は溶接金属において進展する。進展の模式図を図 3.5.1-1 に示す。亀裂の発生位置については、国内 BWR プラントの PLR 配管にお

¹²⁶原子力安全・保安院，“炉心シュラウド及び原子炉再循環系配管の健全性評価について－検討結果の整理”，(2004).

ける IGSCC 亀裂のデータに基づく亀裂位置の確率モデル^{127,128,129}を用いた。

表 3.5.1-14 対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・溶接継手内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さ a：正規分布に従う確率変数 <p>PLR 配管における IGSCC 亀裂のデータに基づく確率モデル</p> $f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{a-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 5.72$ mm、$\sigma = 1.38$ mm</p> <ul style="list-style-type: none"> ・初期亀裂の半長 c：対数正規分布に従う確率変数 <p>PLR 配管における IGSCC 亀裂のデータに基づく確率モデル</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、$\mu = 10.16$ 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 IGSCC 亀裂のデータに基づく、亀裂寸法の確率モデル¹³¹である。</p>

¹²⁷ 経済産業省原子力安全・保安院，“原子炉再循環系配管に係わる健全性評価方法について”，(2004).

¹²⁸ 原子力規制委員会，“実用発電用原子炉及びその附属施設における破壊を引き起こす亀裂その他の欠陥の解釈”，原規技発第 1408063 号，(2014).

¹²⁹ 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 3.5.1-15 初期亀裂の位置

項目：初期亀裂の位置
<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 3.5.1-1 ・ 評価モデル: $d_c = 1.0L + L_n$ ・ 亀裂発生位置 L: 正規分布に従う確率変数 $f(L) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 2.246$ mm、$\sigma = 2.152$ mm</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 定数 L_n: 正規分布に従う確率変数 $f(L_n) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{L_n-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <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 IGSCC 亀裂のデータに基づく、亀裂位置の確率モデル^{127,128,129}である。</p>

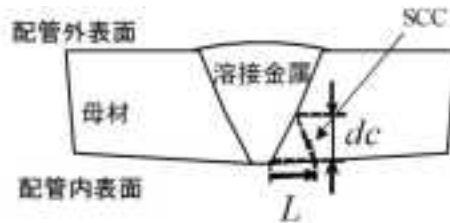


図1 低炭素ステンレス鋼管のSCCの模式図

図 3.5.1-1 内表面亀裂の進展の模式図
(亀裂の解釈¹²⁸より引用)

(b) IGSCC による亀裂の発生を考慮する場合

想定亀裂として、供用年数の増加に伴う IGSCC による亀裂の発生を想定した。亀裂発生モデルを表 3.5.1-16 に示す。亀裂発生モデルとしては、国内 BWR プラントの PLR 配管における SCC 亀裂のデータに基づき、発生時刻の確率モデル¹²⁹を用いた。亀裂の発生位置に関する条件は、表 3.5.1-15 とした。

表 3.5.1-16 IGSCC による亀裂の発生モデル

項目：IGSCC による亀裂の発生モデル
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none">発生時刻 t: 対数正規分布に従う確率変数 $f(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma t} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(t/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 9.21\text{year}$、$\sigma = 0.485$</p> <ul style="list-style-type: none">発生直後の亀裂の深さ a: 0.5 mm発生直後の亀裂の半長 c: 指数分布に従う確率変数 $f(c) = \lambda \exp(-\lambda c)$ <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 亀裂のデータに基づき、発生時刻の確率モデル¹²⁹である。</p>

3) 荷重条件

定常運転時の応力の条件を表 3.5.1-17 に示す。定常運転時には、内圧 9 MPa を仮定し、内圧と配管口径から内圧による膜応力を算出した。各配管突合せ溶接部における溶接残留応力に係る条件を表 3.5.1-18、図 3.5.1-2 及び図 3.5.1-3 に示す。この溶接残留応力分布は、旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会において検討された結果であり、それらに関する原子力安全・保安院の報告書¹²⁷に記載された残留応力分布を用いた。なお、300A はライザー管、400A はヘッダー管を対象としたものである。

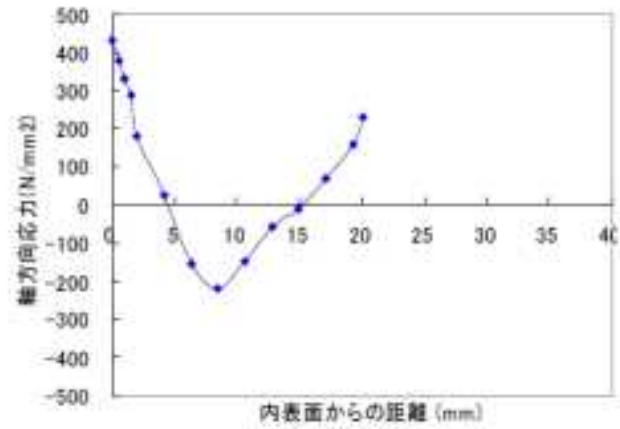
疲労亀裂進展解析用の応力の条件を表 3.5.1-19 に示す。既往研究¹¹⁰を参考にして設定したものである。疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数の詳細を表 3.5.1-20 に示す。地震動による応答応力の条件を表 3.5.1-21 に示す。

表 3.5.1-17 定常運転時の応力

項目：定常時運転時の応力		
【条件】		
・内圧		
配管	300A Sch.100	400A Sch. 100
内圧	9.0 MPa	9.0 MPa
・内圧による膜応力		
配管	300A Sch.100	400A Sch. 100
膜応力	34.3 MPa	35.7 MPa
【解説】		
既存研究 ^{110,129} を参考として、定常運転時には内圧 9 MPa を仮定し、内圧と配管口径から内圧による膜応力を算出した。		

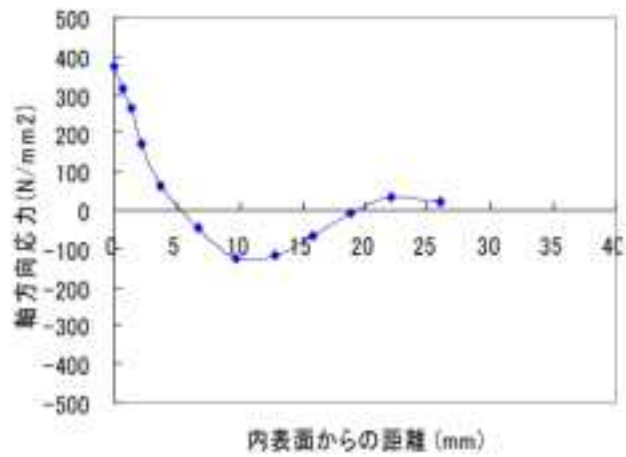
表 3.5.1-18 溶接残留応力

項目：溶接残留応力
【条件】
・旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会の報告書に示された溶接残留応力
・300A Sch. 100: 図 3.5.1-2
・400A Sch. 100: 図 3.5.1-3
・表面半楕円亀裂を対象とした応力拡大係数の計算では、ASME Section XI ⁶² に示された重み関数法を用いるため、溶接残留応力を離散点かつ2点間を線形とした応力分布として取り扱う。全周亀裂に対しては、板厚に対して多項式近似した応力分布として取り扱う。
【解説】
旧原子力安全・保安院の原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会の報告書に記載された溶接残留応力 ¹²⁷ であり、300AはPLRライザー管、400Aはヘッダー管を対象としたものである。



ライザー管 (300A)

図 3.5.1-2 溶接残留応力分布 300A



ヘッダー管 (400A)

図 3.5.1-3 溶接残留応力分布 400A

表 3.5.1-19 疲労亀裂進展解析用応力

項目：疲労亀裂進展解析用応力
【条件】 ・疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数：表 3.5.1-20 ・曲げ応力はグローバル曲げとして取り扱う。
【解説】 既存研究 ¹¹⁰ を参考にして設定した値である。

表 3.5.1-20 疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数

配管	事象 番号	事象回数 (40年間)	内圧[MPa]		膜応力[MPa]		曲げ応力[MPa]	
			Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.
300A Sch. 100	1	40	0.00	7.83	1.6	34.2	0.0	0.0
	2	85	0.00	7.43	1.6	63.0	0.0	2.5
	3	85	1.18	9.00	16.0	70.0	0.0	3.2
	4	85	1.18	1.18	16.0	47.0	0.0	134.4
	5	85	0.15	1.18	8.3	31.0	0.0	130.2
	6	85	0.00	0.15	1.6	8.3	0.0	4.2
	7	300	9.00	9.00	63.7	70.1	0.0	0.0
400A Sch. 100	1	40	0.00	7.83	3.7	35.6	0.0	0.0
	2	85	0.00	7.43	4.5	70.4	0.0	3.7
	3	85	1.18	9.00	20.3	76.0	0.0	4.8
	4	85	1.18	1.18	15.6	20.3	0.0	126.6
	5	85	0.15	1.18	8.4	15.6	0.0	120.4
	6	85	0.00	0.15	4.5	8.4	0.0	6.3
	7	300	9.00	9.00	72.3	76.1	0.0	0.0

表 3.5.1-21 地震動による応答応力

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: 疲労亀裂進展及び破壊 ・等価サイクル数: 100 回
<p>【解説】</p> <p>既存研究¹³⁰を踏まえて、本事例整備において検討し設定した値である。</p>

4) 亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う IGSCC の進展と、過渡事象及び地震による疲労亀裂進展を考慮した。IGSCC 亀裂進展速度の条件を表 3.5.1-22 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.5.1-23 に示す。いずれも維持規格⁵³における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータの統計処理を通じて提案された確率モデル¹³¹を用いた。

¹³⁰ Li, Y., Nakagawa, M., Ebisawa, K., Yoshimura, S. and Kameda, H., 2010, "Failure Probability of Degraded Pipes Based on Probabilistic Fracture Mechanics for Seismic Safety Margin Assessment on NPP," Proceedings of PVP, Paper No. PVP2010-25203, (2010).

¹³¹ Li, Y., Osakabe, K., Katsumata, G., Katsuyama, J. Onizawa, K., Yoshimura, S., 2014, "Benchmark Analysis on Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Codes Concerning Multiple Cracks and Crack Initiation in Aged Piping of Nuclear Power Plants", Proceedings of PVP, Paper No. PVP2014-28513, (2014).

表 3.5.1-22 SCC 進展速度

項目：SCC 進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 熱硬化部における SCC 亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2（通常炉内水質環境）鋭敏化 SUS304 の SCC 亀裂進展速度に基づく確率モデル $\frac{da}{dt} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq da/dt \leq 9.2 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (da/dt < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 9.2 \times 10^{-10} & (da/dt < 9.2 \times 10^{-10}) \end{cases}$ <p>ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。</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"> 溶接金属における亀裂進展速度：維持規格 2012 年版図添付 E-2-SA-2（通常炉内水質環境）低炭素ステンレス鋼の亀裂進展速度に基づく確率モデル $\frac{da}{dt} = \begin{cases} C \times K^{2.161} & (2.0 \times 10^{-12} \leq da/dt \leq 2.1 \times 10^{-10}) \\ 2.0 \times 10^{-12} & (da/dt < 2.0 \times 10^{-12}) \\ 2.1 \times 10^{-10} & (da/dt < 2.1 \times 10^{-10}) \end{cases}$ <p>ここで、da/dt の単位は[m/s]、K は応力拡大係数で単位は[MPa√m]、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。</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⁵³の亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデル¹³¹である。</p>

表 3.5.1-23 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・維持規格⁵³BWR 水質環境中疲労亀裂進展速度に基づく確率モデル $\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot t_r^{0.5} \cdot \Delta K^{3.0}}{(1-R)^{2.12}}$ <p>ここで、da/dN の単位は[m/cycle]、$t_r = 1000 \text{ sec}$、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⁵³の疲労亀裂進展速度線図作成に使用されたデータを統計処理して得られた確率モデル¹³¹である。</p>

5) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.5.1-24 に示す。維持規格⁵³に基づき、溶接部に存在する亀裂に対して、Z 係数に基づく弾塑性破壊力学評価法を用いて破壊評価を行った。また、破壊評価用応力を表 3.5.1-25 に、破壊評価で用いる流動応力を表 3.5.1-26 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は設計・建設規格¹¹⁴の SUS316L に対する値を用いた。標準偏差は告示 501¹¹⁵ 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考に設定した。

表 3.5.1-24 破壊評価手法

項目：破壊評価手法
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・破壊評価法: Z 係数に基づく弾塑性破壊力学評価法 ・Z 係数算出式: オーステナイト系ステンレス鋼管 溶接手法 GTAW 及び SMAW $Z = 0.292 \log\{(OD)/25\} + 0.986$
<p>【解説】</p> <p>国内学協会規格が評価手法が定められている場合は原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格⁵³の弾塑性破壊力学評価法を用いた。</p>

表 3.5.1-25 破壊評価用応力

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	300A Sch.100	400A Sch. 100
P_m	33.5 MPa	34.9 MPa
P_b	41.8 MPa	40.4 MPa
P_e	0.0 MPa	0.0 MPa
【解説】		
既存研究 ^{110,129} を参考にして設定した値である。		

表 3.5.1-26 流動応力

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 SUS316L 流動応力 σ_f：正規分布に従う確率変数 温度条件：288℃
$f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f - \mu}{\sigma}\right)^2\right)$
ただし、 $\mu = 256.5$ MPa、 $\sigma = 10.85$ MPa
【解説】
<p>流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は 2.7Sm とした。Sm は設計・建設規格¹¹⁴に示された SUS316L に対する値を用いた。標準偏差については、告示 501¹¹⁵別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。</p>

6) その他

応力拡大係数の算出式を表 3.5.1-27 に示す。表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については PVP2014-28049¹¹⁶の解を用いた。複雑な溶接残留応力分布を多項式近似する場合、近似に伴って応力拡大係数の算出精度に影響が生じる可能性がある。そのため、溶接残留応力を考慮した場合の内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME Section XI に示された重み関数法⁶²を適用した。それ以

外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。

非破壊検査を考慮する場合の非破壊検査による亀裂非検出確率モデルを表 3.5.1-28 に示す。これは Khaleel ら¹³²による亀裂検出モデルで、最も詳細で利用実績のある亀裂非検出確率モデルである。本解析では、検査チームの熟練度については「優秀(outstanding)」に対応するパラメータを用いた。また、亀裂が貫通したと判定される条件を表 3.5.1-29 に示す。

表 3.5.1-27 応力拡大係数

項目：応力拡大係数
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none">・ 応力拡大係数算出式:<ul style="list-style-type: none">・ 表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解・ 貫通亀裂 PVP2014-28049 の解・ 全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解・ 重み関数法の適用<ul style="list-style-type: none">・ 溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME Section XI の重み関数法を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。
<p>【解説】</p> <p>国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。従って、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049¹¹⁶の解とした。溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME Section XI の重み関数法⁶²を適用した。</p>

¹³² M. A. Khaleel and F. A. Simonen et al., "The impact of inspection on intergranular stress corrosion cracking for stainless steel piping", Proc. of ASME Pressure Vessels and Piping Conference 296 411-422, (1995).

表 3.5.1-28 非破壊検査による亀裂の非検出確率モデル

項目：非破壊検査による亀裂の非検出確率モデル
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 亀裂非検出確率 (P_{ND}) モデル: ステンレス鋼の応力腐食割れを対象とした超音波探傷試験による亀裂の非検出確率モデル、検査チームの熟練度は優秀 (outstanding) とした。 $P_{ND} = \frac{1}{2}(1 - \varepsilon)\text{erfc}\left(v \ln \frac{A}{A^*}\right) + \varepsilon$ $A = \frac{\pi}{2}ab \quad (2b \geq D_B)$ $A = \frac{\pi}{2}aD_B \quad (2b < D_B)$ $A^* = \frac{\pi}{4}a^*D_B$ <p>ただし、a は亀裂深さ、b は亀裂半長である。また、</p> <p>$a^* : 0.05t$ (t は板厚)</p> <p>$v : 1.6$</p> <p>$D_B : 1 \text{ inch}$</p> <p>$\varepsilon : 0.005$</p>
<p>【解説】</p> <p>Khaleel ら¹³²による亀裂検出モデルである。パラメータは、検査チームの熟練度「優秀 (outstanding)」に対応する値を用いた。</p>

表 3.5.1-29 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 亀裂の貫通判定: 亀裂深さの板厚比が 0.99999 (≈ 1)に達した場合亀裂が貫通とみなした。
<p>【解説】</p> <p>本事例整備において検討し、設定した値である。例えば、維持規格⁵³において、亀裂深さの板厚比が 0.75 に達した場合に破壊と判定されるが、本事例整備においては確率論的解析における実力評価を前提とするため、亀裂深さの板厚比が 1.0 に達した場合を貫通と判定した。</p>

(3) 経年事象として PWSCC を対象とする解析の条件

1) 対象配管

配管の条件を表 3.5.1-30 に示す。実機の PWR 蒸気発生器入口管台のニッケル合金溶接部において、PWSCC による亀裂発生・進展の事例がある。そのため、ここでは、蒸気発生器の入口管台を解析対象とした。配管寸法としては、その代表的な値¹³³を用いた。

表 3.5.1-30 対象配管

項目：対象配管	
【条件】	
・ 寸法：蒸気発生器の入口管台	
外径	940 mm
板厚	76.6 mm
内半径	393.4 mm
・ 材質：ニッケル合金溶接材（600 系合金）	
【解説】	
実機の PWR 蒸気発生器入口管台のニッケル合金溶接部において、PWSCC による亀裂進展の事例がある。上記は国内の PWR 蒸気発生器入口管台の代表的な寸法 ¹³³ である。	

2) 対象亀裂

PWSCC を対象とした破損確率評価では、非破壊検査等により PWR プラントで確認された PWSCC 亀裂を評価対象亀裂とした。亀裂寸法の確率分布モデルを表 3.5.1-31 に示す。亀裂の存在位置は、異材溶接継手内表面とし、亀裂形状は、維持規格⁵³に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。亀裂寸法については、国内 PWR プラントで確認された PWSCC 亀裂の亀裂寸法の確率モデルを用いた。

¹³³ <http://www.meti.go.jp/committee/materials2/downloadfiles/g81217c82j.pdf>

表 3.5.1-31 対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・対象亀裂：ニッケル合金異材溶接継手内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さ a：対数正規分布に従う確率変数 PWR プラントで確認された PWSCC 亀裂の確率モデル $f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma a} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(a/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 5.967$ mm、$\sigma = 0.4232$</p> <ul style="list-style-type: none"> ・初期亀裂の半長 c：対数正規分布に従う確率変数 PWR プラントで確認された PWSCC 亀裂の確率モデル $f(c) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma c} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(c/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 4.324$ mm、$\sigma = 0.7474$</p>
<p>【解説】</p> <p>国内 PWR プラントで確認された PWSCC 亀裂の亀裂寸法の確率モデルである。</p>

3) 荷重条件

定常運転時の応力の条件を表 3.5.1-32 に示す。定常運転時には内圧 15.7MPa を仮定し、内圧と配管口径から内圧による膜応力を算出した。

溶接残留応力の条件を表 3.5.1-33 及び図 3.5.1-4 に示す。この溶接残留応力は、旧独立行政法人原子力安全基盤機構による複雑形状部機器配管健全性実証事業¹³⁴の報告書に記載された大口徑両側開先継手セーフエンド異材溶接部における運転時負荷試験後の溶接金属部中央における軸方向応力分布である。

疲労亀裂進展解析用応力の条件を表 3.5.1-34 に示す。配管破損防護設計規格¹²³の PWR プラント 1 次冷却材管ステンレス鋼に対する応力及び発生回数を用いた。疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数の詳細を表 3.5.1-35 に示す。地震動による応答応力の条件を表 3.5.1-36 に示す。

¹³⁴ 独立行政法人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 3.5.1-32 定常運転時応力

項目：定常運転時応力	
【条件】	
・内圧	
内圧	15.7 MPa
・内圧による膜応力	
膜応力	44.2 MPa
【解説】	
既存研究 ¹³⁵ を踏まえて本事例整備において検討し設定した値である。	

表 3.5.1-33 溶接残留応力

項目：溶接残留応力	
【条件】	
・旧独立行政法人原子力安全基盤機構による複雑形状部機器配管健全性実証事業の報告書に記載された溶接残留応力分布	
・図 3.5.1-4 の”解析結果”の分布	
・表面半楕円亀裂を対象とした応力拡大係数の計算では、重み関数法を用いるため、溶接残留応力を離散点かつ2点間を線形とした応力分布として取り扱う。全周亀裂に対しては、板厚に対して多項式近似した応力分布として取り扱う。	
【解説】	
大口徑両側開先継手セーフエンド異材溶接部における、運転時負荷試験後の溶接金属部中央における軸方向応力分布 ¹³⁴ である。	

¹³⁵ “平成 20 年度 高経年化を考慮した機器・構造物の地震時損傷確率解析手法の高度化 技術資料”, 独立行政法人原子力安全基盤機構, (2009).

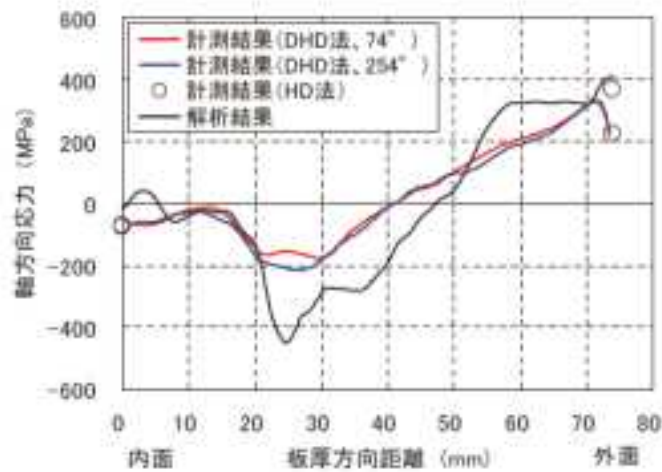


図 5.1-15 運転時負荷試験後における溶接金属部中央の板厚内応力分布

図 3.5.1-4 溶接残留応力分布

表 3.5.1-34 疲労亀裂進展解析用応力

項目：疲労亀裂進展解析用応力	
【条件】	
<ul style="list-style-type: none"> ・疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数：表 3.5.1-35 配管破損防護設計規格 ステンレス鋼：PWR プラント 1次冷却材管（図添付 5-2(b)） ・曲げ応力はグローバル曲げとして取り扱う。 	
【解説】	
配管破損防護設計規格 ¹²³ の PWR プラント 1次冷却材管ステンレス鋼に対する応力及び発生回数である。	

表 3.5.1-35 疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数

事象 番号	事象回数 [回/年]	膜応力[MPa]		曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	5	0.0	172.05	0.0	91.76
2	1.25	0.0	114.7	0.0	97.495
3	30	137.64	183.52	0.0	91.76
4	4	103.23	183.52	0.0	172.05
5	6	160.58	183.52	0.0	0.0

表 3.5.1-36 地震動による応答応力

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: 52 MPa ・評価対象: 疲労亀裂進展及び破壊 ・等価サイクル数: 200 回
<p>【解説】</p> <p>既存研究¹³⁵を踏まえて本事例整備において検討し設定した値である。</p>

4) 亀裂進展速度

本解析では、定常運転に伴う PWSCC による亀裂の進展と、過渡事象及び地震による疲労亀裂進展を考慮した。PWSCC 亀裂進展速度の条件を表 3.5.1-37 に、疲労亀裂進展速度の条件を表 3.5.1-38 に示す。いずれも維持規格事例規格^{118, 119, 136}における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデル³⁰を用いた。

¹³⁶ Y.Nomura, K.Sakaguchi and H.Kanasaki, “FATIGUE CRACK GROWTH RATE CURVE FOR NICKEL BASED ALLOYS IN PWR ENVIRONMENT”, PVP2007-26186, July 22-26, 2007, San Antonio, Texas, USA, (2007).

表 3.5.1-37 PWSCC 亀裂進展速度

項目：PWSCC 亀裂進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率モデル $\frac{da}{dt} = C \cdot (K_I - K_{th})^{2.42}$ <p>ここで、da/dt は PWSCC 亀裂進展速度で単位は[m/sec]、K_I はモード I の応力拡大係数で単位は[MPa√m]、K_{th} は応力拡大係数の下限値、係数 C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。</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、$\mu = 1.70 \times 10^{-14}$、$\sigma = 0.688$ である。</p>
<p>【解説】</p> <p>維持規格事例規格¹¹⁸における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデル³⁰である。</p>

表 3.5.1-38 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 維持規格事例規格におけるニッケル合金溶接金属の PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率モデル $\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot T_c^{0.77} t_r^{0.24} \cdot \Delta K^{3.25}}{(1-R)^{1.34}}$ <p>da/dN は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、t_r は負荷上昇時間で単位は[sec]、R は応力比、T_c は評価温度、C は次式で表される対数正規分布に従う確率変数である。</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、$\mu = 4.31 \times 10^{-14}$、$\sigma = 0.495$ ここでは、負荷上昇時間 $t_r = 1000$ sec とする。</p>
<p>【解説】</p> <p>維持規格事例規格¹¹⁹における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデル¹³⁶である。</p>

5) 破壊評価

破壊評価手法を表 3.5.1-39 に示す。維持規格事例規格¹¹³に基づき、ニッケル合金溶接部に存在する亀裂に対して、極限荷重評価法を用いて破壊評価を実施した。また、破壊評価用応力を表 3.5.1-40 に、破壊評価に用いる流動応力を表 3.5.1-41 に示す。流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は $2.7S_m$ とした。 S_m は設計・建設規格¹¹⁴のニッケル合金（NCF600TP）に対する値を用いた。標準偏差は告示 501¹¹⁵ 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考として設定した。

表 3.5.1-39 破壊評価手法

項目：破壊評価手法	
【条件】	・破壊評価法：極限荷重評価法
【解説】	国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。この原則を踏まえ、ここでは維持規格事例規格 ¹¹³ に基づく極限荷重評価法を用いた。

表 3.5.1-40 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力							
【条件】	・極限荷重評価法による破壊評価する際の応力条件： 一次膜応力 P_m 、一次曲げ応力 P_b 、熱膨張応力 P_e						
	<table border="1"> <tbody> <tr> <td>P_m</td> <td>44.2 MPa</td> </tr> <tr> <td>P_b</td> <td>3.6 MPa</td> </tr> <tr> <td>P_e</td> <td>50.0 MPa</td> </tr> </tbody> </table>	P_m	44.2 MPa	P_b	3.6 MPa	P_e	50.0 MPa
P_m	44.2 MPa						
P_b	3.6 MPa						
P_e	50.0 MPa						
【解説】	既存研究 ¹³⁵ を踏まえて本事例整備において検討し、設定した値である。						

表 3.5.1-41 流動応力

項目：流動応力
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・対象配管： ニッケル合金溶接部に使用される代表的材料 NCF600TP ・温度：325°C ・流動応力 σ_f: 正規分布に従う確率変数 $f(\sigma_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_f - \mu}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 442.8 \text{ MPa}$、$\sigma = 14.98 \text{ MPa}$ である。</p>
<p>【解説】</p> <p>流動応力は正規分布に従う確率変数とし、その平均値は $2.7S_m$ とした。S_m は日本機械学会発電用原子力設備規格設計・建設規格¹¹⁴の NCF600TP に対する値である。標準偏差については、告示 501¹¹⁵ 別表第 9 や日本機械学会 RC111 による検討⁸⁶を参考として降伏応力の標準偏差及び引張応力の標準偏差を求め、その上で二乗和の平方根の 1/2 とした。</p>

6) その他

応力拡大係数の算出式を表 3.5.1-42 に示す。表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については PVP2014-28049¹¹⁶の解を用いた。前述の溶接残留応力を多項式近似する場合、近似に伴って応力拡大係数の算出精度に影響が生じる可能性がある。そのため、溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME Section XI に示された重み関数法⁶²を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。また、亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.5.1-43 に示す。

表 3.5.1-42 応力拡大係数

項目：応力拡大係数
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 応力拡大係数算出式： <ul style="list-style-type: none"> ・ 表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・ 貫通亀裂 PVP2014-28049 の解 ・ 全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・ 重み関数法の適用 <ul style="list-style-type: none"> ・ 溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME Section XI の重み関数法を適用した。それ以外は、多項式近似した応力分布の各係数を用いて応力拡大係数を算出した。
<p>【解説】</p> <p>国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。従って、表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049¹¹⁶の解とした。溶接残留応力に対する内表面半楕円亀裂の応力拡大係数の算出においては、ASME Section XI の重み関数法⁶²を適用した。</p>

表 3.5.1-43 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 亀裂の貫通判定：亀裂深さの板厚比が 0.99999（≒ 1）に達した場合亀裂が貫通とみなした。
<p>【解説】</p> <p>本事例の整備にあたって検討し、設定した値である。例えば、維持規格⁵³において、亀裂深さの板厚比が 0.75 に達した場合に破壊と判定されるが、本事例整備においては確率論的解析における実力評価を前提とするため、亀裂深さの板厚比が 1.0 に達した場合を貫通と判定した。</p>

(4) 経年事象として熱時効を対象とする解析の条件

1) 対象配管

熱時効は、鑄造ステンレス鋼管において確認された経年事象である。配管の条件を表 3.5.1-44 に示す。国内の PWR 型軽水炉の鑄造ステンレス鋼製一次冷却材配管を対象とし、配管寸法にはその代表的な値¹³⁷を用いた。

表 3.5.1-44 対象配管

項目：配管寸法	
【条件】	
・ 寸法：	
外径	882 mm
板厚	72.7 mm
内半径	368.3 mm
・ 材質: CASS	
【解説】	
国内の一次冷却材配管の代表的な寸法 ¹³⁷ である。	

¹³⁷ 独立行政法人原子力安全基盤機構，“熱脆化したステンレス鑄鋼管の健全性に関する調査報告書”，JNES-SS-0602, (2006).

2) 対象亀裂

熱時効を対象とした破損確率評価では、製造時に発生した初期亀裂を評価対象亀裂とした。亀裂寸法の確率分布モデルを表 3.5.1-45 に示す。亀裂の存在位置は鋳造ステンレス鋼管内表面とし、亀裂形状は維持規格⁵³に基づき、周方向半楕円亀裂としてモデル化した。初期亀裂深さについては、ステンレス鋼配管に対して TIG 溶接を施工した場合の確率モデル¹²⁰を用いた。初期亀裂アスペクト比については、LLNL による確率モデル¹²¹を用いた。

表 3.5.1-45 対象亀裂

項目：対象亀裂（初期亀裂）
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・対象亀裂：鋳造ステンレス鋼管内表面周方向半楕円亀裂 ・初期亀裂の深さ a：対数正規分布に従う確率変数 PNNL によるステンレス鋼、TIG 溶接の確率モデル $f(c) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma a} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(a/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\mu = 1.408 \text{ mm}$、$\sigma = 0.8287$</p> <ul style="list-style-type: none"> ・初期亀裂のアスペクト比 a/c：対数正規分布に従う確率変数 LLNL による確率モデル $f(\beta) = \frac{C}{\sqrt{2\pi}\sigma\beta} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\beta/\mu)}{\sigma}\right)^2\right)$ <p>ただし、$\beta = c/a$、$\mu = 1.336$、$\sigma = 0.538$、$C = 1.419$</p>
<p>【解説】</p> <p>初期亀裂深さに関する確率モデルは、ステンレス鋼配管に対して TIG 溶接施工を想定した場合に、溶接条件等を踏まえて設定されたモデル¹²⁰である。初期亀裂アスペクト比に関する確率モデルは、検出された溶接亀裂の寸法に関する統計処理より得られたモデル¹²¹である。</p>

3) 荷重条件

定常運転時の応力の条件を表 3.5.1-46 に示す。定常運転時には内圧 15.7MPa を仮定し、内圧と配管口径から内圧による膜応力を算出した。また、疲労亀裂進展解析用応力の条件を表 3.5.1-47 に示す。配管破損防護設計規格¹²³の PWR プラント 1 次冷却材管ステンレス鋼に対する応力及び発生回数を用いる。疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数の詳細を表 3.5.1-48 に示す。地震動による応答応力の条件を表 3.5.1-49 に示す。

表 3.5.1-46 定常運転時応力

項目：定常時運転時応力	
【条件】	
・ 内圧	
内圧	15.7 MPa
・ 内圧による膜応力	
膜応力	43.7 MPa
【解説】	
既存研究 ¹³⁵ を踏まえて本事例整備において検討し、設定した値である。	

表 3.5.1-47 疲労亀裂進展解析用応力

項目：疲労亀裂進展解析用応力	
【条件】	
・ 疲労評価用応力及び過渡事象の発生回数：表 3.5.1-48	
配管破損防護設計規格 ステンレス鋼：PWR プラント 1 次冷却材管（図添付 5-2(b)）	
・ 曲げ応力はグローバル曲げとして取り扱う。	
【解説】	
配管破損防護設計規格 ¹²³ の PWR プラント 1 次冷却材管ステンレス鋼に対する応力及び発生回数である。	

表 3.5.1-48 疲労亀裂進展解析用応力及び過渡事象の発生回数

事象 番号	事象回数 [回/年]	膜応力[MPa]		曲げ応力[MPa]	
		Min.	Max.	Min.	Max.
1	5	0.0	172.05	0.0	91.76
2	1.25	0.0	114.7	0.0	97.495
3	30	137.64	183.52	0.0	91.76
4	4	103.23	183.52	0.0	172.05
5	6	160.58	183.52	0.0	0.0

表 3.5.1-49 地震動による応答応力

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: 52 MPa ・評価対象: 疲労亀裂進展及び破壊 ・等価サイクル数: 200 回
<p>【解説】</p> <p>既存研究¹³⁵を踏まえて本事例整備において検討し、設定した値である。</p>

4) 亀裂進展速度

本解析では、過渡事象及び地震による疲労亀裂進展を考慮した。疲労亀裂進展速度の条件を表 3.5.1-50 に示す。維持規格⁵³における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデルを用いた。

表 3.5.1-50 疲労亀裂進展速度

項目：疲労亀裂進展速度
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> 維持規格のオーステナイト系ステンレスの PWR 一次水質環境中亀裂進展速度に基づく確率モデル $\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot T_C^{0.63} t_r^{0.33} \cdot \Delta K^{3.0}}{(1-R)^{1.56}}$ <p>da/dN は疲労亀裂進展速度で単位は[m/cycle]、ΔK は応力拡大係数範囲で単位は[MPa√m]、t_r は負荷上昇時間で単位は[sec]、R は応力比、T_C は評価温度、C は次式で表される対数正規分布に従う係数である。</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、μ = 1.61×10⁻¹³、σ = 0.300105 である。ここでは、負荷上昇時間 t_r = 1000[sec] とする。</p>
<p>【解説】</p> <p>維持規格⁵³における亀裂進展速度線図を決定する際に使用されたデータを用いて統計処理により提案された確率モデル¹³¹である。</p>

5) 破壊評価

破壊評価に係る解析条件を表 3.5.1-51 に示す。破壊評価手法には J-T 法を用いるものとし、熱時効による流動応力や J-R カーブへの影響については TSS モデル¹³⁸と H3T モデル¹³⁸により評価した。破壊評価用応力を表 3.5.1-52 に、破壊評価に用いる材料定数を表 3.5.1-53 に示す。また、熱時効を考慮するための材料の化学成分を表 3.5.1-54 に示す。対象とする材料は、PVP2005-71528¹³⁸に記載された材料の中から最も熱時効の影響が大きいものを用いた。TSS モデルによる材料定数の予測式を表 3.5.1-55 に示す。熱時効時間について表 3.5.1-56 に示す。

表 3.5.1-51 破壊評価法

項目：破壊評価法
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・破壊評価法: J-T 法 ・熱時効による流動応力や J-R カーブへの影響: TSS モデル、H3T モデル
<p>【解説】</p> <p>国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。熱時効した鋳造ステンレス鋼管の破壊評価については PVP2005-71528¹³⁸を参考に、J-T 法を用いることとした。</p>

表 3.5.1-52 破壊評価用応力

項目：破壊評価用応力						
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ J-T 法を用いた破壊評価を行う際の応力条件: 一次膜応力 P_m、一次曲げ応力 P_b、熱膨張応力 P_e <table border="1" data-bbox="309 1518 632 1682"> <tbody> <tr> <td>P_m</td> <td>44.2 MPa</td> </tr> <tr> <td>P_b</td> <td>3.6 MPa</td> </tr> <tr> <td>P_e</td> <td>50.0 MPa</td> </tr> </tbody> </table>	P_m	44.2 MPa	P_b	3.6 MPa	P_e	50.0 MPa
P_m	44.2 MPa					
P_b	3.6 MPa					
P_e	50.0 MPa					
<p>【解説】</p> <p>既存研究¹³⁵を踏まえて本事例整備において検討し、設定した値である。</p>						

¹³⁸ S.Kawaguchi et. al., “Prediction Method of Tensile Properties and Fracture Toughness of Thermally Aged Cast Duplex Stainless Steel Piping”, ASME 2005 Pressure Vessel & Piping Division Conference, Denver, Colorado, USA, PVP2005-71528, (2005)

表 3.5.1-53 破壊評価用材料定数

項目：破壊評価用材料定数		
【条件】		
・ J-T 法を用いた破壊評価を行う際の材料定数条件として以下の値を用いた。		
	説明	値
E	ヤング率 [MPa]	176480.0
ν	ポアソン比 [-]	0.3
σ_y	降伏応力 [MPa]	TSS モデルにより決定
σ_f	流動応力 [MPa]	TSS モデルにより決定
σ_0	Ramberg-Osgood 則のパラ メータ	276
ϵ_0		1.58×10^{-3}
α		TSS モデルにより決定
N		TSS モデルにより決定
C_1	J-R カーブのパラメータ	H3T モデルにより決定
C_2		H3T モデルにより決定
J_{Ic}	J-R カーブの最低値 [kJ/m ²]	64.0
【解説】		
本事例の整備にあたって検討し、設定した値である。		

表 3.5.1-54 化学成分

項目：化学成分																			
【条件】																			
<p>・ PVP2005-71528¹³⁸に記載されている材料のうち、最も熱時効による影響が大きかったフェライト量が 26.1%となる静的鑄造材を用いた。</p>																			
<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="2">化学成分の質量分率[wt%]</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>C</td> <td>0.050</td> </tr> <tr> <td>Si</td> <td>1.11</td> </tr> <tr> <td>Mn</td> <td>0.54</td> </tr> <tr> <td>Ni</td> <td>9.10</td> </tr> <tr> <td>Cr</td> <td>20.50</td> </tr> <tr> <td>Mo</td> <td>2.30</td> </tr> <tr> <td>N</td> <td>0.021</td> </tr> <tr> <td>Nb</td> <td>0.003</td> </tr> </tbody> </table>		化学成分の質量分率[wt%]		C	0.050	Si	1.11	Mn	0.54	Ni	9.10	Cr	20.50	Mo	2.30	N	0.021	Nb	0.003
化学成分の質量分率[wt%]																			
C	0.050																		
Si	1.11																		
Mn	0.54																		
Ni	9.10																		
Cr	20.50																		
Mo	2.30																		
N	0.021																		
Nb	0.003																		
<p>・ フェライト量 F%は次式で算出される。</p> $F\% = -4.834366 - 56.80472X + 134.641X^2 - 99.90123X^3 + 30.02316X^4$ $X = Creq/Nieq$ $Creq = Cr + 1.5 \times Si + 1.4 \times Mo + Nb - 4.99$ $Nieq = Ni + 30 \times C + 0.5 \times Mn + 26 \times (N - 0.02) + 2.77$																			
【解説】																			
<p>Kawaguchi ら PVP2005-71528¹³⁸において記載されている材料中から、最も熱時効による影響が大きかった、フェライト量が 26.1%となる静鑄造材の値を用いた。</p>																			

表 3.5.1-55 TSS モデルによる材料定数の予測式

項目：TSS モデルによる材料定数の予測式

【条件】

・ Kawaguchi ら PVP2005-71528¹³⁸ の TSS モデルにおける以下の熱時効を考慮した材料定数の予測式を用いた。

$$\sigma_{y0} = 6.653 + 5.385 \cdot F + 10.007 \cdot Mo + 1535.385 \cdot C$$

$$\sigma_{f0} = 105.472 + 6.96 \cdot F + 16.062 \cdot Mo + 1535.398 \cdot C$$

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_{y0}} = \frac{1 + 1.144}{2} - \frac{1 - 1.144}{2} \cdot \tanh\left(\frac{P - 3.020}{1.462}\right)$$

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_{f0}} = \frac{1 + 1.247}{2} - \frac{1 - 1.247}{2} \cdot \tanh\left(\frac{P - 3.148}{0.919}\right)$$

$$n = \sigma_f(-0.011) + (9.734)$$

$$\alpha = \sigma_f(-0.013) + (7.305)$$

$$P(t, T) = \log(t) + 0.4343 \left(\frac{Q}{R}\right) \left(\frac{1}{673.2} - \frac{1}{T}\right)$$

$$Q = 100 \text{ kJ/mol}$$

$$R = 0.008368 \text{ kJ/mol} \cdot k$$

ここで、 σ_{y0} は熱時効前の鋼材の降伏応力であり単位は [MPa]、 σ_{f0} は熱時効前の流動応力であり単位は [MPa]、 σ_y は熱時効後の降伏応力であり単位は [MPa]、 σ_f は熱時効後の流動応力であり単位は [MPa]、 n 及び α は Ramberg-Osgood 則のパラメータである。 F はフェライト量で単位は [%] であり、 Mo はモリブデンの質量分率で単位は [wt%]、 C は炭素の質量分率で単位は [wt%]、 t は熱時効時間であり単位は [hour]、 T は温度で単位は [K] である。ただし、これらの予測値は平均値であり、次式で示される正規分布のばらつきを考慮する。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$

ここで、 μ は前述の式で求めた値とし、 σ の値は以下の表のとおりである。

μ	σ
σ_{y0}	9.450 MPa
σ_{f0}	7.226 MPa
σ_y/σ_{y0}	0.053
σ_f/σ_{f0}	0.039
n	0.484
α	0.347

【解説】各標準偏差の値も PVP2005-71528¹³⁸ に記載のものである。

表 3.5.1-56 熱時効を考慮した J-R カーブの予測

項目：熱時効を考慮した J-R カーブの予測

【条件】

・ H3T モデルにおける J_{IC} と J_6 を求める式

$$CV \text{ or } J_{IC} \text{ or } J_6 = A + \frac{B_{325}}{t + (t_F + C)_{325} - t_{F325}}$$

J_{IC} を求めるパラメータの算出式は次式で表される。

$$\log_{10}(A) = 3.2961 - 0.0530 \times F$$

$$\log_{10}(B_{325}) = 5.7869 + 0.9256 \times Mn$$

$$\log_{10}(t_{F325}) = 4.3047 - 19.1095 \times N$$

$$\log_{10}(t_F + C)_{325} = 1.5354 + 0.2062 \times Ni$$

J_6 を求めるパラメータの算出式は次式で表される。

$$\log_{10}(A) = 3.6699 - 0.0490 \times F$$

$$\log_{10}(B_{325}) = -1.7907 + 0.4130 \times Cr$$

$$\log_{10}(t_{F325}) = 7.6362 - 0.3670 \times Ni - 16.108 \times N$$

$$\log_{10}(t_F + C)_{325} = -2.9645 + 0.3438 \times Cr - 16.48 \times Mo$$

ここで、 F はフェライト量で単位は [%] である。Cr、Mo、Mn、N、Ni は、それぞれクロム、モリブデン、マンガン、窒素、ニッケルの質量分率で単位は [wt%] である。、 t は熱時効時間であり単位は [hour] である。ただし、これらのパラメータは平均値であり、次式で示される正規分布のばらつきを考慮する。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right)$$

ここで、 μ は前述の式で求めた値とし、 σ の値は以下の表のとおりである。

μ	J_{IC} を求める場合の σ	J_6 を求める場合の σ
$\log_{10}(A)$	0.2518	0.1490
$\log_{10}(B_{325})$	0.1514	0.1783
$\log_{10}(t_{F325})$	0.2732	0.0892
$\log_{10}(t_F + C)_{325}$	0.1417	0.0702

熱時効の時効時間については 525600 時間（60 年）とする。

【解説】PVP2005-71528¹³⁸ の H3T モデルにより J-R カーブを予測する。熱時効の時効時間については 50000 時間と 100000 時間の間では J-R カーブがほぼ同程度であるため、525600 時間（60 年）とした。

6) その他

応力拡大係数の算出式を表 3.5.1-57 に示す。表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については PVP2014-28049¹¹⁶の解を用いた。また、亀裂が貫通したと判定する条件について表 3.5.1-58 に示す。

表 3.5.1-57 応力拡大係数

項目：応力拡大係数
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 応力拡大係数算出式： <ul style="list-style-type: none"> ・ 表面半楕円亀裂 維持規格の円筒中の表面半楕円亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解 ・ 貫通亀裂 PVP2014-28049¹¹⁶の解 ・ 全周亀裂 維持規格の全周亀裂に対する 3 次多項式応力分布応力拡大係数解
<p>【解説】</p> <p>国内学協会規格に評価手法が与えられる場合は、原則として国内学協会規格の手法を用いる。規格にないものについては、最新知見を参考とする。表面半楕円亀裂及び全周亀裂については維持規格⁵³の解、貫通亀裂については、PVP2014-28049¹¹⁶の解を用いた。</p>

表 3.5.1-58 亀裂貫通の判定条件

項目：亀裂貫通の判定条件
<p>【条件】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 亀裂の貫通判定：亀裂深さの板厚比が 0.99999（≒ 1）に達した場合亀裂が貫通とみなす。
<p>【解説】</p> <p>本事例の整備にあたって検討し設定した値である。例えば、維持規格⁵³において、亀裂深さの板厚比が 0.75 に達した場合に破壊と判定されるが、本事例整備においては確率論的解析における実力評価を前提とするため、亀裂深さの板厚比が 1.0 に達した場合を貫通と判定した。</p>

3.5.2 代表的破損確率解析事例

(1) 経年事象として疲労を対象とした解析事例

3.5.1(1)で示した解析条件を用いて、供用期間中における配管の破損確率を求めた。PASCAL-SPは、作用応力が許容応力を超える場合の配管の破断確率や一定の漏えい量が検出される場合の漏えい確率を評価できるが、ここでは漏えい（貫通前破断を含む）確率及び配管の破断（漏えい前及び漏えい後の破断の和）確率を解析結果として示す。また、地震の発生を考慮した解析における破損確率（漏えい確率または破断確率）は、ある評価時間において、仮に地震が発生した場合の、それまでに供用年数の増加に伴う亀裂が進展された状態で地震荷重による亀裂進展、及び地震荷重が重畳された際の破損確率である。仮に地震が発生した場合の確率であるため、この地震による亀裂の進展または破壊の影響は継続する供用期間中に累積されない。経年事象による亀裂の進展及び地震による亀裂の進展の関係を亀裂の寸法を表す平面において図 3.5.2-1 に示す。

経年事象として疲労を対象とした解析結果について、対象とした配管の寸法ごとに図 3.5.2-2 から図 3.5.2-4 に示す。なお、いずれも配管に初期亀裂が 1 つ存在する場合の条件付累積確率であることに留意されたい。100A 配管について、地震を考慮しない場合、10 年目の漏えい確率は約 2.9×10^{-6} 、20 年目の漏えい確率は約 6.1×10^{-5} と緩やかに上昇する。破断確率は漏えい確率よりも 1~3 オーダー程度低い値を示し、10 年目の破断確率は約 8.9×10^{-8} 、20 年目の破断確率は約 4.5×10^{-8} と漏えい確率と同様に緩やかな上昇を示す。これらの傾向は、供用年数の増加に伴い、経年事象である疲労により亀裂が進展したためであると考えられる。

次に、100A 配管について、地震を考慮した場合の漏えい確率に着目する。10 年目の漏えい確率は約 4.6×10^{-6} 、20 年目の漏えい確率は約 7.4×10^{-5} となる。また、10 年目の破断確率は約 3.0×10^{-8} 、20 年目の破断確率は約 5.1×10^{-8} となる。これらの結果より、地震の発生を考慮することで、破損確率は大きくなることが分かる。これは、図 3.5.2-1 から分かるように、地震を考慮すると、経年事象による亀裂進展に、地震応答応力による疲労亀裂進展等が重畳されるためである。

さらに、100A 配管と 300A 配管及び 500A 配管を比較する。地震を考慮しない場合、20 年目の漏えい確率は、300A 配管で約 8.1×10^{-7} 、500A 配管で約 1.6×10^{-7} である。同様に破断確率は、300A 配管で約 7.6×10^{-11} 、500A 配管で約 5.8×10^{-12} である。このように、配管口径が大きくなると、漏えい確率及び破断確率が小さくなることがわかる。これは配管口径が大きくなると、板厚が厚くなるため、亀裂が板厚を貫通するまでに必要な時間が長い、あるいは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。なお、いずれの配管においても、地震による疲労亀裂進展及び破壊の影響は比較的小さいと言える。

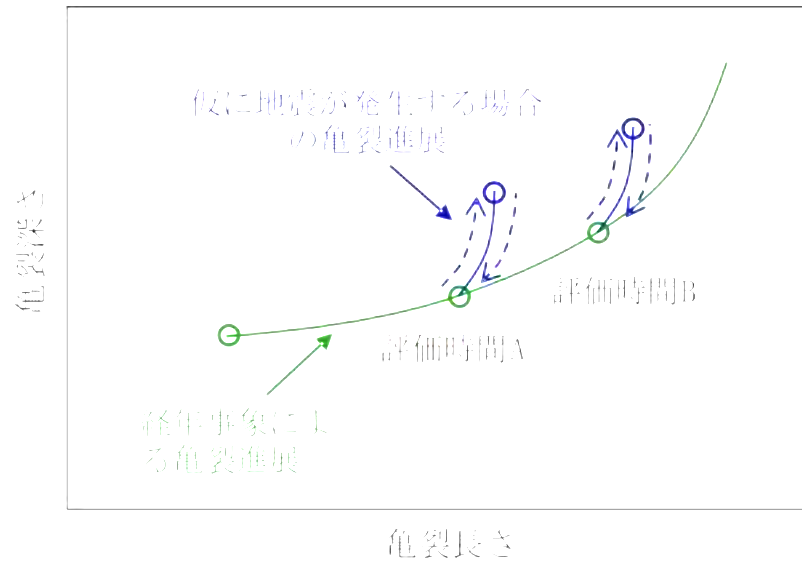


図 3.5.2-1 経年事象による亀裂の進展及び地震による亀裂の進展

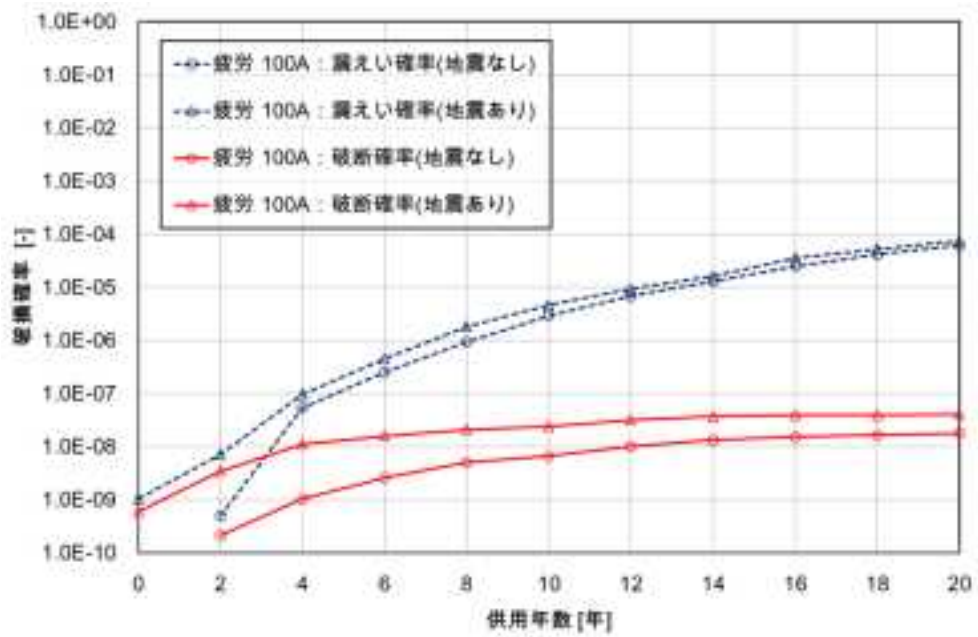


図 3.5.2-2 経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例 100A

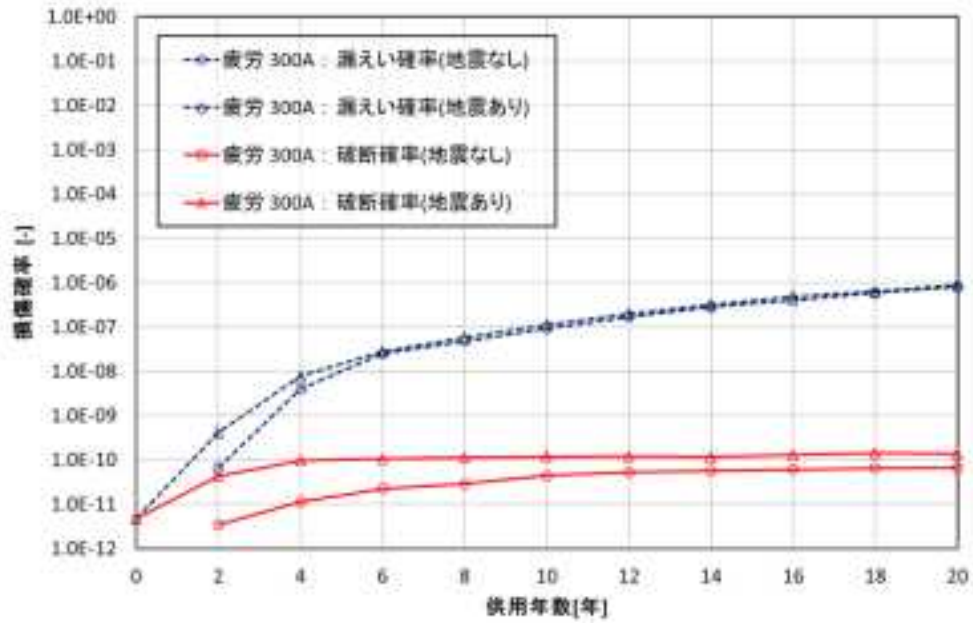


図 3.5.2-3 経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例 300A

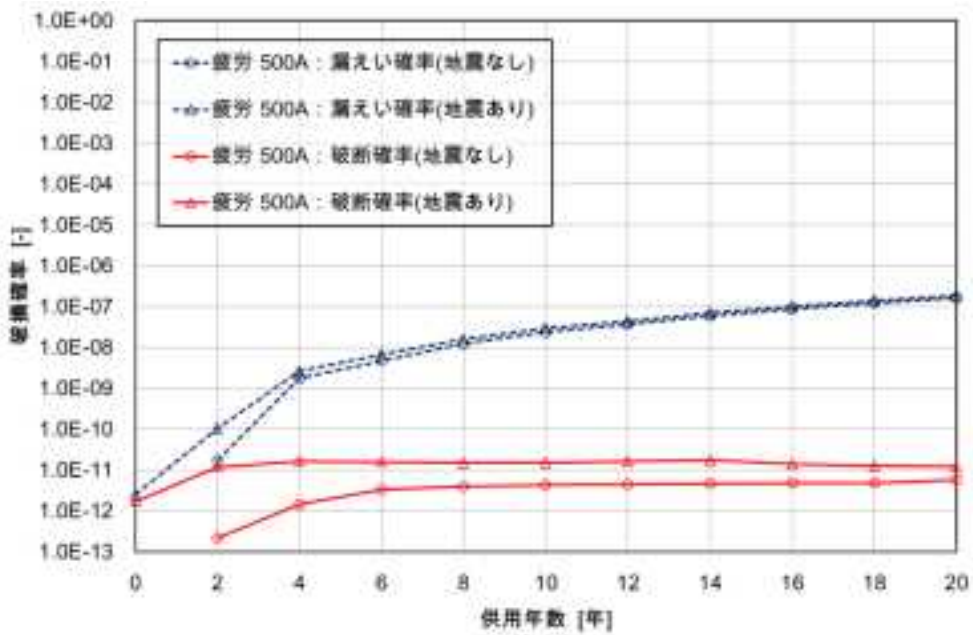


図 3.5.2-4 経年事象として疲労を考慮した破損確率解析事例 500A

(2) 経年事象として IGSCC を対象とした解析事例

3.5.2(3)で示した解析条件を用いて、表 3.5.1-14 に示す亀裂を対象に、表 3.5.1-28 に示す非破壊検査によって検出されない亀裂を評価開始時の初期亀裂として、検査後評価期間中における配管の破損確率を求めた。漏えい確率及び破断確率の定義、及び地震の考え方については、(1)で述べた疲労の場合と同様である。経年事象として、IGSCC 及び疲労を考慮した 300A 配管及び 400A 配管を対象とした解析結果をそれぞれ図 3.5.2-5 及び図 3.5.2-6 に示す。300A 配管について、地震を考慮しない場合、10 年目の漏えい確率は約 8.9×10^{-5} 、20 年目の漏えい確率は約 1.1×10^{-3} と緩やかに上昇する。破断確率は、10 年目で約 1.4×10^{-6} 、20 年目は約 1.8×10^{-4} と漏えい確率より 1 オーダー程度小さいが、10 年間で約 2 オーダー上昇している。また、300A 配管と 400A 配管を比較すると、漏えい確率には、ほぼ差がないことがわかる。

次に、供用前に亀裂が存在せず、表 3.5.1-16 に示す供用期間中における IGSCC による亀裂発生を考慮する場合の破損確率を求めた。300A 配管及び 400A 配管を対象とした解析結果をそれぞれ図 3.5.2-7、図 3.5.2-8 に示す。IGSCC による亀裂の発生には潜伏期間を要するため、供用開始後の約 10 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。300A 配管について、地震を考慮しない場合、10 年目の漏えい確率は約 7.0×10^{-5} 、20 年目の漏えい確率は約 2.1×10^{-2} となる。破断確率は 16 年目に有意な値として約 2.0×10^{-5} と得られ、20 年目では約 9.1×10^{-4} となる。400A 配管の場合、300A 配管と同様に亀裂発生の潜伏期間があるが、300A 配管よりも板厚が厚いためか、破断確率が 300A 配管よりも低くなっている。

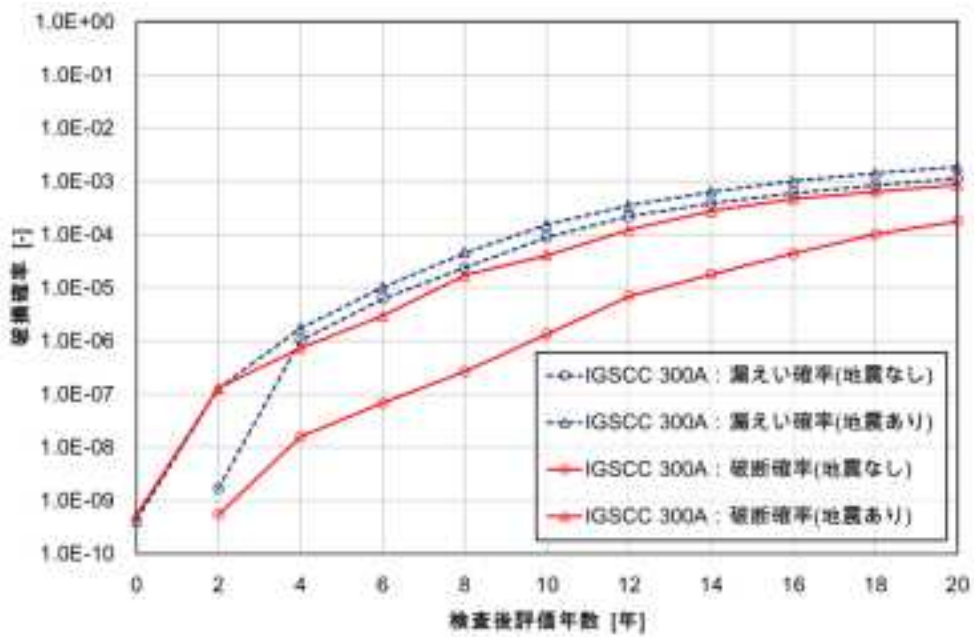


図 3.5.2-5 経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 300A 初期亀裂

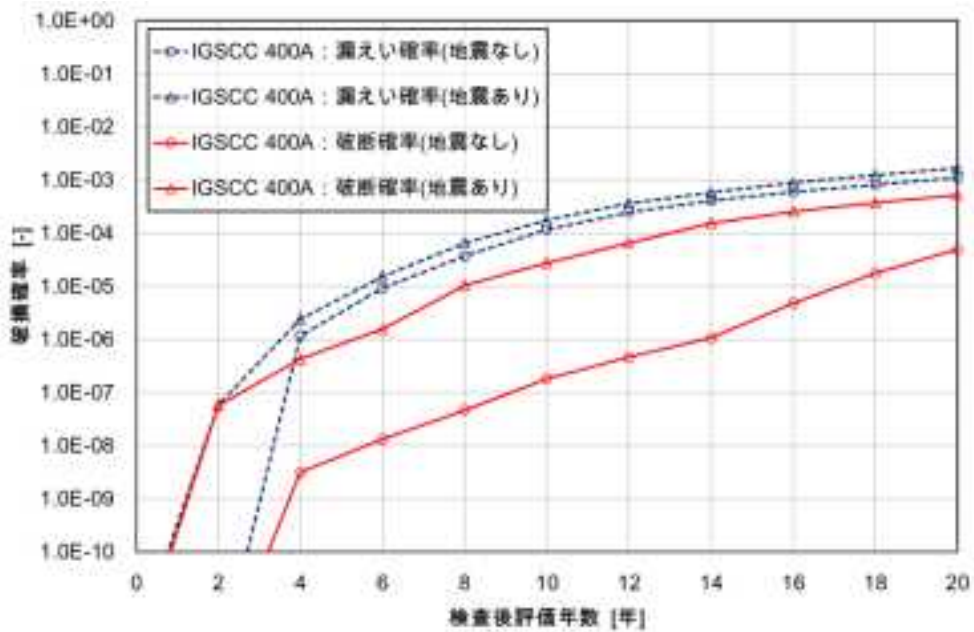


図 3.5.2-6 経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 400A 初期亀裂

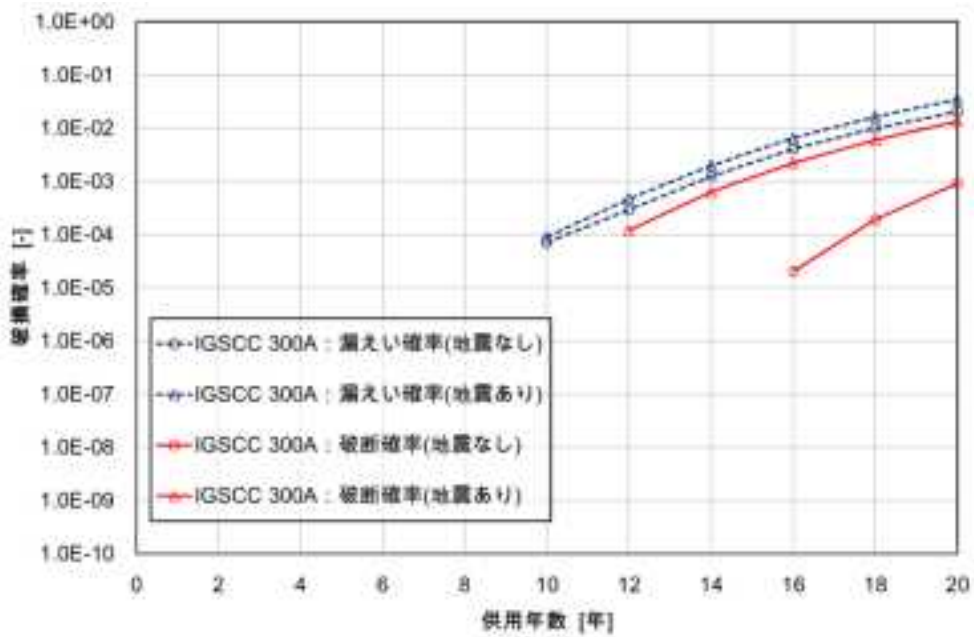


図 3.5.2-7 経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 300A 発生亀裂

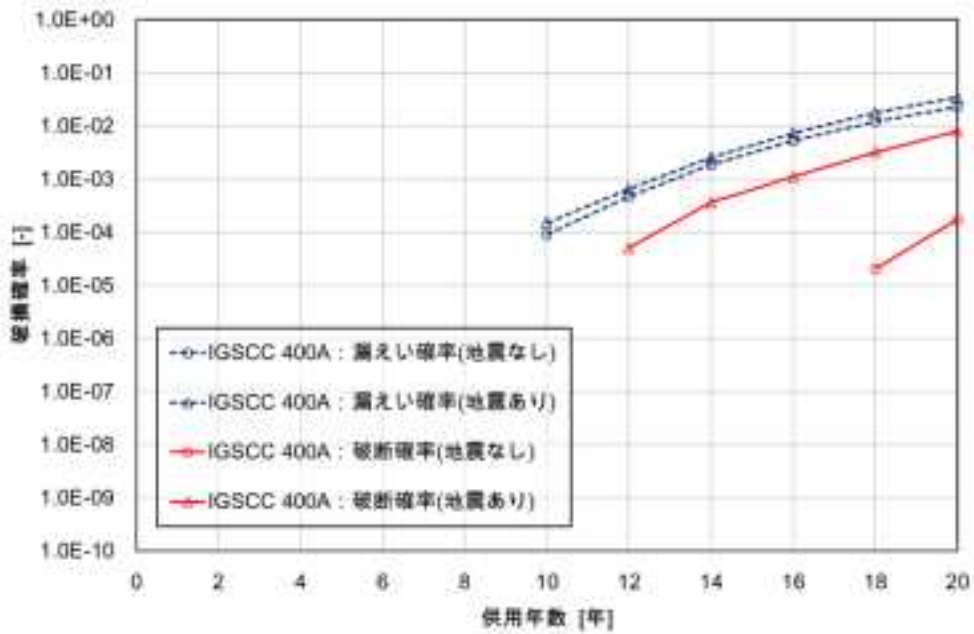


図 3.5.2-8 経年事象として IGSCC を考慮した破損確率解析事例 400A 発生亀裂

(3) 経年事象として PWSCC を対象とした解析事例

3.5.1(1)で示した解析条件を用いて、表 3.5.1-31 に示す亀裂を評価開始時の初期亀裂として、検査後評価期間中における配管の漏えい確率及び破断確率を求めた。漏えい確率及び破断確率の定義、及び地震の考え方については、(1)で述べた疲労の場合と同様である。経年事象による亀裂進展として、PWSCC 及び疲労を考慮した解析結果をそれぞれ図 3.5.2-9 に示す。10 年目の漏えい確率は約 6.1×10^{-8} 、20 年目の漏えい確率は約 1.0×10^{-7} である。破断確率については、検査後評価期間中には有意な値を得られなかった。20 年目の漏えい確率は、10 年目のそれと比較して2倍にも満たず、本解析条件を用いた場合、経年事象の影響は比較的小さいと言える。この要因としては、想定した初期亀裂、溶接残留応力等が考えられるが、特に図 3.5.1-4 に示す異材溶接部における溶接残留応力は全体的に低い値を示しており、その影響が大きいと考えられる。

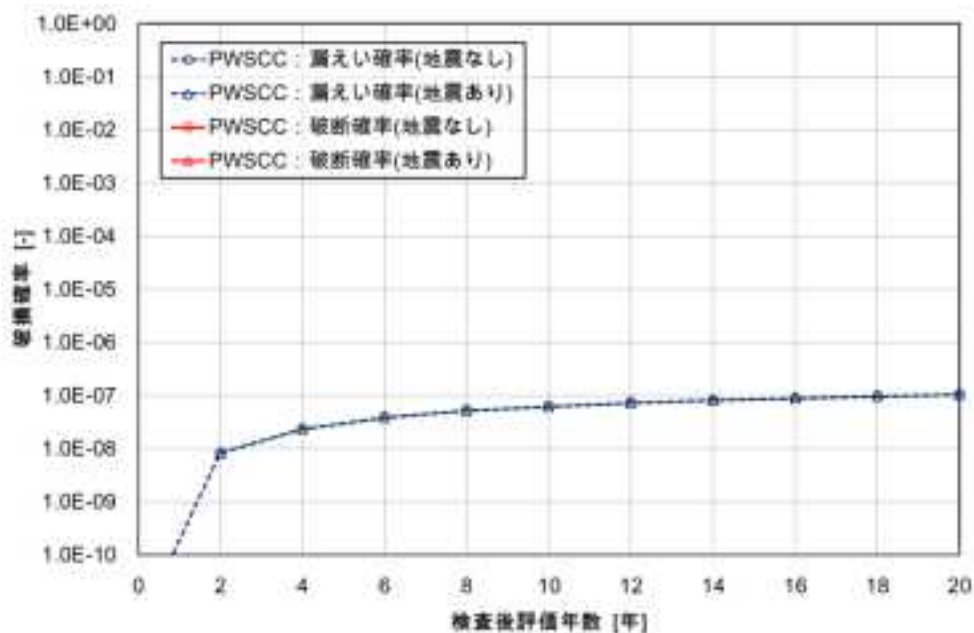


図 3.5.2-9 経年事象として PWSCC を考慮した破損確率解析事例

(4) 経年事象として熱時効を対象とした解析事例

3.5.1(4)で示した解析条件を用いて、表 3.5.1-45 に示す製造時に発生した亀裂を評価開始時の初期亀裂として、供用期間中における配管の漏えい確率及び破断確率を求めた。漏えい確率及び破断確率の定義、及び地震の考え方については、(1) で述べた疲労の場合と同様である。熱時効は、破壊判定に用いる J-R カーブや流動応力、降伏応力等に対し影響を与える。鋳造ステンレス鋼管を対象に、疲労による亀裂進展を考慮した解析結果をそれぞれ図 3.5.2-10 に示す。10 年目の漏えい確率は約 8.1×10^{-6} 、20 年目の漏えい確率は約 3.3×10^{-5} であり、緩やかな上昇を示す。破断確率は 10 年目から 20 年目まで約 8.6×10^{-10} と供用期間中にほぼ変化しない。また、地震を考慮した場合の 10 年目の漏えい確率は約 8.5×10^{-6} 、20 年目の漏えい確率は約 3.5×10^{-5} であり、地震による疲労亀裂進展への影響は比較的小さいと言える。

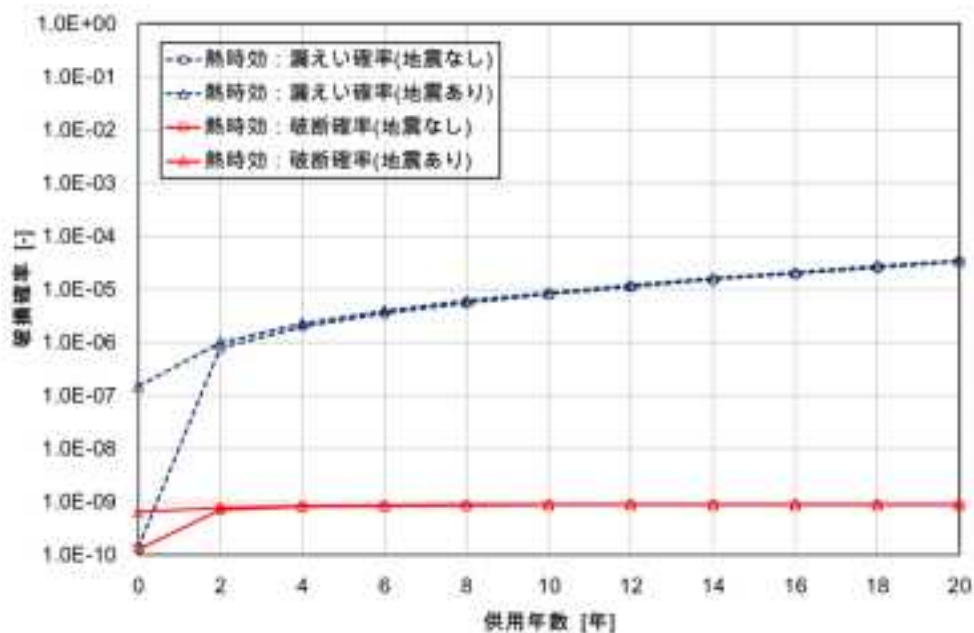


図 3.5.2-10 経年事象として熱時効を考慮した破損確率解析事例

3.6 3章のまとめ

(1) 破損確率評価に関する調査

一次系配管の亀裂を対象とした PFM 解析技術の国内外における最新知見の調査として、米国で開発が進められている xLPR v2.0 の機能の更新に関する情報を整理するとともに、PASCAL-SP 等の機能改良を念頭においた評価手法及び評価モデルの調査を行った。xLPR v2.0 では、xLPR v1.0 と比較して、新規に軸方向亀裂を対象とした評価機能全般が整備されるとともに、重み関数法を用いた溶接残留応力に対する応力拡大係数の算出機能等が整備された。評価手法及び評価モデルの調査においては、xLPR v2.0 の疲労亀裂発生モデル及び非破壊検査モデル、PFM 解析コード CASSPAR の解析結果を踏まえた、ASME Code Committee における CASS を対象とした事例規格の策定に向けた検討に関する情報をまとめた。

(2) 解析コードの整備

調査結果等を踏まえ、PASCAL-SP や PASCAL-NP に対して、軸方向亀裂に対する評価機能、ASME Section XI の重み関数法を用いた応力拡大係数の算出機能、xLPR v2.0 の非破壊検査モデル等の機能整備を行った。

(3) 機能喪失確率評価事例の整備

一次系配管を対象に、代表的経年事象である疲労、IGSCC、PWSCC、熱時効を考慮して、初期亀裂の存在する場合、あるいは亀裂が発生する場合について、破損確率評価の代表的解析条件を整備した。これら整備した解析条件を用いて、供用期間中における配管の破損確率を求めた。漏えい確率及び破断確率について、地震の有無や配管口径の影響について比較を行った。

4. 圧力バウンダリ機器の事故時構造評価に関する調査

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（以下、「SA」という）時の健全性評価をより高度なものとするため、事故により生じると考えられる経年プラントの RPV 及び一次系配管等の構造評価を行うことを目的に、関連する国内外における最新の動向について調査を行う。また、その調査結果を踏まえ、COSSAL ベンチマーク解析の対象である配管状試験体や下部ヘッド等の解析モデル及び解析手法を整備し、解析により得られた知見を取りまとめた。

4.2 文献・国内の動向調査

4.2.1 実施内容

事故の発生に伴い、原子炉一次系機器である配管や RPV 下部ヘッドを構成する材料が高温に曝され、機器が破損に至る可能性がある。機器が破損に至るまでの挙動を評価するために必要な評価解析手法等について、文献等の調査により得られた国内外における最新の動向に関する知見をとりまとめた。

調査対象は以下の通りである。

- (1) OECD Lower Head Failure Project Final Report (Volume 2 - Numerical Simulation and Modeling) , 2002¹³⁹
- (2) 電力中央研究所 研究報告書 Q11012, 2012¹⁴⁰
- (3) 電力中央研究所 研究報告書 Q10027, 2011¹⁴¹
- (4) An approach to numerical simulation and analysis of molten corium coolability in a boiling water reactor lower head, 2009¹⁴²
- (5) Coupled 3D Thermo-Mechanical Analysis of a Noric BWR Vessel Failure and Timing, 2013¹⁴³
- (6) The 23rd International conference on Nuclear Engineering (ICONE23) , 2015
- (7) OECD/NEA 国際ベンチマーク解析 (COSSAL)

¹³⁹ L.L.Humphries, J.Smith, “OECD Lower Head Failure Project Final Report (Volume 2 - Numerical Simulation and Modeling),” 2002.

¹⁴⁰ 高橋由紀夫, “改良 9Cr-1Mo 鋼の高温破壊の統一的モデル化の試み,” 2012.

¹⁴¹ 高橋由紀夫, “環状切欠き試験片による耐熱鋼の多軸クリープ破壊挙動の評価,” 2011.

¹⁴² C.T. Tran., P. Kudinov, T.N. Dinh, “Coupled 3D Thermo-Mechanical Analysis of a Noric BWR Vessel Failure and Timing,” 2009.

¹⁴³ C. Torregrosa, W. Villanueva, C.T. Tran, and P. Kudinov, “Coupled 3D Thermo-Mechanical Analysis of a Noric BWR Vessel Failure and Timing,” 2013.

(1) OECD Lower Head Failure Project Final Report (Volume 2 - Numerical Simulation and Modeling) ¹³⁹

1) タイトル訳

OECD 下部ヘッド破損プロジェクト最終報告書 (第2部 - 数値計算及びモデル化)

2) 発行年

2002年

3) 著者

著者名 : L.L.Humphries, J.Smith

所属 : 米国サンディア国立研究所 (SNL: Sandia National Laboratories)

4) 要旨

OECD Lower Head Failure (以下、「OLHF」という) プログラムの目的は、SA 条件下における原子炉容器下部ヘッドの変形及び破損に対する試験データベースを提供することであり、そのデータベースは数値解析等に活用される。データベースは、例えば容器表面温度履歴、圧力、容器における試験前後の形状データ (容器厚さを含む) 等の時系列データから構成される。OLHF プログラムにおける試験では、解析条件等として活用するために、測定の際には試験結果の特徴を十分に捉えることに留意している。

OLHF プログラムより前に行われた試験では過剰な圧力が生じる問題があったが、OLHF プログラムでは圧力が低減され、容器壁の厚さ方向において大きな温度差が生じるような状況のデータを取得可能となった。SA においては、この大きな温度差により生じる容器壁板厚内の応力分布が、構造解析をより複雑にする一因となる。

第1章では、容器の破損モードについて、いくつかのモデルが評価されている。また、材料特性の不確定性による容器の破損時間への影響についても議論されている。

第2章では、OLHF-1 試験を対象に実施された3次元有限要素解析モデルの解説及び解析結果の詳細な記述がなされている。また、Abaqus コード用に整備された構成式及び材料特性値の検討、容器表面の変形及び容器内の応力場等が述べられている。

5) 下部ヘッド破損予測の SA コード手法の評価 (第1章)

(a) 概要

SA コードは通常、SA 条件下での原子炉全体の応答をモデル化する。例えば、燃料劣化、熱水力挙動、溶融物輸送などにより生じる熱や機械的荷重に対する容器の応答などが挙げられる。容器外の現象を予測するには、容器の破損時間やその程度の予測が重要である。原子炉全体を模擬したシステムレベルの解析は計算量が膨大であるため、下部ヘッドの破損時間を予測する簡潔かつ有効な手法が必要である。

これまでの研究は、板厚内の温度差が小さい場合の下部ヘッド破損の場合に対する解析モデルについて検討が行われてきた。OLHF 試験は、低い圧力、及び大きな板厚内の

温度差という 2 点がこれまでの試験と異なる。

RPV 下部ヘッドの内壁の加熱により内面付近の材料が降伏し始めたとしても、より冷たい外面付近の材料は弾性状態のまま振る舞う可能性がある。このような状況下においては、初めはほぼ均一だった板厚内の応力（膜応力）分布は、冷たい外面付近の要素に応力が集中するような分布に移行する（以下、「応力再配分」という。）。以降で検討するように、MELCOR-1D モデルは、任意半径方向のノードにおける応力の上限をノードの温度の降伏応力に制限することによって、その応力再配分を近似している。初期の平均膜応力に対して不足する応力は、より冷たい外側の要素に配分されることとなる。

本報告書は、下部ヘッドの破損に着目しており、貫通部の破損は取扱わない。多くの SA コードでは、貫通部の破損モデルは解析時にユーザーが設定する破損温度に基づいている。例えば、MELCOR では、デフォルトの貫通部の破損温度が 1273K である。しかし、OLHF-4 試験では、貫通部の破損は容器が大きく変形した後にのみ起きており、貫通部の破損時の温度は 1650K を超えていた。これは、貫通部もしくは容器の破損時間は、クリープ変形と密接に関連付けられることを示している。

さらに、炉心溶融プールの上部、すなわち下部ヘッドの中央から離れた領域にピークがあるような温度分布が存在する場合、貫通部の破損の前に容器の破損が起きることが数々の実験によって示されてきている（Chu et al. 1999¹⁴⁴, Sehgal et al., 2002¹⁴⁵）。局所的な貫通部の破損は、SA コードで扱われているような容器の全体的な変形に大きく依存していると考えられている。

本報告書で検討される単純な SA コードのモデルでは、容器変形を求めるために様々な仮説が必要とされる。これらモデルの多くは、ひずみ発展の決定に用いる構成式、もしくは破壊力学パラメータ用の比較的単純な損傷関数に基づいている。クリープ構成則にも損傷基準が必要とされる場合があることを付記しておく。構成式、損傷関数及び破損基準については、以降の節で詳述されている。

(b) クリープ構成式、損傷関数及び損傷基準

a) クリープ構成式

クリープ構成式は、一般的にクリープひずみ速度を温度や応力の関数として表す。

本解析では、一般的に用いられている Norton 則のほか、式 (4.2.1-1) 及び (4.2.1-2) のクリープ構成則について分析が行われた。式 (4.2.1-1) については、LHF プログラム（Lower Head Failure Program、以下「LHF プログラム」という）試験の結果との比較を通じて、それを特徴づける解析結果を得るとともに、フィッティングによりその係数が

¹⁴⁴ Chu, TY, Pilch, MM, Bentz, JH, Ludwigsen, JS, Lu, WY, Humphries, LL, “Lower Head Failure Experiments and Analyses”, NUREG/CR-5582, SAND98-2047, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, (1999).

¹⁴⁵ Sehgal, “Recent Tests on RPV Creep Rupture Failure Under EC-FOREVER Program at RIT,” CSARP Meeting 2002, (2002).

求められた（本レポートで、その係数は示されていない。）。一方、Ikonen¹⁴⁶によって提案され、OLHF-1 試験に対する有限要素解析に用いられた式（4.2.1-2）のクリープ構成則は、実験と良好に一致した。SA533B1 鋼に対するこの構成則の係数は Ikonen によって決定され、本解析で用いられた値は表 4.2.1-1 に示す通りである。

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{t_{ref}} \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_y(T)} \right)^n e^{-\frac{t}{t_{ref}}} \quad \text{LHF constitutive law} \quad (4.2.1-1)$$

$$\dot{\varepsilon} = A_T \varepsilon^s \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{ref}} \right)^r \quad \text{Ikonen constitutive law} \quad (4.2.1-2)$$

表 4.2.1-1 SA533B1 鋼に対する Ikonen ひずみ速度の係数

Table 1-1. Coefficients for the Ikonen Strain Rate for SA533 B1 steel (equation 1-5).

\bar{r}	3.9	
σ_{ref}	1.0 MPa	
A_T	$T < 850 \text{ K}$	-15.3 MPa
	$T > 850 \text{ K}$	$\frac{T - 850 \text{ K}}{150 \text{ K}} \cdot (-12 \text{ MPa} + 15.3 \text{ MPa}) - 15.3 \text{ MPa}$
	$T > 1000 \text{ K}$	$\frac{T - 1000 \text{ K}}{600 \text{ K}} \cdot (-7 \text{ MPa} + 12 \text{ MPa}) - 12 \text{ MPa}$
s	$T < 920 \text{ K}$	$\frac{T - 300 \text{ K}}{920 \text{ K} - 300 \text{ K}} \cdot (-0.1 + 0.4) - 0.4$
	$T > 920 \text{ K}$	$\frac{T - 920 \text{ K}}{1400 \text{ K} - 920 \text{ K}} \cdot (-0.7 + 0.1) - 0.1$

b) 損傷基準

損傷基準は多く存在するが、本文献では次の 4 つに絞られて検討が行われている。

- ・ LMP（以下、「LMP」という）による寿命基準
- ・ Kachanov 損傷基準
- ・ 極限損傷ひずみ基準
- ・ Considere 基準

Considere 基準では、最大荷重時の応力が接線係数（ σ_{fail} （表 4.2.1-2））に等しいときにネッキングが生じ、破損するとされている。

¹⁴⁶ Ikonen, K., “FEM Analysis of OLHF-1 Experiment,” VTT Report ENE4-PR-9/01, (2001).

表 4.2.1-2 16MND5 鋼に対する温度依存する接戦係数

Table 1-2. Temperature dependent tangent modulus for CEA identifications for 16MND5 steel.

Temperature, K	σ_{tan} (MPa)
773	411
873	246
973	128.4
1073	76.8
1173	46.7
1273	29.0
1373	18.6
1473	12.2
1573	8.3

c) 損傷関数

本解析では、次の 2 つの損傷関数に限定して検討が行われている。

- ・ロビンソン (Robinson) の式 (破損時間)
- ・Kachanov 損傷関数。

SA コードでは、累積損傷を計算するため、半経験的な式である次のロビンソンの式が用いられている。

$$D = \int_0^{t_{fail}} \frac{dt'}{t'_{fail} \{ \sigma(t') T(t') \}} = 1 \quad (4.2.1-3)$$

一般的に、SA コードが局所的な破損時間を評価する時には局所的な温度が用いられる。Kachanov 損傷関数は式 (4.2.1-4) に示す通りである。係数 A 及び B は経験的に決定される。SA533B1 鋼に対してこれら係数はまだ決定されていないが、CEA が明らかにした 16MND5 鋼の損傷特性を本解析で用いた (Table1-3)。破損は容器の板厚にわたって損傷が 1 を超えたときに起きるとされる。

$$\dot{D} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{A_T(1-D)} \right)^n \quad (4.2.1-4)$$

表 4.2.1-3 16MND5 鋼に対する Kachanov 損傷式の係数

Table 1-3. Coefficients for Kachanov damage function for 16MND5 steel.

Temperature (K)	A _K (MPa, hr)	R
773	597.89	24.74
873	463.9	5.09
973	179.32	3.95
1073	158.05	5.75
1173	110.26	4.00
1273	51.7	5.44
1373	26.74	4.01
1473	17.49	4.11
1573	9.1	4.55

d) LMP 評価

歴史的に、SA コードは次に示すような破壊と時間の相関式を応力及び温度の関数として扱うクリープに基づいた手法を採用している。

$$\frac{t_{fail}}{t_{ref}} = \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma} \right)^n e^{\frac{T_{ref} - T}{Q}} \quad (4.2.1-5)$$

フィッティングにより得られた係数を表 4.2.1-4 に示す。これらと SA 条件での材料特性試験データベースとの比較を図 4.2.1-1 に示す。

表 4.2.1-4 SA533B1 鋼に対する破損時間式の係数

Table 1-4. The Time-to-Failure for SA533B1 Steel restricted to a database relevant to severe accidents ($t_{fail} < 720$ hr) and split into two temperature regimes

	T ≤ 1050K	T > 1050K
t _{ref} (hr)	5.7810 x 10 ⁻¹⁷	2.5235 x 10 ⁻¹¹
σ _{ref} (MPa)	8.1677 x 10 ²	1.5307 x 10 ⁴
T _{ref} (K)	4080.7	4724.8
Error Estimates		
σ _{err}	0.824	0.824

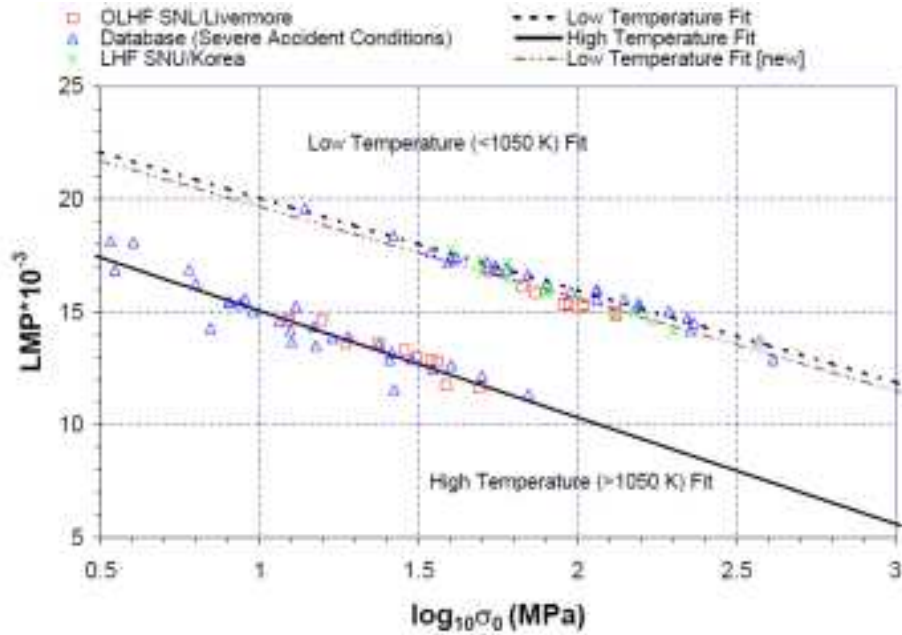


Figure 1-1. Comparison of the Larson Miller Parameter (LMP) derived for the OLHF material samples, the LHF material samples, and the external SA533B1 material database.

図 4.2.1-1 OLHF 材料試験片、LHF 材料試験片及び外部の SA533B1 鋼データベースにおける LMP の比較

(c) SA コードにおける解析手法

a) 板厚方向応力が均一な場合の寿命予測機能 (MELCOR-0D モデル)

MELCOR-0D モデルの概要を以下に示す。

- ・ 以下の寿命予測機能により破損を評価
- ・ 板厚方向の平均温度から LMP を評価
- ・ 板厚方向の応力分布は均一であり、その膜応力から LMP を評価
- ・ 温度は物性値にのみ影響 (熱応力は考慮しない)
- ・ 塑性ひずみは LMP より算出

b) 板厚方向に応力再配分がある場合の寿命予測機能 (MELCOR-1D モデル)

MELCOR-1D モデルの概要を以下に示す。

- ・ LMP 及び損傷関数から決定される累積損傷により破損評価
- ・ 板厚方向の局所的な温度分布を考慮して LMP を評価
- ・ 膜応力を想定して LMP を評価
- ・ 破損ひずみにより正規化された損傷関数により塑性ひずみを決定
- ・ 応力は局所的な終局強さに制限され、超過した荷重は他のノードに再配分
- ・ 板厚方向の応力分布は非均一
- ・ 局所弾性ひずみと弾性係数を用いて局所応力を決定
- ・ 全ひずみは板厚方向で均一

c) 簡易モデルに基づく局所ひずみ計算（IRSN モデル）

IRSN モデルの概要を以下に示す。

- ・ 幾何形状については、球形を維持したまま、半径及び厚さが変化すると仮定
- ・ 荷重については、圧力 P により次式で与えられる板厚方向に等しい膜応力 σ を算出。
 $\sigma = PR/2\delta$ 。ここで、R は現在の半径、 δ は現在の厚さ
- ・ 熱荷重については、温度 T は板厚方向に線形分布すると仮定
- ・ 温度は物性値にのみ影響（熱応力は考慮しない）
- ・ Norton 則による弾塑性クリープを考慮
- ・ 破損は、Considered 基準または損傷（Kachanov 基準）で決定

(d) LHF データベースに対する SA コードモデルの評価

LHF プログラム試験で得られた材料特性を用いて、MELCOR-0D モデル及び MELCOR-1D モデルを用いた計算結果を図 4.2.1-2 に示す。計算では、破損位置に最も近い熱電対で測定された温度履歴及び圧力履歴を用いた。試験時に観測された損傷に対する指標とすべく、破損時の最終変位で正規化された容器変位を損傷関数値と比較した。これら簡易 SA コードにおける寿命予測機能等のモデルは試験データと良好に一致した。寿命について予測値及び観測値を図 4.2.1-3 に示す。

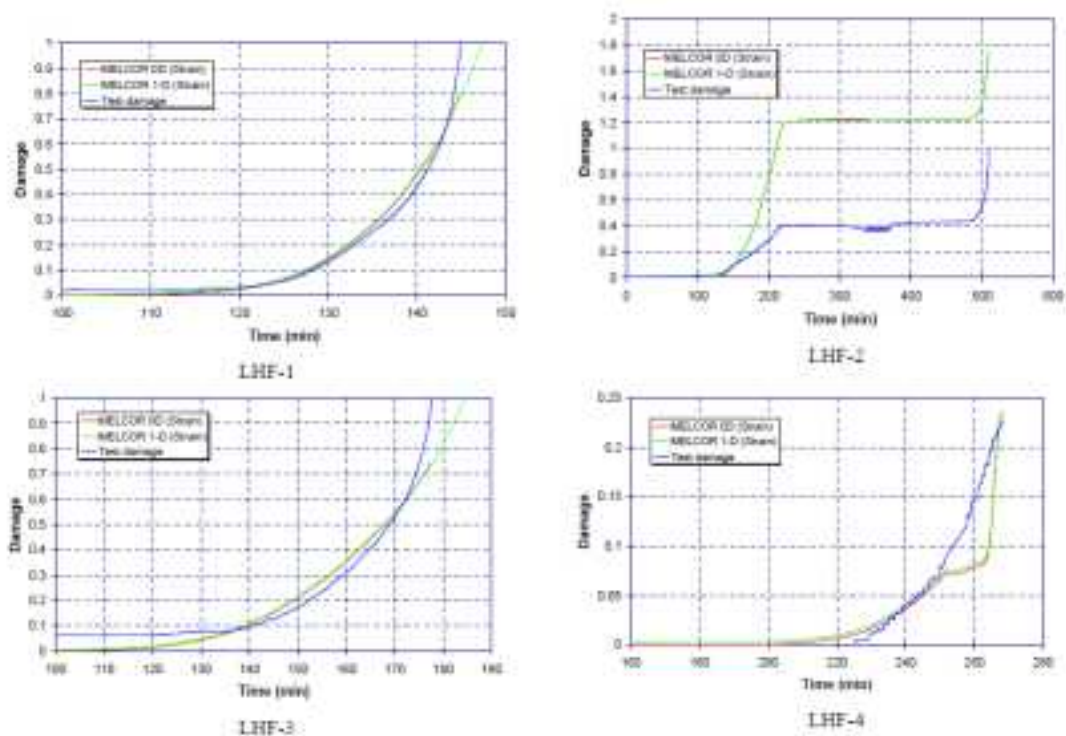


Figure 1-2. Calculated Damage for LHF Tests Using LMP with Lifetime Rule.

図 4.2.1-2 LHF 試験に対する LMP による損傷計算値

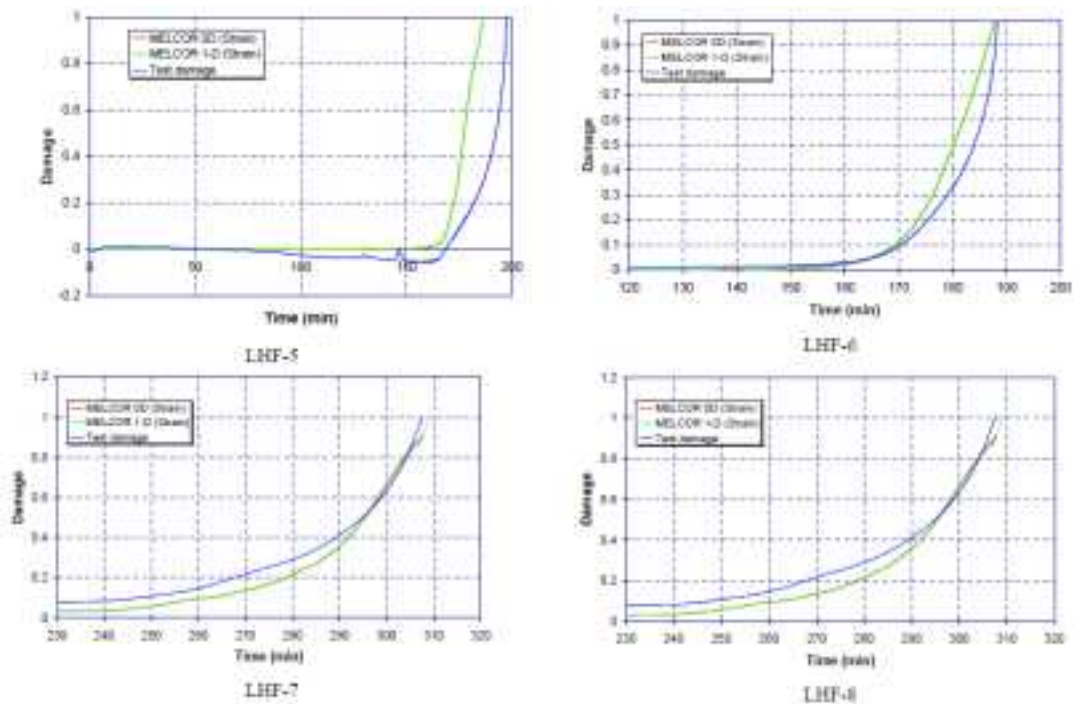


Figure 1-3. Calculated Damage for LHF Tests Using LMP with Lifetime Rule (continued).

図 4.2.1-2 LHF 試験に対する LMP による損傷計算値 (つづき)

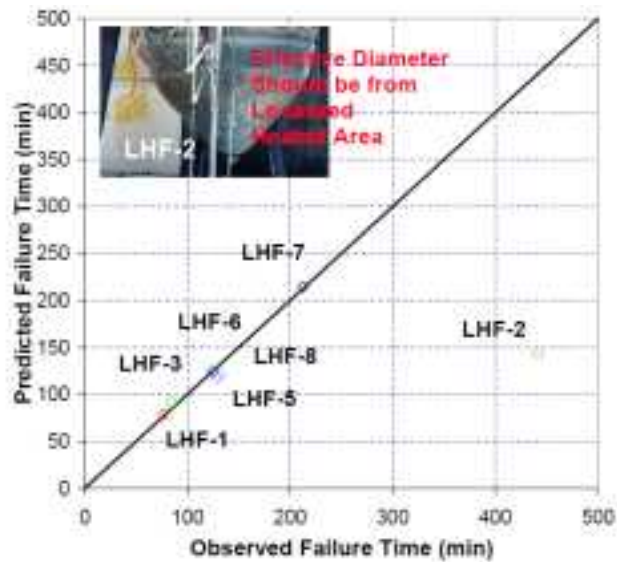


Figure 1-4. Predicted time to failure vs observed failure time for LMP with lifetime rule (time relative to onset of nonlinear deformation).

図 4.2.1-3 LMP による予測寿命と観測された寿命（非線形的な変形を開始してからの時間）の関係

(e) OLHF データベースに対する SA コードモデルによる評価

SA コード内の解析手法を用いて、各 OLHF 試験の破損予測を実施した。OLHF 試験では、LHF 試験の約 25K の温度差に対して、容器板厚方向に大きな温度差 (>200K) があるのが特徴的である。各モデルを、Cosidere 基準や Kachanov 損傷基準といった種々の損傷基準を用いて比較した。LMP 評価の代わりにひずみ速度則に基づいて塑性ひずみ発展を追跡する新しいモデル MELCOR-1Db を MELCOR-1D モデルを基に整備している。板厚方向に、線形的な温度分布を仮定し、計算には測定された圧力が使用された。応力再分配は、全てのモデルにおいて考慮せずに評価が行われている。

a) 破損時間の計算

OLHF-1 試験に対する破壊の発展を図 4.2.1-4 から図 4.2.1-8 に示す。破損時間基準、Kachanov 損傷による損傷関数値等が示されている。極限損傷ひずみ基準の場合は、ひずみを臨界ひずみで除した値が損傷関数の値となる。Cosidere 基準に対しては、平均応力をネッキング時の応力を表す接線係数で除した値をプロットしているが、これは損傷関数とはならないため、試験で正規化されたひずみ（試験の損傷値）とは直接比較できない。

LMP に基づいた損傷関数の場合、全てのモデルにおいて破損は良好に予測されている（図 4.2.1-4）。極限損傷ひずみ基準は損傷関数を予測する有効な手段であり、試験結果を良好に再現する（図 4.2.1-5）。Kachanov 損傷関数に関する結果は図 4.2.1-6 に示すとおりであり、Kachanov 損傷関数は“閾値”関数のようである。したがって、計算された損傷関数と試験による正規化ひずみと比較するのは困難である。損傷関数が小さいにもかかわらず、破壊がかなり早く起きることもあり得る。過渡的な圧力事象を扱った OLHF-3 試験に対して、破損時間を予測できたモデルは一つもないことに注意すべきである。最後に、Cosidere 基準による各 OLHF 試験の破損時間予測を実施し、その結果を図 4.2.1-7 に示す。図中の縦軸は損傷関数を示しているが、実質は板厚方向の応力とネッキング時の応力を示す接線係数の比である。Cosidere 基準では、OLHF-1 試験については、計測値と 3 分以内の差異で破損時間を予測できているが、他の試験については、破壊を予測できなかった。

ひずみ速度モデル用の Ikonen の式 (4.2.1-2) を用いてひずみの計算を行った。この式は塑性ひずみ速度が塑性ひずみの大きさに依存していると仮定している。その結果を図 4.2.1-8 に示す。式 (4.2.1-1) による評価に比べて、破損時間の予測が早い傾向がみられるが、OLHF-2 試験を除いて、MELCOR-1Db モデルは試験とよく一致する。OLHF-2 試験と一致しない原因は、他の試験と比較して破損時の温度が高く、式 (4.2.1-2) を前提とする温度域を超えたために、係数に外挿値が用いられたことがその可能性として挙げられる。

以上の計算により得られた破損時間を図 4.2.1-9 にまとめて示す。MELCOR に実装されているような LMP モデルは全ての OLHF 試験について妥当な破損時間を予測した。

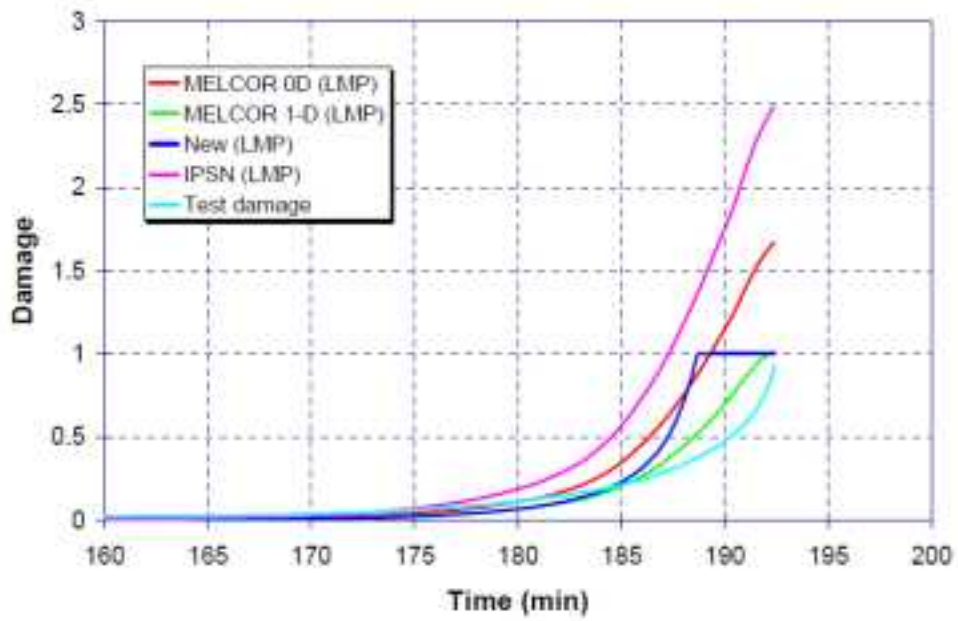


Figure 1-6. Time-to-failure based damage function for OLHF-1.

図 4.2.1-4 OLHF-1 の寿命予測機能に基づいた損傷関数

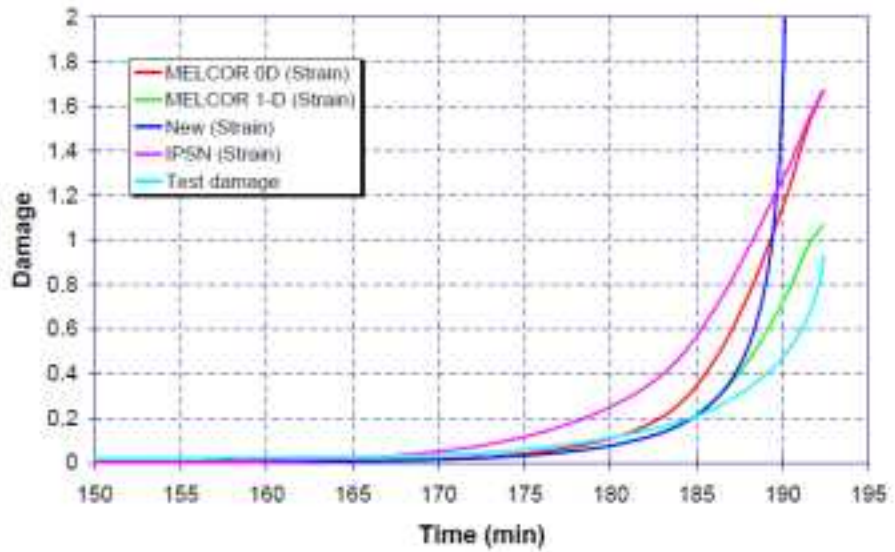


Figure 1-12. Damage based on critical strain for OLHF-1.

図 4.2.1-5 OLHF-1 の極限損傷ひずみ基準に基づいた損傷関数

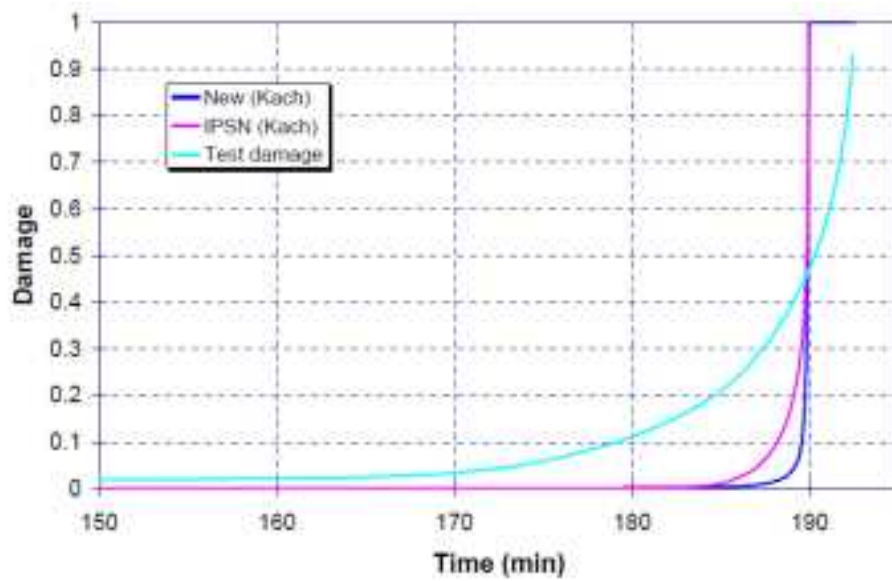


Figure 1-9. Damage based on Kachanov damage function for OLHF-1.

図 4.2.1-6 OLHF-1 の Kachanov 損傷に基づいた損傷関数

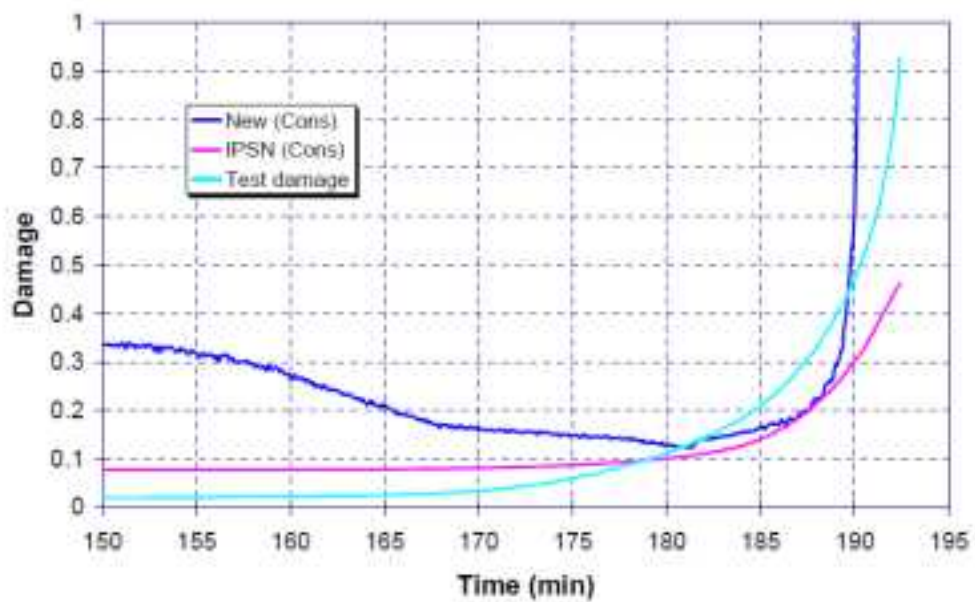


Figure 1-15. Failure based on Considere criterion for OLHF-1.

図 4.2.1-7 OLHF-1 の Considere 基準に基づいた破壊

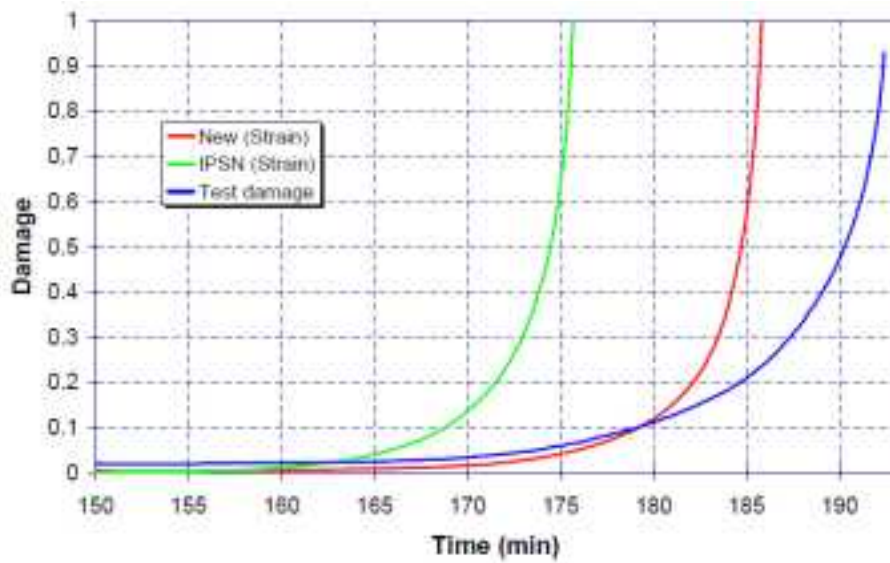


Figure 1-17. Damage based on critical strain for OLHF-1 (using equation 5).

図 4.2.1-8 OLHF-1 の極限損傷ひずみ基準に基づいた損傷（式（4.2.1-2））

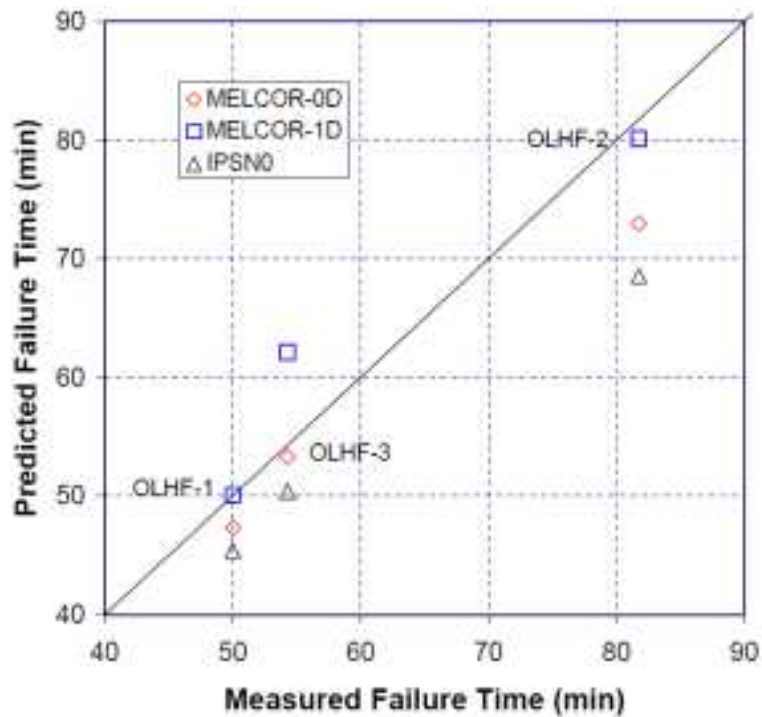


Figure 1-20. Comparison of predicted and measured failure times using the LMP and lifetime rule.

図 4.2.1-9 LMP 及び寿命基準を用いた計算と計測による破損時間の比較

b) 材料データ及び式の不確定性

LMP の係数（または破損までの時間）及び降伏応力の相関は、計測データへのフィッティングにより得られる結果である。式 (4.2.1-5) (4.2.1-5) に示される通り、フィッティングにはある誤差を伴うが、それがデータのばらつきやフィッティングの良好さを示している。MELCOR-1D モデルについて、これらばらつきに由来する破損時間の予測値の感度を標準偏差を指標として評価を行った。結果として、破損時間のばらつきは非常に大きいものの（図 4.2.1-10）、予測値と試験の破損時間は式 (4.2.1-5) の誤差内に納まっている。

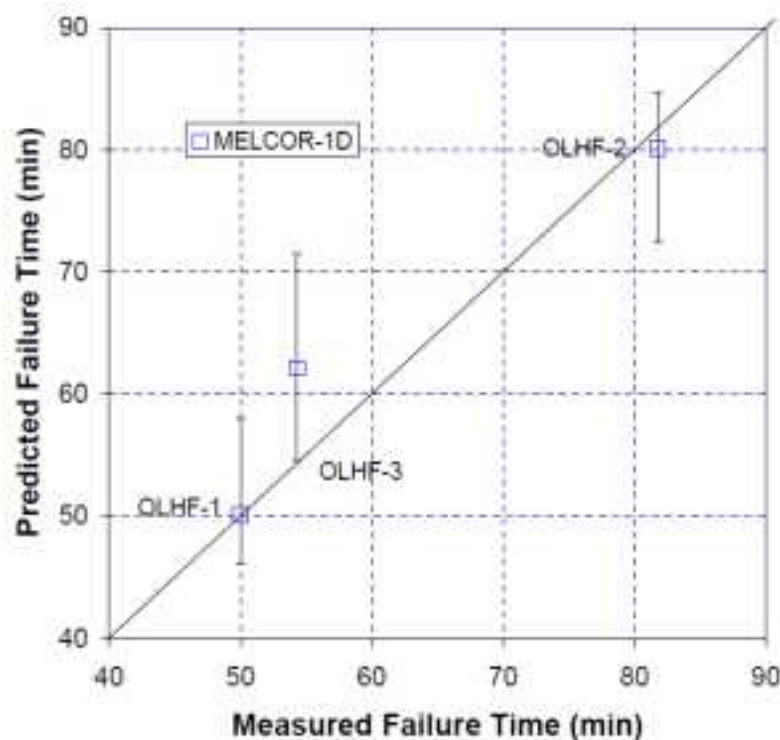


Figure 1-23. Time-to-failure correlation fit to available data.

図 4.2.1-10 予測と試験の破損時間の相関

c) 簡易モデルによって評価された応力

MELCOR-1D モデルによって計算された応力及び国際ベンチマーク計算の参加者による計算応力について、OLHF-1 試験の容器内壁及び外壁に対する結果をそれぞれ図 4.2.1-11 及び図 4.2.1-12 に示す。3 種類の熱膨張係数が使用されたが、破損時間はそれには依存していないものの、応力値については 2 倍程度の大きな差異が見られる場合があった。

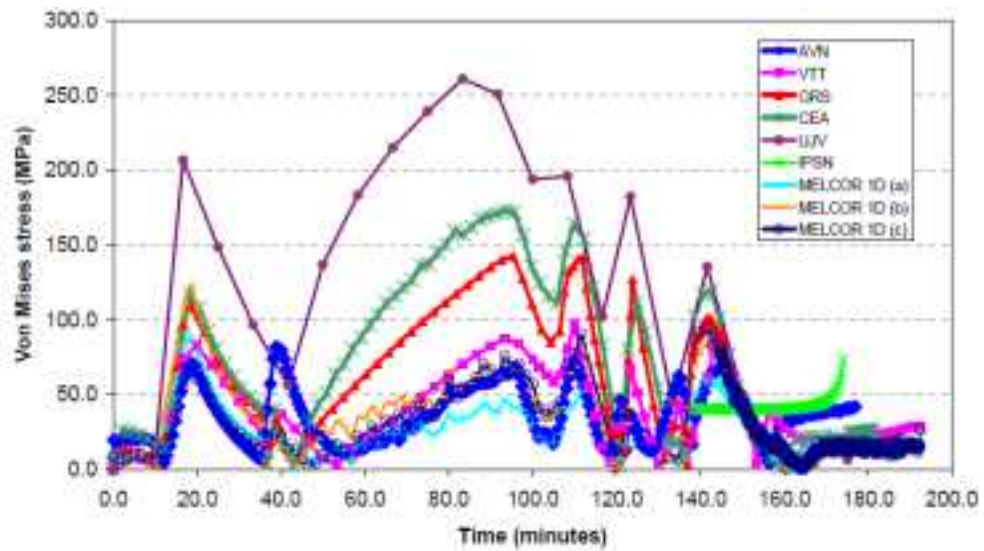


Figure 1-24. Von Mises stress at $\theta = 90^\circ$ and longitude $\phi = 0^\circ$ on the inside of the vessel for a) expansion coefficient $= .000015 \text{ K}^{-1}$, b) expansion coefficient $= .00002 \text{ K}^{-1}$, c) expansion coefficient from benchmark specifications.

図 4.2.1-11 $\theta=90^\circ$ 、 $\phi=0^\circ$ の内壁の相当応力

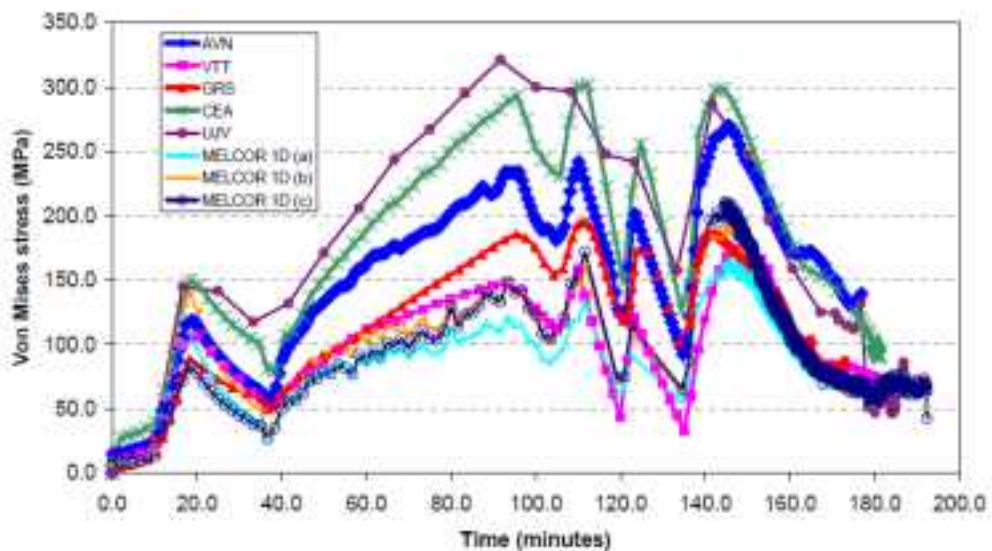


Figure 1-25. Von Mises stress at $\theta = 90^\circ$ and longitude $\phi = 0^\circ$ on the outside of the vessel for a) expansion coefficient $= .000015 \text{ K}^{-1}$, b) expansion coefficient $= .00002 \text{ K}^{-1}$, c) expansion coefficient from benchmark specifications.

図 4.2.1-12 $\theta=90^\circ$ 、 $\phi=0^\circ$ の外壁の相当応力

d) 容器変形の計算

各試験に対して IRSN モデルを用いて容器の板厚を推定した結果を図 4.2.1-13 に示す。IRSN モデルによって計算された容器板厚は試験結果を良く再現できていることが分かる。

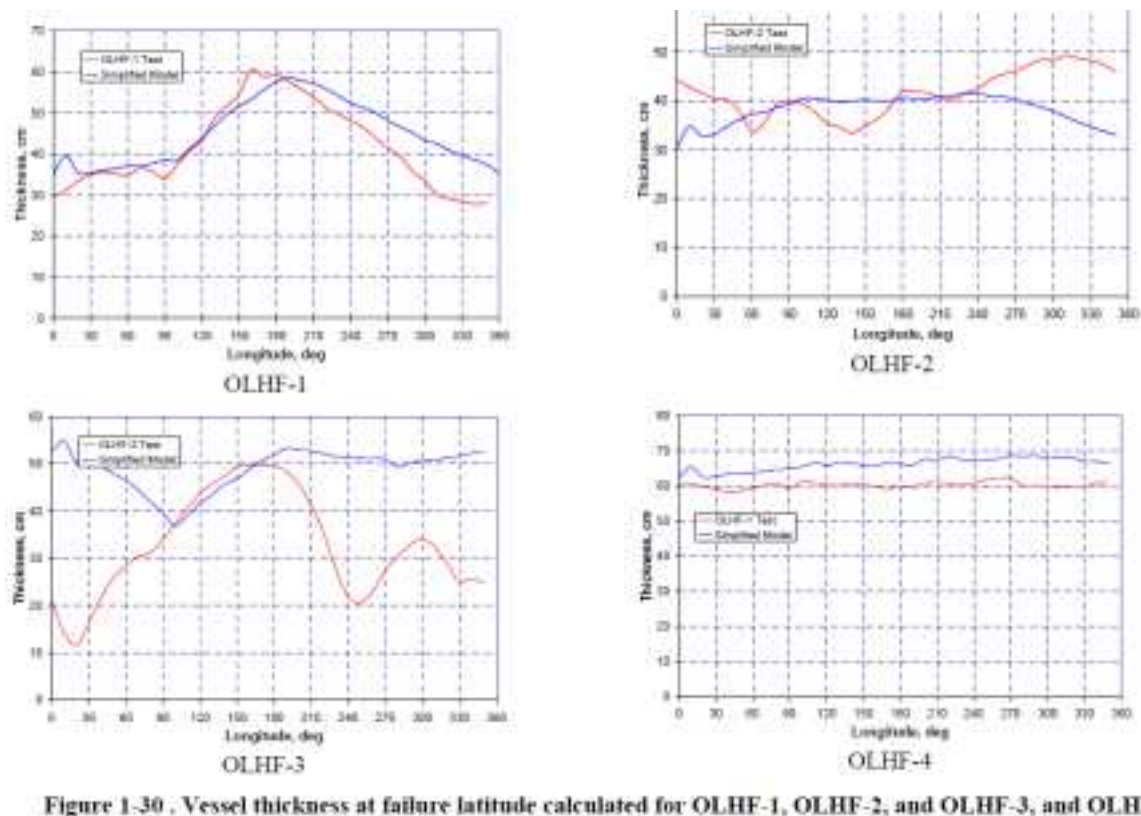


Figure 1-30 . Vessel thickness at failure latitude calculated for OLHF-1, OLHF-2, OLHF-3, and OLHF-4

図 4.2.1-13 破壊した緯度位置の計算された板厚

6) OLHF-1 試験の 3 次元有限要素解析 (第 2 章)

(a) 概要

OLHF の目的は、解析的評価のため、SA 条件下における原子炉下部ヘッドの変形及び破損に対する試験データベースを提供することである。このデータベースは、容器表面の温度履歴、圧力及び容器の変形といった時間依存変数、並びに試験前後の表面マップデータ（容器厚さを含む）から構成される。OLHF 試験においては、解析条件等を設定するため、試験結果の特徴が十分に理解、解明されるレベルになるよう測定されている。

以前の試験プログラムでは、SA 条件を基にした容器破損について調査した。しかし、OLHF プログラムでは、容器壁の板厚方向において大きな温度差が生じる低圧力試験のデータを提供する。低い圧力下の試験データは、減圧状態（アクシデントマネジメントシナリオが主な対象）の分析に必要である。低い圧力では、破損が、材料特性が与えら

れている範囲以上の温度で起きる可能性がある。OLHF プログラムの試験を特徴づけている大きな温度差がある方が、SA 条件により合致していると考えられるが、これが外表面への応力再配分につながるため、解析による寿命予測をより複雑にする。

(b) 有限要素モデル

解析には Abaqus 5.8 を用いた。使用した要素は、15 節点要素、及び 20 節点の低減積分要素であり、要素数は 1,296、節点数は 6,165 であった。境界条件として、容器頂部の節点を x、y、z 方向に拘束した。解析には大変形理論を用いた。圧力荷重は試験値にしたがって設定した。

a) 温度場

温度場は OLHF データ (OLHF-1) を用いて内壁及び外壁間で線形内挿した。図 4.2.1-14 に、計算に用いた経線 $\phi=0^\circ$ 及び緯度 70° における温度分布をそれぞれ示す。

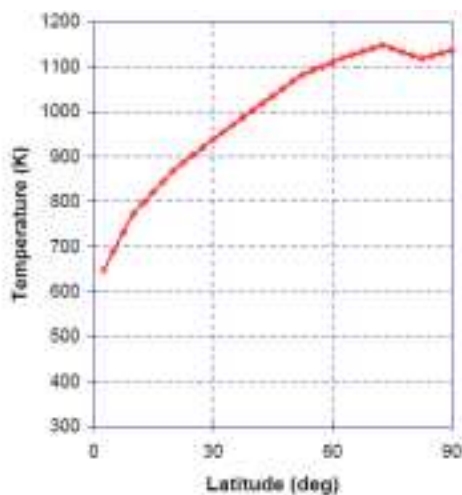


Figure 2-2. Temperature profile along longitude = 0 at 160 min (outer surface).

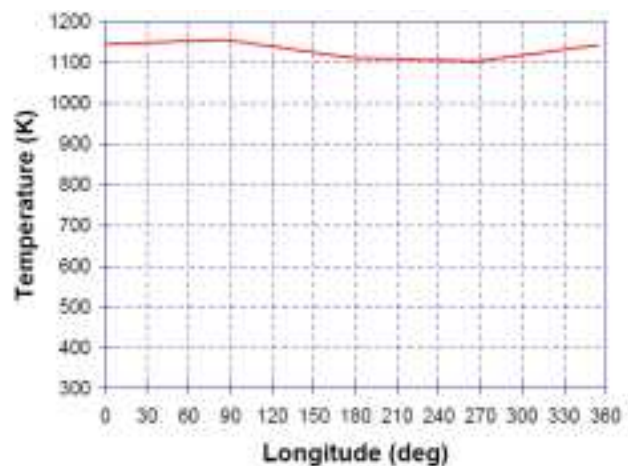


Figure 2-3. Temperature profile along latitude = 70 at 160 min (outer surface).

図 4.2.1-14 経線 $\phi=0^\circ$ 及び緯度 70° における温度分布

b) 材料特性

全ての物性値、すなわち、熱物性、ヤング率、降伏応力等の機械的特性は OLHF-1 ベンチマークで用いられたそれを適用した。ただし、温度は線形内挿を用いたので、熱伝導率、比熱は用いていない。さらに、熱膨張係数において、相変態の効果を考慮に入れていない。容器壁が相変態域を通過するときに容器変形の減速や反転が OLHF 試験では観測されている¹³⁹。

(c) 結果

図 4.2.1-15 に平面 (0° - 180°) の容器外形を示すとおり、容器外形について計算値と

実測値の比較を行い、解析が非対称な実測値を正確に予測できることを示した。

解析が十分により精度で行えることを踏まえ、相当応力及び相当塑性ひずみ、並びに厚さ分布を求めた。それらの結果について、容器中心の要素（緯度 $\theta=90^\circ$ ）の相当応力、容器中心の要素（緯度 $\theta=90^\circ$ ）の塑性相当ひずみの時間変化、及び相当応力コンターをそれぞれ図 4.2.1-16、図 4.2.1-17 及び図 4.2.1-18 に示す。また、経線及び緯線に沿った厚さの分布を図 4.2.1-19 示す。

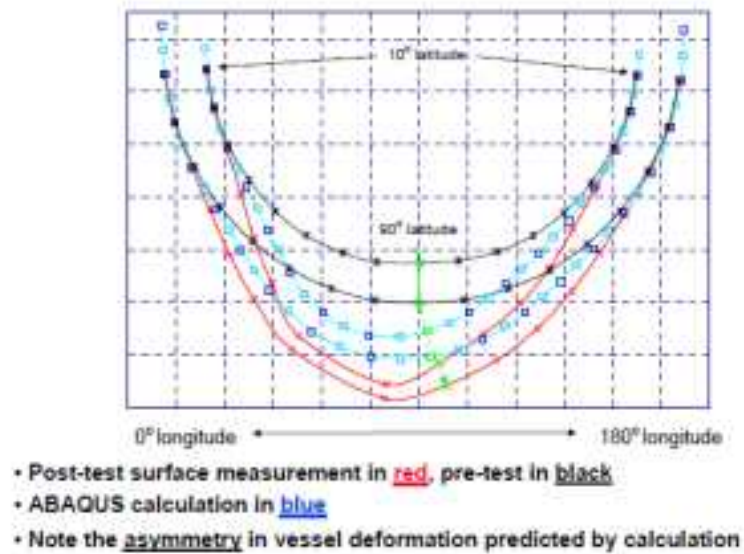


Figure 2-9. Projection of vessel profile in asymmetric plane (0° to 180°)

図 4.2.1-15 非対称平面（ 0° - 180° ）の容器外形

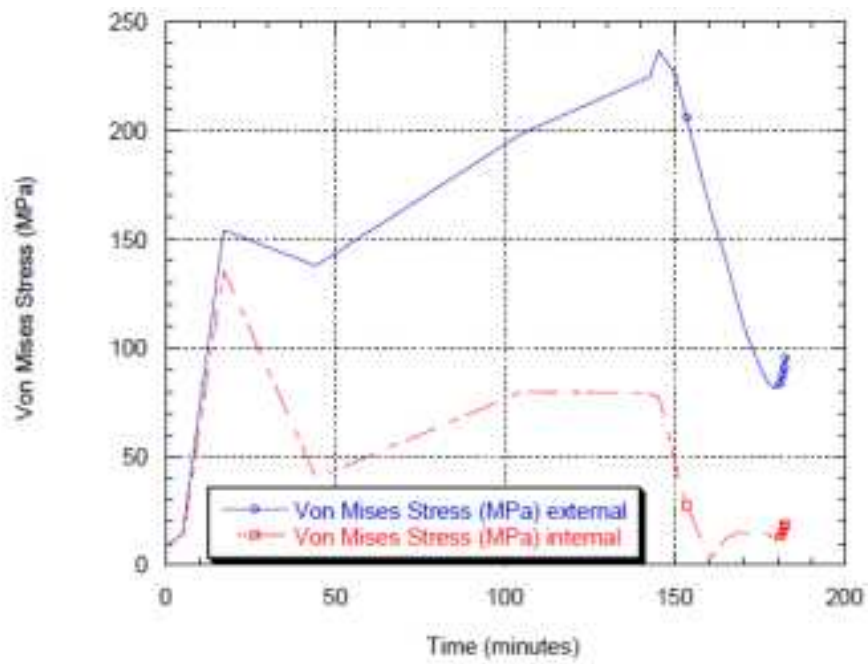


Figure 2-11. Von Mises stress in central elements.

図 4.2.1-16 容器中心の要素の相当応力

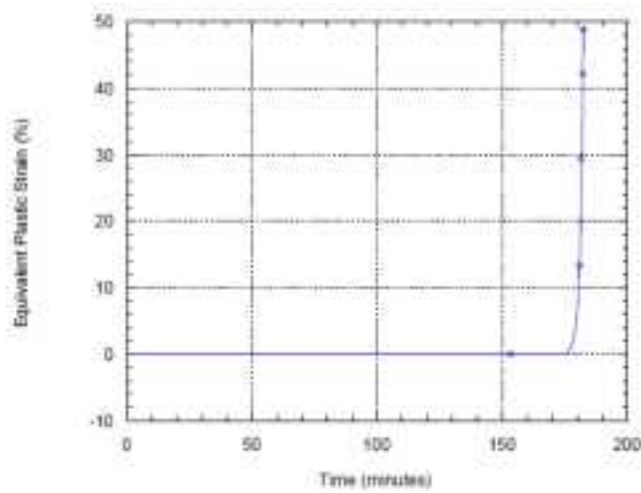
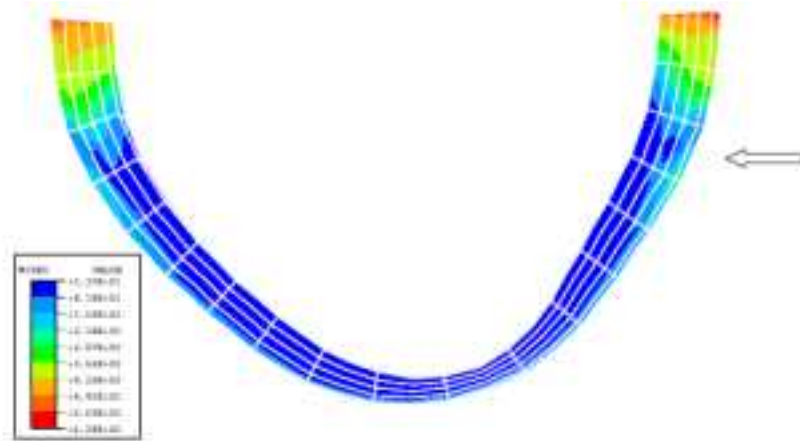
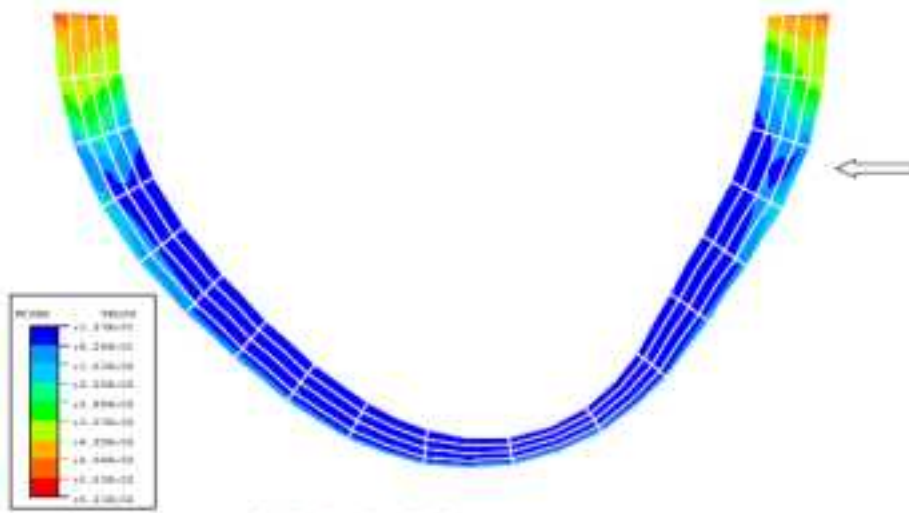


Figure 2-13. Equivalent Plastic Strain in the central elements. (in central elements, latitude = 90°, internal side)

図 4.2.1-17 容器中心の要素の相当塑性ひずみ



a) latitude=0°.



b) latitude=failure

Figure 2-15. Von Mises stress contour.

図 4.2.1-18 相当応力コンター

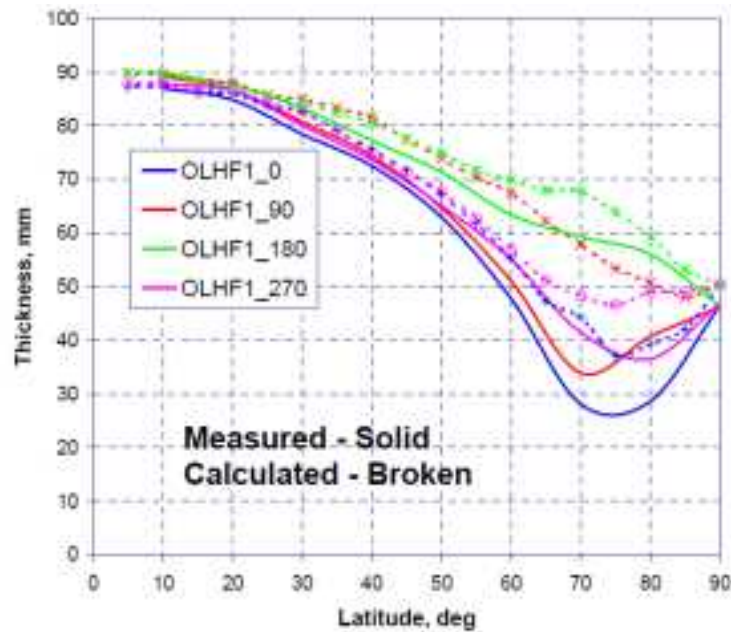


Figure 2-19. Thickness profiles along longitudes.

図 4.2.1-19 経線に沿った厚さ分布

(d) 本文献のまとめ

計測された試験前の表面マップ及び温度データを用いて、OLHF-1 試験の 3 次元有限要素解析が行われた。計算結果を実測値と比較することにより、モデルの妥当性等に関する評価が行われた。

解析により求められた破損時間は、加熱速度が小さいほど実測との差異が拡大する傾向がある。これは、高い温度域のデータが入手し、クリープ構成則の係数最適化することにより改善される可能性がある。また、容器壁の温度が相変態域を通過する際、容器変形の減速や反転が観測されていることから、解析で相変態を考慮することによって、破損時間の予測精度の改善につながる可能性がある。

本プログラムでは、材料特性（降伏応力、ヤング率及びクリープ特性等）に関する感度解析は実施されておらず、今後の課題であるといえる。

(2) 電力中央研究所 研究報告書 Q11012¹⁴⁰

1) 題名

改良 9Cr-1Mo 鋼の高温破壊の統一的モデル化の試み

2) 発行年

2012 年

3) 著者

著者名：高橋 由紀夫

所属：電力中央研究所 材料科学研究所

4) 要旨

目的は、火力発電プラントで多用される代表的な耐熱鋼である改良 9Cr-1Mo 鋼 (Grade91) の母材と溶接継手について、コンパクトテンション (以下、「CT」という) 試験片を用いて実施された亀裂進展試験の結果を整理し、既存の試験結果¹⁴⁾と合わせて幅広い多軸応力状態下での破壊力学パラメータ特性を統一的に表現できる手法を開発することである。

これまでの研究で得られているクリープ J 積分、いわゆる C* (クリープ状態での亀裂先端応力場と亀裂進展速度を支配すると考えられている破壊力学パラメータ) と、亀裂進展速度 da/dt の関係を比較したところ、特に溶接継ぎ手に置いて顕著な温度依存性がみられることが確認された。また、C*と C*/(da/dt) の関係において活性化エネルギーを用いた補正項を導入することにより、各温度下での挙動を統一的に表現できることを明らかにした。

クリープ J 積分や亀裂進展速度とローカルな破壊挙動の関係を破壊力学理論と有限要素解析によって明らかにした後、破壊に対するひずみエネルギー密度の温度と非弾性ひずみエネルギー速度に対する依存性を求めた。これを母材の環状切欠き付丸棒試験片や溶接継手丸棒試験片に対して、これまでに得られている結果と比較したところ、CT 試験片ではこれらに比べてさらに小さいひずみエネルギー密度で破壊していることが確認された。さらに、これらの試験における 3 軸度 (3 垂直応力の和/相当応力) が大きく異なることを考慮し、温度、非弾性ひずみエネルギー速度及び応力 3 軸度をパラメータとして、これらの結果を統一的に表現できる評価式を導いた。

最終的に、得られた式によって予測される延性低下率を既存評価式による推定結果と比較したところ、既存評価式では高温、長時間条件で延性を過大評価する傾向が認められた。

5) 理論的考察

相当応力と相当非弾性ひずみ速度の関係が以下のべき乗則に従う材料を考える。

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n$$

(4.2.1-6)

ここで、 $\dot{\epsilon}_0$ 、 σ_0 、 n は材料定数である。

亀裂先端近傍の相当応力と相当非弾性ひずみ速度は、クリープ J 積分 C*を用いて以下

の式で与えられる。

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \dot{\epsilon}_0 \left[\frac{C^*}{\sigma_0 \epsilon_0 I_n r} \right]^{\frac{n}{n+1}} \{\bar{\sigma}(\theta, n)\}^n \quad (4.2.1-7)$$

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 \left[\frac{C^*}{\sigma_0 \epsilon_0 I_n r} \right]^{\frac{1}{n+1}} \bar{\sigma}(\theta, n) \quad (4.2.1-8)$$

ここで、 r と θ は亀裂先端を原点とする極座標系での座標、 I_n は n に依存する定数、 $\bar{\sigma}(\theta, n)$ は $0 \leq \theta \leq \pi$ の範囲でその最大値が 1 となる規格化された関数である。

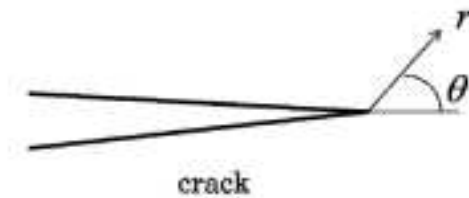


図 1 き裂先端の座標系
Figure 1 Coordinate system around crack tip

図 4.2.1-20 亀裂先端の座標系

単位体積当たりの非弾性ひずみエネルギー速度は、相当応力と相当非弾性ひずみ速度の積として次式で与えられる。

$$\dot{W} = \frac{C^*}{I_n r} \{\bar{\sigma}(\theta, n)\}^{n+1} \quad (4.2.1-9)$$

亀裂先端部で連続的に破壊が起こっていることを考慮すれば、微小要素の破壊までに必要な体積当たりの非弾性ひずみエネルギーは次式で与えられる。

$$W_f = \int_{r_0}^{r_c} \frac{C^*(r)}{I_n r} dr \quad (4.2.1-10)$$

ここで、 r_c は着目する微小領域が有意な損傷を受け始める位置の亀裂先端からの距離、 r_0 はその時点で破壊とみなしうる亀裂先端からの距離である。この間で C^* を一定とみなして、式 (4.2.1-10) を積分すると、次式が得られる。

$$W_f = \frac{C^*}{I_n} \ln(r_c / r_0) \quad (4.2.1-11)$$

さらに、一定の非弾性ひずみエネルギー速度で材料を破壊までに至らせるのに必要なエネルギー密度（以下、「破壊エネルギー」という）を非弾性エネルギー速度の関数と考え、相当非弾性ひずみ速度と破壊エネルギーの分数を取ってその積分によってクリープ損傷が蓄積すると考えれば、破断時に1となるクリープ損傷 D_c に対して次の式が得られる。

$$D_c = \int_0^{t_f} \frac{\dot{W}}{W_f} dt \quad (4.2.1-12)$$

ここで、 t_f は注目する部位が負荷を受け始めてから破壊するまでの時間である。 W_{f0} 、 \dot{W}_0 、 m を定数として、 W_f 、 \dot{W}_0 の間に最も簡単で単軸応力状態でのクリープ疲労評価でも採用している以下のべき乗則を仮定する。

$$\frac{W_f}{W_{f0}} = \left(\frac{\dot{W}}{\dot{W}_0} \right)^m \quad (4.2.1-13)$$

式 (4.2.1-12) に式 (4.2.1-13) 及び式 (4.2.1-9) を代入し、近似的に C^* 一定状態での定常的な亀裂進展を仮定すると、次式が得られる。

$$D_c = \left(\frac{C^* \{\bar{\sigma}(\theta, n)\}^{n+1}}{I_n} \right)^{1-m} \frac{\dot{W}_0^m}{W_{f0}^m} \int_0^{t_f} r^{m-1} dt \quad (4.2.1-14)$$

積分を実施した後、亀裂進展に伴って亀裂先端までの距離が小さくなること、すなわち、

$$\frac{dr}{dt} = -\frac{da}{dt} \quad (4.2.1-15)$$

を考慮したうえで、破壊時には $D_c=1$ となる条件を付与すると、

$$\left(\frac{C^* \{\bar{\sigma}(\theta, n)\}^{n+1}}{I_n} \right)^{1-m} \frac{\dot{W}_0^m}{W_{f0}} \frac{1}{da/dt} \frac{r_c^m - r_0^m}{m} = 1 \quad (4.2.1-16)$$

が得られる。これより、

$$\frac{da}{dt} = \left(\frac{C^* \{\bar{\sigma}(\theta, n)\}^{n+1}}{I_n} \right)^{1-m} \frac{\dot{W}_0^m}{W_{f0}} \frac{r_c^m - r_0^m}{m} \quad (4.2.1-17)$$

が導ける。これを書き直すと、

$$\frac{C^*}{da/dt} = \frac{C^{*m}}{\left[I_n / \{\bar{\sigma}(\theta, n)\}^{n+1} \right]^{m-1}} \frac{W_{f0}}{\dot{W}_0^m} \frac{m}{r_c^m - r_0^m} \quad (4.2.1-18)$$

が得られる。一方、ここで、

$$k = \frac{C^* / (da/dt)}{C^{*m}} \quad (4.2.1-19)$$

という定数を導入すると、

$$\frac{W_f}{W^m} = \frac{W_{f0}}{W_0^m} = \chi k \quad (4.2.1-20)$$

$$\chi = \frac{r_c^m - r_0^m}{m \left[I_n / \{\dot{\sigma}(\theta, n)\}^{n+1} \right]^{1-m}} \quad (4.2.1-21)$$

なる関係式が得られる。ここで、 χ に含まれる変数の多くは定数 n への依存度が低い定数で、 r_c と r_0 も C^* や材料の変形特性に大きくは依存しないと見なせるため、 χ は定数に近い特性を持っていると考えられる。そのため、 \dot{W} と W_f の関係を式 (4.2.1-13) のようにべき乗関数で表した場合、この関係は C^* と $C^*/(da/dt)$ の関係と同一の指数を持ち、 χ の値が与えられると、 C^* と $C^*/(da/dt)$ の関係を \dot{W} と W_f の関係に置き換えることが可能であることが示唆される。 χ の値は r_c と r_0 を除けば、平面ひずみと平面応力のそれぞれに対する HRR 特異場の数値解から推定することができる。特定の CT 試験片に対して理論的に係数 χ を決定することは難しく、次節以下では改良 9Cr-1Mo 鋼を対象に実施された試験データを収集し、式 (4.2.1-19) の関係を確定した後、有限要素解析によって推定される χ の値を用いて、非弾性ひずみエネルギー速度と破壊エネルギーの関係性を推定する。

6) 亀裂進展試験データの評価

(a) 概要

改良 9Cr-1Mo 鋼に対して、これまでに CT 試験片を用いて実施された多数のクリープ亀裂進展試験の C^* - da/dt 関係データを比較し、温度依存性を検討した。表 4.2.1-5 にはこれらの試験で使用された材料の化学成分と熱処理条件を示す。J-R 試験を除き、荷重一定のクリープ亀裂進展試験では、クリープ J 積分 C^* は ASTM 規格推奨の次式で評価され、これと亀裂進展速度 da/dt との対応が調べられている。

$$C^* = \frac{P\dot{u}}{B_N(W-a)} F(a/W)$$

$$F(a/W) = (2 - 0.5221 - a/W) \quad (4.2.1-22)$$

ここで、 P は荷重、 \dot{u} は荷重線変位速度、 B_N は試験片の正味厚さ、 W と a は荷重線から測定した試験片幅と亀裂長さである。変位制御で実施された J-R 試験においては、亀裂進展量 Δa と J 積分との関係が数式で与えられており、 C^* と J の簡易評価式間の変換関係を考慮して、以下の式で C^* と da/dt の関係に変換した。

$$C^* = \frac{\Delta J (W - a_0) F(a/W)}{\Delta t (W - a) F(a_0/W)}$$

$$a = a_0 + \Delta a(J)$$

(4.2.1-23)

ここで、 a_0 は初期亀裂長さである。

表 4.2.1-5 供試材の比較

(a) Chemical composition (wt %)

Source	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Cu	Ni	Al	Nb	N
Miura et al. ¹⁸⁾ (J-R)	0.08	0.34	0.49	0.005	0.004	8.34	0.89	0.23	0.02	0.09	0.008	0.007	0.05
Miura et al. ¹²⁾ and Yamamoto et al. ¹³⁾	0.10	0.35	0.43	0.012	0.001	8.53	0.98	0.20	0.02	0.05	0.012	0.03	0.048
JSMS ¹⁴⁾	0.09	0.24	0.44	0.003	0.001	8.78	0.94	0.21	-	0.04	0.013	0.03	0.054

(b) Thickness and thermal treatment

	Thickness	Normalizing	Tempering
Miura et al. ¹⁸⁾ (J-R)	20mm	1050C X 10min	770C x 60min
Miura et al. ¹²⁾	41mm	1053C X 60min	780C x 65min
Yamamoto et al. ¹³⁾	30mm	1053C X 60min	780C x 65min
JSMS ¹⁴⁾	50mm	1060C X 90min	760C x 60min

(b) 母材試験片に対する評価結果

図 4.2.1-21 に改良 9Cr-1Mo 鋼の母材試験片で得られた C^* - da/dt 関係の比較を示す。550°Cでの結果は他の温度での結果に比べて、 da/dt が低い傾向を示しており、温度依存性を無視できないことを示している。図 4.2.1-22 に、破壊エネルギーと関係の深い $C^*/(da/dt)$ の値を非弾性ひずみエネルギー速度に関連する C^* に対してプロットし直した結果を示す。また、温度依存性の統一的表現を目指すため、平滑丸棒や切欠き付丸棒の破断特性を表すために用いた温度関数 $\exp(Q/RT)$ を C^* に乗じた結果を図 4.2.1-23 に示す。ここで、 R は気体定数 (=8.31J/mol/K)、 T は絶対温度 (K) である。また、 Q は活性化エネルギーであり、BCC 型鉄中の原子の自己拡散に対する値で平滑丸棒や切欠き付丸棒に対する適用性が確認されている $Q=200J/mol$ を適用した。全般的にばらつきの範囲が減少していることが分かる。なお、 $C^*/(da/dt)$ は一定ではなく、 $C^*\exp(Q/RT)$ との関係が正の指数を持ったべき乗で表されているのは、変形速度が小さいほど、クリープ損傷の影響で破断延性が小さくなることを表している。ここで、べき乗則

$$\frac{C^*}{da/dt} = \alpha \left\{ \frac{C^*}{C_0^*} \exp(Q/RT) \right\}^m \quad (4.2.1-24)$$

が成立すると仮定すると、 C^* と da/dt の関係は次式で書き直すことができる。

$$\frac{da}{dt} = \frac{C^{*(1-m)} C_0^{*m}}{\alpha \{ \exp(Q/RT) \}^m} \quad (4.2.1-25)$$

図 4.2.1-23 においてはバラつきのほぼ中央にあり、直線性も良い 650℃でのデータに対する回帰分析により以下の定数が得られた。

$$\alpha = 1 \text{MPa}$$

$$C_0^* = 1.59 \times 10^{-8} \text{ N/mm/h}$$

$$m = 0.366$$

これらの値を用いて式(4.2.1-25)で各データをプロットした結果を図 4.2.1-24 に示す。この図から、直線から大きく離れた 1 つの試験の結果や初期のテール部分を除けば、比較的狭い範囲で全データを整理できており、活性化エネルギーに基づいた温度依存性の考慮が CT 試験片での亀裂進展挙動に対しても有効であることを確認できる。

ここで、 da/dt と C^* の単位をそれぞれ、 mm/h 、 N/mm/h とすると、 $C^*/(da/dt)$ の上限も考慮した亀裂進展速度評価式は以下の通りである。

$$\frac{da}{dt} = \max \left\{ \frac{714 C^{*0.634}}{\{ \exp(200,000/8.31T) \}^{0.366}} - \frac{C^*}{800} \right\} \quad (4.2.1-26)$$

図 4.2.1-24 にこの式を図示しているが、亀裂進展開始直後の非定常的なデータを除くと、試験結果と良好に一致していることを確認できる。

本文献では、溶接継手試験片に対する評価も行われており、母材と同様に試験結果と一致する結果が得られている。

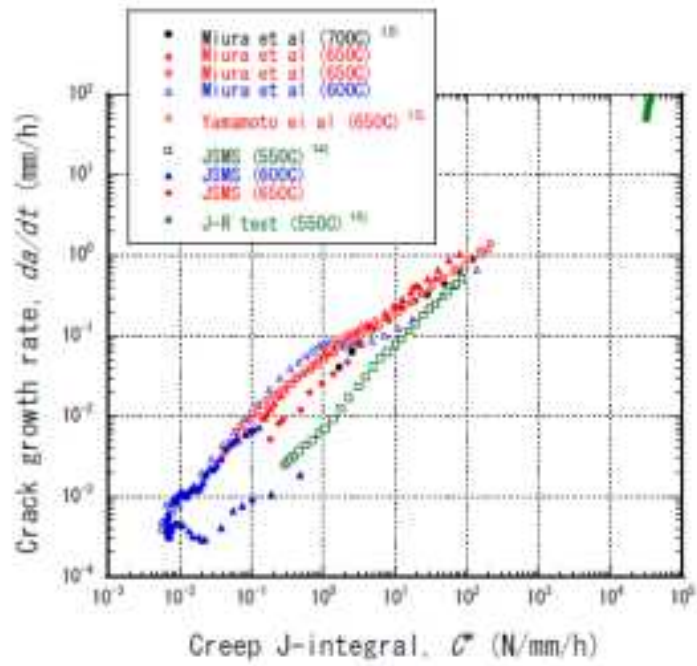


図 4.2.1-21 母材の C^* - da/dt 関係の比較

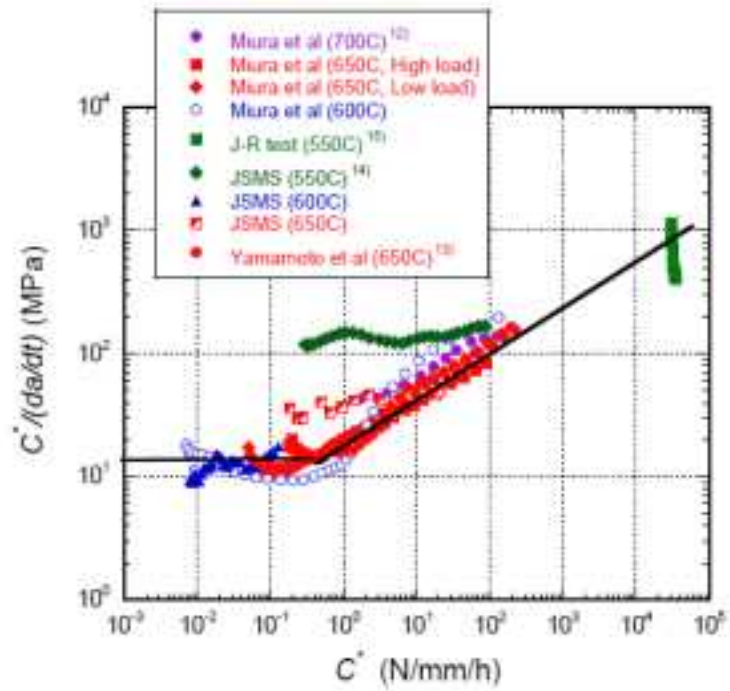


図 4.2.1-22 母材の C^* - $C^*/(da/dt)$ 関係の比較

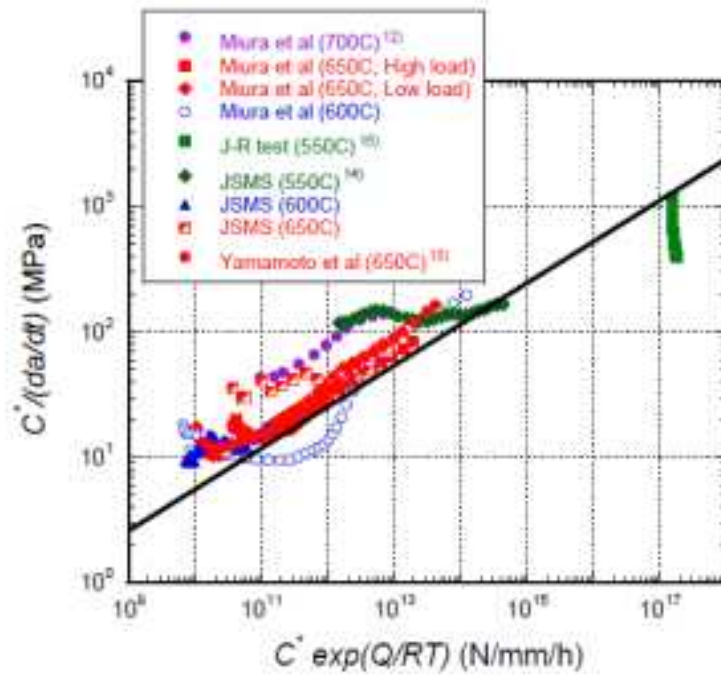


図 4.2.1-23 母材の $C^* \exp(Q/RT) - C^*/(da/dt)$ 関係の比較

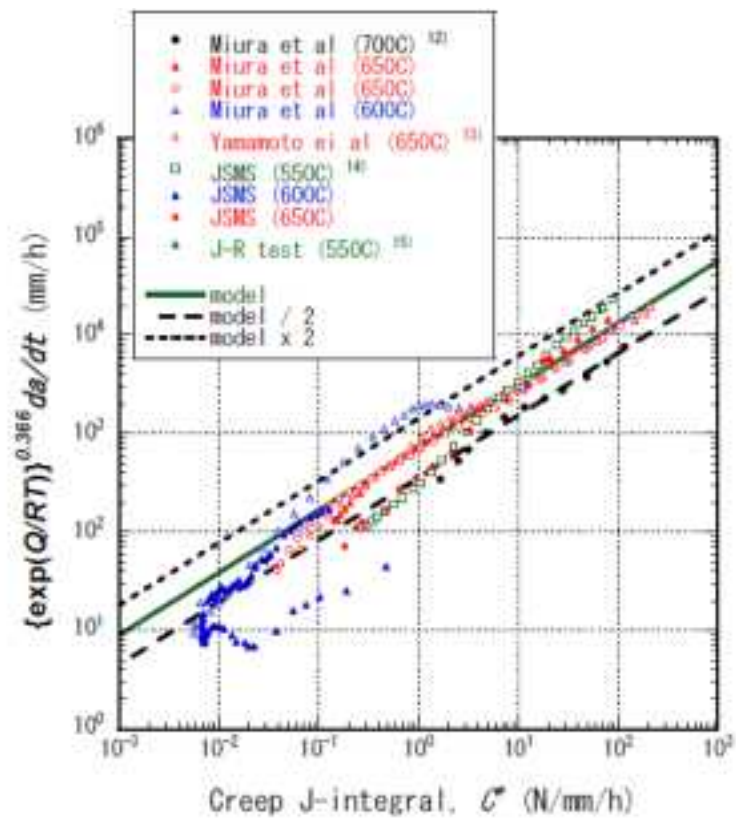


図 4.2.1-24 母材の $C^* - \{ \exp(Q/RT) \}^{0.366} (da/dt)$ 関係の比較

7) 有限要素解析

(a) 解析対象及び解析方法

解析対象は CT 試験片であり、以下の 3 つの試験を対象に解析した。

- (i) 母材、550°C
- (ii) 母材、650°C
- (iii) 溶接継手、550°C

有限変形・弾塑性クリープ解析を汎用有限要素解析プログラム MSC.MARC で実施した。モデル化は 3 次元で行い、六面体 1 次要素を使用した。改良 9Cr-1Mo 鋼クリープひずみ式は、表 4.2.1-6 に示す通り、1 次から 3 次までの項からなる単軸クリープひずみ式を用いた。有限要素モデルを図 4.2.1-25 に示す。亀裂進展は、電位差法によって得られた亀裂進展量と荷重点変位の関係に従って、節点解放法によって模擬した。なお、実験では進展量の板厚方向分布がみられたが、解析では一定の深さで亀裂前縁が進展することとした。

表 4.2.1-6 改良 9Cr-1Mo 鋼クリープひずみ式

$\epsilon_c = C_1 \ln(r_1 t + 1) + \dot{\epsilon}_m t + C_2 \{ \exp(r_2 t) - 1 \}$ <p> σ: Stress (MPa) t_r: Rupture time (h) ϵ_c: Creep strain (mm/mm) $\dot{\epsilon}_m$: Minimum creep strain rate (mm/mm/h) t: Time from start of test (h) </p>			
t_r	$10^{\min \left[\frac{48550 - 7316 \log(\sigma)}{T_{abr} - 34.1}, \frac{62870 - 13350 \log(\sigma)}{T_{abr} - 35.5} \right]}$		
$\dot{\epsilon}_m$	$0.0697 t_r^{-1.117}$		
C_1	$72.55 / \exp(0.0099 T_{abr}) t_r^{-0.336}$	r_1	$2.95 t_r^{-0.041}$
C_2	$0.00107 t_r^{-0.127}$	r_2	$6.54 t_r^{-0.042}$

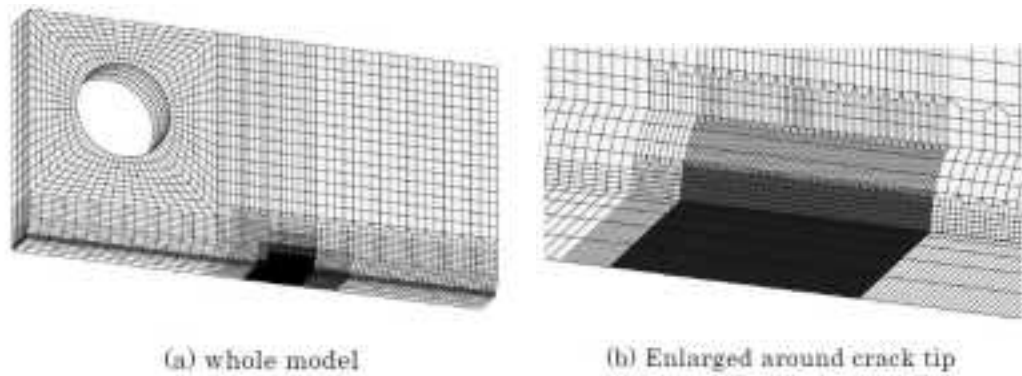


図 4.2.1-25 有限要素モデル

(b) 解析結果とその評価

初期亀裂先端からの距離 x が異なるいくつかの積分点について、亀裂進展に伴う非弾性ひずみエネルギーの変化を図 4.2.1-26 に示す。進展した亀裂の先端までの距離が 0.05mm より小さいと、特異性に支配され、急速に非弾性ひずみエネルギーが増大することが分かる。また、応力 3 軸度係数の変化を図 4.2.1-27 に示す。亀裂先端に近付くとともに徐々に増大し、 0.05mm 程度に亀裂先端が近づくと、平面ひずみ条件での HRR 場の値に近い 0.85 程度の値に変化することが確認できる。

式 (4.2.1-19) 及び式 (4.2.1-20) から、非弾性ひずみエネルギー速度 \dot{W} での破壊エネルギーは次の式で与えられる。

$$W_f = \frac{\chi C^{1-m}}{da/dt} \dot{W}^m \quad (4.2.1-27)$$

ここで、式 (7) を用いて、 $D_c=1$ を当該点の破壊条件とすれば、

$$\frac{da/dt}{\chi C^{1-m}} \int_0^{t_f} \dot{W}^{1-m} dt = 1 \quad (4.2.1-28)$$

が導かれ、最終的に次式が得られる。

$$\chi = \frac{da/dt}{C^{1-m}} \int_0^{t_f} \dot{W}^{1-m} dt \quad (4.2.1-29)$$

有限要素解析において積分点で得られた応力、クリープひずみの履歴から式 (4.2.1-29) の右辺の積分項を算出し、その積分点が破壊に至った直後の da/dt と C^* を用いて χ を計算

する。多数の積分点に対してこのように χ の値を計算した結果を図 4.2.1-28 に示す。 χ はある程度変動するものと考えられるが、 $\chi=1$ と仮定しても大きな誤差は生じないものと推定される。このことから、式(4.2.1-19)及び式(4.2.1-20)を考慮して、 $C^* - C^*/(da/dt)$ はそのまま $W-W_f$ 関係と見なすこととした。

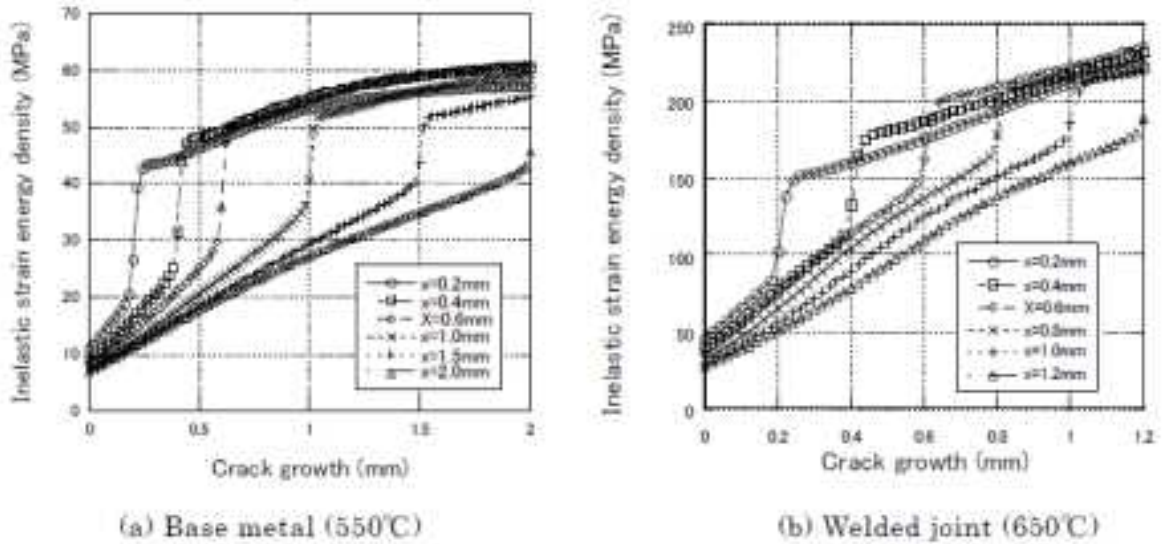


図 4.2.1-26 亀裂進展に伴う非弾性ひずみエネルギーの変化

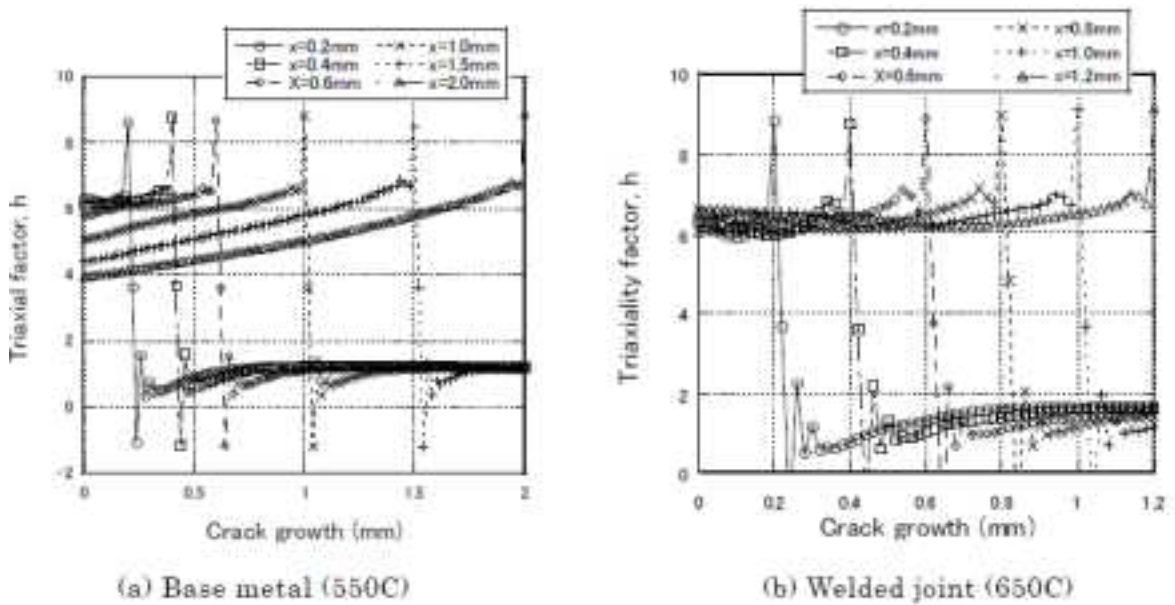


図 4.2.1-27 亀裂進展に伴う応力 3 軸度係数の変化

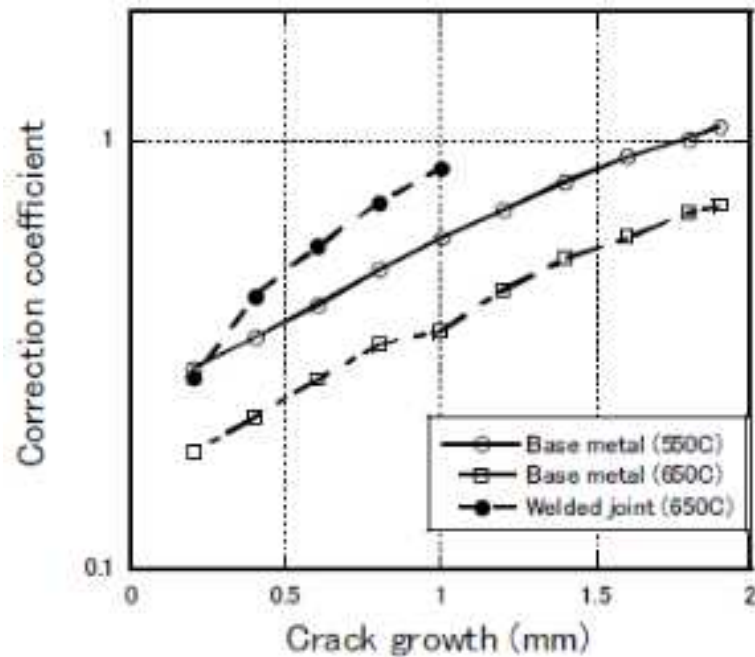


図 4.2.1-28 亀裂進展に伴う χ の変化

8) 破壊エネルギーの統一的表現

(a) 母材に対する評価

平滑丸棒試験片、環状切欠き付丸棒試験片、CT 試験片について、エネルギー速度と破壊エネルギーの関係を図 4.2.1-29 に示す。この図から、CT 試験片は、平滑丸棒試験片、環状切欠き付丸棒試験片に比べて、破壊エネルギーが低いことが分かる。これは、CT 試験片がほかの試験片よりも高い多軸性を有しているためと解釈できる。したがって、破壊エネルギーは非弾性ひずみエネルギー速度の関数として次式で求められる。

$$\begin{aligned}
 W_f &= \text{Min} [W_{f0}, A\Psi^B] \\
 \Psi &= \dot{W} \exp(Q/RT)
 \end{aligned}
 \tag{4.2.1-30}$$

ここで、 W_{f0} 、 A 、 B は 3 軸度 h によって変化するパラメータである。応力 3 軸度は、ほぼ、以下の通りである。

- ・平滑丸棒： $h=1.0$
- ・環状切欠き付丸棒： $h=2.5$
- ・CT 試験片： $h=5.0$

各試験片に対してこれらの値によって求められる破壊エネルギーを h の関数として内挿することにより、任意の応力 3 軸度に対する破壊エネルギーを推定することができ、次式が妥当な近似を与えることが分かった。

$$W_f = \text{Min} [W_{f0}, A / B^h]$$

$$W_{f0} = 4650 \exp(-0.447h)$$

$$A = 3.92\Psi^{0.209}$$

(4.2.1-31)

$$B = 9.27 / \Psi^{0.0547}$$

$$\Psi = \dot{W} \exp(200,000 / 8.31T)$$

この式による予測と試験結果との比較を図 4.2.1-30 に示す。切欠き材についてはやや過小評価の傾向が認められるものの、全般的には各試験片における破壊エネルギーが良好に表現されていることが確認できる。

なお本文献では、溶接継手試験片に対する評価も行われ、母材と同様に試験結果と一致する結果が得られている。

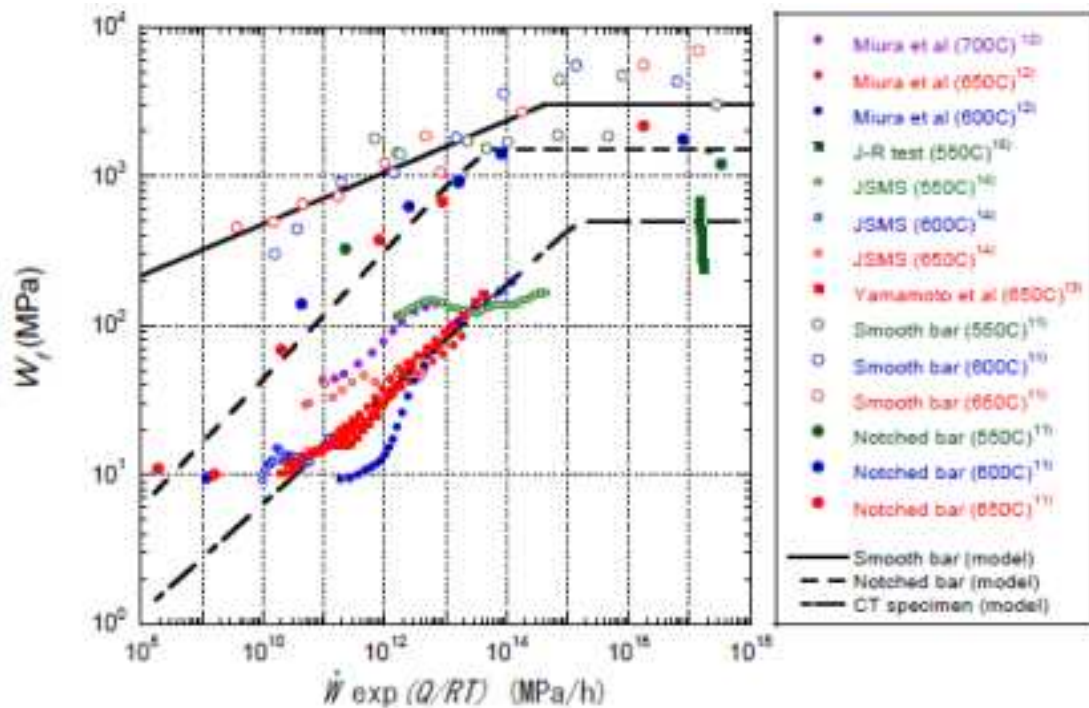


図 4.2.1-29 母材試験における $\dot{W} \exp(Q/RT)$ と W_f の関係

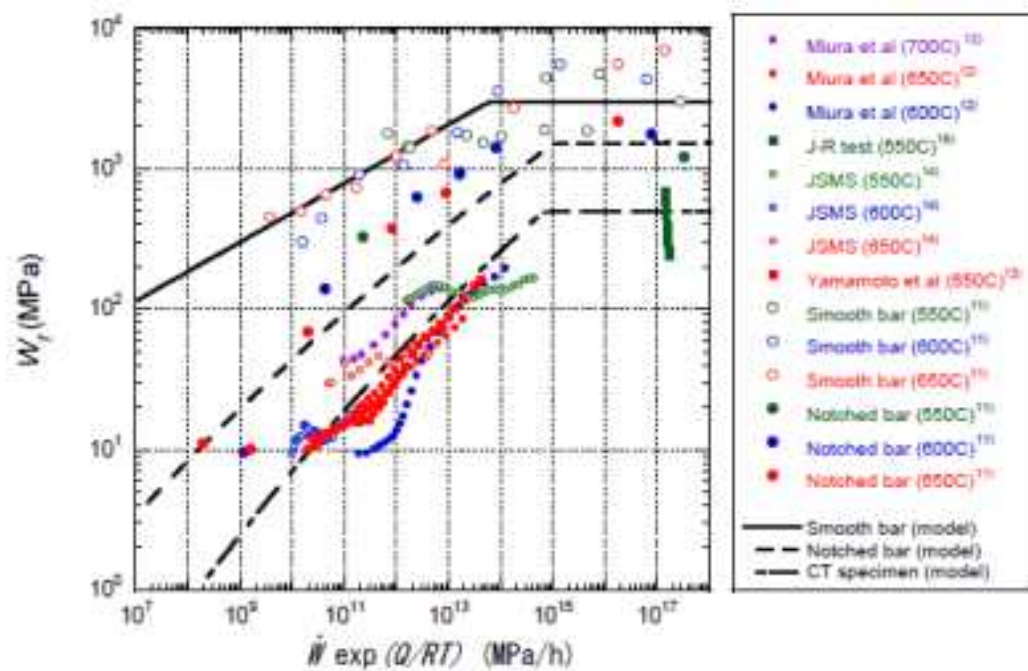


図 4.2.1-30 統一モデルと試験データの比較（母材）

(3) 電力中央研究所 研究報告書 Q10027¹⁴¹

1) 題名

環状切欠き試験片による耐熱鋼の多軸クリープ破壊挙動の評価

2) 発行年

2011 年

3) 著者

著者名：高橋 由紀夫

所属：電力中央研究所 材料科学研究所

4) 要旨

目的は、代表的な耐熱鋼について、単軸状態よりも高い静水圧応力や最大主応力を簡単に実現できる環状切欠き付丸棒を用いたクリープ試験を実施し、応力多軸性が破損寿命や破損延性に及ぼす影響を把握するとともに、高精度クリープひずみ式を用いた非弾性解析による寿命予測性を明らかにすることである。主な成果を以下に記す。

(a) クリープひずみ式の開発

Grade91、Grade122 及び 316FR 鋼の 3 種の耐熱鋼に対して、1 次クリープから 3 次クリープまでの総合的な変形挙動を高い精度で表現できるクリープひずみ式を開発し、汎用有限要素解析プログラムに実装した。Grade 122、650°C の例を表 4.2.1-7、図 4.2.1-31 に示す。低い応力ほど加速クリープが顕著に現れる特徴などを新たにモデル化することによって、精度の向上が得られた。

表 4.2.1-7 Grade 122 鋼におけるクリープひずみ式

$\epsilon_c = [1 + C_1 \cdot (\sigma + 0.001)^{-C_2}] \dot{\epsilon}_m t + C_3 \{ \exp [r_1 (t - t_0)] - 1 \}$ <p> σ: Stress (MPa) t_r: Rupture time (h) $\dot{\epsilon}_c$: Creep strain (mm/mm) $\dot{\epsilon}_m$: Minimum creep strain rate (mm/mm/h) t: Time from start of test (h) </p>			
t_r	$\text{Min}(t_{r1}, t_{r2})$ $t_{r1} = 10^{(70420 - 19227 \log(\sigma) / \sigma_{ref} - 4.17)}$ $t_{r2} = 10^{(28100 - 3991 \log(\sigma) / \sigma_{ref} - 1.99)}$		
t_0	$0.500 \exp(-103.34000 t_r \exp(-300000 / (3.1415 \cdot T_{ref})))$		
$\dot{\epsilon}_m$	$\text{Min}(0.10157 t_{r1}^{-1.19}, 0.7537 t_{r2}^{-1.40})$		
C_1	$0.0623 \sigma_{ref}^{-0.087}$	r_1	0.728
C_2	$0.001715 (\sigma_{ref} - t_{r0})^{0.2285}$	r_2	$6.152 (t_r - t_{r0})^{-0.077}$
(applicable temperature range: 550°C ~ 650°C)			

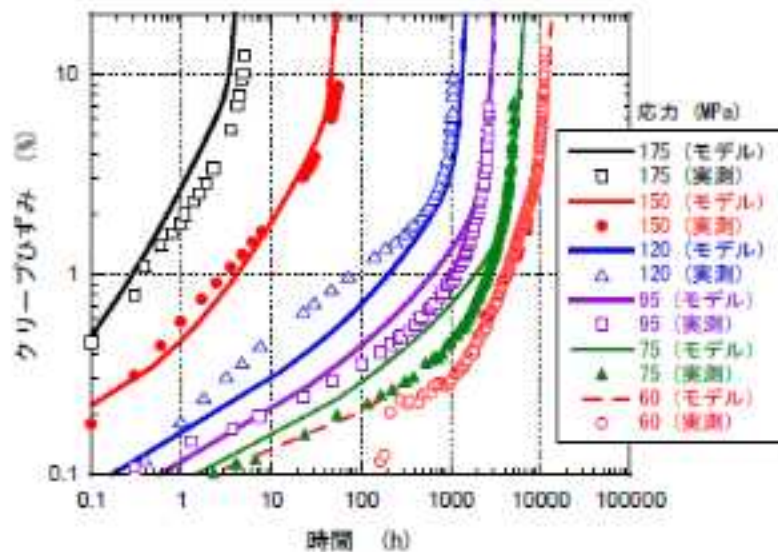


図 4.2.1-31 実測クリープ変形と予測結果の比較 (Grade 122、650°C)

(b) 切欠き試験片のクリープ試験結果

図 4.2.1-32 に平滑試験片と切欠き試験片のクリープ破断寿命の比較 (Grade91) を示す。断面積に作用する平均応力が同じ場合、変形に対する拘束効果によって、平滑試験片より切欠き試験片のほうが長寿命になった。また前述の(2)の文献と同様、活性化エネルギーの考え方を踏まえてモデル化した一例を図 4.2.1-33 に示す。破壊に必要なひずみエネルギー密度について、各種パラメータ (応力多軸性、変形速度、温度) に対する依存性を統一的に表現できることを示した。

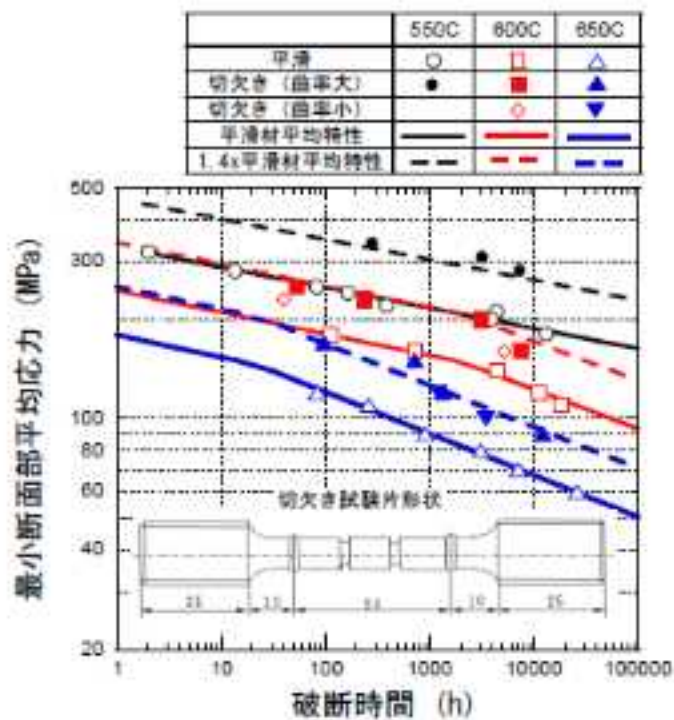
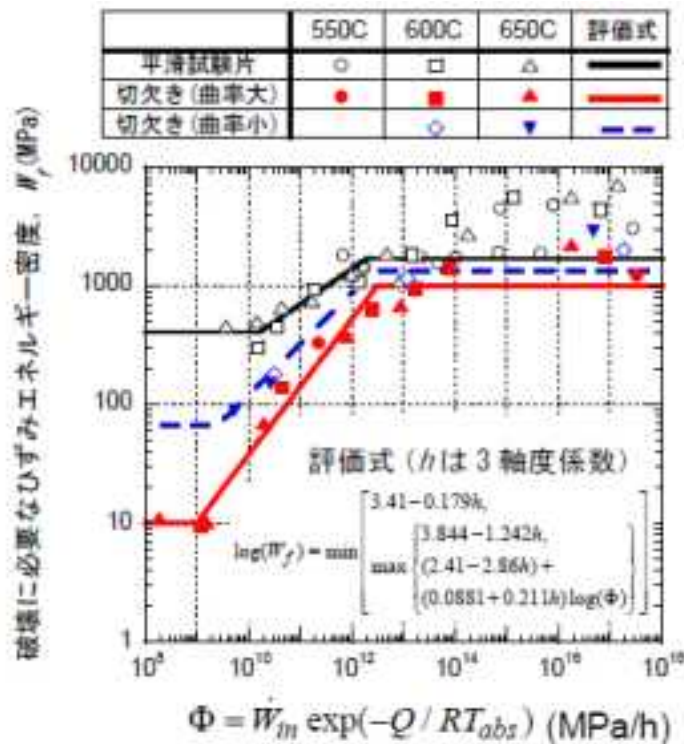


図 4.2.1-32 平滑試験片と切欠き試験片のクリープ破断寿命の比較 (Grade91)



$(\dot{W}_m$: エネルギー速度, T_{abs} : 絶対温度,
 $Q=200\text{kcal/mol/K}$, $R = 8.31\text{kcal/mol/K}$)

図 4.2.1-33 破損までのひずみエネルギー密度のモデル化 (Grade91)

(c) 寿命予測性の検討

切欠き材の破損寿命は、クリープひずみ式を用いた直接シミュレーションまたは参照応力を用いた簡易評価法によって良好な精度で推定できることが確認されている。直接シミュレーションとは、クリープ変形の全履歴を有限要素法で解析し、ひずみ制限値への到達をもって破損と判定する方法である。また、クリープ変形の進行しても相当応力が変化しない部位の寿命を評価することも可能である。図 4.2.1-34 に予測寿命と実験による破損寿命を比較した結果を示す。参照応力法により予測された寿命は、直接シミュレーションに比べてやや保守的ではあるが、いずれも妥当に寿命評価ができた。

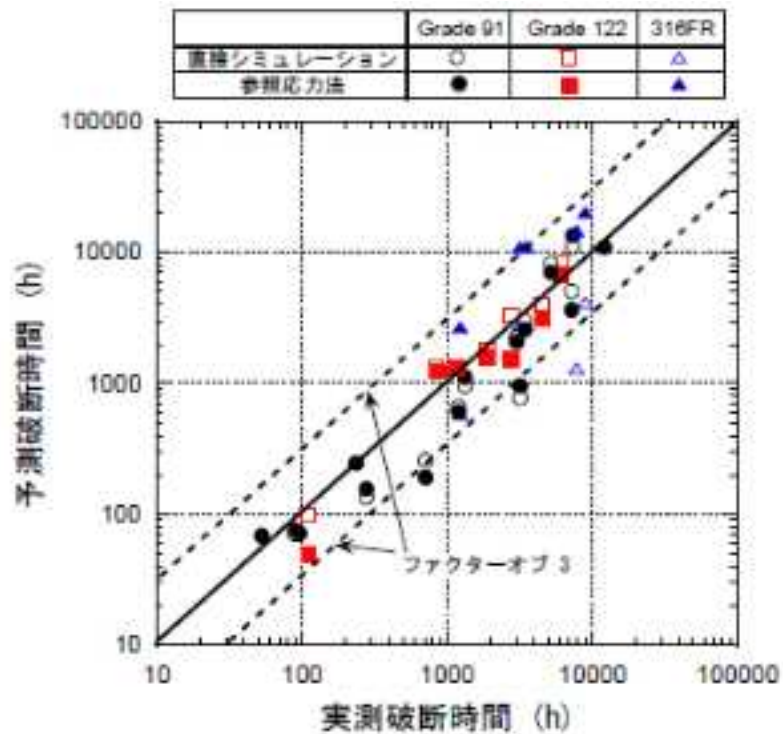


図 4.2.1-34 予測寿命と実験による破損寿命の比較

(4) An approach to numerical simulation and analysis of molten corium coolability in a boiling water reactor lower head¹⁴²

1) タイトル訳

BWR 下部ヘッドの溶融した炉心溶融物の冷却性についての数値的シミュレーション手法及び解析

2) 発行年

2009 年

3) 著者

著者名 : C.T. Tran., P. Kudinov, T.N. Dinh

所属: スウェーデン王立技術研究所、原子力安全部 (Nuclear Power Safety Division, Royal Institute of Technology, Sweden)

4) 要旨

本論文は、BWR 下部ヘッドにおいて、崩壊熱によって加熱される炉心溶融物プールの激しい自然対流による熱伝達及び相変化の計算を実用上可能にする有効熱伝達モデル

(Effective Convectivity Model: ECM) の開発と、その CFD への適用について述べられている。CFD に基づくシミュレーションにより、熔融燃料の流動挙動現象について詳細な分析が可能となっている。本論文では、SIMECO¹⁴⁷及び LIVE¹⁴⁸試験を含む試験データを対象に、相変化を考慮した有効対流モデル (Phase-change Effective Convectivity Model: PECM) の妥当性確認について報告されている。PECM を用いて、SA が進展している途中の BWR 下部ヘッドに対する熱荷重評価が行われ、安全性有効評価等に関連する検討が行われた。

5) 概要

本文献では、BWR 下部ヘッドにおける炉心溶融プールの冷却性や熱伝導等に関連する原子炉安全性の問題解決に向けた技術としての CFD の有効性が示されている。図 4.2.1-35 にその技術的アプローチを示す。

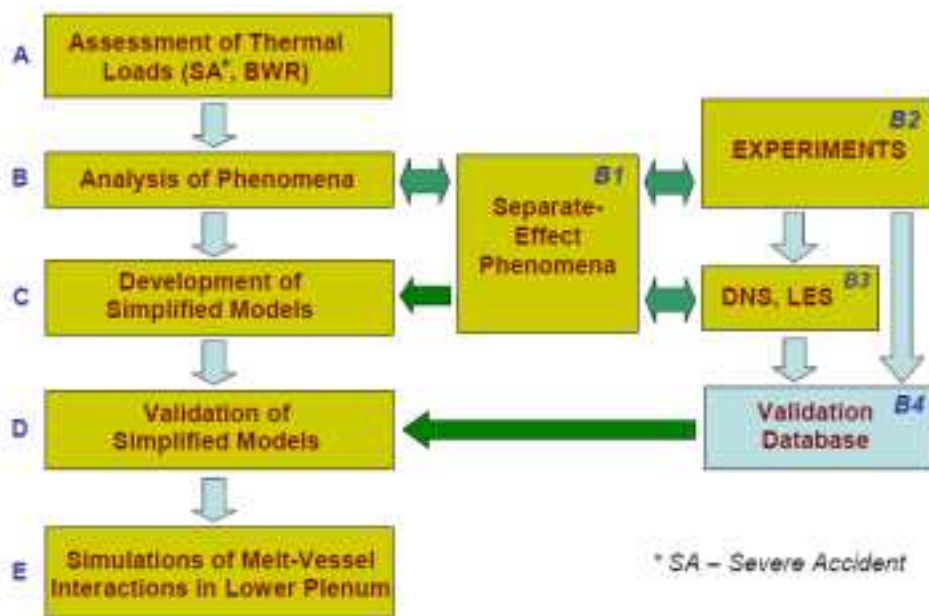


図 4.2.1-35 BWR 下部ヘッドにおける炉心溶融プールの熱伝導解析に係る技術的技術的アプローチ

主な課題は、BWR 原子炉容器内の事故進展における後期で、容器等の構造への熱荷重

¹⁴⁷ Sehgal, B.R., Bui, V.A., Dinh, T.N., Green, J.A., Kolb, G., “SIMECO experiments on in-vessel melt pool formation and heat transfer with and without a metallic layer” In: Proceedings of In-Vessel Core Debris Retention and Coolability Workshop, Garching, Germany, pp. 205.213, (1998).

¹⁴⁸ Miassoedov, A., Cron, T., Fiot, J., Schmidt-Stiefel, S., Wenz, T., Ivanov, I., Popov, D., “Results of the LIVE-L1 experiment on melt behavior in RPV lower head performed within the LACOMERA project at the Forschungszentrum Karlsruhe”. In: Proceedings of 15th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE), Nagoya, Japan, (2007).

を評価することである（図 4.2.1-35 の A）。最初の段階で、複雑かつ長期間の非定常な現象、かつ BWR 固有の下部ヘッドの複雑な形状のため、BWR 下部ヘッドの炉心溶融プールへの熱伝導計算に CFD をそのまま適用することができないことが示された。したがって、この問題の解決には、計算量が少なくかつ信頼性のあるモデルの開発が不可欠である。次の段階（図 4.2.1-35 の B、B1）で、BWR 炉心溶融プールの熱伝導を含む物理現象を解析すると、冷却された制御棒案内管（Control Rod Guide Tubes、以下「CRGTs」という）に沿った下降流と、CRGTs 付近の容器壁への衝突が重要な個別の現象であることが分かった。さらに次の段階（図 4.2.1-35 の B2、B3、B4）では、入手可能な試験データの使用や、特定の BWR 下部ヘッドに対する CFD シミュレーションの実施により、計算モデルの開発及び妥当性確認のためのデータベースを構築し、個別の現象を調査した。この解析には、Fluent コードを用いられている。試験で得られたデータは、CFD のために整備したツールの妥当性確認に用いられる。

試験及び CFD シミュレーションで得られた知見に基づき、簡略化された効率的な計算モデル ECM 及び PECM が開発された（図 4.2.1-35 の C）。これら簡易モデルは、熱伝導解析結果における局所的な現象が反映されるとともに、試験により得られた熱伝達係数の適用が可能になっており、ユーザー定義関数を用いて Fluent に実装された。

最も重要な段階（図 4.2.1-35 の D）といえるのは、試験データ及び CFD シミュレーションから得られるデータを用いた計算モデルの妥当性確認である。最終的に、妥当性が確認されたモデルは、CRGTs を多数含む BWR 下部ヘッドの実形状を反映した解析モデルを用いた、炉心溶融プール-下部ヘッドの相互作用シミュレーションに適用された（図 4.2.1-35 の E）。

本文献の 2 章では、CFD シミュレーションの結果が示されている。ECM などに関する妥当性確認については 3 章に示されている。4 章では BWR 下部プレナムの溶融物プール形成熱伝導解析への ECM などの適用が示されている。最後に結論及び安全性に関連した知見が示されている。

(5) Coupled 3D Thermo-Mechanical Analysis of a Noric BWR Vessel Failure and Timing¹⁴³

1) 題名

北欧 BWR 容器の破損及び時間の 3 次元伝熱-構造連成解析

2) 発行年

2013 年

3) 著者

著者名：C. Torregrosa, W. Villanueva, C.T. Tran, and P. Kudinov

所属：スウェーデン王立技術研究所（Royal Institute of Technology）

4) 要旨

北欧の BWR における、炉心溶融を伴う重大事故時の炉容器内の状態について検討する。炉心損傷やリロケーション後の RPV の下部ヘッドに形成される崩壊熱をもったデブリベッドは、クリープを引き起こす熱及び機械荷重に影響を及ぼす。容器の破損モードや時間は、溶融物放出モードや格納容器の事故進展を決定づける。CRGTs 内部からの冷却は、シビアアクシデントマネジメント戦略において可能性のある要素と考えられる。本文献では、デブリベッドの加熱、溶融プールの形成、及び容器壁への伝熱について、相変化を考慮した有効対流モデル (PECM) を用いてシミュレーションした。過渡的な伝熱特性を境界条件として用いた伝熱-構造クリープ連成解析を、ANSYS を用いて行った。本文献では、(i) 2D 軸対称容器モデルと連成したデブリベッドの 3 次元スライスモデルの PECM、(ii) 3D 1/4 容器モデルと連成したデブリベッドの 3 次元 1/4 モデルの PECM の比較に焦点を当てている。最も重要な課題は、(i) CRGTs の非対称な配置に伴う 3 次元的な形状が溶融プールの伝熱に及ぼす影響、(ii) 貫通部がクリープ特性や破損時間に及ぼす影響である。解析結果から、3D 1/4 モデルにより求められる溶融体積率と平均温度は、3D スライスモデルにより以前に求められた結果と同等であると結論できる。ただし、前者はわずかに高い溶融体積率と温度を示す。伝熱-構造クリープ解析の結果は、また 2D 及び 3D モデルによる結果は同等であることを示すが、3D モデルで求められる破損時間は 2D モデルに比べて遅い。この違いは、(i) デブリ体積に対する容器壁表面と (CRGT や上部表面等の) 冷却される表面の割合、(ii) CRGTs の非対称な位置等の違いによりもたらされる。

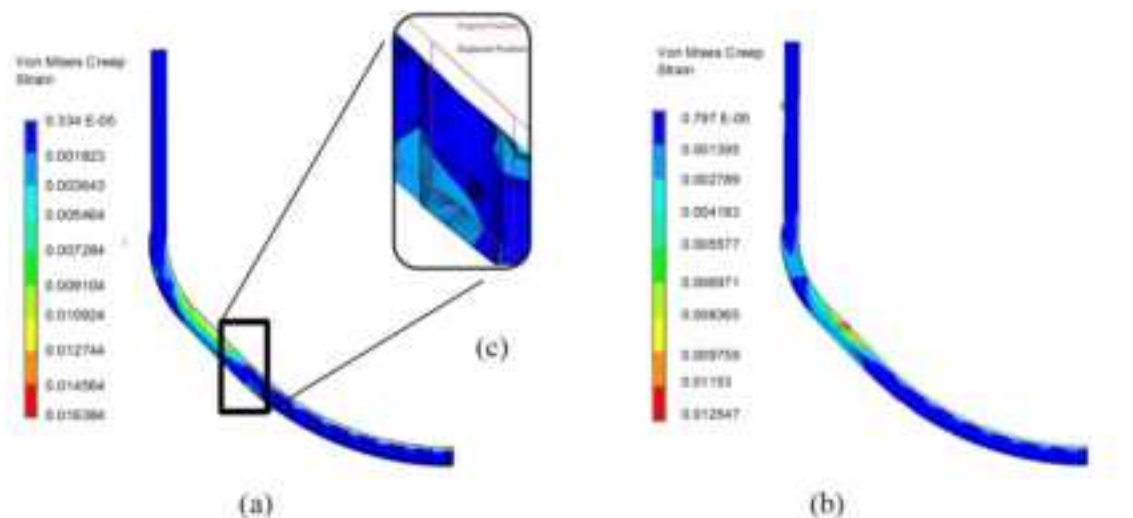


図 4.2.1-36 3次元モデル (a) 及び 2次元モデル (b) で求めたクリープひずみ分布の比較

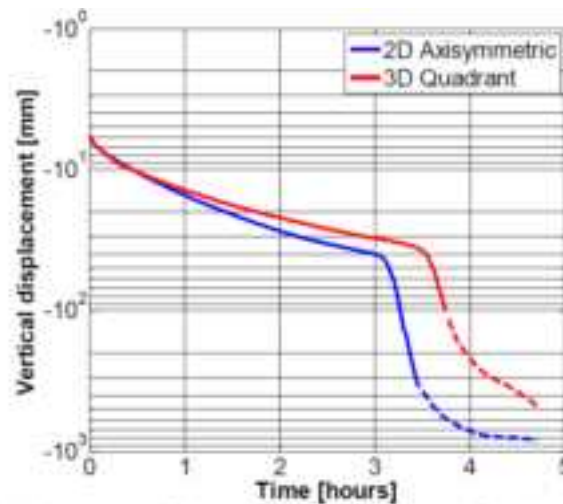


図 4.2.1-37 3次元モデル及び2次元モデルで求めた下部ヘッド中心の変形量の比較

(6) The 23rd International conference on Nuclear Engineering (ICONE23)

1) 所感

原子力工学国際会議 (International Conference On Nuclear Engineering : ICONE) は、各国の機械工学、原子力工学に関する研究者、技術者の論文発表等を通じて情報交換を図り、原子力技術レベル向上に寄与することを目的とする国際会議であり、第1回 ICONE が1991年に東京で米国機械学会 (ASME) との共催で日本機械学会 (JSME) の主催により開催され、2005年に中国原子力学会 (CNS) が主催機関に加わり毎年開催されている。2005年の北京開催以降は日本 (JSME)、米国 (ASME)、中国 (CNS)、欧州 (ASME) において4年周期での持ち回り開催となっている。本年度は、5月に幕張にて開催された。SA に関しては、熱流動解析の研究成果に関する発表が多数を占めたが、構造解析に関連する研究発表も3件ほどあった。それらの概要を以下にまとめる。

2) Development of failure Evaluation Method for BWR Lower Head in Severe Accident; (1) High Temperature Creep Test and Creep Damage model¹⁴⁹

(a) 題目

シビアアクシデント時の沸騰水型原子炉容器下部ヘッド破損評価手法の開発; (1) 高温クリープ試験とクリープ損傷モデル

(b) 発行年

2015年

¹⁴⁹ Y. Yamaguchi, J. Katsuyama, Y. Kaji, H. Yoshida, Y. Li, "Development of failure Evaluation Method for BWR Lower Head in Severe Accident; (1) High Temperature Creep Test and Creep Damage model," ICONE23-1533, 2015.

(c) 著者

著者名 : Y. Yamaguchi, J. Katsuyama, Y. Kaji, H. Yoshida, Y. Li

所属 : 日本原子力研究開発機構

(d) 要旨

東北地方太平洋沖地震とそれに伴う津波に起因する東京電力福島第一原子力発電所事故を受け、事故進展解析に資するため、クリープ損傷メカニズムを考慮した3次元解析に基づく破損評価手法を開発している。また、評価に必要な材料特性について、既往の文献等では1200℃までのデータしか提供されていないことを踏まえ、高温域におけるデータを取得するための装置を整備し、試験を実施した。本文献では、低合金鋼(A533B)、ニッケル合金(Alloy 600)、及びステンレス鋼(SUS316)を対象に、融点近くまでの高温における引張及びクリープ特性データを取得した。得られた試験データに基づき、クリープ構成則及びクリープ破損評価手法のパラメータを決定した。また、試験と破損評価手法を導入した有限要素解析で得られた破損時間の比較により、破損評価手法の妥当性を確認した。その結果、Considered及びひずみ基準では、破損時間が過大に評価される一方、LMP及びKachanov基準は破損時間を精度よく推定できることが分かった。

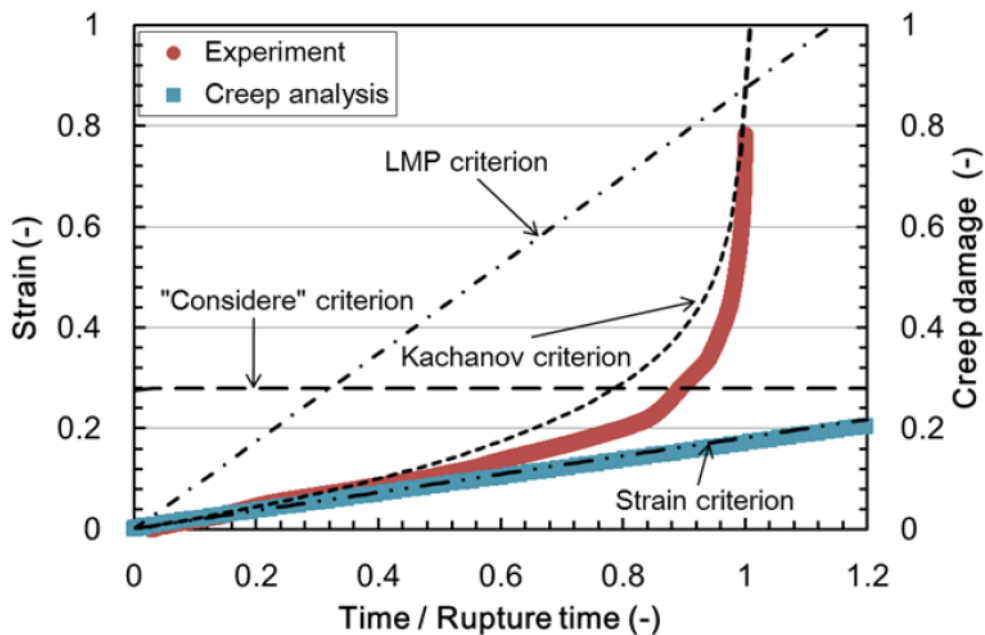


図 4.2.1-38 実験と Norton 則を用いた解析によるクリープひずみ曲線の比較

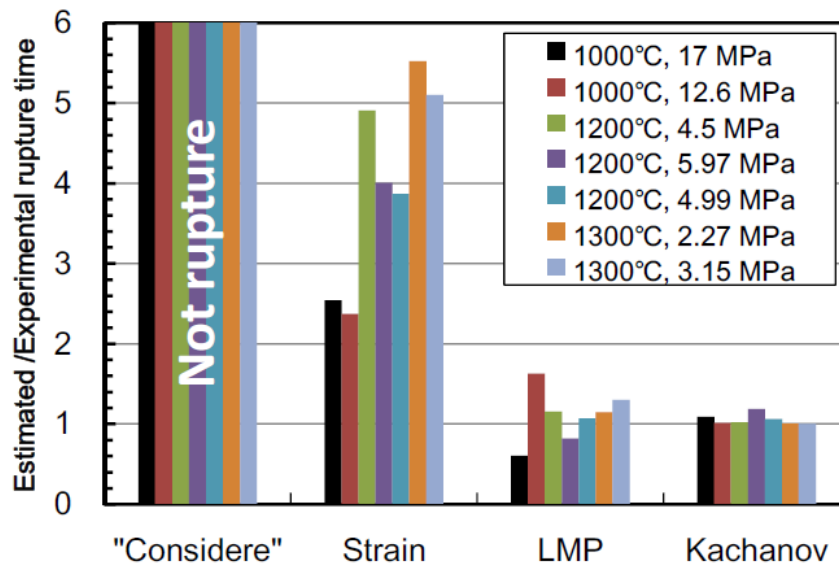


図 4.2.1-39 Considered、ひずみ、LMP 及び Kachanov 損傷基準による解析結果と実験による破損時間の比較

3) Development of failure Evaluation Method for BWR Lower Head in Severe Accident; (2) Applicability Evaluation of the FEM Using Uni-Axial Material Data for Multi-Axial Deformation Analyses¹⁵⁰

(a) 題目

シビアアクシデント時の沸騰水型原子炉容器下部ヘッド破損評価手法の開発; (2) 単軸材料データの多軸変形解析への適用性評価

(b) 発行年

2015 年

(c) 著者

著者名 : Y. Nemoto, H. Kato, Y. Kaji, H. Yoshida

所属 : 日本原子力研究開発機構

(d) 要旨

東京電力福島第一原子力発電所における SA 時に発生した RPV 下部ヘッドの破損を評価するため、原子力機構では、熱流動・構造連成解析手法の整備を進めている。有限要素法 (FEM) に基づく構造解析では、単軸材料試験により得られた材料特性データが適

¹⁵⁰ Y. Nemoto, H. Kato, Y. Kaji, H. Yoshida, "Development of failure Evaluation Method for BWR Lower Head in Severe Accident; (2) Applicability Evaluation of the FEM Using Uni-Axial Material Data for Multi-Axial Deformation Analyses," ICONE-23-1633, 2015.

用されている。福島原子力発電所などの BWR の下部ヘッドは、制御棒案内管やスタブチューブなどがあり、PWR に比べて構造が複雑であるため、構造解析では材料の多軸変形を取り扱う必要がある。そのような構造解析を実行するため、単軸試験データの多軸変形解析モデルへの適用性を検証する必要がある。本文献では、内圧クリープ試験により多軸変形条件の試験を行った。また、構造解析を実施し、解析結果と試験データの比較を行った。

管状の試料体を試験に適用した。管状試験体の軸方向中央部は 1000 度摂氏まで高周波誘導によって加熱され、両端はチラーによって冷却されている。内圧は、水を用いたポンプシステムによって負荷され、引張荷重は引張試験機により軸方向に沿って負荷される。管状試料体の変形を試験中一定の時間間隔で CCD カメラにより記録した。FEM による構造解析は、ANSYS Mechanical を用いて実施した。材料のクリープ構成則としては Bailey-Norton 則を適用し、大変形を考慮した解析を実施した。試験結果との比較から、単軸試験のデータによる構成則は、多軸変形の解析に適用できることが結論付けられた。

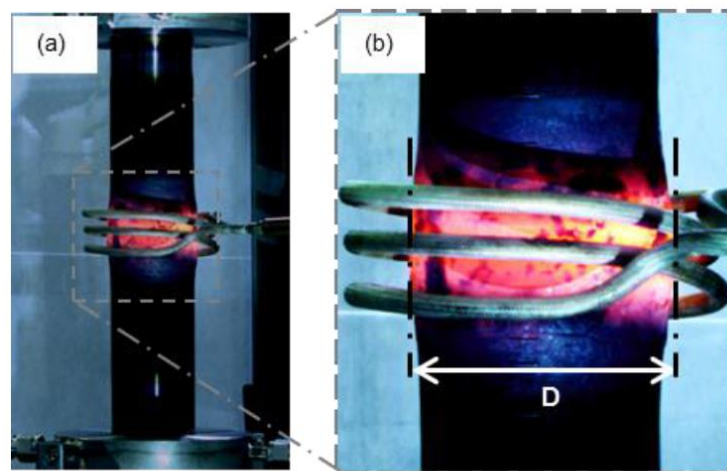


図 4.2.1-40 多軸クリープ試験の外観

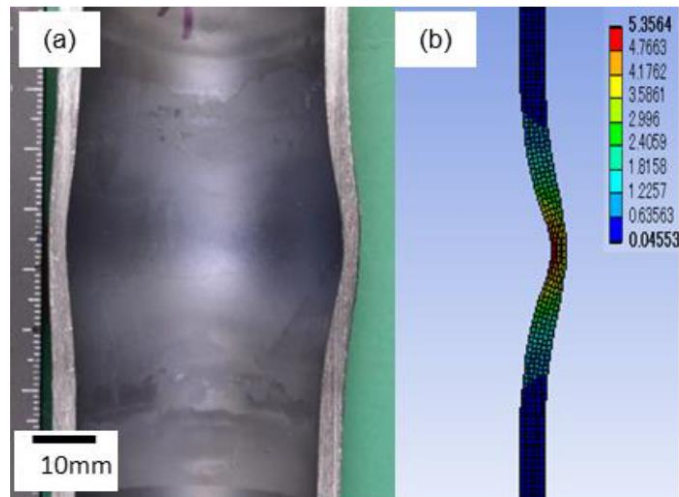


図 4.2.1-41 多軸クリープ試験の試験結果及び解析結果の比較

4) Development of failure Evaluation Method for BWR Lower Head in Severe Accident; (3) Creep Damage Evaluation Baesd on Thermal-Hydraulics and Structural Analyses¹⁵¹

(a) 題目

シビアアクシデント時の沸騰水型原子炉容器下部ヘッド破損評価手法の開発; (3) 熱流動・構造解析に基づくクリープ損傷評価

(b) 発行年

2015 年

(c) 著者

著者名 : J. Katsuyama, Y. Yamaguchi, Y. Kaji, H. Yoshida

所属 : 日本原子力研究開発機構

(d) 要旨

既存のシビアアクシデント (SA) 解析コードでは、熔融燃料の移行に伴う RPV 破損を簡易的なモデルで評価している。しかしながら、東電福島第一原子力発電所のような BWR の RPV 下部ヘッドは、形状が複雑で多数の制御棒案内管が存在するため、その破損挙動は複雑である。そこで我々は、SA 時の BWR 下部ヘッド破損について、クリープ損傷機構を考慮した熱流動構造連成解析に基づく評価手法の開発を進めている。本文献では、SA 時の RPV 下部ヘッドの破損部位や時間を推定するため、RPV 下部ヘッドを模擬した詳細 3 次元モデルを作成し、熔融デブリの挙動を熱流動解析により求めるとと

¹⁵¹ J. Katsuyama, Y. Yamaguchi, Y. Kaji, H. Yoshida, “Development of failure Evaluation Method for BWR Lower Head in Severe Accident; (3) Creep Damage Evaluation Baesd on Thermal-Hydraulics and Structural Analyses,” ICONE23-1534, 2015.

もに、Considered、ひずみ、Kachanov、及びラーソンミラーパラメータ（LMP）に基づくクリープ損傷基準を適用した弾塑性クリープ解析による評価を行った。Kachanov 及び LMP に基づく評価は、実験により求めたパラメータを用いて行った。これらの結果から、BWR 下部ヘッドの破損は、破損時間には大きな差があるものの、その部位は貫通部のみであることを示した。

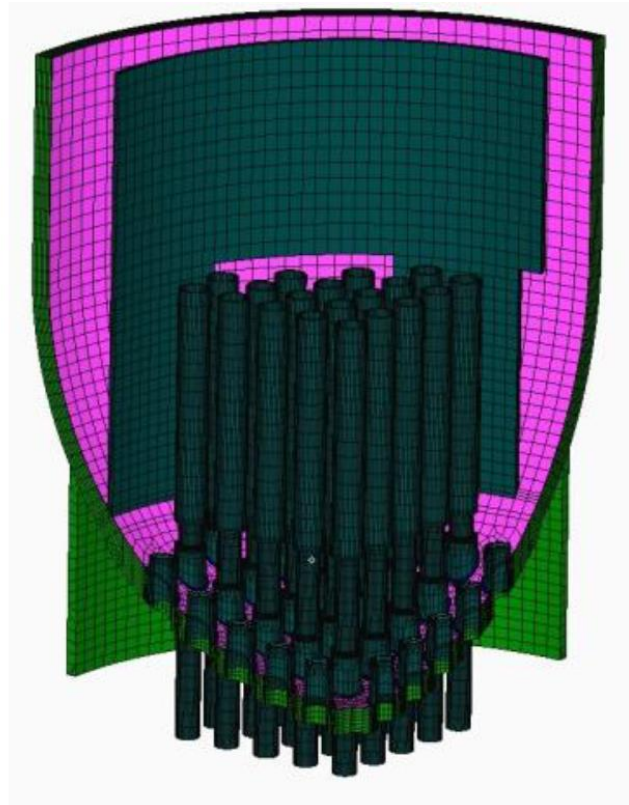


図 4.2.1-42 構造解析に用いた解析モデル

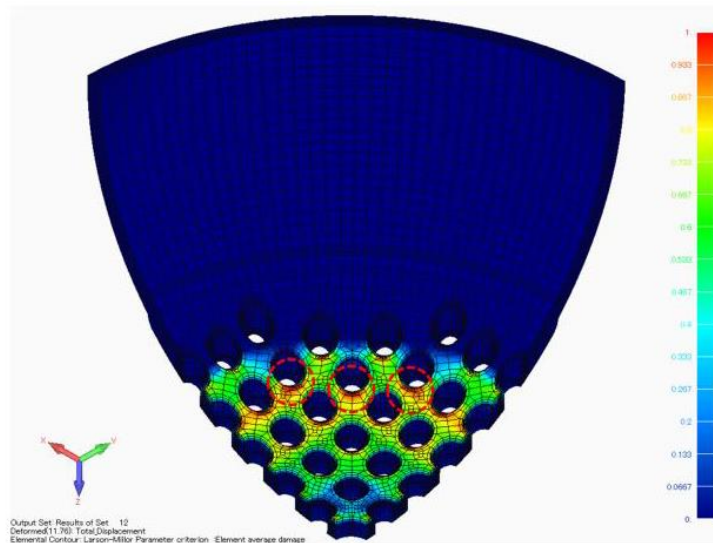


Fig. 10 Damage distribution from LMP criterion at lower head (at 1,300 [sec]).

図 4.2.1-43 LMP 基準で求められた損傷部位

(7) OECD/NEA 国際ベンチマーク解析 (COSSAL)

国際ベンチマーク解析プロジェクトである Components and Structures under Severe Accident Loading (COSSAL) は、OECD-NEA と WGIAGE の主導で、シビアアクシデント荷重下における原子力機器の健全性評価方法を比較する目的の下、2 カ年の予定で進められている。ドイツ、日本、米国、フランス、スウェーデン、フィンランド、カナダ、スイス、スペイン等が参加することになっている。5 つあるタスクのうち、現在はタスク 3 に当たり、ベンチマーク解析が実施されているところである。今後、解析結果が取りまとめられ、健全性への影響因子・安全裕度を議論し、成果を取りまとめる予定である。解析対象は、1998 年にドイツで実施された配管試験体 (図 4.2.1-44) に対する試験である。

本ベンチマーク解析では、解析対象となる試験体形状、ヤング率や応力-ひずみ曲線、クリープひずみ線図等の材料特性データ、圧力及び温度分布といった荷重条件が提供されている。当該試験で取得された径方向・軸方向の変位、肉厚の減少量等の試験結果と解析結果とを比較することになっている。

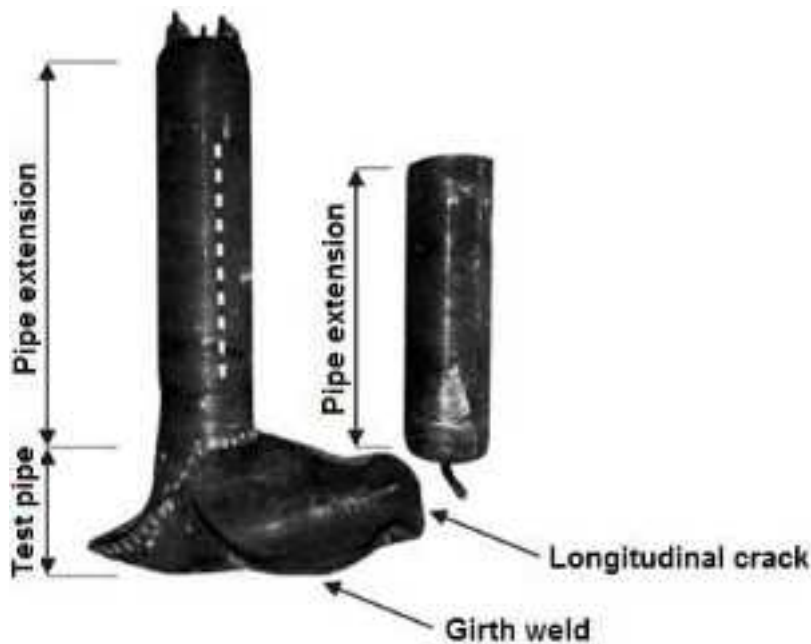


図 4.2.1-44 COSSAL で対象としている試験体

4.2.2 調査を踏まえた分析

(1) クリープ構成則及び破損クライテリア

COSSAL ベンチマーク解析では、クリープ構成則として、最も一般的な Norton 則、Modified Garofalo (MG) 則を用いて解析を行うこととしている。前者は、2次クリープだけを再現できる構成則である一方、後者は3次クリープを含めて再現性の向上を図ったモデルであると考えられる。また、後述する Kachanov 損傷基準を考慮したクリープ構成則である Kachanov-Rabotnov (KR) 則も提案されており、これも3次クリープを再現するには有用と考えられる。

破損クライテリアについては、Conisidere 基準、ひずみ基準、LMP 基準のほか、損傷関数としてロビンソンの式と Kachanov 損傷関数などが提案されている。これら2つの損傷関数のうち、複雑な形状のモデルに適用できるものとしては、Kachanov 基準が適していると考えられ、BWR 下部ヘッドに適用された事例があった。

以上を踏まえ、本年度は KR 則を用いたクリープ変形を可能にするための手法を整備し、破損位置とその時間の評価精度の向上を図ることとした。

(2) 亀裂進展試験データの評価に関する分析

ここでは、文献¹⁵²も参考に、クリープ変形に伴う亀裂進展評価手法について、その保守性も含めて検討を行い、解析に適用する方法を提案する。

¹⁵² 矢川編, “破壊力学”, 培風館, (1988).

1) クリープ J 積分

高温クリープ温度では、一定荷重保持のもとでも、亀裂は安定に成長し、粒界破壊の特徴的な破面がみられる。このクリープ亀裂伝播を支配する破壊力学パラメータとして、特に試験片寸法・形状に依存しない材料固有なクリープ亀裂伝播速度特性を得るという観点から、J 積分をクリープに修正した修正 J 積分（クリープ J 積分） J' (j, J^* や C^* の記号を用いる場合もある) が最も適切なパラメータとして認められつつある。

クリープ J 積分は、Rice の J 積分における変位・ひずみ場を、クリープ変位速度及びひずみ速度に置き換えたもので、次式で定義される (図 4.2.2-1)。

$$J' = \int_{\Gamma} \left[\dot{U}_0 dy - T \frac{\partial \dot{u}}{\partial x} ds \right] \quad (4.2.2-1)$$

ここで、 $\dot{U}_0 = \int_0^{\epsilon_0} \sigma_0 d\epsilon_0$ は単位時間当たりのひずみエネルギー、 T は閉曲線上の表面力ベクトル、 \dot{u} は変位速度ベクトルである。J 積分と同様に経路独立性が成立し、 J' を用いて亀裂近傍の応力場及びひずみ速度場を一義に定めることができる。

図 4.2.2-2 にステンレス鋼の CT 試験片と中央亀裂入り帯板試験片 (CCT) の 650°C のクリープ亀裂伝播速度 da/dt を、 K 及び J' で整理した結果を示す。

J' を用いると試験片形状によらず、 da/dt が統一的に評価できることがわかる。また、 da/dt は温度、材料により大きく変化するが、 da/dt - J' 関係は、温度及び材料にあまり依存しないことが知られている。なお、このクリープ亀裂伝播特性に下限界が存在するかどうかは明らかではない。

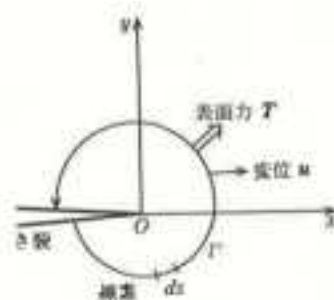


図 21 修正 J 積分の定義

図 4.2.2-1 修正 J 積分 (クリープ J 積分) の定義

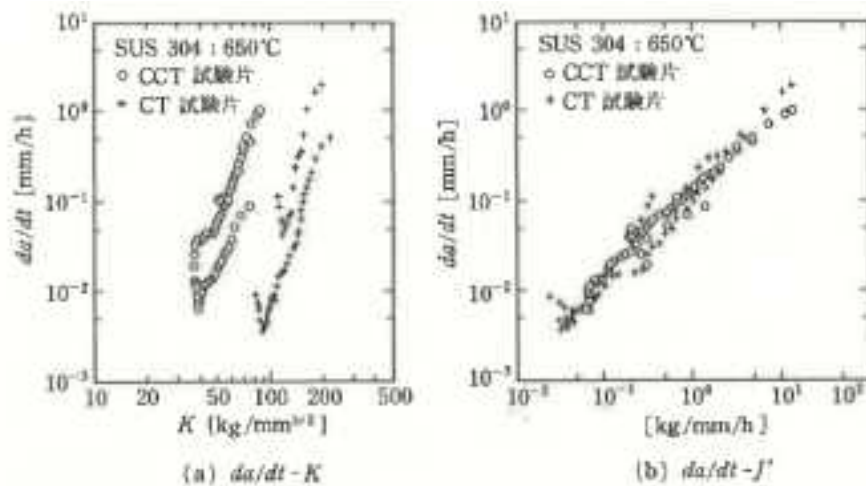


図 22 ステンレス鋼の 650°C におけるクリープき裂伝播特性

図 4.2.2-2 ステンレス鋼のクリープ亀裂伝播特性

2) クリープ亀裂の解析手順の検討

機器が初期亀裂を有する場合を想定し、高温下において引張荷重を持続的に受けて、クリープ変形を生じつつ、亀裂が進展する事象を考える。解析では、クリープ変形とともに、亀裂が進展するか、進展する場合は、どのように進展するかをシミュレーションで解明できることを目指す。

一般的に、有限要素法を用いたクリープ亀裂の解析手順は以下の通りと考えられる。

- ・ (a) 初期亀裂メッシュ作成 (クリープ J 積分を計算できるメッシュ)
- ・ (b) 亀裂メッシュに弾塑性、クリープ物性値を付与
- ・ (c) 荷重の時間履歴に対して、汎用コードにて弾塑性、クリープ解析を実施
- ・ (d) 汎用コードによるクリープ J 積分の結果から、クリープ亀裂伝播特性をあてはめ、亀裂進展速度を計算
- ・ (e) 所定の時間間隔に対して亀裂進展量を求め、亀裂メッシュを更新する
- ・ (f) (c) - (e) を繰り返す

汎用コード Abaqus は、領域積分法に基づき、亀裂周辺で四辺形要素 (2 次元) または六面体要素 (3 次元) を用いたメッシュで、クリープ J 積分 (C*積分) を計算する機能を有する。

一方、自動亀裂進展解析ソフトウェア (例えば Finas/crack) は、線形破壊力学に基づき Abaqus や汎用コード Finas/star と連携して、疲労、応力腐食割れ (SCC) による亀裂進展をシミュレーションできる。(なお、Finas/star は、Aabqus と同じく領域積分法に基づき、亀裂周辺で四辺形要素 (2 次元) または六面体要素 (3 次元) を用いたメッシュで、J 積分を計算する機能を有するが、クリープ J 積分 (C*積分) を計算する機能は今

のところ実装されていない。) この Finas/crack を用いて、Abaqus 等により亀裂進展評価する場合の方法は以下の通りと考えられる。

- ・ (a) Finas/crack により初期亀裂メッシュ作成 (クリープ J 積分を計算できるメッシュ)
- ・ (b) 亀裂メッシュに弾塑性、クリープ物性値を付与
- ・ (c) 荷重の時間履歴に対して、Abaqus 等により弾塑性、クリープ解析を実施
- ・ (d) 汎用コードによるクリープ J 積分の結果から、クリープ亀裂伝播特性をあてはめ、亀裂進展速度を計算
- ・ (e) 所定の時間間隔に対して亀裂進展量を求め、Finas/crack により、亀裂メッシュを更新する
- ・ (f) (c) - (e) を繰り返す

なお、現状で Abaqus を用いてこのシミュレーションを行う場合には、(c) と (d) は手動で行うことになる。また、亀裂進展後の非線形挙動を解析する場合には、進展開始前の状態から解析を始めることが望ましい。すなわち、亀裂進展前の塑性ひずみやクリープひずみ等の状態量分布を考慮して解析を進めなければならないことに注意する必要がある。

(3) 今後実施すべき試験

文献等¹³⁹を踏まえると、1200°C程度以下の温度における材料特性は取得されているものの、解析精度の向上にはより高温の材料特性の取得が重要とされている。近年、低合金鋼、ステンレス鋼、ニッケル合金に対する融点直下までの試験(クリープ試験を含む)が計画・実施されていることから^{149, 150}、その試験研究の進捗を把握しておくことが望ましいと考えられる。

4.3 解析的検討

4.3.1 概要

4.2 の調査等を踏まえ、伝熱・弾塑性クリープ解析を実行するための解析モデルを作成し、解析の実行及び結果の整理を行った。解析対象は、COSSAL ベンチマーク解析の対象である配管状試験体、SA が生じたことを想定した原子炉容器、経年劣化を考慮した計装管を有する下部ヘッドとした。

4.3.2 COSSAL ベンチマーク解析（2次元軸対称解析）

(1) 概要

COSSAL ベンチマーク解析において解析項目となっている変形挙動を解析するため、汎用 FEM 解析コード Abaqus を用いて、2次元軸対称モデルを作成するとともに、荷重条件（圧力及び温度分布）を解析モデルに付与するための手法及びクリープ構成則を設定するためのユーザーサブルーチンを整備し、解析を実施した。その内容について以下に記す。

(2) 解析モデル

ベンチマーク解析対象である試験体の形状¹⁵³と作成した解析モデルの外観をそれぞれ図 4.3.2-1 と図 4.3.2-2 に示す。解析モデルは、1次低減積分要素を用いて作成しており、要素数及び節点数はそれぞれ 20,572 及び 21,846 である。最小要素寸法は、 $2.985 \times 1.88 \text{mm}^2$ とした。

¹⁵³ OECD; Components and Structures under Severe Accident Loading (COSSAL) Problem Statement of the First Benchmark

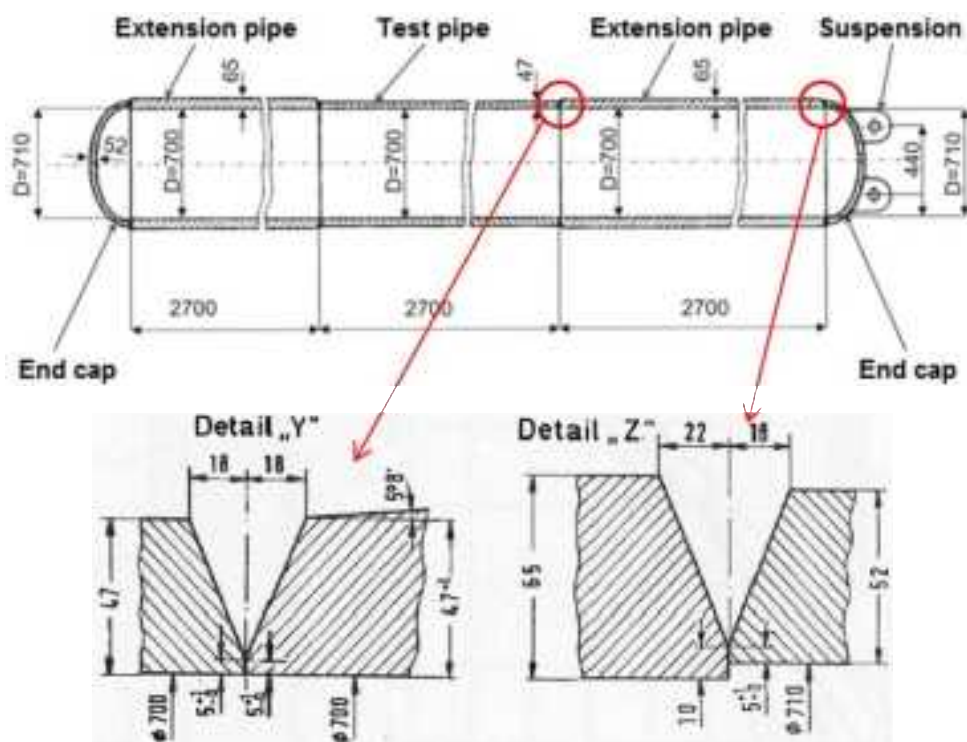


図 4.3.2-1 COSSAL ベンチマーク解析の対象となった試験体形状

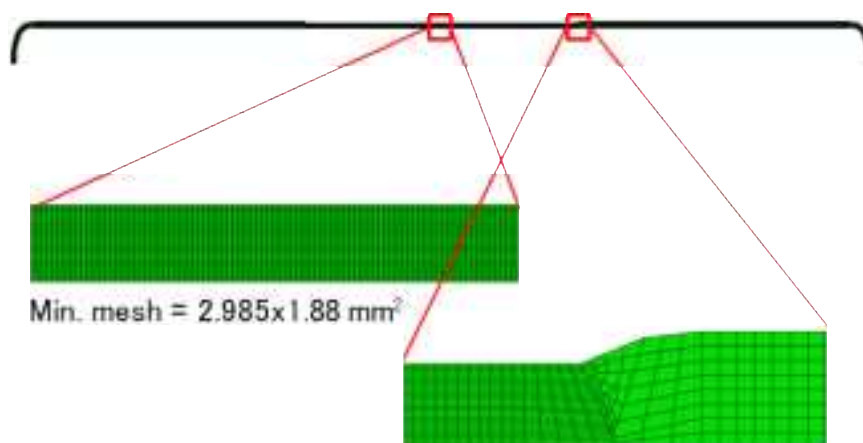


図 4.3.2-2 COSSAL ベンチマーク解析のための 2次元軸対称モデル

(3) 材料特性

解析には、COSSAL ベンチマーク解析用に提供された材料特性を用いた¹⁵³。ヤング率、降伏後の応力-ひずみ線図、線膨張係数をそれぞれ図 4.3.2-3、図 4.3.2-4、図 4.3.2-5 に示す。温度依存性を考慮した大変形弾塑性クリープ解析を行うこととし、弾塑性構成式には等方硬化を用いた。クリープ構成則としては、ベンチマーク解析で指定された Norton

則及び MG 則に加え、KR 則を適用することとした。いずれのクリープ構成則に関しても、ユーザーサブルーチンを整備することにより、弾塑性クリープ解析を実行できるようにした。以下、解析結果を示す際は、各クリープ構成則に対応したケースを、それぞれ Case 1、Case 2 及び Case 3 とする。

Case 1: Norton 則 $\dot{\epsilon} = A\sigma^n$ (4.3.2-1)

Case 2: Modified Garofalo (MG) 則 $\dot{\epsilon} = c_1 \sinh(\sigma c_2)^{c_3}$ (4.3.2-2)

Case 3: Kachanov-Rabotnov (KR) 則 $\dot{\epsilon} = A \left(\frac{\sigma}{1-D} \right)^n$ 、 $\dot{D} = B \frac{\sigma^k}{(1-D)^l}$ (4.3.2-3)

各構成則の係数は、温度依存性を有しており、Norton 則と MG 則については COSSAL ベンチマーク解析用に設定された値を用いた。KR 則については、A 及び n は Norton 則の A 及び n と同じ値、B、k 及び l は、提供されたクリープひずみデータに対して最小二乗法を適用することにより得られた値を用いた。その妥当性を確認するため、クリープ試験における破損時間を、実測値と KR 則を用いて算出された結果とを比較した。その結果、図 4.3.2-6 に示すように両者はよく一致したことから、得られた係数の妥当性を確認することができた。

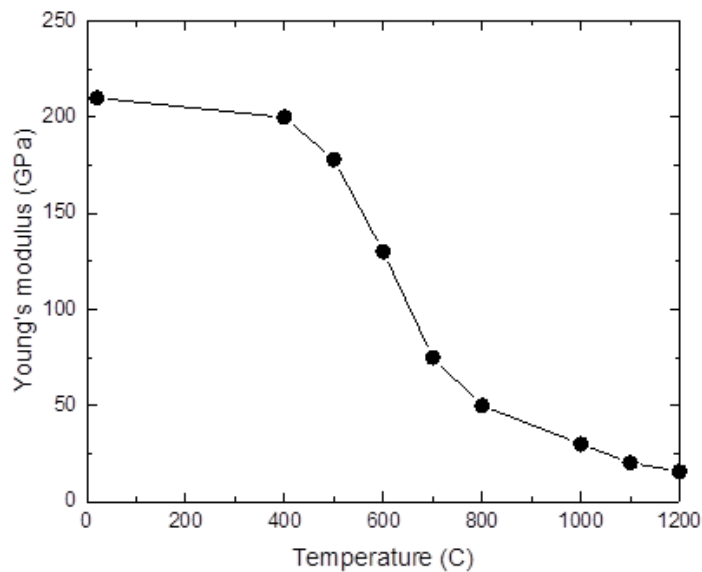


図 4.3.2-3 COSSAL ベンチマーク解析に用いたヤング率

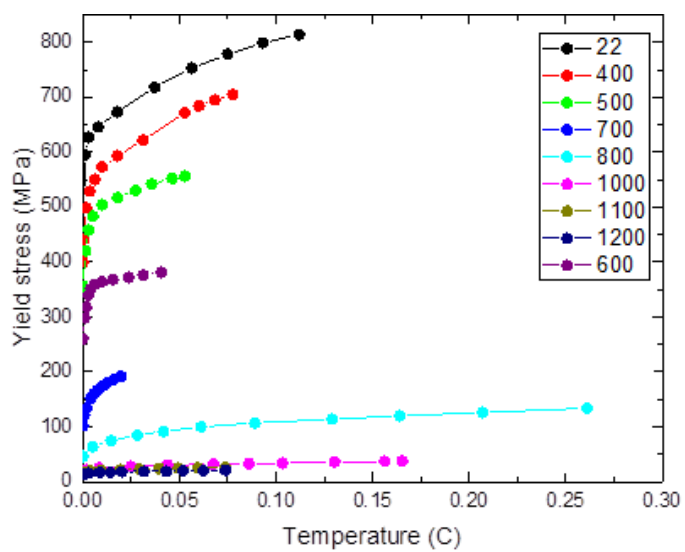


図 4.3.2-4 COSSAL ベンチマーク解析に用いた降伏後の応力-ひずみ線図

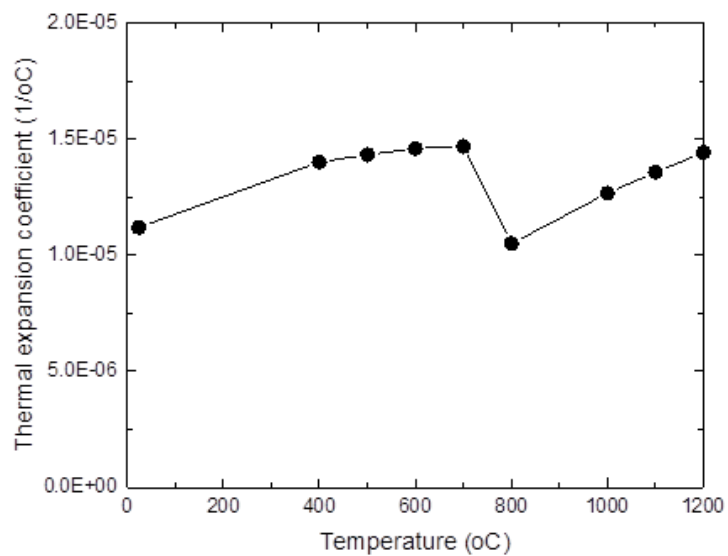


図 4.3.2-5 COSSAL ベンチマーク解析に用いた線膨張係数

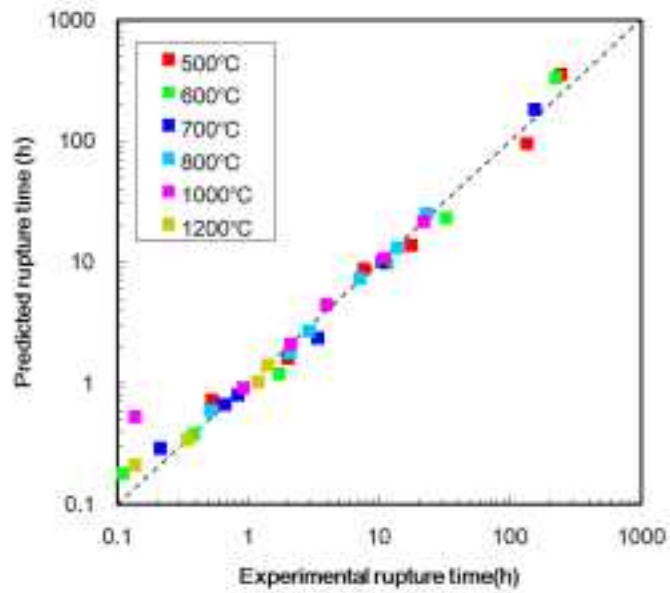


図 4.3.2-6 KR 則の係数の妥当性確認

(4) 荷重条件

解析には、COSSAL ベンチマーク解析用に提供された圧力履歴及び温度履歴を用いた¹⁵³。付与した圧力履歴を図 4.3.2-7 に示す。温度履歴を図 4.3.2-8 と図 4.3.2-9 に示す。温度履歴は試験体の様々な位置で取得されているが、軸対称モデルを用いていることを踏まえ、各位置について実測値の平均値を用いることとした。また、実測値が存在しない部位の温度については、スプライン関数で補間した値を用いた。なお、自重は考慮していない。

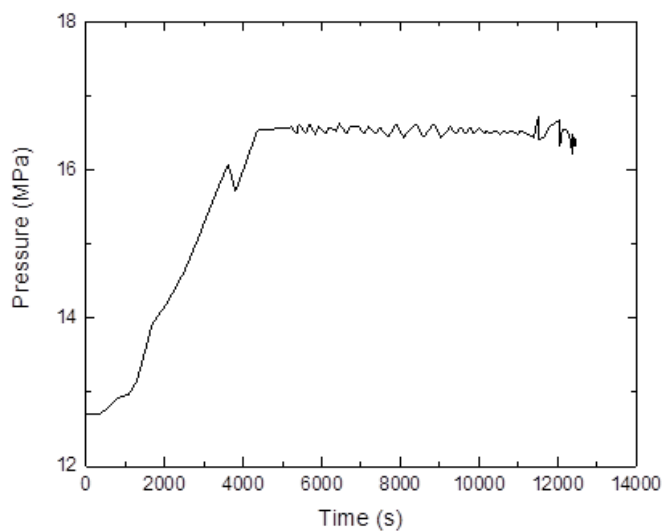


図 4.3.2-7 COSSAL ベンチマーク解析に用いた圧力履歴

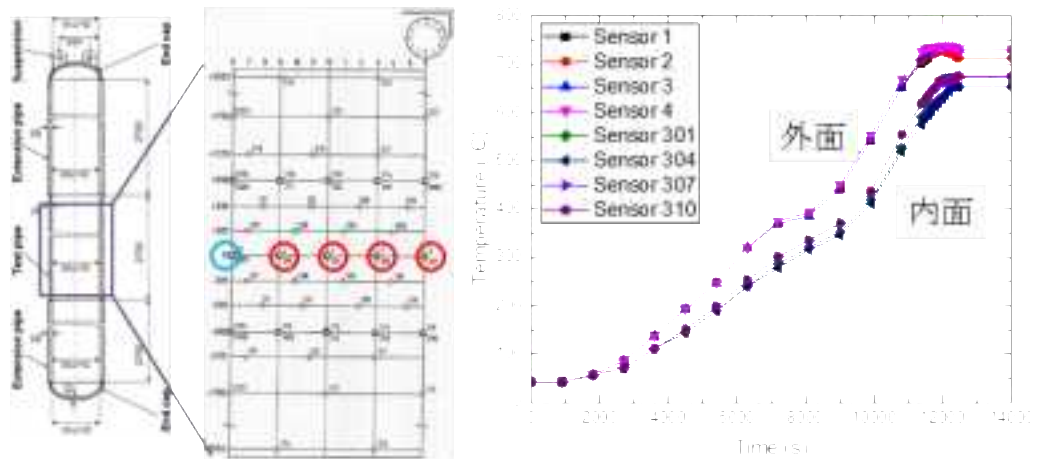


図 4.3.2-8 COSSAL ベンチマーク解析に用いた温度履歴（試験体中央）

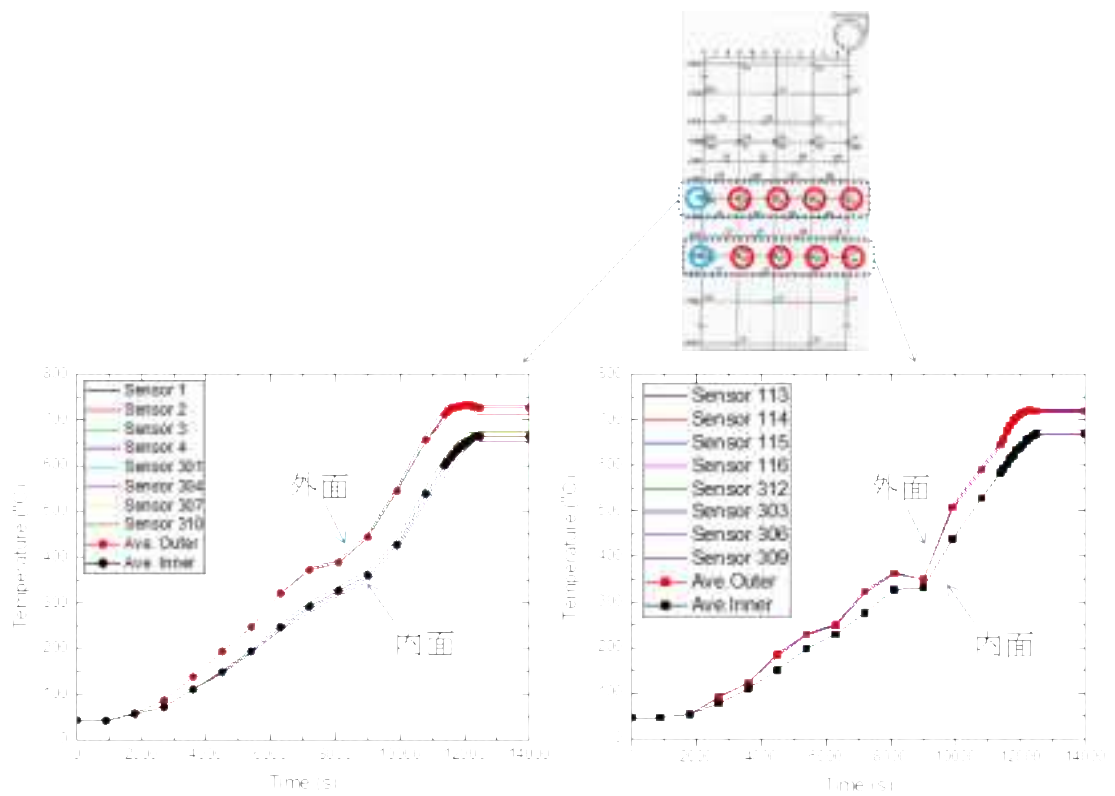


図 4.3.2-9 COSSAL ベンチマーク解析に用いた温度履歴（試験体中央以外の部位）

(5) 解析結果

径方向の変位の解析結果及び実測値を図 4.3.2-10 に示す。Norton 則による結果である Case 1 は、実測値を過小評価している一方、MG 則による結果である Case 2 は Case 1 に

比べるとより再現性がよくなっている。KR 則により求めた Case 3 の結果は、実測値とほぼ一致し、破損時間も良好に再現している。以上の結果は、試験で見られる破損直前の大きなクリープ変形(3次クリープに当たると考えられる)を推定するためには Norton 則は不適切であり、KR 則あるいは少なくとも MG 則を適用することが必要であることを示している。

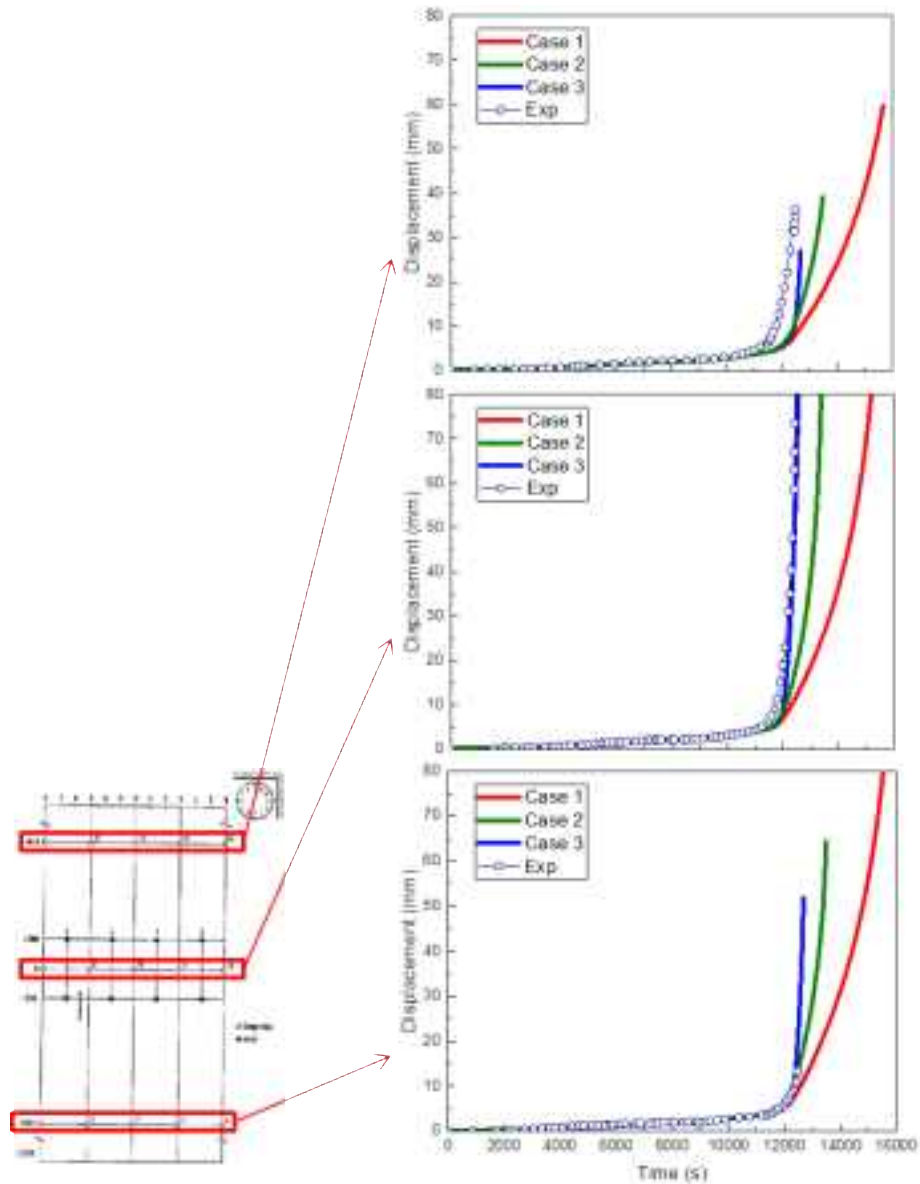


図 4.3.2-10 径方向変位の解析結果と実測値の比較

解析で得られた軸方向の伸びについて、実測値と比較して図 4.3.2-11 に示す。Case 1 及び 2 の結果は、実測値と一致していないことが分かる。一方、Case 3 の結果は、12,000 秒後の伸びをほぼ再現している。ただし、その直前に実測値では見られる伸びの減少は再現されていない。その原因については、4.3.3(5)3)で分析する。

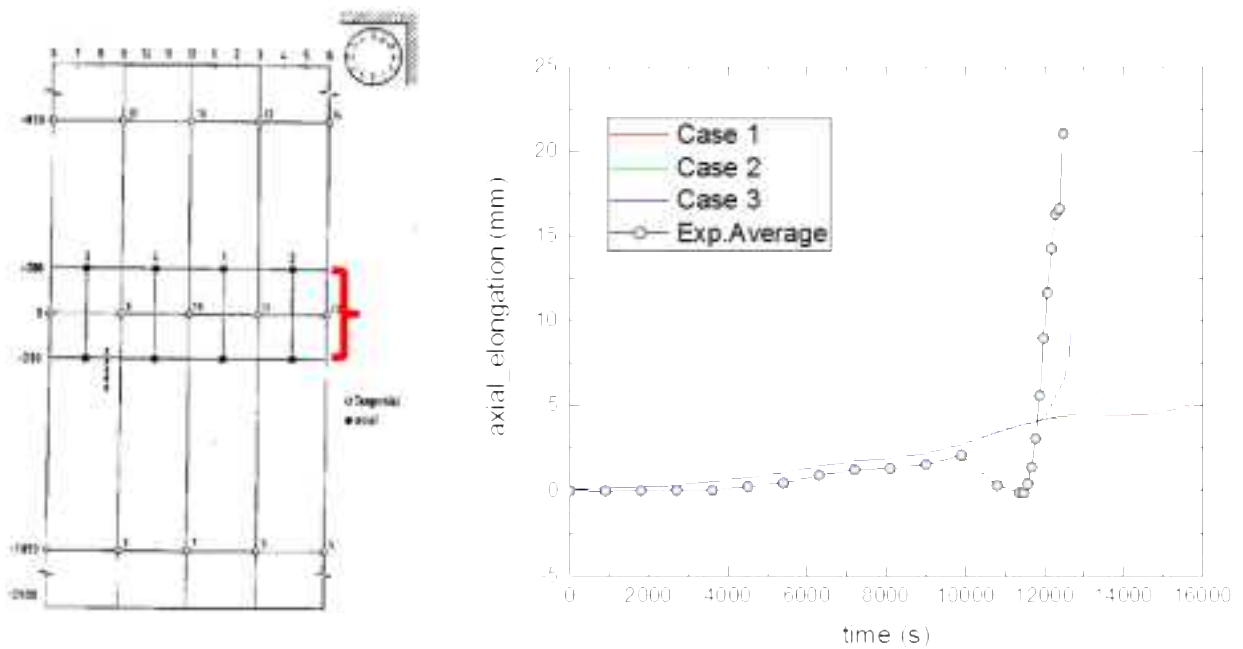


図 4.3.2-11 軸方向の伸びの解析結果と実測の平均値の比較

解析で得られた肉厚の減少量について、実測値と比較して表 4.3.2-1 に示す。ひずみ基準の場合、既往文献¹⁴³では、相当クリープひずみが 0.2 に至った時点で破損と判定しているが、本ベンチマーク解析ではいずれのケースも、変形が生じる前に破損と判定されるため、相当クリープひずみが 0.35 に至った時点で破損と判定することとした。各 Case とも実測値をほぼ再現している。ただし、Case 2 及び 3 は過小評価となる傾向が見られた。

表 4.3.2-1 肉厚の減少量の解析結果と実測値の比較

	Decrease of wall thickness (mm)					破損・解析 終了時間 (s)
	750mm	250mm	-250mm	-750mm	-1250mm	
実測 (平均)	13.02	16.57	33.66	23.01	10.58	12334
Case 1	13.49	20.37	25.12	23.12	13.99	15583
Case 2	9.19	18.92	26.67	21.07	8.89	13468
Case 3	4.73	16.26	24.65	16.14	4.70	12623

損傷パラメータの分布と、試験における破損位置を比較した結果を図 4.3.2-12 に示す。損傷パラメータが板厚全域で 1 となる位置を破損とみなせるとすると、その位置は試験における破損位置とよく一致する。破損位置の推定には、KR 則は有用であることが確認された。

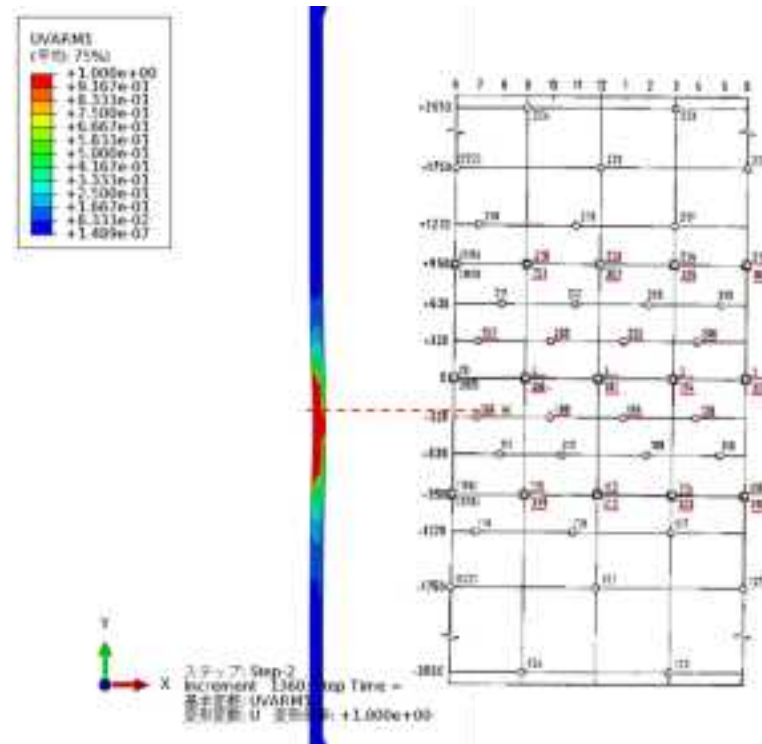


図 4.3.2-12 損傷パラメータと試験における破損位置の比較

(6) 解析結果と実測値との比較に関する分析

図 4.3.2-11 に見られた解析結果と実測値の差異について検討するため、試験においては試験体の周方向の 4 箇所から温度や変位のデータが取得されていることを鑑み、まずその対称性について確認を行うこととした。

図 4.3.2-13 に試験体中央における温度分布を示す。内表面（緑色）と外表面（赤色）ともに周方向にほぼ一様な分布を呈していることを確認できる。一方、図 4.3.2-14 及び図 4.3.2-15 に示す径方向変位の分布は非対称になっており、試験体中央及び中央から下方 1050mm 位置の径方向変位ともに、図中の時計の 1 時の方向に大きい傾向にある。また、図 4.3.2-11 で示したような軸方向の伸び（図 4.3.2-11 では実測の平均値が示されている）について、4 方位の実測値をプロットすると図 4.3.2-16 のようになるが、この場合も 1 時の方向で、他の伸びの変化と異なる変化、すなわち収縮している傾向を示している。これらの変位は試験体に接触していない外部カメラにより測定されていることを考慮すると、その結果は、1 時の方向に曲げ荷重が付与されていることを示唆しており、3次元解析によるより詳細な検討が必要であると考えられる。

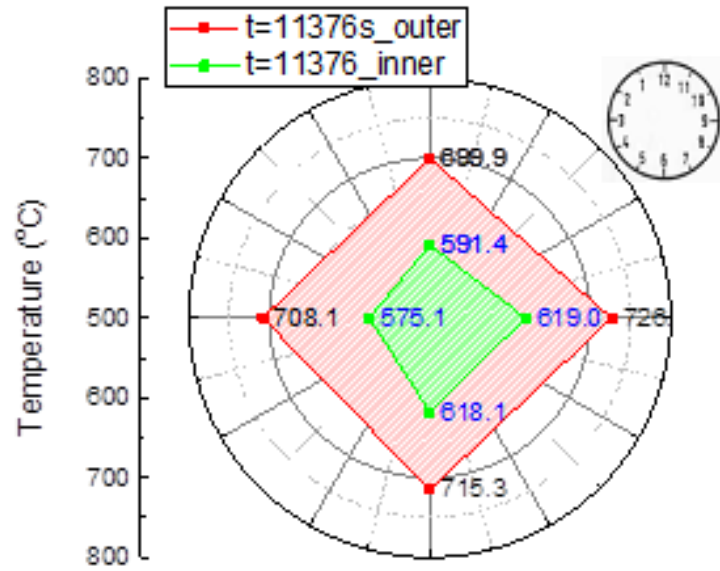


図 4.3.2-13 試験体中央における温度分布

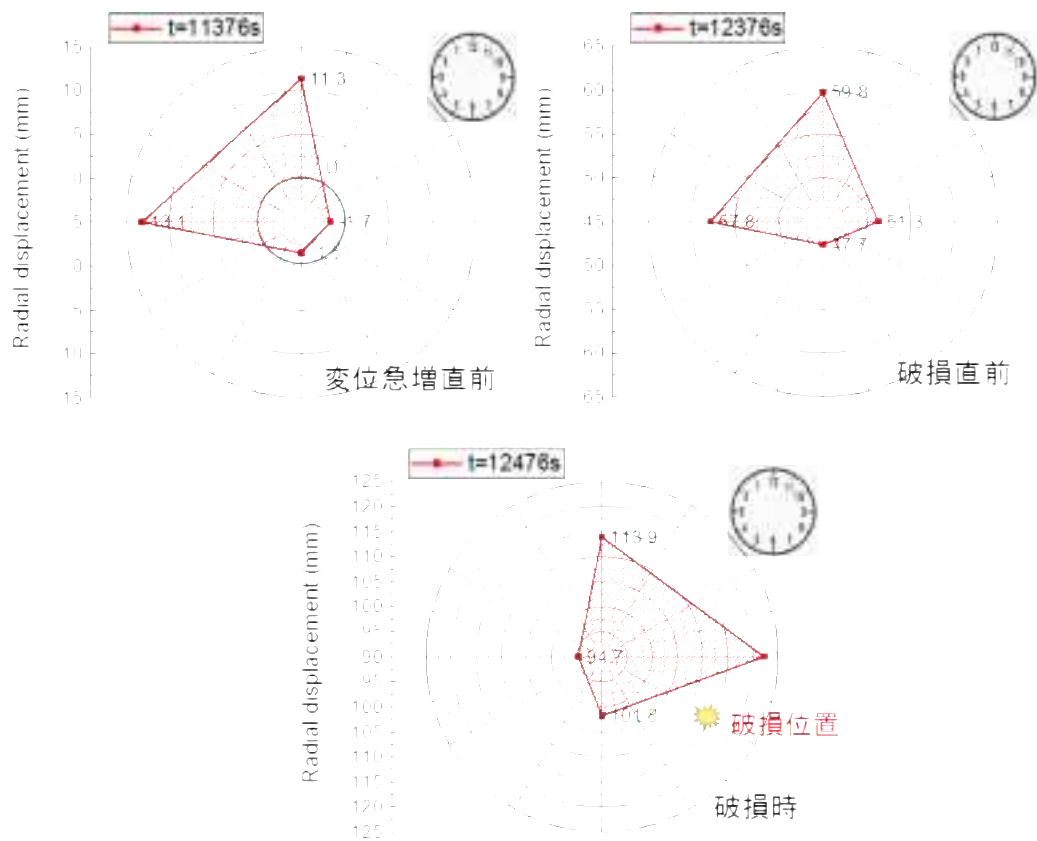


図 4.3.2-14 試験体中央における径方向変位の分布

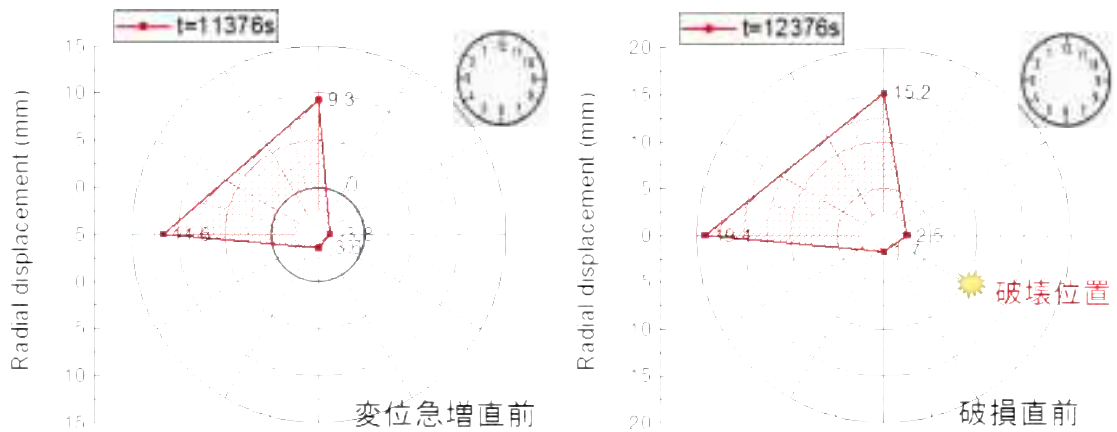


図 4.3.2-15 試験体中央から下方 1050mm の位置における径方向変位の分布

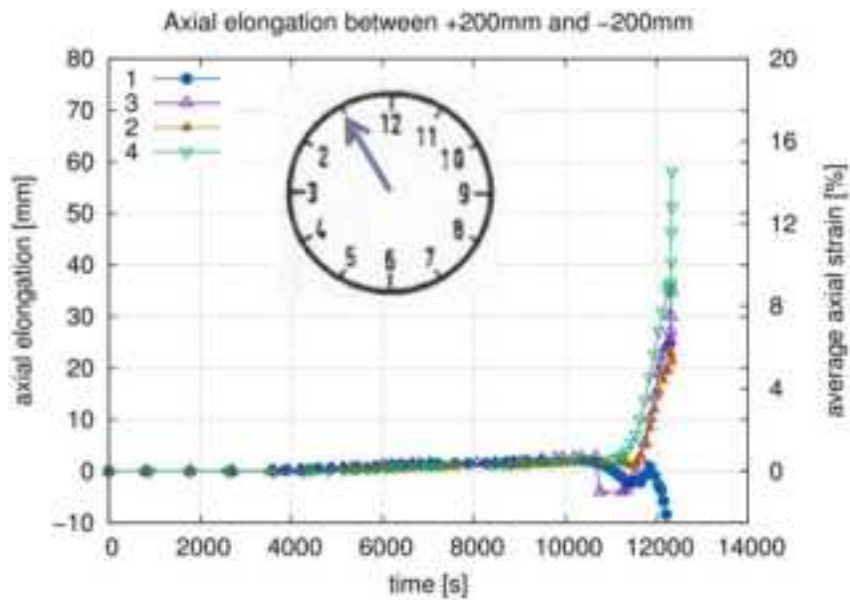


図 4.3.2-16 軸方向の伸びの解析結果と実測値（方位別）

4.3.3 COSSAL ベンチマーク解析（3次元解析）

(1) 概要

前節で示した実測値における非対称性の原因を調べるため、3次元解析モデルを作成し詳細な検討を行った。COSSAL 事務局に、試験体の拘束状況について問い合わせたところ、図 4.3.3-1 に示すようにチェーンで試験体の 2 か所を吊り下げているとの回答があった。この方法では、僅かでも試験体は鉛直からずれた状態にあったことも考えられる。そこで、試験体の角度を鉛直から 5° ずらした場合の解析を行うこととした。なお、本解析では、軸対称では考慮しなかった重力の影響を考慮している。解析コードとしては、

汎用 FEM 解析コード Abaqus を用いた。

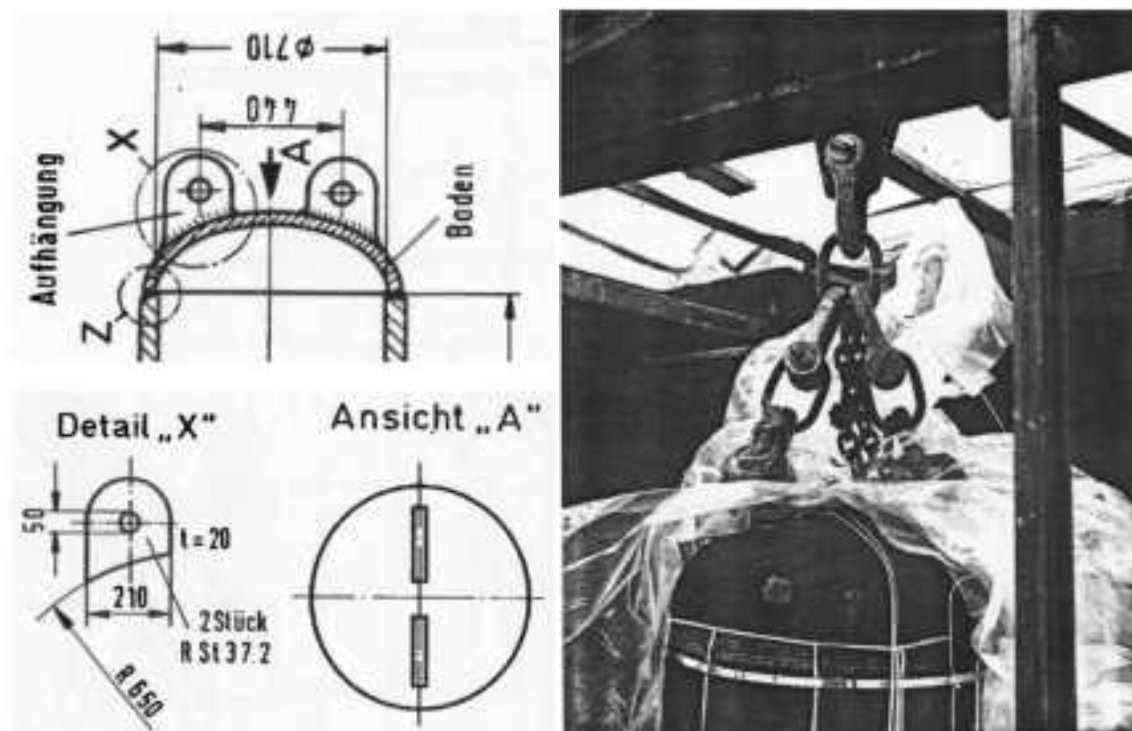


図 4.3.3-1 試験体の拘束状況

(2) 解析モデル

2次元軸対称モデルを基に、同様の形状を有する3次元解析モデルを作成した。3次元解析モデルは、吊り下げる2箇所の支持点に関する対称性を考慮して、全周モデルを2分割し、その内の180°範囲をモデル化した。

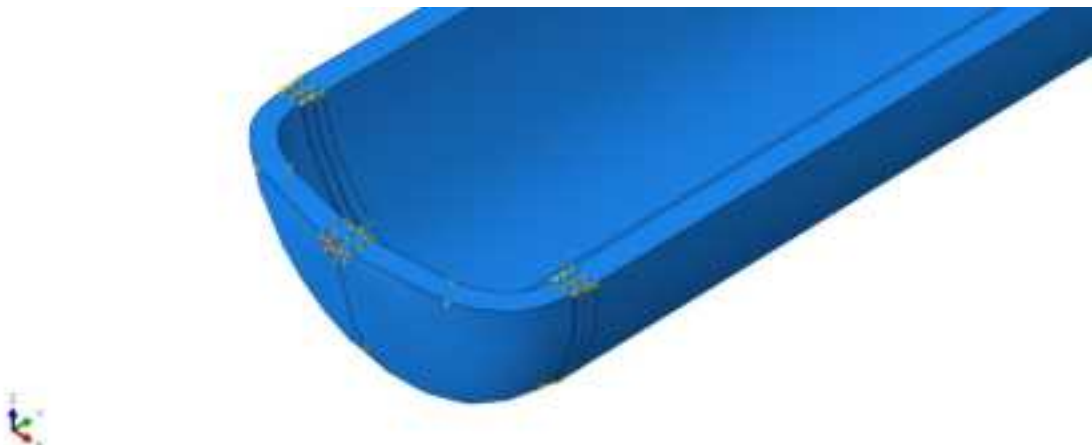
作成した3次元モデルの形状及び境界条件を図4.3.3-2に、メッシュ分割を図4.3.3-3に示す。節点数及び要素数はそれぞれ66,168及び55,308であり、要素タイプは一次低減積分要素であるC3D8Rとした。高温になる中心部付近では、要素長さ4mm×厚さ5.875（厚さ方向8層）×20.78mm（周方向60分割）と比較的細かく分割した。このような分割により、図4.3.3-4に示すように、2次元軸対称と同等の損傷パラメータが得られることを確認している。



(a) 鉛直方向 (y 方向) に拘束した領域



(b) 対称境界 (z 面)



(a) x 方向に拘束した箇所

図 4.3.3-2 3次元モデルの形状及び境界条件

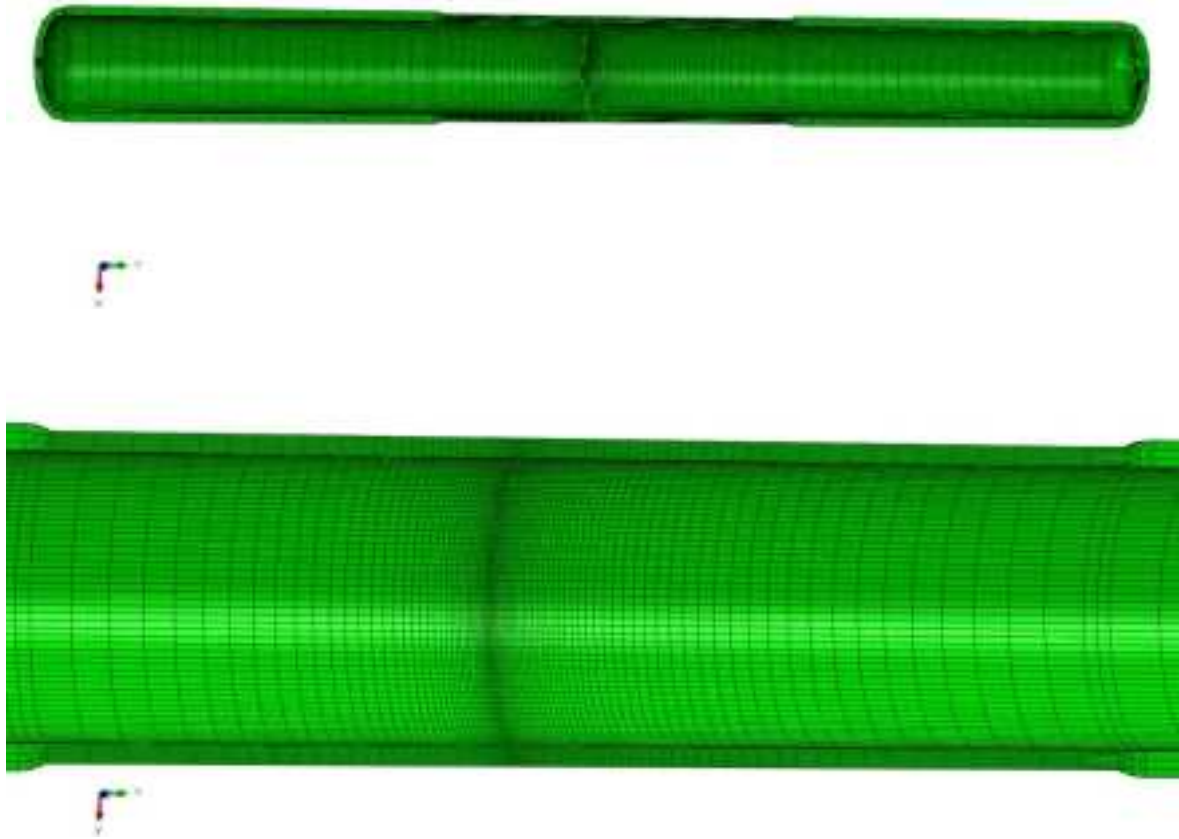
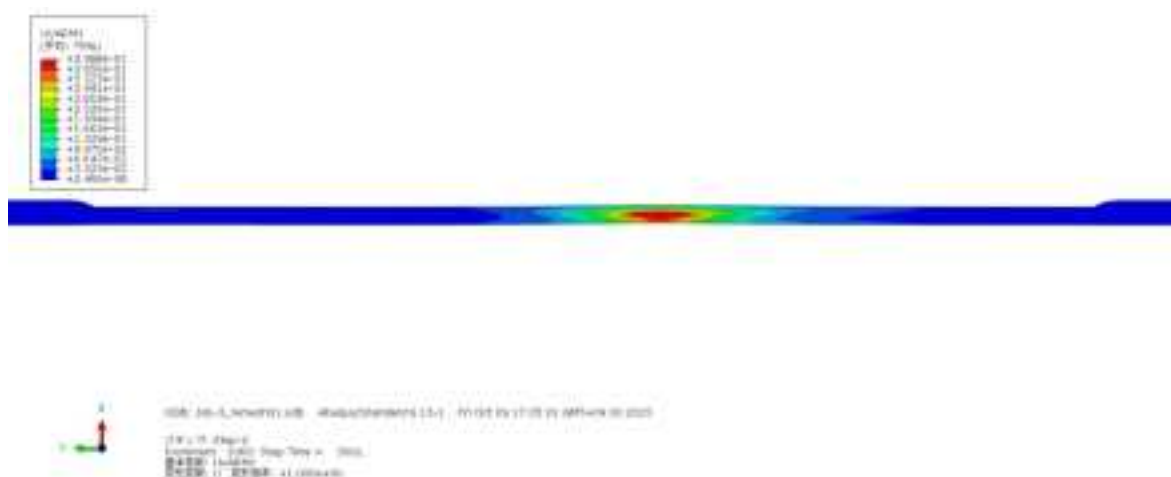
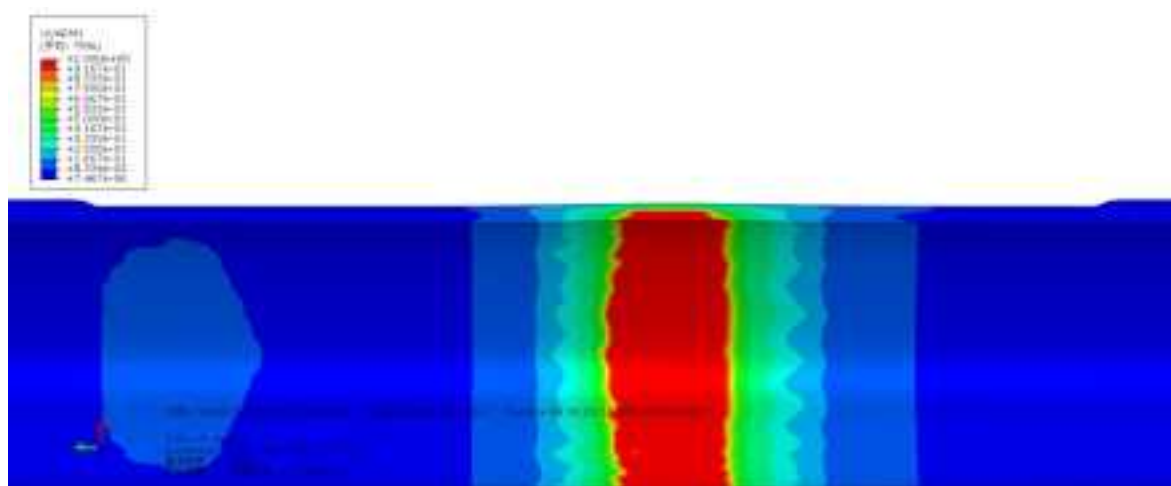


図 4.3.3-3 3次元モデルにおけるメッシュ分割



(a) 2次元軸対称モデル



(b) 3D モデル

図 4.3.3-4 損傷パラメータ分布 (12,100 秒)

(3) 材料特性

2次元軸対称解析で用いた材料特性 (4.3.2(3)にて詳述) と同様の材料特性を用いた。ここでは、重力を考慮するため、y 軸方向に重力加速度 $g=9.80665 \text{ m/s}^2$ 及び低合金鋼相当の密度を与えた。

(4) 荷重条件

2次元軸対称解析で適用した荷重条件 (4.3.2(4)にて詳述) を参考に荷重条件を設定し

た。荷重条件を設定した領域を図 4.3.3-5 に示す。内圧は 2 次元軸対称解析と同様に設定した。温度分布は、2 次元軸対称解析で用いた温度分布を基に周方向に 3 次的に展開し、2 次元軸対称解析と同様に内挿により節点の温度を求めることにより設定した。



(a) 内圧を負荷した領域



(b) 温度を与えた領域（全領域）

図 4.3.3-5 3次元モデルの荷重条件

(5) 解析結果

1) 結果の概要

前述のとおり、 5° 回転した 3 次元モデルを用いて、熱弾塑性クリープ解析を行った。解析は、12,700 秒まで実行できた。損傷パラメータが全断面にわたって 1 になり、変形が大きくなった時点で解析は収束しなくなった。図 4.3.3-6 に示すとおり、2 次元軸対称

及び3次元モデルにおける温度分布はよく一致していることから、温度分布は問題なく周方向に3次的に展開されたことが確認できる。解析終了時刻における相当応力分布及び変形を図4.3.3-7に示す。変形前のモデルと重ねて表示しており、試験体に5°の傾きを与えることにより、試験体の下端部は重力が下向きに作用し、曲げを伴う変形が生じていることが分かる。

2) 損傷パラメータ

図4.3.3-8に3次元モデルにより求められた損傷パラメータの分布と試験体の破損位置を比較して示す。長さ方向の中央部の中心を試験体における軸方向の0位置とすると、-191.1 mmの部位で損傷パラメータが板厚にわたって1となり破損と判定された。その時間は12,140秒であった。損傷パラメータで破損と判定された位置と試験体の破損位置はほぼ一致した。

3) 変位

試験において、図4.3.2-14から図4.3.2-16に示すように非対称性がみられた変位について、3次元モデルによる解析結果から分析を行った。図4.3.3-9に示すように、傾斜により自重がより負担される左側(Xのプラス方向側)が0°、右側(Xのマイナス方向側)が180°とした。この図から、破損時(12,140秒)における破損位置の半径方向変位については、0°の方が180°に比べて変形が大きく、試験体の中心が0°の方向に移動しているように見える結果が得られた。このことから、図4.3.2-14や図4.3.2-15で見られた試験における径方向変位の非対称性は、試験体が傾いているとすればその原因を説明できることが示された。また、図4.3.3-10に3次元解析により得られた試験体中央部の軸方向伸び(-200~200の区間)を示す。12,000秒より後においては、180°の方が0°より軸方向伸びは大きい。また0°において、約12,000秒でわずかながら一旦縮むような挙動がみられており、この傾向は図4.3.2-16の実測値のそれと一致する。ただし、実測値において90°でみられる軸方向伸びの減少は再現されていないことや、0°での軸方向伸びの減少量が実測値の方が解析に比べて大きいことなどから、解析の更なる精度向上には、相変態の影響等を考慮する必要があると考えられる。

以上のとおり、3次元モデルを用いて、試験体の拘束状態として試験体の角度が鉛直から5度ずれた場合を想定した解析を行ったところ、実測値でみられた径方向の変位及び軸方向伸びの非対称性の原因について、十分に説明することのできる結果が得られた。

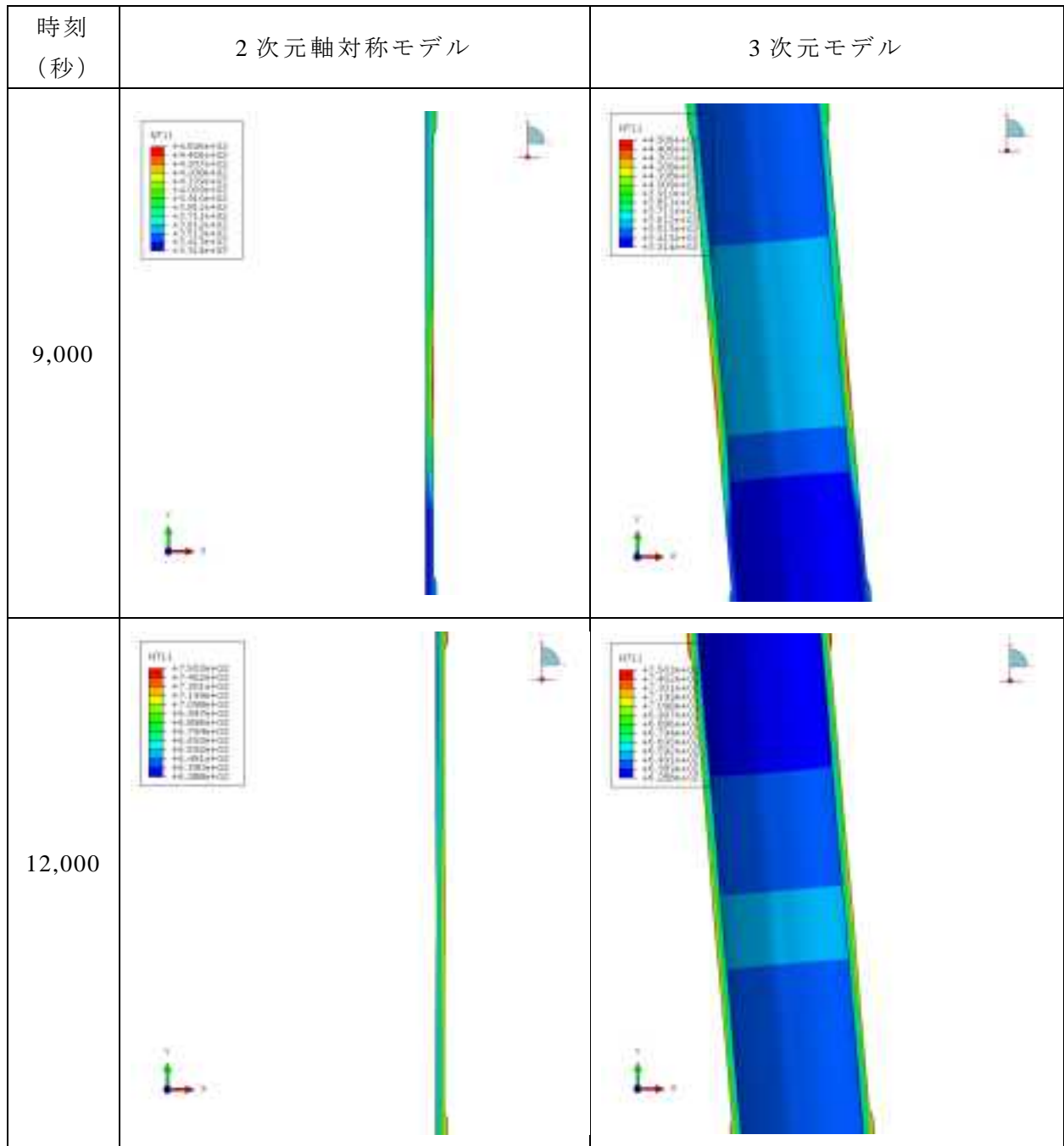


図 4.3.3-6 2次元軸対称及び3次元モデルにおける温度分布の比較

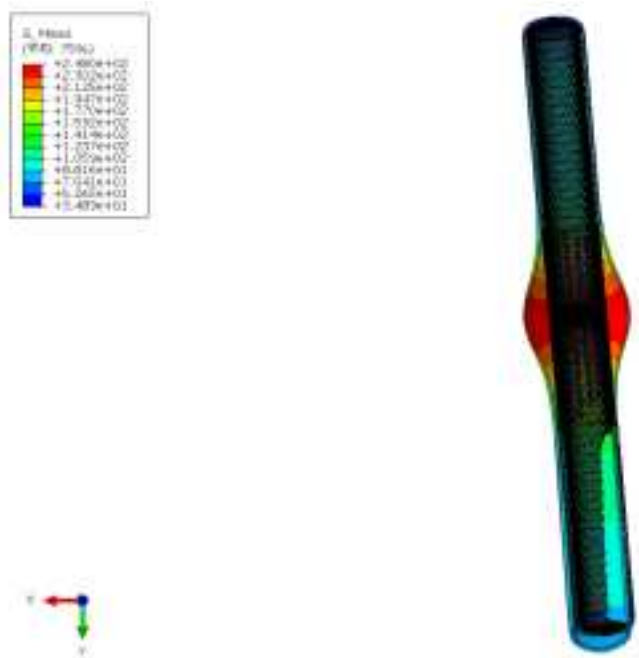
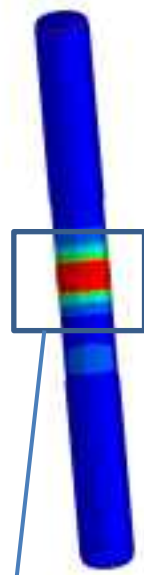
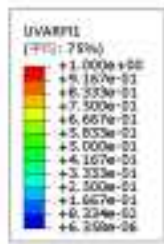


図 4.3.3-7 3次元モデルの相当応力及び変形（12,700秒、変形倍率=2）



3次元モデルの損傷パラメータ

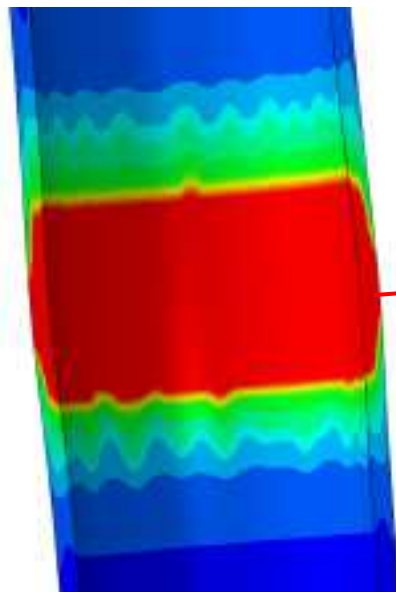
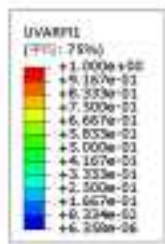


図 4.3.3-8 損傷パラメータの分布と試験体における破損位置の比較 (12,140 秒、-191.1 mm 付近)

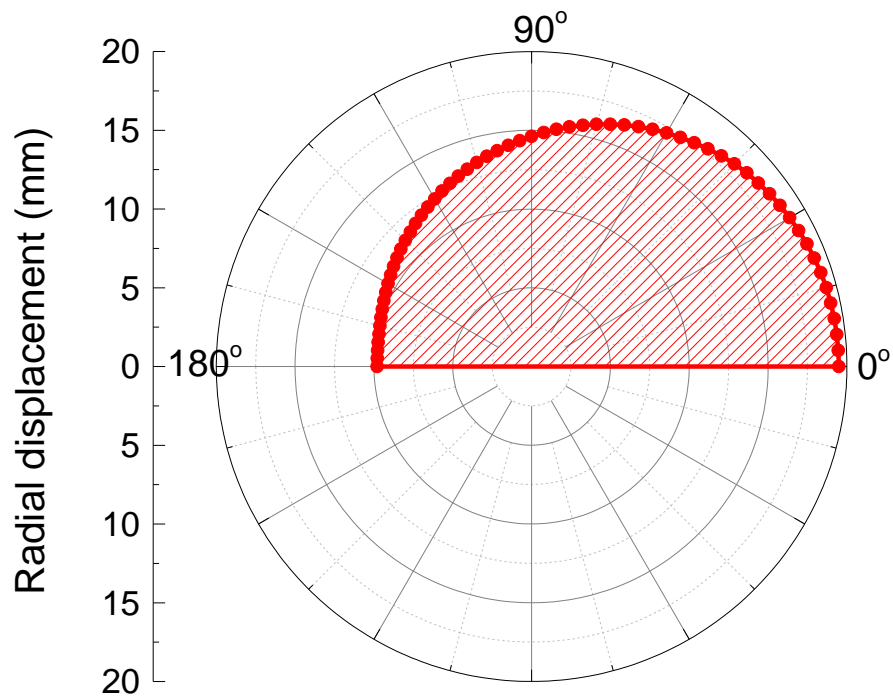
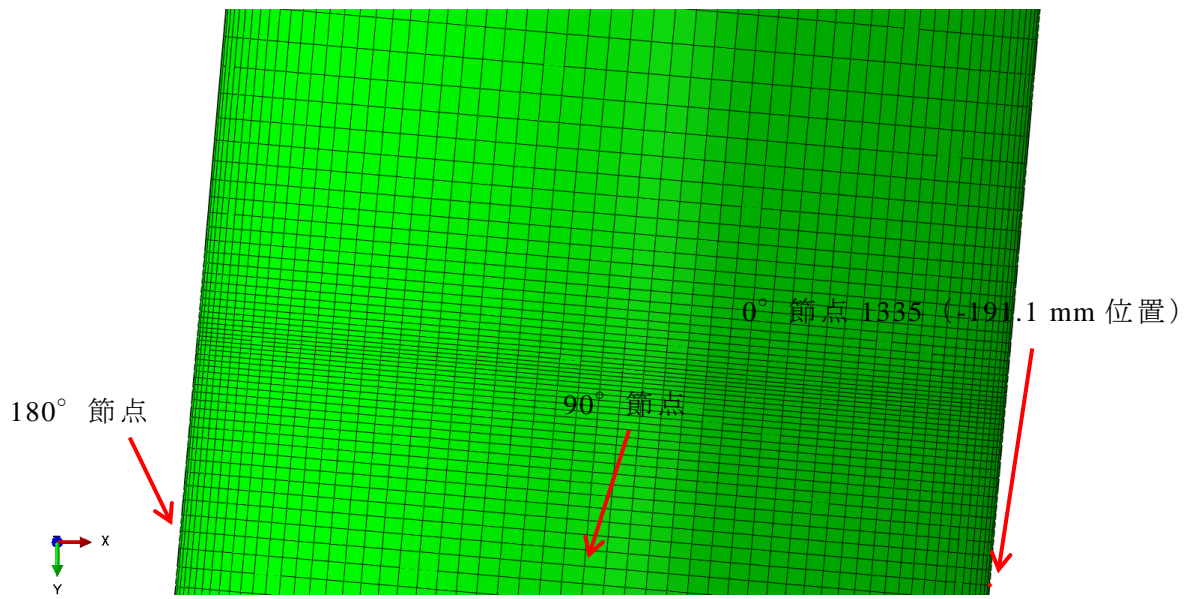


図 4.3.3-9 破損位置付近の節点の半径方向変位 (12,140 秒)

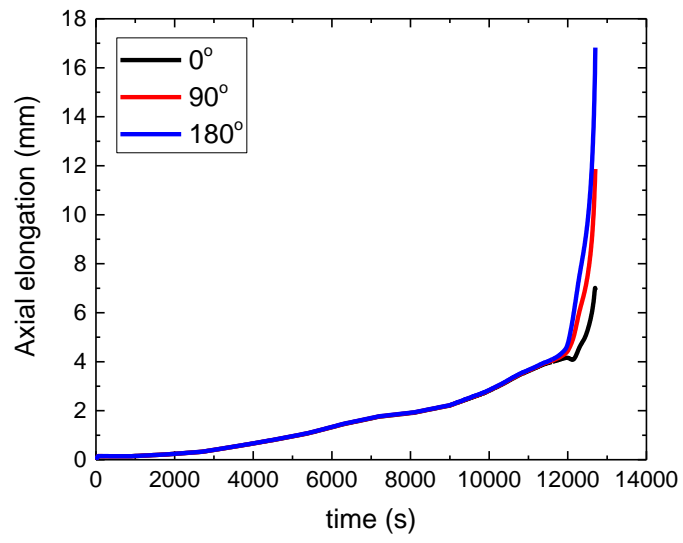


図 4.3.3-10 3次元解析で得られた軸方向伸び（約-200～200の区間）

4.3.4 原子炉容器を対象とした解析

加圧水型原子炉容器を対象として、SAが発生した際のクリープによる破損挙動を熱弾塑性クリープ解析により評価するための手法を整備することを目的に、昨年度整備した解析モデルを改良して解析を実施した。解析コードとしては、汎用 FEM 解析コード Aabqus を用いた。

(1) 解析モデル

本解析には、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。解析に用いたモデルを図 4.3.4-1 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。なお、図 4.3.4-2 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特性を付与している。

クリープ構成則としては、昨年度は簡便な Norton 則を適用していたが、本年度は新たに整備した KR 則に基づくクリープ構成則を適用した。

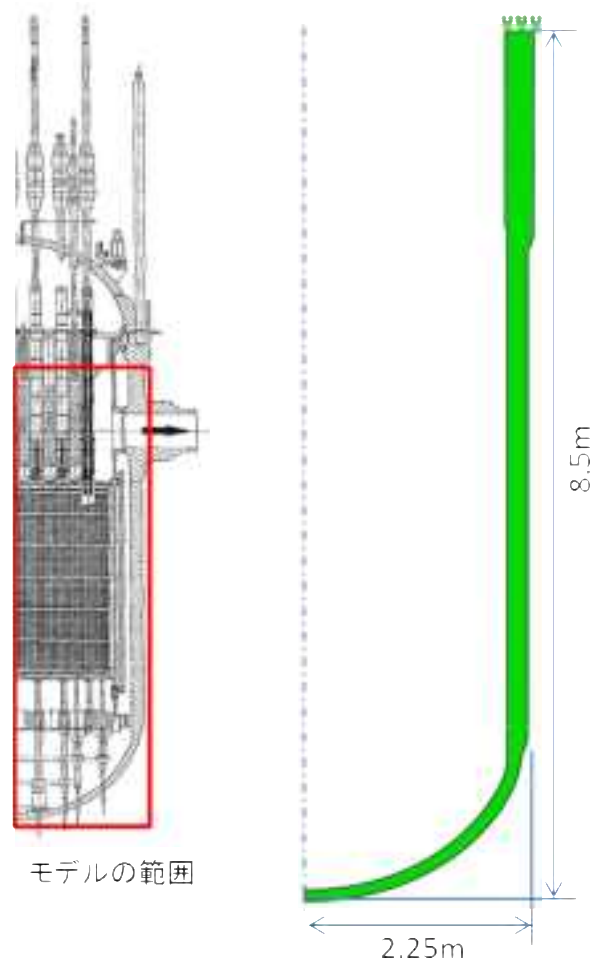


図 4.3.4-1 モデルの概要

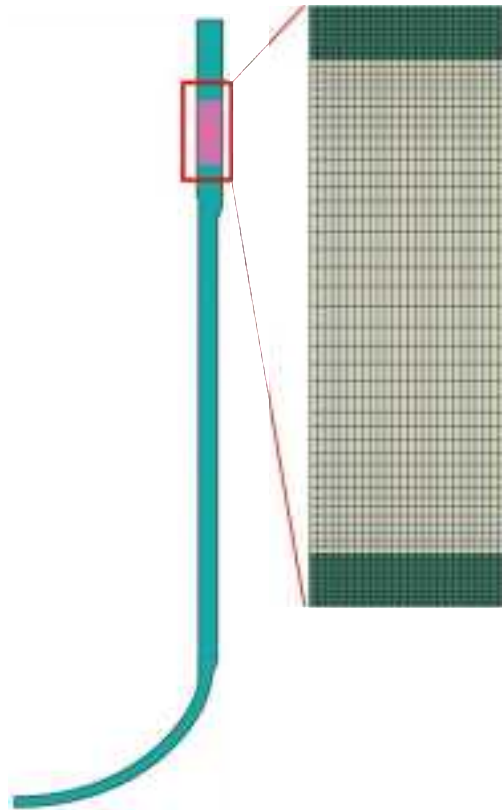


図 4.3.4-2 ノズルが存在する部位（ピンク色）とその領域のメッシュ

(2) 材料特性

各部位と材料の対応関係を表 4.3.4-1 に示す。解析に用いた材料特性は、図 4.3.4-3 及び図 4.3.4-4 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-ひずみ関係を用いた。また、弾塑性構成式には等方硬化則を用い、クリープ構成則には本年度新たに整備した Norton 則及び KR 則（4.3.2(3)で詳述）を適用し、500℃以下の温度ではクリープ変形を考慮しないこととした。

表 4.3.4-1 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

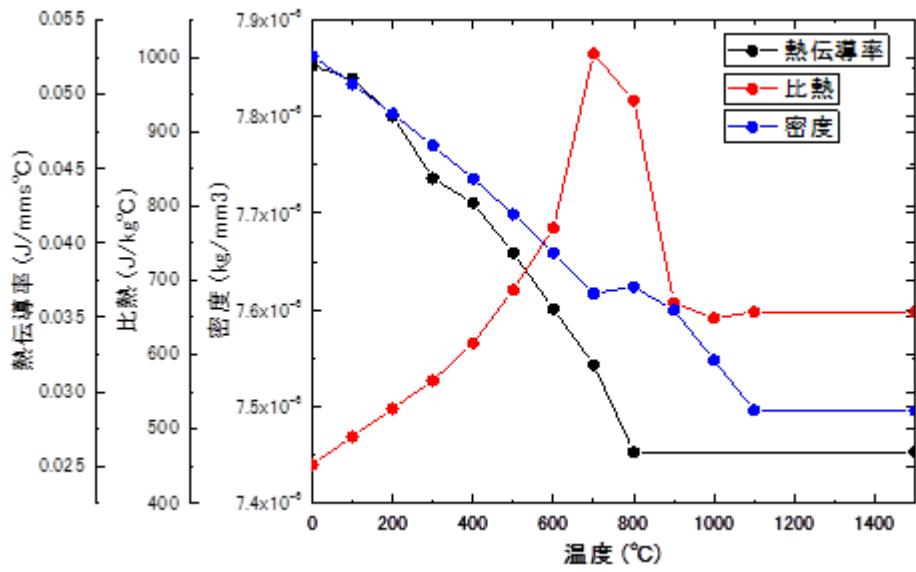


図 4.3.4-3 伝熱解析に用いた物性値

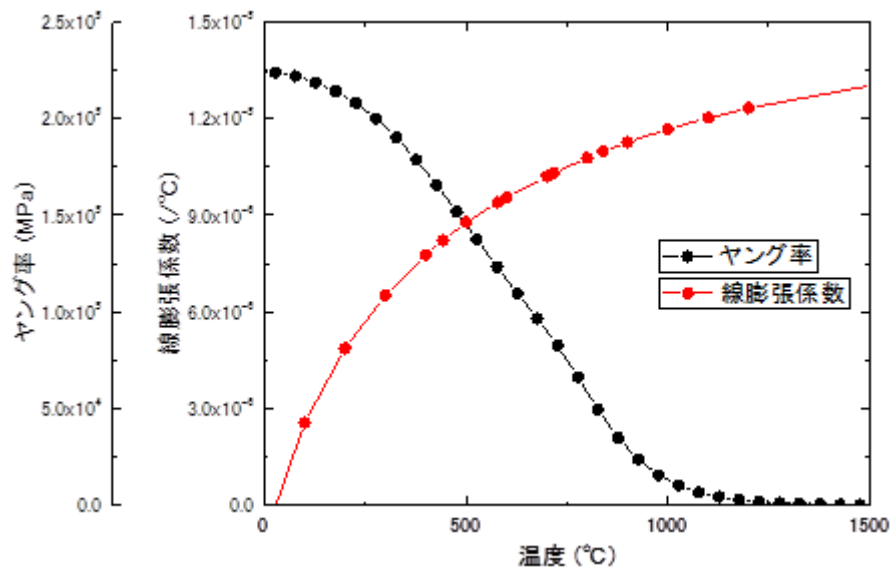


図 4.3.4-4 構造解析に用いた物性値

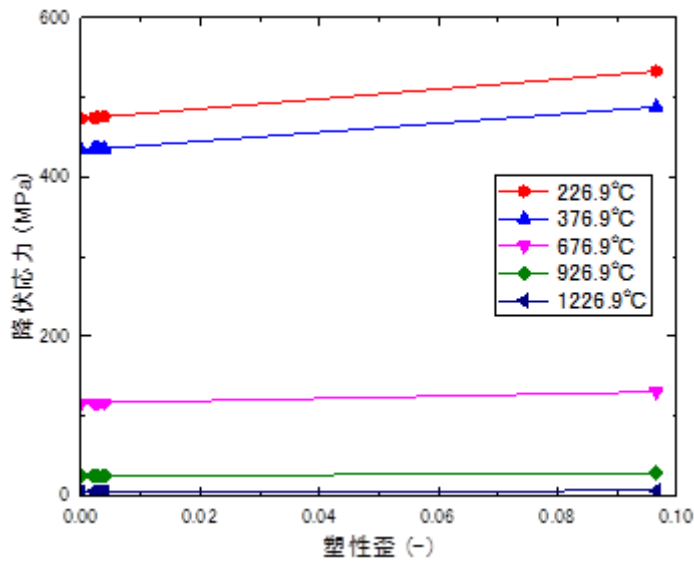


図 4.3.4-4 構造解析に用いた物性値 (つづき)

(3) 解析条件

1) 温度・内圧履歴

伝熱解析においては、図 4.3.4-5 及び図 4.3.4-6 に示す高压注入系作動の失敗、及び加圧器逃がし弁の手動開放の失敗を対象に、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内圧履歴データに基づき解析を行った。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。

2) 熱輻射及び熱伝達計算

熱輻射及び熱伝達の算出には、図 4.3.4-5 及び図 4.3.4-6 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。

$$F_{rad} = \sigma \frac{A_{core}}{A_{surf}} \left\{ \frac{(T_{core}^4 - T_{surf}^4)}{\frac{1}{\epsilon_{core}} + \frac{A_{core}}{A_{surf}} \left(\frac{1}{\epsilon_{surf}} - 1 \right)} \right\} \quad (4.3.4-1)$$

$$F_{con} = \frac{T_{core} - T_{surf}}{\frac{1}{2\pi L} \left\{ \frac{1}{H_{core} R_{core}} + \frac{1}{k} \log \left(\frac{R_{surf}}{R_{core}} \right) + \frac{1}{H_{surf} R_{surf}} \right\}} / A_{surf} \quad (4.3.4-2)$$

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。

$$F_{rad} = \sigma \varepsilon_{surf} (T_{core}^4 - T_{surf}^4) / A_{surf} \quad (4.3.4-3)$$

$$F_{con} = H_{surf} (T_{core} - T_{surf}) \quad (4.3.4-4)$$

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 、 ε 、 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、 σ 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。

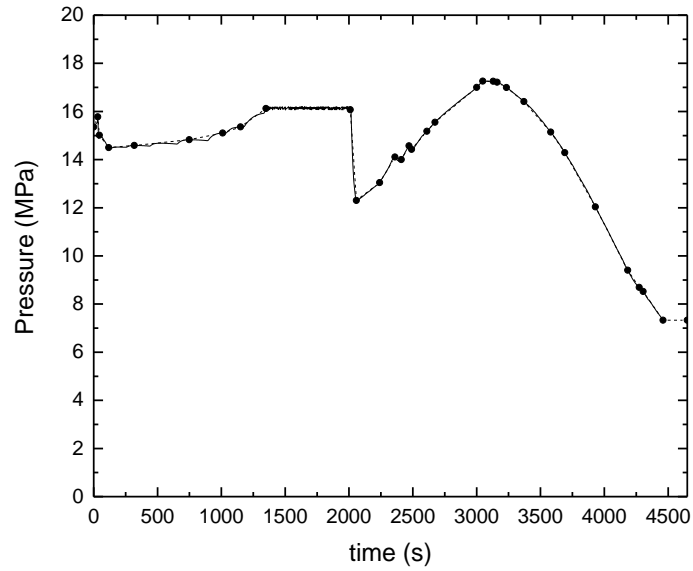
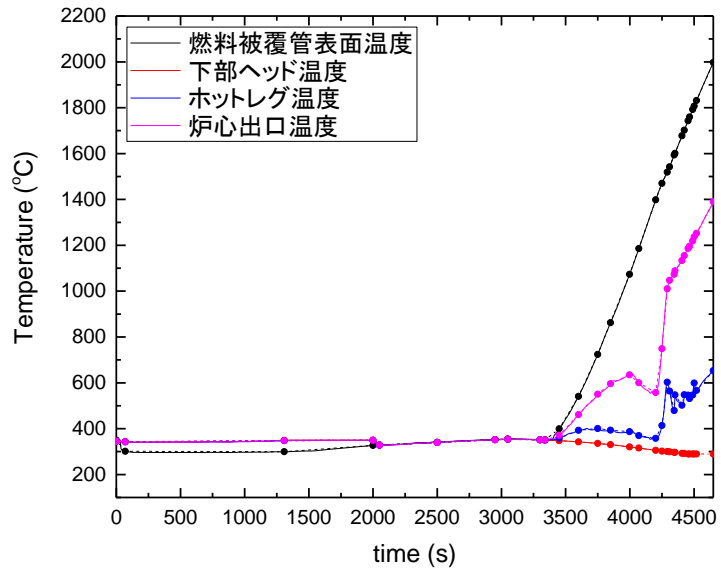


図 4.3.4-5 高圧注入系作動の失敗に関する履歴

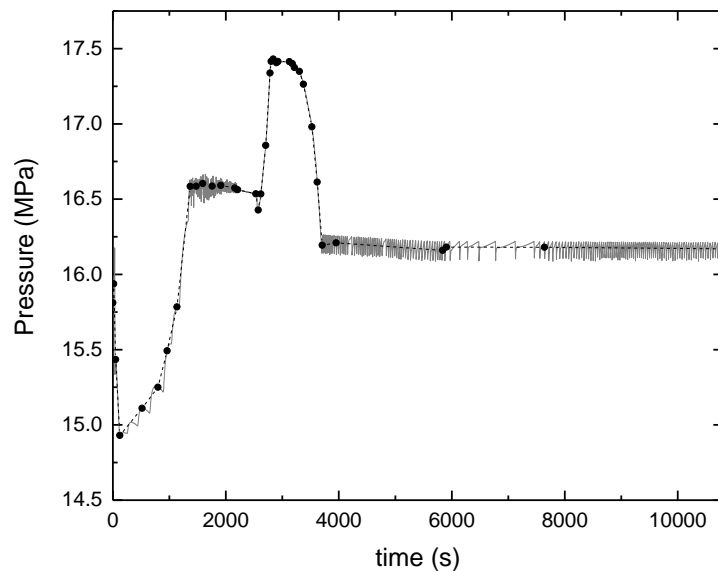
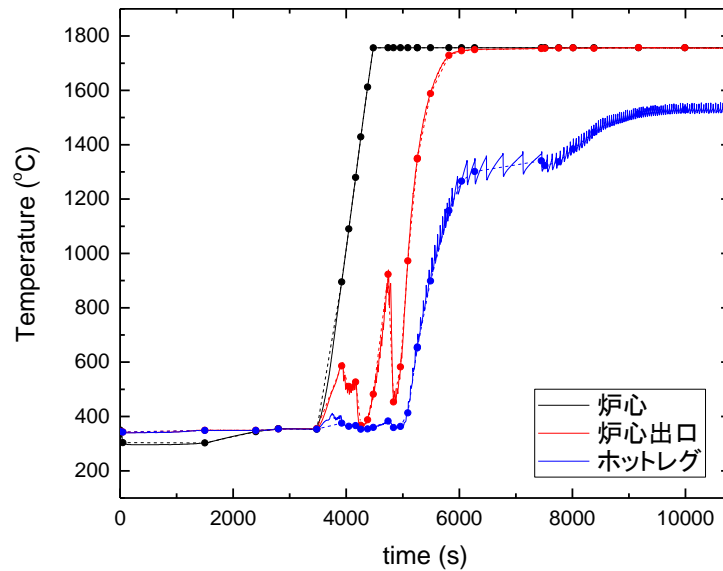


図 4.3.4-6 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗に関する履歴

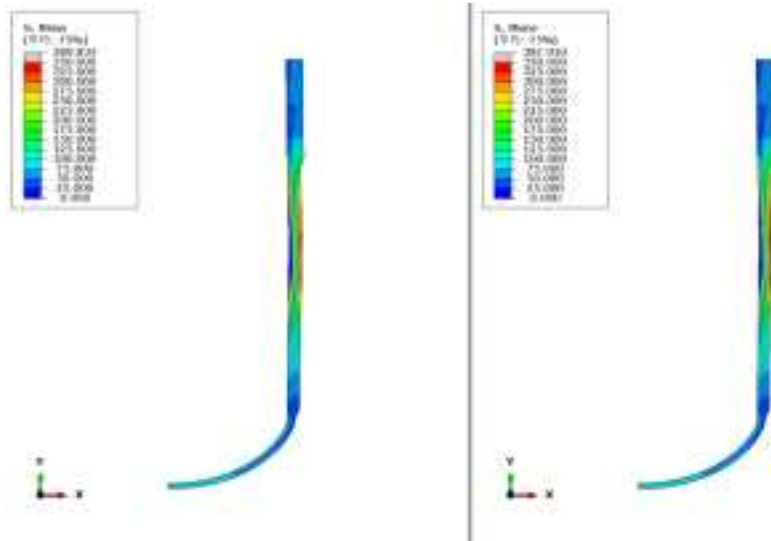
(4) 解析結果

1) ケース 1：高圧注入作動の失敗

高圧注入作動の失敗を対象した温度及び内圧を考慮して、Norton 則及び KR 則を用いた熱弾塑性クリープ解析を行い、両クリープ構成則の差異の影響について検討した。

(a) 相当応力

図 4.3.4-7 に相当応力分布を示す。(a)に Norton 則、(b) に KR 則による結果を示している。構成則の差異が相当応力分布に及ぼす影響は、本解析条件ではさほど大きくないことが分かった。



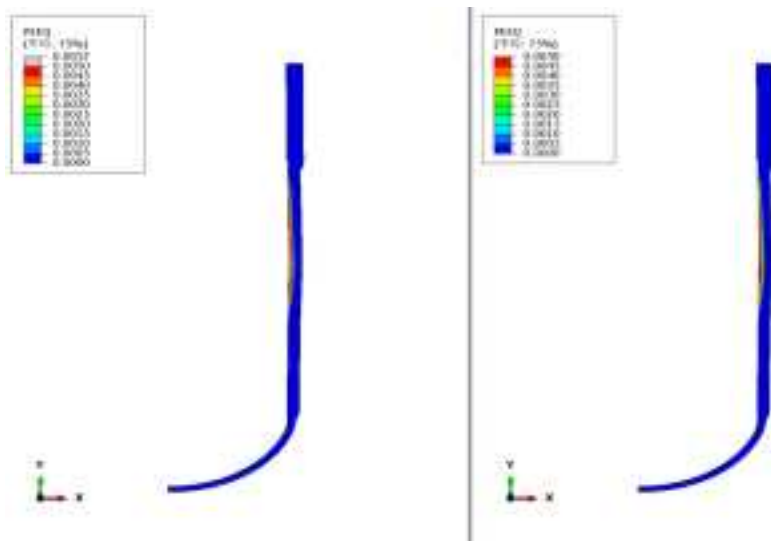
(a) Norton 則

(b) KR 則

図 4.3.4-7 高圧注入作動の失敗における相当応力分布（4650 秒、変形倍率 10 倍）

(b) 相当塑性ひずみ

図 4.3.4-8 に相当塑性ひずみ分布を示す。(a)に Norton 則、(b) に KR 則による結果を示している。高温に曝される領域に比較的大きな相当塑性ひずみがみられ、Norton 則による結果の方が、KR 則による結果に比べて高い傾向を示す。これは、KR 則の場合、塑性ひずみが高くなる領域は、すなわち応力が高い領域であるため、クリープひずみにより生じた損傷により剛性が低下し、荷重負担能力が減るためと思われる。



(a) Norton 則

(b) KR 則

図 4.3.4-8 高圧注入作動の失敗における相当塑性ひずみ（4650 秒、変形倍率 10 倍）

(c) 相当クリープひずみ

図 4.3.4-9 に相当クリープひずみを示す。(a)に Norton 則、(b)に KR 則による結果を示している。高温に曝される領域に比較的大きな相当塑性ひずみがみられ、Norton 則による結果の方が、KR 則による結果に比べて低い傾向を示す。両構成則の特徴を定量的に比較するため、KR 則において Norton 則と同等の係数（損傷パラメータの算出に関連しない係数）については、Norton 則と等しい値に設定している。すなわち、図 4.3.4-9 にみられる相当クリープひずみの差異は、損傷パラメータを考慮したことに起因しており、損傷に伴う剛性の低下が、クリープひずみ速度の増加に影響したため、KR 則により求められる相当クリープひずみは Norton 則のそれに比べて高くなったと考えられる。

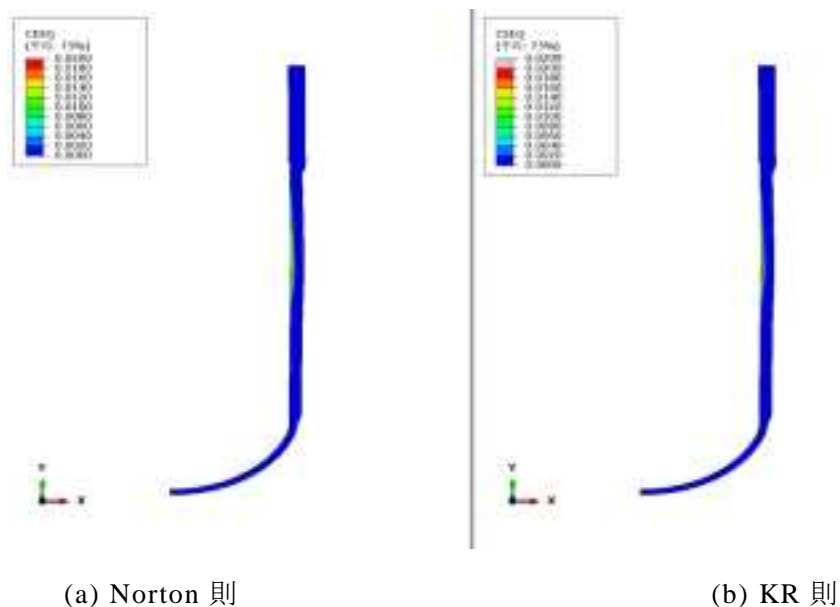


図 4.3.4-9 高圧注入作動の失敗における相当クリープひずみ（4650 秒、変形倍率 10 倍）

(d) 損傷パラメータ

KR 則に基づき算出した損傷パラメータは全領域で板厚にわたって 1 になる領域はなく、破損と判定される箇所はなかった。

2) ケース 2：加圧器逃がし弁の手動開放の失敗

加圧器逃がし弁の手動開放の失敗を対象した温度及び内圧を考慮して、Norton 則及び KR 則を用いた熱弾塑性クリープ解析を行い、両クリープ構成則の差異の影響について

検討した。

(a) 相当応力

図 4.3.4-10 に相当応力分布を示す。(a)に Norton 則、(b) に KR 則による結果を示している。構成則の差異が相当応力分布に及ぼす影響は、本解析条件ではさほど大きくないことが分かった。

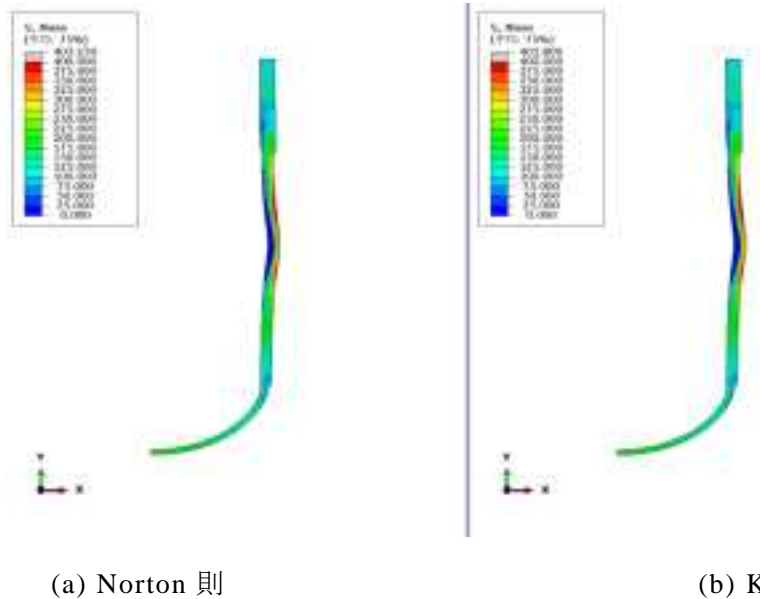


図 4.3.4-10 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗における相当応力分布（5460 秒、変形倍率 10 倍）

(b) 相当塑性ひずみ

図 4.3.4-11 に相当塑性ひずみ分布を示す。(a)に Norton 則、(b) に KR 則による結果を示している。高温に曝される領域に比較的大きな相当塑性ひずみがみられ、Norton 則による結果の方が、KR 則による結果に比べて高い傾向を示す。前述の高圧注入作動の失敗のケースと同様の結果が得られた。

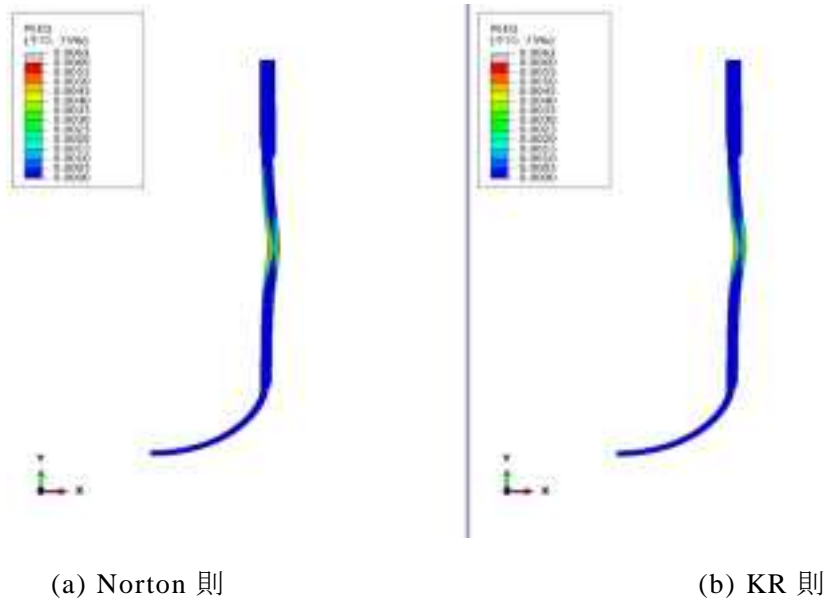


図 4.3.4-11 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗における相当塑性ひずみ（5460 秒、変形倍率 10 倍）

(c) 相当クリープひずみ

図 4.3.4-12 に相当クリープひずみを示す。(a)に Norton 則、(b)に KR 則による結果を示している。高温に曝される領域に比較的大きな相当塑性ひずみがみられ、Norton 則による結果の方が、KR 則による結果に比べて低い傾向を示す。前述の高圧注入作動の失敗のケースと同様の結果が得られた。

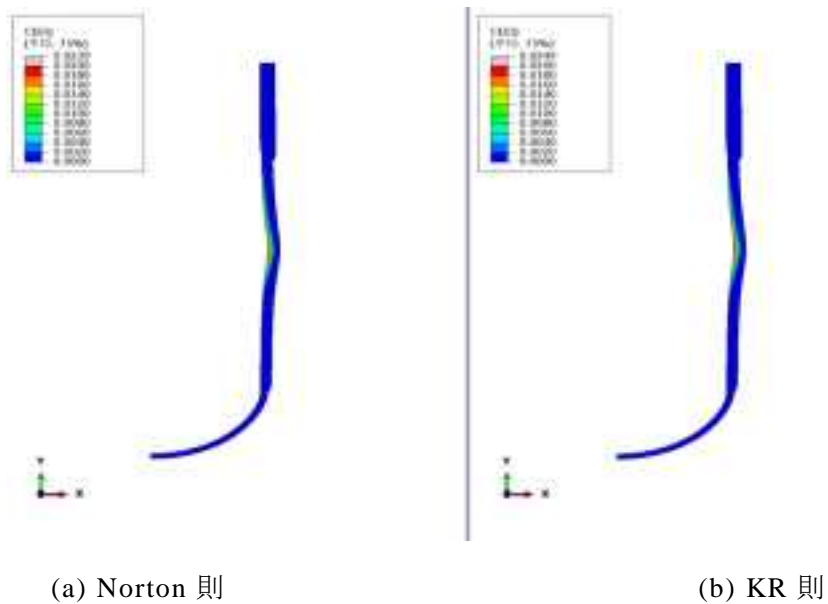


図 4.3.4-12 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗における相当クリープひずみ（5460 秒、変形倍率 10 倍）

(d) 損傷パラメータ

KR 則に基づき算出した損傷パラメータは全領域で板厚にわたって 1 になる領域はなく、破損と判定される箇所はなかった。

(5) 考察

以上の結果について、Norton 則と KR 則の差異を定量的に比較するため、図 4.3.4-13 に示す 3 箇所の位置から、温度、クリープひずみ、塑性ひずみ、軸方向応力及び周方向応力の時刻歴を取得し、図 4.3.4-14 から図 4.3.4-23 に示す。両ケースとも、温度履歴はよく一致しており、その温度分布を用いて行われる熱弾塑性クリープ解析は同一の温度条件で実行されたことを確認できた。

高压注入系作動の失敗の際の結果は、図 4.3.4-14 から図 4.3.4-18 に示されている。加熱されると同時に、相当塑性ひずみと相当クリープひずみが発生する。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 3,000 秒から見られる内圧の低下により低下した後、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。4,000 秒を超えた辺りから、応力は複雑な挙動を呈するが、これはクリープひずみの発生により応力が緩和する影響等によるものと考えられる。両方向の応力がほぼゼロになった時点で、クリープひずみ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亀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。また、相当塑性ひずみ及び相当クリープひずみについて、Norton 則と KR 則を比較すると、前述のとおり KR 則の方が Norton 則に比べて、相当塑性ひずみは低く、相当クリープひずみは高い傾向が明らかに示されている。その際の原因は、前述のとおり、KR 則では損傷パラメータを考慮していることにより、損傷に伴う剛性の低下がクリープひずみ速度の増加に影響する一方、相当塑性ひずみは当該部位の荷重負担能力が減るために減少すると考えられる。

加压器逃がし弁の手動開放の失敗の際の結果は、図 4.3.4-19 から図 4.3.4-23 に示されている。本ケースは、図 4.3.4-6 に示されるとおり 10,000 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、約 6,000 秒で計算を打ち切った。前述のケースと同様、加熱されると同時に相当塑性ひずみと相当クリープひずみ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亀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。



図 4.3.4-13 結果の出力位置

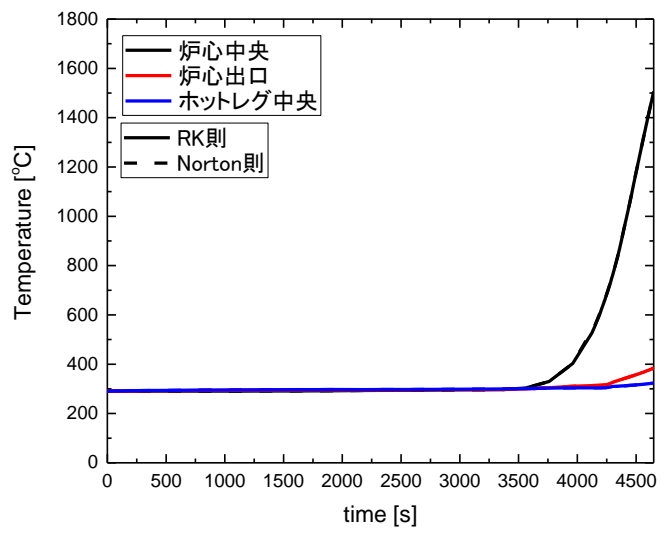


図 4.3.4-14 高圧注入系作動の失敗による温度変化

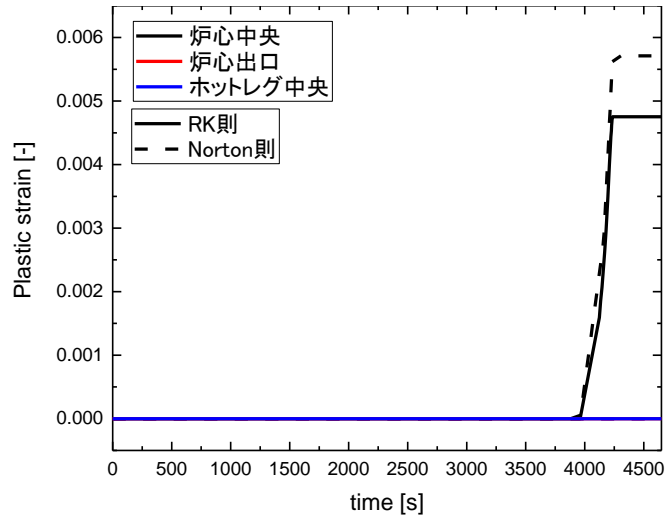


図 4.3.4-15 高圧注入系作動の失敗による相当塑性ひずみ変化

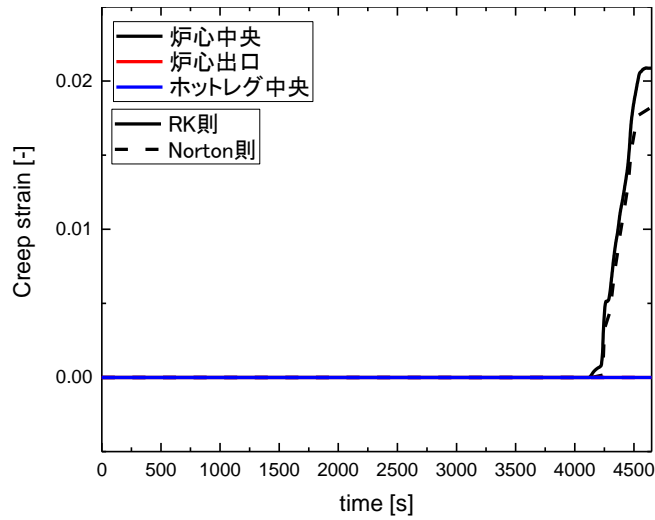


図 4.3.4-16 高圧注入系作動の失敗による相当クリープひずみ変化

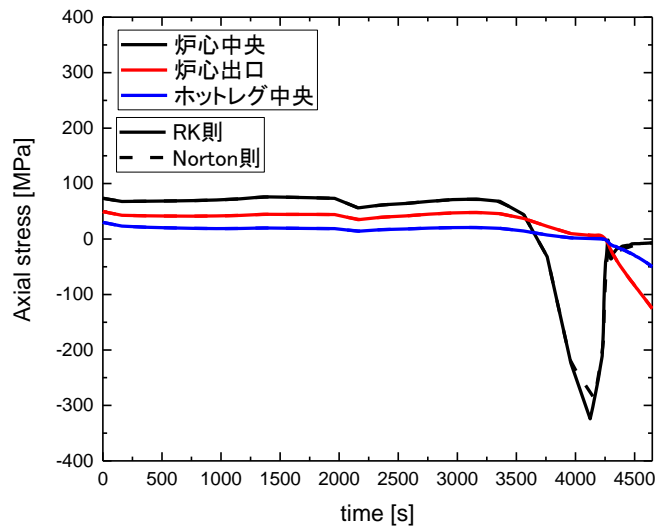


図 4.3.4-17 高圧注入系作動の失敗による軸方向応力変化

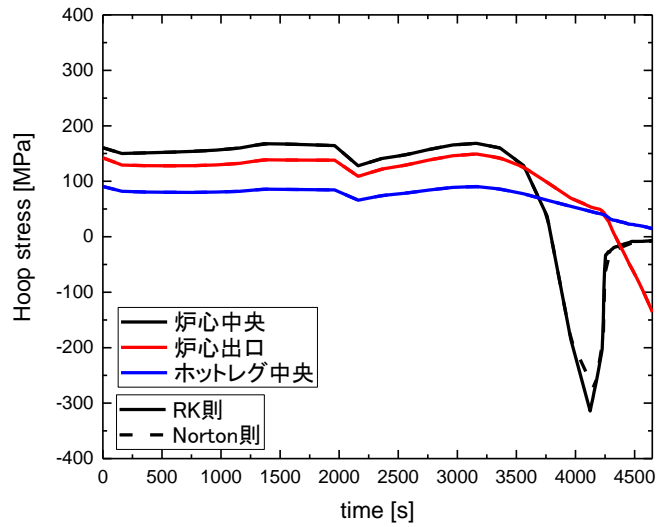


図 4.3.4-18 高压注入系作動の失敗による周方向応力変化

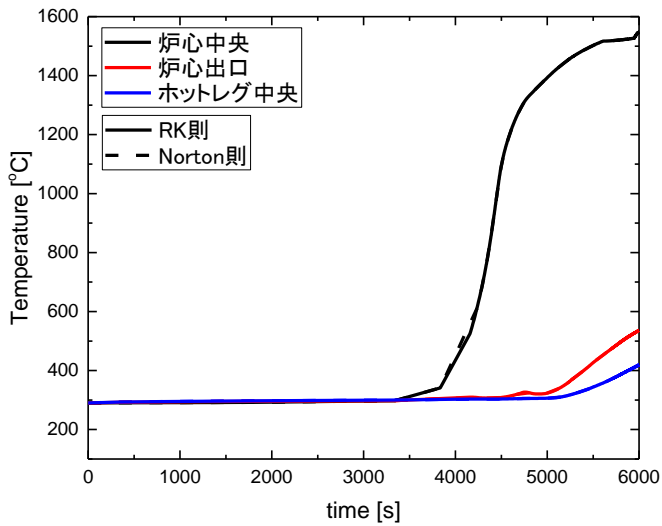


図 4.3.4-19 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による温度変化

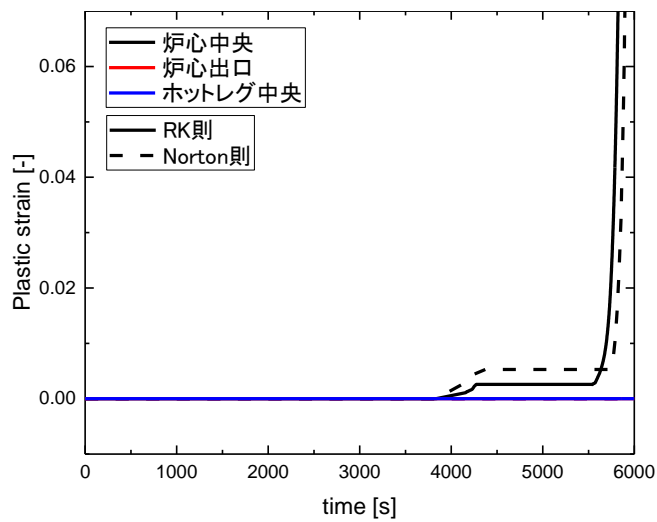


図 4.3.4-20 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による相当塑性ひずみ変化

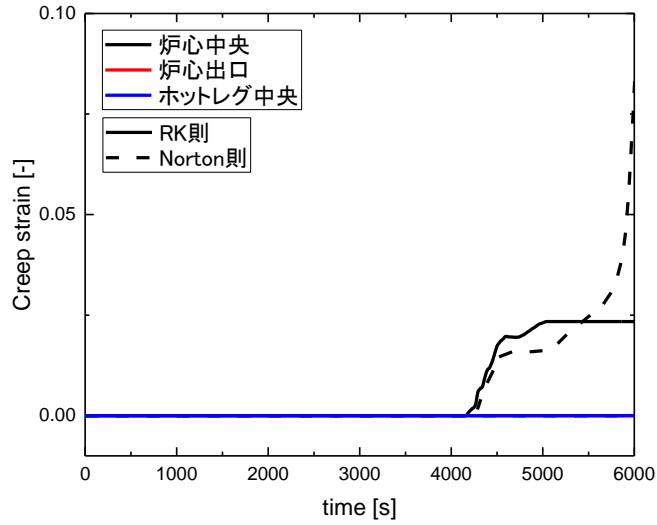


図 4.3.4-21 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による相当クリープひずみ変化

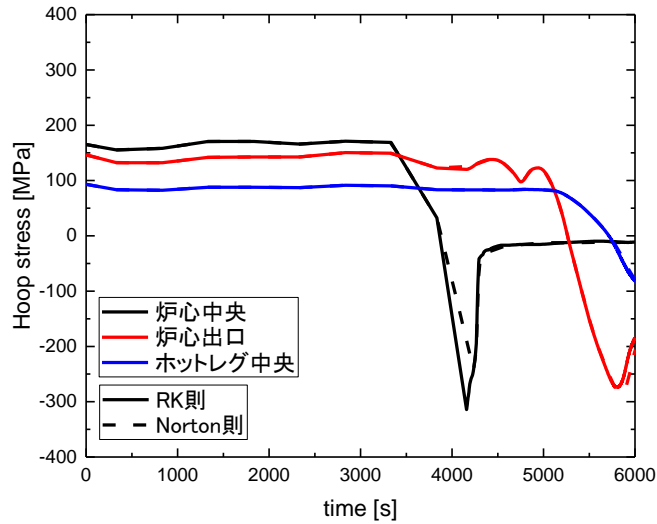


図 4.3.4-22 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による軸方向応力変化

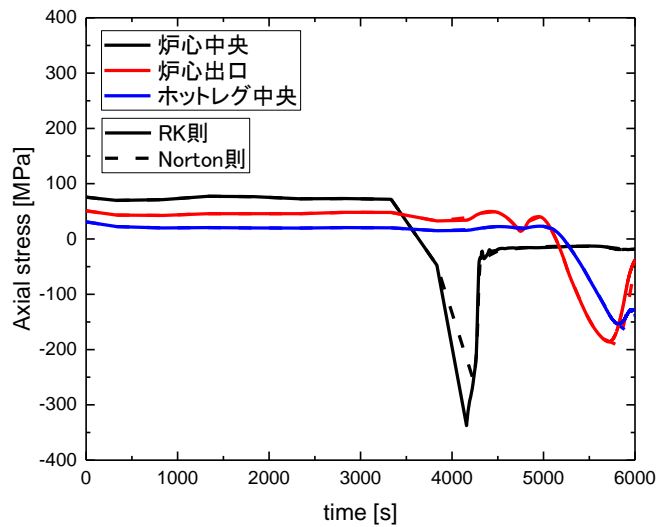


図 4.3.4-23 加圧器逃がし弁の手動開放の失敗による周方向応力変化

4.3.5 経年劣化が SA 時の機器健全性に及ぼす影響に関する検討

本節の目的は、経年化に伴い生じる可能性のある中性子照射による材料や割れ発生等の経年劣化が、SA 時の機器の健全性に及ぼす影響について検討することである。そのため、本年度は、応力腐食割れ等により生じる亀裂を想定して、SA 時に起きる可能性のある炉心溶融後の溶融燃料やデブリの落下に伴う下部ヘッドの構造強度を FEM 解析により評価する手法について検討した。解析コードとしては、汎用 FEM 解析コード FINAS/STAR を用いた。

(1) 概要

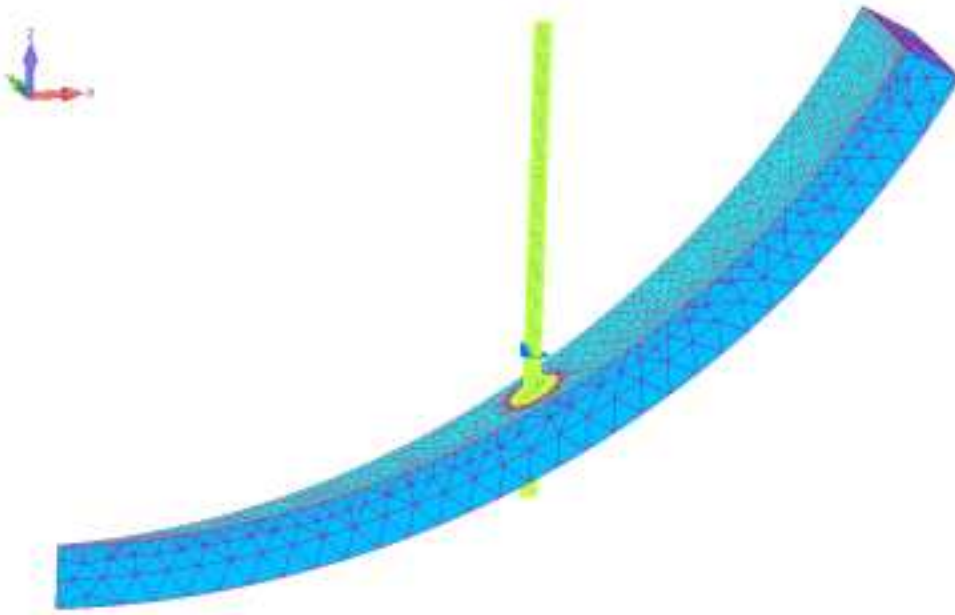
本節では、下部ヘッドを対象に解析的検討を行うこととした。Hashimotoら¹⁵⁴、Onizawaら¹⁵⁵を参考に、熱伝導・熱応力解析を実施するための解析モデルを作成し、温度依存性を考慮した大変形弾塑性クリープ解析を実施した。弾塑性構成式には等方硬化則を用い、クリープ構成式には本年度新たに整備したKR則を適用した。

(2) 解析モデル

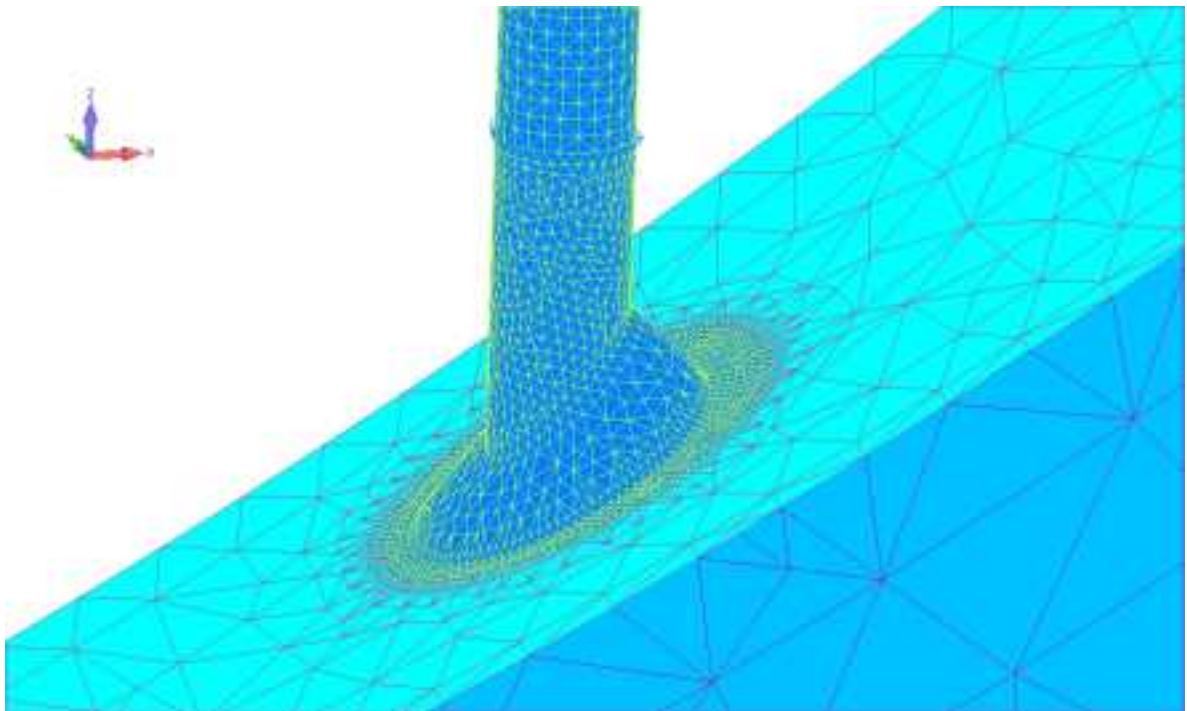
昨年度作成した解析モデルは、炉内計装管が短く炉心溶融プール内にあったために局所的な加熱が生じ、解析の収束性が良くなかった。そのため、本年度はまず解析モデルの改良を施した。解析モデルのメッシュ図を図4.3.5-1に示す。モデル化範囲は周方向10°分であり、10節点4面体要素、2節点6面体要素でモデル化した。昨年度の解析モデルに対して、計装管を800mmほど延長することにより、計装管は想定する炉心溶融プールから600mmほど上に出ることになる（図4.3.5-2）。これにより、解析の収束性が向上すると考えられ、今後亀裂進展シミュレーションを行う場合には、そこで解析が止まることは避けられる見込みである。

¹⁵⁴ K.Hashimoto, K.Onizawa, R.Kurihara, S.Kawasaki & K.Soda, Thermal and Stress Analyses of the Reactor Pressure Vessel Lower Head of the Three Mile Island Unit 2, Int. J. Ves. & Piping 52 25-40, (1992).

¹⁵⁵ 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), (1993).



全体図



計装管周辺

図 4.3.5-1 解析モデルのメッシュ図

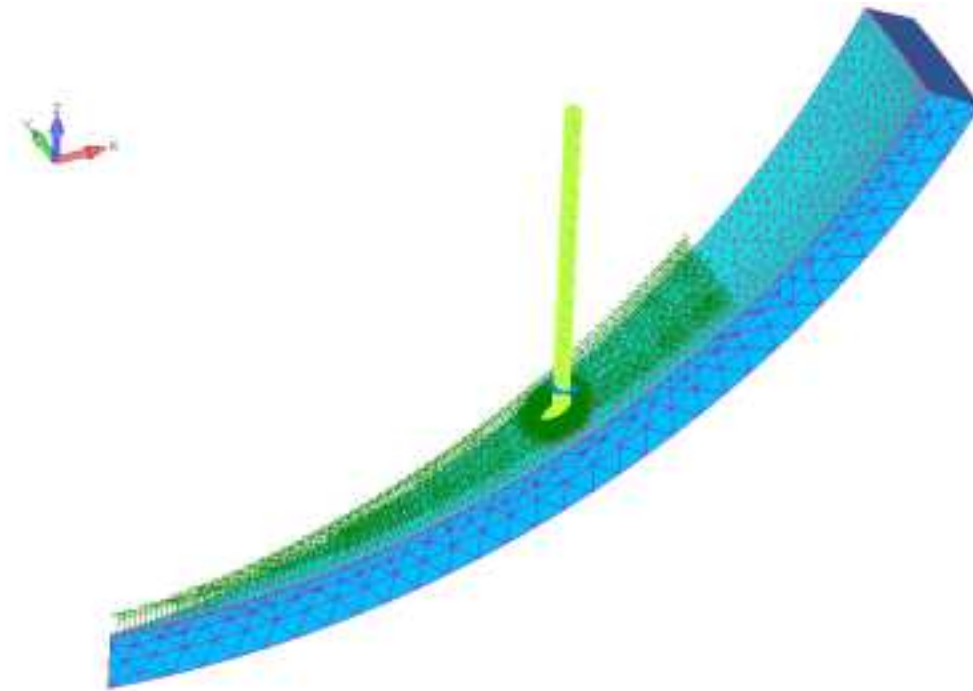


図 4.3.5-2 計装管と炉心溶融プール（緑色の熱伝達境界の領域に相当）の位置関係

(3) 材料特性

4.3.4(2)で用いた材料特性と同様の材料特性を用いた。また、クリープ構成則には前節で述べた KR 則を適用した。

(4) 熱伝導解析の境界条件

炉心溶融プールの深さは RPV の底から 610[mm]と、その温度は一様に 2,227℃まで加熱されるものと仮定して解析を行った。初期温度は 287℃とした。境界条件の概略を図 4.3.5-3 に示す。RPV 内部、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、上述の炉心溶融プール温度を雰囲気温度とし、熱伝達(熱伝達係数は $2.5 \times 10^{-5} \text{ W/mm}^2/\text{K}$)により下部ヘッドが加熱されるようにした。また、炉心溶融プールに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、容器内の外部温度を 287℃、容器外の外部温度を 38℃とて解析を行った。

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、BMI 管表面)

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

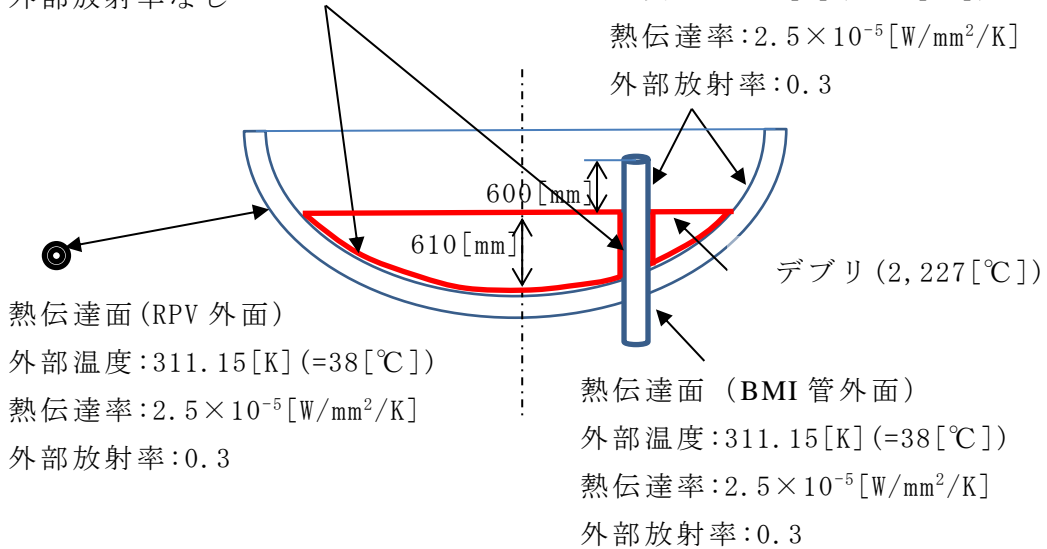


図 4.3.5-3 伝熱解析の境界条件

(5) 熱応力解析の境界条件

熱伝導解析の結果得られた温度分布を用いて熱弾塑性クリープ解析を実施した。熱応力解析の境界条件の概略図を図 4.3.5-4 に示す。RPV 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多点拘束条件を設定した。また、RPV 内表面のクラッド、計装管、貫通部における溶接部の表面には 11.6 MPa の内圧を負荷した。さらに、材料の自重を考慮した。

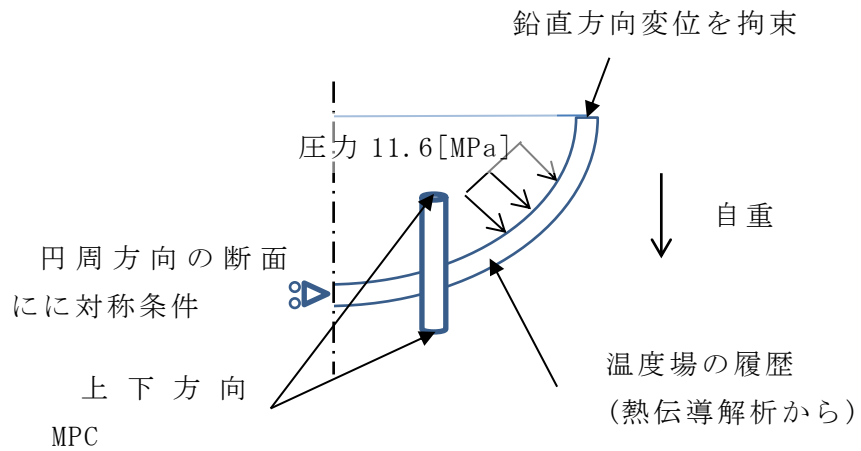
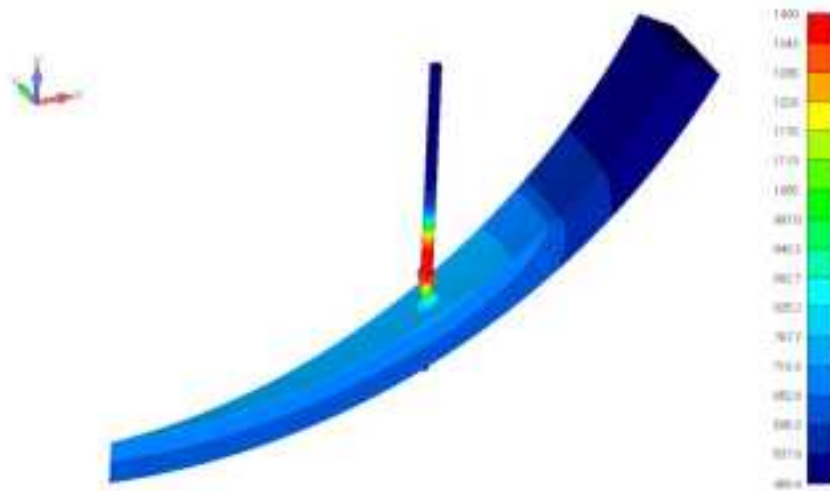


図 4.3.5-4 熱応力解析の境界条件

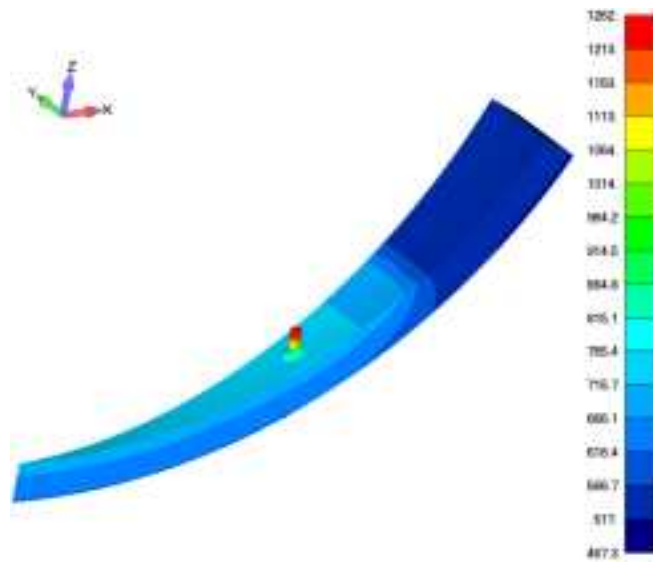
(6) 熱伝導解析の結果

計算開始 2,000 秒後の温度分布を図 4.3.5-5 に示す。炉心溶融プールが存在する RPV の底から 610 mm の部分、特に炉内計装管が高温になる。昨年度行った解析(図 4.3.5-5 (b))では、その部分で解析が収束しなくなり、解析が終了していた。



(a) 本年度モデル

図 4.3.5-5 計算開始 2,000 秒後の温度温度分布 (K)

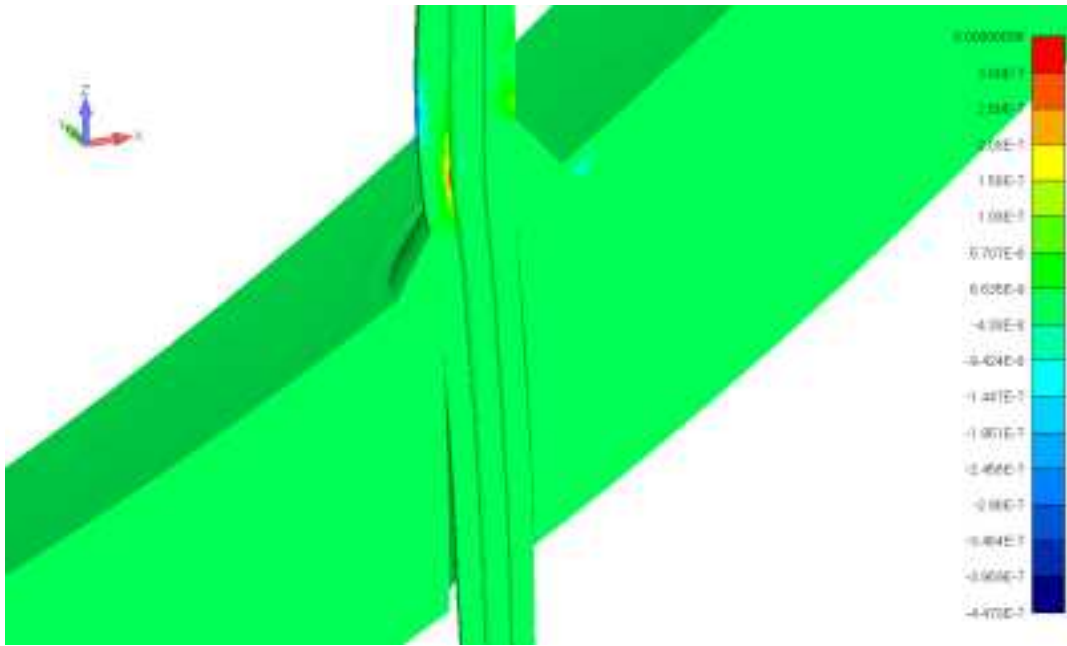


(b) 昨年度モデル

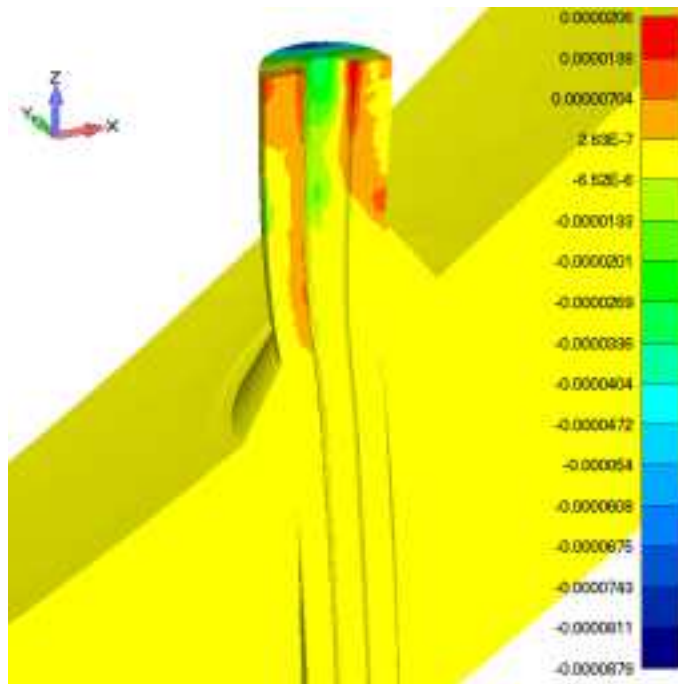
図 4.3.5-5 計算開始 2,000 秒後の温度温度分布 (K) (つづき)

(7) 熱応力解析の結果

計算結果の一例を図 4.3.5-6 に示す。この図は、計算開始 600 秒後の径方向クリープひずみを示している。図 4.3.5-5(b)から分かるように、計装管端面に局所的に不連続なクリープひずみが生じており、これが解析の収束性に著しい悪影響を与え、解析が終了していた。一方、本年度改良した解析モデルでは、図 4.3.5-5(a)から分かるように、そのような不連続な分布はみられず、より長時間 (1,500 秒以上) の解析が可能になることを確認している。なお、炉心溶融プールの加熱に伴い、下部ヘッドと計装管では熱膨張に伴う変形が生じ、径方向・周方向応力は RPV 内面で圧縮、外面で引張となる一方、軸方向応力については溶接部周辺において谷側で圧縮、山側で引張となることなどが確認された。また、KR 則により算出される損傷パラメータについては、計算開始 600 秒後で最大わずか $1.0E-7$ 程度であった (図 4.3.5-7)。一方、本年度改良した解析モデルで求めた計算開始 1,500 秒後の損傷パラメータは、図 4.3.5-8 に示すとおり、計装管内側や溶接部に隣接する母材で高くなり、その値は最大値で $1.0E-4$ 程度であった。この結果から、本年度設定した解析条件では、クリープ変形により下部ヘッドが破損しないことが分かった。



(a) 本年度モデル



(b) 昨年度モデル

図 4.3.5-6 計算開始 600 秒後の径方向クリープひずみ（変形倍率 50 倍）

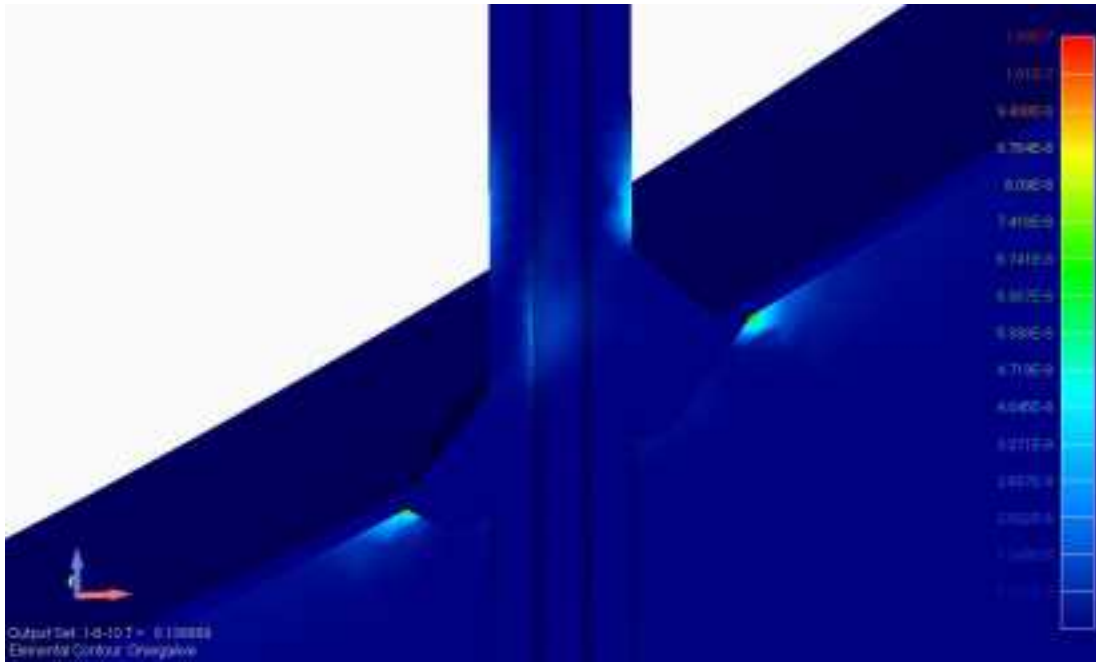


図 4.3.5-7 計算開始 600 秒後の損傷パラメータ

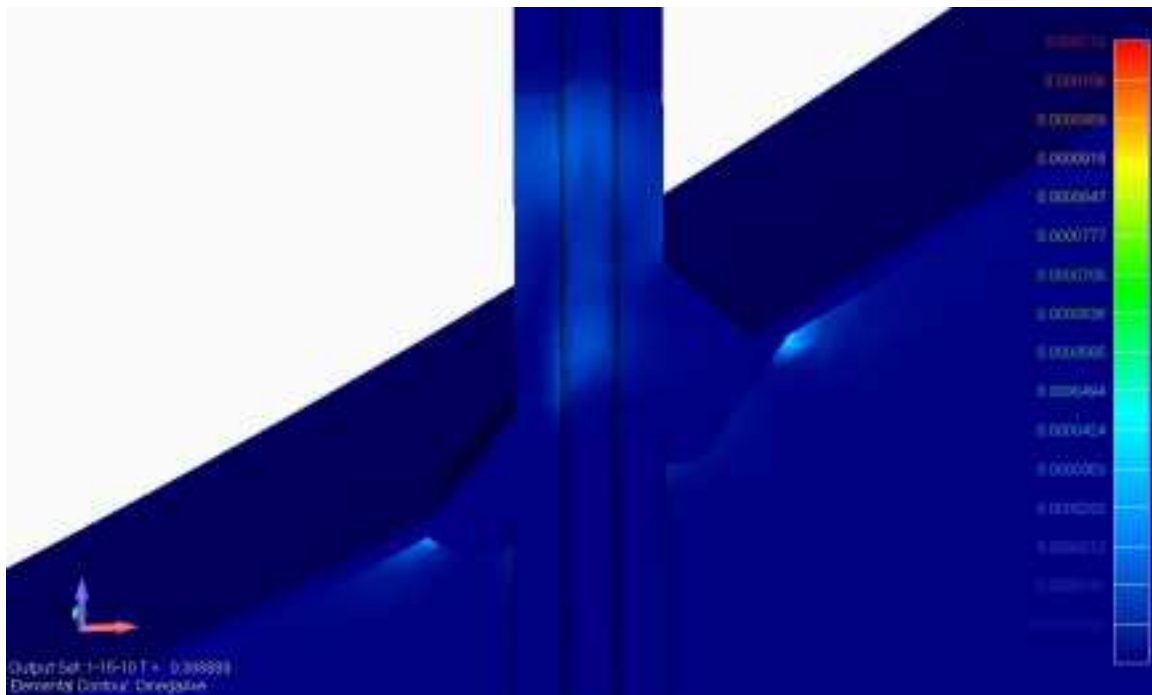


図 4.3.5-8 計算開始 1,500 秒後の損傷パラメータ

(8) 経年劣化による亀裂が SA 時の機器健全性に及ぼす影響評価に関する検討

4.2.2(2)の検討を踏まえ、本年度改良した解析モデルに対して、経年化に伴う亀裂の発生を想定して、Finas/Crack を用いて亀裂のモデル化を試みた。ただし、前述のとおり、本解析条件では PWSCC 等といった経年化に伴い発生する可能性のある亀裂が想定される部位である RPV 内面等に亀裂進展の駆動力となる引張応力が生じていた領域は見られなかったため、各種機能の確認を行うことを目的に最も高い引張応力が生じた計装管内面に亀裂が生じたものと仮定して、亀裂をモデル化することとした。その結果、図 4.3.5-9 及び図 4.3.5-10 に示すとおり、下部ヘッドにおける亀裂を導入したモデルを作成できることを確認した。

また、SA 時の亀裂進展シミュレーションに必要なクリープ J 積分 (C^*) を算出することを念頭に、作成した亀裂周辺メッシュ (図 4.3.5-10) に対して、ここでは Finas/Star (前述のとおり、Finas/Star にはクリープ J 積分計算機能が実装されていないので、その改良が望まれる。) を用いて、J 積分値を計算できることを確認した (図 4.3.5-11)。ここで、亀裂先端角度とは亀裂の表面点 (0°) から最深点 (90°) にかけての角度である。このように、亀裂前縁に沿って J 積分値を計算することは、亀裂進展シミュレーションを行ううえで必須である。今後、Abaqus または FINAS/STAR によるクリープ J 積分計算機能の精度確認や、クリープ変形を伴う亀裂進展シミュレーションのための解析手法の整備が課題であると考えられる。

今後、SA の条件を見直し、PWSCC 等による亀裂が想定される部位に引張応力が発生する可能性があるかどうかを確認しつつ、亀裂が SA 時の機器健全性に及ぼす影響を検討することが重要である。

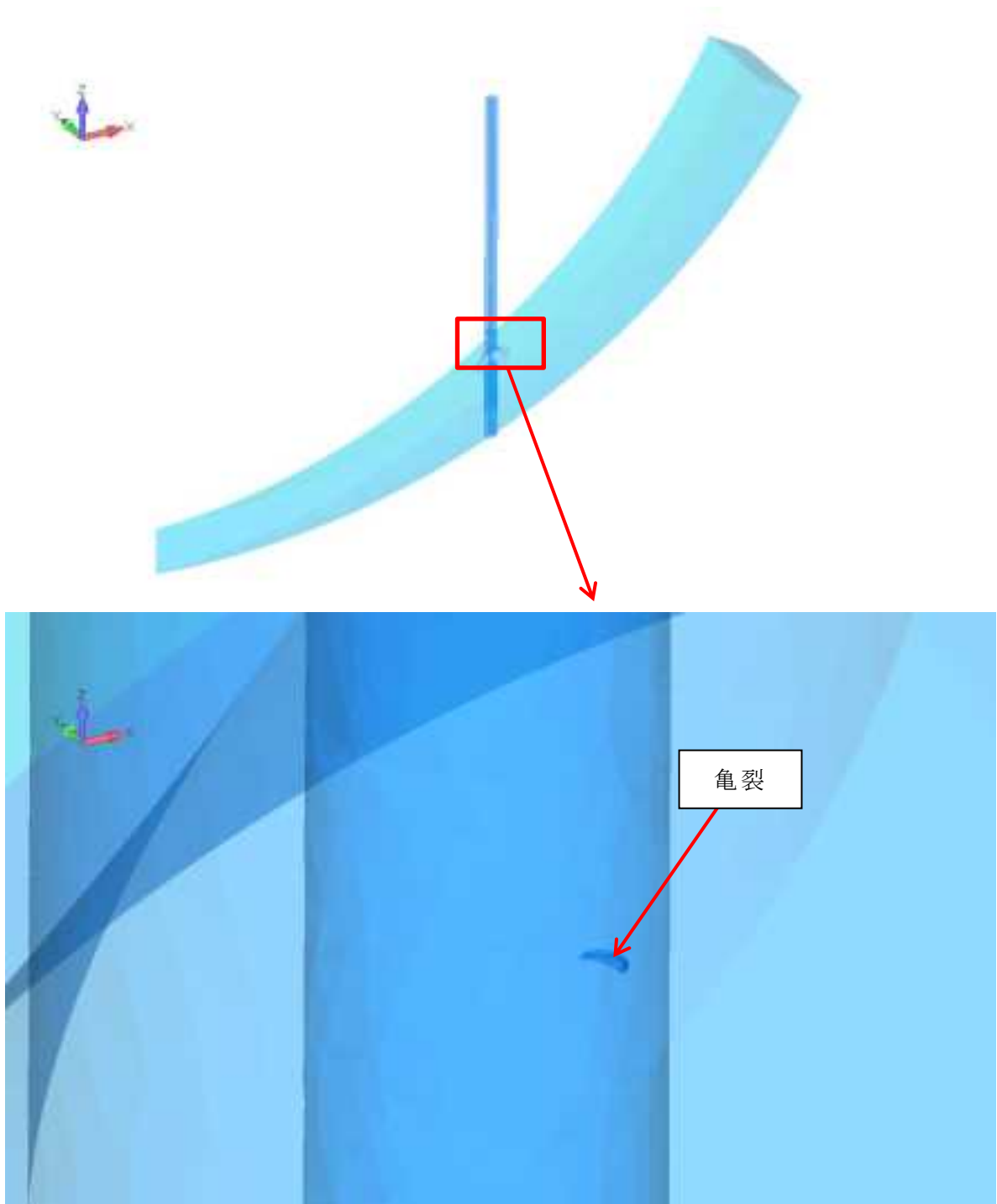


図 4.3.5-9 Finas/Crack により作成した亀裂

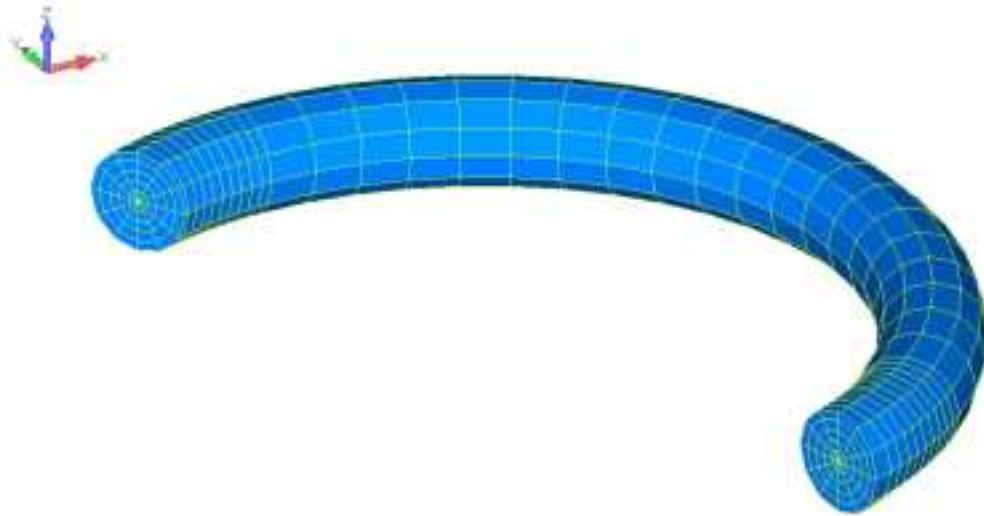


図 4.3.5-10 亀裂周辺メッシュ

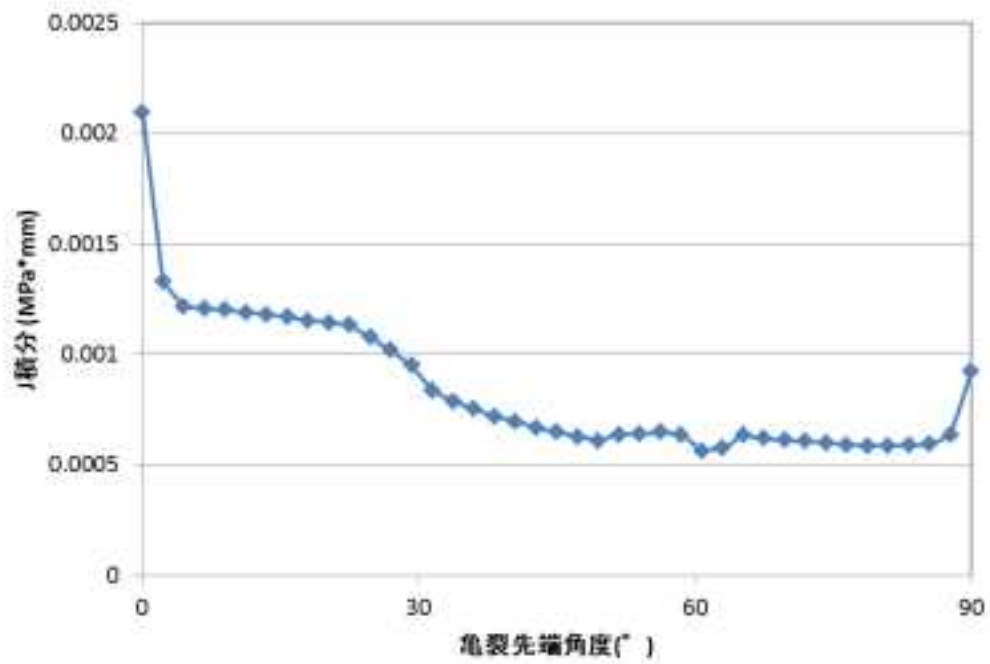


図 4.3.5-11 亀裂前縁の J 積分値

4.4 4章のまとめと今後の課題

事故により生じると考えられる経年プラントの RPV 及び一次系配管等の構造評価を行うことを目的に、関連する国内外における最新の動向について調査を行った。その調査結果を踏まえ、COSSAL ベンチマーク解析の対象である配管状試験体や下部ヘッド等に対する解析モデル及び解析手法を整備した。得られた知見は以下のとおりである。

COSSAL ベンチマーク解析では、2次元軸対称モデル及び3次元モデルを用いて、配管状試験体に対する弾塑性クリープ解析を行った。

- ・ 2次元軸対称モデルを用いた解析では、Kachanov-Rabotnov (KR) 則を適用することにより、試験結果をよく再現する結果が得られた。
- ・ 実測値でみられた非対称な径方向変位や軸方向伸びについて、3次元モデルにより鉛直方向から傾いた試験体を想定した解析を行い、その原因を分析した。少なくとも 5° の傾きを想定すれば、その実測値をよく再現できることを確認した。

RPV を対象とした解析では、2次元軸対称モデルを用いて、高圧注入系作動の失敗及び加圧器逃がし弁の手動開放の失敗を対象に、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内圧履歴データに基づき解析を行い、RPV の健全性に及ぼす影響について検討した。

- ・ いずれの事象においても、RPV 内面の応力状態を鑑みると、容器内面近傍に亀裂が存在していたとしても、容器の破壊至る可能性は低いと考えられる。
- ・ KR 則に基づき算出した損傷パラメータは全領域で板厚にわたって1になる領域はなく、破損と判定される箇所はなかった。

PWSCC 等による亀裂の発生等の経年劣化が SA 時の機器健全性に及ぼす影響に関する検討では、下部ヘッドを対象とした解析の収束性を向上するためモデルを改良するとともに、経年化に伴い発生する亀裂に対する進展シミュレーションに向けて検討を行った。

今後の課題としては、以下が挙げられる。

- ・ COSSAL ベンチマーク解析において、更なる解析精度の向上を図るためには、文献¹³⁹が示唆するように材料の相変態を考慮する必要がある。また、試験における初期不整についての情報を収集し、それを反映した解析を行うことも重要である。
- ・ COSSAL ベンチマーク解析等を通じて事故時の機器構造挙動に関する解析精度を確認するとともに、KR 則等の破損評価手法の妥当性を確認する。

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

- ✓ RPV における主要な劣化事象を考慮して、RPV 全体を対象とする総合的な健全性評価手法の確立を目指して、以下の技術的知見をとりまとめた。
- ✓ 想定すべき荷重条件に関する調査では、代表的な国内 3 ループ PWR モデルプラントにおける SBLOCA 事象を想定し、CFD 解析により RPV 表面の冷却材温度及び圧力等の分布を算出した。これらの結果を用いて、肉盛溶接及び溶接後熱処理による残留応力も考慮した構造解析により、RPV の炉心領域における 3 次元的な荷重条件の分布及び履歴を得た。以上の結果を踏まえ、現行の評価手法の保守性を示すとともに、健全性評価において残留応力を考慮することの重要性を確認した。また、亀裂存在位置を変えて条件付亀裂貫通確率を算出することにより、冷却材の 3 次元的な挙動が RPV の健全性に及ぼす影響を確かめた。
- ✓ 耐圧機能喪失に関する評価法に係る調査では、各種材料特性データを追加することにより過年度整備した K_{Ia} データベースを拡充し、亀裂伝播停止に関する参照温度 T_{KIa} が得られている材料を対象に、 T_{KIa} と各種材料特性との相関性に関する検討を行った。また、衝撃試験データと K_{Ia} データの相関式について、国内原子炉容器鋼材（未照射材）を対象に、その適用性を確認した。さらに、照射材を含めた K_{Ia} 曲線の整備を念頭に、監視試験により取得可能な T_{r30} 等のシャルピー遷移温度と T_{KIa} の関係を整理し、それらと T_{KIa} の相関性が良好であること等を明らかにした。
- ✓ ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法については、PWSCC に関する亀裂発生モデルや亀裂検出モデル等に係る最新知見を調査し、これらの解析機能等を PFM 解析コード PASCAL-NP に導入した。その PASCAL-NP の改良を踏まえ、原子炉容器出口管台における軸方向亀裂を対象とした事例解析を実施した。

(2) 確率論的評価手法の適用性に関する調査

- ✓ RPV を対象とした PFM 解析技術の国内外における最新知見の調査においては、RPV の確率論的健全性評価に関わる個別手法の高度化に関する事例、実プラントを想定した解析事例等の調査を行った。また、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて使用された代表プラントの亀裂密度データに関する分析を行った。
- ✓ 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ため、本年度整備した標準的解析手法及び国内モデルデータを踏まえ、PASCAL により TWCF を算出し、 RT_{NDT} 、 M_c 補正、非破壊検査等の影響要因が TWCF に与え

る影響について定量的な検討を行った。その結果、例えば非破壊検査による亀裂検出を考慮することにより、亀裂検出率や検査領域が TWCF に及ぼす影響等を確認した。

(3) 確率論的評価手法の標準化に関する調査

- ✓ 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て、過年度までに整備してきた標準的解析要領について、用語定義の拡充、表現の統一、本文及び解説の内容の追加及び更新等、記載の充実を図った。
- ✓ 過年度までに整備してきた標準的解析手法及び国内モデルデータについて、応力拡大係数、脆化予測法のパラメータ、WPS 評価モデル等、一部の項目について、最新知見あるいは専門家の意見を反映して見直しを行った。また、それに応じた PASCAL の個別機能の信頼性確認を行うとともに、PASCAL による国内モデルデータを踏まえた解析事例の整備を通じて、その信頼性確認等を行った。
- ✓ 本調査に関しては、関連する専門家から構成される専門部会で報告を行い、その議論等を踏まえて本事業への反映を図るとともに、確率論的評価の標準化に関する各項目の見直しを行った。

(4) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ 本年度までに整備してきた標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータを用いた FCI 及び TWCF の計算を行い、機能喪失確率評価事例を整備した。また国内モデルデータのうち、亀裂密度、過渡事象、溶接残留応力等が TWCF に及ぼす影響を確認した。

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調査

- ✓ 一次系配管を対象とした PFM 解析の国内外における最新知見の調査では、米国で開発が進められている xLPR v2.0 の機能の更新に関する情報等を整理するとともに、解析コードの機能整備を念頭において、評価手法及び評価モデル等の調査を行った。xLPR v2.0 では、新規に軸方向亀裂を対象とした亀裂評価機能や重み関数法に基づく応力拡大係数の計算機能等が整備されたことを確認した。評価手法及び評価モデル等の調査では、管台部を対象とした非破壊検査モデルや、 casting ステンレス鋼管の熱時効材を対象とした亀裂評価等に関する知見を整理した。

(2) 解析コードの整備

- ✓ 調査及び検討の結果を踏まえ、PFM 解析コード (PASCAL-SP 及び PASCAL-NP)

に、亀裂の発生に係る確率モデル、軸方向亀裂に関する評価解析機能、重み関数法に基づく応力拡大係数の算出機能、非破壊検査モデル、破壊評価機能等に関する機能の整備を行った。

(3) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ 一次系配管における代表的経年事象である疲労、IGSCC、PWSCC、熱時効等を対象に、代表的な確率論的解析条件を設定し、破損確率評価に係る代表的解析事例を整備した。

5.1.3 圧力バウンダリ機器の事故時構造評価に関する調査

- ✓ シビアアクシデントの発生に伴い、原子炉一次系機器である RPV 下部ヘッドや配管を構成する材料が高温に曝され、機器が破損に至る可能性がある。その健全性の判断を行うために必要な評価法、破損様式、破損クライテリア等の技術知見について、国内外における最新の動向を調査し、得られた知見をとりまとめた。また、それらの知見を踏まえ、構造挙動を評価するため、COSSAL ベンチマーク解析の対象である試験体モデル、計装管を考慮した下部ヘッドのモデル等を整備するとともに、Kachanov-Rabotnov 則に基づく解析手法を整備した。整備したモデル及び解析手法を用いて伝熱・弾塑性クリープ解析を実施し、得られた結果の分析を行った。

5.2 今後の課題

5.2.1 原子炉圧力容器の確率論的評価手法に関する調査研究

(1) 健全性評価手法に関わる調査

- ✓ 荷重条件の保守性等に係るより一般的な技術的知見を整備するため、本事業で対象とした SBLOCA 以外の過渡事象も含めて、システム解析コード等を活用して米国データの国内プラントへの適用性を確認するとともに、荷重条件の精緻化等を図ることが重要である。
- ✓ 耐圧機能喪失に関する評価法について、国内原子炉容器鋼材に対する照射材を含めたデータベースの拡充等を通じて、 K_{Ia} 曲線の推定精度向上を図る必要がある。
- ✓ ニッケル合金溶接部等の応力腐食割れに関する評価法については、確率論的破壊力学等に関する研究開発が欧米を中心に精力的に進められていることから、今後も最新知見を踏まえて健全性評価手法や PFM 解析コードへの反映を図ることが重要である。

(2) 確率論的評価手法の適用性に関する調査

- ✓ 国内における実機プラントへの確率論的評価の適用を鑑みると、認識論的不確実さを考慮した信頼度評価機能を整備する必要がある。また、PASCAL による非常に小さな条件付亀裂貫通確率の算出精度を向上するため、計算の効率化等が必要である。
- ✓ FAVOR 等の他コードとの比較解析を含めた PASCAL の信頼性確認をさらに進め、解析結果の更なる信頼性向上を図る必要がある。

(3) 確率論的評価手法の標準化に関する調査

- ✓ JEAC4206 の改定や信頼度評価に係る PASCAL の機能向上、PASCAL の更なる信頼性確認等を通じて得られる最新知見を踏まえ、それに対応した見直しの必要性を検討する。
- ✓ 標準的解析手法及び国内モデルデータに関して、現状では米国の手法あるいはデータを使用しているもの（例えば亀裂分布、過渡事象等）について、国内データを反映した評価手法やモデルデータ等の選定をより精緻化することが重要であり、継続した最新知見の調査・分析等が必要である。

(4) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ これまでの機能喪失確率に係る標準的解析事例で用いた一部の条件については、ばらつきを大きく見積もる、あるいは保守的な設定となっているものが含まれる。今後、これらの解析条件の精緻化を図る必要があると考えられる。
- ✓ 国内プラントを対象に非破壊検査等が RPV の健全性に及ぼす影響を評価するため、国内データに基づき非破壊検査モデルを整備するとともに、TWCF 等を評価指標としてリスク情報を活用した検査等の影響を評価し、確率論的評価手法の有用性を確

認することは重要な課題である。

5.2.2 一次系配管の確率論的評価手法に関する調査研究

(1) 破損確率評価に関する調査

- ✓ 米国では、xLPR v2.0に係る資料は近いうちに公開される予定である。またカナダでは、PFMの規制への適用性検討が継続されている。そのため、継続して最新知見を収集する必要がある。これに伴い、亀裂発生モデル、亀裂進展速度データや非破壊検査による亀裂検出モデル等に関しては、PFMの国内における活用に向けた評価手法やモデルデータの精緻化を図る必要があると考えられる。

(2) 解析コードの整備

- ✓ 国内試験データを踏まえた評価モデルや最新知見の調査結果等を踏まえ、PFMの国内軽水炉配管への適用性を向上させるための破損確率評価手法及び解析コードの高度化を継続して進める必要がある。
- ✓ 米国のxLPR等の他コードとの比較解析を含めたPASCAL-SPやPASCAL-NPの信頼性確認をさらに進め、解析結果の更なる信頼性向上を図る必要がある。

(3) 機能喪失確率評価事例の整備

- ✓ 機能喪失確率評価事例に関する代表的解析条件の一部については精度向上が期待されるものや最新知見を踏まえて更新する必要があるものが含まれている。今後、これらの解析条件の精緻化を図る必要があると考えられる。
- ✓ 機能喪失確率評価に関する解析要領、代表的解析手法やモデルデータ等の検討・整備を通じてPFM解析に係る技術基盤を整備することが重要と考えられる。
- ✓ 機能喪失確率等を評価指標としてリスク情報を活用した非破壊検査等の影響を評価し、確率論的評価手法の有用性を確認することは重要な課題である。

5.2.3 圧力バウンダリ機器の事故時構造評価に関する調査

- ✓ COSSALベンチマーク解析の動向を踏まえつつ、事故時の機器構造挙動に関する解析精度を確認するとともに、KR則等の破損評価手法の妥当性を確認することが重要である。