

原子力規制庁 御中

平成 29 年度原子力規制庁委託成果報告書

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

平成 30 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からの委託により実施した業務の成果を取りまとめたものです。

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

## 目 次

1. 概要.....	1-1
2. 原子炉压力容器の確率論的評価手法に関する調査研究.....	2-1
2.1 背景と目的.....	2-1
2.2 最新知見の調査.....	2-1
2.2.1 PFM 評価手法の適用事例や審査状況の調査.....	2-1
2.2.2 認識論的不確実さの取り扱いに関する調査.....	2-21
2.2.3 延性破壊の考慮要否に関する検討.....	2-23
2.2.4 FAVOR ver.16.1 の調査.....	2-29
2.2.5 2.2 節のまとめ.....	2-33
2.3 PFM 評価手法の整備.....	2-34
2.3.1 PFM 評価に係る評価モデルの高度化.....	2-34
2.3.2 PFM 解析コードの信頼性確認.....	2-84
2.3.3 PFM 評価に関する標準的解析要領の整備.....	2-165
2.3.4 2.3 節のまとめ.....	2-201
2.4 PFM 評価手法の活用方策の検討.....	2-202
2.4.1 信頼度を数値指標とした機能喪失確率評価事例.....	2-202
2.4.2 関連温度に関するスクリーニング基準に関する活用方策.....	2-210
2.4.3 亀裂の許容数に関する活用方策.....	2-215
2.4.4 非破壊検査を考慮した活用方策.....	2-218
2.4.5 現実的荷重条件の検討を踏まえた活用方策.....	2-226
2.4.6 2.4 節のまとめ.....	2-234
3. まとめ.....	3-1
3.1 最新知見の調査.....	3-1
3.2 PFM 評価手法の整備.....	3-1
3.3 PFM 評価手法の活用方策の検討.....	3-1

表 一 覧

表 2.2.1-1	得られた最新知見の項目一覧.....	2-2
表 2.2.1-2	RIC 及び PFM セミナーの主な発表者及び発表タイトル .....	2-14
表 2.2.1-3	フィッティングにより得られた TWCF <sub>95-XX</sub> のパラメータの値.....	2-18
表 2.2.1-4	TWCF の平均値に対する亀裂重みの算出結果の例.....	2-19
表 2.2.1-5	ISI の亀裂深さの区分けと対応する亀裂個数.....	2-20
表 2.2.3-1	応力分布・K 値の計算条件 (FAVLOAD の解析条件) .....	2-24
表 2.2.3-2	確率論に基づいた解析条件.....	2-25
表 2.2.3-3	評価時期及び初期の RT <sub>NDT</sub> 及び USE の値.....	2-26
表 2.2.3-4	RT <sub>NDT</sub> と USE の設定値に対応するモデルプラントの母材の相当 EFPY.....	2-26
表 2.2.3-5	各ケースの TWCF.....	2-28
表 2.2.3-6	各ケースの全 TWCF における延性破壊の割合.....	2-28
表 2.2.4-1	PASCAL、FAVOR16.1 及び FAVOR12.1 の応力拡大係数.....	2-30
表 2.2.4-2	FAVOR ver.12.1、ver.16.1 及び Abaqus による応力拡大係数の比較ケース .....	2-31
表 2.2.4-3	温度分布等の出力位置 (板厚比) の比較.....	2-32
表 2.3.1-1	ワイブル分布パラメータ及び分散.....	2-35
表 2.3.1-2	T <sub>r30</sub> -T <sub>0</sub> のワイブル分布のパラメータと平均及び標準偏差.....	2-41
表 2.3.1-3	補正後の T <sub>r30</sub> -T <sub>0</sub> のワイブル分布のパラメータと平均及び標準偏差.....	2-43
表 2.3.1-4	破壊靱性評価モデルによる破損確率の比較.....	2-44
表 2.3.1-5	炉心領域部の分割数に関する感度解析の条件.....	2-46
表 2.3.1-6	炉心領域部の分割数に対する TWCF (平均値) .....	2-47
表 2.3.1-7	炉心領域部の分割数に対する TWCF (95%ile 値) .....	2-47
表 2.3.1-8	炉心領域部の分割数の TWCF の相対誤差 (平均値) .....	2-47
表 2.3.1-9	炉心領域部の分割数の TWCF の相対誤差 (95%ile 値) .....	2-48
表 2.3.1-10	炉心領域部の分割数に対する計算時間.....	2-48
表 2.3.1-11	炉心領域部の設定範囲に関する感度解析の解析条件.....	2-48
表 2.3.1-12	炉心領域部の設定範囲に関する感度解析の解析結果.....	2-49
表 2.3.1-13	時刻刻みの検討ケース.....	2-50
表 2.3.1-14	LBLOCA-56 の FCI と TWCF の比較結果.....	2-50
表 2.3.1-15	SO-126 の FCI と TWCF の比較結果.....	2-51
表 2.3.1-16	中性子照射量の補間点数に関する感度解析の条件.....	2-51
表 2.3.1-17	中性子照射量の補間点数に対する TWCF.....	2-52
表 2.3.1-18	LHS 法の分割数に関する感度解析の条件 .....	2-52
表 2.3.1-19	LHS 法の分割数に対する TWCF 及び FCI.....	2-53
表 2.3.1-20	クラッド直下の内部亀裂の位置に関する感度解析の条件.....	2-53
表 2.3.1-21	クラッド直下の内部亀裂の位置に対する TWCF 及び FCI.....	2-54
表 2.3.1-22	表面亀裂の形状に関する感度解析の条件.....	2-54
表 2.3.1-23	表面亀裂の形状に対する TWCF 及び FCI.....	2-55
表 2.3.1-24	表面亀裂の深さに関する感度解析の条件.....	2-55
表 2.3.1-25	表面亀裂の深さに対する TWCF.....	2-56
表 2.3.1-26	Shoreham の溶接部試験体の一覧.....	2-58

表 2.3.1-27	Shoreham の溶接部試験体の検査結果の例.....	2-58
表 2.3.1-28	Shoreham の溶接部試験体の検査結果の特徴による分類.....	2-59
表 2.3.1-29	検出限界 (2mm) を導入した直線モデルによるフィッティング結果.....	2-63
表 2.3.1-30	平板炭素鋼クラッド付疲労き裂付与試験体の深さ測定精度の検討.....	2-64
表 2.3.1-31	高度化したベイズ更新方法の確認条件.....	2-67
表 2.3.1-32	定常状態 (Hot Full Power) の比較.....	2-73
表 2.3.1-33	BV-1 の Case126 における発生事象・発生時間と、その事象に対する本解析の設定・発生時間.....	2-75
表 2.3.1-34	解析ケース.....	2-78
表 2.3.1-35	破損確率の比較.....	2-79
表 2.3.1-36	CPI の平均値の内訳の比較.....	2-79
表 2.3.1-37	CPF の平均値の内訳の比較.....	2-80
表 2.3.2-1	RPV の寸法.....	2-85
表 2.3.2-2	一定の内圧を付与した場合の表面半楕円亀裂の応力拡大係数比較条件.....	2-86
表 2.3.2-3	一定の内圧を付与した場合の周方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数.....	2-87
表 2.3.2-4	一定の内圧を付与した場合の内部楕円亀裂の応力拡大係数比較条件.....	2-88
表 2.3.2-5	一定の内圧を付与した場合の周方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数.....	2-89
表 2.3.2-6	検討したケース.....	2-97
表 2.3.2-7	PASCAL-Manager による $RT_{NDT}$ の取得値の確認.....	2-99
表 2.3.2-8	応力拡大係数の補間による損傷頻度への影響.....	2-100
表 2.3.2-9	高速化の効果の確認用の計算環境.....	2-101
表 2.3.2-10	高速化前後の計算時間の比較.....	2-101
表 2.3.2-11	平均値の比較計算に関する解析条件.....	2-103
表 2.3.2-12	設定した解析ステップ.....	2-105
表 2.3.2-13	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂) .....	2-105
表 2.3.2-14	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂) .....	2-106
表 2.3.2-15	Step1 における CPI、CPF の比較.....	2-108
表 2.3.2-16	STEP1 及び Step2 の応力拡大係数.....	2-109
表 2.3.2-17	Step1 及び Step2 の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-109
表 2.3.2-18	Step1 及び Step2 の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-110
表 2.3.2-19	Step2 及び Step3 の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-111
表 2.3.2-20	Step2 及び Step3 の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-111
表 2.3.2-21	Step3 及び Step4 の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-111
表 2.3.2-22	Step3 及び Step4 の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-112
表 2.3.2-23	Step4 及び Step5 の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-112
表 2.3.2-24	Step4 及び Step5 の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-112
表 2.3.2-25	Step5 及び Step6 の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-113
表 2.3.2-26	Step5 及び Step6 の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-114
表 2.3.2-27	温度分布等の出力位置 (板厚比%) の比較.....	2-115
表 2.3.2-28	Step6 及び Step7 の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-115

表 2.3.2-29	Step6 及び Step7 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-115
表 2.3.2-30	Step7 及び Step8 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-116
表 2.3.2-31	Step7 及び Step8 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-116
表 2.3.2-32	Step8 における溶接部周方向表面半楕円亀裂の信頼区間	.....2-116
表 2.3.2-33	Step8 及び Step9 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-117
表 2.3.2-34	Step8 及び Step9 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-117
表 2.3.2-35	設定した解析ステップ	.....2-119
表 2.3.2-36	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-120
表 2.3.2-37	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（母材部軸方向内部楕円亀裂）	.....2-120
表 2.3.2-38	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-121
表 2.3.2-39	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）	.....2-121
表 2.3.2-40	Step9 における溶接部周方向表面半楕円亀裂の信頼区間	.....2-122
表 2.3.2-41	設定した解析ステップ	.....2-128
表 2.3.2-42	SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）	...2-128
表 2.3.2-43	SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）	...2-129
表 2.3.2-44	SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）	.....2-129
表 2.3.2-45	Step8 における溶接部周方向表面半楕円亀裂の信頼区間	.....2-130
表 2.3.2-46	設定した解析ステップ	.....2-134
表 2.3.2-47	TWCF の比較の条件	.....2-135
表 2.3.2-48	SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較（解析ケース a）	.....2-135
表 2.3.2-49	SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較（解析ケース b）	.....2-135
表 2.3.2-50	SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較（解析ケース c）	.....2-135
表 2.3.2-51	SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較（解析ケース d）	.....2-136
表 2.3.2-52	SO-126 の FCI、TWCF の比較（解析ケース a）	.....2-140
表 2.3.2-53	SO-126 の FCI、TWCF の比較（解析ケース b）	.....2-141
表 2.3.2-54	SO-126 の FCI、TWCF の比較（解析ケース c）	.....2-141
表 2.3.2-55	SO-126 の FCI、TWCF の比較（解析ケース d）	.....2-141
表 2.3.2-56	認識論的不確実さを考慮した比較解析の主な解析条件（1/2）	.....2-147
表 2.3.2-57	認識論的不確実さを考慮した比較解析の主な解析条件（2/2）	.....2-148
表 2.3.2-58	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-150
表 2.3.2-59	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-150
表 2.3.2-60	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）	.....2-153
表 2.3.2-61	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部軸方向内部楕円亀裂）	.....2-154
表 2.3.2-62	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向	

表面半楕円亀裂)	2-154
表 2.3.2-63 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較 (溶接部軸方向内部楕円亀裂)	2-154
表 2.3.2-64 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂、FAVOR の偶然的不確実さループの回数を 1,000 回としたケースを追加)	2-160
表 2.3.2-65 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂)	2-161
表 2.3.2-66 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂)	2-161
表 2.3.2-67 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較 (溶接部軸方向内部楕円亀裂)	2-161
表 2.3.3-9 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 1)	2-189
表 2.3.3-10 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 2)	2-190
表 2.3.3-11 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 3)	2-191
表 2.3.3-12 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 4)	2-192
表 2.3.3-13 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 5)	2-193
表 2.3.3-14 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 6)	2-194
表 2.3.3-15 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 7)	2-195
表 2.3.3-16 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 8)	2-196
表 2.3.3-17 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 9)	2-197
表 2.3.3-18 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 10)	2-198
表 2.3.3-19 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 11)	2-199
表 2.3.3-20 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (その 12)	2-200
表 2.4.1-1 国内モデルデータを用いた基本ケースの解析結果	2-203
表 2.4.1-2 基本ケースの解析結果 (FCI の平均値の内訳)	2-205
表 2.4.1-3 基本ケースの解析結果 (TWCF の平均値の内訳)	2-206
表 2.4.1-4 基本ケースの解析結果 (TWCF を FCI で割ったもの (単位は%))	2-206
表 2.4.2-1 対象プラントのパラメータ	2-211
表 2.4.2-2 対象プラントの $RT_{Max}$ 及び $\beta$	2-211
表 2.4.2-3 対象プラントの $TWCF_{95}$	2-212
表 2.4.2-4 算出したパラメータ	2-213
表 2.4.3-1 100EFPY における TWCF の値	2-215
表 2.4.3-2 各亀裂の TWCF の値	2-216
表 2.4.3-3 許容欠陥数 (IRPV 当たり) に関する試解析結果	2-217
表 2.4.4-1 内部亀裂の事前分布	2-219
表 2.4.4-2 ベイズ更新の条件	2-221
表 2.4.4-3 解析ケース	2-225
表 2.4.4-4 FCI 評価結果	2-225
表 2.4.4-5 FCI 評価結果(更新前に対する比)	2-225
表 2.4.4-6 TWCF 評価結果	2-225
表 2.4.4-7 TWCF 評価結果(更新前に対する比)	2-225

表 2.4.5-1	定常状態 (Hot Zero Power) の比較.....	2-227
表 2.4.5-2	BV-1 の Case56 における発生事象・発生時間と、その事象に対する本解析の設定・発生時間.....	2-229
表 2.4.5-3	CPI の比較 .....	2-232
表 2.4.5-4	CPF の比較 .....	2-232
表 2.4.5-5	CPI の平均値の内訳の比較.....	2-233
表 2.4.5-6	CPF の平均値の内訳の比較.....	2-233



## 図 一 覧

図 2.2.1-1	ECCS 注入開始後 1200 秒時点における RPV 内表面温度及びミゼス応力 .....	2-3
図 2.2.1-2	位置 A 及び B の破損確率 .....	2-4
図 2.2.1-3	有限要素モデル及びメッシュ図 .....	2-6
図 2.2.1-4	拘束効果を考慮しない場合の破壊評価曲線（亀裂サイズごと） .....	2-7
図 2.2.1-5	拘束効果を考慮した場合の破壊評価曲線（亀裂サイズごと） .....	2-7
図 2.2.1-6	EURO Forging のデータと 2006 年の式との比較 .....	2-9
図 2.2.1-7	288 °C における $J_{Ic}$ の実験値の累積度数 .....	2-9
図 2.2.1-8	更新した $J_{Ic}$ モデルと実験値の比較 .....	2-10
図 2.2.1-9	TWCF <sub>95-Total</sub> と $RT_{Max}$ の関係 .....	2-17
図 2.2.1-10	TWCF <sub>95-Total</sub> の $1.0 \times 10^{-6}$ [炉年] の等値面 .....	2-18
図 2.2.1-11	亀裂寸法と亀裂重みの関係 .....	2-20
図 2.2.4-1	FAVOR ver. 12.1、FAVOR ver. 16.1 及び Abaqus の応力拡大係数解の比較 .....	2-31
図 2.3.1-1	$RT_{NDT}-T_0$ 及び $\Delta RT_{epistemic}$ の累積確率分布 .....	2-35
図 2.3.1-2	$var(T_{KIa})$ と $T_0$ の関係 .....	2-38
図 2.3.1-3	破壊靱性評価モデル .....	2-38
図 2.3.1-4	亀裂伝播停止破壊靱性評価モデル .....	2-39
図 2.3.1-5	シャルピー遷移温度 $T_{r30}$ とマスターカーブ参照温度 $T_0$ の関係 .....	2-40
図 2.3.1-6	$T_{r30}-T_0$ の累積確率分布 .....	2-42
図 2.3.1-7	内部亀裂の位置による TWCF と FCI の変化 .....	2-45
図 2.3.1-8	台湾 Maanshan Unit 1 の原子炉圧力容器内表面の中性子束の相対値 .....	2-46
図 2.3.1-9	Shoreham 及び PVRUF の溶接部の亀裂密度 .....	2-59
図 2.3.1-10	Marshall 分布と新たに整備された欠陥分布の比較 .....	2-60
図 2.3.1-11	炭素鋼溶接部における面状溶接欠陥に対する UT 測定結果の POD 分析（横波、5MHz） .....	2-62
図 2.3.1-12	修正 Khaleel モデルによるフィッティング曲線 .....	2-63
図 2.3.1-13	修正 Khaleel モデルと 2 直線モデルによる POD カーブ .....	2-63
図 2.3.1-14	炭素鋼クラッド付疲労き裂付与試験体の欠陥深さ測定のフィッティング曲線 .....	2-64
図 2.3.1-15	Khaleel モデル .....	2-68
図 2.3.1-16	母材部、small flaw のパラメータの更新(左：事前分布、右：事後分布) .....	2-68
図 2.3.1-17	母材部、large flaw のパラメータの更新(左：事前分布、右：事後分布) .....	2-69
図 2.3.1-18	母材部、small flaw の亀裂密度の確率分布の比較 .....	2-69
図 2.3.1-19	母材部、large flaw の亀裂密度の確率分布の比較 .....	2-70
図 2.3.1-20	母材部、small flaw の亀裂深さ分布のパラメータの確率分布の比較 .....	2-70
図 2.3.1-21	母材部、large flaw の亀裂深さ分布のパラメータの比較 .....	2-71
図 2.3.1-22	3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図（RPV 付近、及び、一次系ループ） .....	2-72
図 2.3.1-23	逃し弁の Stuck Open の設定箇所を記載したノーディング図（加圧器周辺部分を拡大） .....	2-74
図 2.3.1-24	コールドレグ直下約 3.6m の位置における流体温度 .....	2-76

図 2.3.1-25	コールドレグ直下約 3.6m の位置における圧力.....	2-76
図 2.3.1-26	コールドレグ直下約 3.6m の位置における RPV 壁との間の熱伝達係数.....	2-77
図 2.3.1-27	周方向表面亀裂の評価点における応力拡大係数の履歴.....	2-80
図 2.3.1-28	周方向表面亀裂の評価点における応力拡大係数及び温度の履歴.....	2-81
図 2.3.1-29	PASCAL4 における解析の流れ.....	2-82
図 2.3.2-1	一定の内圧を付与した場合の板厚内応力分布.....	2-86
図 2.3.2-2	一定の内圧を付与した場合の周方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数.....	2-87
図 2.3.2-3	一定の内圧を付与した場合の周方向表面亀裂の FAVLoad と FAVPFM の応力拡大係数の比較.....	2-88
図 2.3.2-4	一定の内圧を付与した場合の軸方向内部楕円亀裂の応力拡大係数(亀裂深さ固定、亀裂位置を変化).....	2-89
図 2.3.2-5	一定の内圧を付与した場合の軸方向内部楕円亀裂の応力拡大係数(亀裂深さを変化、亀裂位置固定).....	2-90
図 2.3.2-6	一定の内圧を付与した場合の軸方向に長い亀裂の応力拡大係数.....	2-90
図 2.3.2-7	一定の内圧を付与した場合の全周亀裂の応力拡大係数.....	2-91
図 2.3.2-8	LBLOCA-56 の表面半楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴.....	2-92
図 2.3.2-9	LBLOCA-56 の内部楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴.....	2-92
図 2.3.2-10	LBLOCA-56 の軸方向に長い亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ ).....	2-93
図 2.3.2-11	LBLOCA-56 の全周亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ ).....	2-93
図 2.3.2-12	SO-126 の表面半楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴.....	2-94
図 2.3.2-13	SO-126 の内部楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴.....	2-95
図 2.3.2-14	SO-126 の軸方向に長い亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ ).....	2-95
図 2.3.2-15	SO-126 の全周亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ ).....	2-96
図 2.3.2-16	有限要素解析モデル.....	2-97
図 2.3.2-17	LBLOCA-56 の内部亀裂の応力拡大係数の時刻歴.....	2-98
図 2.3.2-18	$\Delta RT_{\text{epistemic}}$ の累積確率の理論式及び PASCAL-RV の出力.....	2-99
図 2.3.2-19	LBLOCA 事象における溶接部内部亀裂の応力拡大係数及び $K_{Ic}$ 、 $K_{Ia}$ の履歴の例.....	2-102
図 2.3.2-20	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI の比較(母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-106
図 2.3.2-21	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPF の比較(母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-107
図 2.3.2-22	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI の比較(溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-107
図 2.3.2-23	SBLOCA-114 の単一亀裂の CPF の比較(溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-108
図 2.3.2-24	亀裂進展刻みの例.....	2-113
図 2.3.2-25	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI の比較(母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-122
図 2.3.2-26	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF の比較(母材部周方向表面半楕円亀裂).....	2-123
図 2.3.2-27	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI の比較(母材部周方向内部楕円亀裂).....	2-123
図 2.3.2-28	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF の比較(母材部周方向内部楕円亀裂).....	2-124
図 2.3.2-29	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI の比較(溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-124
図 2.3.2-30	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF の比較(溶接部周方向表面半楕円亀裂).....	2-125
図 2.3.2-31	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI の比較(溶接部周方向内部楕円亀裂).....	2-125
図 2.3.2-32	LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF の比較(溶接部周方向内部楕円亀裂).....	2-126
図 2.3.2-33	LBLOCA-56 の溶接部内部亀裂の応力拡大係数、破壊靱性、亀裂伝播停止破壊靱	

性の時刻歴の比較.....	2-126
図 2.3.2-34 LBLOCA-56 の溶接部内部亀裂の応力拡大係数、破壊靱性、亀裂伝播停止破壊靱性の温度依存性の比較.....	2-127
図 2.3.2-35 SO-126 の単一亀裂の CPI の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-130
図 2.3.2-36 SO-126 の単一亀裂の CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-131
図 2.3.2-37 SO-126 の単一亀裂の CPI の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）.....	2-131
図 2.3.2-38 SO-126 の単一亀裂の CPF の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）.....	2-132
図 2.3.2-39 SO-126 の単一亀裂の CPI の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-132
図 2.3.2-40 SO-126 の単一亀裂の CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-133
図 2.3.2-41 SBLOCA-114 の FCI の比較（解析ケース a）.....	2-136
図 2.3.2-42 SBLOCA-114 の TWCF の比較（解析ケース a）.....	2-137
図 2.3.2-43 SBLOCA-114 の FCI の比較（解析ケース b）.....	2-137
図 2.3.2-44 SBLOCA-114 の TWCF の比較（解析ケース b）.....	2-138
図 2.3.2-45 SBLOCA-114 の FCI の比較（解析ケース c）.....	2-138
図 2.3.2-46 SBLOCA-114 の TWCF の比較（解析ケース c）.....	2-139
図 2.3.2-47 SBLOCA-114 の FCI の比較（解析ケース d）.....	2-139
図 2.3.2-48 SBLOCA-114 の TWCF の比較（解析ケース d）.....	2-140
図 2.3.2-49 SO-126 の FCI の比較（解析ケース a）.....	2-142
図 2.3.2-50 SO-126 の TWCF の比較（解析ケース a）.....	2-142
図 2.3.2-51 SO-126 の FCI の比較（解析ケース b）.....	2-143
図 2.3.2-52 SO-126 の TWCF の比較（解析ケース b）.....	2-143
図 2.3.2-53 SO-126 の FCI の比較（解析ケース c）.....	2-144
図 2.3.2-54 SO-126 の TWCF の比較（解析ケース c）.....	2-144
図 2.3.2-55 SO-126 の FCI の比較（解析ケース d）.....	2-145
図 2.3.2-56 SO-126 の TWCF の比較（解析ケース d）.....	2-145
図 2.3.2-57 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-151
図 2.3.2-58 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-151
図 2.3.2-59 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-152
図 2.3.2-60 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-152
図 2.3.2-61 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-155
図 2.3.2-62 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-155
図 2.3.2-63 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較（母材部軸方向内部楕円亀裂）.....	2-156
図 2.3.2-64 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較（母材部軸方向内部楕円亀裂）.....	2-156
図 2.3.2-65 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）.....	2-156

楕円亀裂)	2-157
図 2.3.2-66 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂)	2-157
図 2.3.2-67 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較 (溶接部軸方向内部楕円亀裂)	2-158
図 2.3.2-68 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較 (溶接部軸方向内部楕円亀裂)	2-158
図 2.3.2-69 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF のヒストグラム (母材部周方向表面半楕円亀裂)	2-159
図 2.3.2-70 偶然的不確かさのループの誤差による CPF への影響のイメージ図	2-159
図 2.3.2-71 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPF のヒストグラム (母材部軸方向内部楕円亀裂)	2-160
図 2.3.2-72 SO-126 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂)	2-162
図 2.3.2-73 SO-126 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂)	2-162
図 2.3.2-74 SO-126 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂)	2-163
図 2.3.2-75 SO-126 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂)	2-163
図 2.3.2-76 SO-126 の単一亀裂の CPI のパーセンタイル値の比較 (溶接部軸方向内部楕円亀裂)	2-164
図 2.3.2-77 SO-126 の単一亀裂の CPF のパーセンタイル値の比較 (溶接部軸方向内部楕円亀裂)	2-164
図 2.3.3-1 標準的解析要領の枠組み	2-165
図 2.3.3-2 標準的解析要領の対象範囲	2-166
図 2.4.1-1 基本ケースの FCI の分布	2-203
図 2.4.1-2 基本ケースの TWCF の分布	2-204
図 2.4.1-3 基本ケースの FCI 及び TWCF の累積分布関数	2-204
図 2.4.1-4 基本ケースの FCI の分布の各亀裂種類の FCI の分布との比較	2-205
図 2.4.1-5 基本ケースにおける FCI (平均値) に対する過渡事象の寄与度	2-207
図 2.4.1-6 基本ケースにおける TWCF (平均値) に対する過渡事象の寄与度	2-207
図 2.4.1-7 基本ケースにおける FCI (平均値) に対する亀裂種類別の寄与度	2-208
図 2.4.1-8 基本ケースにおける TWCF (平均値) に対する亀裂種類別の寄与度	2-208
図 2.4.1-9 基本ケースにおける過渡事象別の FCI (平均値) の亀裂種類の割合	2-209
図 2.4.1-10 基本ケースにおける過渡事象別の TWCF (平均値) の亀裂種類の割合	2-209
図 2.4.2-1 母材部の TWCF の 95%ile 値と RTMax	2-213
図 2.4.2-2 軸方向溶接部の TWCF の 95%ile 値と RTMax	2-214
図 2.4.2-3 周方向溶接部の TWCF の 95%ile 値と RTMax	2-214
図 2.4.4-1 表面亀裂の亀裂密度の事前分布	2-220
図 2.4.4-2 母材部、small flaw の更新結果(左：事前分布、右：事後分布)	2-221
図 2.4.4-3 母材部、large flaw の更新結果(左：事前分布、右：事後分布)	2-222

図 2.4.4-4	溶接部、small flaw の更新結果(左：事前分布、右：事後分布).....	2-222
図 2.4.4-5	溶接部、large flaw の更新結果(左：事前分布、右：事後分布).....	2-223
図 2.4.4-6	補修溶接部、small flaw の更新結果(左：事前分布、右：事後分布).....	2-223
図 2.4.4-7	補修溶接部、large flaw の更新結果(左：事前分布、右：事後分布).....	2-224
図 2.4.4-8	表面亀裂の亀裂密度の更新結果.....	2-224
図 2.4.5-1	サージラインに破断の設定を付与した後のノーディング図（加圧器周辺部分を拡大）.....	2-228
図 2.4.5-2	コールドレグ直下約 3.6m の位置における圧力.....	2-230
図 2.4.5-3	コールドレグ直下約 3.6m の位置における流体温度.....	2-230
図 2.4.5-4	コールドレグ直下約 3.6m の位置における RPV 壁との間の熱伝達係数.....	2-230
図 2.4.5-5	表面亀裂に対する応力拡大係数の比較例.....	2-231

## 1. 概要

運転開始後 30 年を超えて運転する原子力発電所の重要機器の健全性評価をより高度なものとするため、長期供用した原子力発電所の原子炉圧力容器を対象として、経年劣化事象を考慮した確率論的破壊力学評価手法の高経年化技術評価等の審査への活用方策の検討等を実施した。

## 2. 原子炉压力容器の確率論的評価手法に関する調査研究

### 2.1 背景と目的

「原子炉压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（Reference Temperature for Nil-Ductile Transition、以下「 $RT_{NDT}$ 」という。）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压力容器（Reactor Pressure Vessel、以下「RPV」いう。）に対する健全性評価は、日本電気協会規程に準拠し、決定論的手法に基づき行われているが、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、今後の規制の高度化に資することを目的として、高経年化技術評価に関わる RPV の現行の健全性評価手法等に対する技術的根拠の再確認等を行うとともに、近年欧米等で規制への適用が進んでおり、規格改定の影響等を定量的に示すことのできる確率論的手法の整備等を行った。具体的には、高経年化技術評価に関わる RPV の健全性評価手法について、確率論的手法の適用が進むことを念頭に、確率論的破壊力学（Probabilistic Fracture Mechanics、以下「PFM」いう。）評価手法に関して、海外における適用事例や最新知見の調査、及び国内における PFM 評価手法の活用方策の検討を行った。また、亀裂貫通頻度（Through-Wall Cracking Frequency、以下「TWCF」いう。）評価のため、専門家による議論等を踏まえた標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータの精緻化を行った。

### 2.2 最新知見の調査

国内外における PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況等を調査し、得られた知見を取りまとめた。以下に本事業における調査結果を記す。

#### 2.2.1 PFM 評価手法の適用事例や審査状況の調査

RPV の健全性評価における PFM の実用化を念頭に、ASME 2017 Pressure Vessels & Piping Conference（以下「PVP2017」いう。）等を中心に PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況に係る調査等に関する最新知見の収集等を行った。また、米国の PTS 再評価プロジェクト等を対象に、PFM に関わる数値指標が活用されている事例等について、定量的評価事例の整備に資する知見を整理した。調査により得られた知見の項目一覧を表 2.2.1-1 に示す。

表 2.2.1-1 得られた最新知見の項目一覧

番号	タイトル	対象とした文献・会議
(1)	Optimizing Maintenance Strategy of a Reactor Pressure Vessel Using 3D-CFD and FEM Based Probabilistic Pressurized Thermal Shock Analysis	ASME PVP2017
(2)	Elastic-Plastic Fracture Analysis of a Reactor Pressure Vessel Subjected to Pressurized Thermal Shock	
(3)	Large Dataset Assessment of the Upper Shelf Master Curve Model	
(4)	Proposed Approach of Scenario Analysis Using a Probabilistic Code	
(5)	RPV STRUCTURE INTEGRITY ASSESSMENT WITH SURFACE CRACKS UNDERPTS	ICONE25
(6)	PFMに係るパネルセッション	Regulatory Information Conference
	Regulatory Approach to the Use of Probabilistic Fracture Mechanics at Nuclear Power Plants in the United States	2nd International Seminar on Probabilistic Methodologies for Nuclear Applications
	Developments in Probabilistic Methodologies at the U.S. Nuclear Regulatory Commission	
(7)	Alternate Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events	NRC 10 CFR 50.61a

(1) RPV 内の想定亀裂の位置による破損確率への影響

従来の RPV の健全性評価では、RPV 内の流体挙動を 1 次元でモデル化しており、熱水力的な挙動に関する RPV 内の想定亀裂の位置による影響を検討することが出来なかった。近年 3 次元熱流動解析により、RPV 内の流体の詳細な挙動が解析されており、局所的な低温領域が亀裂進展確率に及ぼす影響が確認されている。

Ruan らは、非破壊検査の効率化に資することを目的として、3 次元熱流動解析の結果を考慮し、RPV 内の想定亀裂の位置による亀裂進展確率への影響について確認した<sup>1</sup>。解析対象は運転期間 60 年の代表的な 4 ループプラントであり、過渡事象はホットレグの中口径破断冷却材喪失事故 (Medium Breack Loss of Coolant Accident、以下「MBLOCA」という。) とした。熱応力解析において、最も 3 次元効果が顕著となった時刻 (ECCS 水注入後 1,200 秒時点) における RPV 壁表面の温度及びミゼス応力を図 2.2.1-1 に示す。

<sup>1</sup> Xiaoyong Ruan, et al, “Optimizing Maintenance Strategy of a Reactor Pressure Vessel Using 3D-CFD and FEM Based Probabilistic Pressurized Thermal Shock Analysis”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2017-65072, (2017).



図 2.2.1-1 から、コールドレグの下方に低温のプルーム領域が形成されることが確認されている。この結果を基に、応力拡大係数を算出する位置として、高さ位置 A（コールドレグ中心から 1,550mm 下方）及び高さ位置 B（コールドレグ中心から 3,900mm 下方）が選定された。なお、高さ位置 A 及び B に関する選定基準は論文には明記されていないが、高さ位置 A はプルームによる影響が最も大きい位置、高さ位置 B は中性子照射量が最も高い位置に対応すると考えられる。マスターカーブ法の参照温度 ( $T_0$ ) として、照射量の影響を考慮して、位置 A は  $T_0=19.5[^\circ\text{C}]$ 、位置 B は  $T_0=39.5[^\circ\text{C}]$  が設定されている。応力拡大係数と破壊靱性の曲線の重複部分から算出した亀裂進展確率を図 2.2.1-2 に示す。図 2.2.1-2 により位置 A と位置 B の位置の違いによる亀裂進展確率の差異が確認されている。以上により、Ruan らは、想定亀裂の位置による破損確率への影響を指標として、検査における検査対象領域の優先度を設定することが可能であると結論付けている。

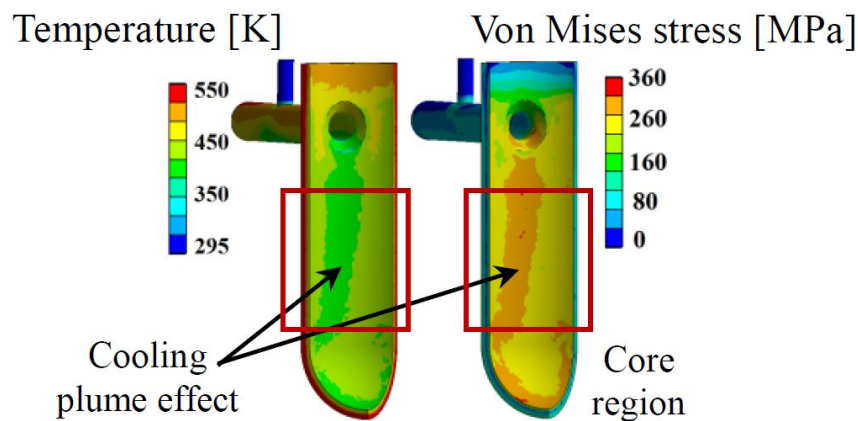


Fig. 4. Example distributions of temperature and stress on the inner RPV wall after 1200s.

図2.2.1-1 ECCS注入開始後1200秒時点におけるRPV内表面温度及びミゼス応力  
(PVP2017-65072<sup>1</sup>より引用)

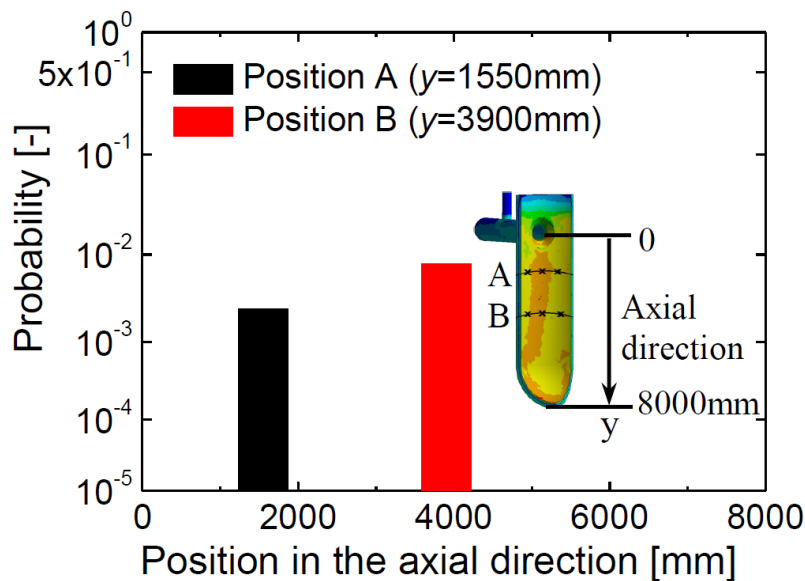


Fig. 20. Probability on the position in the axial direction of the RPV.

図2.2.1-2 位置A及びBの破損確率  
(PVP2017-65072<sup>1</sup>より引用)

## (2) PTS 事象下の RPV に対する弾塑性破壊力学解析

RPV の健全性評価の破壊力学評価では、応力拡大係数、J 積分、亀裂開口変位といった単一のパラメータを用いた評価が広く行われている。一方、複雑な形状や負荷条件の場合には、塑性拘束効果のために亀裂周りの応力状態が影響を受けることにより、単一のパラメータによる評価は適切ではない可能性がある。そのため、*K-T* 法<sup>2,3</sup>、*J-Q* 法<sup>4,5</sup>、*J-A<sub>2</sub>*<sup>6,7</sup>法等の 2 つのパラメータを用いた手法が提案されてきた。

2 つのパラメータを用いた手法の内、*K-T* 法は線形弾性破壊力学の範囲のみで適用可能な手法であり、弾塑性破壊力学に適用可能な手法としては *J-Q* 法及び *J-A<sub>2</sub>* 法が挙げられる。このうち、*J-Q* 法は比較的低い荷重のみに有効な手法である一方、*J-A<sub>2</sub>* 法は応

<sup>2</sup> T. Nakamura, et al "Determination of elastic Tstress along three-dimensional crack fronts using an interaction integral," International Journal of Solids and Structures, 29, pp. 1597-1611,(1992).

<sup>3</sup> Y.Z. Chen, "Closed form solutions of T-stress in plane elasticity crack problems," International Journal of Solids and Structures, 37: 1629-1637, (2000).

<sup>4</sup> N.P. O' Dowd, et al, "Family of crack-tip field characterized by a triaxiality parameter-I. Structure of field," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 39: 989-1015, (1991).

<sup>5</sup> N.P. O'Dowd, et al, "Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter—II. Fracture applications," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 40: 939-963, (1991).

<sup>6</sup> S. Yang, "Higher order asymptotic crack tip fields in a power-law hardening material, PhD Dissertation," Department of Mechanical Engineering, University of South Carolina, (1993).

<sup>7</sup> S. Yang, et al, "Higher order asymptotic crack tip fields in a power-law hardening material", Engineering Fracture Mechanics, 45:1-20, (1993).

力場のより高次の項を考慮しているため、より広い範囲の荷重条件に対して適用可能な手法である。これまで、RPVのPTS事象における破壊評価について、 $K-T$ 法及び $J-Q$ 法を用いた解析は行われている<sup>8,9</sup>が、 $J-A_2$ 法による評価は行われていない。

そこで、Guoらは、PTS事象を想定した条件の下、RPV上の内表面軸方向表面半楕円亀裂に対して、 $J-A_2$ 法を適用し、亀裂先端付近の塑性拘束に関する検討を行った<sup>10</sup>。破壊評価としては、拘束を考慮した評価法として、R6法が用いられている<sup>11</sup>。

$J-A_2$ 法では、亀裂近傍の応力場及びひずみ場は、荷重の強さを表すパラメータである $J$ 積分値及び拘束の強さを表すパラメータ $A_2$ により特徴づけられる。 $J$ の値及び $A_2$ の値の算出に用いた有限要素法（Finite Element Method、以下「FEM」という。）解析体系は、クラッドのないRPVを模擬した半円筒状のモデルであり、高さ2m、内径2m、板厚200mmが用いられている。また、内表面には亀裂の深さ（ $a$ ）20mm、半長さ（ $c$ ）40mm、60mm、100mmの3ケースの亀裂を付与している。解析で用いられたモデル及びメッシュを図2.2.1-3に示す。過渡事象はNRC/EPRIのベンチマーク<sup>12</sup>に従い、圧力一定の条件下での冷却過程が設定されている。

$J$ 積分値及び $A_2$ のFEM解析の結果では、 $J$ 積分値は、全時刻、全アスペクト比で、表面点に較べて最深点の方が高い値となった。また、 $J$ 積分値はアスペクト比が小さく、長い亀裂になるに従い、大きくなる傾向にあった。また、拘束の強さ $A_2$ はアスペクト比が1/5及び1/3の比較的長い亀裂については最深点の方が高い傾向にあった。アスペクト比1/2の比較的短い亀裂では、最深点の値が低下した750秒以降において、最深点の方が低い値を示した。ここで、 $J$ 積分、 $A_2$ ともに最深点において最も高い値を示すことから、Guoらは、以降の評価は最深点についてのみ議論している。

破壊評価への拘束効果の影響を確認するため、算出した $J$ 積分値、 $A_2$ を用いて、R6法により破壊評価が行われている。R6法では、 $L_r (= p/p_0)$ 及び $K_r (= (J_e/J)^{1/2})$ の値を用いて破壊評価を行う。ここで、 $p$ は作用荷重、 $p_0$ は降伏限界荷重、 $J_e$ は $J$ 積分値の弾性部分である。 $J-A_2$ 法では、 $K_r$ の算出に用いる $J$ 積分は拘束効果を考慮した $J^*$ に置き換えられる。

<sup>8</sup> G. Qian, et al, "Integrity analysis of a reactor pressure vessel subjected to pressurized thermal shocks by considering constraint effect," Engineering Fracture Mechanics, 112-113:14-25, (2013).

<sup>9</sup> G. Qian, et al, "Investigation on constraint effect of a reactor pressure vessel subjected to pressurized thermal shocks," Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 137(1): 0112041-0112047, (2015).

<sup>10</sup> Huajing Guo, et al, "Elastic-Plastic Fracture Analysis of a Reactor Pressure Vessel Subjected to Pressurized Thermal Shock", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2017-66221, (2017).

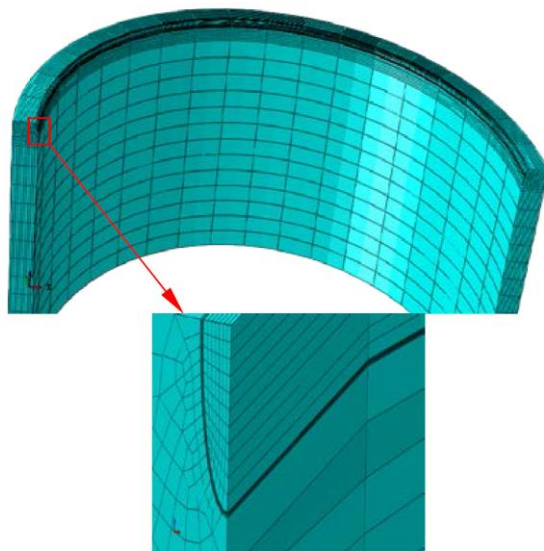
<sup>11</sup> EDF Energy Nuclear Generation Ltd, "Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, R6 Revision 4, Including Updates to Amendment 11," (2014).

<sup>12</sup> Naoki Soneda, et al, "enchmarking Studies of Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Code, PROFMAC-II, for Assessing Pressurized Thermal Shock Events of Reactor Pressure Vessel Integrity Issues," Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 33, No.1, p.87-98, (1996).

$K_r$ の算出に $J$ を使用する場合、すなわち拘束効果を考慮しない場合の破壊評価曲線を図 2.2.1-4 に示す。アスペクト比が小さく長い亀裂の方が R6 法の safe area が小さく、破壊しやすい傾向にあることが確認された。また、図 2.2.1-4 から、時刻の経過に伴う safe area の変化は僅かであるが、減少する傾向にあることが確認された。

$K_r$ の算出に $J^*$ を使用する場合、すなわち拘束効果を考慮した場合の破壊評価曲線を図 2.2.1-5 に示す。アスペクト比が小さく長い亀裂の方が safe area が小さい傾向にあり、拘束効果を考慮しない場合と同様の傾向になることが確認された。一方、図 2.2.1-5 では時間の経過に伴い safe area は増加しており、拘束効果を考慮しない場合とは逆の挙動を示している。これは、解析の初期に RPV 壁が急冷される事象であり、拘束効果を考慮した結果の方が、定性的により妥当な結果であると考えられる。

以上の検討により、Guo らは、PTS 事象下における RPV の健全性評価について、 $J-A_2$ 法により拘束による影響を取り入れることで、拘束による影響を考慮しない場合と比べて、定性的により妥当な評価が可能であることを確認したとしている。



**Figure 3 Finite Element Model and Local Mesh**

図2.2.1-3 有限要素モデル及びメッシュ図  
(PVP2017- 66221<sup>10</sup> より引用)

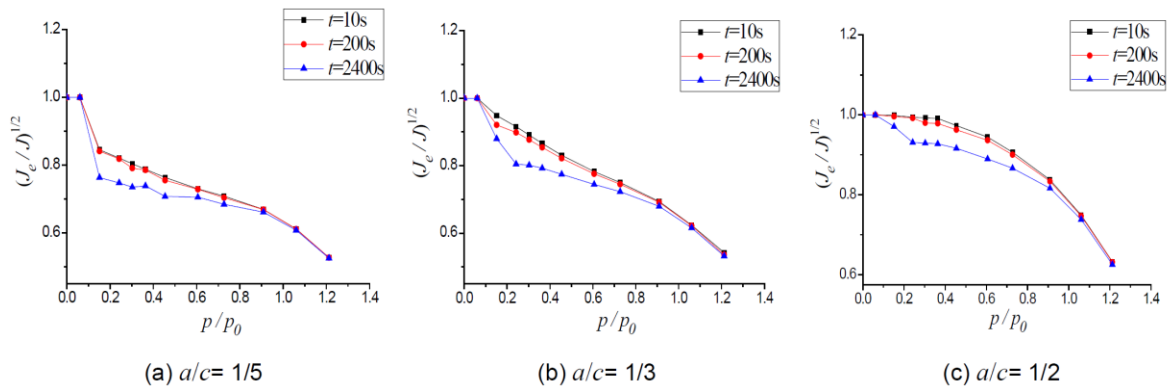


Figure 10 Failure Assessment Curves without Considering Crack Tip Constraint for Various Cracks

図2.2.1-4 拘束効果を考慮しない場合の破壊評価曲線（亀裂サイズごと）  
（PVP2017- 66221<sup>10</sup> より引用）

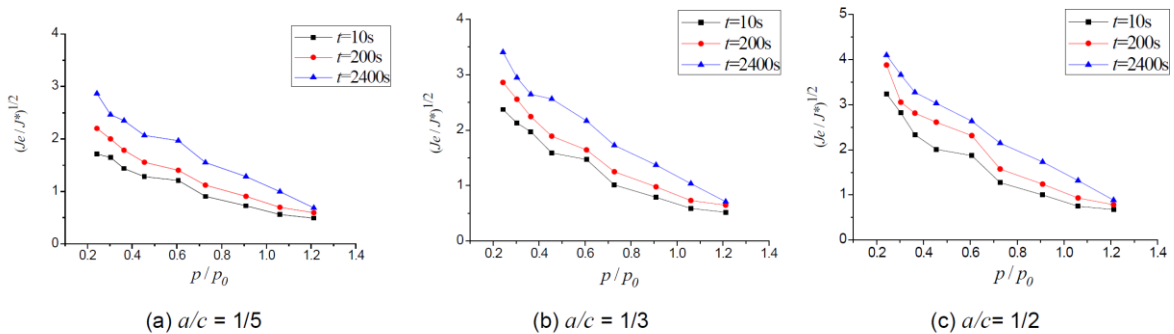


Figure 12 Failure Assessment Curves with Crack Tip Constraint for Various Crack Sizes

図2.2.1-5 拘束効果を考慮した場合の破壊評価曲線（亀裂サイズごと）  
（PVP2017- 66221<sup>10</sup> より引用）

### (3) データベースの更新に基づく上部棚靱性モデルの更新

中性子照射脆化の影響により上部棚靱性が低下する高経年化した RPV に対してより合理的な評価を行うため、より多くのデータに裏付けられた上部棚靱性モデルを検討することは重要な課題である。M.Kirk らは、2006 年に提案した上部棚靱性の温度依存性に関するモデル<sup>13</sup>について、新たな試験データを用いて、妥当性を検討した。新しいデータに対して、2006 年の上部棚靱性モデルは平均値については妥当な結果を示す一方で、ばらつきについては過小評価をすることが確認されたため、新たなばらつきのモデルを作成した<sup>14</sup>。

提案された上部棚靱性  $J_{Ic}$  の温度依存性は次式で表される。

<sup>13</sup> EricksonKirk, M, et al, “An upper-shelf fracture toughness master curve for ferritic steels,” International Journal of Pressure Vessels and Piping, 83, 571-583, (2006).

<sup>14</sup> Mark Kirk, et al, “Large Dataset Assessment of the Upper Shelf Master Curve Model”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2017-66280, (2017).

$$\Delta J_{Ic} = J_{Ic@T} - J_{Ic@\widehat{T}_K}$$

$$J_{Ic@T} = \alpha \{ C_1 \times \exp(-C_2 \times \widehat{T}_K + C_3 \times \widehat{T}_K \times \ln(\epsilon)) \} \quad (2.2.1-1)$$

ここで、 $J_{Ic@T}$ は温度  $T$  における上部棚靱性値、 $\alpha=1.75$ [mm]、 $C_1=1,033$ [MPa]、 $C_2=0.00698$ [/K]、 $C_3=0.000415$ [/K]、 $\widehat{T}_K$ は参照温度  $288$ [°C]である。また、 $J_{Ic}$ の標準偏差は次式で表される。

$$\sigma_{\Delta J_{Ic}} = 51.2 \times \exp(-0.0056T) \quad (2.2.1-2)$$

本検討では新たな鋼材を用いて、上部棚靱性モデルの妥当性が検討されている。新たに用いられた鋼材は DIN 22NiMoCr37、いわゆる EURO Forging と呼ばれる鋼材であり、へき開破壊靱性の温度依存性等の国際ラウンドロビンで使用されてきた鋼材である。Euro Forging の化学組成、ミクロ構造、破壊靱性等の詳細は、文献<sup>15</sup>にまとめられている。Euro Forging から得られた  $J_{Ic}$  データの温度依存性を式(2.2.1-1)及び式(2.2.1-2)の  $J_{Ic}$  モデルと比較した結果とともに図 2.2.1-6 に示す。ここで図 2.2.1-6 においては、式(2.2.1-2)から得られる  $J_{Ic}$  のばらつきとして 95 パーセンタイル（以下、「95%ile」という。）値が示されている。図 2.2.1-6 から、式(2.2.1-1)の  $J_{Ic}$  モデルの平均値は Euro Forging のデータに対しておおむね妥当な結果を示すことが確認された一方で、式(2.2.1-2)の  $J_{Ic}$  モデルのばらつきは Euro Forging のデータより、高温側で過小評価する傾向にあることが確認された。

文献<sup>13</sup>において式(2.2.1-1)及び式(2.2.1-2)の  $J_{Ic}$  モデルを作成する際に使用したデータと Euro Forging のデータの参照温度  $288$ °Cにおける破壊靱性  $J_{Ic(288)}$ の値を比較すると、Euro Forging のデータは、文献<sup>13</sup>のデータの中で比較的高い  $J_{Ic(288)}$ である。また、文献<sup>13</sup>のデータのばらつきは  $J_{Ic(288)}$ が大きい領域では Euro Forging のデータのばらつきとおおむね一致しており、 $J_{Ic}$  のばらつきには、温度の依存性だけでなく、 $J_{Ic(288)}$ の大きさに対する依存性も考慮する必要がある。

M.Kirk らは、文献<sup>13</sup>のデータに Euro Forging のデータのデータを加えた上で、 $J_{Ic(288)}$ の依存性を考慮して  $J_{Ic}$  のばらつき  $\sigma_{\Delta J_{Ic}}$ をフィッティングすることで、次式を得ている。

$$\sigma_{\Delta J_{Ic}} = A \times \exp(B(T - \widehat{T}_K)) \quad (2.2.1-3)$$

$$A = 9.03 \times \exp(1.12P) \quad (2.2.1-4)$$

$$B = \text{MIN}(0, 0.0009P - 0.0045) \quad (2.2.1-5)$$

$$P = \text{MIN}(1, \text{MAX}(0, \text{MIN}(P_1, P_2))) \quad (2.2.1-6)$$

$$P_1 = \frac{J_{Ic(288)}}{120} - 0.46 \quad (2.2.1-7)$$

<sup>15</sup> “Engineering Fracture Mechanics”, Vol.69,pp. 419-530, (2002).

$$P_2 = \frac{J_{Ic(288)}}{800} - 0.51 \quad (2.2.1-8)$$

このモデルは、図 2.2.1-8 に示すように、 $J_{Ic(288)}$ の幅広い範囲に対して、妥当なばらつきを与えることを確認できる。以上により、上部棚靱性  $J_{Ic}$  の温度依存性に関して、Euro Forging のデータを用いて、平均値については文献<sup>13</sup>のモデルの妥当性を確認するとともに、ばらつきに関しては  $J_{Ic(288)}$ に依存するような新たなモデルが提案されている。

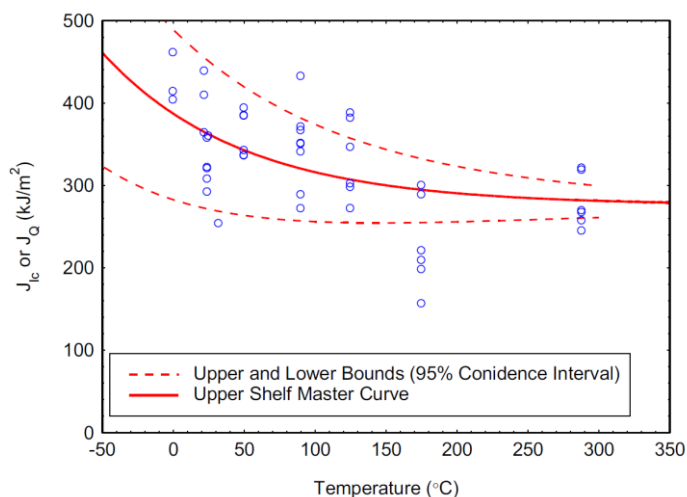


Figure 3: Comparison of the temperature dependence exhibited by the  $J_{Ic}$  data for the EURO Forging with Eq. (3). Uncertainty bounds are based on Eq. (4)

図2.2.1-6 EURO Forgingのデータと2006年の式との比較  
(PVP2017-66280<sup>14</sup>より引用)

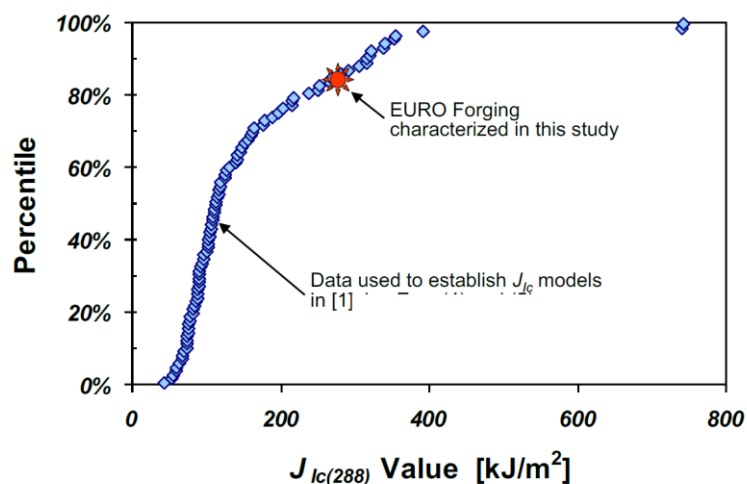


図2.2.1-7 288 °C における  $J_{Ic}$  の実験値の累積度数  
(PVP2017-66280<sup>14</sup>より引用)

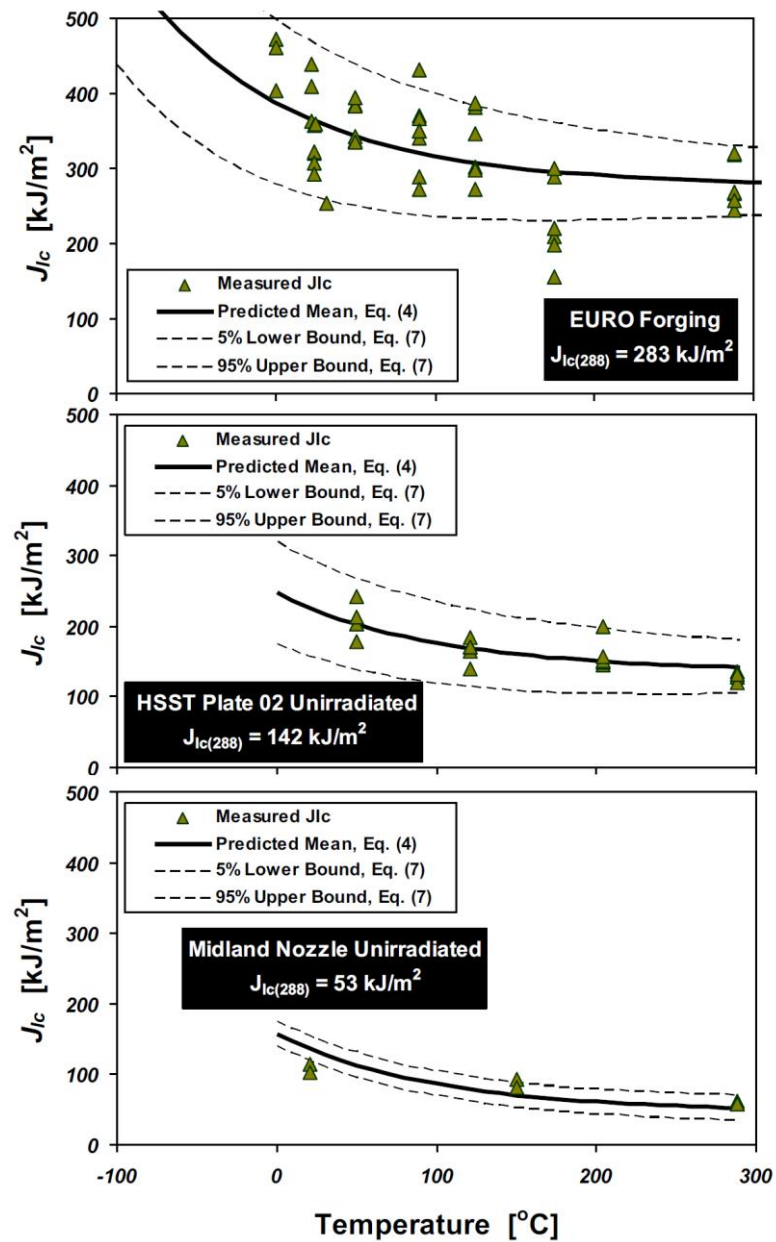


Figure 10: Comparison of the revised  $J_{Ic}$  model, Eqs. (3) and (5), with  $J_{Ic}$  data from steels having three different upper shelf toughness ( $J_{Ic(288)}$ ) levels.

図2.2.1-8 更新した $J_{Ic}$ モデルと実験値の比較  
(PVP2017-66280<sup>14</sup>より引用)



#### (4) 確率論解析における筋道及び論点を明確にするための提案

確率論解析は、様々な物理現象やその不確実さを取り込むことが可能である反面、その複雑さのため、解析の全体像を理解し、解析結果の妥当性を確認するには多大な労力を要する。そこで、Sallaberryらは、確率論解析において、解析の筋道や論点を明確にするような解析の流れを提案した<sup>16</sup>。

提案された解析の流れでは、以下の7ステップにより解析を実施する。

1. 解析の目的の定義
2. 確率論解析及び決定論解析の基本ケースの作成
3. 結果の分析、感度の分析、結果の収束性の分析
4. 決定論による感度解析
5. 確率論による感度解析
6. 不確実さの再確認
7. サンプル数やサンプル手法等を改善した解析

以下、それぞれのステップについて説明する。

##### 1. 解析の目的の定義

このステップでは、解析を行うことで何を達成するのかという目的を定義する。また、結果にどの程度の精度を要求するかも合わせて定義することも重要である。

##### 2. 確率論解析及び決定論解析の基本ケースの作成

このステップでは、決定論解析及び確率論解析の基本ケースの解析を行う。このステップで計算した結果を、入力データに関する感度解析や緩和措置の影響解析の基本ケースとして用いる。基本ケースでは、感度解析の計算コストの削減のため、必要に応じて、認識論的不確実さと偶然的な不確実さを区別せずに解析を行う。

##### 3. 解析の結果、感度、結果の収束性の分析

このステップでは、結果の大まかな概要により結果の妥当性を確認し、結果に影響を及ぼすパラメータの感度を確認し、サンプル数への依存性を確認する。

結果の確認では、平均値などの統計量の解析結果を確認する。例えば、亀裂貫通確率のうち、周方向亀裂が占める割合、軸方向亀裂が占める割合を確認し、応力の傾向等と矛盾がないことを確認する。

---

<sup>16</sup> Cedric J. Sallaberry, et al, “Proposed Approach of Scenario Analysis Using a Probabilistic Code”, PVP2017-65989, (2017).

感度の分析においては、結果の不確実さに影響を及ぼす入力パラメータの確認を行う。例えば、ランク回帰、再帰分割回帰、多変量加法回帰スプライン等の回帰分析により、影響度の確認を行う。また、影響度の高いパラメータに関しては、散布図を作成し、入力パラメータと結果の相関を確認する。

結果の収束性の分析では、結果が収束するのに十分なサンプル数かどうかを検討する。例えば、ブートストラップ法等により、解析結果の信頼区間について検討する。また、結果の分布形状を視覚的に確認する事によって収束性を確認することも重要である。

#### 4. 決定論による感度解析

このステップでは、決定論解析において幾つかのパラメータを変更し、基本ケースと比較することで、入力パラメータの結果への影響について、主に物理的な側面から検討を行う。また、必要に応じて、例えば基準を超える事象や緩和措置の影響について確認を行う。

#### 5. 確率論による感度解析

このステップでは、決定論による感度解析と同様に確率論による感度解析を行う。ここでは、入力パラメータの中心値だけではなく、分布（ばらつきや形状）についても感度解析を行うことが可能である。このステップでは、物理的側面よりも、リスクに関連した確率論的な側面から検討を行う。

#### 6. 不確実さの再確認

このステップでは、ここまでの解析により確認された注目すべきパラメータのばらつきについて再確認を行う。また、必要に応じて、定数として取り扱って来たパラメータに不確実さを付与する。もし、確認した結果、ばらつきを変更する必要がある場合には、少なくともステップ 1 から 3、必要に応じて 4 及び 5 を、ばらつきを変更した後の条件で、再び実施する。

#### 7. サンプル数やサンプル手法等を改善した解析

このステップでは、最終的な意思決定に用いるため、より精度を向上した解析を実施する。精度を向上する方法としては、感度解析によって重要であることが確認された変数に対するサンプリング法を、重み付きサンプリングにすること等が挙げられる。また、必要に応じて、認識論的不確実さと偶然的な不確実さを分離した解析を実施する。

Sallaberry らは、以上の手順に従い解析を実施することにより、解析の筋道を明確にし、意思決定者による解析結果への信頼性が確保されるとしている。

(5) RPV の健全性の確率論的評価に関する中国の動向

中国では、PTS 時の RPV の健全性評価に対して、クラッドの影響を考慮した応力拡大係数を影響関数法により算出するプログラム PTScrack を開発している<sup>17</sup>。Lu らは、PTScrack を用いて、小破断 LOCA (Small Breack Loss of Coolant Accident、以下「SBLOCA」という。) 事象下における軸方向亀裂に対する International Comparative Assessment Study (以下、「ICAS」という。) の国際ベンチマーク問題<sup>18</sup>の解析を行い、他の機関の結果と応力拡大係数の履歴がおおむね一致することを確認している。Lu らは、PTScrack による応力拡大係数の検証の結果を踏まえて、確率論的な手法による解析に取り組む予定であることについて言及しており、中国においても、PFM 評価を進めていく動きが確認できる。

(6) RPV の健全性の確率論的評価に関する米国の動向

RPV の健全性を対象とした確率論的評価に関して、米国の動向を調査した。米国の Regulatory Information Conference (以下、「RIC」という。) 及びカナダで開催された 2nd International Seminar on Probabilistic Methodologies for Nuclear Applications (以下、「PFM セミナー」という。) における主な発表内容を以下に報告する。発表者及びタイトルを表 2.2.1-2 に示す。

---

<sup>17</sup> Wei Lu and Zheng He, “RPV Structure Integrity Assessment with Surface Cracks under PTS”, Proceedings of the 2017 25th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE25-66447, (2017).

<sup>18</sup> B.R. Bass, C.E. Pugh, J. Sievers, H. Schulz., “Overview of the International Comparative Assessment Study of Pressurized Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels (RPV PTS ICAS),” International Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol. 78, pp. 197-211,(2001).

表 2.2.1-2 RIC 及び PFM セミナーの主な発表者及び発表タイトル

会議名	発表者 (所属)	タイトル
RIC	Mohammad Modarres (University of Maryland)	Characterizing Uncertainty of Engineering Events: Deterministic Vs. Probabilistic Analysis of Mechanistic Damages and Failures (エンジニアリングイベントの不確かさの特徴づけ: 機構論的な損傷や破損の決定論及び確率論解析)
	Masato Yamamoto (CRIEPI)	Progress of Japanese activities in development and standardization of PFM methodology for PTS evaluation (日本における PFM 評価手法の開発及び標準化の活動進捗)
	David T. Rusk (NAVAIR)	Overview of Probabilistic Damage Tolerance Analysis of Naval Aircraft Structures (海軍航空機の構造物に対する確率論的損傷許容解析の概要)
	Craig Harrington (EPRI)	PFM: Panacea or Devil's Bargain? (PFM: 万能薬か悪魔の契約か?)
	David Rudland (NRC)	Thoughts on Using PFM in Regulatory Applications (規制への適用における PFM の使用に関する考え)
PFM セミナー	David Alley (NRC)	Regulatory Approach to the Use of Probabilistic Fracture Mechanics at Nuclear Power Plants in the United States (米国原子力発電所における PFM の利用への規制のアプローチ)
	Patrick A.C. Raynaud (NRC)	Developments in Probabilistic Methodologies at the U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC における確率論的手法の発展)

### 1) Regulatory Information Conference (RIC)

米国の RIC におけるパネルセッションにおいて、今後の PFM の活用や現在の米国原子力規制委員会 (United States Nuclear Regulatory Commission、以下「NRC」という。) の PFM に関する取組みに関する発表が行われた。RIC は NRC が主催する規制情報会議であり、NRC の安全、セキュリティ、環境に関する活動及び計画について情報を提供する場である。

各発表者の内容をまとめると、今後の PFM の活用に向けて、必要な事項として、主に以下に示す事項が挙げられている。

- ✓ 不確かさの適切な取扱い  
不確かさの評価や認識論的不確かさと偶発的不確かさの分類など、不確かさを適切に取り扱うことで、総合的な意思決定の信頼性を評価することができる。
- ✓ モデルの高度化、解析コードの信頼性向上  
破壊力学モデルや監視試験データから得られた最新の知見を解析コードに反映する

とともに、Verification & Validation（以下、「V&V」という。）等により品質を保証する必要がある。

- ✓ 技術者からのコンセンサス  
複雑な現象を取り扱う PFM の解析結果を解釈するために、技術者の教育を行い、理解を促進する必要がある。
- ✓ 社会からのコンセンサス  
慎重かつ透明性の高い説明、コミュニケーションを行う必要がある。

## 2) PFM セミナー

また、カナダで開催された PFM セミナーにおいては、NRC による米国 PFM 解析コード FAVOR に関する近年の取り組みについて、主に以下の事項の説明がなされた。

- ✓ FAVOR の更新  
沸騰水型原子炉（Boiling Water Reactor、以下「BWR」という。）への対応（加熱・冷却に伴う荷重や内表面亀裂以外の亀裂への対応）、バグ修正の状況（内挿誤差の改善、応力拡大係数の更新）、V&V の継続、ユーザビリティの向上（GUI 機能の整備）
- ✓ 適用事例  
リスク情報を活用した圧力-温度曲線の整備と評価、BTP-5.3（破壊靱性要求における  $RT_{NDT}$  の推定）の非保守性に係るリスク評価、準層状の欠陥（Doel 型）に対するリスク評価
- ✓ 解析モデルに関する検討  
母材-クラッド境界の浅い亀裂の亀裂の駆動力、高温予荷重（Warm Pre-Stress、以下「WPS」という。）効果、クラッド溶接による残留応力の影響、リスクの最適化による圧力-温度曲線

NRC の今後の取り組みとして、PFM を技術基盤として、ライセンスの更新等を行う申請者のためのガイドを作成することが挙げられている。近年中に、PFM の品質及び信頼性の確保に関するテクニカルレポート及び許容可能な PFM 解析を行うためのアウトラインを示したガイドのドラフトを発刊し、また、ガイドのドラフトを用いた試解析を行う予定であることが示されている。

## (7) 米国代替 PTS 規則における PFM の活用事例

PFM の活用事例として、米国における  $RT_{NDT}$  を用いた PTS スクリーニング基準と許容亀裂数の設定について、その手順を調査した。

## 1) 関連温度に関するスクリーニング基準の設定方法

PFM の活用事例として、米国の PTS 評価における  $RT_{NDT}$  に関するスクリーニング基準が挙げられる<sup>19</sup>。  $RT_{NDT}$  に関するスクリーニング基準は、PTS に対する過度な保守性を PFM を用いて低減することを目的とした PTS 再評価プロジェクトにより算出された結果<sup>20,21</sup>を技術的根拠として、2010 年に代替規則として制定されたものである。ここでは、国内における PFM の規制への適用を念頭に、国内プラントに対して同様の相関式を作成する技術的な可能性を確認するため、PTS 再評価プロジェクトにおける PTS スクリーニング基準の具体的な設定手順をまとめたものを以下に記す。

- ① まず、代表プラント（Beaver Valley, Oconee, Palisades）に対して、4 種類の EFPY（32、60、Ext-a、Ext-b）を設定した解析を実施する。ここで、Ext-a、Ext-b はスクリーニング基準が設定可能なように、TWCF の 95%ile 値が  $10^{-6}$  付近になるように設定された仮想的な非常に大きい値であり、具体的に Beaver Valley（以下、「BV」という。）では、Ext-a は 100EFPY、Ext-b は 200EFPY が設定されている。また、各部材（軸方向溶接部、周方向溶接部、母材部）のみが RPV 内に存在すると仮定した条件で解析を行い、部材ごとの TWCF の 95%ile 値が算出されている。
- ② 次に、部材（軸方向溶接部、周方向溶接部、母材部）ごとに  $RT_{NDT}$  の最大値 ( $RT_{max}$ ) と TWCF の 95%ile 値の関係について、近似式を作成する。近似式には、

$$TWCF_{95-xx} = \exp[m_{xx} \cdot \ln(RT_{Max-xx} - RT_{TH-xx}) + b_{xx}] \cdot \beta \quad (2.2.1-9)$$

が用いられている。ここで、“xx”は軸方向溶接部、周方向溶接部、母材部の部材の違いを示しており、また  $TWCF_{95-xx}$  は、部材 xx の TWCF の 95%ile 値を表す。パラメータ  $m_{xx}$ 、 $RT_{TH-xx}$ 、 $b_{xx}$  は各部材ごとに定まる定数であり、化学成分や RPV の板厚には依存しないと仮定して、①で算出した部材ごとの TWCF の 95%ile 値を用いてフィッティングされている（図 2.2.1-9 及び表 2.2.1-3）。 $\beta$  は板厚 ( $T$ ) の関数として次式で与えられる。

---

<sup>19</sup> 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).

<sup>20</sup> 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).

<sup>21</sup> M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS)”, NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010).

$$\beta = \begin{cases} 1 & T \leq 9.5[\text{inch}] \\ 1 + 8 \times (T - 9.5) & 9.5[\text{inch}] < T < 11.5[\text{inch}] \\ 17 & 11.5[\text{inch}] \leq T \end{cases} \quad (2.2.1-10)$$

③ 全体の  $TWCF_{95\text{-Total}}$  を②で算出した部材ごとの  $TWCF_{95\text{-xx}}$  から以下の式により算出する。

$$TWCF_{95\text{-Total}} = \alpha_{AW}TWCF_{95\text{-AW}} + \alpha_{PL}TWCF_{95\text{-PL}} + \alpha_{CW}TWCF_{95\text{-CW}} \quad (2.2.1-11)$$

ここで、 $\alpha_{XX}$  は、照射脆化量が低い場合に、 $TWCF$  の過小評価を防止するための因子であり、 $RT_{NDT}$  に応じて、次式により定義されている。

$$\alpha_{XX} = 2.5 \text{ for } RT_{\text{Max-XX}} \leq 625[\text{R}] \quad (2.2.1-12)$$

$$\alpha_{XX} = 2.5 - \frac{1.5}{250}(RT_{\text{Max-XX}} - 625) \text{ for } 625 < RT_{\text{Max-XX}} \leq 875[\text{R}] \quad (2.2.1-13)$$

$$\alpha_{XX} = 1 \text{ for } RT_{\text{Max-XX}} > 875[\text{R}] \quad (2.2.1-14)$$

米国では、上記手順により、PTS 再評価プロジェクトにより算出された  $TWCF_{95\text{-Total}}$  の近似式により、 $1.0 \times 10^{-6}$ /炉年に対応する  $RT_{NDT}$  がスクリーニング基準として用いられている。算出された  $TWCF_{95\text{-Total}}$  の各部材の  $RT_{NDT}$  に対する等値面を図 2.2.1-10 に示す。

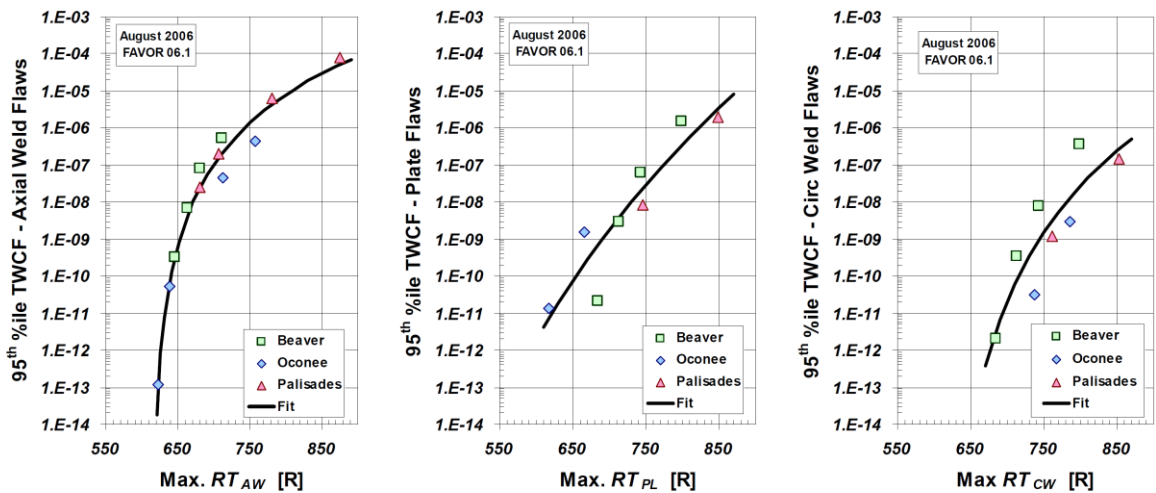


Figure 3.4. Relationship between TWCF and RT due to various flaw populations (left: axial weld flaws, center: plate flaws, right: circumferential weld flaws). Eq. 3-5 provides the mathematical form of the fit curves shown here.

図2.2.1-9  $TWCF_{95\text{-Total}}$  と  $RT_{\text{Max}}$  の関係  
(左から、軸方向溶接部、母材部、周方向溶接部)  
(NUREG-1874<sup>21</sup> より引用)

表 2.2.1-3 フィッティングにより得られた TWCF<sub>95-XX</sub> のパラメータの値  
 (上から、軸方向溶接部、母材部、周方向溶接部)  
 (NUREG-1874<sup>21</sup> より引用)

<b>Regressor Variable</b>	<b>m</b>	<b>b</b>	<b>RT<sub>TH</sub> [R]</b>
RT <sub>MAX-AW</sub>	5.5198	-40.542	616
RT <sub>MAX-PL</sub>	23.737	-162.36	300
RT <sub>MAX-CW</sub>	9.1363	-65.066	616

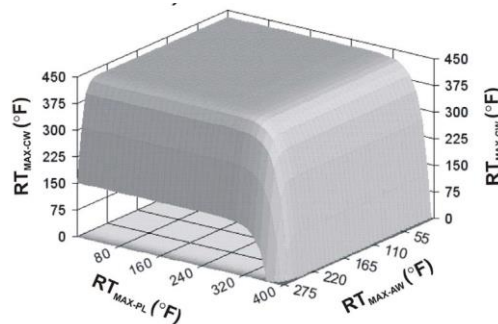


Figure 3.5. Graphical representation of Eqs. 3-5 and 3-6. The TWCF of the surface in both diagrams is  $1 \times 10^{-6}$ . The top diagram provides a close-up view of the outermost corner shown in the bottom diagram. (These diagrams are provided for visualization purposes only; they are not a completely accurate representation of Eqs. 3-5 and 3-6 particularly in the very steep regions at the edges of the TWCF =  $1 \times 10^{-6}$  surface.)

図2.2.1-10 TWCF<sub>95-Total</sub>の $1.0 \times 10^{-6}$ [/炉年]の等値面  
 (NUREG-1874<sup>21</sup> より引用)

## 2) 許容亀裂数の設定方法

PFM の活用事例として、米国における許容亀裂数の設定が挙げられる<sup>19)</sup>。米国代替 PTS 規則において、要求事項の一部として使用されている、供用期間中検査 (in-service inspection、以下「ISI」という。) により検出される亀裂の許容数及び寸法は、PFM の解析結果を用いて定められている。国内プラントに対して同様の検討を行う技術的な可能性を確認するため、許容亀裂数の具体的な設定手順をまとめたものを以下に記す。

- ① まず、代表プラントにおいて、TWCF の平均値がほぼ  $1.0 \times 10^{-6}$  /炉年となる定格負荷相当年数 (Effective Full Power Years、以下「EFPY」という。) のもと、TWCF の平均値における各亀裂寸法の寄与度を算出する。例えば、Palisades では 200EFPY 時の PFM 解析結果が使用されている。
- ② 各亀裂寸法に対し、TWCF の平均値に対する亀裂重み (TWCF/亀裂個数) を算出する。亀裂重みの算出結果の例を表 2.2.1-4 に示す。
- ③ ISI で用いられている亀裂寸法の区分けは、PFM の解析結果とは異なるため、上述の亀裂寸法と亀裂重みから近似曲線を作成し、ISI で用いられる亀裂寸法の区分けと対応する亀裂個数を求め、許容亀裂数として定める。近似曲線の例を図 2.2.1-11 に、ISI の亀裂寸法の区分けに対応した亀裂個数を表 2.2.1-5 に示す。



以上の手順により求められた許容亀裂数は、Palisades に対するライセンス変更申請において評価されており、Palisades が許容亀裂数の基準を満足することが、申請の技術的根拠として使用されている<sup>22</sup>。

表 2.2.1-4 TWCF の平均値に対する亀裂重みの算出結果の例  
(WCAP-17628-NP<sup>22</sup> より引用)

Table 2. Contributions of Weld Flaw Size Bins to TWCF and Per-Flaw Importance to TWCF

Flaw through-wall dimension (inches)	Mean % TWCF for Category 2 flaws	Mean per-flaw TWCF importance
0.088	3.82	0.0000695
0.175	34.61	0.00319
0.263	13.38	0.0170
0.350	10.07	0.0514
0.438	9.99	0.134
0.525	4.67	0.159
0.613	7.01	0.509
0.700	3.20	0.471
0.787	2.12	0.537
0.875	1.55	0.674
0.963	3.77	2.78
1.050	1.19	1.35
1.137	0.17	0.334
1.225	1.87	3.64
1.313	0.39	1.52
1.400	0.72	3.60
1.488	0.15	0.729
1.575	0.06	0.955
1.663	0.02	0.269
1.750	0.41	4.78
1.873	0.06	0.656
1.925	0.00	0

<sup>22</sup> WCAP-17628-NP, Revision 1, “Palisades, Alternate Pressurized Thermal Shock (PTS) Rule Evaluation”

Figure 1: Palisades Category 2 Weld Flaw Mean Importance to TWCF vs Flaw Size

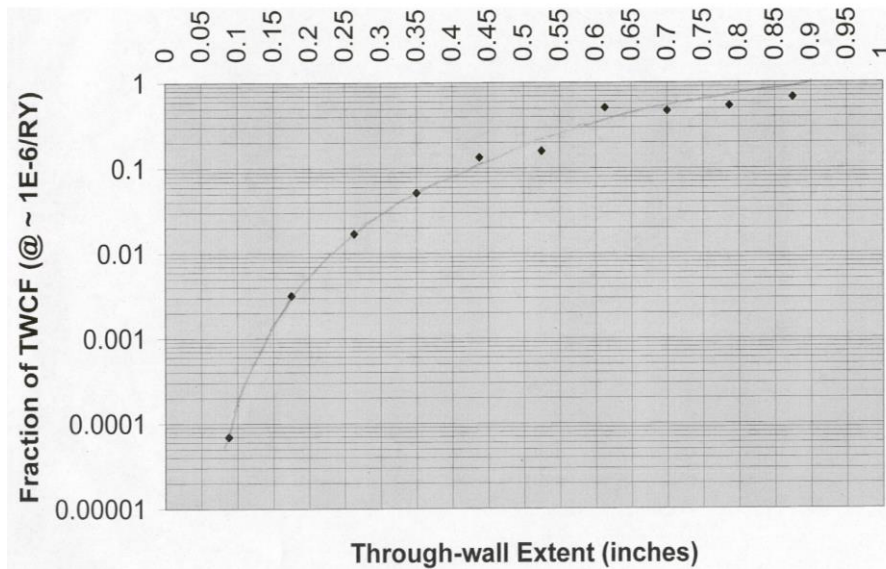


図2.2.1-11 亀裂寸法と亀裂重みの関係  
(WCAP-17628-NP<sup>22</sup> より引用)

表 2.2.1-5 ISI の亀裂深さの区分けと対応する亀裂個数  
(WCAP-17628-NP<sup>22</sup> より引用)

Table 3. Populations of ISI Weld Flaw Bins Equivalent to Favor Flaw Bins

Nominal Bin Size	Bin Size Range	Number of Flaws	Adjusted Notes
0.05	0.025 - 0.075		
0.10	0.075 - 0.125	75.9	from 0.088 bin
0.15	0.125 - 0.175	107.94	no adjustment needed
0.20	0.175 - 0.225		
0.25	0.225 - 0.275	6.65	adjusted from 0.263 bin
0.30	0.275 - 0.325		
0.35	0.325 - 0.375	1.52	adjusted from the 0.350 bin
0.40	0.375 - 0.425	0.889	adjusted from the 0.438 bin
0.45	0.425 - 0.475		
0.50	0.475 - 0.525	0.292	no adjustment needed
> 0.50	> 0.525	0.309	no adjustment needed

## 2.2.2 認識論的不確実さの取り扱いに関する調査

米国では、PFM 評価において、使用する破壊靱性カーブに対応した ASME Section III NB-2331<sup>23</sup> の定義における  $RT_{NDT}$  の認識論的不確実さを考慮している。一方、国内では、平面ひずみ破壊靱性（以下、「 $K_{Ic}$ 」という。）のデータに基づく破壊靱性カーブ、及び国内の照射前後の破壊靱性データとマスターカーブの考え方に基づいた破壊靱性カーブが整備されている。後者は、RPV に対する破壊靱性の確認方法に関する日本電気協会規格<sup>24</sup>に適用されている。

本項では、国内鋼材に対する  $K_{Ic}$  及び亀裂伝播停止破壊靱性（以下、「 $K_{Ia}$ 」という。）の評価モデルに含まれる不確実さについてより詳細な検討を行うため、FAVOR 理論マニュアル<sup>25</sup>等により、FAVOR による  $RT_{NDT}$  の認識論的不確実さの分析方法について、過年度の調査では十分に技術的根拠が明らかにされていなかった、例えば Adjusted  $K_{Ic}$  曲線の設定方法や  $RT_{NDT}$  の試験等に含まれるとされる不確実さ（ $\sigma=23$  °F）に関する技術的根拠等を調査し、 $K_{Ic}$  及び  $K_{Ia}$  の評価モデルの精緻化を行った。また、昨年度、 $K_{Ic}$  に基づく評価の保守性を確認するために行ったマスターカーブ法を用いた PFM 解析の結果が、 $K_{Ic}$  を用いた場合に比べて高い値になる場合があることを示したことを踏まえ、日本電気協会規格で規定されたマスターカーブに基づく破壊靱性の評価モデルにおいて、シャルピー遷移温度  $T_{30}$  の補正に用いられる  $\Delta T_i$  に含まれる認識論的不確実さについて国内鋼材を対象に分析等を行った。

### (1) 米国の認識論的不確実さの設定に関する調査

$RT_{NDT}$  は、シャルピー衝撃試験と落重試験の結果に基づき決定されるため、 $K_{Ic}$  と直接の関連がない。そのため、 $RT_{NDT}$  を用いて求める  $K_{Ic}$  の値には、モデルに含まれる不確実さがある。この不確実さは、認識論的不確実さに分類される。FAVOR では、この不確実さを考慮して  $RT_{NDT}$  を設定している。ここでは、FAVOR 理論マニュアル<sup>25</sup> の認識論的不確実さの設定方法に関して、Adjusted  $K_{Ic}$  曲線の設定方法及び  $RT_{NDT}$  の測定及び材料のばらつきに関する不確実さ（ $\sigma=23$  °F）の設定根拠について以下に記す。

#### 1) Adjusted $K_{Ic}$ 曲線の設定方法

$RT_{NDT}$  の認識論的不確実さの設定に用いられている Adjusted ASME  $K_{Ic}$  曲線（FAVOR 理論マニュアル<sup>25</sup> の Fig. 33 及び Fig. 37 参照）は、ASME  $K_{Ic}$  カーブが必ずしも拡張され

<sup>23</sup> American Society of Mechanical Engineers, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Article NB-2331, (1998).

<sup>24</sup> 社団法人日本電気協会, “電気技術規程原子力編 原子炉压力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法”, JEAC4206-2016, (2016)

<sup>25</sup> Williams, P. T., Dickson, T. L., Bass, B. R. and Klasky H. B., Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge FAVOR, v16.1, Computer Code: Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations, Oak Ridge National Laboratory, ORNL/LTR-2016/309, September, (2016).

た  $K_{Ic}$  データベースの下限を表せていないことが発端となって米国の PTS 再評価プロジェクトの初期に検討された。Adjusted  $K_{Ic}$  曲線は、拡張された全ての  $K_{Ic}$  データベースの下限を示し、かつ、遷移領域を合理的に表現するように、ASME  $K_{Ic}$  曲線を移行させたものである。ASME  $K_{Ic}$  カーブが未知の  $K_{Ic}$  データも含めた正規分布の  $-2\sigma$  を示しているとの前提で、1%tile のカーブを示すようにエンジニアリングジャッジで調整された。

## 2) $RT_{NDT}$ の測定及び材料のばらつきに関する不確かさ

FAVOR 理論マニュアル<sup>25</sup>の Appendix F の section F.1.3 に記載されている  $RT_{NDT(u)}$  の測定及び材料のばらつきに関する分散及び section F.2.3 に記載されているマスターカーブ参照温度  $T_o$  の分散、 $\sigma^2_{(1)}$ 、 $\sigma^2_{(2)}$  は、 $(23^\circ\text{F})^2=(12.778^\circ\text{C})^2$  と仮定している。この値は、FAVOR 理論マニュアル<sup>25</sup>の Table 13 に示される  $K_{Ic}$  データベースに基づく  $RT_{NDT(u)}-T_o$  データをフィッティングしたワイブル分布から推定したものである。

3 パラメータワイブル分布の分散は以下の式(2.2.2-1)で表される。

$$\sigma^2 = b^2 \left[ \Gamma\left(1 + \frac{2}{c}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{c}\right) \right] \quad (2.2.2-1)$$

ここで、 $\Gamma$  はガンマ関数、 $b$  はワイブル分布の尺度パラメータ、 $c$  はワイブル分布の形状パラメータである。

米国の  $RT_{NDT(u)}-T_o$  のワイブル分布のパラメータは、FAVOR の理論マニュアル<sup>25</sup>の式(102)に示されており、 $b=100.43[^\circ\text{F}]$ 、 $c=2.036$  である。これらの値を用いて分散を計算すると、 $45.77^\circ\text{F}$  ( $25.43^\circ\text{C}$ ) である。この分散の約半分の値  $(23^\circ\text{F})^2=(12.778^\circ\text{C})^2$  を  $\sigma^2_{(1)}$ 、 $\sigma^2_{(2)}$  として設定している。

### 2.2.3 延性破壊の考慮要否に関する検討

米国で開発された PFM 解析コード FAVOR ver. 16.1<sup>1</sup> を用いて、国内加圧水型原子炉（Pressurized Water Reactor、以下「PWR」という。）プラントを念頭に置いた複数の評価条件を設定し、PTS 事象時の延性破壊の考慮による破損頻度への影響を確認した。また、RPV の PFM 評価における延性破壊の考慮要否について検討を行った。昨年度の検討においては、RPV の軸方向及び周方向の照射量の分布は一定で評価したが、今年度は分布を考慮して評価した。

#### (1) 評価方法

FAVOR ver. 16.1 を用いて、脆性破壊に影響を及ぼす関連温度  $RT_{NDT}$  と延性破壊に影響を及ぼす上部棚吸収エネルギー（Upper Shelf Energy、以下「USE」という。）を変化させた場合の RPV の TWCF とそのうちの延性破壊の割合を求め、国内プラントを想定した条件下での PFM 解析における延性破壊の考慮要否を検討した。

#### (2) 評価条件

評価条件は、国内モデルプラントに対するデータを使用した。過渡条件等の評価条件の設定が難しいものは米国で使用されている Beaver Valley Unit 1（以下、「BV-1」という。）及び Oconee Unit 1（以下、「Oconee-1」という。）の条件<sup>26</sup>を使用した。昨年度は、RPV の軸方向及び周方向の照射量の分布は一定で評価したが、今年度は分布を考慮して評価した。

##### 1) 応力分布・K 値の計算

容器とクラッドの寸法に関する項目については国内モデルプラントデータを参考に設定し、その他の物性値や過渡情報等は BV-1 の条件、もしくは、Oconee-1 の条件を使用した。解析条件一覧を表 2.2.3-1 に示す。

---

<sup>26</sup> Dickson, T. L., et al, “Electronic Archival of the Results of Pressurized Thermal Shock Analyses for Beaver Valley, Oconee, and Palisades Reactor Pressure Vessels Generated with the 04.1 version of FAVOR,” ORNL/NRC/LTR-04/18, (2004).

表 2.2.3-1 応力分布・ $K$  値の計算条件 (FAVLOAD の解析条件)

項目	設定値
内半径 [mm] (クラッド厚さは除く)	1995
容器板厚 (母材) [mm]	200
クラッド厚さ [mm]	5
熱伝達率	BV-1 の解析条件 (記載省略)
比熱	
ヤング率	
ポアソン比	
線膨張係数	
各過渡の熱伝達率変化情報	
各過渡の温度変化情報	
各過渡の圧力変化情報	

## 2) 確率論に基づいた解析

化学成分は国内モデルプラントデータとし、その他の破壊評価手法、欠陥分布、過渡の発生頻度に関する条件は BV-1 の解析条件と同じ条件とした。また、国内モデルプラントデータとして設定されていない条件については、実プラントを想定した値を設定した。設定した条件を表 2.2.3-2 に示す。

また、評価時期における内表面の軸方向及び周方向の最大照射量位置における  $RT_{NDT}$  及び  $USE$  を変化させた場合の延性破壊の割合の影響を確認するため、表 2.2.3-3 に示す複数の条件を設定した。なお、FAVOR の設定で必要となる初期の  $RT_{NDT}$  及び  $USE$  は、評価時期で設定した値となるように、別途脆化予測法から求めた。なお、国内初期 PWR プラントの母材が、設定した評価時期での  $RT_{NDT}$  と  $USE$  の値に達する EFPY を表 2.2.3-4 に示す。

RPV 内表面軸方向及び周方向の中性子照射量 (中性子束) の分布については、台湾 Maanshan Unit 1 の中性子束の相対値<sup>27</sup>を使用した。

<sup>27</sup> 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).

表 2.2.3-2 確率論に基づいた解析条件

項目	設定値	備考
シミュレーション回数	10 <sup>5</sup>	BV-1 条件と同じ。
高温予荷重効果の考慮有無	有	ただし、BV-1 条件では
照射脆化予測モデル	$RT_{NDT}$ : Eason2006 USE : NUREG/CR-6551	$T_0$ から上部棚破壊靱性を推定しているが、今回は
貫通と判定する欠陥深さ(板厚比)	0.9	NUREG/CR-6551 の式で
照射量のばらつき標準偏差(一般領域)	0.118%	USE を予測して、上部棚破壊靱性を推定。
対象領域の高さ[m]	4	モデルプラントデータ。
継手溶接部のモデル化範囲	軸方向溶接部 : 1 度×4 本 周方向溶接部 : 50mm	実プラントを想定した設定値。
内表面における中性子照射量 [n/cm <sup>2</sup> , E>1MeV]	最大 7×10 <sup>19</sup> 照射量分布は、台湾 Maanshan Unit 1 の相対値を 使用	実プラントを想定した設定値。
母材の材料組成 (Cu,Ni,P,Mn の含有量) 平均値[wt%]	Cu : 0.16 Ni : 0.61 P : 0.010 Mn : 1.4	モデルプラントデータ ただし、P 及び Mn は、 モデルプラントデータ
溶接金属の材料組成 (Cu,Ni,P,Mn の含有量) 平均値[wt%]	Cu : 0.14 Ni : 0.80 P : 0.010 Mn : 1.2	にないため、初期プラントを想定した値を設定。
母材の材料組成 (Cu,Ni,P の含有量) 標準偏差 [wt%]	Cu:0.01 Ni:0.02 P:0.0013	モデルプラントデータ ただし、P はモデルプラントデータにないため、 BV-1 条件に設定。
溶接金属の材料組成 (Cu,Ni,P の含有量) 標準偏差[wt%]		
欠陥分布	表面欠陥 : Ocone-1 条件 内部欠陥 : BV-1 条件	
過渡条件	BV-1 の解析条件 (記載省略)	
過渡の発生確率		

表 2.2.3-3 評価時期及び初期の  $RT_{NDT}$  及び  $USE$  の値

ケース名	$RT_{NDT}$ [°C]			$USE$ [J]		
	評価時期 (内表面最大照射量位置)	初期		評価時期 (内表面最大照射量位置)	初期	
		母材	溶接金属		母材	溶接金属
1-1	50	-38	-48	50	48	57
1-2				70	88	96
1-3				100	137	143
2-1	100	12	2	50	48	57
2-2				70	88	96
2-3				100	137	143
3-1	120	32	22	50	48	57
3-2				70	88	96
3-3				100	137	143

表 2.2.3-4  $RT_{NDT}$  と  $USE$  の設定値に対応するモデルプラントの母材の相当 EFPY

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

\*1：計算対象は原子力規制委員会 HP<sup>28</sup>掲載の国内初期 PWR プラントの母材とした。

\*2：中性子照射量が JEAC4201-2007[2013 年追補版]<sup>5</sup> の解説-附属書 B の国内  $USE$  予測式の適用範囲上限で  $USE$  調整値は約 62J であり、50J にはならない。

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

<sup>28</sup> 原子力規制委員会，運転期間延長認可申請（高浜 1，2 号炉）に関する事業者ヒアリング（52），資料 7，URL: <http://www.nsr.go.jp/disclosure/committee/youshikisya/untenkik-anencho/meeting/takahama12.html>，(2016)



### (3) 評価結果

各ケースに対して評価した TWCF の値及び全 TWCF における延性破壊の割合を表 2.2.3-5 及び表 2.2.3-6 に示す。また、昨年度と比較して、 $RT_{NDT}$  及び  $USE$  に対する TWCF と全 TWCF における延性破壊の割合の傾向をそれぞれ表 2.2.3-5 及び表 2.2.3-6 に示す。

$RT_{NDT}$  が 50℃ のケースでは、延性破壊の割合が約 3% 以下であり、小さいが、95%tile の TWCF の値自体がゼロとなり、脆性破壊のリスクも十分低い。ただし、 $USE$  の値と延性破壊の割合の傾向は一致しておらず、TWCF の値が極めて低いため、精度が悪いことに起因しているものと考えられる。

$RT_{NDT}$  が 100℃ のケースでは、 $USE$  の低下とともに、延性破壊の割合が約 11% から約 21% まで上昇した。ただし、米国の 10CFR50.61a<sup>29</sup> の策定に使用された TWCF に対する許容基準  $1 \times 10^{-6}$ /炉年と比べると、本ケースの TWCF は約 3 桁低く、このような許容基準との比較においては、延性破壊の考慮はなくても問題ないものと考えられる。

$RT_{NDT}$  が 120℃ のケースでは、 $USE$  の低下とともに、延性破壊の割合が約 36% から約 51% まで上昇した。このように  $RT_{NDT}$  が高いケースでは TWCF が高く、延性破壊の割合も大きいことから、許容値に対する裕度は延性破壊の考慮要否に依存することが考えられる。

また、昨年度と比較すると、RPV の軸方向及び周方向の中性子照射量の分布を考慮したものの、延性破壊の割合の傾向に大きな違いはなかった。なお、FAVOR ver. 16.1 について、Local な化学成分を考慮しないように改良して計算した場合でも、TWCF の値は  $3.36 \times 10^{-9}$ /炉年、全 TWCF 中の延性破壊の割合は 15.0% (母材 0.7%、溶接金属 14.3%) となり、大きな差は生じない結果となった。

ただし、ここでは米国の脆化予測法を使用していることから、延性破壊の考慮要否については、国内プラントを想定した評価を行う等、更に分析を進めることが望ましい。

---

<sup>29</sup> Nuclear Regulatory Commission, “Alternate Fracture Toughness Requirements for Protection Against Pressurized Thermal Shock Events,” 10CFR50.61a, (2010).

表 2.2.3-5 各ケースの TWCF

ケース名	評価時期の $RT_{NDT}$ [°C] (内表面位置)	評価時期の $USE$ [J] (内表面位置)	95%tile TWCF [/炉年]	TWCF の割合[%]	
				母材	溶接金属
1-1	母材 : 50 溶接金属 : 47	50	0	0.0	100.0
1-2		70	0	0.0	100.0
1-3		100	0	0.0	100.0
2-1	母材 : 100 溶接金属 : 97	50	$3.75 \times 10^{-9}$	9.0	91.0
2-2		70	$3.64 \times 10^{-9}$	8.4	91.6
2-3		100	$2.69 \times 10^{-9}$	6.1	93.9
3-1	母材 : 120 溶接金属 : 117	50	$2.13 \times 10^{-7}$	15.1	84.9
3-2		70	$2.20 \times 10^{-7}$	15.6	84.4
3-3		100	$1.56 \times 10^{-7}$	16.2	83.8

注) 本表の評価時期の  $RT_{NDT}$  は、FAVPOST のアウトプットリストで確認した内表面位置における  $RT_{NDT}$  の値。

表 2.2.3-6 各ケースの全 TWCF における延性破壊の割合

ケース名	評価時期の $RT_{NDT}$ [°C] (内表面位置)	評価時期の $USE$ [J] (内表面位置)	全 TWCF における 延性破壊の割合 [%]		
			母材	溶接金属	合計
1-1	母材 : 50 溶接金属 : 47	50	0	0.4	0.4
1-2		70	0	0.0	0.0
1-3		100	0	3.2	3.2
2-1	母材 : 100 溶接金属 : 97	50	0.9	20.2	21.2
2-2		70	1.2	17.9	19.1
2-3		100	0.9	10.2	11.1
3-1	母材 : 120 溶接金属 : 117	50	1.9	49.3	51.3
3-2		70	2.3	46.1	48.4
3-3		100	2.1	34.1	36.2

注) 本表の評価時期の  $RT_{NDT}$  は、FAVPOST のアウトプットリストで確認した内表面位置における  $RT_{NDT}$  の値。

#### 2.2.4 FAVOR ver.16.1 の調査

本項では、米国 PFM 解析コード FAVOR の 2016 年の更新を踏まえ、FAVOR ver.16.1 の理論マニュアル<sup>30</sup>やユーザーマニュアル<sup>31</sup>等を対象として、FAVOR ver.12.1<sup>32</sup>からの更新機能や修正点等について調査を行い、その機能や特徴について取りまとめた。

##### (1) 応力拡大係数解

FAVOR ver. 16.1 では、FAVOR ver. 12.1 から周方向表面半楕円亀裂、軸方向に長い亀裂、全周亀裂の応力拡大係数解が更新された。表 2.2.4-1 に FAVOR ver. 16.1、FAVOR ver.12.1 の応力拡大係数解を示す（参考のため、表 2.2.4-1 には PASCAL の標準的解析手法における応力拡大係数解も合わせて示す）。FAVOR ver. 12.1 では、周方向表面半楕円亀裂、軸方向に長い亀裂、全周亀裂に対して、1980 から 90 年代に作成された、比較的古い応力拡大係数解を使用しており、特に、軸方向に長い亀裂、全周亀裂の応力拡大係数解はクラッドの影響を考慮する事が出来なかった。このため、今回の応力拡大係数解の更新により大幅な精度の向上が期待される<sup>30</sup>。

FAVOR ver. 16.1 では、ASME Boiler and Pressure Vessel Code 2015<sup>33</sup>（以下、BPVC という。） Section XI の Appendix A, ARTICLE A-3000 の解が用いられている。ただし、ASME BPVC 2015, Section XI の Appendix A, ARTICLE A-3000 では塑性域補正を考慮するが、FAVOR では考慮しない点が異なる。また、ASME BPVC 2015, Section XI の Appendix A, ARTICLE A-3000 では、応力を 4 次多項式で近似して応力拡大係数を算出するが、FAVOR では、応力を 3 次多項式で近似して応力拡大係数を算出する点も異なる。

その他の応力拡大係数解に関する更新点として、FAVOR ver.12.1 では、亀裂面に作用する圧力の影響について、母材部のみについてその影響を考慮し、クラッド部への影響は無視していたが、FAVOR ver. 16.1 ではクラッド部の影響も考慮するように変更された。

FAVOR ver. 16.1 では、 $R_i/T=5,10,20,60$  の応力拡大係数のテーブルを内挿して使用している。ここで、 $R_i$  は RPV の内半径、 $T$  は RPV の板厚である。FAVOR ver.16.1 では、 $R_i/T$  に対して区分的 3 次エルミート補間を行うように整備されている。

FAVOR ver. 16.1 のマニュアル<sup>30</sup>には、FAVOR ver. 16.1 の応力拡大係数解、FAVOR ver. 12.1 の応力拡大係数解、汎用有限要素解析コード Abaqus 6.14-1 による応力拡大係数解に

<sup>30</sup> P.T.Williams, et al, “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge FAVOR, v16.1, Computer Code: Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations”, ORNL/LTR-2016/309, (2016).

<sup>31</sup> T. L. Dickson, et al., “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge FAVOR, v16.1, Computer Code: User’s Guide,” ORNL/TM-2016/310, (2016).

<sup>32</sup> 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).

<sup>33</sup> 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).

関して、表 2.2.4-2 に示す計 27 ケースの比較が記載されている。比較の結果としては、FAVOR ver. 16.1 の解のほうが FAVOR ver. 12.1 の解に比べて、おおむね Abaqus の解に近い値を示すことが確認されている。比較結果の例としてケース 1 の結果を表 2.2.4-2 に示す。

表 2.2.4-1 PASCAL、FAVOR16.1 及び FAVOR12.1 の応力拡大係数

亀裂種類	FAVOR 16.1	FAVOR 12.1	PASCAL (標準的解析手法)
表面半楕円 亀裂	ASME BPVC 2015, Section XI の解 <sup>33*</sup>	Bryson らの解 <sup>34</sup>	CEA の解 <sup>35</sup>
内部楕円亀 裂	Cipolla らの解 <sup>36</sup>	Cipolla らの解 <sup>36</sup>	維持規格 2012 及び 原子力機構の解 <sup>37,38</sup>
全周亀裂及 び軸方向に 長い亀裂	ASME BPVC 2015, Section XI の解 <sup>33*</sup>	Bryson らの解 <sup>39</sup>	維持規格 2012 の解 <sup>37</sup>

\*FAVOR では塑性域補正は考慮しない。応力は 3 次多項式近似を行う。

- 
- <sup>34</sup> T. L. Dickson, J. A. Keeney, and J. W. Bryson, “Validation of FAVOR Code Linear-Elastic Fracture Solutions for Finite-Length Flaw Geometries,” PVP-Vol. 304, 51-58, Fatigue and Fracture Mechanics in Pressure Vessels and Piping, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, (1995).
- <sup>35</sup> S. Marie, S. Chapuliot, “Improvement of the calculation of the stress intensity factors for underclad and through-clad defects in a reactor pressure vessel subjected to a pressurised thermal shock”, International Journal of Pressure Vessels and Piping 85 (2008) 517– 531.
- <sup>36</sup> R.C. Cipolla, et al., “Failure Analysis Associates, Computational Method to Perform the Flaw Evaluation Procedure as Specified in the ASME Code, Section XI, Appendix A,” EPRI Report NP-1181, (1979).
- <sup>37</sup> 日本機械学会, “発電用原子力設備規格維持規格 (2012 年版),” JSME S NA-1-2012, (2012).
- <sup>38</sup> 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).
- <sup>39</sup> J. W. Bryson and T. L. Dickson, “Stress-Intensity-Factor Influence Coefficients for Axial and Circumferential Flaws in Reactor Pressure Vessels,” PVP Vol. 250, 77-88, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, (1993).

表 2.2.4-2 FAVOR ver.12.1、ver.16.1 及び Abaqus による応力拡大係数の比較ケース  
(FAVOR ver. 16.1の理論マニュアルより抜粋<sup>30</sup>)

Case No.	$R_f/t$	Orient.	$2c/a$	$a/t$	Clad $t_{clad}$	Thickness* $t$	Inside $R_i$	Flaw Depth, $a$	Actual $R_f/t$	RPV Type	Cool Down Rate	RMSD** v12.1 (%)	RMSD** v16.1 (%)	sup norm*** v12.1 (%)	sup norm*** v16.1 (%)
1	10	axial	$\infty$	0.0350	0.156	8.5	86	0.2975	10.118	PWR	50	3.18	2.80	3.45	4.52
2	10	axial	$\infty$	0.0350	0.25	8.5	86	0.2975	10.118	PWR	50	4.86	2.45	10.57	2.95
3	10	axial	$\infty$	0.5000	0.156	8.5	86	4.2500	10.118	PWR	50	3.24	0.63	6.56	0.89
4	10	axial	$\infty$	0.5000	0.25	8.5	86	4.2500	10.118	PWR	50	4.99	0.74	10.05	1.05
5	10	circ.	360°	0.0350	0.156	8.5	86	0.2975	10.118	PWR	50	6.36	1.96	11.67	4.70
6	10	circ.	360°	0.0350	0.25	8.5	86	0.2975	10.118	PWR	50	4.61	2.54	10.94	6.51
7	10	circ.	360°	0.5000	0.156	8.5	86	4.2500	10.118	PWR	50	4.93	0.69	11.23	1.32
8	10	circ.	360°	0.5000	0.25	8.5	86	4.2500	10.118	PWR	50	7.53	1.07	16.74	1.94
9	20	axial	$\infty$	0.0350	0.156	6.125	126.4	0.2144	20.637	BWR	50	7.57	2.25	8.94	3.71
10	20	axial	$\infty$	0.0500	0.25	6.125	126.4	0.3063	20.637	BWR	50	2.40	2.28	3.95	3.88
11	20	axial	$\infty$	0.0750	0.25	6.125	126.4	0.4594	20.637	BWR	50	0.73	1.48	1.00	2.81
12	20	axial	$\infty$	0.1000	0.25	6.125	126.4	0.6125	20.637	BWR	50	0.64	1.37	1.19	2.24
13	20	circ.	360°	0.0350	0.156	6.125	126.4	0.2144	20.637	BWR	50	7.35	3.21	7.35	5.47
14	20	circ.	360°	0.0500	0.156	6.125	126.4	0.3063	20.637	BWR	50	0.42	2.26	0.89	3.86
15	20	circ.	360°	0.0750	0.156	6.125	126.4	0.4594	20.637	BWR	50	0.13	1.33	0.42	2.44
16	20	circ.	360°	0.1000	0.156	6.125	126.4	0.6125	20.637	BWR	50	0.12	1.17	0.48	2.14
17	10	circ.	360°	0.0300	0.156	8.5	86	0.2550	10.118	PWR	50	5.80	3.06	9.09	8.20
18	20	circ.	360°	0.0300	0.156	6.125	126.4	0.1838	20.637	BWR	50	8.95	4.36	9.83	5.57
19	15	circ.	360°	0.0350	0.156	8.427	126.4	0.2949	15.000	BWR	50	7.02	5.39	14.77	11.85
20	20	axial	6	0.1000	0.25	6.125	126.4	0.6125	20.637	BWR	50	2.62	4.27	5.34	5.94
21	20	axial	6	0.1000	0.25	6.125	126.4	0.6125	20.637	BWR	PTS 007	5.23	6.64	14.46	17.12
22	20	axial	6	0.5000	0.25	6.125	126.4	3.0625	20.637	BWR	PTS 007	4.49	6.99	9.83	16.24
23	20	axial	6	0.2500	0.25	6.125	126.4	1.5313	20.637	BWR	PTS 109	2.27	1.26	5.18	4.24
24	15	axial	6	0.1000	0.25	7.12	106.5	0.7120	14.958	BWR	PTS 109	3.13	4.23	10.41	6.19
25	15	axial	6	0.1000	0.25	7.12	106.5	0.7120	14.958	BWR	PTS 007	3.33	5.37	15.43	19.82
26	10	circ.	6	0.0300	0.25	8.75	86	0.2625	9.829	PWR	50	5.36	3.60	12.05	6.02
27	10	circ.	6	0.0300	0.25	8.75	86	0.2625	9.829	PWR	PTS 007	3.99	6.36	19.47	24.70

\*RPV wall thickness inclusive of clad thickness

\*\*RMSD:root mean square deviation of percent deviation of FAVOR  $K_I$  solution from Abaqus  $K_I$  solution.

\*\*\* supremum (sup norm) of deviations converging the full transient

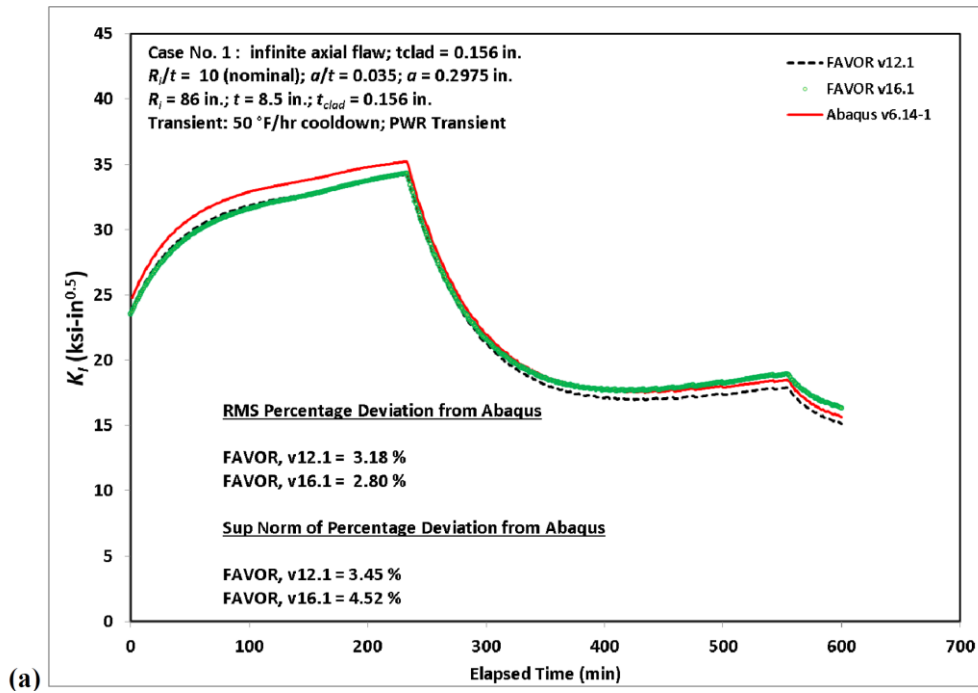


図2.2.4-1 FAVOR ver. 12.1、FAVOR ver. 16.1及びAbaqusの応力拡大係数解の比較  
(FAVOR ver. 16.1の理論マニュアルより抜粋<sup>30</sup>)

(2) 表面亀裂の個数が 1 個未満の場合の処理

FAVPFM においては、RPV 全体の条件付亀裂進展確率 (Conditional Probability of Initiation, 以下「CPI」という。)及び条件付亀裂貫通確率(Conditional Probability of Failure, 以下「CPF」という。)を算出するため、亀裂の密度と RPV の体積から、RPV 内に存在する亀裂の個数を算出している。FAVOR ver. 16.1 では、この亀裂の個数算出の処理において、表面亀裂の個数が 1 個未満となった場合には、表面亀裂からの CPI や CPF への寄与を無視するような更新が行われた。

(3) メッシュの位置の変更

FAVOR では、FAVLoad において RPV 板厚内の温度分布、応力分布及び表面亀裂の応力拡大係数を算出し、その値を FAVPFM で PFM 解析に使用している。FAVLoad から FAVPFM に渡される温度分布、応力分布、軸方向に長い亀裂及び全周亀裂の応力拡大係数のデータ点の深さ方向の出力位置は 16 点、表面半楕円亀裂の出力位置は 9 点である。FAVPFM では、これらの値を内外挿し、温度や応力等の値を算出している。FAVOR ver. 12.1 から FAVOR ver. 16.1 において、軸方向に長い亀裂や全周亀裂のテーブルデータの定義点に合わせて、表 2.2.4-3 に示すように、温度分布等の出力位置が 1 点変更された。この出力点の位置は、クラッドと母材の境界付近であり、影響は比較的大きいと考えられる。この出力点の位置の変更による影響は 2.3.2(3)の PFM 解析において確認する。

表 2.2.4-3 温度分布等の出力位置 (板厚比) の比較

FAVOR ver. 16.1 [%]	FAVOR ver. 12.1 [%]
0.0	0.0
1.0	1.0
2.0	2.0
<b>3.5</b>	<b>3.0</b>
5.0	5.0
7.5	7.5
10.0	10.0
20.0	20.0
30.0	30.0
40.0	40.0
50.0	50.0
60.0	60.0
70.0	70.0
80.0	80.0
90.0	90.0
95.0	95.0

### 2.2.5 2.2 節のまとめ

- (1) RPV の健全性評価における PFM の実用化を念頭に、国内外における PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況に係る調査を実施し、得られた最新知見の取りまとめを行った。想定亀裂の位置による破損確率への影響を指標として、検査における検査対象領域の優先度を設定することが可能であるとの報告や、 $J-A_2$  法により拘束による影響を取り入れることで、拘束による影響を考慮しない場合と比べて、定性的により妥当な評価が可能であるという報告、上部靱性値のばらつきに関する新たなモデルの提案、確率論解析全般における解析の筋道や論点を明確にするような解析のフローの提案等の知見が得られた。また、米国の PTS 再評価プロジェクト等を対象に、PFM に関わる数値指標が活用されている事例等について、定量的評価事例の整備に資する知見として、関連温度に関するスクリーニング基準の設定手順や許容亀裂数の設定方法等を整理した。
- (2) 米国の認識論的不確実さの設定に関して、米国の FAVOR 理論マニュアルの認識論的不確実さの設定方法における、Adjusted  $K_{Ic}$  曲線の設定方法及び  $RT_{NDT}$  の測定及び材料のばらつきに関する不確実さの設定根拠の調査を行い、昨年度設定した国内鋼材の  $RT_{NDT}$  の認識論的不確実さの評価モデルの高度化に資する知見を得た。
- (3) 延性破壊の考慮要否に関する検討では、FAVOR ver.16.1 を用いて PTS 事象時の延性破壊の考慮による破損頻度への影響を確認し、RPV に対する PFM 評価における延性破壊の考慮要否について検討を行った。RPV の軸方向及び周方向の照射量の分布を考慮して評価した結果、 $RT_{NDT}$  が約  $100^{\circ}\text{C}$  までであれば、TWCF の値は米国で使用されている TWCF の許容値と比べて十分低いことから、延性破壊を考慮しなくても問題ないものと考えられる。
- (4) FAVOR ver.16.1 の調査では、理論マニュアルやユーザーマニュアル等を対象として、FAVOR ver.12.1 から更新された機能や修正された項目等について調査を行い、これら機能や項目について取りまとめを行った。FAVOR ver. 16.1 では、周方向表面半楕円亀裂、軸方向に長い亀裂、全周亀裂の応力拡大係数解が更新されている他、表面亀裂の個数が 1 個未満の場合の処理や FAVLoad から FAVPFM に渡されるデータ点の出力位置が変更されていることを確認した。

## 2.3 PFM 評価手法の整備

PFM 評価の実用化に向けて、破壊靱性・亀裂伝播停止破壊靱性等の国内プラントを対象とした評価モデルの高度化を行った。また、国内モデルデータの精緻化を踏まえて、設定値の根拠の再確認のための感度解析を実施するとともに、2.4における PFM 評価手法の活用方策の検討を念頭に、国内プラントに対する非破壊検査による欠陥検出性や亀裂分布等に係る評価モデルの高度化を行った。さらに、2.2 の調査結果や評価モデルの高度化を踏まえ、PFM 解析コードの機能整備を実施した。

他コードとの比較計算等を通じて、PFM 解析コードの信頼性確認を実施した。

2.2 の調査結果及び上述の評価モデルの高度化を踏まえ、過年度までに整備した PFM 評価に関する標準的解析要領、標準的解析手法や入力データへの最新知見等の反映や記載内容の精緻化を実施した。以下に本事業における研究成果を記す。

### 2.3.1 PFM 評価に係る評価モデルの高度化

#### (1) 国内鋼材を対象とした破壊靱性・亀裂伝播停止破壊靱性評価モデルの高度化

##### 1) 関連温度に関する認識論的不確実さの評価モデル

$K_{Ic}$  に基づく評価モデルの精緻化に資するため、国内鋼材を対象に関連温度に関する認識論的不確実さに関する分析を行った。また、その分析を踏まえ、 $K_{Ic}$  及び  $K_{Ia}$  の評価モデルの精緻化について検討した。

##### (a) $\Delta RT_{epistemic}$ の修正

脆性破壊の発生に関わる  $RT_{NDT}$  の認識論的不確実さにおいて、評価モデルの不確実さ  $\sigma_{\Delta RT_{epistemic}}^2$  は次式(2.3.1-1)で表される。

$$\sigma_{\Delta RT_{epistemic}}^2 = \sigma_{\Delta RT_{To}}^2 - \sigma_1^2 \quad (2.3.1-1)$$

過年度に国内の破壊靱性データを分析して整備した  $RT_{NDT}$  の認識論的不確実さの評価モデルから 2.2.2(1)の調査結果を踏まえて、 $\sigma_1^2=11.41[^\circ\text{C}^2]$ 、 $\sigma_2^2=11.41[^\circ\text{C}^2]$  の値を設定し、得られた  $\sigma_{\Delta RT_{epistemic}}^2$  の値を用いて  $b$  及び  $c$  の値を更新した。得られた結果を表 2.3.1-1 にケース 1 及びケース 2 として示す。 $\sigma_1^2=11.41[^\circ\text{C}^2]$ 、 $\sigma_2^2=0[^\circ\text{C}^2]$  として補正した結果がケース 1 であり、 $\sigma_1^2=11.41[^\circ\text{C}^2]$ 、 $\sigma_2^2=11.41[^\circ\text{C}^2]$  として補正した結果がケース 2 である。得られた曲線を図 2.3.1-1 に示す。米国の認識論的不確実さの設定に関する調査を通じて、 $\sigma_1$  と  $\sigma_2$  の両者を考慮する必要があることが分かったため、本年度の国内モデルとしてケース 2 を採用することとした。

以上より、認識論的な不確実さ及び  $RT_{NDT}$  のシフト量を考慮した  $\overline{RT_{NDT}}$  の国内モデルは、以下のように表される。



$$\overline{RT_{NDT}} = \overline{RT_{NDT(0)}} - \Delta RT_{epistemic} + \overline{\Delta RT_{NDT}} \quad (2.3.1-2)$$

$$\Delta RT_{epistemic} = -15.60 + 67.56[-\ln(1 - P)]^{1/4.31} [^{\circ}\text{C}] \quad ; \quad 0 < P < 1 \quad (2.3.1-3)$$

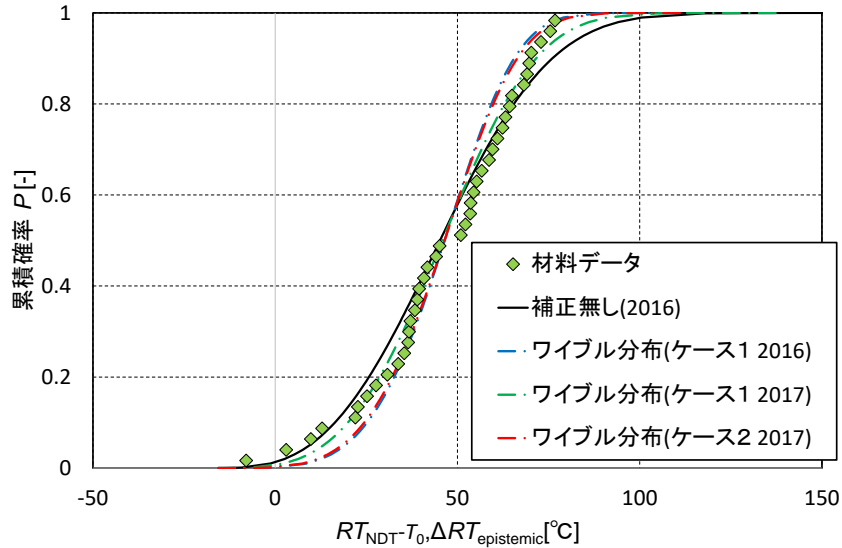


図 2.3.1-1  $RT_{NDT}-T_0$  及び  $\Delta RT_{epistemic}$  の累積確率分布

表 2.3.1-1 ワイブル分布パラメータ及び分散

	$\sigma_1^2$ [ $^{\circ}\text{C}^2$ ]	$\sigma_2^2$ [ $^{\circ}\text{C}^2$ ]	$a$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]	$b$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]	$c$ [-]	$\sigma_{\Delta RT_{T_0}}^2, \sigma_{\Delta RT_{epistemic}}^2$ [ $^{\circ}\text{C}^2$ ]	$\mu_{\Delta RT_{T_0}}$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]
補正なし	-	-	-15.60	68.94	2.93	520.82	45.89
ケース 1	11.41 <sup>2</sup>		-15.60	68.41	3.44	390.61	45.89
ケース 2	11.41 <sup>2</sup>	11.41 <sup>2</sup>	-15.60	67.56	4.31	260.41	45.89

(b)  $\Delta RT_{ARREST}$  の修正

過年度の検討では、亀裂伝播停止破壊靱性の参照温度  $T_{KIa}$  の認識論的不確実さの設定にあたり、 $\sigma_1$  及び  $\sigma_2$  として FAVOR 理論マニュアルの値をそのまま使用していたが、2.2.2(1) の米国動向を調査した結果を踏まえて、国内プラントデータに基づき値を再設定した。それを踏まえ、以下のとおり  $\Delta RT_{ARREST}$  の修正を行った。

式(2.3.1-4)のとおり  $RT_{NDT}-T_0 = \Delta RT_{epist-arrest}$  として  $RT_{NDT}$  及び  $T_0$  の試験データに対してワイブル分布にフィッティングを行っている。

$$RT_{NDT} - T_0 = \Delta RT_{epist-arrest} = -188.8 + 243.8[-\ln(1 - P)]^{1/13.53} [^{\circ}\text{C}] \quad (2.3.1-4)$$

式(2.3.1-4)のワイブル分布において、式(2.2.2-1)により標準偏差を計算すると  $10.6^{\circ}\text{C}$  となった。ここで、 $T_0$  における  $\Delta RT_{ARREST}$  の平均  $\Delta RT_{ARREST(\text{mean})}$  は式(2.3.1-5)で示される。

$$\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})} = 39.21 \exp(-0.006868 T_o) \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (2.3.1-5)$$

式(2.3.1-5)の $\Delta RT_{\text{ARREST}}$ は対数正規分布に従うと仮定した。このとき、 $\ln[\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}]$ は正規分布に従い、次式(2.3.1-6)が成立する。なお、 $\ln[\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}]$ の標本標準偏差は $\sigma_{\ln} = 0.2753 \text{ [}^\circ\text{C]}$ である。

$$\begin{aligned} \text{var}(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) &= \exp(\sigma_{\ln}^2) [\exp(\sigma_{\ln}^2) - 1] \{\exp[2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) - \sigma_{\ln}^2]\} \\ \sigma_{\ln} &= 0.2753 \text{ [}^\circ\text{C]} \end{aligned} \quad (2.3.1-6)$$

$\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}$ の分散は $T_o$ の分散と $T_{\text{KIa}}$ の分散の和であり、次式(2.3.1-7)で表される。

$$\text{var}(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) = \text{var}(T_{\text{KIa}}) + \text{var}(T_o) \quad (2.3.1-7)$$

$T_o$ の分散は $\Delta RT_{\text{epist-arrest}}$ の不確かさの一部として別途考慮されることになるため、ここでは次式(2.3.1-8)より $T_{\text{KIa}}$ の分散のみを考慮した。

$$\begin{aligned} \text{var}(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{rev})}) &= \text{var}(T_{\text{KIa}}) = \text{var}(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) - \text{var}(T_o) \\ &= \exp(\sigma_{\ln}^2) [\exp(\sigma_{\ln}^2) - 1] \{\exp[2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) - \sigma_{\ln}^2]\} - \text{var}(T_o) \end{aligned} \quad (2.3.1-8)$$

ここで、 $\text{var}(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{rev})})$ は、 $\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{rev})}$ を対数正規分布と仮定した際に、対応する正規分布 $\ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{rev})})$ の標準偏差 $\sigma_{\ln}^2(T_o)_{\text{rev}}$ を用いて、次式(2.3.1-9)で表される。

$$\begin{aligned} \text{var}(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{rev})}) &= \exp(\sigma_{\ln}^2(T_o)_{\text{rev}}) [\exp(\sigma_{\ln}^2(T_o)_{\text{rev}}) - 1] \{\exp[2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) - \sigma_{\ln}^2(T_o)_{\text{rev}}]\} \\ & \quad (2.3.1-9) \end{aligned}$$

式(2.3.1-8)と式(2.3.1-9)より、 $\sigma_{\ln}^2(T_o)_{\text{rev}}$ について次式(2.3.1-10)を得た。

$$\begin{aligned} \sigma_{\ln}(T_o)_{\text{rev}} &= \sqrt{\ln\{\exp[\sigma_{\ln}^2 + 2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})})] - \text{var}(T_o)\} - 2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})})} \\ &= \sqrt{\ln\{\exp[0.2753^2 + 2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})})] - \text{var}(T_o)\} - 2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) \text{ [}^\circ\text{C]}^2} \\ &= \sqrt{\ln\{\exp[0.07579 + 2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})})] - \text{var}(T_o)\} - 2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) \text{ [}^\circ\text{C]}^2} \end{aligned} \quad (2.3.1-10)$$

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

$$\text{var}(T_o)_{\text{initial}} = 10.6^2 \text{ [}^\circ\text{C}^2\text{]}$$

このとき、式(2.3.1-8)より、 $T_o > 5.4 \text{ [}^\circ\text{C]}$  の範囲で  $\text{var}(T_{\text{KI}_a}) < 0$  となる。そこで、 $\text{var}(T_{\text{KI}_a}) > 0$  となるように、 $T_o$  の関数で  $\text{var}(T_o)$  を変化させた。式(2.3.1-11)を満たす範囲では  $\text{var}(T_o) = \text{var}(T_o)_{\text{initial}} = 10.6^2 \text{ [}^\circ\text{C}^2\text{]}$  とし、式(2.3.1-12)を満たす範囲では  $\text{var}(T_o) = 0 \text{ [}^\circ\text{C}^2\text{]}$  とした。

$$\exp(\sigma_{\ln}^2) [\exp(\sigma_{\ln}^2) - 1] \{ \exp[2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) - \sigma_{\ln}^2] \} - \text{var}(T_o)_{\text{initial}} \geq 2 \text{var}(T_o)_{\text{initial}} \quad (2.3.1-11)$$

$$\exp(\sigma_{\ln}^2) [\exp(\sigma_{\ln}^2) - 1] \{ \exp[2 \ln(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})}) - \sigma_{\ln}^2] \} - \text{var}(T_o)_{\text{initial}} < 0 \quad (2.3.1-12)$$

式(2.3.1-11)を満たすとき  $T_o \leq -74.6 \text{ [}^\circ\text{C]}$ 、式(2.3.1-12)を満たすとき  $5.4 < T_o \text{ [}^\circ\text{C]}$  となる。また、式(2.3.1-11)及び式(2.3.1-12)をいずれも満たさない範囲 ( $-74.6 < T_o \leq 5.4 \text{ [}^\circ\text{C]}$ ) については、その範囲で  $\text{var}(T_o)$  が  $T_o$  の関数で線形に変化するとした。以上より、 $\text{var}(T_o)$  は次式(2.3.1-13)とした。

$$\begin{aligned} \text{var}(T_o) &= 10.6^2 = 112.36 \text{ [}^\circ\text{C}^2\text{]} & ; & \quad T_o \leq -74.6 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ \text{var}(T_o) &= 7.588 - 1.405T_o \text{ [}^\circ\text{C}^2\text{]} & ; & \quad -74.6 < T_o \leq 5.4 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ \text{var}(T_o) &= 0 \text{ [}^\circ\text{C}^2\text{]} & ; & \quad 5.4 < T_o \text{ [}^\circ\text{C]} \end{aligned} \quad (2.3.1-13)$$

図 2.3.1-2 に  $\text{var}(T_{\text{KI}_a})$  及び  $\text{var}(\Delta RT_{\text{ARREST}(\text{mean})})$  と  $T_o$  の関係を示す。

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

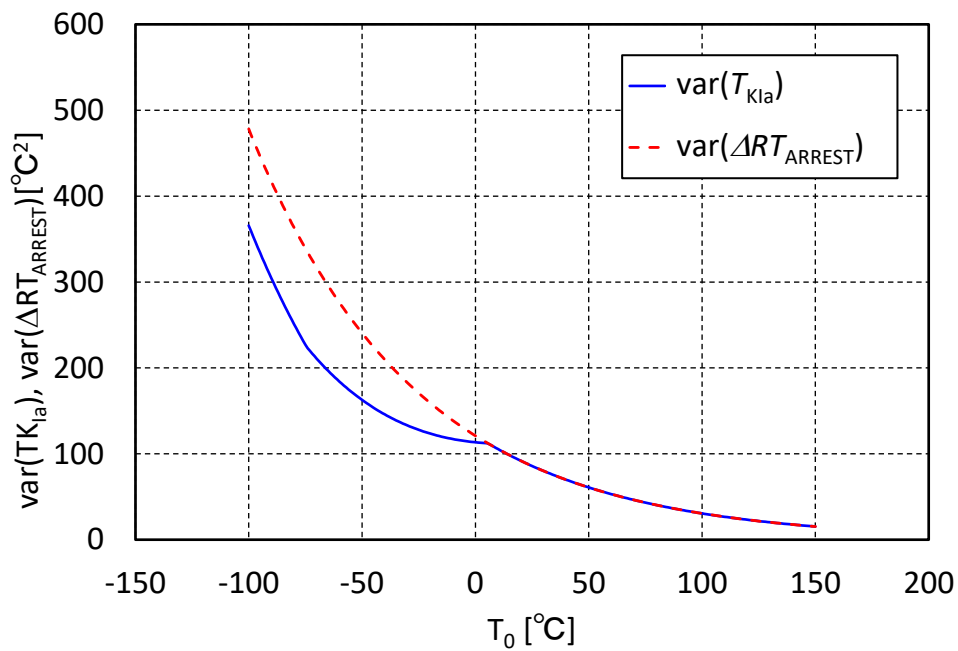


図 2.3.1-2  $\text{var}(T_{KIa})$ と  $T_0$  の関係

(c) 破壊靱性及び亀裂伝播停止破壊靱性に関する評価モデル

前述の関連温度の認識論的不確実さに関する分析を踏まえ、 $K_{Ic}$ 及び  $K_{Ia}$ の評価モデルの精緻化について検討した結果、過年度に整備された評価モデルを活用できることを確認した。その評価モデルを図 2.3.1-3 及び図 2.3.1-4 に示す。

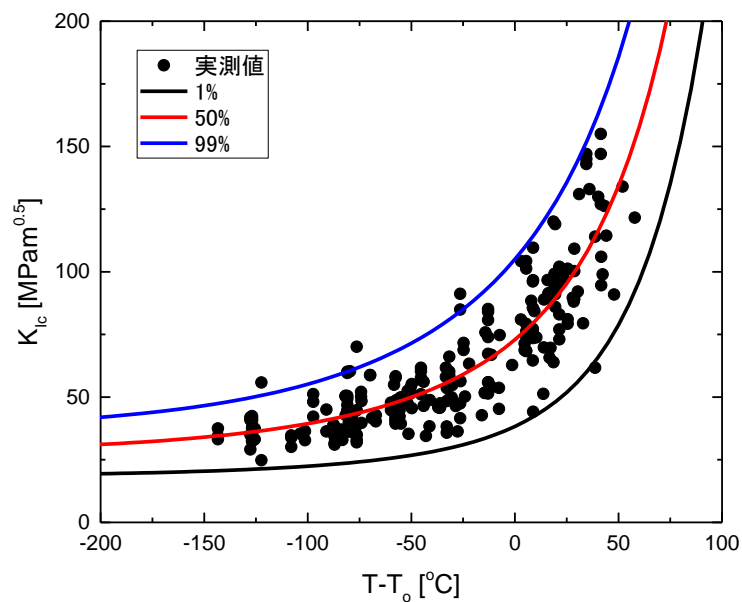


図 2.3.1-3 破壊靱性評価モデル

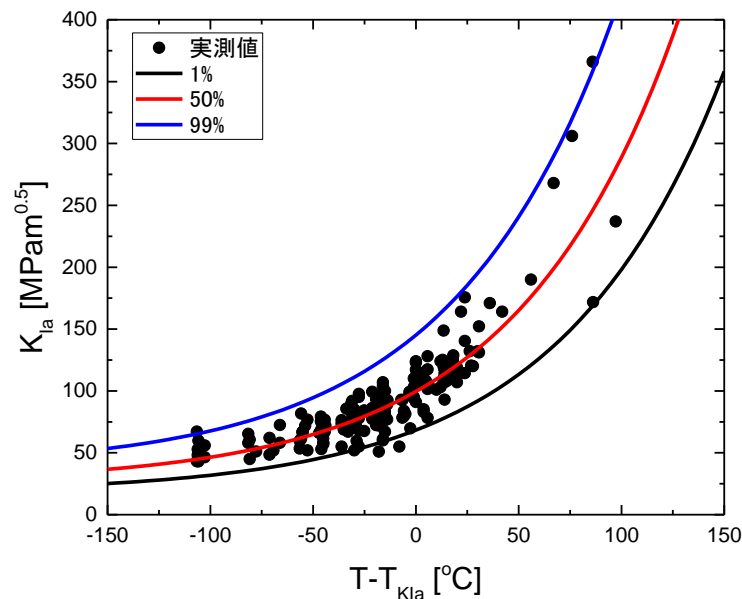


図 2.3.1-4 亀裂伝播停止破壊靱性評価モデル

## 2) マスターカーブ法を適用する際の $T_{r30}$ と $T_0$ に関する評価モデル

### (a) $T_{r30}$ と $T_0$ の関係の分析

$K_{Ic}$  に基づく評価モデルの保守性の確認に資するため、国内鋼材を対象にマスターカーブ法を適用する際の  $T_{r30}$  と  $T_0$  の関係に関する認識論的不確実さに関する分析を行った。

JEAC4206-2016<sup>24</sup> の RF-4222(1)には、国内 PWR プラントの監視試験で取得された照射前後の破壊靱性データに基づいて設定された PTS 評価用の破壊靱性カーブが取り込まれている。この破壊靱性カーブは、 $5 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$  ( $E > 1 \text{MeV}$ ) 以上の高照射領域の監視試験破壊靱性データに基づき、シャルピー遷移温度  $T_{r30}$  に鋼種ごとに設定された補正温度  $\Delta T_r$  を加えることによってマスターカーブ参照温度  $T_0$  を推定し、その 5%tile の破壊靱性カーブとして設定したものである。ここでは、この破壊靱性カーブと同じ破壊靱性データを使用して、 $T_0$  に対する  $T_{r30}$  の不確実さを認識論的不確実さとして設定した。

同一材料かつ同一照射量（監視試験）の破壊靱性データごとにマスターカーブの参照温度  $T_0$  を設定した。なお、マスターカーブ法の規格、JEAC4216-2015<sup>40</sup>等では、試験温度の範囲 ( $T_0 \pm 50^\circ\text{C}$  の範囲) や必要なデータ数等の要求があるが、監視試験のデータ数は必ずしも多くはなく、これらの要求を満足する監視試験は少ないことから、適用しないこととした。また、マスターカーブ法では、拘束に関する制限  $K_{Jc(\text{limit})}$  を超えた場合には、 $K_{Jc(\text{limit})}$  に置き換えるが、JEAC4206-2016<sup>24</sup> の破壊靱性カーブの取扱いと同様に、 $K_{Jc(\text{limit})}$  を超えるデータは除外した。これによって求めた同一材料かつ同一照射量の  $T_0$  と監視試験のシャルピー試験により求めた 41J (30ft-lb) に相当するシャルピー遷移温度

<sup>40</sup> 社団法人日本電気協会、「電気技術規程原子力編 フェライト鋼の破壊靱性参照温度  $T_0$  決定のための試験方法」, JEAC 4216-2015, (2015).

$T_{r30}$  の関係を図 2.3.1-5 に示す。図 2.3.1-5 には、JEAC4206-2016<sup>24</sup> の破壊靱性カーブの  $T_0 = T_{r30} + \Delta T_t$  に対応する関係も鋼種ごとに示した。図 2.3.1-5 より、溶接金属、鍛鋼品、圧延材の順に同じ  $T_{r30}$  に対して  $T_0$  が高めの傾向を示しており、JEAC4206-2016<sup>24</sup> の破壊靱性カーブの  $\Delta T_t$  の傾向と同様である。JEAC4206-2016<sup>24</sup> の破壊靱性カーブで使用された高照射データ ( $> 5 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$  ( $E > 1 \text{MeV}$ )) は、同じ鋼種のデータの中でも高  $T_0$  側となっている。また、圧延材のデータはばらつきが大きい。以上より、 $T_{r30}$  の認識論的不確実さの設定においては、全鋼種のデータで分析したケースと鋼種ごとのデータで分析したケースの 2 ケースについて検討することとした。

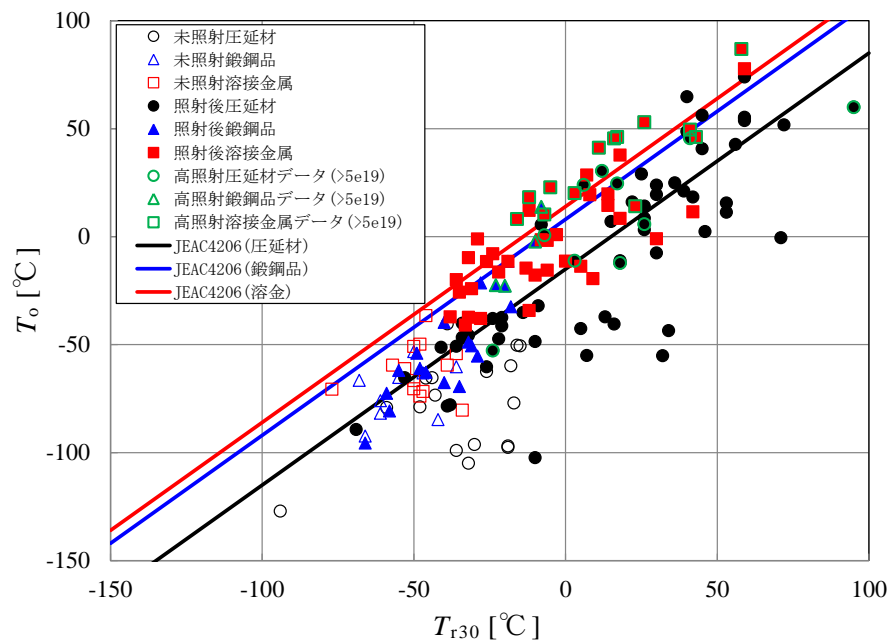


図 2.3.1-5 シャルピー遷移温度  $T_{r30}$  とマスターカーブ参照温度  $T_0$  の関係

(b)  $T_{r30}$  の認識論的不確実さの設定

1)で整備した同一材料かつ同一照射量の  $T_{r30}$  と  $T_0$  のデータを元に、マスターカーブの破壊靱性の参照温度  $T_0$  に対する  $T_{r30}$  の認識論的不確実さとして、 $T_{r30} - T_0$  を式(2.3.1-14)で表されるワイブル分布式で定義した。なお、累積確率  $P$  はメディアンランクの式を用いて算出した。

$$T_{r30} - T_0 = a + b[-\ln(1 - P)]^{1/c} \quad (2.3.1-14)$$

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

昨年度と同様に、FAVOR 理論マニュアルに記載の Orthogonal Distance Regression (以下、「ODR」という) プログラムを使用して、直交回帰によりフィッティングした式

(2.3.1-14)のワイブル分布パラメータ  $a$ 、 $b$  及び  $c$  の値を設定した。設定した  $a$ 、 $b$  及び  $c$  の値を表 2.3.1-2 に示す。表 2.3.1-2 には、ワイブル分布から計算される平均及び標準偏差の値も示した。ここで、ワイブル分布の平均  $\mu$  及び標準偏差  $\sigma$  は式(2.3.1-15)で表される。また、FAVOR 理論マニュアルに示されている  $RT_{\text{NDT}}-T_0$  のワイブル分布パラメータ、平均及び標準偏差も参考に示す。

$$\mu = a + b\Gamma\left(1 + \frac{1}{c}\right)$$

$$\sigma = b\sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{c}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{c}\right)} \quad (2.3.1-15)$$

表 2.3.1-2  $T_{\text{r}30}-T_0$  のワイブル分布のパラメータと平均及び標準偏差

対象材料	ワイブル分布パラメータ			平均 $\mu$ [°C]	標準偏差 $\sigma$ [°C]
	$a$ [°C]	$b$ [°C]	$c$		
全鋼種	-37.99	57.94	2.158	13.3	25.1
圧延材	-34.05	66.96	2.494	25.4	25.5
鍛鋼品	-70.16	88.76	6.477	12.5	14.9
溶接金属	-34.43	35.53	1.520	-2.4	21.5
米国*	-4.6	55.79	2.036	44.8	25.4

※米国は  $RT_{\text{NDT}}-T_0$  に対するワイブル分布パラメータであり、°F を °C に換算した値。

設定した  $T_{\text{r}30}-T_0$  のワイブル分布による累積頻度分布をフィッティング前のデータとともに図 2.3.1-6 に示す。図 2.3.1-6 には、JEAC4206-2016<sup>24</sup> の破壊靱性カーブの  $T_0=T_{\text{r}30}+\Delta T_t$  に対応する関係も鋼種ごとに示した。また、FAVOR 理論マニュアルの  $RT_{\text{NDT}}-T_0$  に対してフィッティングしたワイブル分布の累積頻度分布も参考に示す。

表 2.3.1-2 で同じ  $T_{\text{r}30}$  に対して溶接金属、鍛鋼品、圧延材の順に  $T_0$  が高かったのに対応して、 $T_{\text{r}30}-T_0$  の値はこの順に小さく、JEAC4206-2016<sup>24</sup> の破壊靱性カーブの  $\Delta T_t$  の傾向とも対応していた。標準偏差は、鍛鋼品が最も小さく、その次に溶接金属が小さかった。また、圧延材の標準偏差は米国の  $RT_{\text{NDT}}-T_0$  のそれと同等であり、約 25°C であった。JEAC4206-2016<sup>24</sup> の破壊靱性カーブでは、 $T_{\text{r}30}-T_0=-\Delta T_t$  と一定としているのに対して、各鋼種とも  $T_{\text{r}30}-T_0$  が  $-\Delta T_t$  より高めに多く分布している。

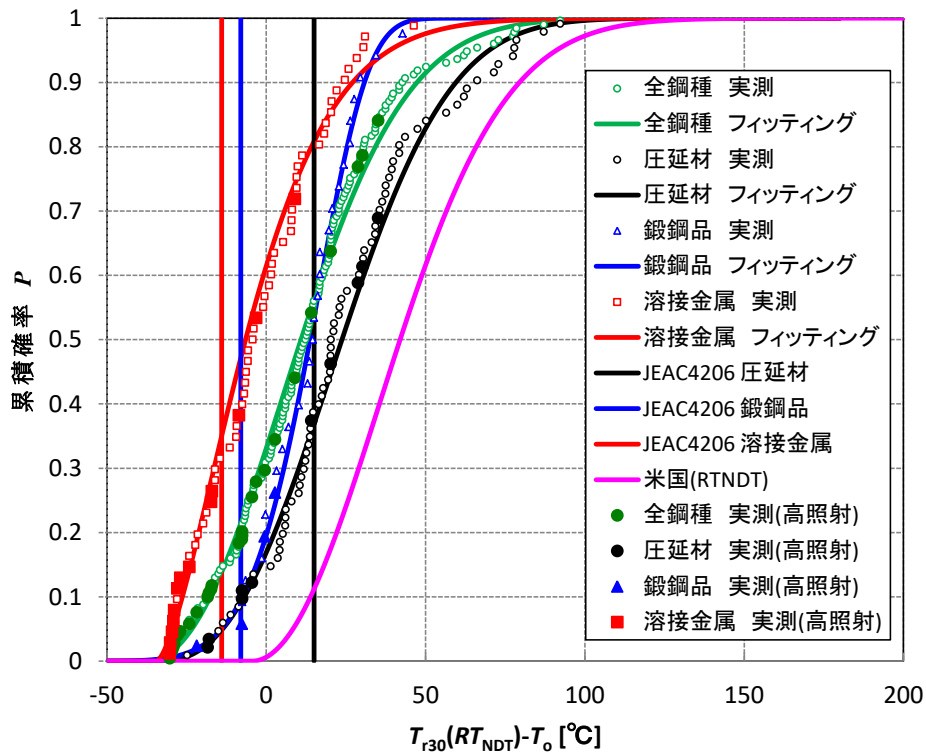


図 2.3.1-6  $T_{r30}-T_0$  の累積確率分布

ここで、 $T_{r30}-T_0$  には  $T_{r30}$  と  $T_0$  のそれぞれの計測や材料物性のばらつきが含まれる。そこで、認識論的不確実さを抽出するために、 $T_{r30}-T_0$  の不確実さ  $\sigma_{\Delta}^2$  を次式(2.3.1-16)から式(2.3.1-18)のように分類した。

$$\text{var}(T_{r30}) = \sigma_1^2 + \sigma_3^2 \quad (2.3.1-16)$$

$$\text{var}(T_0) = \sigma_2^2 + \sigma_4^2 \quad (2.3.1-17)$$

$$\sigma_{\Delta}^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + \sigma_4^2 \quad (2.3.1-18)$$

$\text{var}(x)$  :  $x$  の分散

$\sigma_1$  :  $T_{r30}$  の計測や材料物性のばらつき

$\sigma_2$  :  $T_0$  の計測や材料物性のばらつき

$\sigma_3$  :  $T_{r30}$  の認識論的不確実さ

$\sigma_4$  :  $T_0$  の認識論的不確実さ

これらのばらつき ( $\sigma_1$  及び  $\sigma_2$ ) は未照射の  $T_{r30}$  のばらつきとして考慮されると考えると、考慮されていない不確実さ  $\sigma_{T_{r30}\text{epistemic}}^2$  は次式(2.3.1-19)で表される。

$$\sigma_{T_{r30}\text{epistemic}}^2 = \sigma_{\Delta}^2 - \sigma_1^2 - \sigma_2^2 \quad (2.3.1-19)$$



2.2.2(1)で調査した結果、米国では $\sigma_1$ 及び $\sigma_2$ を $RT_{NDT}-T_0$ のワイブル分布における標準偏差の半分の値として設定されていることが分かったため、同様に $T_{r30}-T_0$ の標準偏差 $\sigma$ の値の半分の値に設定した。FAVOR理論マニュアルでは式(2.3.1-19)において、 $\sigma_1$ のみを考慮したケースと $\sigma_1$ 及び $\sigma_2$ を考慮したケースの2ケースで設定し、後者を採用していることから、本検討においても同様に設定した。

式(2.3.1-15)の関係から、ワイブル分布の分散が式(2.3.1-19)で求められる $\sigma_{Tr30}^2_{epistemic}$ の値となるように式(2.3.1-14)の $b$ 及び $c$ の値を補正した。なお、式(2.3.1-14)の $a$ は分散に影響しないパラメータであるため、直交回帰により得られた値で一定とした。補正後の $T_{r30}-T_0$ のワイブル分布パラメータと平均及び標準偏差を表2.3.1-3に示す。

表 2.3.1-3 補正後の $T_{r30}-T_0$ のワイブル分布のパラメータと平均及び標準偏差

対象材料	ワイブル分布パラメータ			平均 $\mu$ [°C]	標準偏差 $\sigma$ [°C]
	$a$ [°C]	$b$ [°C]	$c$		
全鋼種	-37.99	57.31	3.177	13.3	17.7
圧延材	-34.05	65.86	3.669	25.4	18.0
鍛鋼品	-70.16	87.15	9.390	12.5	10.6
溶接金属	-34.43	36.16	2.229	-2.4	15.2

(c)  $K_{Ic}$ に基づく破壊靱性評価モデルとマスターカーブ法に基づく破壊靱性評価モデルによる破損確率の比較

2.3.1(1)2(b)で設定した認識論的不確実さを反映したワイブル分布パラメータを用いて、母材中における10mm×60mmの表面半楕円亀裂を想定し、2つの過渡事象に対して $K_{Ic}$ に基づく破壊靱性評価モデルとマスターカーブ法に基づく破壊靱性遷移曲線を用いた評価モデルについて、CPI及びCPFについて、比較を行った。想定した過渡事象は、米国PTS再評価プロジェクトのを対象とした事象<sup>41</sup>から、大破断LOCA (Large Break Loss of Coolant Accident、以下「LBLOCA」という。)事象に分類されるCase 56 (以下、「LBLOCA-56」という。)及び弁の開固着 (Stuck Open Valve、以下「SO」という。)事象に分類されるCase 126 (以下、「SO-126」という。)である。表2.3.1-4に $K_{Ic}$ に基づく破壊靱性評価モデルとマスターカーブ法に基づく破壊靱性評価モデルとの破損確率を示す。この結果より、マスターカーブ法による破損確率はおおむね $K_{Ic}$ に基づく破壊靱性評価モデルを上回ることが示された。

<sup>41</sup> W. C. Arcieri, et al, “RELAP5 Thermal Hydraulic Analysis to Support PTS Evaluations for the Oconee-1, Beaver Valley-1, and Palisades Nuclear Power Plants”, NUREG/CR-6858, (2004).

表 2.3.1-4 破壊靱性評価モデルによる破損確率の比較

Fluence [ $\times 10^{19}$ n/cm <sup>2</sup> ]		0.5		1.0		4.0		7.0	
		K <sub>Ic</sub>	K <sub>Jc</sub>	K <sub>Ic</sub>	K <sub>Jc</sub>	K <sub>Ic</sub>	K <sub>Jc</sub>	K <sub>Ic</sub>	K <sub>Jc</sub>
LBLOCA	CPI	$1.1 \times 10^{-3}$	$4.7 \times 10^{-3}$	$1.6 \times 10^{-3}$	$5.6 \times 10^{-3}$	$9.1 \times 10^{-3}$	$1.5 \times 10^{-2}$	$4.1 \times 10^{-2}$	$3.9 \times 10^{-2}$
	-56	CPF	$2.3 \times 10^{-15}$	$1.3 \times 10^{-9}$	$4.7 \times 10^{-15}$	$1.7 \times 10^{-9}$	$6.2 \times 10^{-11}$	$4.8 \times 10^{-9}$	$5.1 \times 10^{-11}$
SO-126	CPI	$4.5 \times 10^{-5}$	$4.4 \times 10^{-4}$	$6.9 \times 10^{-5}$	$5.3 \times 10^{-4}$	$4.9 \times 10^{-4}$	$1.4 \times 10^{-3}$	$2.9 \times 10^{-3}$	$4.0 \times 10^{-3}$
	CPF	$3.5 \times 10^{-5}$	$4.2 \times 10^{-5}$	$4.9 \times 10^{-5}$	$5.6 \times 10^{-5}$	$2.1 \times 10^{-4}$	$1.1 \times 10^{-4}$	$7.1 \times 10^{-4}$	$4.0 \times 10^{-3}$

(2) 標準的解析手法と国内モデルデータの確認のための感度解析

標準的解析手法及び国内モデルデータの一部の解析条件については、国内のデータが不足していることもあり、米国の基準や設定を参考に値や解析方法を設定している。これらのデータの設定値に問題ないことを明確にすることを目的として、以下の項目に対して感度解析を実施した。なお、本比較解析で用いたバージョンは、PASCALは4.0Aであり、特に表記していない条件は過年度の国内モデルデータを用いた。また、今年度より、PASCAL4を構成するモジュールについては、PrePASCAL、PASCAL-RV、PASCAL-Managerと称することとした。各モジュールの詳細は2.3.1(6)で説明する。

- 1) 内部亀裂の分布範囲
- 2) 炉心領域部の分割数
- 3) 炉心領域部の設定範囲
- 4) 解析の時間刻み
- 5) 中性子照射量の内挿
- 6) LHS法のサンプリング数
- 7) 内部亀裂のクラッド直下位置
- 8) 表面亀裂の形状
- 9) 表面亀裂の深さ

1) 内部亀裂の分布範囲

過年度までの標準的解析手法及び国内モデルデータでは、米国の設定を踏まえ、内部亀裂の深さ方向位置は、内表面側の評価点を基準として、クラッド直下から板厚の3/8までの一様分布を仮定していた。この内部亀裂の分布範囲について、クラッド直下から板厚の3/8までの範囲で十分であることを確認するために以下の解析を実施した。

(a) 解析条件

全ての内部亀裂の深さ方向位置を固定し、その位置をクラッド直下から板厚方向へと移動させた場合のTWCF及び亀裂進展頻度（Frequency of Crack Initiation、以下「FCI」

という。)を算出した。その他の解析条件は過年度までの国内モデルデータの条件を用いた。

(b) 解析結果

図 2.3.1-7 に、内部亀裂の深さ方向位置をクラッド直下とした場合の TWCF 及び FCI の値を 1 として、内部亀裂の深さ方向位置に対する TWCF 及び FCI の相対値を示す。板厚の 3/8 を超える内部亀裂に対する TWCF 及び FCI はほぼ 0 であった。よって、内部亀裂の分布範囲としては、板厚の 3/8 (80mm 付近) までを考慮すれば十分であることが確認できた。

なお、図 2.3.1-7 では、母材・クラッド境界から 20mm の位置の内部亀裂に対する TWCF に、局所的な上昇が確認できる。この上昇は WPS 効果に起因しており、板厚内部ほど表面付近に比べて高温予荷重時の応力拡大係数の増加量が小さく、再負荷時に亀裂進展が生じやすいためであることを確認している。表面付近に位置する内部亀裂では WPS 効果によって亀裂進展が発生しないが、亀裂の存在位置が深くなることで、亀裂進展が発生するケースが生じるものである。確認のため、WPS 効果を考慮しない感度解析も行ったが、その場合には TWCF の局所的な上昇は認められなかった。

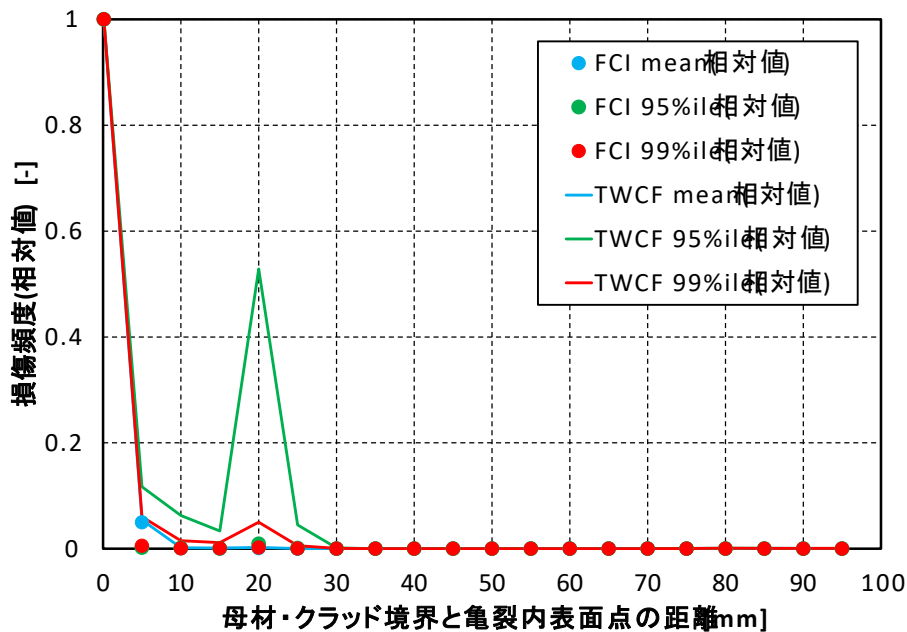
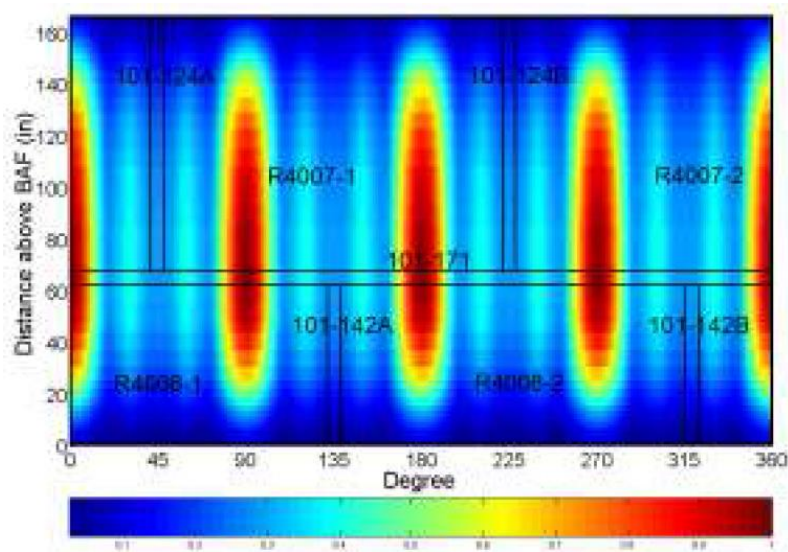


図 2.3.1-7 内部亀裂の位置による TWCF と FCI の変化

2) 炉心領域部の分割数

PASCAL-Manager による TWCF 評価においては、図 2.3.1-8 を参考に、炉心領域部をサブリージョンと呼ばれる矩形の領域に分割し、各サブリージョンに対して中性子照射量と材料を設定している。過年度までの国内モデルデータにおいては、炉心領域部を軸方

向に 10 分割、周方向に 92 分割したものを用いていたが、この分割数が十分なものかを確認するための感度解析を実施した。



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

図 2.3.1-8 台湾 Maanshan Unit 1 の原子炉压力容器内表面の中性子束の相対値 (PVP2014-28350 より引用<sup>27)</sup>)

(a) 解析条件

炉心領域部の分割数に関する条件を表 2.3.1-5 に示す。ここでは、軸方向 5 パターン、周方向 5 パターンの計 25 ケースの分割数を用いて TWCF 評価を実施し、その値を比較した。それ以外の解析条件は過年度までの国内モデルデータの条件を用いた。

表 2.3.1-5 炉心領域部の分割数に関する感度解析の条件

	分割数
軸方向分割数	6, 10, 19, 37, 73
周方向分割数	52, 92, 164, 324, 644

(b) 解析結果

表 2.3.1-6 及び表 2.3.1-7 に解析結果を示す。また、最も細かく分割 (644×73 分割) した場合の TWCF を基準とした各分割数に対する TWCF の相対誤差を表 2.3.1-8 と表 2.3.1-9 に示す。TWCF の平均値における相対誤差は 10% 以下、TWCF の 95%ile 値における相対誤差は 30% 以下となった。また、TWCF を算出する際の計算時間を表 2.3.1-10 に示す。ここで示した計算時間は、PASCAL-Manager によって TWCF を算出するために要した時間であり、PASCAL-RV を用いた PFM 計算の実施時間は含んでいない。これらの

結果より、炉心領域部の分割数を増加させると、TWCFの相対誤差は小さくなるが、計算時間は上昇することが示された。最も粗い分割と最も細かい分割では、計算時間に22倍の差異が生じた。算出されたTWCFの精度と計算時間のバランスを考慮して、国内モデルデータでは、軸方向に19分割、周方向に164分割したサブリージョンを用いることにした。

表 2.3.1-6 炉心領域部の分割数に対する TWCF (平均値)

TWCF の平均値 [/炉年]		周方向分割数				
		52	92	164	324	644
軸方向 分割数	6	$5.59 \times 10^{-9}$	$5.80 \times 10^{-9}$	$5.83 \times 10^{-9}$	$5.85 \times 10^{-9}$	$5.86 \times 10^{-9}$
	10	$5.78 \times 10^{-9}$	$6.01 \times 10^{-9}$	$6.04 \times 10^{-9}$	$6.06 \times 10^{-9}$	$6.07 \times 10^{-9}$
	19	$5.83 \times 10^{-9}$	$6.06 \times 10^{-9}$	$6.10 \times 10^{-9}$	$6.12 \times 10^{-9}$	$6.13 \times 10^{-9}$
	37	$5.84 \times 10^{-9}$	$6.08 \times 10^{-9}$	$6.11 \times 10^{-9}$	$6.14 \times 10^{-9}$	$6.14 \times 10^{-9}$
	73	$5.85 \times 10^{-9}$	$6.09 \times 10^{-9}$	$6.12 \times 10^{-9}$	$6.15 \times 10^{-9}$	$6.15 \times 10^{-9}$

表 2.3.1-7 炉心領域部の分割数に対する TWCF (95%ile 値)

TWCF の 95%ile 値 [/炉年]		周方向分割数				
		52	92	164	324	644
軸方向 分割数	6	$1.50 \times 10^{-9}$	$1.75 \times 10^{-9}$	$1.78 \times 10^{-9}$	$1.81 \times 10^{-9}$	$1.82 \times 10^{-9}$
	10	$1.62 \times 10^{-9}$	$1.91 \times 10^{-9}$	$1.93 \times 10^{-9}$	$1.95 \times 10^{-9}$	$1.97 \times 10^{-9}$
	19	$1.67 \times 10^{-9}$	$1.94 \times 10^{-9}$	$1.97 \times 10^{-9}$	$2.01 \times 10^{-9}$	$2.02 \times 10^{-9}$
	37	$1.68 \times 10^{-9}$	$1.95 \times 10^{-9}$	$1.98 \times 10^{-9}$	$2.02 \times 10^{-9}$	$2.04 \times 10^{-9}$
	73	$1.69 \times 10^{-9}$	$1.95 \times 10^{-9}$	$1.99 \times 10^{-9}$	$2.03 \times 10^{-9}$	$2.05 \times 10^{-9}$

表 2.3.1-8 炉心領域部の分割数の TWCF の相対誤差 (平均値)

TWCF の平均値の 相対誤差 [%]		周方向分割数				
		52	92	164	324	644
軸方向 分割数	6	-9.2	-5.8	-5.3	-4.9	-4.8
	10	-6.1	-2.4	-1.9	-1.5	-1.4
	19	-5.2	-1.5	-1.0	-0.5	-0.4
	37	-5.0	-1.3	-0.8	-0.3	-0.2
	73	-4.9	-1.1	-0.6	-0.1	0.0

表 2.3.1-9 炉心領域部の分割数の TWCF の相対誤差 (95%ile 値)

TWCF の 95%ile 値の 相対誤差 [%]		周方向分割数				
		52	92	164	324	644
軸方向 分割数	6	-27.1	-14.6	-13.0	-11.8	-11.2
	10	-20.9	-7.0	-5.8	-4.9	-4.2
	19	-18.5	-5.2	-4.0	-2.1	-1.4
	37	-18.1	-5.1	-3.4	-1.4	-0.5
	73	-17.8	-4.9	-3.0	-0.9	0.0

表 2.3.1-10 炉心領域部の分割数に対する計算時間

計算時間 [時間:分:秒]		周方向分割数				
		52	92	164	324	644
軸方向 分割数	6	0:02:02	0:02:31	0:02:31	0:03:02	0:03:51
	10	0:02:02	0:02:21	0:02:31	0:03:12	0:06:11
	19	0:02:31	0:03:22	0:05:41	0:09:52	0:15:54
	37	0:04:52	0:06:52	0:10:24	0:16:14	0:27:57
	73	0:07:22	0:10:42	0:17:44	0:25:55	0:44:33

### 3) 炉心領域部の設定範囲の検討

過年度までの国内モデルデータにおいては、炉心領域部として設定した範囲は、中性子照射量の高い部位を含む高さ 4m の範囲であった。この 4m とした炉心領域部の設定範囲が十分であるかを確認するために、感度解析を実施した。

#### (a) 解析条件

感度解析の炉心領域部の設定条件を表 2.3.1-11 に示す。感度解析では、炉心領域部を 4.0m としたケース A と、台湾の中性子照射量分布<sup>27)</sup>に基づく 4.23m と設定したケース B において、TWCF 値を比較した。ケース B の炉心領域部の高さは、参照している台湾の中性子照射量マップの高さ方向の全範囲である。ケース A で設定した炉心領域部は、同中性子照射量マップの上下端にあたる中性子照射量の低い領域を省いたものである。その他の条件はケース A、ケース B とともに過年度までの国内モデルデータを使用した。

表 2.3.1-11 炉心領域部の設定範囲に関する感度解析の解析条件

ケース	炉心領域部の高さ [m]
A	4.0
B	4.23

#### (b) 解析結果

解析結果を表 2.3.1-12 に示す。ケース A とケース B の TWCF の相対誤差は、平均値では-0.49%、95%ile 値では 0.02%となり、両ケースでほぼ差異がないことが確認された。そのため、RPV を評価する際に炉心領域部として設定する範囲は、中性子照射量が高い領域を中心とした 4m を考慮すれば十分であるが、国内モデルデータでは、4.2m と設定することにした。

表 2.3.1-12 炉心領域部の設定範囲に関する感度解析の解析結果

ケース	TWCF (平均値) [/炉年]	TWCF (95%ile 値) [/炉年]
A	$6.07 \times 10^{-9}$	$1.97 \times 10^{-9}$
B	$6.10 \times 10^{-9}$	$1.97 \times 10^{-9}$
相対誤差 [%]	-0.49	0.02

#### 4) 解析の時間刻みの検討

PASCAL4 による TWCF 評価においては、米国 BV-1 の過渡事象を対象に選定された過渡事象の冷却材の圧力及び温度、並びに容器表面の熱伝達係数の時刻歴データを用いている。これらの過渡事象データを PrePASCAL の入力データとして、熱応力解析を実施し、PASCAL-RV の亀裂進展計算に用いられる RPV 内の温度分布と応力分布の時刻歴が算出される。この時刻歴の時間刻みについては、より細かい方が解析の精度が向上すると考えられるが、時間刻みを細かくすると、亀裂の進展計算に用いられる時刻点数も増加し、PASCAL-RV の計算時間が増大する。そのため、十分な解析精度を保持したまま、計算時間を短くするために、適切な時刻刻みのデータを用いることが重要である。

過年度までの TWCF 評価では、Douglas-Peucker アルゴリズムを用いて、温度や圧力等が激しく変化している区間についてはピーク点を含めた細かい時間点を抽出した時間刻みの過渡事象データを用いていたが、今年度はさらに検討を進め、より適切な時間刻みを抽出するための手順を明確にした。

#### (a) 解析条件

過年度までの過渡事象データの時間刻みについては、Douglas-Peucker アルゴリズムを用いて、温度や圧力等が激しく変化している区間についてはピーク点を含めた細かい時間点を抽出するとともに、応力が最大値を示す時刻付近をより細かく抽出して、100 点程度の時刻点の過渡事象データを作成していた。

今年度は、以下に示す方針に従って時刻点を抽出した過渡事象データを作成した。その時刻歴データが、十分な精度を有することを確認するため、最大 0.5min 間隔で出力した詳細な時刻歴データを対象に、FCI と TWCF の値を比較した。検討したケースを表 2.3.1-13 に示す。なお、米国 BV-1 の過渡事象データについては、SO 以外の過渡事象に

については 0.5min 間隔であるが、SO 事象については、1 秒刻みと非常に細かい時間刻みである。そのため、ケース B の SO 事象については、応力が高い値を示す時刻付近は 0.1min 刻みとした。その他の解析条件は国内モデルデータを用いた。また、本年度整備した機能が結果に影響を与える可能性を考慮し、本検討では PASCAL のバージョンは 4.1B を使用した。

#### 過渡事象データの時間刻みの方針

- Douglas-Peucker アルゴリズムを用いて、温度や圧力等が激しく変化している区間についてはピーク点を含めた細かい時間点を抽出する。
- 以下の時刻付近については、より細かい時間刻みとする。
  - 応力が最大値を示す時刻付近
  - 温度が低くなる時刻付近
- 再加圧を伴う SO 事象については、特にピーク値を示す時刻点に留意する。
- 適宜、解析結果に及ぼす影響を確認し、その妥当性を確認する。応力拡大係数の最大値を示す時刻付近の時間刻みは十分に細かくする。
- 時刻点数は 200 点程度とする。

表 2.3.1-13 時間刻みの検討ケース

ケース	時刻点数
ケース A (上述の方針で出力した時刻歴データ)	130 から 230 点
ケース B (最大 0.5min 間隔の時刻歴データ)	500 から 750 点

#### (b) 解析結果

FCI と TWCF への寄与率が特に高い過渡事象である LBLOCA-56 と SO-126 における破損頻度を表 2.3.1-14 及び表 2.3.1-15 に示す。過渡事象として LBLOCA-56 を想定した解析では、ケース A とケース B の相対誤差は 1%未満となった。また、SO-126 を想定した解析では、ケース A とケース B の相対誤差は 2%未満となった。これらの結果より、方針に従って作成した時間刻みデータであるケース A が、詳細に出力した時間刻みであるケース B とほぼ同等の精度で TWCF を評価できることが示された。

表 2.3.1-14 LBLOCA-56 の FCI と TWCF の比較結果

ケース	FCI [/炉年]	TWCF [/炉年]
A	$2.70 \times 10^{-7}$	$4.57 \times 10^{-9}$
B	$2.70 \times 10^{-7}$	$4.58 \times 10^{-9}$
相対誤差	-0.04%	-0.12%



表 2.3.1-15 SO-126 の FCI と TWCF の比較結果

ケース	FCI [/炉年]	TWCF [/炉年]
A	$2.07 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$
B	$2.10 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$
相対誤差	-1.74%	0.45%

5) 中性子照射量の内挿の検討

PASCAL-Manager において RPV 内表面の照射量を考慮する際には、離散点で与えられる中性子照射量に対して、PASCAL-RV で計算した破損確率を両対数軸で線形補間して使用している。過年度までの国内モデルデータでは、中性子照射量の離散点として、0.5、1、4、7[ $\times 10^{19}\text{n/cm}^2$ ]の 4 点を用いていた。TWCF を評価する際に、この 4 点の計算で十分であるかを確認するため、感度解析を実施した。

(a) 解析条件

感度解析の中性子照射量の補間点数に関する条件を表 2.3.1-16 に示す。国内モデルデータで用いている、中性子照射量 0.5、1、4、7[ $\times 10^{19}\text{n/cm}^2$ ]の 4 つの計算点を基本ケースとして、最大で 32 分割したケースまでの TWCF 評価を実施し、得られた結果を比較した。対象とした過渡事象は、TWCF 及び FCI への寄与度が特に大きい LBLOCA-56 と SO-126 の 2 種類である。その他の条件は過年度までの国内モデルデータを用いた。

表 2.3.1-16 中性子照射量の補間点数に関する感度解析の条件

ケース	計算する中性子照射量 [ $\times 10^{19}\text{n/cm}^2$ ]
基本	0.5、1、4、7
4 分割	0.5 から 7 までを対数軸上で 4 分割した値
8 分割	0.5 から 7 までを対数軸上で 8 分割した値
32 分割	0.5 から 7 までを対数軸上で 32 分割した値

(b) 解析結果

各ケースの TWCF の平均値と基本ケースの平均値を基準とした相対誤差を表 2.3.1-17 に示す。いずれの分割数においても、基本ケースとの相対誤差は 4%以下となっており、現状の計算点数で十分であると考えられる。国内モデルデータでは、現状の中性子照射量 0.5、1、4、7[ $\times 10^{19}\text{n/cm}^2$ ]の 4 つの計算点を用いることとした。

表 2.3.1-17 中性子照射量の補間点数に対する TWCF

	基本	4 分割	8 分割	32 分割
TWCF (平均値) [/炉年]	$1.10 \times 10^{-8}$	$1.06 \times 10^{-8}$	$1.07 \times 10^{-8}$	$1.08 \times 10^{-8}$
相対誤差	-	3.64%	2.72%	1.82%

#### 6) LHS 法のサンプリング数の検討

PASCAL4 では認識論的不確実さを考慮するにあたって、ラテン超方格法 (Latin Hypercube Sampling 法、以下「LHS 法」という。) を用いることができる。LHS 法では確率変数の分布に対して、同じ累積確率となる区間に分割し、各区間でサンプリングされた値を組み合わせて計算を実施する。この LHS 法の分割数が TWCF へ与える影響を検討するため、感度解析を実施した。

##### (a) 解析条件

感度解析の分割数に関する条件を表 2.3.1-18 に示す。分割数を増加させると、PASCAL4 の計算時間も線形に増加する。ここでは、過年度までの国内モデルデータで用いていた分割数 1000 を基本とし、分割数を減少したケースと分割数を増加させたケースについて感度解析を実施した。対象とした過渡事象は、TWCF 及び FCI への寄与度が特に大きい LBLOCA-56 と SO-126 を対象とした。その他の条件は過年度までの国内モデルデータを用いた。

表 2.3.1-18 LHS 法の分割数に関する感度解析の条件

ケース	分割数
分割数を減少	100
基本ケース	1000
分割数を増加	5000

##### (b) 解析結果

感度解析の結果として、TWCF 及び FCI の平均値と基本ケースに対する相対誤差を表 2.3.1-19 に示す。いずれのケースにおいても基本ケースに対する相対誤差は 10% 以下となった。この結果を踏まえ、国内モデルデータで用いる分割数は 1000 とすることにした。

表 2.3.1-19 LHS 法の分割数に対する TWCF 及び FCI

分割数	TWCF (平均値) [/炉年]	相対誤差 [%]	FCI (平均値) [/炉年]	相対誤差 [%]
100	$1.01 \times 10^{-8}$	-8.14	$2.19 \times 10^{-7}$	9.69
1000	$1.10 \times 10^{-8}$	-	$2.00 \times 10^{-7}$	-
5000	$1.01 \times 10^{-8}$	-8.14	$2.19 \times 10^{-7}$	9.69

7) 内部亀裂のクラッド直下位置の検討

PASCAL4 を用いて TWCF を評価する際に、内部亀裂の深さ方向の位置については一様分布を仮定しているが、計算においては、深さ方向位置について 20 点の離散点を計算し、その間の値については補間により求めている。ここで離散点のうち、クラッド直下に位置する内部亀裂について、その位置が TWCF に与える影響を確認するため、感度解析を実施した。

(a) 解析条件

内部亀裂のうち、クラッド直下に位置する内部亀裂について、その深さ方向の位置を表 2.3.1-20 に示すように設定し、算出される TWCF 及び FCI の値を比較した。その他の条件は、過年度までの国内モデルデータの条件を用いた。

表 2.3.1-20 クラッド直下の内部亀裂の位置に関する感度解析の条件

ケース	内表面側の評価点とクラッド/ 母材境界までの距離 [mm]
基本ケース	0.1
A	0.01
B	0.05

(b) 解析結果

感度解析の結果として、TWCF 及び FCI の平均値、基本ケースを基準とした相対誤差を表 2.3.1-21 に示す。ケース A、B の相対誤差は、TWCF において 3% 以下、FCI において 1% 以下となった。これにより、国内モデルデータとして用いているクラッド直下 0.1mm という位置が、十分な精度を得られることを確認できた。国内モデルデータでは、現状の 0.1mm という値を用いることとした。

表 2.3.1-21 クラッド直下の内部亀裂の位置に対する TWCF 及び FCI

ケース	TWCF (平均値) [/炉年]	相対誤差 [%]	FCI (平均値) [/炉年]	相対誤差 [%]
基本ケース	$1.23 \times 10^{-8}$	-	$2.87 \times 10^{-7}$	-
A	$1.26 \times 10^{-8}$	2.31	$2.87 \times 10^{-7}$	0.25
B	$1.25 \times 10^{-8}$	1.25	$2.87 \times 10^{-7}$	0.13

8) 表面亀裂の形状の検討

過年度までの標準的解析手法及び国内モデルデータでは、表面亀裂の母材部が半楕円形状、クラッド部を矩形と想定している。仮に表面亀裂がクラッド部まで含めて半楕円形状であった場合、その形状の差異が TWCF に対する影響を確認するために感度解析を実施した。

(a) 解析条件

亀裂の形状の差異は、応力拡大係数の評価式の差異となるため、表 2.3.1-22 に示す 2 つのケースで、算出される TWCF 及び FCI の値を比較した。その他の条件は過年度までの国内モデルデータを用いた。

表 2.3.1-22 表面亀裂の形状に関する感度解析の条件

ケース	評価式	想定亀裂の形状
基本ケース	CEA の評価式 <sup>42</sup>	クラッド部：矩形 母材部：半楕円形
比較ケース	JSME (維持規格 2012 年版) の評価式 <sup>43</sup>	クラッド部と母材部： 半楕円形

(b) 解析結果

感度解析の結果として、TWCF 及び FCI の平均値、基本ケースを基準とした相対誤差を表 2.3.1-23 に示す。基本ケースの CEA の評価式<sup>42</sup>で想定している亀裂面積の方が、比較ケースとした JSME (維持規格 2012 年版) の評価式で想定している亀裂面積よりも大きいため、TWCF 及び FCI は基本ケースの方が僅かに高い値を示す。また、比較ケースと基本ケースとの差異は、TWCF 及び FCI において相対誤差で 2.5%程度であり、表面亀

<sup>42</sup> Moinereau, D., Landron, C., Chapuliot, S. and Marie, S., Validation of ACE Analytical Criterion for Warm Pre-Stress Evaluation in RPV Integrity Assessment, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45103, 2015, 8p.

<sup>43</sup> 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.

裂の形状の差異が TWCF 及び FCI に与える影響は小さいことを確認できた。この結果を踏まえ、国内モデルデータで想定する表面亀裂の形状はクラッド部で矩形、母材部で半楕円形の形状とした。

表 2.3.1-23 表面亀裂の形状に対する TWCF 及び FCI

	TWCF (平均値) [/炉年]	相対誤差 [%]	FCI (平均値) [/炉年]	相対誤差 [%]
基本ケース	$1.23 \times 10^{-8}$	-	$2.87 \times 10^{-7}$	-
比較ケース	$1.20 \times 10^{-8}$	-2.29%	$2.79 \times 10^{-7}$	-2.46%

#### 9) 表面亀裂の深さの検討

過年度までの標準的解析手法及び国内モデルデータでは、表面亀裂の深さはクラッド厚さを超える程度という想定に基づき、6.5mm に設定している。この表面亀裂の亀裂深さが TWCF に与える影響を確認するため、感度解析を実施した。

##### (a) 解析条件

表 2.3.1-24 に示すとおり、表面亀裂の亀裂深さを変更した 4 ケースにおいて、算出される TWCF の値を比較した。クラッド厚さは 5.5mm であるため、クラッド部を含めた亀裂深さが 6.5mm となる基本ケースでは、母材部の亀裂の深さは 1.0mm となる。ケース A は、後述のとおり応力拡大係数の計算に用いる CEA の評価式<sup>42</sup>の適用範囲から大きく外れており、参考のためのケースである。その他の条件については、過年度までの国内モデルデータを用いた。

表 2.3.1-24 表面亀裂の深さに関する感度解析の条件

ケース	クラッド部を含めた表面亀裂の深さ (母材部の深さ) [mm]
基本ケース	6.5 (1.0)
A	5.6 (0.1)
B	6 (0.5)
C	7 (2.0)

##### (b) 解析結果

感度解析の結果として、TWCF の平均値及び基本ケースを基準とした相対誤差を表 2.3.1-25 に示す。亀裂深さを 5.6mm としたケース A の TWCF は倍程度の値を示すものの、

それ以外のケースでは、亀裂深さが大きくなるに従って TWCF の値も増加している。ケース A は、以下の式(2.3.1-20)に示す CEA の評価式<sup>42</sup>の適用範囲の外にあるため、データテーブルから外挿して応力拡大係数を計算している。このため、応力拡大係数に大きな誤差が生じたと考えられる。なお、CEA の評価式<sup>42</sup>の適用範囲内となる亀裂深さは 6.2mm 以上の値となる。

$$\frac{1}{16} \leq \frac{a}{c} \leq 1$$

$$\frac{1}{8} \leq \frac{a}{r} \leq 4$$

(2.3.1-20)

FAVOR では板厚比 3%の亀裂深さの表面亀裂を考慮するが、国内モデルデータで想定する RPV を想定した場合、6mm の亀裂に相当する。この板厚比 3%に比べて深く、CEA の評価式<sup>42</sup>の適用範囲を満足する 6.5mm の亀裂は妥当であると考えられる。よって、国内モデルデータにおいては、表面亀裂の深さとして 6.5mm の値を用いるものとした。

表 2.3.1-25 表面亀裂の深さに対する TWCF

ケース	TWCF (平均値) [/炉年]	相対誤差 [%]
基本ケース	$1.23 \times 10^{-8}$	-
A	$2.47 \times 10^{-8}$	100.35
B	$1.15 \times 10^{-8}$	6.89
C	$1.58 \times 10^{-8}$	28.24

### (3) 亀裂分布データの適用性の検討

過年度までに整備している国内モデルデータでは、亀裂分布作成コード「VFLAW<sup>44</sup>」を用いて、国内プラント相当の溶接条件に基づいて計算を行い、亀裂分布データを作成している。ここでは、VFLAW の亀裂分布データの国内プラントへの適用性について、データの根拠を明確にすることを目的に調査を実施した。

具体的には、米国 PTS 再評価プロジェクトで代表プラントの亀裂密度が設定する以下の手順のうち特に、手順 2 の供用がキャンセルされた RPV の破壊・非破壊検査についての調査を実施した。

<sup>44</sup> 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)

1. 専門家による判断プロセスの構築
2. 供用がキャンセルされた RPV (PVRUF, Shoreham 等) の破壊・非破壊検査による測定及び分析
3. VFLAW により初期亀裂の寸法及び密度を決定

測定及び分析対象の例として、Shoreham の溶接部試験体の一覧を表 2.3.1-26 に示す<sup>45</sup>。試験体は、板厚 149mm、軸及び周方向溶接部の 21 個の溶接部試験体であり、検査対象の長さは計 25m である。試験体に対する検査結果として、表 2.3.1-27 に示すように、亀裂の位置・形状 (Coordinates)、信号強度 (Response)、指示の特徴による分類 (Characterization) 及び材料 (Material) が記録されている。ここで指示の特徴による分類は、表 2.3.1-28 に示すように Small、Long、Extended、Simple clusters、Complex clusters、Surface-elongated 等に分けられている。また、表 2.3.1-28 の「材料」の列から、溶接部の亀裂の大部分は、母材部と溶接金属の境界で確認されていることが分かる。

以上により得られた亀裂個数から図 2.3.1-9 に示すように、溶接部の亀裂密度が得られており、VFLAW の亀裂データの作成の際には、この密度データが用いられる。母材部の亀裂密度については、専門家判断により、Small に区分される亀裂については、溶接部の 1/10、Large に区分される亀裂については、母材部の 1/40 と設定されている。以上のように新たに作成された亀裂寸法の分布は、図 2.3.1-10 に示されるように、PRODIGAL で用いられた Marshall 分布と比べて、特に小さい亀裂寸法の密度が上昇していることが確認された。また、欠陥寸法の最大値は、検出された欠陥の寸法の 2 倍を超える値で設定されており、溶接部では 23% (50.6mm)、母材部では 5% (11mm) であることも確認された。なお、母材 (圧延材) からは、6mm 以上の欠陥指示はなかったとされている<sup>20</sup>。

以上により確認された、亀裂密度及び寸法の設定は、米国に特有のものではなく、VFLAW により生成される亀裂密度及び寸法の国内プラントへの適用を妨げるものではないと考えられる。

---

<sup>45</sup> G.J.Schuster, et al, "Characterization of Flaws in U.S. Reactor Pressure Vessel", NUREG/CR-6471, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (1998)

表 2.3.1-26 Shoreham の溶接部試験体の一覧  
(NUREG/CR-6471 より引用<sup>45)</sup>)

Segment ID	Weld Length (in.)	Type of Weld
C75B	100.5	Circumferential
C120D	22.5	Circumferential
C120B	32.5	Axial
C120E	53.6	Circumferential
C120F	54	Axial
C120G	54	Circumferential
C180B	71.7	Circumferential
C240B	32	Circumferential
C240C	54	Circumferential
C270D	117.4	Circumferential
C270B	32.5	Axial
C270E	18.1	Circumferential
C0D	19.4	Circumferential
C0B	33.8	Axial
C0E	55.2	Circumferential
C0F	52.7	Axial
C0G	58.4	Circumferential
B0B-2	41.2	Axial
B180B-2	40.5	Axial
B0C-2	41.7	Axial
B180C-2	41.5	Axial

表 2.3.1-27 Shoreham の溶接部試験体の検査結果の例  
(NUREG/CR-6471 より引用<sup>45)</sup>)

#	Peak Coordinates (Specimen)			Response (dB)	Characterization	Material
	Weld Center (inches)	Along Weld (inches)	Depth (inches)			
1	-0.60	1	1.8	-27.3	Small	Fusion
2	-0.65	1.04	1.26	-21.5	Small	Fusion
3	-0.62	1.08	0.92	-25.5	Small	Fusion
4	-0.65	1.5	1.14	-4.9	LLOF <sup>a</sup>	Fusion
5	-0.58	1.38	4.1	-28.3	Small	Fusion
6	-0.58	1.84	5.62	-14.1	Small	Fusion
7	-0.69	2.32	0.66	-22.4	Small	Fusion
8	-0.58	3	5.66	-8.4	Small	Fusion
9	-0.58	3.3	4	-28.3	Small	Fusion
10	-0.58	3.26	1.2	-18.3	Small	Fusion



表 2.3.1-28 Shoreham の溶接部試験体の検査結果の特徴による分類  
(NUREG/CR-6471<sup>45</sup> の情報を整理したもの)

亀裂指示の区別	分類のルール	材料 (かっこ内は%)	指示の個数
Small	亀裂深さ < 3.5 mm	<b>Fusion(80)</b> /root(3.8)/weld(10)/clad(1.3)/gouge(1.0)/base(0.5)	約 4,000 個
Long	3.5 ≤ 亀裂深さ < 4.5 mm	<b>Fusion(2.0)</b>	93 個
Extended	亀裂深さ ≥ 4.5 mm	<b>Fusion(0.5)</b>	21 個
Simple clusters	Two or three mostly circular shapes not separated by loss of signal	<b>Fusion(0.2)</b>	9 個
Complex clusters	Combinations of long and extended shapes that are connected by signal or proximity	<b>Fusion(0.1)</b> /weld(0.05)	6 個
Surface-elongated	Indications with a surface-induced reduction in focus	<b>Fusion(0.5)</b>	23 個

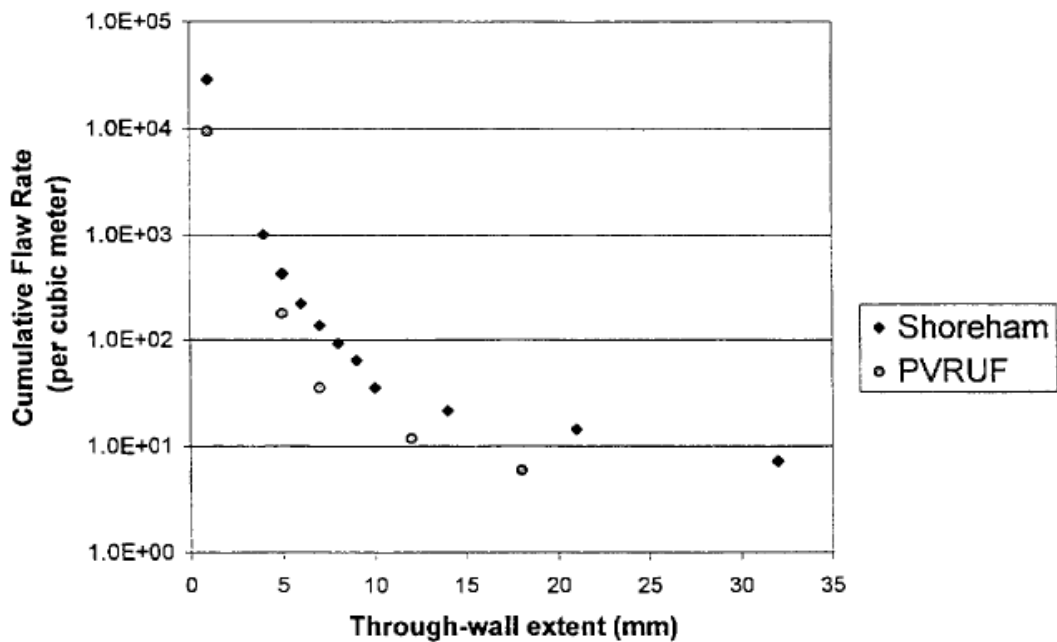
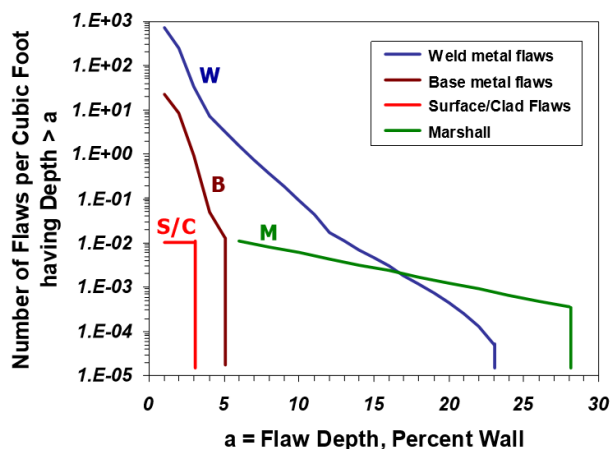


Figure 6.1 Comparison of Shoreham and PVRUF vessel cumulative flow rate

図 2.3.1-9 Shoreham 及び PVRUF の溶接部の亀裂密度  
(NUREG/CR-6471 より引用<sup>45</sup>)



**Figure 7.3. Comparison of the new flaw distribution to the Marshall flaw distribution**

図 2.3.1-10 Marshall 分布と新たに整備された欠陥分布の比較  
(NUREG-1806 より引用<sup>2045</sup>)

#### (4) 非破壊検査評価モデルの検討

PFM に基づく原子炉機器の健全性評価においては、非破壊検査による影響効果に関する評価は重要な課題の一つである。過年度、国内で実施されてきたプロジェクトのデータを対象に非破壊検査モデルの検討を行ったが、非破壊検査モデルの高度化のためには、より多くの試験データを対象にしたモデルの検討を行う必要がある。

本事業では、国内プラントの RPV と一次系配管を対象に、PFM に基づく健全性評価に向けたより高度な非破壊検査評価モデルの構築を目的として、RPV に対する亀裂寸法に応じた欠陥検出性を考慮した亀裂検出確率 (Probability of detection、以下「POD」という。) カーブ及びサイジング精度の評価モデルを検討するため、海外の報告書や公開文献等を対象に調査した。また、POD カーブの検討においては、2.3.1(1)の調査結果も踏まえ、欠陥寸法が大きい範囲のデータについて、その存在可能性も考慮してフィッティングに供するデータを検討し、欠陥検出限界を考慮した式の検討を行った。またサイジング精度に関しては、過年度に検討された一次式以外の式の検討を行った。

##### 1) 海外の報告書や公開文献等の調査

本事業では、まず世界 15 か国でラウンドロビン試験が実施された国際共同研究 PISC-II<sup>46</sup> (The Programme for the Inspection of Steel Components) 及び PISC-III<sup>47</sup>の報告書

<sup>46</sup> "Ultrasonic inspection of heavy section steel components : the PISC II final report", Edited

等の調査を行い、RPV に対する POD カーブの基となるデータの拡充を試みた。しかしながら、PISC-II 及び PISC-III の報告書等にはラウンドロビン試験のデータの記載はなく、過年度に POD カーブの検討を行った国内プラントの試験データを拡充することができなかった。なお、PISC-II は 1980 年代に実施されており、現在実機プラントの非破壊検査に使用されている非破壊検査装置よりも性能に差があると考えられる。このことから、PISC-II 及び PISC-III のデータは、本事業において、POD カーブの検討対象とすることは適切ではないと考える。

## 2) 検出限界を考慮した POD モデルの検討

RPV を対象とした国内データに対して、より再現性の高い非破壊検査モデルを整備するため、非破壊検査における欠陥検出性を考慮して POD モデル検討を行った。まず、検出限界を考慮できるようにするため、Khaleel の POD 評価モデル<sup>48</sup>を次式に修正した。以下、この式を修正 Khaleel モデルと称する。

$$\text{POD}(a) = 1 - \varepsilon - \frac{1}{2}(1 - \varepsilon)\text{erfc}\left(v \ln\left(\frac{a-a_0}{a^*-a_0}\right)\right) \quad (2.3.1-21)$$

$a$ : 亀裂深さ

$a^*$ : POD が 50%となる亀裂深さ

$a_0$ : 検出限界深さ

$v$ : POD 曲線の傾き

$\varepsilon$ : 見逃がし確率

図 2.3.1-11 に平成 4 年から 11 年にかけて実施されたプロジェクト「溶接欠陥と機械強度及び非破壊試験の関係調査(SUN)」<sup>49</sup>で実施された、炭素鋼溶接部における面状溶接欠陥に対する UT 測定結果の POD 分析結果を示す。図の左上のグラフが屈折角 45°、右上のグラフが屈折角 60°、左下のグラフが屈折角 70°、右下のグラフが屈折角 45°、60°、70° での POD 曲線である。この UT 測定結果から、炭素鋼での超音波試験において、2mm より深い欠陥が検出可能となっていることがわかる。このことを踏まえ、RPV を対象とした超音波試験における検出限界を 2mm とした。また、2.3.1(1)の調査において、母材部における最大の欠陥寸法は 11mm を上まらないことが示されていることから、本事業では 11mm までの亀裂寸法の亀裂を対象に、POD カーブをフィッティングすることとし

---

by R.W. Nichols and S. Crutzen, Elsevier Applied Science (1988)

<sup>47</sup> "Evaluation of the sizing results of 12 flaws of the full scale vessel installation (PISC III REPORT No. 26 - Action 2 - Phase 1, 1993, EUR 15371 EN)".

<sup>48</sup> 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).

<sup>49</sup> 平成 11 年度 実用原子力発電施設検査技術等開発に関する事業報告書 溶接欠陥と機械強度及び非破壊試験との関係調査【総括版】平成 12 年 3 月

た。検討に用いた測定データは、昨年度検討を行った「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（以下、UTS プロジェクト）」<sup>50</sup>である。図 2.3.1-12 に、検出限界( $a_0$ )を 2mm とし、11mm までの亀裂寸法の亀裂を対象としたときの修正 Khaleel モデルによるフィッティング曲線を示す。比較のため、従来の Khaleel モデルも示している。フィッティングの結果、各パラメータは、 $a^*=3$ 、 $\nu=1.6$ 、 $\varepsilon=0.01$ であった。

次に、POD に関する 2 直線モデルについて検討した。検出限界を 2mm とし、フィッティング対象の亀裂を 6mm 以下、7mm 以下、8mm 以下とした際の各パラメータを表 2.3.1-29 にまとめて示す。欠陥深さ 6mm 以下で 2 直線モデルの係数をフィッティングした場合が、残差平方和が最も小さかった。6mm より深い範囲においては、修正 Khaleel モデルで得られた見逃し確率 $\varepsilon=0.01$ の値を適用し、2 直線モデルとすることとした。図 2.3.1-13 に、本年度整備した修正 Khaleel モデルと 2 直線モデルによる POD カーブを、従来の Khaleel モデル（破線）と比較して示す。

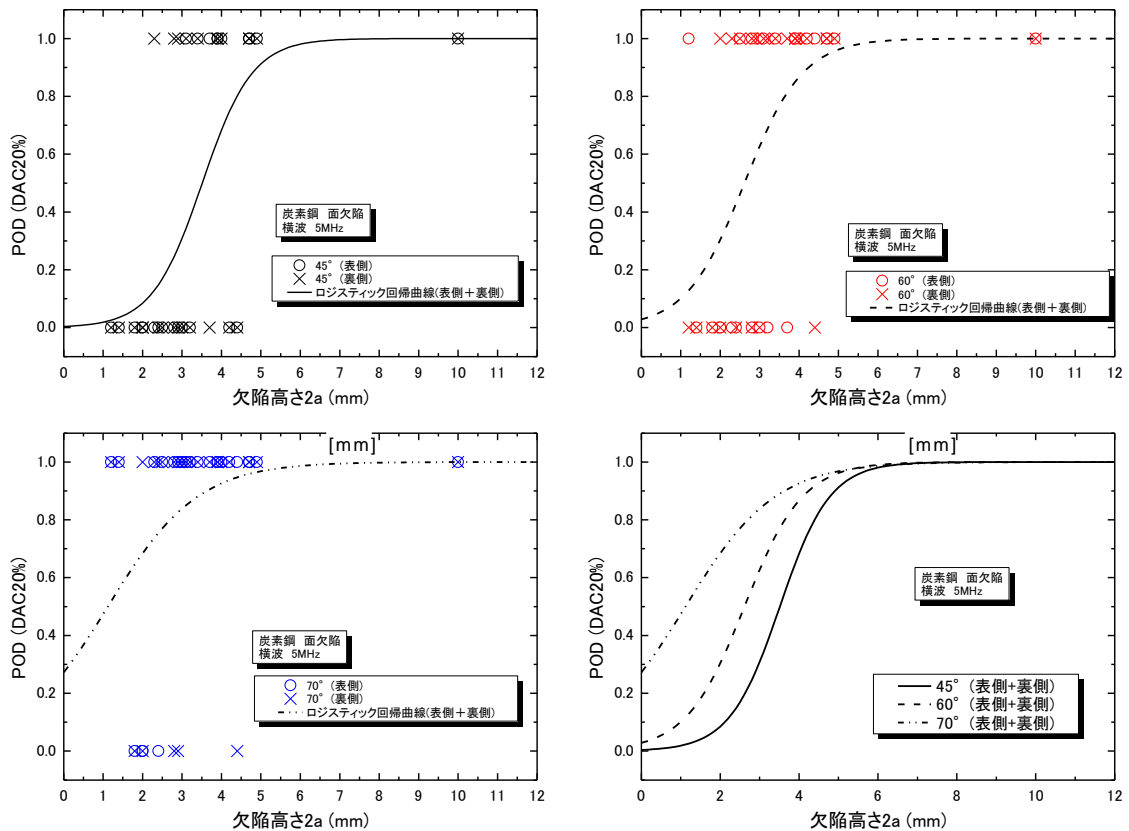


図 2.3.1-11 炭素鋼溶接部における面状溶接欠陥に対する UT 測定結果の POD 分析（横波、5MHz）

<sup>50</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構，” 原子力発電施設検査技術実証事業に関する報告書（超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認に関するもの） [総括版]，” 05 基材報-0001, (2005).

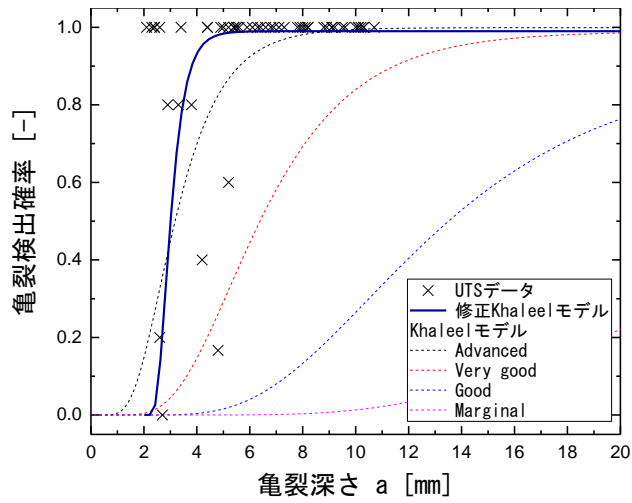


図 2.3.1-12 修正 Khaleel モデルによるフィッティング曲線

表 2.3.1-29 検出限界 (2mm) を導入した直線モデルによるフィッティング結果

フィッティング対象亀裂	切片	傾き	残差平方和
< 6 [mm]	-0.62	0.31	5.76
< 7 [mm]	-0.53	0.27	6.27
< 8 [mm]	-0.48	0.24	6.91

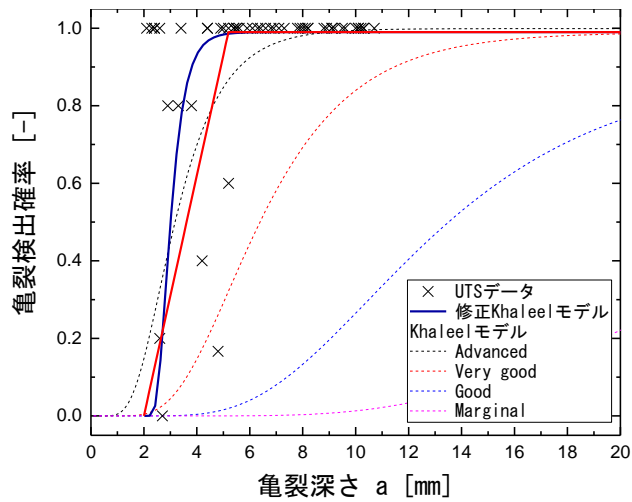


図 2.3.1-13 修正 Khaleel モデルと 2 直線モデルによる POD カーブ

### 3) 欠陥深さサイジング精度の検討

RPV の欠陥深さサイジング精度の再現性の向上を図るため、過年度検討した一次式以外の式を用いた検討を行った。検討を行った関数を以下に示す。

$$y = ax + b \quad (2.3.1-22)$$

$$y = a(1 + x)^b \quad (2.3.1-23)$$

$$y = a + bx^c \quad (2.3.1-24)$$

ここで、 $y$ は UT による測定値、 $x$ が実際の亀裂深さを示す。

炭素鋼クラッド付疲労き裂付与試験体の欠陥深さ測定の結果に対して、以上の3種類の式により行ったフィッティングの結果を図 2.3.1-14 に示す。また、表 2.3.1-30 に、フィッティングにより得られたパラメータをまとめて示す。検討対象とした3種類の式によるフィッティング結果において、いずれのモデルも顕著な差はなく、工学的判断から、RPV における欠陥深さサイジングについては、式(2.3.1-2)の1次関数フィット曲線を採用することとした。

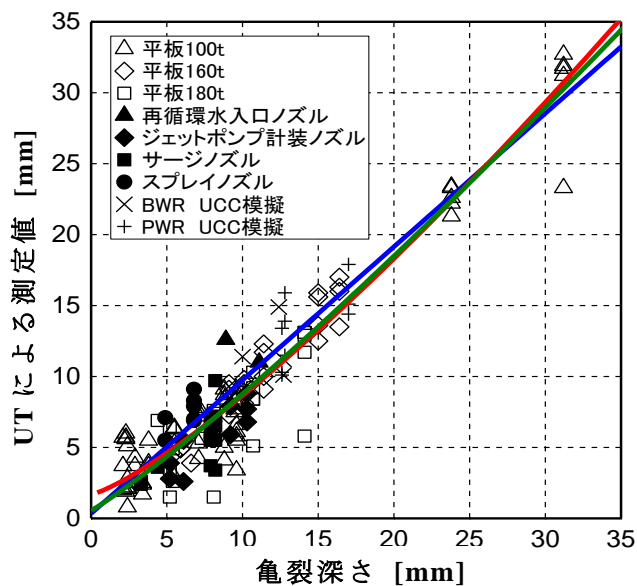


図 2.3.1-14 炭素鋼クラッド付疲労き裂付与試験体の欠陥深さ測定のフィッティング曲線

表 2.3.1-30 平板炭素鋼クラッド付疲労き裂付与試験体の深さ測定精度の検討

モデル	a	b	c	残差平方和
$y=ax+b$	0.940	-0.343	---	621.87
$y = a(1 + x)^b$	0.553	1.15	---	583.92
$y = a + bx^c$	1.687	0.388	1.25	571.76

#### 4) 非破壊検査の結果を用いた亀裂分布の更新

##### (a) ベイズ更新の考え方

非破壊検査の結果が考慮されていない代表的な亀裂分布から、非破壊検査の結果を考慮した亀裂分布を作成する方法については、例えば NRC によって 2015 年 2 月にドラフト版として公開された、米国代替 PTS 規則 10CFR50.61a の要求事項に関する技術根拠をまとめた NUREG-2163<sup>51</sup>に、ベイズ推定により亀裂分布を更新する手順（以下、「ベイズ更新」という。）が記載されている。本事業においては、これを参考に非破壊検査の結果を用いた亀裂分布の更新手法について過年度に整備した手法の精度向上を試みた。

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

$$\pi_1(\psi) = \frac{L(data|\psi)\pi_0(\psi)}{\int d\psi L(data|\psi)\pi_0(\psi)} \quad (2.3.1-25)$$

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

##### (b) 尤度関数

過年度は数密度のパラメータ  $\rho$  と亀裂深さ分布のパラメータ  $\lambda$  を個別にベイズ更新し、2 つの事後分布を作成していたが、今年度は 2 つのパラメータの同時事後分布を評価できるよう、ベイズ更新手法を高度化した。事前分布については数密度と亀裂深さ分布のパラメータが個別に与えられているため、同時事後分布  $\pi_1(\rho, \lambda)$  は次式で与えられる。

$$\pi_1(\rho, \lambda) = C^{-1} \times L(\rho, \lambda)\pi_0(\rho)\pi_0(\lambda) \quad (2.3.1-26)$$

$$C = \iint d\rho d\lambda L(\rho, \lambda)\pi_0(\rho)\pi_0(\lambda) \quad (2.3.1-27)$$

$L(\rho, \lambda)$  は尤度関数である。尤度関数  $L$  は次のような考察から導出される。まず、尤度関数とは、数密度と亀裂深さ分布のパラメータがある値に定まったときにデータが得られる確率であるので、数密度と亀裂深さ分布のパラメータをそれぞれ  $\rho$  及び  $\lambda$  とした際に、

<sup>51</sup> G.L.Stevens, M.T.Kirk, and M.Modarres, “Technical Basis for Regulatory Guidance on the Alternate Pressurized Thermal Shock Rule Draft Report for Comment,” USNRC, NUREG-2163, (2015).

非破壊検査結果として深さ  $a_1, a_2, \dots, a_{n^*}$  の  $n^*$  個の亀裂が得られる確率を考える。この確率は、 $n^*$  個の亀裂が得られる確率  $P_A$  と、検出された各亀裂の深さが  $a_1, a_2, \dots, a_{n^*}$  となる確率  $P_B$  の積で与えられる。

$$L(\rho, \lambda) = P_A \times P_B \quad (2.3.1-28)$$

確率  $P_A$  は、次式のように評価できる。

$$\begin{aligned} P_A &= \sum_{N=n^*}^{\infty} (N \text{ 個の亀裂が存在する確率}) \times (N \text{ 個のうち } n^* \text{ 個を検出する確率}) \\ &= \sum_{N=n^*}^{\infty} \frac{(\rho V)^N e^{-\rho V}}{N!} \times \frac{N!}{n^*(N-n^*)!} P_f^{n^*} (1-P_f)^{N-n^*} \\ &= \sum_{M=0}^{\infty} \frac{[\rho V(1-P_f)]^M e^{-\rho V(1-P_f)}}{M!} \times \frac{(\rho V P_f)^{n^*} e^{-\rho V P_f}}{n^*!} \\ &= \frac{(\rho V P_f)^{n^*} e^{-\rho V P_f}}{n^*!} \end{aligned} \quad (2.3.1-29)$$

確率  $P_B$  は、NUREG-2163<sup>51</sup> と同様にして、非破壊検査におけるサイジングエラーを考慮しない場合には次式のように評価できる。

$$P_B = \prod_{i=1}^{n^*} \frac{POD(a_i) f(a_i)}{P_f} \quad (2.3.1-30)$$

したがって、サイジングエラーを考慮しない場合の尤度関数は次式で与えられる。

$$L(\rho, \lambda) = \frac{(\rho V P_f)^{n^*} e^{-\rho V P_f}}{n^*!} \prod_{i=1}^{n^*} \frac{POD(a_i) f(a_i)}{P_f} \quad (2.3.1-31)$$

さらに、サイジングエラーを考慮する場合の尤度関数は次式で与えられる。

$$L(\rho, \lambda) = \frac{(\rho V P_f)^{n^*} e^{-\rho V P_f}}{n^*!} \prod_{i=1}^{n^*} \frac{\int_{M_\epsilon} dM_\epsilon POD(a_i^* - M_\epsilon) f(a_i^* - M_\epsilon) g(M_\epsilon)}{P_f} \quad (2.3.1-32)$$

$$M_\epsilon = a^* - a \quad (2.3.1-33)$$

ここで、 $M_\epsilon$  は亀裂深さの測定値  $a^*$  と真の値  $a$  の差であり、確率密度関数が  $g(M_\epsilon)$  となる確率変数である。



### 5) ベイズ更新方法の高度化

2.3.1(4)4)で整備したベイズ更新手法の信頼性確認を行うことを目的として、高度化したベイズ更新方法を用いても、昨年度の方法で更新した場合と同様の傾向の結果が得られることを確認した。

今年度の方法では、ベイズ更新により得られる事後分布は亀裂の密度 $\rho$ 及び深さの指数分布のパラメータ $\lambda$ の2変数の同時分布となる。一方、昨年度に検討した方法では、それぞれの変数に関する事後分布が1つずつ得られる。そこで、今年度の方法で得られた同時事後分布 $\pi_1(\rho, \lambda)$ から、1つのパラメータについて積分して得られる周辺分布を算出し、昨年度の方法で得られる事後分布と比較した。より具体的には、周辺分布 $\tilde{\pi}_1(\rho)$ 及び $\tilde{\pi}_1(\lambda)$ は以下の式で定義される。

$$\tilde{\pi}_1(\rho) = \int d\lambda \pi_1(\rho, \lambda) \quad (2.3.1-34)$$

$$\tilde{\pi}_1(\lambda) = \int d\rho \pi_1(\rho, \lambda) \quad (2.3.1-35)$$

表 2.3.1-31 及び図 2.3.1-15 に確認条件を示す。また、図 2.3.1-16 から図 2.3.1-17 に今年度の方法で母材に対して得られた同時事後分布を示す。亀裂指示がないという非破壊検査結果を反映して、亀裂密度は低下する方向（図の下側）に、亀裂深さ分布のパラメータは小さい亀裂の割合が増加する方向（図の右側）に移動していることが分かる。

さらに、図 2.3.1-18 と図 2.3.1-19 に、事前分布、昨年度の方法で得られた事後分布、今年度の方法で得られた同時事後分布から算出した母材に対する周辺分布の比較を示す。昨年度の方法で得た事後分布と、今年度の方法で算出した事後分布の周辺分布は、ともに亀裂密度が低下する方向に、亀裂深さ分布のパラメータは小さい亀裂の割合が増加する方向に移動している。なお、一部の図では「事後分布（昨年度）」と「事後分布（今年度、周辺分布）」が非常によく一致しており、重なっている場合がある。同様に溶接部についても、本年度整備したベイズ更新手法の信頼性確認を行っている。

表 2.3.1-31 高度化したベイズ更新方法の確認条件

項目	内容
非破壊検査領域	全炉心領域 胴部高さ[m]:4.0 母材板厚[m]:0.2
溶接ビード幅[m]	0.00373
POD モデル	Khaleel モデル、Advanced level
非破壊検査結果	亀裂指示なし

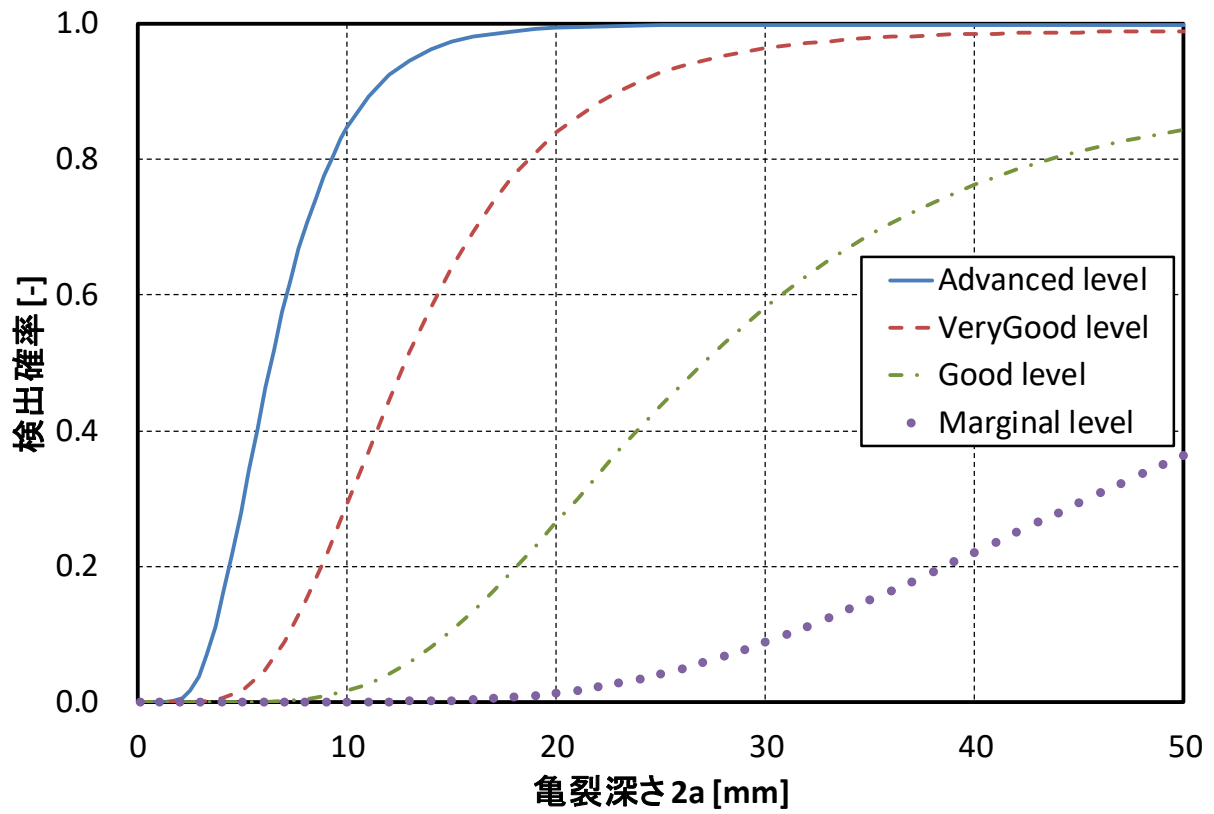


図 2.3.1-15 Khaleel モデル

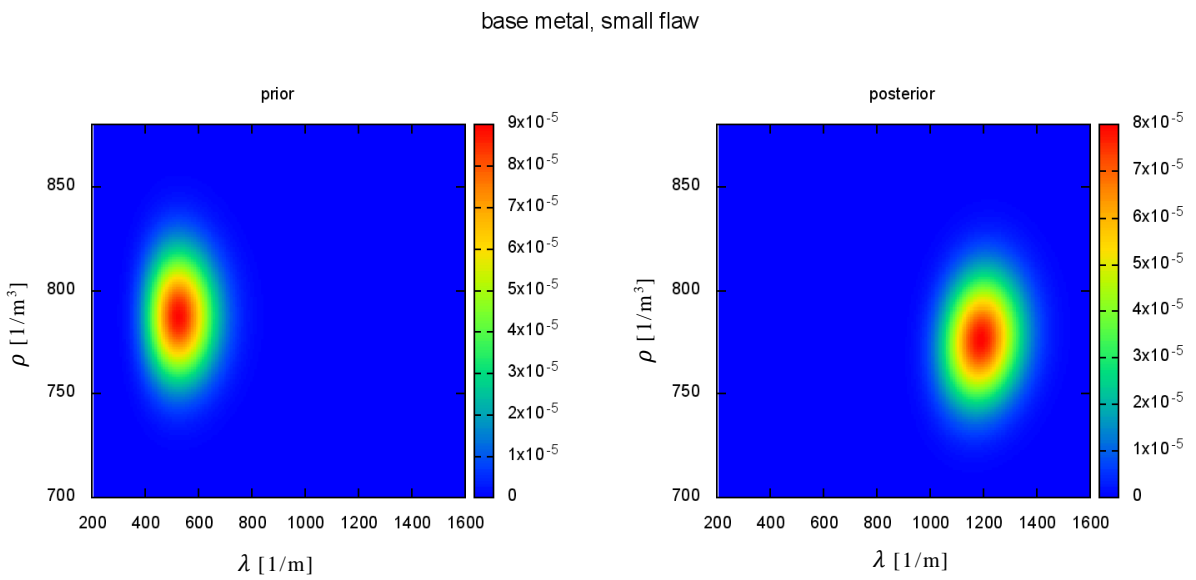


図2.3.1-16 母材部、small flawのパラメータの更新(左：事前分布、右：事後分布)

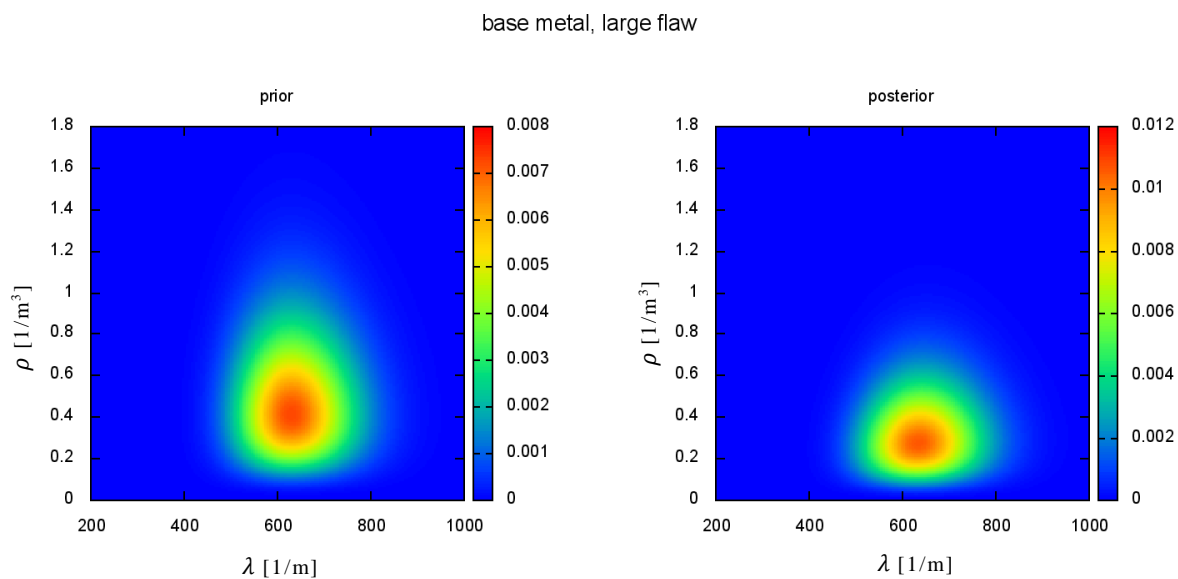


図2.3.1-17 母材部、large flawのパラメータの更新(左：事前分布、右：事後分布)

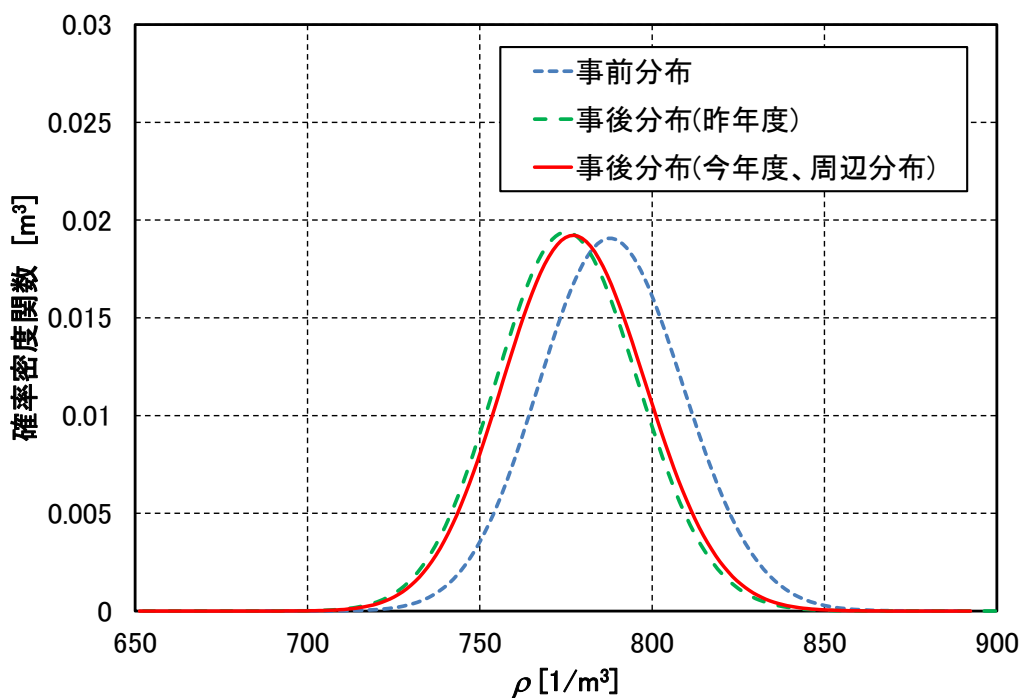


図2.3.1-18 母材部、small flawの亀裂密度の確率分布の比較

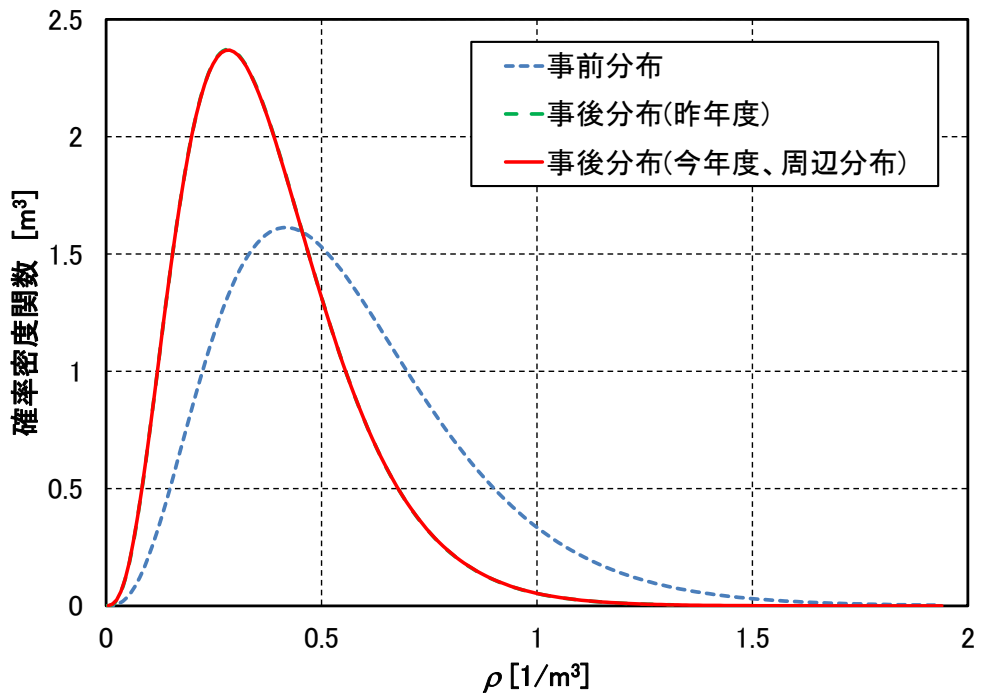


図2.3.1-19 母材部、large flawの亀裂密度の確率分布の比較

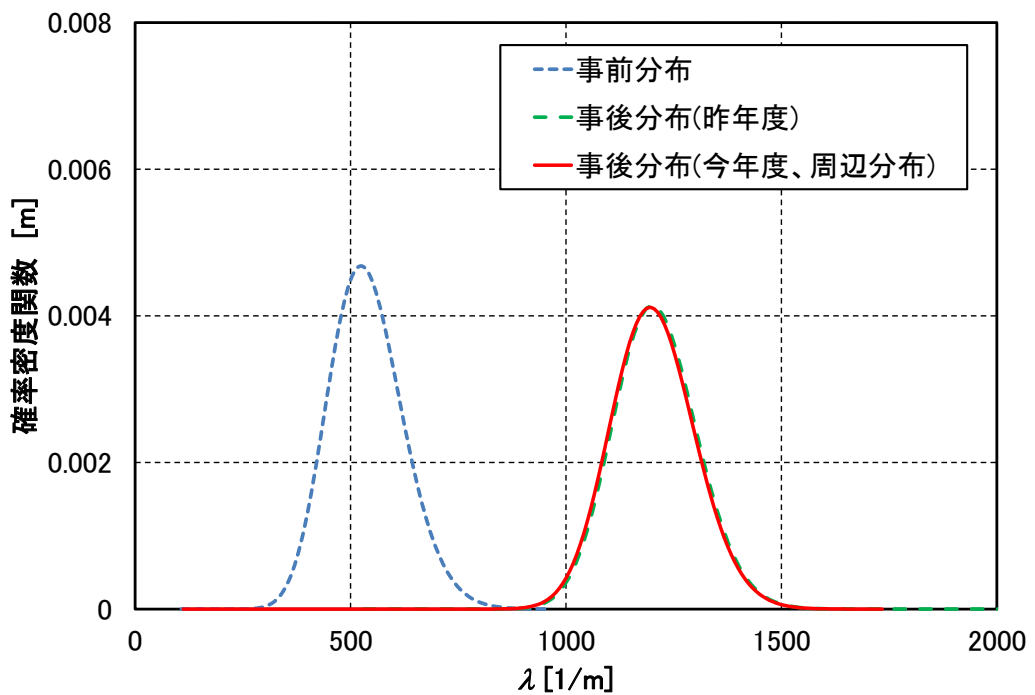


図2.3.1-20 母材部、small flawの亀裂深さ分布のパラメータの確率分布の比較

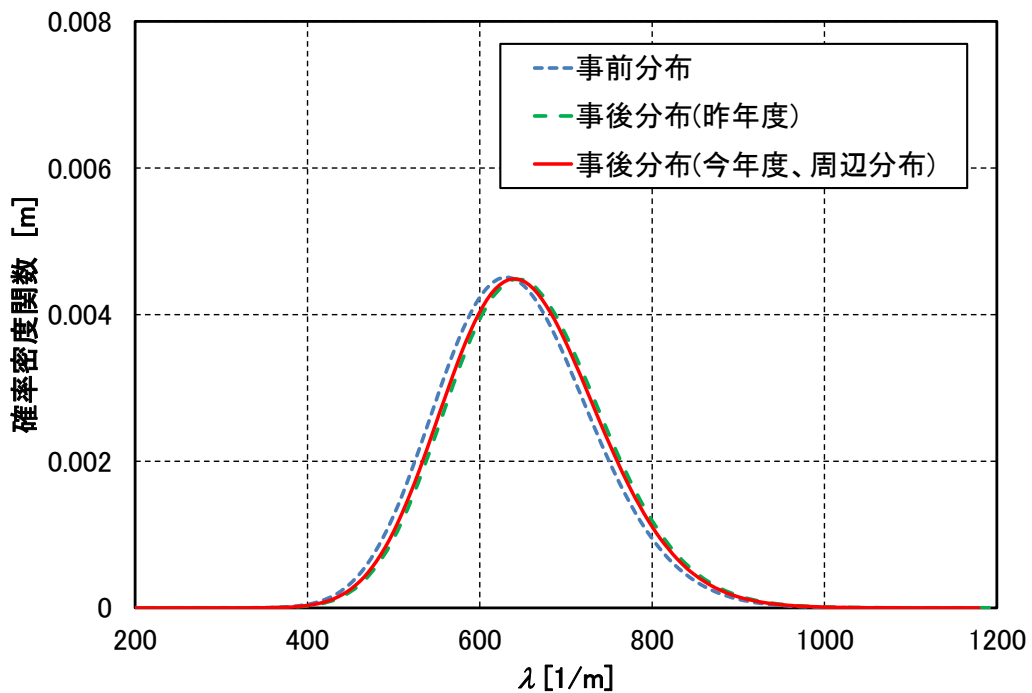


図2.3.1-21 母材部、large flawの亀裂深さ分布のパラメータの比較

(5) 過渡条件の国内モデルデータへの適用性の検討

過年度までに国内の PFM 評価に用いるための過渡事象として、米国代表プラントの過渡事象の適用性を確認した上で、国内の PFM 評価に用いる過渡事象として、FCI や TWCF への寄与度が大きい事象を選定した。今年度は、その国内モデルデータへの適用性を確認するため、運転員操作の影響を無視できない過渡を対象にシステム解析コードを用いた解析を実施した。また、その結果を踏まえ、荷重条件や破損確率に及ぼす影響を評価し、国内モデルデータへの適用性について検討した。

1) システムコードを用いた適用性検討

(a) PWR 国内プラントモデルを対象とした PTS 事象の解析の入力データの整備

本年度は、過年度に実施した米国の過渡事象データの国内プラントにおける PFM 評価への適用性に関する調査により、運転員操作の影響を無視できないことが明らかとなった SO 事象を対象とした。昨年度整備した 3 ループ PWR 国内プラントモデルをベースに、システム解析コード RELAP5/MOD3.3 の入力データの整備を行った。図 2.3.1-22 に、3 ループ PWR 国内プラントモデルのノーディング図を示す。

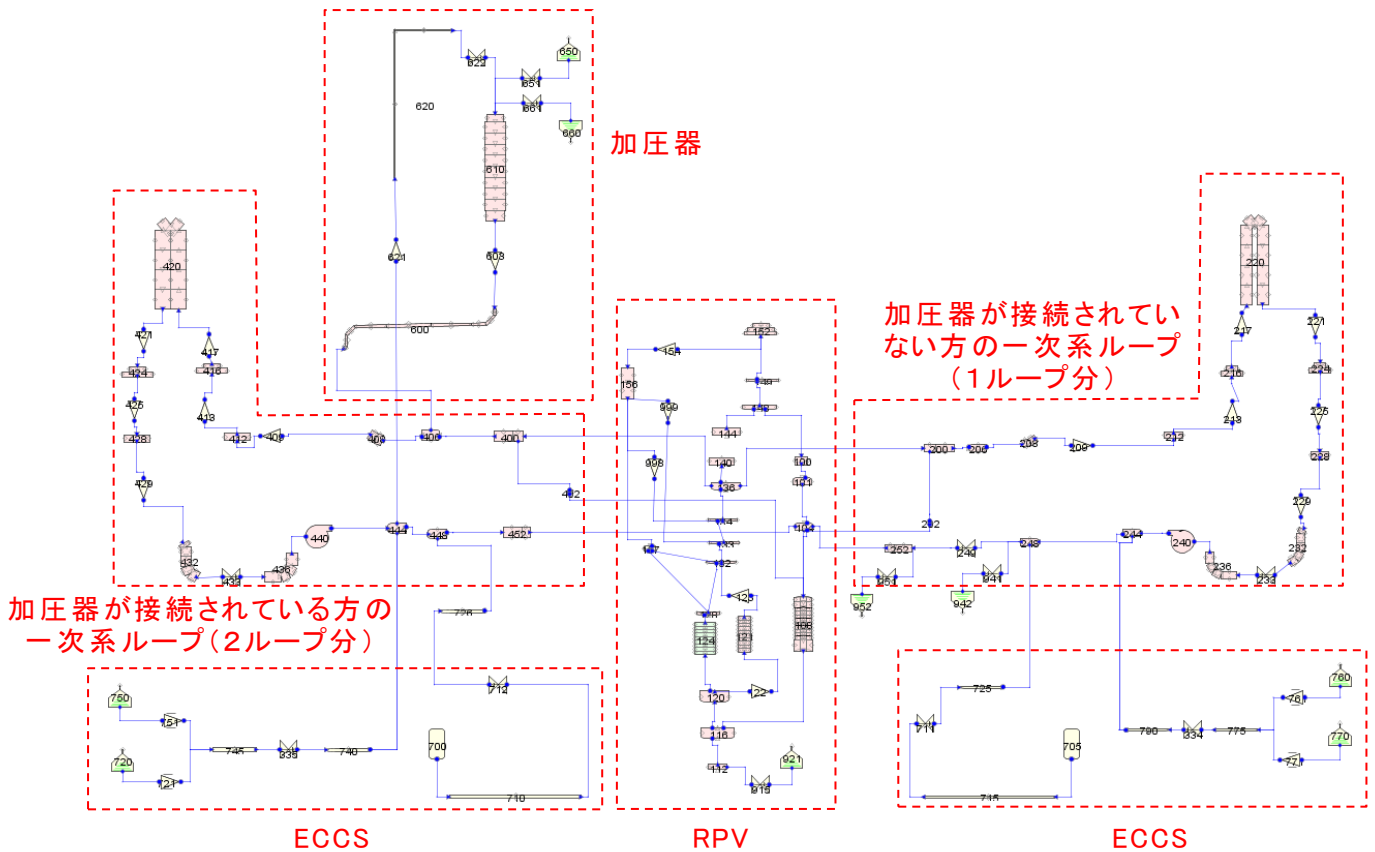


図2.3.1-22 3ループPWR国内プラントモデルのノーディング図（RPV付近、及び、一次系ループ）

(b) SO 事象に対する解析的検討

本事象の定常状態は、Hot Full Power とし、原子炉設置許可申請書に沿って、Hot Full Power の状態を設定した。表 2.3.1-32 は、NUREG/CR-6858<sup>52</sup>に記載された定常状態と本作業で実施した定常状態を比較した表である。

<sup>52</sup> W. C. Arcieri, et al, “RELAP5 Thermal Hydraulic Analysis to Support PTS Evaluations for the Oconee-1, Beaver Valley-1, and Palisades Nuclear Power Plants”, NUREG/CR-6858, (2004).

表 2.3.1-32 定常状態（Hot Full Power）の比較

	NUREG/CR-6858 <sup>52</sup> の Table2.2-1 に掲載されて いる値	本作業で実施した 3 ループ PWR 国内プラントモデル
炉心からの出力電力[MW]	2,660	2,440
一次系ループ（コールドレ グ）の冷却材温度[K]	558.0	559.9
一次系ループ（ホットレグ） の冷却材温度[K]	594.5	594.6
一次系ループの圧力[MPa]	15.51	15.50
一次系ループの流量[kg/s]	12,849	12,614
加圧器レベル[%]	47.8	51.00
主給水の温度[K]	500	493.17
主蒸気管の流量[kg/s] （SG 一基あたり）	491.7	466.6
主蒸気管圧力[MPa]	5.72	6.14

炉心からの出力電力は、原子炉設置許可申請書に記載された値を設定した。その他の値については、定常状態の計算結果から決まる値である。

逃し弁の Stuck Open の設定については、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> の Case126 に従い、逃し弁バルブが 0 秒で開き、6,000 秒で閉じる設定を追加した。また、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> の Case126 では、逃し弁 3 つのうち、1 つのみを Stuck Open するように設定されていたため、入力データについても、逃し弁を 2 つ追加し、1 つの逃し弁が Stuck Open するように設定した。図 2.3.1-23 は、加圧器周辺のノーディング図に Stuck Open の設定箇所を示した図である。

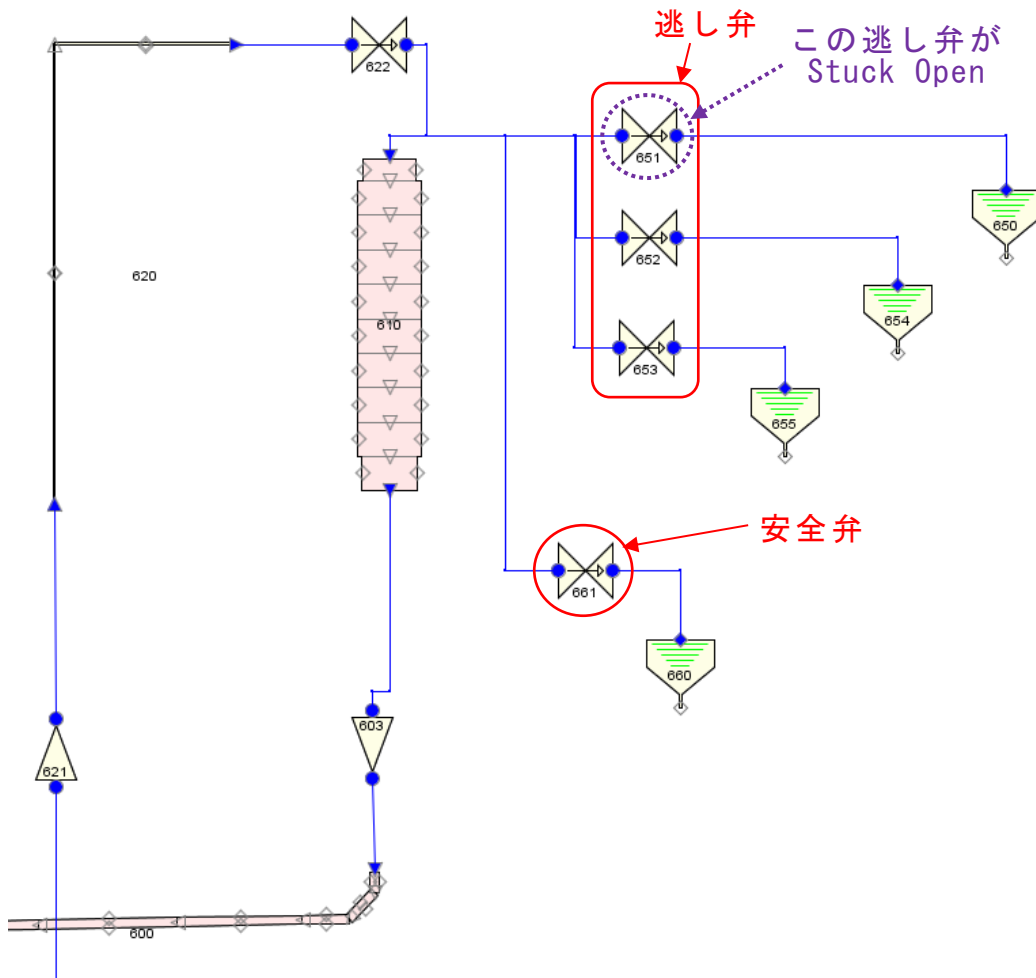


図2.3.1-23 逃し弁のStuck Openの設定箇所を記載したノーディング図（加圧器周辺部分を拡大）

a) 運転員操作の影響解析

NUREG/CR-6858<sup>52</sup>に記載された米国 BV-1 の原子炉プラントの Case126 の解析に沿って、SO 事象を国内プラントモデル適用した解析を行った。入力ファイルは、(a)で改良した入力データを利用し、RELAP5/MOD3.3 を用いて計算を行った。計算は、5,000 秒間の定常計算を行った後、0 秒で逃し弁が開き（このタイミングを時刻 0 秒に設定した。）、6,000 秒で閉じるようにして、15,000 秒まで計算を行った。米国 BV-1 では、以下の高圧注入停止条件が満たされた後、10 分後に運転員操作によって、高圧注入を停止している。

高圧注入停止条件

- 炉心出口冷却水サブクール度 > 23.9 K (43°F)
- 全ての蒸気発生器 (Steam Generator、以下「SG」という。) のレベル(Narrow Range Level) > 6%
- 加圧器の水位 > 5%



- 圧力が安定、もしくは増加している（300 秒間に 0.345 MPa（50 psi））

本解析では、以下の 2 ケースについて解析を行った。また、緊急炉心冷却水、蓄圧器、外気の温度は、NUREG/CR-6858<sup>52</sup>に合わせて、10°C（283K）に設定した。

ケース 1：高圧注入停止条件が満たされた後、10 分後に高圧注入を停止

ケース 2：高圧注入停止条件が満たされた後、30 分後に高圧注入を停止

表 2.3.1-33 は、本解析で参考にした BV-1 の Case126 における発生事象・発生時間と、本解析における発生事象に対する設定、及び事象の発生時間を示している。

表 2.3.1-33 BV-1 の Case126 における発生事象・発生時間と、その事象に対する本解析の設定・発生時間

発生事象	BV-1 の Case126 にお ける発生時間 [秒]	本解析における 発生時間[秒]		発生事象に 対する本解 析での設定 ※2
		ケース 1	ケース 2	
定常状態(Hot Full Power)	—	—	—	—
加圧器の逃し弁が開く	0	0	0	M
原子炉／タービントリップ	0	23.7	23.7	C
主給水(MFW)停止	11.2	23.7	23.7	C
補助給水(AFW)作動	11.2	30	30	C
高圧注入(ECCS)作動	11.2	60	60	C
一次系ポンプトリップ	68.1	23.7	23.7	C
加圧器充填	125	5,400	5,400	C
蓄圧器からの注入開始	2,530	4,190	4,190	C
加圧器の逃し弁を閉じる	6,000	6,000	6,000	M
蓄圧器からの注入停止	6,001	5,960	5,960	C
高圧注入の停止条件（※1） を満たした時間	7,225	6,130	6,130	C
PORV setpoint への到達	7,620	10,840	7,370	C
高圧注入を停止	7,825	6,730	7,930	M

10 分(600 秒)後

30 分(1,800 秒)後

※2 M：入力データよりマニュアル指定、C：制御系に任せる。

本解析では、加圧器の逃し弁の開閉及び高圧注入の停止条件を満たしてから高圧注入を停止するまでの時間(運転員操作の時間)は、RELAPの入力ファイルより設定を行い、その他の事象については、制御系に任せて発生させるようにした。

b) 運転員操作の影響解析の結果

図 2.3.1-24 から図 2.3.1-26 に示したダウンカマー部における圧力、流体温度、熱伝達係数のうち、構造解析時に評価対象となるコールドレグ直下約 3.6m の位置における値を抽出して、2 ケースを比較してプロットした結果を以下に示す。

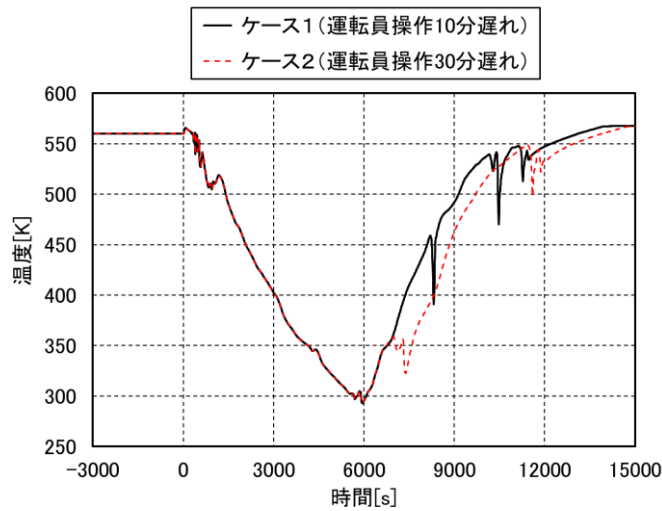


図2.3.1-24 コールドレグ直下約3.6mの位置における流体温度

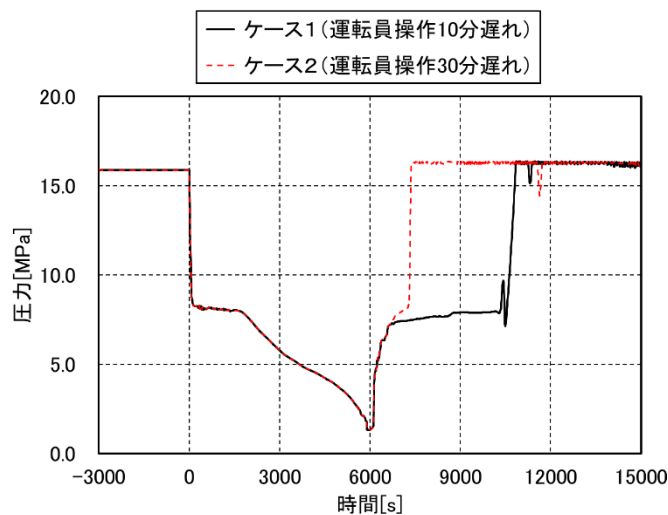


図2.3.1-25 コールドレグ直下約3.6mの位置における圧力

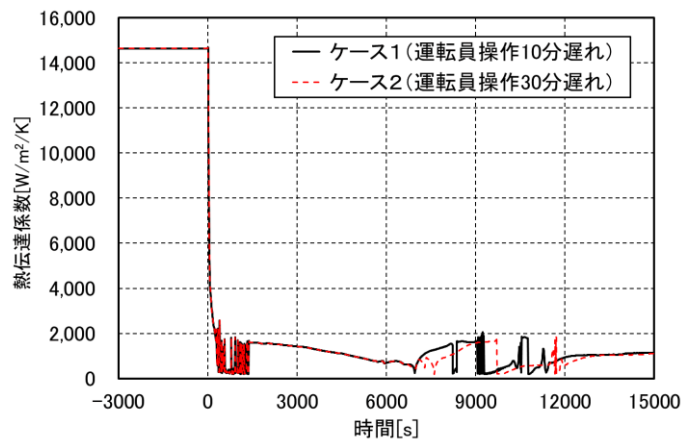


図2.3.1-26 コールドレグ直下約3.6mの位置におけるRPV壁との間の熱伝達係数

c) 運転員操作の影響に関する考察

以上に示した解析結果について考察を行う。

● 加圧器の逃し弁が Stuck Open してから 6,000 秒後に閉じるまで (ケース 1, 2 共通)

加圧器の逃し弁が Stuck Open した直後、加圧器の圧力は 8MPa 程度まで一気に低下し、その後 2,000 秒あたりまではほぼ一定であるが、それ以降さらに減少していく。一方、米国 BV-1 の方は、逃し弁が Stuck Open して、圧力が 7MPa 程度に下がった後も、徐々に圧力低下を続ける。また、加圧器の水位については、BV-1 の方は逃し弁が Stuck Open した後、125 秒で満水になるのに対して、国内プラントの方は、すぐには満水にはならず、5,400 秒後に満水になる。BV-1 と国内プラントでこのような違いが見られる原因の一つとして、ECCS からの高圧注入量に差があるためと考えられる。高圧注入量については、逃し弁が Stuck Open した直後の段階では、BV-1 では全ループで約 50kg/s の冷却水が注入されているのに対して、国内プラントでは約 35kg/s しか注入されていない。この注入量の差により、国内プラントの方が加圧器が満水に達するタイミングが遅くなったと考えられる。ただ、蓄圧器からの注入量を比較すると、BV-1 では 2,500 秒あたりから徐々に注入されていくのに対して、国内プラントでは、4,000 秒から 6,000 秒の間に一気に注入され、蓄圧器は空になる。その結果、逃し弁を閉じる 6,000 秒のタイミングでは、BV-1 より国内プラントの方が圧力が低くなっている。

● Stuck Open した加圧器の逃し弁が 6,000 秒後に閉じた後

6,000 秒後に逃し弁が再び閉じた後、高圧注入によって圧力が上昇するが、高圧注入の停止条件が 6,130 秒で満たされ、運転員の操作によって高圧注入を止める。高圧注入停止条件が満たされてから、10 分後 (6,730 秒) に高圧注入を停止するケース 1 の場合、高圧注入停止後も炉心の崩壊熱によって、一次系ループの水温は上昇し、圧力も徐々に上昇する。このケースでは、1 次系ループ内の再沸騰によって生じた蒸気 (気体) がル

ープの上方部（RPV や SG の上部）に残っているが、約 10,500 秒までに完全押しつぶされる。その結果、1 次系ループは水（液体）のみの状態、すなわち、water solid の状態になり、一気に圧力が上昇して PORV setpoint（約 16MPa）に達する。一方、高圧注入停止条件が満たされてから、30 分後（7,930 秒）に高圧注入を停止するケース 2 の場合、1 次系ループの水（液体）の量がさらに増えるとともに、冷却効果が増して、1 次系ループ内の再沸騰が抑えられる。そのため、1 次系ループに蒸気が発生しにくく、より早い段階で液体のみで満たされた water solid の状態になる。その結果、10 分後に停止する場合と比べて約 3,500 秒早い 7,370 秒に圧力が急上昇する。この時、まだ高圧注入は停止していないが、1 次ループの圧力上昇によって、全ループで約 8kg/s まで注入量は低下する。

本解析の 2 ケースについて、構造解析で評価対象となるコールドレグ直下約 3.6m の位置における圧力と流体温度を比較すると、30 分後に高圧注入を停止する方が、逃し弁を閉じた後の圧力上昇が早く、流体温度も低いため、加圧熱衝撃としてはより厳しい状況であると考えられる。

## 2) 破損確率解析

### a) 解析の実施

SO 事象を対象に、運転操作の開始時刻を変更した 2 ケースに関して、PFM 解析を行い、RPV の CPI 及び CPF を算出した。まず、1)の解析により得られた圧力、流体温度、熱伝達係数の履歴データを用いて、PrePASCAL を用いた荷重条件解析を行い、板厚内の応力分布や温度分布を算出した。その他、荷重条件データ以外のデータは過年度までの国内モデルデータを使用した。本解析のケース一覧を表 2.3.1-34 に示す。比較のため、荷重条件として米国 BV-1 の SO-126 事象を用いた解析も併せて実施した。

表 2.3.1-34 解析ケース

ケース番号	高圧注入停止条件に適合後、運転員操作開始までの時間
ケース 1	10 分
ケース 2	30 分
米国 BV-1 SO-126	10 分

### b) 破損確率解析結果

解析結果として、CPI 及び CPF の値を表 2.3.1-35 から表 2.3.1-37 に示す。運転員操作が早いケース 1 では、ケース 2 に較べて CPF が小さい。CPI については影響がなく、CPF への影響が顕著である。またケース 1 及びケース 2 の方が、米国 BV-1 の SO-126 と比較して CPI も CPF も低い値を示した。

本解析の入力として用いた圧力の履歴を図 2.3.1-25 に示した通りである。また、最も

CPF への寄与度が大きかった周方向表面亀裂 ( $a/T=3\%$ 、 $2c/a=6$ ) の応力拡大係数の時刻歴を図 2.3.1-27 及び図 2.3.1-28 に示す。本解析では、約 102 分で高圧注入停止条件が満たされた後、ケース 1 では約 112 分で高圧注入系を停止する一方で、ケース 2 では約 132 分で停止するため、圧力の上昇が止まらず、図 2.3.1-25 に示すように再加圧が早い時刻で生じることとなった。このため、再加圧の影響により、図 2.3.1-27 に示す応力拡大係数の履歴の 110 分以降で両ケースに差異が生じている。図 2.3.1-27 及び図 2.3.1-28 から、初期亀裂に関しては、ケース 2 の再加圧時の応力拡大係数は、再加圧前のそれより小さいため、両ケースの CPI には差異が無かったと考えられる。一方、再加圧時に亀裂が一度停止した亀裂が再進展する可能性があるため、両ケースの CPF に差異が生じたと考えられる。

また、BV-1 SO-126 のケースとケース 1 及びケース 2 の応力拡大係数を比較すると、応力拡大係数が最大値はケース 1 及びケース 2 の方が高いものの、最大値となる温度が BV-1 SO-126 のケースではケース 1 及びケース 2 よりも  $30^{\circ}\text{C}$  程低く、これにより破損確率がケース 1 やケース 2 よりも高い値を示したものと考えられる。

以上の結果、国内プラントモデルに対する CPI 及び CPF は、米国のそれを下回ること等から、米国 BV-1 の過渡事象が国内モデルデータに適用できることを確認した。

表 2.3.1-35 破損確率の比較

ケース番号	CPI (平均値) [-]	CPF (平均値) [-]
ケース 1	$2.29 \times 10^{-6}$	$6.35 \times 10^{-9}$
ケース 2	$2.29 \times 10^{-6}$	$7.60 \times 10^{-8}$
米国 BV-1 SO-126	$1.93 \times 10^{-5}$	$1.10 \times 10^{-5}$

表 2.3.1-36 CPI の平均値の内訳の比較

亀裂種類		ケース 1	ケース 2
母材部	内部亀裂	軸方向	$2.35 \times 10^{-9}$
		周方向	$7.98 \times 10^{-10}$
	表面亀裂	軸方向	0.00
		周方向	$2.28 \times 10^{-6}$
溶接部	内部亀裂	軸方向	0.00
		周方向	0.00
	表面亀裂	軸方向	0.00
		周方向	0.00

表 2.3.1-37 CPF の平均値の内訳の比較

亀裂種類		ケース 1	ケース 2
母材部	内部亀裂	軸方向	$2.35 \times 10^{-9}$
		周方向	$1.36 \times 10^{-10}$
	表面亀裂	軸方向	0.00
		周方向	$3.87 \times 10^{-9}$
溶接部	内部亀裂	軸方向	0.00
		周方向	0.00
	表面亀裂	軸方向	0.00
		周方向	0.00

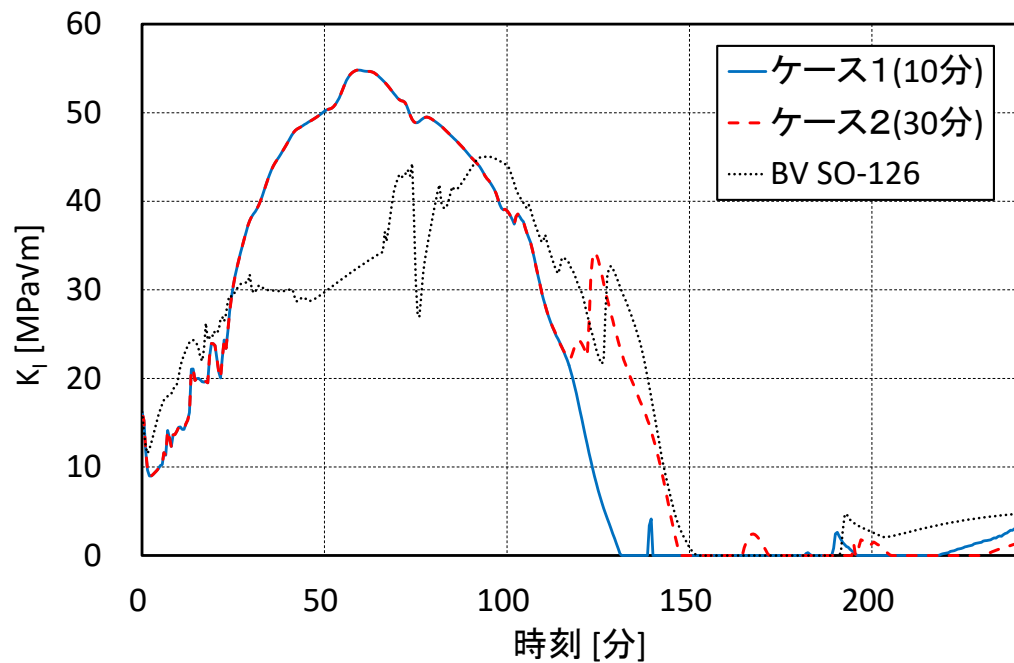


図2.3.1-27 周方向表面亀裂の評価点における応力拡大係数の履歴  
( $a/T=3\%$ 、 $2c/a=6$ )

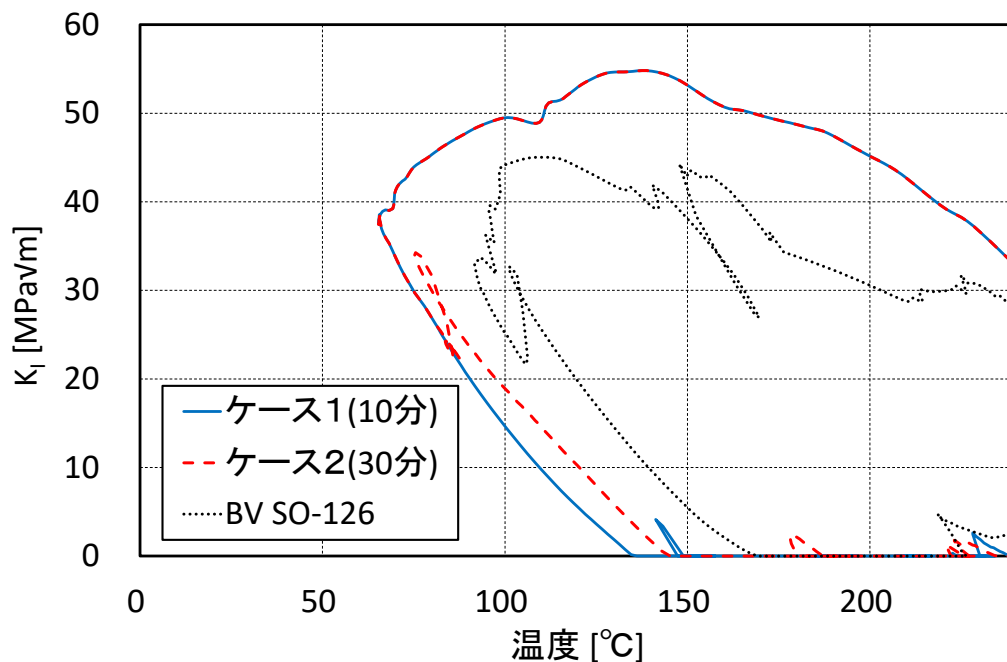


図2.3.1-28 周方向表面亀裂の評価点における応力拡大係数及び温度の履歴  
( $a/T=3\%$ 、 $2c/a=6$ )

#### (6) 破壊力学評価機能の整備

本項では、本年度 PFM 解析コード PASCAL4 に整備した以下の機能の概要について述べる。

- 1) 溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮した解析機能の整備
- 2) 国内鋼材を対象とした破壊靱性評価モデル
- 3) 高速化に関する機能の整備

なお、整備した機能の信頼性確認については 2.3.2(2)で後述する。

PASCAL4 のモジュールの構成及びデータの流れを図 2.3.1-29 に示す。PASCAL4 は、単一亀裂を想定した PFM 解析を実施するモジュールである PASCAL-RV、PASCAL-RV の計算を効率的に実行するとともに、その結果を用いて RPV 炉心領域部を対象とした破損頻度の算出を実施するモジュールである PASCAL-Manager、付録として附属する JAEA で整備された熱応力解析を実施するモジュールである PrePASCAL という 3 つのモジュールから構成される解析コードである。本報告ではこの 3 つのモジュールをそれぞれ PrePASCAL、PASCAL-RV、PASCAL-Manager という。

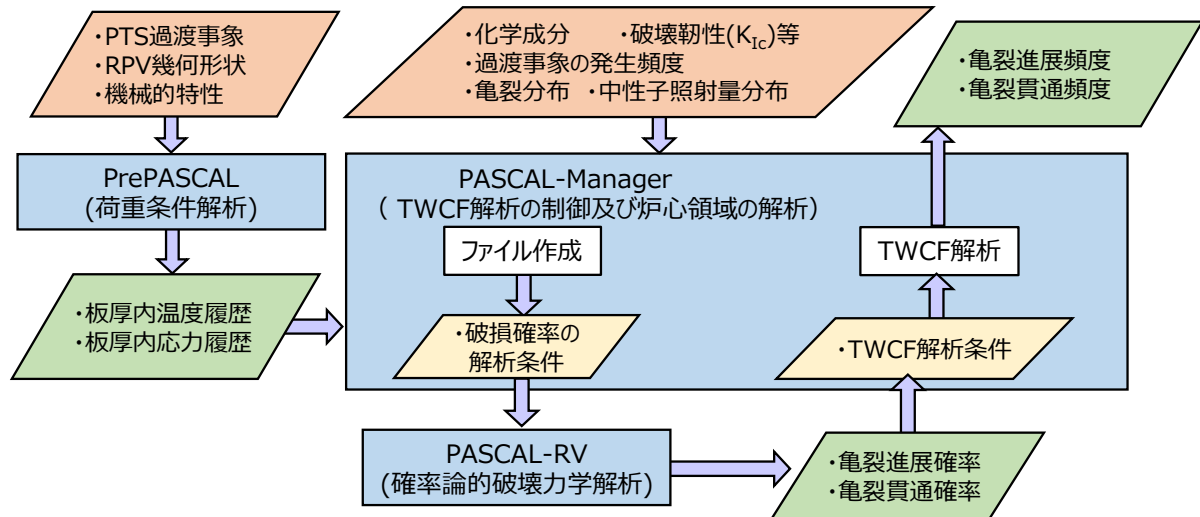


図2.3.1-29 PASCAL4における解析の流れ

1) 溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮した解析機能の整備

2.3.1(3)の検討において示したように、米国で確認された溶接部の亀裂の大部分は母材部と溶接金属の境界で確認されており、このため、米国 PFM 解析コード FAVOR<sup>53</sup>では、溶接部の亀裂について、母材部と溶接金属の境界面上に存在するとしてモデル化されている。これらの亀裂は母材部、溶接金属のうち、 $RT_{NDT}$  の値が高いほうに進展し易いという考え方にに基づき、高い方の  $RT_{NDT}$  の値を用いて進展及び停止判定を行っている。より具体的には、各溶接金属とその溶接金属に隣り合う母材部を関連付け（以下、この関連付けを「溶接部における亀裂進展の取扱い」という。）、溶接金属の亀裂の進展判定時には隣り合う母材部の  $RT_{NDT}$  についても算出し、2つの  $RT_{NDT}$  のうち高い方を用いて亀裂進展を行う。この処理により、溶接金属と母材部の境界にある亀裂に対して、より現実的な評価を行うことが可能となると考えられるため本機能を PASCAL4 に整備した。

2) 国内鋼材を対象とした破壊靱性・亀裂伝播停止破壊靱性評価モデル

2.3.1(1)1)の評価モデルの高度化を踏まえ、PASCAL-RV の関連温度の認識論的不確かさのモデルを次式のように更新した。

$$\Delta RT_{\text{epistemic}} = a + b \times [-\ln(1 - P)]^{1/c} \text{ [}^\circ\text{C]} \quad ; \quad (2.3.1-36)$$

$$a = -15.6$$

$$b = 67.6$$

$$c = 4.3$$

<sup>53</sup> Williams, P. T., Dickson, T. L., and Yin, S., “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge, FAVOR, v12.1, Computer Code: Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations”, Oak Ridge National Laboratory, ORNL/TM-2012/567, United States Nuclear Regulatory Commission ADAMS number ML13008A015, (2012).



ここで、 $P$  は分布の累積確率を表す。本機能の信頼性確認に関しては、2.3.2(2)2)に示す。また、 $K_{Ia}$  モデルについては、 $RT_{ARREST}$  に関する認識論的不確実さのモデルの  $\text{var}(T_o)$  の計算方法を次式のように更新した。

$$\begin{aligned} \text{var}(T_o) &= 10.6^2 = 112.36 \text{ [}^\circ\text{C}^2] & ; & \quad T_o \leq -74.6 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ \text{var}(T_o) &= 7.588 - 1.405T_o \text{ [}^\circ\text{C}^2] & ; & \quad -74.6 < T_o \leq 5.4 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ \text{var}(T_o) &= 0 \text{ [}^\circ\text{C}^2] & ; & \quad 5.4 < T_o \text{ [}^\circ\text{C]} \end{aligned} \quad (2.3.1-37)$$

### 3) 高速化に関する機能の整備

PASCAL4 を用いて RPV の TWCF 評価を実施する際には、8,000 種類以上の亀裂種類に対する PFM 解析が実施されるため、計算コストも非常に大きいものとなる。そのため、精度を維持したまま、計算速度を向上させることが重要である。今年度整備した PASCAL4 の高速化を目的とした機能について、以下に説明する。

#### (a) 応力拡大係数の事前計算機能の整備

過年度までの PASCAL-RV では、亀裂進展判定などの応力拡大係数を用いる処理を行うたびに、該当するテーブルを補間するなどして応力拡大係数を算出していた。そこで、応力拡大係数の算出の時間を低減させるため、亀裂進展後の全周亀裂及び軸方向に長い亀裂（以下、合わせて「無限長亀裂」という。）の応力拡大係数は過渡事象時刻と亀裂深さだけで決まることに注目し、無限長亀裂の各過渡事象時刻と各亀裂深さの応力拡大係数をあらかじめ計算しておき、PASCAL-RV の入力ファイルである pasn ファイルに記載しておくことで、効率的な処理を行う機能を整備した。なお、本来の目的に加えて副次的に、本機能の整備により、PASCAL4 に実装されていない無限長亀裂の応力拡大係数解で算出した値を用いて CPI 及び CPF を評価することが可能になった。

#### (b) 評価不要な CPI 及び CPF 算出処理のスキップ機能の整備

過年度までの PASCAL4 では、中性子照射量が低い条件下において CPI がゼロとなることが明らかなケースにおいても、計算を実施していた。そこで、CPI が中性子照射量に対して単調増加することを利用して、評価不要な処理をスキップする機能を整備した。

PASCAL4 では、PASCAL-RV で特定の中性子照射量における CPI 及び CPF を算出し、PASCAL-Manager でそれらを補間することで、RPV 内の中性子照射量の分布を考慮した TWCF 評価を行っている。また、内部亀裂については、亀裂の存在位置についても、ユーザーが指定した特定の値における CPI 及び CPF を算出し、PASCAL-Manager で処理している。認識論的不確実さを考慮した TWCF 評価を行う際には、破壊靱性及び亀裂伝播停止破壊靱性の不確実さ以外の確率変数を認識論的不確実さに分類されるとして、PASCAL-RV では各中性子照射量及び各亀裂の存在位置について、認識論的不確実さに

分類される確率変数をサンプリングし、その値における CPI 及び CPF を算出している。RPV 内には複数の亀裂が存在するとして TWCF を評価するが、PASCAL4 では、例えば化学成分の含有量などの認識論的不確実さに分類される物理量はグローバル分布のみを考慮しており、単一の RPV あるいは部材内では値が変化しないと仮定している。したがって、PASCAL-RV で各亀裂の CPI 及び CPF を評価する際には、亀裂種類や大きさ、中性子照射量や亀裂の存在位置が異なる解析においても、認識論的不確実さに分類される確率変数のサンプリング値を一致させている。

上記の処理方法を踏まえ、「中性子照射量の値のみが異なり、他の条件が同一である条件付破損確率の評価を複数回行う」という点に注目し、評価が不要である解析をスキップすることで、TWCF 評価に要する時間を短縮した。具体的には、PASCAL-RV では、認識論的不確実さに分類される変数の各サンプリング値について、破壊靱性の確率分布から CPI を解析的に算出しており、単一の CPI を厳密に評価できるが、CPI は中性子照射量について単調増加すると考えられるため、ある照射量において CPI が 0 であれば、それより低い照射量においても、中性子照射量以外の条件が等しい場合には CPI 及び CPF は 0 となると考えられ、評価する必要はない。このような場合について、CPI 及び CPF の評価をスキップして 0 とするように変更した。

### 2.3.2 PFM 解析コードの信頼性確認

本項では、PASCAL4 の信頼性確認として、PASCAL4 に実装されている応力拡大係数解の精度の確認を行うとともに、2.3.1(6)で整備した機能の検証を実施した。また、米国の PFM 解析コードである FAVOR 及び汎用有限要素法解析コード Abaqus<sup>54</sup>との比較解析を実施することで、PASCAL4 の信頼性向上を図った。

#### (1) 応力拡大係数解の精度確認

2.2.4(1)で述べた FAVOR の応力拡大係数の更新を踏まえ、FAVOR ver. 12.1、FAVOR ver.16.1 及び PASCAL により算出した応力拡大係数解を比較した。本検証において用いた PASCAL のバージョンは 4.0A である。対象とした亀裂形状は、表面亀裂（半楕円亀裂、軸方向無限長亀裂、全周亀裂）及び内部亀裂（楕円亀裂）とした。本解析で用いた RPV 炉心領域寸法を表 2.3.2-1 に示す。なお、PASCAL に入力する応力及び温度分布は FAVOR ver. 16.1 の FAVLoad モジュールを使用して算出したものを用いた。

まず、一定の内圧における比較を 1)で行い、次に、2)から 3)において、米国 PTS 再評価プロジェクトの BV-1 を対象とした事象<sup>55</sup>から、LBLOCA-56 及び SO-126 を選定し、応力拡大係数の時刻歴の比較を行った。

<sup>54</sup> Dassault Systemes Simulia Corp., “Abaqus User’s Manual, Version 2016”, 2015.

<sup>55</sup> W. C. Arcieri, et al, “RELAP5 Thermal Hydraulic Analysis to Support PTS Evaluations for the Oconee-1, Beaver Valley-1, and Palisades Nuclear Power Plants”, NUREG/CR-6858, (2004).

次に、4)において、内部亀裂については、LBLOCA-56の過渡を対象に、Abaqus 2016により算出される応力拡大係数の時億歴の比較を行った。

表 2.3.2-1 RPV の寸法

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

#### 1) FAVOR との比較（一定の内圧を付与した場合）

ここでは、応力分布の時間変化を考慮せずに、内圧（30MPa）のみの単純な応力条件で比較を行った。なお、ここで設定した圧力（30MPa）は、次節以降の PFM 解析で有意な破損確率を算出するため、現実よりも大きな値を想定した圧力である。本条件の下で FAVLoad モジュールにより算出した応力分布を図 2.3.2-1 に示す。

表面亀裂の比較条件を表 2.3.2-2 に示す。表面亀裂については、次節以降の PFM 解析を念頭に置き、亀裂方向を周方向とし、亀裂深さ  $a$  を板厚  $T$  の 3%、アスペクト比を  $c/a=1,3,5$ （亀裂半長さを  $c$ ）とした。また、 $a/T=3\%$  の全周亀裂に関しても合わせて解析を実施した。応力拡大係数の比較結果を図 2.3.2-2 及び表 2.3.2-3 に示す。PASCAL の結果と FAVOR ver.16.1 の結果を比較すると、表面半楕円亀裂については FAVOR ver. 16.1 の結果のほうが高い値を示す傾向にあり、差異は最大で 10%程度となった。一方、全周亀裂については、PASCAL と FAVOR ver.16.1 の結果は 0.5%程度の差異で一致した。FAVOR ver. 12.1 と FAVOR ver. 16.1 の結果を比較すると、全体的に FAVOR ver. 16.1 の結果の方が値が大きい傾向にあり、差異は 3 から 8%程度となった。図 2.3.2-2 に示すように、FAVOR では、半楕円亀裂の応力拡大係数に比べ、全周亀裂の応力拡大係数が低下する場合がある。これは、FAVPFM のスプライン補間による影響であると考えられる。図 2.3.2-3 から分かるように FAVLoad から出力される応力拡大係数を線形内挿した場合は亀裂深さ 3%付近では全周亀裂の応力拡大係数の方が高くなる一方で、スプライン補間をした場合は亀裂深さ 3%付近で全周亀裂の応力拡大係数の方が低くなる。

内部亀裂の比較条件を表 2.3.2-4 に示す。ここでは、2種類の解析として、①亀裂深さを板厚の 5%である 10.275 mm（=205.5 mm×0.05）に固定して亀裂の深さ方向の位置を変化させた解析、②クラッド及び母材の境界面と亀裂の内表面に最も近い点との距離を 0.1 mm に固定し亀裂深さを変化させた解析を行った。亀裂の深さ方向位置を変化させた場合の結果を図 2.3.2-4 と表 2.3.2-5 に示す。PASCAL と FAVOR ver. 16.1 の結果を比較すると、全体的に FAVOR ver. 16.1 の結果の方が高い傾向にあり、差異は 1 から 3%程度となった。また、亀裂深さを変化させた場合の結果を図 2.3.2-5 に示す。応力拡大係数は FAVOR ver. 16.1 の方が高い傾向にあり、両者の差異は、亀裂の比較的小さい 10mm 以下程度の範囲では 3%程度、亀裂の大きい 30mm 以上の範囲では 10 から 15%程度となった。

FAVOR ver. 12.1 と FAVOR ver. 16.1 では応力拡大係数の変更はないため、両者の値は一致する結果となった。

軸方向に長い亀裂及び全周亀裂の比較結果をそれぞれ図 2.3.2-6 及び図 2.3.2-7 に示す。PASCAL と FAVOR ver. 16.1 の結果を比較すると、軸方向に長い亀裂については深さ 10mm 以下程度の比較的浅い亀裂で 5%程度の変動があるが、おおむね 1%程度の範囲内で一致する結果となった。FAVOR ver. 16.1 と FAVOR ver.12.1 の結果を比較すると、軸方向に長い亀裂に関しては亀裂深さ 10mm 以下を除いておおむね 1%程度の範囲内で一致する一方で、全周亀裂に関しては 3 から 5%程度の差異となった。

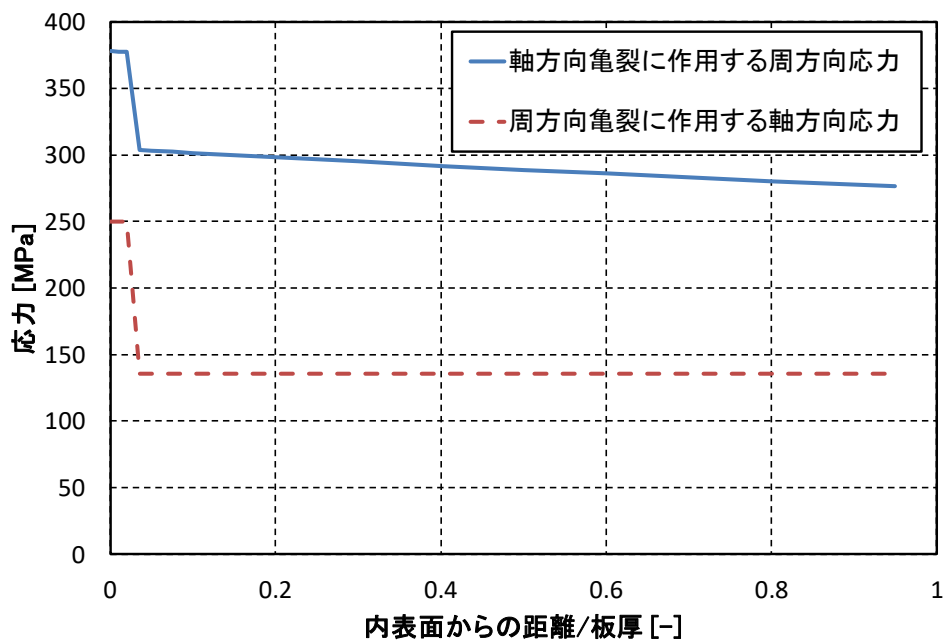


図2.3.2-1 一定の内圧を付与した場合の板厚内応力分布

表 2.3.2-2 一定の内圧を付与した場合の表面半楕円亀裂の応力拡大係数比較条件

項目	値
亀裂深さ $a$ [mm]	6.165 (板厚の 3%)
アスペクト比 $(c/a)$ [-]	1,3,5,全周

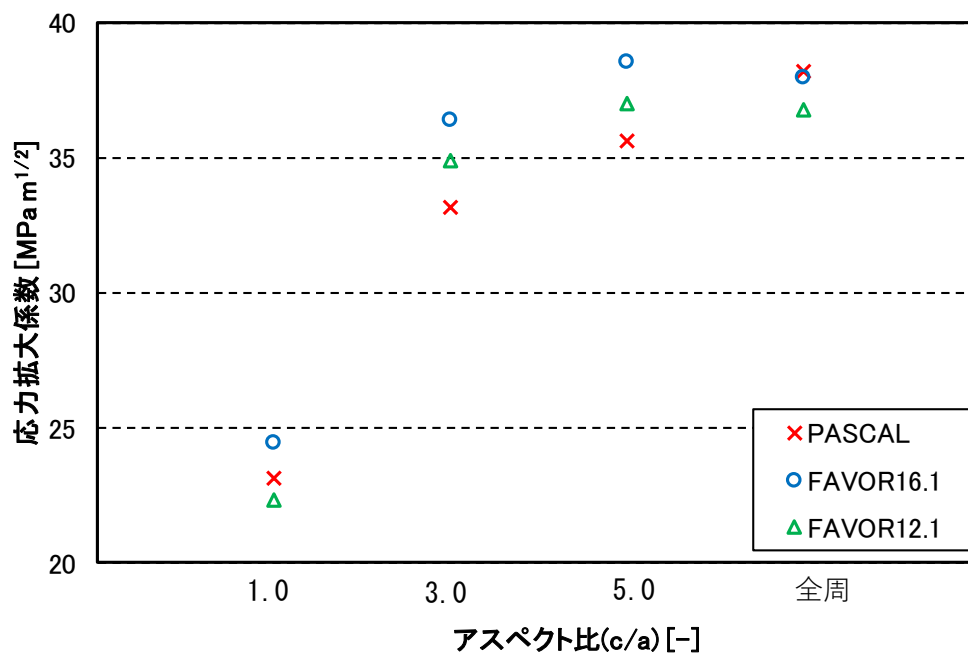


図2.3.2-2 一定の内圧を付与した場合の周方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数

表 2.3.2-3 一定の内圧を付与した場合の周方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数

アスペクト比 ( $c/a$ )	PASCAL の応力拡大 係数[MPa]	FAVOR16.1 の応力拡 大係数[MPa]	FAVOR12.1 の応力拡 大係数[MPa]
1.0	23.1	24.4	22.3
3.0	33.2	36.4	34.9
5.0	35.6	38.6	37.0
全周	38.2	38.0	36.8

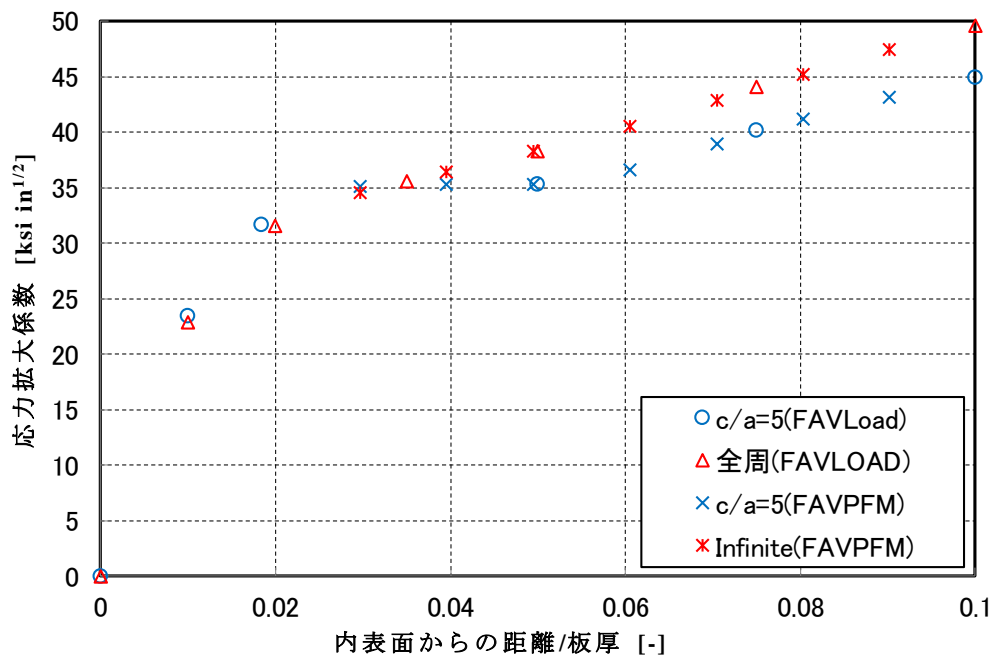


図2.3.2-3 一定の内圧を付与した場合の周方向表面亀裂のFAVLoadとFAVPFMの応力拡大係数の比較

表 2.3.2-4 一定の内圧を付与した場合の内部楕円亀裂の応力拡大係数比較条件

項目	値
亀裂深さ $2a$ [mm]	10.275 (板厚の 5%)
亀裂の内表面側の評価点とクラッドの距離 [mm]	0.1
アスペクト比( $c/a$ ) [-]	1

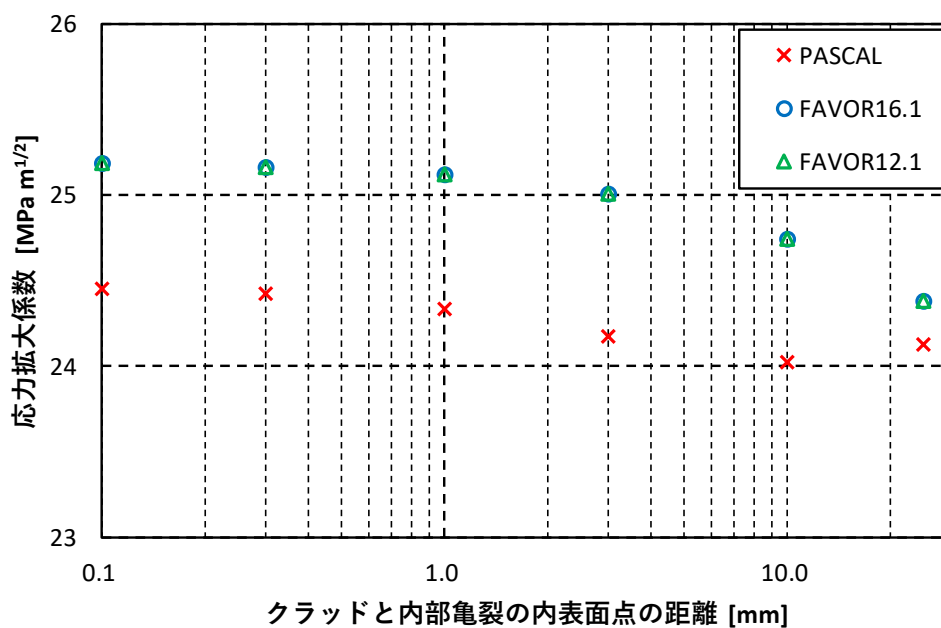


図2.3.2-4 一定の内圧を付与した場合の軸方向内部楕円亀裂の応力拡大係数（亀裂深さ固定、亀裂位置を変化）

表 2.3.2-5 一定の内圧を付与した場合の周方向表面半楕円亀裂の応力拡大係数

クラッドと亀裂の内表面点の距離 [mm]	PASCAL の応力拡大係数[MPa]	FAVOR16.1 の応力拡大係数[MPa]	FAVOR12.1 の応力拡大係数[MPa]
0.1	24.45	25.19	25.19
0.3	24.42	25.16	25.16
1.0	24.34	25.12	25.12
3.0	24.17	25.01	25.01
10.0	24.02	24.75	24.75
25.0	24.13	24.38	24.38

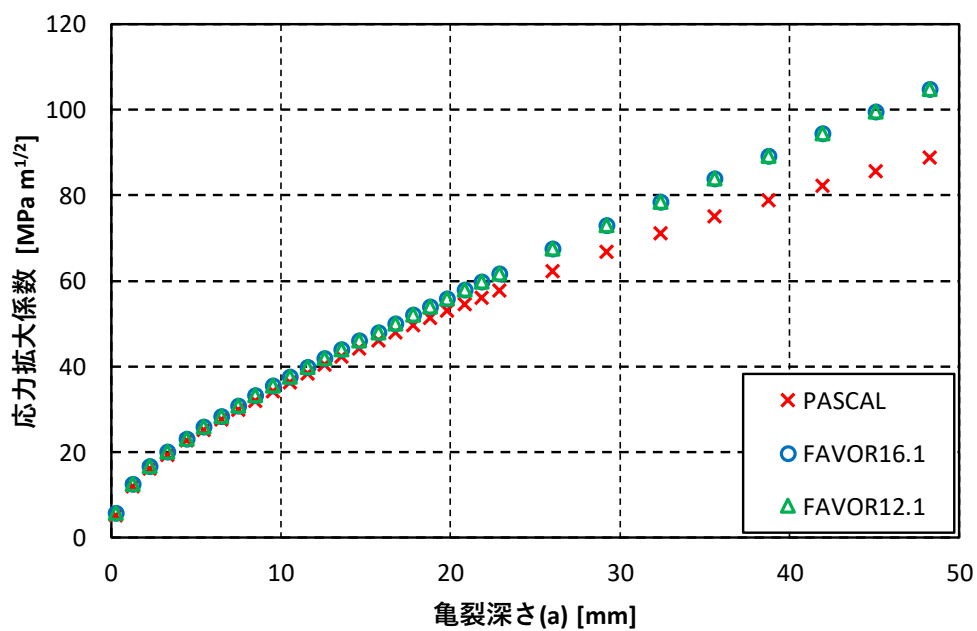


図2.3.2-5 一定の内圧を付与した場合の軸方向内部楕円亀裂の応力拡大係数（亀裂深さを変化、亀裂位置固定）

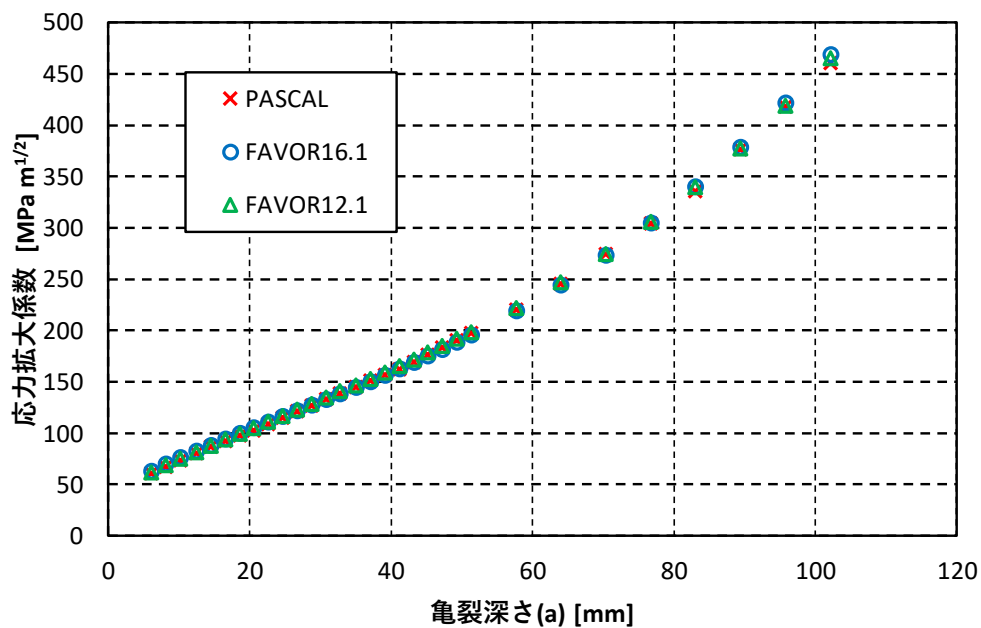


図2.3.2-6 一定の内圧を付与した場合の軸方向に長い亀裂の応力拡大係数



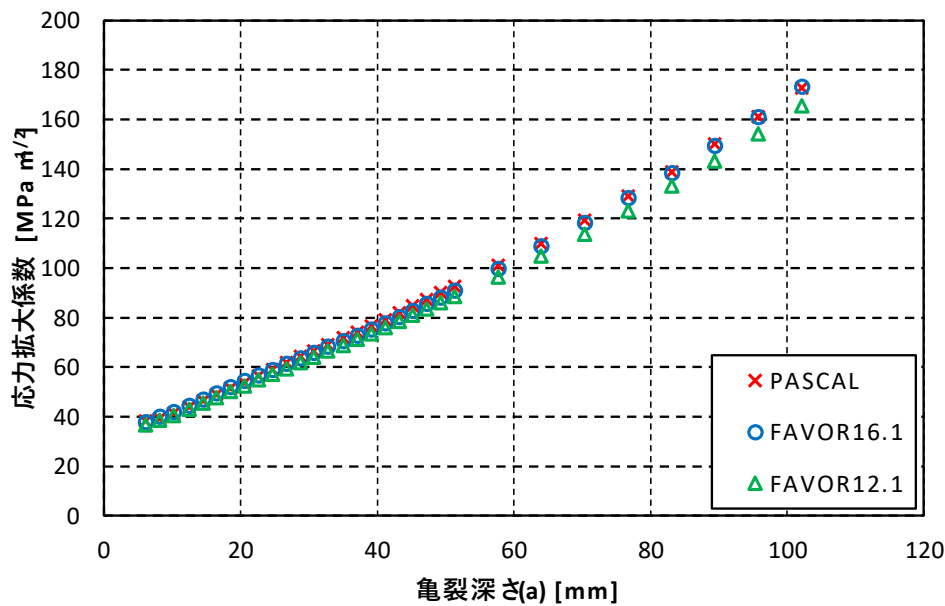


図2.3.2-7 一定の内圧を付与した場合の全周亀裂の応力拡大係数

## 2) FAVOR との比較 (LBLOCA-56)

米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された BV-1 を対象とした事象から、LBLOCA-56 を選定し、応力拡大係数の時刻歴の比較を行った。

表面亀裂の比較条件として、表面亀裂の方向は周方向とし、亀裂深さは 6.165mm (板厚の 3%)、アスペクト比 ( $c/a$ ) を 5 とした。比較結果を図 2.3.2-8 に示す。FAVOR ver. 16.1 と PASCAL の結果を比較すると、ピーク付近の時刻ではおおむね PASCAL の方が値が大きく差異は 8%程度となった。また、100 分以降の比較的事象の推移が穏やかになった時刻では、FAVOR ver. 16.1 の方が応力拡大係数の方が値が大きくなり、差異は最大で 9%程度となった。FAVOR ver. 16.1 と FAVOR ver. 12.1 の結果を比較すると、ピーク時付近の時刻では FAVOR ver 12.1 のほうが値が大きくなり、差異は最大で 8%程度となった。また、100 分以降の比較的事象の推移が穏やかな時刻では、差異は 1%程度以下となった。

内部亀裂の比較条件として、内部亀裂の方向は軸方向とし、亀裂深さは 10.275 mm (板厚の 5%)、アスペクト比 ( $c/a$ ) を 1、亀裂の内表面側の評価点とクラッドとの距離を 0.1 mm とした。比較結果を図 2.3.2-9 に示す。FAVOR ver. 16.1 と PASCAL の値を比較すると、全時間を通じて FAVOR ver. 16.1 の方が値が大きく、最大で 20%程度の差異となった。また、FAVOR ver. 16.1 と FAVOR ver. 12.1 の結果は全時間を通じて、一致した。

軸方向に長い亀裂及び全周亀裂の比較条件として、亀裂の進展直後及び進展後亀裂が大きくなった場合の 2 ケースを想定し、それぞれ亀裂深さを 6.165 mm ( $a/T=3\%$ ) 及び 102.75 mm (板厚の 50%) とした。比較結果を図 2.3.2-10 及び図 2.3.2-11 に示す。FAVOR ver. 16.1 と PASCAL の結果を比較すると、ピークの時刻付近では両者の結果は一致しており、軸方向亀裂では 1%程度以内、周方向亀裂では 3%程度以内の差異となった。また、亀裂深さが深い場合には 100 分以降の比較的事象の推移が穏やかな時刻では軸方向に長

い亀裂では 14%程度、全周亀裂では 20%程度の差異となった。FAVOR ver. 16.1 と FAVOR ver. 12.1 の結果を比較すると、軸方向に長い亀裂の場合には両者はおおむね一致する一方で、全周亀裂に関してはピーク時刻付近で 8%程度、100 分以降で最大 50%程度の差異となった。

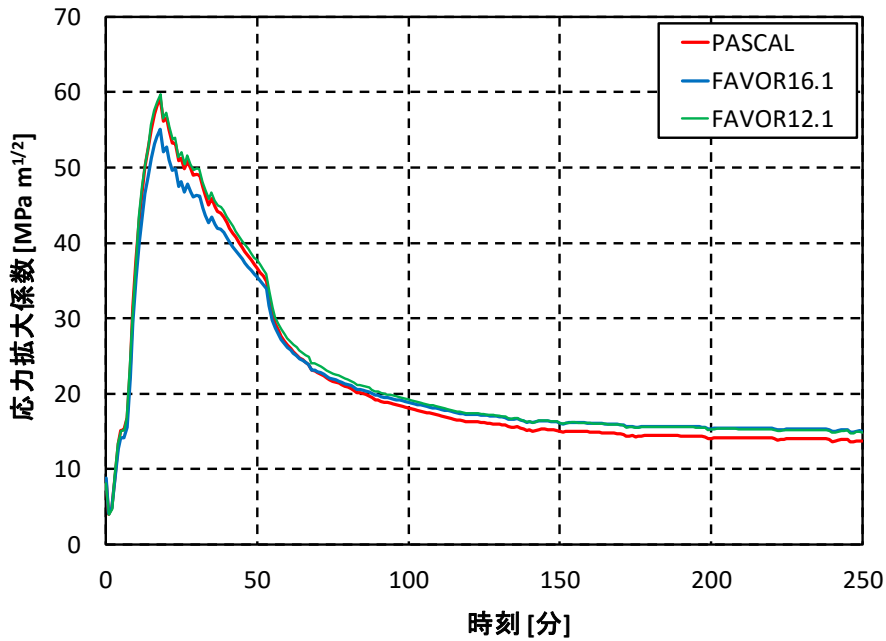


図2.3.2-8 LBLOCA-56の表面半楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴

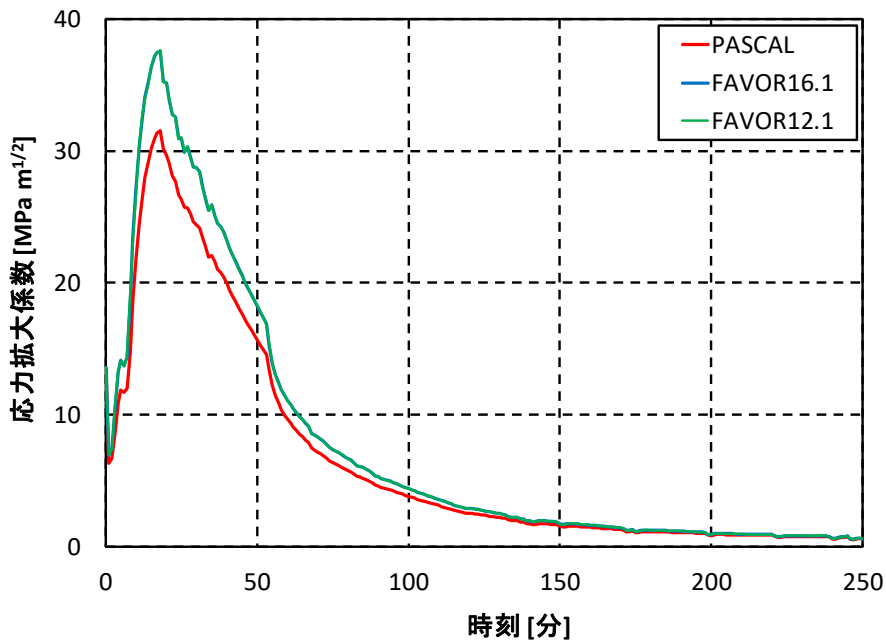


図2.3.2-9 LBLOCA-56の内部楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴

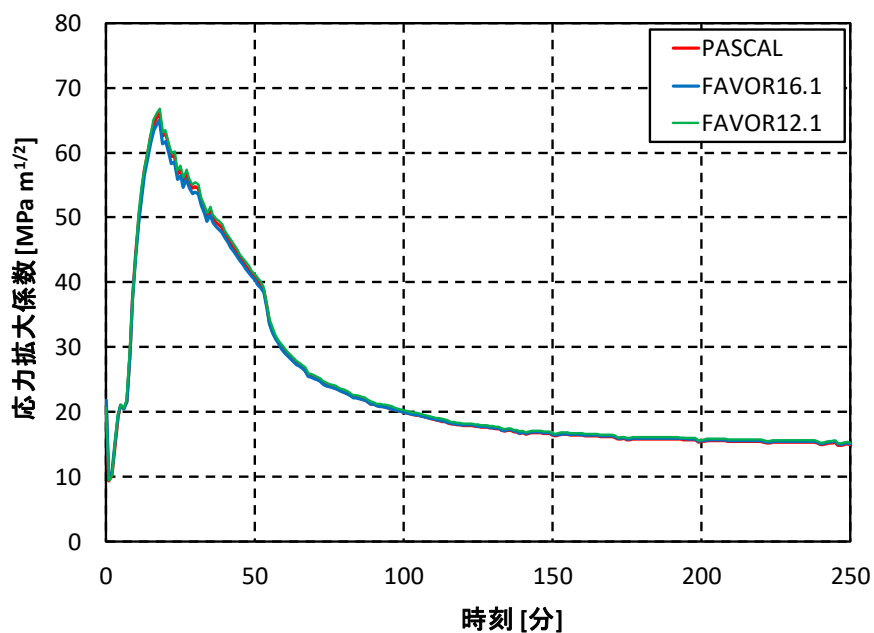


図2.3.2-10 LBLOCA-56の軸方向に長い亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ )

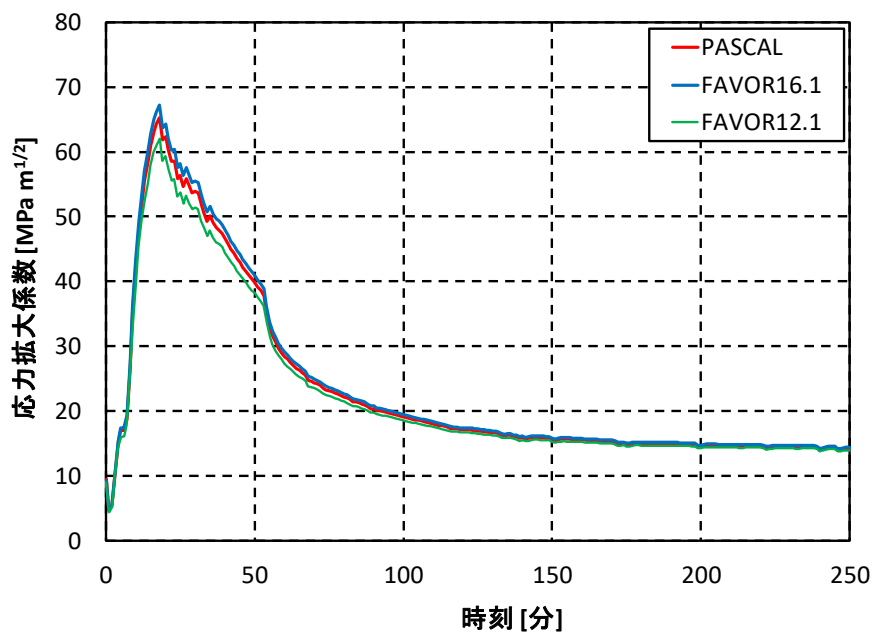


図2.3.2-11 LBLOCA-56の全周亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ )

### 3) FAVOR との比較 (SO-126)

2)の LBLOCA-56 と同様に、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された BV-1 を対象とした事象から、SO-126 を選定し、応力拡大係数の時刻歴の比較を行った。

比較した亀裂種類は、LBLOCA-56 事象の場合と同様のものを対象とした。

表面亀裂の応力拡大係数の比較結果を図 2.3.2-12 に示す。ピーク時刻付近における各

応力拡大係数の傾向は、LBLOCA-56 事象と同様に、FAVOR ver.12.1 の応力拡大係数値が最も高く、次いで PASCAL の応力拡大係数値であり、FAVOR ver.16.1 の応力拡大係数値が最も低くなった。ピーク時刻付近における PASCAL と FAVOR ver.16.1 の差異は 3% 程度、FAVOR16.1 と FAVOR12.1 の差異は 5% 程度となった。

内部亀裂の応力拡大係数の比較結果を図 2.3.2-13 に示す。FAVOR ver.12.1 と FAVOR ver.16.1 の結果は全時間を通じて、表示精度の範囲内で一致した。PASCAL と FAVOR ver.16.1 の応力拡大係数を比較すると、全時刻を通じて FAVOR ver.16.1 の応力拡大係数の方が高く、ピーク時刻付近では 15% 程度の差異となった。

軸方向に長い亀裂の応力拡大係数の比較結果を図 2.3.2-14 及びに示す。PASCAL、FAVOR ver.12.1 及び FAVOR ver.16.1 の結果はおおむね一致しており、ピーク時刻付近における差異は 2% 程度となった。

全周亀裂の応力拡大係数の比較結果を図 2.3.2-15 に示す。板厚の 3% の深さの亀裂に関して、PASCAL と FAVOR ver.16.1 の結果はピーク時刻で 3% 程度の差異、FAVOR ver.12.1 と FAVOR ver.16.1 の結果は 7% 程度の差異となった。

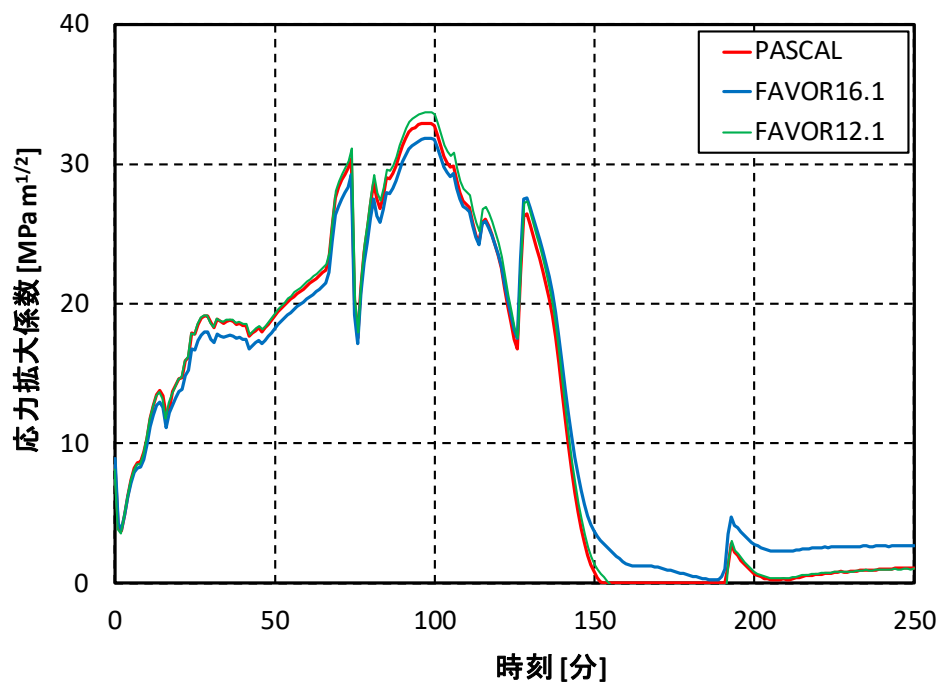


図2.3.2-12 SO-126の表面半楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴

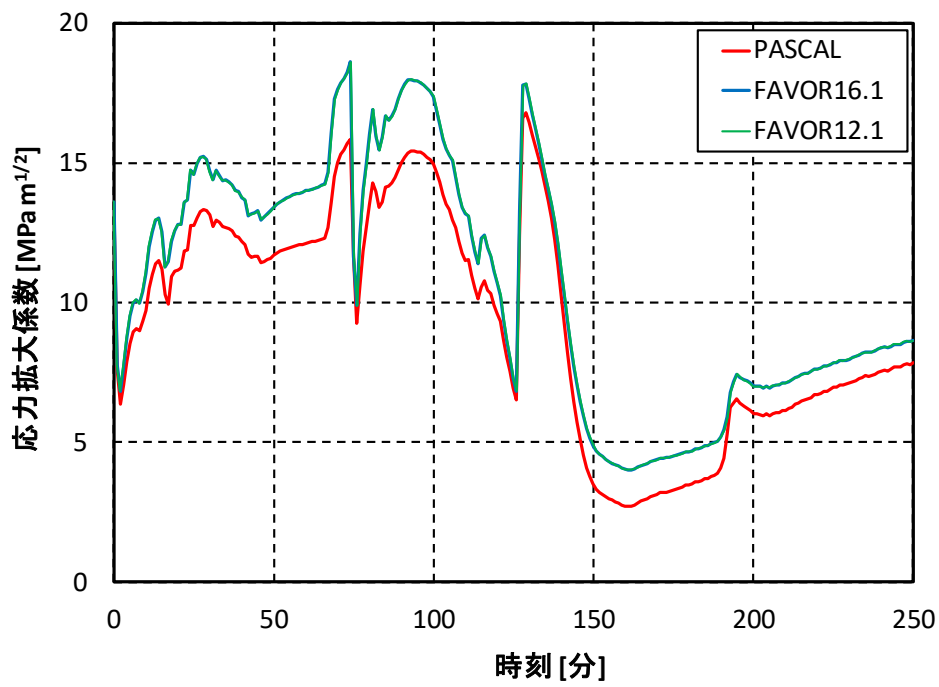


図2.3.2-13 SO-126の内部楕円亀裂の応力拡大係数の時刻歴

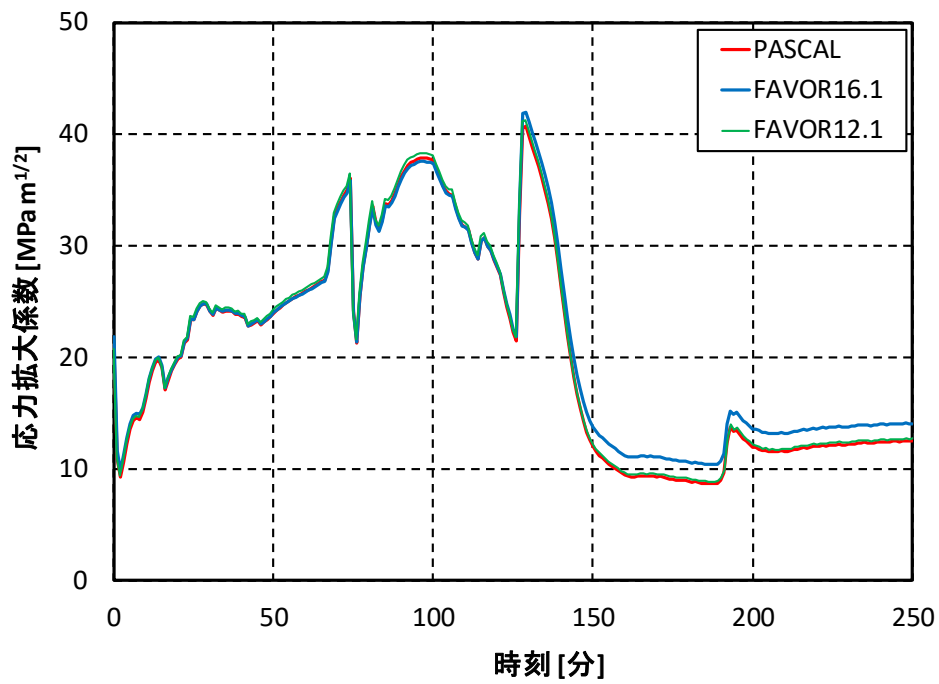


図2.3.2-14 SO-126の軸方向に長い亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ )

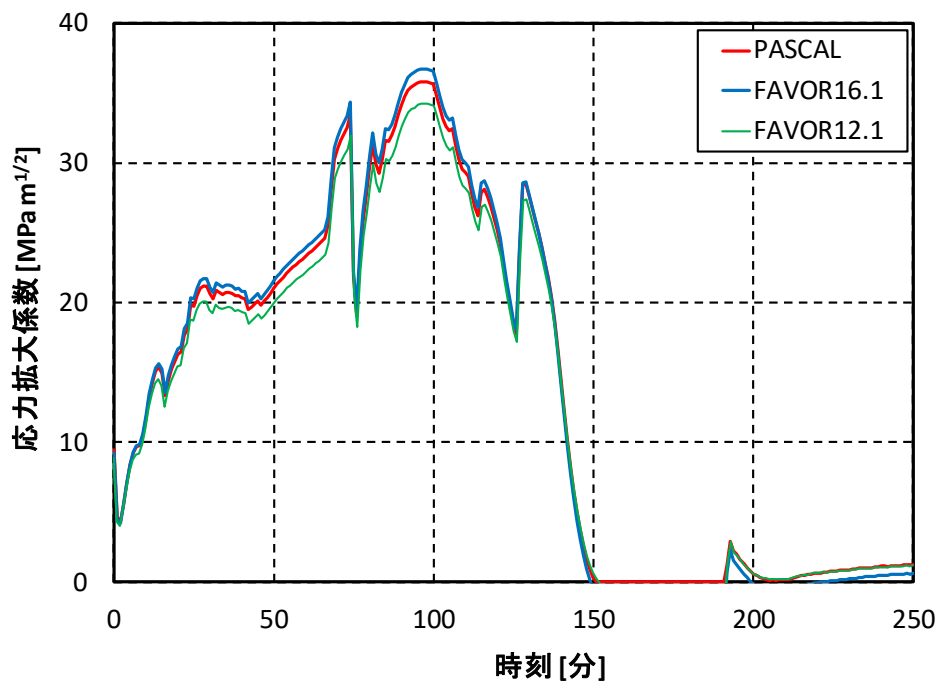
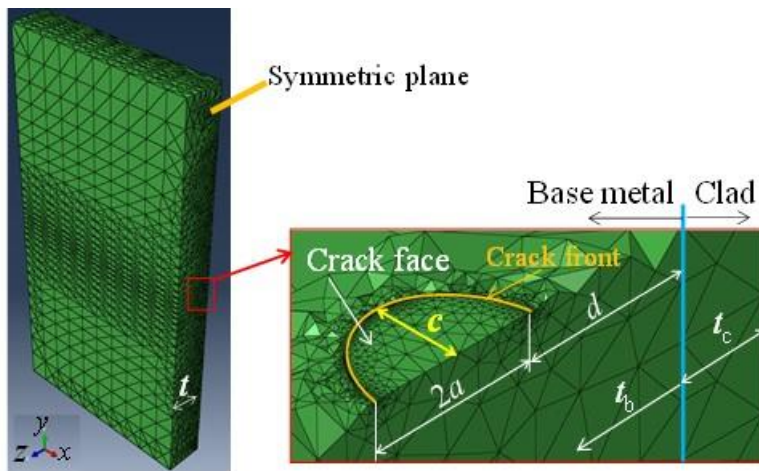


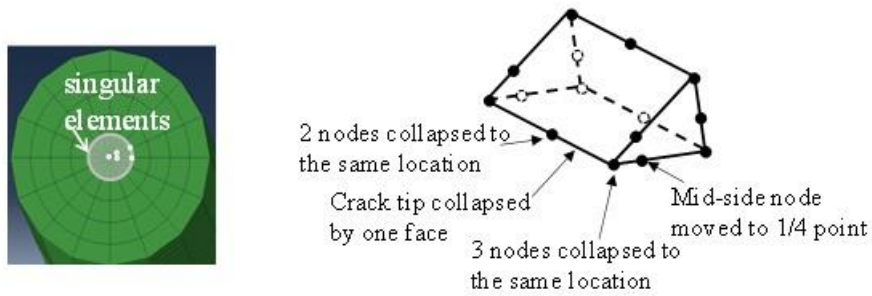
図2.3.2-15 SO-126の全周亀裂の応力拡大係数の時刻歴 ( $a/T=0.03$ )

#### 4) Abaqus との比較

PASCAL4には、平板中の内部亀裂に対する応力拡大係数解が導入されていることから、Abaqus 2016を用いて、楕円の軸方向内部亀裂を有する平板モデルを作成し、PASCAL4と比較することとした。作成した2次要素のメッシュ図を図2.3.2-16に示す。検討したケースを表2.3.2-6に示す。LBLOCA-56の過渡で発生する応力をユーザーサブルーチンを用いて付与することにより、J積分を算出し、その結果を用いて応力拡大係数を求めた。PASCAL4とAbaqus 2016の比較結果を図2.3.2-17に示す。これらの図から両者により求められる応力拡大係数はよく一致することが分かる。このことから、PASCAL4に導入された応力拡大係数解の精度が十分によいことを確認できた。



(a) General FEA model



(b) Singular elements

図 2.3.2-16 有限要素解析モデル

表 2.3.2-6 検討したケース

項目	Case-1	Case-2	Case-3	Case-4
亀裂深さ $2a$ [mm]	10.275	10.275	10.275	6.165
アスペクト比 $a/c$	1.0	1.0	0.2	1.0
内部亀裂のクラッド直下位置 $d$ [mm]	0.1	10	0.1	0.1

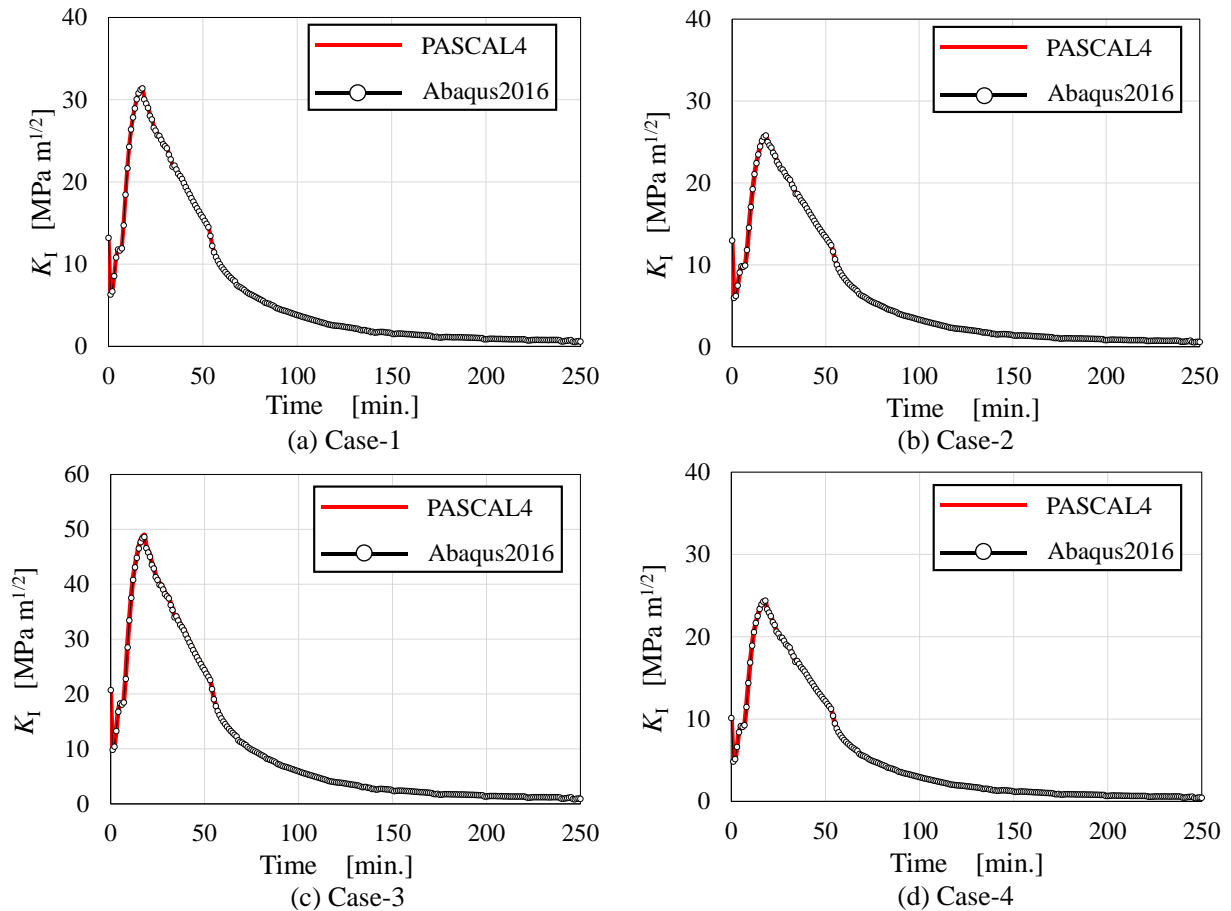


図 2.3.2-17 LBLOCA-56 の内部亀裂の応力拡大係数の時刻歴

## (2) PASCAL4 の整備機能の検証

本年度に新たに整備した機能について、その信頼性を確認するための検証を実施した。

### 1) 溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮した解析機能の整備

2.3.1(6)1)で整備した溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮した機能について、機能が適切に動作していることを確認するための信頼性確認を実施した。

PASCAL4 を用いて溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮した解析を行う場合は、溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮しない解析を行う場合と比べて、PASCAL-RV の入力ファイルを生成する処理のみが異なる。溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮する場合には、まず PASCAL-Manager が PASCAL-RV を用いて決定論解析を実行し、2つの部材の  $RT_{NDT}$  を比較する。この処理を確認するため、PASCAL-Manager が取得した  $RT_{NDT}$  の値と、別途 PASCAL-RV を用いて決定論解析を行って算出した  $RT_{NDT}$  の値を比較し、両者が完全に一致することを確認した。確認結果を表 2.3.2-7 に示す。表 2.3.2-7 では、 $RT_{NDT}$  の初期値と  $\Delta RT_{NDT}$  の平均値の和にさらに  $\Delta RT_{epistemic}$  の 50%ile 値を加えたものを記載しているが、 $\Delta RT_{epistemic}$  は母材部と溶接部とで共通であるため、両者の差には影響しない。



さらに、PASCAL-ManagerでPASCAL-RVの入力ファイルであるpasnファイルを生成し、母材部の亀裂については、溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮する場合としない場合とで記載内容が一致することを確認した。また、溶接部の亀裂については、溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮する場合には化学成分や $RT_{NDT}$ の初期値については母材部の値が記載されていることを確認した。

表 2.3.2-7 PASCAL-Managerによる $RT_{NDT}$ の取得値の確認

中性子照射量 [ $10^{19}\text{n/cm}^2$ ]	母材部		溶接部	
	PASCAL-Manager の取得値	決定論解析の 結果	PASCAL-Manager の取得値	決定論解析の 結果
0.5	14.0353	14.0353	-30.5125	-30.5125
1	16.7934	16.7934	-27.7848	-27.7848
4	31.0185	31.0185	-12.9034	-12.9034
7	46.5878	46.5878	3.35447	3.35447

## 2) 関連温度の認識論的不確実さ

2.3.1(1)で整備した、本年度更新した関連温度の認識論的不確実さのモデルが適切に動作していることを確認するための信頼性確認を実施した。

PASCAL-RVを用いて、10万サンプルの解析を行い、出力された関連温度の認識論的不確実さの累積頻度を、ワイブル分布から解析的に求められる累積頻度の値と比較した結果を図 2.3.2-18 に示す。図 2.3.2-18 から、PASCAL-RV に実装した関連温度の認識論的不確実さモデルの信頼性を確認した。

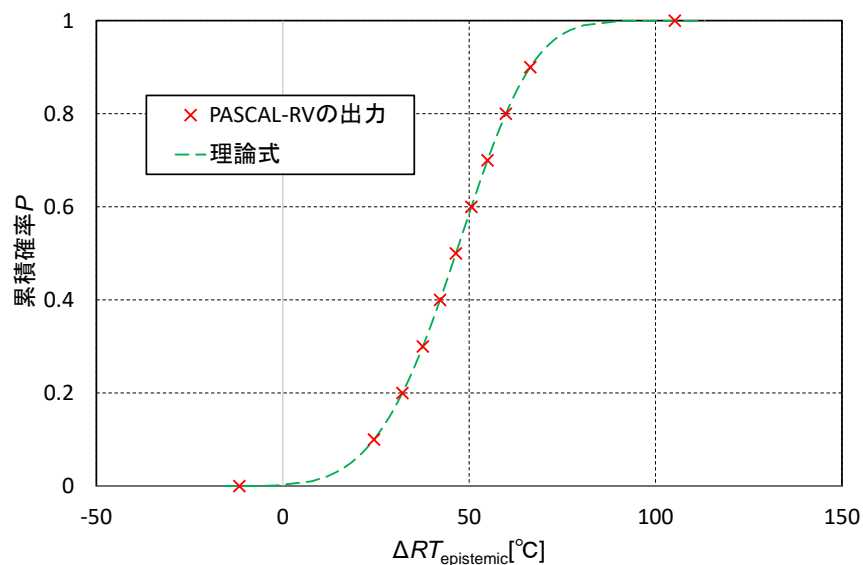


図2.3.2-18  $\Delta RT_{epistemic}$ の累積確率の理論式及びPASCAL-RVの出力

### 3) 高速化に関する機能の整備

#### (a) 応力拡大係数の事前計算機能の信頼性確認

2.3.1(6)3(a)において整備した応力拡大係数の事前計算機能について信頼性確認を実施した。具体的には、

- 応力拡大係数を正しく出力していることの確認
- 入力した応力拡大係数を計算に用いていることの確認
- 亀裂深さに関して正しく線形補間していることの確認
- 補間による応力拡大係数の値への影響の確認
- TWCF への影響の確認

を行った。一例として、TWCF への影響の確認の結果を以下に示す。

解析条件は昨年度の標準的解析手法及び国内モデルデータを用いた。ただし、WPS 効果について PASCAL-RV の処理の一部が変更されたため、本確認では WPS 効果を考慮しないものとした。確認結果を表 2.3.2-8 に示す。無限長亀裂の応力拡大係数を事前に計算して補間しても、例えば TWCF の 95%ile 値の変化は 0.1%程度であり、FCI 及び TWCF への影響は小さいといえる。なお、初期亀裂が表面半楕円亀裂あるいは内部楕円亀裂の場合には、本機能の使用による CPI の変化はないが、表面亀裂のうちアスペクト比  $c/a$  が大きい亀裂については、初期亀裂が全周亀裂であるため、CPI がわずかに変化する。そのため、TWCF だけでなく FCI もわずかに変化する。

表 2.3.2-8 応力拡大係数の補間による損傷頻度への影響

応力拡大係数の 事前計算の有無	FCI 及び TWCF [炉年]	1%ile 値	5%ile 値	50%ile 値	95%ile 値	99%ile 値	99.9%ile 値
事前計算なし (A)	FCI	$3.24 \times 10^{-17}$	$1.76 \times 10^{-14}$	$1.99 \times 10^{-8}$	$4.79 \times 10^{-6}$	$1.72 \times 10^{-5}$	$5.85 \times 10^{-5}$
	TWCF	$2.96 \times 10^{-17}$	$1.70 \times 10^{-14}$	$2.59 \times 10^{-9}$	$7.74 \times 10^{-7}$	$2.91 \times 10^{-6}$	$1.88 \times 10^{-5}$
事前計算あり (B)	FCI	$3.24 \times 10^{-17}$	$1.76 \times 10^{-14}$	$2.00 \times 10^{-8}$	$4.80 \times 10^{-6}$	$1.72 \times 10^{-5}$	$5.85 \times 10^{-5}$
	TWCF	$2.95 \times 10^{-17}$	$1.73 \times 10^{-14}$	$2.61 \times 10^{-9}$	$7.75 \times 10^{-7}$	$2.92 \times 10^{-6}$	$1.88 \times 10^{-5}$
A を基準とした B の相対誤差 [%]	FCI	0.00	0.02	0.45	0.09	0.03	-0.03
	TWCF	-0.30	1.34	0.60	0.09	0.02	0.01

以上により検証を行った高速化機能による計算時間への効果を、昨年度の標準的解析手法及び国内モデルデータを用いて確認した。確認に用いた計算環境を表 2.3.2-9 に示す。

高速化前後の TWCF 算出までの計算時間を表 2.3.2-10 に示す。高速化前の計算時間が 4,910 分であるのに対して、高速化後の計算時間は 1,841 分であり、以上の解析条件のもとでは、本高速化機能により、計算時間が約 37%まで削減されることが確認された。

表 2.3.2-9 高速化の効果の確認用の計算環境

項目	スペック
OS	Windows 7 (32bit)
CPU	Intel Core i5 5200U, 2.2GHz
メモリ	4GB

表 2.3.2-10 高速化前後の計算時間の比較

	時間
高速化前	4,910 分
高速化後	1,841 分

(b) 評価不要な CPI 及び CPF 算出処理のスキップ機能の検証

評価が不要である CPI 及び CPF について、従来どおりの処理を行って CPI 及び CPF の値（すなわち、0）を算出した場合と、算出処理をスキップして 0 と評価した場合で、PASCAL-RV の出力は変化しないことを(a)と同様の条件で確認した。

まず、PASCAL-RV の出力である CPI 及び CPF を記載した 8,216 個の CSV ファイル（それぞれの CSV ファイルには、内部亀裂の場合には 8 万通りの CPI と CPF が記載されている）が、機能整備の前後で出力された値が一致することを確認した。さらに、PASCAL-Manager を用いて FCI 及び TWCF を評価し、算出された 1 万通りの FCI 及び TWCF について、出力した 15 桁程度の数値が全て一致することを確認した。

4) 内部亀裂置換後の処理

後述の 2.3.2(3)の結果を受け、内部亀裂置換後の処理として、無限長亀裂に置き換えた後に改めて進展判定をしていた処理を、置き換えた後の進展判定をしないように変更した。

本変更の確認としては、図 2.3.2-19 の応力拡大係数の履歴に対して、亀裂が進展することを確認した。また、2.3.2(3)に示す妥当性確認では、本機能を整備した後の PASCAL-RV と FAVOR の CPI 及び CPF が統計誤差の範囲内で一致することが確認されている。

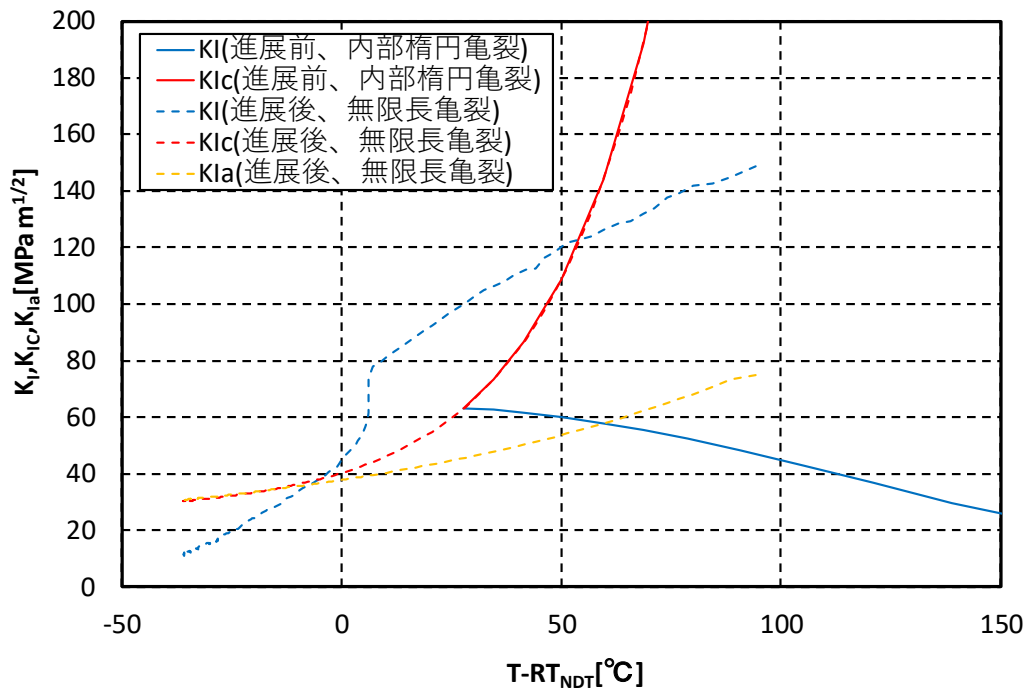


図 2.3.2-19 LBLOCA 事象における溶接部内部亀裂の応力拡大係数及び  $K_{Ic}$ 、 $K_{Ia}$  の履歴の例

### (3) PASCAL と FAVOR の比較解析

本節では RPV を対象とした PFM 解析コード PASCAL と FAVOR の結果を比較することにより、PASCAL の信頼性確認を行った。1)には、FCI や TWCF の平均値に関する比較、2)には、認識論的不確実さを考慮した信頼度を含めた比較の結果について示す。本比較解析で用いたバージョンは、PASCAL は 4.0A、FAVOR は ver.16.1 である。

#### 1) 平均値に対する比較

PASCAL と FAVOR の FCI や TWCF の平均値について、PASCAL と FAVOR の比較解析を実施した。ここでは単一亀裂に対する解析を(a)に、亀裂分布を考慮した解析を(b)に示す。本解析の主な解析条件を表2.3.2-11に示す。表2.3.2-11で示したデータは、基本的には過年度までにまとめた国内モデルデータであるが、予測式や評価モデル等、FAVORで変更することが難しい条件については、FAVORで用いられている条件を使用した。

表 2.3.2-11 平均値の比較計算に関する解析条件

分類	項目	条件
容器寸法	板厚	母材：200 mm、クラッド：5.5 mm
	内径(クラッド厚さは含まない)	1994.5 mm
過渡事象	対象とする事象	SBLOCA-114 LBLOCA-56 (単一亀裂の場合のみ) SO-126
	発生頻度	米国 BV の分布データ
単一亀裂の場合の亀裂形状	表面亀裂	母材部周方向半楕円亀裂 (深さ $a=3\%$ 、アスペクト比 $c/a=5$ ) 溶接部周方向半楕円亀裂 (深さ $a=3\%$ 、アスペクト比 $c/a=5$ )
	内部亀裂	母材部軸方向楕円亀裂 (深さ $2a=5\%$ 、アスペクト比 $c/a=1$ 深さ方向位置：0.1 mm) 溶接部軸方向楕円亀裂 (深さ $2a=20\%$ 、アスペクト比 $c/a=1$ 深さ方向位置：0.1 mm)
亀裂分布	表面亀裂分布	国内モデルデータ
	内部亀裂分布	国内モデルデータ
中性子照射	中性子照射量 (単一亀裂では固定値、 分布考慮時は最大値)	$7.0 \times 10^{19}$ n/cm <sup>2</sup>
	中性子照射量の分布	台湾のデータ
	中性子照射量のばらつき	平均値の 13.1 %
	EFPY	48 EFPY
	板厚内の減衰	考慮する
	照射温度	288 °C
材料特性	$RT_{NDT}$ の初期値	母材：-5 °C、溶接材：-50 °C
	$RT_{NDT}$ の初期値のばらつき	9.4 °C
	脆化予測式	10CFR50.61a に基づく FAVOR の 脆化予測式
	脆化予測式のばらつき	考慮しない
	Cu 平均値	母材：0.16 wt%、溶接材：0.14 wt%
	Ni 平均値	母材：0.61 wt%、溶接材：0.80 wt%
	P 平均値	母材：0.010 wt%、溶接材：0.012 wt%
	Mn 平均値	母材：1.41 wt%、溶接材：1.22 wt%
	Cu 標準偏差	0.01 wt%
	Ni 標準偏差	0.02 wt%
	P 標準偏差	BV-1 の値を用いる
	Mn 標準偏差	BV-1 の値を用いる
	破壊靱性 $K_{Ic}$	ORNL 99/27
	亀裂伝播停止破壊靱性 $K_{Ia}$	ORNL 99/27
	流動応力	500 MPa
その他	高温予荷重効果	考慮する
	亀裂貫通判定	板厚比 0.8

(a) 単一亀裂を対象とした解析

ここでは、PASCAL と FAVOR により算出される CPI 及び CPF の差異及びその原因を確認することを目的として比較解析を実施した。単一亀裂は、表 2.3.2-11 に示したように母材部周方向表面半楕円亀裂、溶接部周方向表面半楕円亀裂、母材部軸方向内部楕円亀裂、溶接部軸方向内部楕円亀裂の 4 種類の亀裂を対象とし、寸法については、過年度の比較解析において大きな CPF が算出された寸法を対象とした。

PASCAL と FAVOR の両コードにおける単一亀裂に対する CPF の差異を明らかにするため、過年度の比較解析により、計算される CPF に差異を生じさせる可能性のある機能等に注目し、比較計算を実施した。本解析で対象とする過渡事象として、過年度の比較解析において差が顕著であった米国 BV-1 の SBLOCA に分類される Case114（以下、「SBLOCA-114」という。）事象及び TWCF への寄与が大きい LBLOCA-56 及び SO-126 事象の 3 事象を選定した。なお、本検証では PASCAL、FAVOR とともに認識論的不確実さを有する変数のサンプル数を 100 万とし、モンテカルロ法（Monte Carlo、以下「MC 法」という。）により計算を実施した。

① SBLOCA-114

各亀裂形状において、表 2.3.2-12 に示した 9 種類のステップの解析を実施した。表 2.3.2-12 において、FAVOR と PASCAL で処理が同じである（または十分な精度とした）項目については○、そうでない項目は×と記載している。各ステップの詳細及び影響度については後述する。表 2.3.2-11 の条件では内部亀裂については CPI 及び CPF が 0 となったため、ここでは表面亀裂のみを対象として比較計算を行った。なお、FAVOR では化学成分の含有量や中性子照射量等の確率変数について、RPV 内の特定の領域（母材、溶接線など）ごとにばらつく「global」なばらつきと亀裂ごとに異なる値をとる「local」なばらつきの 2 種類のばらつきを設定することができる。本解析では、これら 2 種類のばらつきを単一の正規分布で最尤推定により近似したときの標準偏差を求め、PASCAL（及び Step 3 以降の FAVOR）で用いる化学成分の含有量及び中性子照射量の標準偏差とした。

解析結果を表 2.3.2-13、表 2.3.2-14 及び図 2.3.2-20 から図 2.3.2-23 に示す。Step1 では、100%以上程度の差異があったのに対し、Step を経るに連れて、PASCAL と FAVOR の値を一致していき、Step9 では 10%程度以内の差異となっており、代表的な機能を両者で一致させることで、CPI 及び CPF の値はほぼ一致することを確認した。以下、各ステップで変更した機能の詳細及びその影響について述べる。

表 2.3.2-12 設定した解析ステップ

解析ステップ 項目	Step1	Step2	Step3	Step4	Step5	Step6	Step7	Step8	Step9
応力拡大係数	×	○	○	○	○	○	○	○	○
亀裂進展の処理	×	×	○	○	○	○	○	○	○
化学成分の分布	×	×	×	○	○	○	○	○	○
亀裂進展刻み幅	×	×	×	×	○	○	○	○	○
CPF の計算精度	×	×	×	×	×	○	○	○	○
温度等の出力位置	×	×	×	×	×	×	○	○	○
サンプル数	×	×	×	×	×	×	×	○	○
亀裂の再進展	×	×	×	×	×	×	×	×	○

※ ○は FAVOR と PASCAL の両者を一致させた（または十分な精度とした）項目、  
 ×は両者で差異がある項目（または精度が不足している可能性のある項目）を表す。

表 2.3.2-13 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF の比較(母材部周方向表面半楕円亀裂)

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$1.08 \times 10^{-4}$	$4.72 \times 10^{-5}$	2.29	$6.44 \times 10^{-5}$	$2.98 \times 10^{-6}$	21.6
Step2	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$1.88 \times 10^{-5}$	3.42
Step3	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	0.71
Step4	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	0.71
Step5	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$9.32 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	1.03
Step6	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$9.41 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	1.04
Step7	$9.63 \times 10^{-5}$	$9.67 \times 10^{-5}$	0.99	$8.49 \times 10^{-5}$	$8.44 \times 10^{-5}$	1.01
Step8	$9.60 \times 10^{-5}$	$9.60 \times 10^{-5}$	1.00	$8.48 \times 10^{-5}$	$8.48 \times 10^{-5}$	1.00
Step9	$9.60 \times 10^{-5}$	$9.64 \times 10^{-5}$	0.99	$8.48 \times 10^{-5}$	$8.46 \times 10^{-5}$	1.00

表 2.3.2-14 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂)

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$5.26 \times 10^{-9}$	$1.19 \times 10^{-8}$	0.44	$4.62 \times 10^{-9}$	$4.81 \times 10^{-12}$	962
Step2	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.17	$4.62 \times 10^{-9}$	$2.71 \times 10^{-13}$	17048
Step3	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.17	$4.62 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.15
Step4	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$4.62 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.46
Step5	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$5.24 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.65
Step6	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$5.24 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.65
Step7	$4.09 \times 10^{-9}$	$2.70 \times 10^{-9}$	1.52	$4.09 \times 10^{-9}$	$2.70 \times 10^{-9}$	1.52
Step8	$4.18 \times 10^{-9}$	$3.56 \times 10^{-9}$	1.17	$3.96 \times 10^{-9}$	$3.47 \times 10^{-9}$	1.14
Step9	$4.18 \times 10^{-9}$	$3.56 \times 10^{-9}$	1.17	$3.96 \times 10^{-9}$	$3.47 \times 10^{-9}$	1.14

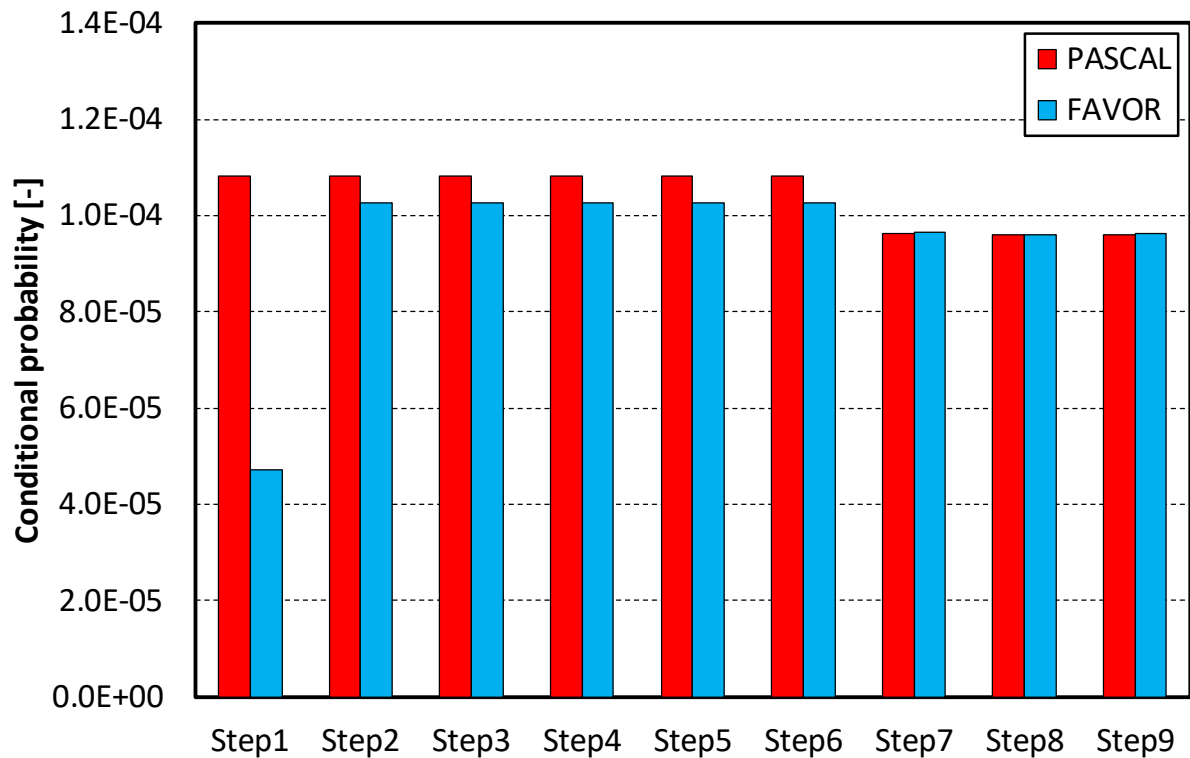


図 2.3.2-20 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂)



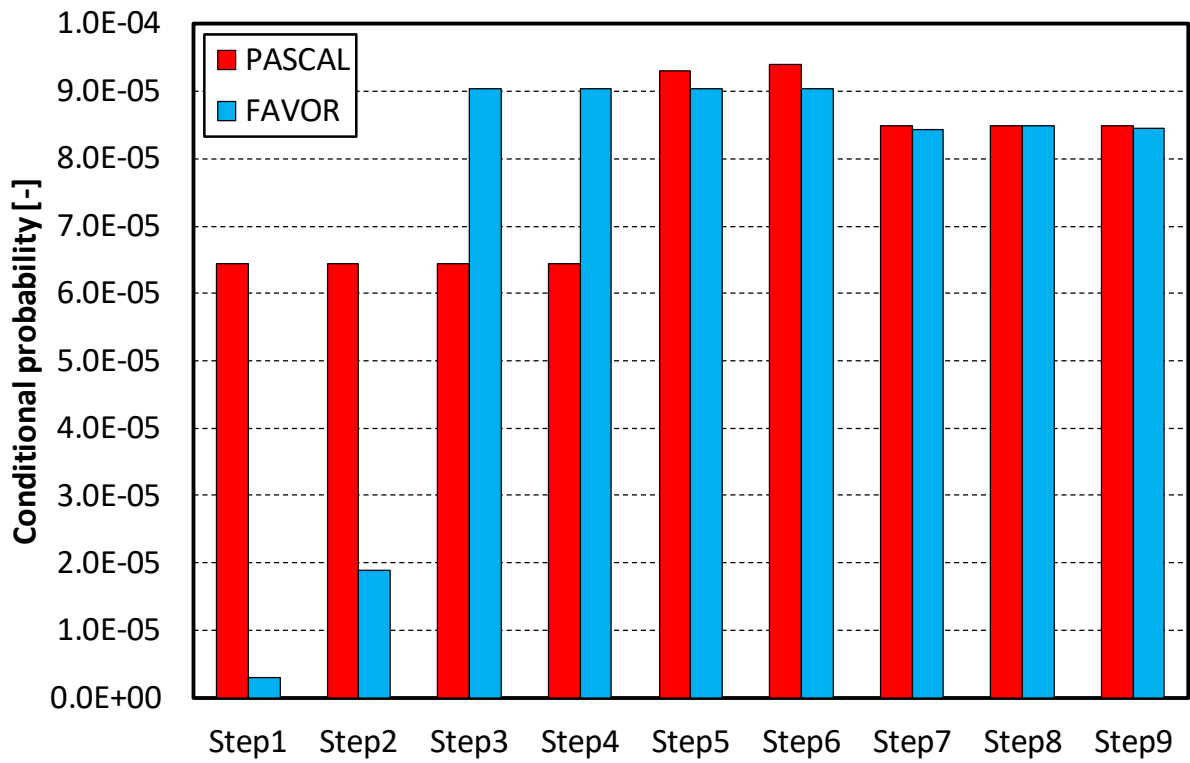


図2.3.2-21 SBLOCA-114の単一亀裂のCPFの比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

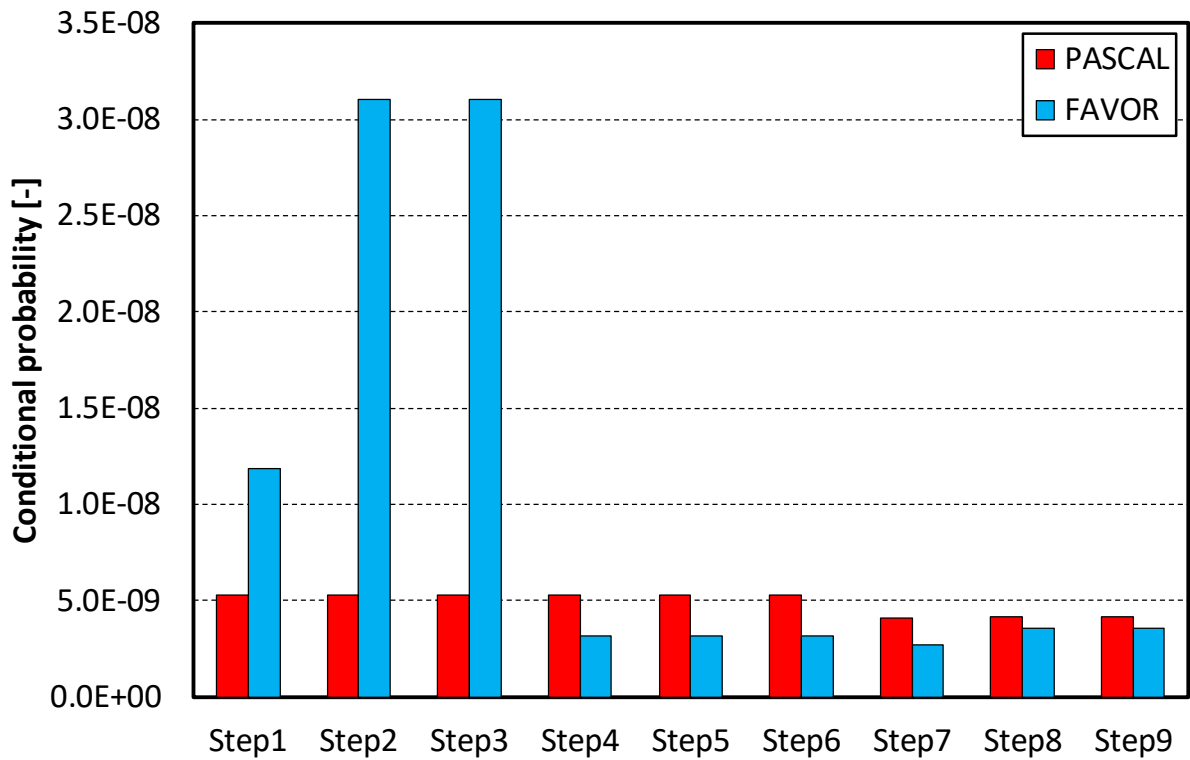


図2.3.2-22 SBLOCA-114の単一亀裂のCPIの比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

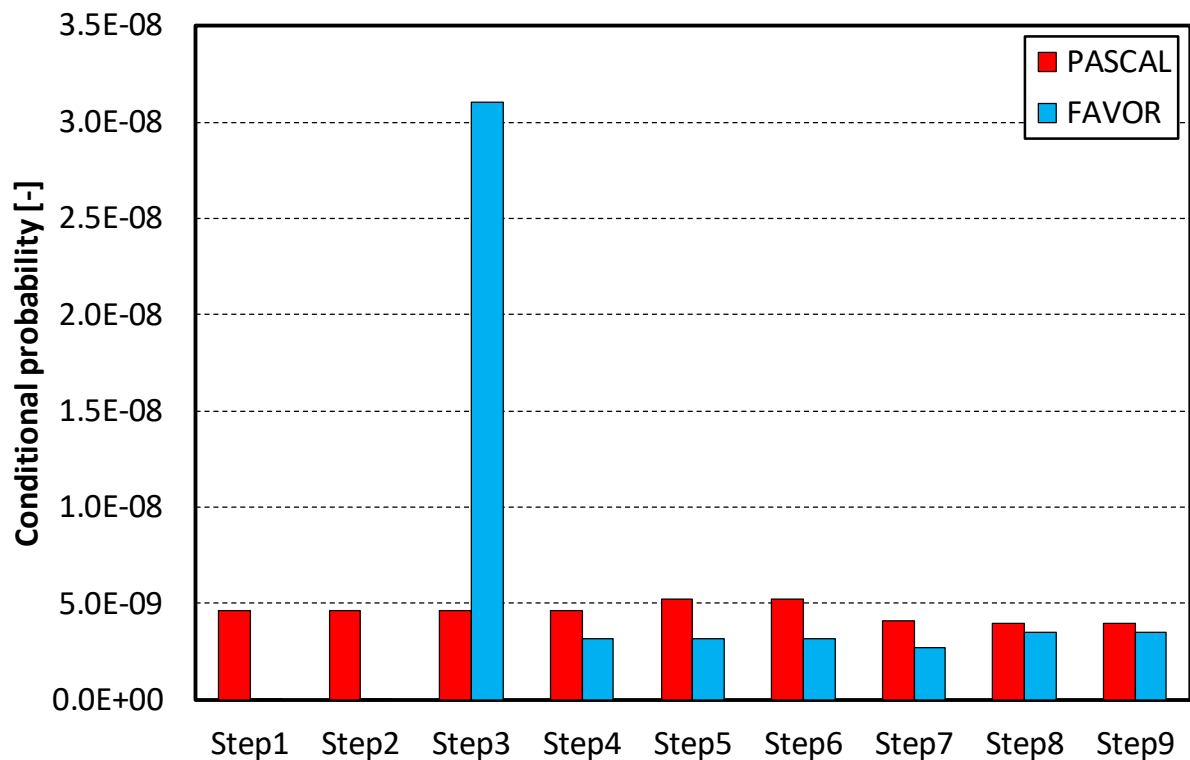


図2.3.2-23 SBLOCA-114の単一亀裂のCPFの比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

Step1：機能を変更せずに実行

Step1では、PASCAL、FAVORともに機能を変更せずに解析を行った。PASCAL、FAVORの結果を改めて表2.3.2-15に示す。母材部に関しては、CPI、CPFともにPASCALの方が高く、CPIでは2倍程度、CPFでは20倍程度の差異となった。また、溶接部に関しては、CPIはFAVORの方が大きくPASCALがFAVORの0.4倍程度、CPFではPASCALの方が大きく、960倍程度となった。

表2.3.2-15 Step1におけるCPI、CPFの比較

亀裂種類	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
母材部周方向表面半楕円亀裂	$1.08 \times 10^{-4}$	$4.72 \times 10^{-5}$	2.29	$6.44 \times 10^{-5}$	$2.98 \times 10^{-6}$	21.6
溶接部周方向表面半楕円亀裂	$5.26 \times 10^{-9}$	$1.19 \times 10^{-8}$	0.44	$4.62 \times 10^{-9}$	$4.81 \times 10^{-12}$	962

Step2：応力拡大係数

Step2 では PASCAL と FAVOR で用いる応力拡大係数を一致させ、応力拡大係数による影響を確認した。具体的には、表面半楕円亀裂、軸方向に長い亀裂及び全周亀裂については、FAVPFM に応力拡大係数値をデータとして入力することが可能なため、PASCAL で算出した応力拡大係数を FAVOR に読み込ませることとした。また、CPI と CPF が 0 になるため、ここでは考慮していないが、内部亀裂については、FAVPFM に応力拡大係数データを入力する機能がないため、FAVOR の応力拡大係数を PASCAL に実装し、使用することとした。Step 1 及び Step 2 で使用した応力拡大係数解を表 2.3.2-16 に示す。

Step1 及び Step2 の CPI、CPF の解析結果を表 2.3.2-17 及び表 2.3.2-18 に示す。応力拡大係数解を一致させることで、母材部の CPI については 5%程度の範囲で一致した。一方で母材部の CPF については 24%程度の差異、溶接部については、CPI は数倍程度の差異、CPF は 4 桁程度の差異であった。

応力拡大係数を変更することで、FAVOR の CPI は 2 から 3 倍程度、CPF は 5 倍程度増加しており、応力拡大係数による CPI 及び CPF への影響は大きいと考えられる。

表 2.3.2-16 STEP1 及び Step2 の応力拡大係数

亀裂種類	Step 1		Step 2
	FAVOR	PASCAL	PASCAL 及び FAVOR
表面半楕円亀裂	ASME BPVC 2015, Section XI の解	CEA の解	CEA の解
内部楕円亀裂	Cipolla らの解	維持規格 2012 及び原子力機構の解	Cipolla らの解
全周亀裂及び軸方向に長い亀裂	ASME BPVC 2015, Section XI の解	維持規格 2012 の解	維持規格 2012 の解

表 2.3.2-17 Step1 及び Step2 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/FAVOR
Step1	$1.08 \times 10^{-4}$	$4.72 \times 10^{-5}$	2.29	$6.44 \times 10^{-5}$	$2.98 \times 10^{-6}$	21.6
Step2	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$1.88 \times 10^{-5}$	3.42

表 2.3.2-18 Step1 及び Step2 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$5.26 \times 10^{-9}$	$1.19 \times 10^{-8}$	0.44	$4.62 \times 10^{-9}$	$4.81 \times 10^{-12}$	962
Step2	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.17	$4.62 \times 10^{-9}$	$2.71 \times 10^{-13}$	17048

### Step3 : 亀裂進展の処理

FAVOR と PASCAL の亀裂進展開始後の処理について、 $K_{Ia}$  のスケーリング及び進展後の乱数の取扱について差異が確認されたため、FAVOR の機能の変更を行い、これらの処理を一致させた計算を実施した。

$K_{Ia}$  のスケーリングについて、FAVOR では、亀裂伝播停止破壊靱性の累積確率  $\Phi_{K_{Ia}}$  として、 $K_{Ic}$  の累積確率  $P_f$  を以下のようにスケーリングさせた値を用いている。

$$\Phi_{K_{Ia}} = P_f \Phi_{K_{I\text{-initiation}}} \quad (2.3.2-1)$$

$$\Phi_{K_{I\text{-initiation}}} = \frac{1}{2} \left[ \operatorname{erf} \left( \frac{\ln(K_{I\text{-initiation}}) - \mu_{\ln(K_{Ia})} (\Delta T_{RELATIVE})}{\sigma_{\ln(K_{Ia})} \sqrt{2}} \right) + 1 \right] \quad (2.3.2-2)$$

ここで、 $\sigma_{\ln(K_{Ia})}$  は  $K_{Ia}$  分布の対数標準偏差、 $\mu_{\ln(K_{Ia})}$  は対数平均、 $K_{I\text{-initiation}}$  は進展開始直後（無限長亀裂に置き換えた直後）の応力拡大係数、 $\Delta T_{RELATIVE}$  は進展開始直後の  $T$ （評価点の温度） $-RT_{NDT}$  である。この処理は、亀裂進展開始後に少なくとも 1 ステップ以上は亀裂の伝播が停止しないことを目的として導入された機能である<sup>25</sup>。Step3 では、PASCAL に合わせて、FAVOR からこのスケーリングの処理を削除した。

また、FAVOR では、亀裂進展開始時の（表面半楕円亀裂や内部楕円亀裂を評価する際の） $K_{Ic}$  の累積確率とは無関係に、一様乱数を用いて進展開始後の（無限長亀裂を評価する際の） $K_{Ic}$  の累積確率を設定している。Step3 では、進展開始時の  $K_{Ic}$  の累積確率の範囲で、進展開始後の  $K_{Ic}$  の累積確率の乱数を設定するように FAVOR を変更した。

Step2 及び Step3 の CPI 及び CPF の結果を改めて表 2.3.2-19 及び表 2.3.2-20 に示す。亀裂進展の処理を一致させることで、CPF は、母材部においては 30% 程度、溶接部においては 85% 程度の差異となった。

亀裂進展の処理を変更することで、FAVOR の CPF は母材部について約 5 倍、溶接部について約 10 万倍程度変化しており、本処理による CPI 及び CPF への影響は比較的大きいと考えられる。

表 2.3.2-19 Step2 及び Step3 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step2	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$1.88 \times 10^{-5}$	3.42
Step3	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	0.71

表 2.3.2-20 Step2 及び Step3 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step2	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.17	$4.62 \times 10^{-9}$	$2.71 \times 10^{-13}$	17048
Step3	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.17	$4.62 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.15

#### Step4：化学成分の分布

化学成分の分布について、PASCAL では正規分布を使用している一方で、FAVOR では正規分布やロジスティック分布などを組み合わせた分布を使用している<sup>25</sup>。ここでは、FAVOR の化学成分の分布を正規分布に変更し、その影響を確認した。

Step3 及び Step4 の CPI 及び CPF の結果を改めて表 2.3.2-21 及び表 2.3.2-22 に示す。化学成分を一致させることで、溶接部の CPI が 60%程度、CPF が 50%程度の差異となった。

化学成分を変更することによる、FAVOR の母材部の CPI 及び CPF の変化は 1%以下であり、本変更による CPI 及び CPF への影響は小さいと考えられる。一方で、溶接部については CPI、CPF ともに約 10 倍程度変化しており、CPI や CPF が小さいケースについては、本変更は CPI 及び CPF に比較的大きな影響を与える可能性がある。

表 2.3.2-21 Step3 及び Step4 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step3	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	0.71
Step4	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	0.71

表 2.3.2-22 Step3 及び Step4 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step3	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.17	$4.62 \times 10^{-9}$	$3.11 \times 10^{-8}$	0.15
Step4	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$4.62 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.46

Step5 : 亀裂進展刻み幅

FAVOR と PASCAL では、亀裂進展刻み幅に差異があるため、PASCAL の亀裂進展刻み幅を FAVOR に合わせ、その影響を確認した。具体的には FAVOR では、板厚の 1/4 までは亀裂進展刻み幅を板厚の 2%（約 4.11mm）、1/4 以上では 0.5 インチ（約 12.7mm）としている一方で、国内モデルデータでは、亀裂進展刻みを 2mm としている。板厚の 3% から亀裂進展を開始したとした場合の亀裂進展刻みの例を図 2.3.2-24 に示す。

Step4 及び Step5 の CPI 及び CPF を改めて表 2.3.2-23 及び表 2.3.2-24 に示す。亀裂進展刻みを一致させることで、母材部の CPF は 3% 程度の範囲内で一致するようになった。一方で溶接部の CPF の差は 60% 以上となった。

本変更により、PASCAL の母材部の CPF が 45% 程度、溶接部の CPF が 10% 程度変化したことから、本変更は結果に一定の影響を及ぼすと考えられる。

表 2.3.2-23 Step4 及び Step5 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step4	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$6.44 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	0.71
Step5	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$9.32 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	1.03

表 2.3.2-24 Step4 及び Step5 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step4	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$4.62 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.46
Step5	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$5.24 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.65

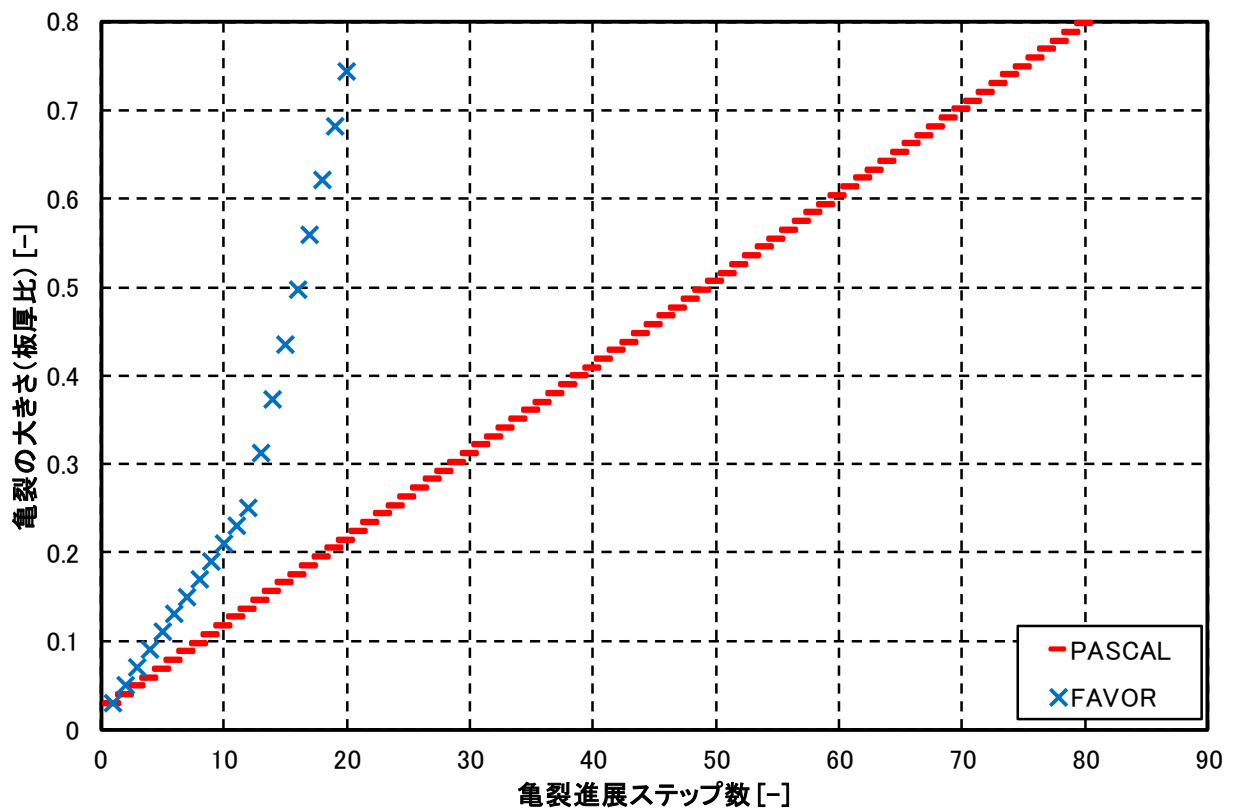


図2.3.2-24 亀裂進展刻みの例

Step6 : CPF の計算精度

PASCAL の CPF の計算では、一定公比 0.5 を用いて貫通に至る  $K_{Ic}$  及び  $K_{Ia}$  の累積確率の最大値を探索している。公比を 0.5 とした場合に CPF の最大値を取り逃す可能性を考慮して、公比を 0.9 に変更した計算を行い、その影響を確認した。

Step5 及び Step6 の CPI 及び CPF を改めて表 2.3.2-25 及び表 2.3.2-26 に示す。

本変更による影響は 1%以下であり、本変更は結果にほとんど影響を及ぼさないことを確認した。

表 2.3.2-25 Step5 及び Step6 の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂)

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step5	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$9.32 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	1.03
Step6	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$9.41 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	1.04

表 2.3.2-26 Step5 及び Step6 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step5	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$5.24 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.65
Step6	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$5.24 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.65

Step7：温度等の出力位置

FAVOR では、FAVLoad において RPV 板厚内の温度分布、応力分布及び表面亀裂の応力拡大係数を算出し、その値を FAVPFM で使用している。FAVLoad から FAVPFM に渡される温度分布、応力分布、軸方向に長い亀裂及び全周亀裂の応力拡大係数のデータ点の深さ方向の出力位置は 16 点、表面半楕円亀裂の深さ方向の出力位置は 9 点である。FAVPFM では、これらの値を温度や応力に関しては線形内挿、応力拡大係数に関してはエルミート内挿やスプライン内挿を行って用いている。FAVLoad で出力されるデータ点は比較的少ないため、データ点の出力位置により、CPI や CPF に影響を及ぼす可能性がある。そこで Step8 では、FAVLoad の出力位置を表 2.3.2-27 のように、進展に影響する可能性が高い母材とクラッドの境界付近の出力点や伝播停止に影響する可能性が高い板厚の 80% 付近の出力点の位置を変更し、その影響を確認した。

Step6 及び Step7 の CPI 及び CPF を改めて表 2.3.2-28 及び表 2.3.2-29 に示す。出力位置の変更により、CPI、CPF とともに最大で 20% 程度の影響があり、温度等の出力位置の変更は結果に一定の影響を及ぼすと考えられる。



表 2.3.2-27 温度分布等の出力位置（板厚比%）の比較

Step6	Step7
0.0	0.0
1.0	1.0
2.0	2.0
<u>3.5</u>	<u>3.0</u>
5.0	5.0
7.5	7.5
10.0	10.0
20.0	20.0
30.0	30.0
40.0	40.0
50.0	50.0
<u>60.0</u>	<u>65.0</u>
<u>70.0</u>	<u>73.0</u>
<u>80.0</u>	<u>75.0</u>
<u>90.0</u>	<u>78.0</u>
<u>95.0</u>	<u>80.0</u>

表 2.3.2-28 Step6 及び Step7 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step6	$1.08 \times 10^{-4}$	$1.03 \times 10^{-4}$	1.05	$9.41 \times 10^{-5}$	$9.05 \times 10^{-5}$	1.04
Step7	$9.63 \times 10^{-5}$	$9.67 \times 10^{-5}$	0.99	$8.49 \times 10^{-5}$	$8.44 \times 10^{-5}$	1.01

表 2.3.2-29 Step6 及び Step7 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step6	$5.26 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.66	$5.24 \times 10^{-9}$	$3.17 \times 10^{-9}$	1.65
Step7	$4.09 \times 10^{-9}$	$2.70 \times 10^{-9}$	1.52	$4.09 \times 10^{-9}$	$2.70 \times 10^{-9}$	1.52

Step8 : サンプル数

溶接部の CPI 及び CPF は母材部に比べてその値が小さいため、母材部と同程度の精度で CPI や CPF を算出するためにはより多くのサンプル数が必要となる可能性がある。そ

ここで FAVOR、PASCAL とともに認識論的不確実さを有する確率変数のサンプル数を 100 万から 1000 万に変更し、その影響を確認した。Step7 及び Step8 の CPI 及び CPF を改めて表 2.3.2-30 及び表 2.3.2-31 に示す。サンプル数の変更により、溶接部の CPI 及び CPF は 30%程度の影響があり、CPI や CPF の値が小さい場合には、CPI や CPF の値が大きい場合に比べ、より多くのサンプル数が必要であることを確認した。なお、溶接部周方向表面半楕円亀裂についてはサンプル数を増やしても 10%以上の差異があるが、表 2.3.2-32 に示すように信頼区間の範囲で一致しており、統計誤差の影響であると考えられる。

表 2.3.2-30 Step7 及び Step8 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step7	$9.63 \times 10^{-5}$	$9.67 \times 10^{-5}$	0.99	$8.49 \times 10^{-5}$	$8.44 \times 10^{-5}$	1.01
Step8	$9.60 \times 10^{-5}$	$9.60 \times 10^{-5}$	1.00	$8.48 \times 10^{-5}$	$8.48 \times 10^{-5}$	1.00

表 2.3.2-31 Step7 及び Step8 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step7	$4.09 \times 10^{-9}$	$2.70 \times 10^{-9}$	1.52	$4.09 \times 10^{-9}$	$2.70 \times 10^{-9}$	1.52
Step8	$4.18 \times 10^{-9}$	$3.56 \times 10^{-9}$	1.17	$3.96 \times 10^{-9}$	$3.47 \times 10^{-9}$	1.14

表 2.3.2-32 Step8 における溶接部周方向表面半楕円亀裂の信頼区間

解析ステップ	CPI			CPF		
	平均値	95%信頼 区間下限	95%信頼 区間上限	平均値	95%信頼 区間下限	95%信頼 区間上限
PASCAL	$4.18 \times 10^{-9}$	$3.05 \times 10^{-9}$	$5.32 \times 10^{-9}$	$3.96 \times 10^{-9}$	$2.89 \times 10^{-9}$	$5.03 \times 10^{-9}$
FAVOR	$3.56 \times 10^{-9}$	$3.03 \times 10^{-9}$	$4.10 \times 10^{-9}$	$3.47 \times 10^{-9}$	$2.96 \times 10^{-9}$	$3.99 \times 10^{-9}$

#### Step9：亀裂の再進展

FAVOR では、亀裂が一度停止すると、再進展しないコード上の問題があり、このため、FAVOR では CPF を過小評価している可能性がある。そこで、FAVOR においても亀裂が再進展するように変更を行い、その影響を確認した。

Step8 及び Step9 の CPI 及び CPF を改めて表 2.3.2-33 及び表 2.3.2-34 に示す。本変更による影響は 1%以下であり、SBLOCA-114 事象では亀裂の再進展による影響は小さいと考えられる。

表 2.3.2-33 Step8 及び Step9 の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step8	$9.60 \times 10^{-5}$	$9.60 \times 10^{-5}$	1.00	$8.48 \times 10^{-5}$	$8.48 \times 10^{-5}$	1.00
Step9	$9.60 \times 10^{-5}$	$9.64 \times 10^{-5}$	0.99	$8.48 \times 10^{-5}$	$8.46 \times 10^{-5}$	1.00

表 2.3.2-34 Step8 及び Step9 の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step8	$4.18 \times 10^{-9}$	$3.56 \times 10^{-9}$	1.17	$3.96 \times 10^{-9}$	$3.47 \times 10^{-9}$	1.14
Step9	$4.18 \times 10^{-9}$	$3.56 \times 10^{-9}$	1.17	$3.96 \times 10^{-9}$	$3.47 \times 10^{-9}$	1.14

## ② LBLOCA-56

ここでは、①と同様に表 2.3.2-35 に示す 10 ステップの解析を、LBLOCA-56 事象を対象として行った結果を示す。①の 9 ステップに加えて、新たに、内部亀裂の進展処理に関するステップとして Step8 を追加した。Step8 の詳細及び影響については後述する。

解析結果を、表 2.3.2-36 から表 2.3.2-39 及び図 2.3.2-25 から図 2.3.2-32 に示す。解析結果から、LBLOCA-56 事象において CPI、CPF に影響があるステップとして以下の項目があげられる。

Step 2：応力拡大係数

Step 3：亀裂進展の処理

Step 4：化学成分（溶接部のみ）

Step 5：亀裂進展刻み幅

Step 7：温度等の出力位置

Step 8：内部亀裂の進展処理（溶接部内部亀裂のみ）

CPI、CPF に影響があるステップは、おおむね①の SBLOCA-114 事象と同様であるが、LBLOCA-56 事象は SBLOCA-114 事象に比べて、板厚内の温度変化が急峻なため、Step7 の温度等の出力位置の変更による影響が大きい傾向にある。また、LBLOCA-56 事象では Step 8 の内部亀裂の進展処理による影響がある。Step8 の詳細を以下に述べる。

#### Step8：内部亀裂の進展処理

PASCAL と FAVOR の内部亀裂進展時の処理に 2 点の差異があったため、PASCAL を FAVOR に合わせて変更しその影響を確認した。

PASCAL では、内部亀裂について、内表面側の評価点を用いて亀裂進展判定を行い、進展と判定された場合には、無限長亀裂に置き換えた後に改めて最深点を評価点として亀裂進展判定を行っている。一方で、FAVOR では、内表面側の評価点が進展と判定されて、無限長亀裂に置き換えた場合には、亀裂進展の判定を行わず、無限長亀裂はそのまま進展するとしている。Step8 では、亀裂進展開始直後の無限長亀裂の進展判定について、PASCAL の処理を FAVOR に合わせて変更することとした。

また、PASCAL では、 $RT_{NDT}$  の認識論的不確実さについて、楕円亀裂の内表面側の評価点と無限長亀裂の最深点で異なる乱数を用いているが、FAVOR では同じ乱数を使用している。Step8 では、 $RT_{NDT}$  の認識論的不確実さについて、PASCAL の処理を FAVOR に合わせて変更することとした。

Step8 において影響のある溶接部内部亀裂について、応力拡大係数、破壊靱性及び亀裂伝播停止破壊靱性の時刻歴及び温度依存性の比較を図 2.3.2-33 及び図 2.3.2-34 に示す。図 2.3.2-33 及び図 2.3.2-34 に示すように、温度が低下し、応力拡大係数と破壊靱性が交差すると、亀裂形状が無限長亀裂に置き換えられ、応力拡大係数は上昇する。また、無限長亀裂に置き換えられた際に、無限長亀裂の評価点が内部亀裂の評価点と比べて深い位置にあるため、温度が高く、破壊靱性は上昇する。LBLOCA 事象では、板厚内の温度変化が急であるため、破壊靱性の上昇量が、応力拡大係数の上昇量を上回っており、本変更により影響があると考えられる。

表 2.3.2-35 設定した解析ステップ

解析ステップ 項目	Step1	Step2	Step3	Step4	Step5	Step6	Step7	Step8	Step9	Step10
応力拡大係数	×	○	○	○	○	○	○	○	○	○
亀裂進展の処理	×	×	○	○	○	○	○	○	○	○
化学成分の分布	×	×	×	○	○	○	○	○	○	○
亀裂進展刻み幅	×	×	×	×	○	○	○	○	○	○
CPF の計算精度	×	×	×	×	×	○	○	○	○	○
温度等の出力位置	×	×	×	×	×	×	○	○	○	○
内部亀裂の進展処理	×	×	×	×	×	×	×	○	○	○
サンプル数	×	×	×	×	×	×	×	×	○	○
亀裂の再進展	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○

※ ○は FAVOR と PASCAL の両者を一致させた（または十分な精度とした）項目、  
 ×は両者で差異がある項目（または精度が不足している可能性のある項目）を表す。

表 2.3.2-36 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較 (母材部周方向表面半楕円亀裂)

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$8.32 \times 10^{-4}$	$3.65 \times 10^{-4}$	2.28	$8.21 \times 10^{-9}$	$6.06 \times 10^{-9}$	1.35
Step2	$8.32 \times 10^{-4}$	$7.60 \times 10^{-4}$	1.09	$8.21 \times 10^{-9}$	$1.32 \times 10^{-8}$	0.62
Step3	$8.32 \times 10^{-4}$	$7.60 \times 10^{-4}$	1.09	$8.21 \times 10^{-9}$	$1.44 \times 10^{-7}$	0.057
Step4	$8.32 \times 10^{-4}$	$7.60 \times 10^{-4}$	1.09	$8.21 \times 10^{-9}$	$1.44 \times 10^{-7}$	0.057
Step5	$8.32 \times 10^{-4}$	$7.60 \times 10^{-4}$	1.09	$1.37 \times 10^{-7}$	$1.44 \times 10^{-7}$	0.95
Step6	$8.32 \times 10^{-4}$	$7.60 \times 10^{-4}$	1.09	$1.40 \times 10^{-7}$	$1.44 \times 10^{-7}$	0.97
Step7	$6.87 \times 10^{-4}$	$6.90 \times 10^{-4}$	0.99	$1.34 \times 10^{-7}$	$1.33 \times 10^{-7}$	1.01
Step8	$6.87 \times 10^{-4}$	$6.90 \times 10^{-4}$	0.99	$1.34 \times 10^{-7}$	$1.33 \times 10^{-7}$	1.01
Step9	$6.88 \times 10^{-4}$	$6.88 \times 10^{-4}$	1.00	$1.34 \times 10^{-7}$	$1.31 \times 10^{-7}$	1.02
Step10	$6.88 \times 10^{-4}$	$6.88 \times 10^{-4}$	1.00	$1.34 \times 10^{-7}$	$1.31 \times 10^{-7}$	1.02

表 2.3.2-37 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較 (母材部軸方向内部楕円亀裂)

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$5.93 \times 10^{-8}$	$3.10 \times 10^{-6}$	0.019	$5.93 \times 10^{-8}$	$2.15 \times 10^{-6}$	0.028
Step2	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10	$3.42 \times 10^{-6}$	$2.10 \times 10^{-6}$	1.63
Step3	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10
Step4	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10
Step5	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10
Step6	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10	$3.42 \times 10^{-6}$	$3.10 \times 10^{-6}$	1.10
Step7	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11
Step8	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11
Step9	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11
Step10	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11	$2.79 \times 10^{-6}$	$2.52 \times 10^{-6}$	1.11

表 2.3.2-38 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較 (溶接部周方向表面半楕円亀裂)

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$6.52 \times 10^{-8}$	$1.09 \times 10^{-7}$	0.60	$1.10 \times 10^{-12}$	$7.43 \times 10^{-11}$	0.02
Step2	$6.52 \times 10^{-8}$	$2.75 \times 10^{-7}$	0.24	$1.10 \times 10^{-12}$	$1.31 \times 10^{-10}$	0.01
Step3	$6.52 \times 10^{-8}$	$2.75 \times 10^{-7}$	0.24	$1.10 \times 10^{-12}$	$3.74 \times 10^{-10}$	0.003
Step4	$6.52 \times 10^{-8}$	$4.25 \times 10^{-8}$	1.54	$1.10 \times 10^{-12}$	$1.47 \times 10^{-11}$	0.07
Step5	$6.52 \times 10^{-8}$	$4.25 \times 10^{-8}$	1.54	$1.75 \times 10^{-11}$	$1.47 \times 10^{-11}$	1.19
Step6	$6.52 \times 10^{-8}$	$4.25 \times 10^{-8}$	1.54	$1.84 \times 10^{-11}$	$1.47 \times 10^{-11}$	1.25
Step7	$4.33 \times 10^{-8}$	$3.34 \times 10^{-8}$	1.30	$1.54 \times 10^{-11}$	$1.11 \times 10^{-11}$	1.39
Step8	$4.33 \times 10^{-8}$	$3.34 \times 10^{-8}$	1.30	$1.54 \times 10^{-11}$	$1.11 \times 10^{-11}$	1.39
Step9	$4.30 \times 10^{-8}$	$3.96 \times 10^{-8}$	1.09	$1.22 \times 10^{-11}$	$1.66 \times 10^{-11}$	0.73
Step10	$4.30 \times 10^{-8}$	$3.96 \times 10^{-8}$	1.09	$1.22 \times 10^{-11}$	$1.66 \times 10^{-11}$	0.73

表 2.3.2-39 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF の比較 (溶接部軸方向内部楕円亀裂)

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$3.04 \times 10^{-7}$	$9.72 \times 10^{-7}$	0.31	0.00	$2.40 \times 10^{-7}$	0.00
Step2	$2.94 \times 10^{-7}$	$9.72 \times 10^{-7}$	0.30	0.00	$2.48 \times 10^{-7}$	0.00
Step3	$2.94 \times 10^{-7}$	$9.72 \times 10^{-7}$	0.30	0.00	$9.72 \times 10^{-7}$	0.00
Step4	$2.94 \times 10^{-7}$	$2.57 \times 10^{-7}$	1.14	0.00	$2.57 \times 10^{-7}$	0.00
Step5	$2.94 \times 10^{-7}$	$2.57 \times 10^{-7}$	1.14	0.00	$2.57 \times 10^{-7}$	0.00
Step6	$2.94 \times 10^{-7}$	$2.57 \times 10^{-7}$	1.14	0.00	$2.57 \times 10^{-7}$	0.00
Step7	$2.23 \times 10^{-7}$	$1.91 \times 10^{-7}$	1.17	0.00	$1.91 \times 10^{-7}$	0.00
Step8	$2.23 \times 10^{-7}$	$1.91 \times 10^{-7}$	1.17	$2.23 \times 10^{-7}$	$1.91 \times 10^{-7}$	1.17
Step9	$2.15 \times 10^{-7}$	$2.05 \times 10^{-7}$	1.05	$2.15 \times 10^{-7}$	$2.05 \times 10^{-7}$	1.05
Step10	$2.15 \times 10^{-7}$	$2.05 \times 10^{-7}$	1.05	$2.15 \times 10^{-7}$	$2.05 \times 10^{-7}$	1.05

表 2.3.2-40 Step9 における溶接部周方向表面半楕円亀裂の信頼区間

解析ステップ	CPI			CPF		
	平均値	95%信頼 区間下限	95%信頼 区間上限	平均値	95%信頼 区間下限	95%信頼 区間上限
PASCAL	$4.30 \times 10^{-8}$	$3.51 \times 10^{-8}$	$5.09 \times 10^{-8}$	$1.22 \times 10^{-11}$	$1.04 \times 10^{-11}$	$1.40 \times 10^{-11}$
FAVOR	$3.96 \times 10^{-8}$	$3.50 \times 10^{-8}$	$4.42 \times 10^{-8}$	$1.66 \times 10^{-11}$	$1.36 \times 10^{-11}$	$1.97 \times 10^{-11}$

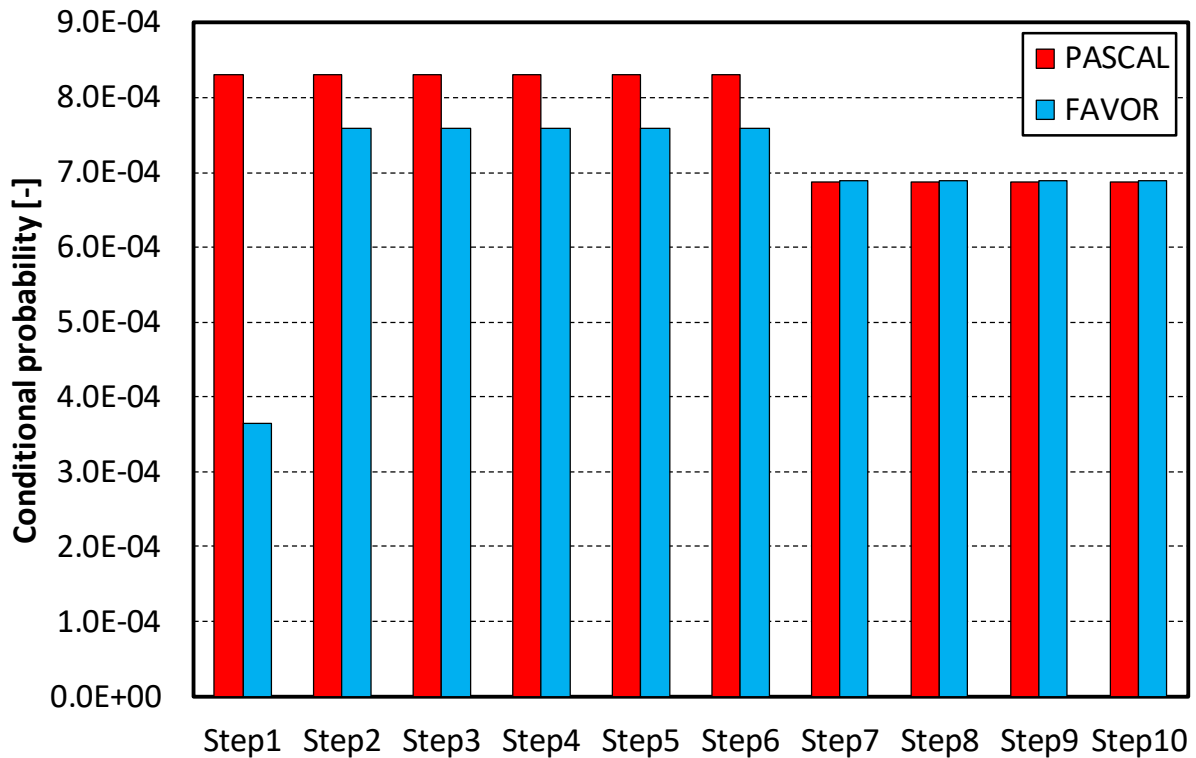


図2.3.2-25 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIの比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）



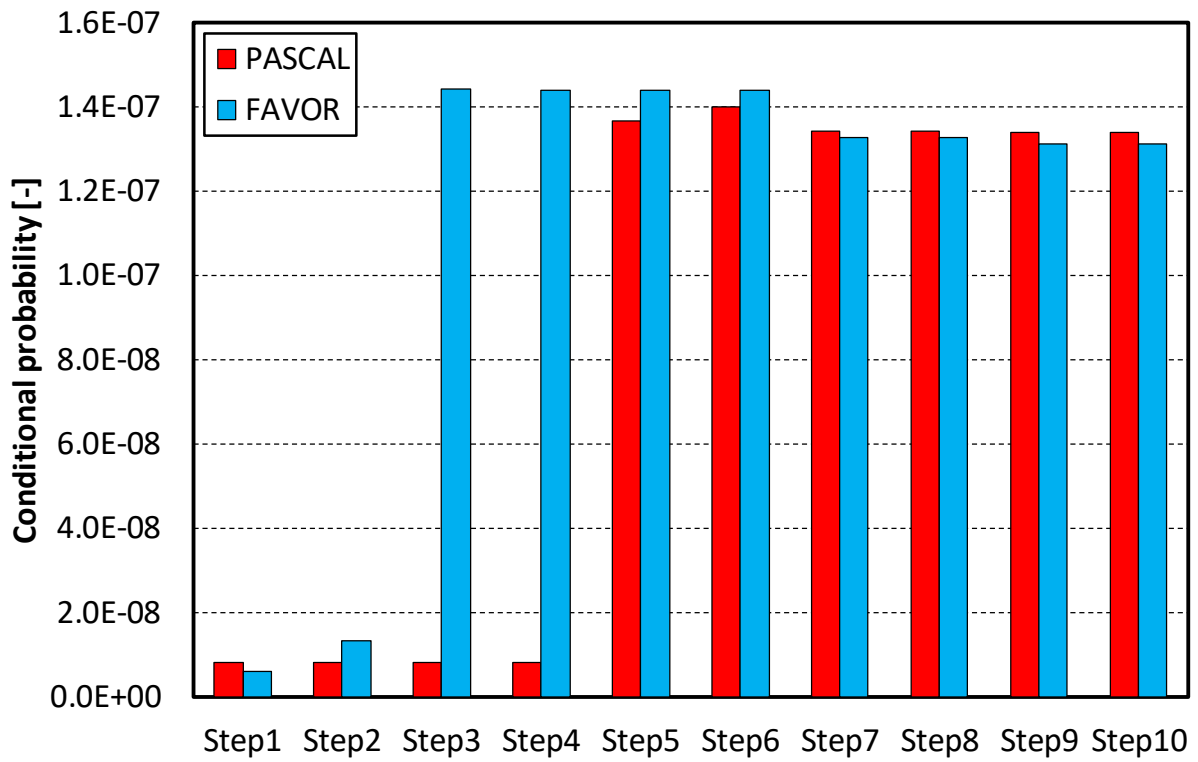


図2.3.2-26 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFの比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

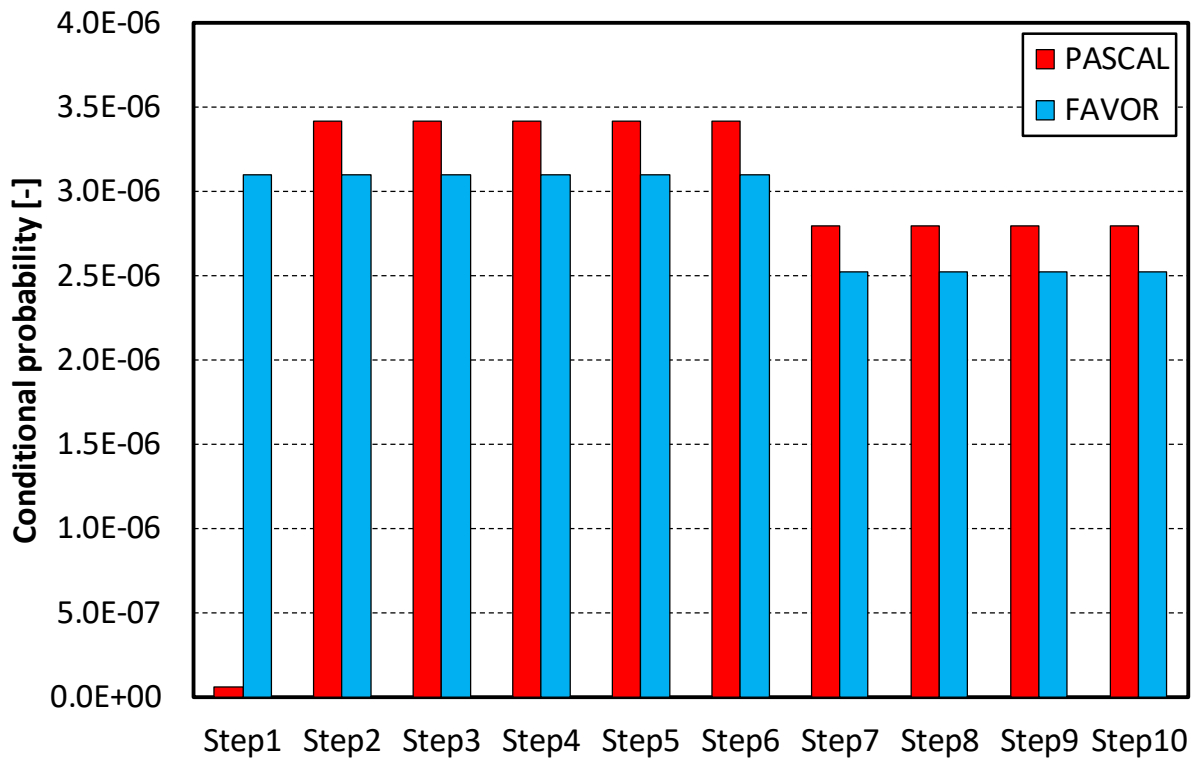


図2.3.2-27 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIの比較（母材部周方向内部楕円亀裂）

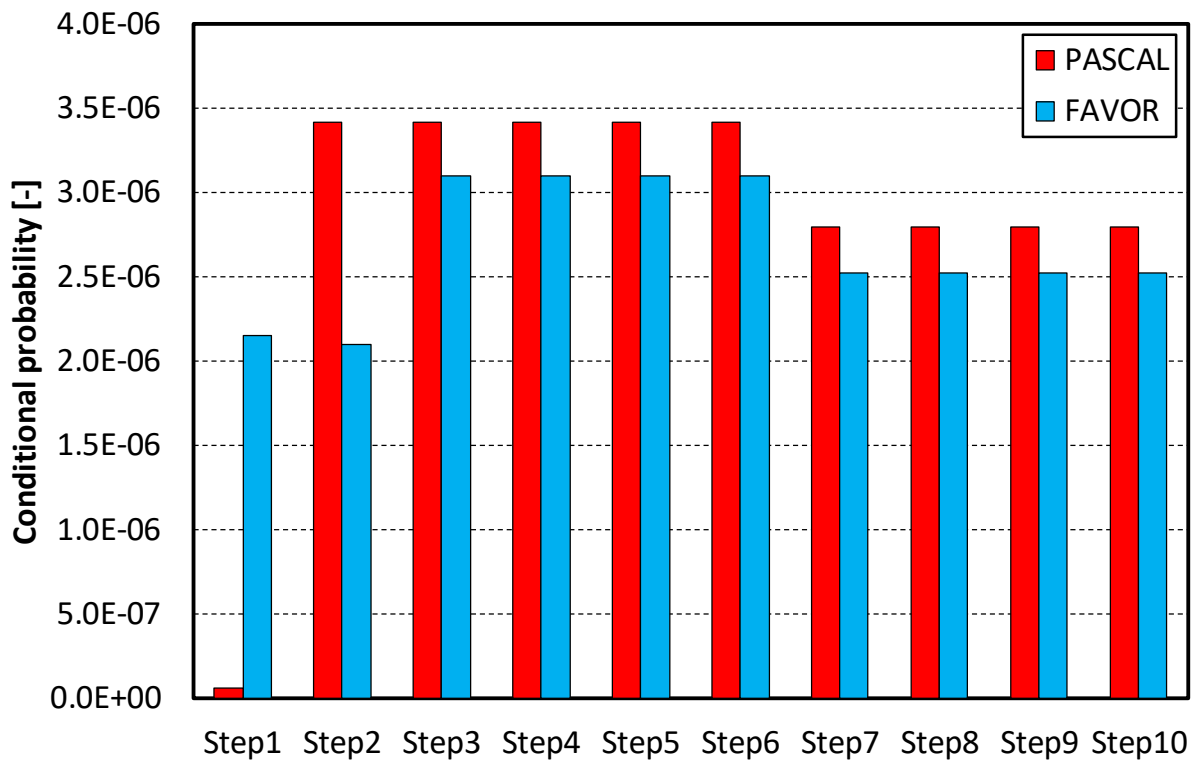


図2.3.2-28 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFの比較（母材部周方向内部楕円亀裂）

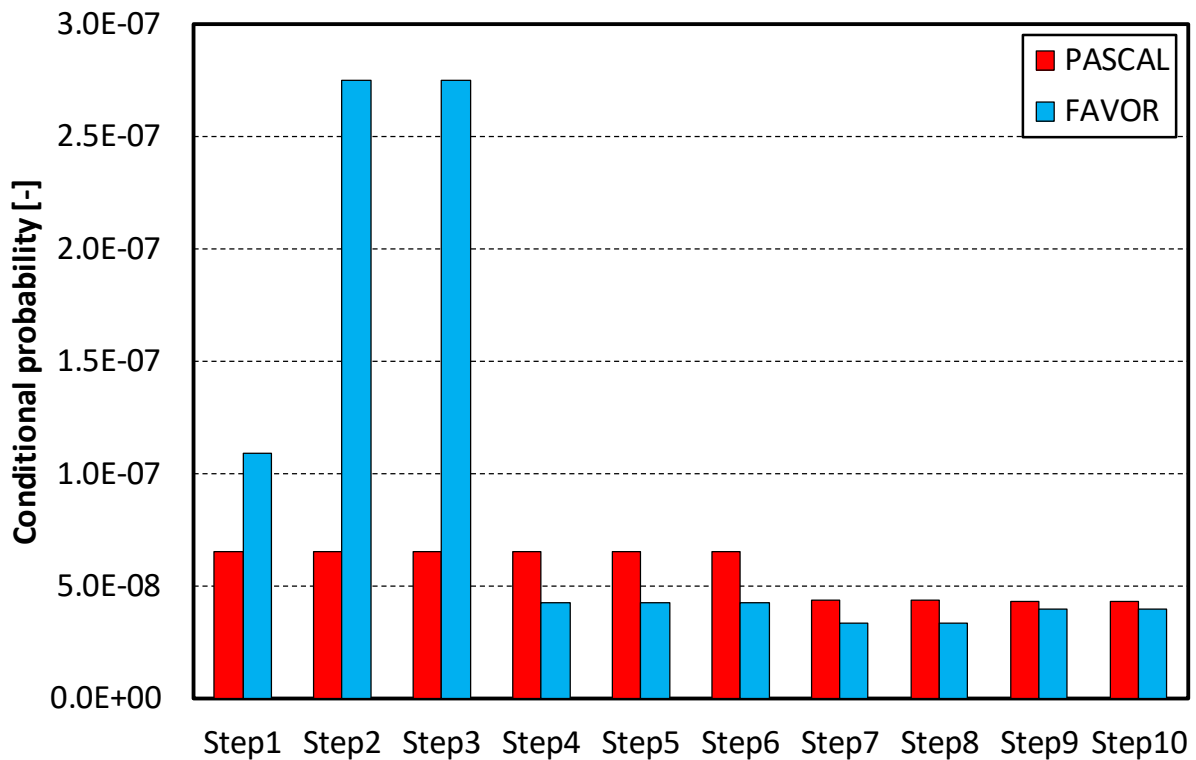


図2.3.2-29 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIの比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

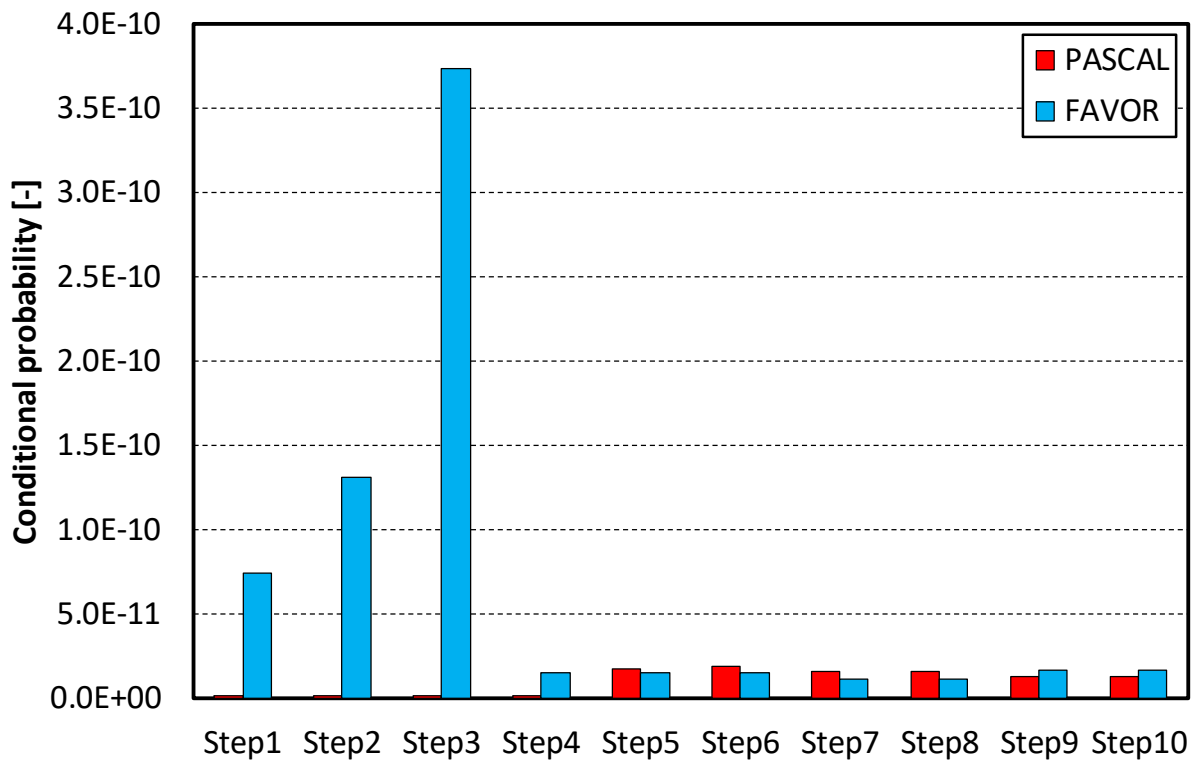


図2.3.2-30 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFの比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

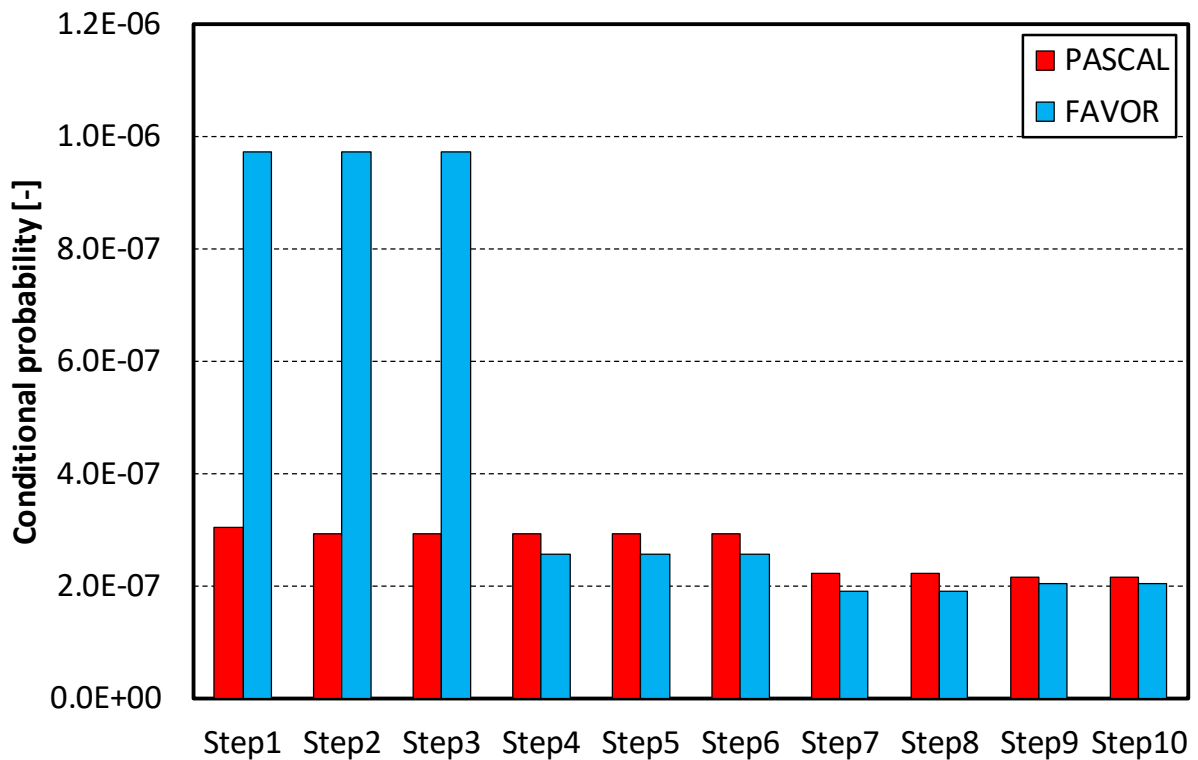


図2.3.2-31 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIの比較（溶接部周方向内部楕円亀裂）

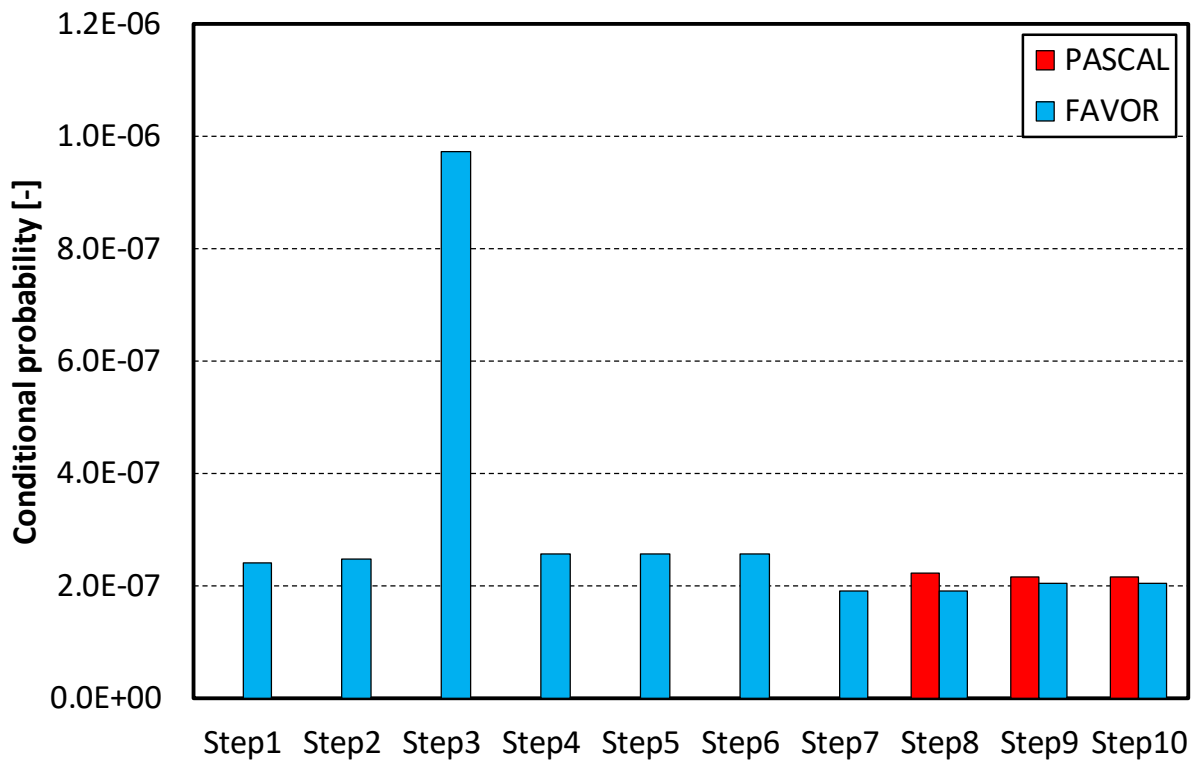


図2.3.2-32 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFの比較（溶接部周方向内部楕円亀裂）

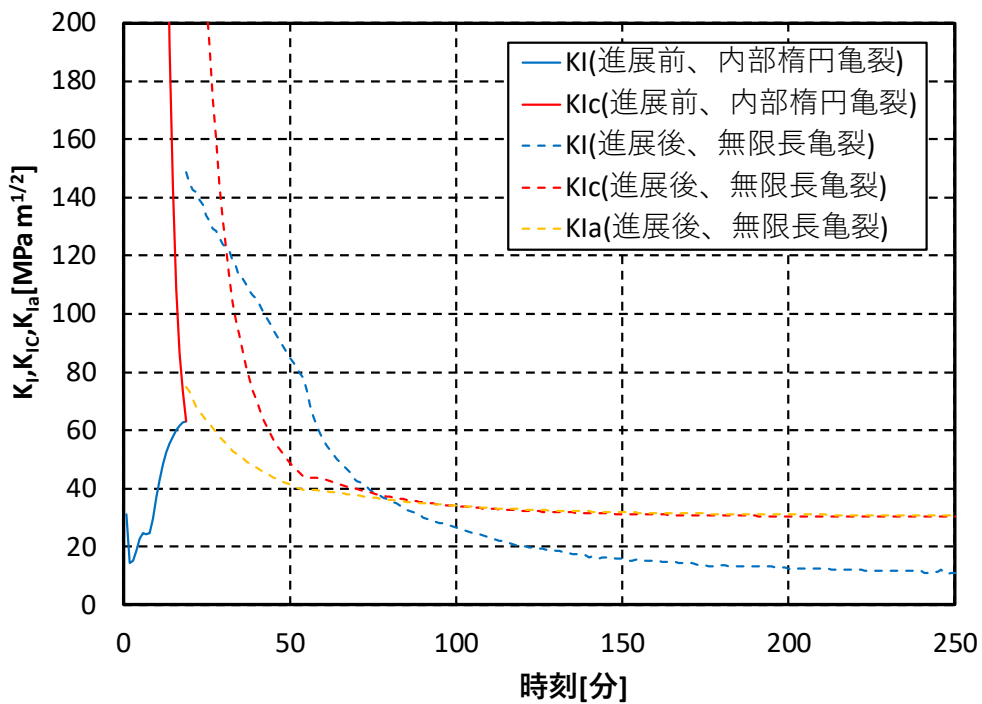


図2.3.2-33 LBLOCA-56の溶接部内部亀裂の応力拡大係数、破壊靱性、亀裂伝播停止破壊靱性の時刻歴の比較

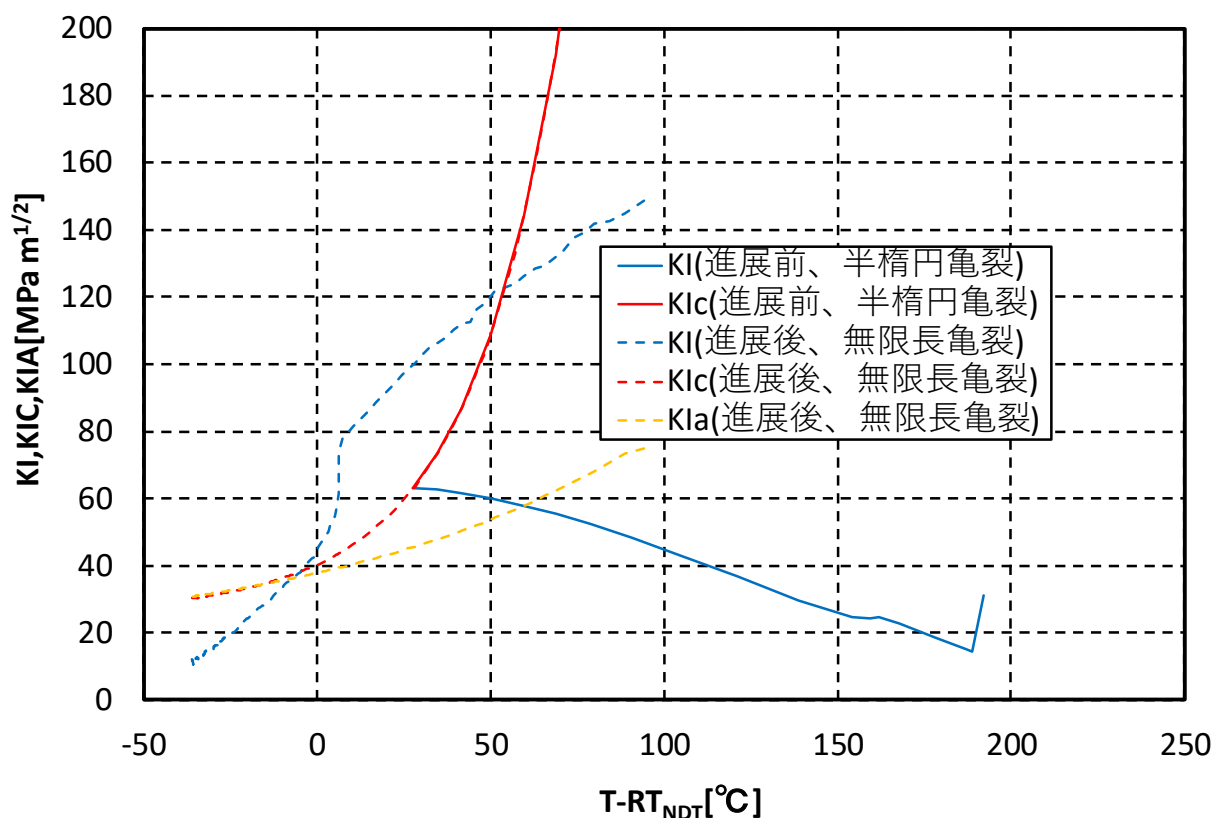


図2.3.2-34 LBLOCA-56の溶接部内部亀裂の応力拡大係数、破壊靱性、亀裂伝播停止破壊靱性の温度依存性の比較

### ③ SO-126

ここでは、①と同様に表 2.3.2-41 に示す 9 ステップの解析を、SO-126 事象を対象に行った結果を示す。なお、表 2.3.2-11 の条件では母材部内部亀裂については CPI 及び CPF が 0 となったため、ここでは表面亀裂のみを対象として比較計算を行った。

解析結果を表 2.3.2-42 から表 2.3.2-44 及び図 2.3.2-35 から図 2.3.2-40 に示す。解析結果から、SO-126 事象において CPI、CPF に影響があるステップとして以下の項目があげられる。

- Step 2 : 応力拡大係数
- Step 3 : 亀裂進展の処理 (溶接部のみ)
- Step 4 : 化学成分 (溶接部のみ)
- Step 5 : 亀裂進展刻み幅
- Step 7 : 温度等の出力位置

SO-126 事象は、圧力により亀裂の進展が駆動される事象であるため、ほぼ CPI と CPF が同程度のオーダーであり、CPF の処理の変更による影響は小さい傾向にある。

表 2.3.2-41 設定した解析ステップ

解析ステップ 項目	Step1	Step2	Step3	Step4	Step5	Step6	Step7	Step8	Step9
応力拡大係数	×	○	○	○	○	○	○	○	○
亀裂進展の処理	×	×	○	○	○	○	○	○	○
化学成分の分布	×	×	×	○	○	○	○	○	○
亀裂進展刻み幅	×	×	×	×	○	○	○	○	○
CPF の計算精度	×	×	×	×	×	○	○	○	○
温度等の出力位置	×	×	×	×	×	×	○	○	○
サンプル数	×	×	×	×	×	×	×	○	○
亀裂の再進展	×	×	×	×	×	×	×	×	○

※ ○は FAVOR と PASCAL の両者を一致させた（または十分な精度とした）項目、  
 ×は両者で差異がある項目（または精度が不足している可能性のある項目）を表す。

表 2.3.2-42 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$5.11 \times 10^{-6}$	$4.53 \times 10^{-6}$	1.13	$4.03 \times 10^{-6}$	$4.53 \times 10^{-6}$	0.89
Step2	$5.11 \times 10^{-6}$	$4.90 \times 10^{-6}$	1.04	$4.03 \times 10^{-6}$	$4.90 \times 10^{-6}$	0.82
Step3	$5.11 \times 10^{-6}$	$4.90 \times 10^{-6}$	1.04	$4.03 \times 10^{-6}$	$4.90 \times 10^{-6}$	0.82
Step4	$5.11 \times 10^{-6}$	$4.89 \times 10^{-6}$	1.04	$4.03 \times 10^{-6}$	$4.74 \times 10^{-6}$	0.85
Step5	$5.11 \times 10^{-6}$	$4.89 \times 10^{-6}$	1.04	$5.02 \times 10^{-6}$	$4.74 \times 10^{-6}$	1.06
Step6	$5.11 \times 10^{-6}$	$4.89 \times 10^{-6}$	1.04	$5.02 \times 10^{-6}$	$4.74 \times 10^{-6}$	1.06
Step7	$4.62 \times 10^{-6}$	$4.64 \times 10^{-6}$	0.99	$4.55 \times 10^{-6}$	$4.52 \times 10^{-6}$	1.01
Step8	$4.60 \times 10^{-6}$	$4.63 \times 10^{-6}$	0.99	$4.53 \times 10^{-6}$	$4.51 \times 10^{-6}$	1.00
Step9	$4.60 \times 10^{-6}$	$4.63 \times 10^{-6}$	0.99	$4.53 \times 10^{-6}$	$4.56 \times 10^{-6}$	0.99

表 2.3.2-43 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$4.71 \times 10^{-11}$	$9.38 \times 10^{-10}$	0.05	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.07 \times 10^{-12}$	44.2
Step2	$4.71 \times 10^{-11}$	$9.35 \times 10^{-10}$	0.05	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.66 \times 10^{-12}$	28.4
Step3	$4.71 \times 10^{-11}$	$9.35 \times 10^{-10}$	0.05	$4.71 \times 10^{-11}$	$9.35 \times 10^{-10}$	0.05
Step4	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.34 \times 10^{-11}$	3.53	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.34 \times 10^{-11}$	3.5
Step5	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.34 \times 10^{-11}$	3.53	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.34 \times 10^{-11}$	3.53
Step6	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.34 \times 10^{-11}$	3.53	$4.71 \times 10^{-11}$	$1.34 \times 10^{-11}$	3.53
Step7	$3.48 \times 10^{-11}$	$1.10 \times 10^{-11}$	3.16	$3.48 \times 10^{-11}$	$1.10 \times 10^{-11}$	3.16
Step8	$7.70 \times 10^{-11}$	$3.19 \times 10^{-11}$	2.41	$7.70 \times 10^{-11}$	$3.19 \times 10^{-11}$	2.41
Step9	$7.70 \times 10^{-11}$	$3.19 \times 10^{-11}$	2.41	$7.70 \times 10^{-11}$	$3.19 \times 10^{-11}$	2.41

表 2.3.2-44 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

解析ステップ	CPI			CPF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$5.37 \times 10^{-9}$	$5.56 \times 10^{-8}$	0.10	$5.37 \times 10^{-9}$	$4.85 \times 10^{-8}$	0.11
Step2	$1.54 \times 10^{-8}$	$5.56 \times 10^{-8}$	0.28	$1.54 \times 10^{-8}$	$4.87 \times 10^{-8}$	0.32
Step3	$1.54 \times 10^{-8}$	$5.56 \times 10^{-8}$	0.28	$1.54 \times 10^{-8}$	$5.56 \times 10^{-8}$	0.28
Step4	$1.54 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$	1.17	$1.54 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$	1.17
Step5	$1.54 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$	1.17	$1.54 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$	1.17
Step6	$1.54 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$	1.17	$1.54 \times 10^{-8}$	$1.32 \times 10^{-8}$	1.17
Step7	$1.51 \times 10^{-8}$	$1.28 \times 10^{-8}$	1.18	$1.51 \times 10^{-8}$	$1.28 \times 10^{-8}$	1.18
Step8	$1.45 \times 10^{-8}$	$1.38 \times 10^{-8}$	1.05	$1.45 \times 10^{-8}$	$1.38 \times 10^{-8}$	1.05
Step9	$1.45 \times 10^{-8}$	$1.38 \times 10^{-8}$	1.05	$1.45 \times 10^{-8}$	$1.38 \times 10^{-8}$	1.05

表 2.3.2-45 Step8 における溶接部周方向表面半楕円亀裂の信頼区間

解析ステップ	CPI			CPF		
	平均値	95%信頼 区間下限	95%信頼 区間上限	平均値	95%信頼 区間下限	95%信頼 区間上限
PASCAL	$7.70 \times 10^{-11}$	$1.06 \times 10^{-11}$	$1.43 \times 10^{-10}$	$7.70 \times 10^{-11}$	$1.06 \times 10^{-11}$	$1.43 \times 10^{-10}$
FAVOR	$3.19 \times 10^{-11}$	$2.18 \times 10^{-11}$	$4.19 \times 10^{-11}$	$3.19 \times 10^{-11}$	$2.18 \times 10^{-11}$	$4.19 \times 10^{-11}$

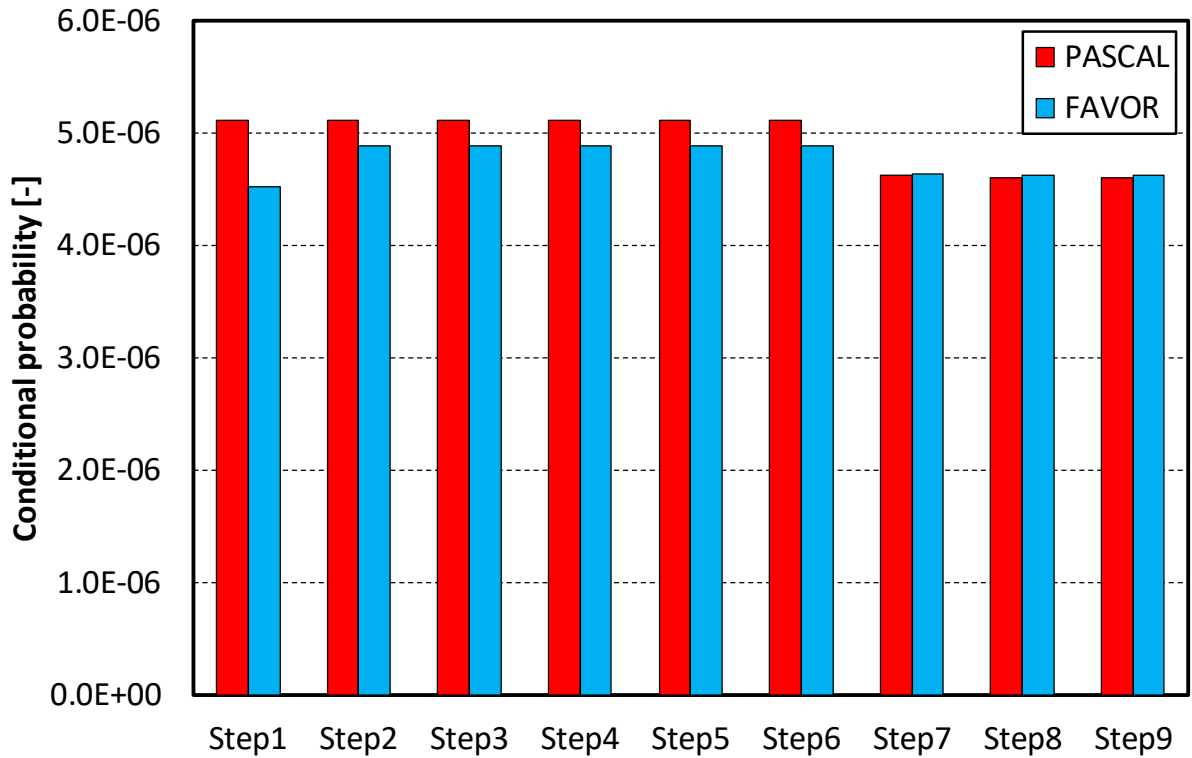


図2.3.2-35 SO-126の単一亀裂のCPIの比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）



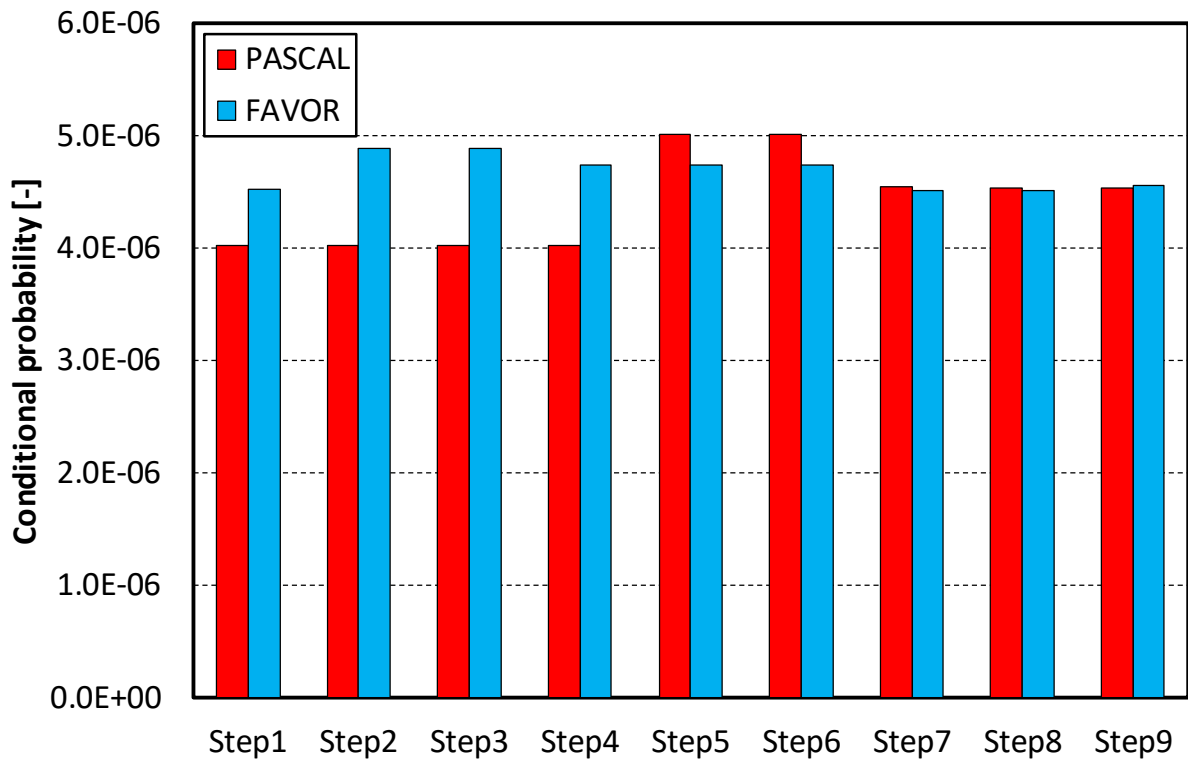


図2.3.2-36 SO-126の単一亀裂のCPFの比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

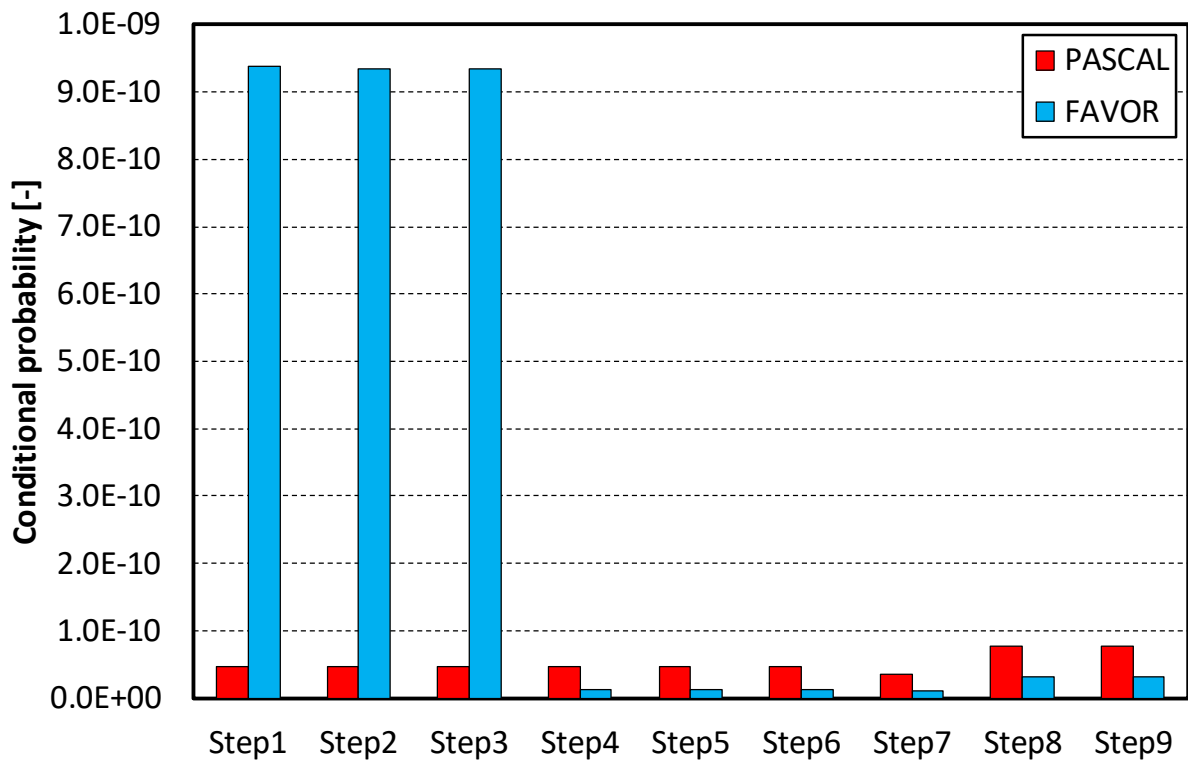


図2.3.2-37 SO-126の単一亀裂のCPIの比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

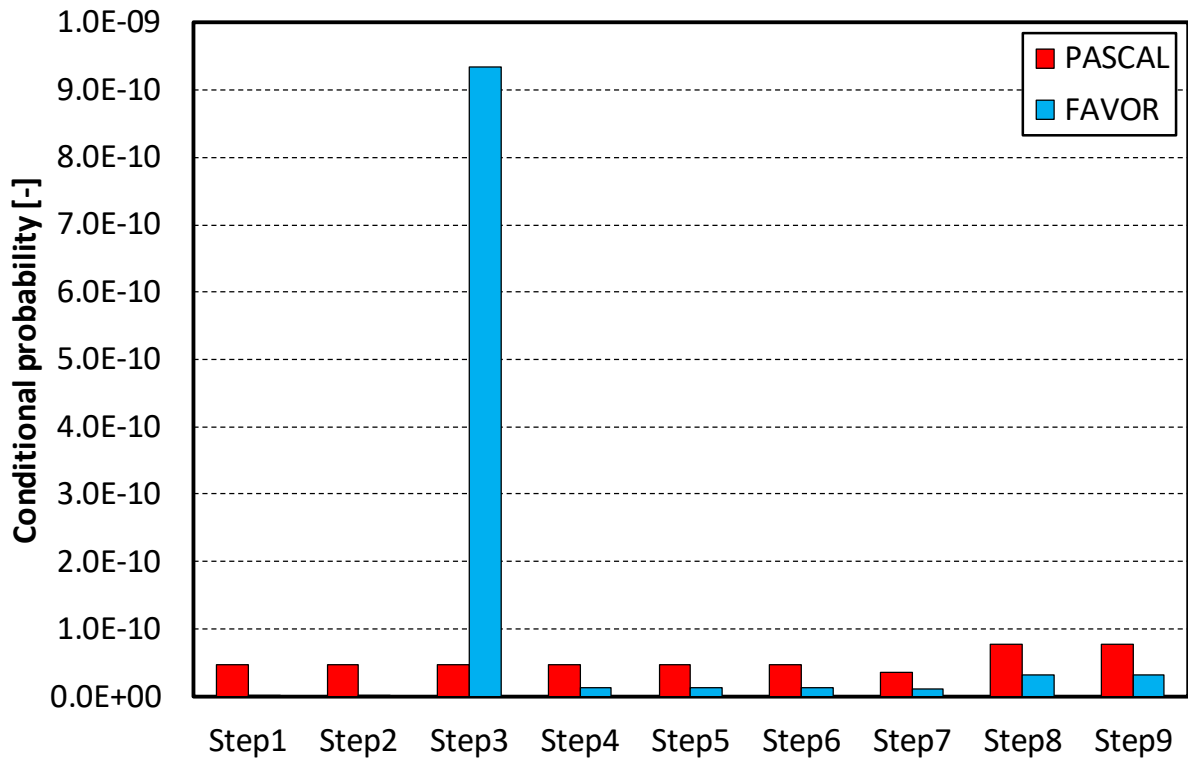


図2.3.2-38 SO-126の単一亀裂のCPFの比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

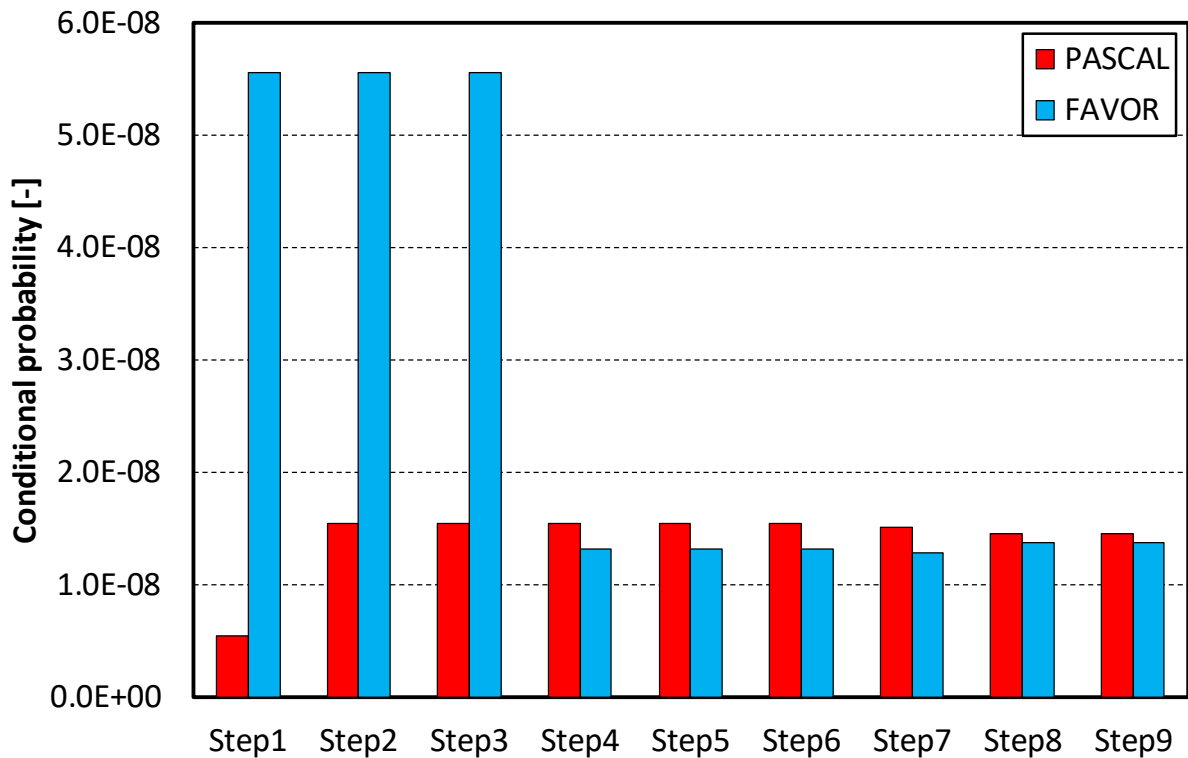


図2.3.2-39 SO-126の単一亀裂のCPIの比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

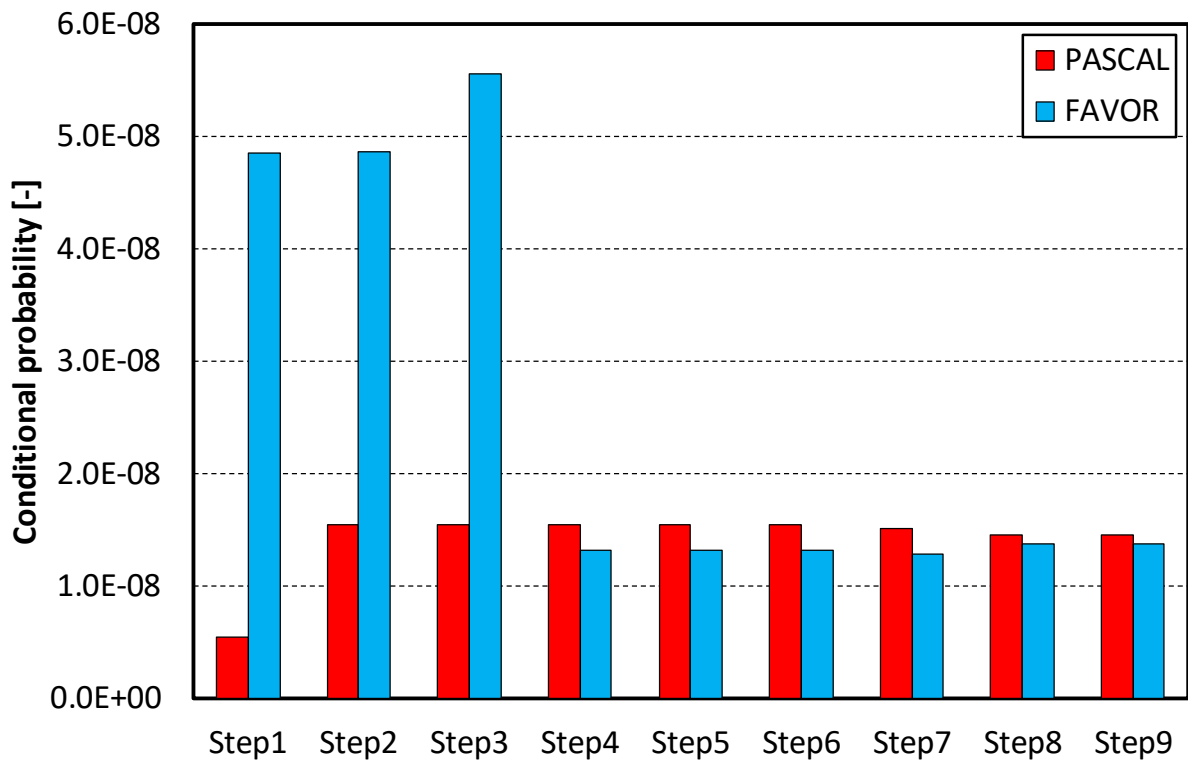


図2.3.2-40 SO-126の単一亀裂のCPFの比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

(b) 亀裂分布を考慮した解析

ここでは、PASCAL と FAVOR により算出した FCI 及び TWCF の差異を確認することを目的として解析を実施した。過渡事象としては、過年度の比較解析において差が顕著であった SBLOCA-114 事象に加え、TWCF への寄与度が高い SO-126 事象を選定した。その他の主な解析条件は、表 2.3.2-11 に示したものを使用した。

① SBLOCA-114

本解析では、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて TWCF を算出した際と同様に、FAVOR 及び PASCAL の認識論的不確実さを有する変数のサンプル数とともに、10 万サンプルとした。また、PASCAL において破損確率を算出する際に用いる中性子照射量を 0.5、1、4、7 [ $\times 10^{19}n/cm^2$ ] の 4 点とした。

各ステップにおいて、昨年度と同様に、中性子照射量分布による影響を確認するため、表 2.3.2-47 に示すように、中性子照射量分布の有無、溶接部の有無について、4 つの解析ケースに対する比較解析を行った。単一亀裂の CPF の比較と同様に、表 2.3.2-46 に示す。4 つのステップを設定した。

Step1 は、PASCAL 及び FAVOR の機能を変更せずに解析を行ったもの、Step2 は PASCAL と FAVOR の応力拡大係数を合わせたものである。また、Step3 は、(a)の最終ステップ相当であり、(a)の単一亀裂の CPI、CPF の検討において考慮したすべての項目を

考慮した。Step4 では、認識論的不確実さを有する変数のサンプル数を 100 万サンプルに増加した計算を実施した。ただし、Step4 では、Step3 における FCI や TWCF への亀裂位置の寄与に関して、内部亀裂からの寄与が 0.1% 以下であることを考慮して、表面亀裂のみを考慮することとした。

解析結果を表 2.3.2-48 から表 2.3.2-51 及び図 2.3.2-41 から図 2.3.2-48 に示す。

ケース a 及びケース c の照射量が一定のケースでは、FCI 及び TWCF が比較的高いため、10 万サンプルと比較的少ないサンプル数である Step3 においても PASCAL と FAVOR の結果は数%程度の範囲で一致する。

一方で、ケース b 及びケース d の照射量分布を考慮したケースでは、PASCAL と FAVOR の結果は最大 30% 程度の差異となった。これは、FCI や TWCF の値が低く、10 万サンプルではサンプル数が充分では無いと考えられる。実際に Step3 における PASCAL と FAVOR の FCI 及び TWCF の値は統計誤差 ( $3\sigma$ ) の範囲内で一致している。

ケース b 及びケース d の Step3 から Step4 では、FAVOR の FCI 及び TWCF の値は大きく変動する一方で、PASCAL の値は数%程度しか変化しない。これは、FAVOR では、亀裂密度から亀裂個数をサンプリングしており、PASCAL と較べてばらつきが大きいいため、平均値が収束しにくいことによると考えられる。

表 2.3.2-46 設定した解析ステップ

項目 \ 解析ステップ	Step1	Step2	Step3	Step4 ※1
応力拡大係数	×	○	○	○
亀裂進展の処理	×	×	○	○
化学成分の分布	×	×	○	○
亀裂進展刻み幅	×	×	○	○
CPF の計算精度	×	×	○	○
温度等の出力位置	×	×	○	○
内部亀裂の進展処理	×	×	○	○
亀裂の再進展	×	×	○	○
サンプル数	×	×	×	○

※ ○は FAVOR と PASCAL の両者を一致させた（または十分な精度とした）項目、  
×は両方で差異がある項目（または精度が不足している可能性のある項目）を表す。

\*1 Step4 の解析においては、表面亀裂のみを考慮することとした。（Step3 において、内部亀裂からの寄与が 0.1% 以下であったため、計算の高速化を目的として変更した。）

表 2.3.2-47 TWCF の比較の条件

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

表 2.3.2-48 SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較（解析ケース a）

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$3.55 \times 10^{-9}$	$3.76 \times 10^{-9}$	0.94	$1.59 \times 10^{-9}$	$2.33 \times 10^{-10}$	6.81
Step2	$3.55 \times 10^{-9}$	$3.44 \times 10^{-9}$	1.03	$1.59 \times 10^{-9}$	$6.33 \times 10^{-10}$	2.51
Step3	$3.17 \times 10^{-9}$	$3.08 \times 10^{-9}$	1.03	$2.29 \times 10^{-9}$	$2.21 \times 10^{-9}$	1.04
Step4	$3.15 \times 10^{-9}$	$3.18 \times 10^{-9}$	0.99	$2.28 \times 10^{-9}$	$2.28 \times 10^{-9}$	1.00

表 2.3.2-49 SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較（解析ケース b）

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$4.57 \times 10^{-10}$	$4.12 \times 10^{-10}$	1.11	$2.13 \times 10^{-10}$	$2.31 \times 10^{-11}$	9.23
Step2	$4.57 \times 10^{-10}$	$3.57 \times 10^{-10}$	1.28	$2.13 \times 10^{-10}$	$6.83 \times 10^{-11}$	3.13
Step3	$4.00 \times 10^{-10}$	$4.59 \times 10^{-10}$	0.87	$2.96 \times 10^{-10}$	$3.16 \times 10^{-10}$	0.94
Step4	$3.94 \times 10^{-10}$	$4.00 \times 10^{-10}$	0.99	$2.91 \times 10^{-10}$	$2.98 \times 10^{-10}$	0.98

表 2.3.2-50 SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較（解析ケース c）

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$3.50 \times 10^{-9}$	$3.67 \times 10^{-9}$	0.95	$1.57 \times 10^{-9}$	$2.00 \times 10^{-10}$	7.84
Step2	$3.50 \times 10^{-9}$	$3.28 \times 10^{-9}$	1.07	$1.57 \times 10^{-9}$	$5.67 \times 10^{-10}$	2.77
Step3	$3.13 \times 10^{-9}$	$3.43 \times 10^{-9}$	0.91	$2.26 \times 10^{-9}$	$2.43 \times 10^{-9}$	0.93
Step4	$3.11 \times 10^{-9}$	$3.07 \times 10^{-9}$	1.01	$2.25 \times 10^{-9}$	$2.19 \times 10^{-9}$	1.03

表 2.3.2-51 SBLOCA-114 の FCI、TWCF の比較 (解析ケース d)

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$4.51 \times 10^{-10}$	$4.74 \times 10^{-10}$	0.95	$2.11 \times 10^{-10}$	$2.69 \times 10^{-11}$	7.84
Step2	$4.51 \times 10^{-10}$	$4.20 \times 10^{-10}$	1.07	$2.11 \times 10^{-10}$	$8.39 \times 10^{-11}$	2.51
Step3	$3.94 \times 10^{-10}$	$4.64 \times 10^{-10}$	0.85	$2.92 \times 10^{-10}$	$3.37 \times 10^{-10}$	0.87
Step4	$3.88 \times 10^{-10}$	$3.79 \times 10^{-10}$	1.03	$2.87 \times 10^{-10}$	$2.75 \times 10^{-10}$	1.05

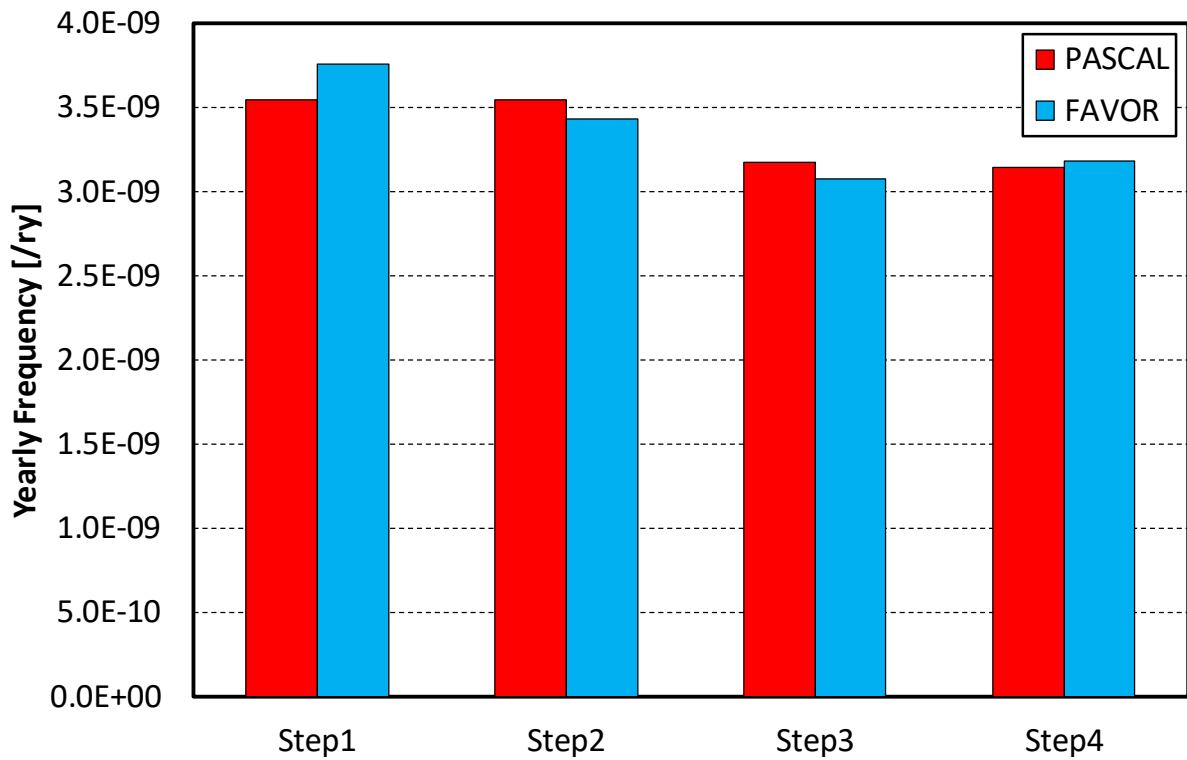


図 2.3.2-41 SBLOCA-114 の FCI の比較 (解析ケース a)

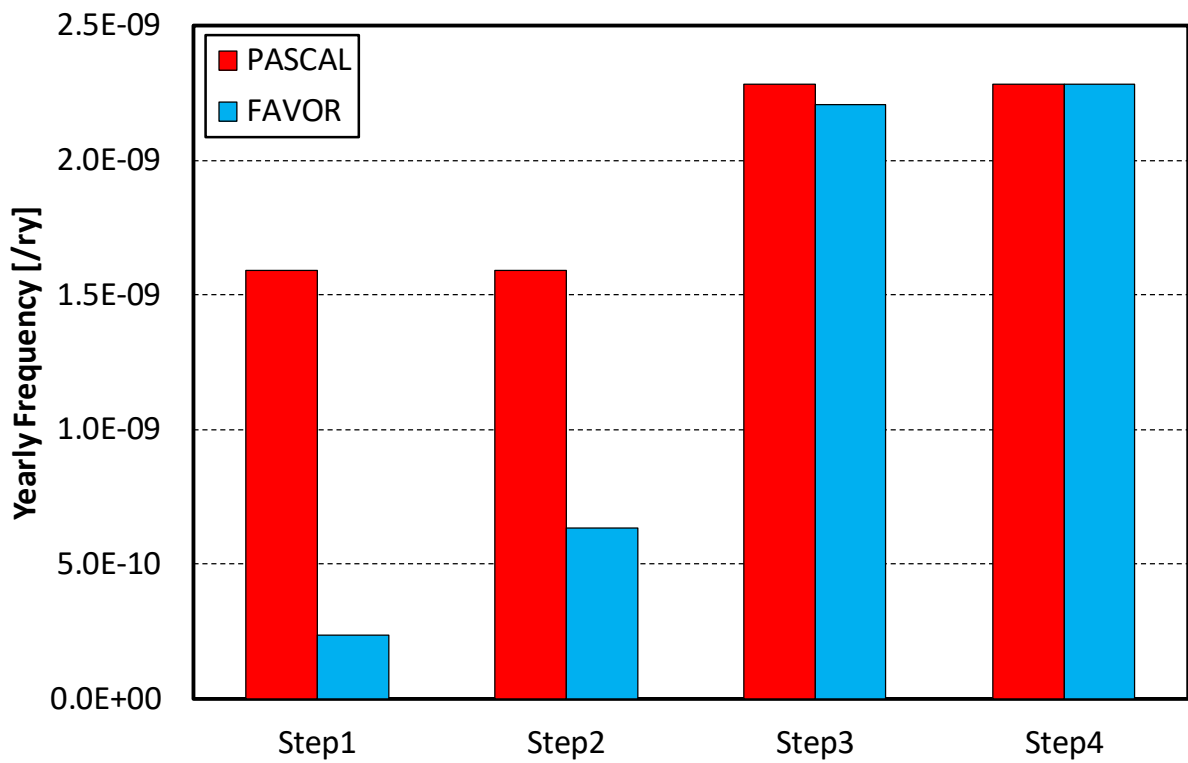


図2.3.2-42 SBLOCA-114のTWCFの比較（解析ケースa）

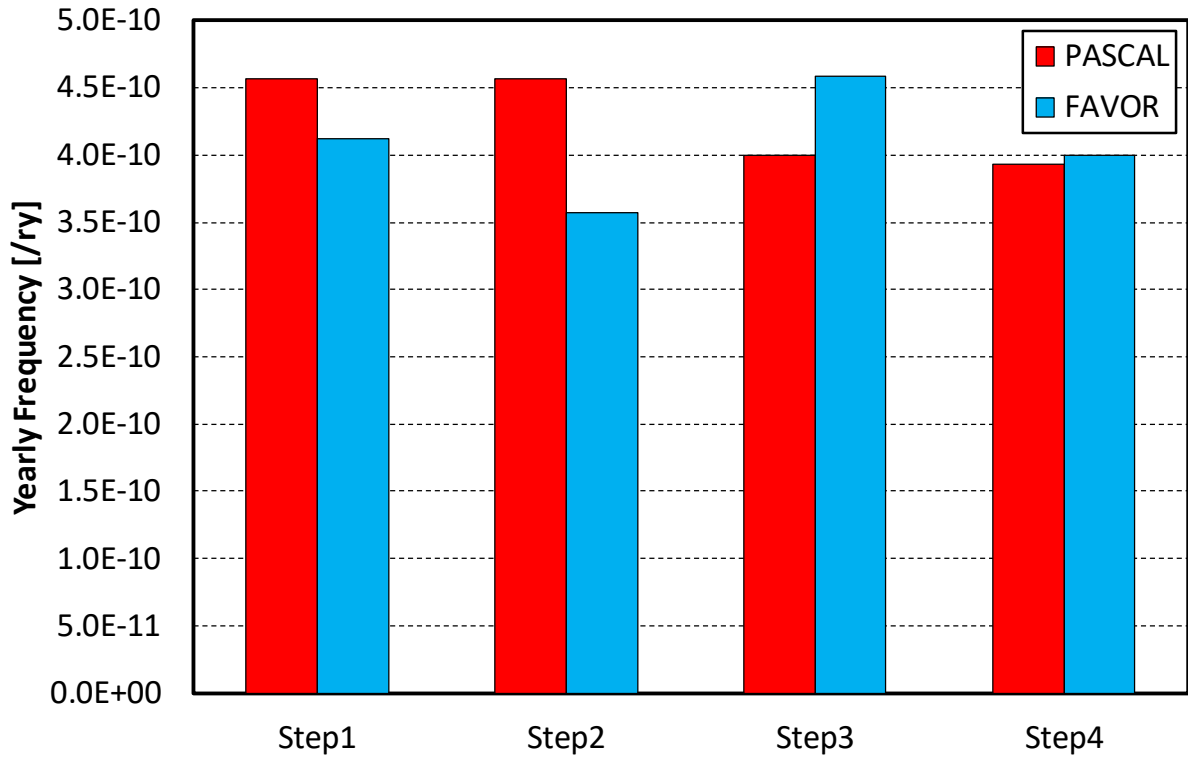


図2.3.2-43 SBLOCA-114のFCIの比較（解析ケースb）

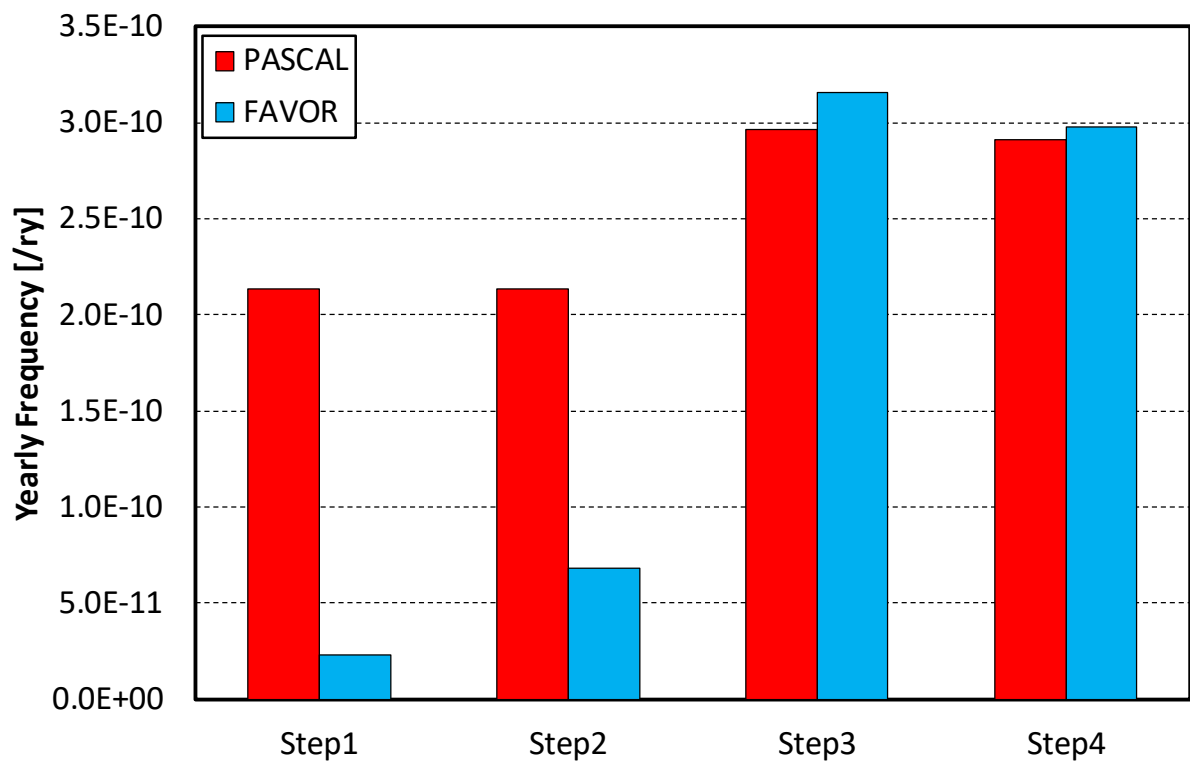


図2.3.2-44 SBLOCA-114のTWCFの比較（解析ケースb）

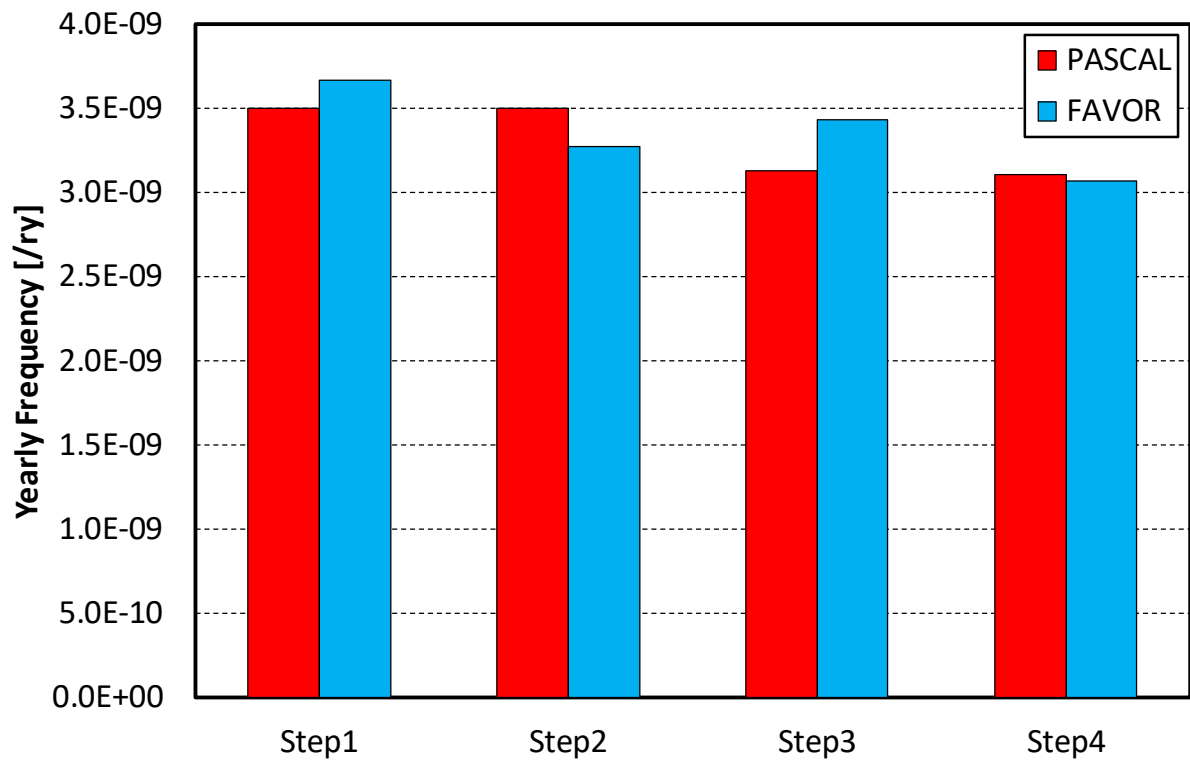


図2.3.2-45 SBLOCA-114のFCIの比較（解析ケースc）



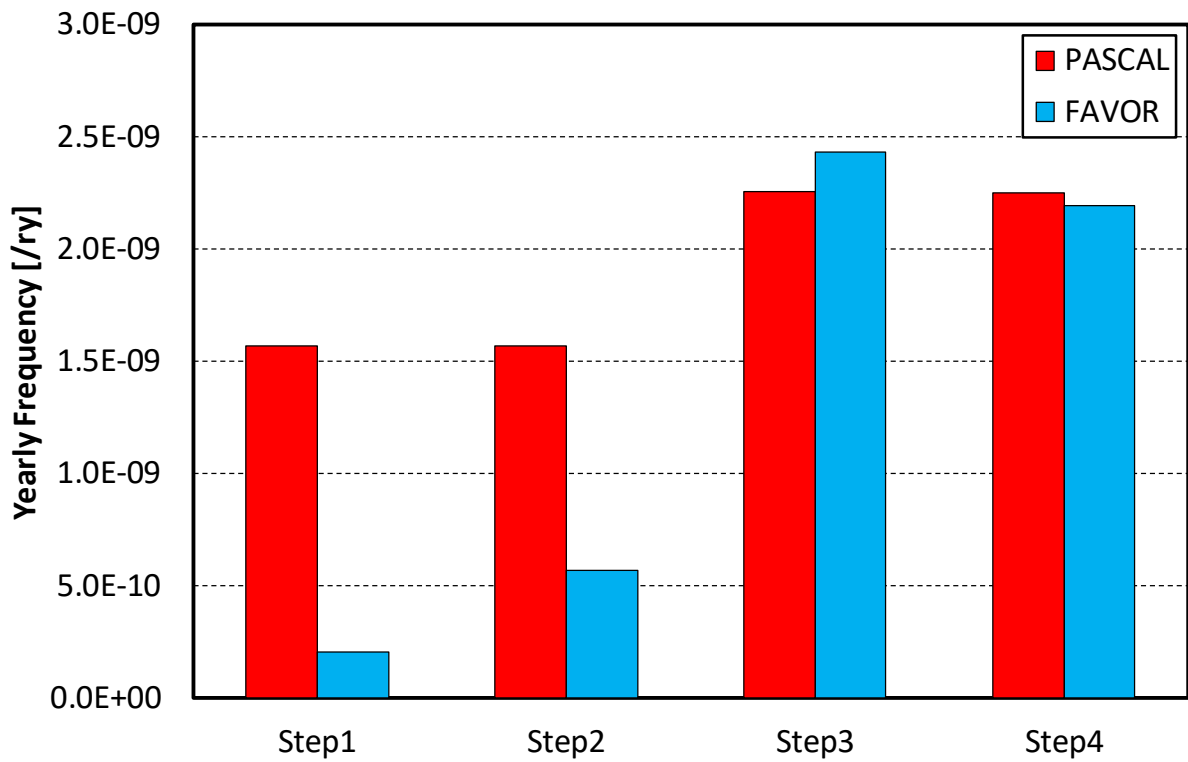


図2.3.2-46 SBLOCA-114のTWCFの比較（解析ケースc）

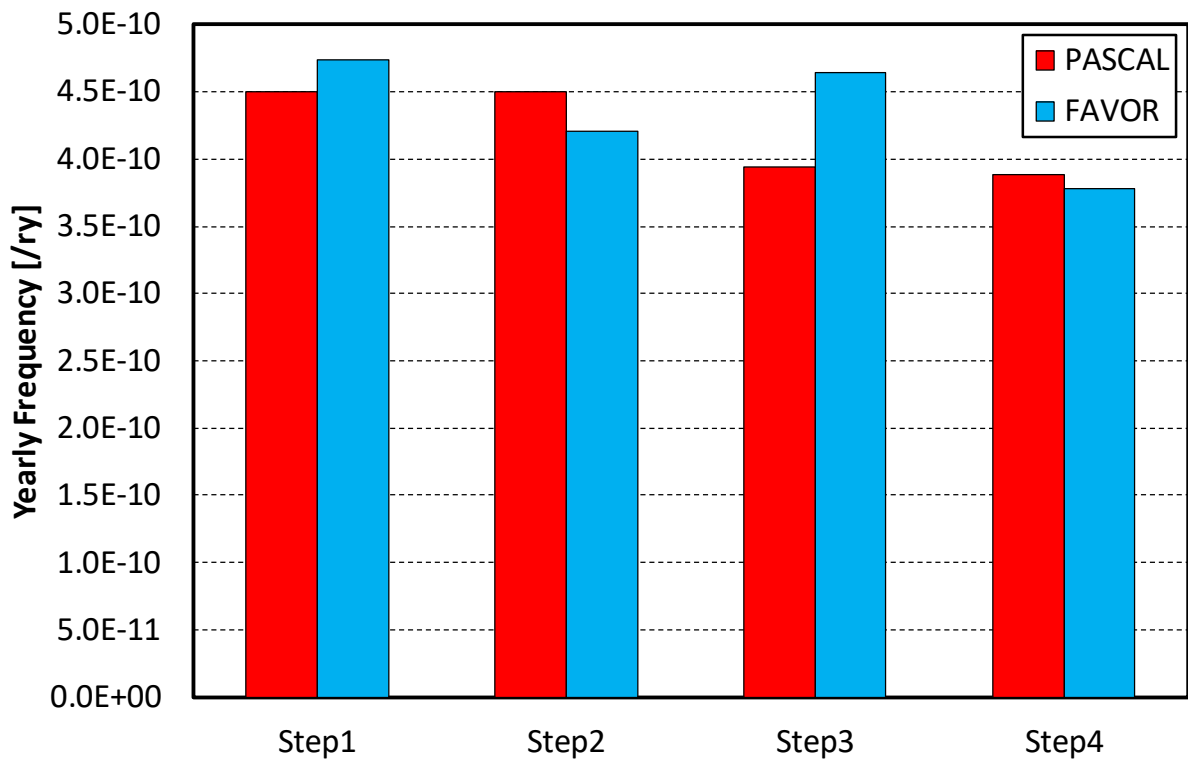


図2.3.2-47 SBLOCA-114のFCIの比較（解析ケースd）

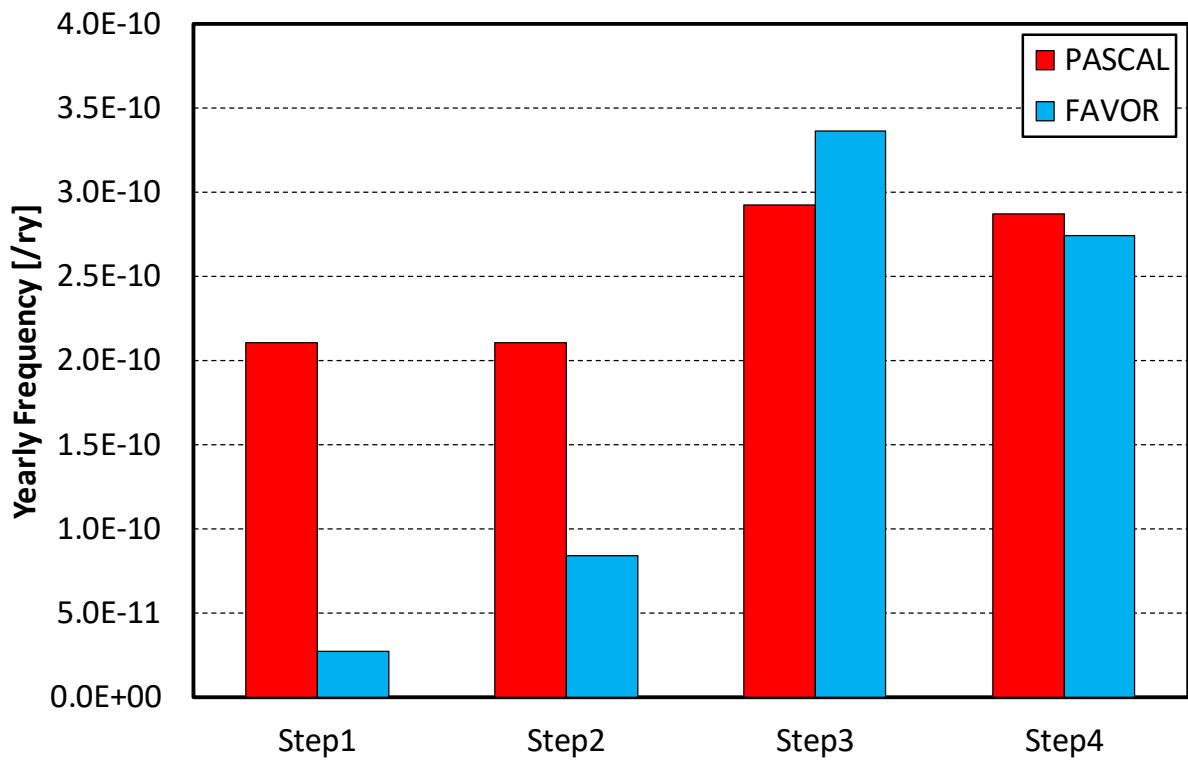


図2.3.2-48 SBLOCA-114のTWCFの比較（解析ケースd）

② SO-126

①と同様の条件で、過渡事象としてSO-126を想定した場合の解析結果を表2.3.2-52から表2.3.2-55及び図2.3.2-49から図2.3.2-56に示す。ケースaからケースdまでのいずれのケースにおいても、Step4におけるPASCALとFAVORの結果は最大で15%程度であった。SBLOCA-114と同様に、ケースb及びケースdのStep3からStep4では、FAVORのFCI及びTWCFの値は大きく変動する一方で、PASCALの値は数%程度しか変化しておらず、PASCALとFAVORの亀裂分布の取扱いの差異が影響していると考えられる。

表2.3.2-52 SO-126のFCI、TWCFの比較（解析ケースa）

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/FAVOR
Step1	6.91×10 <sup>-10</sup>	9.91×10 <sup>-10</sup>	0.70	4.27×10 <sup>-10</sup>	9.91×10 <sup>-10</sup>	0.43
Step2	6.91×10 <sup>-10</sup>	6.66×10 <sup>-10</sup>	1.04	4.27×10 <sup>-10</sup>	6.66×10 <sup>-10</sup>	0.64
Step3	6.30×10 <sup>-10</sup>	6.03×10 <sup>-10</sup>	1.05	5.29×10 <sup>-10</sup>	5.12×10 <sup>-10</sup>	1.03
Step4	6.23×10 <sup>-10</sup>	6.32×10 <sup>-10</sup>	0.99	5.31×10 <sup>-10</sup>	5.37×10 <sup>-10</sup>	0.99

表 2.3.2-53 SO-126 の FCI、TWCF の比較（解析ケース b）

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$7.65 \times 10^{-11}$	$8.70 \times 10^{-11}$	0.88	$4.20 \times 10^{-11}$	$8.70 \times 10^{-11}$	0.48
Step2	$7.65 \times 10^{-11}$	$5.30 \times 10^{-11}$	1.44	$4.20 \times 10^{-11}$	$5.30 \times 10^{-11}$	0.79
Step3	$6.87 \times 10^{-11}$	$9.03 \times 10^{-11}$	0.76	$5.47 \times 10^{-11}$	$7.08 \times 10^{-11}$	0.77
Step4	$6.73 \times 10^{-11}$	$6.91 \times 10^{-11}$	0.98	$5.44 \times 10^{-11}$	$5.54 \times 10^{-11}$	0.98

表 2.3.2-54 SO-126 の FCI、TWCF の比較（解析ケース c）

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$6.82 \times 10^{-10}$	$9.54 \times 10^{-10}$	0.72	$4.21 \times 10^{-10}$	$9.54 \times 10^{-10}$	0.44
Step2	$6.82 \times 10^{-10}$	$6.26 \times 10^{-10}$	1.09	$4.21 \times 10^{-10}$	$6.26 \times 10^{-10}$	0.67
Step3	$6.22 \times 10^{-10}$	$7.18 \times 10^{-10}$	0.87	$5.22 \times 10^{-10}$	$6.13 \times 10^{-10}$	0.85
Step4	$6.14 \times 10^{-10}$	$6.07 \times 10^{-10}$	1.01	$5.24 \times 10^{-10}$	$5.14 \times 10^{-10}$	1.02

表 2.3.2-55 SO-126 の FCI、TWCF の比較（解析ケース d）

解析ステップ	FCI			TWCF		
	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR	PASCAL	FAVOR	PASCAL/ FAVOR
Step1	$7.55 \times 10^{-11}$	$1.06 \times 10^{-10}$	0.71	$4.15 \times 10^{-11}$	$1.06 \times 10^{-10}$	0.39
Step2	$7.55 \times 10^{-11}$	$6.81 \times 10^{-11}$	1.11	$4.15 \times 10^{-11}$	$6.81 \times 10^{-11}$	0.61
Step3	$6.78 \times 10^{-11}$	$8.79 \times 10^{-11}$	0.77	$5.40 \times 10^{-11}$	$7.14 \times 10^{-11}$	0.76
Step4	$6.64 \times 10^{-11}$	$6.53 \times 10^{-11}$	1.02	$5.37 \times 10^{-11}$	$5.18 \times 10^{-11}$	1.04

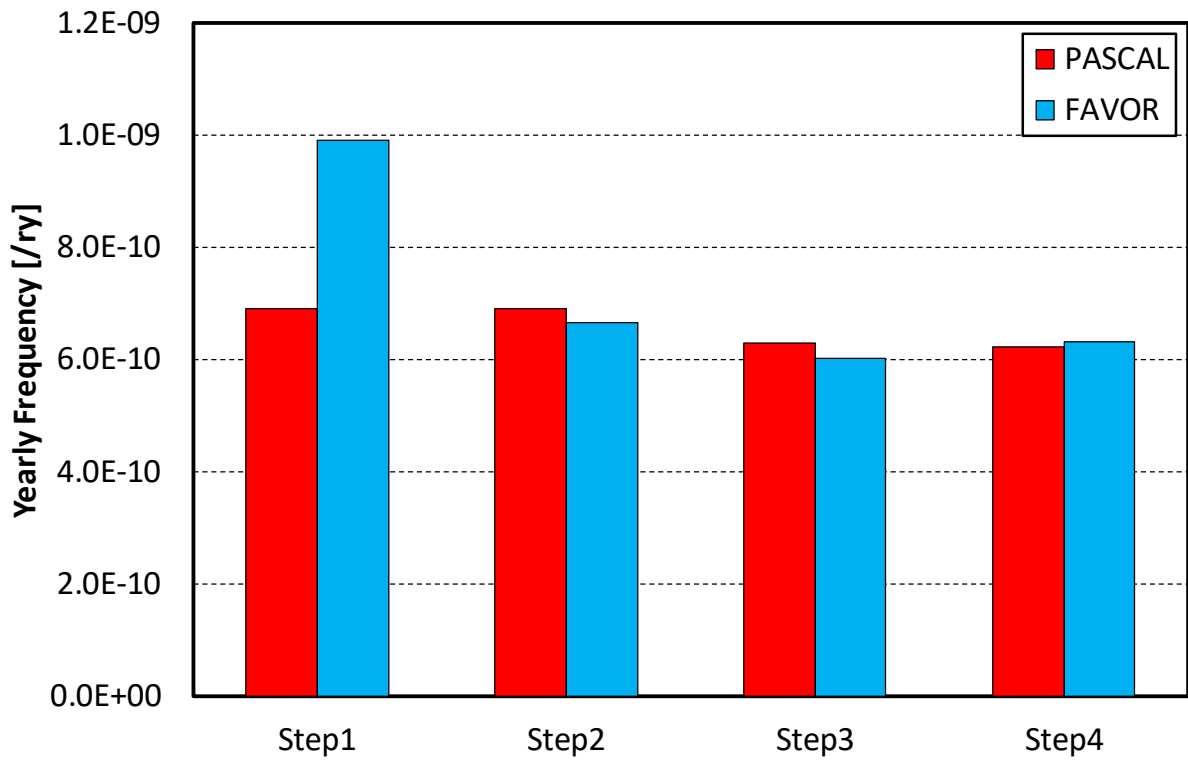


図2.3.2-49 SO-126のFCIの比較 (解析ケースa)

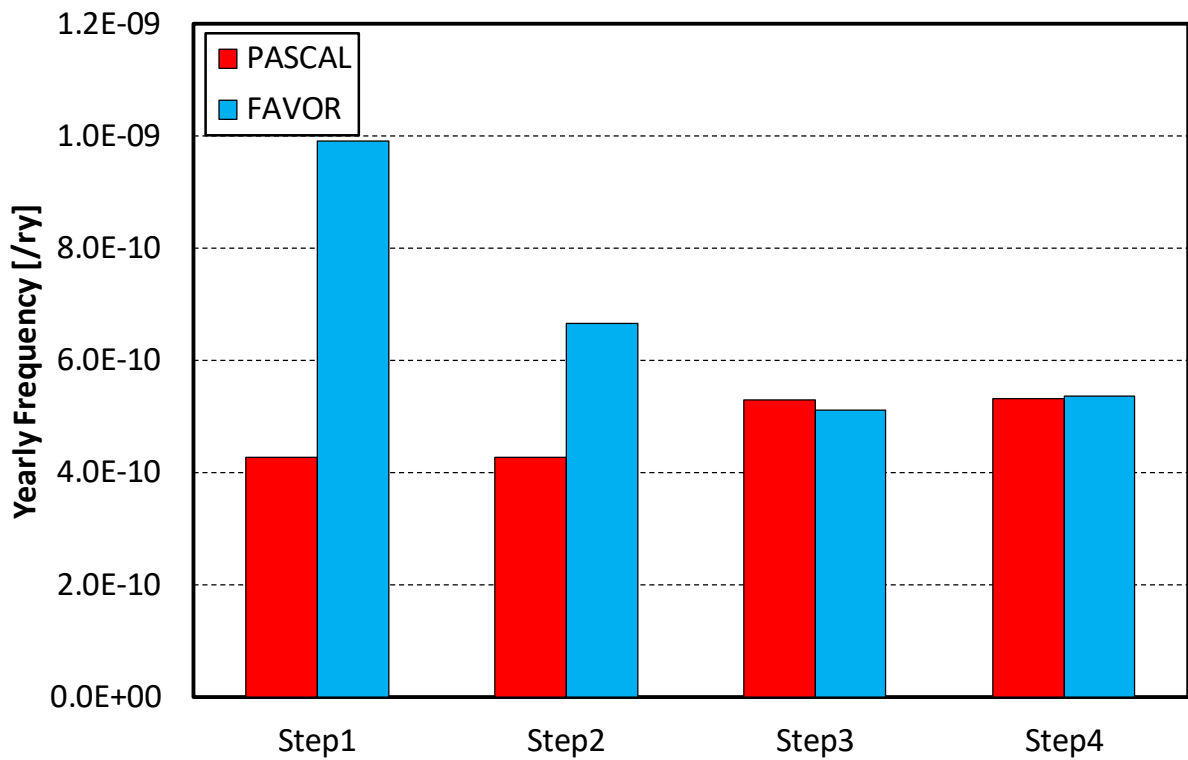


図2.3.2-50 SO-126のTWCFの比較 (解析ケースa)

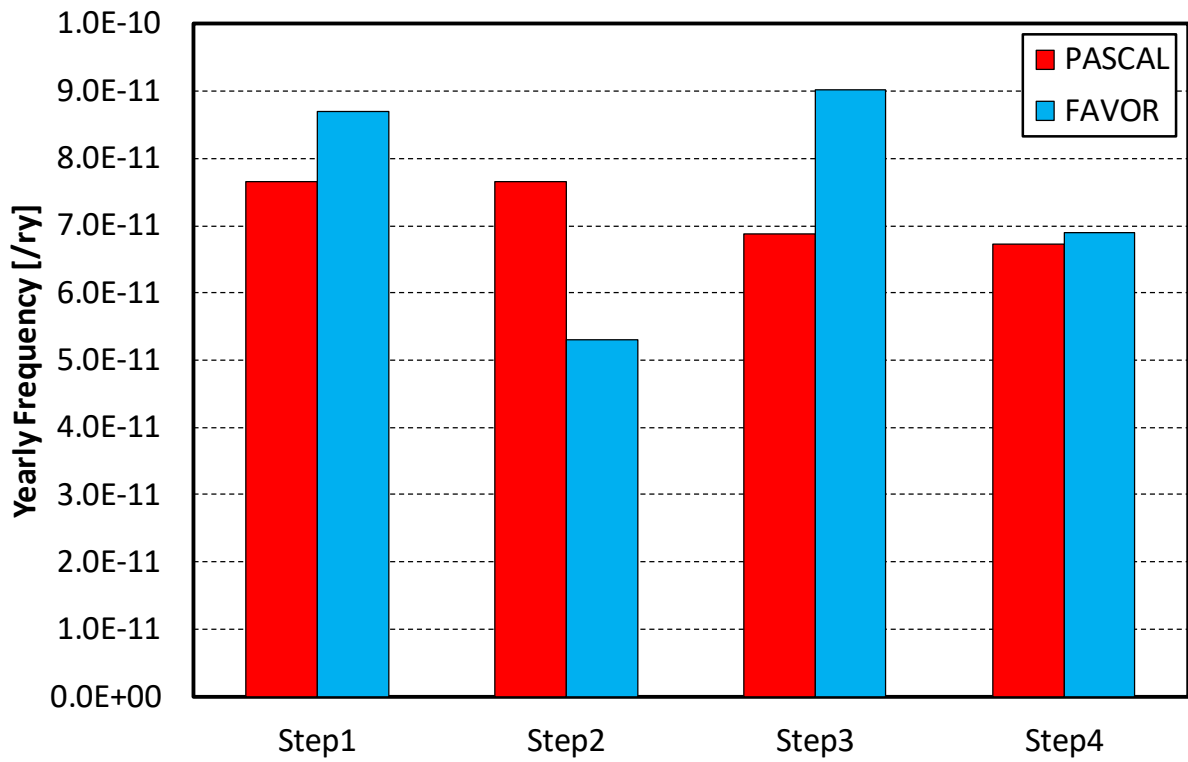


図2.3.2-51 SO-126のFCIの比較 (解析ケースb)

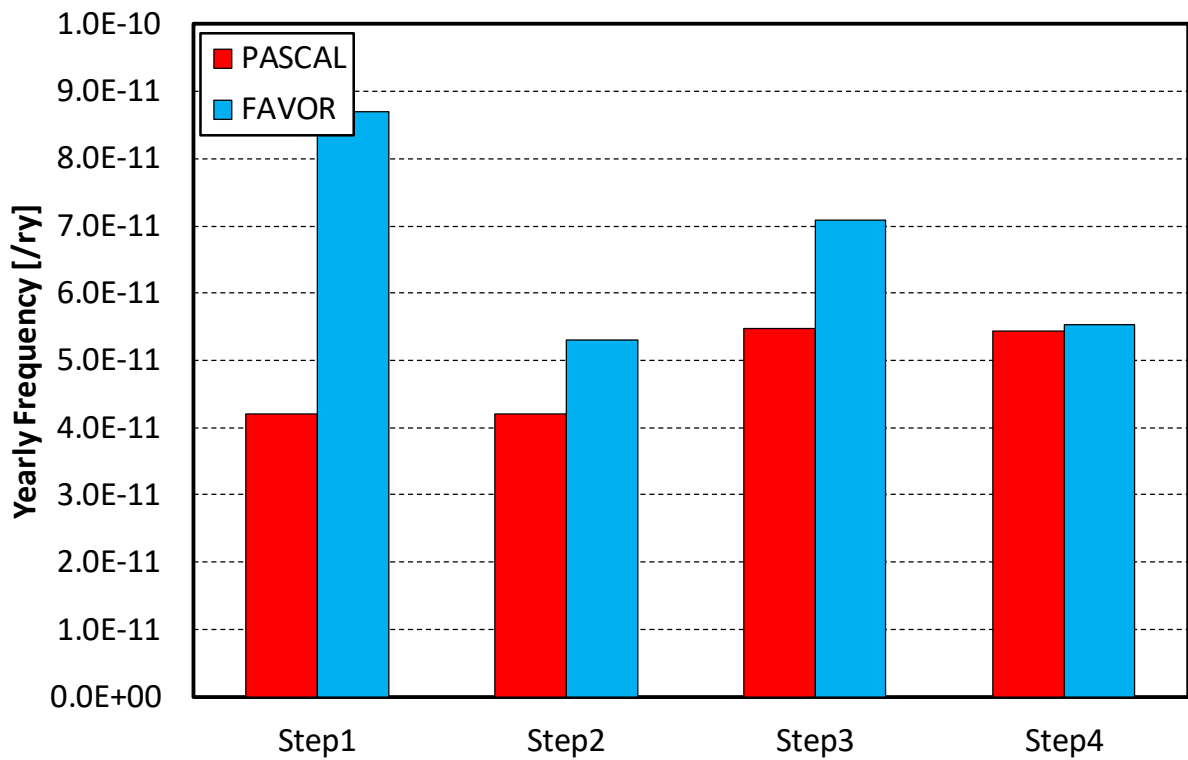


図2.3.2-52 SO-126のTWCFの比較 (解析ケースb)

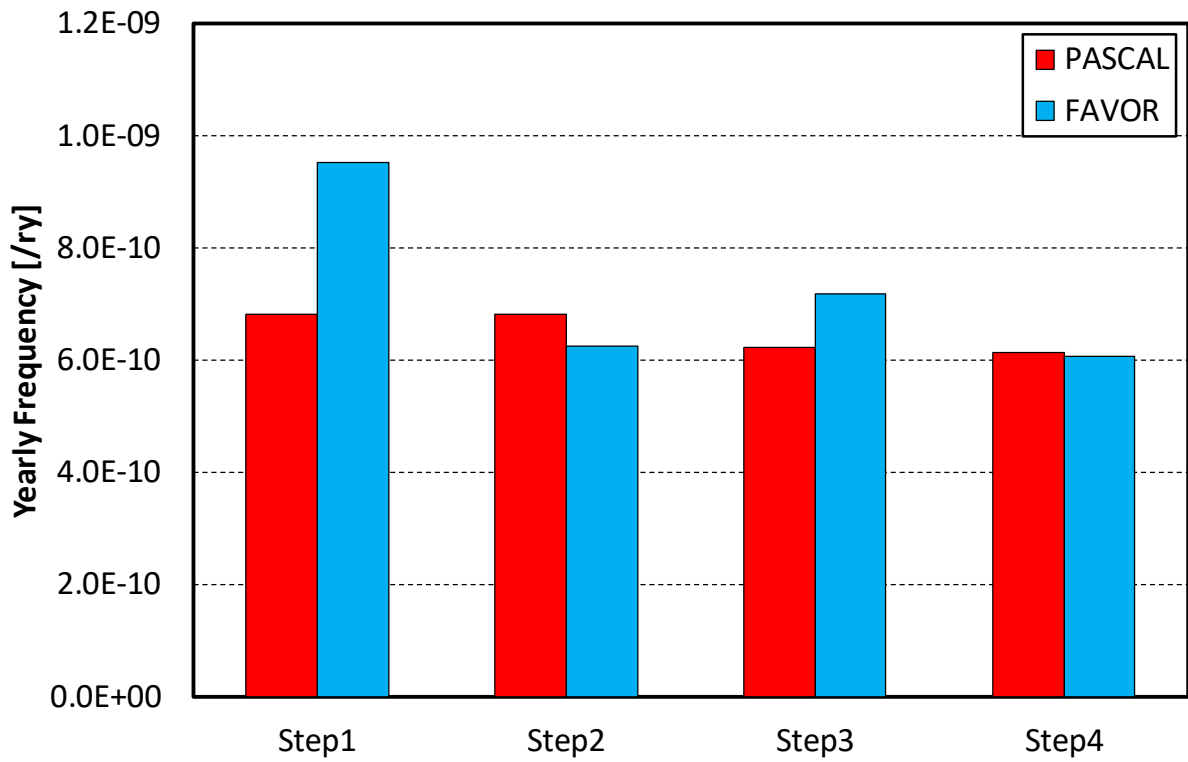


図2.3.2-53 SO-126のFCIの比較（解析ケースc）

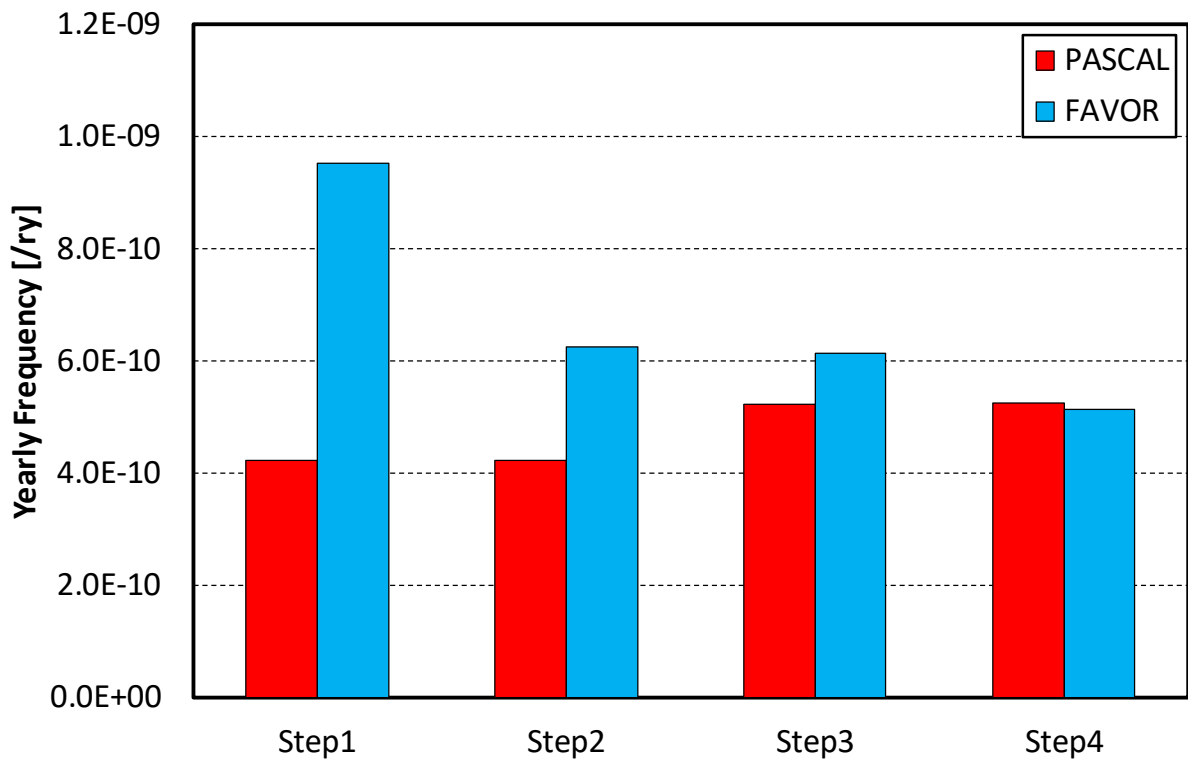


図2.3.2-54 SO-126のTWCFの比較（解析ケースc）

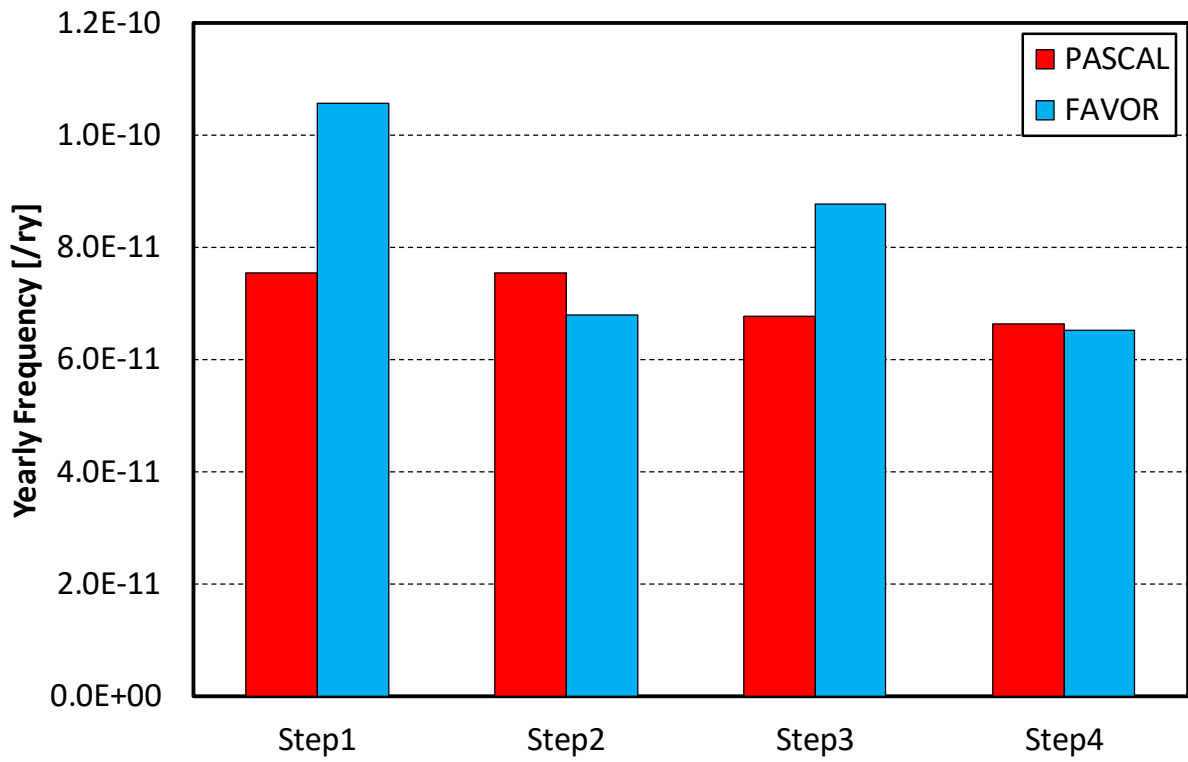


図2.3.2-55 SO-126のFCIの比較 (解析ケースd)

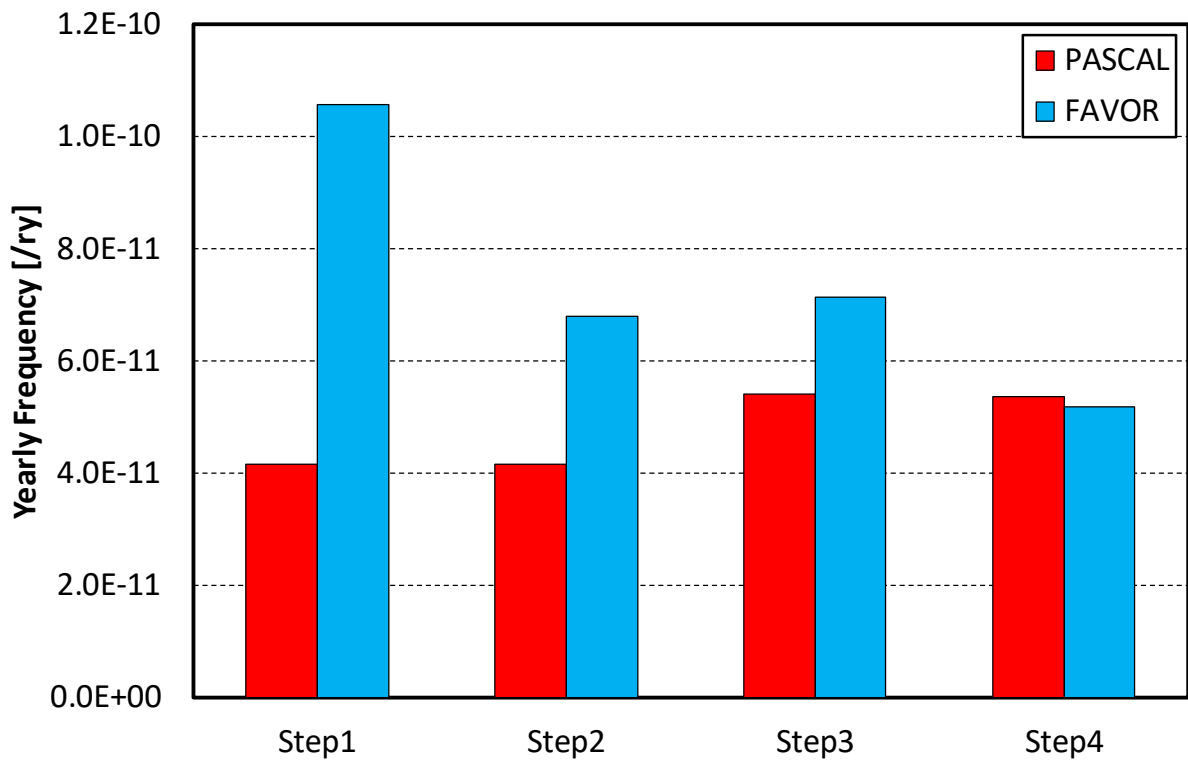


図2.3.2-56 SO-126のTWCFの比較 (解析ケースd)

## 2) 認識論的不確実さを考慮した比較

認識論的不確実さを考慮した解析について、PASCAL 及び FAVOR により算出されるパーセンタイル値について、差異の有無とその原因を明らかにすることを目的とした比較解析を行った。単一亀裂を対象とした解析を 2.3.2(3)2(a)に示す。本解析の主な解析条件を表 2.3.2-56 及び表 2.3.2-57 に示す。使用するデータについては、過年度までにまとめた国内モデルデータを用い、予測式や評価モデルについては FAVOR で用いられている条件を使用した。



表 2.3.2-56 認識論的不確実さを考慮した比較解析の主な解析条件 (1/2)

分類	項目	条件	不確実さの考慮 ○：認識論的不確実さ ●：偶然的な不確実さ
容器 寸法	板厚	母材：200 mm、クラッド：5.5 mm	
	内径(クラッド厚さは含まない)	1994.5 mm	
過渡 事象	対象とする事象	SBLOCA-114 (単一亀裂、亀裂分布) SO-126 (亀裂分布)	
	発生頻度	米国 BV の分布データ	○
単一 亀裂	表面亀裂	母材部周方向半楕円亀裂 (深さ $a=3\%$ 、アスペクト比 $c/a=5$ ) 溶接部周方向半楕円亀裂 (深さ $a=3\%$ 、アスペクト比 $c/a=5$ )	
	内部亀裂	母材部軸方向楕円亀裂 (深さ $2a=5\%$ 、アスペクト比 $c/a=1$ 深さ方向位置：0.1 mm) 溶接部軸方向楕円亀裂 (深さ $2a=20\%$ 、アスペクト比 $c/a=1$ 深さ方向位置：0.1 mm)	
亀裂 分布	表面亀裂分布	国内モデルデータ	○
	内部亀裂分布	国内モデルデータ	○
中性 子照 射	中性子照射量	$7.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	○
	中性子照射量の分布	台湾のデータ	
	中性子照射量のばらつき	平均値の 13.1 %	
	EFPY	48 EFY	
	板厚内の減衰	考慮する	
	照射温度	288 °C	

表 2.3.2-57 認識論的不確実さを考慮した比較解析の主な解析条件 (2/2)

分類	項目	条件	不確実さの考慮 ○：認識論的不確実さ ●：偶然的不確実さ
材料 特性	RT <sub>NDT</sub> の初期値	母材：-5 °C、溶接材：-50 °C	○
	RT <sub>NDT</sub> の初期値のばらつき	9.4 °C	
	脆化予測式	10CFR50.61a に基づく FAVOR の脆化予測式	
	脆化予測式のばらつき	考慮しない	
	Cu 平均値	母材：0.16 wt%、溶接材：0.14 wt%	○
	Ni 平均値	母材：0.61 wt%、溶接材：0.80 wt%	
	P 平均値	母材：0.010 wt%、溶接材：0.012 wt%	
	Mn 平均値	母材：1.41 wt%、溶接材：1.22 wt%	
	Cu 標準偏差	0.01 wt%	
	Ni 標準偏差	0.02 wt%	
	P 標準偏差	米国 BV の値を用いる <sup>52</sup>	
	Mn 標準偏差	米国 BV の値を用いる <sup>52</sup>	
	破壊靱性 K <sub>Ic</sub>	ORNL 99/27	●
	亀裂伝播停止破壊靱性 K <sub>Ia</sub>	ORNL 99/27	●
流動応力	500 MPa		
その他	高温予荷重効果	考慮する	
	亀裂貫通判定	板厚比 0.8	

(a) 単一亀裂を対象とした解析

単一亀裂を対象とした解析では、PASCALとFAVORにより算出されるCPFの差異及びその差異の原因を確認することを目的として解析を実施した。ここではCPI及びCPFの90%ile値、95%ile値、99%ile値及び99.9%ile値についてPASCAL(MC法)、PASCAL(LHS法)及びFAVORにより算出した値の比較を行った。単一亀裂は、表2.3.2-56に示したように母材部周方向表面半楕円亀裂、溶接部周方向表面半楕円亀裂、母材部軸方向内部楕円亀裂、溶接部軸方向内部楕円亀裂の4パターンを対象とし、寸法については、過年度の比較解析において大きなCPFが算出された寸法を対象とした。この解析では考慮する過渡事象として、過年度の比較解析において差が顕著であったSBLOCA-114及びTWCFへの寄与度が大きいLBLOCA-56及びSO-126を用いた。本解析では、1)の平均値に対する検討を踏まえ、両者の機能の差異を一致させたうえで解析を実施した。また、本解析の認識論的不確実さを有する変数のサンプル数は1000万とした。本解析では、2.2.4で確認されたPASCALとFAVORの差異について、両者を一致させた解析を行い、信頼度の結果に影響するような更なる機能の差異の有無について確認した。

① SBLOCA-114

SBLOCA-114事象の解析結果を表2.3.2-58、表2.3.2-59及び図2.3.2-57から図2.3.2-60に示す。内部亀裂については、PASCAL、FAVORともに値がCPI及びCPFの値が0であったため、ここでは表面亀裂の結果のみを記載した。

母材部表面半楕円亀裂についてはPASCALとFAVORの結果は1%以下の精度で一致しており、認識論的不確実さを考慮した場合においても、PASCALとFAVORで主な機能を一致させることで、算出される結果が一致することを確認した。また、PASCALのMC法とLHS法の結果も1%以下の精度で一致しており、LHS法が正しく用いられていることを確認した。

溶接部表面半楕円亀裂については、PASCAL、FAVORの両方のコードで、FCI、TWCFともに90%ile値、95%ile値、99%ile値及び99.9%ile値が全て0であった。

表 2.3.2-58 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$9.64 \times 10^{-5}$	$8.89 \times 10^{-5}$	$4.45 \times 10^{-4}$	$2.30 \times 10^{-3}$	$6.78 \times 10^{-3}$
	PASCAL(MC 法)	$9.60 \times 10^{-5}$	$8.81 \times 10^{-5}$	$4.43 \times 10^{-4}$	$2.30 \times 10^{-3}$	$6.73 \times 10^{-3}$
	PASCAL(LHS 法)	$9.63 \times 10^{-5}$	$8.78 \times 10^{-5}$	$4.44 \times 10^{-4}$	$2.31 \times 10^{-3}$	$6.75 \times 10^{-3}$
CPF	FAVOR	$8.46 \times 10^{-5}$	$8.61 \times 10^{-5}$	$4.13 \times 10^{-4}$	$1.95 \times 10^{-3}$	$5.77 \times 10^{-3}$
	PASCAL(MC 法)	$8.48 \times 10^{-5}$	$8.51 \times 10^{-5}$	$4.11 \times 10^{-4}$	$1.97 \times 10^{-3}$	$5.94 \times 10^{-3}$
	PASCAL(LHS 法)	$8.44 \times 10^{-5}$	$8.40 \times 10^{-5}$	$4.00 \times 10^{-4}$	$1.97 \times 10^{-3}$	$5.96 \times 10^{-3}$

表 2.3.2-59 SBLOCA-114 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$3.56 \times 10^{-9}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(MC 法)	$4.18 \times 10^{-9}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(LHS 法)	$4.02 \times 10^{-9}$	0.00	0.00	0.00	0.00
CPF	FAVOR	$3.47 \times 10^{-9}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(MC 法)	$3.96 \times 10^{-9}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(LHS 法)	$3.97 \times 10^{-9}$	0.00	0.00	0.00	0.00

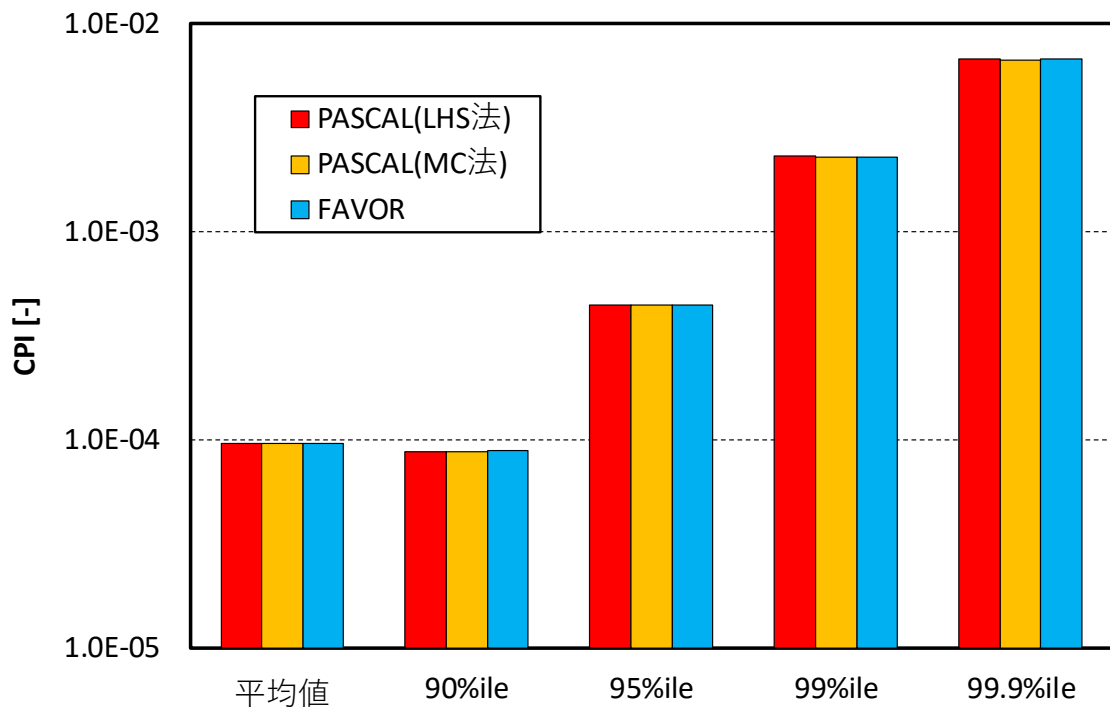


図2.3.2-57 SBLOCA-114の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

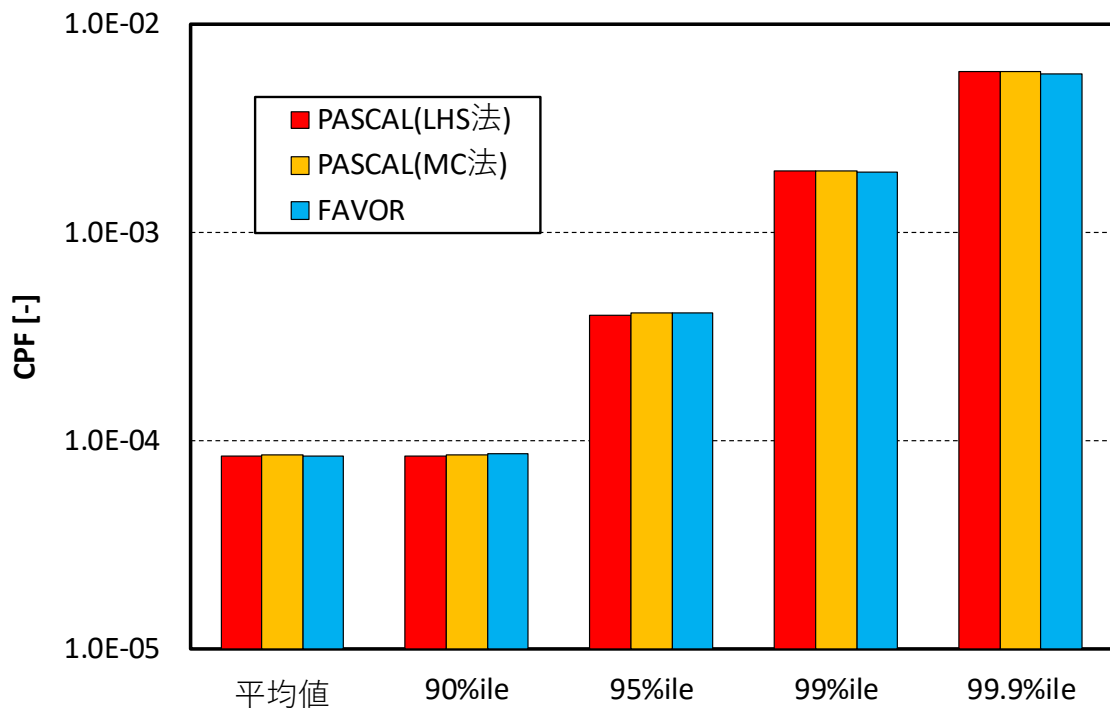


図2.3.2-58 SBLOCA-114の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

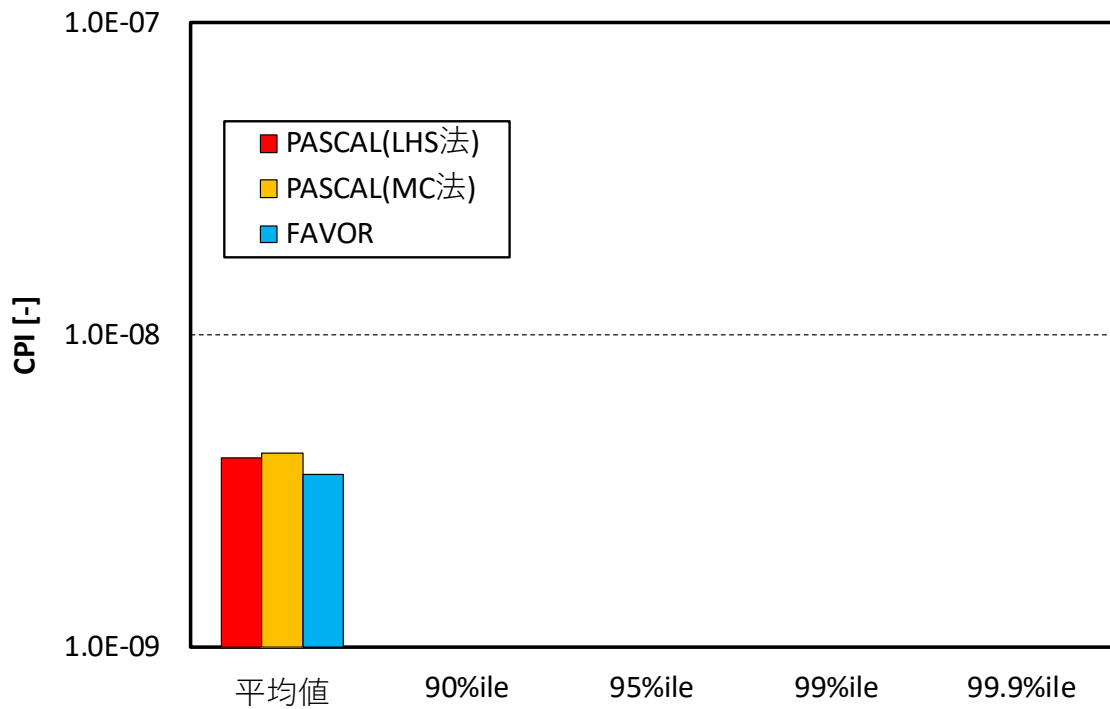


図2.3.2-59 SBLOCA-114の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

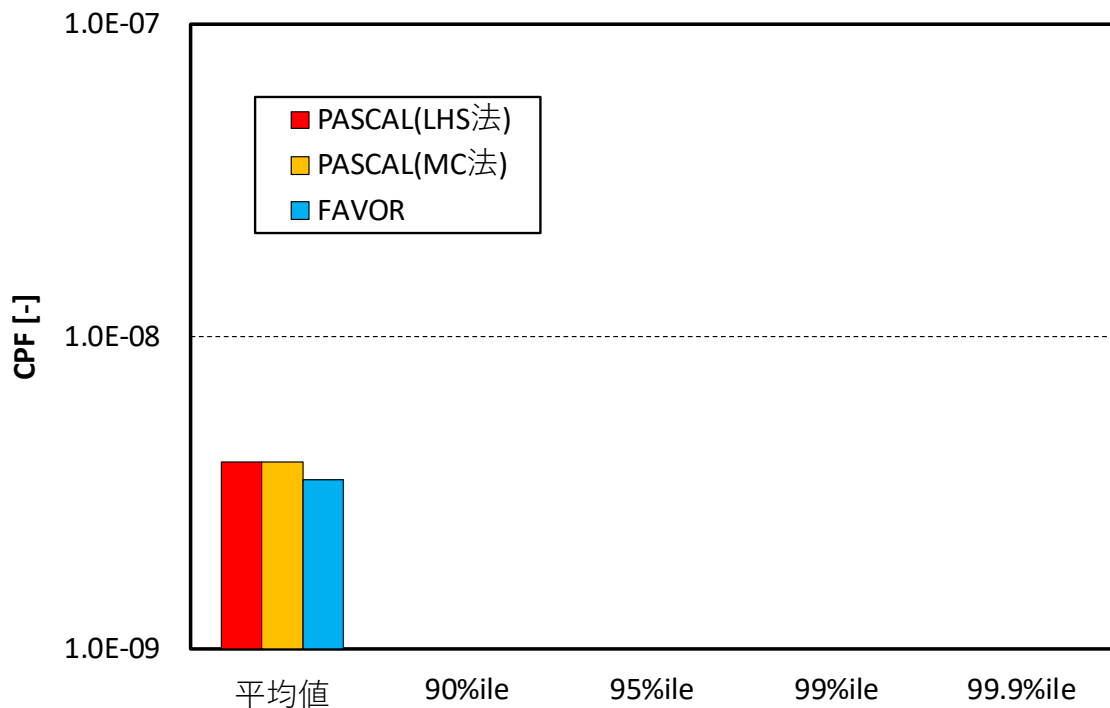


図2.3.2-60 SBLOCA-114の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

② LBLOCA-56

LBLOCA-56 事象の解析結果を表 2.3.2-60 から表 2.3.2-64 及び図 2.3.2-61 から図 2.3.2-69 に示す。FAVOR と PASCAL で算出した CPI、CPF の値は共におおむね一致するが、母材部表面半楕円亀裂及び母材部内部楕円亀裂においては FAVOR と PASCAL の結果に僅かな差異が見られた。

母材部表面半楕円亀裂の CPF のパーセンタイル値に PASCAL と FAVOR で差異がある原因としては、FAVOR の偶然的不確実さのループの計算精度の影響が考えられる。FAVOR では、偶然的不確実さのループが 100 回と比較的少ないため、CPI と CPF が大きく（3 から 4 オーダー程度）異なる LOLOCA 事象では偶然的不確実さのループによる誤差の影響が顕著に現れると考えられる。この誤差の影響により、図 2.3.2-69 に示すように分布が広がることになり、パーセンタイル値に影響すると考えられる（図 2.3.2-70 にイメージ図を示す）。確認のため FAVOR の偶然的不確実さのループを 1,000 回（FAVOR の入力で制御可能な最大値）として計算した結果を表 2.3.2-64 に示す（サンプリング数は 100 万とした）。偶然的不確実さのループを 1,000 回とした場合には、FAVOR により算出されるパーセンタイル値がおおむね PASCAL の結果と一致しており、母材部表面半楕円亀裂の CPF のパーセンタイル値の差異の原因は FAVOR の偶然的不確実さループの影響であることを確認した。

母材部内部楕円亀裂の CPI 及び CPF の 95%ile 値が PASCAL と FAVOR で異なる原因としては、サンプル数の要因が考えられる。本ケースでは、95%ile は分布の裾野付近であるため、この値を正確に決めるにはより多くのサンプル数が必要である。図 2.3.2-71 に示すように CPF の分布はおおむね一致しており、解析機能に大きな差異は無いと判断できる。実際に、PASCAL の 95%ile 値に相当するのは FAVOR では約 95.2 パーセンタイル値であり、僅かな差で大きく値が変動するような分布の裾野付近であることを確認した。

表 2.3.2-60 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$6.88 \times 10^{-4}$	$9.22 \times 10^{-4}$	$3.54 \times 10^{-3}$	$1.54 \times 10^{-2}$	$4.21 \times 10^{-2}$
	PASCAL(MC 法)	$6.85 \times 10^{-4}$	$9.15 \times 10^{-4}$	$3.53 \times 10^{-3}$	$1.54 \times 10^{-2}$	$4.18 \times 10^{-2}$
	PASCAL(LHS 法)	$6.87 \times 10^{-4}$	$9.13 \times 10^{-4}$	$3.54 \times 10^{-3}$	$1.54 \times 10^{-2}$	$4.19 \times 10^{-2}$
CPF	FAVOR	$1.31 \times 10^{-7}$	$4.16 \times 10^{-8}$	$3.72 \times 10^{-7}$	$2.90 \times 10^{-6}$	$1.46 \times 10^{-5}$
	PASCAL(MC 法)	$1.33 \times 10^{-7}$	$1.17 \times 10^{-7}$	$4.22 \times 10^{-7}$	$2.68 \times 10^{-6}$	$1.39 \times 10^{-5}$
	PASCAL(LHS 法)	$1.29 \times 10^{-7}$	$1.15 \times 10^{-7}$	$4.13 \times 10^{-7}$	$2.60 \times 10^{-6}$	$1.33 \times 10^{-5}$

表 2.3.2-61 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部軸方向内部楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$2.52 \times 10^{-6}$	0.00	$7.73 \times 10^{-9}$	$4.85 \times 10^{-5}$	$4.84 \times 10^{-4}$
	PASCAL(MC 法)	$2.79 \times 10^{-6}$	0.00	$1.95 \times 10^{-8}$	$5.51 \times 10^{-5}$	$5.29 \times 10^{-4}$
	PASCAL(LHS 法)	$2.78 \times 10^{-6}$	0.00	$1.93 \times 10^{-8}$	$5.57 \times 10^{-5}$	$5.22 \times 10^{-4}$
CPF	FAVOR	$2.52 \times 10^{-6}$	0.00	$7.73 \times 10^{-9}$	$4.85 \times 10^{-5}$	$4.84 \times 10^{-4}$
	PASCAL(MC 法)	$2.79 \times 10^{-6}$	0.00	$1.95 \times 10^{-8}$	$5.51 \times 10^{-5}$	$5.29 \times 10^{-4}$
	PASCAL(LHS 法)	$2.78 \times 10^{-6}$	0.00	$1.93 \times 10^{-8}$	$5.57 \times 10^{-5}$	$5.22 \times 10^{-4}$

表 2.3.2-62 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$3.96 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(MC 法)	$4.30 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(LHS 法)	$4.25 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	0.00
CPF	FAVOR	$1.66 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(MC 法)	$1.22 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(LHS 法)	$1.36 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00

表 2.3.2-63 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$2.05 \times 10^{-7}$	0.00	0.00	0.00	$6.52 \times 10^{-8}$
	PASCAL(MC 法)	$2.15 \times 10^{-7}$	0.00	0.00	0.00	$5.27 \times 10^{-8}$
	PASCAL(LHS 法)	$2.13 \times 10^{-7}$	0.00	0.00	0.00	$6.11 \times 10^{-8}$
CPF	FAVOR	$2.05 \times 10^{-7}$	0.00	0.00	0.00	$6.52 \times 10^{-8}$
	PASCAL(MC 法)	$2.15 \times 10^{-7}$	0.00	0.00	0.00	$5.27 \times 10^{-8}$
	PASCAL(LHS 法)	$2.13 \times 10^{-7}$	0.00	0.00	0.00	$6.11 \times 10^{-8}$



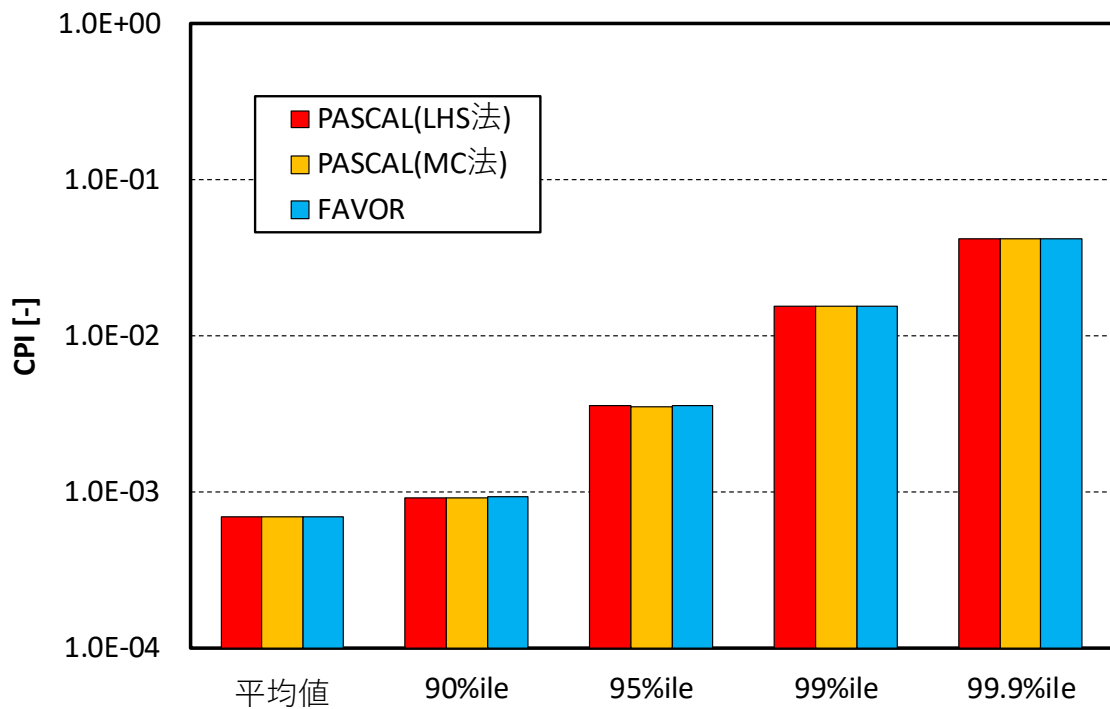


図2.3.2-61 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

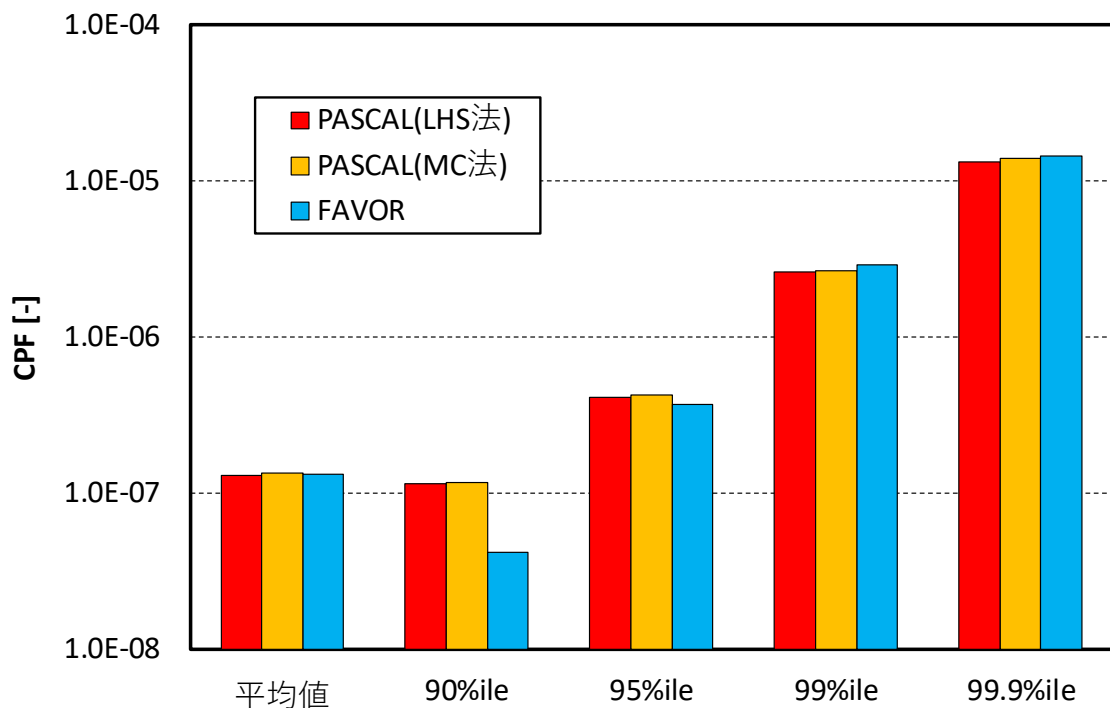


図2.3.2-62 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

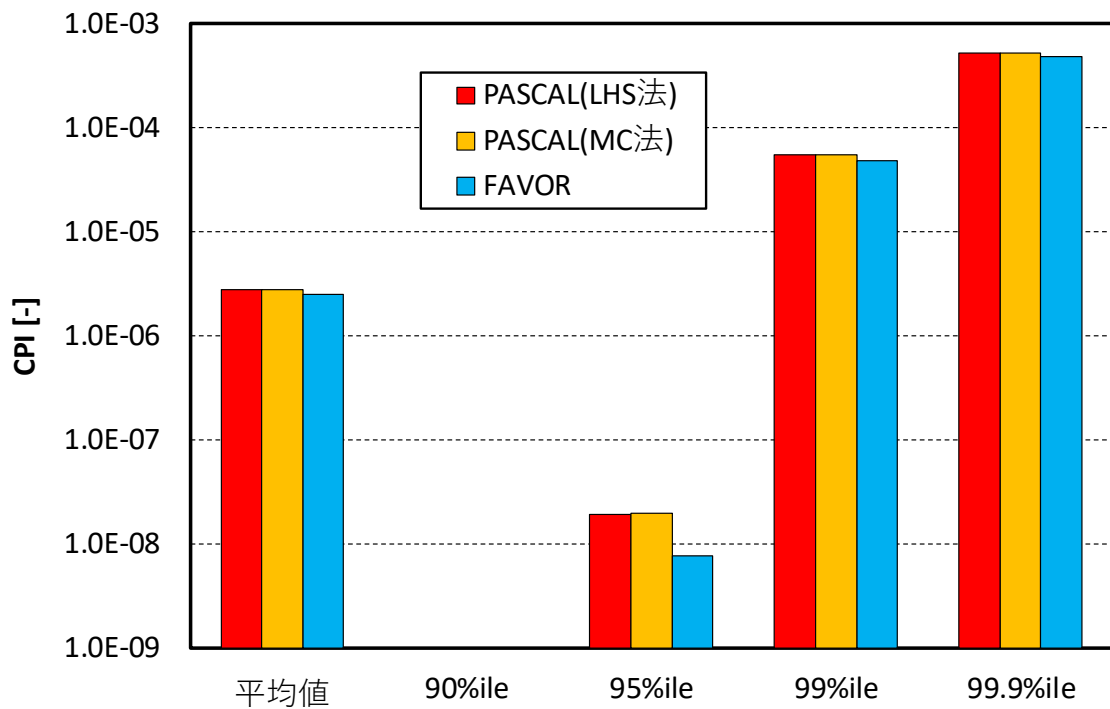


図2.3.2-63 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（母材部軸方向内部楕円亀裂）

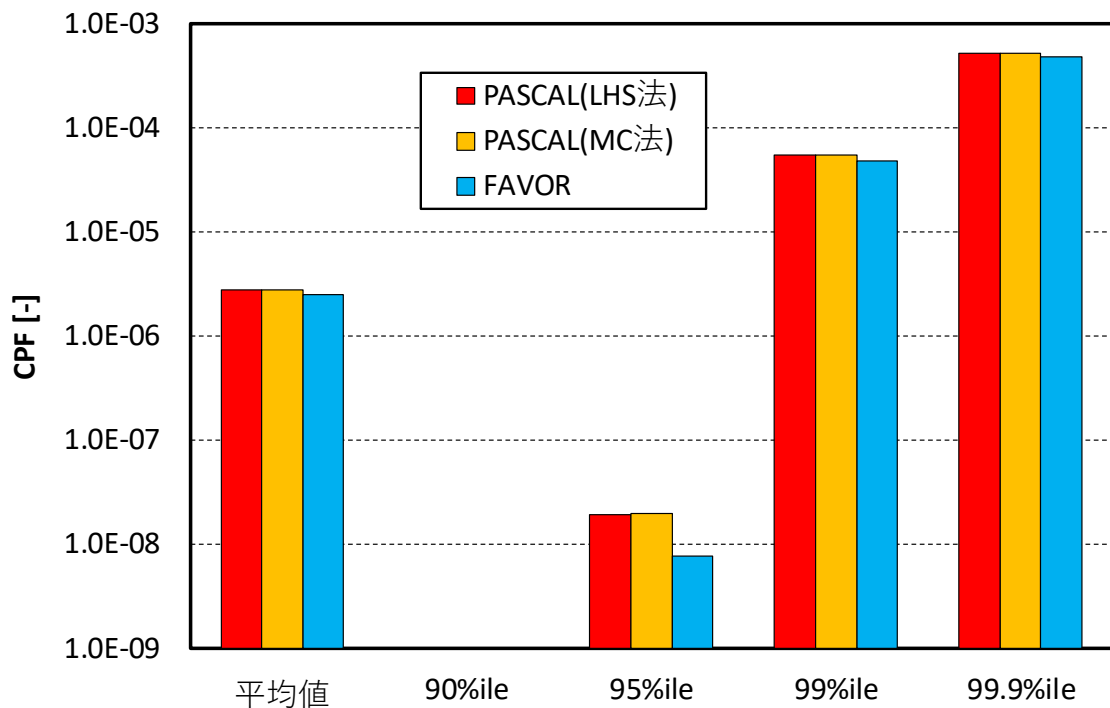


図2.3.2-64 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（母材部軸方向内部楕円亀裂）

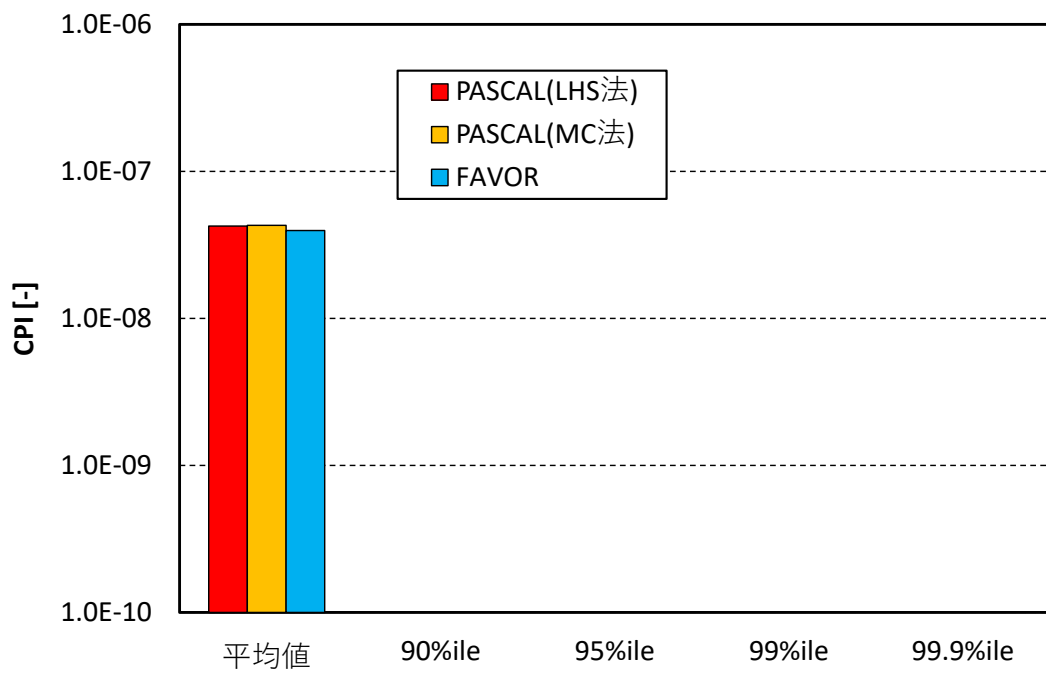


図2.3.2-65 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

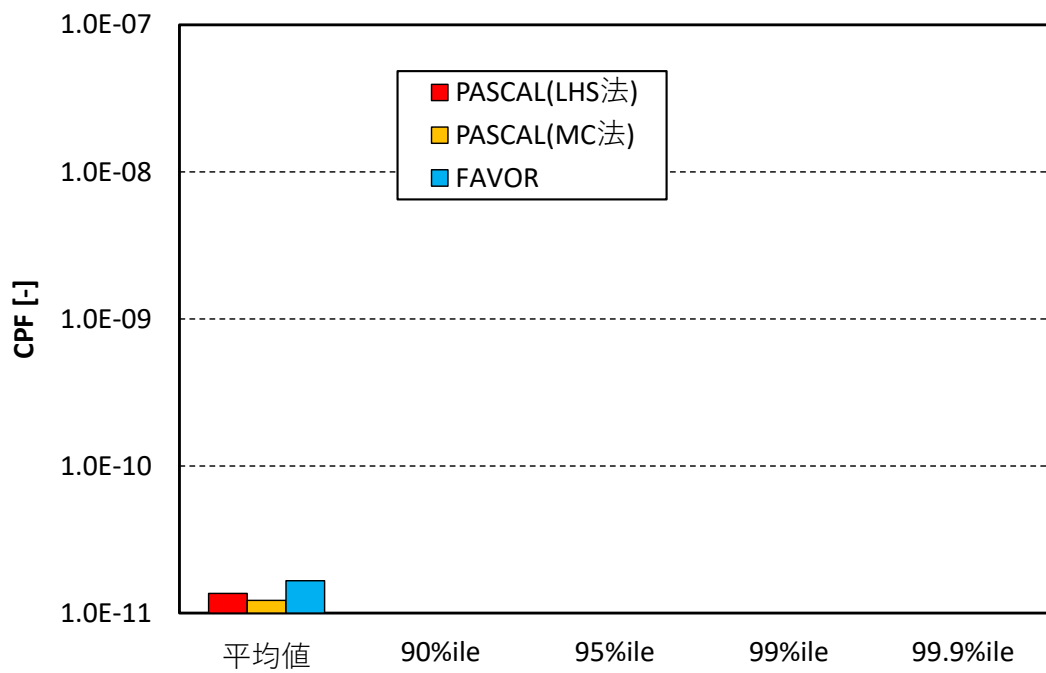


図2.3.2-66 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

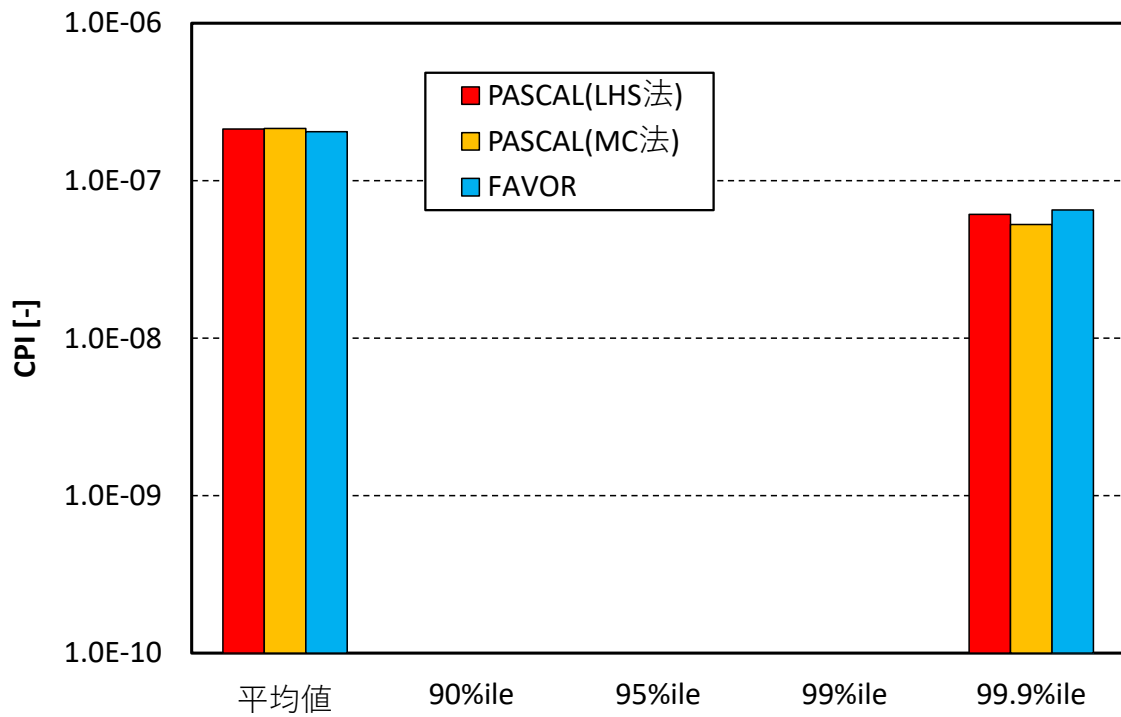


図2.3.2-67 LBLOCA-56の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

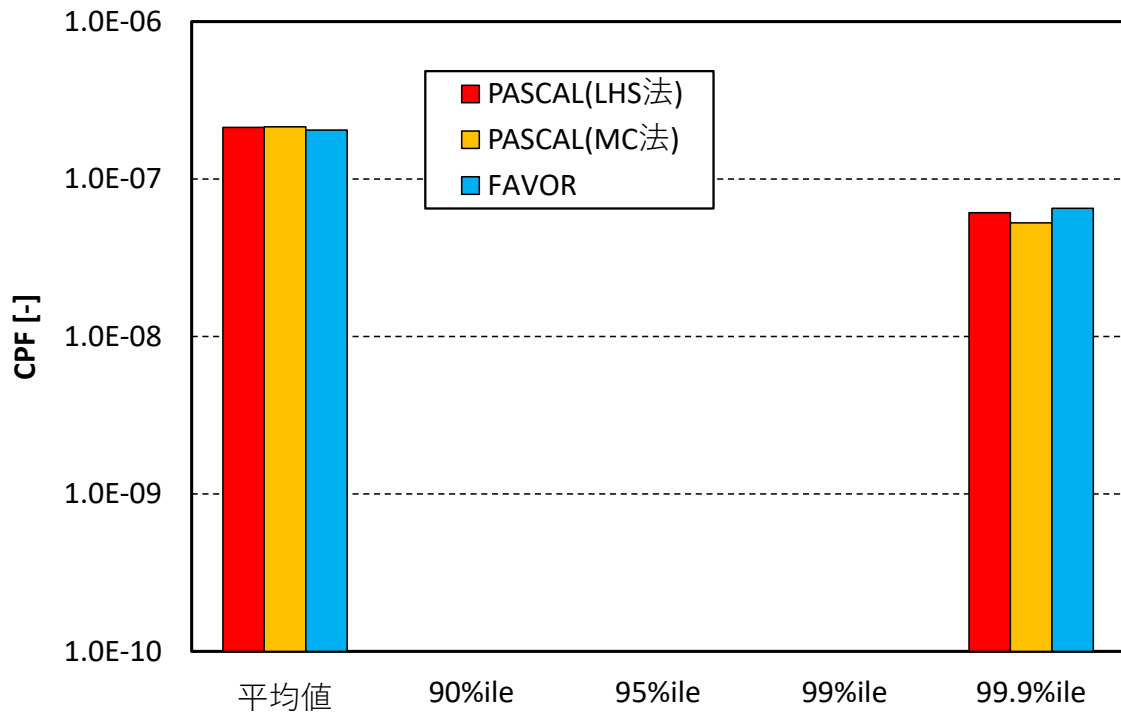


図2.3.2-68 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

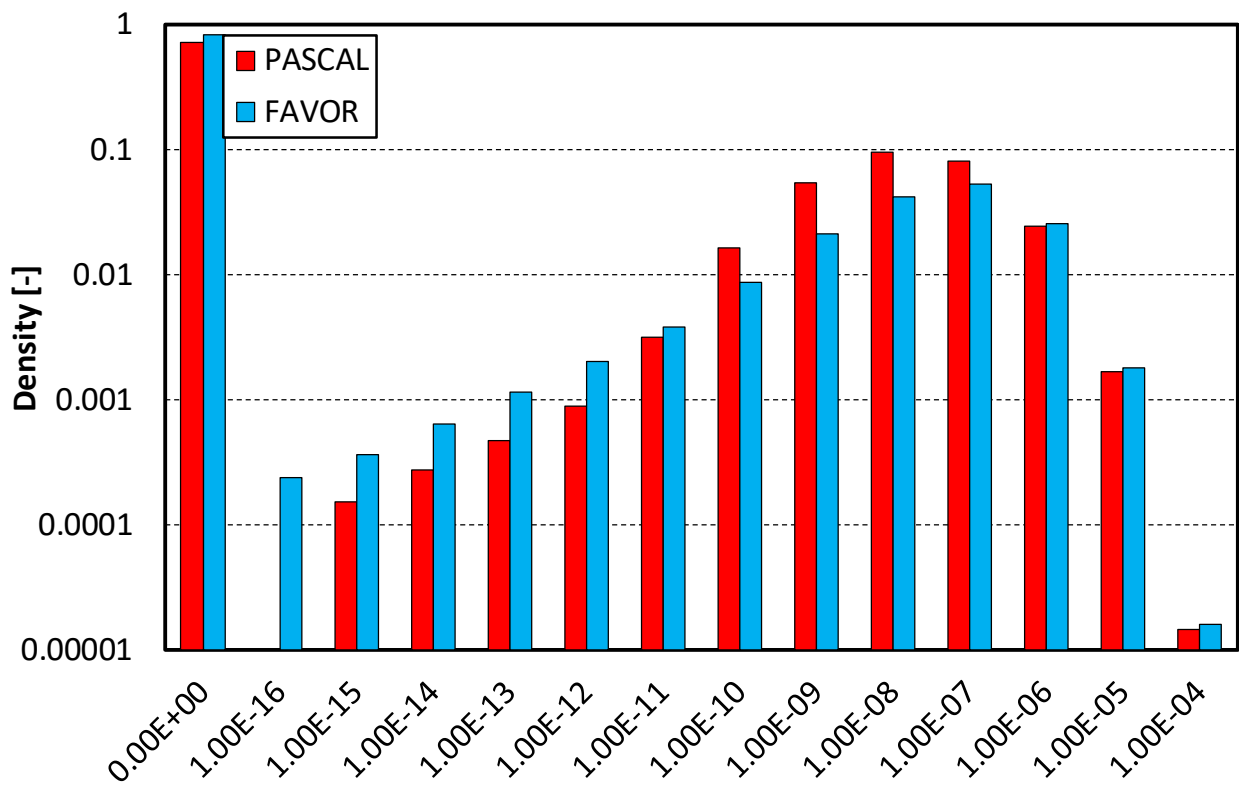


図2.3.2-69 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFのヒストグラム(母材部周方向表面半楕円亀裂)

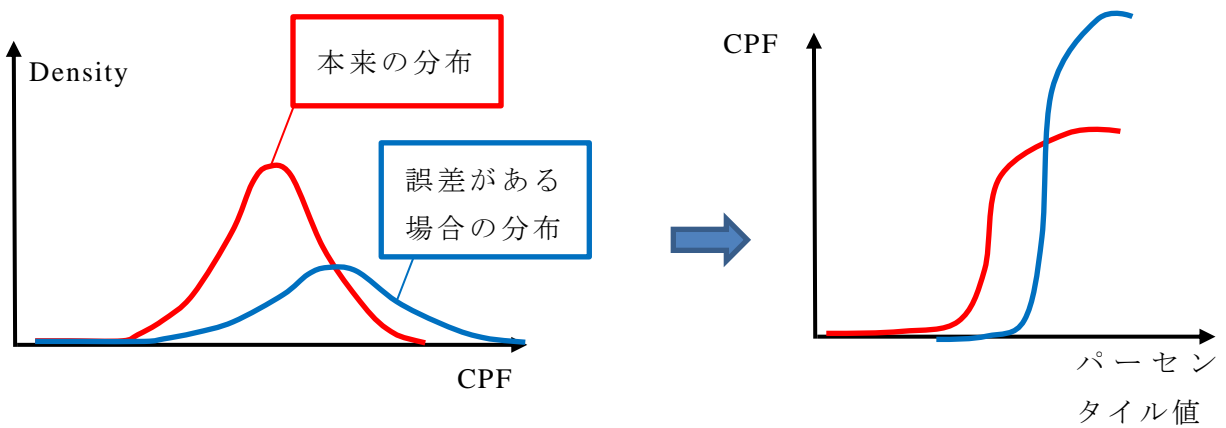


図2.3.2-70 偶然的不確実さのループの誤差によるCPFへの影響のイメージ図

表 2.3.2-64 LBLOCA-56 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂、FAVOR の偶然的不確実さループの回数を 1,000 回としたケースを追加）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$6.88 \times 10^{-4}$	$9.22 \times 10^{-4}$	$3.54 \times 10^{-3}$	$1.54 \times 10^{-2}$	$4.21 \times 10^{-2}$
	FAVOR (偶然的不確実さの ループ 1,000 回)	$6.90 \times 10^{-4}$	$9.25 \times 10^{-4}$	$3.55 \times 10^{-3}$	$1.54 \times 10^{-2}$	$4.21 \times 10^{-2}$
	PASCAL(MC 法)	$6.85 \times 10^{-4}$	$9.15 \times 10^{-4}$	$3.53 \times 10^{-3}$	$1.54 \times 10^{-2}$	$4.18 \times 10^{-2}$
	PASCAL(LHS 法)	$6.87 \times 10^{-4}$	$9.13 \times 10^{-4}$	$3.54 \times 10^{-3}$	$1.54 \times 10^{-2}$	$4.19 \times 10^{-2}$
CPF	FAVOR	$1.31 \times 10^{-7}$	$4.16 \times 10^{-8}$	$3.72 \times 10^{-7}$	$2.90 \times 10^{-6}$	$1.46 \times 10^{-5}$
	FAVOR (偶然的不確実さの ループ 1,000 回)	$1.31 \times 10^{-7}$	$1.14 \times 10^{-7}$	$4.26 \times 10^{-7}$	$2.67 \times 10^{-6}$	$1.36 \times 10^{-5}$
	PASCAL(MC 法)	$1.33 \times 10^{-7}$	$1.17 \times 10^{-7}$	$4.22 \times 10^{-7}$	$2.68 \times 10^{-6}$	$1.39 \times 10^{-5}$
	PASCAL(LHS 法)	$1.29 \times 10^{-7}$	$1.15 \times 10^{-7}$	$4.13 \times 10^{-7}$	$2.60 \times 10^{-6}$	$1.33 \times 10^{-5}$

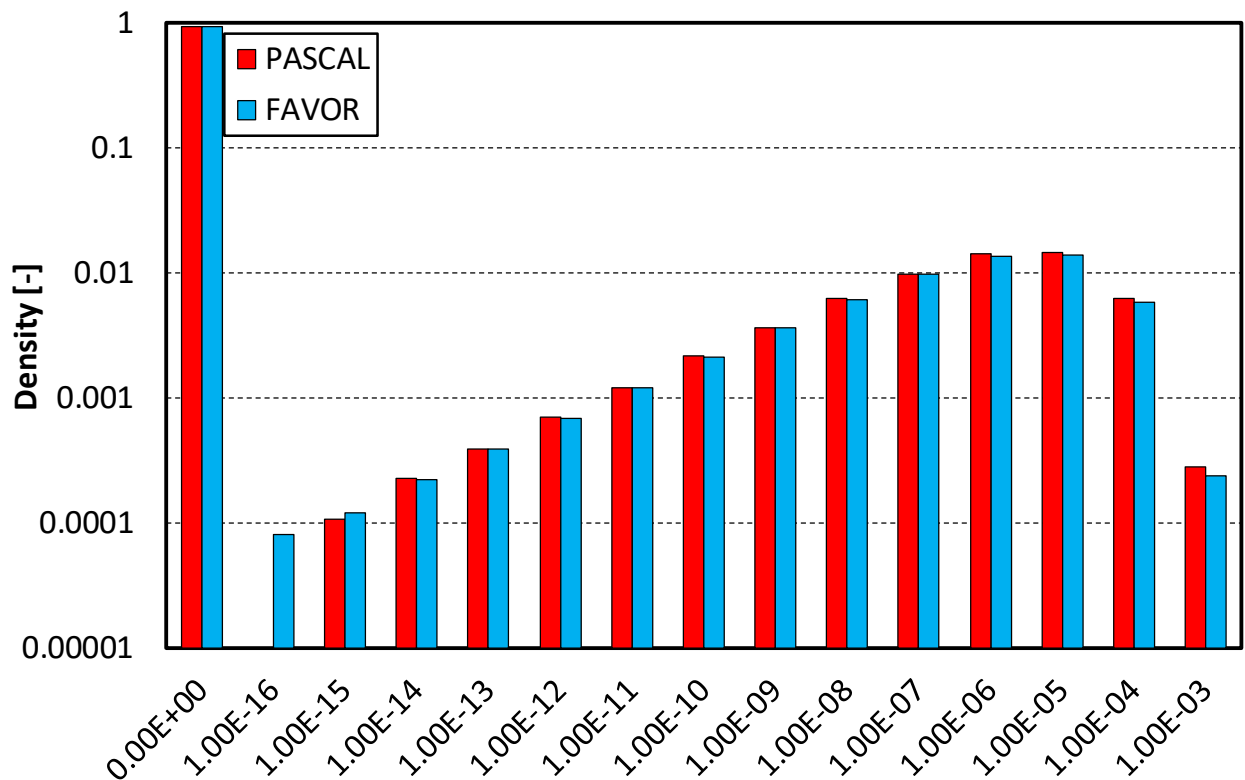


図2.3.2-71 LBLOCA-56の単一亀裂のCPFのヒストグラム（母材部軸方向内部楕円亀裂）

③ SO-126

SO-126 事象の解析結果を表 2.3.2-65 から表 2.3.2-67 及び図 2.3.2-72 から図 2.3.2-77 に示す。FAVOR と PASCAL で算出した CPI、CPF のパーセンタイル値は値が比較的大きいものについては、おおむね一致する傾向となっており、1)(a)で確認した差異を除いて、CPI や CPF の信頼度の結果に影響するような差異は無いと考えられる。

表 2.3.2-65 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（母材部周方向  
表面半楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$4.63 \times 10^{-6}$	$2.05 \times 10^{-7}$	$9.26 \times 10^{-6}$	$1.25 \times 10^{-4}$	$5.15 \times 10^{-4}$
	PASCAL(MC 法)	$4.60 \times 10^{-6}$	$1.99 \times 10^{-7}$	$9.18 \times 10^{-6}$	$1.25 \times 10^{-4}$	$5.11 \times 10^{-4}$
	PASCAL(LHS 法)	$4.63 \times 10^{-6}$	$1.97 \times 10^{-7}$	$9.22 \times 10^{-6}$	$1.25 \times 10^{-4}$	$5.12 \times 10^{-4}$
CPF	FAVOR	$4.56 \times 10^{-6}$	$2.05 \times 10^{-7}$	$9.26 \times 10^{-6}$	$1.23 \times 10^{-4}$	$5.04 \times 10^{-4}$
	PASCAL(MC 法)	$4.53 \times 10^{-6}$	$1.99 \times 10^{-7}$	$9.18 \times 10^{-6}$	$1.23 \times 10^{-4}$	$5.00 \times 10^{-4}$
	PASCAL(LHS 法)	$4.55 \times 10^{-6}$	$1.97 \times 10^{-7}$	$9.22 \times 10^{-6}$	$1.23 \times 10^{-4}$	$5.02 \times 10^{-4}$

表 2.3.2-66 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部周方向  
表面半楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$3.19 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(MC 法)	$7.70 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(LHS 法)	$6.50 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00
CPF	FAVOR	$3.19 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(MC 法)	$7.70 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00
	PASCAL(LHS 法)	$6.50 \times 10^{-11}$	0.00	0.00	0.00	0.00

表 2.3.2-67 SO-126 の単一亀裂の CPI、CPF のパーセンタイル値の比較（溶接部軸方向  
内部楕円亀裂）

		平均値	90%ile	95%ile	99%ile	99.9%ile
CPI	FAVOR	$1.38 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	$7.78 \times 10^{-10}$
	PASCAL(MC 法)	$1.45 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	$5.69 \times 10^{-10}$
	PASCAL(LHS 法)	$1.44 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	$7.23 \times 10^{-10}$
CPF	FAVOR	$1.38 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	$7.78 \times 10^{-10}$
	PASCAL(MC 法)	$1.45 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	$5.69 \times 10^{-10}$
	PASCAL(LHS 法)	$1.44 \times 10^{-8}$	0.00	0.00	0.00	$7.23 \times 10^{-10}$

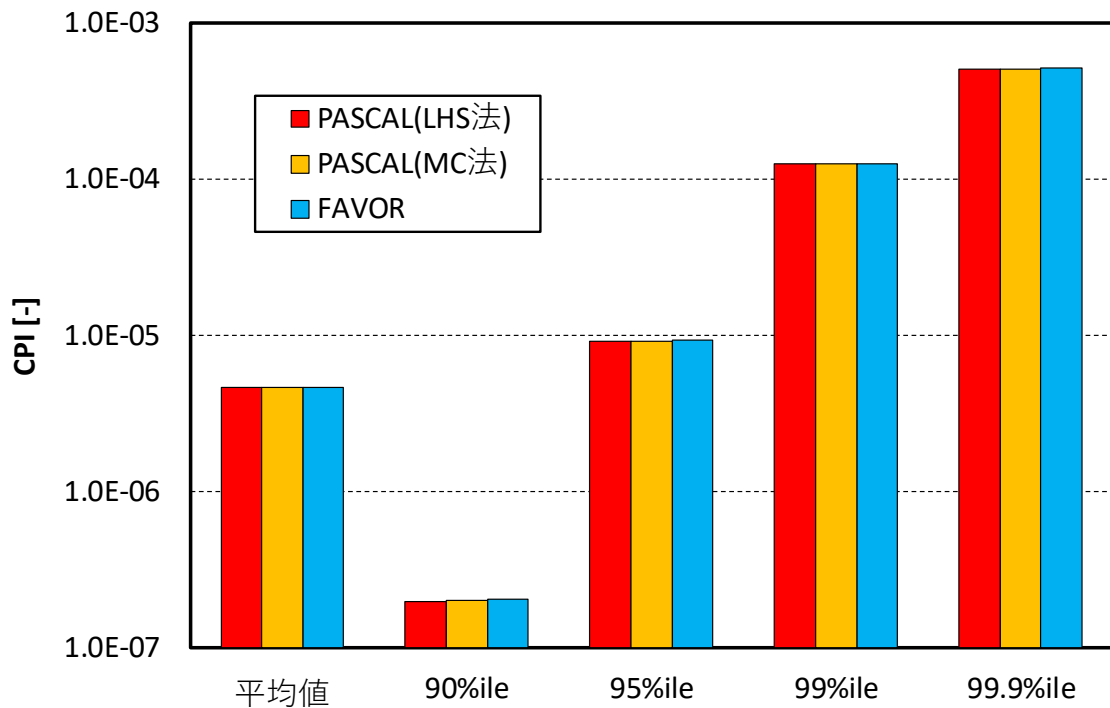


図2.3.2-72 SO-126の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）

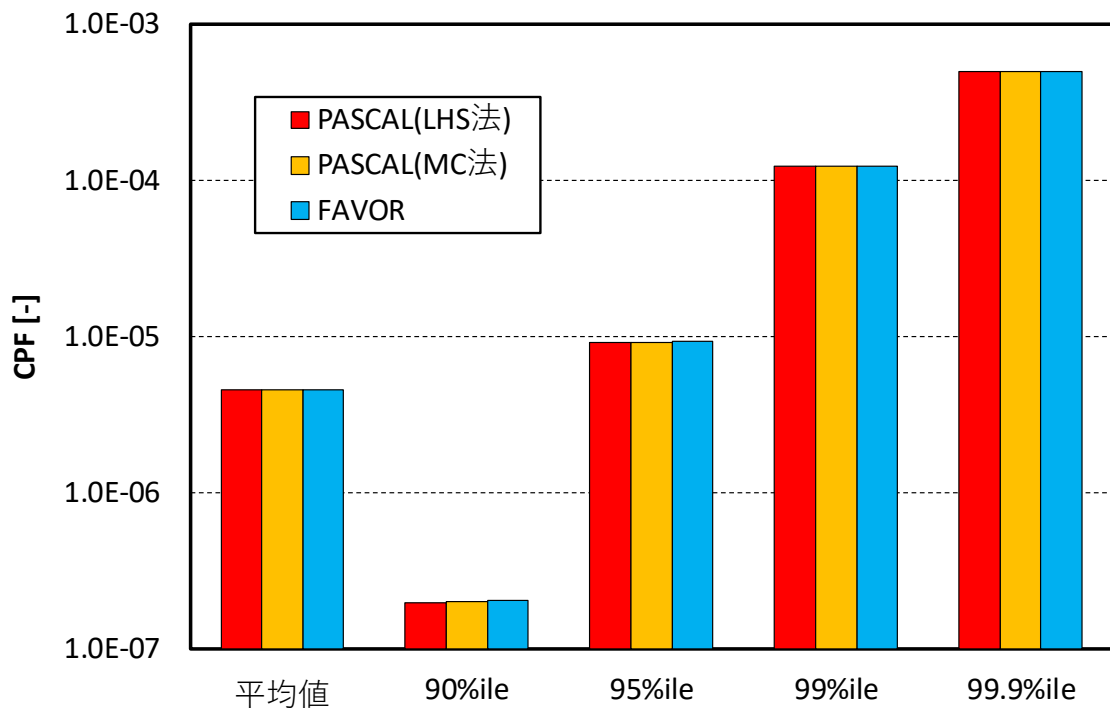


図2.3.2-73 SO-126の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（母材部周方向表面半楕円亀裂）



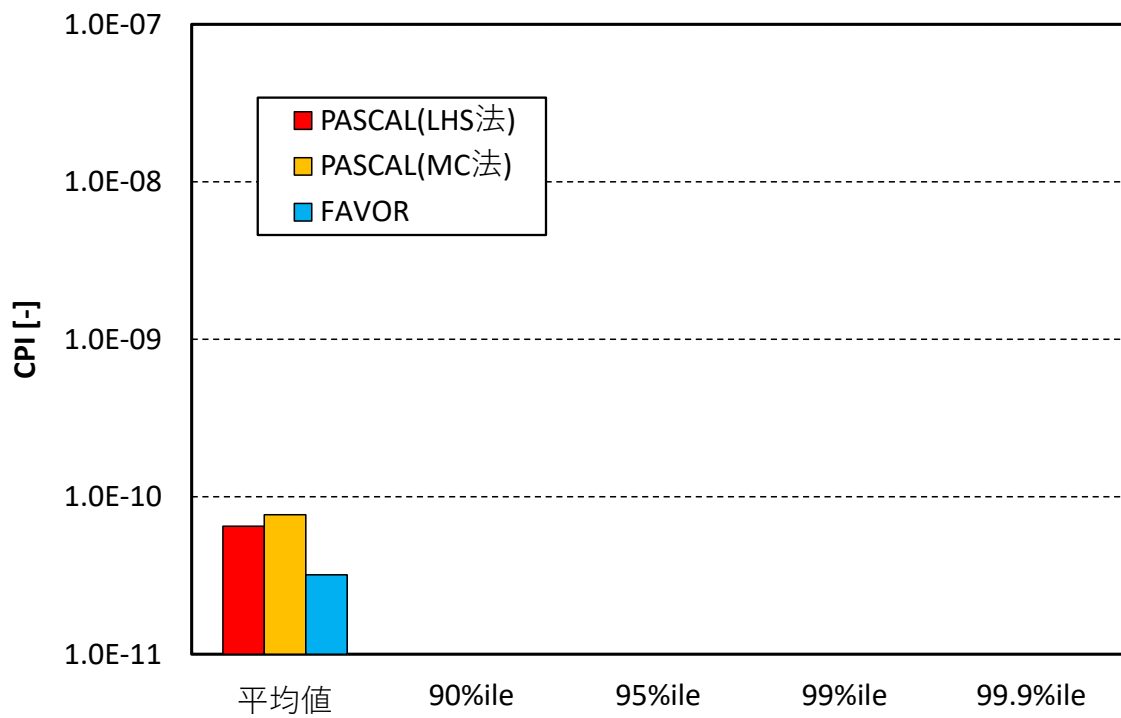


図2.3.2-74 SO-126の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

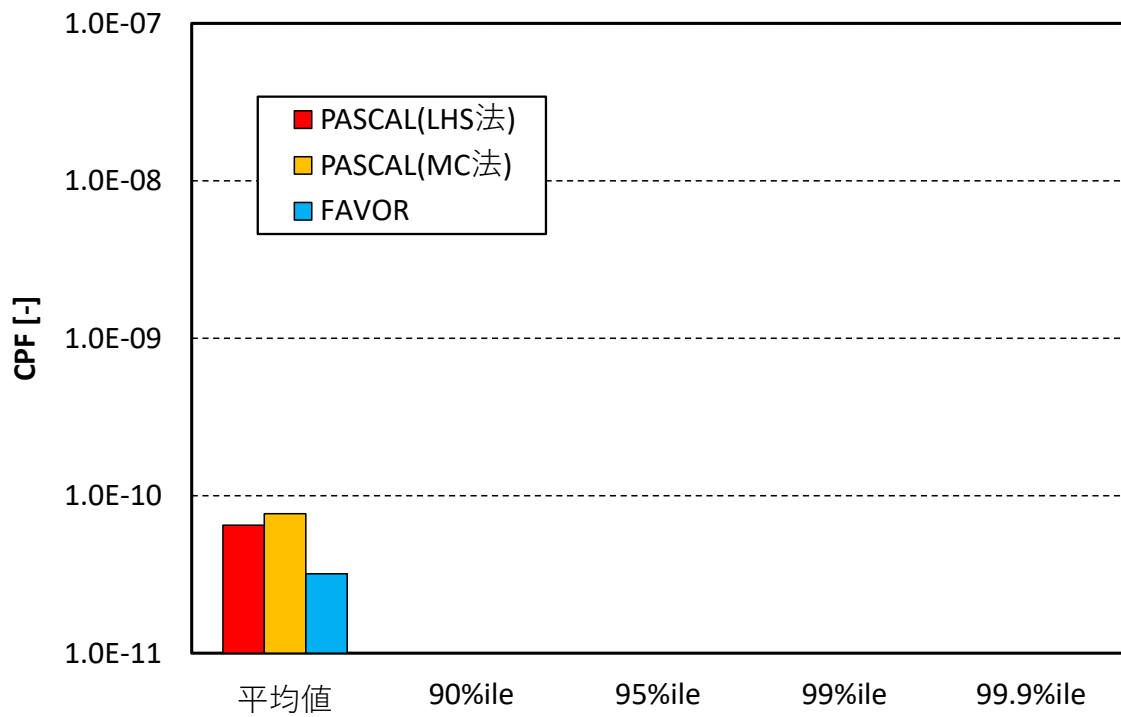


図2.3.2-75 SO-126の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（溶接部周方向表面半楕円亀裂）

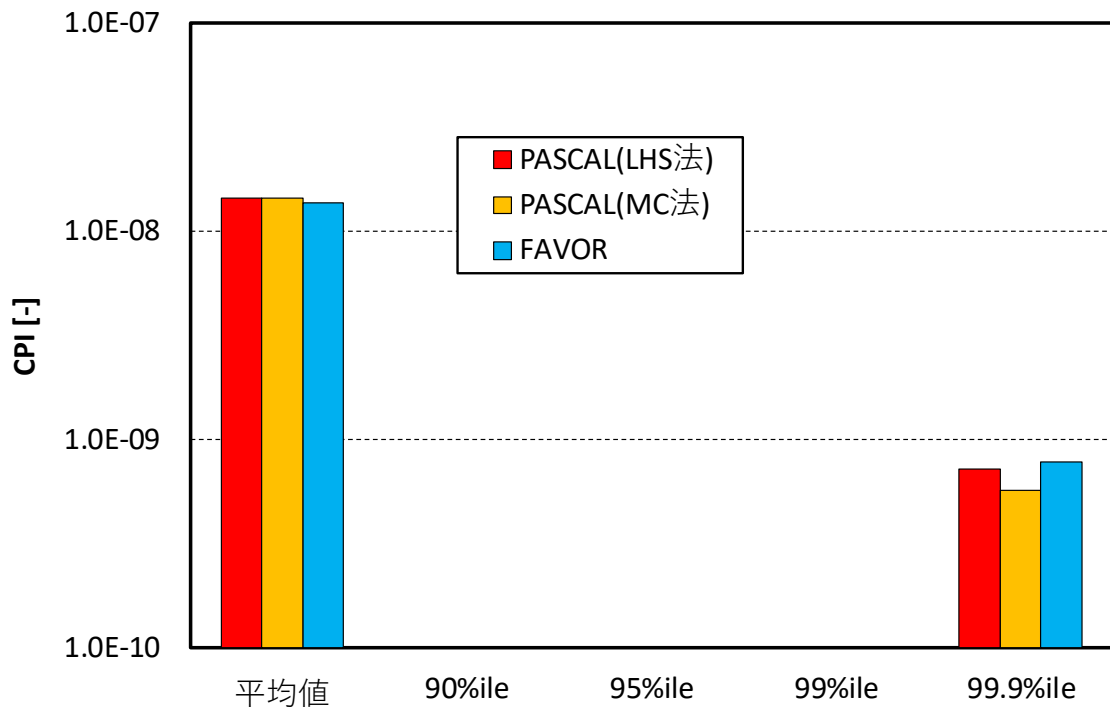


図2.3.2-76 SO-126の単一亀裂のCPIのパーセンタイル値の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

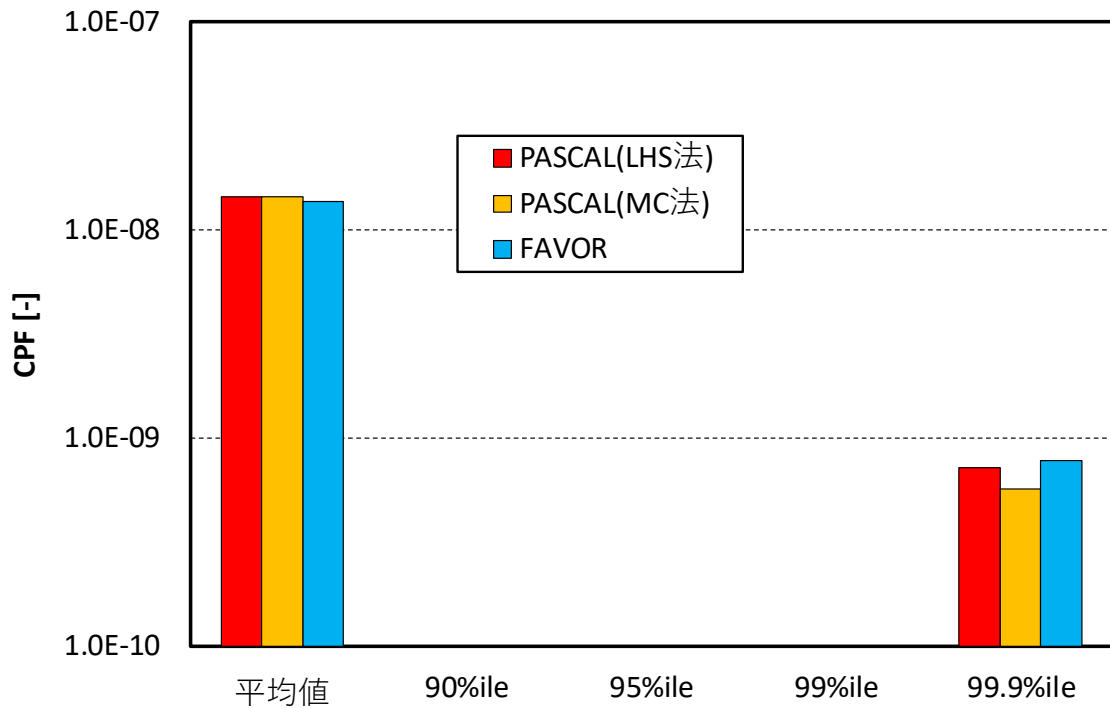


図2.3.2-77 SO-126の単一亀裂のCPFのパーセンタイル値の比較（溶接部軸方向内部楕円亀裂）

### 2.3.3 PFM 評価に関する標準的解析要領の整備

最新知見の調査や評価モデルの整備、PASCAL4 の検証等により得られた知見を踏まえ、RPV の PFM 評価に関する標準的解析要領、標準的解析手法及び入力データの精緻化を実施した。

#### (1) 標準的解析要領の精緻化

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

本年度得られた知見や PASCAL4 の改良点を踏まえて破壊靱性、亀裂伝播停止破壊靱性、亀裂分布、非破壊検査、事象の選定、温度分布・応力分布の時刻歴等に関する更新を行った。

#### 1) 標準的解析要領の枠組みと対象範囲

標準的解析要領の枠組みについて図 2.3.3-1 に、対象とする範囲を図 2.3.3-2 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、添付資料には解析コードの信頼性確認方法の事例として、PASCAL の信頼性確認事例を記載している。

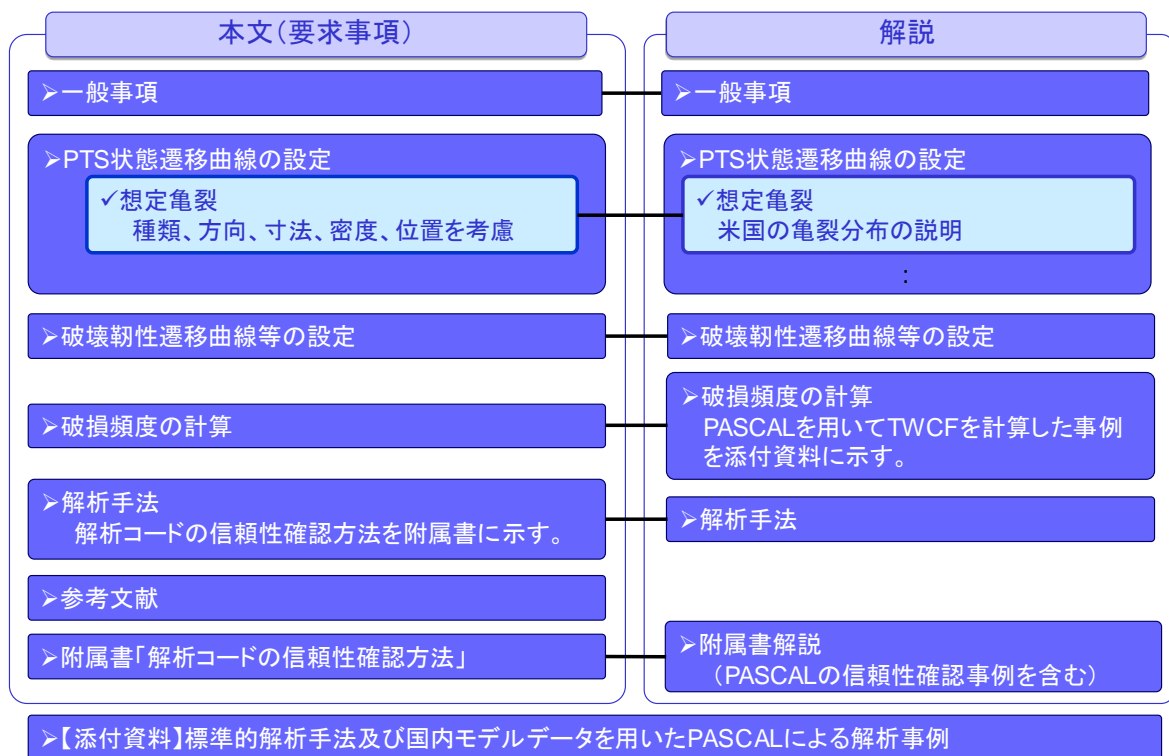
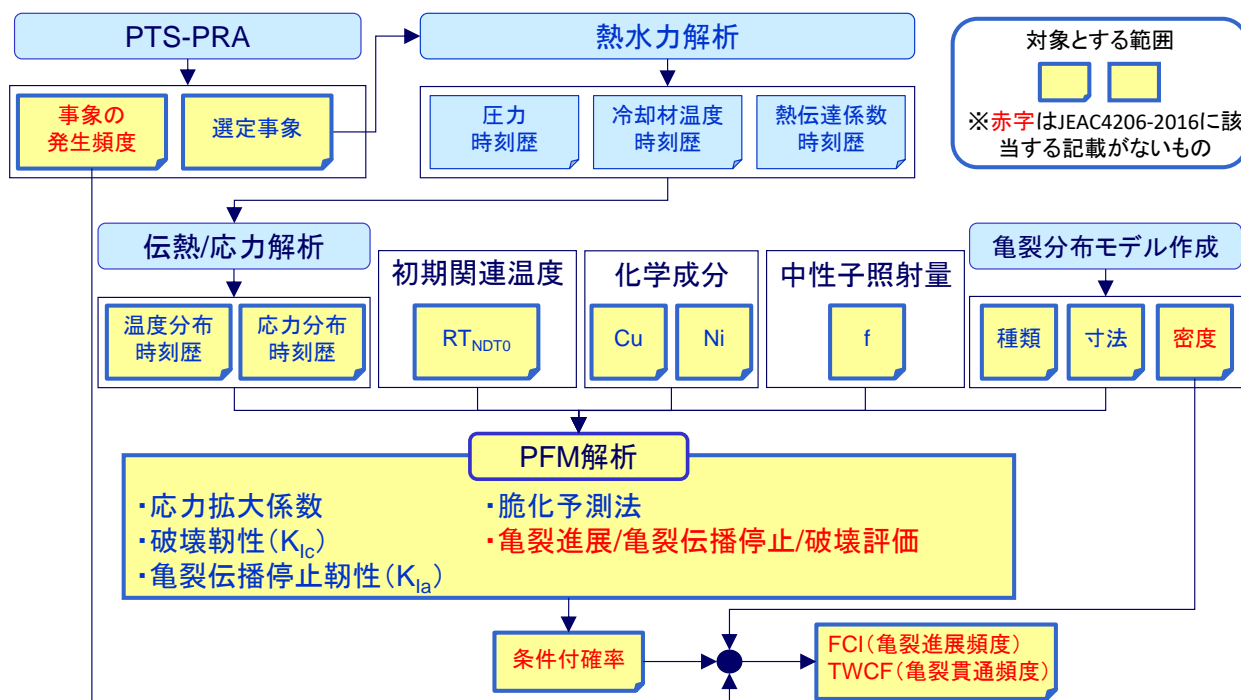


図 2.3.3-1 標準的解析要領の枠組み



NUREG-1808を一部参考

図 2.3.3-2 標準的解析要領の対象範囲

## 2) 標準的解析要領の詳細

本年度高度化した「原子炉压力容器を対象とした確率論的破壊力学に基づく健全性評価に関する標準的解析要領」を以下に示す。標準的解析要領は本文とその解説からなり、参考論文及び図表も含まれる。標準的解析要領内の参考論文については、本節の参考論文を参照のこと。なお、過年度の標準的解析要領からの主な更新内容は下記のとおりである。黄色のマーカ一部は本年度の主な変更点を示す。

- ・ 破壊靱性、亀裂伝播停止破壊靱性
- ・ 亀裂分布、非破壊検査
- ・ 事象の選定、温度分布・応力分布の時刻歴

表 1 標準的解析要領 (平成 29 年度版) 案

加圧水型原子炉圧力容器の破損頻度計算に関する標準的解析要領案				
番号	見出し	本文	解説	JEAC4206-2016 の項目
1	一般事項			
1.1	適用範囲	<p>本要領は、原子炉圧力容器 (Reactor Pressure Vessel, RPV) の炉心領域部を対象に、加圧熱衝撃 (Pressurized Thermal Shock, PTS) 事象等の過渡事象中の非延性破壊について、亀裂進展頻度や亀裂貫通頻度等の破損頻度計算を行う標準的な要領について定めるものである。</p> <p>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。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・本要領は、決定論的に非延性亀裂進展を防止するための健全性評価手法である JEAC4206-2016[1] RF-4200 を参考にしている。</li> <li>・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。</li> </ul>	RF-4200 供用状態 C 及び D に対する健全性評価
1.2	用語の定義	<p>本項では、確率論的破壊力学 (Probabilistic Fracture Mechanics, PFM) 解析手法に関連し、本要領で使用する用語について、その定義を記述する。</p> <p>確率論的破壊力学: 構造物の破壊に影響する各因子が有する不確実さを考慮して、破壊力学に基づく評価を通じて構造物の破壊が発生する確率を定量的に評価する学問体系。</p> <p>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。</p> <p>認識論的不確実さ: 知識及び認識の不足に関係する不確実さ。データが充実化されれば減らすことができる。</p> <p>偶然的な不確実さ: 材料特性等に見られるように対象物が本来持っているばらつく特性による不確実さ。データが増えても減らすことができない。</p> <p>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。</p> <p>ラテン超方格 (Latin Hypercube Sampling, LHS) 法: 確率変数の数やサンプリング数に応じた格子状空間を設定し、その各行・列で必ずサンプリングされる因子の組合せを生成し、効率的に確率密度分布と同等のサンプリングを実現する方法のこと。</p> <p>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。</p> <p>亀裂進展確率: 亀裂が進展を開始する (以下、「亀裂進展」と</p>	-	-

		<p>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。モンテカルロ法等を用いてシミュレーションする場合は、評価対象とする全ての亀裂のうち、進展と判定された亀裂が占める割合から求められる。</p> <p>亀裂貫通確率：亀裂が貫通する（以下、「亀裂貫通」という）確率。モンテカルロ法等を用いてシミュレーションする場合は、評価対象とする全ての亀裂のうち、貫通と判定された亀裂が占める割合から求められる。</p> <p>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事象の発生頻度を乗じた値に相当する。</p> <p>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事象の発生頻度を乗じた値に相当する。</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p>		
1.3	対象とする機器	加圧水型原子炉压力容器の炉心領域部を対象とする。	<ul style="list-style-type: none"> <li>本要領は JEAC4206-2016[1] RF-4200 を参考に行っているため、現段階では加圧水型原子炉压力容器を対象としているが、沸騰水型原子炉压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。</li> </ul>	-
1.4	破損頻度計算手順の概要	<p>破損頻度計算手順の模式図を図 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。</p> <p>図中に“*”で示した不確かさを有する主なパラメータについては、PFM 解析において確率分布として取り扱うか、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。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では非延性亀裂進展、高温予荷重効果を考慮した非延性亀裂進展、亀裂の板厚貫通を許容基準としている。本要領に基づく亀裂貫通頻度の計算においては、応力拡大係数、破壊靱性の算出、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 JEAC4206-2016[1] RF-4230 とほぼ同等である。</li> <li>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 PASCAL4[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</li> </ul>	-

			確率を計算する <b>PASCAL-RV</b> と、破損頻度を計算する <b>PASCAL-Manager</b> から構成される。また、米国ではオークリッジ国立研究所 (Oak Ridge National Laboratory, ORNL) が FAVOR[3]を開発している。FAVOR は、米国原子力規制委員会 (Nuclear Regulatory Commission, NRC) による PTS 再評価プロジェクト[4]等において使用された。	
2	PTS 状態遷移曲線の設定			RF-4221, RF-4231 PTS 状態遷移曲線の設定
2.1	事象の選定	<p>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。</p> <p>国内外の過渡事象を参考にしてもよい。その場合、事象の選定の根拠を明確にすること。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>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 1PRA に関する原子力学会標準[5]等に事象の選定方法に関する考え方が整理されている。ただし、内の事象を対象としたレベル 1PRA に関する原子力学会標準の適用においては、炉心損傷を防止する観点から事象を選定しているが、本要領の適用にあたっては、非延性亀裂進展を防止する観点から事象を選定する必要がある。</li> <li>JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、”供用状態 C 及び D のうち、温度低下が大きい事象または温度低下とともに圧力が高く維持される事象として、大破断冷却材喪失事故、小破断冷却材喪失事故及び主蒸気管破断事故を評価対象事象とする。”と規定されている。</li> <li>米国 PTS 再評価プロジェクト[4]においては、PTS に対する PRA の結果に基づいて事象が選定されており[6]、パイロットプラントの事例では、一次系の弁の開固着 (SO-1) 時にも亀裂貫通頻度が得られている。米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された Beaver Valley Unit1 における全 TWCF の評価事例が NUREG-1806[4]に示されている。</li> <li>システム解析コード RELAP5 mod3.3 及び PASCAL4 を用いた国内 3 ループ RPV に対し、運転員操作の影響を無視できない MSLB (BV-1 Case 103) 及び SO-1 (BV-1 Case 126) の事象を対象とした解析を通じて、Beaver Valley Unit1 に対して選定された事象を用いれば、保守的な荷重条件または破損頻度の評価結果が得られることが確認されている。</li> </ul>	RF-4221(1), RF-4231(1)
2.2	温度分布の時刻歴	RPV の炉心領域部における一次冷却材温度及び流量の過渡変化から、RPV の板厚内における温度分布の時刻歴を評価する。	<ul style="list-style-type: none"> <li>国内 3 ループ RPV を想定した主蒸気管破断事故 (Main Steam Line Break, MSLB)、小破断 LOCA (Loss-Of-Coolant Accident)、大破断 LOCA について、RPV ダウンカム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。</li> <li>米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて計算された RPV ダウンカム部流体の温度及び圧力の過渡変化の例が、NUREG/CR-6858[8]に示されている。</li> <li>2.1 で選定した事象について、冷却材温度や熱伝達係数の履歴を用いて、有限要素法解析等により RPV の板厚内における温度分布の時刻歴を求める。</li> </ul>	-

			<ul style="list-style-type: none"> <li>解析精度を確保するため、有限要素法解析等の時間刻みやメッシュ数等が十分な数であることを確認する。</li> <li>評価対象過渡事象の冷却材温度や熱伝達係数の履歴特性に留意して、解析の時間刻みを設定する必要がある。Douglas-Peucker アルゴリズムを用いるとともに、温度や内圧などが大きく変化する区間では時刻歴を細かくする方法が有用であることが確認されている。解析の時間刻みについては、解析結果に及ぼす影響を適宜確認し、その妥当性を確認すること。</li> <li>最新の知見や解析技術を適用して評価してもよい。</li> </ul>	
2.3	応力分布の時刻歴	RPV の圧力及び板厚内における温度分布の過渡変化から、RPV の板厚内における応力分布の時刻歴を評価する。	<ul style="list-style-type: none"> <li>2.1 で選定した事象について、2.2 で求めた温度分布や圧力の履歴を用いて、有限要素法解析等により RPV の板厚内における応力分布の時刻歴を求める。</li> <li>解析精度を確保するため、有限要素法解析等の時間刻みやメッシュ数等が十分な数であることを確認する。</li> <li>評価対象過渡事象の履歴特性等に留意して、解析の時間刻みを設定する必要がある。Douglas-Peucker アルゴリズムを用いるとともに、温度や内圧などが大きく変化する区間では時刻歴を細かくする方法が有用であることが確認されている。解析の時間刻みについては、解析結果に及ぼす影響を適宜確認し、その妥当性を確認すること。</li> <li>最新の知見や解析技術を適用して評価してもよい。</li> </ul>	-
2.4	溶接残留応力分布	製造時の突合せ溶接及びクラッド溶接による残留応力分布を考慮する。	<ul style="list-style-type: none"> <li>JEAC4206-2016[1] RF-4221 の一般評価及び RF-4231 の詳細評価では、“母材についてはクラッド溶接による残留応力、溶接金属についてはクラッド溶接及び継ぎ手溶接による残留応力を考慮する。”と規定されている。</li> <li>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。</li> <li>RPV を対象とした突合せ溶接から通常運転までの周方向残留応力分布の例が PVP2014-28392[9]に示されている。</li> <li>溶接残留応力の影響を考慮する場合には、解析の初期温度を適切に設定する必要がある。</li> </ul>	RF-4221(3), RF-4231(4)
2.5	想定亀裂	<p>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。</p> <p>JEAC4206-2016[1] RF-4230 の最大仮想亀裂を適用してもよい。ただし、亀裂個数については考慮すること。</p> <p>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。</p> <p>国内プラントの溶接条件等を用いて、亀裂分布作成コードにより亀裂分布を作成してもよい。その場合、その根拠を明確にすること。</p> <p>検査結果を反映してもよい。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>JEAC4206-2016[1] RF-4221 の一般評価及び RF-4231 の詳細評価においては、“原子炉圧力容器炉心領域内面のクラッド下に深さ 10mm、長さ 60mm の半楕円亀裂を想定する。最大仮想亀裂の方向は、母材に対して軸方向、溶接金属に対して溶接線方向とする。原子炉圧力容器炉心領域に対する非破壊試験の結果、より小さな最大仮想亀裂を保証できる場合は、より小さな亀裂を最大仮想亀裂として用いてもよい。”と規定されている。</li> <li>米国 PTS 再評価プロジェクト[4]においては、供用がキャンセルされた RPV の破壊・非破壊検査の結果を基に専門家判断等を踏まえて整備された亀裂分布作成コードの使用等を通じて、亀裂の寸法及び密度が設定された。現段階では、RPV の亀裂分布について、最も詳細なデータ及びプロセスを踏まえたものと考え</li> </ul>	RF-4221(4), RF-4231(5) 最大仮想亀裂



			<p>られる。FAVOR[3]に使用する亀裂分布の作成方法とサンプルデータについては報告書[11]にまとめられている。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>FAVOR[3]における亀裂の取り扱いの概要を以下に示す。 <ul style="list-style-type: none"> <li>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。</li> <li>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。</li> <li>表面半楕円亀裂はクラッド施工と同方向、溶接部における内部楕円亀裂は溶接方向と同方向、母材部における内部楕円亀裂は軸方向及び周方向に同程度の割合で存在すると仮定する。また、内部楕円亀裂はクラッド直下から、板厚の 3/8 までに一様に存在すると仮定する。</li> <li>亀裂の合体は考慮しない。</li> </ul> </li> <li>検査の結果に基づき、想定する亀裂寸法、あるいは亀裂個数等の条件が設定できる場合は、その根拠を明確にすることにより、想定亀裂に反映してもよい。NUREG-2163[12]に、亀裂深さ及び密度に関するベイズ更新に基づく検査結果の反映方法が示されている。</li> <li>NUREG-2163[12]には示されていない、検査により指示がなかった場合の尤度関数が、国内で提案されている[13]。</li> </ul>	
2.6	応力拡大係数	<p>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 (<math>K_I</math>、モード I の応力拡大係数) を評価する。</p> <p>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 <math>K_I</math> 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。</p> <p>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。</p> <p>原則として、日本機械学会維持規格 [14] または、JEAC4206-2016 附属書 C の <math>K_I</math> 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 <math>K_I</math> 算出式を使用してもよい。使用する応力拡大係数の適用範囲を超える場合は、その影響を確認すること。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>日本機械学会維持規格[14]の添付 E-5 に示されている応力拡大係数算出式の内、平板における内部楕円亀裂、円筒における周方向及び軸方向表面半楕円亀裂、全周亀裂、軸方向に長い亀裂等に対しては、それぞれ 5.2、5.3(2)及び 5.3(3)、5.3(4)、5.3(5)の応力拡大係数算出式を使用することができる。</li> <li>クラッドと母材の境界において応力分布が不連続となるような場合は、それを考慮して整備された重ね合せの原理に基づく手法、あるいは重み関数法に基づく方法等を用いることができる。</li> <li>クラッドを貫通した表面亀裂に対する応力拡大係数の評価法として、PASCAL4[2] の重ね合わせ法の概念を図 4 に示す。</li> <li>JEAC4206-2016[1] RF-4221 の一般評価及び RF-4231 の詳細評価では、“附属書 C の C-5000 に従って(4)で設定した最大仮想亀裂最深部における応力拡大係数 <math>K_I</math> を算出する。(3)の応力解析を有限要素法で実施する場合には、最大仮想亀裂をモデル化して最大仮想亀裂最深部における応力拡大係数を有限要素法により算出してもよい。”と規定されている。附属書 C の C-5000 には、クラッド直下の亀裂に対する応力拡大係数の計算例が示されている。</li> <li>PASCAL4[2]で計算される応力拡大係数は、有限要素解析の結果と良好に一致することが確認されている。</li> </ul>	RF-4221(5), RF-4231(6) PTS 状態遷移 曲線の設定
3	破壊靱性遷移曲線等の設定			RF-4222,

				RF-4232 破壊靱性遷移曲線の設定
3.1	中性子照射量	<p>評価時期に対応した中性子照射量を設定する。</p> <p>亀裂先端の中性子照射量を設定する際には、想定する亀裂の位置に対応して、RPV 内表面における空間的な分布や板厚方向の減衰を考慮してもよい。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>板厚方向の減衰については、JEAC4201-2007 [2013 年追補版] [15] B-2100 に規定されている評価式を使用してもよい。</li> <li>JEAC4201-2007 [2013 年追補版] [15] 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 (<math>f</math>: 亀裂先端における中性子照射量 [<math>\times 10^{19}\text{n/cm}^2</math>], <math>f_0</math>: RPV 内表面における中性子照射量 [<math>\times 10^{19}\text{n/cm}^2</math>], <math>a</math>: 亀裂深さ [mm])。 <math display="block">f = f_0 \cdot \exp(-0.24a/25.4)</math> </li> <li>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。</li> <li>米国及び台湾における RPV を対象とした PFM 解析[16]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。</li> <li>米国 Oconee Unit1 の RPV 内表面中性子照射量分布の例が NUREG-1806[4]に示されている。また、台湾 Maanshan Unit1 の RPV 内表面中性子束の相対値の例が PVP2014-28350[16]に示されている。</li> </ul>	JEAC4201-2007 [2013 年追補版] B-2100
3.2	化学成分	<p>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。</p> <p>米国等の化学成分の不確かさを参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>化学成分については、例えば母材の場合、ミルシート値は代表値であり、板厚内にはある程度不確かさがあると考えられることから、正規分布等にモデル化する。</li> <li>FAVOR[3]では、米国のデータベース RVID[17]が使用され、Cu、Ni 等については、不確かさがモデル化されている。RPV のある領域に複数個存在する亀裂先端の化学成分の設定について、1 つ目の亀裂先端の化学成分を正規分布に基づいて設定した上で、2 つ目以降の化学成分は 1 つ目の化学成分を基に、ロジスティック分布を用いて設定する、という手法が用いられている。母材及び鍛造材について、1 つ目の亀裂先端の化学成分の標準偏差の推奨値は、Cu 及び Ni についてそれぞれ 0.0073wt% 及び 0.0244wt% とされている。</li> </ul>	-
3.3	関連温度	<p>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 (<math>RT_{NDT}</math>) の初期値を設定する。</p> <p>中性子照射効果 (<math>\Delta RT_{NDT}</math>) については、JEAC4201-2007[2013 年追補版][15]の脆化予測法を使用すること。</p> <p>米国等の脆化予測式(トレンドカーブ)を参考にしてもよい。その場合、根拠を明確にすること。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>JEAC4201-2007[2013 年追補版][15]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 <math>\Delta RT_{NDT}</math> の予測値 (計算値) が表形式で与えられる。JEAC4201-2007[2013 年追補版] [15]によれば、”標準材を除く国内監視試験データのみでの予測誤差 (標準偏差 9.5°C、平均予測誤差 -1.1°C)”と分析されている。</li> <li>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、<math>\Delta RT_{NDT}</math> 予測値を決定する。</li> <li><math>RT_{NDT}</math> 初期値について、米国の 10CFR50.61[18]では、測定値がある場合には、試</li> </ul>	JEAC4201-2007 [2013 年追補版] B-2100

			<p>験法の精度でその不確かさを決める。また、測定値がなく、溶接金属の一般的な平均値を使用する場合には 17° F (9.4°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。)</p>	
3.4	破壊靱性	<p>評価対象プラントに対して、適切な破壊靱性 (<math>K_{Ic}</math>) 曲線を設定する。原則として、国産の鋼材に対する <math>K_{Ic}</math> 曲線を使用すること。</p> <p>米国等の <math>K_{Ic}</math> 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。</p>	<p>・ PASCAL[2]及び FAVOR[3]では、破壊靱性を算出するうえで <math>RT_{NDT}</math> には保守性及び不確かさが含まれるとし、それを調整するための不確かさ (<math>\Delta RT_{epistemic}</math>) を考慮に入れて解析が行われる。</p> <p>・ JAEA が整備した国産鋼材のデータに基づく <math>K_{Ic}</math> 曲線 (ワイブル分布) を以下に示す。<math>\overline{RT_{NDT}}</math>及び<math>\Delta RT_{epistemic}</math> は下式により表される。</p> $\overline{RT_{NDT}} = RT_{NDT(0)} + \Delta RT_{NDT} - \Delta RT_{epistemic}$ $\Delta RT_{epistemic} = -15.60 + 67.56[-\ln(1 - \Phi)]^{1/4.31}$ $\Phi \leftarrow U(0,1)$ <p>ここで、<math>RT_{NDT(0)}</math>、<math>\Delta RT_{NDT}</math>、及び<math>\Phi</math>は、それぞれ <math>RT_{NDT}</math> の初期値、<math>RT_{NDT}</math> のシフト量、及び累積分布確率である。<math>\Delta RT_{epistemic}</math> を考慮した <math>K_{Ic}</math> 曲線を次式に示す。</p> $K_{Ic}(\Delta T) = a(\Delta T) + b(\Delta T)(-\ln(1 - \Phi_{K_{Ic}}))^{1/c}$ $a(\Delta T) = 13.18 + 6.71 \exp(0.0337(\Delta T))$ $b(\Delta T) = 15.88 + 42.21 \exp(0.0121(\Delta T))$ $c = 4$ <p>ここで、<math>\Delta T = T - \overline{RT_{NDT}}</math>であり、<math>T</math>は金属温度である。また、<math>\Phi_{K_{Ic}}</math>は <math>K_{Ic}</math> の累積分布確率である。</p> <p>・ FAVOR[3]では、<math>RT_{NDT}</math> 及び<math>\Delta RT_{epistemic}</math> は下式により表される。</p> $\Delta RT_{epistemic} = -29.5 + 78.0[-\ln(1 - \Phi)]^{1/1.73}$ $\Phi \leftarrow U(0,1)$ <p>また、FAVOR[3]に導入されている<math>\Delta RT_{epistemic}</math> を考慮した際の <math>K_{Ic}</math> 曲線を次式に示す。</p> $K_{Ic}(\Delta T) = a_{K_{Ic}}(\Delta T) + b_{K_{Ic}}(\Delta T)[-\ln(1 - \Phi_{K_{Ic}})]^{1/c_{K_{Ic}}} \text{ for } 0 < \Phi_{K_{Ic}} < 1$ $a_{K_{Ic}}(\Delta T_{RELATIVE}) = 19.35 + 8.335 \exp[0.02254(\Delta T_{RELATIVE})] \quad [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$ $b_{K_{Ic}}(\Delta T_{RELATIVE}) = 15.61 + 50.132 \exp[0.008(\Delta T_{RELATIVE})] \quad [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]$ $c_{K_{Ic}} = 4$ $\Delta T_{RELATIVE} = T(\tau) - (RT_{NDT(0)} - \Delta RT_{epistemic}) \text{ [}^\circ\text{F]}$ <p>ここで <math>T</math> は金属温度、<math>\Phi_{K_{Ic}}</math> は <math>K_{Ic}</math> の累積分布確率である。詳細は参考文献[3]を参照のこと。</p>	

3.5	亀裂伝播停止破壊 靱性	<p>評価対象プラントに対して、適切な亀裂伝播停止破壊靱性 (<math>K_{Ia}</math>) 曲線を設定する。原則として、国産の鋼材に対する <math>K_{Ia}</math> 曲線を使用すること。</p> <p>米国等の <math>K_{Ia}</math> 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。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• PASCAL[2]及び FAVOR[3]では、亀裂伝播停止靱性を算出するうえで <math>RT_{NDT}</math> には保守性及び不確かさが含まれるとし、それを調整するための不確かさ <math>\Delta RT_{epist-arrest}</math> 及び <math>\Delta RT_{ARREST}</math> を考慮に入れて解析が行われる。</li> <li>• JAEA が整備した国産鋼材及び米国鋼材のデータに基づく <math>K_{Ia}</math> 曲線 (対数正規分布) を次式に示す。 <math>RT_{ARREST}</math> は下式により表される。 <math display="block">RT_{ARREST} = RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{ARREST} + \Delta RT_{NDT}</math> <math display="block">\Delta RT_{epist-arrest} = -188.8 + 243.8[-\ln(1 - P)]^{1/13.53}</math> <math display="block">\Delta RT_{ARREST(\text{mean})} = 39.21\exp(-0.006868T_0)</math> <math display="block">\sigma_{\ln(T_0)_{\text{rev}}} = \sqrt{\ln\{\exp[0.07579 + 2 \ln(\Delta RT_{ARREST(\text{mean})})] - \text{var}(T_0)\} - 2\ln(\Delta RT_{ARREST(\text{mean})})}</math> <math display="block">\text{var}(T_0) = 10.6^2 = 112.36 [\text{C}^2] \quad ; \quad T_0 \leq -74.6 [\text{C}]</math> <math display="block">\text{var}(T_0) = 7.588 - 1.405T_0 [\text{C}^2] \quad ; \quad -74.6 &lt; T_0 \leq 5.4 [\text{C}]</math> <math display="block">\text{var}(T_0) = 0 [\text{C}^2] \quad ; \quad 5.4 &lt; T_0 [\text{C}]</math> <p>ここで、<math>RT_{NDT0}</math>、<math>\Delta RT_{NDT}</math>、及び <math>P</math> は、それぞれ <math>RT_{NDT}</math> の初期値、<math>RT_{NDT}</math> のシフト量、及び累積分布確率である。<math>\Delta RT_{epist-arrest}</math> 及び <math>\Delta RT_{ARREST}</math> を考慮した <math>K_{Ia}</math> 曲線を次式に示す。</p> <math display="block">K_{Ia}(\Delta T) = 25.69 + 73.90\exp[0.0127(\Delta T)] [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}]</math> <math display="block">\sigma_{\ln(K_{Ia})} = 0.162</math> <math display="block">\mu_{\ln(K_{Ia})}(\Delta T) = \ln[\bar{K}_{Ia}(\Delta T)] - \frac{\sigma_{\ln(K_{Ia})}^2}{2}</math> <math display="block">\Delta T = T - RT_{ARREST} [\text{C}]</math> </li> <li>• FAVOR[3]の <math>K_{Ia}</math> 曲線を次式に示す。詳細は参考文献[3]を参照のこと。 <math display="block">\mu_{\ln(K_{Ia})}(\Delta T_{\text{RELATIVE}}) = \ln[\bar{K}_{Ia}(\Delta T_{\text{RELATIVE}})] - \frac{\sigma_{\ln(K_{Ia})}^2}{2}</math> <math display="block">\sigma_{\ln(K_{Ia})} = 0.18</math> <math display="block">K_{Ia(\text{mean})}(\Delta T_{\text{RELATIVE}}) = 27.302 + 69.962\exp[0.006057(\Delta T_{\text{RELATIVE}})] \quad [\text{ksi}\sqrt{\text{in.}}]</math> <math display="block">\Delta T_{\text{RELATIVE}} = T(r, \tau) - RT_{\text{Arrest}}(r, \dots) [\text{F}]</math> <math display="block">RT_{\text{ARREST}}(r, \dots) = RT_{NDT0} - \Delta RT_{epist-arrest} + \Delta RT_{ARREST} + \Delta RT_{NDT}(r, \dots)</math> </li> <li>• PASCAL[2]では、<math>K_{Ic}</math> との相関について考慮することができる。すなわち、例えば、FAVOR の取り扱いと同様に、相関が 1 の場合は、同一の累積分布確率 (<math>\phi</math>) を用いて <math>K_{Ic}</math> と <math>K_{Ia}</math> 曲線を設定することができる。</li> </ul>	-
4	破損頻度の計算			-
4.1	計算手法	モンテカルロ法等の手法を用いて、破損頻度等を算出する。	確率変数のサンプリング方法としては、モンテカルロ法やラテン超方格法等が挙げられる。	-
4.2	亀裂進展	$K_I$ が $K_{Ic}$ を超える場合に、亀裂進展と判定する。ただし、高	• JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、非延性破壊発生に関する許容基準	RF-4223,

		<p>温予荷重効果を考慮し、冷却過程で <math>K_I</math> 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 <math>K_I</math> 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。</p> <p>溶接部の取扱いとして、母材/溶接金属境界に存在する亀裂は <math>RT_{NDT}</math> の高い部材中を進展すると仮定した評価を行ってもよい。</p> <p>亀裂進展と判定された場合、その亀裂の寸法は、より大きなものに変更する。</p>	<p>(<math>K_{Ic} &gt; K_I</math>) 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 (<math>dK_I/dt &lt; 0</math>) を除外した最大仮想亀裂最深部における PTS 状態遷移曲線 (<math>K_I</math>) と評価時期の最大仮想亀裂最深部の照射条件に対応する破壊靱性遷移曲線 (<math>K_{Ic}</math>) とを比較し、両者が交差しないこと (<math>K_{Ic} &gt; K_I</math>) 。”と規定されている。</p> <p>・その後の再加圧等により <math>K_I</math> が増加する場合の高温予荷重効果に係る手法として、様々な試験片形状、寸法、応力負荷、過渡条件を踏まえたデータベースを用いて提案された、次式の ACE モデルが挙げられる。</p> $K_{FRAC} = \max\{K_{Ic}; \min\{K_{WPS}; K_2 + K_{WPS}/2\}\}$ <p>ここで、<math>K_{FRAC}</math>、<math>K_{Ic}</math>、<math>K_{WPS}</math> 及び <math>K_2</math> はそれぞれ有効破壊靱性、再加圧時の温度における破壊靱性、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、試験との比較等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][21]。</p> <p>・供用がキャンセルされた原子炉圧力容器 (PVRUF, Shoreham) に対する破壊・非破壊検査による分析の結果、欠陥指示のほとんどは母材/溶接金属境界に存在することが示されている [21]。</p> <p>・FAVOR[3]には、parent-child relationship として、母材と溶接金属の照射後の <math>RT_{NDT}</math> の平均値を比較し、<math>RT_{NDT}</math> が高い部材の化学成分、<math>RT_{NDT}</math> の初期値及び脆化予測式を用いて評価する機能が実装されている。</p> <p>・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。PASCAL[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。</p>	RF-4233(1)(2) 許容基準
4.3	亀裂伝播停止	<p>亀裂進展と判定された後の亀裂に対して、<math>K_I</math> を算出する。その状態において評価点の <math>K_{Ia}</math> を算出し、<math>K_I</math> が <math>K_{Ia}</math> 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。</p>	<p>・JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、高温予荷重効果を考慮した非延性破壊発生に対する許容基準を満足しない場合に、亀裂の板厚貫通有無に対する許容基準として、”容器の板厚内で亀裂の伝播が停止すること。”と規定されている。また、その解説では、亀裂伝播”停止が生じた場合には、停止した時刻以降の PTS 事象に対して非延性破壊の再発生及び塑性崩壊の有無を評価すること”としている。</p>	RF-4233(3)
4.4	亀裂貫通	<p>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。</p>	<p>・JEAC4206-2016[1] RF-4230 の詳細評価では、”亀裂の伝播が停止する位置が厚さの 75% を超える場合には容器の板厚を貫通すると評価する。”と規定されている。</p> <p>・日本機械学会維持規格 [14] 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 <math>a/t</math> (<math>a</math>: 亀裂深さ、<math>t</math>: 板厚) について、最大 <math>a/t=0.8</math> まで与えられている。</p>	RF-4233(3)
4.5	条件付亀裂進展確	<p>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</p>	-	-

	率	を、条件付亀裂進展確率として評価する。		
4.6	条件付亀裂貫通確率	ある事象の発生時間内に、1つの亀裂が貫通する確率を、条件付亀裂貫通確率として評価する。	-	-
4.7	過渡事象の発生頻度	評価対象プラントに対する過渡事象の発生頻度を適用すること。 なお、国内類似プラント相当の値があればそれを適用してもよい。米国等の過渡事象の発生頻度を参考にしてもよい。これらの場合、発生頻度導出の根拠を明確にすること。	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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。</li> <li>・米国 PTS 再評価プロジェクト[4]で計算された代表 3 プラントにおける代表的な過渡事象の発生頻度が NUREG-1806[4]に示されている。</li> </ul>	-
4.8	亀裂進展頻度	条件付亀裂進展確率に対して亀裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとに亀裂進展確率を評価する。 これに各過渡事象の発生頻度を乗じた上で、選定された全ての過渡事象に対して総和をとることにより、評価対象プラントの亀裂進展頻度として評価する。	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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。</li> <li>・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。</li> </ul>	
4.9	亀裂貫通頻度	条件付亀裂貫通確率に対して亀裂の個数を考慮した上で、過渡事象ごとに亀裂貫通確率を評価する。 これに各過渡事象の発生頻度を乗じた上で、選定された全ての過渡事象に対して総和をとることにより、評価対象プラントの亀裂貫通頻度として評価する。	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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。</li> <li>・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。</li> <li>・米国 PTS 再評価プロジェクト[4]では、亀裂貫通頻度 <math>10^{-6}</math> 回/年が許容基準として使用された。</li> <li>・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* = <math>5 \times 10^{-6}</math> 回/炉年 : Regulatory Guide 1.154 の推奨値 RVFF* = <math>1 \times 10^{-5}</math> 回/炉年 : Regulatory Guide 1.174 の炉心損傷頻度 (Core Damage Frequency, CDF) のガイドライン、及びリスク情報を活用した 10CFR50 のオプション 3 のフレームワーク RVFF* = <math>1 \times 10^{-6}</math> 回/炉年 : Regulatory Guide 1.174 の早期大規模放出頻度 (Large Early Release Frequency, LERF) のガイドライン、及びリスク情報を活用した 10CFR50 のオプション 3 のフレームワーク</li> <li>・NUREG-1806[4]では TWCF と RVFF を同等とみなし、その許容基準を <math>1 \times 10^{-6}</math> 回 / 炉年としている。</li> </ul>	-
4.10	信頼度	亀裂進展頻度と亀裂貫通頻度の評価においては、考慮する各確率変数の不確かさを認識論的不確かさまたは偶然的な不確かさに分類して、認識論的不確かさを考慮した信頼度評価を行うことが望ましい。	<ul style="list-style-type: none"> <li>・米国では TWCF 評価値として、95%信頼度が用いられている[23]。</li> <li>・FAVOR[3]では、各確率変数の不確かさを認識論的不確かさまたは偶然的な不確かさに分類することにより、信頼度評価が行われている。各確率変数の不確かさの分類は以下のとおりである。 認識論的不確かさ : 中性子照射量、化学成分、関連温度、亀裂分布、過渡</li> </ul>	

			<p>の発生頻度等</p> <p>偶然的な不確実さ : 破壊靱性、亀裂伝播停止破壊靱性</p> <p>この分類に基づき、確率変数のサンプリングを二重ループにすることで信頼度評価を実現しており、内側のループで偶然的な不確実さに係る確率変数をサンプリングし、外側のループで認識論的な不確実さに係る確率変数をサンプリングしている。</p>	
4.11	不確実さの取扱	<p>不確実さを有するパラメータについては、推定される不確実さの程度を確率分布としてモデル化し取り扱う。その際、モデル化の根拠を明確にする。</p> <p>必要に応じて、確率分布の裾野について打ち切りを考慮してもよい。ただし、その根拠を明確にするとともに、破損頻度に対する影響の程度を確認すること。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・不確実さを考慮する主なパラメータについては、図3を参照のこと。</li> <li>・正規分布等の確率分布に従う確率変数のように、平均値の両側に分布の裾野が無限に広がる場合、例えば化学成分のようにサンプリングされた値が負となるような物理的に非合理的な評価等を避けるため、確率分布の裾野について打ち切りを考慮する場合がある。</li> <li>・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に示す。</li> </ul>	-
4.12	計算精度	<p>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等のサンプリング数やモンテカルロ法等の計算により破損と判定された数が十分な数であること等を確認する。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・PASCAL[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。</li> <li>・PASCALを用いたサンプリング数に関する検討事例を表3に示す。</li> <li>・認識論的な不確実さに関するループのサンプリング方法については、LHS法とモンテカルロ法があるが、同数のサンプリング数で比較すると、LHS法の方が計算精度が高い。</li> <li>・応力拡大係数算出式や中性子照射効果の評価では、その適用範囲に留意することが重要である。</li> </ul>	
5	解析コード			
5.1	信頼性確認	<p>解析コードを用いる場合は、その信頼性確認が実施されているコードを用いること。解析コードの信頼性確認方法を附属書に示す。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・PASCAL[2]の信頼性確認事例を附属書に関する解説に示す。</li> </ul>	
	参考文献		-	-
		<p>[1] 社団法人日本電気協会, “電気技術規程原子力編 原子炉圧力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法”, JEAC4206-2016, (2016)</p> <p>[2] 勝山ら, “原子炉圧力容器用確率論的破壊力学解析コード PASCAL4 の使用手引及び解析手法”, JAEA-Data/Code 2017-015, (2017)</p> <p>[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)</p> <p>[4] M. EricksonKirk, et al, “Technical Basis for Revision of the Pressurized Thermal Shock (PTS) Screening Limit in the PTS</p>	-	-

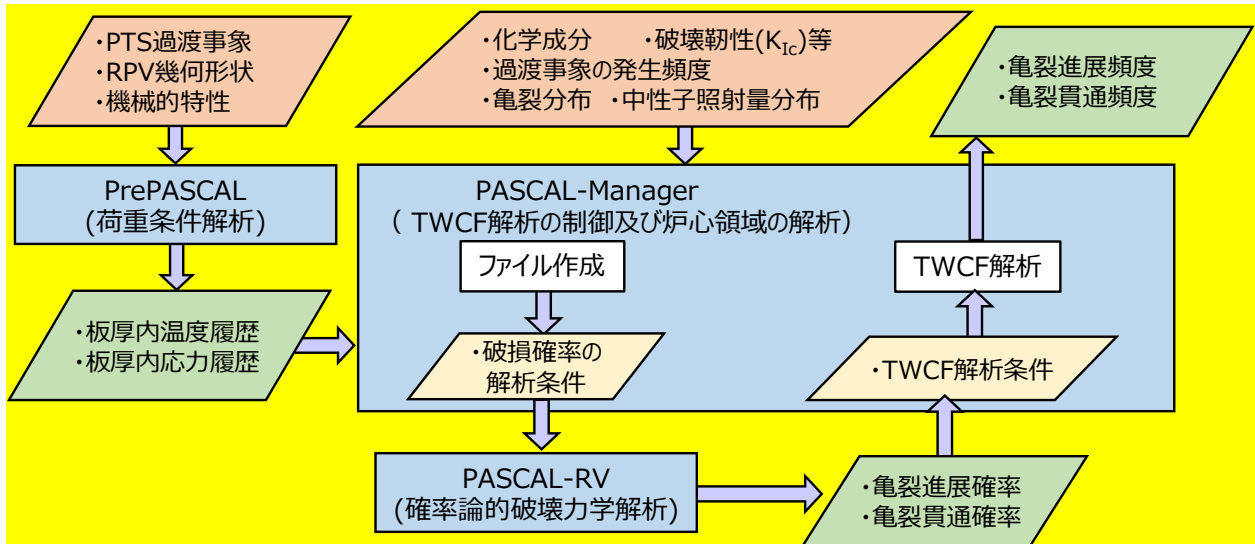
		<p>Rule (10CFR50.61)”, NUREG-1806, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2006)</p> <p>[5] 原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的リスク評価に関する実施基準（レベル 1PRA 編）：2013, AESJ-SC-P008:2013, 日本原子力学会, (2014).</p> <p>[6] D.L.Whitehead and A.M. Kolaczowski, “PRA Procedures and Uncertainty for PTS Analysis,” NUREG/CR-6859, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2004)</p> <p>[7] 財団法人発電設備技術検査協会, “溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書[原子炉圧力容器加圧熱衝撃試験][総まとめ版]”, (1992)</p> <p>[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)</p> <p>[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)</p> <p>[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)</p> <p>[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)</p> <p>[12]G.L. Stevens, et al, “Technical Basis for Regulatory Guidance on the Alternate Pressurized Thermal Shock Rule”, NUREG-2163, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2015)</p> <p>[13]K. Lu, et al, “ An Estimation Method of Flaw Distributions Reflecting Inspection Results through Bayesian Update”, Asian Symposium on Risk Assessment and Management 2017, ASRAM2017-1025, (2017).</p> <p>[14]発電用原子力設備規格維持規格（2012年版）, 日本機械学会, (2012).</p> <p>[15]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],</p>		
--	--	---	--	--



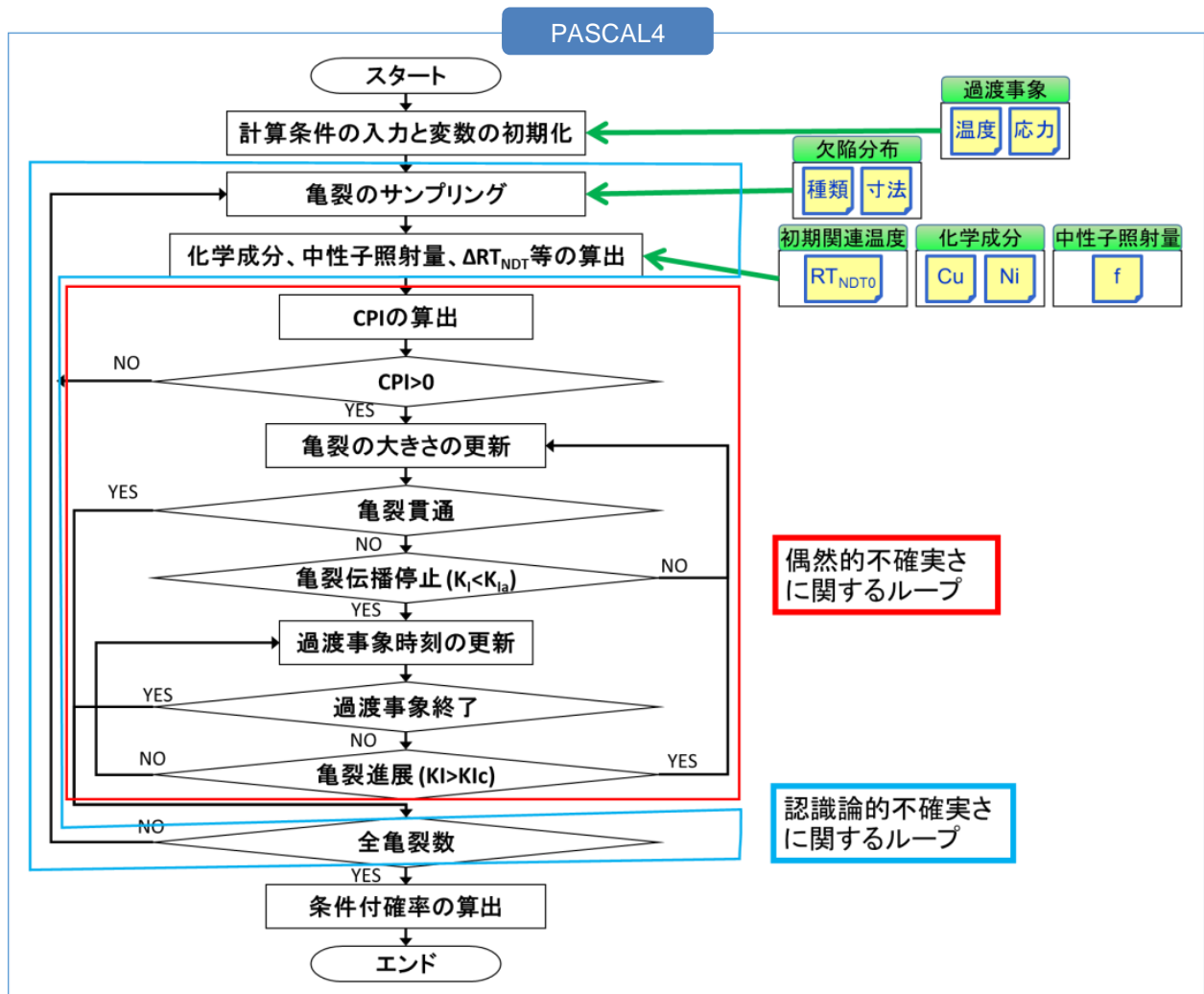
		<p>(2014)</p> <p>[16]H.W. Chou, et al, “Structural Reliability Evaluation on the Pressurized Water Reactor Pressure Vessel Under Pressurized Thermal Shock Events”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2014-28350, (2014)</p> <p>[17]Reactor Vessel Integrity Database (RVID), Version 2.1.1, U. S. Nuclear Regulatory Commission,(2000).</p> <p>[18]Nuclear Regulatory Commission, “Fracture toughness requirements for protection against pressurized thermal shock events,” 10CFR50.61</p> <p>[19]J.Katsuyama, et al., “Development of Probabilistic Evaluation Models of Fracture Toughness <math>K_{Ic}</math> and <math>K_{Ia}</math> for Japanese RPV Steels”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45915, (2015)</p> <p>[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)</p> <p>[21]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)</p> <p>[22]G.J. Schuster, et al., “Charaterization of Flaws in U.S. Reactor Pressure Vessels-Density and Distribution of Flaw Indications in the Shoreham Vessel”, NUREG/CR-6471, Vol. 3, U. S. Nuclear Regulatory Commission,(1999).</p> <p>[23]M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS)”, NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010)</p> <p>[24]S.N.M.Malik, “FAVOR Code Versions 2.4 and 3.1 Verification and Validation Summary Report,” NUREG-1795, (2007).</p> <p>[25]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).</p> <p>[26]E.Dautreme, et al, “MAI Benchmark Campaign of International</p>		
--	--	---	--	--

		Software for Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment,” Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2014-28212, (2014).		
	[附属書] 解析コードの信頼性確認方法			-
1	適用範囲	原子炉圧力容器を対象に PFM 解析により健全性評価を行う際に使用する解析コードの信頼性確認方法について定めるものである。 解析コードが正しく動作することの検証 (verification) を対象としたものであり、実現象を想定した妥当性確認 (validation) は本附属書には含まれない。	-	-
2	機能の分類	不確かさを有するパラメータについて、入力で指定した確率分布が正しく設定されていること (以下、「確率変数」の機能) の検証と、各評価式による値の算出、及び一連の評価式による条件の判定等が正しく行われていること (以下、「評価フロー・評価式」の機能) の検証に分類して、それぞれ検証を行う。	・米国の PFM 解析コード FAVOR の検証[24]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	不確かさを有するパラメータの全てに対して検証を行う。 入力で指定した確率分布に従い、一般的な解析で使用される数だけ、確率変数のサンプリングを行い、理論的な分布との比較を通じて、指定した確率分布を正しく再現していることを確認する。	<ul style="list-style-type: none"> <li>・例えば、「<math>RT_{NDT}</math>」、「化学成分」、「中性子照射量」、「<math>K_{Ic}</math>」、「<math>K_{Ia}</math>」、「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 4 に示す。</li> <li>・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 5 に示す。この例では、正規分布として取り扱われる中性子照射量について、サンプリングされる値を通常出力とは別途出力させて統計処理を行ったものと、Microsoft Excel<sup>®</sup>の正規分布の関数を用いて、1, 5, 50, 95, 99 パーセンタイル値を比較している。相対誤差は 1%未満と十分に小さく、PASCAL3[2]の中性子照射量分布の機能が正しく動作していることが確認できる。また、Shapiro-Wilk 検定や Kolmogorov-Smirnov 検定により、帰無仮説を正規分布とした場合に、有意水準 5%において帰無仮説が棄却されないことを確認している。</li> <li>・PASCAL3[2]の <math>K_{Ic}</math> 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 <math>K_{Ic}</math> 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<sup>®</sup>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 <math>K_{Ic}</math>、すなわち、37.35、45.40、71.39、99.07、110.02 と一致するように <math>K_I</math> を設定して、亀裂進展確率を計算した結果を表 6 に示す。得られる亀裂進展確率と、<math>K_{Ic}</math> 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 <math>K_{Ic}</math> 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 <math>T-RT_{NDT}</math> は <math>-43.313^{\circ}\text{C}</math> で一定としている。</li> </ul>	-
4	評価フロー・評価式の検証	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。	・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 $K_I$	-

		<p>確認用の代表的事例を作成し、想定どおりの結果が得られることを確認する。</p>	<p>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4に示す。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• PASCAL3[2]を用いた亀裂進展判定と亀裂種類切り替えに関する信頼性確認の例を表7に示す。この例では、計算に使用される値を通常出力とは別途出力させて、<math>K_I</math>が<math>K_{Ic}</math>を超えるまで過渡事象の時刻が更新されること、<math>K_I</math>が<math>K_{Ic}</math>を超えると内部亀裂から軸方向に長い亀裂に亀裂種類が切り替わること、軸方向に長い亀裂に切り替わった後は同一の時刻において、亀裂寸法が更新されて<math>K_I</math>が計算されることが確認できる。</li> <li>• PASCAL3[2]を用いた JEAC4201-2007[2013 追補版] [15]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8に示す。JEAC4201-2007[2013 追補版] [15]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。</li> </ul> $\Delta RT_{NDT,c} = \Delta RT_{NDT,a} + \frac{\Delta RT_{NDT,b} - \Delta RT_{NDT,a}}{\log \phi_b - \log \phi_a} (\log \phi_c - \log \phi_a)$ <p>この例では、計算に使用される値を通常出力とは別途出力させて、Microsoft Excel®により同一の式を用いて補間した値を比較した結果、両者が一致することを確認している。</p> <p>なお、JEAC4201-2007[2013 追補版] [15]の脆化予測法の信頼性確認としては、この例に加えて、所定の表の値が正しく使用されること、中性子束以外のパラメータについて線形に正しく補間されることを確認する必要がある。</p>	
5	開発者以外の専門機関の参加	解析コードの信頼性確認は、コードの開発者以外の専門機関が参加して実施されることが望ましい。	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 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。</li> <li>• 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。</li> </ul>	-
6	ベンチマーク解析の活用	同等の機能を有する他の解析コードを用いてベンチマーク解析を行い、解析コードの比較を行うことが望ましい。	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 国際ベンチマーク解析において PASCAL3[2]が使用された[25][26]。</li> </ul>	-



(a) PASCAL4 全体の流れ



(b) PASCAL4 (PFM 解析) における計算の流れ

図 3 破損頻度計算手順の模式図

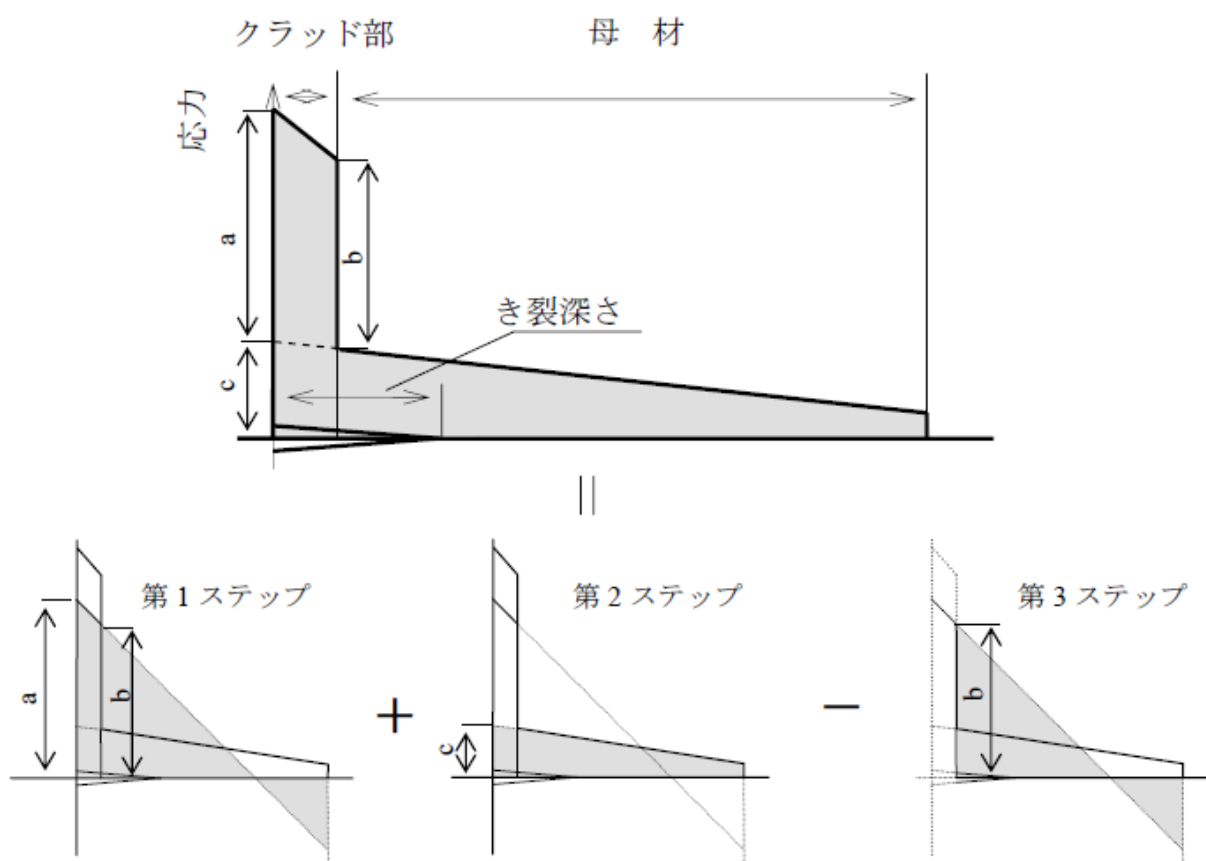


図 7-20 簡易法による応力拡大係数の概念図

図 4 PASCAL-RV の重ね合わせ方の概念 (JAEA Data/Code 2017-015[2])

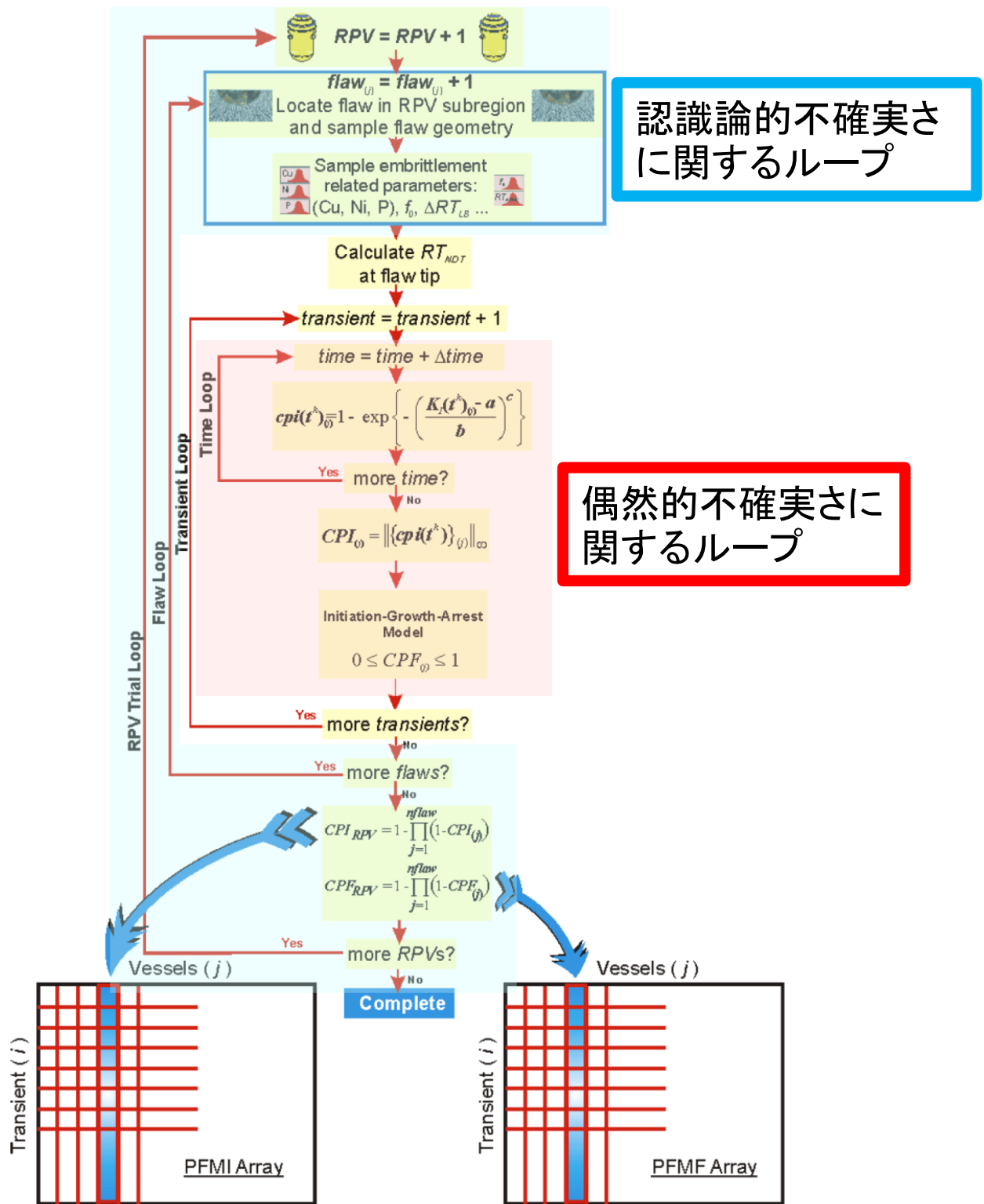


図5 FAVORにおけるFAVPFMの計算の流れ[3]

表2 PASCAL-RVを用いた確率分布の打ち切りに関する検討事例  
 過渡事象ごとの TWCF[回/炉年]に対する確率分布の打ち切りの影響

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

\*1: 全ての確率変数に対して、平均から標準偏差 $\sigma$ の5倍離れた値を打ち切り値として、  
 サンプルされた値がそれを超える場合は端点の値を用いる。下限については、  
 サンプル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、サンプルされた値が負の場合は0とする。

表3 LHS法によるサンプリング数の破損頻度への影響

サンプリング数	FCI*	TWCF*
100	$2.2 \times 10^{-8}$	$1.0 \times 10^{-8}$
1000	$2.0 \times 10^{-8}$	$1.1 \times 10^{-8}$
5000	$2.2 \times 10^{-8}$	$1.0 \times 10^{-8}$

\*: 対象とした過渡事象は LBLOCA (Case 56)及び SO-1 (Case 126) である。

表 4 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
	亀裂伝播停止破壊靱性
	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り替え
	脆化予測法
	中性子照射量 指数減衰
	溶接残留応力
	破壊評価

表 5 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 <sup>®</sup> 正規分布 : A	PASCAL-RV <sup>*1</sup> サンプリング結 果 : B	$(B-A)/A \times 100[\%]$
1	6.9105	6.9486	0.5516
5	7.8327	7.8465	0.1757
50	10.0000	9.9988	-0.0124
95	12.1673	12.1519	-0.1266
99	13.0895	13.0428	-0.3568

\*1: サンプリング数 : 100,000



表 6  $K_{Ic}$  分布の機能に関する信頼性確認の例

累積確率 : p	Microsoft Excel <sup>®</sup> ワイブル分布 ( $K_{Ic}$ [MPa $\sqrt{m}$ ]に 対応)	PASCAL-RV <sup>*1</sup> 亀裂進展確率 : $P_i$	( $P_i-p$ )/p $\times$ 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]

\*1: サンプル数 : 100,000

表 7 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 <sup>*1</sup>	内部亀裂 <sup>*2</sup>		軸方向に長い亀裂	
		$K_I$ [MPa $\sqrt{m}$ ]	$K_{Ic}$ [MPa $\sqrt{m}$ ]	$K_I$ [MPa $\sqrt{m}$ ]	$K_{Ic}$ [MPa $\sqrt{m}$ ]
32	2	70.47	72.80	-	-
32.5	2	70.68	70.87	-	-
33	0	70.86	69.09	153.79	143.73
33	0	-	-	157.28	-

\*1: 0 内部亀裂、2 軸方向に長い亀裂

\*2: 内表面側

表 8 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 $1.0 \times 10^{11}$ $\Delta RT_{NDT}$ [°C]	附属書表 中性子束 $2.0 \times 10^{11}$ $\Delta RT_{NDT}$ [°C]	補間値 中性子束 <u><math>1.5 \times 10^{11}</math></u> $\Delta RT_{NDT}$ [°C] (Microsoft Excel <sup>®</sup> )	PASCAL-RV $\Delta RT_{NDT}$ [°C]
1	56.20	54.00	54.91	54.91
1.5	65.50	64.00	64.62	64.62
2	71.60	71.10	71.31	71.31
2.5	76.00	76.40	76.23	76.23
3	79.60	80.70	80.24	80.24

(2) 標準的解析手法及び入力データの精緻化

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

本年度までに選定した標準的解析手法及び国内モデルデータを、表 2.3.3-9 から表 2.3.3-20 に示す。なお、黄色のマーカ一部は本年度の主な変更点を示す。

表 2.3.3-9 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ（その 1）

分類	項目	条件	備考
RPV	内半径	2m（母材表面までの距離）	国内 3 ループ相当
	母材厚さ	200mm	同上
	クラッド厚さ	5.5mm	PVP2014-28392 <sup>56</sup>
	胴部高さ	4.2m	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 <sup>57</sup>

<sup>56</sup> 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).

<sup>57</sup> 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 2.3.3-10 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ（その 2）

分類	項目	条件	備考
過渡事象	事象の選定	米国 Beaver Valley 事例の過渡事象	米国 Beaver Valley 事例 <sup>58</sup> から、国内の TWCF 評価において主要な 13 事象を選定
	発生頻度	不確実さを考慮	米国 Beaver Valley のデータの当該事象の発生頻度分布
	発生頻度の不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方 <sup>59</sup>

<sup>58</sup> 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).

<sup>59</sup> Williams, P. T., Dickson, T. L., and Yin, S., “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge, FAVOR, v12.1, Computer Code: Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations”, Oak Ridge National Laboratory, ORNL/TM-2012/567, United States Nuclear Regulatory Commission ADAMs number ML13008A015, (2012).

表 2.3.3-11 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ（その3）

分類	項目	条件	備考
過渡事象	冷却材温度 時刻歴	米国 Beaver Valley 事例の過渡事象	米国 Beaver Valley の時刻歴データ <sup>60</sup>
	圧力時刻歴	同上	同上
	熱伝達係数	同上	同上

<sup>60</sup> 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 2.3.3-12 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (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"> <li>・ 実力評価を前提とし、必要に応じて規格値等を参照</li> <li>・ JPVT Vol. 135, 051402<sup>61</sup>を参考</li> </ul>
	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
	熱応力解析の初期温度	20℃	溶接残留応力を考慮する場合には、解析初期における熱応力が発生していない状態の板厚の温度を設定
	解析の時間刻み	米国 Beaver Valley 事例の過渡事象	温度や内圧、熱伝達係数の時刻歴データに対して Douglas-Peucker アルゴリズムを用いるとともに、温度や内圧などが大きく変化する区間では時刻歴を細かくする方法を適用
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 <sup>62</sup>
	クラッド溶接	国内相当で最も詳細な解析事例	JPVT Vol. 135, 051402 <sup>61</sup> 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

<sup>61</sup> 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).

<sup>62</sup> 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 2.3.3-13 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (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	・米国の考え方 (クラッド施工方向と同一) <sup>58,63</sup> ・国内 RPV 炉心領域に対するクラッド溶接は周方向
	表面亀裂 (密度)	国内プラント相当の溶接条件を用いて算出した VFLAW データ	クラッドについて、国内 PWR は 1 層、米国 Beaver Valley は 2 層、米国 Oconee は 1 層
	表面亀裂 (深さ)	6.5mm (内表面からの深さ 母材側は 1mm)	米国の考え方 (クラッドを超える程度の深さを考慮する) <sup>58,63</sup>
	表面亀裂 (アスペクト比)	国内プラント相当の溶接条件を用いて算出した VFLAW データ	国内モデルデータではクラッド部を矩形、母材部を半楕円形状の亀裂を想定
	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)	国内プラント相当の溶接条件を用いて算出した VFLAW データ	-
	内部亀裂 (深さ)	同上	-
	内部亀裂 (アスペクト比)	同上	-
	内部亀裂 (位置)	内表面側の評価点の位置をクラッド直下から母材厚さの 3/8 まで一様分布	・米国の考え方 (亀裂内表面側の評価点が、母材厚さの 3/8 より外表面側に位置する内部亀裂は PTS 時の健全性に影響を及ぼさない) ・内表面側の評価点の位置を基準とする
	合体	考慮しない	米国の考え方
不確かさの分類	認識論的不確かさ	米国の考え方 <sup>59</sup>	

<sup>63</sup> M. EricksonKirk, et al, "Sensitivity Studies of the Probabilistic Fracture Mechanics Model Used in FAVOR", NUREG-1808, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2006).

表 2.3.3-14 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (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 (クラッド部矩形)	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"> <li>クラッドを考慮して取得された CEA の解<sup>64</sup></li> <li>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</li> <li>ヤング率は過渡事象データ計算に使用した 300°C の値<sup>61</sup></li> </ul>
	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"> <li>国内規格である JSME 維持規格 (2012 年版)<sup>65</sup> の解</li> <li>維持規格の解<sup>65</sup> に対して、JAEA の解<sup>66</sup> 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</li> </ul>
	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) <sup>65</sup> 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) <sup>65</sup> の解

<sup>64</sup> 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).

<sup>65</sup> 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).

<sup>66</sup> ルら, “平板中内部楕円亀裂の応力拡大係数の解について”, M&M2015 材料力学カンファレンス, OS0916-211, (2015).



表 2.3.3-15 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (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) <sup>65</sup> の解
	降伏応力	温度依存性考慮	JPVT_PVP2010-25541 の室温のデータを元に日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 TM 委員会 (WES1108-1995) の式により温度依存性を考慮した値
	β補正	考慮しない	内部亀裂はクラッド下亀裂としない
	内圧	考慮する	-

表 2.3.3-16 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ（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 $7 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	-
	標準偏差	平均値の 13.1%	米国データ <sup>67</sup>
	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 <sup>68</sup> 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 <sup>69</sup>
	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] <sup>70</sup>
	離散点の設定	$0.5, 1, 4, 7 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ を対象	中性子照射量と CPI、CPF の関係については、両対数軸上で線形補間
	不確実さの分類	認識論的不確実さ	米国の考え方 <sup>59</sup>

<sup>67</sup> 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).

<sup>68</sup> 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).

<sup>69</sup> 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).

<sup>70</sup> 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 2.3.3-17 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ (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 <sup>68</sup> 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 <sup>71</sup> 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 <sup>71</sup> 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 <sup>68</sup> 及び感度解析結果を参考
	不確かさの分類	認識論的不確かさ	米国の考え方 <sup>59</sup>

<sup>71</sup> 古平, “軽水炉圧力容器鋼材の進歩”, 鉄と鋼, vol. 73, 1656-1667, (1987).

表 2.3.3-18 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ（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] <sup>70</sup>
	平均予測誤差	-1.1 °C	JEAC4201-2007[2013 年追補版] <sup>70</sup> Mc 補正なしの場合の値*
	予測法の不確かさ（標準偏差）	8.9 °C	JEAC4201-2007[2013 年追補版] <sup>70</sup> を踏まえて、 Cu、Ni、中性子照射量の不確かさによる重複を 排除した値 Mc 補正なしの場合の値*
	不確かさの評価	$RT_{NDT}$ 全体の標準偏差は予測法の標準偏差と $RT_{NDT}$ 初期値の標準偏差の二乗和の平方根	-
	照射温度	288°C	運転時の温度
	評価時期	48EFPY	60 年運転で 48EFPY を想定
	不確かさの分類	認識論的不確かさ	米国の考え方 <sup>59</sup>
$RT_{NDT}$ 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」 <sup>72</sup>
	標準偏差	9.4 °C	10CFR50.61 <sup>73</sup> を参考
	不確かさの分類	認識論的不確かさ	米国の考え方 <sup>59</sup>

※Mc 補正を考慮した評価を行う際には、平均予測誤差を-0.3°C、脆化予測法の不確かさの標準偏差を 4.2°Cとする。

<sup>72</sup> “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）。

<sup>73</sup> 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).

表 2.3.3-19 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ（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）	PVP2017-65921 <sup>74</sup>
	亀裂伝播停止破壊靱性 $K_{Ia}$	国内データ（対数正規分布型）	PVP2017-65921 <sup>74</sup>
	$K_{Ia}$ 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 <sup>68</sup> 及び感度解析結果を参考
	$K_{Ic}$ と $K_{Ia}$ の相関	それぞれの分布のパーセンタイル値は同一	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	板厚方向の不確かさ	パーセンタイル値は板厚方向で同一	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
	不確かさの分類	偶然的な不確かさ	米国の考え方 <sup>59</sup>
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 <sup>75</sup>
	WPS	ACE モデル	PVP2015-45103 <sup>76</sup> 、PVP2016-63795 <sup>77</sup> 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 <sup>75</sup> (内部亀裂を置き換えた直後は亀裂進展の再判定を行わない)
伝播停止	判定	$K_I < K_{Ia}$	脆性亀裂伝播停止

<sup>74</sup> J.Katsuyama, et al., “Guideline on Probabilistic Fracture Mechanics Analysis for Japanese Reactor Pressure Vessels”, ASME PVP2015-45915, (2015).

<sup>75</sup> 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).

<sup>76</sup> 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).

<sup>77</sup> K.Iwata, et al., “Specimen Size Effect On Fracture Toughness of Reactor Pressure Vessel Steel Following Warm Pre-Stressing”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2016-63795, (2016).

表 2.3.3-20 標準的解析手法及びそれに付随する国内モデルデータ（その 12）

分類	項目	条件	備考
亀裂貫通	判定	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ <math>a/t</math> 基準</li> <li>・ 塑性崩壊基準</li> </ul> のいずれかを満たすと亀裂貫通	$a/t$ 基準を満たすことが多いと考えられるが、応力が支配的となり塑性崩壊する可能性を考慮
	$a/t$ 基準	$a/t > 0.8$	応力拡大係数の取得範囲等を参考
	塑性崩壊基準	JEAC4206 (JEAC4206-2016) <sup>78</sup>	-
	流動応力	500MPa (不確実さなし)	過去の国際ベンチマークにおいて使用された条件
亀裂貫通確率	複数亀裂の扱い	複数の亀裂のうち 1 つでも亀裂進展（あるいは亀裂貫通）した場合に RPV として亀裂進展（あるいは亀裂貫通）したと判定	FAVOR の手法 <sup>75</sup>
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)

<sup>78</sup> 社団法人日本電気協会，“電気技術規程原子力編 原子炉圧力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法”，JEAC4206-2016, (2016)

#### 2.3.4 2.3 節のまとめ

- (1) PFM 評価の実用化に向けて、国内モデルプラントを対象とした PFM 評価のための標準的解析手法及び国内モデルデータを精緻化することを目的に、米国の認識論的不確実さの設定に関する調査結果を踏まえ、破壊靱性及び亀裂伝播停止破壊靱性の評価モデルに係る関連温度に対する認識論的不確実さの評価モデルの高度化を実施した。また、JEAC4206-2016<sup>24</sup>の破壊靱性カーブと同じ監視試験の破壊靱性データを基に、マスターカーブの参照温度  $T_0$  とシャルピー遷移温度  $T_{r30}$  の関係を分析し、 $T_0$  に対する  $T_{r30}$  の認識論的不確実さを設定した。以上を踏まえ PFM 解析を行った結果、マスターカーブ法を用いて算出した破損確率はおおむね  $K_{Ic}$  に基づく破壊靱性評価モデルを上回ることが示された。
- (2) PFM 評価手法の活用方策の検討に資することを念頭に、国内モデルデータの精緻化を踏まえて、設定値の根拠の再確認のための感度解析を実施した。得られた結果を踏まえ、炉心領域部の適切な分割数を更新するとともに、内部亀裂の分布範囲、炉心領域部の設定範囲、中性子照射量の内挿点やサンプリングの数、表面亀裂の形状や深さ等の国内モデルデータの諸条件に問題がないことを確認した。また、国内プラントに対する VFLAW により作成される亀裂分布データの適用性の確認、非破壊検査に関する POD 及び欠陥深さサイジング精度の評価モデルの高度化、米国代表プラントの過渡事象データの適用性の確認を行った。米国代表プラントの過渡事象データについては、国内プラントモデルに対する CPI 及び CPF が、米国のそれを下回ること等から、米国 BV-1 の過渡事象が国内モデルデータに適用できることを確認した。
- (3) 最新知見の調査結果や評価モデルの高度化を踏まえ、PASCAL4 に、溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮した解析機能、国内鋼材を対象とした破壊靱性評価モデル、及び高速化に関する機能整備を実施した。
- (4) PASCAL4 に整備した機能の検証を実施し、整備した機能が適切に動作していることを確認した。また、PASCAL や FAVOR、Abaqus により計算された応力拡大係数を比較し、PASCAL に導入されている応力拡大係数解の精度が十分に高いことを確認した。さらに、PASCAL と FAVOR の比較計算を実施することにより、認識論的不確実さに関する解析機能を含めて、PASCAL が高い信頼性を有することを確認した。
- (5) 標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータについて、最新知見、上述の PASCAL4 に対する機能整備、専門家の意見等を踏まえて精緻化を行った。

## 2.4 PFM 評価手法の活用方策の検討

PFM に関わる数値指標を活用した定量的評価事例の充実を図るとともに、非破壊検査の効果の確認や、現実的荷重条件の検討等を通じて、審査や評価等への PFM の活用方策を検討した。これらにより、PFM 評価手法の高経年化技術評価等の審査への活用のための技術的知見を取りまとめた。以下に本事業における研究成果を記す。

### 2.4.1 信頼度を数値指標とした機能喪失確率評価事例

本年度に精緻化した 2.3.3 の標準的解析手法及び国内モデルデータの条件を用いて、PFM 評価を実施した。

#### (1) 解析条件

2.3.3 に示した標準的解析手法及び国内モデルデータを本ケースの解析条件とした。以下、本ケースを「基本ケース」と呼ぶ。

#### (2) 解析結果

基本ケースの条件で求めた FCI 及び TWCF の平均値及びパーセンタイル値を表 2.4.1-1 に示す。また、FCI 及び TWCF のヒストグラム及び累積分布関数を図 2.4.1-1 から図 2.4.1-3 に示す。図 2.4.1-1 から図 2.4.1-3 に示したように、FCI 及び TWCF は、過渡の発生頻度や関連温度等の認識論的不確実さに由来するばらつきを有しており、表 2.4.1-1 は、FCI 及び TWCF のばらつきを統計処理して得られた結果である。数値指標として用いる TWCF の 95%ile 値は、 $3.02 \times 10^{-8}$ /炉年であった。なお、図 2.4.1-1 の FCI のヒストグラムでは、 $10^{-18}$ /炉年にピークをもつ分布と  $10^{-8}$ /炉年にピークを持つ分布が重ね合わさったような分布形状をしているが、このそれぞれの分布は、内部亀裂と表面亀裂による亀裂進展に対応している。確認のため、内部亀裂のみが存在するとした場合の FCI 及び表面亀裂のみが存在するとした場合の FCI を図 2.4.1-4 に示す。基本ケースの FCI の分布と比較すると、 $10^{-18}$ /炉年以下では内部亀裂の FCI の分布と、 $10^{-11}$ /炉年以上では表面亀裂の FCI の分布とおおむね一致していることが確認できた。

次に FCI 及び TWCF の亀裂種類や過渡事象ごとの内訳を表 2.4.1-2 から表 2.4.1-4 及び図 2.4.1-1 から図 2.4.1-10 に示す。ただし、ここで示す値は平均値である。

過渡事象ごとの寄与度について、FCI に関しては、LBLOCA 事象の寄与度が最も大きく全体の約 62%、次いで SBLOCA 事象及び SO 事象が大きく、それぞれ約 18%及び 17%の寄与度であった。TWCF に関しては、SO 事象の寄与度が最も大きく、全体の約 78%、次いで LBLOCA 事象が大きく、全体の約 16%となった。

表 2.4.1-4 の TWCF を FCI で割った結果から、軸方向内部亀裂については、進展した亀裂はどの過渡事象でもほとんどが貫通に至ることが確認された。また、周方向内部亀裂や表面亀裂は、LOCA 事象は貫通に至る割合が低い一方で、SO 事象や MSLB 事象では、貫通に至る割合が高い傾向にあることが確認された。このため、FCI に関しては、



表面亀裂からの寄与度が全ての事象で最も高い一方で、TWCFに関しては、LBLOCA事象やMBLOCA事象において内部亀裂からの寄与度が高くなった。

表 2.4.1-1 国内モデルデータを用いた基本ケースの解析結果

	50%ile 値	95%ile 値	99%ile 値	平均値
FCI [/炉年]	$1.23 \times 10^{-9}$	$1.85 \times 10^{-6}$	$8.99 \times 10^{-6}$	$4.86 \times 10^{-7}$
TWCF [/炉年]	$9.78 \times 10^{-12}$	$3.02 \times 10^{-8}$	$2.61 \times 10^{-7}$	$2.45 \times 10^{-8}$

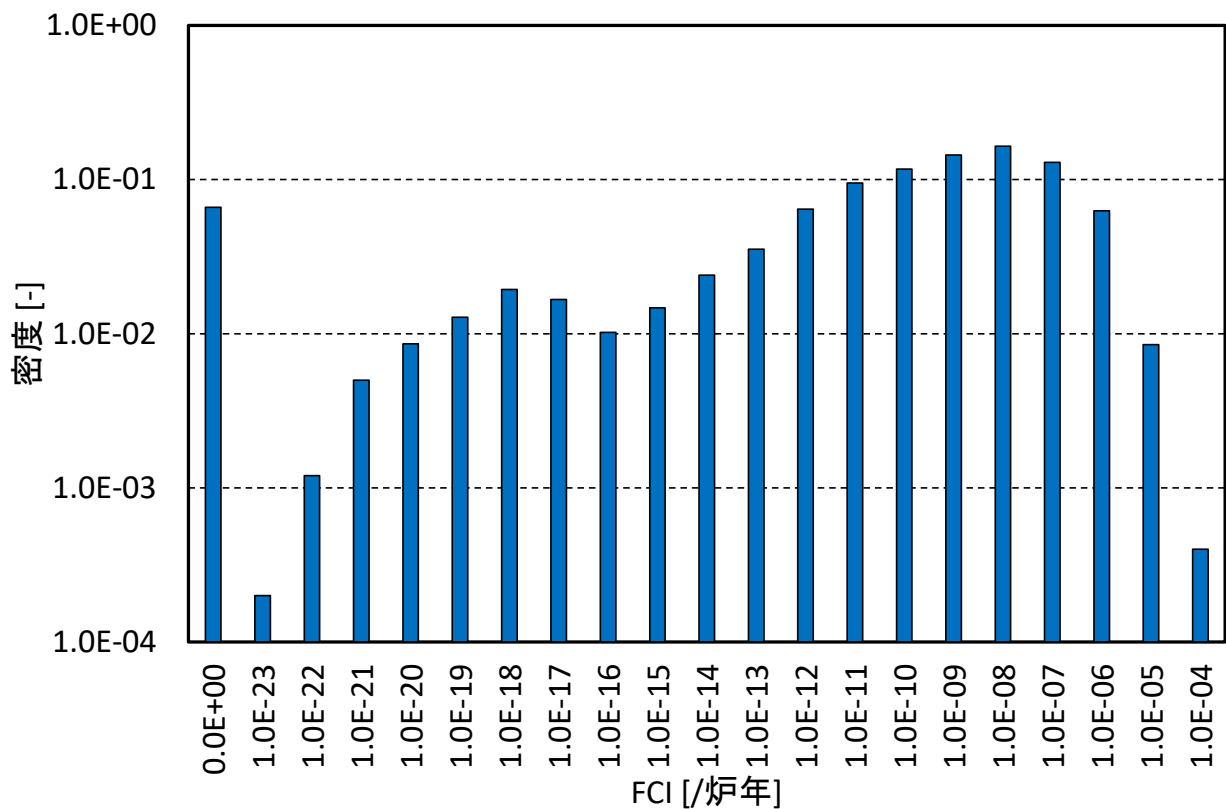


図 2.4.1-1 基本ケースの FCI の分布

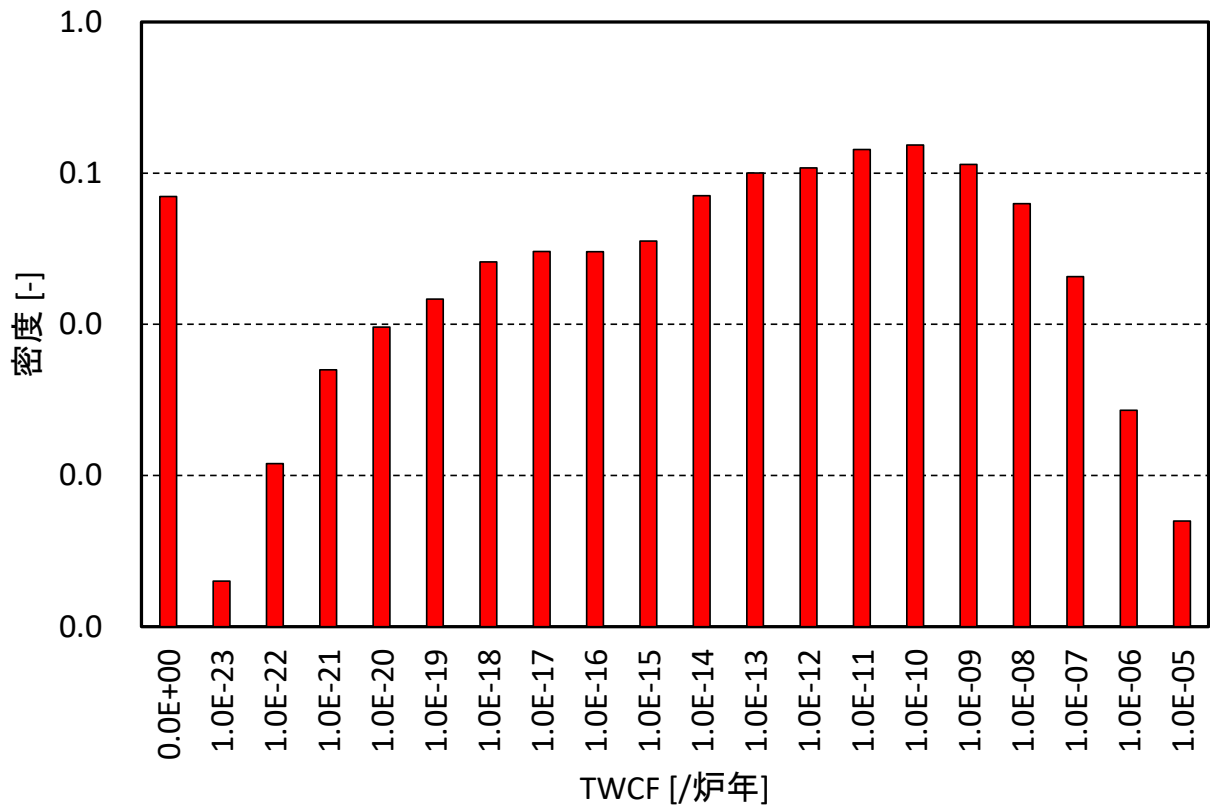


図 2.4.1-2 基本ケースの TWCF の分布

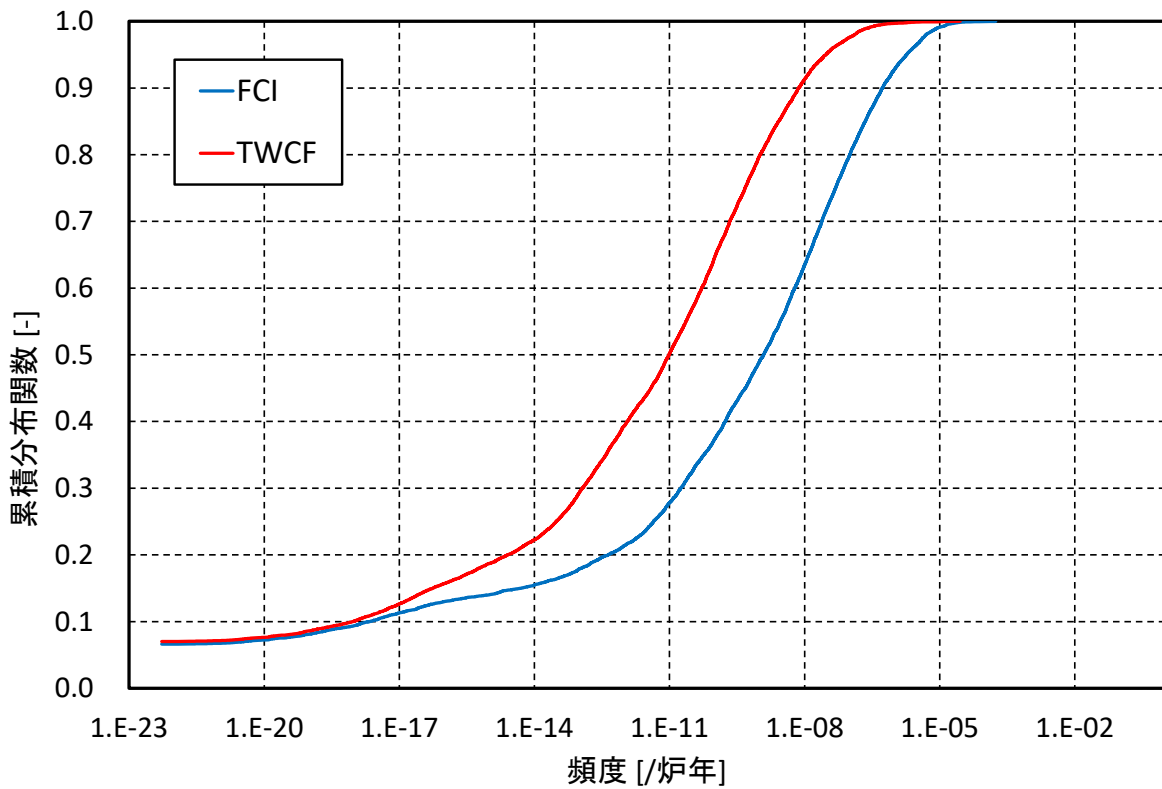


図 2.4.1-3 基本ケースの FCI 及び TWCF の累積分布関数

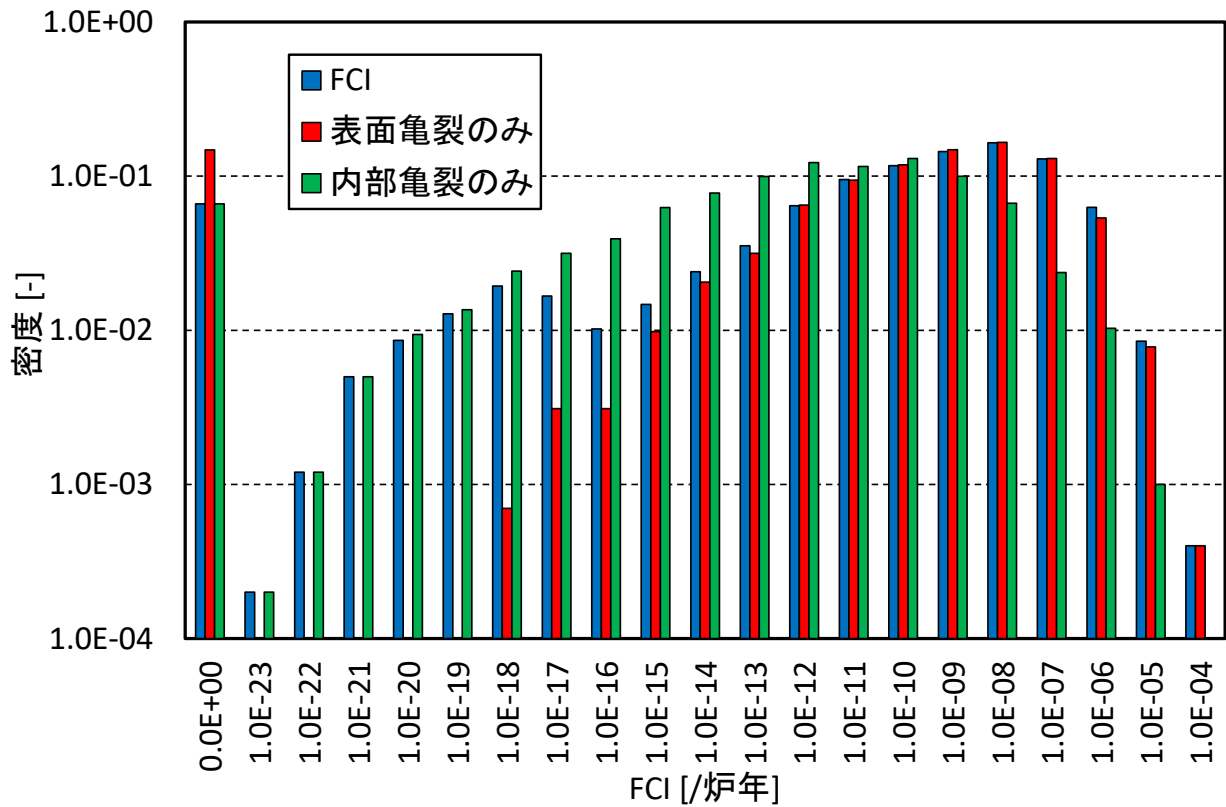


図 2.4.1-4 基本ケースの FCI の分布の各亀裂種類の FCI の分布との比較

表 2.4.1-2 基本ケースの解析結果 (FCI の平均値の内訳)

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
			周方向	軸方向	周方向	軸方向	
126	SO	1.99E-08	2.35E-10	1.17E-11	2.87E-11	4.02E-11	2.02E-08
56	LBLOCA	2.67E-07	3.66E-09	4.48E-09	4.90E-10	3.01E-08	3.03E-07
97	SO	4.33E-09	7.29E-11	5.58E-11	2.83E-11	3.51E-10	4.83E-09
114	SBLOCA	4.79E-08	9.63E-11	3.63E-10	1.10E-11	3.00E-09	5.13E-08
71	SO	1.29E-09	5.57E-12	6.45E-12	1.86E-10	5.88E-11	1.55E-09
130	SO	1.89E-09	3.54E-11	3.74E-12	7.55E-11	3.37E-11	2.04E-09
60	SO	1.23E-09	3.88E-10	3.49E-13	8.37E-11	9.25E-12	1.71E-09
7	MBLOCA	1.12E-08	1.29E-10	1.70E-10	1.83E-11	1.41E-09	1.28E-08
3	SBLOCA	3.60E-08	2.22E-17	4.40E-18	0	2.10E-14	3.60E-08
103	MSLB	1.10E-10	1.11E-12	2.72E-14	1.66E-14	8.14E-13	1.12E-10
94	SO	4.45E-08	0	5.75E-10	0	3.67E-09	4.87E-08
123	SO	6.95E-11	5.74E-11	3.90E-13	8.77E-12	2.70E-12	1.37E-10
129	SO	1.66E-09	5.87E-12	2.52E-12	1.74E-09	9.49E-11	3.50E-09
合計	-	4.37E-07	4.68E-09	5.67E-09	2.67E-09	3.88E-08	4.86E-07

表 2.4.1-3 基本ケースの解析結果（TWCFの平均値の内訳）

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
			周方向	軸方向	周方向	軸方向	
126	SO	1.22E-08	2.35E-10	1.17E-11	2.87E-11	3.94E-11	1.25E-08
56	LBLOCA	4.67E-15	3.58E-09	1.36E-13	3.21E-10	6.89E-18	3.90E-09
97	SO	1.45E-09	7.29E-11	5.58E-11	2.83E-11	3.40E-10	1.94E-09
114	SBLOCA	8.89E-12	9.63E-11	1.96E-10	1.10E-11	4.19E-12	3.17E-10
71	SO	1.77E-10	5.57E-12	6.40E-12	1.86E-10	4.24E-11	4.18E-10
130	SO	3.03E-10	3.54E-11	3.66E-12	7.55E-11	1.08E-11	4.28E-10
60	SO	9.97E-10	3.88E-10	3.49E-13	8.37E-11	9.25E-12	1.48E-09
7	MBLOCA	8.05E-18	1.21E-10	6.52E-16	7.74E-12	3.30E-20	1.29E-10
3	SBLOCA	1.06E-09	2.22E-17	3.61E-18	0	2.85E-20	1.06E-09
103	MSLB	8.81E-12	1.11E-12	2.67E-14	1.66E-14	1.18E-14	9.97E-12
94	SO	1.78E-11	0	3.66E-10	0	1.15E-11	3.95E-10
123	SO	2.98E-11	5.74E-11	3.88E-13	8.77E-12	2.36E-12	9.74E-11
129	SO	4.92E-11	5.87E-12	2.31E-12	1.74E-09	5.55E-11	1.85E-09
合計	-	1.63E-08	4.60E-09	6.43E-10	2.49E-09	5.15E-10	2.45E-08

表 2.4.1-4 基本ケースの解析結果（TWCFをFCIで割ったもの（単位は%））

事象番号	事象種類	表面亀裂	内部亀裂				合計
			母材部		溶接部		
			周方向	軸方向	周方向	軸方向	
126	SO	61.2	100.0	100.0	100.0	98.2	61.8
56	LBLOCA	0.0	98.0	0.0	65.4	0.0	1.3
97	SO	33.5	100.0	100.0	100.0	96.7	40.2
114	SBLOCA	0.0	100.0	54.2	100.0	0.1	0.6
71	SO	13.7	100.0	99.2	100.0	72.1	27.0
130	SO	16.0	100.0	97.7	100.0	32.1	21.0
60	SO	80.8	100.0	100.0	100.0	99.9	86.2
7	MBLOCA	0.0	94.1	0.0	42.3	0.0	1.0
3	SBLOCA	3.0	100.0	81.9	-	0.0	3.0
103	MSLB	8.0	100.0	98.1	100.0	1.5	8.9
94	SO	0.0	-	63.7	-	0.3	0.8
123	SO	42.8	100.0	99.5	100.0	87.3	70.9
129	SO	3.0	100.0	91.7	100.0	58.5	52.9
合計	-	3.7	98.3	11.3	93.2	1.3	5.0

\* FCI、TWCFともに0の場合に“-”と記した。

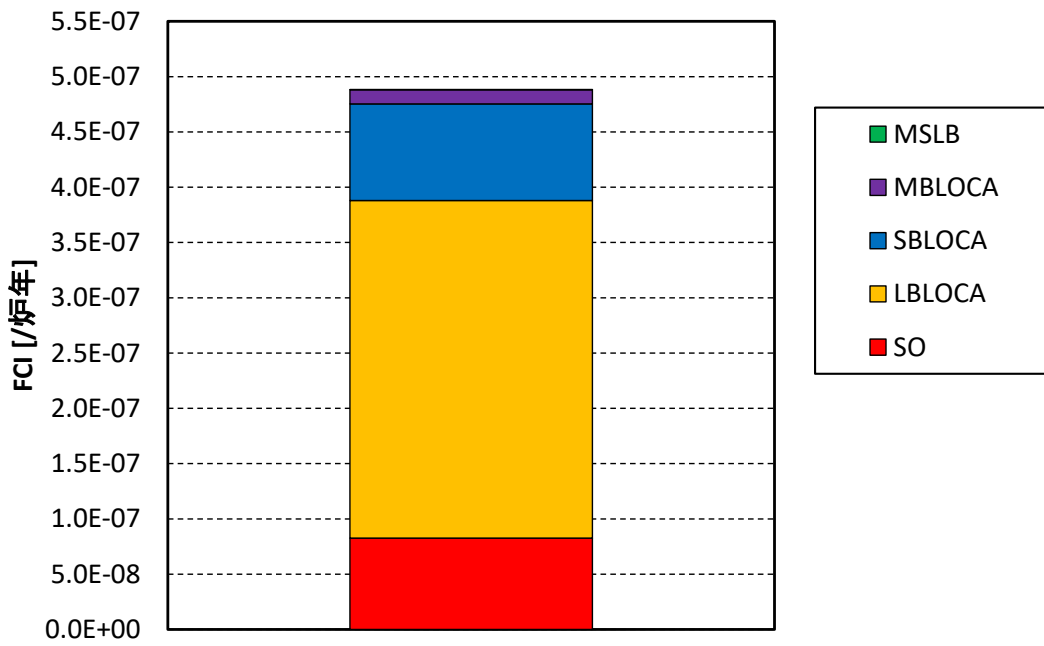


図 2.4.1-5 基本ケースにおける FCI（平均値）に対する過渡事象の寄与度

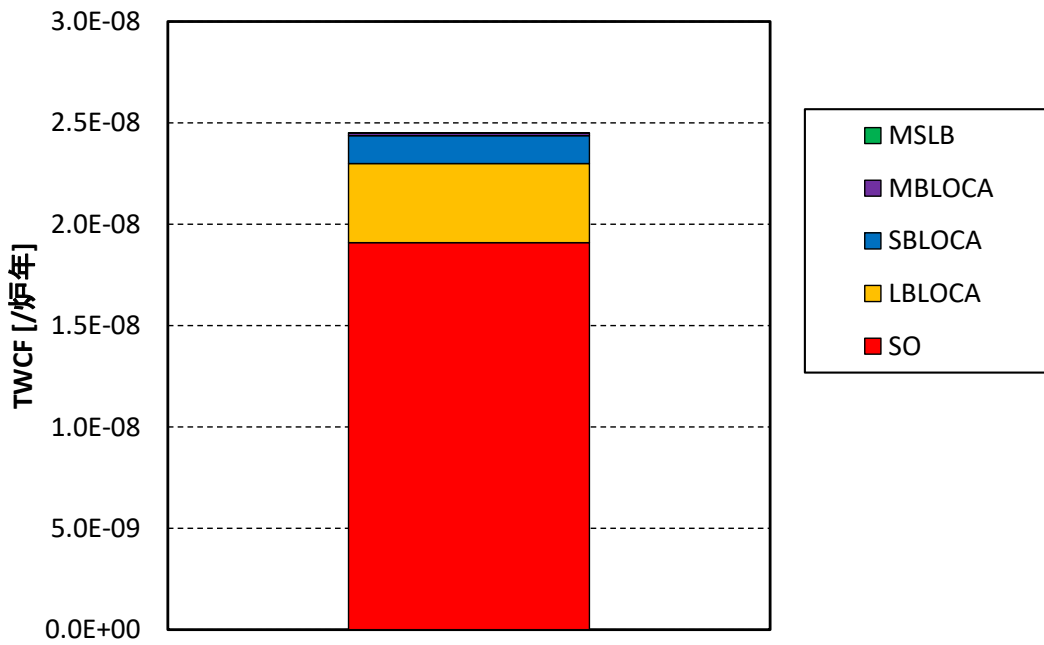


図 2.4.1-6 基本ケースにおける TWCF（平均値）に対する過渡事象の寄与度

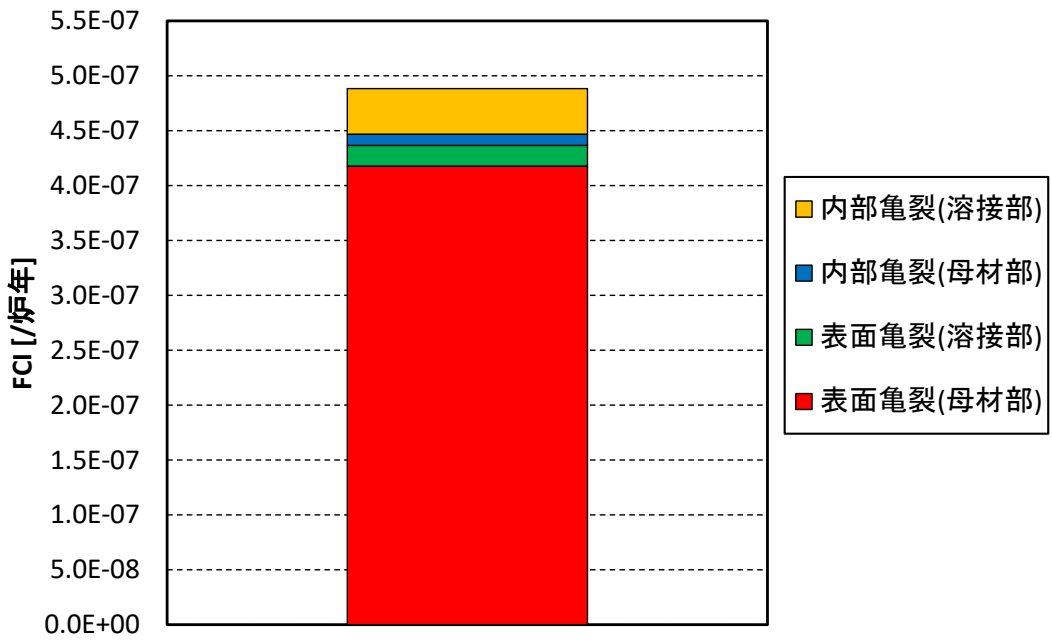


図 2.4.1-7 基本ケースにおける FCI（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

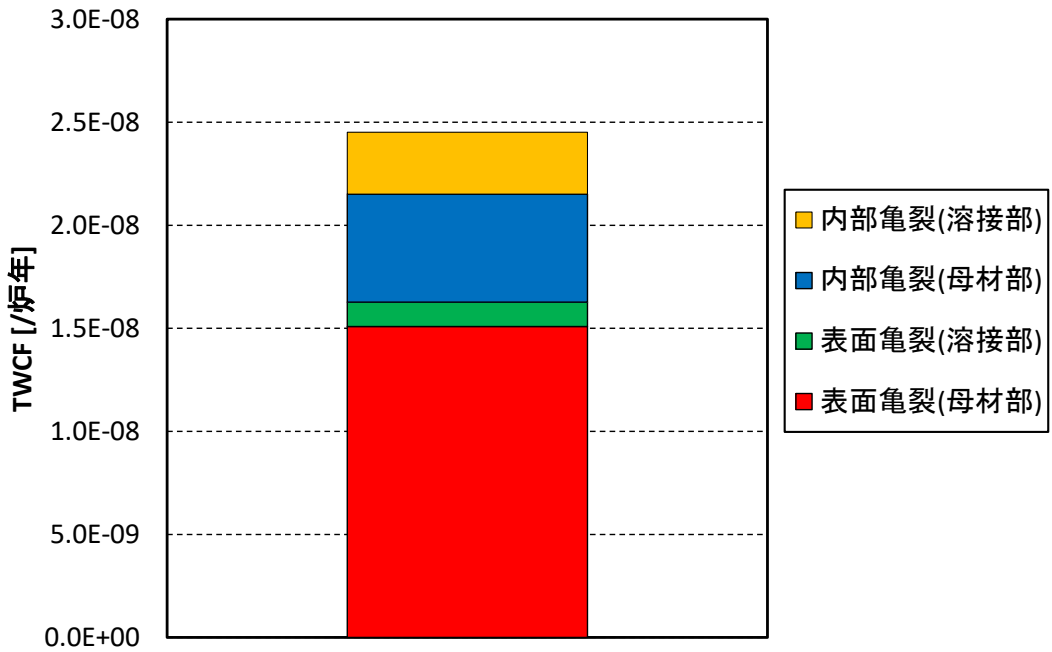


図 2.4.1-8 基本ケースにおける TWCF（平均値）に対する亀裂種類別の寄与度

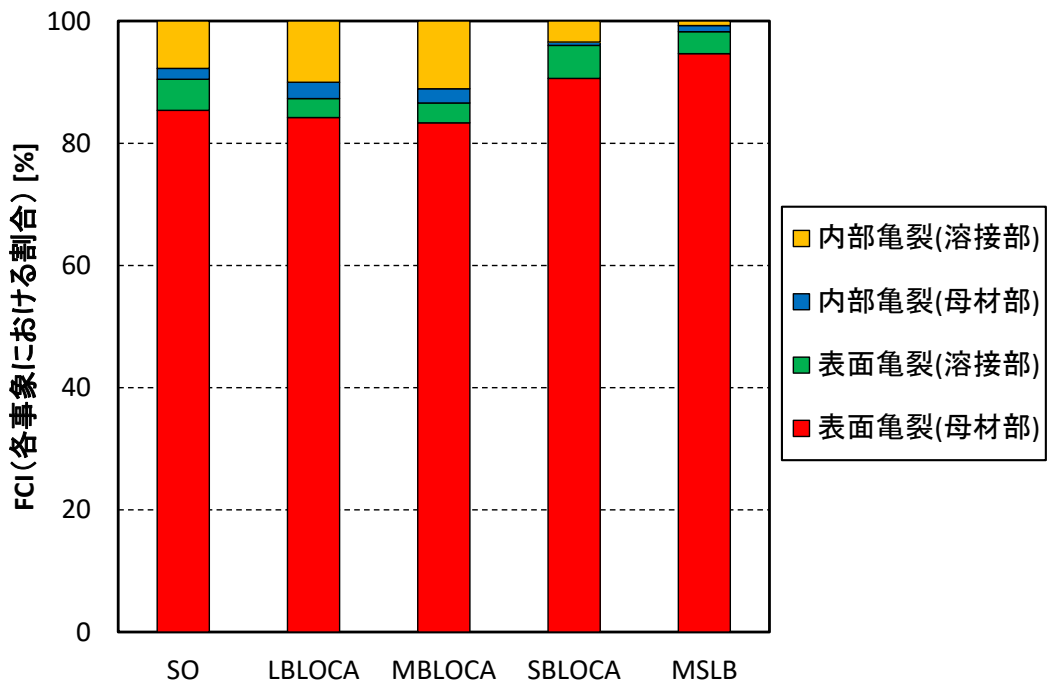


図 2.4.1-9 基本ケースにおける過渡事象別の FCI（平均値）の亀裂種類の割合

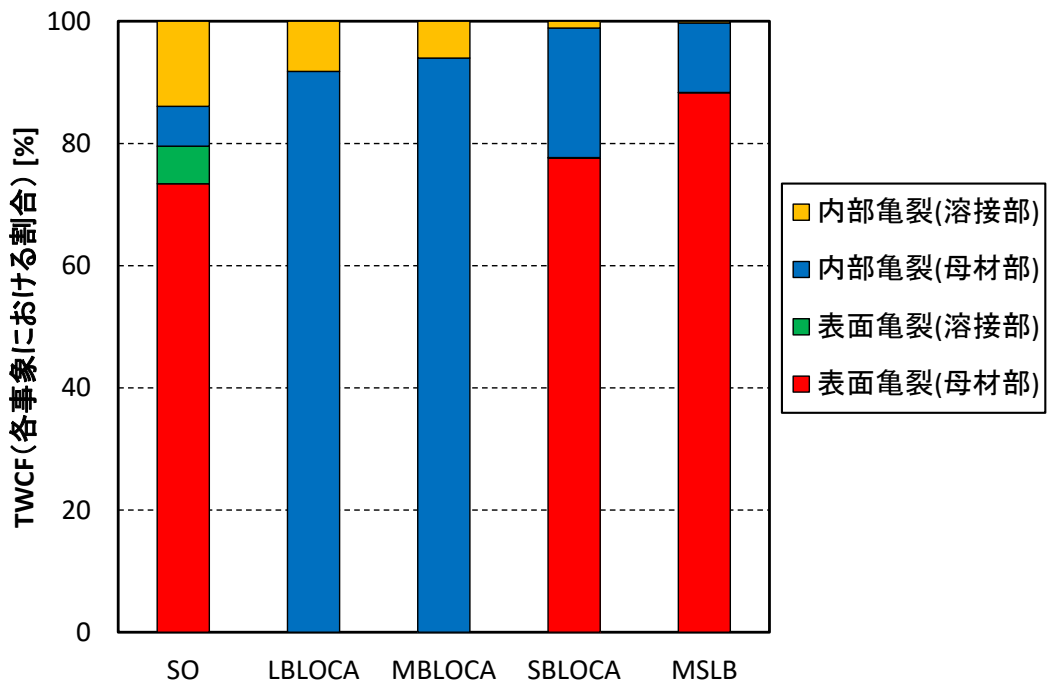


図 2.4.1-10 基本ケースにおける過渡事象別の TWCF（平均値）の亀裂種類の割合

## 2.4.2 関連温度に関するスクリーニング基準に関する活用方策

### (1) 試解析の実施

国内の代表的なプラントを想定したモデルデータを対象として、PASCAL4 を用いて関連温度に関するスクリーニング基準に関する試解析を行った。

表 2.4.2-1 に 3 プラントの銅及びニッケルの含有量、 $RT_{NDT}$  の初期値を示す。 $RT_{Max}$  は、軸方向溶接部、周方向溶接部、母材部それぞれについて、各部材における  $RT_{NDT}$  の値の最大値として定義される。軸方向溶接部、周方向溶接部、母材部それぞれについて、TWCF の 95%ile 値と  $RT_{Max}$  の間に次の関係を仮定した。

$$TWCF_{95-xx} = \exp[m_{xx} \cdot \ln(RT_{Max-xx} - RT_{TH-xx}) + b_{xx}] \cdot \beta \quad (2.4.2-1)$$

ここで、“xx”は軸方向溶接部、周方向溶接部、母材部それぞれについて“AW”、“CW”、“PL”となり、部材の違いを表している。パラメータ  $m_{xx}$ 、 $RT_{TH-xx}$ 、 $b_{xx}$  は各部材ごとに定まる定数であり、化学成分や RPV の板厚には依存しない。さらに、式(2.4.2-2)に示すように、 $\beta$  は板厚 ( $T$ ) の関数として次式で与えられる。

$$\beta = \begin{cases} 1 & T \leq 9.5[\text{inch}] \\ 1 + 8 \times (T - 9.5) & 9.5[\text{inch}] < T < 11.5[\text{inch}] \\ 17 & 11.5[\text{inch}] \leq T \end{cases} \quad (2.4.2-2)$$

本解析の対象プラントの母材の板厚は国内モデルプラントと同じ 200mm を仮定しており、 $\beta$  は 1 となる。

式(2.4.2-1)のパラメータの決定方法について述べる。式(2.4.2-1)は  $RT_{Max-xx} > RT_{TH-xx}$  に おいて  $RT_{Max-xx}$  と TWCF の 95%ile を関係付けるものである。 $RT_{TH-xx}$  は TWCF の 95%ile が 0 でない値をとる  $RT_{Max-xx}$  の最大値と考えられる。そこで、算出した TWCF の 95%ile が 0 となった  $RT_{Max-xx}$  のうち、最大のものを  $RT_{TH-xx}$  として設定した。ただし、 $RT_{Max-aw}$  については、TWCF の 95%ile が 0 となったケースがなかったため、フィッティングの対象に含めた。パラメータ  $m_{xx}$  及び  $b_{xx}$  は、次の式変形を行った後で  $(x, y)$  について最小 2 乗法を適用して求めた。なお、本フィッティングでは算出した TWCF の 95%ile が 0 より大きくなったデータのみを用いた。

$$\ln(TWCF_{95-xx}) - \ln(\beta) = m_{xx} \cdot \ln(RT_{Max-xx} - RT_{TH-xx}) + b_{xx} \quad (2.4.2-3)$$

$$y = m_{xx} \cdot \ln(x - RT_{TH-xx}) + b_{xx} \quad (2.4.2-4)$$

表 2.4.2-2 に各プラントの 32、48、60、80、100EFPY における  $RT_{Max}$  の値と  $\beta$  の値を、表 2.4.2-3 に各プラントの部材ごとの TWCF の値を示す。2.4.2(2)では、これらの結果を



式(2.4.2-3)に対してフィッティングし、国内プラントを対象に TWCF と  $RT_{Max}$  の関係式を算出する。

表 2.4.2-1 対象プラントのパラメータ

パラメータ\プラント		プラント A	プラント B	プラント C
母材部	Cu [wt%]	0.16	0.13	0.09
	Ni [wt%]	0.61	0.58	0.55
	$RT_{NDT}$ の 初期値 [°C]	-4	-18	-20
溶接部	Cu [wt%]	0.14	0.06	0.09
	Ni [wt%]	0.8	0.86	0.84
	$RT_{NDT}$ の 初期値 [°C]	-53	-7	-62

表 2.4.2-2 対象プラントの  $RT_{Max}$  及び  $\beta$

プラント	EFY [年]	$RT_{Max-AW}$ [°C]	$RT_{Max-CW}$ [°C]	$RT_{Max-PL}$ [°C]	$\beta$ [-]
プラント A	32	65.49	83.44	83.73	1
	48	69.03	95.48	95.94	
	60	71.16	104.89	105.48	
	80	74.72	121.11	121.91	
	100	78.42	137.78	138.80	
プラント B	32	40.23	58.80	59.09	1
	48	44.76	70.58	71.03	
	60	47.02	79.85	80.43	
	80	50.48	95.91	96.71	
	100	54.03	112.51	113.52	
プラント C	32	18.31	39.57	39.86	1
	48	25.11	51.63	52.07	
	60	28.32	60.88	61.46	
	80	32.36	77.00	77.79	
	100	35.99	93.71	94.72	

表 2.4.2-3 対象プラントの  $TWCF_{95}$

プラント	EFPY	$TWCF_{95-AW}$	$TWCF_{95-CW}$	$TWCF_{95-PL}$
プラント A	32	$7.65 \times 10^{-9}$	$1.71 \times 10^{-9}$	$3.25 \times 10^{-10}$
	48	$1.53 \times 10^{-8}$	$5.79 \times 10^{-9}$	$1.92 \times 10^{-9}$
	60	$2.02 \times 10^{-8}$	$1.45 \times 10^{-8}$	$6.24 \times 10^{-8}$
	80	$2.86 \times 10^{-8}$	$7.44 \times 10^{-8}$	$5.50 \times 10^{-7}$
	100	$3.80 \times 10^{-8}$	$3.42 \times 10^{-7}$	$5.00 \times 10^{-6}$
プラント B	32	$5.54 \times 10^{-12}$	$6.82 \times 10^{-13}$	0
	48	$1.59 \times 10^{-11}$	$7.64 \times 10^{-12}$	$6.84 \times 10^{-12}$
	60	$3.11 \times 10^{-11}$	$6.07 \times 10^{-11}$	$7.20 \times 10^{-11}$
	80	$6.03 \times 10^{-11}$	$5.71 \times 10^{-10}$	$1.25 \times 10^{-9}$
	100	$3.24 \times 10^{-10}$	$1.30 \times 10^{-8}$	$3.97 \times 10^{-9}$
プラント C	32	$5.08 \times 10^{-18}$	0	0
	48	$1.11 \times 10^{-15}$	0	$7.16 \times 10^{-19}$
	60	$8.77 \times 10^{-15}$	$6.87 \times 10^{-20}$	$1.59 \times 10^{-15}$
	80	$5.88 \times 10^{-14}$	$7.73 \times 10^{-13}$	$1.42 \times 10^{-12}$
	100	$2.70 \times 10^{-13}$	$3.46 \times 10^{-10}$	$8.25 \times 10^{-12}$

(2) 試解析の結果

フィッティング結果を表 2.4.2-4 と図 2.4.2-1 から図 2.4.2-3 に示す。また、比較のため、米国 PTS 再評価プロジェクト<sup>79</sup>において同様の手順により算出した結果を合わせて示す。米国 PTS 再評価プロジェクトでは、母材部について、 $RT_{Max}$  が約 70°C から 200°C の範囲でフィッティングを行い、関係式を算出していることから、その範囲外の曲線は破線で示している。図 2.4.2-1 から、母材については、 $RT_{Max}$  が約 70°C から 200°C の範囲では、国内プラントを対象に作成した関係式と米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて作成された関係式はおおむね一致することが分かる。一方、溶接部については、米国 PTS 再評価プロジェクトでは、 $RT_{Max}$  が約 80°C から 200°C の範囲でフィッティングを行っているため、その範囲外の曲線は破線で示している。国内プラントを対象とした場合、軸方向溶接部については、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて作成された関係式に比べて、 $RT_{Max}$  が低い結果となった。その原因の 1 つは、図 2.3.1-8 に示すように、軸方向溶接部の位置を中性子照射量の低い領域に設定したためであると考えられる。また、周方向溶接部については、同等の  $RT_{Max}$  で比較した場合  $TWCF$  が高い結果となった。その原因の 1 つは、図 2.3.1-8 に示すように、周方向溶接部が中性子照射量の高い領域に位置してい

<sup>79</sup> M.T.EricksonKirk and T. L. Dickson, “Recommended Screening Limits for Pressurized Thermal Shock (PTS)”, NUREG-1874, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2010).

るためであると考えられる。さらに、日米の脆化予測式の差異や 2.3.2(3)で示されたような計算コード間の差異も両者の差異の原因であると考えられる。

これらの試解析の結果から、国内プラントに対して、米国と同様の手順を踏まえた検討が技術的に可能であることを確認した。中性子照射量の分布と溶接部の位置関係が結果に大きく影響すると考えられることから、今後、より多くのデータに実プラントのデータを反映した解析を行う等、国内 RPV に対する適用性の確認を進めることが重要である。

表 2.4.2-4 算出したパラメータ

部材	$m$	$RT_{TH}$ [°C]	$b$
軸方向溶接部(AW)	14.15	4.21	-77.39
周方向溶接部(CW)	8.60	51.63	-52.92
母材部(PL)	6.59	59.09	-44.92

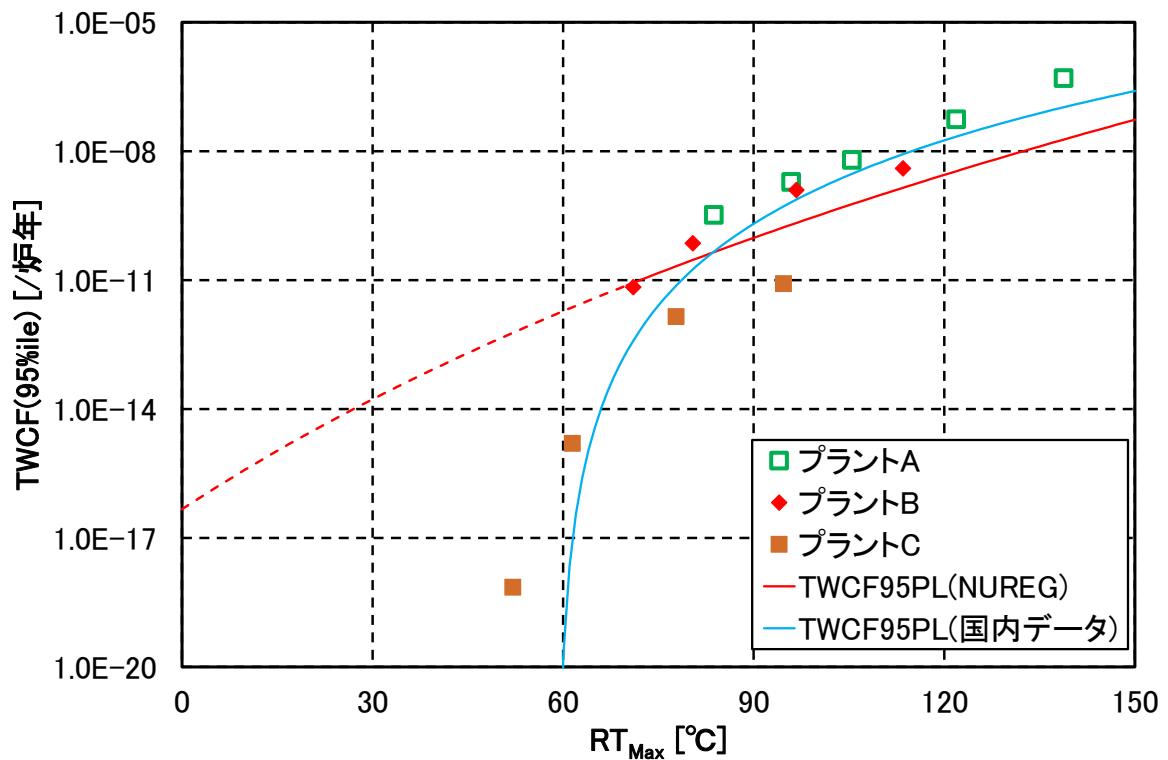


図2.4.2-1 母材部のTWCFの95%ile値と $RT_{Max}$

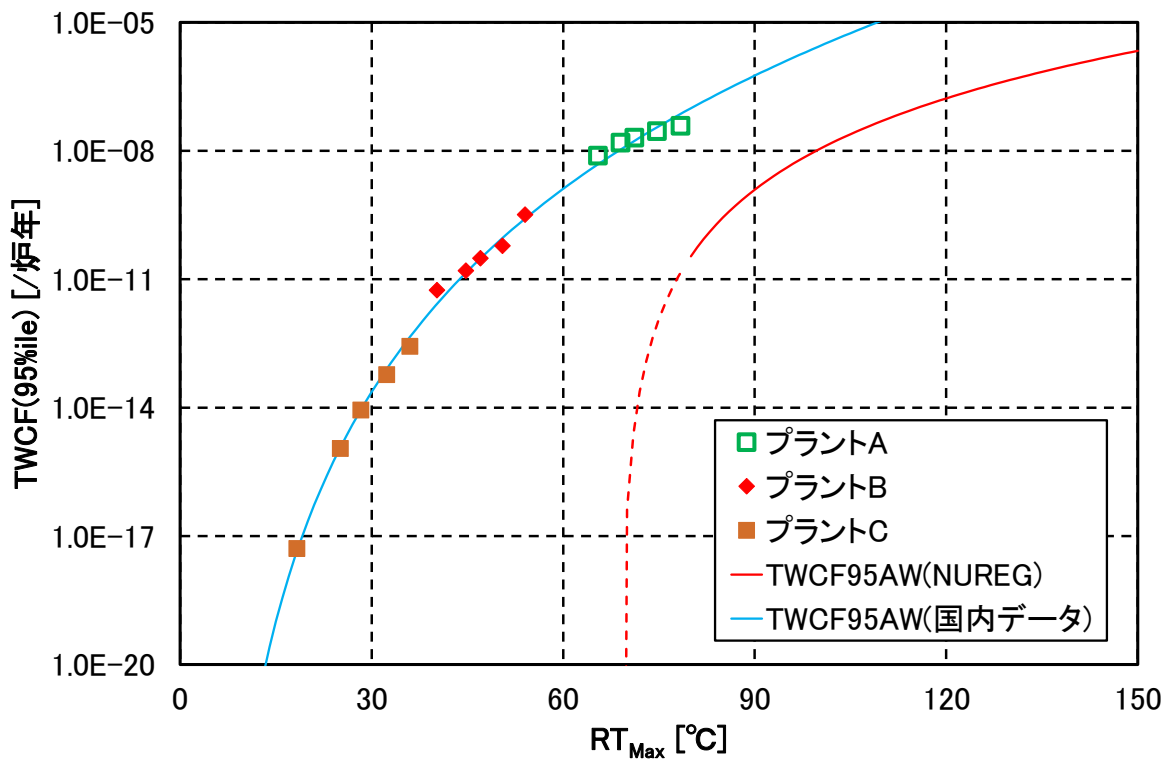


図2.4.2-2 軸方向溶接部のTWCFの95%ile値と  $RT_{Max}$

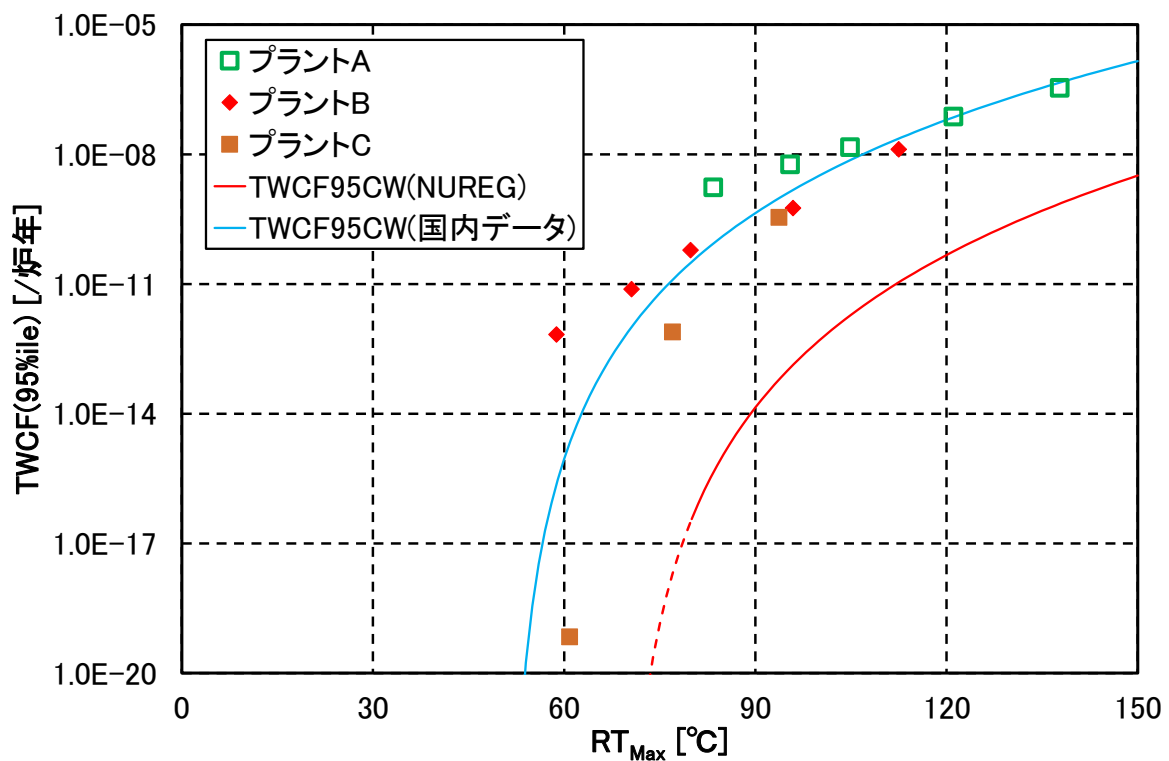


図2.4.2-3 周方向溶接部のTWCFの95%ile値と  $RT_{Max}$

### 2.4.3 亀裂の許容数に関する活用方策

#### (1) 試解析の実施

国内の代表的なプラントを対象に、PASCAL4 を用いて、亀裂の位置、配置や大きさ等に応じて、ある許容基準以下の破損頻度が得られる亀裂数の算出を試みた。対象とした定格出力運転年数について、米国では 2.2.1(7)2)で述べたように 200EFPY を想定した解析結果を用いて検討が行われているが、国内の脆化予測法を用いて 200EFPY を想定した予備解析を行ったところ、その制約から妥当な値が得られなかった。そのため、ここでは 100EFPY における許容数について検討することとした。ただし、100EFPY は国内の脆化予測法の適用範囲外であることには留意する必要がある。また、亀裂密度は国内プラントを想定したデータを用いた。なお、本解析では、溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮している。

#### (2) 試解析の結果

まず、全ての亀裂を考慮した場合と、母材部内部亀裂、溶接部内部亀裂、表面亀裂の特定の深さの亀裂のみが存在する場合において、TWCF の 95%ile 値と平均値を算出した。算出した値を表 2.4.3-1 と表 2.4.3-2 に示す。本解析では、溶接部における亀裂進展の取扱いを考慮しているため、溶接部の内部亀裂についても母材部の内部亀裂と同等の寄与度を示している。次に、全ての亀裂を考慮する場合の TWCF の 95%ile 値と、 $10^{-6}$ /炉年との比を求めた。母材部内部亀裂、溶接部内部亀裂、表面亀裂の各深さの許容欠陥数は、本解析に用いた亀裂個数にこの比を乗じることで定義した。求められた亀裂深さと許容欠陥数を表 2.4.3-3 に示す。この亀裂寸法に対する許容欠陥数の結果は、板厚の 2%より大きい亀裂では、米国の結果とほぼ一致することを確認した。また、溶接部において、亀裂深さの板厚比が 1%以下の亀裂の TWCF への寄与は、米国 Palisades で約 3.5%であるのに対し、国内モデルデータでは約 3.8%あり、これも米国の結果とほぼ同等であることを確認した。以上より、国内プラントに対して、米国の手順を踏まえることにより、上限亀裂個数を求める技術的な可能性を確認した。ただし、対象とする TWCF 数値レベルや国内脆化予測法の適用範囲等に留意する必要がある。

今後、より多くのデータに実プラントのデータを反映するとともに、脆化予測法の検討も踏まえ、国内 RPV に対する適用性の確認を進めることが重要である。

表 2.4.3-1 100EFPY における TWCF の値

EFPY[炉年]	TWCF[/炉年]	
	95%ile 値	平均値
100	$8.10 \times 10^{-7}$	$1.71 \times 10^{-7}$

表 2.4.3-2 各亀裂の TWCF の値

亀裂種類	亀裂深さ の板厚比 [%]	95%ile 値[/炉 年]	平均値[/炉年]	全亀裂の TWCF に占める割合 (平均値)[%]
母材部 内部亀裂	1	$2.78 \times 10^{-8}$	$8.41 \times 10^{-9}$	4.91
	2	$1.12 \times 10^{-7}$	$3.27 \times 10^{-8}$	19.04
	3	$7.39 \times 10^{-8}$	$2.13 \times 10^{-8}$	12.42
	4	$3.21 \times 10^{-8}$	$7.51 \times 10^{-9}$	4.38
	5	$1.97 \times 10^{-8}$	$3.92 \times 10^{-9}$	2.29
溶接部 内部亀裂	1	$3.41 \times 10^{-8}$	$5.92 \times 10^{-9}$	3.45
	2	$1.27 \times 10^{-7}$	$3.11 \times 10^{-8}$	18.15
	3	$2.02 \times 10^{-8}$	$2.97 \times 10^{-9}$	1.73
	4	$1.45 \times 10^{-8}$	$2.21 \times 10^{-9}$	1.29
	5	$1.85 \times 10^{-8}$	$3.01 \times 10^{-9}$	1.76
	6	$8.16 \times 10^{-9}$	$1.22 \times 10^{-9}$	0.71
	7	$3.78 \times 10^{-9}$	$6.05 \times 10^{-10}$	0.35
	8	$3.72 \times 10^{-9}$	$5.90 \times 10^{-10}$	0.34
	9	$3.90 \times 10^{-9}$	$6.24 \times 10^{-10}$	0.36
	10	$3.47 \times 10^{-9}$	$5.21 \times 10^{-10}$	0.30
	11	$2.59 \times 10^{-9}$	$4.36 \times 10^{-10}$	0.25
	12	$2.26 \times 10^{-9}$	$3.65 \times 10^{-10}$	0.21
	13	$1.89 \times 10^{-9}$	$3.00 \times 10^{-10}$	0.17
	14	$1.76 \times 10^{-9}$	$2.54 \times 10^{-10}$	0.15
	15	$1.48 \times 10^{-9}$	$2.17 \times 10^{-10}$	0.13
	16	$1.40 \times 10^{-9}$	$1.89 \times 10^{-10}$	0.11
	17	$1.16 \times 10^{-9}$	$1.60 \times 10^{-10}$	0.09
	18	$9.06 \times 10^{-10}$	$1.38 \times 10^{-10}$	0.08
	19	$6.93 \times 10^{-10}$	$1.20 \times 10^{-10}$	0.07
	20	$5.94 \times 10^{-10}$	$9.88 \times 10^{-11}$	0.06
	21	$5.08 \times 10^{-10}$	$8.51 \times 10^{-11}$	0.05
	22	$3.75 \times 10^{-10}$	$6.62 \times 10^{-11}$	0.04
	23	$3.12 \times 10^{-10}$	$6.00 \times 10^{-11}$	0.04
表面亀裂	3	$2.09 \times 10^{-7}$	$4.67 \times 10^{-8}$	27.22

表 2.4.3-3 許容欠陥数（1RPV 当たり）に関する試解析結果

亀裂種類	亀裂深さ の板厚比 [%]	RPV 中の亀裂個数 の平均値	許容欠陥数
母材部 内部亀裂	1	1997.6	2467.3
	2	1108.3	1368.9
	3	184.2	227.5
	4	15.1	18.7
	5	2.1	2.6
溶接部 内部亀裂	1	1664.5	2055.9
	2	221.5	273.6
	3	11.7	14.5
	4	3.4	4.2
	5	1.1	1.4
	6	0.4	0.5
	7	0.2	0.3
	8	0.1	0.1
	9	0.1	0.1
	10	$3.1 \times 10^{-2}$	$3.8 \times 10^{-2}$
	11	$1.9 \times 10^{-2}$	$2.3 \times 10^{-2}$
	12	$1.3 \times 10^{-2}$	$1.6 \times 10^{-2}$
	13	$8.2 \times 10^{-3}$	$1.0 \times 10^{-2}$
	14	$5.6 \times 10^{-3}$	$6.9 \times 10^{-3}$
	15	$3.8 \times 10^{-3}$	$4.7 \times 10^{-3}$
	16	$2.6 \times 10^{-3}$	$3.2 \times 10^{-3}$
	17	$1.8 \times 10^{-3}$	$2.2 \times 10^{-3}$
	18	$1.3 \times 10^{-3}$	$1.6 \times 10^{-3}$
	19	$9.3 \times 10^{-4}$	$1.1 \times 10^{-3}$
	20	$6.7 \times 10^{-4}$	$8.3 \times 10^{-3}$
21	$4.9 \times 10^{-4}$	$6.1 \times 10^{-2}$	
22	$3.6 \times 10^{-4}$	$4.4 \times 10^{-2}$	
23	$2.6 \times 10^{-4}$	$3.2 \times 10^{-2}$	
表面亀裂	3	1.1	1.36

#### 2.4.4 非破壊検査を考慮した活用方策

2.3.1(4)の欠陥検出評価モデルを踏まえ、構造健全性への非破壊検査の効果を確認するため、PASCAL4を用いて非破壊検査結果を反映した亀裂分布データを用いたPFM評価事例を整備した。なお、本解析では、非破壊検査対象領域を変えた検討を行っているが、いずれの場合も非破壊検査における亀裂指示がないことを想定した。

##### (1) 解析の実施

###### 1) 内部亀裂の事前分布

内部亀裂を対象とした亀裂分布の事前分布として、NUREG-2163<sup>51</sup>ではVFLAWを用いて生成される亀裂分布が用いられている。本事業でも、VFLAWで国内プラント相当の溶接条件を設定して算出された亀裂分布を事前分布として用いた。VFLAWを用いて生成される亀裂分布は、数密度と、亀裂深さの分布により特徴づけられる。VFLAWでは、亀裂深さが溶接ビード幅よりも小さい亀裂（以下、「small flaw」という。）と大きい亀裂（以下、「large flaw」という。）で異なる分布が設定されている。また、内部亀裂については母材部と溶接金属とで異なる分布が用いられている。さらに、溶接方法により異なる分布が用いられている。亀裂深さの分布はVFLAWにおいては指数分布と多項式分布が用いられているが、NUREG-2163<sup>51</sup>では、ベイズ更新を行う際には多項式分布についても指数分布に置き換えられていることから、本事業でも事前分布として指数分布を用いることとした。ベイズ更新の対象となるパラメータは、数密度（以下、変数 $\rho$ で表す。）と亀裂深さの指数分布のパラメータ（以下、変数 $\lambda$ で表す。）の2つである。亀裂深さの確率分布関数を次に示す。

$$f_s(2a) = \frac{\lambda_s}{1 - e^{-\lambda_s \Delta}} \exp[-\lambda_s \times 2a] \quad (2.4.4-1)$$

$$f_l(2a) = \lambda_l \exp[-\lambda_l(2a - \Delta)] \quad (2.4.4-2)$$

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

本事業で用いるパラメータの事前分布は、NUREG-2163<sup>51</sup>と同様に全てガンマ分布とした。ガンマ分布の確率密度関数は次式で与えられる。

$$\gamma(x; k, \theta) = \frac{x^{k-1}}{\theta^k \Gamma(k)} e^{-\frac{x}{\theta}} \quad (2.4.4-3)$$

ここで、 $k$ 、 $\theta$ はそれぞれ形状母数と尺度母数と呼ばれる正の定数である。表 2.4.4-1 に各パラメータの事前分布の  $k$  及び  $\theta$  を示す。



表 2.4.4-1 内部亀裂の事前分布

更新対象 パラメータ	亀裂の 存在領域	亀裂の大きさ	ガンマ分布のパラメータ	
			k (形状母数)	θ (尺度母数)
亀裂密度 [1/m <sup>3</sup> ]	母材部	small flaw	1419	0.5556
		large flaw	4	0.1389
	溶接部	small flaw	3160	7.299
		large flaw	32	7.299
	補修溶接部	small flaw	45	333.33
		large flaw	6	333.33
亀裂深さパラ メータ [1/m]	母材部	small flaw	39	13.79
		large flaw	52	12.37
	溶接部	small flaw	39	13.79
		large flaw	52	12.37
	補修溶接部	small flaw	39	13.79
		large flaw	13	15.25

2) 表面亀裂の事前分布

亀裂分布の作成に使用している VFLAW は、表面亀裂に対する不確かさが設定されていないため、ベイズ更新により非破壊検査の結果を反映することができない。そこで、表面亀裂に関する非破壊検査の影響を確認するため、VFLAW で使用されている亀裂密度の値の根拠となるデータの調査を踏まえ、表面亀裂の事前分布を作成した。VFLAW の表面亀裂の密度の値が、クラッド内部亀裂の密度（1.0 個/m）が 0.45 個/m と 5.4 個/m から決定されたことに注目し、表面亀裂の事前分布を、平均値が 1.0 個/m となる対数正規分布とした。対数正規分布の分散は、単位クラッドビード長さ当たりの個数が 0.45 個/m 以下になる確率と 5.4 個/m 以上になる確率の和が 1% になることを課して決定した。VFLAW では表面亀裂の密度の単位は[個/FT<sup>2</sup>]であり、この単位での亀裂密度の事前分布は次式及び図 2.4.4-1 で与えられる。

$$f(\rho) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\zeta\rho} e^{-\frac{(\ln \rho - \lambda)^2}{2\zeta^2}} \quad \lambda = -6.34, \zeta = 0.323 \quad (2.4.4-4)$$

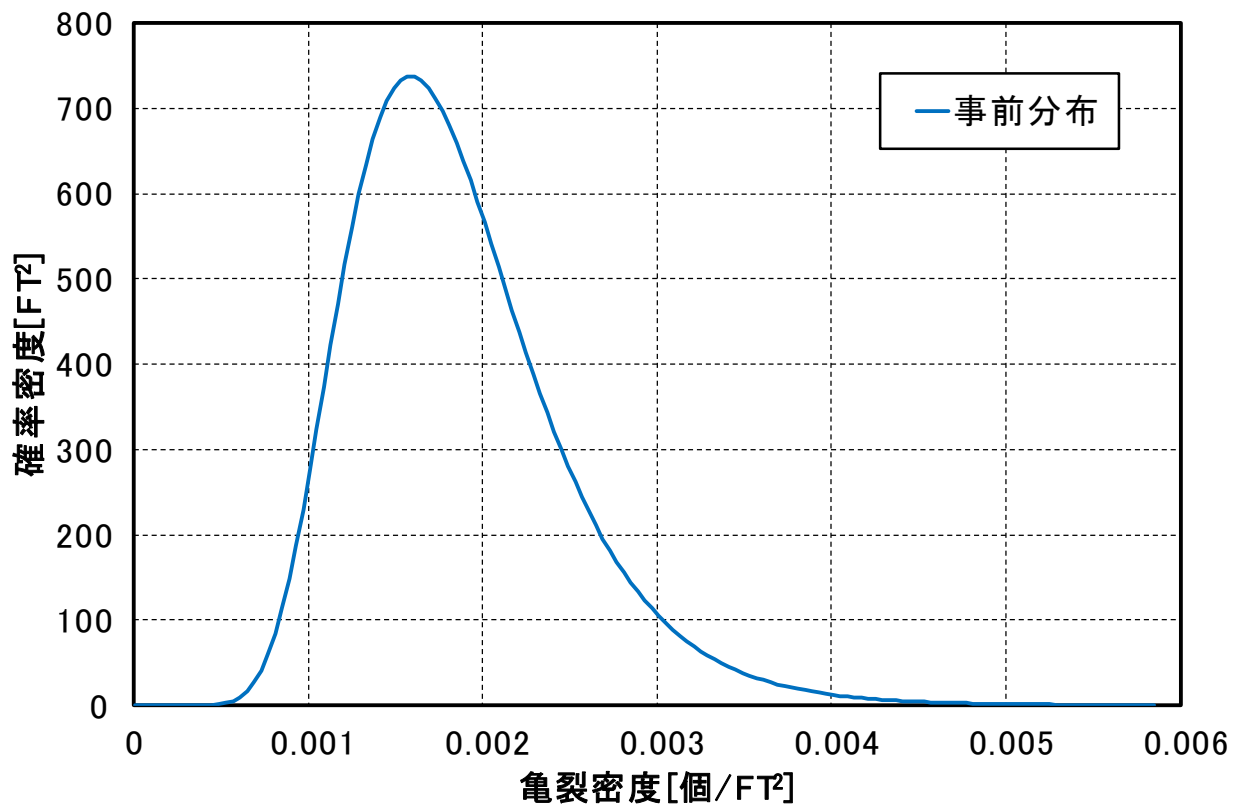


図 2.4.4-1 表面亀裂の亀裂密度の事前分布

### 3) 亀裂検出確率モデル

2.3.1(4)2)で検討した次式の POD モデルを用いた。

$$POD(a) = 1 - \left[ \epsilon + \frac{1}{2}(1 - \epsilon) \times \operatorname{erfc} \left( \nu \times \ln \left( \frac{a - a_0}{a^* - a_0} \right) \right) \right] \quad (2.4.4-5)$$

$$\epsilon = 0.01$$

$$\nu = 1.6$$

$$a_0 = 2[\text{mm}]$$

$$a^* = 3[\text{mm}]$$

#### (2) ベイズ更新に関する解析結果

亀裂密度の更新条件を表 2.4.4-2 に示す。本年度 2.3.1(4)4)で提案したベイズ更新の方法に基づき、内部亀裂については、亀裂密度と亀裂深さ分布のパラメータの 2 つを同時に更新した。表面亀裂については、表面亀裂の深さは 6.5mm のみを考えるため、亀裂密度のみを更新した。

内部亀裂の亀裂分布の更新結果を図 2.4.4-2 から図 2.4.4-7 に、表面亀裂の密度分布の更新結果を図 2.4.4-8 に示す。2.3.1(4)で検討した POD は small flaw の検出確率が低いため、large flaw のほうが更新度合いが大きく、small flaw はほぼ更新されなかった。なお、

PODについては、板厚内での検出確率の減衰は考えていない。非破壊検査における亀裂指示なかったという結果を反映して、内部亀裂については、確率分布が低密度方向（コンター図下側）及び小さい亀裂の割合が増加する方向（コンター図右側）に移動していることがわかる。また、表面亀裂についても、低密度方向に移動しており、密度の期待値は事前分布の期待値は 0.00186 個/FT<sup>2</sup>であったが、事後分布の期待値は 0.00168 個/FT<sup>2</sup>に低下した。

以上より、高度化したベイズ更新手法を用いることにより、国内モデルデータとして用いる亀裂分布を事前分布にして、非破壊検査の影響を反映した事後分布を作成できることを確認した。

表 2.4.4-2 ベイズ更新の条件

項目	内容
RPV 寸法	炉心領域の高さ[m]:4.23 溶接線の幅[m]:0.0386 溶接ビード幅[m]:0.00373
亀裂検出確率	2.3.1(4)で検討したもの
非破壊検査の結果	亀裂指示なし
補修溶接の割合	2%

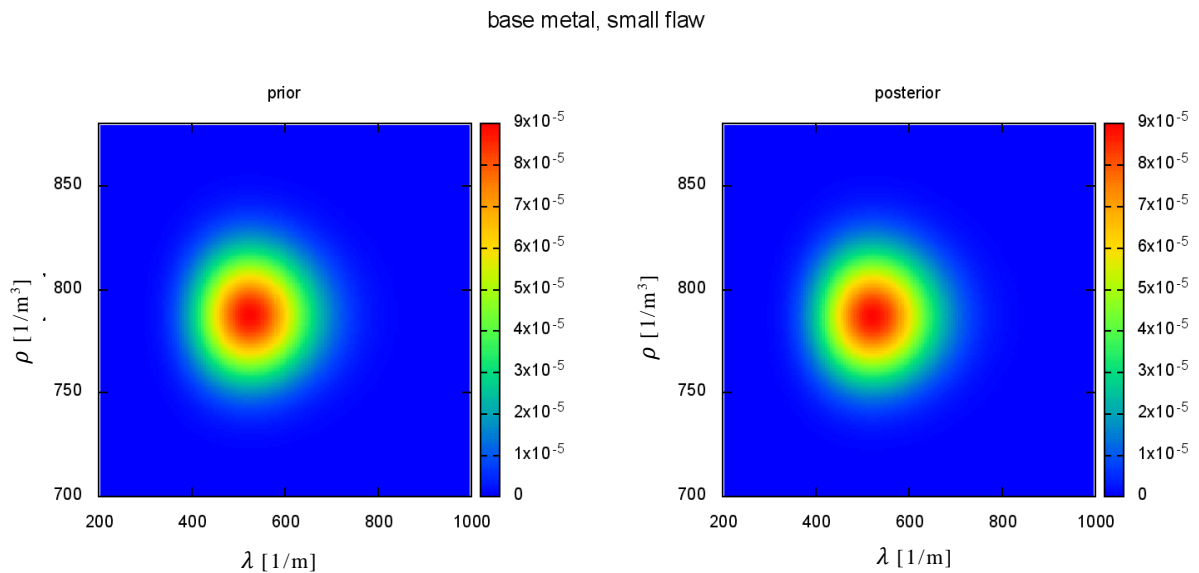


図2.4.4-2 母材部、small flawの更新結果(左：事前分布、右：事後分布)

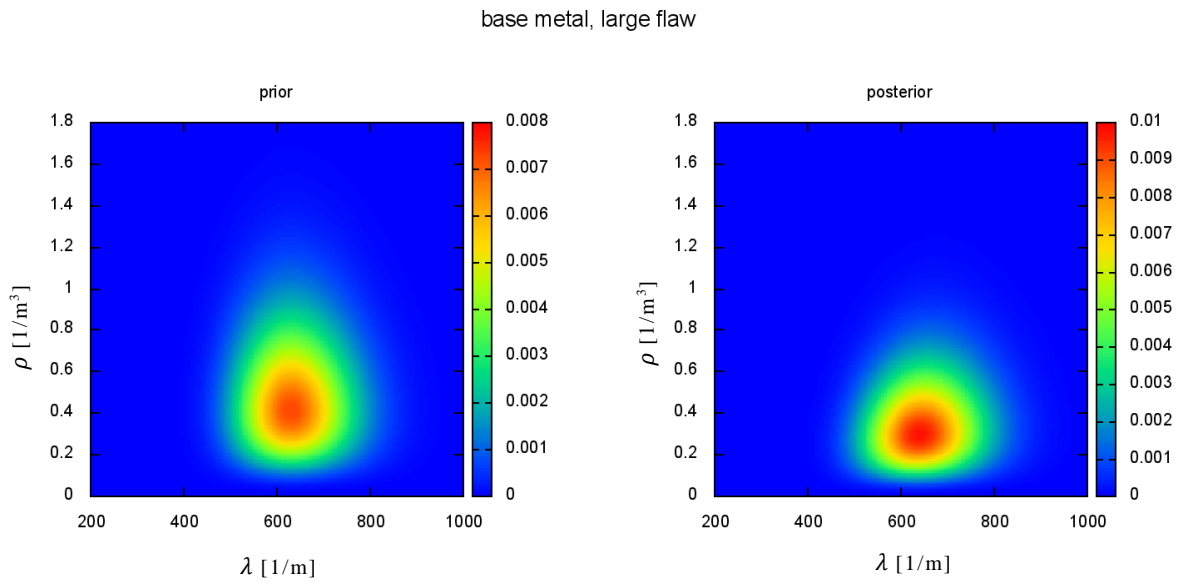


図2.4.4-3 母材部、large flawの更新結果(左：事前分布、右：事後分布)

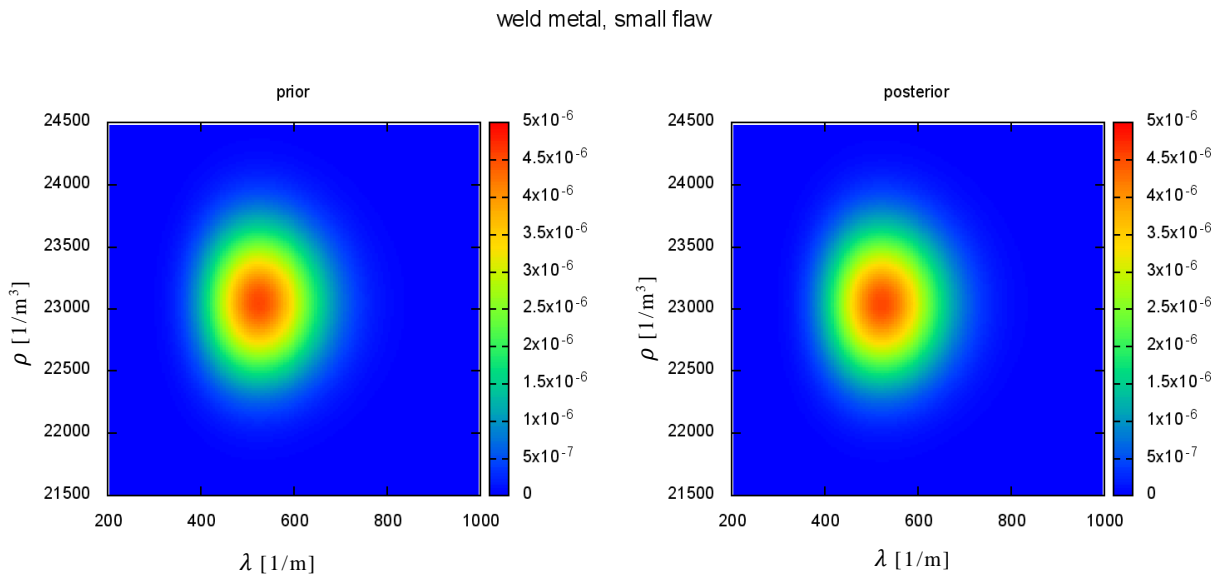


図2.4.4-4 溶接部、small flawの更新結果(左：事前分布、右：事後分布)

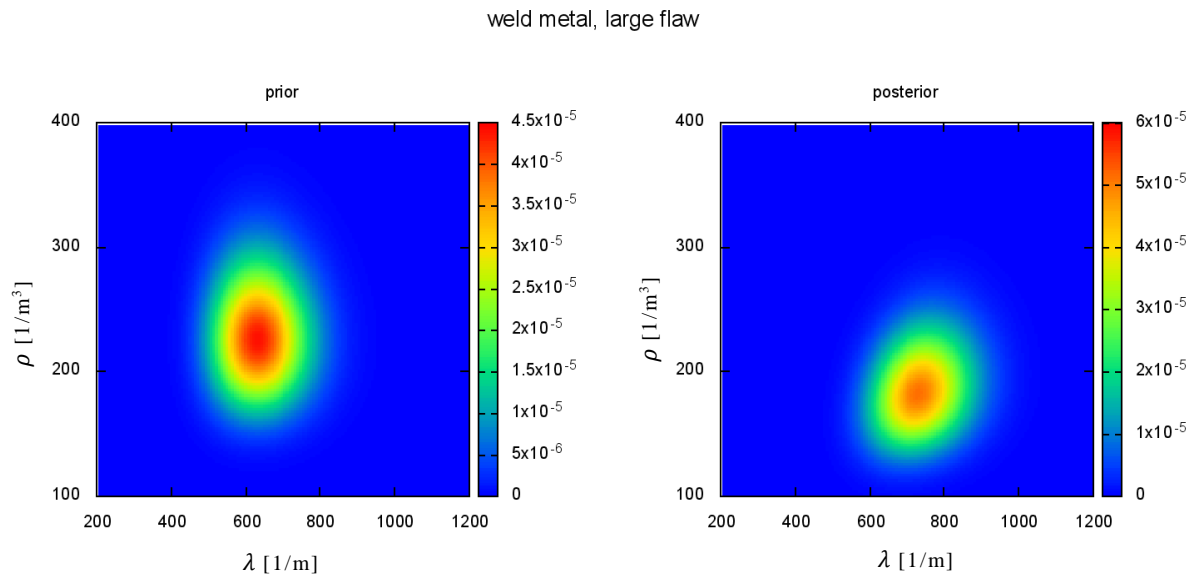


図2.4.4-5 溶接部、large flawの更新結果(左：事前分布、右：事後分布)

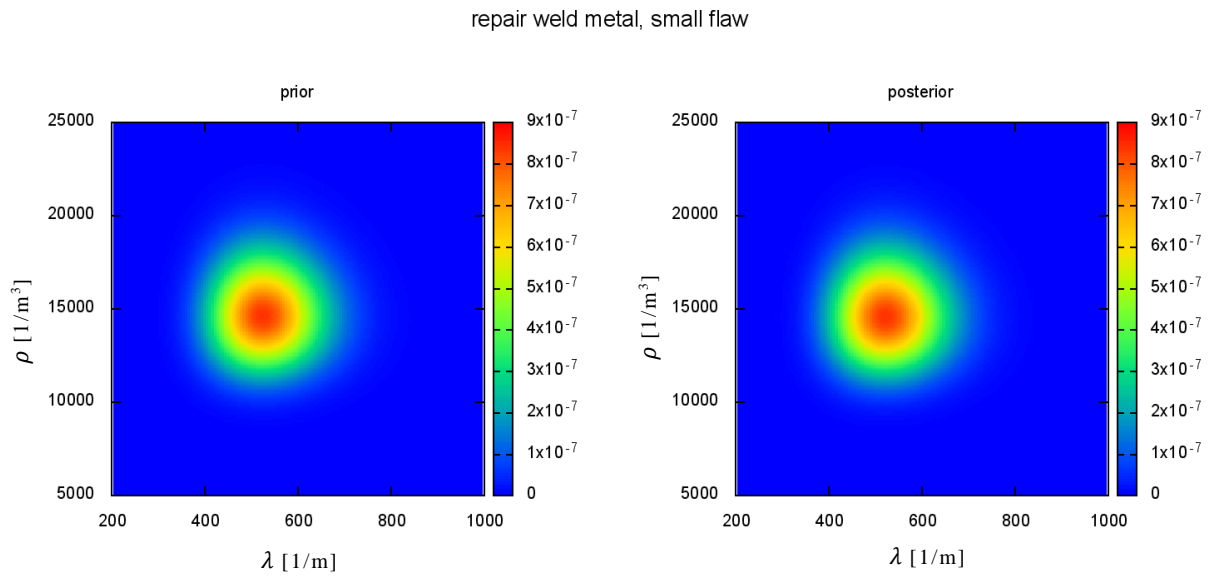


図2.4.4-6 補修溶接部、small flawの更新結果(左：事前分布、右：事後分布)

repair weld metal, large flaw

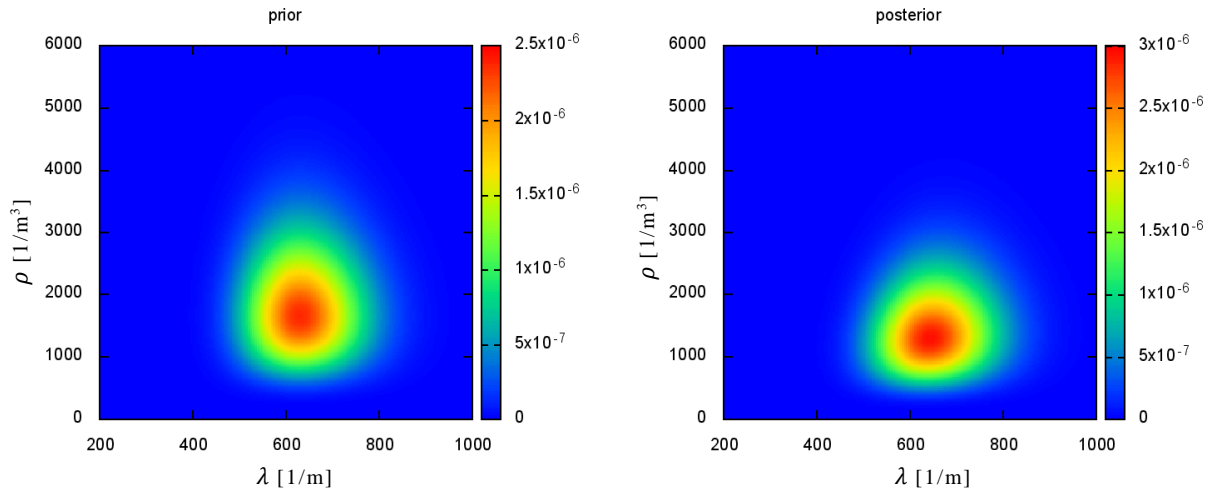


図2.4.4-7 補修溶接部、large flawの更新結果(左：事前分布、右：事後分布)

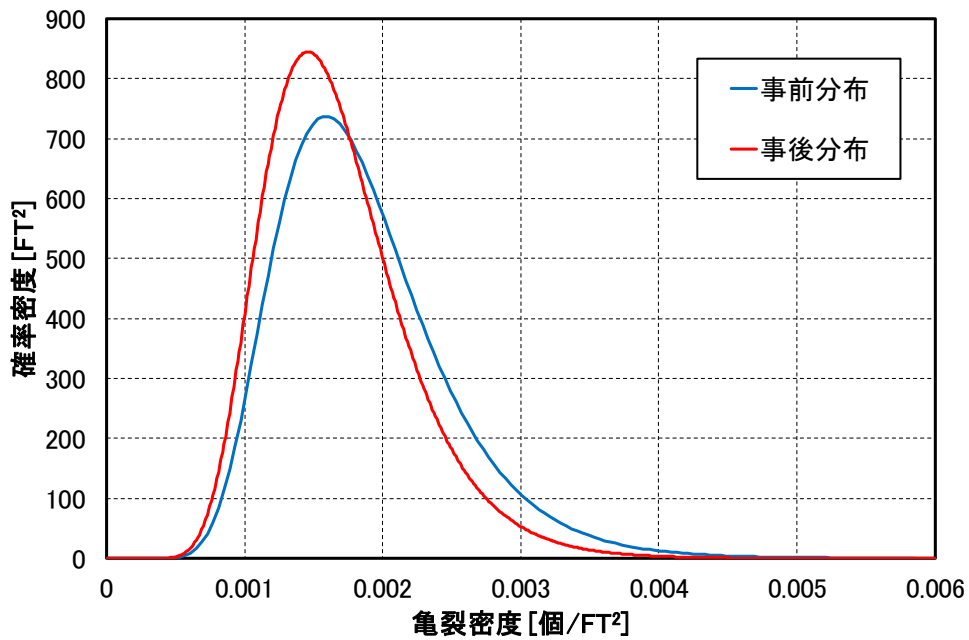


図2.4.4-8 表面亀裂の亀裂密度の更新結果

(3) 非破壊検査を考慮した破損頻度評価結果

非破壊検査の考慮が破損頻度の評価に与える影響を調べるため、表 2.4.4-3 に示すケースについて解析を実施した。

解析結果を表 2.4.4-4 から表 2.4.4-7 に示す。ケース番号の増加は、非破壊検査の対象領域や考慮する亀裂の種類が増加に対応しており、非破壊検査対象領域の増加に伴い、破損頻度が低下することが確認できる。

以上より、非破壊検査における亀裂指示がないことを想定し、非破壊検査対象領域を変えた評価事例の整備を行い、FCI及びTWCFを指標として非破壊検査の影響を定量的に示すことができることを確認した。

表 2.4.4-3 解析ケース

ケース番号	非破壊検査対象領域	備考
ケース 0	検査なし	亀裂分布の変化なし
ケース 1	継ぎ手溶接部	溶接部の内部亀裂の分布を更新
ケース 2	クラッド部を除く全炉心領域	全ての内部亀裂の分布を更新
ケース 3	クラッド部を含む全炉心領域	全ての亀裂の分布を更新

表 2.4.4-4 FCI 評価結果

ケース番号	95%ile 値[/炉年]	99%ile 値[/炉年]	平均値[/炉年]
ケース 0	$1.78 \times 10^{-6}$	$8.73 \times 10^{-6}$	$4.60 \times 10^{-7}$
ケース 1	$1.77 \times 10^{-6}$	$8.74 \times 10^{-6}$	$4.58 \times 10^{-7}$
ケース 2	$1.76 \times 10^{-6}$	$8.70 \times 10^{-6}$	$4.52 \times 10^{-7}$
ケース 3	$1.50 \times 10^{-6}$	$8.52 \times 10^{-6}$	$3.95 \times 10^{-7}$

表 2.4.4-5 FCI 評価結果(更新前に対する比)

ケース番号	95%ile 値の比[%]	99%ile 値の比[%]	平均値の比[%]
ケース 1	99.4	100.1	99.6
ケース 2	98.9	99.7	98.3
ケース 3	84.3	97.6	85.9

表 2.4.4-6 TWCF 評価結果

ケース番号	95%ile 値[/炉年]	99%ile 値[/炉年]	平均値[/炉年]
ケース 0	$2.87 \times 10^{-8}$	$2.37 \times 10^{-7}$	$2.23 \times 10^{-8}$
ケース 1	$2.36 \times 10^{-8}$	$2.09 \times 10^{-7}$	$2.13 \times 10^{-8}$
ケース 2	$2.18 \times 10^{-8}$	$1.94 \times 10^{-7}$	$1.79 \times 10^{-8}$
ケース 3	$1.98 \times 10^{-8}$	$2.07 \times 10^{-7}$	$1.49 \times 10^{-8}$

表 2.4.4-7 TWCF 評価結果(更新前に対する比)

ケース番号	95%ile 値の比[%]	99%ile 値の比[%]	平均値の比[%]
ケース 1	82.2	88.2	95.5
ケース 2	76.0	81.9	80.3
ケース 3	69.0	87.3	66.8

#### 2.4.5 現実的荷重条件の検討を踏まえた活用方策

PASCAL4 を用いて、現実的荷重条件の検討を踏まえ定量的評価事例を整備した。JEAC4206-2016<sup>24</sup> に記載されている是正措置のうち、安全注入水の温度上昇を対象に、冷却水の温度を変更した3ケースの熱水力挙動解析及びその結果を踏まえた PFM 解析を実施した。

##### (1) RELAP を用いた熱水力挙動解析

###### 1) 解析条件

NUREG/CR-6858<sup>52</sup> に記載された米国 BV-1 の原子炉プラントの過渡事象 LBLOCA-56 事象を基に、サージラインの破断事象を国内プラントモデルに適用した解析を行った。入力ファイルは、2.3.1(5)で改良した入力データを利用し、RELAP5/MOD3.3 を用いて計算を行った。計算は、1,000 秒間の定常計算を行った後、0 秒でサージラインが破断するように設定し（このタイミングを時刻 0 秒に設定）、15,000 秒まで計算を行った。ECCS には、高圧注入系（High Pressure Coolant Injection、以下「HPI 系」という。）、低圧注入系（Low Pressure Coolant Injection、以下「LPI 系」という。）、蓄圧注入系（Hydraulic Accumulator、以下「ACC 系」という。）があるが、これらの注入温度に関して、

ケース 1：HPI 系、LPI 系、ACC 系の温度が 10℃

ケース 2：HPI 系、LPI 系の温度が 70℃、ACC 系の温度が 10℃

ケース 3：HPI 系、LPI 系、ACC 系の温度が 70℃

の3つのケースに対して解析を実施した。また、外気の温度は、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> に合わせて、10℃（283K）に設定した。

実機プラントにおいて、HPI 系及び LPI 系の注入水は、サージラインから破断して格納容器内に溜まった冷却水（NUREG/CR-6858<sup>52</sup> では”sump”と呼んでいる）を循環させて1次系ループに再度注入する。このことを想定し、ケース 2 及び 3 では、外気温より高い温度の冷却水が HPI 系及び LPI 系から注入されるように設定している。また、ケース 3 では、蓄圧器の容器をヒーター等で温めて、HPI 系及び LPI 系と同じ温度の冷却水が ACC 系からも注入される場合を想定した解析を行った。なお、HPI 系及び LPI 系からの注入は、途中で貯蔵タンクからではなく、sump 水に切り替わることを想定し、3,121 秒から 51℃（324K）に注入温度を変更している。

定常状態及びサージラインが破断した後の過渡状態の設定は、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> に記載された米国 Beaver Valley の原子炉プラントに対する解析の Case056 に沿って行った。NUREG/CR-6858<sup>52</sup> より、サージラインが破断するまでの定常状態は Hot Zero Power の状態であり、その状況に近づけるように設定を行った。表 2.4.5-1 は、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> の定常状態と本作業で実施した定常状態を比較した表である。



表 2.4.5-1 定常状態（Hot Zero Power）の比較

	NUREG/CR-6858 <sup>52</sup> の Table2.2-2 に掲載されてい る値	本作業で実施した 3 ループ PWR 国内プラントモデル
炉心からの出力電力[MW]	5.32	5.32
一次系ループの冷却材平均 温度[K]	559.3	549.5
二次系ループの冷却材平均 温度[K]	（二次系ループについては 記述なし）	548.8
一次系ループの圧力[MPa]	15.51	15.79
一次系ループの流量[kg/s]	12,918	13,363
加圧器レベル[%]	22.2	24.7
主給水の温度[K]	300	300
主蒸気管の流量[kg/s] （SG 一基あたり）	1.515	2.118
主蒸気管圧力[MPa]	6.93	5.98

炉心からの出力電力は、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> の LBLOCA-56 の解析と同じ値に設定にした。その他の値については、定常状態の計算結果から決まるものであり、原子炉の体系の違いもあるため全く同じ値には設定できないが、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> と近い値になるように入力ファイルの設定を行った。

サージラインの破断については、NUREG/CR-6858<sup>52</sup> の LBLOCA-56 の解析に従い、サージラインの中央に破断位置を設定した。また、破断の大きさは直径 10.16cm（サージライン断面積の 12.8%相当）に設定した。図 2.4.5-1 に、サージライン部に破断の設定を付加した後のノーディング図を示す。

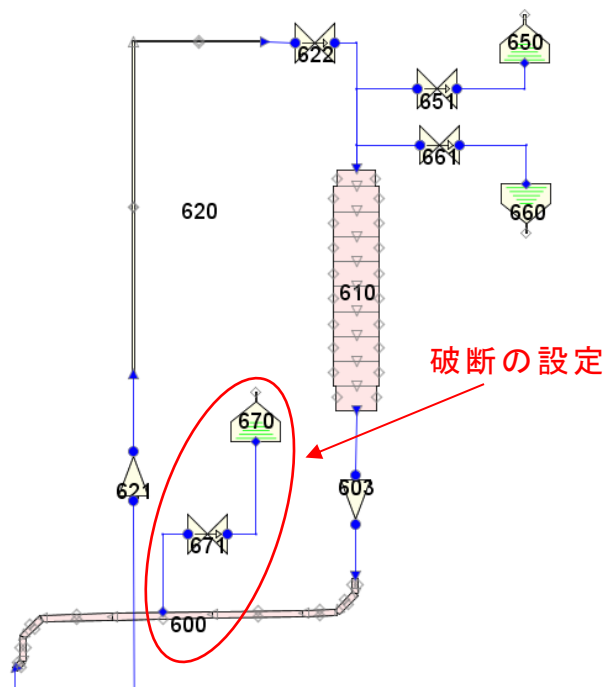


図2.4.5-1 サージラインに破断の設定を付与した後のノーディング図（加圧器周辺部分を拡大）

## 2) 解析結果

表 2.4.5-2 は、本解析で参考にした BV-1 の Case56 における発生事象・発生時間と、本解析における発生事象に対する設定及び事象の発生時間を示した表である。解析では、サージラインの破断のみ RELAP の入力ファイルより設定を行い、その他の事象については、元々設定されていた制御系に任せて発生している。この結果から、事象の発生時間については、BV-1 の Case56 と本解析結果で同じ傾向が見られており、BV-1 の事象をよく再現できていることが確認できる。

表 2.4.5-2 BV-1 の Case56 における発生事象・発生時間と、その事象に対する本解析の設定・発生時間

発生事象	BV-1 の Case56 にお ける発生時 間[秒]	本解析における 発生時間[秒]			発生事象 に対する 本解析で の設定※
		ケース 1	ケース 2	ケース 3	
定常状態 (Hot Zero Power)	—	—	—	—	—
サージライン破断	0	0	0	0	M
原子炉／タービントリップ	6.72	9.57	9.57	9.57	C
高圧注入(ECCS)作動	9.716	50	50	50	C
主給水(MFW)停止	9.716	9.57	9.57	9.57	C
補助給水(AFW)作動	9.716	10	10	10	C
加圧器の水が空になる	< 15	< 20	< 20	< 20	C
一次系ポンプトリップ	21.717	9.57	9.57	9.57	C
蓄圧器からの注入開始	375	310	310	310	C
低圧注入(ECCS)作動	960	1,030	1,070	1,010	C
蓄圧器からの注入停止	1,080	1,010	1,050	1,080	C
加圧器再充填を開始	1,920	1,440	1,510	1,820	C

※M：入力データよりマニュアル指定、C：制御系に任せる。

図 2.4.5-2 から図 2.4.5-4 は、ダウンカマー部における圧力、流体温度、熱伝達係数のうち、2.4.5(2)の構造解析で評価対象となるコールドレグ直下約 3.6m の位置における値を抽出してプロットしたものである。

ダウンカマー部の流体温度（図 2.4.5-3）は、破断とともに急激に低下する。ケース 1（HPI 系、LPI 系、ACC 系の温度が 10℃）、及びケース 3（HPI 系、LPI 系、ACC 系の温度が 70℃）では、それぞれ注入される冷却水の温度と同じ 283K（10℃）、343K（70℃）に近づきそのまま一定値を示すようになる。一方、ケース 2（HPI 系及び LPI 系の温度が 70℃、ACC 系の温度が 10℃）では、蓄圧器の注入が完了する 1000 秒あたりまでに 300K 程度まで冷却されるが、その後、温度が上昇して 343K（70℃）付近で一定となる。圧力（図 2.4.5-2）及び熱伝達係数（図 2.4.5-4）には、3つのケースにおいて大きな差異は見られない。

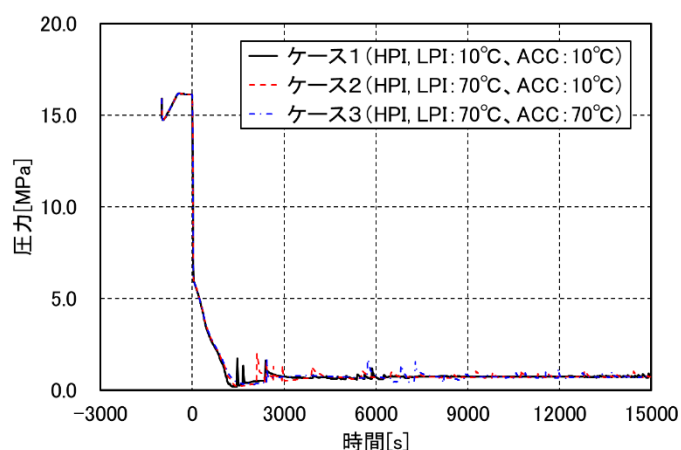


図2.4.5-2 コールドレグ直下約3.6mの位置における圧力

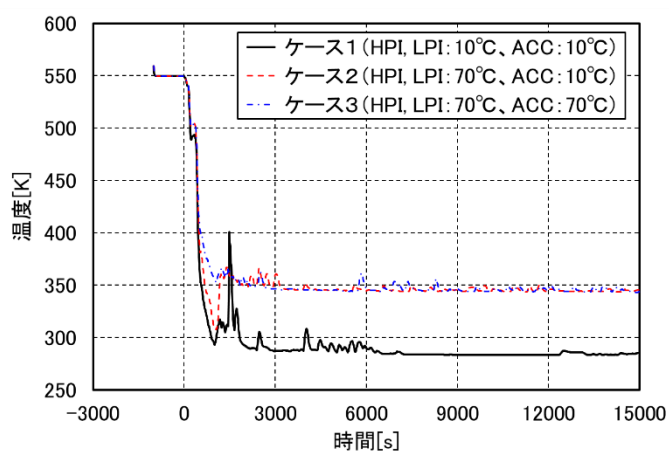


図2.4.5-3 コールドレグ直下約3.6mの位置における流体温度

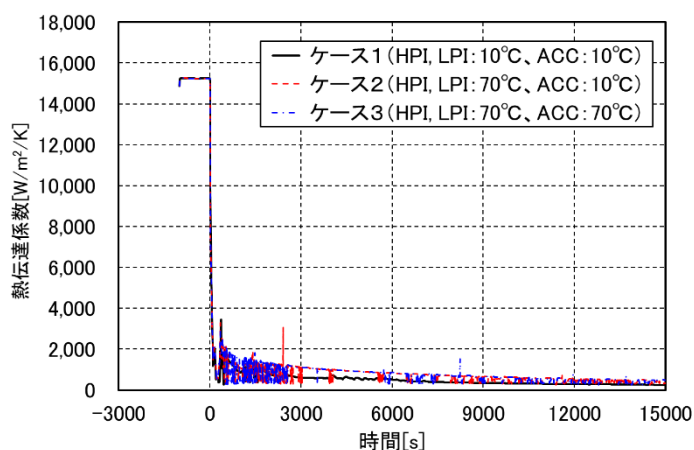


図2.4.5-4 コールドレグ直下約3.6mの位置におけるRPV壁との間の熱伝達係数

## (2) 荷重条件解析

2.4.5(1)の熱水力挙動解析の結果を用いて、伝熱-構造解析を行った。その結果の例として、各ケースにおける表面亀裂 ( $a/T=3\%$ 、 $2c/a=6$ ) を想定した場合の応力拡大係数を図 2.4.5-5 に示す。過渡事象開始から 10 分程度 (図中の  $230^{\circ}\text{C}$  付近) までは両ケースの応力拡大係数の履歴はほぼ一致しており、冷却水の影響は 10 分以降に生じる。図 2.4.5-3 に示したように、ケース 1 及び 2 では、冷却水が、蓄圧器の注入が完了する 1,000 秒程度の短時間で  $300\text{K}$  程度まで冷却される。これにより生じる熱応力のため、ケース 1 とケース 2 の応力拡大係数の最大値は、 $91.6\text{MPa m}^{1/2}$  及び  $88.6\text{MPa m}^{1/2}$  となった。ケース 3 は、HPI 系及び LPI 系に加えて ACC 系の温度も上げているため、ケース 1 に比較して熱応力が小さく、応力拡大係数の最大値は  $72.7\text{MPa m}^{1/2}$  となった。ケース 1、ケース 2 とも、温度が  $120$  から  $130^{\circ}\text{C}$  付近で応力拡大係数のピークをとるが、ケース 3 は  $170^{\circ}\text{C}$  付近で応力拡大係数の最大値をとることが示された。

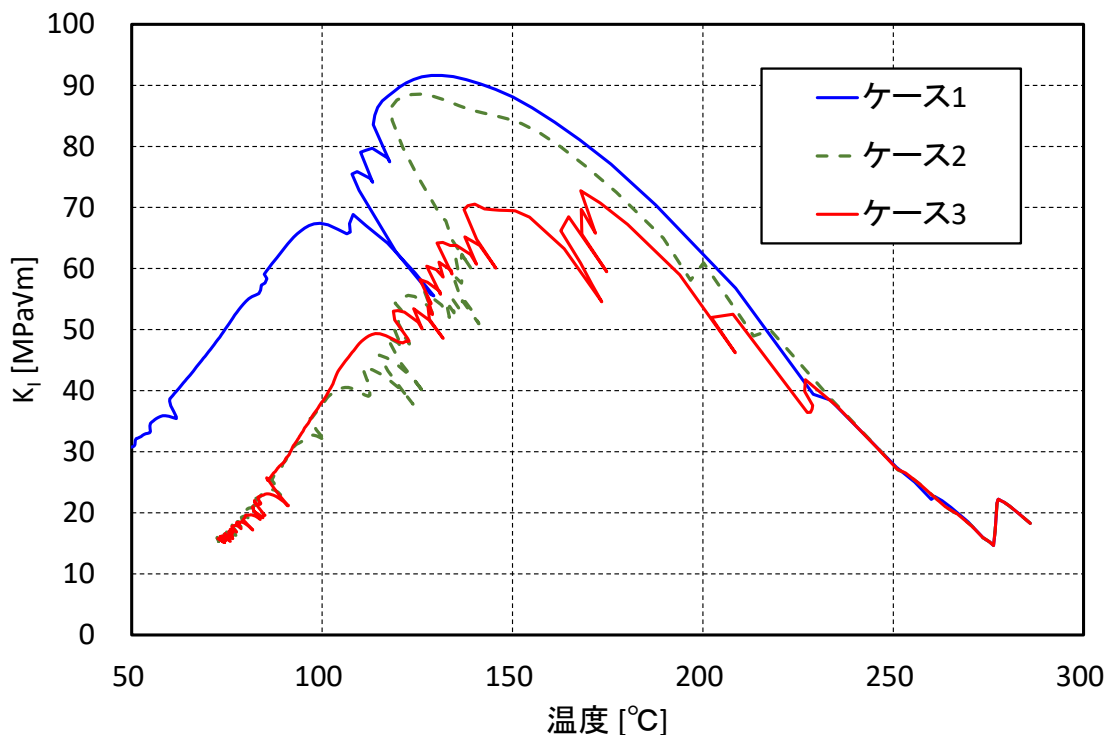


図2.4.5-5 表面亀裂に対する応力拡大係数の比較例

## (3) 破損確率解析

### 1) 解析の実施

冷却水の温度を変えた 3 ケースに対して、PFM 解析を行い、RPV の CPI 及び CPF を算出した。本解析における荷重条件データ以外のデータは国内モデルデータを使用した。

## 2) 解析の結果

CPI 及び CPF の解析結果を表 2.4.5-3 から表 2.4.5-6 に示す。表 2.4.5-3 及び表 2.4.5-4 から、HPI 系と LPI 系の冷却水温度のみを上昇させたケース 2 の場合には、CPI 及び CPF はケース 1 と比べて大きな違いがないことが分かる。一方、ケース 1 とケース 3 を比較すると、HPI 系と LPI 系、ACC 系の冷却水の温度を上昇させたことにより、CPI の 95%ile 値を 5 桁程度、平均値を 3 桁程度低減する効果があることが確認できた。また、CPF の 95%ile 値はケース 3 では 0 となり、平均値でもケース 1 からケース 3 の差は 6 桁程度小さくなった。さらに、表 2.4.5-5 及び表 2.4.5-6 に示す CPI 及び CPF に対する亀裂種類の内訳から、いずれのケースについても CPI に対しては母材部の表面亀裂が、CPF に対しては母材部の軸方向内部亀裂の寄与が最も大きいことが分かる。HPI 系と LPI 系、ACC 系の冷却水温度を上昇させることで、破損確率が大きく低減した理由としては、ケース 3 の応力拡大係数の最大値が、ケース 1 や 2 の応力拡大係数の最大値よりも低いことに加えて、応力拡大係数が最大値を示す温度が高いことに起因すると考えられる。

これらの結果から、HPI 系と LPI 系に加えて ACC 系の冷却水の温度も上昇させることで、破損頻度を低減させることを示した。このことから、PFM 解析が現実的荷重条件を踏まえた効果を定量的に示すことができることを確認した。

表 2.4.5-3 CPI の比較

ケース番号	95%ile 値	平均値
ケース 1	$2.18 \times 10^{-3}$	$6.71 \times 10^{-4}$
ケース 2	$4.06 \times 10^{-3}$	$9.97 \times 10^{-4}$
ケース 3	$2.51 \times 10^{-8}$	$2.37 \times 10^{-7}$

表 2.4.5-4 CPF の比較

ケース番号	95%ile 値	平均値
ケース 1	$3.83 \times 10^{-7}$	$7.51 \times 10^{-6}$
ケース 2	$1.86 \times 10^{-6}$	$1.29 \times 10^{-5}$
ケース 3	0.0	$1.86 \times 10^{-12}$

表 2.4.5-5 CPI の平均値の内訳の比較

亀裂種類			ケース 1	ケース 2	ケース 3
母材部	内部亀裂	軸方向	$7.43 \times 10^{-6}$	$1.21 \times 10^{-5}$	$2.75 \times 10^{-13}$
		周方向	$9.11 \times 10^{-6}$	$1.62 \times 10^{-5}$	$1.68 \times 10^{-9}$
	表面亀裂	軸方向	0	0	0
		周方向	$5.57 \times 10^{-4}$	$8.13 \times 10^{-4}$	$1.33 \times 10^{-7}$
溶接部	内部亀裂	軸方向	$8.31 \times 10^{-7}$	$1.48 \times 10^{-6}$	$1.71 \times 10^{-12}$
		周方向	$7.62 \times 10^{-5}$	$1.24 \times 10^{-4}$	$1.00 \times 10^{-7}$
	表面亀裂	軸方向	0	0	0
		周方向	$2.37 \times 10^{-5}$	$3.45 \times 10^{-5}$	$2.02 \times 10^{-9}$

表 2.4.5-6 CPF の平均値の内訳の比較

亀裂種類			ケース 1	ケース 2	ケース 3
母材部	内部亀裂	軸方向	$7.18 \times 10^{-6}$	$1.20 \times 10^{-5}$	$2.75 \times 10^{-13}$
		周方向	$1.15 \times 10^{-9}$	$2.72 \times 10^{-9}$	$1.61 \times 10^{-13}$
	表面亀裂	軸方向	0	0	0
		周方向	$6.76 \times 10^{-12}$	$3.79 \times 10^{-12}$	$1.42 \times 10^{-12}$
溶接部	内部亀裂	軸方向	$3.31 \times 10^{-7}$	$9.67 \times 10^{-7}$	$5.55 \times 10^{-19}$
		周方向	$3.57 \times 10^{-14}$	$3.37 \times 10^{-13}$	0
	表面亀裂	軸方向	0	0	0
		周方向	0	$5.25 \times 10^{-15}$	$1.86 \times 10^{-12}$

#### 2.4.6 2.4節のまとめ

- (1) 本年度精緻化した標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータを用いて、数値指標として FCI 及び TWCF を活用した定量的評価事例を整備した。標準的解析手法、国内モデルデータを条件とした解析結果から、軸方向内部亀裂については、進展した亀裂はどの過渡事象でもほとんどが貫通に至ることが確認された。また、周方向内部亀裂や表面亀裂では、LOCA 事象においては貫通に至る割合が低い一方で、SO 事象や MSLB 事象では、貫通に至る割合が高い傾向にあることが確認された。このため、FCI に関しては、表面亀裂からの寄与度が全ての事象で最も高く、TWCF に関しては、LBLOCA 事象や MBLOCA 事象において内部亀裂からの寄与度が高くなった。また、米国の事例を参考に、関連温度に関するスクリーニング基準や亀裂の許容数に関する活用方策のための試解析を実施し、国内プラントに対して、米国と同様の手順を踏まえた検討が技術的に可能であることを確認する等、PFM に関わる数値指標を活用した定量的評価事例の充実を図った。
- (2) 非破壊検査における亀裂指示がないことを想定し、非破壊検査の対象領域を変更した場合の評価事例の整備を行い、審査や評価等への PFM の活用方策の検討を実施した。解析結果より、非破壊検査対象領域の増加に伴い、破損頻度が低下することが確認できた。
- (3) 現実的荷重条件の検討として、LBLOCA を対象に高圧注入系、低圧注入系、蓄圧注入系から注入される冷却水の温度を変更した 3 ケースの熱水力挙動解析を行い、その解析結果を踏まえて PFM 解析を実施した。その結果、高圧注入系と低圧注入系に加えて蓄圧注入系の冷却水の温度も上昇させることで、破損頻度が低減することが示された。これらの結果より、現実的荷重条件を踏まえた効果を定量的に示すことができることを確認した。



### 3. まとめ

#### 3.1 最新知見の調査

- ✓ RPV の健全性評価における PFM の実用化を念頭に、国内外における PFM 評価手法に係る適用事例や審査状況に係る調査を実施し、得られた最新知見の取りまとめを行った。また、米国の PTS 再評価プロジェクト等を対象に、PFM に関わる数値指標が活用されている事例等について、定量的評価事例の整備に資する知見として、関連温度に関するスクリーニング基準の設定手順や許容亀裂数の設定方法等を整理した。さらに、米国の認識論的不確実さの設定に関する調査を行い、関連温度に対する認識論的不確実さの評価モデルの高度化に資する知見を得た。

#### 3.2 PFM 評価手法の整備

- ✓ PFM 評価の実用化に向けて、国内モデルプラントを対象とした PFM 評価のための標準的解析手法及び国内モデルデータを精緻化することを目的に、米国の認識論的不確実さの設定に関する調査結果を踏まえて破壊靱性評価における関連温度に対する認識論的不確実さの評価モデルの高度化を実施した。また、国内モデルデータの精緻化を踏まえて、設定値の根拠の再確認のための感度解析を実施し、国内モデルデータの設定に問題がないことを確認するとともに、一部の条件を精緻化した。さらに、PFM 評価手法の活用方策の検討に資することを念頭に、国内プラントに対する VFLAW により作成される亀裂分布データの適用性の確認や非破壊検査評価モデルの高度化、米国代表プラントの過渡事象データの適用性の確認を実施し、米国 BV-1 の過渡事象が国内モデルデータに適用できることを確認した。
- ✓ 最新知見の調査結果や評価モデルの高度化を踏まえ、PFM 解析コード PASCAL への機能整備を実施した。
- ✓ PASCAL と米国 PFM 解析コード FAVOR との比較計算を実施することにより、認識論的不確実さに関する解析機能を含めて、PASCAL が高い信頼性を有することを確認した。また、PASCAL や FAVOR、Abaqus により計算された応力拡大係数を比較し、PASCAL に導入されている応力拡大係数解の精度が十分に高いことを確認した。
- ✓ 標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータについて、最新知見、上述の PASCAL に対する機能整備、専門家の意見等を踏まえて精緻化を行った。

#### 3.3 PFM 評価手法の活用方策の検討

- ✓ 本年度精緻化した標準的解析要領、標準的解析手法及び国内モデルデータを用いて、数値指標として FCI 及び TWCF を活用した定量的評価事例を整備した。また、米国の事例を参考に、関連温度に関するスクリーニング基準や亀裂の許

容数に関する活用方策のための試解析を実施し、PFM に関わる数値指標を活用した定量的評価事例の充実を図った。さらに、非破壊検査や、現実的荷重条件の検討により得られた熱水力挙動を考慮して、破損頻度に対する影響を評価し、非破壊検査対象領域の増加に伴い、破損頻度が低下することや、高圧注入系と低圧注入系に加えて蓄圧注入系の冷却水の温度も上昇させることで、破損頻度が低減することを確認した。以上のように、審査や評価等への PFM の活用方策の検討を実施し、PFM 評価手法の高経年化技術評価等の審査への活用のための技術的知見を取りまとめた。