

原子力規制庁 御中

平成25年度高経年化技術評価高度化事業
(原子炉圧力容器の健全性評価方法の高度化)

成果報告書

平成26年3月

独立行政法人 日本原子力研究開発機構

本報告書は、原子力規制委員会 原子力規制庁の委託事業「平成25年度高経年化技術評価高度化事業（原子炉圧力容器の健全性評価方法の高度化）」により、独立行政法人日本原子力研究開発機構が作成し、原子力規制庁へ納品したものです。

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

目 次

1.	概要	1-1
1.1	原子炉圧力容器に対する健全性評価方法に係る調査	1-1
1.2	経年プラントの総合的な安全評価体系への成果反映	1-1
2.	原子炉圧力容器に対する健全性評価方法に係る調査	2-1
2.1	背景と目的	2-1
2.2	現行の健全性評価方法に関わる調査	2-2
2.2.1	想定すべき荷重条件	2-2
(1)	熱流動解析	2-2
(2)	残留応力解析	2-33
(3)	熱応力解析	2-41
2.2.2	想定すべきき裂寸法及び分布	2-52
2.2.3	耐圧機能喪失に関する評価法	2-53
(1)	き裂伝播停止破壊靱性評価に関する調査	2-53
(2)	国内の原子炉容器鋼材に対する K_{Ia} 曲線の検討	2-73
2.2.4	その他の高経年化に関わる評価方法	2-108
(1)	照射脆化予測法に関する研究動向	2-108
(2)	PTS や溶接残留応力等の荷重評価の動向	2-109
(3)	き裂に対する拘束効果に関する研究動向	2-111
(4)	微小試験片による破壊靱性評価の動向	2-117
(5)	高温予荷重効果評価の動向	2-120
(6)	残留応力解析の動向	2-125
(7)	最新知見を反映させた評価方法に関する検討	2-131
2.2.5	確証試験計画の検討	2-132
(1)	想定すべきき裂分布について	2-132
(2)	監視試験片の追加取り出しへの対応	2-132
(3)	脆化予測法について	2-132
(4)	破壊靱性評価法について	2-132
(5)	健全性評価法の高度化：高温予荷重(WPS)効果について	2-132
(6)	PTS の実規模試験について	2-132
2.3	炉心領域部以外の部位に対する健全性評価方法の調査	2-133
2.3.1	PWSCC の調査	2-133
(1)	損傷事例調査	2-133
(2)	文献調査	2-134
2.3.2	確率論的解析手法の整備	2-139
(1)	美浜 2 号機 A-SG 入口管台溶接部内表面き裂の再現解析	2-139
(2)	JNES NSC 研究実規模モデル SCC き裂進展試験の再現解析	2-153
(3)	試験解析により得られた課題	2-166
2.3.3	健全性評価に係る課題	2-167
2.4	確率論的評価手法の適用性に関する調査	2-168
2.4.1	確率論的破壊力学解析による耐圧機能喪失頻度の評価と炉心損傷に対する確率論	

的リスク評価との関係性の整理	2-168
(1) 国内レベル 1PRA	2-168
(2) 米国 PTS 再評価プロジェクト	2-169
2.4.2 不確かさの取り扱いに関する課題の整理及び総合的な健全性評価方法の整備に向けた情報の整理	2-171
(1) 想定き裂	2-172
(2) 鋼材の材質	2-175
(3) 中性子照射量	2-175
(4) 健全性評価方法	2-178
2.4.3 最新知見の調査	2-179
(1) 中国における PFM 活用方策検討の事例	2-179
(2) 台湾における BWR への PFM 適用事例	2-180
(3) 米国における圧力-温度限界への適用	2-181
2.4.4 感度解析	2-183
(1) 欠陥データを踏まえた PASCAL3 のき裂に関わる入力データの整備	2-183
(2) 解析条件	2-186
(3) 解析結果	2-187
(4) 代表パラメータの感度	2-190
(5) 条件の保守性及び不確定性	2-191
2.5 確率論的評価手法の標準化に関する調査	2-193
2.5.1 PFM 解析の標準に関する指針案	2-193
(1) 検討過程	2-193
(2) PFM 解析の標準に関する指針案	2-194
(3) 今後の課題	2-197
2.5.2 標準的入力データと解析手法	2-197
(1) 検討プロセスの明確化	2-197
(2) 標準的入力データ	2-198
(3) 標準的解析手法	2-204
(4) 今後の課題	2-208
2.5.3 解析コードの信頼性確認方法	2-209
(1) 方針の検討	2-209
(2) 解析コードの信頼性確認	2-211
(3) 今後の課題	2-219
2.5.4 ベルギーDoe13 号機を対象とした確率論的破壊力学解析のための検討	2-220
(1) 概要	2-220
(2) Doe1 3 号機の関連データの調査	2-220
(3) PASCAL3 による試解析を実施するための検討	2-224
3. 経年プラントの総合的な安全評価体系への成果反映	3-1
3.1 専門部会の開催	3-1
3.2 総括検討会、中間報告会及び成果報告会への参加	3-3
4. まとめ	4-1
4.1 本年度の実施項目	4-1

4.1.1	現行の健全性評価方法に関わる調査	4-1
4.1.2	炉心領域部以外の部位に対する健全性評価法の調査	4-1
4.1.3	確率論的評価手法の適用性に関する調査	4-1
4.1.4	確率論的評価手法の標準化に関する調査	4-2
4.2	今後の課題	4-2
4.2.1	現行の健全性評価方法に関わる調査	4-2
4.2.2	炉心領域部以外の部位に対する健全性評価法の調査	4-2
4.2.3	確率論的評価手法の適用性に関する調査	4-3
4.2.4	確率論的評価手法の標準化に関する調査	4-3

表 一 覧

表 2.2.1-1	解析条件 (LES)	2-7
表 2.2.1-2	解析条件 (SST)	2-7
表 2.2.1-3	解析ケース.....	2-14
表 2.2.3-1	き裂伝播停止靱性(K_{Ia})に関する調査において抽出した文献リスト.....	2-59
表 2.2.3-2	火力原子力発電技術協会 構造技術委員会 KIR 検討会の K_{Ia} の統計解析結果 ¹²	2-71
表 2.2.3-3	降伏応力範囲別の T_0 から各相関式を用いて推定される T_{KIa} と試験より得られる T_{KIa} の差に対する標準偏差の関係	2-72
表 2.2.3-4	国内 K_{Ia} データベースに関して調査対象とした.....	2-82
表 2.2.3-5	国内原子炉圧力容器鋼材に対する T_0 と T_{KIa} の関係に関する検討結果.....	2-87
表 2.2.3-6	国内原子炉圧力容器鋼材に対する T_0 と T_{KIa} の関係に関する検討結果.....	2-87
表 2.2.3-7	国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する.....	2-99
表 2.2.3-8	国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する.....	2-106
表 2.3.1-1	原子炉圧力容器下部における計装ノズル貫通部の PWSCC 損傷事例調査結果.....	2-133
表 2.3.1-2	PWSCC 評価手法に関する調査において抽出した文献リスト	2-135
表 2.3.1-3	き裂進展速度のスクリーニングクライテリア ⁴⁴	2-137
表 2.3.1-4	CRDM 管台の材質調査結果	2-138
表 2.3.2-1	PASCAL-NP による試解析の対象	2-139
表 2.3.2-2	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂発生時点での運転時間 ⁴⁶	2-142
表 2.3.2-3	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長の読取り値.....	2-144
表 2.3.2-4	PASCAL-NP において設定できるき裂種類の組合せ ⁴⁷	2-146
表 2.3.2-5	JNES NSC 実規模モデルの SCC き裂進展試験概要 ⁵¹	2-158
表 2.3.2-6	JNES NSC 実規模モデル 出口管台の初期き裂寸法	2-161
表 2.3.2-7	JNES NSC 実規模モデル 加圧器管台の初期き裂寸法	2-161
表 2.3.2-8	PASCAL-NP の課題抽出結果	2-166
表 2.4.1-1	RVFF*のオプションと根拠	2-170
表 2.4.2-1	FAVOR の欠陥カテゴリー (NUREG/CR-6854 から引用)	2-173
表 2.4.3-1	安全係数 n と破損確率の関係 (PVP2013-97569 から引用)	2-180
表 2.4.3-2	全 CPI に対するき裂位置毎の CPI の割合 (PVP2013-97262 から引用)	2-181
表 2.4.4-1	モデル RPV の寸法.....	2-184
表 2.4.4-2	表面き裂 入力条件.....	2-185
表 2.4.4-3	母材部 内部き裂 入力条件.....	2-185
表 2.4.4-4	溶接部 内部き裂 寸法及び個数.....	2-186
表 2.4.4-5	解析条件.....	2-187
表 2.4.4-6	解析結果.....	2-190
表 2.4.4-7	TWCF に対する代表パラメータの感度	2-191
表 2.5.2-1	今年度の専門家会合における標準的入力データ及び解析機能の項目	2-198
表 2.5.2-2	熱伝達係数 (SBLOCA、LBLOCA、MSLB)	2-200
表 2.5.2-3	RT_{NDT} 算出に関わるパラメータ.....	2-203
表 2.5.2-4	応力拡大係数一覧.....	2-207
表 2.5.3-1	PASCAL3 の信頼性確認項目の分類とその実施方法	2-209

表 2.5.3-2	確率変数の信頼性確認の状況	2-210
表 2.5.3-3	評価フロー・評価式の信頼性確認の状況	2-211
表 2.5.3-4	中性子照射量の検証条件	2-214
表 2.5.3-5	銅含有量の検証条件	2-215
表 2.5.3-6	中性子照射量の検証	2-215
表 2.5.3-7	銅含有量の検証	2-215
表 2.5.3-8	ワイブル分布型 K_{Ic} 曲線による進展確率計算の検証	2-215
表 2.5.3-9	ワイブル分布型 K_{Ia} 曲線による進展確率計算の検証	2-216
表 2.5.3-10	脆化予測法の検証条件	2-216
表 2.5.3-11	脆化予測法の検証	2-216
表 2.5.3-12	軸方向半楕円き裂から軸方向に長いき裂への切り替え	2-217
表 2.5.3-13	軸方向内部き裂から軸方向に長いき裂への切り替え	2-218
表 2.5.4-1	Doel 3 号機の圧力容器のデータ(資料 67 から引用)	2-222
表 2.5.4-2	Doel 3 号機の一次冷却系のデータ(資料 67 から引用)	2-222
表 2.5.4-3	Tihange 2 号機の化学成分(資料 67 から引用)	2-222
表 2.5.4-4	材料試験の結果(資料 67 から引用)	2-223
表 2.5.4-5	PASCAL3 の各入力データの検討	2-224
表 2.5.5-1	原子炉圧力容器健全性研究専門部会 名簿	3-2

図 一 覧

図 2.2.1-1	解析対象概念図.....	2-3
図 2.2.1-2	解析モデル(上方図)	2-3
図 2.2.1-3	解析モデル(断面図)	2-4
図 2.2.1-4	解析に用いた格子(ECCS配管と入口境界)	2-4
図 2.2.1-5	解析に用いた格子(ECCS配管とコールドレグ配管接続部)	2-4
図 2.2.1-6	解析に用いた格子(ダウンカマーとコールドレグ配管接続部)	2-5
図 2.2.1-7	解析に用いた格子(圧力容器内壁面)	2-5
図 2.2.1-8	解析モデルの境界条件.....	2-5
図 2.2.1-9	解析モデルの境界条件.....	2-7
図 2.2.1-10	温度分布図(ECCS注水開始後0秒)	2-9
図 2.2.1-11	温度分布図(ECCS注水開始後10秒)	2-9
図 2.2.1-12	温度分布図(ECCS注水開始後20秒)	2-9
図 2.2.1-13	温度分布図(ECCS注水開始後30秒)	2-10
図 2.2.1-14	温度分布図(ECCS注水開始後40秒)	2-10
図 2.2.1-15	温度分布図(ECCS注水開始後50秒)	2-10
図 2.2.1-16	温度分布図(ECCS注水開始後100秒)	2-11
図 2.2.1-17	温度分布図(ECCS注水開始後200秒)	2-11
図 2.2.1-18	温度分布図(ECCS注水開始後300秒)	2-11
図 2.2.1-19	水温の測定位置.....	2-12
図 2.2.1-20	ダウンカマ位置の温度時刻歴.....	2-12
図 2.2.1-21	ダウンカマ位置の温度時刻歴(時間平均:1秒)	2-13
図 2.2.1-22	ダウンカマ位置の温度時刻歴(時間平均:10秒)	2-13
図 2.2.1-23	温度分布図(Case1:標準ケース)	2-15
図 2.2.1-24	温度分布図(Case2:ループ流量0.5倍)	2-17
図 2.2.1-25	温度分布図(Case3:ループ流量ゼロ)	2-19
図 2.2.1-26	温度分布図(Case4:ECCS温度+30[K])	2-21
図 2.2.1-27	温度分布図(Case5:ECCS流量0.5倍)	2-23
図 2.2.1-28	温度分布図(Case6:ECCS流量1.5倍)	2-25
図 2.2.1-29	ダウンカマー位置の温度時刻歴(Case1:標準ケース)	2-27
図 2.2.1-30	ダウンカマー位置の温度時刻歴(Case2:ループ流量0.5倍)	2-28
図 2.2.1-31	ダウンカマー位置の温度時刻歴(Case3:ループ流量ゼロ)	2-29
図 2.2.1-32	ダウンカマー位置の温度時刻歴(Case4:ECCS温度+30[K])	2-30
図 2.2.1-33	ダウンカマー位置の温度時刻歴(Case5:ECCS流量0.5倍)	2-31
図 2.2.1-34	ダウンカマー位置の温度時刻歴(Case6:ECCS流量1.5倍)	2-32
図 2.2.1-35	平板型肉盛溶接部試験体モデル(母材厚さ200mm、クラッド厚さ5mm) ..	2-33
図 2.2.1-36	物性値 ²	2-34
図 2.2.1-37	入熱モデル ²	2-34
図 2.2.1-38	溶接後の溶接線直行方向応力.....	2-35
図 2.2.1-39	溶接後の溶接線方向応力.....	2-35
図 2.2.1-40	PWHT後の溶接線直行方向応力	2-36

図 2.2.1-41	PWHT 後の溶接線方向応力	2-36
図 2.2.1-42	耐圧試験後の溶接線直行方向応力	2-36
図 2.2.1-43	耐圧試験後の溶接線方向応力	2-37
図 2.2.1-44	平板モデルから圧力容器モデルへの残留応力マッピングの概念図	2-37
図 2.2.1-45	平板モデルの抽出領域例	2-38
図 2.2.1-46	ひずみデータ抽出前後の座標系	2-38
図 2.2.1-47	平板モデルの抽出領域の対応する圧力容器モデルの領域	2-38
図 2.2.1-48	ひずみデータの貼り付け	2-39
図 2.2.1-49	圧力容器モデルへの残留応力マッピング手法の開発・入出力流れ	2-40
図 2.2.1-50	圧力容器モデルへのひずみ設定方法	2-40
図 2.2.1-51	圧力容器モデル及び境界条件	2-40
図 2.2.1-52	平板モデル及び圧力容器モデルの周方向応力分布	2-41
図 2.2.1-53	平板モデル及び圧力容器モデルの軸方向応力分布	2-41
図 2.2.1-54	内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 15 秒、左 : LES、右 : SST)	2-43
図 2.2.1-55	内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 25 秒、左 : LES、右 : SST)	2-43
図 2.2.1-56	内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 50 秒、左 : LES、右 : SST)	2-43
図 2.2.1-57	内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 300 秒、左 : LES、右 : SST)	2-44
図 2.2.1-58	内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 15 秒、左 : LES、右 : SST)	2-44
図 2.2.1-59	内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 25 秒、左 : LES、右 : SST)	2-44
図 2.2.1-60	内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 50 秒、左 : LES、右 : SST)	2-45
図 2.2.1-61	内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 300 秒、左 : LES、右 : SST)	2-45
図 2.2.1-62	板厚内の温度分布	2-45
図 2.2.1-63	板厚内の周方向応力分布	2-46
図 2.2.1-64	き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴	2-46
図 2.2.1-65	想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴	2-46
図 2.2.1-66	き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴	2-47
図 2.2.1-67	想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴	2-47
図 2.2.1-68	き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴	2-48
図 2.2.1-69	想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴	2-48
図 2.2.1-70	き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴	2-49
図 2.2.1-71	想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴	2-49
図 2.2.1-72	従来評価に用いられる SBLOCA の過渡事象 (内圧)	2-50
図 2.2.1-73	従来評価に用いられる SBLOCA の過渡事象 (温度)	2-50
図 2.2.1-74	従来評価法との比較 (き裂想定位置中央表面)	2-50
図 2.2.1-75	従来評価法との比較 (き裂想定位置中央表面)	2-51
図 2.2.3-1	T_o と T_{KIa} の相関性に関する Wallin らの検討結果 ³	2-60
図 2.2.3-2	T_o と T_{KIa} の相関性に関する Wallin らの検討結果 ³	2-60
図 2.2.3-3	T_o と T_{KIa} の相関性に関する EricksonKirk らの検討結果 ⁴	2-61
図 2.2.3-4	小型試験片と大型試験片で得られた K_{Ia} データと $T-RT_{NDT}$ の関係	2-61
図 2.2.3-5	小型試験片と大型試験片によるデータ傾向の比較	2-62
図 2.2.3-6	小型試験片による K_{Ia} データ	2-63
図 2.2.3-7	広幅平板大型試験片による K_{Ia} と $T-RT_{NDT}$ の関係	2-63

図 2.2.3-8	板厚方向靱性勾配材の各材料の K_{Ia} データ ⁷	2-64
図 2.2.3-9	大型 PTS 試験片のき裂の発生状況 ⁷	2-65
図 2.2.3-10	大型 PTS 試験片の主き裂のき裂伝播停止状況 ⁷	2-66
図 2.2.3-11	大型 PTS 試験片の副き裂のき裂伝播停止状況 ⁷	2-66
図 2.2.3-12	大型 PTS 試験片の主き裂に対するき裂伝播停止に伴う.....	2-67
図 2.2.3-13	大型 PTS 試験片の副き裂に対するき裂伝播停止に伴う.....	2-67
図 2.2.3-14	MRL 試験片と ESSO 試験及び大型 MRL 試験片で得られた.....	2-68
図 2.2.3-15	同一材料における小型試験片と大型試験片による試験結果の比較.....	2-68
図 2.2.3-16	小型試験片で得られた K_{Ia} から設定されるマスターカーブと.....	2-69
図 2.2.3-17	K_{Ia} の温度依存性とばらつきとの関係 ³	2-69
図 2.2.3-18	K_{Ic} と K_{Ia} のばらつき傾向の比較 ⁵	2-70
図 2.2.3-19	K_{Ia} データをワイブル分布と正規分布にプロットした例 ¹²	2-71
図 2.2.3-20	降伏応力範囲別の T_o から各相関式を用いて推定される T_{KIa} と試験より得られる T_{KIa} の差に対する標準偏差の関係.....	2-72
図 2.2.3-21	国内原子炉圧力容器鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ.....	2-83
図 2.2.3-22	国内原子炉圧力容器鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ.....	2-83
図 2.2.3-23	国内 K_{Ia} データに ESSO 試験結果を加えたデータベース.....	2-84
図 2.2.3-24	国内 K_{Ia} データに ESSO 試験結果を加えたデータベース.....	2-84
図 2.2.3-25	米国の K_{Ia} データベース (T-RT _{NDT} による整理).....	2-85
図 2.2.3-26	国内及び米国の K_{Ia} データベースとの比較結果 (T-RT _{NDT} による整理).....	2-85
図 2.2.3-27	ドイツの K_{Ia} 試験結果 (T-RT _{NDT} (RT _{NDTj}) による整理) ¹⁹	2-86
図 2.2.3-28	国内原子炉容器鋼材に対する T_o と $T_{KIa}-T_o$ の関係.....	2-88
図 2.2.3-29	国内原子炉容器鋼材に対する T_o と T_{KIa} の関係.....	2-88
図 2.2.3-30	国内原子炉容器鋼材に対する T_o と $T_{KIa}-T_o$ の関係.....	2-89
図 2.2.3-31	国内原子炉容器鋼材に対する T_o と T_{KIa} の関係.....	2-89
図 2.2.3-32	国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 (T_{KIa}) ベースの K_{Ia} 曲線の検討 結果 (T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合).....	2-90
図 2.2.3-33	米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 (T_{KIa}) ベースの K_{Ia} 曲線の検討 結果 (T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合).....	2-90
図 2.2.3-34	国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 (T_{KIa}) ベースの K_{Ia} 曲 線の検討結果 (T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合).....	2-91
図 2.2.3-35	国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 (T_{KIa}) ベースの K_{Ia} 曲線の検討 結果 (T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合).....	2-91
図 2.2.3-36	国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 (T_{KIa}) ベースの K_{Ia} 曲 線の検討結果 (T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合).....	2-92
図 2.2.3-37	国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(wallin)}$) をベースに考慮し た K_{Ia} 曲線の検討結果 (T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合).....	2-92
図 2.2.3-38	米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(wallin)}$) をベースに考慮し た K_{Ia} 曲線の検討結果 (T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合).....	2-93
図 2.2.3-39	国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(wallin)}$) をベース に考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 (T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合).....	2-93
図 2.2.3-40	国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(wallin)}$) をベースに考慮し	

た K_{Ia} 曲線の検討結果 (T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合) ...	2-94
図 2.2.3-41 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(wallin)}$) をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 (T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和) た .	2-94
図 2.2.3-42 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(EriksonKirk)}$) を	2-95
図 2.2.3-43 米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(EriksonKirk)}$) を	2-95
図 2.2.3-44 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(EriksonKirk)}$) を	2-96
図 2.2.3-45 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(EriksonKirk)}$) をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 (T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合) .	2-96
図 2.2.3-46 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{KIa(EriksonKirk)}$) をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 (T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)	2-97
図 2.2.3-47 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法をベースに	2-97
図 2.2.3-48 米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法をベースに	2-98
図 2.2.3-49 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法をベースに ...	2-98
図 2.2.3-50 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果	2-100
図 2.2.3-51 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果	2-100
図 2.2.3-52 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) を	2-101
図 2.2.3-53 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) 及び	2-101
図 2.2.3-54 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果	2-102
図 2.2.3-55 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) を	2-102
図 2.2.3-56 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) 及び	2-103
図 2.2.3-57 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) 及び	2-103
図 2.2.3-58 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した	2-104
図 2.2.3-59 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) を ..	2-104
図 2.2.3-60 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) 及び	2-105
図 2.2.3-61 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}C$) 及び	2-105
図 2.2.3-62 関連温度 RT_{NDT} を考慮した各種 K_{Ia} 曲線 (2σ 下限線) の比較	2-107
図 2.2.3-63 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する K_{Ia} 曲線とドイツデータとの比較	2-107
図 2.2.4-1 監視試験片と脆化予測法による脆化シフトの比較	2-108
図 2.2.4-2 応力拡大係数に及ぼす残留応力の影響	2-109
図 2.2.4-3 ECCS 注入によるダウンカマー冷却	2-110
図 2.2.4-4 RPV 内表面の冷却材温度分布 (600 秒後)	2-110
図 2.2.4-5 CT 試験片と容器モデルにおける J_{eff}/J の比較	2-111
図 2.2.4-6 想定したアンダークラッド欠陥	2-112
図 2.2.4-7 簡易評価法と三次元解析により求めた小破断 LOCA 時の K 値の比較	2-112
図 2.2.4-8 き裂を有する原子炉圧力容器の三次元有限要素モデル	2-113
図 2.2.4-9 小破断 LOCA 時の K 値及び K_{Ic} の比較	2-113
図 2.2.4-10 TP-SLB 時の K 値及び K_{Ic} の比較	2-114
図 2.2.4-11 熱伝導解析に用いた三次元有限要素モデル	2-114
図 2.2.4-12 MLOCA 及び SLOCA 時の K 値の変化 (弾性・弾塑性解析の比較)	2-115
図 2.2.4-13 RT_{T0} と RT_{NDT} の比較	2-116
図 2.2.4-14 K_{Ia} と K_{Id} の比較	2-116

図 2.2.4-15	参照温度 T_0 の比較	2-117
図 2.2.4-16	各試験片に対するワイブルプロット	2-118
図 2.2.4-17	参照温度 T_0 と負荷速度 (dK/dt) の関係	2-119
図 2.2.4-18	チェコ WWER440 で実施された WPS 試験の波形イメージ	2-120
図 2.2.4-19	チェコ WWER440 で取得されたシャルピーサイズ試験片による	2-121
図 2.2.4-20	WPS 試験結果の Chell モデルと Wallin モデルによる破壊評価の整理	2-121
図 2.2.4-21	フランス EDF で実施された WPS 試験の LCF 及び LCTF 波形のイメージ ³⁶	2-122
図 2.2.4-22	フランス EDF で実施された WPS 試験の結果 (Plant 1) ³⁶	2-123
図 2.2.4-23	フランス EDF で実施された WPS 試験の結果 (Plant 2) ³⁶	2-123
図 2.2.4-24	フランス EDF で実施された解析モデルによる破壊の予測 ³⁵	2-124
図 2.2.4-25	反復ストラクチャー法	2-125
図 2.2.4-26	有限要素モデルのメッシュ断面	2-125
図 2.2.4-27	残留応力解析結果の一例	2-126
図 2.2.4-28	有限要素モデル	2-127
図 2.2.4-29	径方向残留応力分布	2-127
図 2.2.4-30	S-FEM によるき裂進展解析結果	2-128
図 2.2.4-31	有限要素モデル	2-128
図 2.2.4-32	溶接部近傍の残留応力分布	2-129
図 2.2.4-33	溶接部近傍の残留応力分布	2-130
図 2.2.4-34	溶接部近傍の残留応力分布	2-130
図 2.3.1-1	米国 South Texas Project 1 号機損傷事例	2-133
図 2.3.1-2	ハイブリッドモデル式 ^{42,43}	2-136
図 2.3.1-3	ハイブリッドモデル(左)と従来モデル(右)の予測精度の比較(600 合金母材) ⁴²	2-136
図 2.3.1-4	CRDM 管台のき裂進展試験結果 ⁴⁵	2-138
図 2.3.2-1	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の PWSCC 発生状況 ⁴⁶	2-142
図 2.3.2-2	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の No. 4 割れ拡大観察結果 ⁴⁶	2-143
図 2.3.2-3	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長のヒストグラム	2-145
図 2.3.2-4	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の幾何形状設定値	2-147
図 2.3.2-5	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の解析に用いた運転及び残留応力分布	2-148
図 2.3.2-6	PASCAL-NP 解析で得られた美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長分布	2-149
図 2.3.2-7	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長分布についての比較	2-150
図 2.3.2-8	PASCAL-NP 解析で得られた美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂深さ	2-151
図 2.3.2-9	美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂形状 ⁴⁶	2-152
図 2.3.2-10	600 系溶接金属の PWSCC 発生時間と応力の関係 ⁴⁹	2-153
図 2.3.2-11	JNES NSC 実規模モデル試験装置の全体図 ⁵¹	2-155
図 2.3.2-12	JNES NSC 出口管台モデル試験体 ⁵¹	2-156
図 2.3.2-13	JNES NSC 加圧器管台モデル試験体 ⁵¹	2-157
図 2.3.2-14	JNES NSC 出口管台モデルのき裂進展試験結果 ⁵¹	2-159
図 2.3.2-15	JNES NSC 加圧器管台モデルのき裂進展試験結果 ⁵¹	2-159
図 2.3.2-16	JNES NSC 出口管台モデルの幾何形状設定値	2-160
図 2.3.2-17	JNES NSC 加圧器管台モデルの幾何形状設定値	2-160
図 2.3.2-18	JNES NSC 実規模モデル 出口管台の PASCAL-NP 解析に用いた応力分布	2-162

図 2.3.2-19	JNES NSC 実規模モデル 加圧器管台の PASCAL-NP 解析に用いた応力分布	2-163
図 2.3.2-20	JNES NSC 実規模モデル 出口管台の PASCAL-NP 解析結果	2-164
図 2.3.2-21	JNES NSC 実規模モデル 加圧器管台の PASCAL-NP 解析結果	2-165
図 2.4.1-1	RPV 破損後の APET (NUREG-1806 から引用)	2-171
図 2.4.2-1	表面欠陥のデータ一例 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)	2-173
図 2.4.2-2	FAVOR による欠陥の模式図 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)	2-174
図 2.4.2-3	母材部の欠陥データ一例 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)	2-174
図 2.4.2-4	溶接部の欠陥データ一例 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)	2-174
図 2.4.2-5	PASCAL3 を用いた破壊靱性の不確かさの取り扱いの例	2-175
図 2.4.2-6	Ocone の RPV 展開図上の溶接部位置及び中性子照射量の分布 (NUREG-1806 から引用)	2-177
図 2.4.2-7	RPV 内の中性子照射量の分布を考慮する場合の模式図	2-177
図 2.4.3-1	決定論解析の結果 (PVP2013-97569 から引用)	2-180
図 2.4.3-2	起動時の許容圧力の時刻歴 (PVP2013-97262 から引用)	2-181
図 2.4.3-3	深さ 1/4T のき裂及び浅いき裂の進展確率	2-182
図 2.4.3-4	Westinghouse 社製 RPV 相当の個別条件を適用した PFM 解析結果 (NRC Public Meeting 資料から引用)	2-183
図 2.5.1-1	PASCAL3 を用いて TWCF を算出するための全体のフロー	2-194
図 2.5.2-1	荷重条件の種類と内圧及び水温の時刻歴	2-200
図 2.5.2-2	熱伝達係数の時刻歴 (S0)	2-201
図 2.5.2-3	板厚内の温度分布	2-201
図 2.5.2-4	板厚内の軸方向応力分布	2-202
図 2.5.2-5	板厚内の周方向応力分布	2-203
図 2.5.2-6	Cu の分布	2-204
図 2.5.2-7	RT _{NDT} の分布	2-204
図 2.5.2-8	き裂進展評価点と進展後の形状の模式図	2-206
図 2.5.2-9	ORNL ワイブル分布型き裂伝播停止靱性の元データ (Williams らの論文から引用)	2-208
図 2.5.3-1	中性子照射量の減衰の評価の検証	2-219
図 2.5.4-1	指示寸法 (資料 67 から引用)	2-221
図 2.5.4-2	指示の深さ位置分布 (資料 67 から引用)	2-221
図 2.5.4-3	上部胴の照射効果 (資料 67 から引用)	2-223

1. 概要

現行の高経年化技術評価の審査における原子炉圧力容器に対する健全性評価方法について、最新知見を反映してその妥当性を再確認した。現行の炉心領域部に対する健全性評価方法の技術的根拠についての再確認、炉心領域部以外の健全性評価方法に関する技術的課題の整理、ならびに確率論的解析技術の健全性評価への導入を目的とした調査を行った。

1.1 原子炉圧力容器に対する健全性評価方法に係る調査

▶ 現行の健全性評価方法に関わる調査

高経年化技術評価に関わる原子炉圧力容器の健全性評価方法を高度化するため、現行の規制基準に対して、最新の技術的知見や解析結果を踏まえて見直しを行うべき項目を整理し、原子炉圧力容器の健全性評価方法の保守性等を評価した。また、新たな規制基準について、妥当性確認に必要な試験の実施計画について検討した。

▶ 炉心領域部以外の部位に対する健全性評価方法の調査

原子炉圧力容器の出入口ノズル部や上下鏡部等における主要な劣化事象を考慮し、原子炉圧力容器全体を対象とする総合的な健全性評価方法の確立を目指して、過年度の成果を含む各種評価法に関する知見の反映方法や問題点を整理するとともに、健全性評価方法の整備に着手した。

▶ 確率論的評価手法の適用性に関する調査

原子炉圧力容器の健全性評価において、確率論的破壊力学（Probabilistic Fracture Mechanics, 以下「PFM」という。）解析技術を用いて国内実機プラントを想定した総合的な耐圧機能喪失頻度の評価を行う上で、健全性評価に係る各項目の適用性に関する技術的根拠の整備を進めた。

▶ 確率論的評価手法の標準化に関する調査

PFM 解析コードを用いた原子炉圧力容器の健全性評価手法の標準化に向けて、関連する専門家からの意見等を踏まえて、PFM 解析に関する指針案の作成、及び指針案に係る情報の整備を行った。

1.2 経年プラントの総合的な安全評価体系への成果反映

経年プラントの総合的な安全評価体系の整備に資するため、別途実施される平成25年度高経年化技術評価高度化事業（経年プラントの総合的な安全評価体系の整備）との連携を図った。

2. 原子炉圧力容器に対する健全性評価方法に係る調査

2.1 背景と目的

「原子炉圧力容器の中性子照射脆化について」(H24.8.29:NISA)においては、関連温度の予測法の信頼性向上や、加圧熱衝撃(Pressurized Thermal Shock, 以下「PTS」という。)の評価に対する国際的な整合性に留意した最新知見の反映が望ましいとされている。

また、現行の規制基準における原子炉圧力容器に対する健全性評価方法は、日本電気協会規程に準拠しており、PTSの評価等、約20年前に策定された内容も含まれているため、最新知見を反映してその妥当性を再確認し、必要に応じて見直しを行うことは重要である。

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

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

さらに、機器・構造物の健全性評価に対して確率論的手法の適用が進むことを念頭に、PFM解析技術に関する課題抽出、及び国内規制基準へのPFM解析の適用性検討を行う。合わせて、原子炉圧力容器のPFM解析コードに対する計算モデルの検証とコードの妥当性確認のための要領を検討し、標準手法に向けた指針案を策定する。

2.2 現行の健全性評価方法に関わる調査

2.2.1 想定すべき荷重条件

加圧水型原子炉(PWR)の事故時には、非常用炉心冷却系(Emergency Core Cooling System, 以下「ECCS」という。)の作動により、低温の冷却水が高温高压の一次系内に注入される。低温側配管に注入された低温水は、配管内の流動状況によっては、十分に混合されないまま圧力容器に到達し、ダウンカマを流下することが考えられる。この際、高压条件下で高温の壁面を低温水が流れることによるPTSが、構造健全性の観点から懸念されている。近年、実験や数値流体力学コードによる熱流動解析により、低温水の広がりや3次元的事象であることが示されており、構造側への影響についても流動状況を考慮した詳細な検討が望まれている。

本年度は、想定すべき荷重条件に及ぼすコールドレグのループ流量やECCS水の流量・温度、残留応力の不確かさの影響を評価するため、平成24年度に整備した熱水力を含む詳細解析モデルを改良して、これらの影響について感度解析を行い、現行の評価方法の保守性等を検討した。

(1) 熱流動解析

1) 解析対象・モデル形状

典型的な国内3ループPWRを解析対象とした。解析領域は、ECCS注入口や上流部から圧力容器入口までのコールドレグ、及び圧力容器内面とコアバレル外面により囲まれたダウンカマ部分とし、圧力容器の周方向は120度、すなわちコールドレグ1本を含む1ループ分とした。荷重条件の検討に用いた解析モデルは、図2.2.1-1に示す圧力容器の上下を省略する形状とした。

本解析に用いたモデルを図2.2.1-2から図2.2.1-8に示す。コールドレグ入口及びECCS注入口を流入境界とした。コールドレグ接続部分より上部のダウンカマは、コールドレグより下部の流れに大きな影響を与えない程度の高さまでモデル化し、上端は固定壁条件とした。ダウンカマは、圧力容器が垂直な形状となっているところまでの炉心領域部を模擬し、下部プレナム部の球面状の形状は模擬せずに自由流出境界とした。初期状態の圧力及び出口境界の圧力は15MPaとしている。

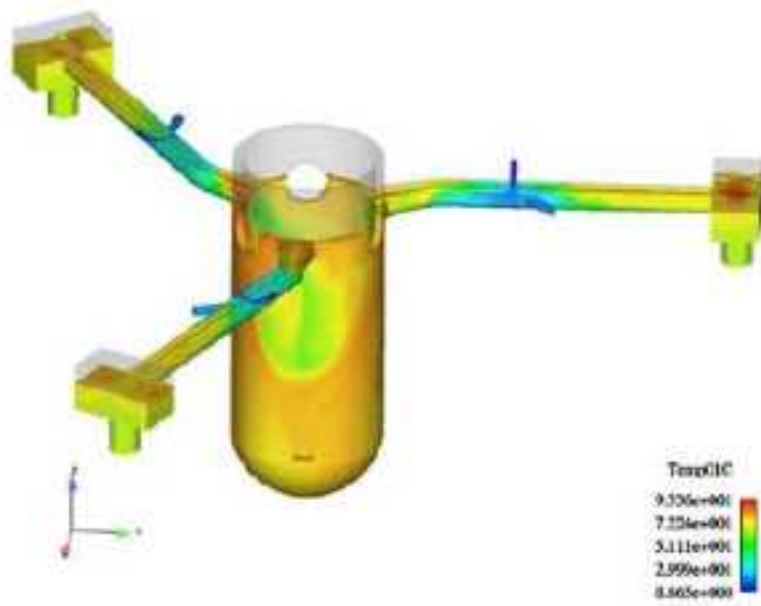


図 2.2.1-1 解析対象概念図

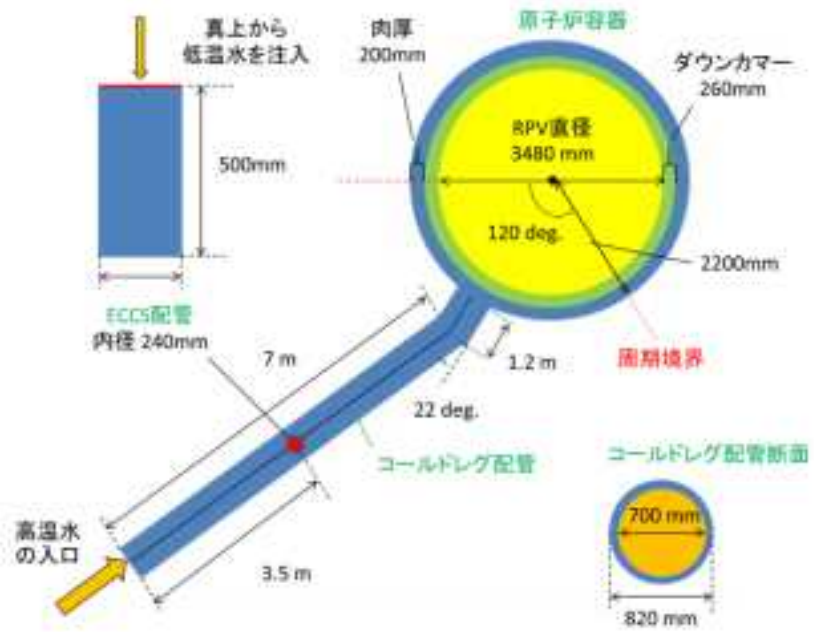


図 2.2.1-2 解析モデル(上方図)

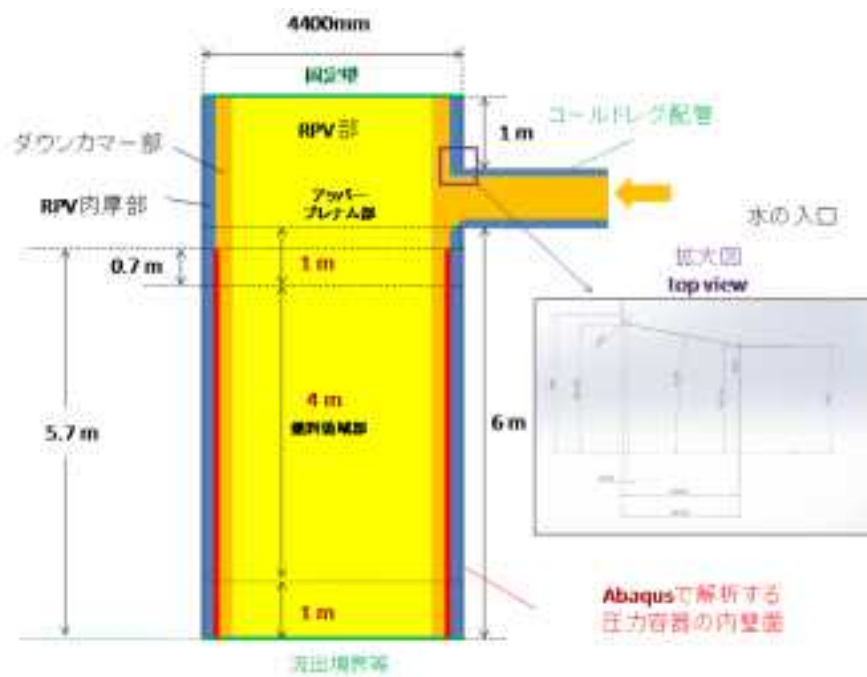


図 2.2.1-3 解析モデル（断面図）

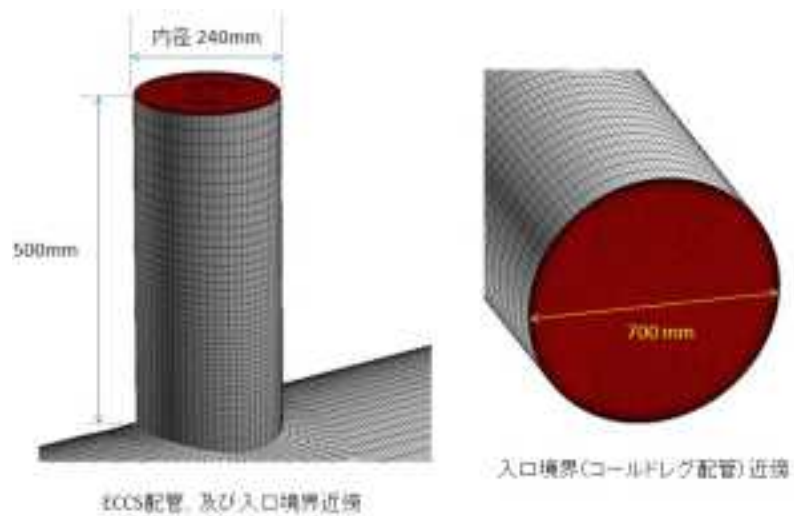


図 2.2.1-4 解析に用いた格子（ECCS 配管と入口境界）

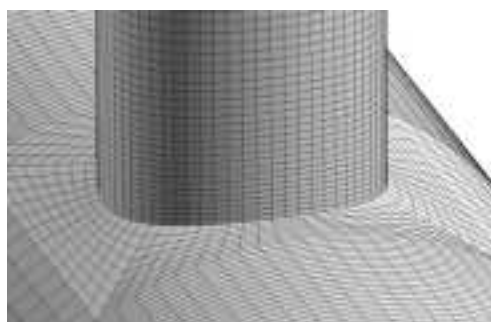


図 2.2.1-5 解析に用いた格子（ECCS 配管とコールドレグ配管接続部）

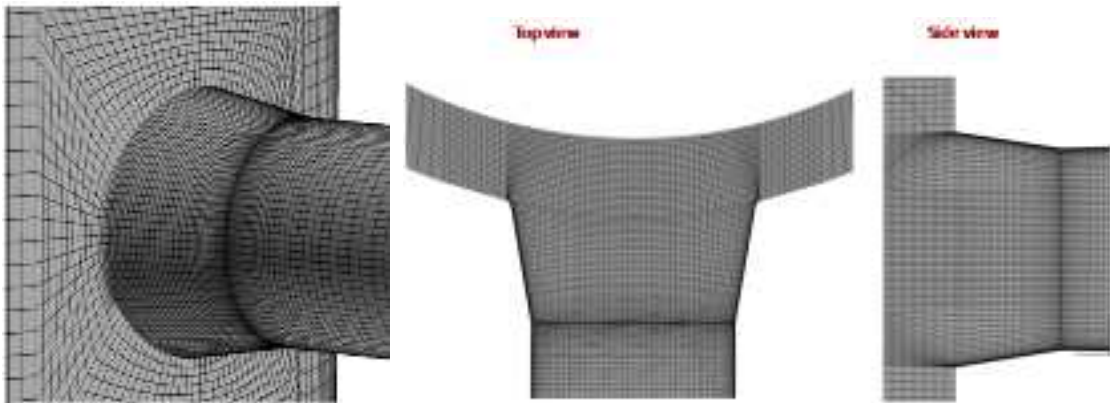


図 2.2.1-6 解析に用いた格子（ダウンカマーとコールドレグ配管接続部）

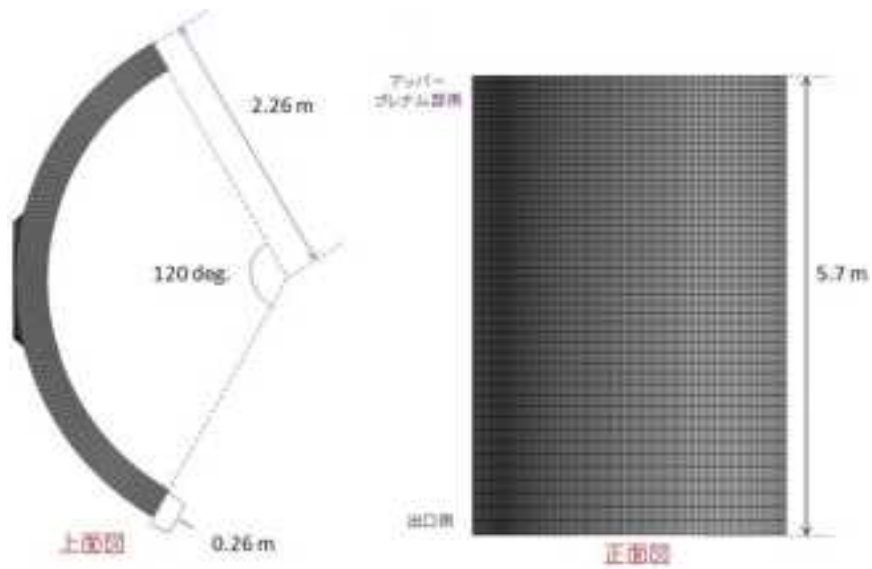


図 2.2.1-7 解析に用いた格子（圧力容器内壁面）

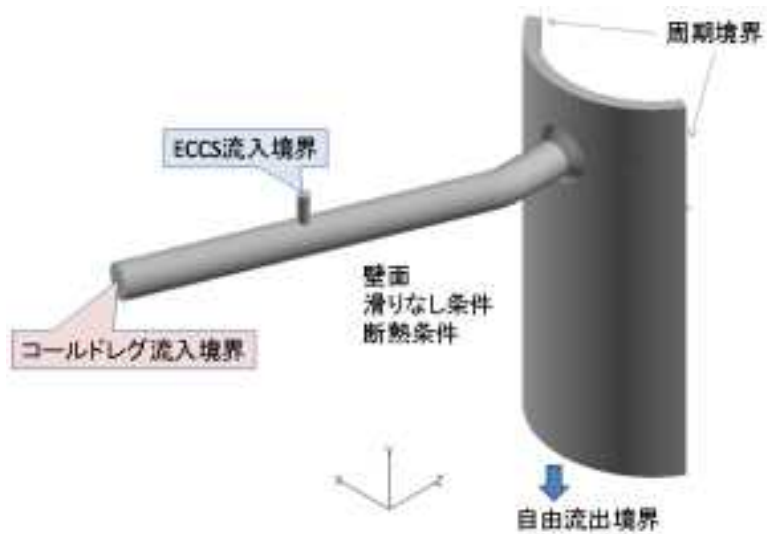


図 2.2.1-8 解析モデルの境界条件

2) レイノルズ平均モデルの適用性検討

平成 24 年度に実施した熱流動解析では、乱流モデルにラージエディシミュレーション (Large Eddy Simulation, 以下「LES」という。) を用いている。LES は非定常の流れに対して高い解析精度が期待できる一方、計算コストが高く、感度解析を行うためには膨大なリソースが必要となる。このため、本年度の感度解析の実施にあたり、計算コストの削減を検討した。具体的には、乱流モデルに、産業分野での活用例が多く、計算コストが比較的低いレイノルズ平均モデル (Reynolds Averaged Navier-Stokes Simulation, 以下「RANS」という。) を用いた解析を実施し、LES を用いた解析の結果と比較することで、その適用性を検討した。RANS の種類としては、渦粘性モデルとしては高い精度が期待できる Shear Stress Transport (以下「SST」という。) モデルを用いることとした。

(a) SST モデル

SST モデルはナビエストークス方程式を時間的に平均する RANS の一種である。RANS には多くのモデルが存在し、代表的なモデルとしては、 $k-\varepsilon$ モデルと $k-\omega$ モデルが挙げられる。 $k-\varepsilon$ モデルは、乱流エネルギー k と乱流エネルギー散逸率 ε の 2 つの輸送方程式を解いて渦粘性を決定する 2 方程式モデルで、圧力勾配のある剥離の精度が良くないが、自由せん断流れを高精度に解くことができ、多くの派生モデルが存在する。 $k-\omega$ モデルは、乱流エネルギー k と比散逸率 ω の 2 つの輸送方程式を解いて渦粘性を決定する 2 方程式モデルで、自由せん断流れの精度は良くないが、剥離流れの予測精度に優れ、壁面付近の流れを安定に解くことができ、こちらも複数の派生モデルが存在する。

SST モデルは、 $k-\omega$ をベースとしたモデル (SST $k-\omega$ モデルとも呼ばれる) で、壁面付近は $k-\omega$ を用い、壁面から離れた領域では $k-\varepsilon$ を用いる方法であり、剥離流れにも自由せん断流れにも適用できるため、RANS としては高い精度が期待できるモデルである。

(b) 解析条件

解析は、汎用解析コード Advance/Frontflow/red (AFFr) を用いて行った。AFFr による解析手法を表 2.2.1-1 及び表 2.2.1-2 に示す。図 2.2.1-9 に示すように、コールドドラッグの入口境界は質量流量を 192[kg/s]、温度 550[K] とし、ECCS 管の入口境界は 96[kg/s]、温度 300[K] として計算を実行した。なお、計算開始 10 秒までは、コールドドラッグの流れのみを計算して定常をとり、ECCS 水は 10 秒経過時点から注入を開始することとした。

表 2.2.1-1 解析条件 (LES)

項目	設定
基礎方程式	非定常圧縮性ナビエーストークス方程式
離散化手法	有限体積法
速度-圧力カップリング	SIMPLEC
乱流モデル	LES(標準スマゴリンスキーモデル)
時間積分法	2次精度クランクニコルソン陰解法
対流項スキーム	3次精度風上法
時間刻み	5.0×10^{-3} [秒]

表 2.2.1-2 解析条件 (SST)

項目	設定
基礎方程式	非定常圧縮性ナビエーストークス方程式
離散化手法	有限体積法
速度-圧力カップリング	SIMPLEC
乱流モデル	SST k- ω
時間積分法	Euler 陰解法
対流項スキーム	3次精度風上法
時間刻み	1.0×10^{-2} [sec.]

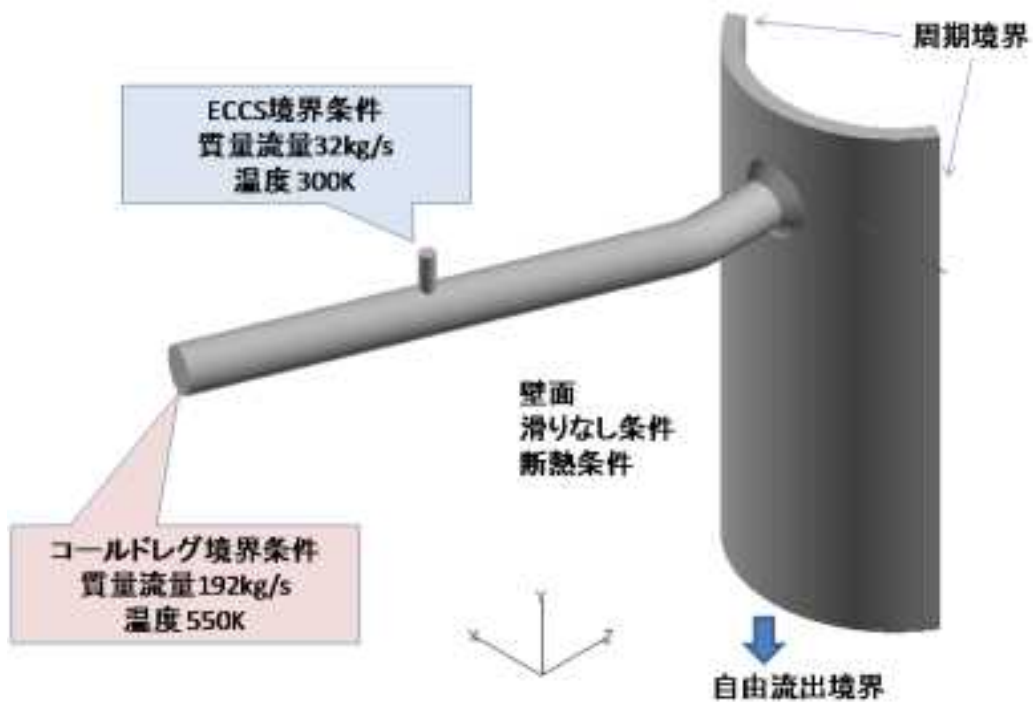


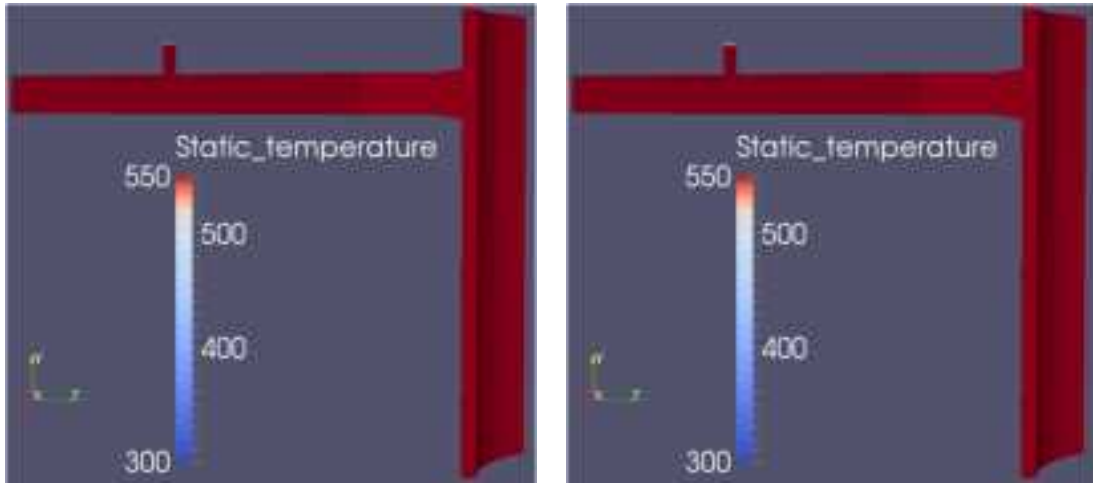
図 2.2.1-9 解析モデルの境界条件

(c) 解析結果

コールドレグ及びダウンカマの断面における温度分布を図 2.2.1-10 から図 2.2.1-18 に示す。SST モデルでの解析結果を LES の結果と比較すると、高温水と低温水が混合するような時間的溫度変化が激しい領域について、溫度が平均化されている。これは、SST モデルがレイノルズ平均されたナビエ-ストークス方程式に基づくためである。ただ、コールドレグ下流やダウンカマについては、SST モデルと LES で概ね一致した溫度分布が見られている。

図 2.2.1-19 の測定位置における水温の時刻歴を図 2.2.1-20 に示す。また、この溫度時刻歴を 1 秒と 10 秒で時間平均すると、それぞれ図 2.2.1-21、図 2.2.1-22 のようになる。これらの溫度時刻歴からも、ダウンカマ位置においては、SST モデルと LES で同等の結果が得られることが確認できた。なお、ダウンカマ壁面側と炉心側の溫度差に注目すると、SST モデルの結果の方が僅かに溫度差が小さくなっており、LES より高温水と低温水が混合している傾向が見られるが、混合が進むほどダウンカマ壁面は冷やされやすくなるため、SST モデルの結果は全体としては保守的である。

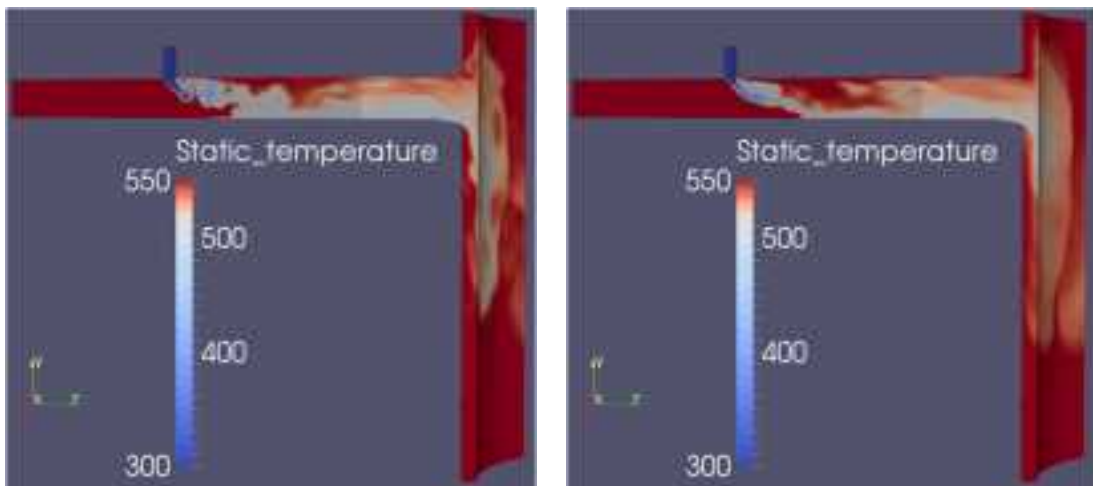
以上より、荷重条件評価のための熱流動解析における乱流モデルとして、SST モデルが適用可能である。なお、今回の条件では、SST モデルを用いることで計算コストを LES の約半分程度に抑えることが出来た。



LES

SST

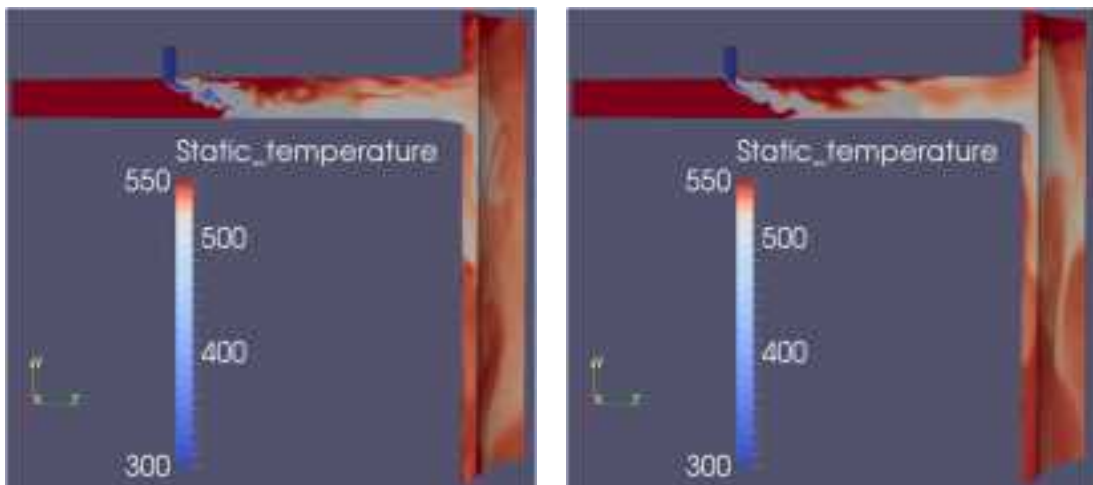
图 2.2.1-10 温度分布图 (ECCS 注水開始後 0 秒)



LES

SST

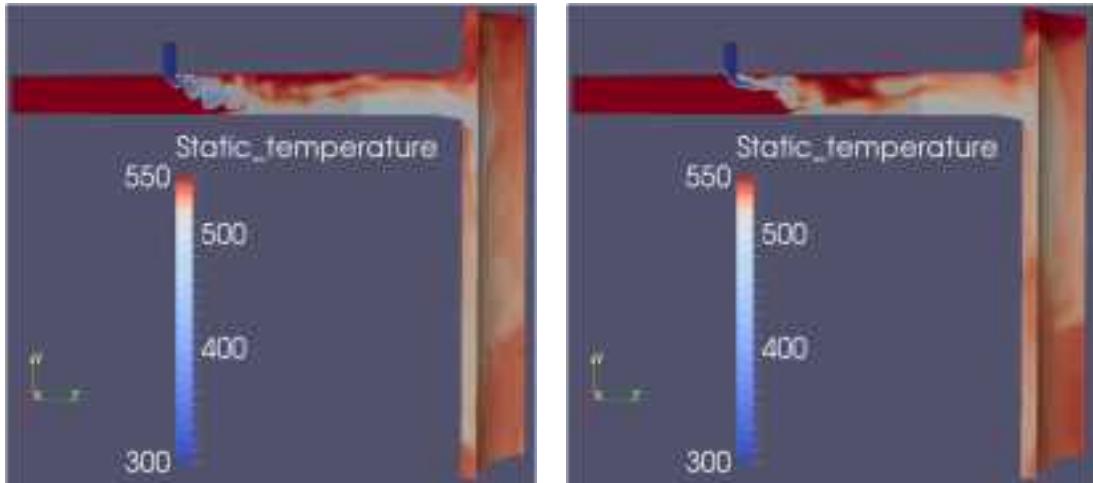
图 2.2.1-11 温度分布图 (ECCS 注水開始後 10 秒)



LES

SST

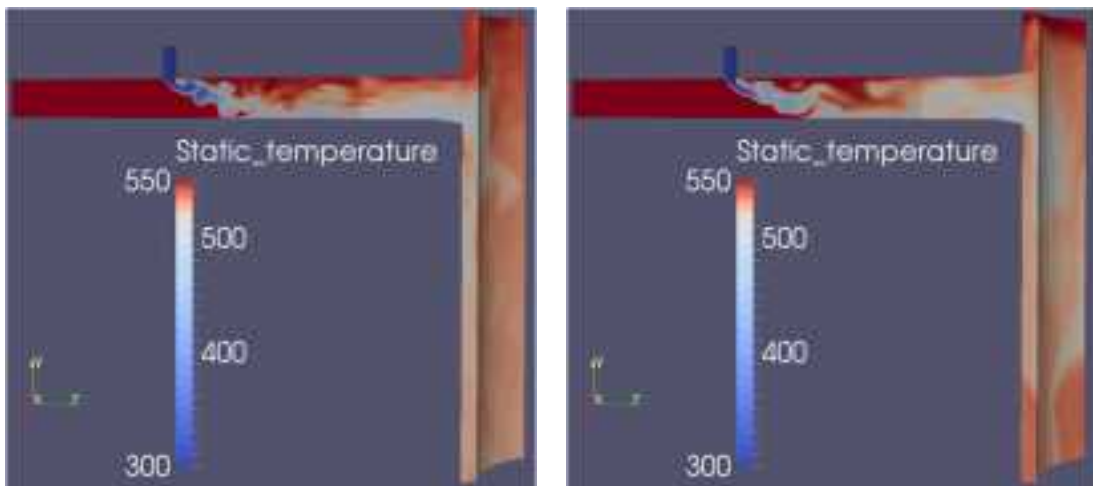
图 2.2.1-12 温度分布图 (ECCS 注水開始後 20 秒)



LES

SST

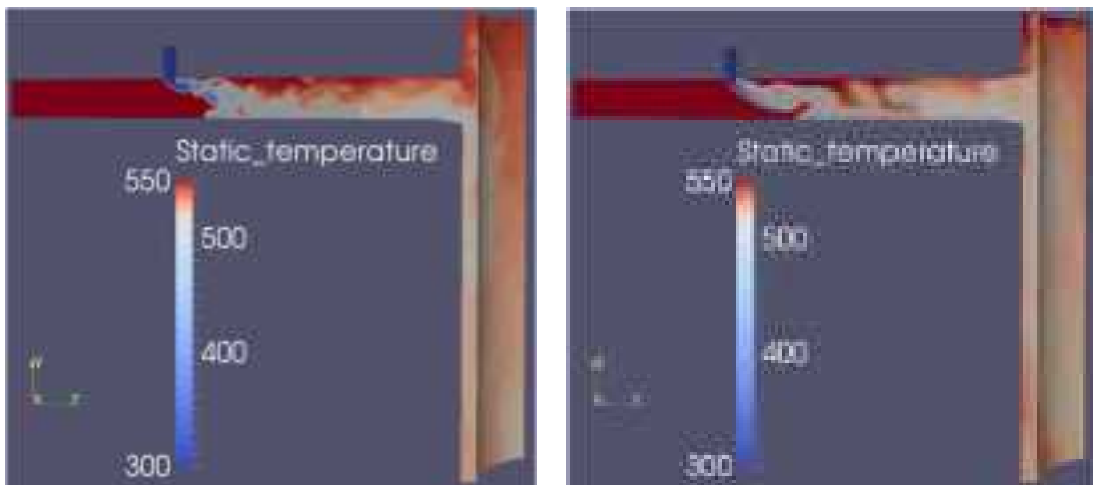
图 2.2.1-13 温度分布图 (ECCS 注水開始後 30 秒)



LES

SST

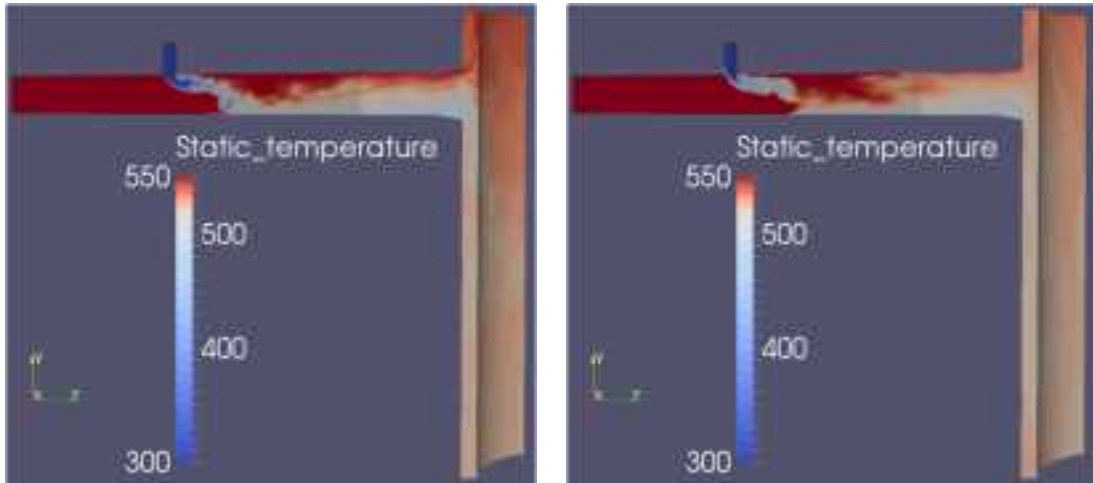
图 2.2.1-14 温度分布图 (ECCS 注水開始後 40 秒)



LES

SST

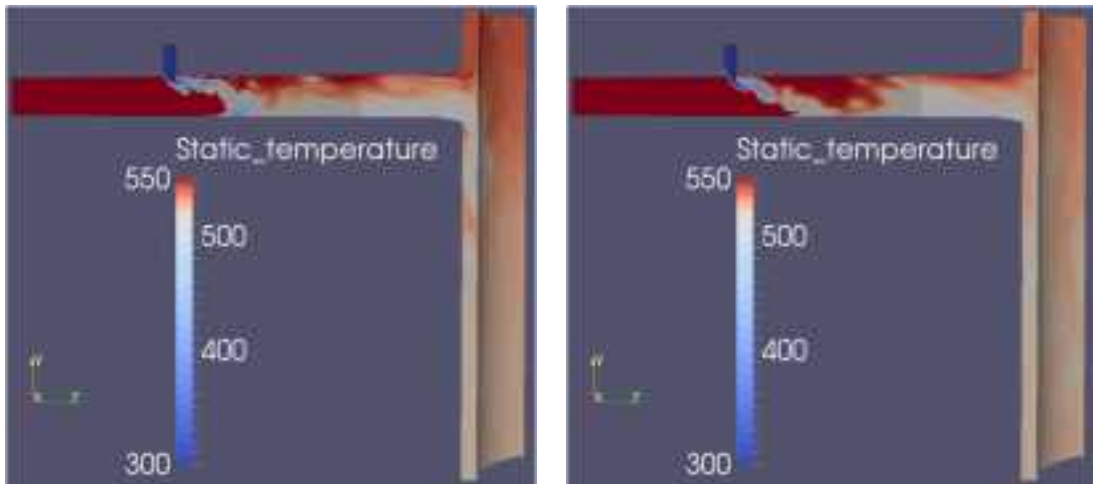
图 2.2.1-15 温度分布图 (ECCS 注水開始後 50 秒)



LES

SST

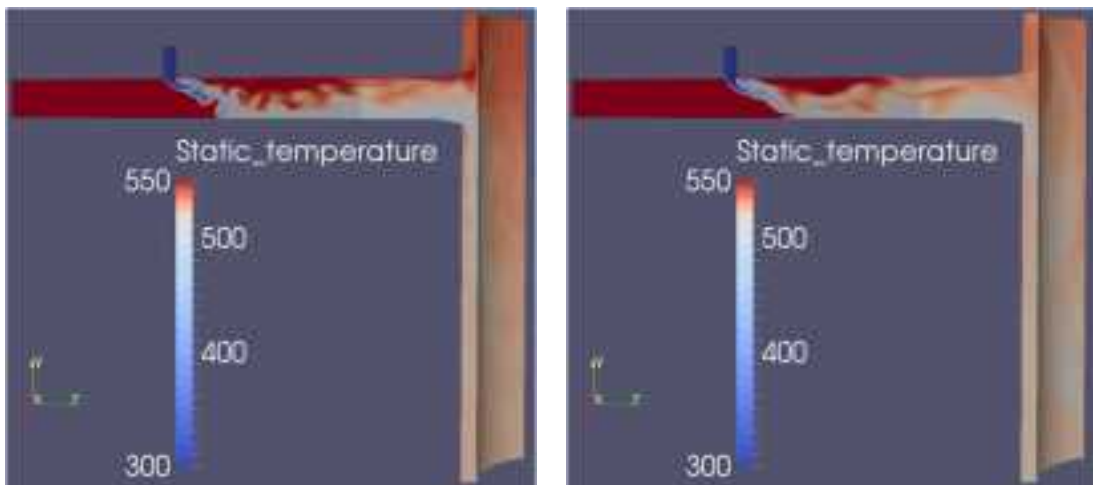
图 2. 2. 1-16 温度分布图 (ECCS 注水開始後 100 秒)



LES

SST

图 2. 2. 1-17 温度分布图 (ECCS 注水開始後 200 秒)



LES

SST

图 2. 2. 1-18 温度分布图 (ECCS 注水開始後 300 秒)

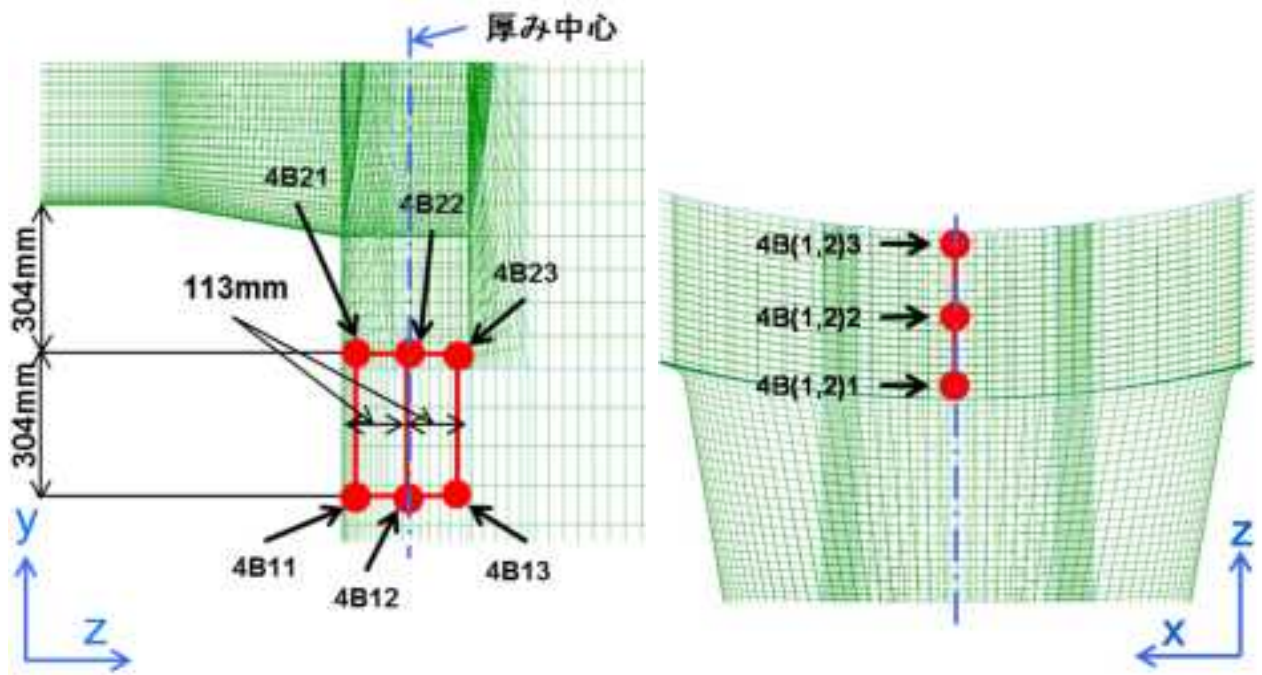


図 2.2.1-19 水温の測定位置

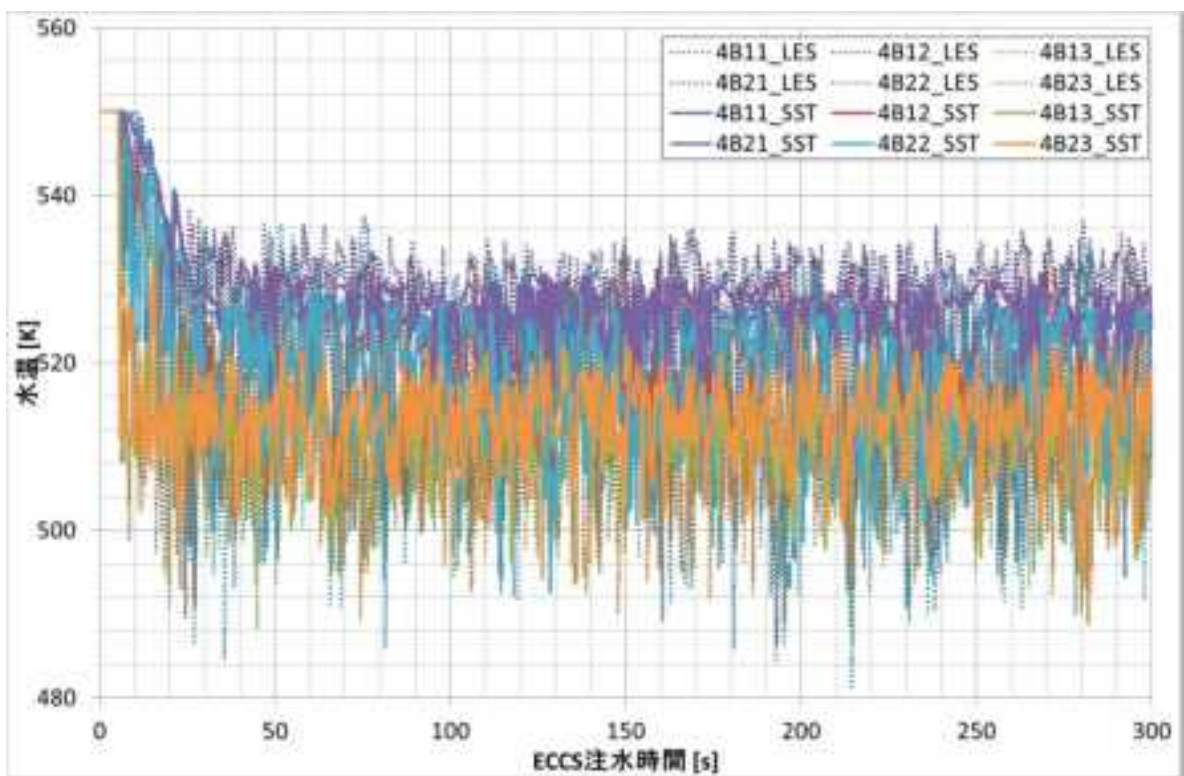


図 2.2.1-20 ダウンカメラ位置の温度時刻歴

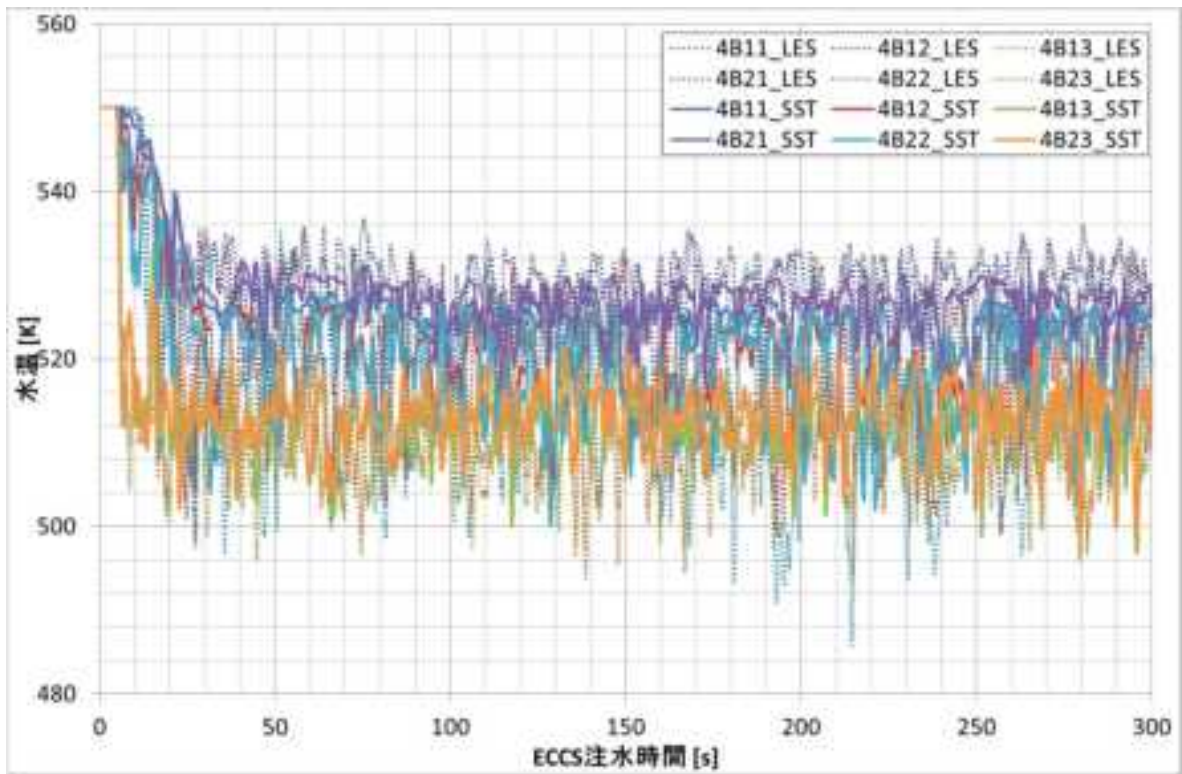


図 2. 2. 1-21 ダウンカメラ位置の温度時刻歴（時間平均：1 秒）

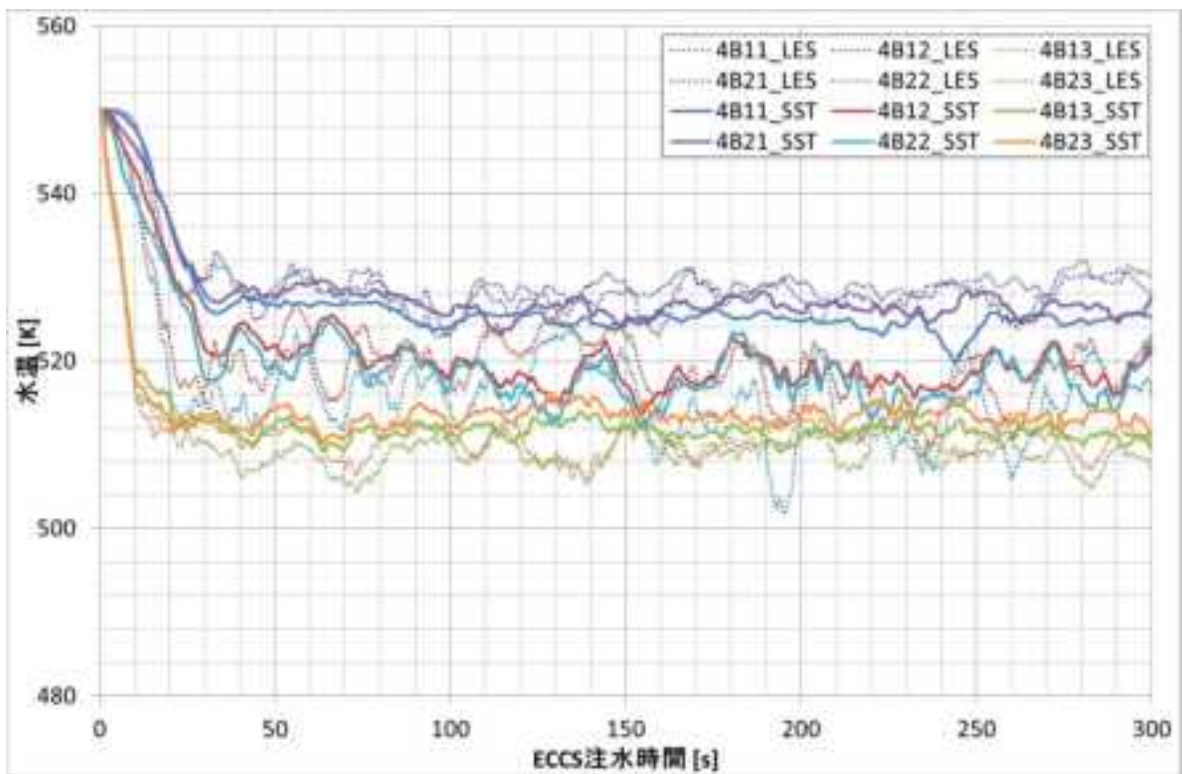


図 2. 2. 1-22 ダウンカメラ位置の温度時刻歴（時間平均：10 秒）

3) 流動条件に関する感度解析

(a) 解析条件

解析は、2.2.1(1)2)レイノルズ平均モデルの適用性検討と同様に、汎用解析コード Advance/Frontflow/red (AFFr) を用いて行った。解析手法も同様に表 2.2.1-2 で、本解析では SST モデルを適用した。解析ケースを表 2.2.1-3 に示す。なお、計算開始 10 秒までは、コールドレグの流れのみを計算して定常状態の計算を行い、ECCS 水は 10 秒経過時点から注入を開始することとした。

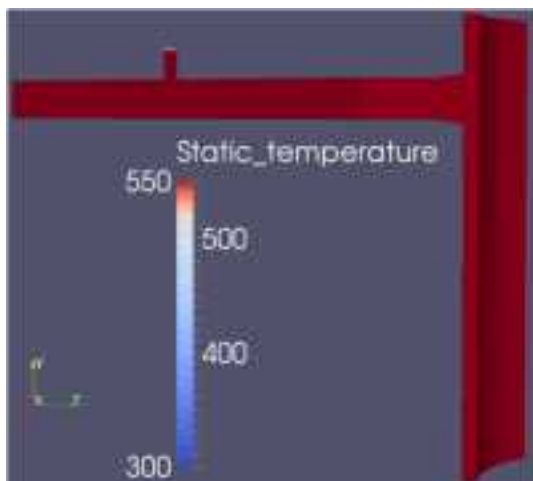
表 2.2.1-3 解析ケース

	コールドレグ		ECCS		備考
	流量[kg/s]	温度[K]	流量[kg/s]	温度[K]	
Case1	192	550	32	300	標準ケース
Case2	96	550	32	300	ループ流量 0.5 倍
Case3	0	550	32	300	ループ流量ゼロ
Case4	192	550	32	330	ECCS 温度+30[K]
Case5	192	550	16	300	ECCS 流量 0.5 倍
Case6	192	550	48	300	ECCS 流量 1.5 倍

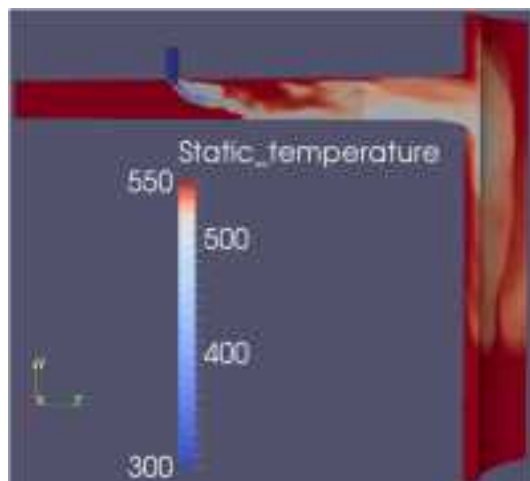
(b) 解析結果

解析結果を、コールドレグ及びダウンカマーの断面における温度分布と、ダウンカマーでの温度時刻歴として整理した。温度時刻歴の出力は 2.2.1(1)2)レイノルズ平均モデルの適用性検討と同じ図 2.2.1-19 の位置で行った。Case1 の結果を図 2.2.1-23 及び図 2.2.1-29 に、Case2 の結果を図 2.2.1-24 及び図 2.2.1-30 に、Case3 の結果を図 2.2.1-25 及び図 2.2.1-31 に、Case4 の結果を図 2.2.1-26 及び図 2.2.1-32 に、Case5 の結果を図 2.2.1-27 及び図 2.2.1-33 に、Case6 の結果を図 2.2.1-28 及び図 2.2.1-34 に、それぞれ示す。

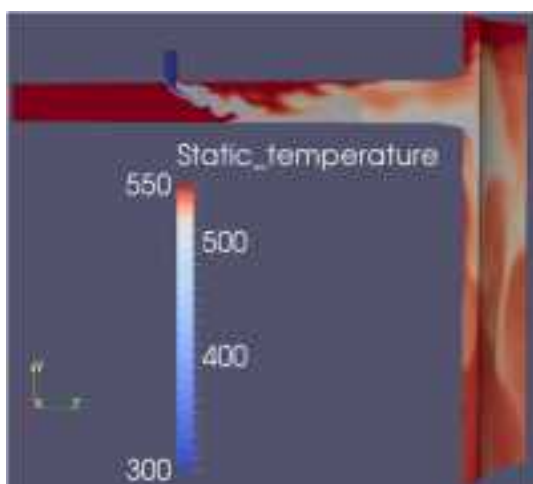
ダウンカマー壁面近傍位置の温度については、Case1 と Case2 の比較より、ループ水の流量が半減すると 15[K]程度低下していることが分かる。また、ループ水の流れが無い Case3 では、ECCS 注水 500 秒で 350[K]程度まで低下する。Case1 と Case4 の比較では、ECCS 水の温度が 30[K]高い場合でも、ダウンカマー位置での温度分布にはほとんど影響が見られない。Case1 と Case5 及び Case6 の比較より、ECCS 水の流量が半減すると 15[K]程度上昇し、ECCS 水の流量が 1.5 倍になると 10[K]程度低下していることが分かる。また、全体として、ループ流量に対して ECCS 流量が大きい Case2 や Case6 などは、他のケースと比較して温度の揺らぎが大きい傾向が見られる。



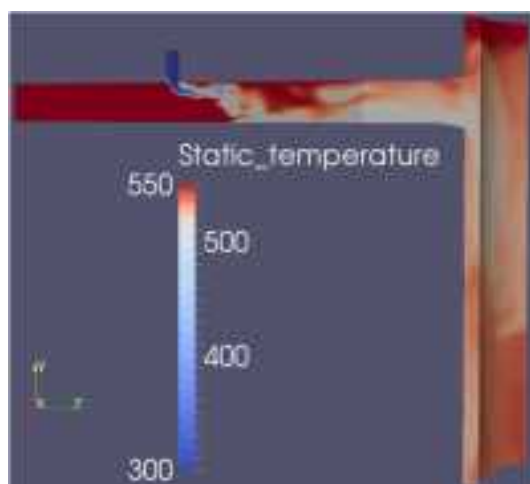
0 秒



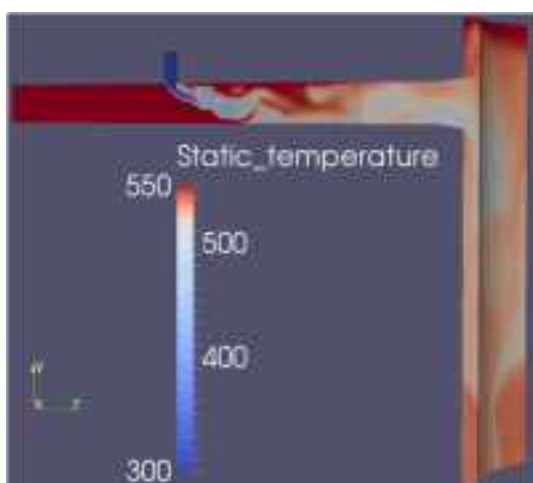
10 秒



20 秒



30 秒

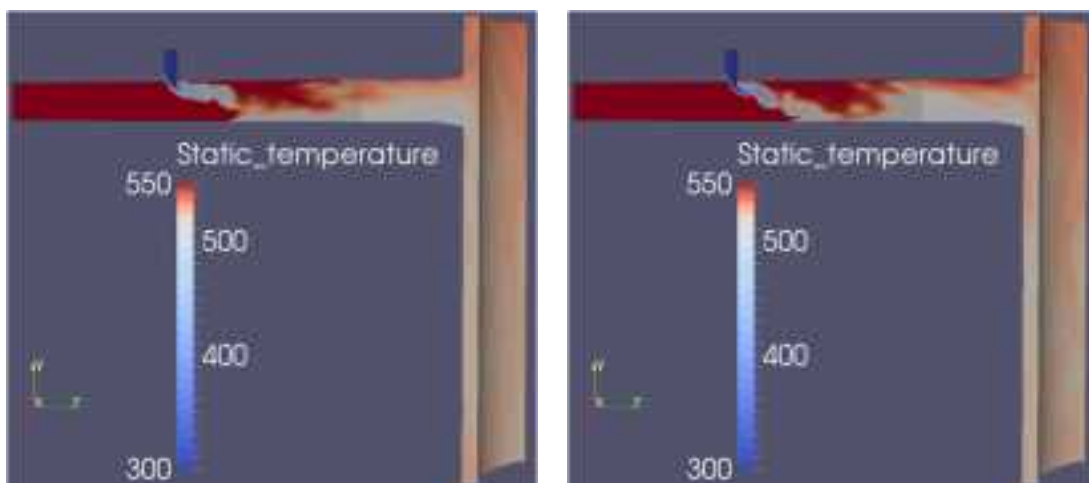


40 秒



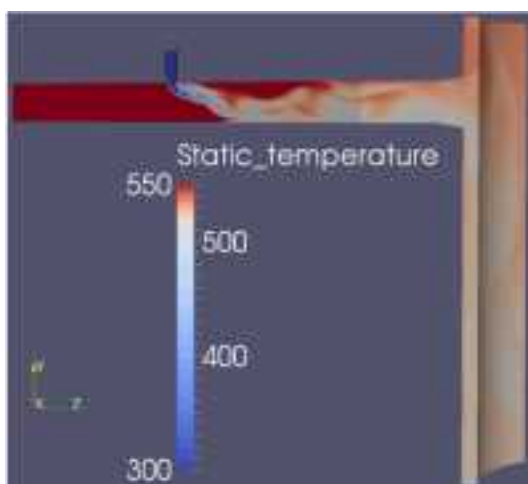
50 秒

図 2.2.1-23 温度分布図 (Case1: 標準ケース)



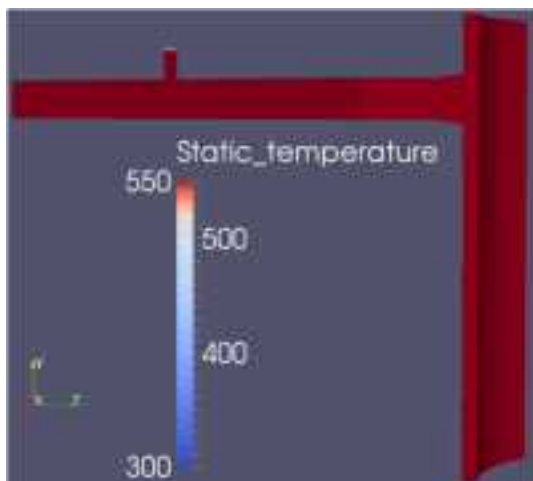
100 秒

200 秒

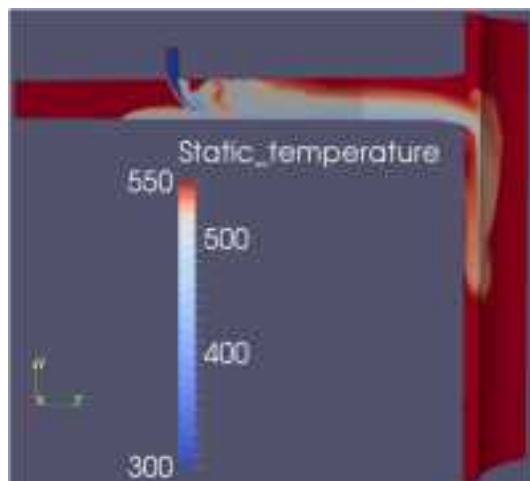


300 秒

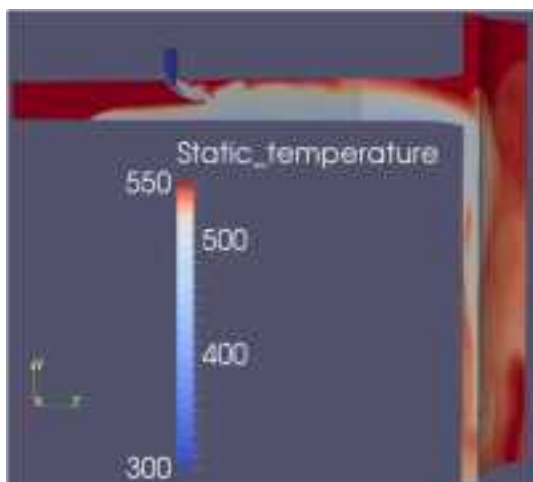
図 2.2.1-23 温度分布図 (Case1: 標準ケース)



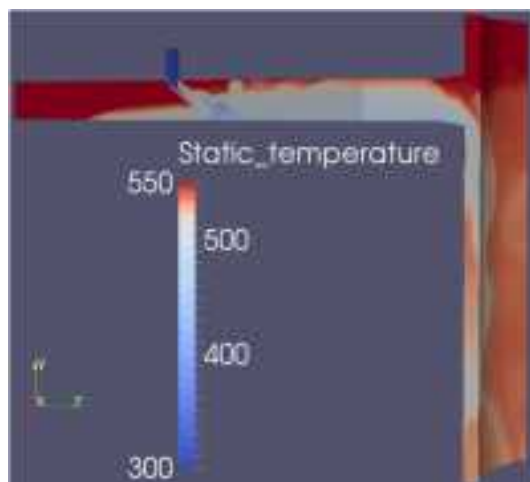
0 秒



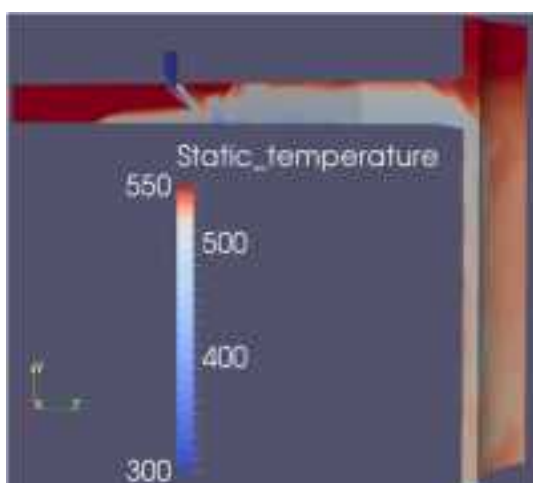
10 秒



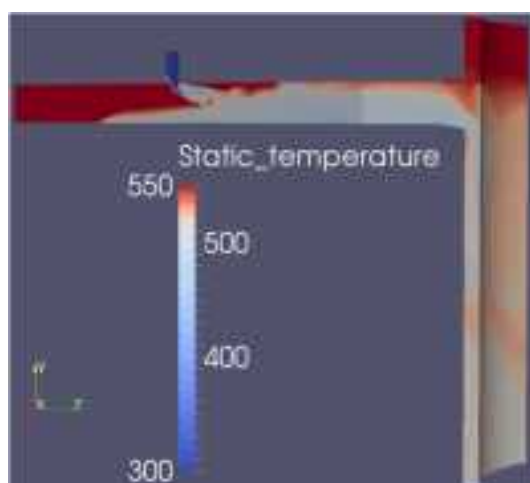
20 秒



30 秒

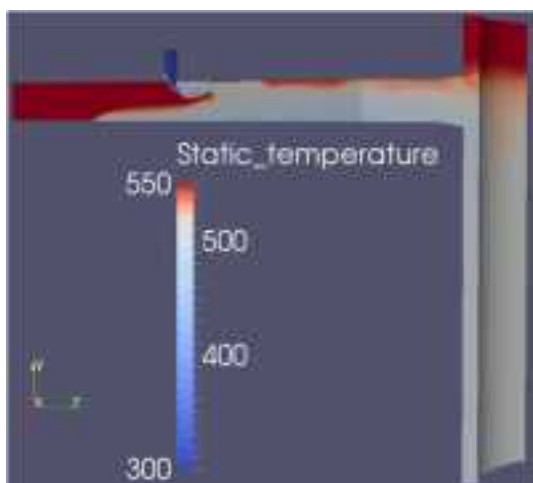


40 秒

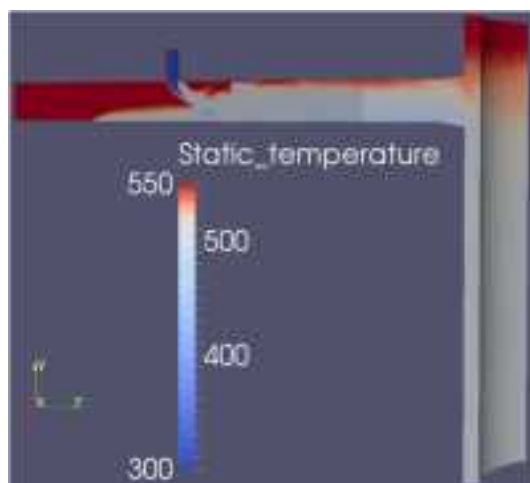


50 秒

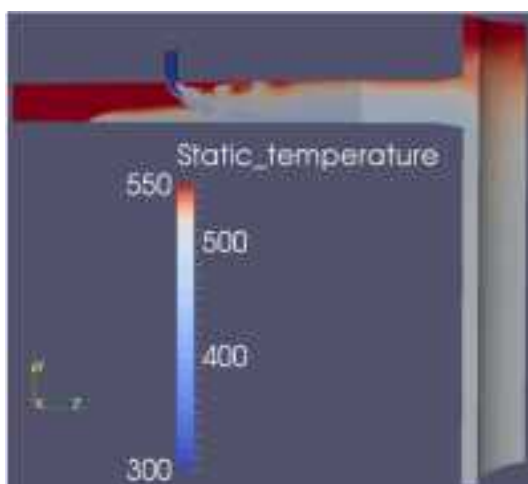
図 2.2.1-24 温度分布図 (Case2: ループ流量 0.5 倍)



100 秒

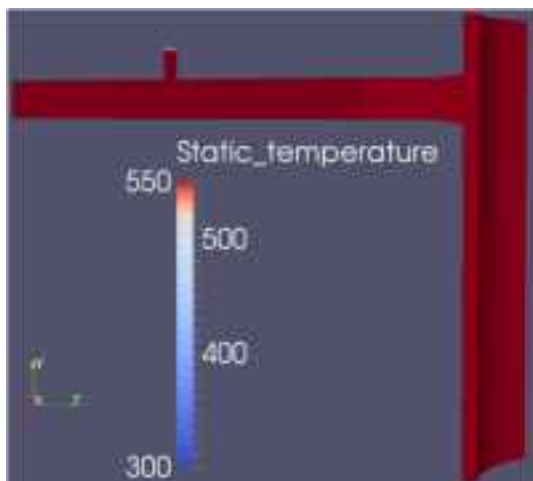


200 秒

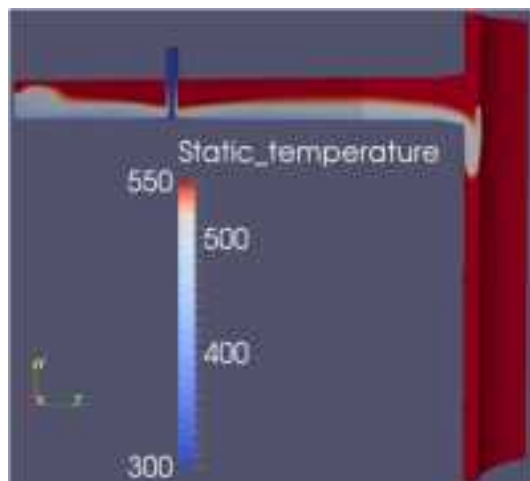


300 秒

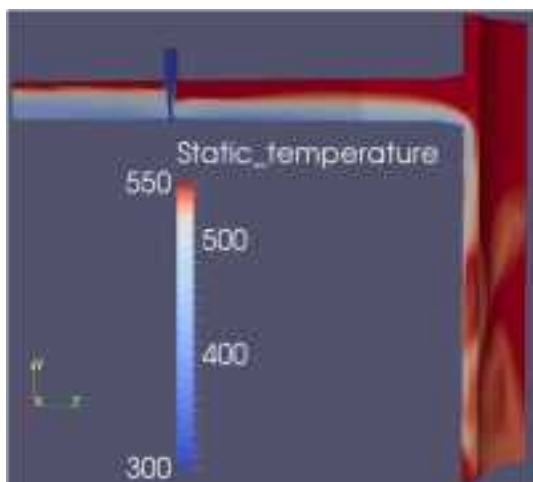
図 2.2.1-24 温度分布図 (Case2: ループ流量 0.5 倍)



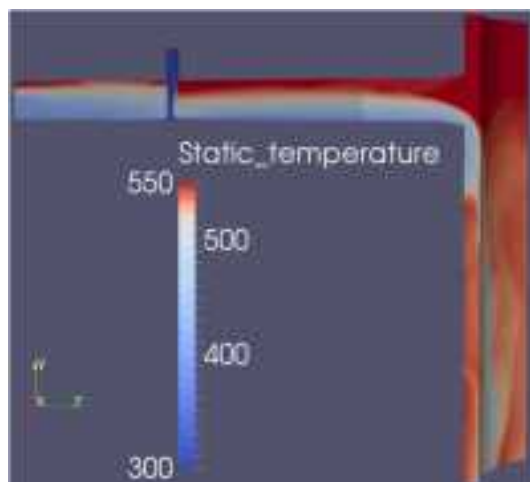
0 秒



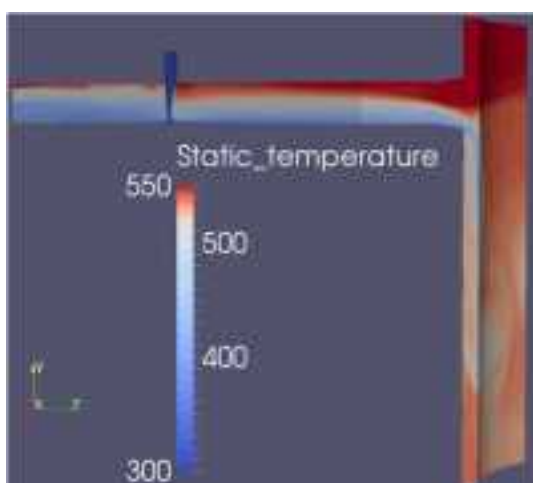
10 秒



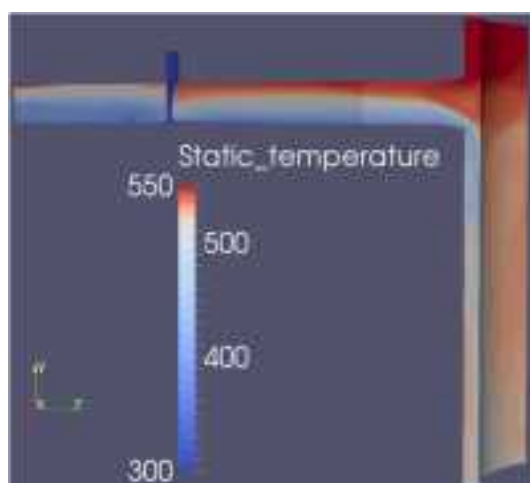
20 秒



30 秒

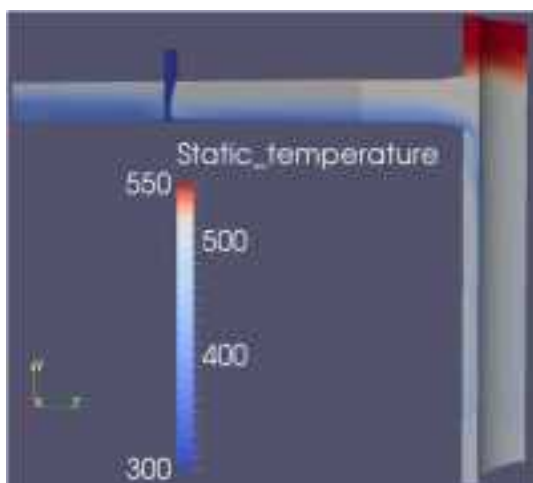


40 秒

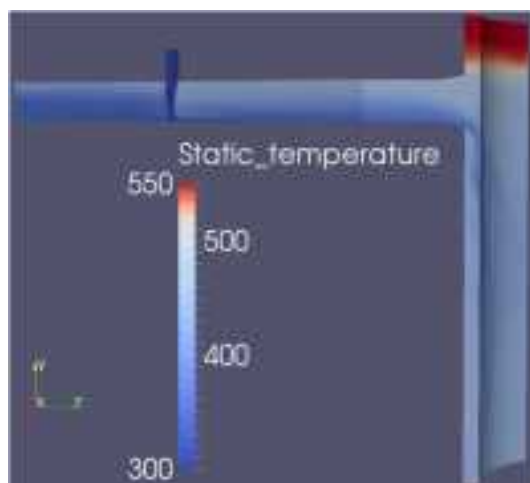


50 秒

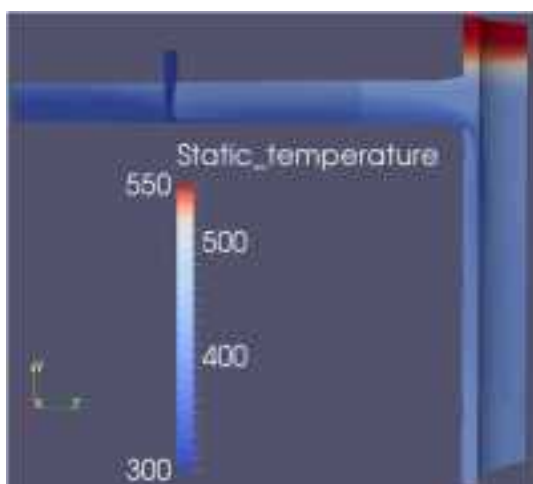
図 2.2.1-25 温度分布図 (Case3 : ループ流量ゼロ)



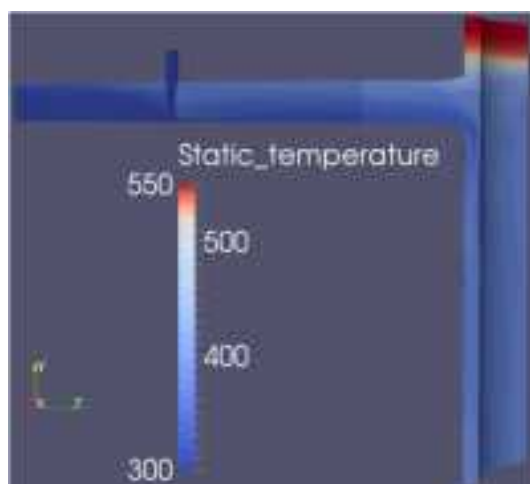
100 秒



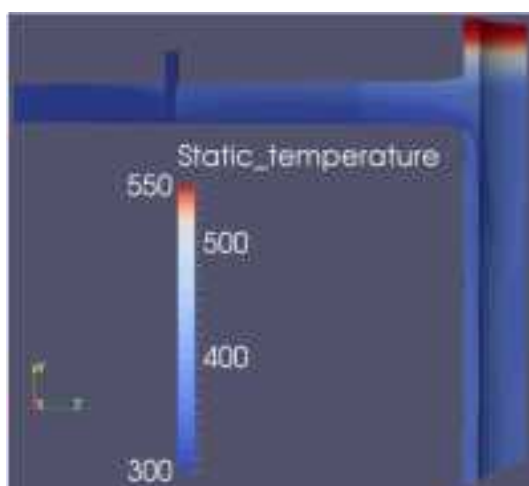
200 秒



300 秒

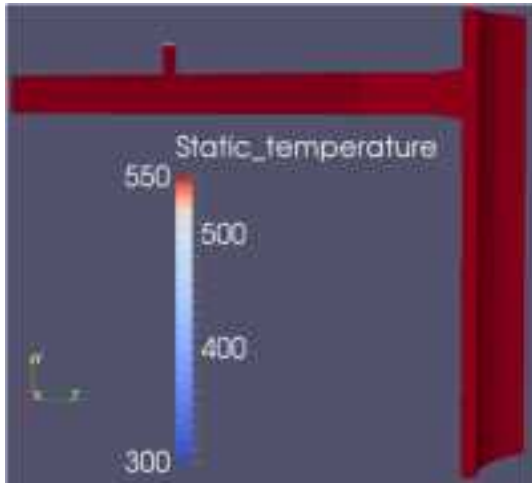


400 秒

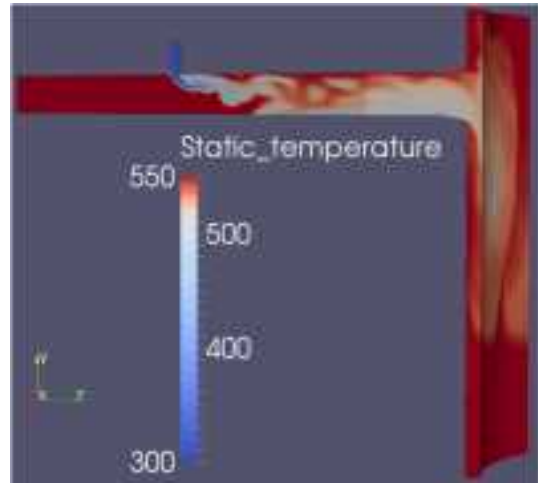


500 秒

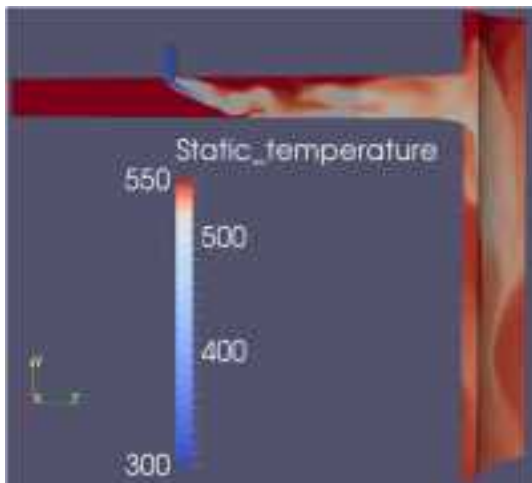
図 2.2.1-25 温度分布図 (Case3 : ループ流量ゼロ)



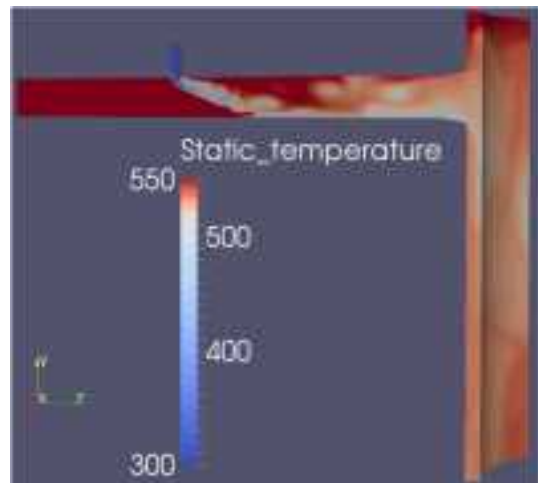
0 秒



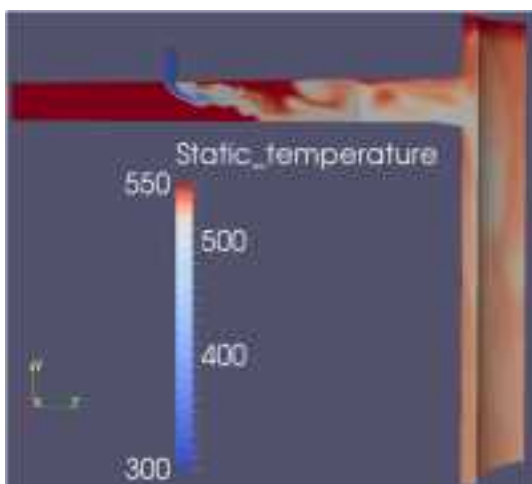
10 秒



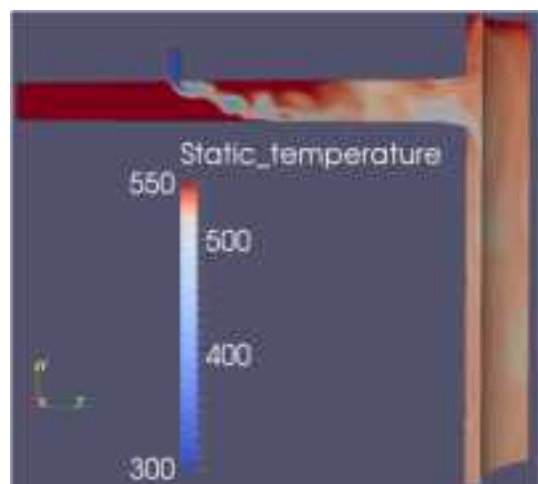
20 秒



30 秒

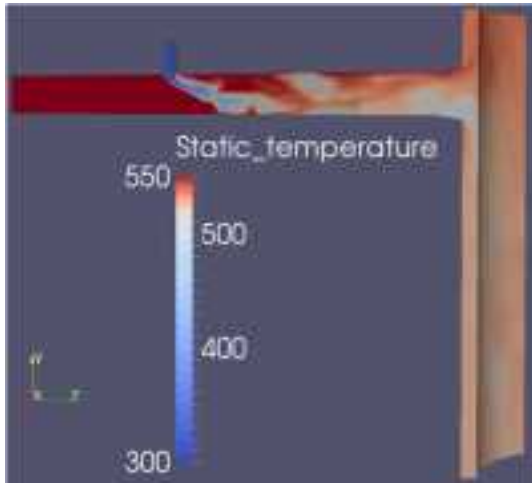


40 秒

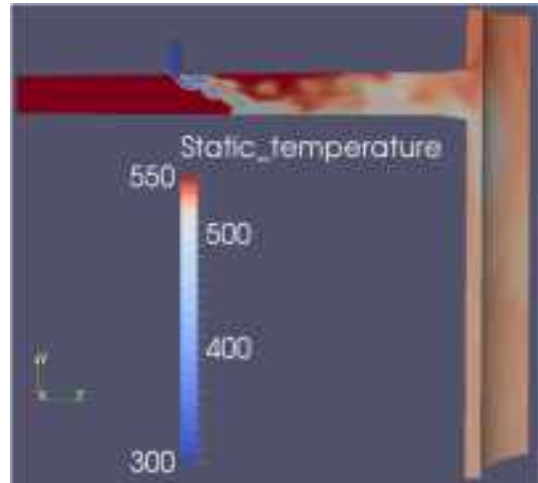


50 秒

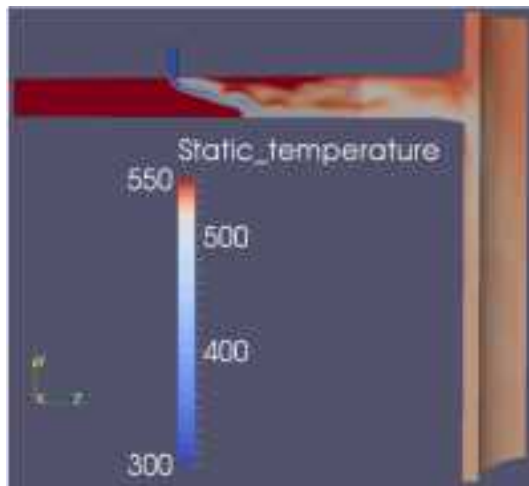
图 2.2.1-26 温度分布图 (Case4 : ECCS 温度+30[K])



100 秒

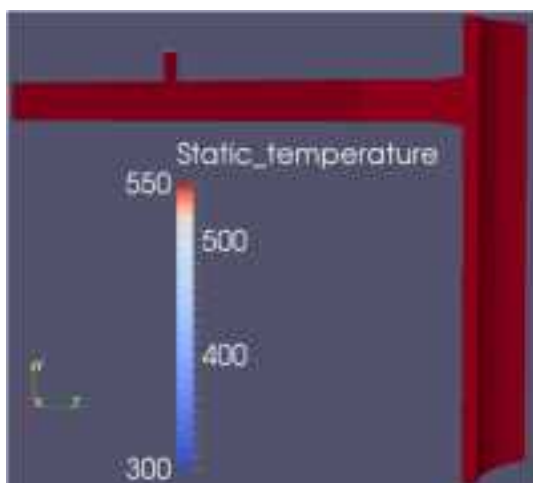


200 秒

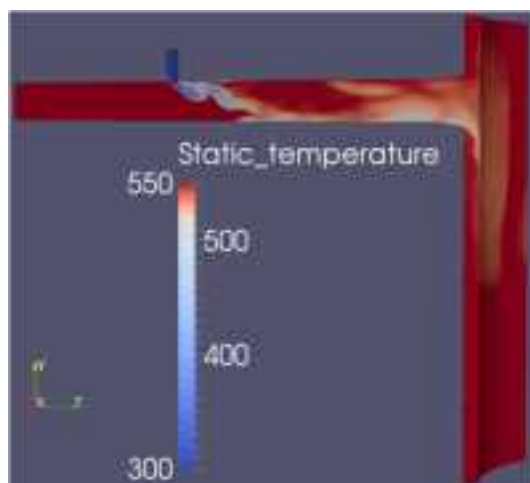


300 秒

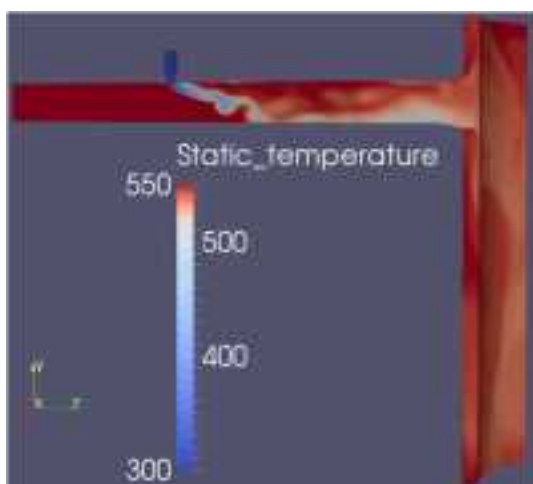
图 2.2.1-26 温度分布图 (Case4 : ECCS 温度+30[K])



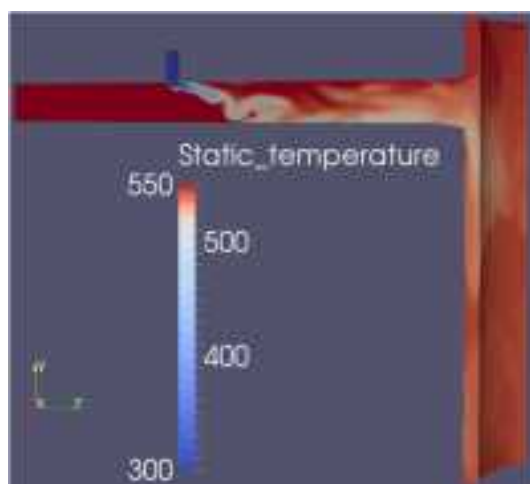
0 秒



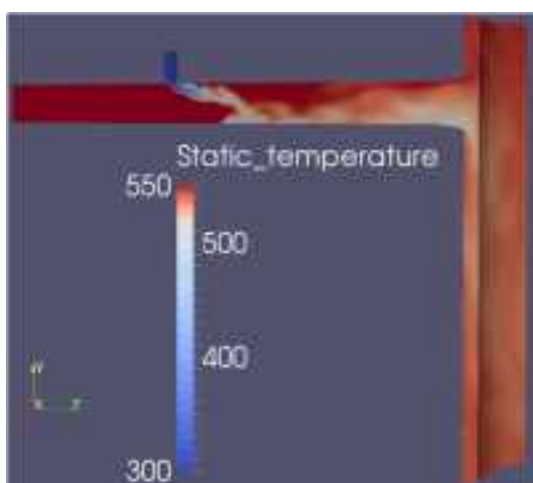
10 秒



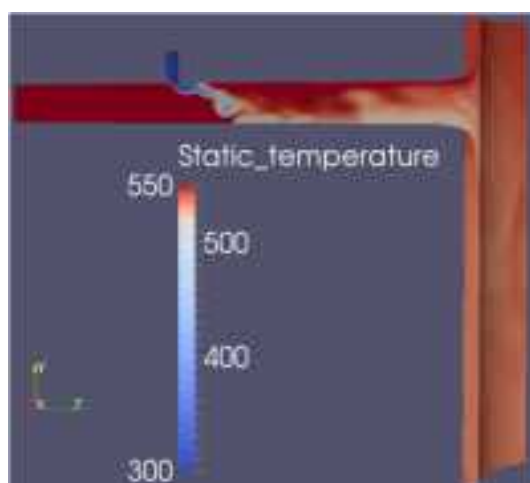
20 秒



30 秒

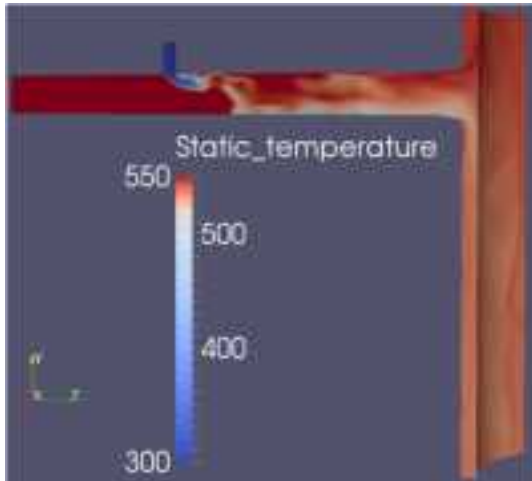


40 秒

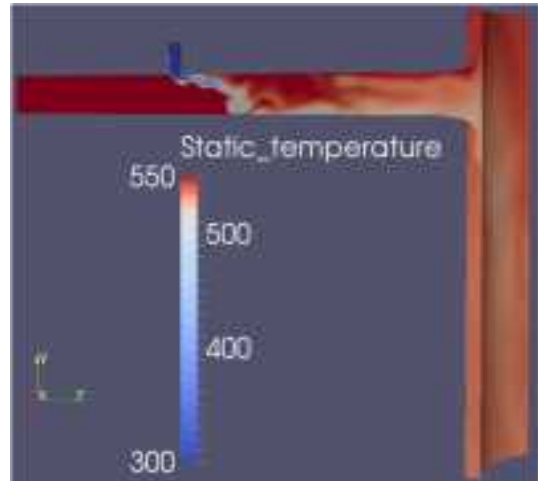


50 秒

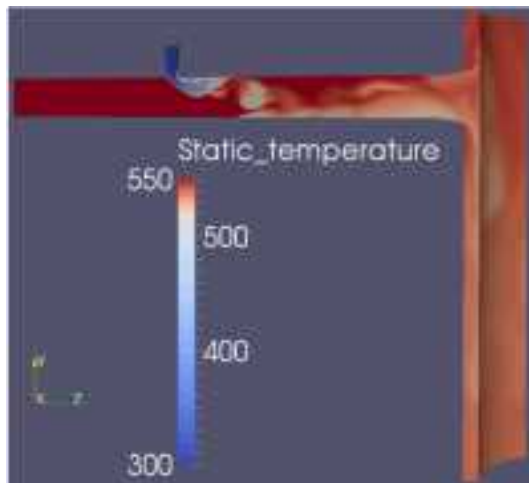
图 2.2.1-27 温度分布图 (Case5 : ECCS 流量 0.5 倍)



100 秒

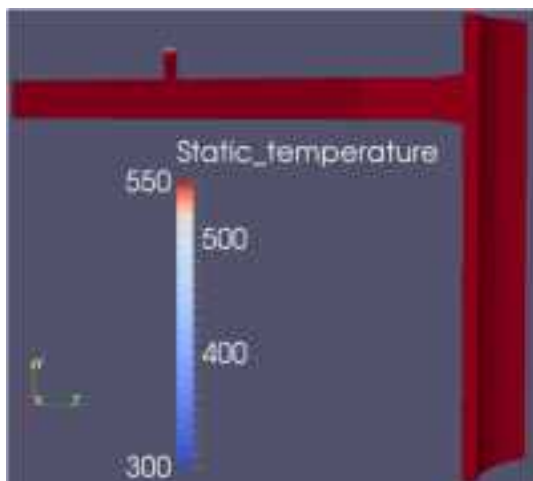


200 秒

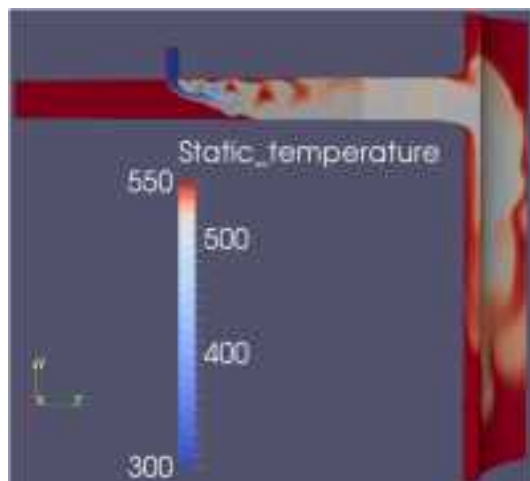


300 秒

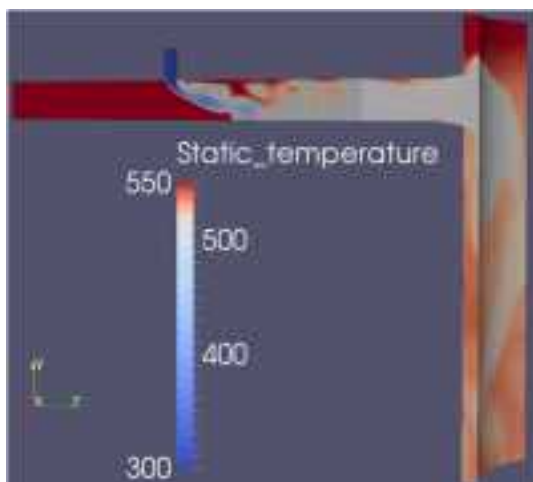
图 2.2.1-27 温度分布图 (Case5 : ECCS 流量 0.5 倍)



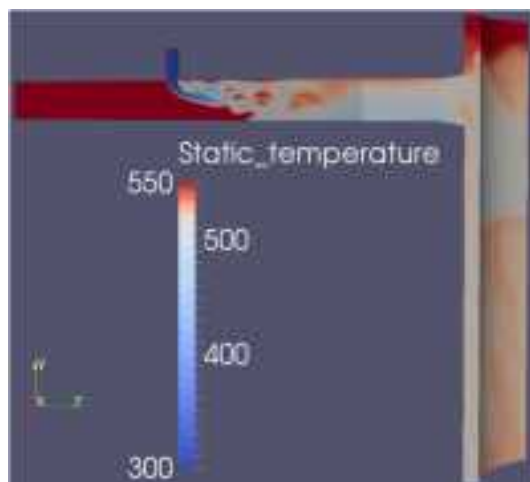
0 秒



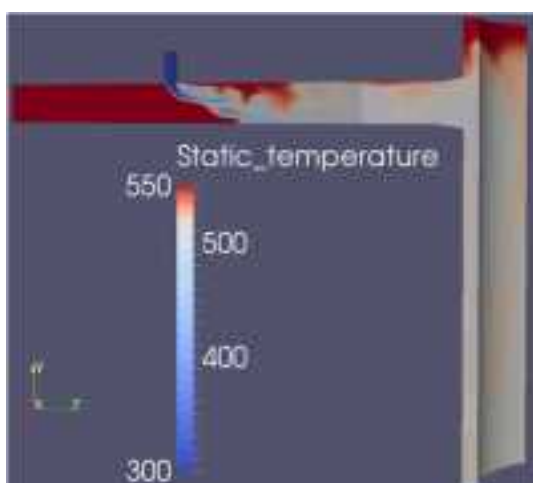
10 秒



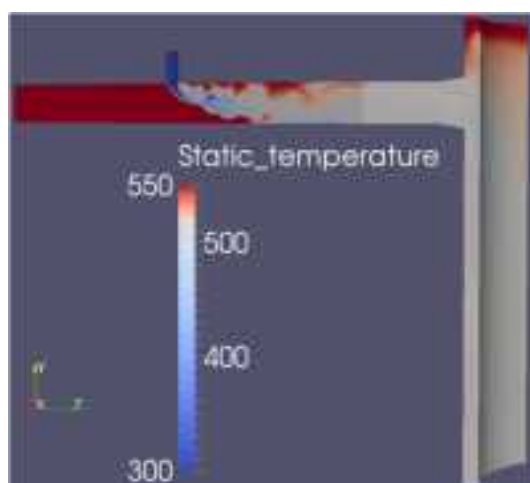
20 秒



30 秒

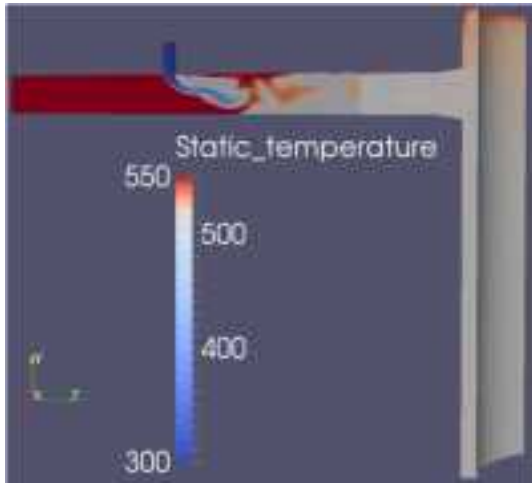


40 秒

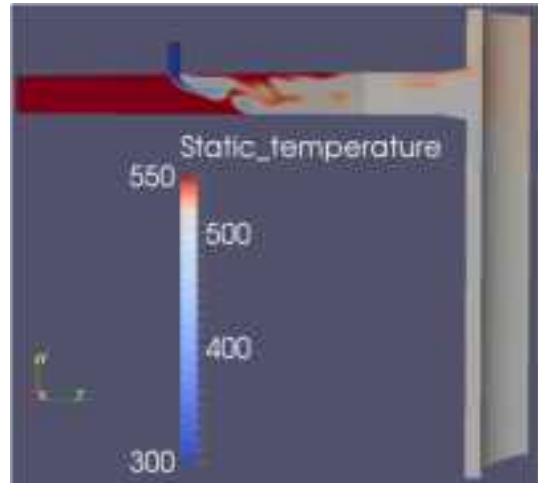


50 秒

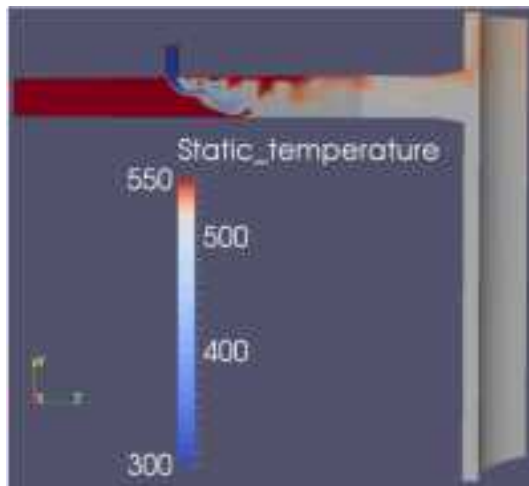
图 2.2.1-28 温度分布图 (Case6 : ECCS 流量 1.5 倍)



100 秒

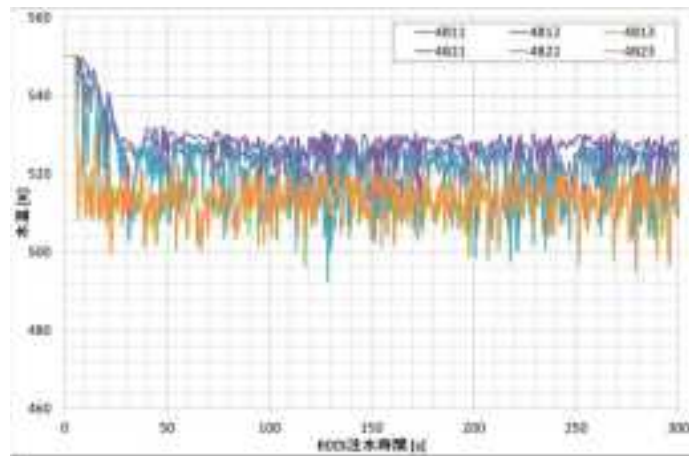


200 秒

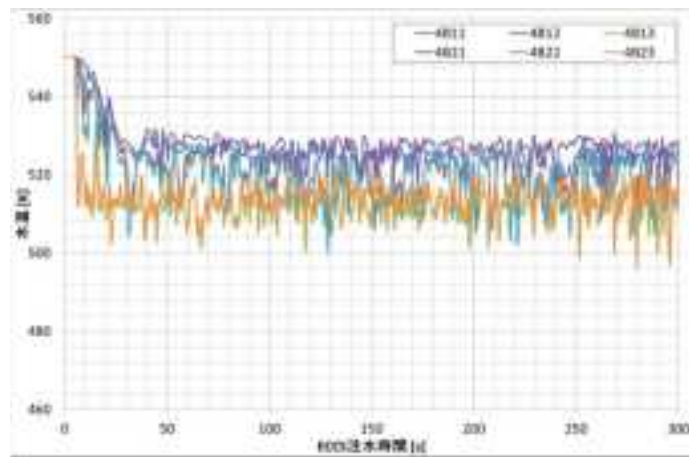


300 秒

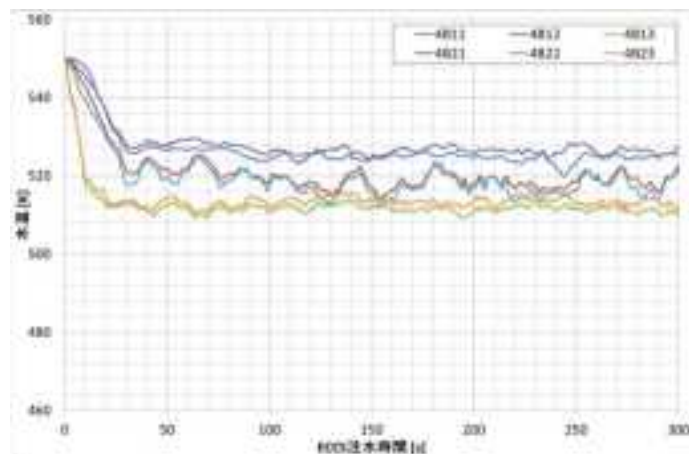
图 2.2.1-28 温度分布图 (Case6 : ECCS 流量 1.5 倍)



時間平均なし

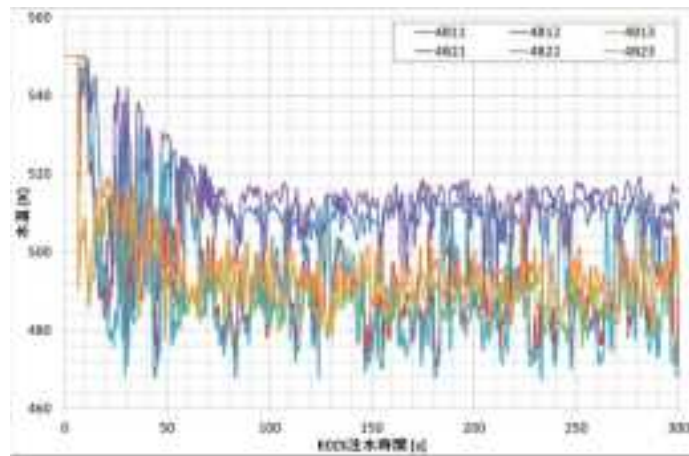


時間平均：1秒

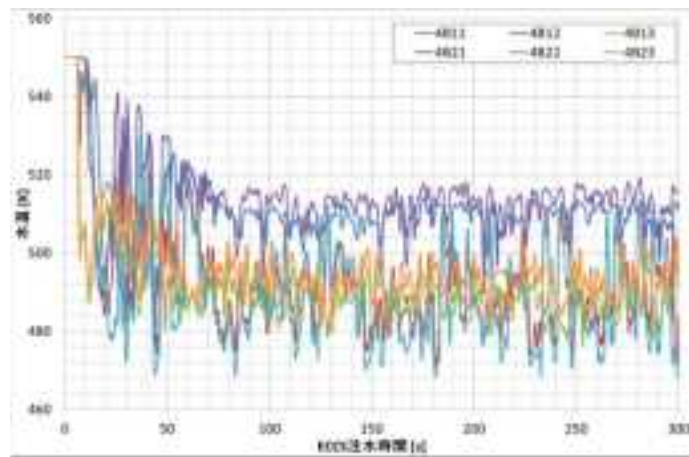


時間平均：10秒

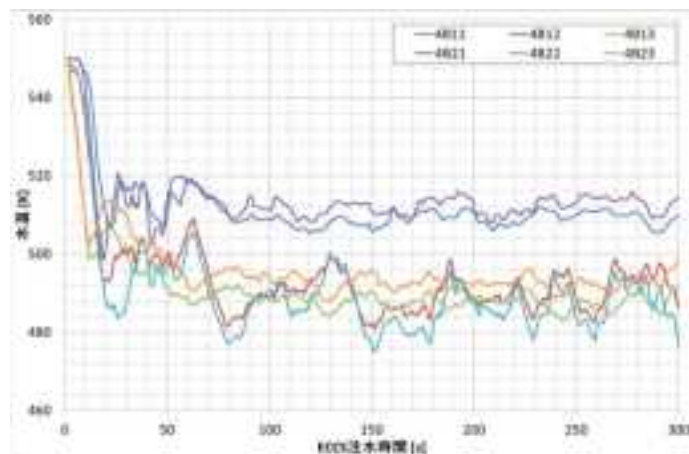
図 2.2.1-29 ダウンカメラ位置の温度時刻歴 (Case1: 標準ケース)



時間平均なし

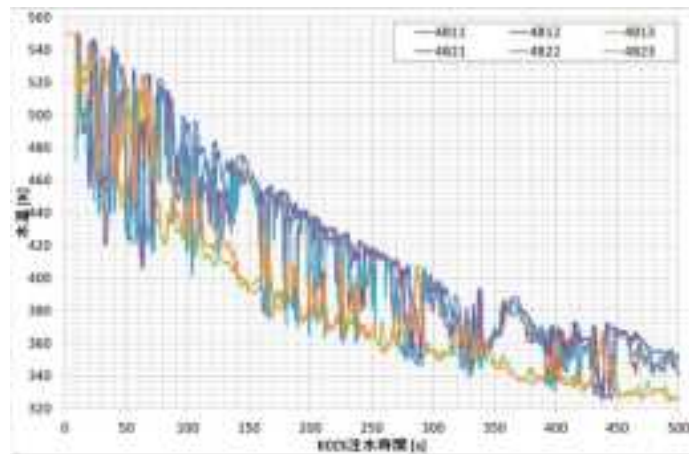


時間平均：1秒

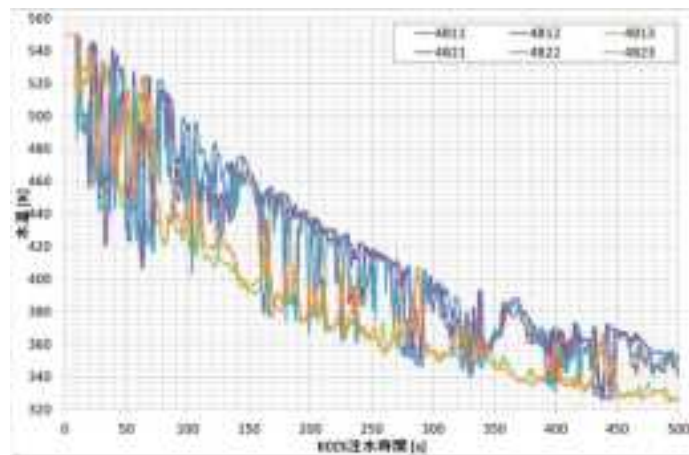


時間平均：10秒

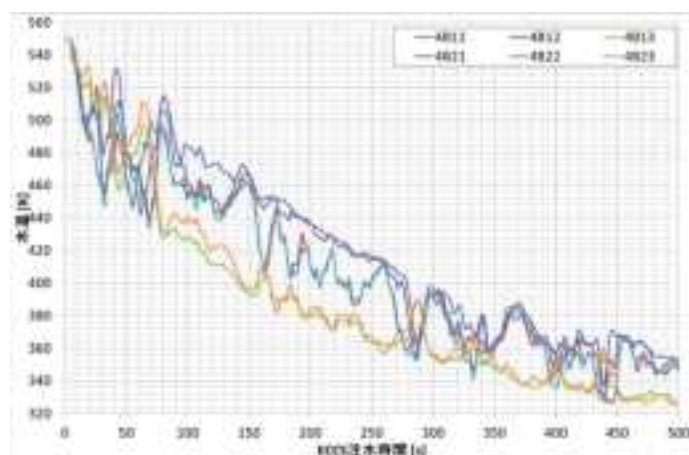
図 2.2.1-30 ダウンカマー位置の温度時刻歴 (Case2: ループ流量 0.5 倍)



時間平均なし

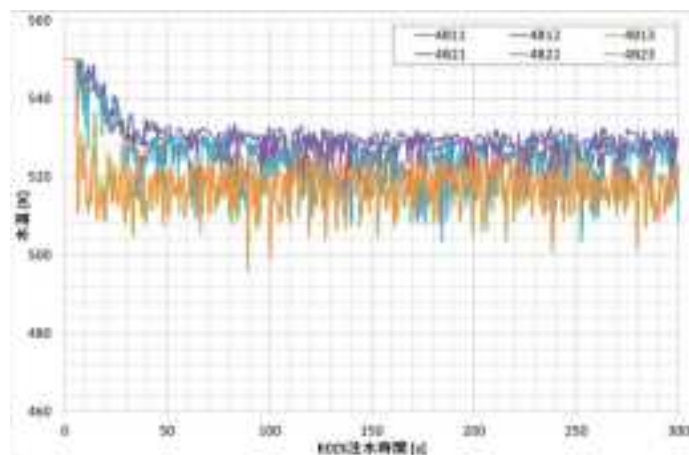


時間平均：1 秒

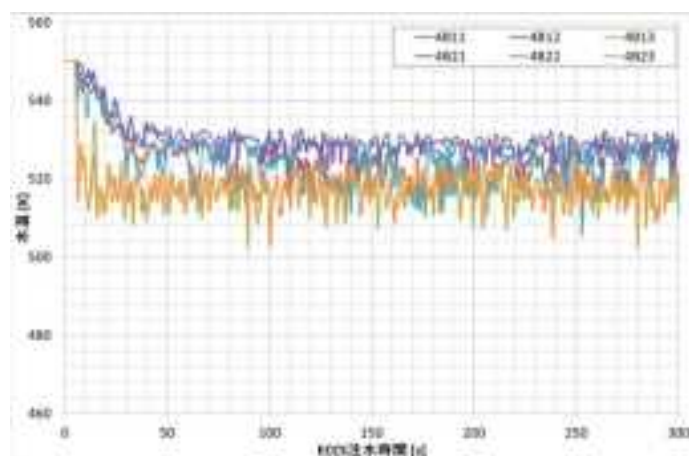


時間平均：10 秒

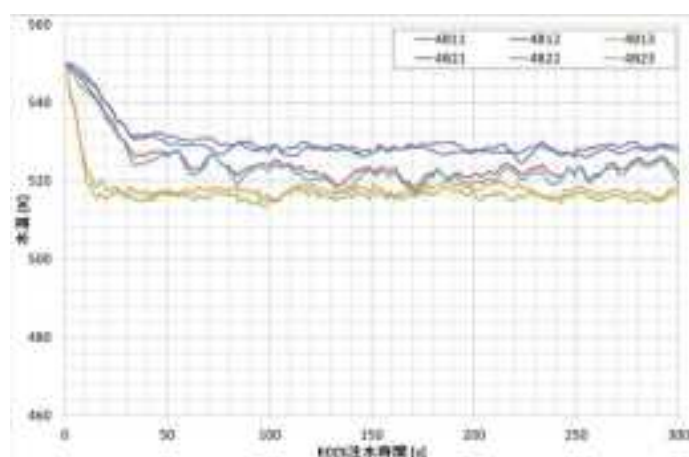
図 2.2.1-31 ダウンカマー位置の温度時刻歴 (Case3: ループ流量ゼロ)



時間平均なし

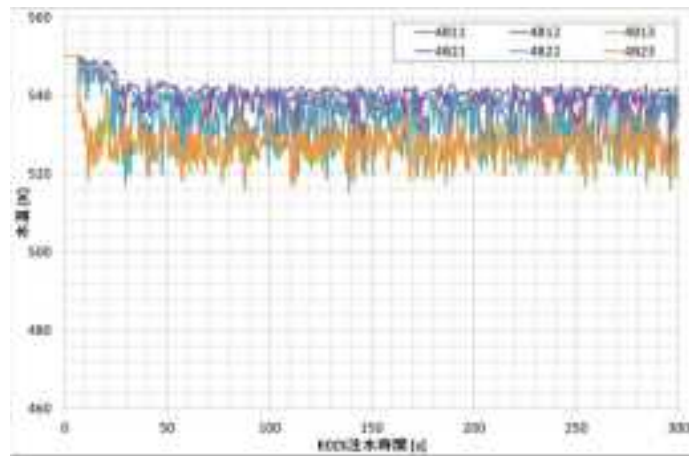


時間平均：1秒

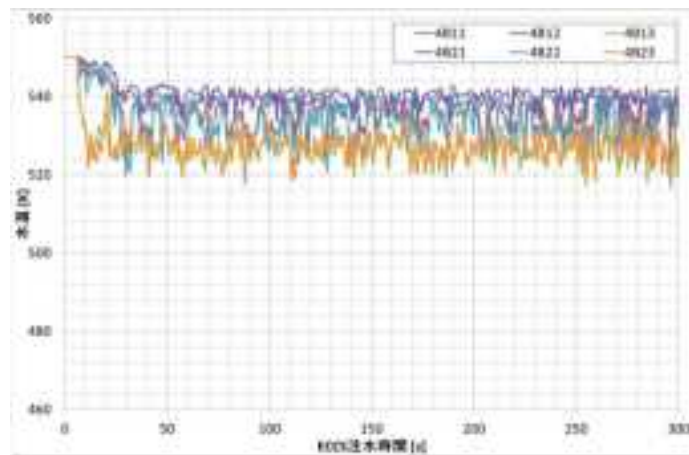


時間平均：10秒

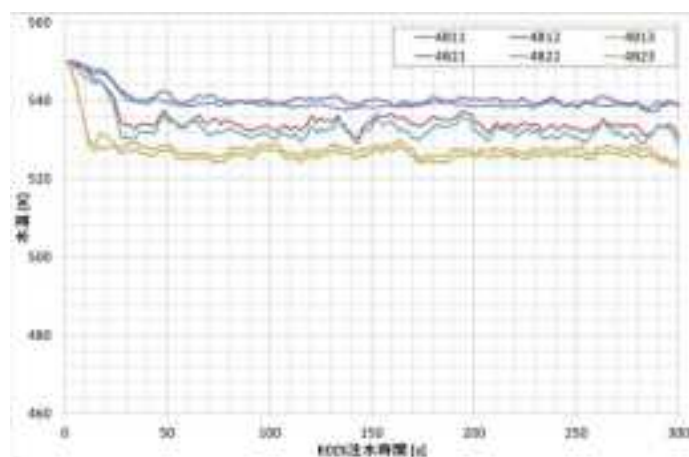
図 2.2.1-32 ダウンカマー位置の温度時刻歴 (Case4 : ECCS 温度+30[K])



時間平均なし

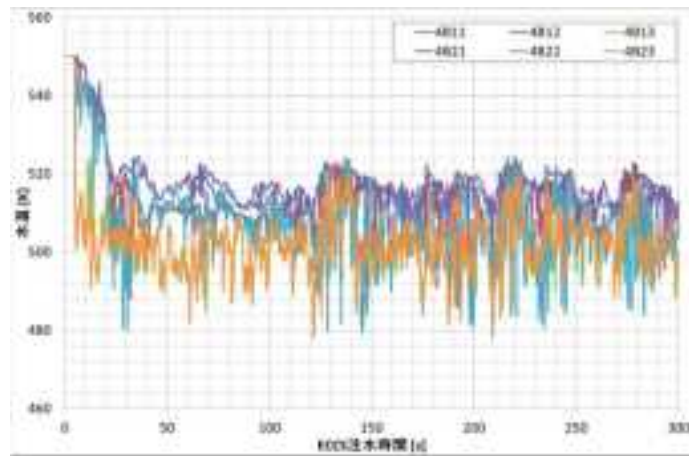


時間平均：1秒

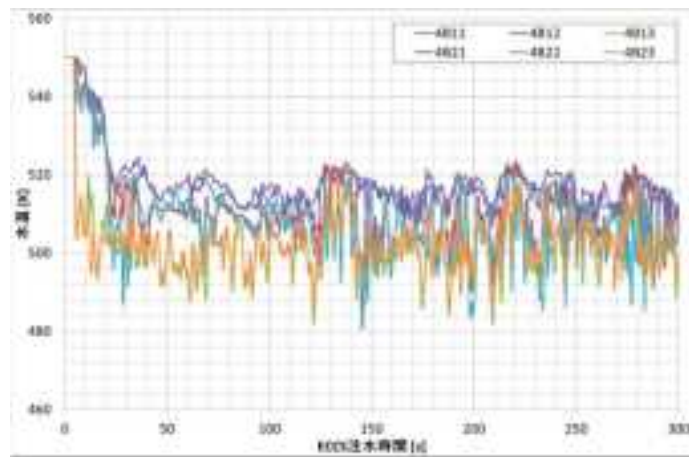


時間平均：10秒

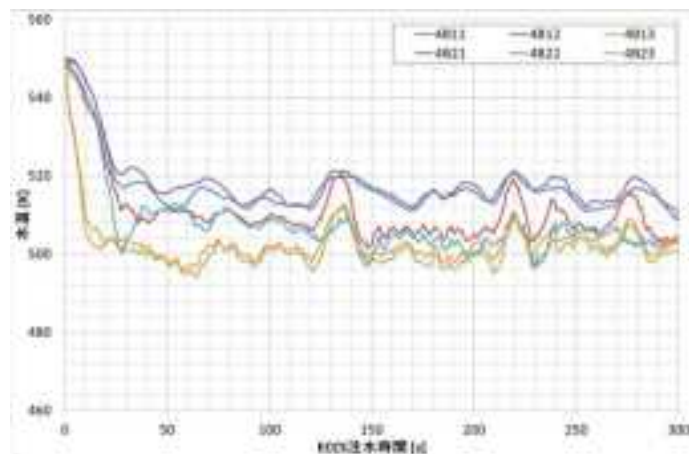
図 2.2.1-33 ダウンカマー位置の温度時刻歴 (Case5 : ECCS 流量 0.5 倍)



時間平均なし



時間平均：1秒



時間平均：10秒

図 2.2.1-34 ダウンカマー位置の温度時刻歴 (Case6 : ECCS 流量 1.5 倍)

(2) 残留応力解析

汎用有限要素法解析コード Abaqus¹により、溶接中の母材の相変態を考慮した溶接残留応力解析を実施した。具体的には、平板型肉盛溶接部試験体モデルにより残留応力を求めるとともに、その結果を圧力容器を模擬した三次元構造解析用モデルにマッピングする手法について、平成 23 年度に整備した手法を基に改良を施した。

1) 平板モデルによる溶接残留応力解析

(a) 解析方法

原子炉圧力容器内面に施されるステンレス鋼製の肉盛溶接部を対象として、肉盛溶接及び溶接後熱処理 (PWHT) による残留応力を有限要素法 (FEM) を用いた熱弾塑性解析により評価した。本年度作成した平板型肉盛溶接部試験体モデルを図 2.2.1-35 に示す。母材熱影響部の相変態を忠実に再現するため、母材表面から深さ 10mm までの領域のメッシュを細分化した。用いた物性値を図 2.2.1-36 に示す。物性値は全て温度依存性を考慮している²。移動硬化則に基づく応力-歪関係を用いた。また、熔融温度における変態潜熱を考慮するとともに、溶接による熔融を解析で再現するため、蓄積された相当塑性歪と背応力を融点でゼロにキャンセルされるアニール温度を設定した。入熱モデルには図 2.2.1-37 に示す幅広二重楕円入熱モデル²を用いた。溶接の後、PWHT を模擬して 620℃ でクリープ解析を行った。また、製造時に行われる耐圧試験を模擬した解析も行った。耐圧試験は、耐圧試験時の内圧によって生じる周方向荷重とその 1/2 の軸方向荷重を平板モデルに負荷することにより模擬した。

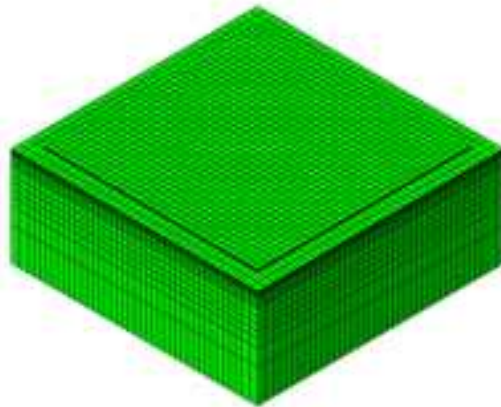


図 2.2.1-35 平板型肉盛溶接部試験体モデル (母材厚さ 200mm、クラッド厚さ 5mm)

¹ Dassault Systemes Simulia Corp., 2010, “Abaqus analysis user’s manual, version 6.10” .

² J. Katsuyama, H. Nishikawa, M. Udagawa, M. Nakamura and K. Onizawa, “Assessment of Residual Stress Due to Overlay-Welded Cladding and Structural Integrity of a Reactor Pressure Vessel,” Journal of Pressure Vessel Technology, Volume 135, Issue 5, 051402 (9 pages); DOI:10.1115/1.4024617.

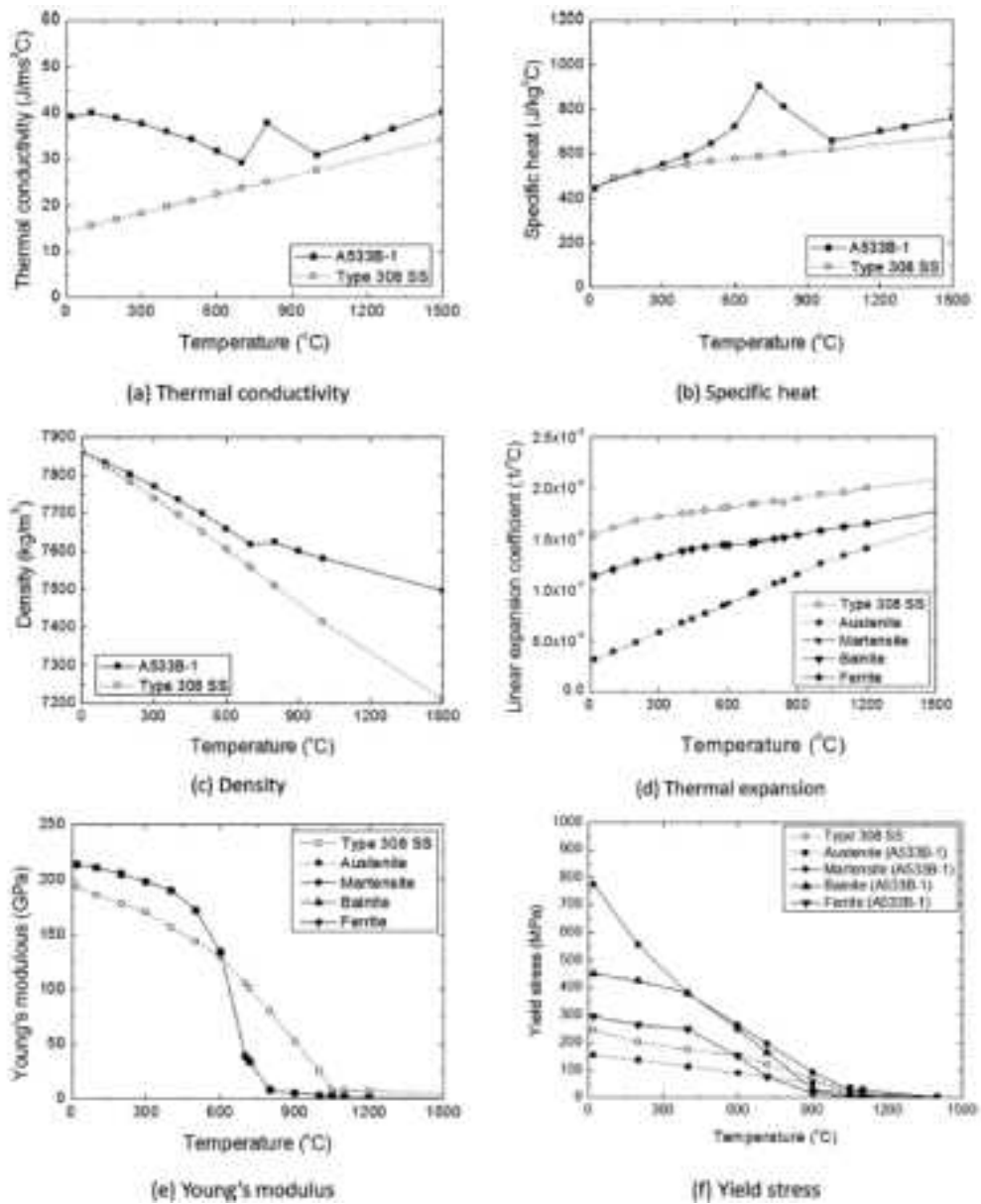


図 2.2.1-36 物性値²

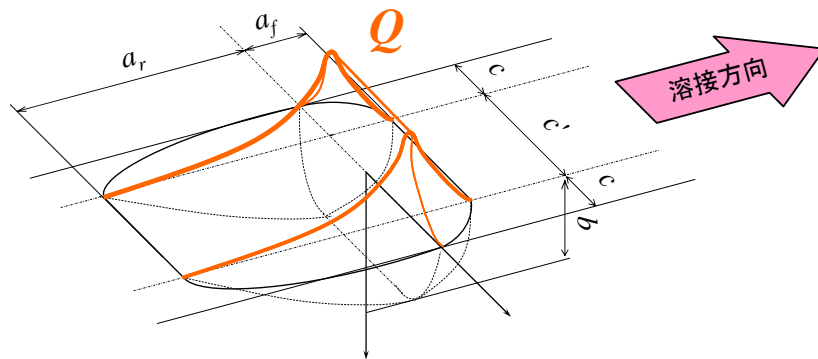


図 2.2.1-37 入熱モデル²

(b) 解析結果

解析により求められた残留応力分布を図 2.2.1-38 から図 2.2.1-43 に示す。勝山らが試験との比較を通じて解析の妥当性を示した論文²の結果と同等の結果が得られており、解析結果は妥当であると考えられる。これらの結果の内、各製造プロセスを経た耐圧試験後の残留応力分布を圧力容器モデルによる熱応力解析で用いることとした。

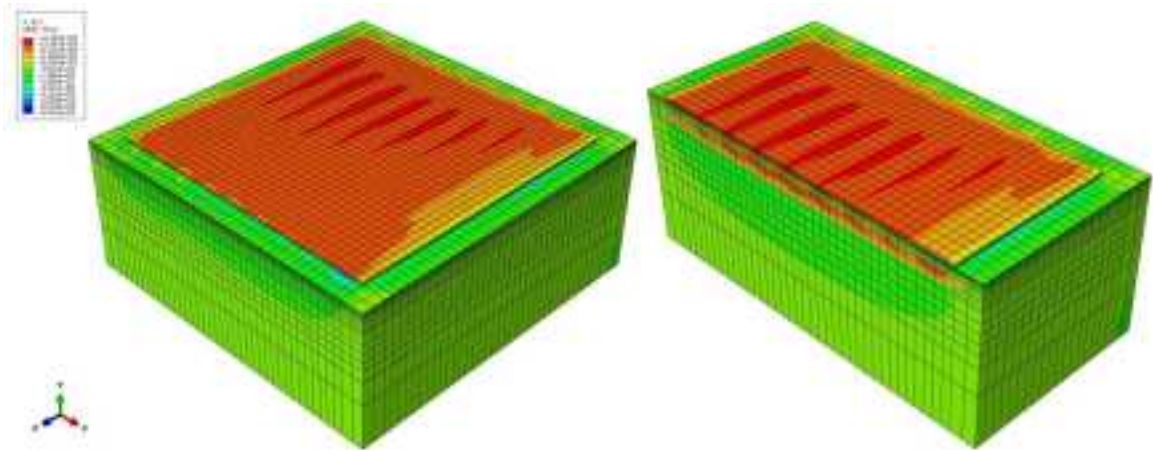


図 2.2.1-38 溶接後の溶接線直行方向応力

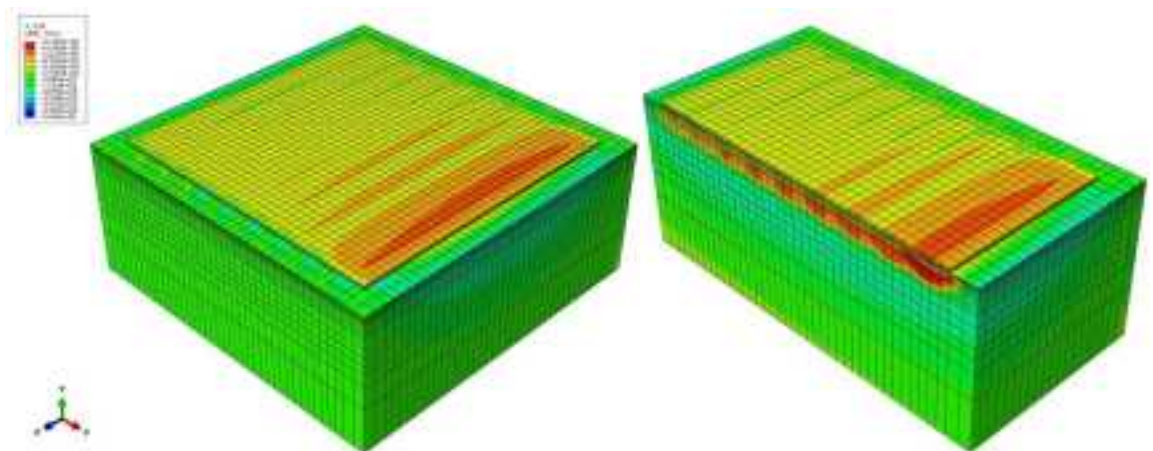


図 2.2.1-39 溶接後の溶接線方向応力

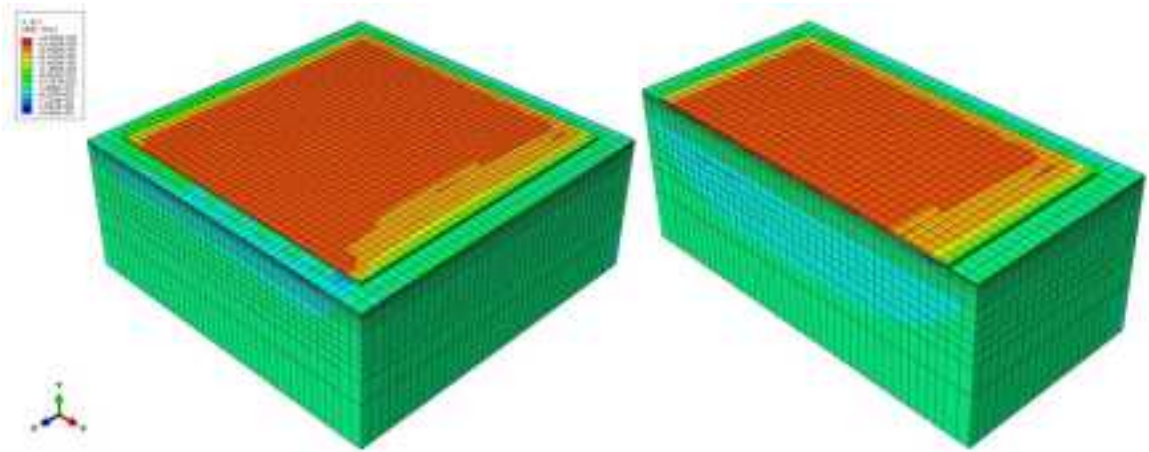


図 2.2.1-40 PWHT 後の溶接線直行方向応力

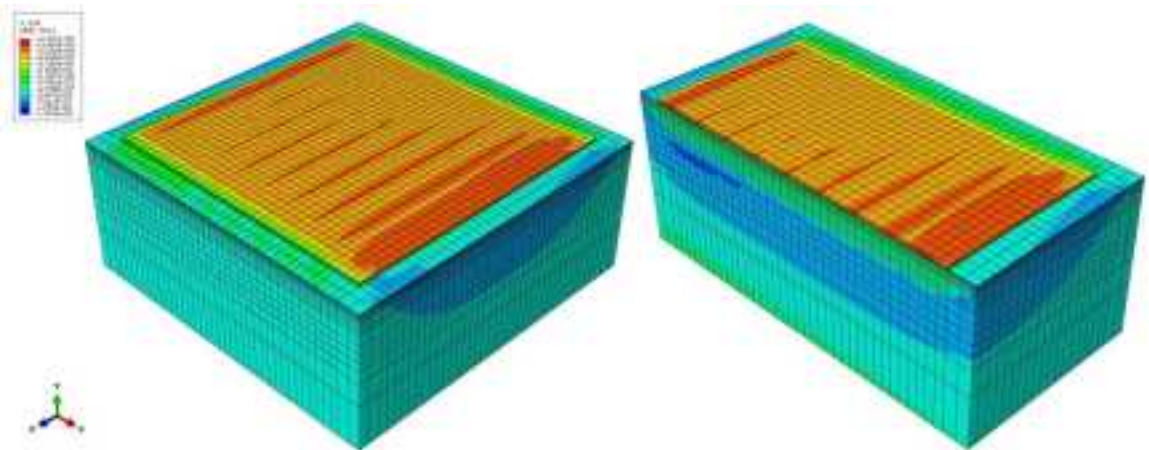


図 2.2.1-41 PWHT 後の溶接線方向応力

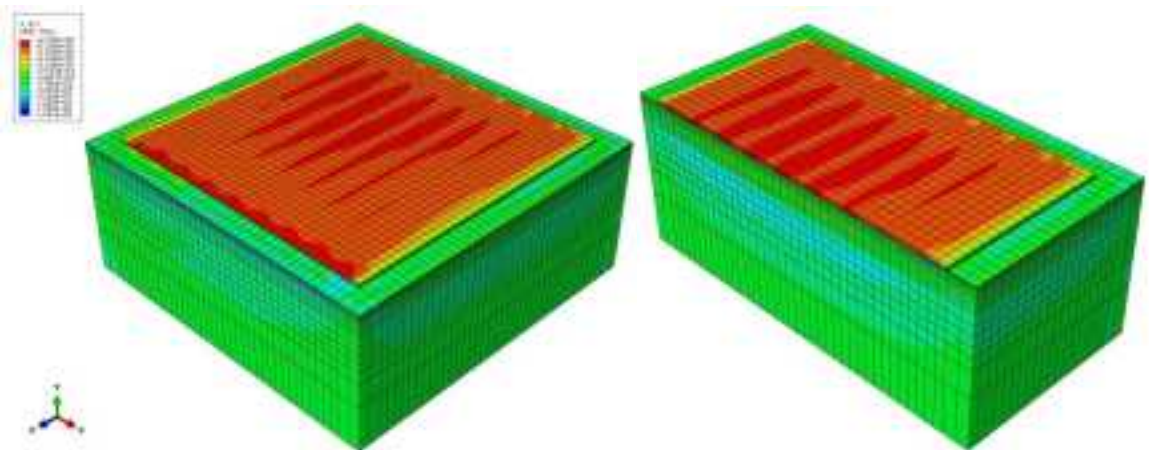


図 2.2.1-42 耐圧試験後の溶接線直行方向応力

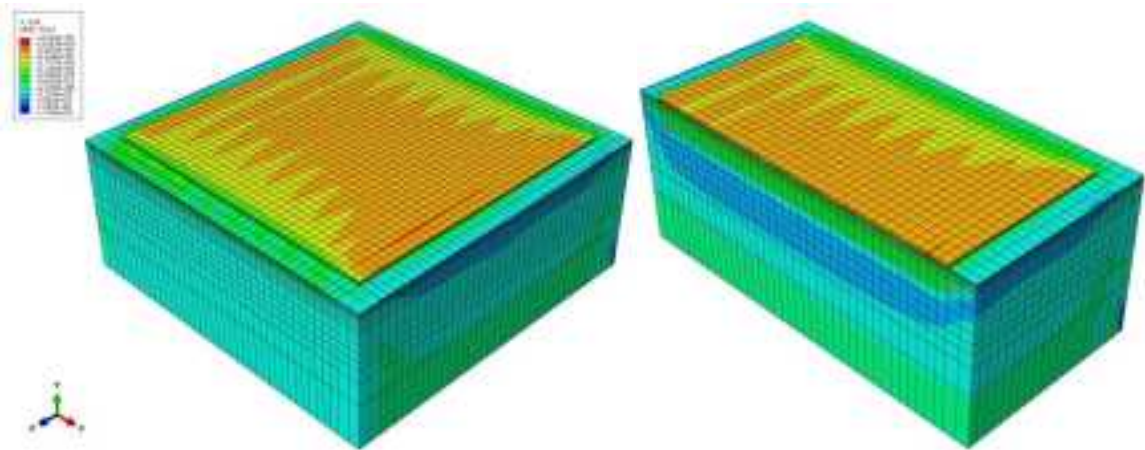


図 2.2.1-43 耐圧試験後の溶接線方向応力

2) 残留応力のマッピング

(a) 平板モデルのひずみデータ抽出ツール

平板型肉盛溶接部試験体を用いて実施した残留応力解析結果から、圧力容器モデルにマッピングするためのデータを抽出する必要がある。そこで、平成 23 年度に作成した平板モデルのひずみデータ抽出ツールを用いて平板モデルの中心付近から、圧力容器モデルに残留応力をマッピングするために必要なデータを抽出した。その概念図を図 2.2.1-44 に示す。

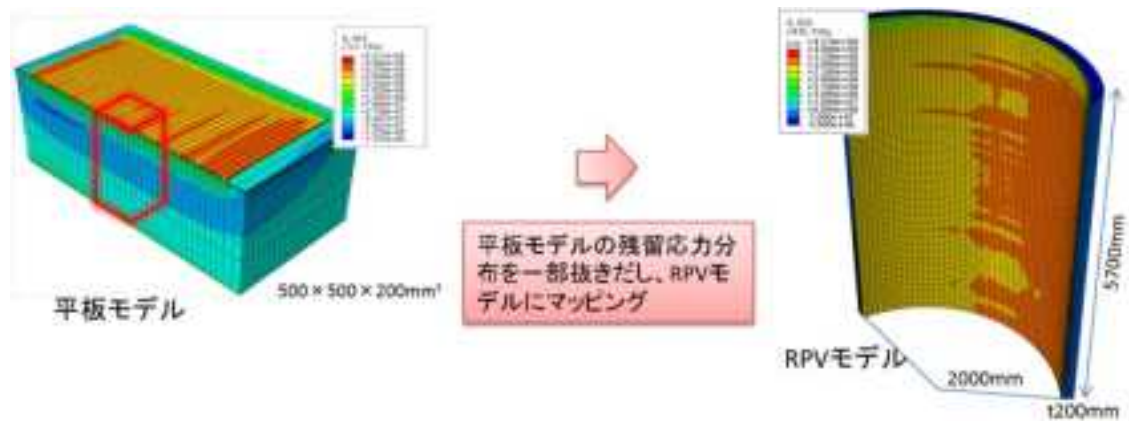


図 2.2.1-44 平板モデルから圧力容器モデルへの残留応力マッピングの概念図

平板モデルの抽出領域例を図 2.2.1-45 に示す。残留応力分布をマッピングする元の領域としては、溶接始末端を除く溶接定常部として残留応力分布が均一になっていると考えられる領域を選択した。抽出前後のモデル座標系（平板モデルは直交座標、圧力容器は円筒座標）の関係を図 2.2.1-46 に示す。平板モデルで抽出された領域に対応する圧力容器モデルの領域を図 2.2.1-47 に示す。平板モデルの領域 ABCD におけるデータが、圧

力容器モデルの領域 A' B' C' D' 内のデータに変換される。平板モデルの縦方向長さ AD と、圧力容器モデルにおける内径距離 A' D' が等しくなるよう座標変換を行った。

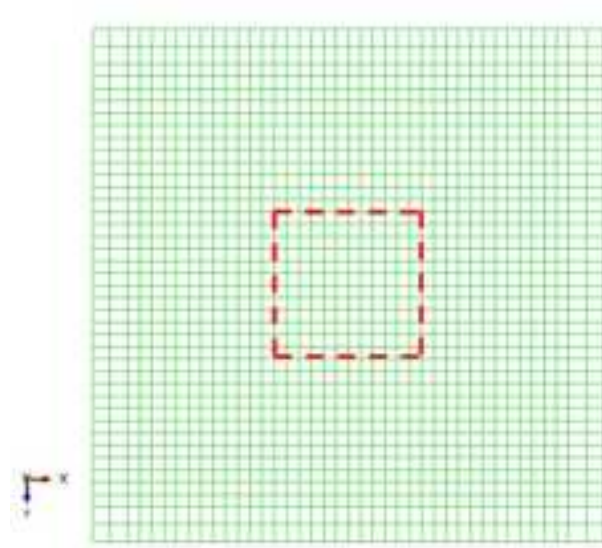


図 2.2.1-45 平板モデルの抽出領域例

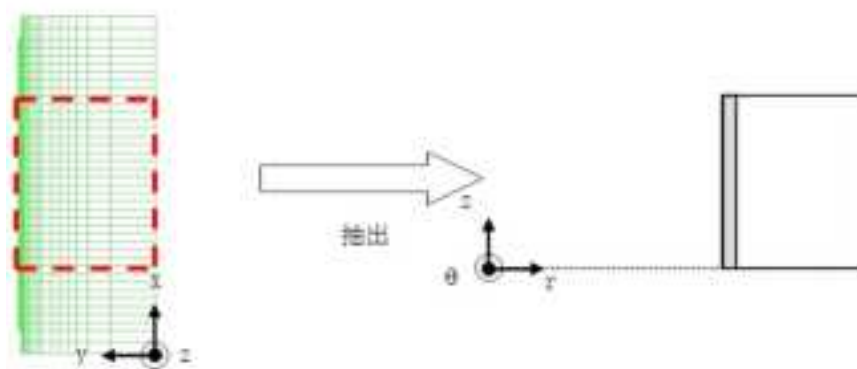


図 2.2.1-46 ひずみデータ抽出前後の座標系

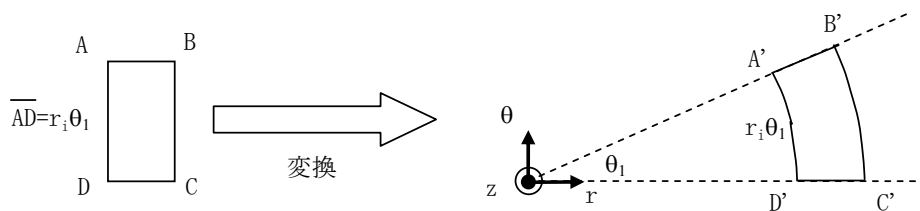


図 2.2.1-47 平板モデルの抽出領域の対応する圧力容器モデルの領域

(b) 圧力容器モデルへの残留応力マッピングツール

平成 23 年度に作成した、平板モデルの残留応力解析で得られたひずみデータを圧力容器モデルへマッピングし、残留応力を再現するツールについて、熱流動解析結果を踏まえて熱応力解析を実施できるよう改良を施した。圧力容器モデルへのひずみデータ貼り付けを図示したものを図 2.2.1-48 に示す。前項で作成したツールにより得られたひずみデータの領域は、圧力容器モデルの領域より小さい。そこで、ひずみデータの領域を周方向及び軸方向に対して複製し、ひずみの各成分を圧力容器モデルの各要素に設定した。弾性ひずみのマッピング入出力流れを図 2.2.1-49 に示す。圧力容器モデルへのひずみ設定方法を図 2.2.1-50 に示す。圧力容器モデルの各要素中心座標が、隣接する $2*2*2=8$ つのひずみデータ点で構成されるどのセルに存在するかを探索し、要素中心に近接する 8 つのひずみデータの重み付け平均を求め、その値を要素内の各積分点に設定する。ひずみ値の重み付け平均は次式を用いて算出する。

$$\varepsilon = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{\varepsilon_i}{d_i^2}}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{d_i^2}} \quad (2.6.1-1)$$

ここで、 ε は重み付け平均値、 $n(=8)$ は近接するデータ数、 ε_i は近接する各積分点位置におけるひずみ値、 d_i は圧力容器モデルの要素中心と近接する各積分点の距離を表す。なお、重み付け平均値を設定する手法を適用する場合、圧力容器モデルのクラッド部と母材部の境界付近における要素分割数を平板モデルのその倍以上にすると、要素中心近傍のセル構成頂点がクラッド側のそれと母材側のそれ双方を含んでしまう恐れがある。圧力容器モデルは、代表的な加圧水型原子炉容器を対象とし、外半径 2.46m、母材厚さ 200mm、クラッド厚さ 5mm、高さ 5.7m の円筒形状のうち、周方向 120°を抜き出したものである。熱影響部を細分化した解析モデル及び境界条件を図 2.2.1-51 に示す。モデルの側面を周方向に拘束し、底面を軸方向に拘束した。モデル上面には、内圧に起因する軸方向応力を一様に負荷した。

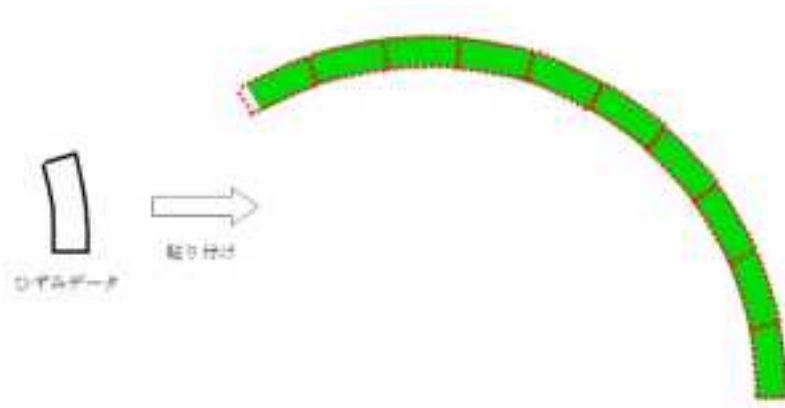


図 2.2.1-48 ひずみデータの貼り付け

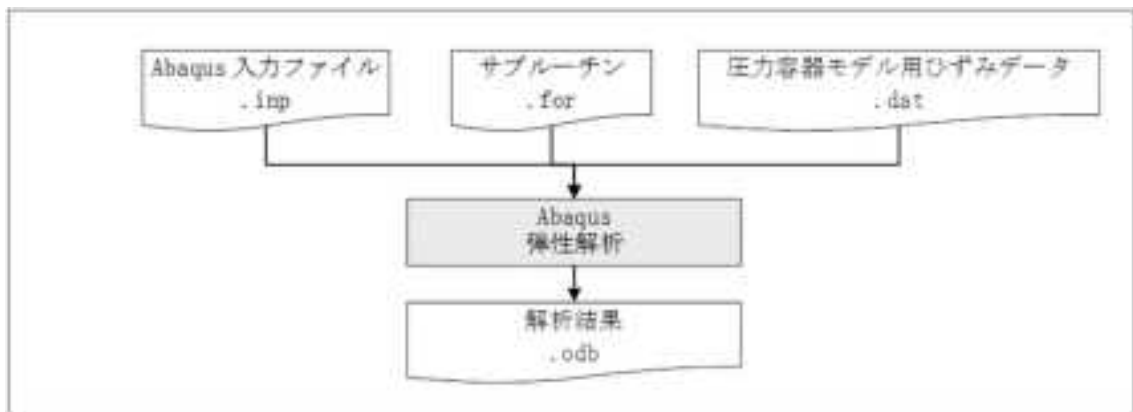


図 2.2.1-49 圧力容器モデルへの残留応力マッピング手法の開発・入出力流れ

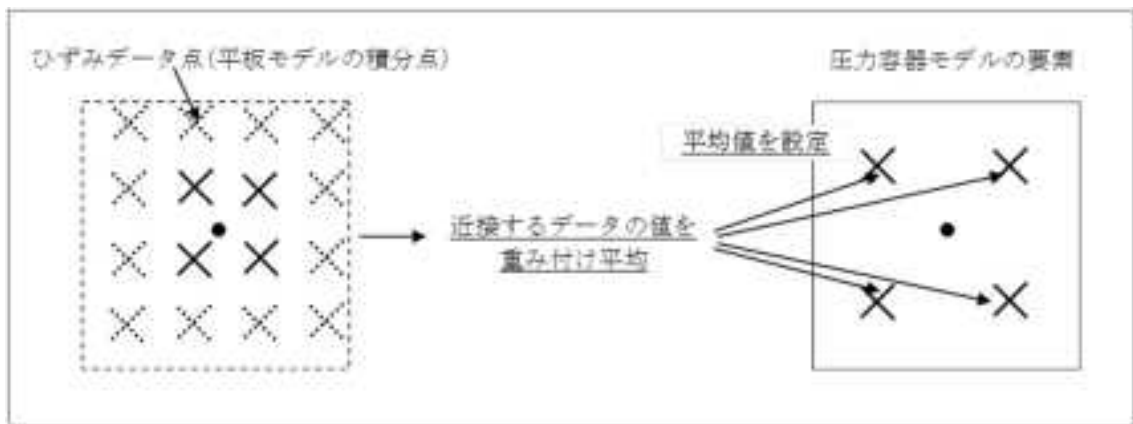


図 2.2.1-50 圧力容器モデルへのひずみ設定方法

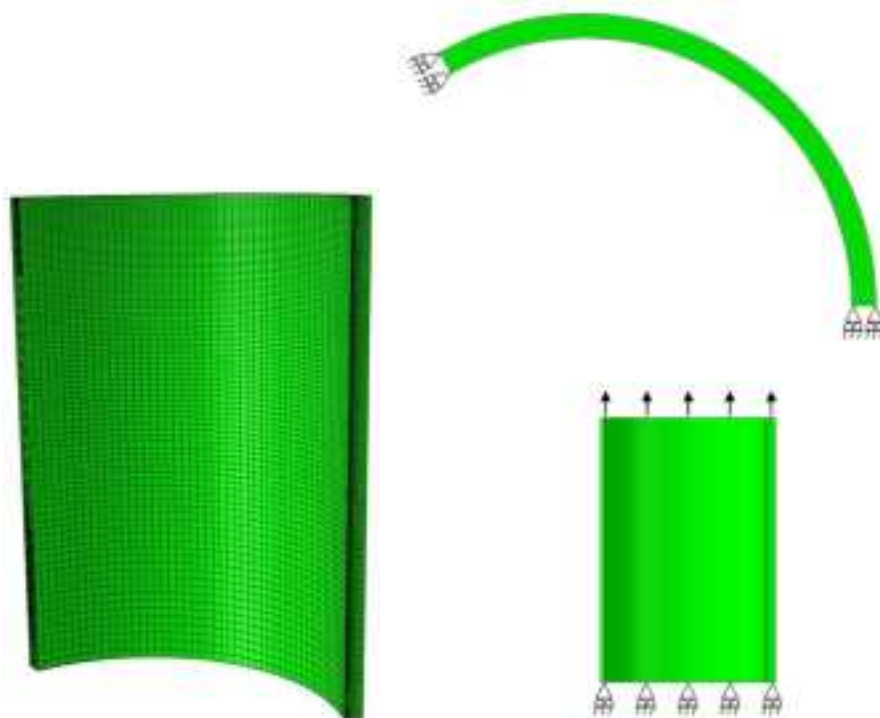


図 2.2.1-51 圧力容器モデル及び境界条件

3) 動作確認

圧力容器モデルに残留応力が適切にマッピングされることを確認するため、改良したツールの動作確認を行った。圧力容器モデルの周方向 60°、高さ 2.82m の位置における応力分布を取得し、平板モデルの応力分布と比較した。周方向応力分布を図 2.2.1-52 に、軸方向応力分布を図 2.2.1-53 に示す。これらの結果はよく一致していることから、残留応力は目標どおりにマッピングできた。

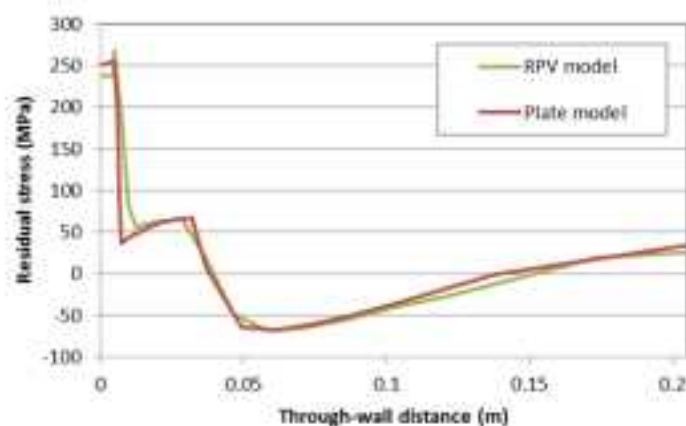


図 2.2.1-52 平板モデル及び圧力容器モデルの周方向応力分布

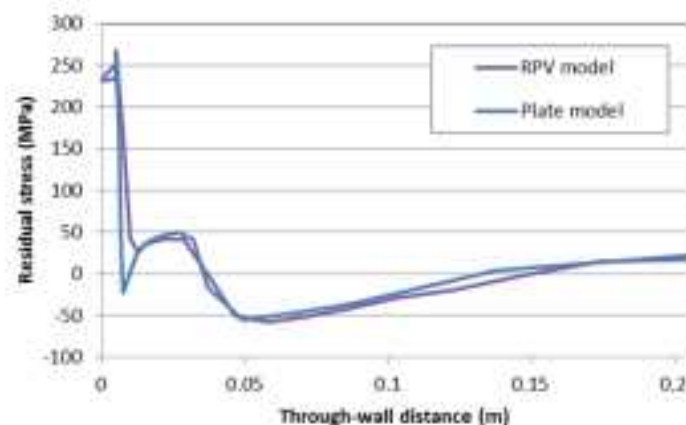


図 2.2.1-53 平板モデル及び圧力容器モデルの軸方向応力分布

(3) 熱応力解析

熱流動解析及び残留応力解析の結果を用いて、熱応力解析を実施した。熱流動解析により得られた表面温度と熱伝達係数を圧力容器モデル内面に付与して伝熱解析を行った後、求められた圧力容器モデル内の温度分布及び履歴、並びに熱流動解析により求めた圧力を用いて構造解析を行うことにより熱応力解析を実施した。構造解析においては、

残留応力の影響の有無を検討するため、残留応力を考慮するケースと、考慮しないケースの比較も行った。なお、構造解析では、弾性解析に基づく解析を行った。

1) 解析条件

溶接、PWHT 及び耐圧試験を経た後の PTS 事象に関する解析を行い、残留応力が PTS 時の応力分布に及ぼす影響を確認した。ヤング率、ポアソン比等の材料特性は、平板モデルを用いた残留応力解析と同様のものを用いた。なお、残留応力を考慮しないケースでは、初期状態として室温で無応力状態となるものと仮定した。これにより、運転状態においてクラッド中の残留応力は圧縮となることから、残留応力の有無の影響をより明確に示すことができると考えられる。

2) 解析結果

(a) LES と SST の比較

同一の条件で LES と SST により求めた表面温度、圧力及び熱伝達係数を用いて、熱応力解析を行い、板厚内の温度や応力分布について比較を行った。内表面における温度と周方向応力のコンターを図 2.2.1-54 から図 2.2.1-61 に示す。また、健全性評価を行う際にき裂を想定する位置に当たる、モデルの周方向 60°、高さ 2.82m の位置における温度及び応力分布の結果をそれぞれ図 2.2.1-62 及び図 2.2.1-63 に示す。いずれも残留応力を考慮した場合の結果である。内表面に着目すると、LES と SST による解析結果は概ね一致しており、熱応力解析の観点からも SST による解析は有用であると考えられる。しかしながら、ECCS 注入後 50 秒の時点で 15℃程度の差が生じていることも確認され、その結果、内表面(クラッド表面)の周方向応力に 55MPa の差が生じている(図 2.2.1-63)。一方、母材部の周方向応力については、LES と SST による解析結果の差はさほど大きくない。き裂想定位置中央表面及び想定き裂最深点における温度と周方向応力の時刻歴について、LES と SST による結果を比較してそれぞれ図 2.2.1-64 及び図 2.2.1-65 に示す。両者の結果は概ね一致しており、SST の有用性が示されている。ただし、ECCS 冷却水注入後 50 秒から 60 秒の時点で、LES との差が大きいことから、注意を要する場合があるものと考えられる。

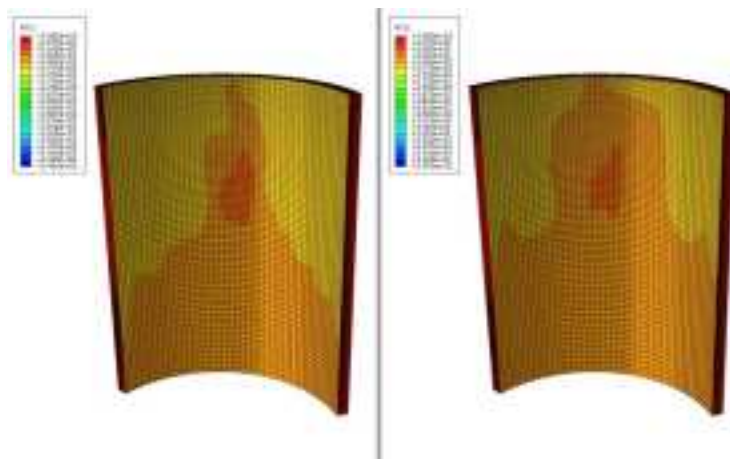


図 2.2.1-54 内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 15 秒、左 : LES、右 : SST)

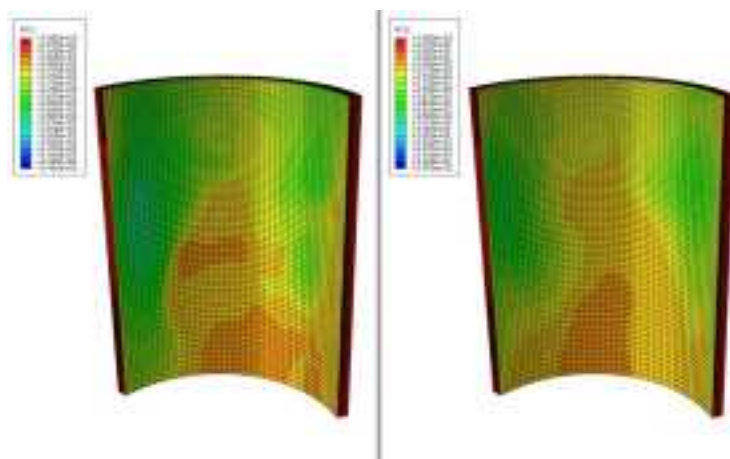


図 2.2.1-55 内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 25 秒、左 : LES、右 : SST)

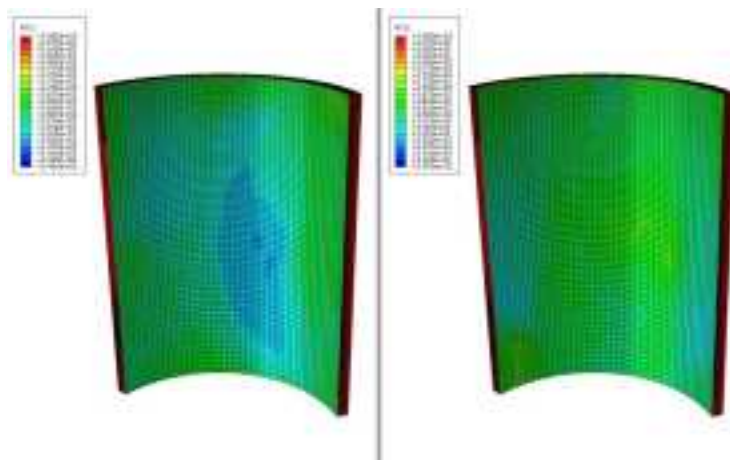


図 2.2.1-56 内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 50 秒、左 : LES、右 : SST)

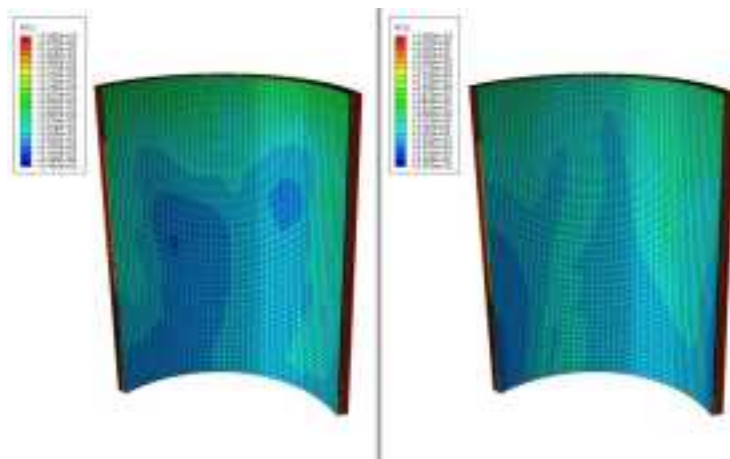


図 2.2.1-57 内表面の温度分布 (ECCS 冷却水注入後 300 秒、左 : LES、右 : SST)

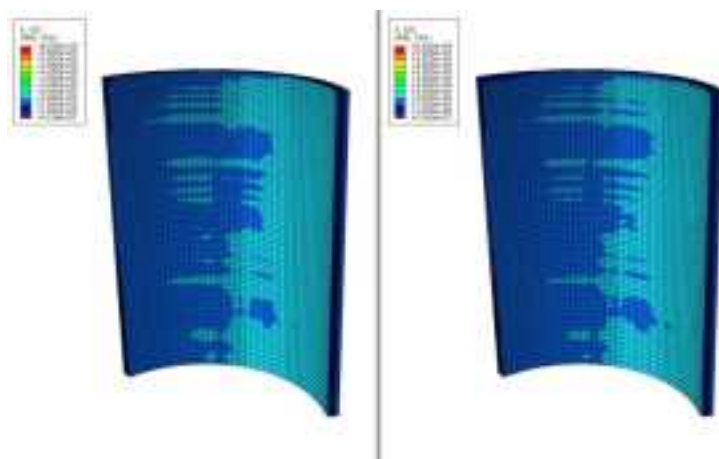


図 2.2.1-58 内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 15 秒、左 : LES、右 : SST)

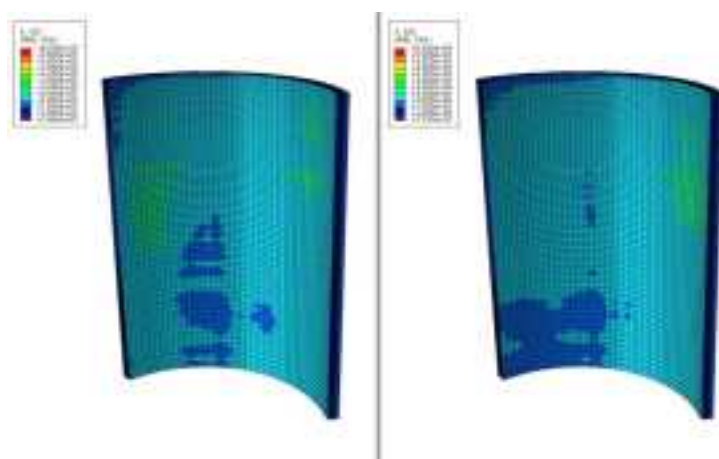


図 2.2.1-59 内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 25 秒、左 : LES、右 : SST)

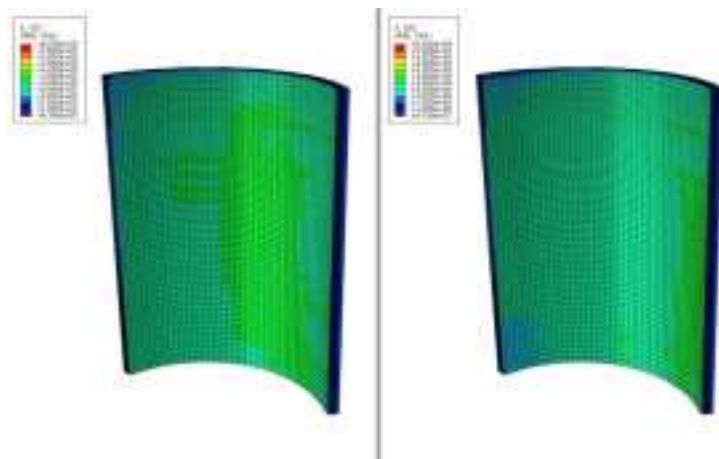


図 2.2.1-60 内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 50 秒、左 : LES、右 : SST)

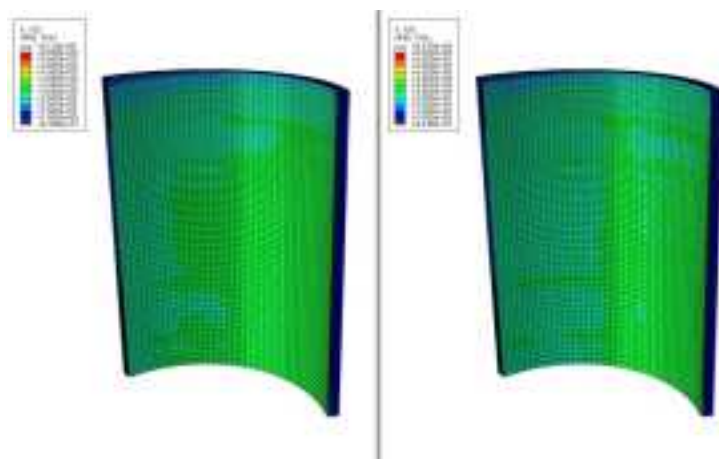


図 2.2.1-61 内表面の周方向応力分布 (ECCS 冷却水注入後 300 秒、左 : LES、右 : SST)

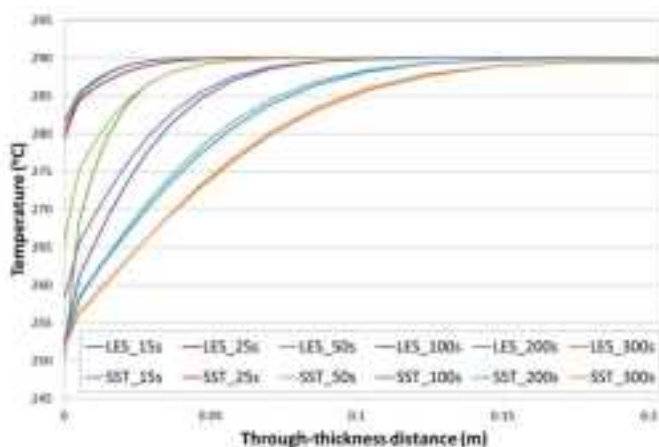


図 2.2.1-62 板厚内の温度分布

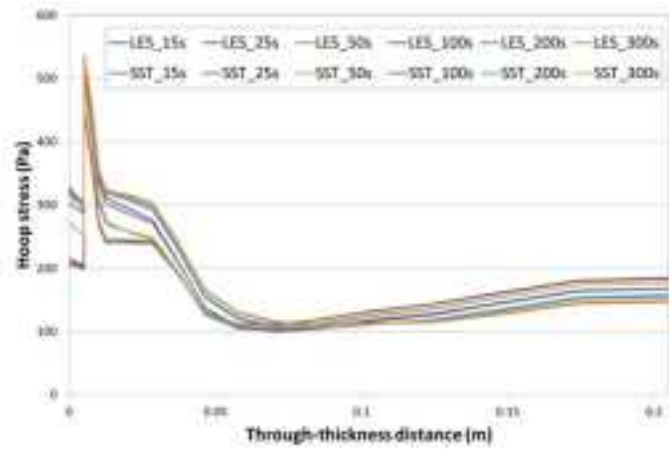


図 2.2.1-63 板厚内の周方向応力分布

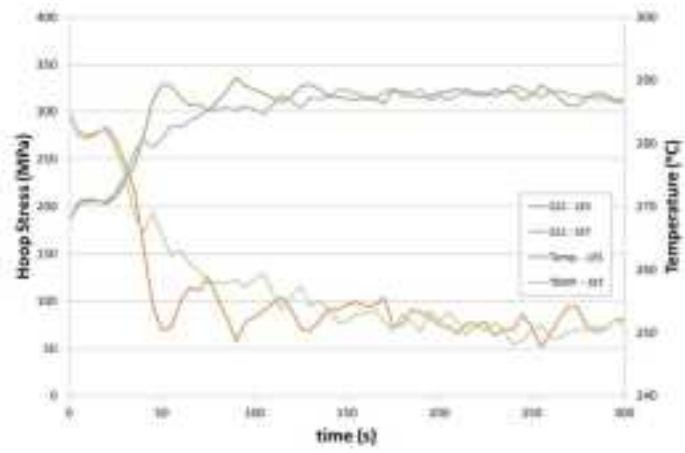


図 2.2.1-64 き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴

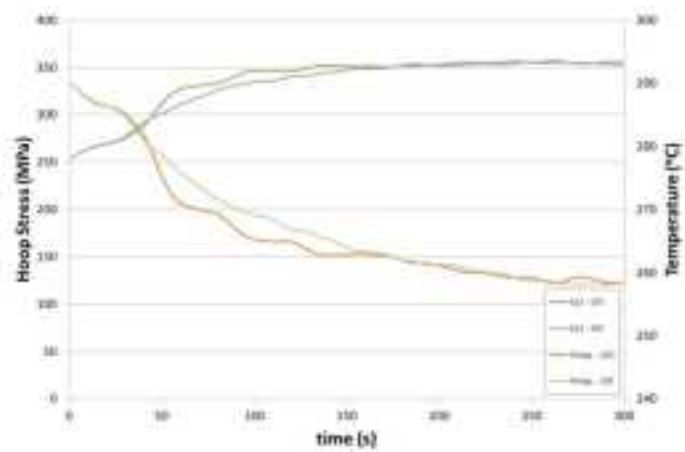


図 2.2.1-65 想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴

(b) ループ水の影響

ループ水の流量を変化させた場合の、き裂想定位置中央表面及び想定き裂最深点における温度と周方向応力の時刻歴をそれぞれ図 2.2.1-66 及び図 2.2.1-67 に示す。いずれも残留応力を考慮した場合の結果である。これらの図から、ループ水の流速が 0 kgps から 192 kgps と変化することにより、発生する周方向応力が大きく変化することが分かる。192 kgps と 96 kgps のケースを比較すると、表面及び想定き裂の最深点において 50MPa 以上の差が生じている。なお、ループ水の流速が 0 kgps のケースで周方向応力が 800MPa を超えて大きくなるが、これは熱応力解析が弾性解析に基づくためであり、極端に冷却に厳しい場合には、弾塑性解析を行うなど解析手法には改良の余地があるものと考えられる。

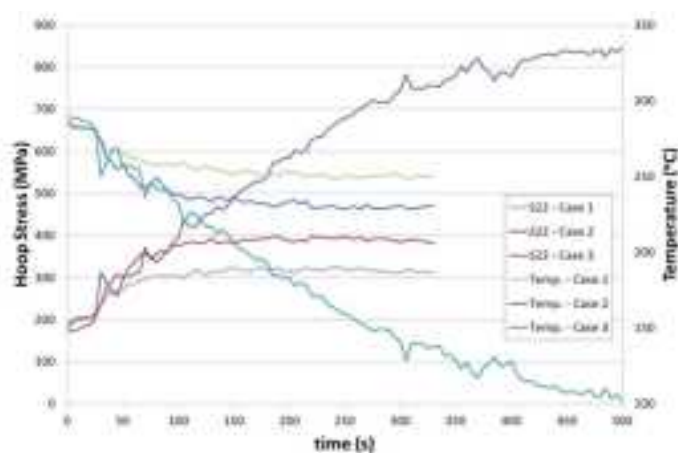


図 2.2.1-66 き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴

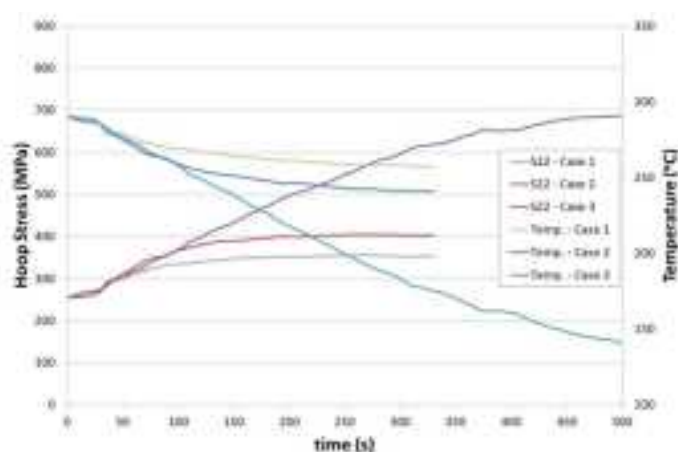


図 2.2.1-67 想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴

(c) ECCS 冷却水の影響

ECCS 冷却水の流量及び温度を変化させた場合の、き裂想定位置中央表面及び想定き裂

最深点における温度と周方向応力の時刻歴をそれぞれ図 2.2.1-68 及び図 2.2.1-69 に示す。いずれも残留応力を考慮した場合の結果である。設定した解析条件の範囲では、表面で最大 90MPa 程度、き裂最深点で 60MPa 程度の差が生じることが分かった。

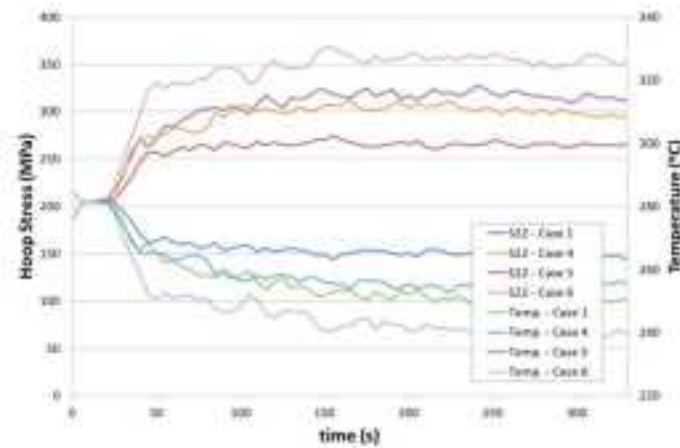


図 2.2.1-68 き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴

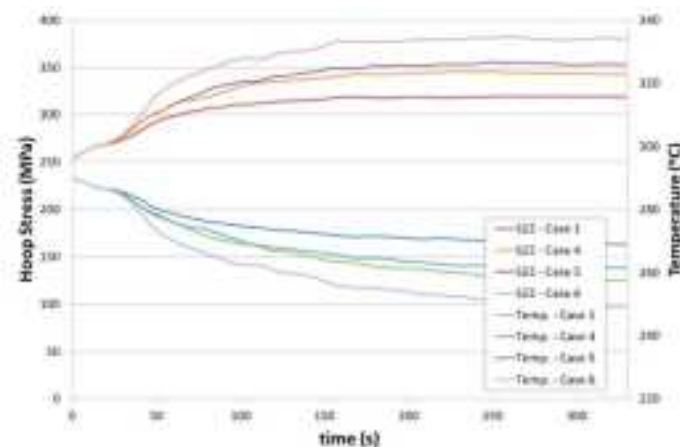


図 2.2.1-69 想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴

(d) 残留応力の影響

残留応力を考慮したケース及び考慮しないケースの、き裂想定位置中央表面及び想定き裂最深点における温度と周方向応力の時刻歴をそれぞれ図 2.2.1-68 及び図 2.2.1-69 に示す。両図から、残留応力を考慮した場合の方が数十 MPa 程度高い応力が求められることから、保守的な応力評価には残留応力の考慮が必要であると考えられる。

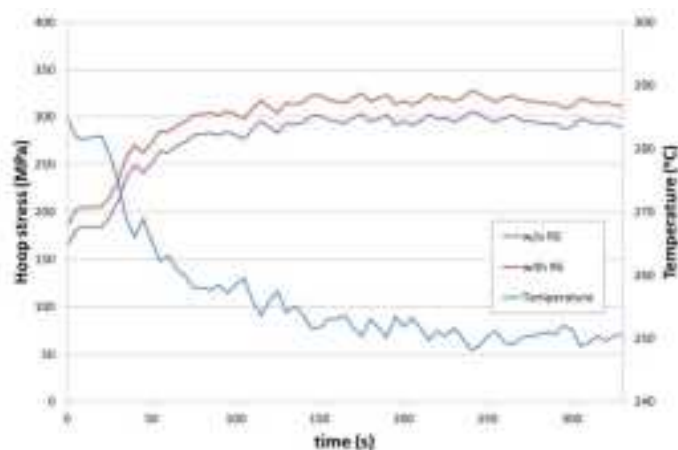


図 2.2.1-70 き裂想定位置中央表面の温度・周方向応力履歴

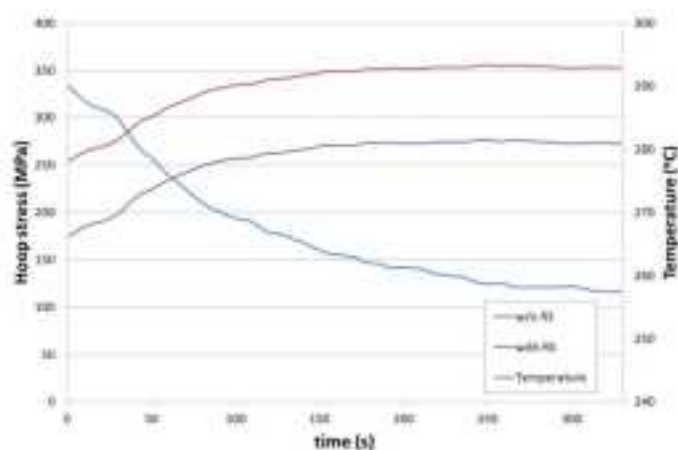


図 2.2.1-71 想定き裂最深点の温度・周方向応力履歴

(e) 従来の評価法の保守性検討（クラッドの残留応力について）

従来の評価手法で用いられている SBLOCA 時の過渡事象条件について、圧力容器の内圧を図 2.2.1-72 に流体の温度を図 2.2.1-73 に示す。従来評価法の条件は、内圧が高い状態では、圧力容器内の流体温度が低下していない。また、熱伝達係数には一定値 ($21411 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) を用いており、クラッドや残留応力を考慮しない軸対称モデルにより評価を行った。これらの入力データを用いて求められた周方向応力の時刻歴について、従来評価手法と本研究の解析結果とを比較して図 2.2.1-74 に示す。ここでは、本解析結果については ECCS 注入開始と考えられる 0 秒以降の時刻歴を、従来の評価手法の結果については、温度が大きく低下し始める 841 秒以降からを ESSC 注入開始時刻 (0 秒) として 300 秒までの時刻歴を図示している。両者を比較すると、冷却に伴い周方向応力が増加する速度はほぼ等しいことが分かる。また、解析により求められた周方向応力の最大値は、残留応力を考慮したケース及び考慮しないケースともに従来評価法に比べて低い結果となった。

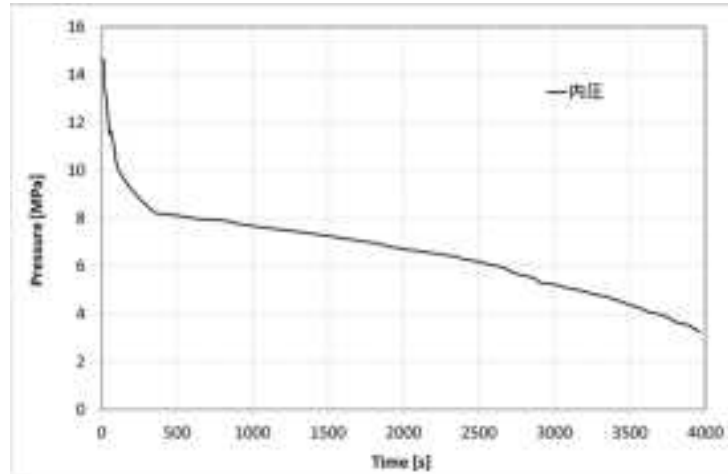


図 2.2.1-72 従来評価に用いられる SBLOCA の過渡事象(内圧)

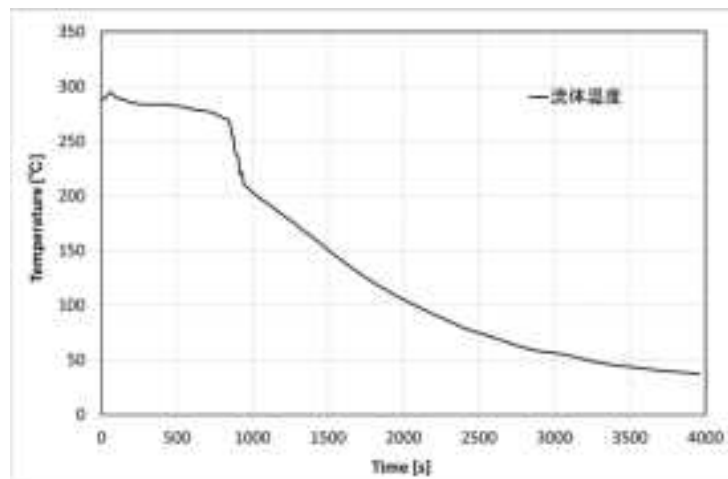


図 2.2.1-73 従来評価に用いられる SBLOCA の過渡事象(温度)

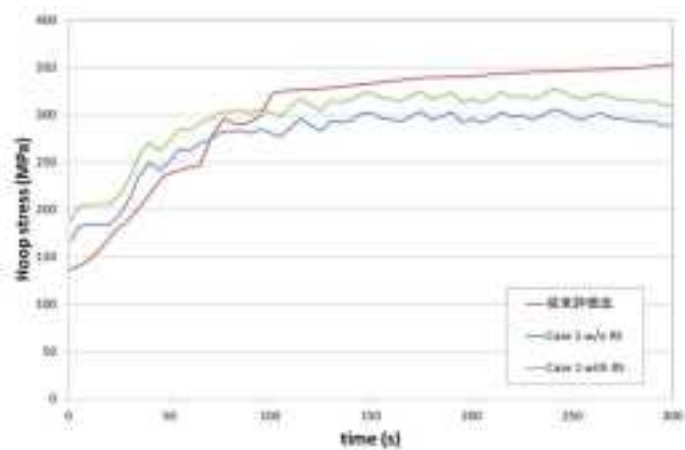


図 2.2.1-74 従来評価法との比較 (き裂想定位置中央表面)

(f) 従来の評価法の保守性検討（圧力について）

前述のとおり、熱流動解析では内圧を 15MPa の一定値として解析を行っている。したがって、その結果を受けて行っている熱応力解析においては、冷却水等の流れに伴う圧力の変動は考慮されているものの、その変動は小さく、ほぼ 15MPa で一定である。そこで本研究では、厚肉円筒を仮定して内圧に伴う周方向応力を算出し、それに熱応力解析により求められる熱応力を足し合わせることで内圧の影響を検討した。内圧が 15MPa、8MPa、図 2.2.1-72 の履歴の場合、及び 0 秒から 300 秒にかけて内圧が 15MPa から 8MPa まで線形的に低下する場合の結果について、図 2.2.1-74 に示した従来評価手法による結果と合わせて図 2.2.1-75 に示す。前項と同様に、従来の評価手法の結果については、温度が大きく低下し始める 841 秒以降からを ESSC 注入開始時刻 (0 秒) として時刻歴を図示している。また、解析結果はいずれも残留応力を考慮したものである。この図から、内圧が 15MPa から 8MPa に低下することにより、周方向応力は 80MPa 程度低下することが分かった。また、図 2.2.1-75 の内圧を考慮した場合については、この時間範囲での内圧の変化が 7.89MPa から 7.49MPa までと小さいため、内圧が 8MPa の場合とほぼ一致する結果となった。内圧が 15MPa から 8MPa まで線形的に低下する場合の周方向応力は、内圧が 15MPa と 8MPa の場合の中間値であった。以上のとおり、解析により求められた周方向応力は、最大値に着目すると従来評価法に比べて低い結果となり、従来評価法はある一定程度の保守性を有することが明らかとなった。

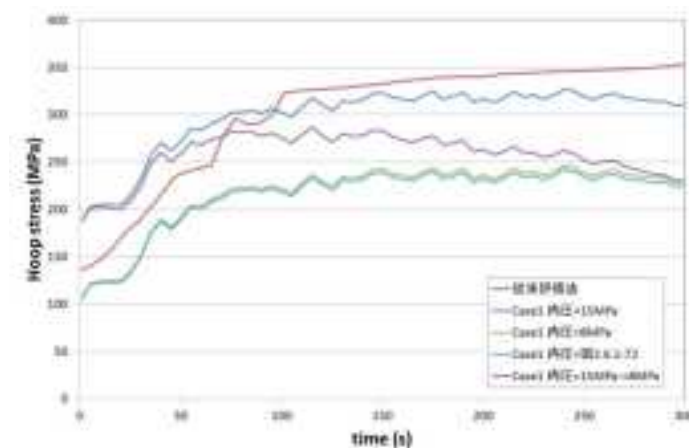


図 2.2.1-75 従来評価法との比較（き裂想定位置中央表面）

以上のとおり、従来の評価法と三次元詳細解析による結果の比較から、従来評価法にはある程度の保守性が存在することが示された。これは、両者の解析モデルが異なること（従来評価法は軸対称モデル）や、熱伝達係数の違い（従来評価法は一定値でかつ保守的に高い値を使用 / 三次元詳細解析では熱流動解析により逐次算出）によるものと考えられる。今後、残留応力（クラッドや突合せ溶接によるもの等）や圧力等の影響について、弾塑性解析を適用した、より詳細な評価に基づく検討が重要である。

2.2.2 想定すべきき裂寸法及び分布

過年度、PFMによる健全性評価の実施を念頭に、米国PTS再評価プロジェクトにおける代表3プラントの欠陥データ作成のための条件概要を整理するとともに、表面欠陥データ作成の考え方について整理を行った。本年度は、RPV炉心領域部における溶接部、母材部、肉盛溶接部の各領域における欠陥データの情報の整理を目的として、米国PTS再評価プロジェクトで使用されたデータと同様の考え方で作成された具体的な欠陥データ事例について調査した(詳細は後述2.4.2(1)想定き裂を参照)。また、これらのデータを用いて、欠陥データに関する感度解析を実施し、表面き裂や大きな内部き裂の存在がき裂貫通頻度に及ぼす影響についての知見を得た(詳細は後述2.4.4感度解析を参照)。

米国PTS再評価プロジェクトにおいては、表面き裂としては保守的にクラッド厚を超える程度のき裂深さを仮定しているが、製造後に供用がキャンセルされた米国の原子炉圧力容器に対する破壊・非破壊検査では、表面欠陥は検出されていない。また、国内の原子炉圧力容器についても、非破壊検査による欠陥検出の事例は報告されていない。現行の日本電気協会規程におけるPTS時の健全性評価に対する想定き裂(深さ10mm,長さ60mmの表面き裂)は米国のデータと比較して保守的な条件であり、より現実的な評価を行う上では、米国の想定き裂に関する考え方の導入が有効であると考えられる。

2.2.3 耐圧機能喪失に関する評価法

(1) き裂伝播停止破壊靱性評価に関する調査

国内の原子炉圧力容器鋼材に対する K_{Ia} 評価の参考とするため、平成 24 年度に引き続き、マスターカーブ法による K_{Ia} 評価等に関して ASME PVP を含む主要な国際会議、学会誌等で発表された文献を調査し、整理した。

1) 文献検索方法

「原子炉圧力容器鋼」、「き裂伝播停止」、「アレスト」、「評価」をキーワードとして国内外で発表された文献の検索を実施した。主要な国際会議 (ASME PVP、SMIRT、Fontevraud 等) や学会誌等で発表された研究成果について、キーワード「crack arrest」を含むものを検索し、原子炉圧力容器の K_{Ia} 評価に関するものを抽出した。

2) 文献検索結果

上記の文献検索の結果、き裂伝播停止靱性 K_{Ia} 評価法に関して記載されたものについて、文献の著者、タイトル、出典等を表 2.2.3-1 に示す。

3) 抽出された文献の概要

平成 25 年度に抽出された 3 件の文献について、以下に概要を示す。

・文献① (Wallin らの文献³⁾ :

図 2.2.3-1 及び図 2.2.3-2 に示すように照射材を含む強度の異なる種々の鋼材に対して破壊靱性データ K_{Jc} データと同様にマスターカーブ法を適用し、 K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の相関性について検討を行っている。

・文献② (M. Kirk らの文献⁴⁾ :

図 2.2.3-3 に示すよう K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の間の相関性について検討し、相関式を作成している。また、Wallin が設定した K_{Ia} 曲線に対して、物理的な考察を実施している。この中では K_{Ic} と K_{Ia} のばらつきに関する傾向の違いについて、そのメカニズムについて考察されている。これ以外にも K_{Ia} の温度依存性について考察している。

・文献③ (M. EricksonKirk らの文献⁵⁾ :

³ K. Wallin, et al, “Master Curve based Correlation between Static Initiation Toughness K_{Ic} and Crack Arrest Toughness K_{Ia} ”, 24th MPA-Seminar, (1998)

⁴ M. Kirk, et al, “A Physics-Based Model for the Crack Arrest Toughness Ferritic Steels”, Fatigue and Fracture Mechanics: 33rd Volume ASTM STP 1417, (2002)

⁵ M. EricksonKirk, et al, “THE INTERRELATIONSHIPS OF K_{Ia} , K_{Ic} , AND J_{Ic} , AND THE IMPLICATIONS OF THESE RELATIONSHIPS ON USE OF FRACTURE MODELS OVER THE RANGES OF HARDENING OBSERVED IN FERRITIC STEELS”, PVP2006-ICPVT-11-93651, (2006)

文献②と同様に K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の間の相関性について検討を行っている。また、き裂発生とき裂停留の関係について Dixon モデルを用いて統計的に評価している。

4) 評価方法に関する課題の整理

平成 25 年度の調査結果及び平成 24 年度までに実施されたき裂伝播停止靱性 (K_{Ia}) 評価法に関する調査結果から、下記に述べる課題について整理した。

(a) 遷移温度領域における K_{Ia} の評価方法に関する調査

小型試験片 (CCA 試験片等) を用いた試験では有効な K_{Ia} データが得られる範囲が限定されており ($K_{Ia} \leq$ 約 $200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の領域)、遷移温度領域におけるデータが取得できない。一方、米国では遷移温度領域の K_{Ia} データとして、大型試験片 (広幅平板、圧力容器、円筒試験片等) により得られた実験データが採用されている。

そこで小型試験片の K_{Ia} データに基づき ASTM E1221-12⁶ の APPENDIX X2 のマスターカーブ法を用いて評価された温度依存性と大型試験片により遷移温度領域で得られた K_{Ia} データとの相関性や K_{Ia} データとして採用することへの妥当性について整理した。米国データについては、原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベース及び大型試験片の結果について記載された以下の文献について調査を実施した。

- NUREG/CR-4249 (ORNL-6163)、” Pressure Vessel Fracture Studies Pertaining to the PWR Thermal-Shock Issue: Experiments TSE-5、TSE-5A and TSE-6”、Oak Ridge、(1985)
- NUREG /CR-6854、”Fracture Analysis of Vessels-Oak Ridge FAVOR v04.1、Computer Code : Theory and Implementation of Algorithms、Methods、and Correlations”、(2004)
- NUREG/CR-5451 (ORNL-6584)、”Crack-arrest Behavior in SEN Wide Plates of Low-Upper-Shelf Base Metal Tested Under Nonisothermal Conditions: WP-2 Series”、Oak Ridge、(1989)

⁶ ASTM E1221-12, “Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness, K_{Ia} , of Ferritic Steels” .

国内データについても発電設備技術検査協会 原子炉压力容器加圧熱衝撃試験 (PTS) の実証試験⁷にて得られている K_{Ia} データの再調査を実施した。

調査結果の概要を以下に示す。図 2.2.3-4 に示すように、米国データの TSE (Thermal-Shock Experiment) 関係の試験結果が NUREG/CR-4249 に報告されている。この中で他の文献にて報告されている BCL 型の小型試験片データに対して設定された 5~95%信頼下限線の範囲内に大型の円筒試験片の結果が位置していることが確認されている。また、小型試験片結果に基づき設定されている ASME の K_{Ia} 曲線に対し大型試験片で得られた K_{Ia} データは上側に位置する傾向となっている。このことから少なくとも大型試験片によりデータが取得されている $T-RT_{NDT} \leq 60^{\circ}\text{C}$ の範囲においては、小型試験片により K_{Ia} を推定することが可能と論じている。

図 2.2.3-5 に示すように、米国データの試験結果が NUREG/CR-6854 に報告されている。図 2.2.3-5 には ASTM E 1221-88⁸ の K_{Ia} に関する条件を満足しないデータが含まれている。ただし、規格制定以前に実施した試験に対しても妥当であるとの工学的判断によりこれらのデータを採用したと記載されている。この中には遷移温度域にて大型試験片で得られたデータも含む 183 点の K_{Ia} データも含まれている。ASME の K_{Ia} 曲線よりも大型試験片で得られた K_{Ia} データは上側に位置する傾向となっている。

図 2.2.3-6 及び図 2.2.3-7 に示すように米国データの WP2 (Wide Plate series 2) 関係の試験結果が NUREG/CR-5451 に報告されている。この中で一部の材料について CCA 型小型試験片と広幅平板大型試験片によるデータが取得されている。ただし、この中では小型試験片と大型試験片の相関関係については論じられていない。

国内では発電技検において実施された PTS プロジェクト⁷にて大型試験が行われている。この中で 3 種類の破壊靱性の異なる A533B C1.1 の板材を圧着圧延することで、板厚方向に靱性勾配を持たせた材料を製作している。そこから大型試験片を加工し、試験に供している。それぞれの板材の小型 CCA 試験片による K_{Ia} データを図 2.2.3-8 に示す。

大型試験は熱衝撃と曲げ荷重により負荷されており、試験経過に伴い 5 回のき裂発生が確認されている。図 2.2.3-9 にき裂の発生状況を示す。ここでは下流側き裂が主き裂、上流側き裂が副き裂と称されている。また、図 2.2.3-10 に主き裂、図 2.2.3-11 に副き裂に対する破面観察結果を示す。主き裂位置ではき裂はいずれも低靱性材である第 1 層にて発生し、第 4 回目のき裂が若干第 2 層に侵入したものの、他はいずれも第 1 層と第 2 層の境界にて停留したと判断されている。また、副き裂については第 1 層と第 2 層の境界にて停留したと判断されている。図 2.2.3-12 及び図 2.2.3-13 に破壊力学評価の結

⁷ 発電設備技術検査協会，溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書 [原子炉压力容器加圧熱衝撃試験] [総まとめ版]，平成 4 年 3 月。

⁸ ASTM E1221-88，“Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness, K_{Ia} , of Ferritic Steels”

果を示す。それぞれ図中の×にてき裂が発生し、○にてき裂が停止したことを示す。K値については、単純化のためき裂形状を下記に示すようにモデル化して評価された値である。

初期き裂

深さ $a=16.9\text{mm}$ 、長さ $2c=119.9\text{mm}$ の半楕円表面き裂

主き裂

き裂①:深さ $a=16.9\text{mm}$ 、長さ $2c=119.9\text{mm}$ が深さ 19mm の 2次元き裂になったものとしてモデル化

き裂②:深さ 19mm の 2次元き裂が深さ 32mm の 2次元き裂になったものとしてモデル化

き裂③:深さ 19mm の 2次元き裂が深さ 32mm の 2次元き裂になったものとしてモデル化

き裂④:深さ 19mm の 2次元き裂が深さ 32mm の 2次元き裂になったものとしてモデル化

き裂⑤':深さ 32mm の 2次元き裂が深さ 50mm の 2次元き裂になったものとして安全側にモデル化

副き裂

き裂⑤:深さ $a=32\text{mm}$ 、長さ $c=278\text{mm}$ の半楕円表面き裂が深さ 32mm の 2次元き裂になったものとしてモデル化

第 1 回のき裂伝播は低靱性材である第 1 層の K_{Ic} の下限に近い領域で生じており、き裂伝播停止は第 1 層の K_{Ia} データのばらつきの範囲内で生じている。この結果から脆性き裂が発生しても $K_I \leq K_{Ia}$ ならば板厚内でき裂伝播停止することが検証されたと報告されている。

日本溶接協会における HST 委員会の報告書^{9, 10, 11}では、図 2.2.3-14 に示すように ESSO 試験及び大型 MRL 試験にて得られる K_{Ia} は標準 MRL 試験による K_{Ia} の下限値となることが述べられている。この理由として ESSO 試験は温度勾配型の試験方法であり、温度勾配に従う不均一な材料靱性中でエネルギーを加速度的に失い停止に至る。一方、MRL 試験片

⁹日本溶接協会 原子力研究委員会 7HST 小委員会，“原子力压力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究”，昭和 53 年 10 月。

¹⁰日本溶接協会 原子力研究委員会 8HST 小委員会，“原子力压力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究”，昭和 54 年 11 月。

¹¹日本溶接協会 原子力研究委員会 9HST 小委員会，“原子力压力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究(Ⅲ) 成果報告書”，昭和 56 年 1 月。

のような応力勾配型では温度が一定であり、均一な材料中でエネルギーを平均的に失い停止に至る。そのため、停止位置の温度を基準としてK値を評価すると、温度勾配型であるESSO試験片の方が停止に至るまでのエネルギー減少は小さくK値も低めに評価されると記載されている。ここで図中の標準MRL試験のプロットはASTM E 1221-88⁸の判定にてスクリーニングされる前のデータである。

以上の調査結果から、同一材料で小型試験片と大型試験片の両方で試験が実施されている結果について整理したものを図2.2.3-15に示す。ここでは国内データ(4鋼種)と米国のWP2についてT-RT_{NDT}で整理した。これらの試験結果から、一部の温度域で小型試験片と大型試験片のK_{Ia}が重なっており、連続的な挙動を示しているように認められる。さらに米国のWP2の一部のデータについては、小型試験片の結果からマスターカーブ法に基づいて設定したT_{KIa}による温度依存性が算出可能なことから、評価を実施した。図2.2.3-16に小型試験片で得られたK_{Ia}から設定されるマスターカーブと大型試験片で得られたK_{Ia}の関係を示す。小型試験片データにマスターカーブ法を適用して設定した5~95%信頼線の範囲内に大型試験片のデータは位置していることがわかる。

(b) K_{Ia}へのマスターカーブ法の適用性に関する調査

監視試験カプセルに含まれている試験片の寸法には制約があるため、照射材に対してK_{Ia}試験を行うことにより直接的にK_{Ia}データを取得することは現実的には難しい。そこで破壊靱性K_{Jc}のマスターカーブより得られる参照温度T₀とK_{Ia}に対する参照温度T_{KIa}との相関性を利用して推定を行う方法^{3,4,5}が提案されていることから、K_{Ia}データへのマスターカーブ法適用に関する妥当性について調査を行った。

調査の結果、K_{Ia}データに対する温度依存性の曲線に関しては、Wallin³が強度の異なる種々の鋼材のK_{Ia}に対して破壊靱性K_{Jc}の場合と同様にマスターカーブ法を適用し、K_{Jc}に対する参照温度T₀とK_{Ia}に対する参照温度T_{KIa}の間の相関性について検討を行い、式(2.2.3-1)を提案している。

$$\Delta T = T_{KIa} - T_0 = \exp \{ 5 - (T_0 + 273) / 136.3^\circ\text{C} + \sigma_y / (683.3\text{MPa}) \} \quad (2.2.3-1)$$

また、EricksonKirk⁵もT₀とT_{KIa}の間の相関性について検討を行い、式(2.2.3-2)を提案している。

$$T_{KIa} = T_0 + 44.1 \cdot \exp \{ -0.006 \cdot (T_0) \} \quad (2.2.3-2)$$

前掲の図2.2.3-1及び図2.2.3-2に示すように、T₀が高くなるほどT₀とT_{KIa}との差が小さくなる傾向が認められる。すなわち、原子炉圧力容器鋼の中性子照射脆化を想定した場合、照射脆化によりT₀が高くなるにつれてK_{Jc}とK_{Ia}の曲線が相対的に近づくことを

示している。これらの相関関係を用いることで、 K_{Jc} に対する参照温度 T_0 から K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} を推定することが可能となる。

K_{Jc} に対するマスターカーブ法を K_{Ia} データに適用することの妥当性を確認するため、 K_{Ia} データの分布傾向について文献を整理した。Wallin は図 2.2.3-17 に示すように米国の 72W/73W(照射/未照射材含む)、PTSE 1/2 等の試験結果を用いて、マスターカーブ法にて K_{Ia} データを評価する方法³を提案している。この中で K_{Ia} のばらつきは対数正規分布に従うことを確認している。また、図 2.2.3-18 に K_{Ic} と K_{Ia} を比較した結果⁵を示す。この結果、 K_{Ic} のばらつきがワイブル分布に従うのに対して、 K_{Ia} のばらつきは対数正規分布に従うことが確認されている。

更に M.Kirk らは K_{Ia} の方が K_{Ic} よりもばらつきが小さくなる理由として、き裂発生や停止に影響する欠陥の大きさや分布が影響すると述べている⁴。き裂停留が欠陥クラスターや転位等ナノサイズの因子により決定されるのに対して、き裂発生は双晶や結晶粒界などサブマイクロサイズの因子により決定されると考えられている。き裂停留がナノサイズの因子により決定される場合、き裂先端での大きさや分布が局所的になるため、 K_{Ia} のばらつきも小さくなると考えられると述べている。

また、国内では火力原子力発電技術協会 構造技術委員会 K_{IR} 検討会¹²で K_{Ia} データについて 5°C ピッチのグループに分類し、ワイブル分布(最小 K 値を 20MPa \sqrt{m} に固定)及び正規分布を仮定して評価を実施している。この結果、表 2.2.3-2 及び図 2.2.3-19 に示すように K_{Ia} データは両分布とも比較的良くフィッティングする傾向があることが確認されている。データが 5 点以上ある場合の傾きの係数 b はほぼ 4 以上であり、ばらつきが小さいことを示している。

相関式に対する降伏強さ σ_y の影響についても調査した。Wallin の相関式は降伏応力 σ_y の項が式(2.2.3-1)中に組み込まれおり、降伏応力 σ_y 、 T_0 、 T_{KIa} の関係から構成されている。一方、EricksonKirk の相関式には降伏応力 σ_y に関する項は組み込まれておらず、 T_{KIa} 、 T_0 の関係から構成されている。そこで降伏応力の範囲を区分し、各相関式を用いて T_0 から推定される T_{KIa} と試験より得られた T_{KIa} の差に対する標準偏差について整理した。ここでは Wallin が評価に用いたデータを用いて $\sigma_y < 500\text{MPa}$ 、 $500 \leq \sigma_y < 599\text{MPa}$ 、 $\sigma_y \geq 600\text{MPa}$ の 3 種類に区分して評価した。評価結果を表 2.2.3-3 及び図 2.2.3-20 に示す。Wallin の相関式の方が EricksonKirk の相関式よりも、一部の条件で若干標準偏差が小さい結果となっている。降伏応力の補正が考慮されている分、評価精度が高まっていると推定される。

¹²火力原子力発電技術協会，”構造基準委員会 K_{IR} 検討会活動報告書(最終年度)[第一種容器の破壊靱性規定策定]” 平成 8 年 3 月。

表 2.2.3-1 き裂伝播停止靱性(K_{Ia})に関する調査において抽出した文献リスト

文献 番号	著 者	タイトル	出 典	備 考
①	K. Wallin and R. Rintamaa、	Master Curve based Correlation between Static Initiation Toughness K_{Ic} and Crack Arrest Toughness K_{Ia}	24 th MPA-Seminar (1998)	
②	M. Kirk、M. Natishan and M Wagenhofer	A Phycis-Based Model for the Crack Arrest Toughness Ferritic Steels	Fatigue and Fracture Mechanics:33 rd Colume ASTM STP 1417、 (2002)	
③	Marjorie EricksonKirk、 Mark EricksonKirk and T. Williams	THE INTERRELATIONSHIPS OF K_{Ia} 、 K_{Ic} 、 AND J_{Ic} 、 AND THE IMPLICATIONS OF THESE RELATIONSHIPS ON USE OF FRACTURE MODELS OVER THE RANGES OF HARDENING OBSERVED IN FERRITIC STEELS	PVP2006-ICPVT-11-9365 1、 (2006)	

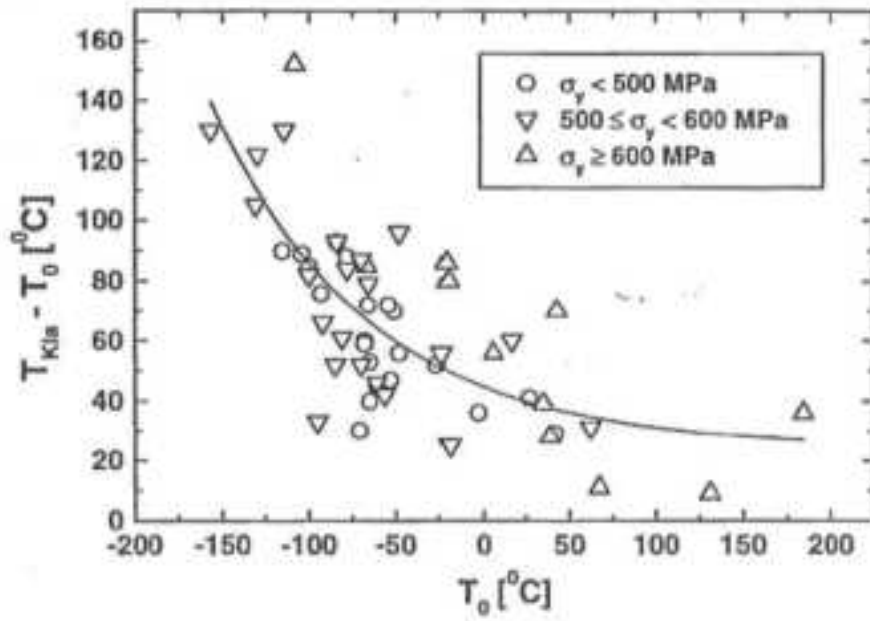


図 2.2.3-1 T_0 と T_{KIa} の相関性に関する Wallin らの検討結果³

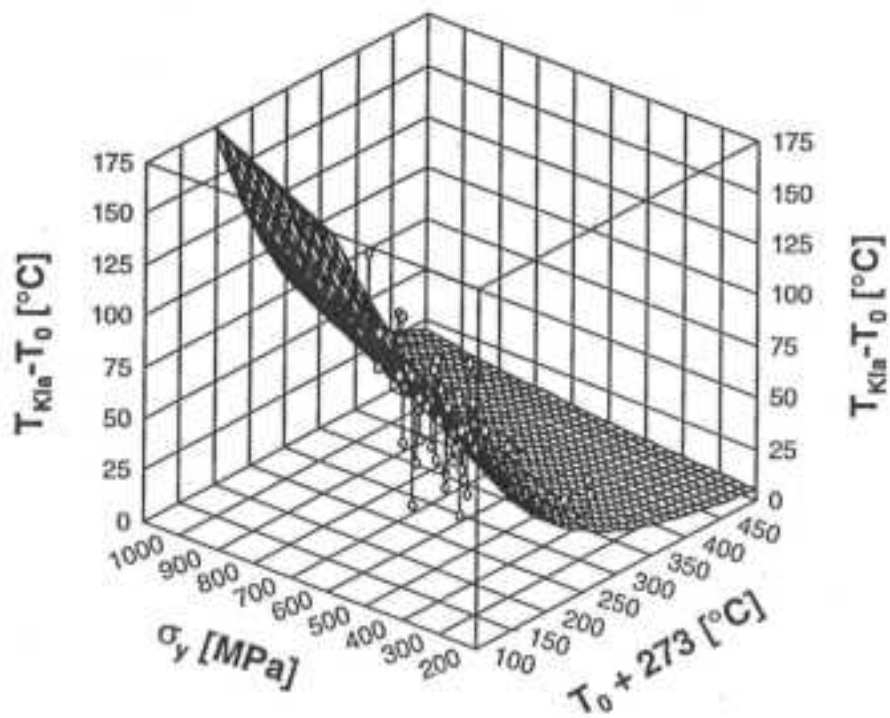


図 2.2.3-2 T_0 と T_{KIa} の相関性に関する Wallin らの検討結果³

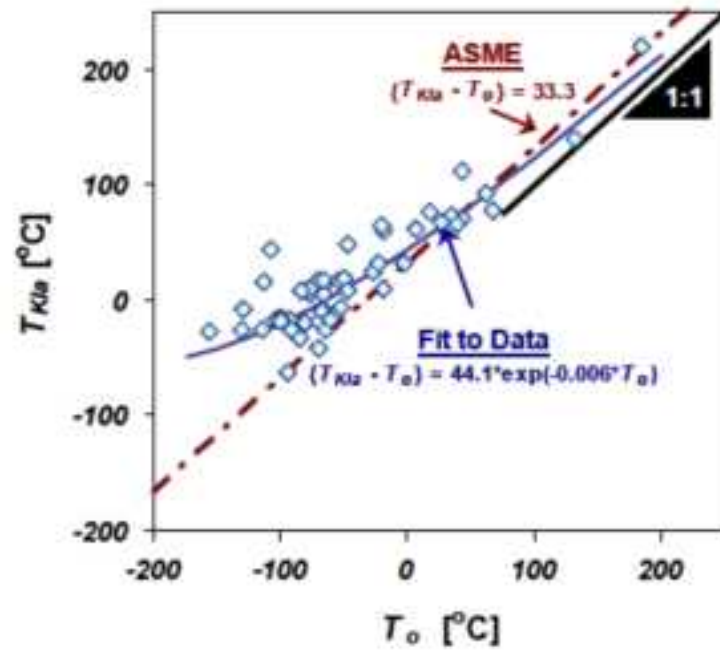


図 2.2.3-3 \$T_o\$ と \$T_{KIa}\$ の相関性に関する EricksonKirk らの検討結果⁴

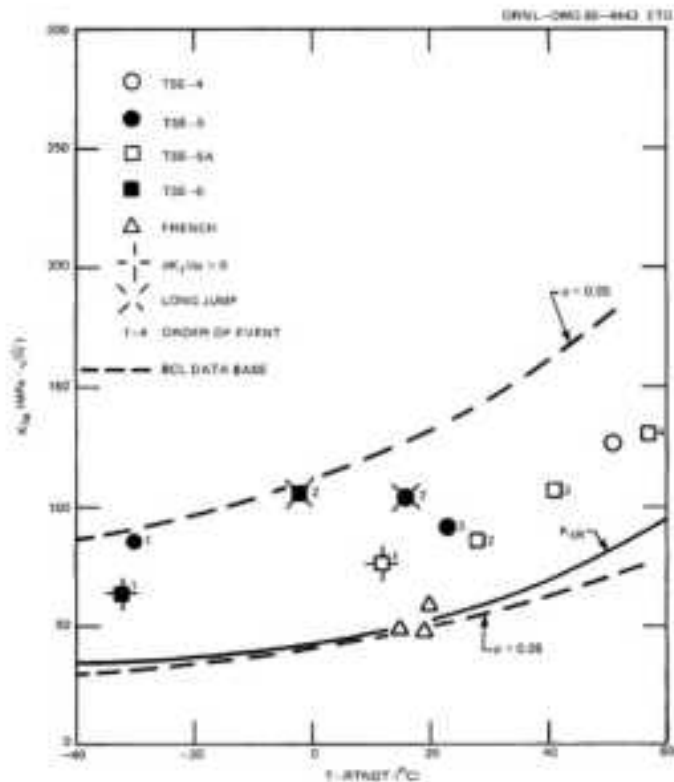


Fig. 11.3. Comparison of small-specimen and large-specimen \$K_{Ia}\$ data.

図 2.2.3-4 小型試験片と大型試験片で得られた \$K_{Ia}\$ データと \$T-RT_{NDT}\$ の関係

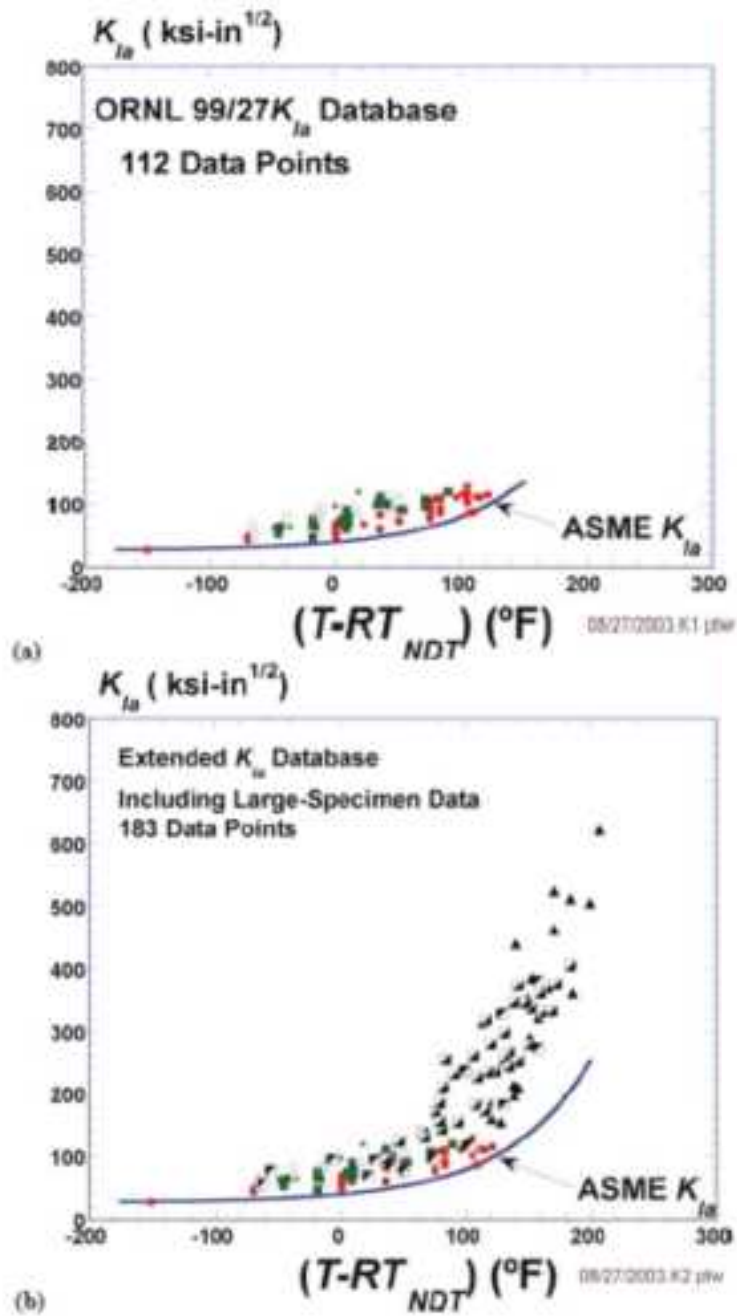


図 2.2.3-5 小型試験片と大型試験片によるデータ傾向の比較

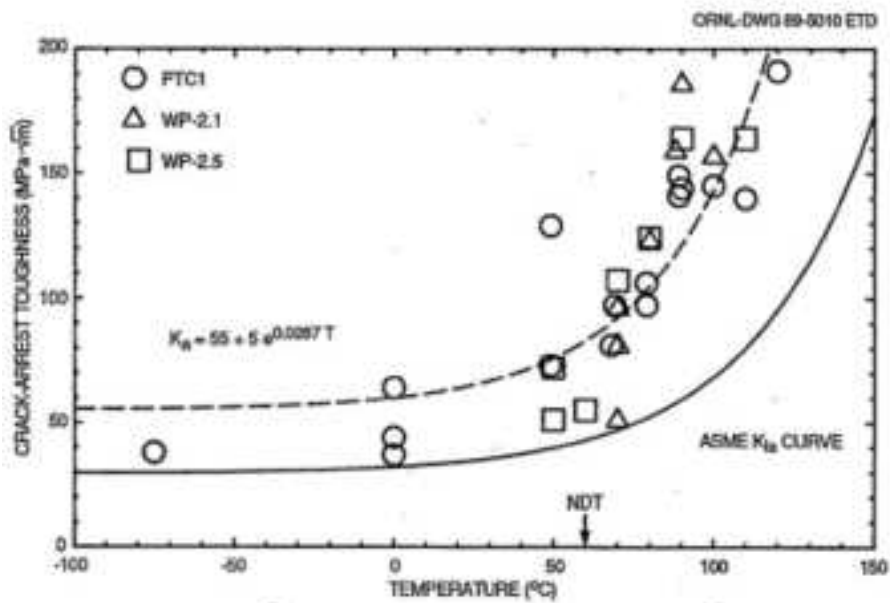


図 2.2.3-6 小型試験片による K_{Ia} データ

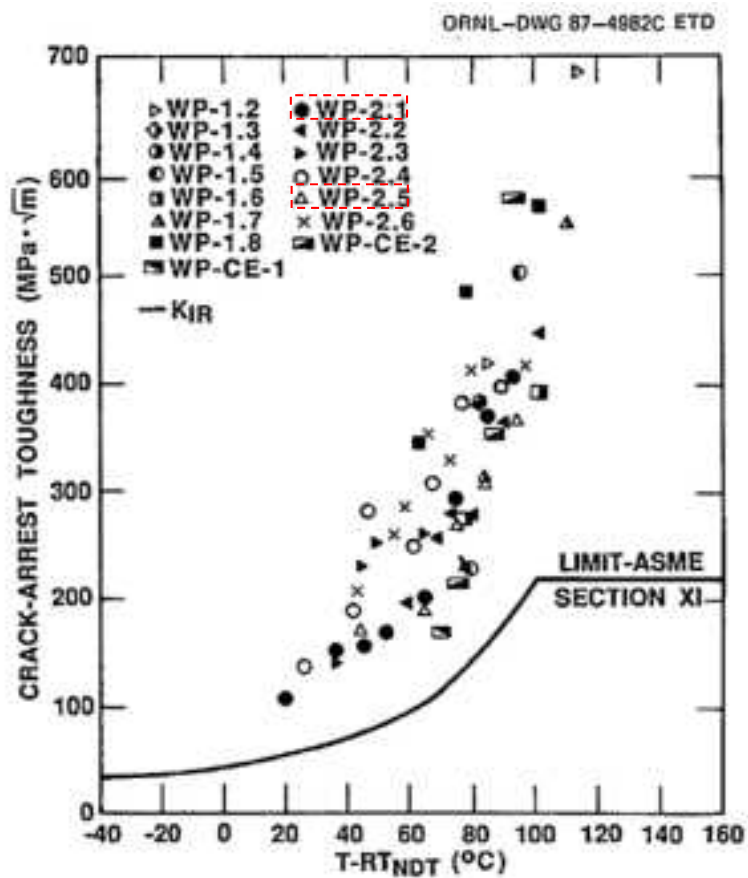


図 2.2.3-7 広幅平板大型試験片による K_{Ia} と $T-RT_{NDT}$ の関係

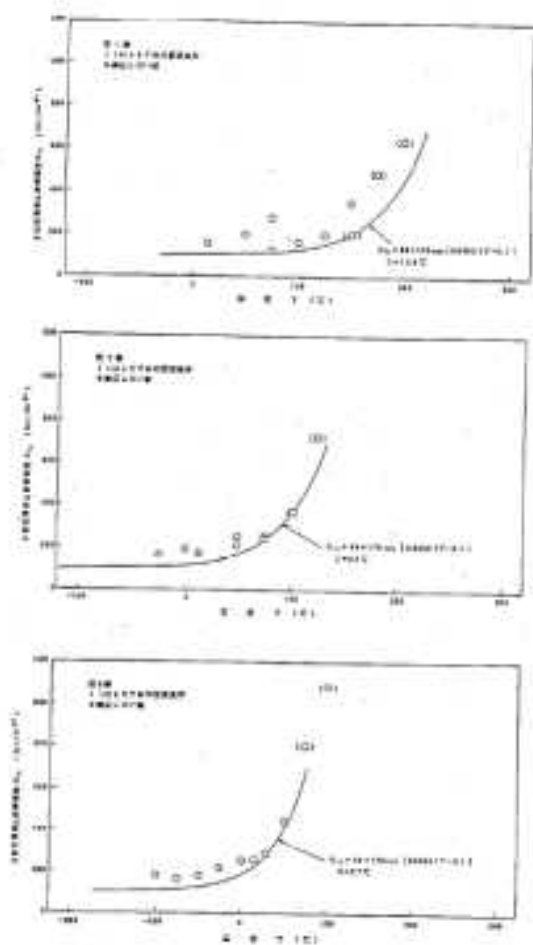


図 2.2.3-8 板厚方向靱性勾配材の各材料の K_{Ia} データ⁷

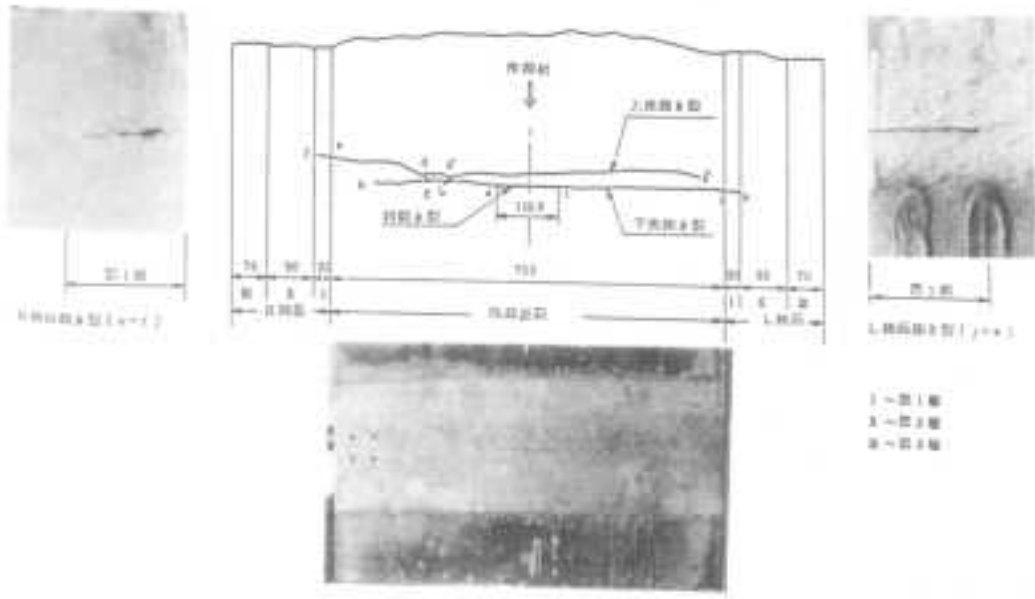
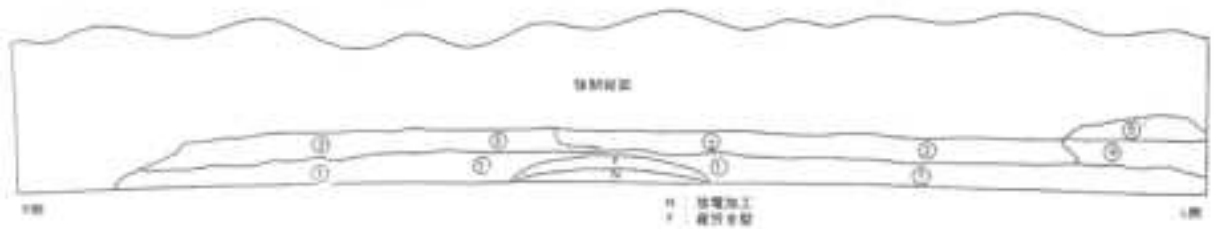


図 2.2.3-9 大型 PTS 試験片のき裂の発生状況⁷



(a) 破面状況



(b) き裂伝播停止状況

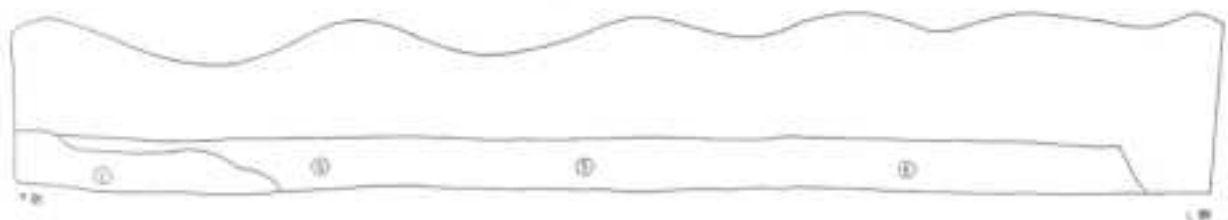
①～⑤

試験経過に伴い進展したき裂状況

図 2.2.3-10 大型 PTS 試験片の主き裂のき裂伝播停止状況⁷



(a) 破面状況



(b) き裂伝播停止状況

①、⑤

試験経過に伴い進展したき裂状況

図 2.2.3-11 大型 PTS 試験片の副き裂のき裂伝播停止状況⁷

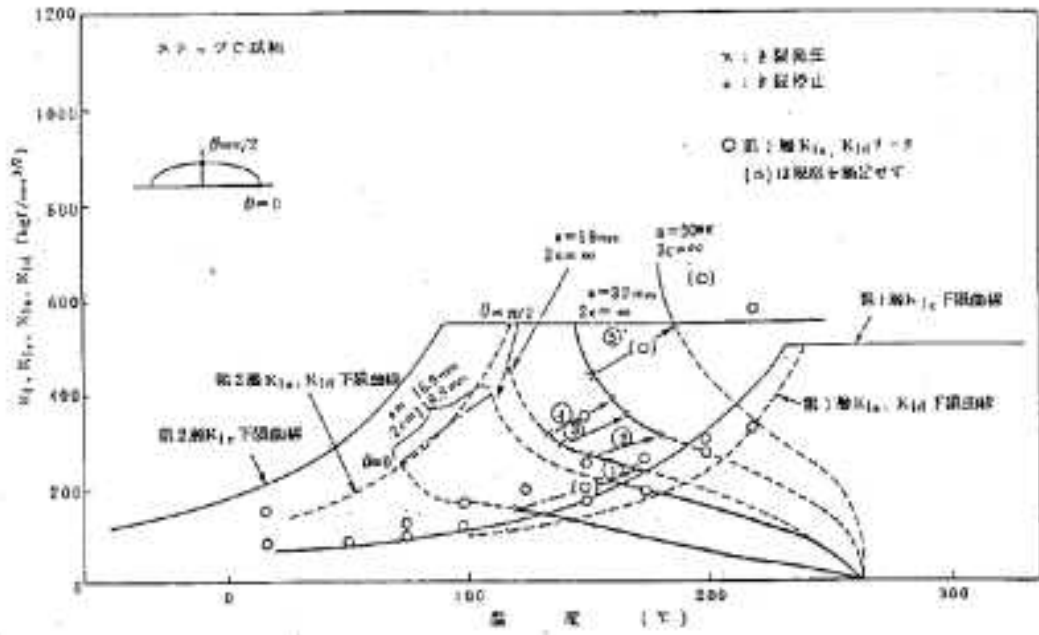


図 2.2.3-12 大型 PTS 試験片の主き裂に対するき裂伝播停止に伴う PTS 状態遷移曲線の変化⁷

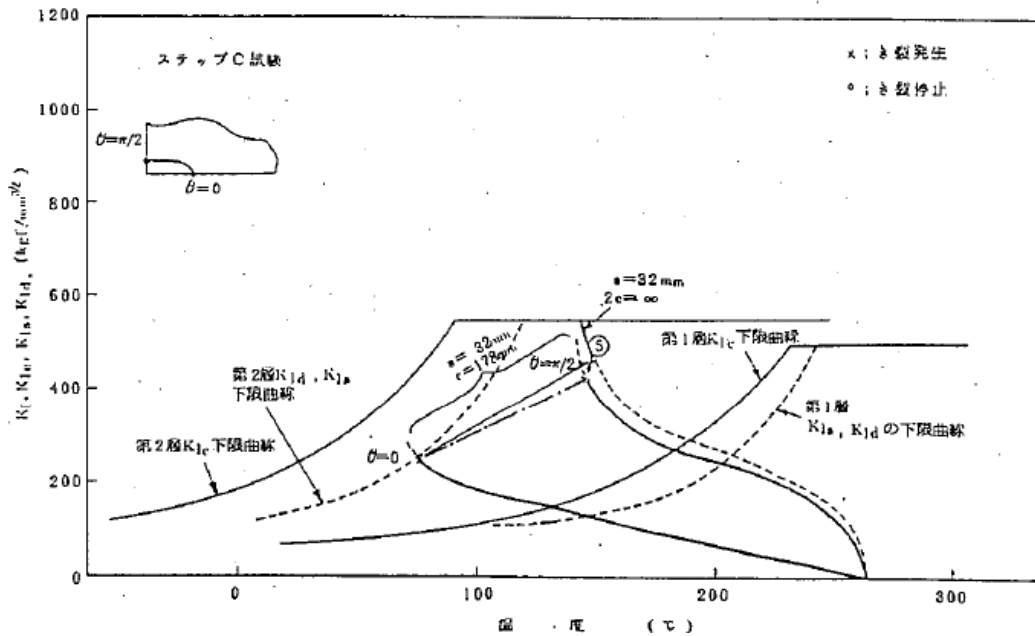


図 2.2.3-13 大型 PTS 試験片の副き裂に対するき裂伝播停止に伴う PTS 状態遷移曲線の変化⁷

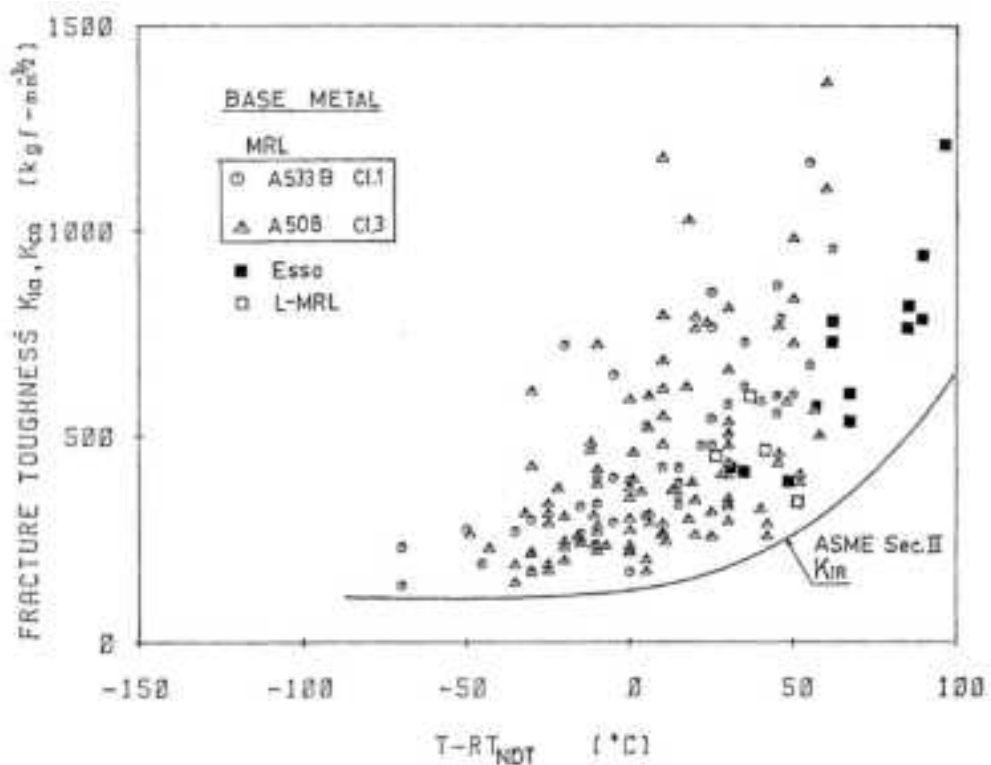


図 2.2.3-14 MRL 試験片と ESSO 試験及び大型 MRL 試験片で得られた K_{Ia} 、 K_{Ic} データと $T-RT_{NDT}$ の関係^{9, 10, 11}

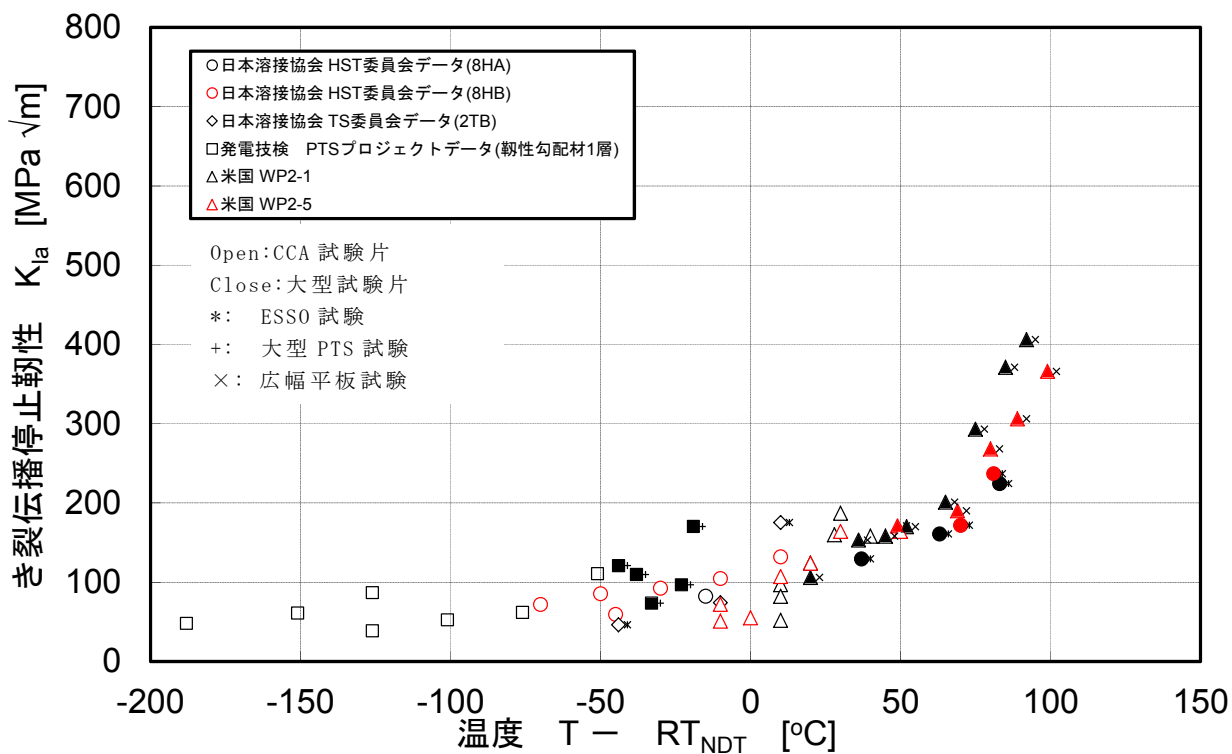


図 2.2.3-15 同一材料における小型試験片と大型試験片による試験結果の比較

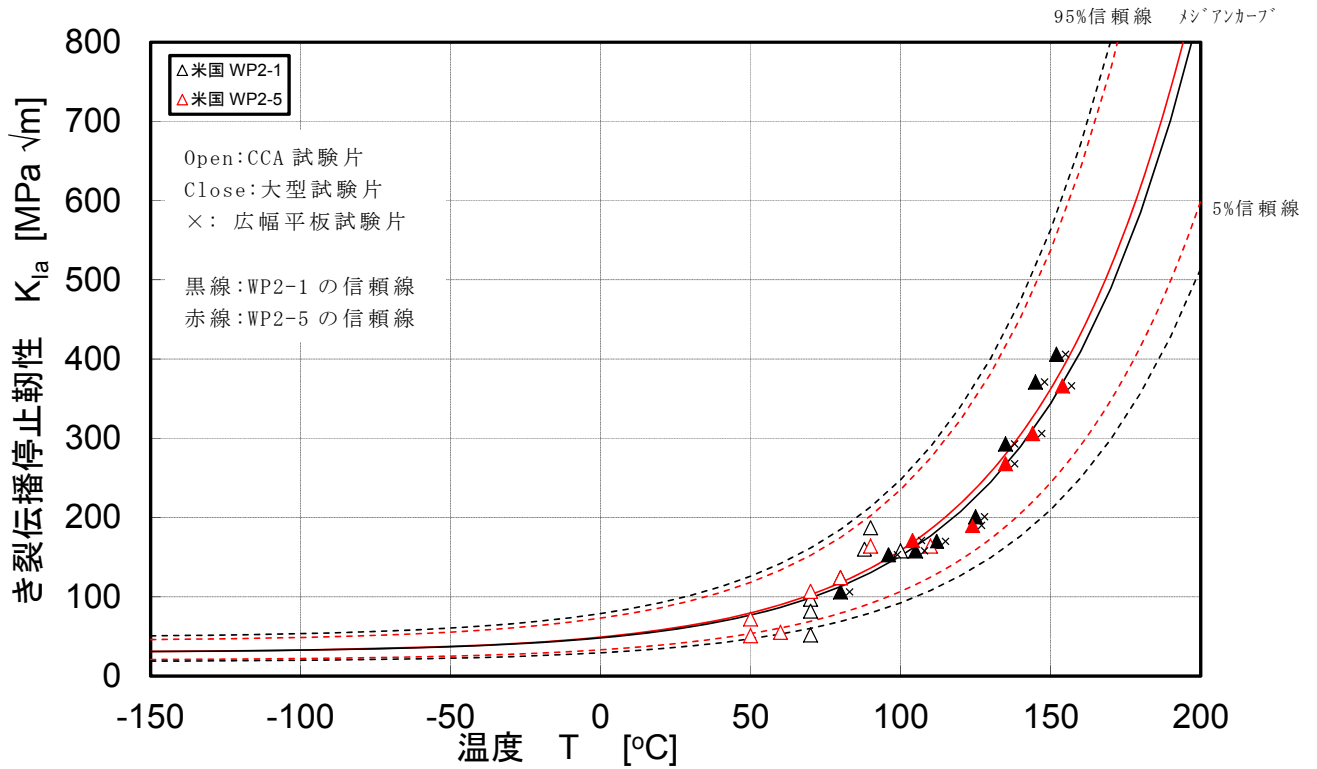


図 2.2.3-16 小型試験片で得られた K_{Ia} から設定されるマスターカーブと大型試験片で得られた K_{Ia} との比較

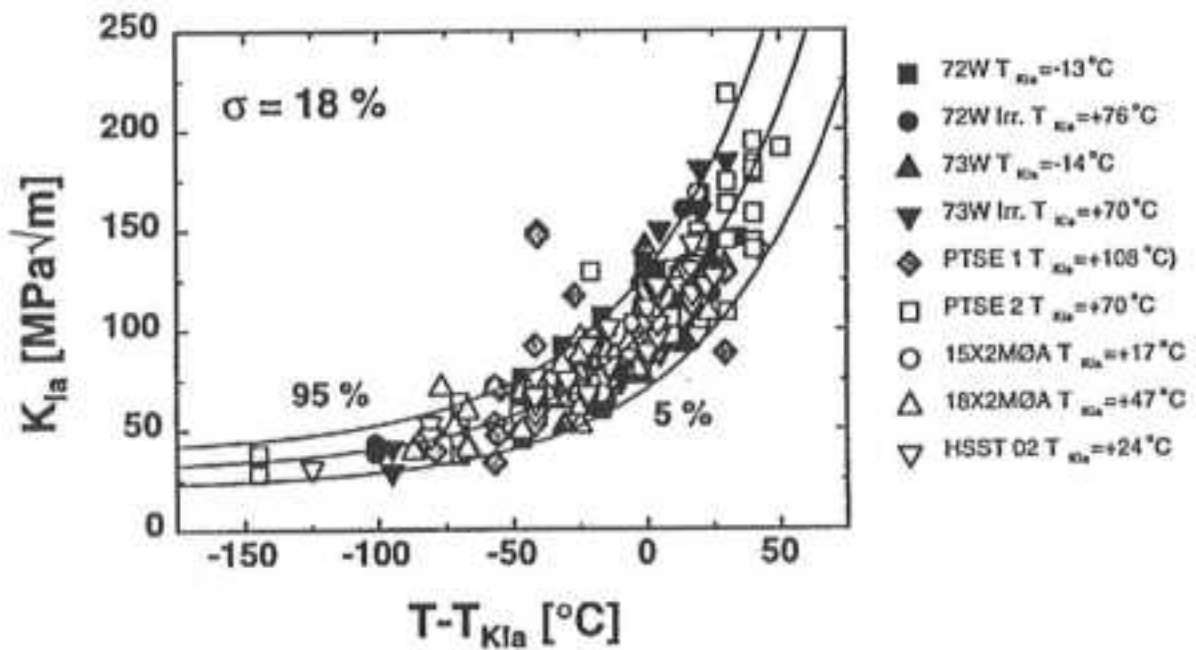


図 2.2.3-17 K_{Ia} の温度依存性とばらつきの関係³

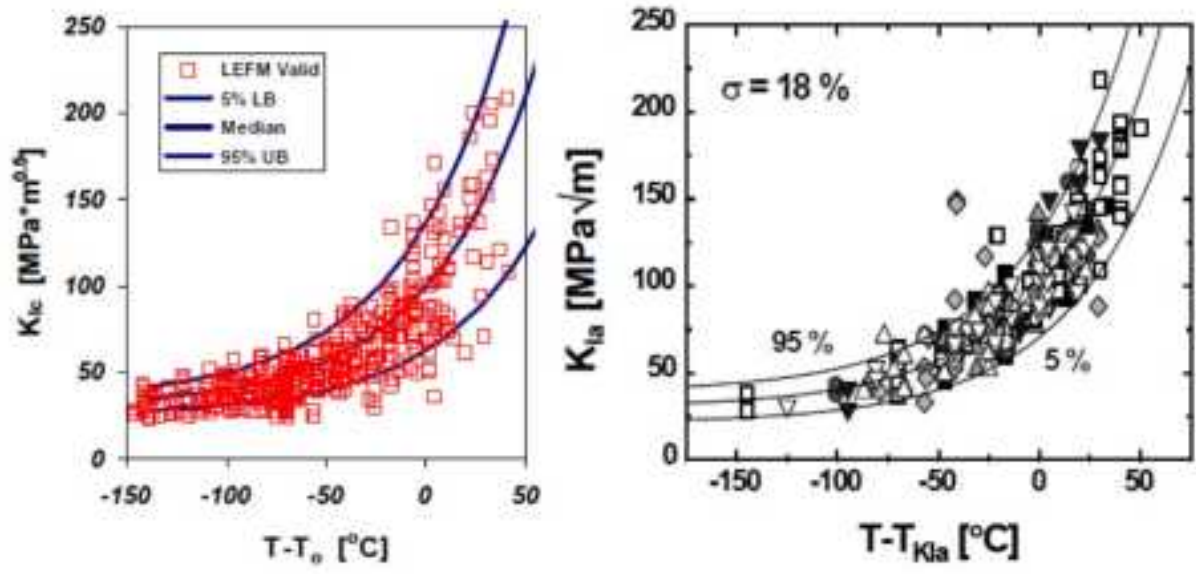


図 2.2.3-18 K_{Ic} と K_{Ia} のばらつき傾向の比較⁵

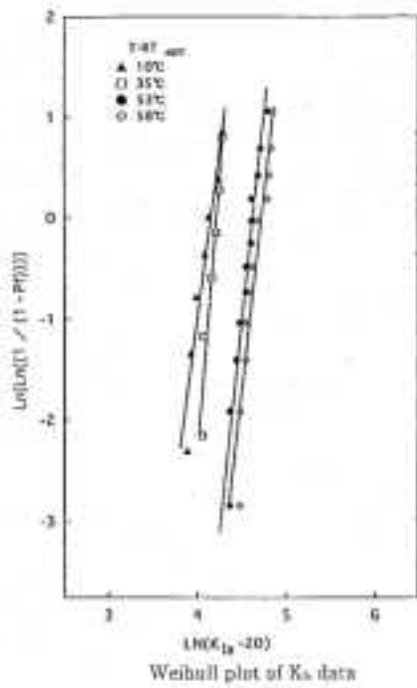
表 2.2.3-2 火力原子力発電技術協会 構造技術委員会 KIR 検討会の K_{Ia} の統計解析結果

12

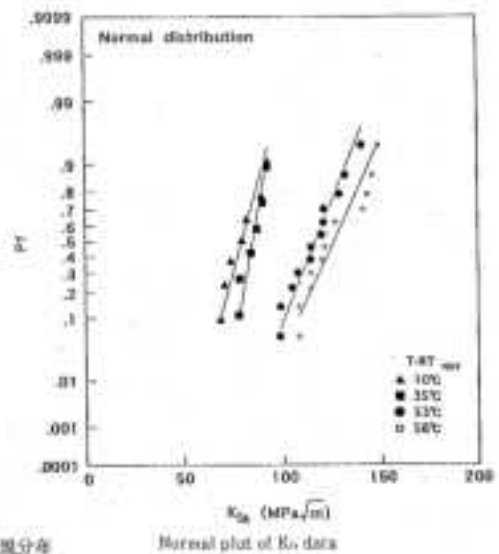
④ 母材・溶接金属

T-RT _{max} の 範囲 (°C)	加温		データ数	加温 K_{Ia} カーブ (MPa \sqrt{m})	ワイブル分布 (MPa \sqrt{m})				正規分布 (MPa \sqrt{m})					注)		
	最小	最大			平均値 (°C)	K0	b	固定 K_{Ia} に相当 する破壊確率	5%	10%	平均値	標準偏差	固定 K_{Ia} に相当 する破壊確率		5%	10%
								破壊確率	破壊確率	破壊確率	μ	σ	破壊確率		破壊確率	破壊確率
25	29	38	12	103.8	132.7	7.66	10	96.5	134.0	326.1	16.8	7	131.7	177.1		
30	34	35	12	94.2	121.3	8.15	7	91.3	97.8	118.8	33.0	4	95.4	100.1		
40	40	40	4	74.8	105.8	3.56	12	61.4	69.0	98.6	35.8	13	67.7	74.3	参考	
25	31	31	7	69.0	92.2	7.41	3	68.3	73.4	88.0	6.31	2	72.4	75.8		
30	30	30	12	64.0	94.5	3.82	3	64.7	70.6	89.1	13.0	3	67.8	72.4		
30	33	21	3	58.4	72.3	6.89	9	33.5	51.3	60.0	3.28	4	56.9	59.8	参考	
9	13	18	8	49.4	82.9	7.32	<1	61.9	66.3	79.2	6.61	<1	63.8	66.1		
1	1	5	14	46.8	78.7	2.34	1	34.3	59.1	76.3	11.1	<1	58.1	60.1		
-1	-1	-4	6	43.0	71.0	4.26	2	47.9	53.8	67.1	8.28	<1	53.5	56.3		
-4	-4	-4	3	41.3	74.4	3.79	3	43.8	49.2	68.9	14.0	2	43.8	50.8	参考	
-13	-12	-15	7	29.3	63.7	5.27	1	45.7	46.2	60.5	7.51	<1	48.1	50.8		
-22	-26	-21	23	28.0	76.3	4.31	1	48.2	53.8	71.2	13.6	1	48.8	53.8		
-30	-27	-29	8	26.3	67.1	3.16	3	38.4	43.1	62.0	13.1	3	48.2	43.0		
-40	-37	-40	6	24.5	61.2	8.28	<1	48.7	51.4	59.0	4.77	<1	51.3	52.8		
-47	-45	-46	15	23.9	60.7	4.21	1	40.1	41.8	57.0	9.92	1	48.7	44.3		
-53	-52	-53	7	23.0	64.9	6.88	<1	48.4	52.3	62.2	6.26	<1	51.9	54.2		
-63	-62	-64	7	22.1	62.5	4.20	<1	41.0	44.9	56.6	6.89	<1	44.6	47.7		
-73	-78	-78	13	21.7	66.4	4.85	1	39.4	43.2	56.6	9.79	1	43.5	46.1		
-80	-77	-78	5	21.2	58.3	4.32	1	35.3	38.1	47.7	6.26	<1	37.4	39.8	参考	

注) データ数が3点以下の場合は参考値にとする



a) ワイブル分布



b) 正規分布

図 2.2.3-19 K_{Ia} データをワイブル分布と正規分布にプロットした例¹²⁾

表 2.2.3-3 降伏応力範囲別の T_0 から各相関式を用いて推定される T_{KIa} と試験より得られる T_{KIa} の差に対する標準偏差の関係

降伏応力 σ_y (MPa)	データ 数	標準偏差 σ (°C)	
		Wallin の 相関式	EricksonKirk の 相関式
<500	21	14.5	13.8
500~599	21	21.1	21.9
≥ 600	11	23.1	25.1

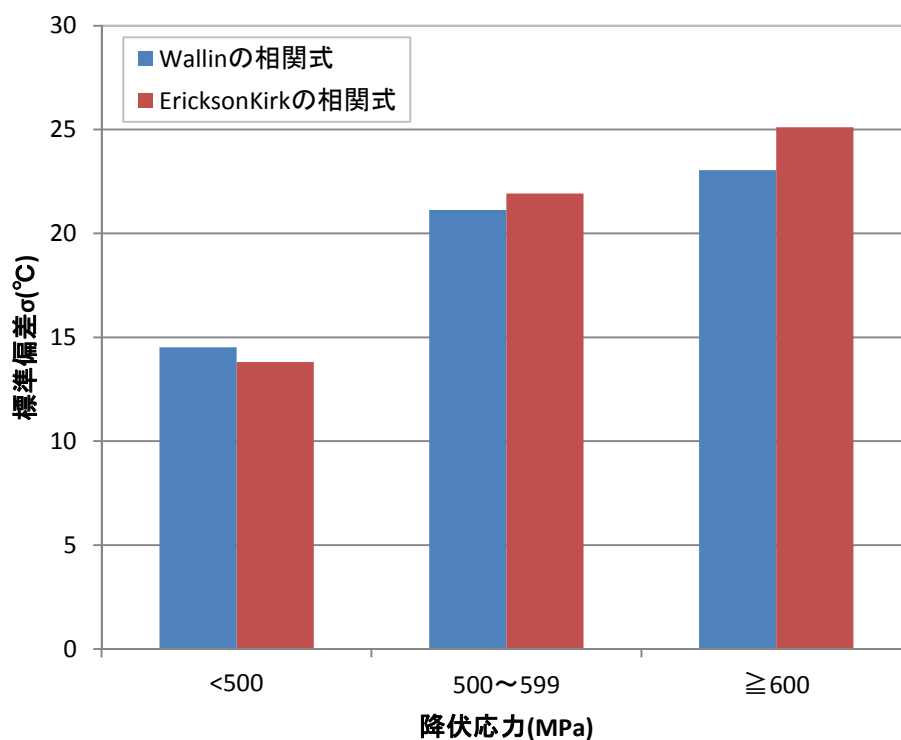


図 2.2.3-20 降伏応力範囲別の T_0 から各相関式を用いて推定される T_{KIa} と試験より得られる T_{KIa} の差に対する標準偏差の関係

(2) 国内の原子炉容器鋼材に対する K_{Ia} 曲線の検討

平成24年度は原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データに関して収集・整理を行い、 K_{Ia} 曲線の検討及びばらつきの評価を行っている。また、 K_{Ia} データの比較的多い鋼種については、ASTM E1221-12⁶のAPPENDIX X2に従ってマスターカーブ法を適用し、 K_{Ia} データに対する参照温度 T_{KIa} を評価するとともに、破壊靱性 K_{Jc} に対する参照温度 T_0 との関係について評価を行っている。

平成25年度はCCA試験片等を含む小型試験片をベースに、マスターカーブ法等を適用して設定した K_{Ia} 曲線と、ESSO試験等の大型試験片により遷移温度領域で取得された K_{Ia} データとの相関性を利用して、適切な K_{Ia} 曲線の検討を行った。

K_{Ia} 曲線の検討には平成24年度に引き続き、(1)にて調査した結果を参考にして、① K_{Ia} データにマスターカーブ法を適用して T_{KIa} を評価し、 T_0 と T_{KIa} の相関関係から設定する手法や、②落重試験と衝撃試験より得られる関連温度 RT_{NDT} をベースにして設定する手法を検討した。

1) 評価に使用するデータベース

平成24年度に国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データとして、系統的に K_{Ia} 試験が実施されている表2.2.3-4に示す以下のプロジェクト及び委員会のデータを収集・整理している。

国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベース

- ・ 日本溶接協会 HST委員会 (7HST、8HST、9HST小委員会)データ^{9,10,11}
- ・ 発電技術検査協会 原子炉容器加圧熱衝撃試験 (PTS)データ⁷
- ・ 火力原子力発電技術協会 構造技術委員会KIR検討会データ¹²
- ・ 日本溶接協会 TS委員会 (0TS、1TS、2TS小委員会)データ^{13,14,15}

これらのデータについて K_{Ia} 試験に関する規格であるASTM E1221-88⁸の基準にしたがって、データを精査し、スクリーニングを実施している。これらデータのスクリーニング後の結果を図2.2.3-21～図2.2.3-22に示す。また、これらデータには日本溶接協会HST委員会及びTS委員会において実施されたESSO試験のデータも含めている。 K_{Ia} データにESSO試験結果を加えたデータベースについて、試験温度 T で整理した結果を図2.2.3-23に、 $T-RT_{NDT}$ で整理した結果を図2.2.3-24にそれぞれ示す。

また、海外の原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベースとして米国でORNLを中心として取

¹³ 日本溶接協会 原子力研究委員会 0TS 小委員会，“軽水炉圧力容器ノズル部の熱衝撃に関する研究 成果報告書” (JWES-AE-8202)，昭和 57 年 3 月。

¹⁴ 日本溶接協会 原子力研究委員会 1TS 小委員会，“軽水炉圧力容器ノズル部の熱衝撃に関する研究 (Ⅱ) 成果報告書” (JWES-AE-8301)，昭和 58 年 1 月。

¹⁵ 日本溶接協会 原子力研究委員会 2TS 小委員会，“軽水炉圧力容器ノズル部の熱衝撃に関する研究 (Ⅲ) 成果報告書” (JWES-AE-8319)，昭和 58 年 12 月。

得された K_{Ia} データ^{16,17,18}について再調査した。米国のデータについて $T-RT_{NDT}$ で整理した結果を図2.2.3-25に示す。 K_{Ia} データベースに変更はないものの、一部鋼種(WP2-1、WP2-5、72W、73W)¹⁸の T_0 が確認されたことから、以降の評価に反映した。また、図2.2.3-26に国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データと米国の K_{Ia} データベースとの比較結果を示すが、ESSO試験データを加えた場合でも国内の K_{Ia} データベースは米国のデータベースと比べて高温側のデータが若干少ない傾向となっている。

更に、近年ドイツにて実施されたCARISMA (Crack Initiation and Arrest of Irradiated Steel Materials、2004～2008年)とその後継であるCARINA (Characteristics of Irradiated German RPV Materials) 2008～2012年)にて原子炉圧力容器鋼の K_{Ia} データ^{19,20,21}が取得され、図2.2.3-27に示すような結果が報告されている。 K_{Ia} 曲線の評価を実施するための材料別の K_{Ia} データ(試験温度、 K_{Ia} 値)とともに、試験片(採取位置、採取方向)、機械的性質(引張特性、衝撃特性)等の情報について不明確な点も多く、データを精査してスクリーニングすることが困難である。そのため、以降の評価では傾向を確認するために使用し、 K_{Ia} 曲線の設定には使用しないこととした。

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

平成24年度にはWallinの K_{Jc} に対する参照温度 T_0 と K_{Ia} に対する参照温度 T_{KIa} の相関性を用いて、マスターカーブ法により T_0 が評価されており、且つ、有効な K_{Ia} データが6個以上存在する鋼種に対して、 K_{Ia} データにマスターカーブ法を適用して T_{KIa} を評価し、 T_0 と T_{KIa} との間の相関関係について検討を行っている。なお、 K_{Ia} データへのマスターカーブ法による評価については、ASTM E1221-12⁶のAPPENDIX X2に従って実施した。この結果、国内原子炉圧力容器鋼材についても適用できる可能性があるとして評価している。ただし、国内原子炉圧力容器鋼材に対しては3鋼種のみが評価対象であったことから、平成25年度は対象材料を拡大して再評価した。

この結果を表2.2.3-5に示す。同表より、国内原子炉圧力容器鋼材に対して T_0 と T_{KIa} の

¹⁶ B. R. Bass, et al, "An updated correlation for crack-arrest fracture toughness for nuclear reactor pressure vessel steels", Int. J. Pres. Ves & Piping, 82(2005) 489-495.

¹⁷ NUREG/CR-5913, "Irradiation Effects on Fracture Toughness of Two High-Copper Submerged-Arc Welds, HSSI Series 5", (1992).

¹⁸ NUREG/CR-5584(ORNL/TM-11576), "Results of Crack-Arrest Tests on Two Irradiated High-Copper Welds, USNRC Report", (1990).

¹⁹ F. Obermeier, et al, "CRACK ARREST TEST RESULTS OF UNIRRADIATED AND IRRADIATED GERMAN RPV STEELS", PVP2013-97954, (2013)

²⁰ H. Hein, et al, "CARINA-A programme for experimental investigation of the irradiation behavior of German reactor pressure vessel materials", VGB Power Tech 5, (2013)

²¹ H. Hein, et al, "CARINA-A programme for experimental investigation of the irradiation behavior of German reactor pressure vessel materials", Atw Vol. 58, Issue 5, (2013)

両方について有効な値が得られたのは、平成24年度より1鋼種増え、4鋼種となった。

更に国内の原子炉圧力容器鋼材について有効な T_{KIa} が得られる材料を拡大するためデータベースを精査したが、追加される材料は認められなかった。そこで T_{KIa} のマスターカーブ法による必要なデータ数による判定基準 $\sum r_i \times n_i > 1$ の条件を緩和して、 $\sum r_i \times n_i > 0.7$ を満足する T_{KIa} についても参考値として採用することとした。この結果を表2.2.3-6に示す。同表より、必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合に国内原子炉圧力容器鋼材に対して T_o と T_{KIa} の両方について値が得られたのは、4鋼種であった。

表2.2.3-5に示す国内の原子炉圧力容器鋼材データについてWallin及びEricksonKirkの相関式との関係を確認した。図2.2.3-28及び図2.2.3-29に示すように、これらの T_o と T_{KIa} の関係は先に示したWallin及びEricksonKirkの相関式とほぼ整合するものであった。また、表2.2.3-6に示す必要なデータ数に関する判定基準を緩和した国内の原子炉圧力容器鋼材データを用いた場合でも、図2.2.3-30及び図2.2.3-31に示すように、 T_o と T_{KIa} の関係はWallin及びEricksonKirkの相関式とほぼ整合するものであった。図中にはドイツの原子炉圧力容器鋼材¹⁹についても合わせて示しているが、母材/溶接金属、未照射材/照射材を問わず相関式と整合する傾向を示している。

したがって、国内原子炉圧力容器鋼材についても、Wallin又はEricksonKirkによって示された T_o と T_{KIa} の相関式が適用できる可能性があると判断される。そこでWallin及びEricksonKirkの相関式を用いて、 T_o から T_{KIa} を推定する場合について K_{Ia} 曲線を検討した。評価には国内及び米国にてCCA試験片により得られた K_{Ia} データにESSO試験、大型試験片の K_{ca} 、 K_{Ia} データを加えたものから、 T_o と T_{KIa} が評価できている鋼種のデータを用いた。米国の K_{Ia} データベースでは、 T_o と T_{KIa} が明確に確認された4鋼種(WP2-1、WP2-5、72W、73W)を用いた。評価は T_o と T_{KIa} の両方について有効な値が得られている場合(142データ)、 T_{KIa} について必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合(181データ)について、国内データのみ、米国データのみ、国内及び米国の両データを用いた場合の組み合わせで整理した。

K_{Ia} 曲線は式(2.2.3-3)に示されるASTM E1221-12に定義されるメジアンカーブを採用し、式(2.2.3-4)より標準偏差を求めた。ここで5%及び95%信頼線は式(2.2.3-5)にて定義される。式(2.2.3-5)中の ± 1.64 は5%及び95%時の正規分布の累積分布関数の逆数にて算出される値である。

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

$$K_{Ia(\text{med})} = 30 + 70 \cdot \exp\{0.019 \cdot (T - T_{KIa})\} \quad (2.2.3-3)$$

標準偏差

$$\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^n \left\{ \ln K_{Ia(i)} - \ln(30 + 70 \exp[0.019(T_i - T_{KIa})) \right\}^2}{n} \quad (2.2.3-4)$$

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

$$K_{Ia(0.05)} = \exp \{ \ln(K_{Ia(\text{med})}) - 1.64 \sigma \} \quad (2.2.3-5)$$

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

図2.2.3-32～図2.2.3-36にマスターカーブ法(T_{KIa})をベースに評価した結果を示す。図中の実線はメジアンカーブ(50%信頼線)、点線は5%、95%信頼線である。図2.2.3-32～図2.2.3-34に示すように T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合には、米国の大型試験片の結果も含めて一部の米国データを除きほとんどのデータが5%、95%信頼線の範囲内に収まっている。一方、図2.2.3-35に示すように T_{KIa} の必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合には、HST委員会で取得されているESS0試験データが5%信頼線を下回る結果となっている。

図2.2.3-37～図2.2.3-41にWallinの相関式を用いて T_0 から T_{KIa} を推定し、マスターカーブ法(T_{KIa})をベースに評価した結果を示す。図2.2.3-37～図2.2.3-39に示すように T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合には、ほとんどのデータが5%、95%信頼線の範囲内に収まっているものの、遷移温度域ではメジアンカーブよりも下側にデータが多く分布している傾向が認められる。この傾向は図2.2.3-40及び図2.2.3-41に示すように T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合でも同じである。ただし、HST委員会で取得されているESS0試験データに対しては、メジアンカーブ近傍になる結果となっている。

図2.2.3-42～図2.2.3-46にEricksonKirkの相関式を用いて T_0 から T_{KIa} を推定し、マスターカーブ法(T_{KIa})をベースに評価した結果を示す。図2.2.3-42～図2.2.3-44に示すように T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合には、ほとんどのデータは5%、95%信頼線の範囲内に収まっている。この傾向は図2.2.3-45～図2.2.3-46に示すように T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合でも同じである。

図2.2.3-47～図2.2.3-49に国内データのみ、米国データのみ、国内及び米国の両データの組み合わせにおける5%信頼線の比較を示す。評価により得られたそれぞれの標準偏差は表2.2.3-7に示すとおりである。この結果より、 T_0 から相関式を用いて T_{KIa} を推定した場合の方が、 T_{KIa} が有効な場合よりもばらつきが大きい結果となった。また、Wallinの相関式の方が、EricksonKirkの相関式よりもばらつきが大きい結果となった。また、 T_{KIa} が有効な場合にはHST委員会のESS0データが大きく外れるのに対して、相関式を用いた場合には比較的適切な評価結果となっている。国内と米国のデータベースを比較すると T_{KIa} が有効な場合には、標準偏差はほぼ等しく同等とみなせる結果となった。

3) 関連温度 RT_{NDT} をベースにした K_{Ia} 曲線の設定

平成24年度は国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データベースに対して、データのばらつきを考慮した K_{Ia} 曲線の検討を行っている。この中で国内データについてはESSO試験データを加えた場合でも、米国データと比べて遷移温度領域における K_{Ia} 曲線の立ち上がりの傾きがかなり小さい結果となった。これは、CCA試験片による低温領域でのデータ数がESSO試験による高温領域のデータ数に比べて相対的に多く、ESSO試験データが K_{Ia} 曲線の設定にあまり効いていないことが考えられる。

そこで、国内データに米国データを加えて評価するとともに、遷移温度領域に評価範囲を制限して低温領域のデータを採用せず、相対的に高温領域のデータに重み付をすることで、遷移温度領域において適切な K_{Ia} 曲線が設定できるか検討した。また、米国の大型試験にて取得されているデータは K_{Ia} が非常に高いデータも含まれる。一方でASTM E 1221に採用されているCCA試験片では、 $200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以上の K_{Ia} データを得ることができないため、評価では K_{Ia} の上限について制限した場合の K_{Ia} 曲線の検討も実施した。

K_{Ia} 曲線の設定にあたっては以下を仮定した。

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

$$K_{Ia} = 30 + A \cdot \exp\{B \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-6)$$

ここで、A及びBは定数で、 K_{Ia} データにより決定

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

RT_{NDT} : 関連温度[$^{\circ}\text{C}$]

- ・ 遷移温度領域は実機使用条件を考慮して $T - RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ と仮定した。
- ・ 遷移温度領域での K_{Ia} データの上限はASTM E 1221でデータが有効となる $200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ と、その2倍である $400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ と仮定した。

国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データの場合の結果を図2.2.3-50～図2.2.3-53に示す。遷移温度領域と K_{Ia} データを制限した場合には、図中の赤点線枠内のデータのみを使用して評価している。それぞれの平均曲線とばらつきの標準偏差は以下のとおりである。図中には平均線と $\pm 2\sigma$ の線を記載している。

国内原子炉圧力容器鋼材の K_{Ia} データについては、遷移温度領域を $T - RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ と設定して低温領域のデータを除外することで、高温側のデータの重みを変更した場合でも、明確な違いは認められなかった。

国内データベース<CCA試験片によるデータのみの場合>

$$K_{Ia} = 30 + 46.16 \cdot \exp\{0.0093 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-7)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.014$$

国内データベース<CCA試験片によるデータにESSO試験データを加えた場合>

$$K_{Ia} = 30 + 47.50 \cdot \exp\{0.0117 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-8)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.099$$

国内データベース (CCA試験片によるデータにESSO試験データを加えた場合)

< $T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$ の温度域のみを対象とした場合 >

$$K_{Ia} = 30 + 40.63 \cdot \exp\{0.0154 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-9)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.103$$

国内データベース (CCA試験片によるデータにESSO試験データを加えた場合)

< $T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$ の温度域のみ及び $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を対象とした場合 >

$$K_{Ia} = 30 + 43.98 \cdot \exp\{0.0117 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-10)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.095$$

米国データベースのみの場合の結果を図2.2.3-54～図2.2.3-57に示す。それぞれの平均曲線とばらつきの標準偏差は以下のとおりである。米国データベースでは大型試験片のデータ数が多いこともあり、遷移温度領域を $T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$ と設定した場合でも明確な差は認められず、遷移温度領域における曲線の立ち上がりの傾きがデータ傾向と一致する結果となった。さらに K_{Ia} が非常に高いデータについて $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ のみを使用するように制限しても、ばらつきに対して大きな変化は認められなかった。また、 $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ のみを使用するように制限すると、ばらつきは小さくなるものの、 $K_{Ia} > 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ のデータ傾向を示していない。

米国データベース<CCA試験片によるデータに大型試験データを加えた場合>

$$K_{Ia} = 30 + 46.80 \cdot \exp\{0.0210 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-11)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.118$$

米国データベース<CCA試験片によるデータに大型試験データを加えた場合>

< $T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$ の温度域のみを対象とした場合 >

$$K_{Ia} = 30 + 40.71 \cdot \exp\{0.0232 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-12)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.118$$

米国データベース<CCA試験片によるデータに大型試験データを加えた場合>

< $T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$ の温度域のみ及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を対象とした場合 >

$$K_{Ia} = 30 + 42.47 \cdot \exp\{0.0217 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-13)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.118$$

米国データベース<CCA試験片によるデータに大型試験データを加えた場合>
<T-RT_{NDT}≥0℃の温度域のみ及びK_{Ia}≤200MPa√mを対象とした場合>

$$K_{Ia} = 30 + 48.65 \cdot \exp\{0.0139 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-14)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.095$$

国内及び米国データベースの場合の結果を図2.2.3-58～図2.2.3-61に示す。それぞれの平均曲線とばらつきの標準偏差は以下のとおりである。国内データベースのみの場合と比較すると米国データベースを加えることで、遷移温度領域におけるK_{Ia}曲線の立ち上がりの傾きは大きくなり、データのばらつきも大きくなる結果となった。

遷移温度領域をT-RT_{NDT}≥0℃と設定して低温領域のデータを除外することで高温側のデータの重みを変更した結果ばらつきは小さくなり、データ傾向とより一致する傾向となった。さらに、K_{Ia}≤400MPa√mのデータのみを使用するように制限して再整理した結果、曲線の立ち上がりの傾きは若干小さくなり、ばらつきはT-RT_{NDT}≥0℃と設定した場合と同等であった。ただし、K_{Ia}≤200MPa√mのみのデータを使用するように制限すると、ばらつきは小さくなるものの、K_{Ia}>200MPa√mのデータ傾向と整合していない。これは米国のデータの影響が大きいためと考えられる。

国内び米国データベースにて整理した場合

$$K_{Ia} = 30 + 49.00 \cdot \exp\{0.0169 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-15)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.122$$

国内及び米国データベースにて整理した場合

<T-RT_{NDT}≥0℃の温度域のみを対象とした場合>

$$K_{Ia} = 30 + 38.11 \cdot \exp\{0.0216 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-16)$$

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

国内び米国データベースにて整理した場合

<T-RT_{NDT}≥0℃の温度域のみ及びK_{Ia}≤400MPa√mを対象とした場合>

$$K_{Ia} = 30 + 41.71 \cdot \exp\{0.0174 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-17)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.124$$

国内び米国データベースにて整理した場合

<T-RT_{NDT}≥0℃の温度域のみ及びK_{Ia}≤200MPa√mを対象とした場合>

$$K_{Ia} = 30 + 45.60 \cdot \exp\{0.0128 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-18)$$

$$\sigma_{\log K_{Ia}} = 0.098$$

表2.2.3-8に関連温度 RT_{ND} を考慮した各種 K_{Ia} 曲線の係数と標準偏差を示す。また、図2.2.3-62に関連温度 RT_{NDT} を考慮した各種 -2σ K_{Ia} 曲線の比較を示す。図中には式(2.2.3-19)に示すKTAとASMEの K_{Ia} 曲線とより定義される下限曲線と式(2.2.3-20)に示すORNLが設定している3パラメータワイブル分布を用いた K_{Ia} 式²²も併記している。ここで p は累積確率であり、図2.2.3-62では -2σ にて評価しているため、 $p=0.0455$ にて 2σ 下限線を定義した。

KTA+ASME K_{Ia} 下限曲線

$$K_{Ia} = 29.4 + 13.675 \cdot \exp\{0.026 \cdot (T - RT_{NDT})\} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-19)$$

ORNL式

$$K_{Ia} = \{-\ln(1-p)\}^{1/c(T-RT_{NDT})} b_2^{**}(T-RT_{NDT}) + a_2^{**}(T-RT_{NDT}) \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2.2.3-20)$$

$$a_2^{**}(T-RT_{NDT}) = 27.01396 + 16.8694 \exp(0.02275(T-RT_{NDT}))$$

$$b_2^{**}(T-RT_{NDT}) = 39.7791 + 0.119282(T-RT_{NDT})$$

$$c(T-RT_{NDT}) = 2.5$$

米国データベースのみで検討した場合がもっとも遷移温度域の傾きが大きい結果となった。KTAとASMEの K_{Ia} 曲線より定義される下限曲線と比較すると、米国の $T-RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$ 及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ のデータにて設定した 2σ 下限線とほぼ一致する結果となった。ただし、 -2σ の線を採用しているため低温側の平行部の挙動は異なる結果となっている。ASMEの K_{Ia} 曲線では下限値を $30\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ にて定義しているが、この条件で低温側のデータをほぼ包絡している結果となっている。ORNLの式は米国データベースの $T-RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$ の温度域のみ及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を対象とした場合と近い傾向を示している。

ドイツデータで未照射材に対しては $T-RT_{NDT}$ 、照射材に対しては $T-RT_{NDT,j}$ にて整理される試験結果と各種評価の 2σ 下限線と比較すると図2.2.3-63に示すように、Cu量が0.22%と高い溶接金属の照射材によるデータを除いて、ほぼデータを包絡することが確認されている。

4) K_{Ia} 曲線評価法のまとめ

本年度は、き裂伝播停止靱性 (K_{Ia}) について、まず延性—脆性遷移温度領域における K_{Ia} 評価方法、及び破壊靱性マスターカーブ法の適用性の調査を行った。この結果、小型

²² P.T.Williams, et al, "Weibull statistical Models of K_{Ic}/K_{Ia} Fracture Toughness Databases for Pressure Vessel Steels with an Application to Pressurized Thermal Shock Assessments of Nuclear Reactor Pressurized Vessels", International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 78, pp165-178, (2001)

試験片により大型試験片と同等の K_{Ia} データを取得できること、マスターカーブ法に基づく相関式により、破壊靱性参照温度 T_0 から、 K_{Ia} 参照温度 T_{KIa} を推定できることが示された。

また、この知見を基に、国内圧力容器鋼材に対応する K_{Ia} データベースを作成し、そのデータを用いて参照温度 T_0 から T_{KIa} 及び K_{Ia} 曲線を推定する手法、並びに関連温度 RT_{NDT} に基づいて K_{Ia} 曲線を設定する方法について検討を行った。この結果、 T_0 から K_{Ia} 曲線を推定する方法では、文献等に基づく3通りの方法により、それぞればらつきに範囲内で K_{Ia} を評価できることが示された。 RT_{NDT} から K_{Ia} 曲線を設定する方法では、全データに対して、低温側や高靱性側のデータをスクリーニングすることにより、高温側も含めてより精度よく評価することができることが示された。

これらの結果から、対象となる圧力容器鋼材に対して、参照温度 T_0 や関連温度 RT_{NDT} の取得状況に対応して、それぞれ最適な K_{Ia} 曲線を設定できる方法が示された。

表2.2.3-4 国内 K_{Ia} データベースに関して調査対象とした過去のプロジェクト及び委員会の概要

項目	プロジェクト・委員会			
	溶接協会 HST 委員会	溶接協会 TS 委員会	発電技検 PTS プロジェクト	火原協 KIR 検討会
実施期間	7HST : 1977~78 年 8HST : 1978~79 年 9HST : 1980~81 年	0TS : 1981~82 年 1TS : 1982~83 年 2TS : 1982~83 年	1983~1991 年度	1991~1995 年度
供試材	母材 7 材料 HAZ4 材料 溶接金属 4 材料 合計 15 材料	母材 10 材料 合計 10 材料	母材、溶接金属 各 1 材料 合計 2 材料	母材 18 材料 溶接金属 6 材料 合計 24 材料
試験片	MRL 型 BCL 型 DCB テーパ型 DCB ESSO	MRL 型 ウェッジ式テーパ型 DCB、 3 点曲げ、 大型 MRL、二重引張	MRL 型 (CCA)	CCA
備考	K_{Ia} 試験法が規格化されていないため、各種試験片により試験実施。	同左	K_{Ia} 試験は ASTM 推奨法に従い、1984 年に実施。	K_{Ia} 試験は ASTM E1221-88 に従い実施。

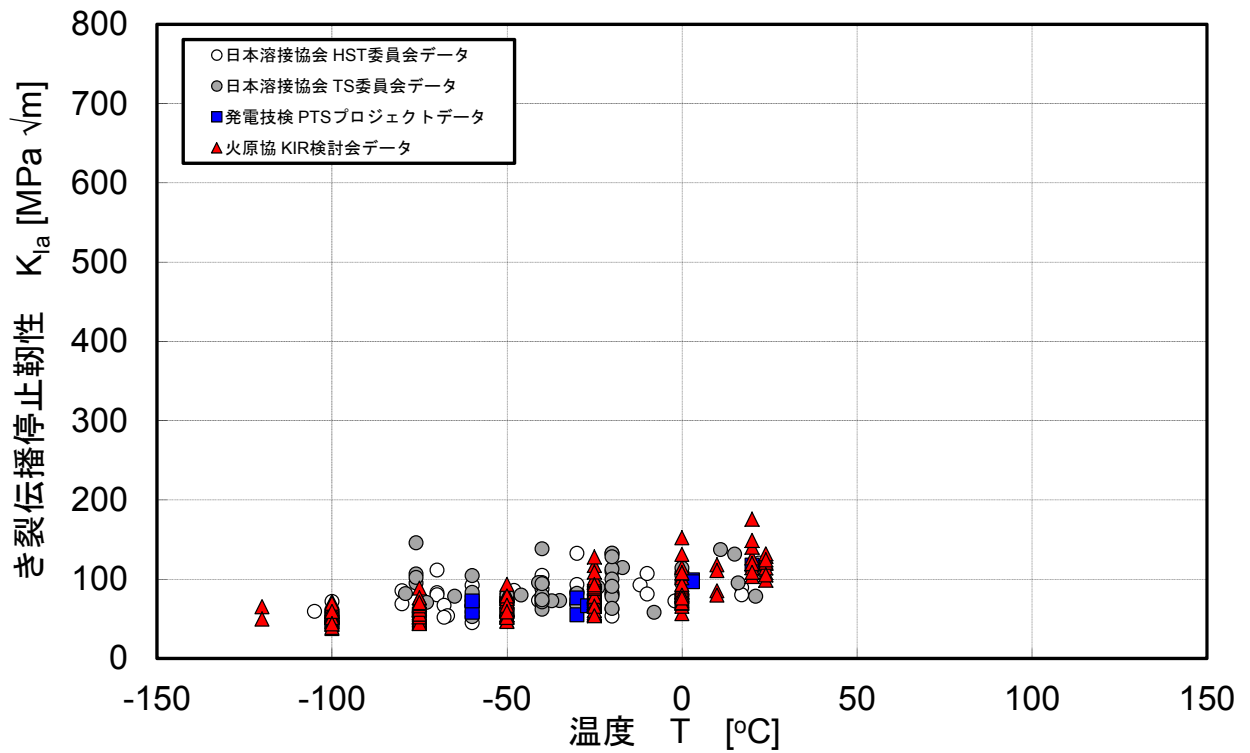


図2.2.3-21 国内原子炉压力容器鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ
(温度 T による整理)

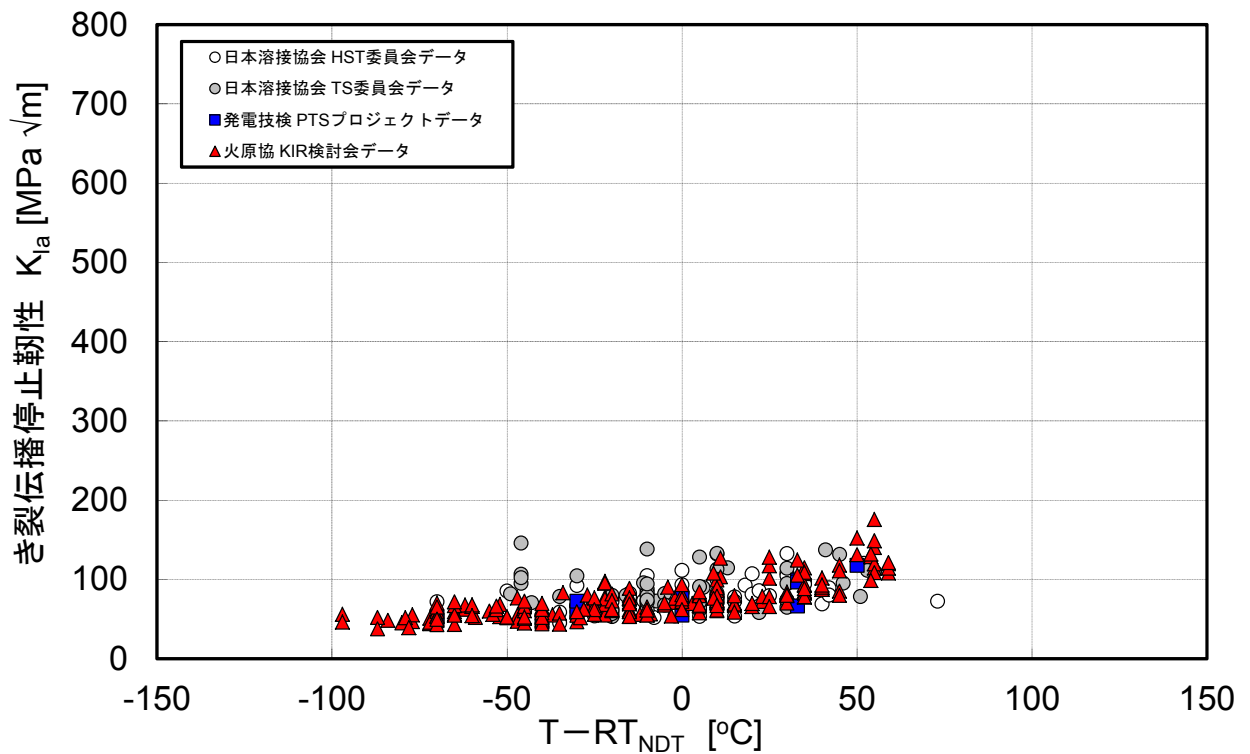


図2.2.3-22 国内原子炉压力容器鋼材のスクリーニング後の K_{Ia} データ
($T - RT_{NDT}$ による整理)

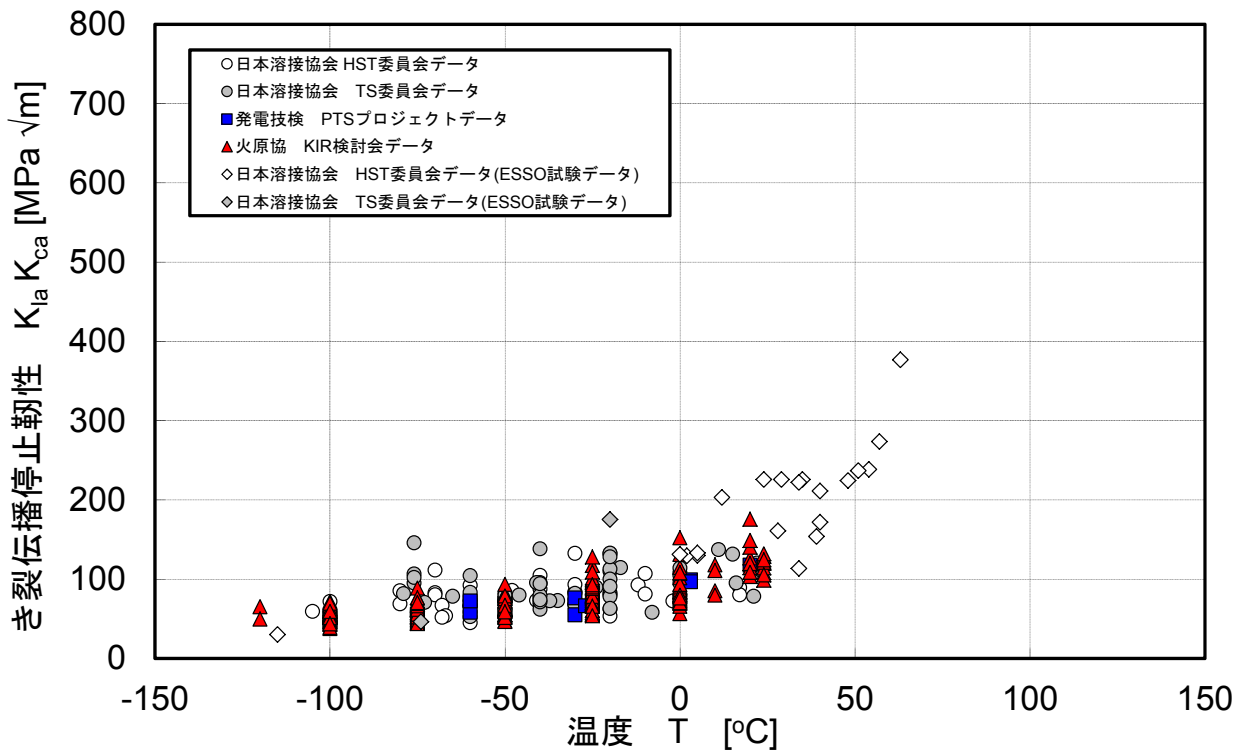


図2.2.3-23 国内 K_{Ia} データにESSO試験結果を加えたデータベース
(温度 T による整理)

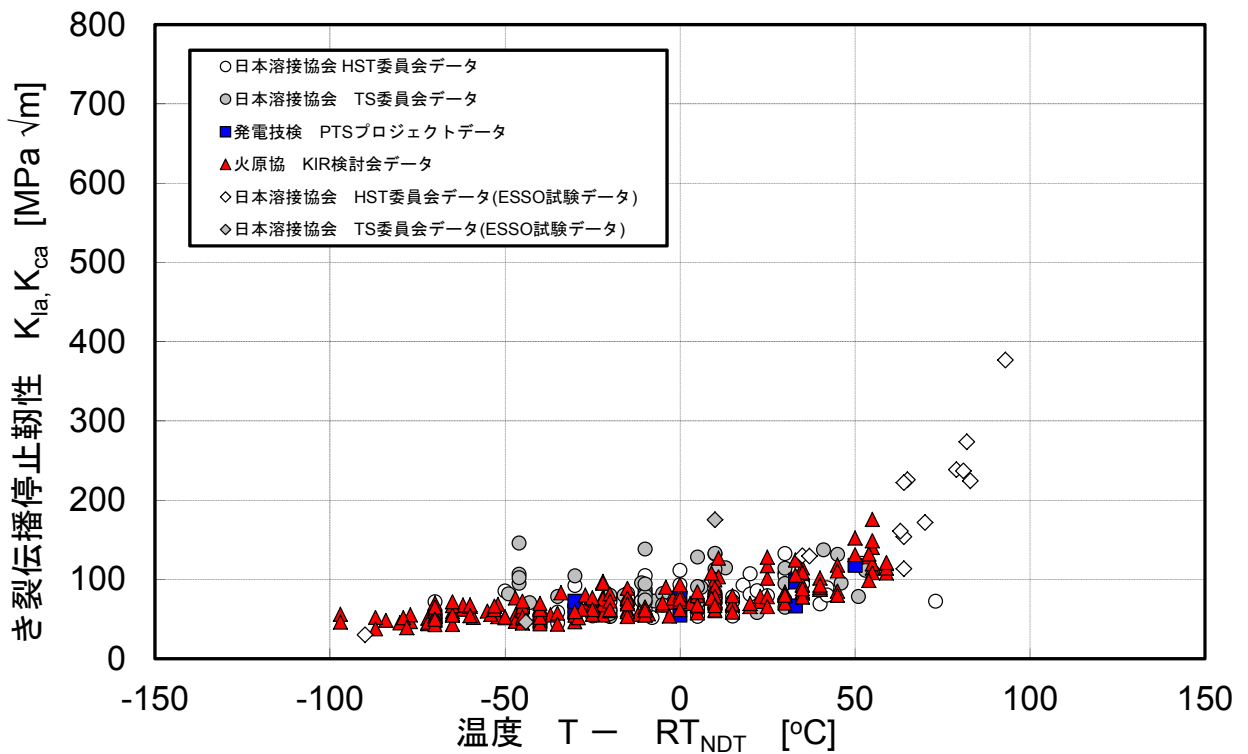


図2.2.3-24 国内 K_{Ia} データにESSO試験結果を加えたデータベース
($T - RT_{NDT}$ による整理)

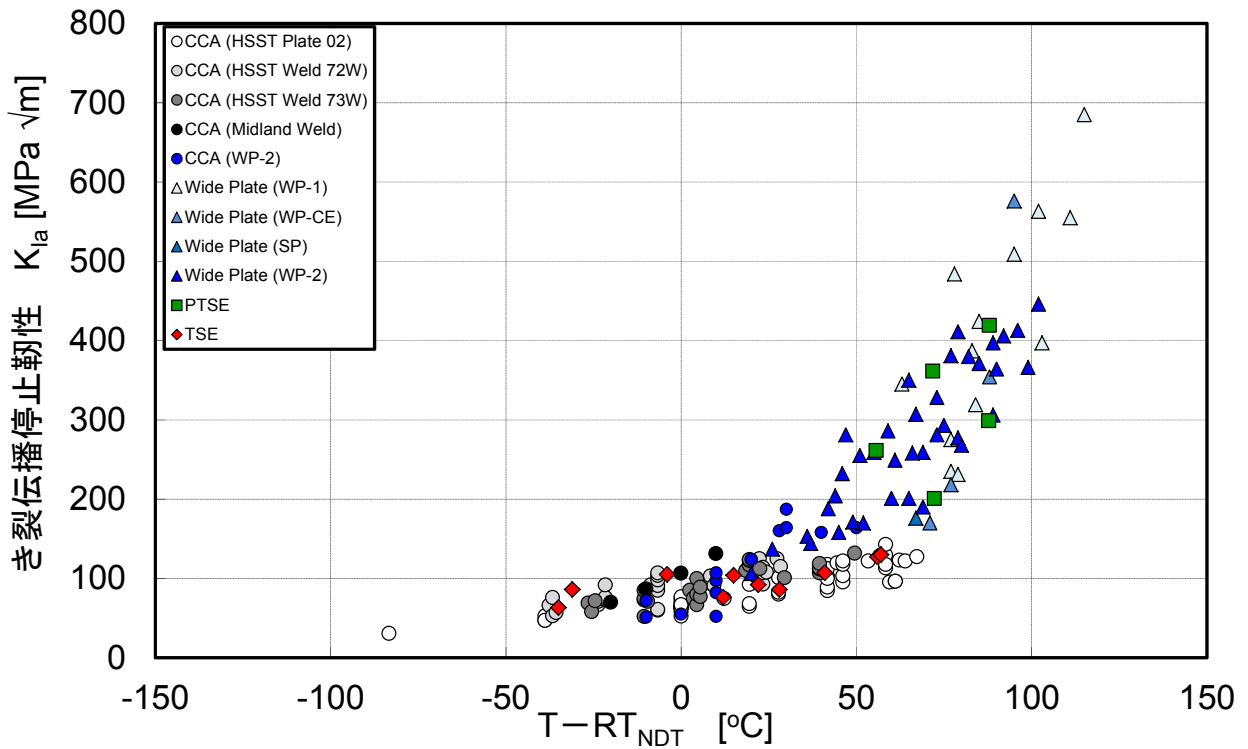


図2.2.3-25 米国の K_{Ia} データベース ($T - RT_{NDT}$ による整理)

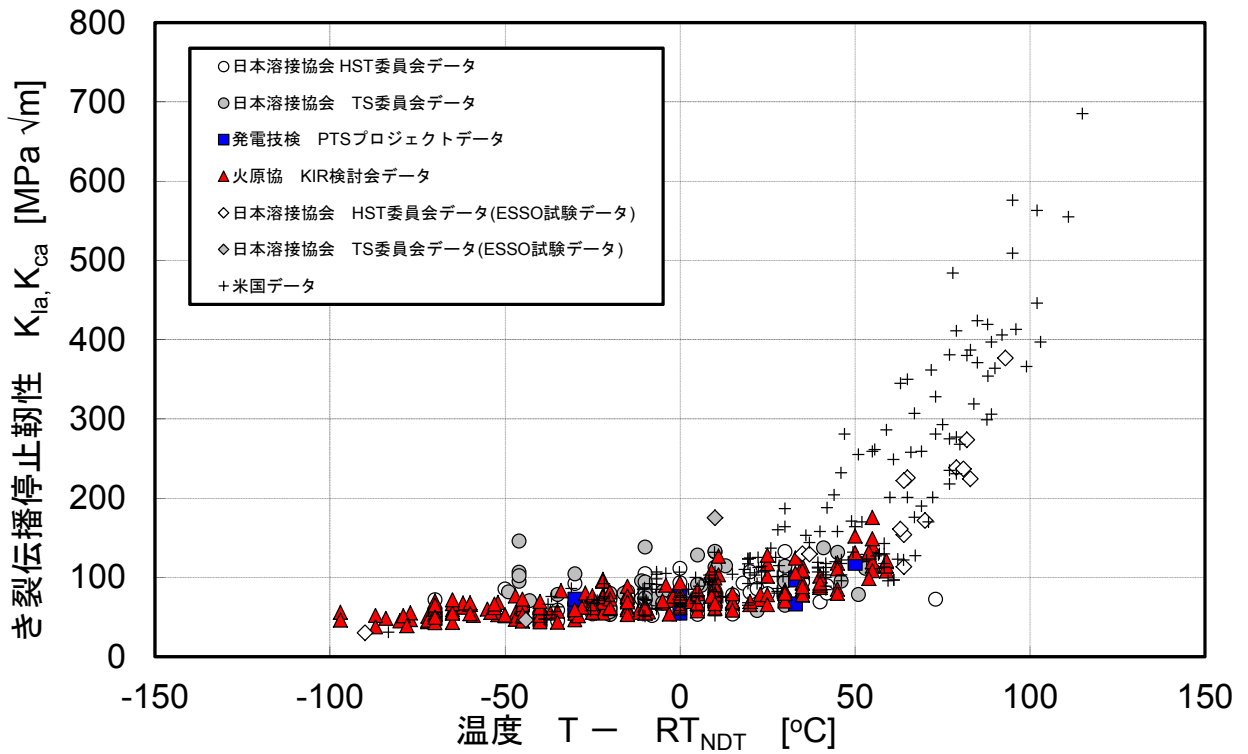


図2.2.3-26 国内及び米国の K_{Ia} データベースとの比較結果 ($T - RT_{NDT}$ による整理)

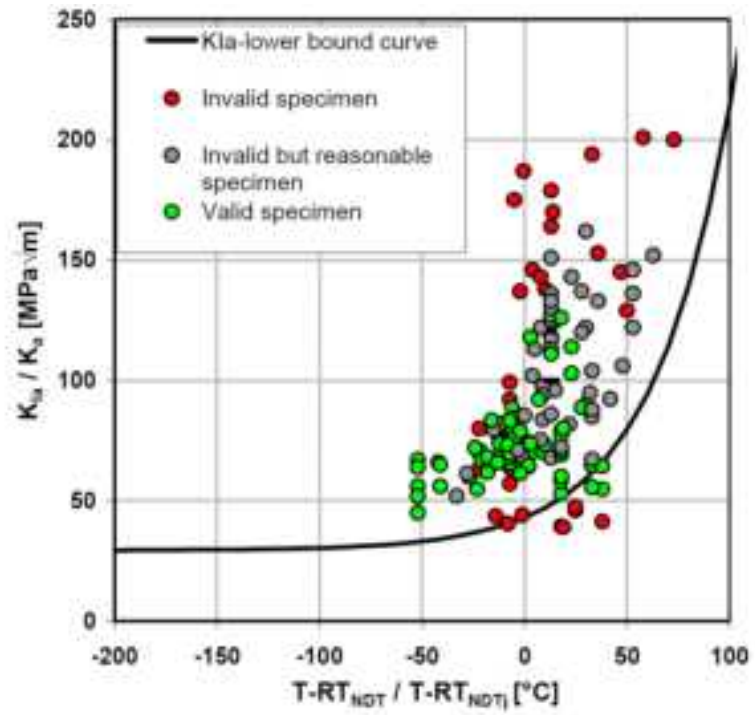


図2.2.3-27 ドイツの K_{Ia} 試験結果($T - RT_{NDT}$ (RT_{NDTj})による整理)¹⁹

表2.2.3-5 国内原子炉压力容器鋼材に対する T_o と T_{KIa} の関係に関する検討結果

鋼種	σ_y (MPa)	T_o (°C)	T_{KIa} (°C)	$T_{KIa}-T_o$ (°C)	$T_o \Sigma$ $r_i \times n_i$	$T_{KIa} \Sigma$ $r_i \times n_i$	備考
日本溶接協会 HST 委員会 8HD	468	-44.4	-4.9	39.5	>1.0	>1.0	
火原協 KIR 検討会 SFVQ1A-C1(M)	453	-91.2	-3.8	87.4	>1.0	>1.0	
火原協 KIR 検討会 SFVQ1A-C3(I)	446	-70.5	6.5	77.0	>1.0	>1.0	
火原協 KIR 検討会 SQV2B(M)	531	-119.3	-30.7	88.6	>1.0	>1.0	追加

表2.2.3-6 国内原子炉压力容器鋼材に対する T_o と T_{KIa} の関係に関する検討結果
(必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

鋼種	σ_y (MPa)	T_o (°C)	T_{KIa} (°C)	$T_{KIa}-T_o$ (°C)	$T_o \Sigma$ $r_i \times n_i$	$T_{KIa} \Sigma$ $r_i \times n_i$	備考
火原協 KIR 検討会 SQV2A-L(B)	490	-65.9	2.7	68.6	>1.0	0.9~1.0	
火原協 KIR 検討会 SQV2A-H(M)	476	-94.7	5.8	100.5	>1.0	0.8~0.9	
日本溶接協会 HST 委員会 8HB	499	-93.2	-46.2	47.0	>1.0	0.7~0.8	
発電技検 PTS プロジェクト 1B	459	-100.0	6.1	106.1	>1.0	0.7~0.8	

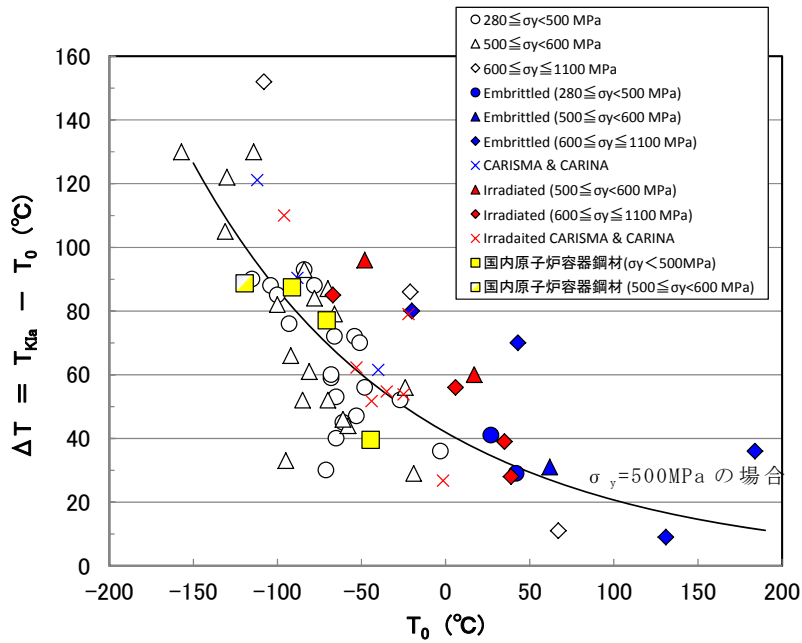


図2.2.3-28 国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と $T_{KIa} - T_{0o}$ の関係及びWallinの相関式との比較

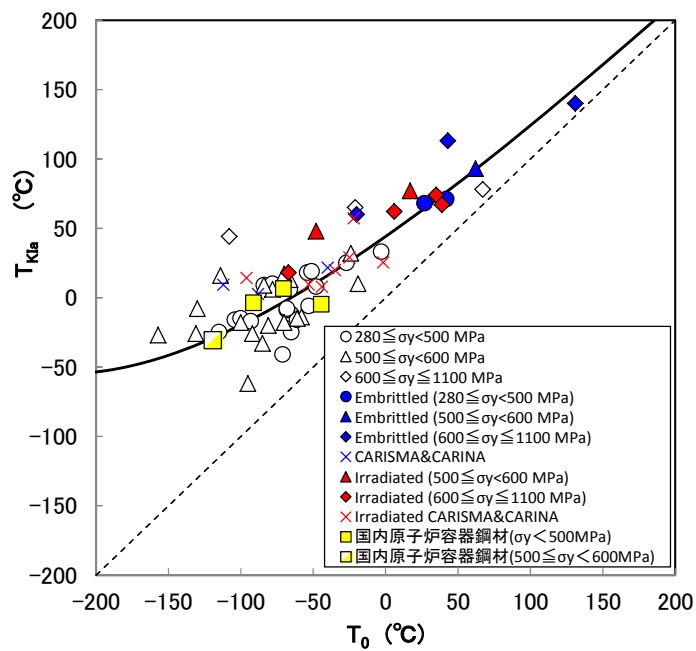


図2.2.3-29 国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と T_{KIa} の関係及びEricksonKirkの相関式との比較

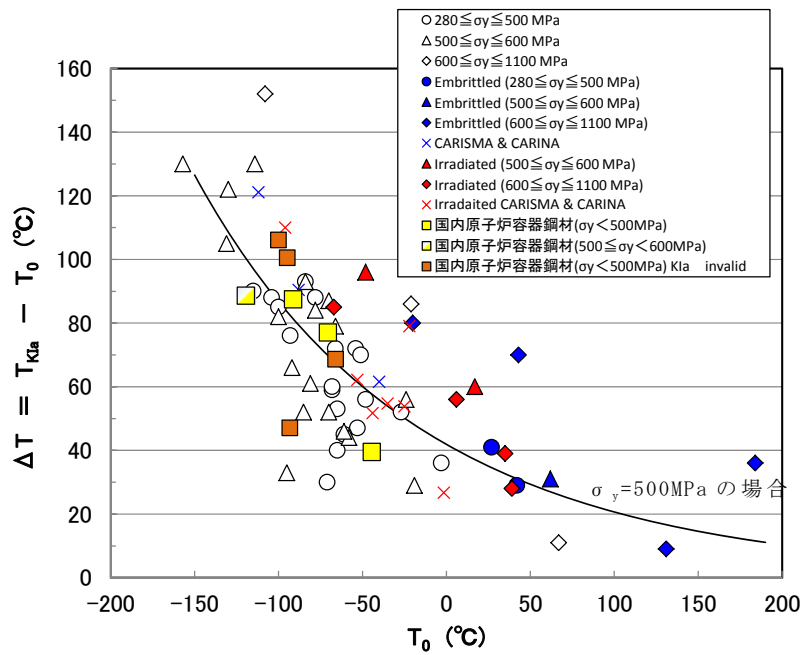


図2.2.3-30 国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と $T_{KIa} - T_0$ の関係
及びWallinの相関式との比較
(T_{KIa} の必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

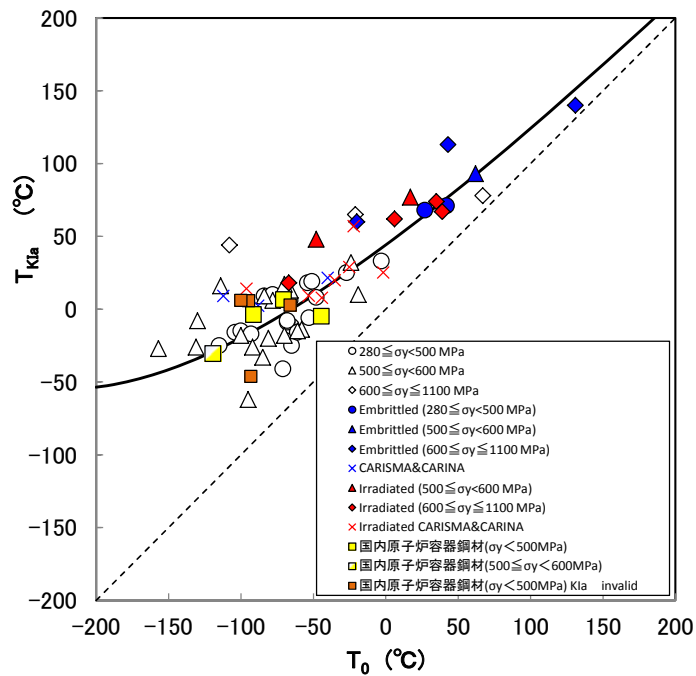


図2.2.3-31 国内原子炉容器鋼材に対する T_0 と T_{KIa} の関係
及びEricksonKirkの相関式との比較
(T_{KIa} の必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

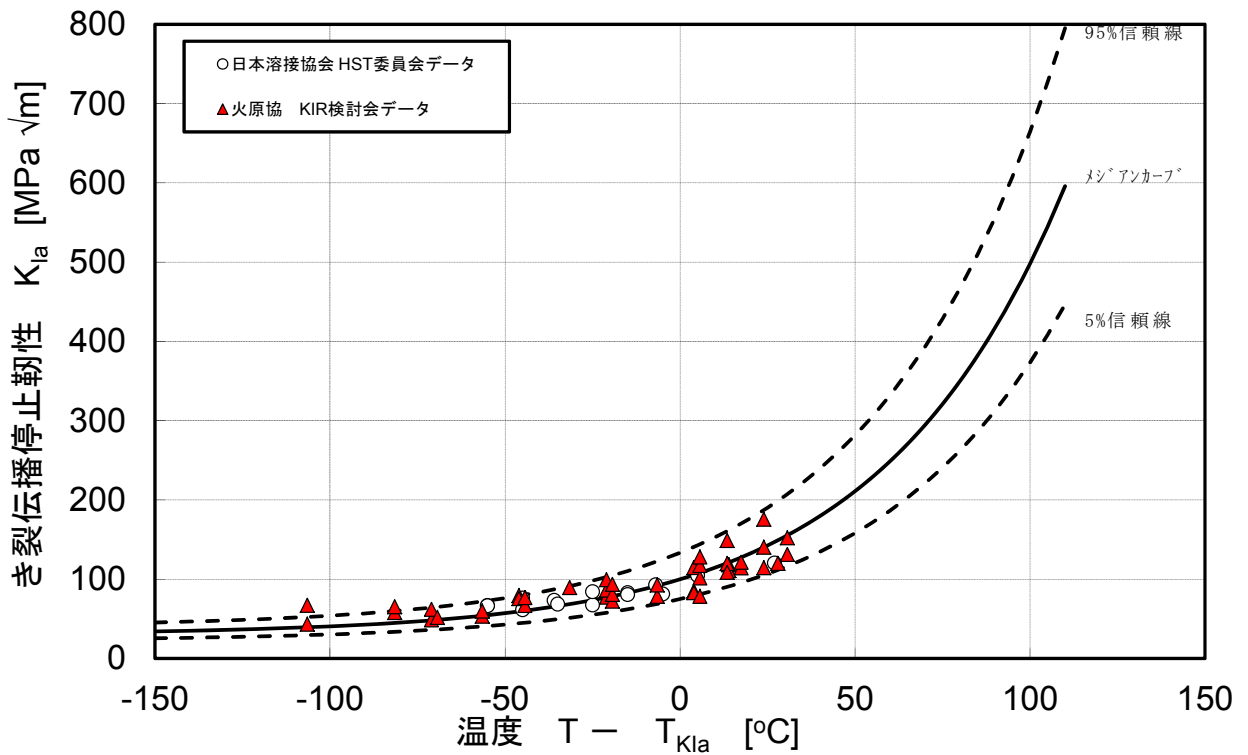


図2. 2. 3-32 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法(T_{KIa})ベースの K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合)

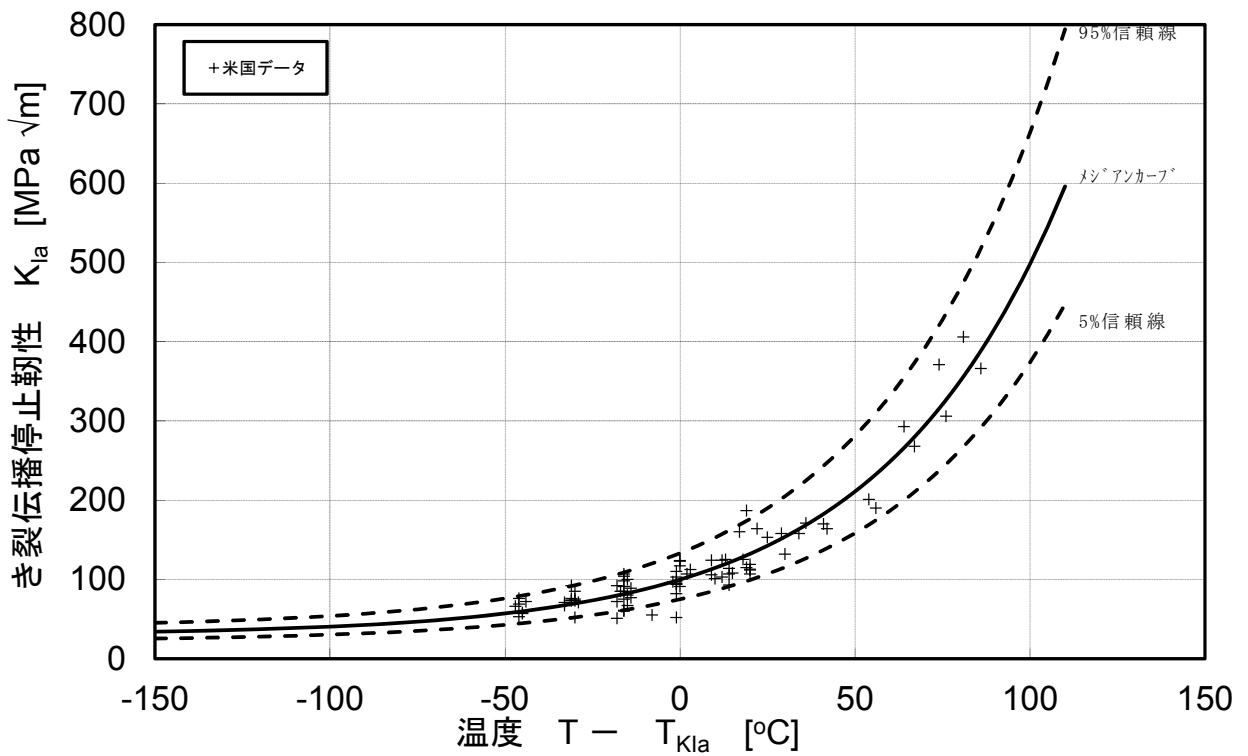


図2. 2. 3-33 米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法(T_{KIa})ベースの K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合)

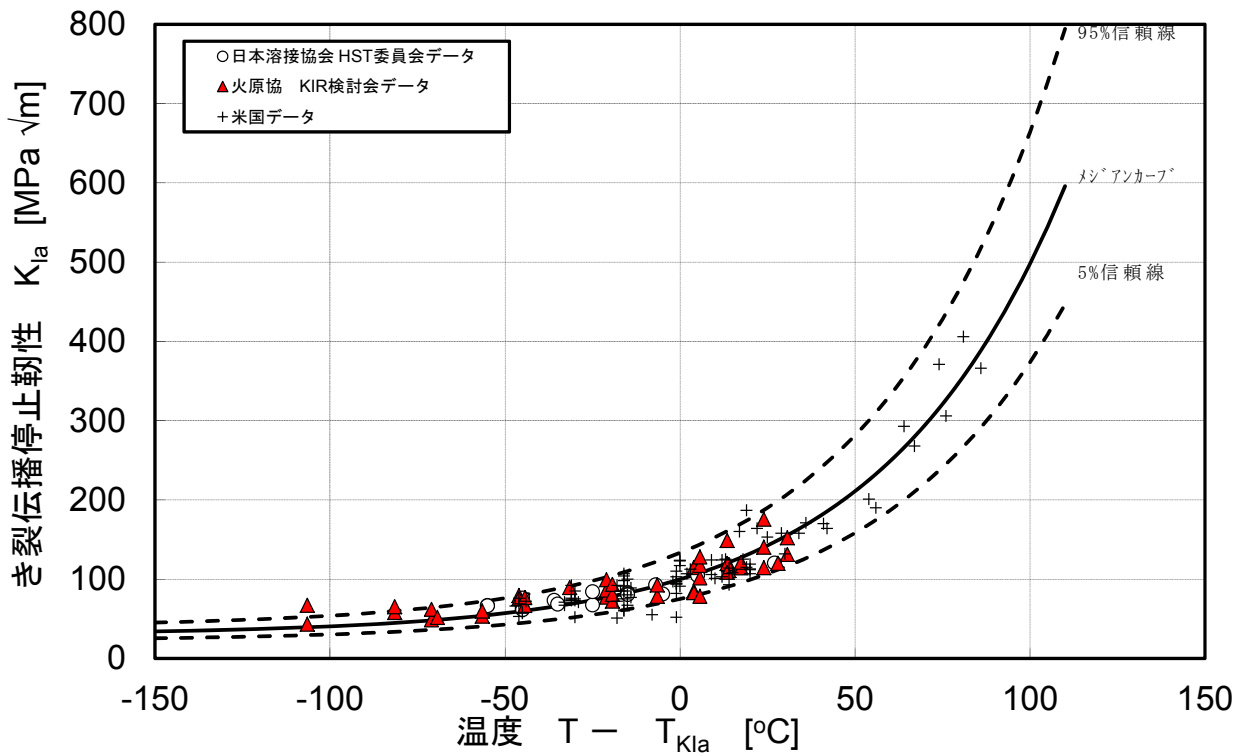


図2. 2. 3-34 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法(T_{KIa})ベースの K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合)

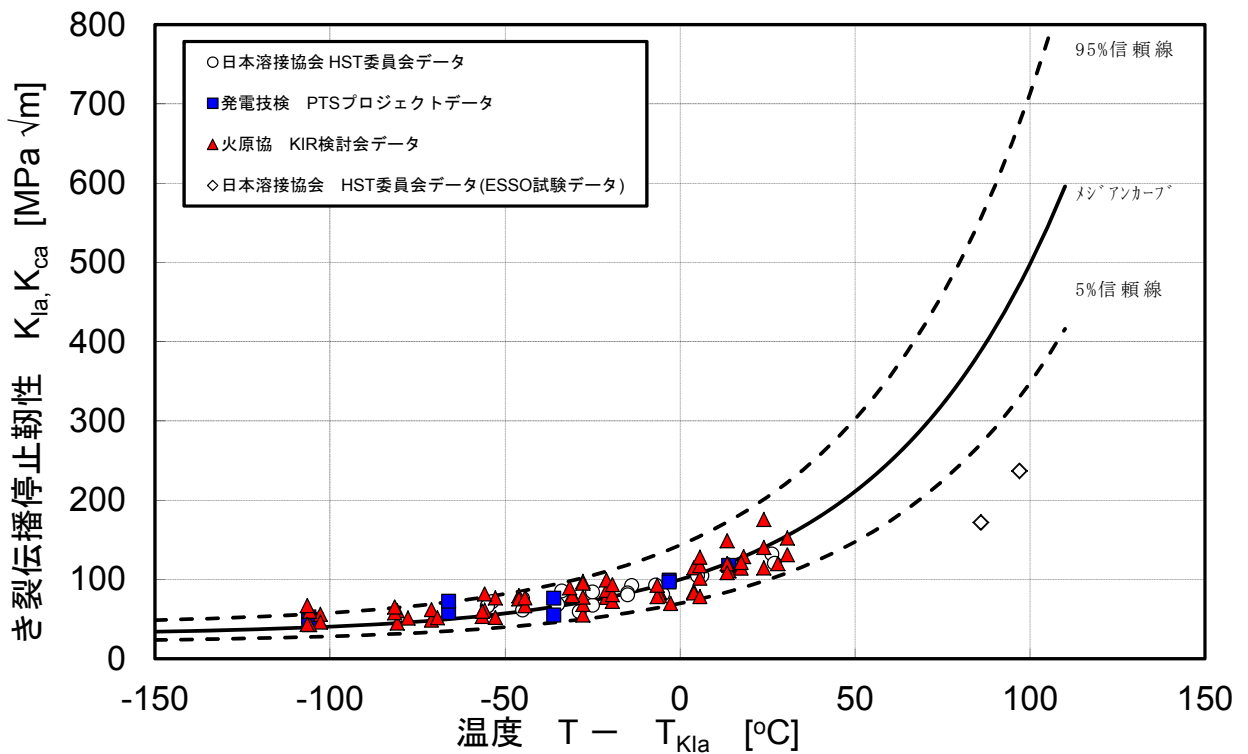


図2. 2. 3-35 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法(T_{KIa})ベースの K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

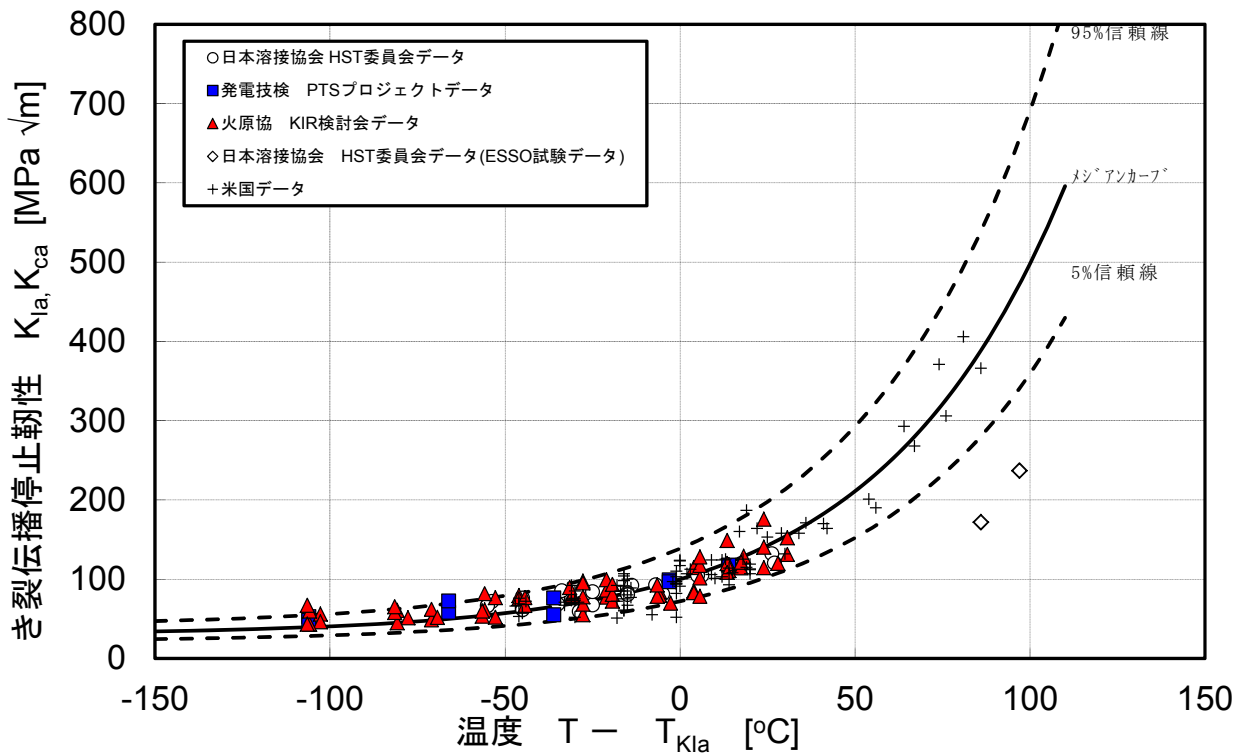


図2.2.3-36 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法(T_{KIa})ベースの K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

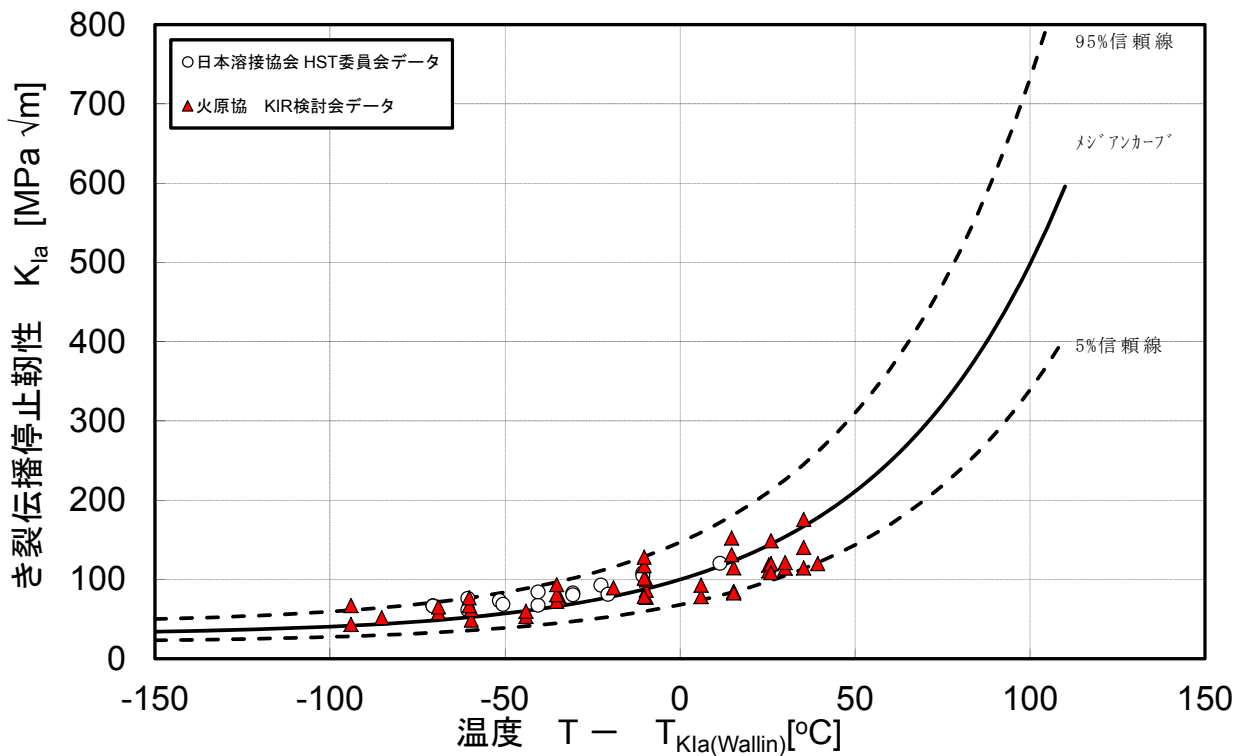


図2.2.3-37 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法($T_{KIa(wallin)}$)をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合)

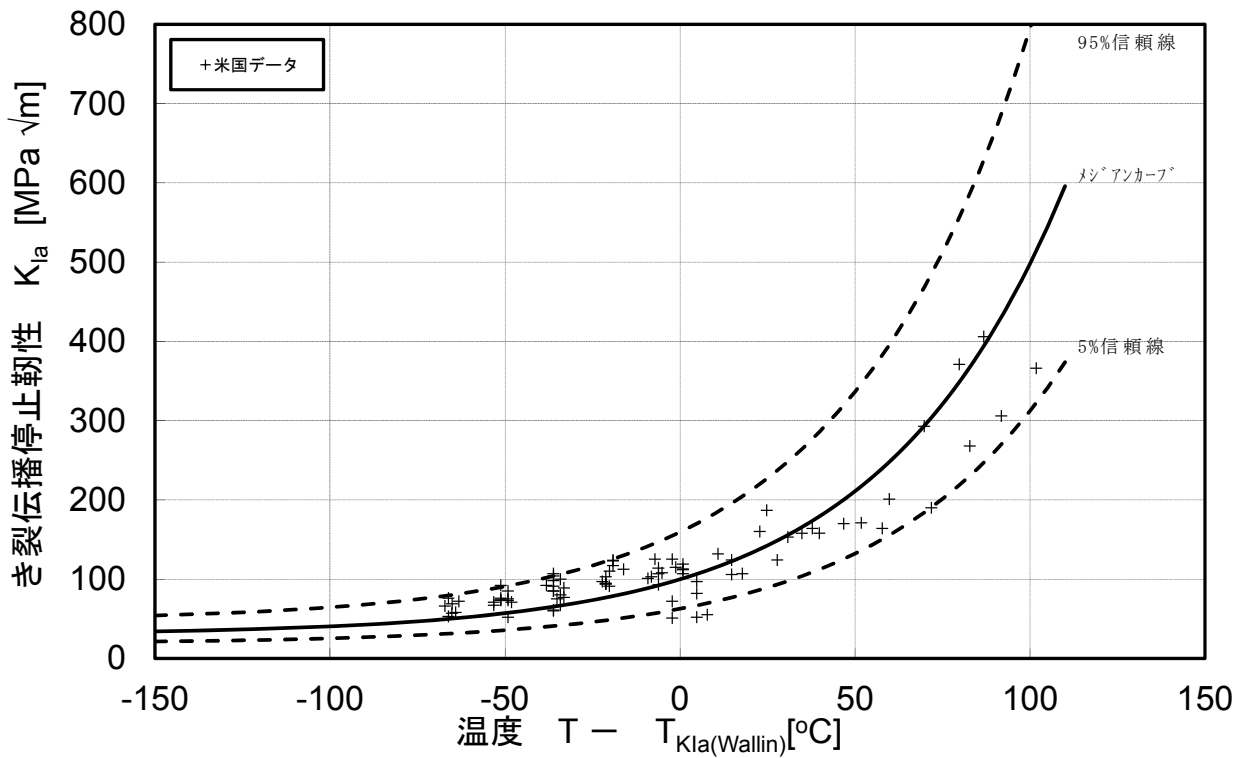


図2.2.3-38 米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法($T_{KIa(wallin)}$)をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合)

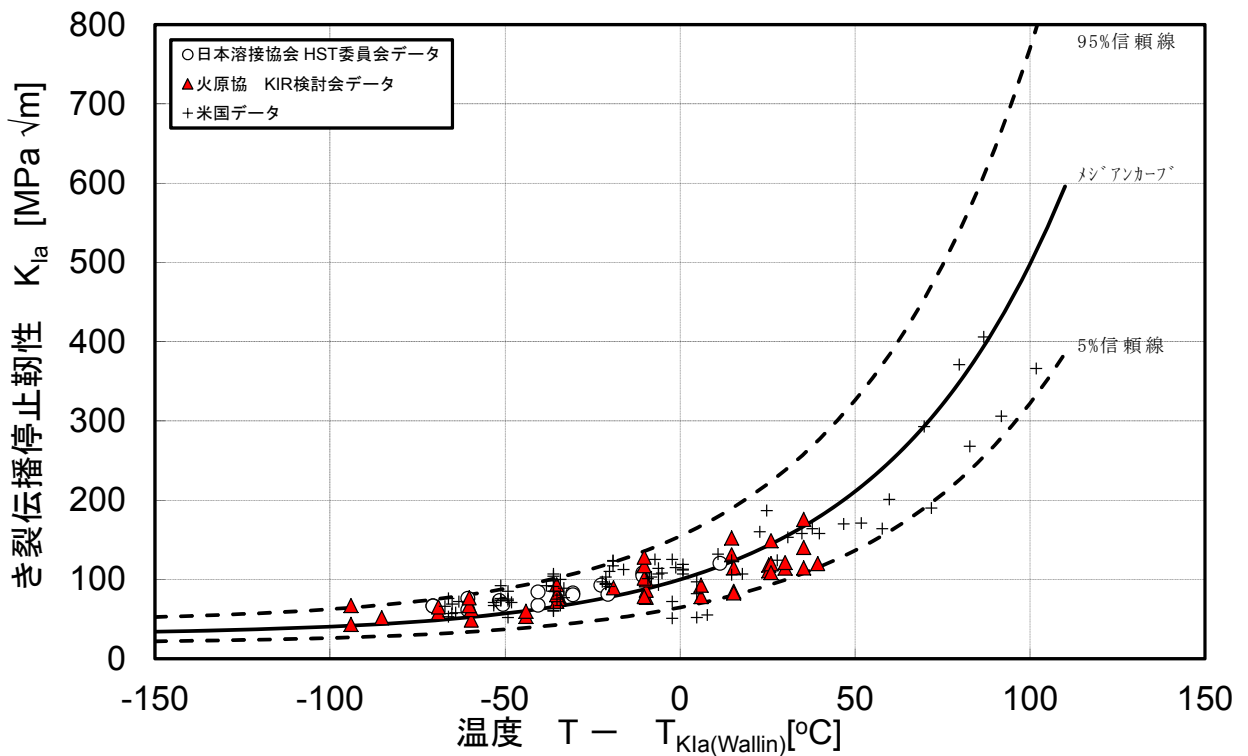


図2.2.3-39 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法($T_{KIa(wallin)}$)をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} が有効なデータのみを対象とした場合)

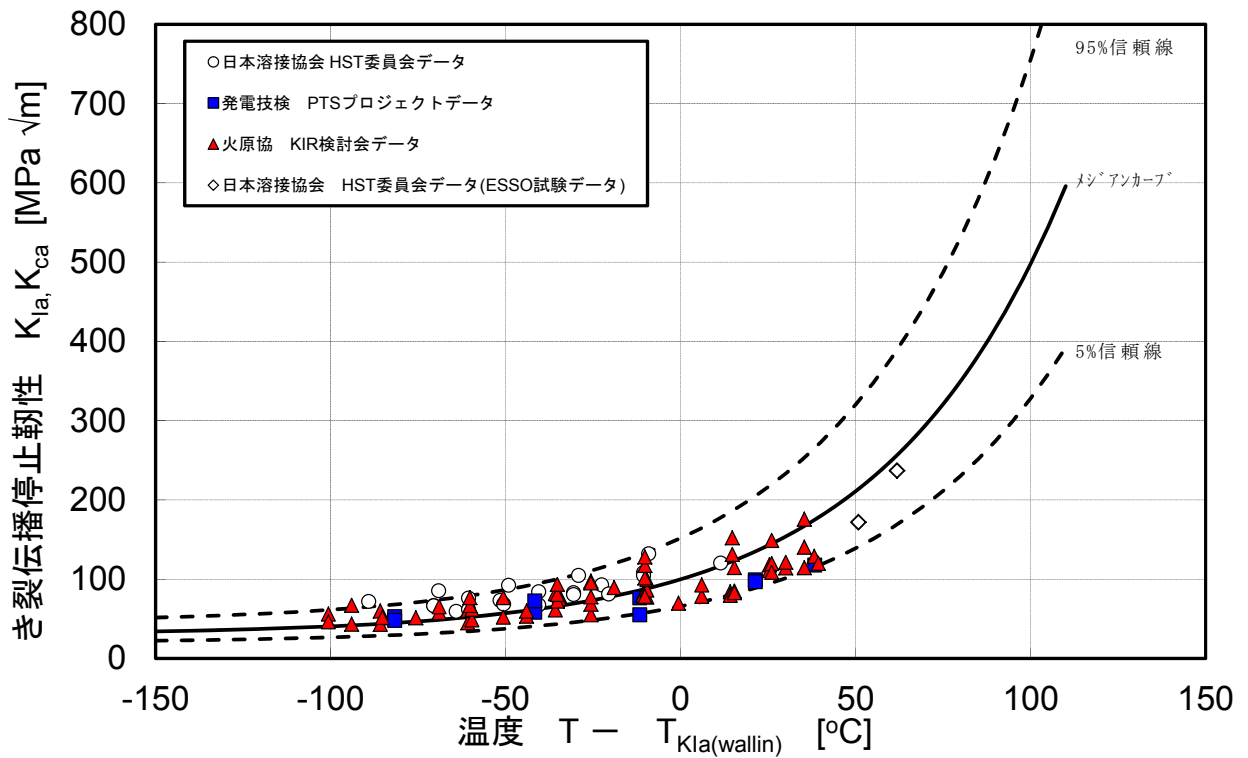


図2.2.3-40 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法($T_{KIa(wallin)}$)をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

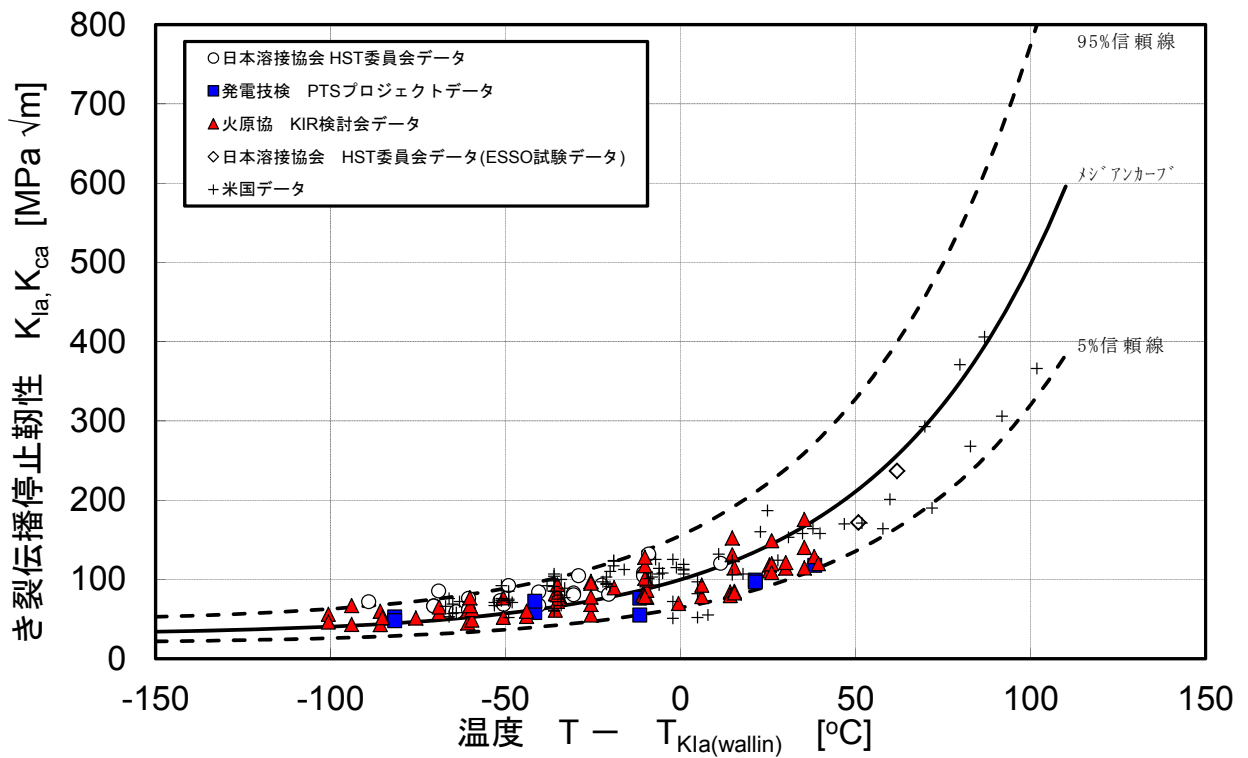


図2.2.3-41 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法($T_{KIa(wallin)}$)をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和)

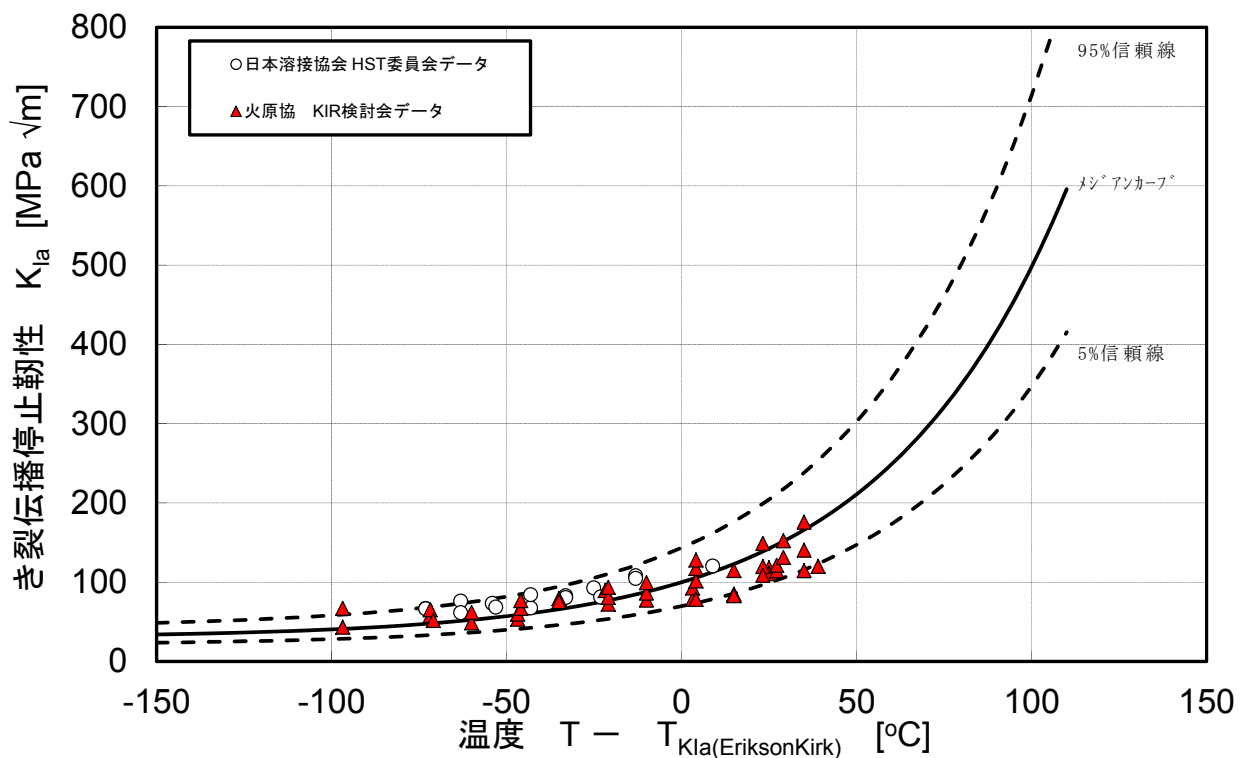


図2. 2. 3-42 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{K_{Ia}}(\text{EriksonKirk})$) をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 ($T_{K_{Ia}}$ が有効なデータのみを対象とした場合)

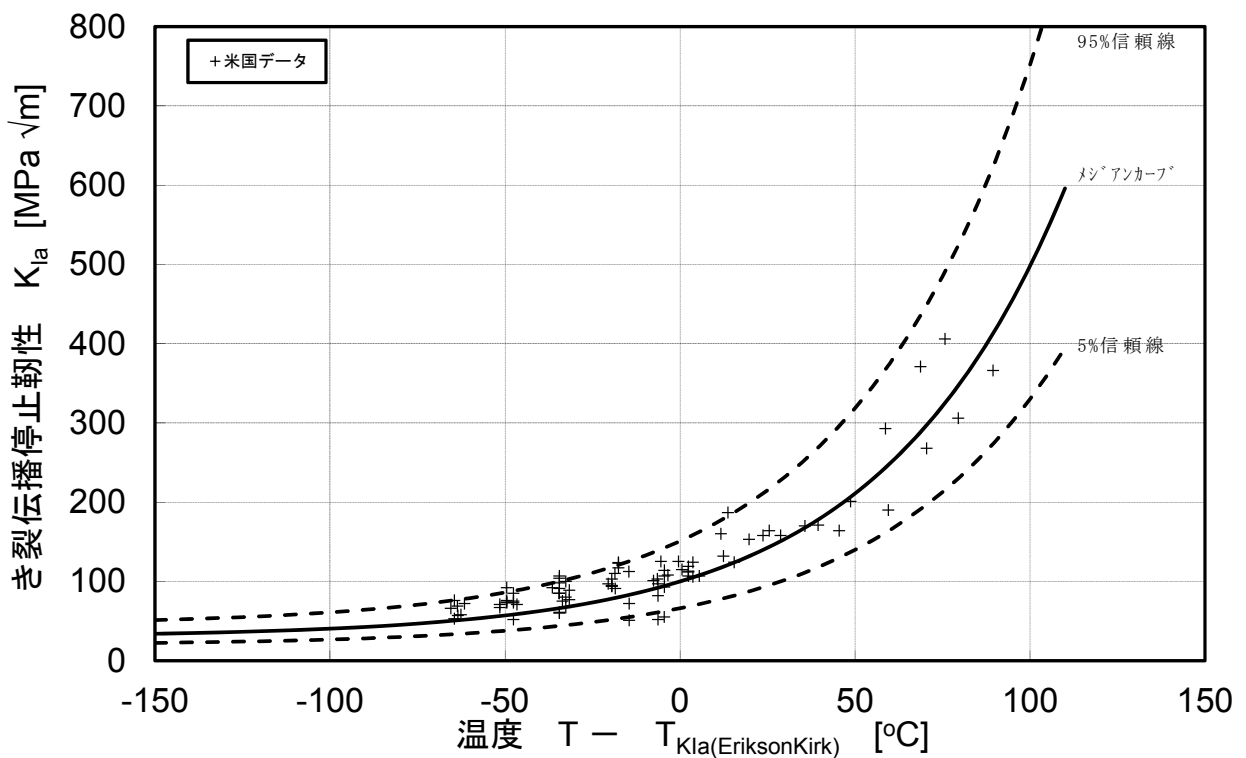


図2. 2. 3-43 米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法 ($T_{K_{Ia}}(\text{EriksonKirk})$) をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 ($T_{K_{Ia}}$ が有効なデータのみを対象とした場合)

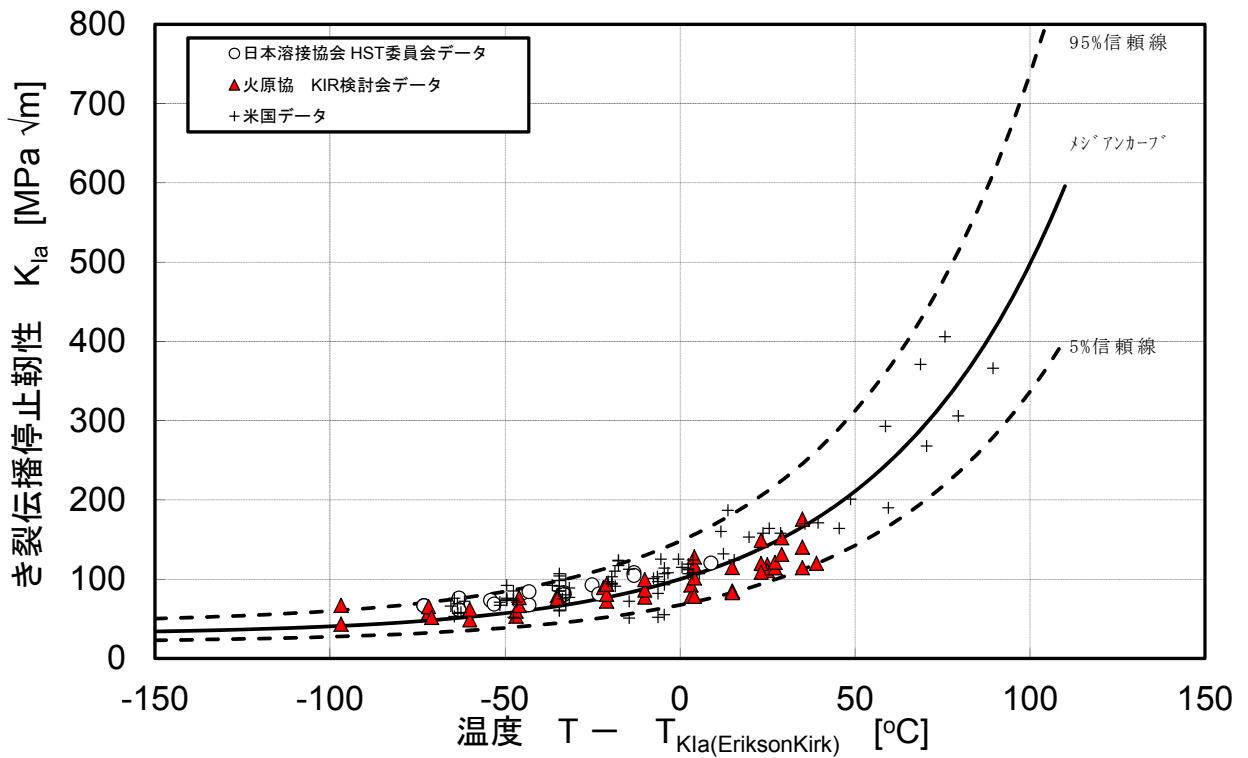


図2.2.3-44 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法($T_{K_{Ia}}(\text{EriksonKirk})$)をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果($T_{K_{Ia}}$ が有効なデータのみを対象とした場合)

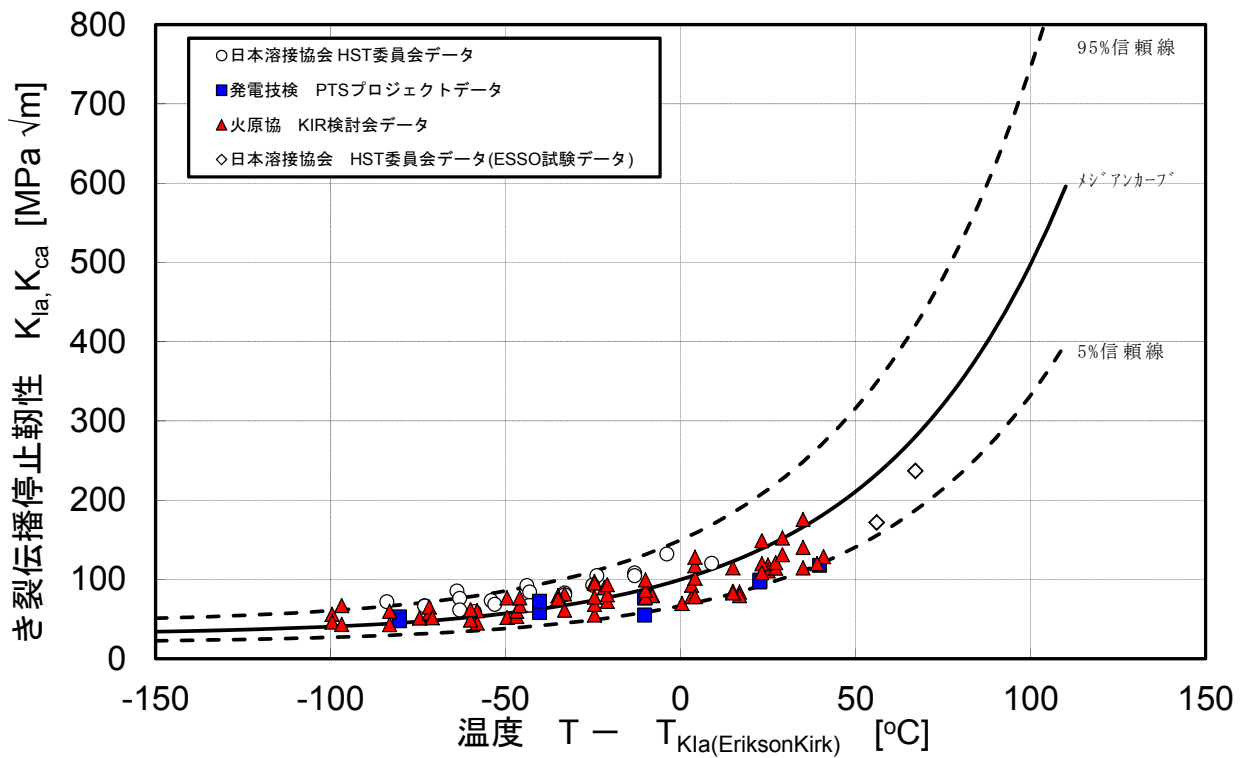


図2.2.3-45 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法($T_{K_{Ia}}(\text{EriksonKirk})$)をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果($T_{K_{Ia}}$ に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

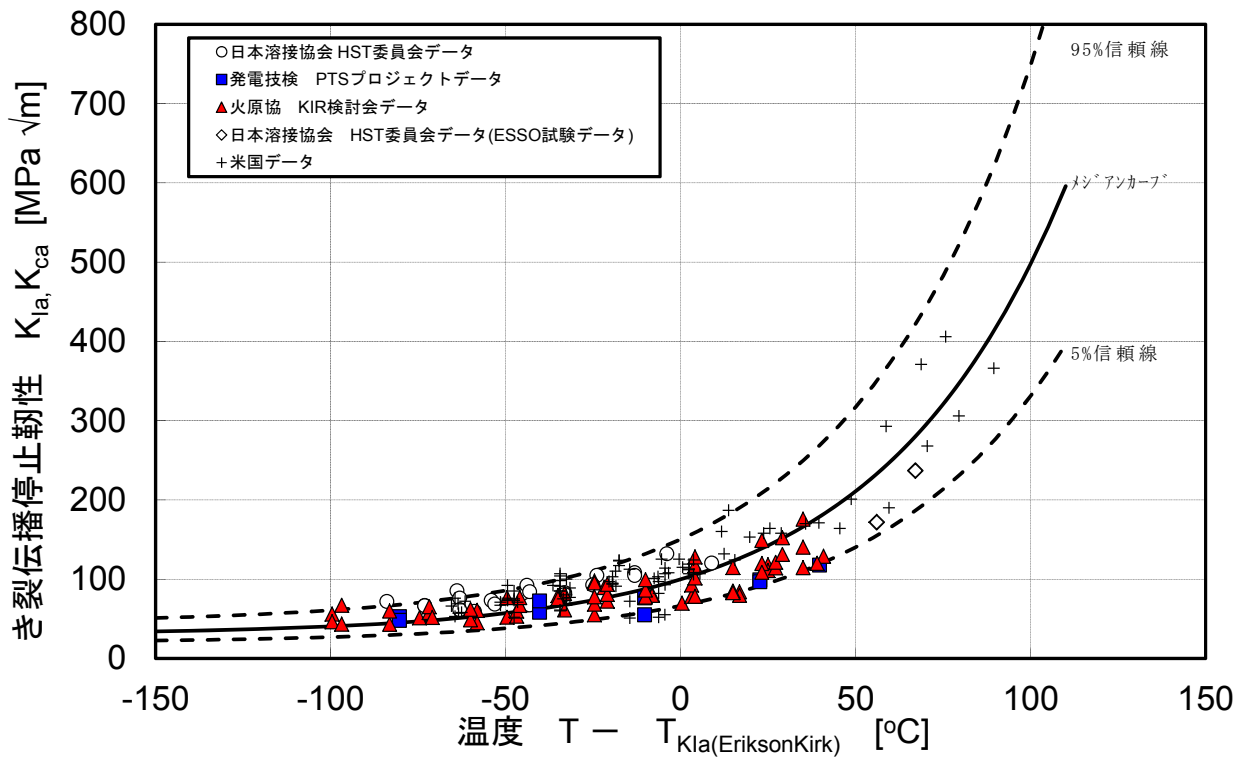


図2.2.3-46 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法(T_{KIa} (EriksonKirk))をベースに考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果(T_{KIa} に必要なデータ数に関する判定基準を緩和した場合)

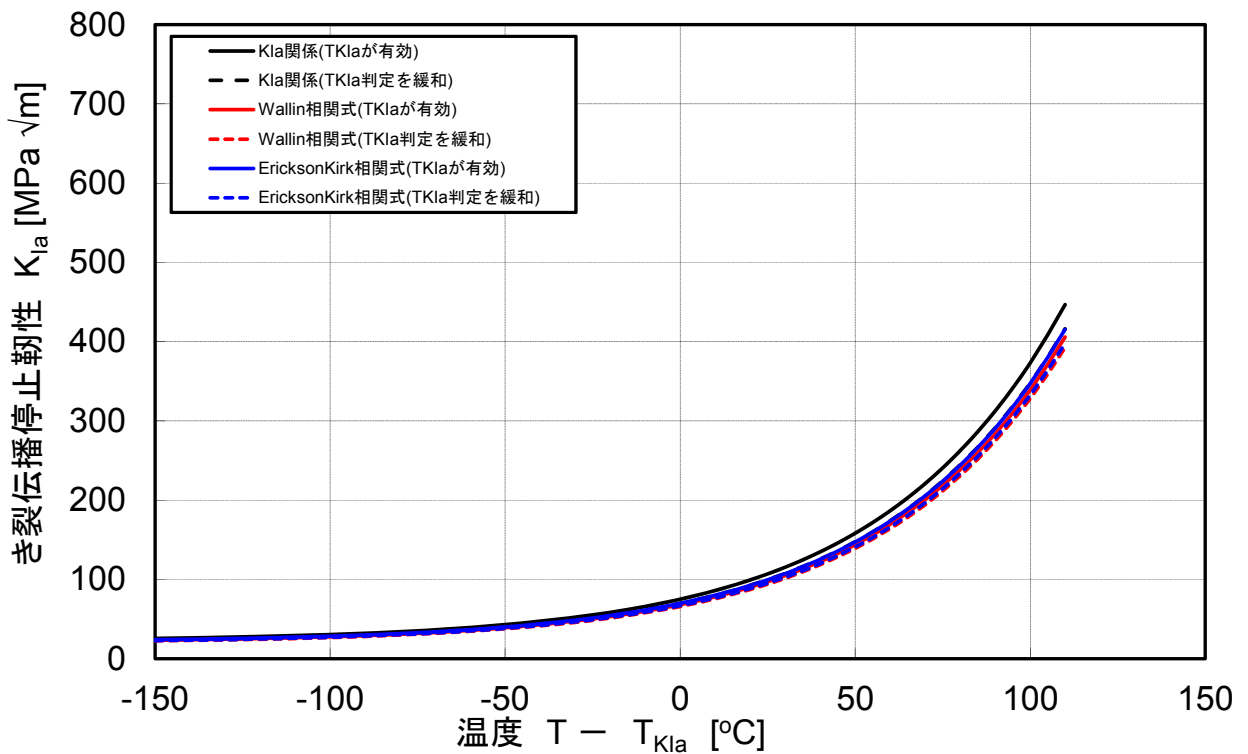


図2.2.3-47 国内 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法をベースに考慮した K_{Ia} 曲線(5%信頼線)の検討結果の比較

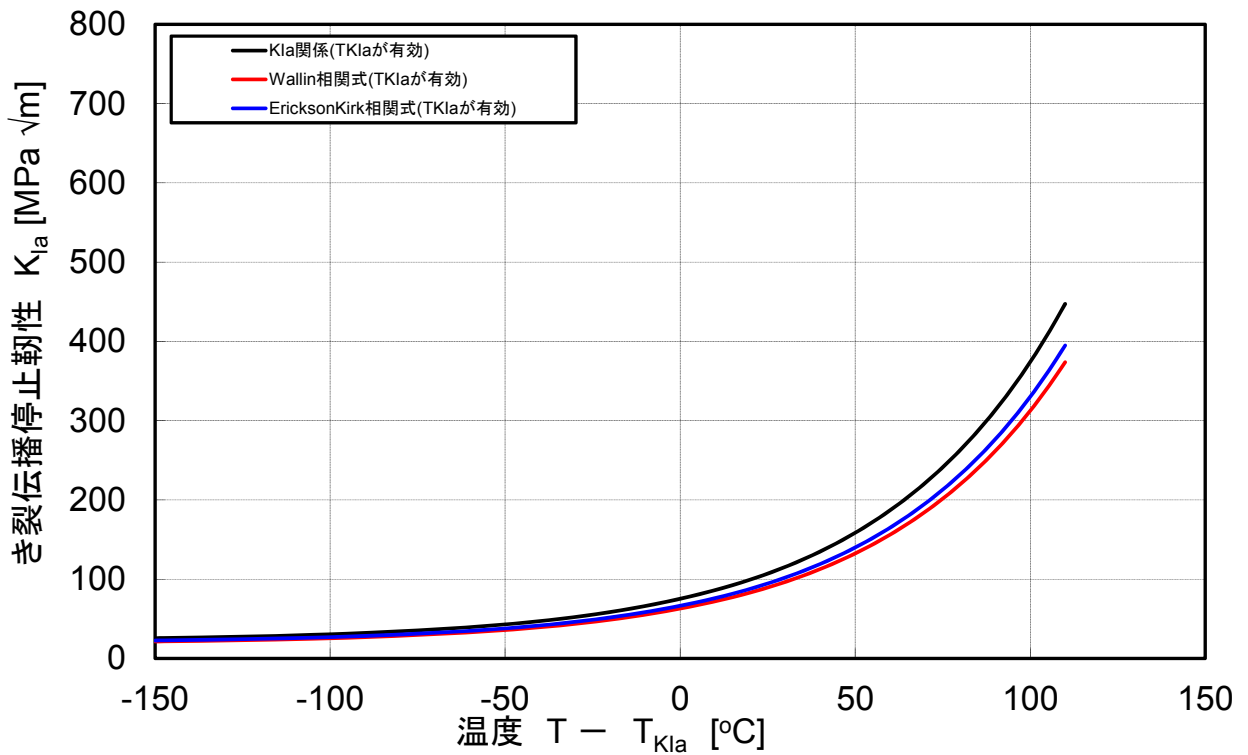


図2.2.3-48 米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法をベースに考慮した K_{Ia} 曲線(5%信頼線)の検討結果の比較

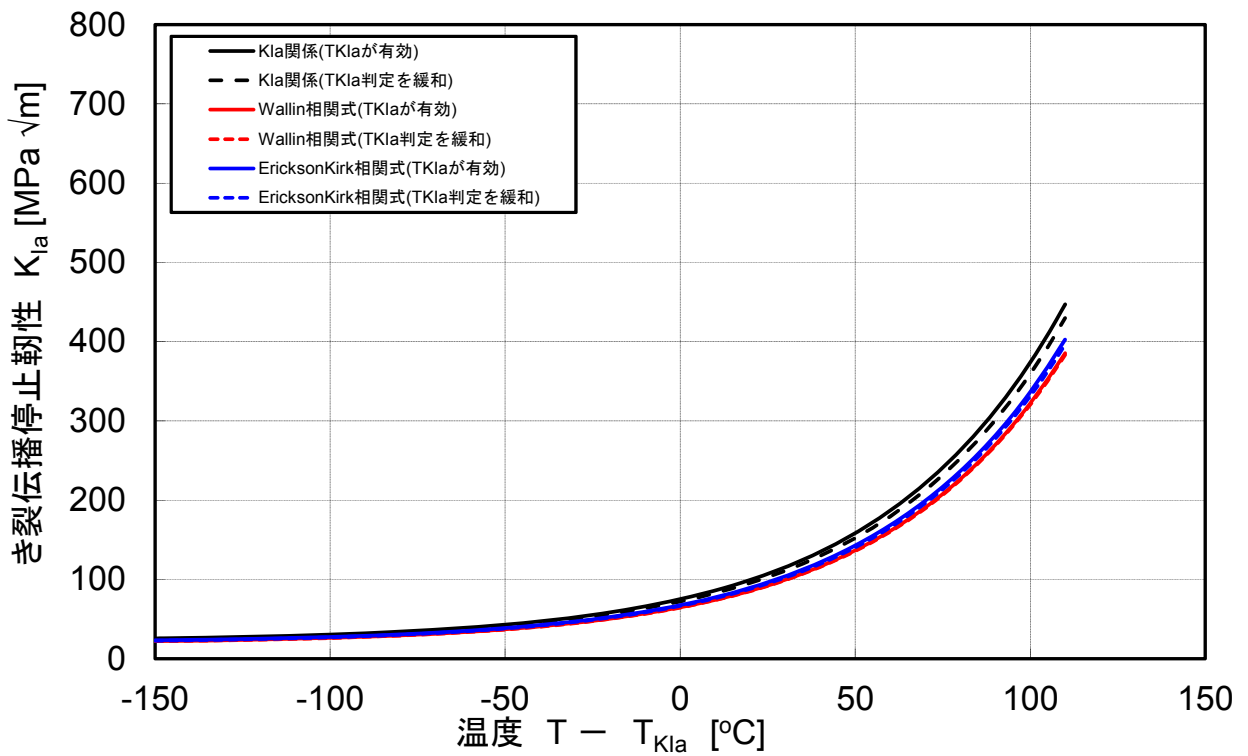


図2.2.3-49 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対するマスターカーブ法をベースに考慮した K_{Ia} 曲線(5%信頼線)の検討結果の比較

表2.2.3-7 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する
マスターカーブ法 (T_{KIa}) ベースの K_{Ia} 曲線の標準偏差

a) 国内 K_{Ia} データベース

	T_{KIa} が有効		T_{KIa} の必要なデータ数に関する判定基準緩和	
	データ数	標準偏差 σ	データ数	標準偏差 σ
T_{KIa} が有効な場合	57	0.175	96	0.218
Wallinの相関式		0.234		0.254
EricksonKirkの相関式		0.219		0.246

b) 米国 K_{Ia} データベース

	T_{KIa} が有効		T_{KIa} の必要なデータ数に関する判定基準緩和	
	データ数	標準偏差 σ	データ数 ^{*1}	標準偏差 σ^{*1}
T_{KIa} が有効な場合	85	0.174	-	-
Wallinの相関式		0.284		-
EricksonKirkの相関式		0.250		-

c) 国内及び米国 K_{Ia} データベース

	T_{KIa} が有効		T_{KIa} の必要なデータ数に関する判定基準緩和	
	データ数	標準偏差 σ	データ数	標準偏差 σ
T_{KIa} が有効な場合	142	0.175	181	0.199
Wallinの相関式		0.265		0.268
EricksonKirkの相関式		0.238		0.248

*1: T_{KIa} が有効なデータのみ使用のため T_{KIa} が有効な場合と同じ値となる。

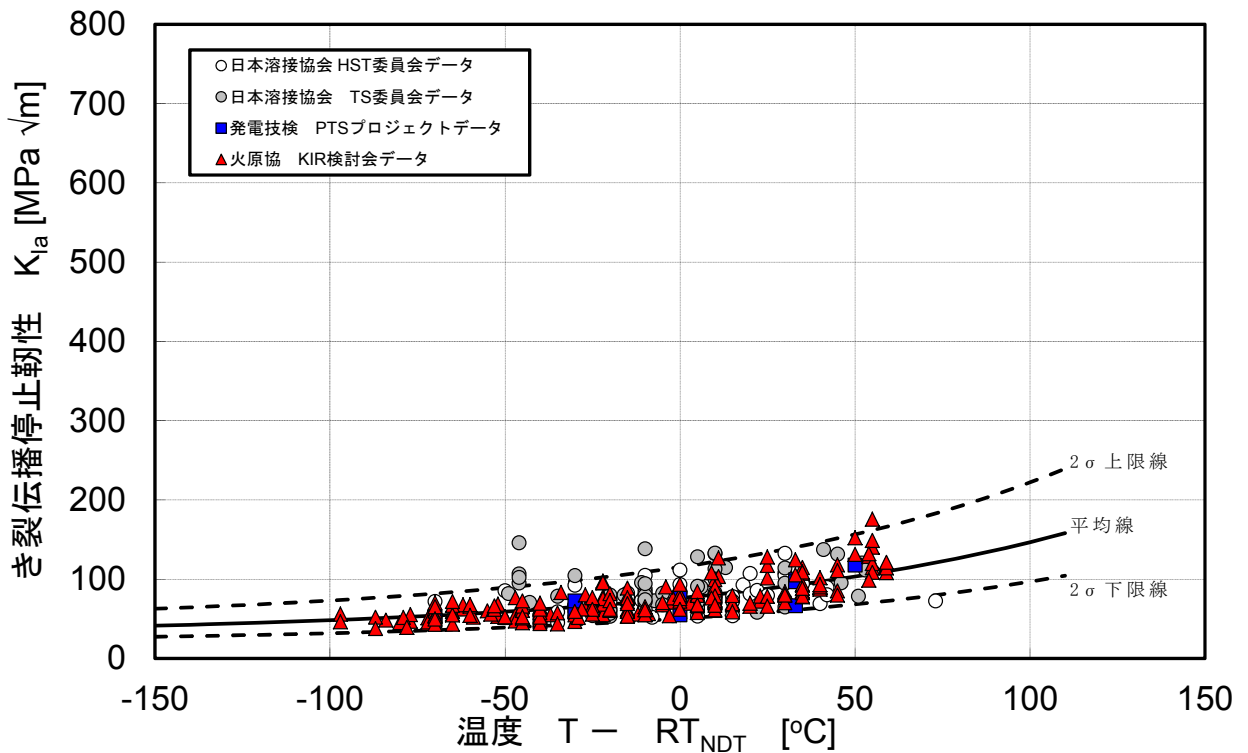


図2.2.3-50 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 (CCA試験片によるデータの場合)

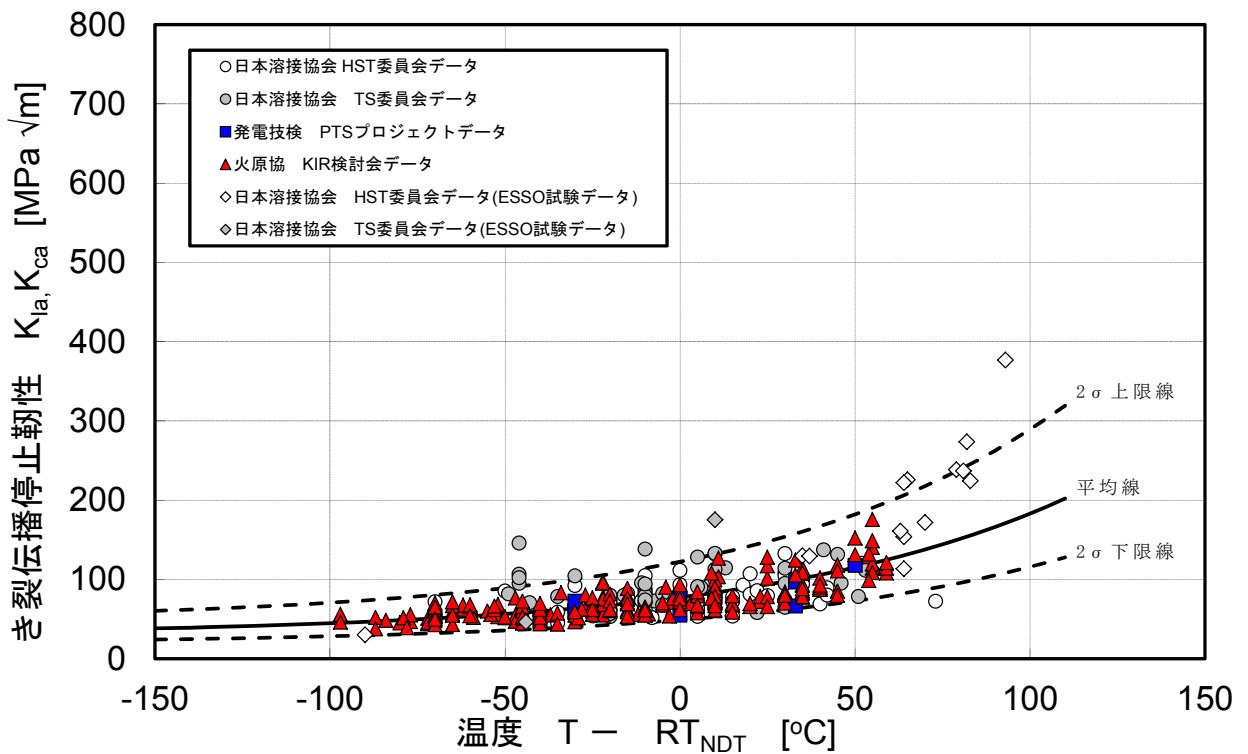


図2.2.3-51 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果 (CCA試験片によるデータにESSO試験データを加えた場合)

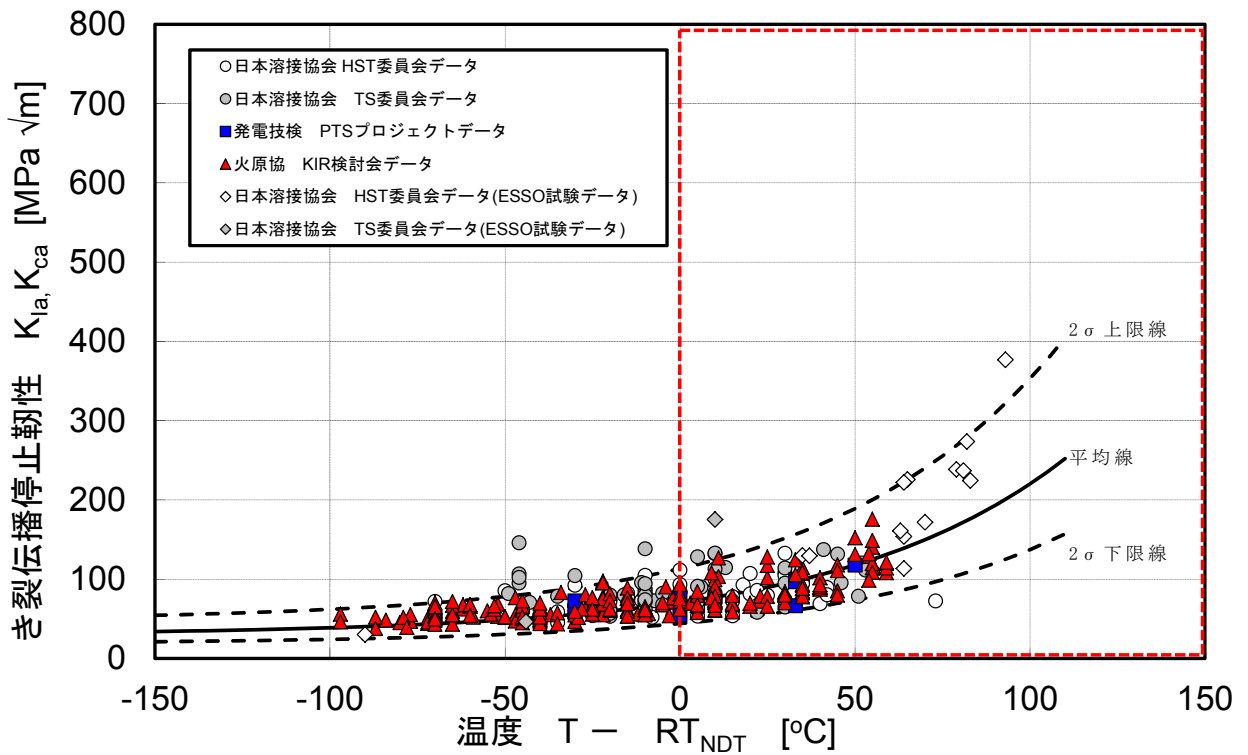


図2.2.3-52 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$)を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

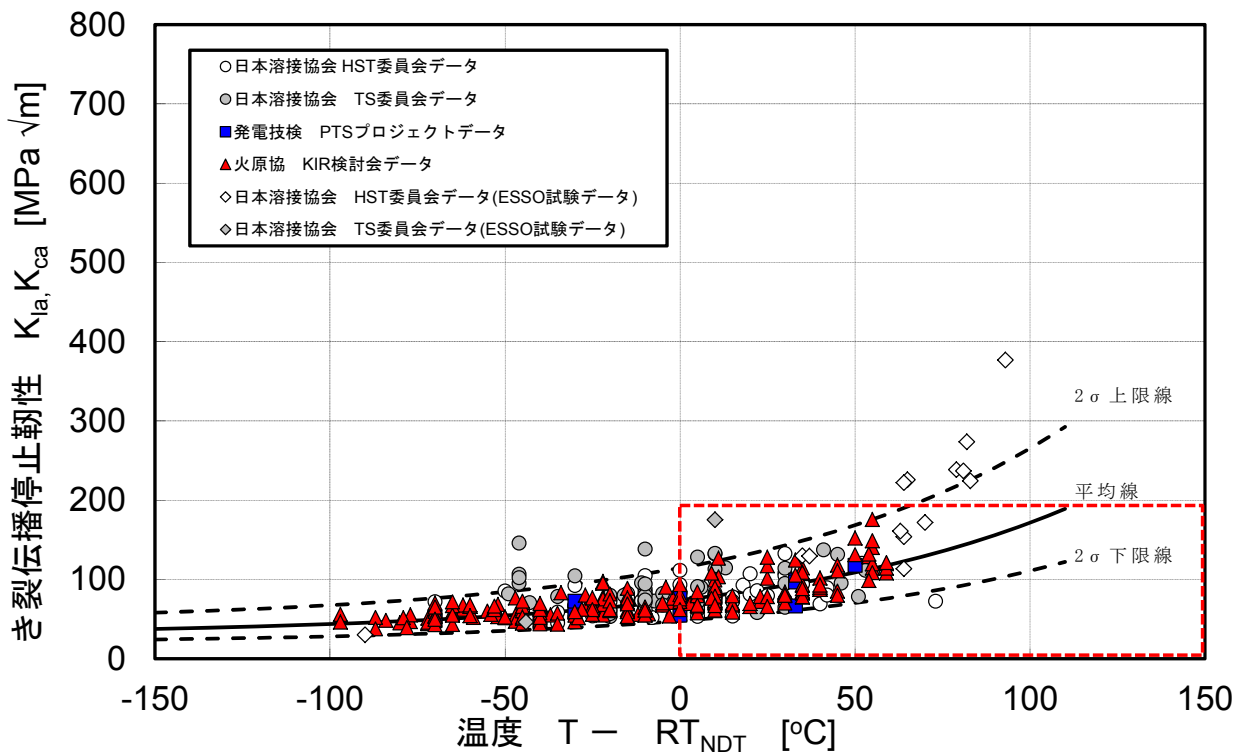


図2.2.3-53 国内 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$)及び $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

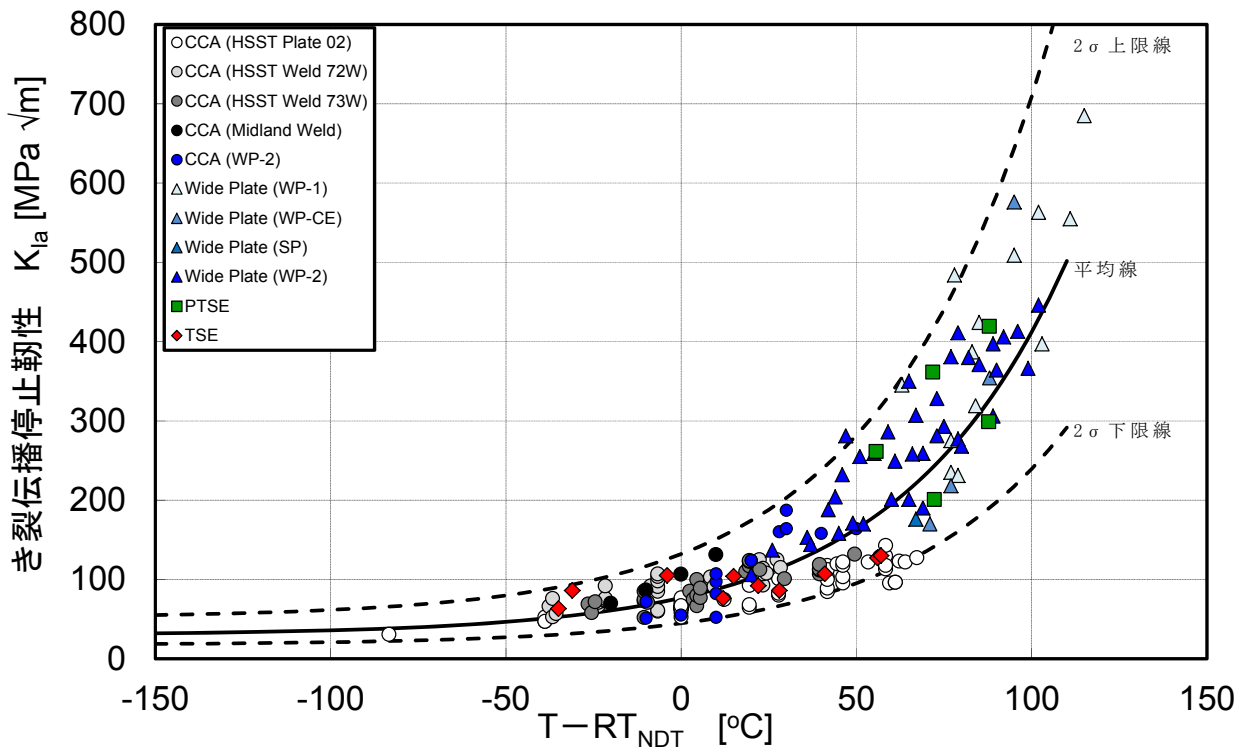


図2.2.3-54 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

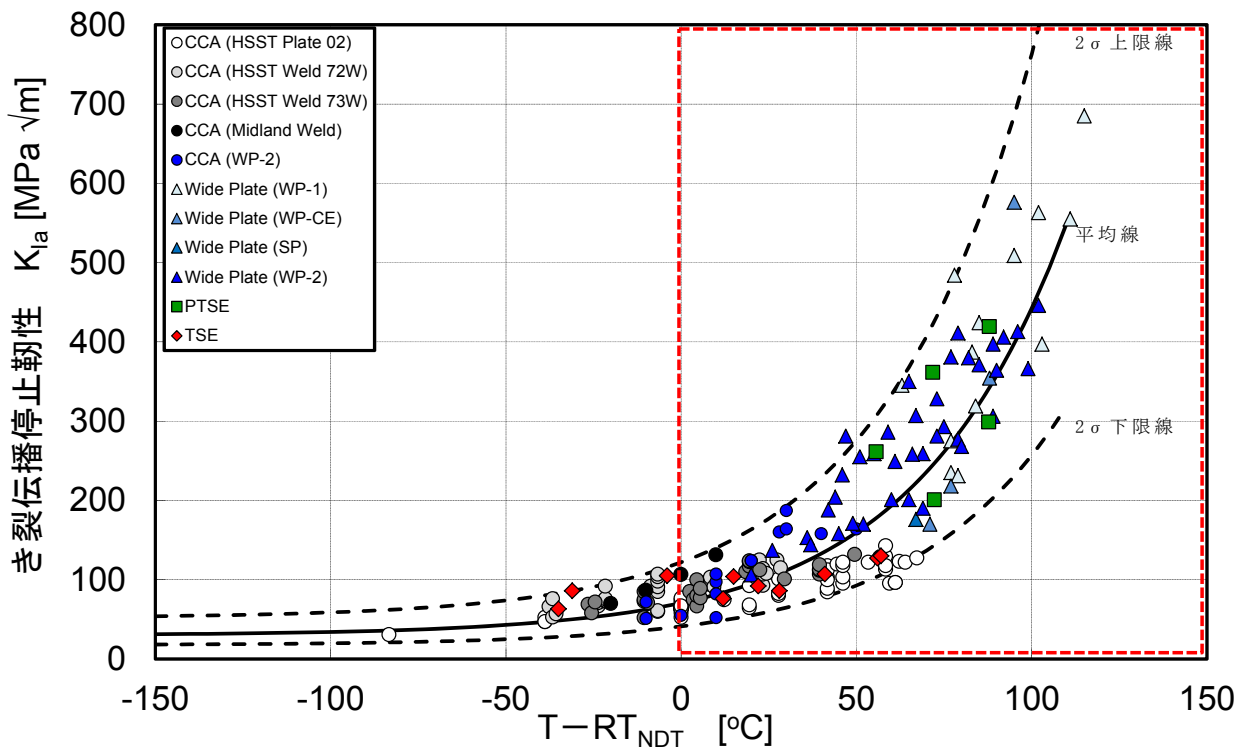


図2.2.3-55 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$)を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

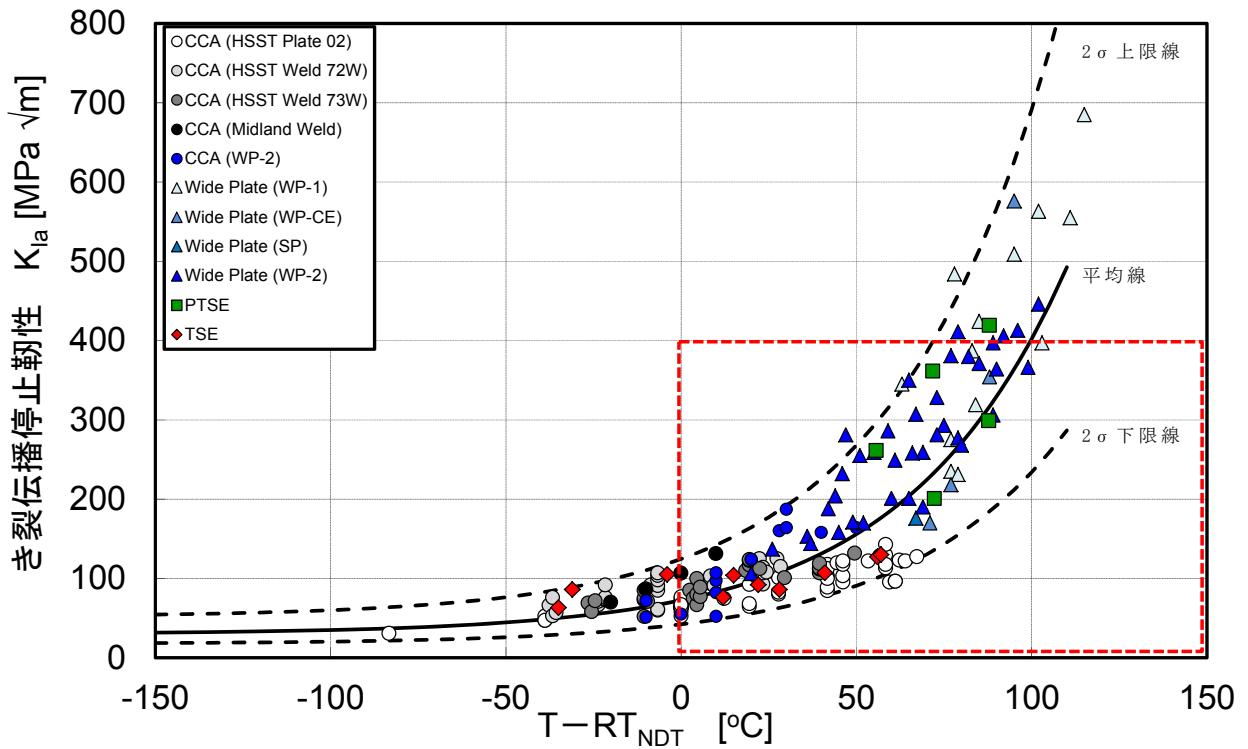


図2.2.3-56 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$) 及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

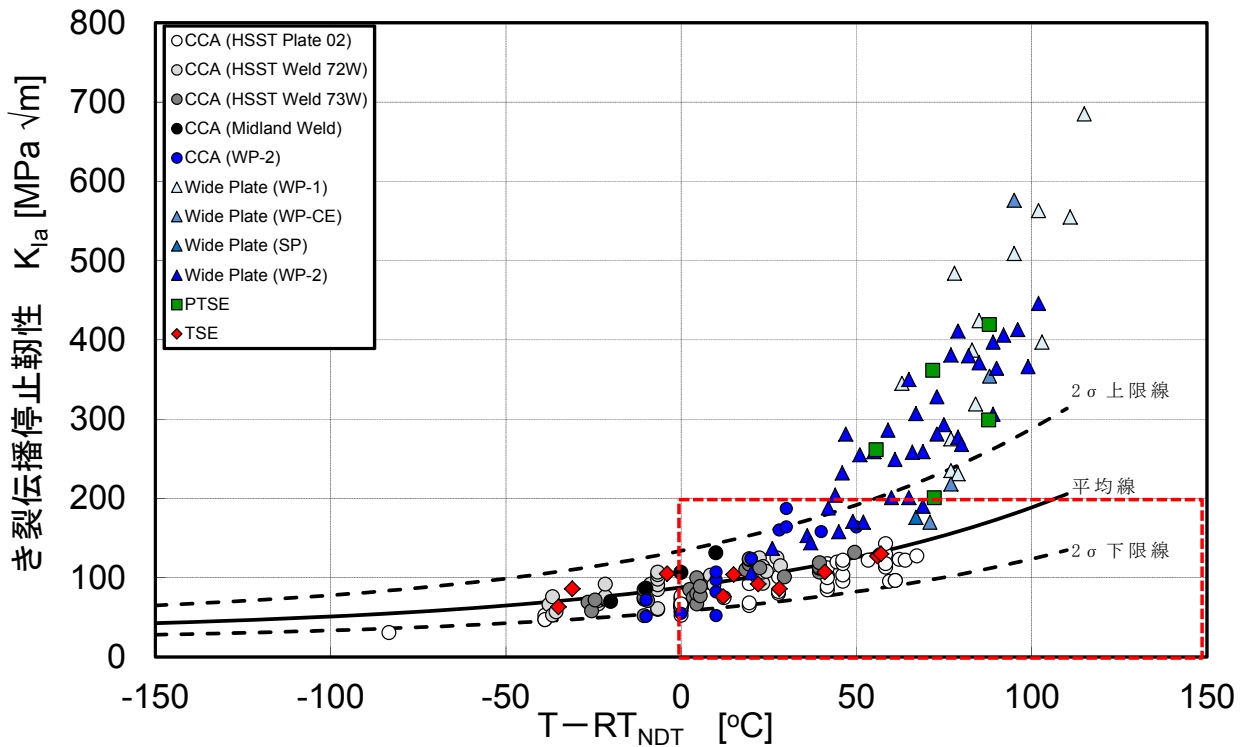


図2.2.3-57 米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$) 及び $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

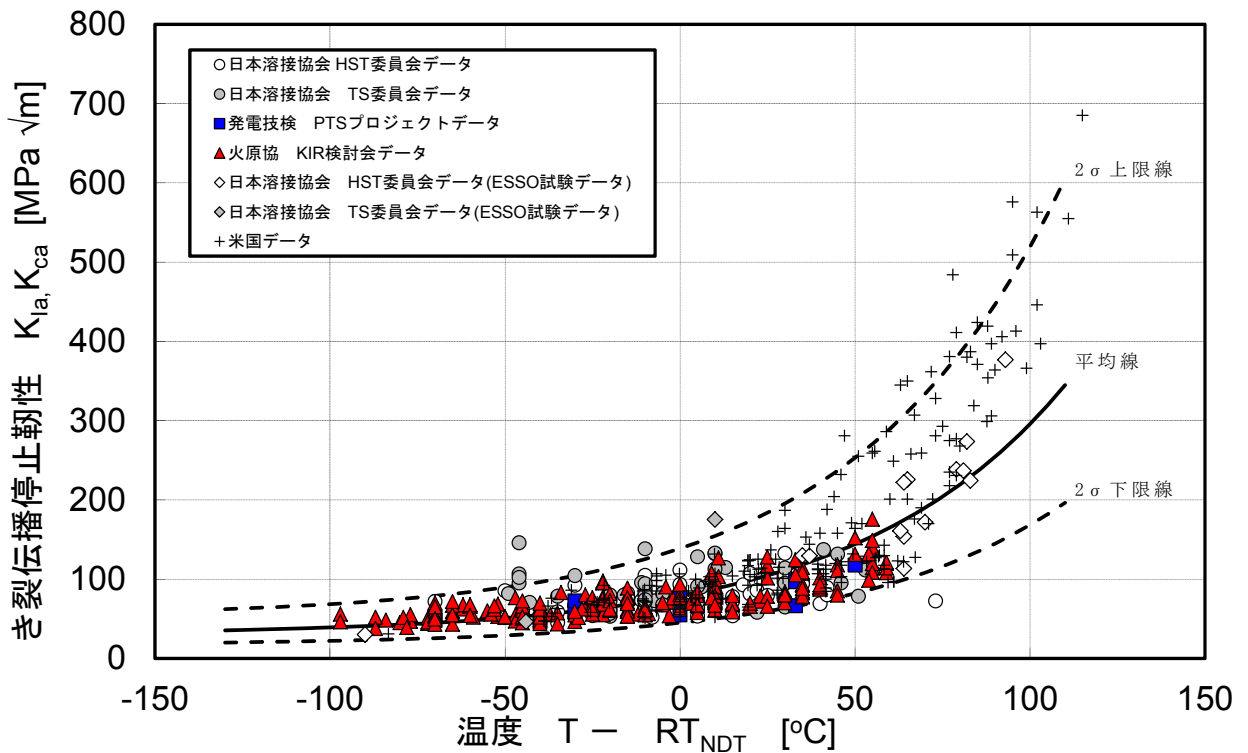


図2.2.3-58 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

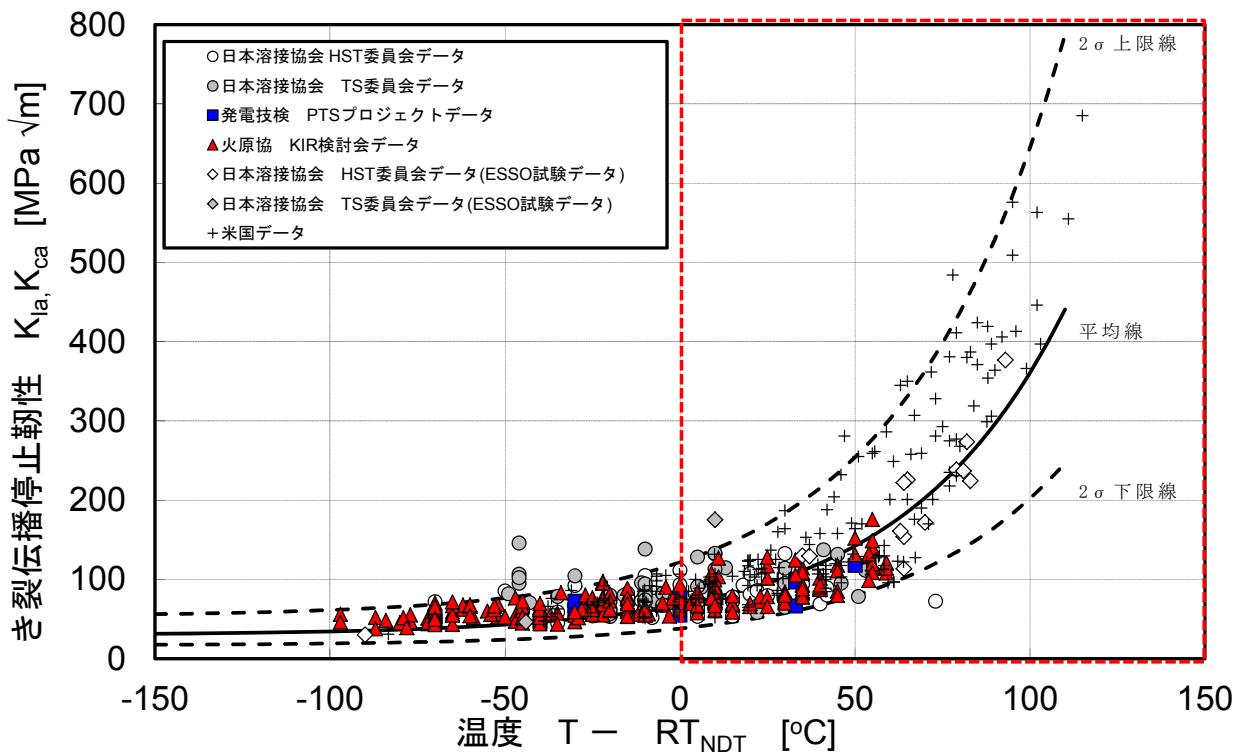


図2.2.3-59 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$)を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

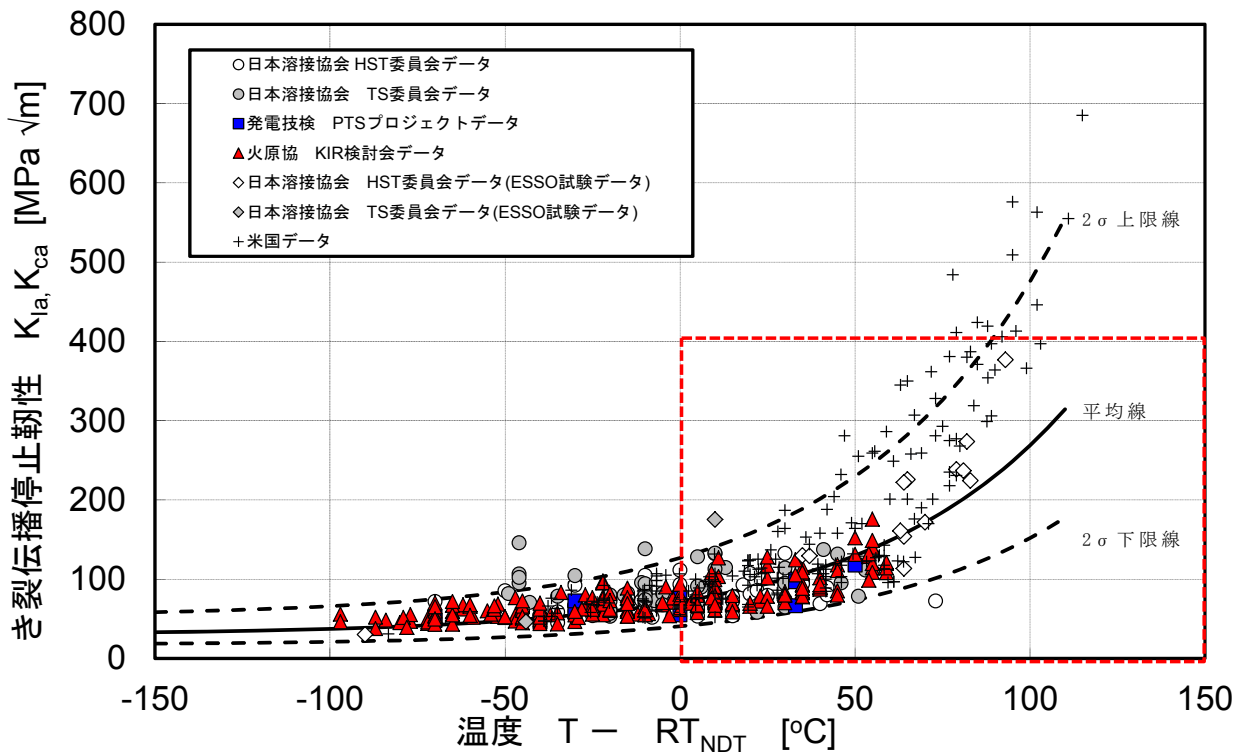


図2.2.3-60 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$)及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

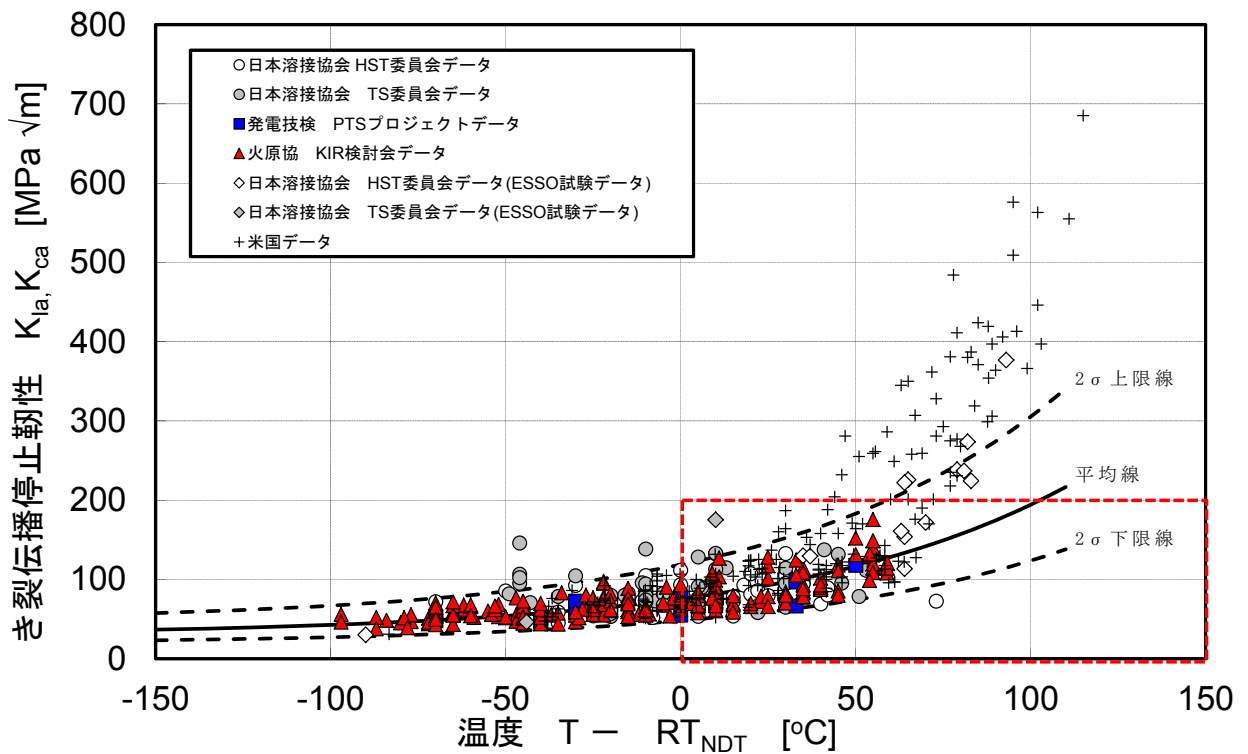


図2.2.3-61 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する関連温度 RT_{NDT} ($T - RT_{NDT} \geq 0^\circ\text{C}$)及び $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を考慮した K_{Ia} 曲線の検討結果

表2.2.3-8 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する
関連温度 $T-RT_{NDT}$ ベースの K_{Ia} 曲線の標準偏差

a) 国内 K_{Ia} データベース

区分	データ数	係数 ^{*1}		標準偏差 σ
		A	B	
CCA試験片データのみ	322	46.16	0.0093	0.014
CCA+ESSO試験片データ	344	47.50	0.0117	0.099
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$	168	40.63	0.0154	0.103
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ 及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	168 ^{*2}	-	-	-
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ 及び $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	157	43.98	0.0117	0.095

b) 米国 K_{Ia} データベース

区分	データ数	係数 ^{*1}		標準偏差 σ
		A	B	
全データ ^{*3}	197	46.80	0.0210	0.118
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$	158	40.71	0.0232	0.118
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ 及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	146	42.47	0.0217	0.118
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ 及び $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	108	48.65	0.0139	0.095

c) 国内及び米国 K_{Ia} データベース

区分	データ数	係数 ^{*1}		標準偏差 σ
		A	B	
全データ ^{*4}	541	49.00	0.0169	0.122
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$	326	38.11	0.0216	0.126
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ 及び $K_{Ia} \leq 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	314	41.71	0.0174	0.124
$T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ 及び $K_{Ia} \leq 200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	265	45.60	0.0128	0.098

*1: $K_{Ia} = 30 + A \cdot \exp\{B \cdot (T - RT_{NDT})\}$ の係数

*2: 国内 K_{Ia} データベースでは $K_{Ia} > 400\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ のデータが無いため、 $T-RT_{NDT} \geq 0^{\circ}\text{C}$ と同じデータ数となる。

*3: 米国 K_{Ia} データベースはCCA試験片及び大型試験片を含む

*4: 国内 K_{Ia} データベースはCCA試験片及びESSO試験片、米国 K_{Ia} データベースはCCA試験片及び大型試験片を含む

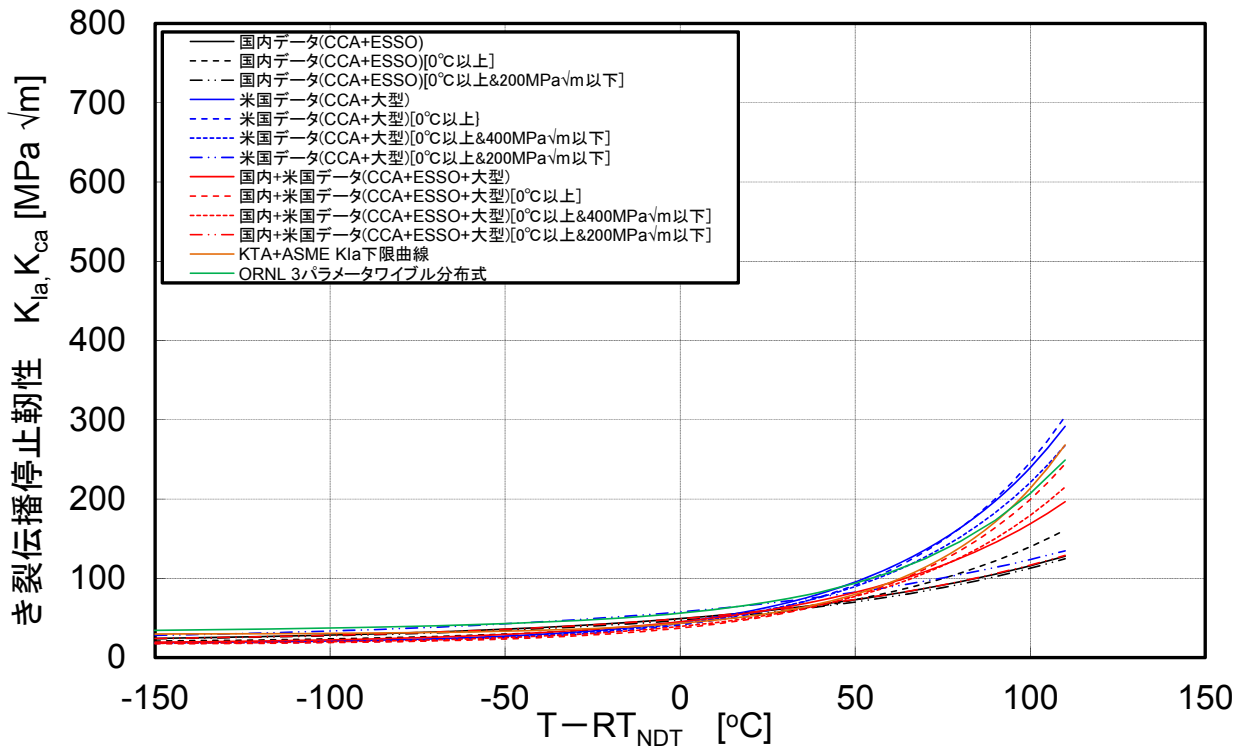


図2.2.3-62 関連温度 RT_{NDT} を考慮した各種 K_{Ia} 曲線(2 σ 下限線)の比較

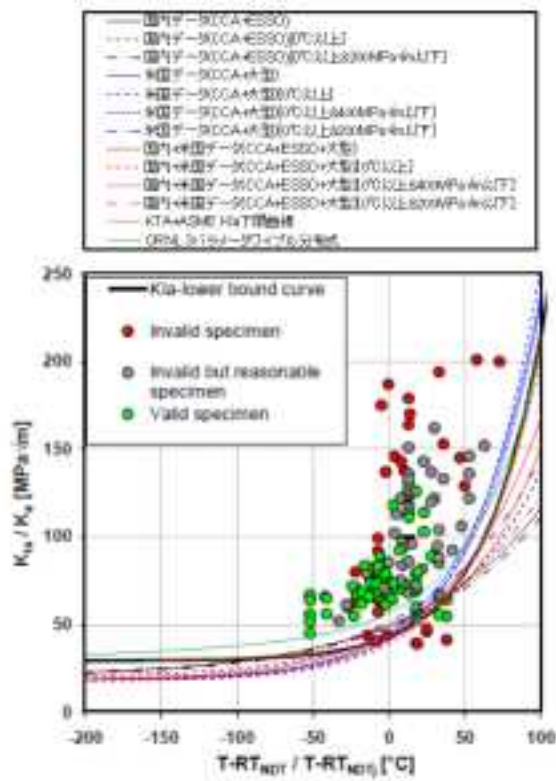


図2.2.3-63 国内及び米国 K_{Ia} データベースに対する K_{Ia} 曲線とドイツデータとの比較

2.2.4 その他の高経年化に関わる評価方法

照射脆化予測法、破壊靱性評価法等に関する規格の改訂動向や国際会議等における最新知見の調査・検討を実施した。調査対象は、ASME 2013 Pressure Vessels & Piping Conference (PVP2013)、The 21th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE21)並びにその他関連論文誌とした。

(1) 照射脆化予測法に関する研究動向

1) PVP2013-98076²³

中性子照射脆化は圧力容器鋼の経年劣化事象として最も重要な現象の1つである。国内の現行の脆化予測法 JEAC4201-2007 は、2006 年末までの監視試験データを用いて構築されているが、その後、 $6 \times 10^{19} \sim 1 \times 10^{20}$ n/cm² (E>1MeV) の高照射量領域で大きな脆化を示す新たな監視試験データが得られてきた。それらの試験片に対してマイクロ組織分析を行い、JEAC4201-2007 の脆化予測法の改良を行った。また新たなマージンを設定することにより、脆化予測法が改善された。

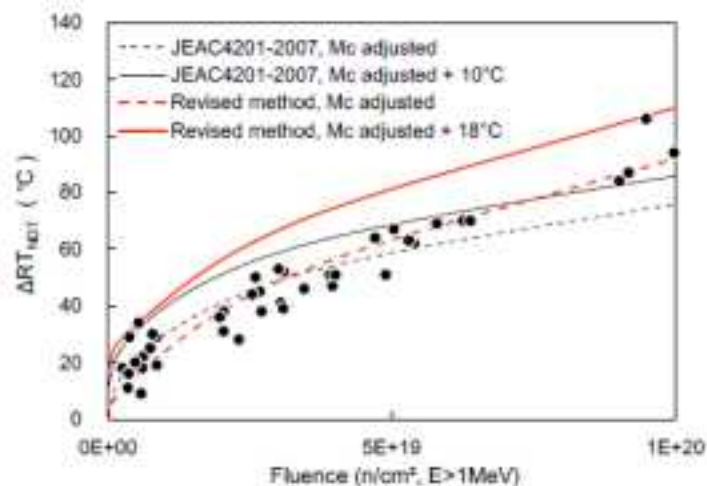


図 2.2.4-1 監視試験片と脆化予測法による脆化シフトの比較

なお、本論文で提案された脆化予測法については、JEAC4201-2007 (2013 年追補版) に反映されており、本事業においても本脆化予測法に基づく検討が重要である。

²³ Naoki Soneda et al.; HIGH FLUENCE SURVEILLANCE DATA AND RECALIBRATION OF RPV EMBRITTEMENT CORRELATION METHOD IN JAPAN, PVP2013-98076 (2013).

(2) PTS や溶接残留応力等の荷重評価の動向

1) PVP2013-97342²⁴

原子炉圧力容器の健全性評価に関する PTS ガイドについて、仏、独、露、米、日等における、材料物性、脆化、き裂形状、破壊力学的アプローチ等の比較がなされた。PTS 評価の手順については、フランスの RCC-M コード、ドイツの KTA、ロシアのオリジナルコード PNAEG、WWER 容器のための新しい手法、VERLIFE に基づく手法、IAEA-NULIFE VERLIFE、及び US NRC RG に基づく手順を含む ASME コードについて比較を行った。溶接残留応力の有無、想定するき裂形状が K 値に及ぼす影響や、 K_{Ic} 曲線の違い等が示された。

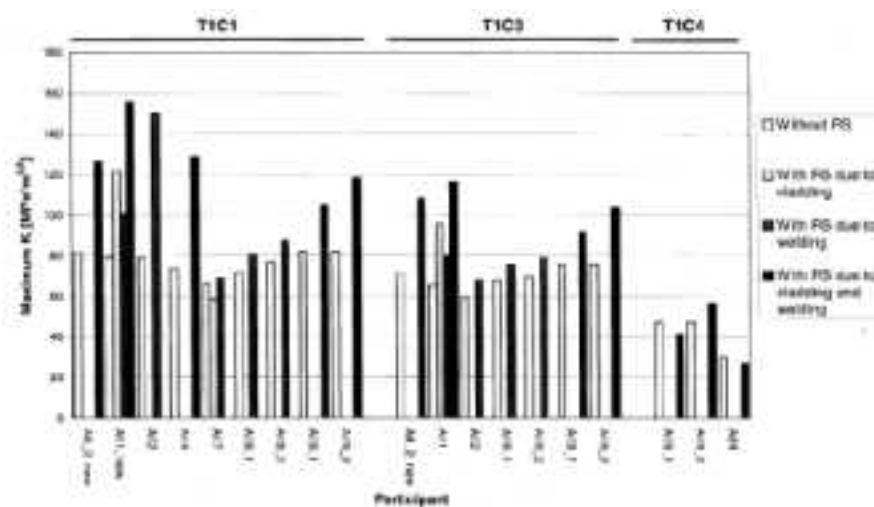


Fig.2. Effect of residual stresses - in weld metal and in cladding on the stress intensity value in crack front

図 2. 2. 4-2 応力拡大係数に及ぼす残留応力の影響

2) ICONE21-15992²⁵

PTS 時の原子炉容器における初期条件及び境界条件について分析がなされた。例として、原子炉南ウクライナの原子力発電所ユニット 1 (WWER-1000/V-302 型) が選択されている。原子炉圧力容器の健全性評価手法を参考に、RELAP5/mod3.2 コードを用いた熱流動解析が行われた。初期イベントとして、2 次系の大漏洩に係る主蒸気系破断 (MSLB) を考慮した。IAEA の要求に基づく保守的な手法により、非対称な冷却過程について検討を行った。この熱流動解析の結果から、二次系の漏洩に関連する最も保守的なシナリオが得られた。

²⁴ Milan Brumovsky; COMPARISON OF PTS GUIDES FOR REACTOR PRESSURE VESSEL INTEGRITY ASSESSMENT, PVP2013-97342 (2013).

²⁵ M. Vyshemirskyi et al.; EFFECT OF INITIAL AND BOUNDARY CONDITIONS ON THE FORMATION OF REACTOR VESSEL PRESSURIZED THERMAL SHOCK, ICONE21-15992 (2013).

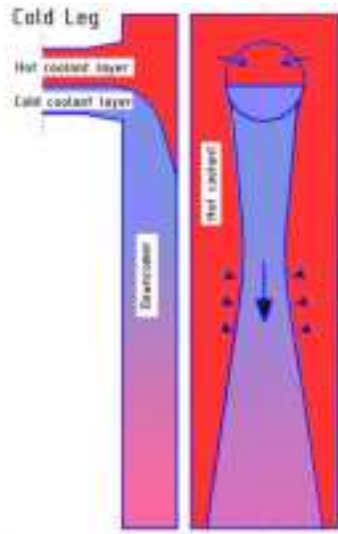


Fig. 2. Downcomer overcooling: cold coolant layer invading because of the ECCS injection [1].

図 2. 2. 4-3 ECCS 注入によるダウンカマー冷却

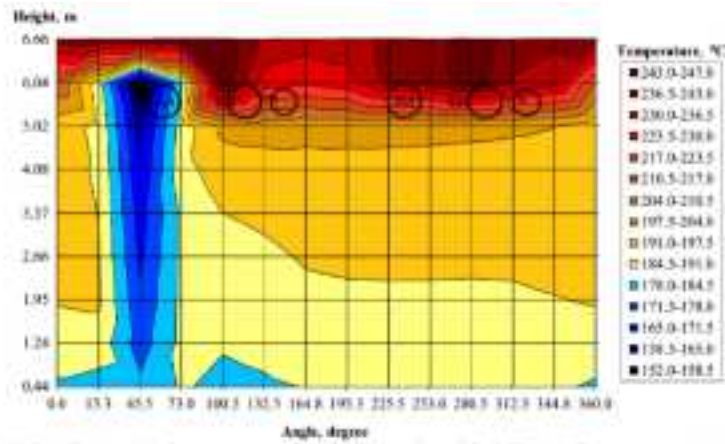


Fig. 18. Distribution of coolant temperature on the inner surface of the RPV for full power operation (400 s).

図 2. 2. 4-4 RPV 内表面の冷却材温度分布 (600 秒後)

(3) き裂に対する拘束効果に関する研究動向

1) PVP2013-97566²⁶

LOCA時の圧力容器表面のき裂の挙動について3次元弾塑性有限要素解析により評価を行った。表面き裂の拘束効果を定量化するためJ-Qアプローチを適用した。表面き裂の拘束効果について、破壊靱性を評価するCT試験片との比較を行った。圧力容器のき裂に対する拘束効果はCT試験片に比べて小さく、有効J積分値も小さくなることが確認された。PTS時の圧力容器の健全性評価においては、拘束効果を考慮することが望ましいとの結論が得られた。

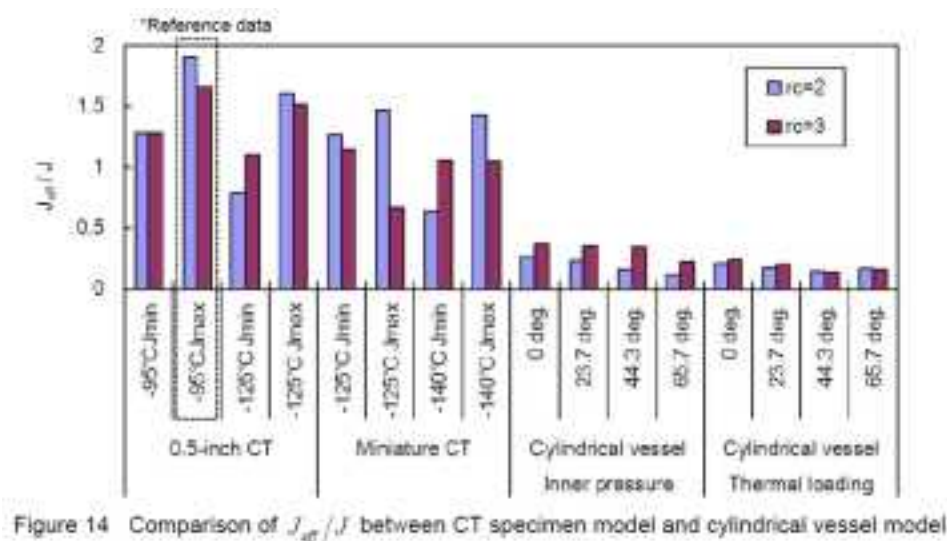


図 2.2.4-5 CT試験片と容器モデルにおける J_{eff}/J の比較

2) PVP2013-97291²⁷

フランスでは、原子炉圧力容器の確定論的健全性評価は、き裂発生ステージに基づいている。現状では、炉心領域のアンダークラッド欠陥のPTS時安定性は、簡便な破壊力学に基づく手法で評価される。原子力プラントの寿命延長に向けたEDFの戦略の軸の一つは、保守性の低減のため、入力データと評価手法に関する確定論的手法の改良である。このため、最もシビアなイベントについてより現実的に定量的な評価を行うため、欠陥を有する三次元有限要素弾塑性解析が行われている。本論文では、小破断LOCA時の欠陥の安定性評価を行った。

²⁶ Naoki Ogawa et al.; EVALUATION ON CONSTRAINT EFFECT OF REACTOR PRESSURE VESSEL UNDER PRESSURIZED THERMAL SHOCK, PVP2013-97566 (2013).

²⁷ A. Arrieta-Ruiz et al.; NUCLEAR REACTOR PRESSURE VESSEL INTEGRITY ASSESSMENT: ENHANCEMENT PROVIDED BY 3D MODELING FLAW STABILITY CALCULATIONS, PVP2013-97291 (2013).

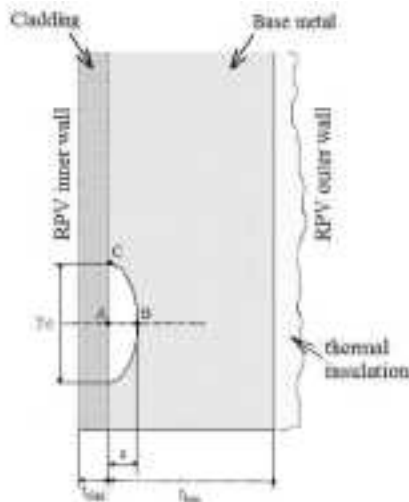


Fig. 2: ASSUMED UNDER-CLAD FLAW

図 2.2.4-6 想定したアンダークラッド欠陥

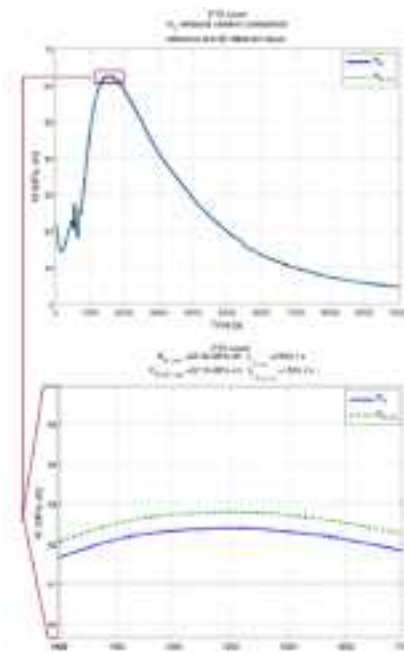


Fig. 11: PTS EVENT - K AND K^{-1} TEMPORAL VARIATION EVOLUTION COMPARISON

図 2.2.4-7 簡易評価法と三次元解析により求めた小破断 LOCA 時の K 値の比較

3) PVP2013-97687²⁸

韓国の原子炉圧力容器の健全性評価について、有限要素解析による評価を行った。小破断 LOCA (SBLOCA) とターキー・ポイント蒸気ラインブレイク (TP-SLB) の PTS 条件を負荷

²⁸ Se-Chang Kim et al.; Integrity Evaluation of Korean Nuclear Reactor Pressure Vessel under Pressurized Thermal Shock Conditions According to JEAC, PVP2013-97687 (2013).

条件として選択し、周方向き裂を有する三次元有限要素解析を行い、 K 値を求めた。その結果について、30年以上運転した原子炉圧力容器鋼材の破壊靱性との比較を行った。

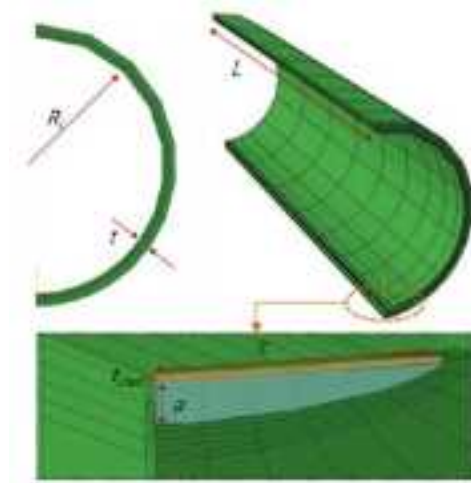


Fig. 4 Finite element model of RPV with crack

図 2.2.4-8 き裂を有する原子炉圧力容器の三次元有限要素モデル

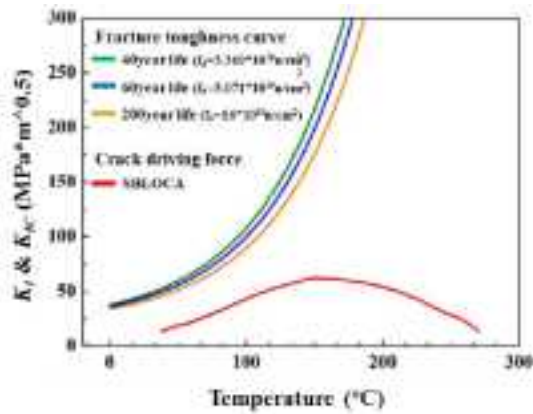


Figure 8 PTS evaluation according to JEAC-4206, App. 3 under SBLOCA condition

図 2.2.4-9 小破断 LOCA 時の K 値及び K_{IC} の比較

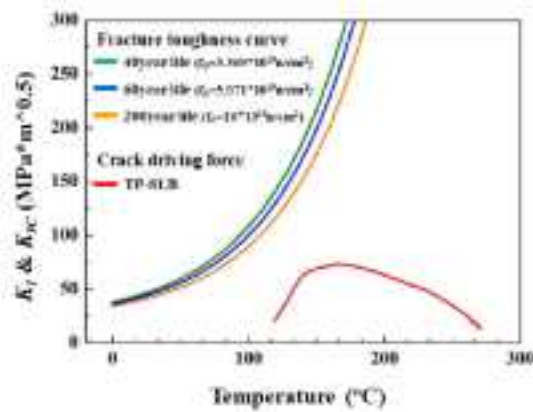


Figure 9 PTS evaluation according to JEAC-4206, App. 3 under TP-SLB condition

図 2.2.4-10 TP-SLB 時の K 値及び K_{IC} の比較

4) PVP2013-98161²⁹

PTS トランジェント時の原子炉圧力の健全性評価のため、破壊力学に基づく検討を行った。三次元有限要素モデルを用いて、弾性及び弾塑性の材料物性を考慮して、伝熱及び破壊力学解析が行われた。その結果、弾性解析は弾塑性解析よりも保守的な結果につながることを示された。また、拘束効果を表す、表面き裂に対する T 応力及び Q ファクターについても検討がなされている。原子炉圧力容器の浅いき裂を想定し、材料の破壊靱性に対応する拘束効果が KT 法により定量されている。原子炉圧力容器モデルにおける安全裕度は、K 値による評価に比べて、KT アプローチの方が大きい。LOCA 時の全ての時間において、実際の応力は、小規模降伏条件に基づく計算結果よりも低い値となった。

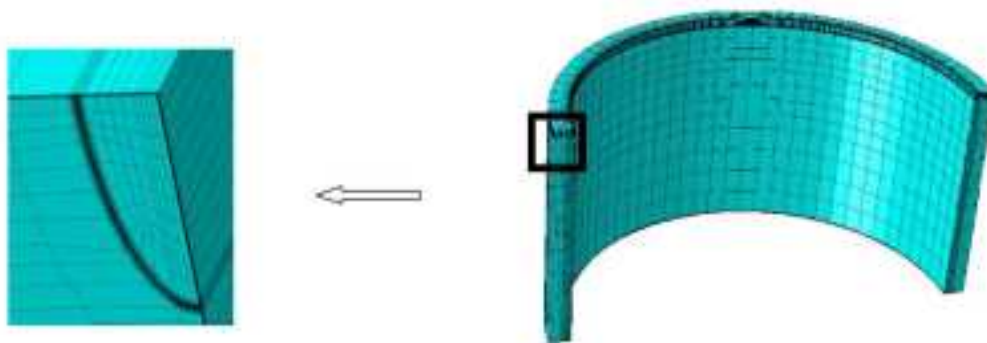


Fig. 2. 3-D model of the bellline region of the RPV for thermal analysis. Due to the symmetry conditions, only one quarter of the circumference is modeled.

図 2.2.4-11 熱伝導解析に用いた三次元有限要素モデル

²⁹ G. Qian et al.; INVESTIGATION ON CONSTRAINT EFFECT OF A REACTOR PRESSURE VESSEL SUBJECTED TO PRESSURIZED THERMAL SHOCKS, PVP2013-98161 (2013).

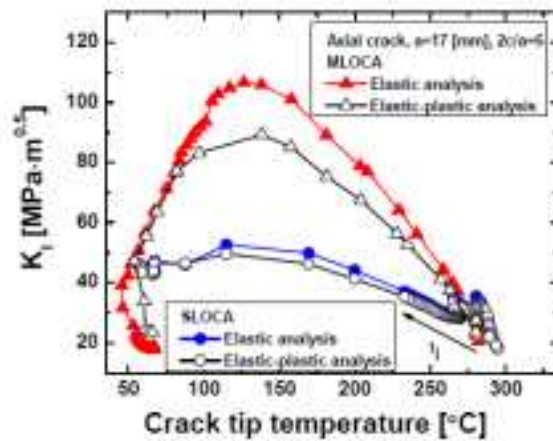


Fig. 7. Comparison of SIF during the MLOCA and SLOCA transients by considering elastic and elastic-plastic material properties.

図 2.2.4-12 MLOCA 及び SLOCA 時の K 値の変化(弾性・弾塑性解析の比較)

5) PVP2013-98164³⁰

マスターカーブ法は、フェライト鋼の破壊靱性を正確かつ統計的に評価するための有効な方法である。JEAC 4216-2011 は、ASTM E1921-08 や国内原子炉圧力容器鋼材へのマスターカーブ法の適用可能性の調査結果に基づいて策定された。参照温度 T_0 は、この規格に基づき決定することができる。本研究では、母材と溶接金属を含む国内の既存の破壊靱性データを用いて、マスターカーブ法に基づき基準温度 RT_{T_0} (RT_{NDT} と同等な安全裕度を有する) を決定するための方法について検討を行った。統計処理により、 RT_{T_0} については、 $RT_{T_0} = T_0 + CMC + 2\sigma T_0$ という式が提案された。この方法は、JEAC4206 にも適用可能とされている。

³⁰ T. Hirota et al.; ALTERNATIVE REFERENCE TEMPERATURE BASED ON MASTER CURVE APPROACH IN JAPANESE REACTOR PRESSURE VESSEL STEEL, PVP213-98164 (2013).

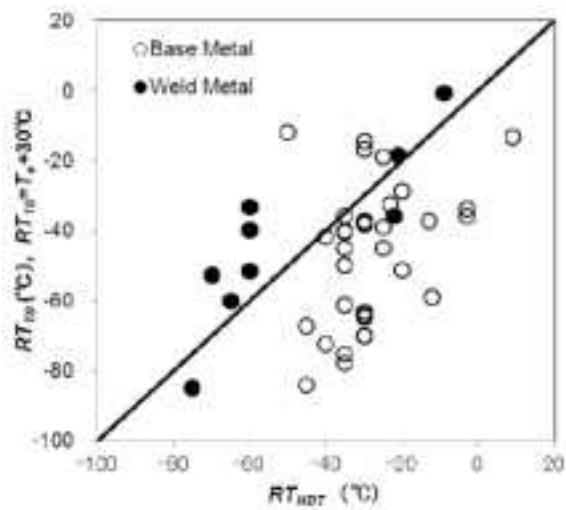


Figure 8 RT_{T_0} vs. RT_{NDT} in case of $C_{MC}=30^{\circ}\text{C}$ (K_{IR} Curve Analysis)

図 2.2.4-13 RT_{T_0} と RT_{NDT} の比較

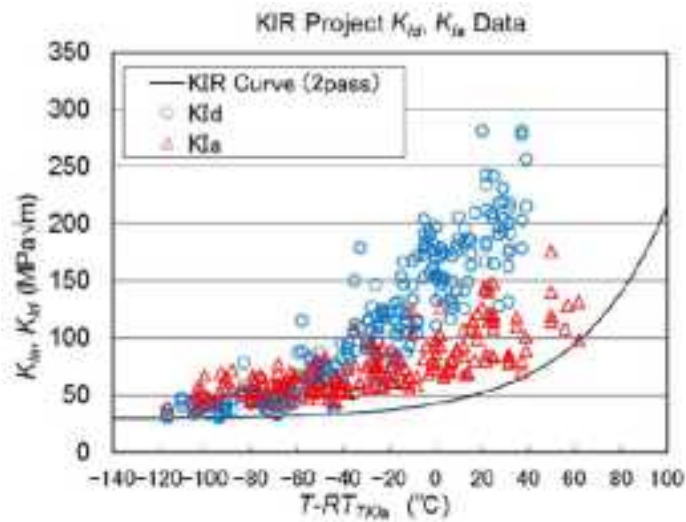


Figure 10 Comparison of K_{Ia} and K_{Id} data with the ASME K_{IR} curve as a function of $T-RT_{T_0}$ ($=T_o+63^{\circ}\text{C}$)

図 2.2.4-14 K_{Ia} と K_{Id} の比較

(4) 微小試験片による破壊靱性評価の動向

1) PVP2013-97840³¹

原子炉圧力容器鋼の照射脆化に関して、監視試験に導入されているキャプセルの個数には制限があり、より高い信頼性でばらつきを考慮した破壊靱性の下限を評価するためには、照射された材料の試験済みの試料を用いて破壊靱性データを得ることが期待されている。このため、シャルピー衝撃試験の試験済み試験片から採取可能な $4 \times 10 \times 10 \text{ mm}$ の小型の C(T) 破壊靱性試験片が提案されている、この評価方法の信頼性を確認するため、2010 年以降、日本でラウンドロビン試験が実施された。本研究では、ミニチュア C(T) 試験片を用いて国内 SA533 GR. B CL. 1 鋼に対する破壊靱性試験が行われ、マスターカーブ法に基づき参照温度 T_0 に及ぼす試験片サイズの影響について検討を行った。また、照射材への適用性についても議論がなされた。

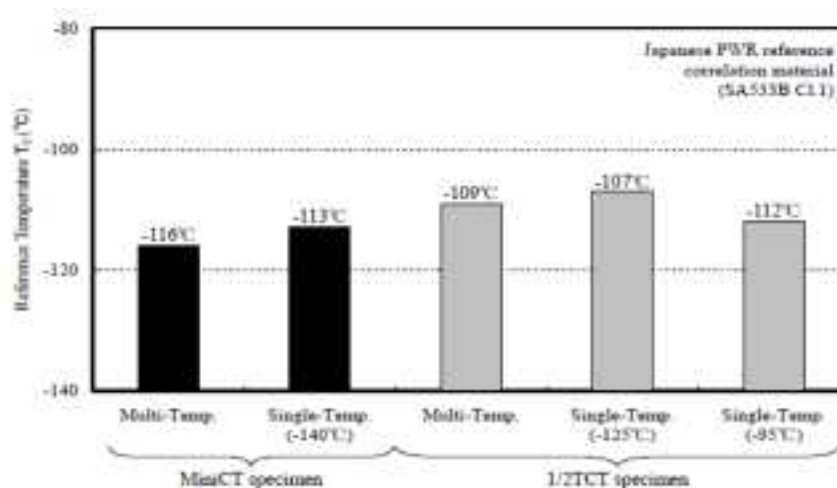


Fig. 8 Comparison of reference temperature T_0

図 2. 2. 4-15 参照温度 T_0 の比較

2) PVP2013-97897³²

マスターカーブ法に基づき破壊靱性評価を行い、ミニ CT (0.16T-CT) 試験片の適用性を調べるために、異なる形状の試験片を用いた破壊靱性試験を実施した。0.16T-CT 試験片により決定した参照温度は、1T-CT 試験片のものとほぼ同等であった。0.16T-CT 試験片のワイブルプロットは、他の試験片のものと類似していた。また、ASTM E1921 が定める準静的荷重範囲内で 0.16T-CT 試験片への負荷速度の効果を検討し結果、速い負荷速度で参照温度がわずかに上昇するものの、0.16T-CT 試験片に特有な負荷速度依存性は確

³¹ K. Yoshimoto et al.; APPLICABILITY OF MINIATURE C(T) SPECIMEN TO EVALUATION OF FRACTURE TOUGHNESS FOR REACTOR PRESSURE VESSEL STEEL, PVP2013-97840 (2013).

³² T. Tobita et al.; FRACTURE TOUGHNESS EVALUATION OF REACTOR PRESSURE VESSEL STEELS BY MASTER CURVE METHOD USING MINI-CT SPECIMENS, PVP2013-97897 (2013).

認められなかった。

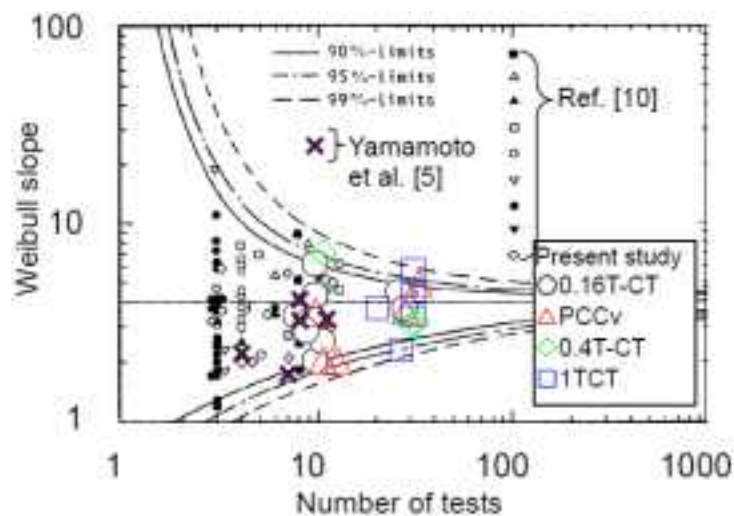


Figure 9 Relationship between Weibull slope and number of specimens ($K_{min} = 20\text{MPa}\cdot\text{m}$)

図 2.2.4-16 各試験片に対するワイブルプロット

3) PVP2013-97936³³

破壊靱性評価のためのマスターカーブ法は、原子炉圧力容器鋼の長期使用のための信頼性を確保する上で強力なツールとして期待されており、監視試験片のシャルピー衝撃試験片の破断片から取り出すことができる小型の試験片の利用は重要課題である。電力中央研究所では、寸法 $4 \times 10 \times 10\text{mm}^3$ の Mini-CT を用い、そのマスターカーブ法の適用可能性を検証するため、大学、産業界や日本の政府機関の参加を得てラウンドロビンが実施された。第1回目のラウンドロビン試験の結果については PVP2012-78661 にて報告し、負荷速度 (dK/dt) の依存性等について示した。本研究では、第2回目のラウンドロビン試験として、 $0.5 \text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}/\text{s}$ の負荷速度で実施し、データ点数を増やすことにより明らかな dK/dt の依存性を示す機関がないことが示された。塑性変形が dK/dt に及ぼす影響を考慮すると、塑性変形を考慮しない場合と比べて、 dK/dt には最大一桁の差があることが分かったが、 dK/dt - T_0 の関係でみると、 T_0 はばらつきの範囲内であった。したがって、 dK/dt の違いは、 T_0 のばらつきに対して影響は小さいと考えられる。

³³ M. Yamamoto et al.; A ROUND ROBIN PROGRAM OF MASTER CURVE EVALUATION USING MINIATURE C(T) SPECIMENS -2ND REPORT: FRACTURE TOUGHNESS COMPARISON IN SPECIFIED LOADING RATE CONDITION, PVP2013-97936 (2013).

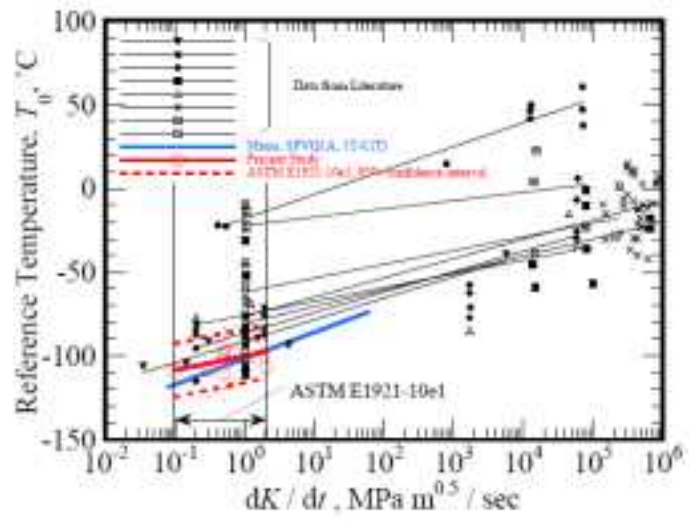


Figure 10 Comparison of dK/dt dependency between present and previous studies.

図 2.2.4-17 参照温度 T_0 と負荷速度 (dK/dt) の関係

(5) 高温予荷重効果評価の動向

1) PVP2009-77287³⁴

チェコにて 2006-2008 年に NRI Rez, plc. で WPS 試験とその評価が行われている。このプロジェクトは、WVER440 及び WVER1000 圧力容器材の種々の状態（受入材、時効材及び照射材）から採取したシャルピーサイズと 1TCT の試験片を用いた WPS 試験を実施し、既存の評価モデルである Chell モデルと Wallin モデルの有効性を確認している。照射量は 2.334×10^{24} n/m²、 2.998×10^{24} n/m² の 2 種類であり、シャルピーサイズの試験片を用いて、図 2.2.4-18 に示すような 5 種類の負荷パターンを付与している。

- LCF (Load-Cool-Fracture)
- LPTUF (Load-Partial Transient Unload-Cool-Fracture)
- LTUF (Load-Transient Unload-Cool-Fracture)
- LPUCF (Load-Partial Unload-Cool-Fracture)
- LUCF (Load-Unload-Cool-Fracture)

総数 97 個の試験を実施しているが、3 個の試験片にてポップイン等が発生しており評価から除かれている。

図 2.2.4-19 に示すように Chell モデルによる予測値と実測値を比較すると、実験データは 5%~95%の予測範囲にあるか、あるいは予測範囲の上側に位置している。また、図 2.2.4-20 に示すように Chell モデルと Wallin モデルにて評価すると 5%~95%の予測範囲を下回る実測値は、LCF のケースを除くと、5%以下であった。ただし、LCF のケースでは 16%のデータが 5%~95%の予測範囲を下回っている。最終的には未照射材(受入材)と照射材に関する WPS 効果は同等であると整理されている。

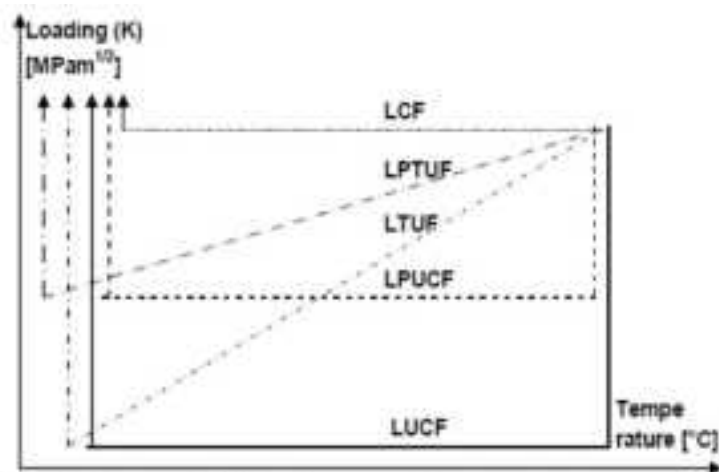


Fig. 1. Scheme of WPS regimes tested

図 2.2.4-18 チェコ WVER440 で実施された WPS 試験の波形イメージ

³⁴ D. Lauerova, et al.; WARM PRE-STRESSING TESTS FOR WVER 440 REACTOR PRESSURE VESSEL MATERIAL, PVP2009-77287 (2009)

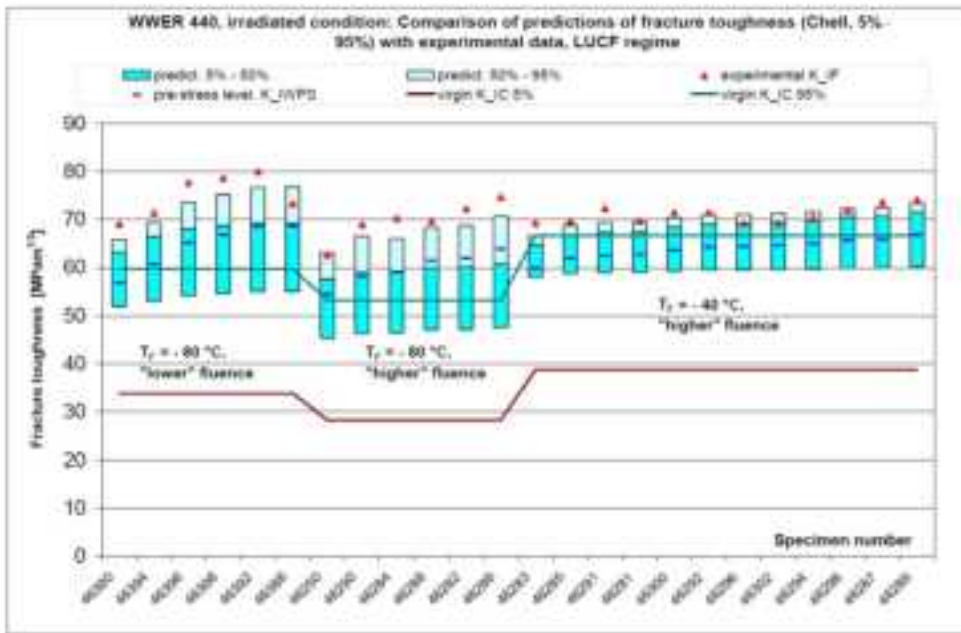


Fig. 8. WWER 440, irradiated condition: Results of evaluation of experimental data for LUCF regime using Cheil model

図 2.2.4-19 チェコ WWER440 で取得されたシャルピーサイズ試験片による WPS 試験結果の Cheil モデルによる破壊評価の例

Table 4. WWER 440, irradiated condition: Portion of experimental data not fulfilling the Cheil predictions

Regime	Number of specimens evaluated	Specimens not fulfilling the prediction for 5% fract. prob.		Specimens not fulfilling the prediction for 50% fract. prob.		Specimens not fulfilling the prediction for 95% fract. prob.	
		number	%	number	%	number	%
LUCF	24	0	0	1	4.2	0	2.9
LPUCF	22	1	4.5	1	4.5	6	27.3
LCF	25	4	16	4	16	7	28
LPTUF	23	0	0	1	4.3	6	26.1
Total	94	5	5.3	7	7.4	25	26.6

Table 5. WWER 440, irradiated condition: Portion of experimental data not fulfilling Wallin model predictions

Regime	Number of specimens evaluated	Specimens not fulfilling the prediction for 5% fract. prob.		Specimens not fulfilling the prediction for 50% fract. prob.		Specimens not fulfilling the prediction for 95% fract. prob.	
		number	%	number	%	number	%
LUCF	24	0	0	0	0	12	50
LPUCF	22	1	4.5	7	31.8	15	68.2
LCF	25	4	16	8	32	16	64
LPTUF	23	0	0	0	26.1	11	47.8
Total	94	5	5.3	21	22.3	54	57.4

図 2.2.4-20 WPS 試験結果の Cheil モデルと Wallin モデルによる破壊評価の整理

2) SMiRT-22³⁵及び PVP2011-58029³⁶

EDF(フランス)では、CARISMA&CARINA プロジェクトにて 2003~2010 年に 4.6×10^{19} n/cm² (30 年相当) 及び 6.5×10^{19} n/cm² (40 年相当) の照射材(2 プラント分の監視試験材)の板厚 12.5mm の CT 試験片を用いて、図 2.2.4-21 に示すような 2 種類の負荷パターンを付与している。

- ・ LCF (Load- Cool-Fracture)
- ・ LCTF (Load Cool Transient Fracture)

図 2.2.4-22 及び図 2.2.4-23 に示すように 2 プラントから総数 24 個の試験を実施しているが、再負荷過程での破壊はマスターカーブから得られた 95%信頼下限線より高い値で発生している。SMiRT-22 では図 2.2.4-24 に示すように PVP2011-58029 で得られた結果を基に、Wallin モデル、NRI -Wallin モデル、ACE モデルの 3 種類にて有効性を確認している。

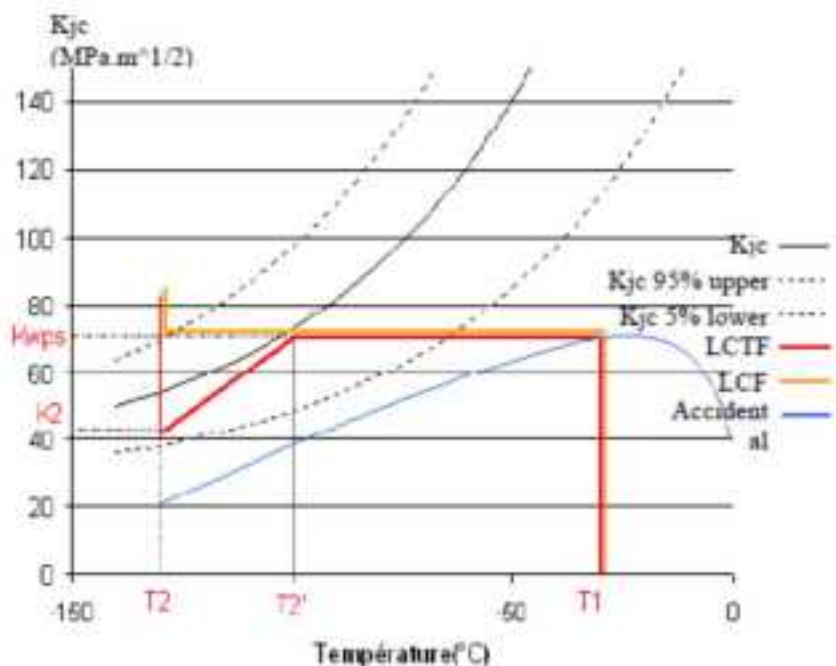


Figure 4. LCF and LCTF cycles in comparison with Master Curve and fractiles 5 and 95 %

図 2.2.4-21 フランス EDF で実施された WPS 試験の LCF 及び LCTF 波形のイメージ³⁶

³⁵ D. Moinereaul, et al.; Effect of warm pre-stress on highly irradiated pressure vessel steel, SMiRT-22 (2013)

³⁶ G. Chas, et al.; Fracture toughness of a highly irradiated pressure vessel steel in warm pre-stress loading conditions (WPS), PVP2011-58029 (2011)

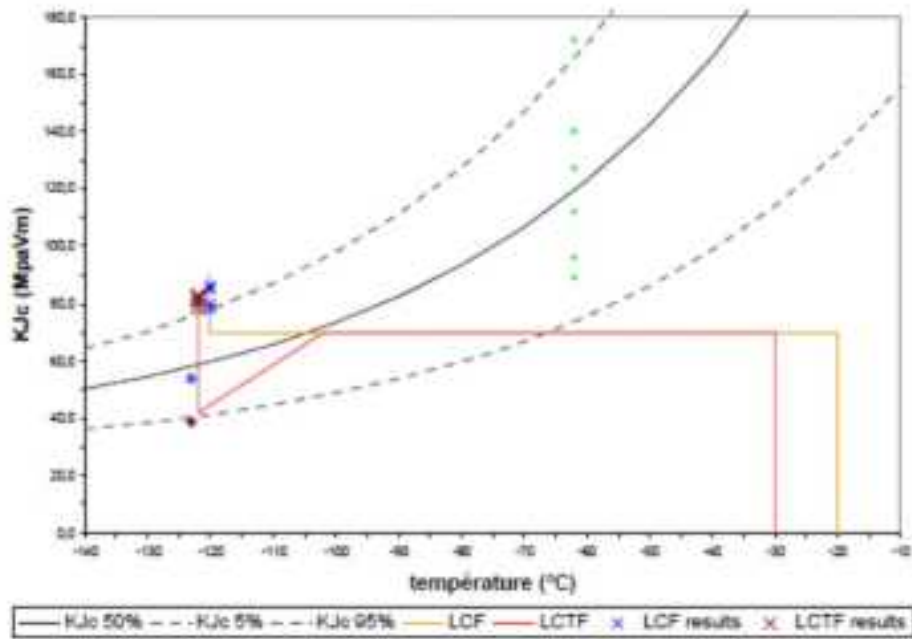


Figure 13. Plant 1 WPS results

図 2.2.4-22 フランス EDF で実施された WPS 試験の結果(Plant 1)³⁶

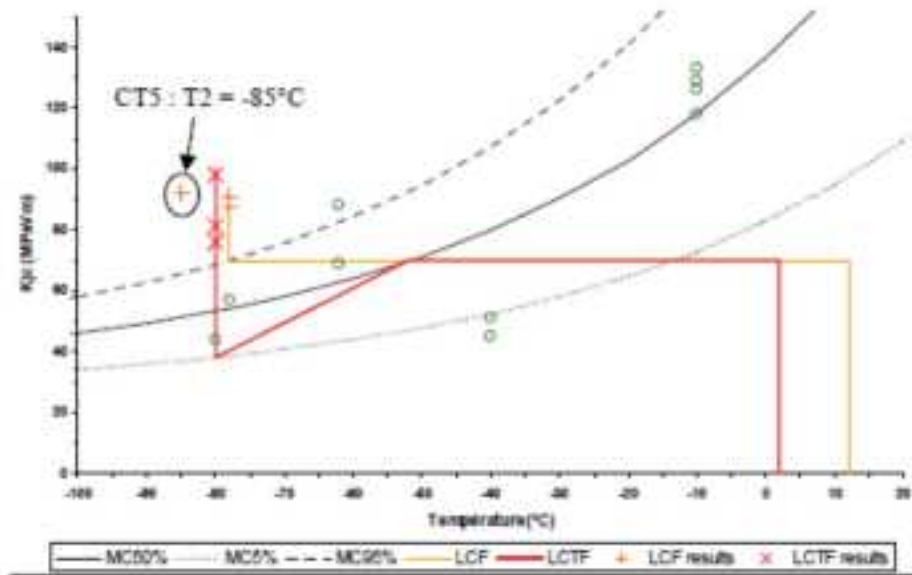


Figure 14. Plant 2 WPS results

図 2.2.4-23 フランス EDF で実施された WPS 試験の結果(Plant 2)³⁶

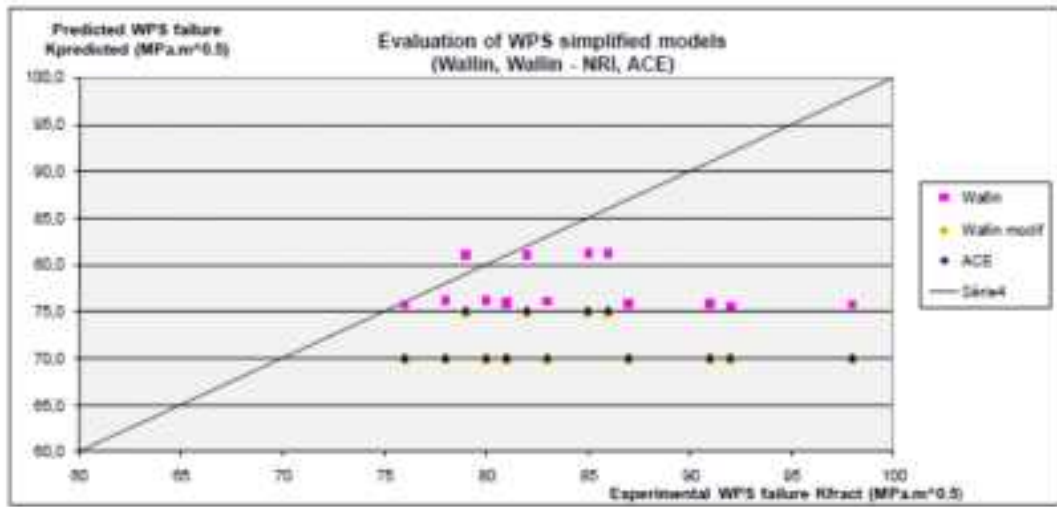


Figure 8. Example of tests interpretation with WPS simplified models (Wallin, Wallin-NRI, ACE).

図 2.2.4-24 フランス EDF で実施された解析モデルによる破壊の予測³⁵

(6) 残留応力解析の動向

1) PVP2013-97176³⁷

一次水応力腐食割れ進展評価のための適切な溶接残留応力解析方法を確立する必要がある。米国原子力規制委員会等が応力解析方法に関わる不確実性を調べるため、溶接残留応力解析の国際ラウンドロビンが行われた。加圧器サージノズルのニッケル基合金異材溶接部モックアップ試験体における溶接残留応力が、様々な解析条件で計算された。著者らが行った反復サブストラクチャー法による残留応力解析結果は実測値とよく一致した。

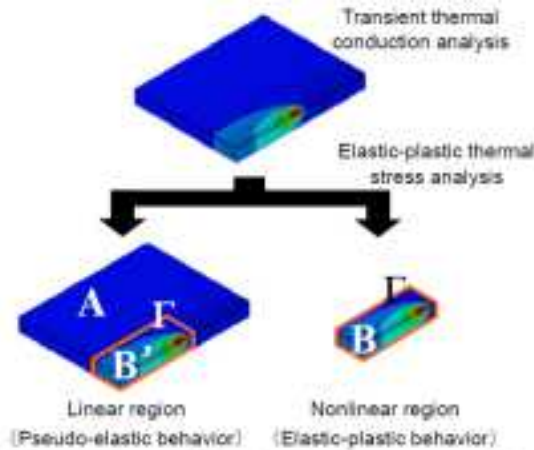


Fig. 2 Concept of the iterative substructure method: A+B, linear property region; B, nonlinear property region; Γ, boundary between A and B (B')

図 2. 2. 4-25 反復ストラクチャー法

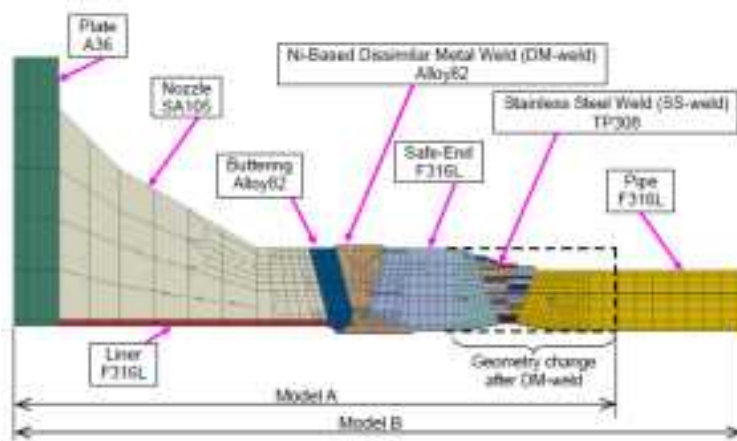


Fig. 5 Cross section and mesh design of analysis models and materials used in regions

図 2. 2. 4-26 有限要素モデルのメッシュ断面

³⁷ Akira Maekawa et al.; RESIDUAL STRESS STUDY IN DISSIMILAR METAL WELDS OF A PWR PRESSURIZER SURGE NOZZLE: VALIDATION OF DEVELOPED FAST ANALYSIS METHOD AND EXAMINATION OF SAFE-END LENGTH EFFECT, PVP2013-97176 (2013).

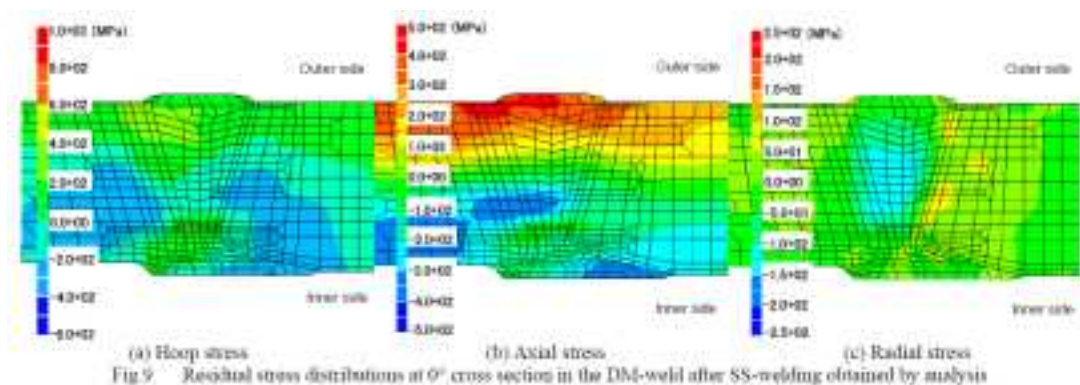


図 2. 2. 4-27 残留応力解析結果の一例

2) PVP2013-97838³⁸

圧力バウンダリ配管系で応力腐食割れ(SCC)が顕在化している。供用期間中検査等で SCC が見つかった場合、日本機械学会維持規格を参考に配管の健全性評価が行われる。しかしながら、その規格には単純な形状の機器類に対するき裂進展及び破損の評価法しか記載されておらず、現状では、鞍型管台のように複雑な形状の配管に対する SCC 進展評価方法は整備されていない。これは、鞍型管台のような複雑形状溶接部における溶接残留応力評価を行うことが困難であることが一つの原因である。そこで本研究では、鞍型管台溶接部を対象に有限要素解析モデルを作成し、移動熱源モデル及び同時入熱熱源モデルを用いて残留応力解析を行った。得られた解析結果は複雑な残留応力分布を呈した。すなわち、ノズルコーナー付近の内表面において径方向及び周方向とも引張残留応力となるような分布が求められた。求められた残留応力を用いて、鞍型管台溶接部に対する S バージョン有限要素法解析(S-FEM、亀裂進展解析)の有用性についても検討を行った。

³⁸ J. Katsuyama et al.; STUDY ON WELD RESIDUAL STRESS AND CRACK PROPAGATION EVALUATIONS FOR A SADDLE-SHAPED WELD JOINT, PVP2013-97838 (2013).

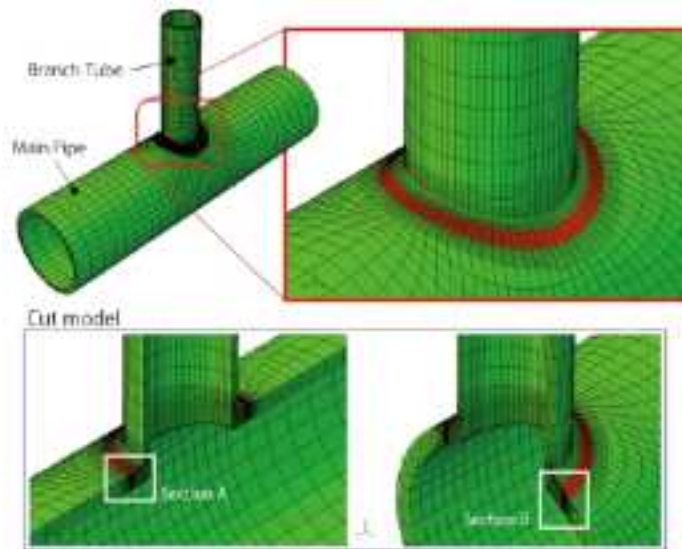


Fig. 3 - Aspect of FEA model.

図 2. 2. 4-28 有限要素モデル

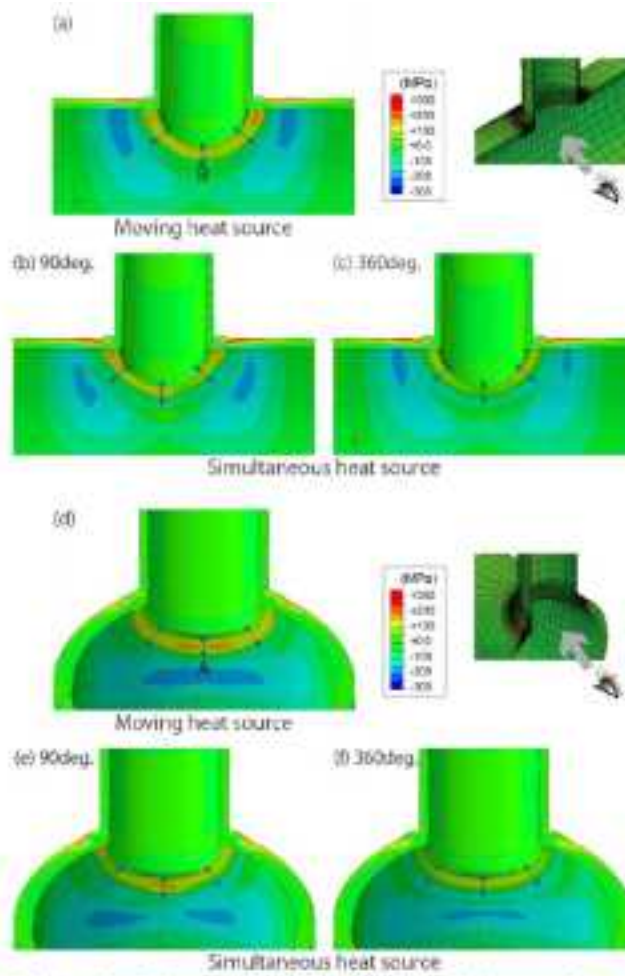


Fig. 10 - Radial stress against branch tube at the inner surface.

図 2. 2. 4-29 径方向残留応力分布

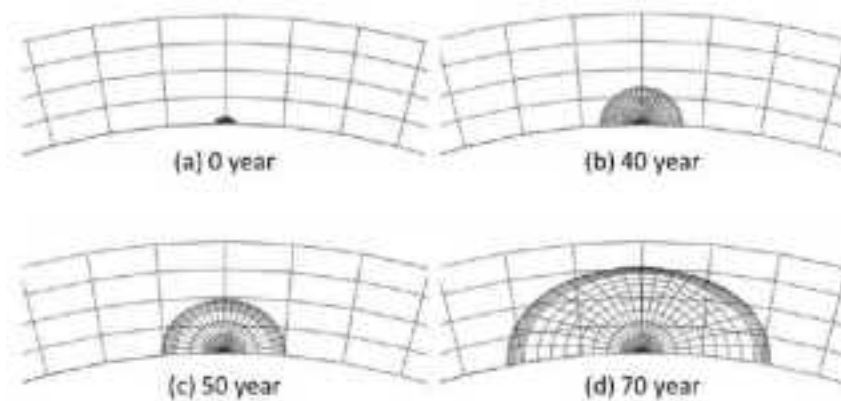


Fig. 18 - Transitional shape of local mesh of crack and global mesh of branch tube (top view).

図 2.2.4-30 S-FEM によるき裂進展解析結果

3) PVP2013-97866³⁹

原子炉圧力容器の下部の BMI ノズルにおける異材溶接継手の残留応力を評価する有限要素解析の精度を評価するためのベンチマーク解析を実施した。計算精度の確認のため、国内の PWR プラントにおける製造プロセスと同じ方法で BMI ノズルのモックアップモデルを製作した。その後、固有ひずみ法により残留応力分布を測定した。解析と測定の結果、両者の間に良好な一致が得られた。このような溶接領域では周方向応力が支配的であることを確認した。

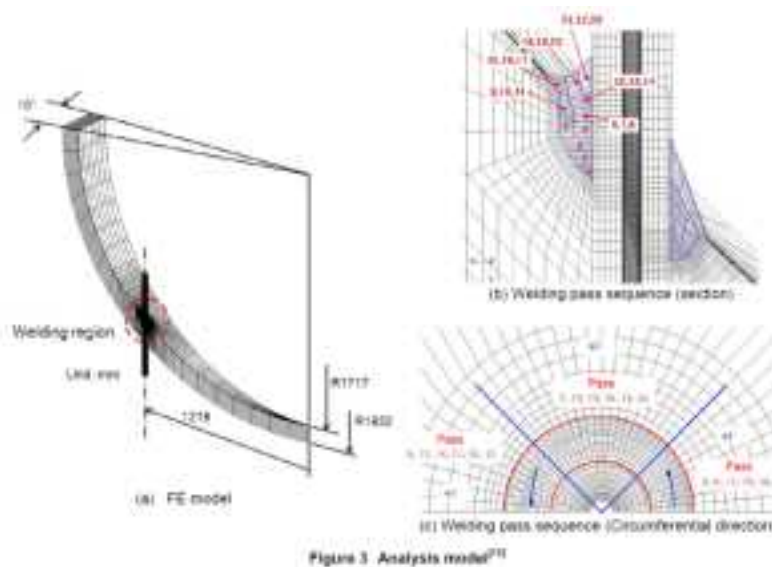


図 2.2.4-31 有限要素モデル

³⁹ N. Ogawa et al.; RESIDUAL STRESS EVALUATION OF DISSIMILAR WELD JOINT USING MOCK-UP MODELS OF BOTTOM MOUNTED INSTRUMENT NOZZLE, PVP2013-9786 (2013).

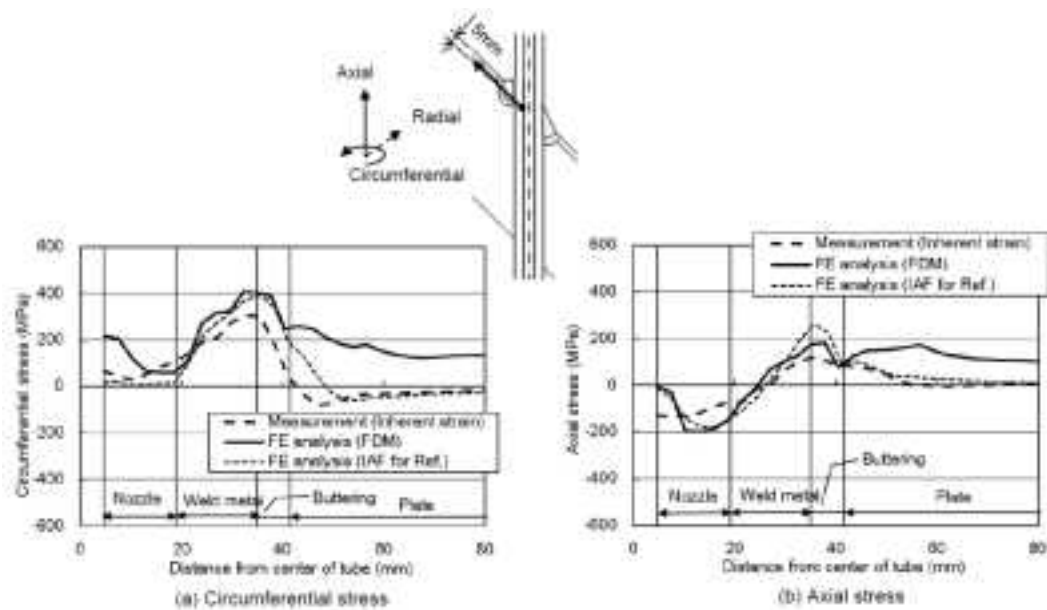


Figure 6 Residual stress distribution in the weld joint (180 deg.)

図 2. 2. 4-32 溶接部近傍の残留応力分布

4) PVP2013-98065⁴⁰

加圧水型原子炉におけるステンレス鋼配管の溶接部と原子炉圧力容器ヘッドの異種溶接ノズルでき裂(PWSCC)が発見されている。PWSCC 進展の主な駆動力は溶接残留応力である。本研究では、ダブルV字形グループ溶接ノズル内の溶接残留応力を求めた。その後、求めた残留応力場を用いて、溶接部におけるき裂進展を求めた。き裂進展を模擬するため、自動リメッシュ機能を有限要素解析に導入した。

⁴⁰ F. W. Brust et al.; WELD RESIDUAL STRESS ANALYSIS AND AXIAL PWSCC PREDICTIONS IN A DOUBLE VEE GROOVE LARGE DIAMETER NOZZLE, PVP2013-98065 (2013).

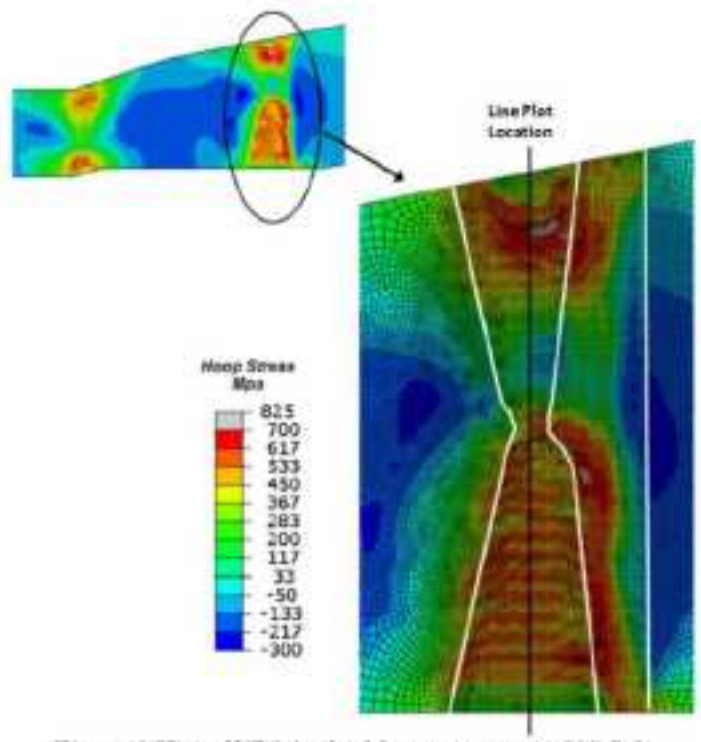


Figure 3 Hoop WRS in double vee groove at 322.5 C.

図 2. 2. 4-33 溶接部近傍の残留応力分布

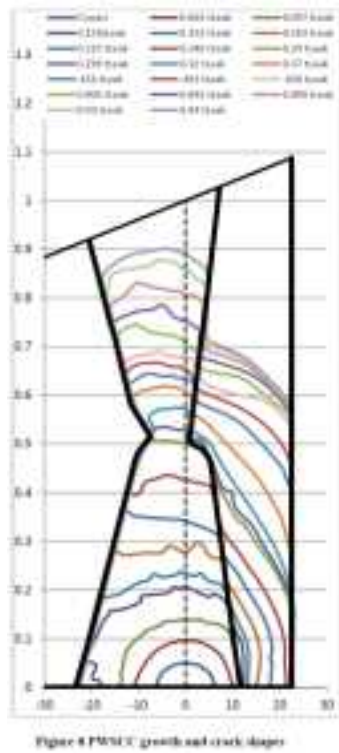


図 2. 2. 4-34 溶接部近傍の残留応力分布

(7) 最新知見を反映させた評価方法に関する検討

以上のとおり、照射脆化予測法、破壊靱性評価法、高温予荷重効果評価法、残留応力評価法等、高経年化原子炉压力容器に対する健全性評価に重要な評価方法について調査を行った。

照射脆化予測法については、常にその動向に着目し、最新の予測法をPFM解析コード等に反映することが重要である。

材料の破壊靱性や高温予荷重効果に関しては、文献調査はもとより、試験によりデータ拡充を図り、その評価にあたっての不確かさを明確にすることがPFM解析コードの高度化を行う上では重要である。

また、健全性評価を行うに当たっては、残留応力は重要な因子の1つであると考えられるが、現行の健全性評価法ではその取扱い方法は不明確であるため、残留応力評価方法の高度化も含め、残留応力が健全性評価に及ぼす影響について十分検討を行う必要がある。

2.2.5 確証試験計画の検討

新たな健全性評価基準に関して、これまでの健全性評価方法に関する調査結果に基づき、各種評価方法等の妥当性確認のための確証試験計画について、技術的な課題に対応した新たな計画策定の必要性を検討した。以下に検討結果を示す。

(1) 想定すべきき裂分布について

- 国内原子炉容器に対応したき裂分布（寸法・密度）情報の取得
⇒ 高経年原子炉製造当時の技術に基づくき裂存在状況の確証試験の実現性検討、
または、実機データ等に基づく米国の解析的手法の導入が必要である。
- 非破壊検査(特別点検の UT)に対する欠陥検出精度（見逃し確率）について
⇒ 発電技検 UTS プロジェクトの成果等を活用可能である。

(2) 監視試験片の追加取り出しへの対応

- 試験片再生技術及びミニチュア試験片による破壊靱性評価技術
⇒ 再生技術は実証済である。監視試験片の残材から採取可能なミニチュア試験片による破壊靱性評価方法については、国内外で研究が進められており、その成果を速やかに活用することで対応が可能である。

(3) 脆化予測法について

- 高照射量領域における新脆化予測法の妥当性を確認
⇒ 基本的に、電気協会規程における脆化予測法を確認した上で活用が可能である。脆化予測に関する試験や分析については、必要に応じて軽水炉燃材料詳細健全性調査（JMTR 事業）で実施することが検討されている（過去に照射された材料の活用も検討中）と考えられる。

(4) 破壊靱性評価法について

- 照射材に関する K_{Ic} シフトの評価（シャルピーシフトとの相関）、 K_{Ia} 曲線評価法の確証
⇒ JMTR 事業において実施を検討中であり、その成果を活用可能と考えられる。

(5) 健全性評価法の高度化：高温予荷重(WPS)効果について

- 照射材に関する WPS 効果の確認
⇒ JMTR 事業において試験等を実施し、その成果を活用することが可能と考えられる。

(6) PTS の実規模試験について

- 上記に掲げた各要因に対する総合的な確証試験
⇒ 上記の各種評価方法に対する確証試験又は知見の活用を踏まえるとともに、JMTR 事業の進捗に合わせて詳細に検討する必要がある。

2.3 炉心領域部以外の部位に対する健全性評価方法の調査

2.3.1 PWSCC の調査

(1) 損傷事例調査

PWR 一次系水質環境中応力腐食割れ(PWSCC: Primary Water Stress Corrosion Cracking)を対象として損傷事例調査を実施し、PASCAL-NP の活用方策を検討した。米国 South Texas Project 1号機損傷事例調査結果を原子炉压力容器下部における計装ノズル貫通部のPWSCC損傷事例調査を表 2.3.1-1 及び図 2.3.1-1 に示す。原子炉压力容器上蓋と比較して温度の低い下部貫通部においても PWSCC により漏えいに至る場合があることが分かった。本事例はボートサンプルの採取により製造時の溶接欠陥も確認され、この溶接欠陥も漏えいの一因になっていると考えられる。

表 2.3.1-1 原子炉压力容器下部における計装ノズル貫通部の PWSCC 損傷事例調査結果

プラント	米国 STP 1 号機
経過年数	11.02 EFPYs
温度	293 °C
ノズル総数, 漏えい数	58, 2 (中央付近 1 箇所、外側 1 箇所)
ノズル外径, 内径, 肉厚	38.07 mm, 15.24 mm, 11.41 mm
母材/ノズル/溶接金属	低合金鋼/Ni 基合金 (Alloy 600)/Ni 基合金 (Alloy 182)
ノズルの材質	炭化物は結晶粒内に多く、結晶粒界に少ない。
溶接施工	フラックスが溶金に混入し、溶接欠陥発生

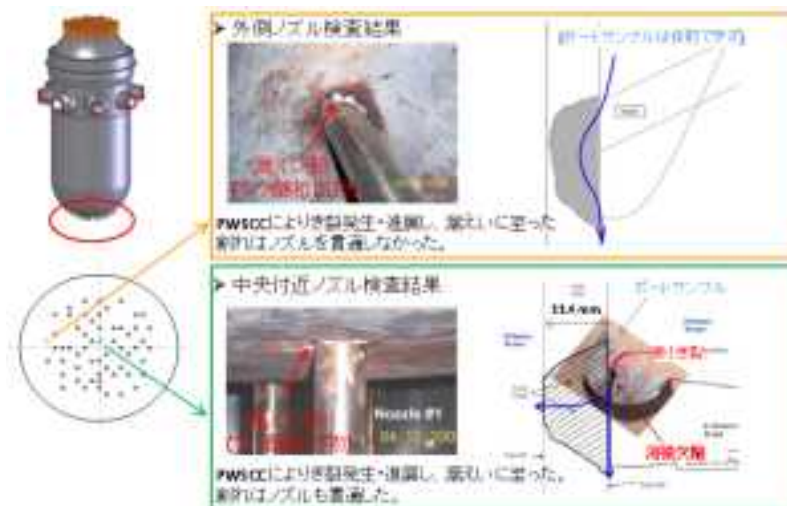


図 2.3.1-1 米国 South Texas Project 1号機損傷事例⁴¹

⁴¹ Steven Thomas: PWSCC OF BOTTOM MOUNTED INSTRUMENT NOZZLES AT SOUTH TEXAS PROJECT, Proceedings of ICONE12, 12th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE12-49521, (2004).

(2) 文献調査

平成 24 年度に引続き、PWSCC の評価法に関する最新知見の調査を実施し、これに基づき PWSCC き裂進展速度等に関わる知見を整理した。

1) 調査結果

文献検索の結果、PWSCC き裂進展速度式に関して記載されたものについて、文献の著者、タイトル、出典を整理した結果を表 2.3.1-2 に示す。

2) 抽出された文献の概要

平成 25 年度に抽出された 4 件の文献について、以下に概要を示す。

(a) 文献①、②(Pathania らの文献^{42, 43}) :

き裂進展速度試験結果は、材料ヒートの違い、予き裂形状の違い、試験条件の違い、荷重条件の違いによる影響を受け、データはばらつきを示す。Pathania らは、図 2.3.1-2 に示すように経験式(MRP-55)と理論式(ひずみ速度式 $\dot{a} = C \frac{K_I}{\sigma_{YS}}$)を組み合わせたハイブリッドモデルを提案している。上記の影響因子を式に組込むことで、図 2.3.1-3 のように、従来モデルと比べてデータのばらつきが小さくなることが報告されている。

(b) 文献③(J. Hickling らの文献⁴⁴) :

600/82/182 合金のき裂進展速度(Crack Growth Rate; CGR)データを記載した MRP-55 及び MRP-115 では、き裂進展速度試験において、表 2.3.1-3 に示すスクリーニングクライテリアが採用されている。き裂進展量が小さなデータから求めたき裂進展速度を、き裂進展速度式を設定する際の母集団に含める際には注意が必要である。

(c) 文献④(D. S. Dunn らの文献⁴⁵) :

デービス・ベッセの原子炉容器上蓋は、建設当初の 600 合金製 CRDM が、2002 年に管台

⁴² R. Pathania, G. Ilevbare : “Improved Modeling of PWSCC Crack Propagation”, MRP Alloy 600/82/182 PWSCC Degradation and Management Review Meeting and MRP Alloy 690/52/152 Research Collaboration Meeting Tampa, Florida USA (2012)

⁴³ E. D. Eason and R. Pathania : “A PRELIMINARY HYBRID MODEL OF ALLOY 600 STRESS CORROSION CRACK PROPAGATION IN PWR PRIMARY WATER ENVIRONMENTS”, 13th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems (2007)

⁴⁴ J. Hickling, A. McIlree and R. Pathania : “Materials Reliability Program (MRP) Crack Growth Rates for Evaluating Primary Water Stress Corrosion Cracking (PWSCC) of Thick-Wall Alloy 600 Materials (MRP-55) Revision 1”, EPRI (2006)

⁴⁵ J. Hickling, A. McIlree and R. Pathania : “PRIMARY WATER STRESS CORROSION CRACKING TESTS AND METALLURGICAL ANALYSES OF DAVIS-BESSE CONTROL ROD DRIVE MECHANISM NOZZLE #4”, 16th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems (2013)

部分の PWSCC と低合金部分のホウ酸腐食によって損傷した。その後、取替えられたが、取替後の上蓋も 600 合金であったため、2010 年の検査で PWSCC が認められた。建設当初の上蓋(15.78EFPY で損傷)及び取替え上蓋(5.5EFPY で損傷)の両方に比較的短時間で PWSCC が発生していることから、それぞれの管台材料を詳細調査した。調査結果を表 2.3.1-4 にまとめる。き裂進展試験結果は図 2.3.1-4 に示すように両材料で顕著な差は認められていない。両材料には組織的な相違があり、取替え上蓋で早期に PWSCC 損傷が生じたのは、粒界炭化物がないことによる PWSCC 感受性増大が原因であろうと推定されている。

表 2.3.1-2 PWSCC 評価手法に関する調査において抽出した文献リスト

文献番号	著者	タイトル	出典
①	R.Pathania and G.Ilevbare	Improved Modeling of PWSCC Crack Propagation	MRP Alloy 600/82/182 PWSCC Degradation and Management Review Meeting and MRP Alloy 690/52 /152 Research Collaboration Meeting Tampa, Florida USA (2012)
②	E.D.Eason and R.Pathania	A PRELIMINARY HYBRID MODEL OF ALLOY 600 STRESS CORROSION CRACK PROPAGATION IN PWR PRIMARY WATER ENVIRONMENTS	13 th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems (2007)
③	J.Hickling、A.McIlree and R.Pathania	Materials Reliability Program (MRP) Crack Growth Rates for Evaluating Primary Water Stress Corrosion Cracking (PWSCC) of Thick-Wall Alloy 600 Materials (MRP-55) Revision 1	EPRI (2006)
④	D. S. Dunn、J.Collins、D.Alley、B.Alexandreanu、S.M.Brueemmer and M. B. Toloczko	PRIMARY WATER STRESS CORROSION CRACKING TESTS AND METALLURGICAL ANALYSES OF DAVIS-BESSE CONTROL ROD DRIVE MECHANISM NOZZLE #4	16 th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems (2013)

$$\dot{a} = B \exp\left[-\frac{Q}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right] (K-9)^{1.15}$$

(a) 従来モデル式

$$\dot{a} = \underbrace{C(heat, lab, exp)}_{\text{Empirical coefficient (similar to MRP-55)}} \cdot \underbrace{f(T)}_{\text{Arrhenius}} \cdot \underbrace{g(T, H_2)}_{\Delta ECP \text{ model (KAPL)}} \cdot \underbrace{\dot{\epsilon}_{cr}(\sigma_{0.2}, N, K)}_{\text{Strain rate term with empirical approximation (GHS or Hall)}}$$

$$f(T) = \exp\left[\frac{-Q}{R}\left[\frac{1}{T} - \frac{1}{598}\right]\right]$$

$$g(T, H_2) = 1 + b \exp\left[-0.5\left(\frac{\Delta ECP_{M, 500} - r_b}{c}\right)^2\right]$$

$$\dot{\epsilon}_c = 5.46 \frac{\sigma_{0.2}}{E} \left(\frac{n}{n-1}\right) \left(\frac{2K}{K+r_b} + \frac{\dot{a}}{r_b}\right) \left[\ln\left(\frac{R_r}{r_0}\right)\right]^{\frac{1}{n-1}}$$

$$\frac{2K}{K+r_b} + \frac{\dot{a}}{r_b} \cong \frac{\dot{a}}{r_b} \cong \gamma \sigma_{0.2}^n K^{-n}, \quad r_0 = \frac{0.3055 R_r}{R_r + 1.1615}, \quad R_r = \frac{1000}{3\pi} \left(\frac{K}{\sigma_{0.2}}\right)^{n-2}$$

(b) ハイブリッドモデル式

図 2.3.1-2 ハイブリッドモデル式^{42, 43}

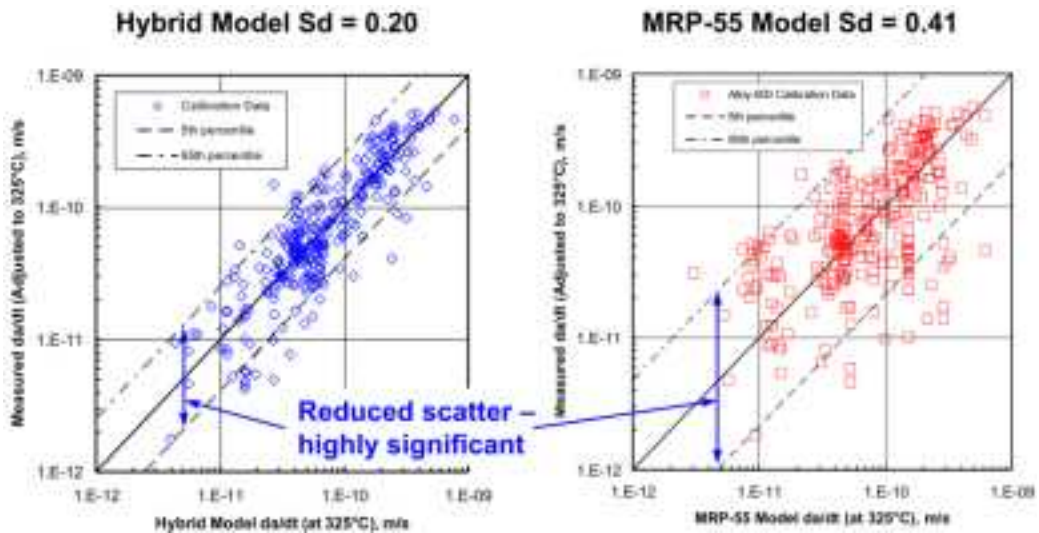


図 2.3.1-3 ハイブリッドモデル(左)と従来モデル(右)の予測精度の比較(600 合金母材)⁴²

表 2.3.1-3 き裂進展速度のスクリーニングクライテリア⁴⁴

カテゴリ	項目	EPRI MRP
材料	①熱処理、化学成分、機械的性質	・材料のスペック内であること
試験片	②疲労予き裂	・予き裂の直線性 ・サイドグループを有すること
試験条件	③K 値のレベル	・ASTM E399 の試験片寸法クライテリアを満足すること
	④試験環境 試験水質	・Li、B、H ₂ 濃度；H ₂ 管理；温度、ECP等(具体的な基準は不明) ・水質確認(Cl、SO ₄ 等)が行われていること
	⑤循環ループ形状・流速	・系外ブローor 循環 or バッチ式のいずれか(具体的な基準について明確な記載なし)
	⑥荷重形式	・定荷重又は繰返し負荷、定変位負荷(くさび負荷)のいずれか(具体的な基準について明確な記載なし) ・繰返し負荷の場合、荷重保持時間が1 h以上であること ・繰返し負荷の場合の応力比(設定なし)
	⑦条件変更	・試験途中(加熱、冷却時も含む)に荷重や水質条件の変更がないこと
	⑧き裂計測	・き裂長さと時間の関係が試験中オンラインで計測されていること
	⑨き裂進展量	・破壊調査による実際のき裂長さが確認されていること(き裂のマッピング)
	⑩SCC き裂進展部の状況	・き裂先端に占める IGSCC の割合(50%以上) ・き裂前面が直線的であること(具体的な基準について明確な記載なし)
	⑪データ	・き裂進展速度が 10^{-9} mm/s 以上であること ・き裂進展量が検出限界の10倍以上であること

表 2.3.1-4 CRDM 管台の材質調査結果

	建設当初の上蓋 (2002年に15.78EFPYで損傷)	取換え上蓋 (2010年に5.5EFPY損傷)
材質	MA600	MA600
硬さ(HV)	160.2±6.5	186.5±9.6
結晶粒径	200~400 μm	約20 μm
炭化物	数百 μm の間隔で粗大な粒界炭化物が存在。	粒界から粒内に陥入した粗大炭化物あり。
粒界局所組成	6ppm の B 濃縮をはじめ、様々な不純物濃縮あり。	2.5ppm の B 濃縮あり。若干の Cr 欠乏あり。
き裂進展速度	MRP-55 式の 25 ~95 パーセントイル内であり、特段大きくはない(K 値 15~40MPa・√m)	MRP-55 式の 25 ~95 パーセントイル内であり、特段大きくはない(K 値 15~40MPa・√m)

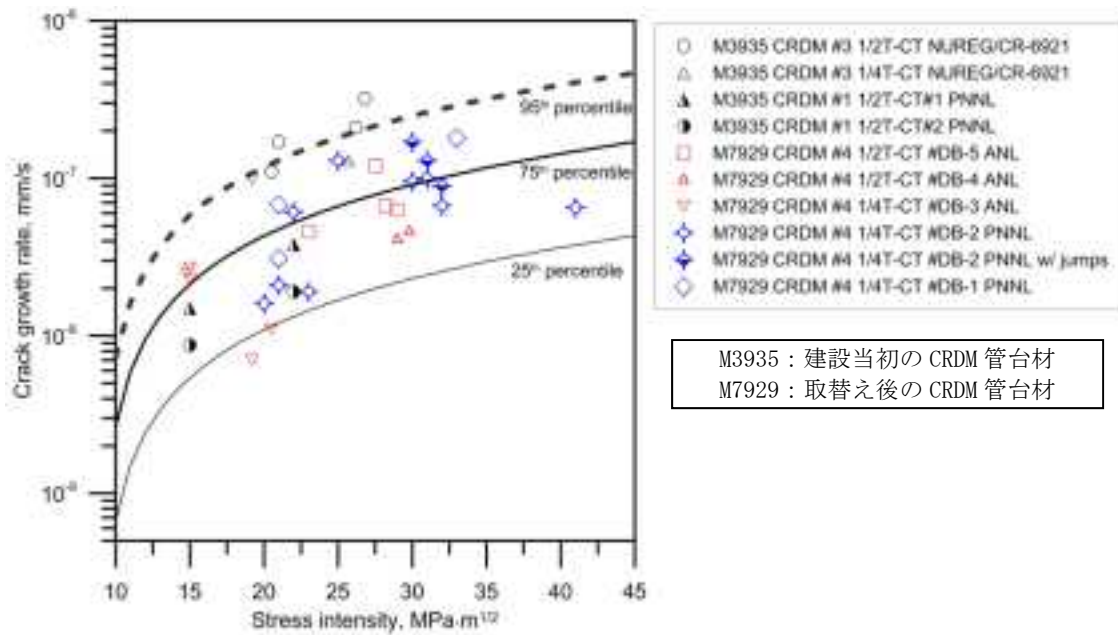


Figure 9. Crack growth rate test results for Davis-Besse alloy 600 heats M3935 and M7929

図 2.3.1-4 CRDM 管台のき裂進展試験結果⁴⁵

2.3.2 確率論的解析手法の整備

原子力機構が開発した Ni 基合金異材溶接部に対する確率論的破壊力学解析コード PASCAL-NP を用い、代表条件について PWSCC に関する試解析を行うことにより、本コードに対して改良が望まれる部分を含めて、課題を抽出し、整理を行った。解析条件は、(1) 美浜 2 号機 A-SG 入口管台に発生した PWSCC、(2) JNES NSC プロジェクトで実施した実規模モデル SCC き裂進展試験の二種類とした。表 2.3.2-1 に試解析の対象を示す。

表 2.3.2-1 PASCAL-NP による試解析の対象

件名	形態	部位	材料	比較データ
(1) 美浜 2 号機 SG 管台割れ	実機損傷	・ SG 入口管台溶接部	132 合金 溶金	・ き裂半長 ・ き裂深さ
(2) JNES NSC 研究	ラボ試験	・ 出口管台モデル ・ 加圧器管台モデル	132 合金 溶金	・ き裂進展速度

(1) 美浜 2 号機 A-SG 入口管台溶接部内表面き裂の再現解析

2007 年 9 月に美浜 2 号機の A 蒸気発生器(SG)において、1 次冷却材入口管台溶接部のショットピーニング実施前の確認のため渦流探傷試験(ECT)を実施したところ、溶接部に有意な信号指示が認められた。当該指示箇所について超音波探傷試験(UT)、代表き裂のスンプ及び破面観察が行われている。発見されたき裂はいずれも軸方向であった。図 2.3.2-1 にき裂発生状況を示す⁴⁶。

美浜 2 号機 A-SG 入口管台溶接部き裂発生時の運転時間は、表 2.3.2-2 に示すように、約 9 万 2 千時間である⁴⁶。美浜 2 号機の SG は 1993 年に TT690 伝熱管を持つ SG に取り換えられ、1994 年から再稼働している。PWSCC が確認されたセーフエンド溶接部は 1993 年 SG 取り換えの際に 600 系 Ni 基合金溶接金属(132 合金)によって溶接されたものである。従って、認められた PWSCC は 1994 年から 2007 年までの 14 年間の運転時間約 9 万 2 千時間の間に発生・進展したものとみなせる。

1) 解析の比較対象

PASCAL-NP による解析を行うにあたり、解析結果と実機損傷との比較対象は、表面き裂半長及びき裂深さとした。

表面き裂半長は、図 2.3.2-1 に示した損傷全体のき裂長さ及び、図 2.3.2-2 に示す特定

⁴⁶経済産業省 Web サイト :

<http://www.meti.go.jp/committee/materials/downloadfiles/g80221a10j.pdf>

のき裂(No. 4 割れ)の拡大観察結果の双方から読み取ることによって求めた。ここでは溶接金属部にて ECT 指示及び PT 指示の両方が確認された No. 1 から No. 12 までを読み取った。PT 指示のみのき裂は含めなかった。表 2.3.2-3 に表面き裂半長の読取り結果を示す。また、そのヒストグラムを図 2.3.2-3 に示す。実機のき裂半長は、5mm 以下にピークを持つ分布である。

き裂深さは、損傷部の破面観察結果から得られた値を代表として比較対象とした。

2) 解析条件

確率論的解析(PFM)を用い、SG 入口管台溶接部のき裂発生・進展を評価した。表 2.3.2-4 に PASCAL-NP で選択可能なき裂種類と解析 Step を示す⁴⁷。き裂の発生と進展を評価するため、Step1(き裂発生→進展→漏えい)解析のみを実施した。なお、Step2 は進展に伴うき裂種類の変化(例えば、軸方向内表面き裂→周方向貫通き裂への変化)を考慮したき裂進展解析である。

き裂種類は、溶接金属内のき裂である「き裂種類 5」とした。評価部位の幾何形状設定値は、図 2.3.2-4 に示すように設定した。解析に用いた運転応力分布と残留応力分布を示す。運転応力分布は、JNES による複雑形状部機器配管健全性実証に関する事業(以下、JNES IAF)において、運転時を模擬した実験値⁴⁸から設定した。残留応力分布は、分布が解析結果に与える影響を確認するため、残留応力分布 A 及び残留応力分布 B の 2 種類で評価した。残留応力分布 A は、JNES IAF で得られた運転負荷試験後に計測された実験値⁴⁸から設定した。残留応力分布 B は、内表面の応力は残留応力分布 A と同じ値を用い、肉厚方向の分布は PASCAL-NP の使用手引に掲載されている V. C. Summer の解析事例⁴⁷を参考に設定した。

主要な解析条件は以下のとおりである。

- ・解析方法：PFM
- ・評価温度：320℃
- ・評価部位：SG 入口管台 132 合金溶接部
- ・き裂種類：5(軸方向・溶接金属内き裂)
- ・評価 Step：Step 1
- ・PFM サンプル数： 1×10^6
- ・評価時間：10.5 year (約 92,000 時間)
- ・残留応力分布：A 及び B(図 2.3.2-5(b)参照)

⁴⁷ JAEA：JAEA-Data/Code 2013-013, Ni 基合金異材溶接部に対する確率論的破壊力学解析コード PASCAL-NP の使用手引き

⁴⁸ JNES：平成 19 年度 複雑形状部機器配管健全性実証に関する事業報告書, 08 基材報-0011

3) 解析結果

PASCAL-NP解析で得られたき裂半長のヒストグラムを図2.3.2-6に示す。また、図2.3.2-7には、き裂半長実測値と比較した結果を示す。

残留応力分布 A の場合(図 2.3.2-6(a)及び図 2.3.2-7(a))、き裂半長 2mm 以下にピークを持つ分布となり、実機と解析で同様の傾向である。実機のき裂半長分布は、PASCAL-NP 解析結果を母集団としてサンプリングしたとしても不自然でない分布を示しており、き裂長さ分布は実機の状態を概ね適切に再現できていると考えられる。

残留応力分布 B の場合(図 2.3.2-6(b)及び図 2.3.2-7(b))、実測値と比較してき裂半長が大きい。これは、残留応力が内表面から板厚の約 10%の範囲において急増する分布のため、早期にき裂が発生し、進展量が大きくなったためと推定される。

PASCAL-NP で得られた運転時間とき裂深さの関係を、き裂深さの実機データと併せて図 2.3.2-8 に示す。き裂深さの実測値は、図 2.3.2-9 に示す観察結果から得られた 3 つの値(11.5, 3.0 及び 2.5mm)を用いた。

残留応力分布 A の場合(図 2.3.2-8(a))、初期き裂が約 6.3 年で発生し、その後き裂深さが大きくなっている。PASCAL-NP で得られたき裂深さの平均値は、実機のき裂深さと外れる傾向であるが、実機で発生した微小なき裂を含めた平均値で比較すると、その差は小さくなると推定される。

残留応力分布 B の場合(図 2.3.2-8(b))、初期き裂は約 1.0 年と非常に早い段階で発生している。その後のき裂進展では、約 5 年あたりから「average_with leakage (漏えいき裂を含む平均値)」と「average_without leakage (漏えいき裂を含まない)」平均値とが異なる値となり、漏えいと判定されたき裂が発生したことが分かる。

以上より、残留応力分布 B に比べて残留応力分布 A の方が実機事象を再現できることが分かった。

また、図 2.3.2-8(a)に示したように、初期き裂発生時間は、残留応力分布 A の場合は約 6.3 年である。今回の解析では、内表面応力(運転応力+残留応力)の値は 327.5MPa を用いている。一方、600 系溶接金属の SCC 発生試験結果⁴⁹(図 2.3.2-10 参照)によると、360°C、応力約 345MPa のとき、き裂発生時間は 1792~4652 時間である。600 系溶接金属の活性化エネルギーとして 200kJ/mol を用いると、320°Cに対する 360°Cの加速倍率は 15.7 倍となる⁵⁰。従って、応力約 345MPa、320°Cのときの SCC 発生時間は 28、134~73、036 時間(約 3.2~8.33 年)と推定される。今回の解析とは応力が多少異なるものの、PASCAL-NP の解析で得られたき裂発生時間は、実機試験データとも整合する結果である。

⁴⁹ H. Itoh, Y. Kutomi, M. Mukai, K. Sakai : “Long-Term PWSCC Susceptibility of Alloy 600 in Constant Load Testing” , 5th International Conference on Nuclear Engineering

⁵⁰ 加速倍率 = $\exp\{Q/R (1/T_{cold} - 1/T_{hot})\}$ 。T_{cold} 及び T_{hot} : 環境温度、Q : 活性化エネルギー(kJ/mol)、R : 気体定数=0.008314 (kJ/mol・K)。

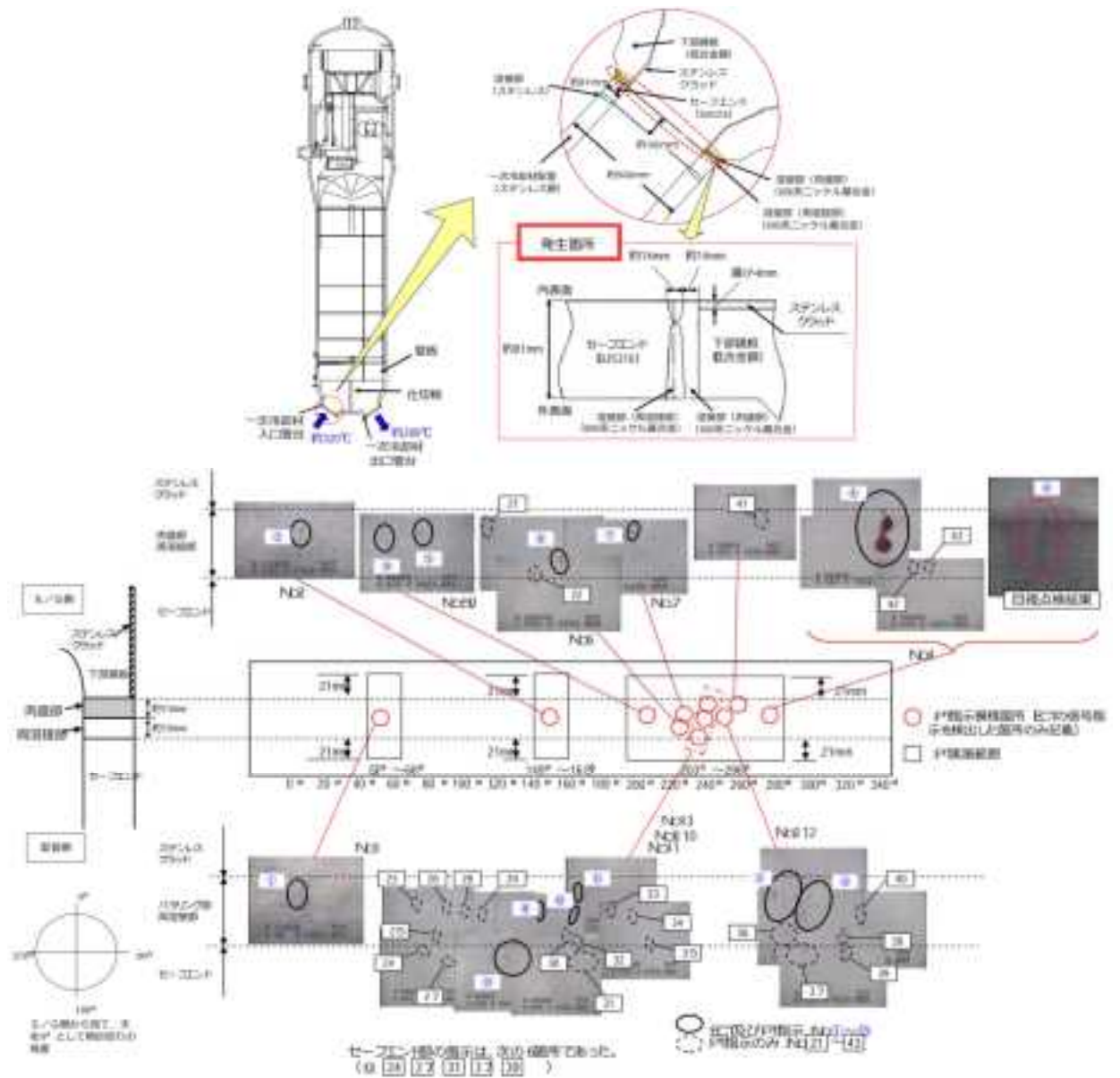


図 2.3.2-1 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の PWSCC 発生状況⁴⁶

表 2.3.2-2 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂発生時点での運転時間⁴⁶

プラント名	運転時間*	ECT結果	UT結果
美浜 2 号機	約9万2千時間	A 入口管台溶接部：13箇所	最大長さ約17mm、深さ約13mm
敦賀 2 号機	約14万9千時間	A 入口管台溶接部：1箇所 B 入口管台溶接部：5箇所 C 入口管台溶接部：23箇所	検出されず 最大長さ約21mm、深さ約12mm (ほか、同寸法のき裂を確認) 最大長さ約14mm、深さ約13mm (ほか、6箇所でき裂を確認)
高浜 2 号機	約9万9千時間	A 入口管台溶接部：3箇所 B 入口管台溶接部：2箇所 C 入口管台溶接部：4箇所	検出されず 最大長さ約7mm、深さ約6mm 最大長さ約14mm、深さ約8mm (ほか、1箇所でき裂を確認)
玄海 1 号機	約9万4千時間	A 入口管台溶接部：3箇所	検出されず
高浜 3 号機	約17万2千時間	A 入口管台溶接部：7箇所 B 入口管台溶接部：16箇所 C 入口管台溶接部：9箇所	最大長さ約28mm、深さ約9mm (ほか、深さ8mmのき裂を確認) 最大長さ約38mm、深さ約15mm (ほか、5箇所でき裂を確認) 最大長さ約14mm、深さ約9mm (ほか、2箇所でき裂を確認)

* 蒸気発生器を取り替えているプラントは、取替え後の運転時間

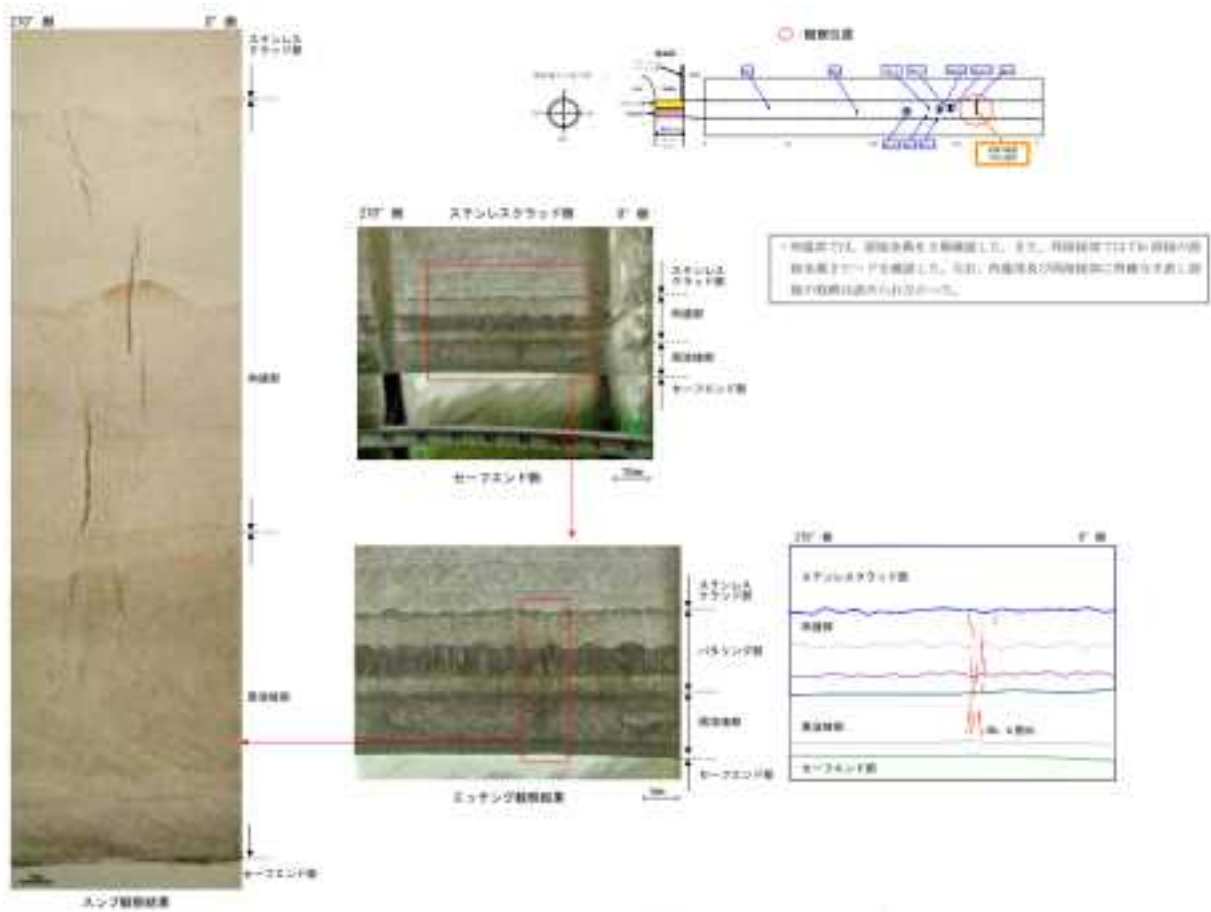


図 2. 3. 2-2 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の No. 4 割れ拡大観察結果⁴⁶

表 2.3.2-3 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長の読取り値

(a) き裂の全体写真から読んだ場合

	表面き裂長さ (mm)	表面き裂半長 (mm)
No. 1	3.8	1.9
No. 2	4.7	2.4
No. 3	5.7	2.9
No. 4	17.0	8.5
No. 5	3.3	1.7
No. 6	3.1	1.6
No. 7	3.8	1.9
No. 8	3.8	1.9
No. 9	4.0	2.0
No. 10	3.8	1.9
No. 11	3.1	1.6
No. 12	7.1	3.6

(b) No. 4 き裂の拡大写真から読んだ場合

表面き裂長さ (mm)	表面き裂半長 (mm)
3.4	1.7
1.4	0.7
3.9	2.0
3.1	1.6
1.8	0.9
2.8	1.4
5.9	3.0
3.4	1.7
2.9	1.5
2.4	1.2
0.9	0.5

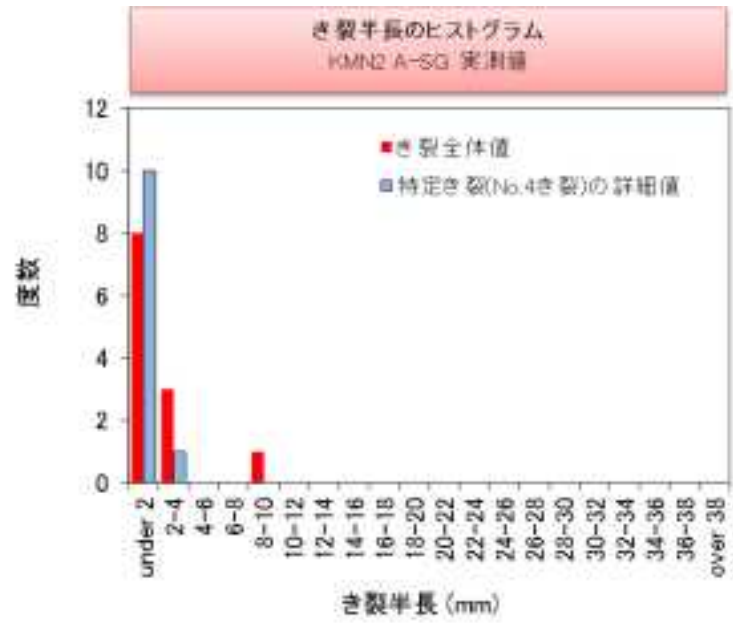


図 2.3.2-3 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長のヒストグラム

表 2.3.2-4 PASCAL-NP において設定できるき裂種類の組合せ⁴⁷

		Step 1		Step 2	
		No. 1	No. 2	No. 1	No. 2
Step 1 のみ	周方向・内表面き裂	0	-	-	-
	軸方向・内表面き裂	1	-	-	-
	周方向・外表面き裂	2	-	-	-
	軸方向・外表面き裂	3	-	-	-
	周方向・貫通き裂	4	-	-	-
	半径/軸方向・溶接金属内き裂	5	-	-	-
	周方向・内外表面き裂から 周方向・貫通き裂へ変化	0	4	-	-
Step 1 及び Step 2	軸方向/半径方向から 周方向・内外表面き裂あるいは 周方向・貫通き裂へ変化	1	-	4	-
		1	-	0	4
		1	-	2	4
		3	-	4	-
		3	-	0	4
		3	-	2	4
		5	-	4	-
		5	-	0	4
		5	-	2	4

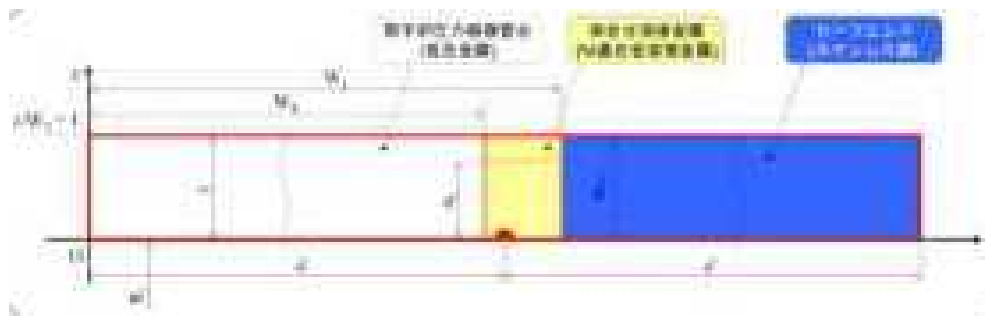
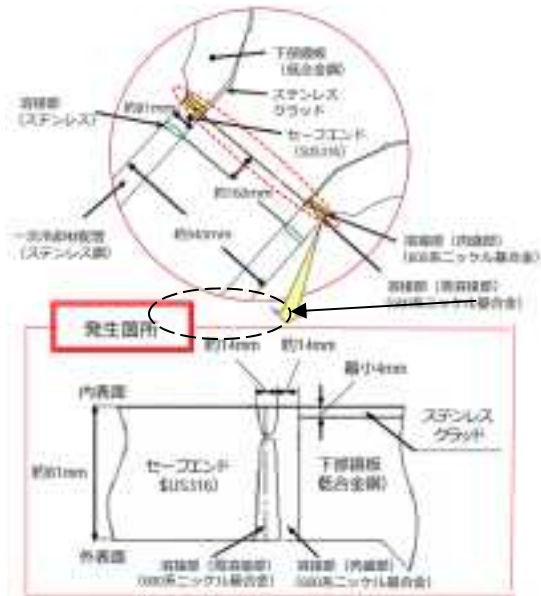
表中の番号はき裂種類を表す

5 : 再現解析に用いるき裂種類及び解析 Step

Step 1: 「き裂発生→進展→漏えい」の解析

Step 2: 進展に伴うき裂種類の変化を考慮したき裂進展解析





内径 = 778.0 mm

肉厚 = 81.0 mm

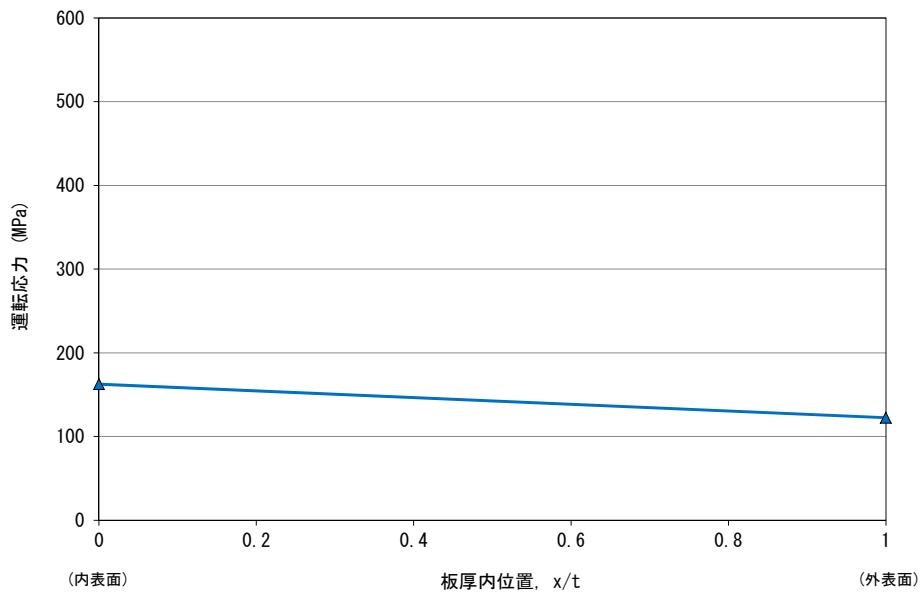
$W_L = 728.0$ mm

$W_K = 700.0$ mm

$W_T = 81.0$ mm

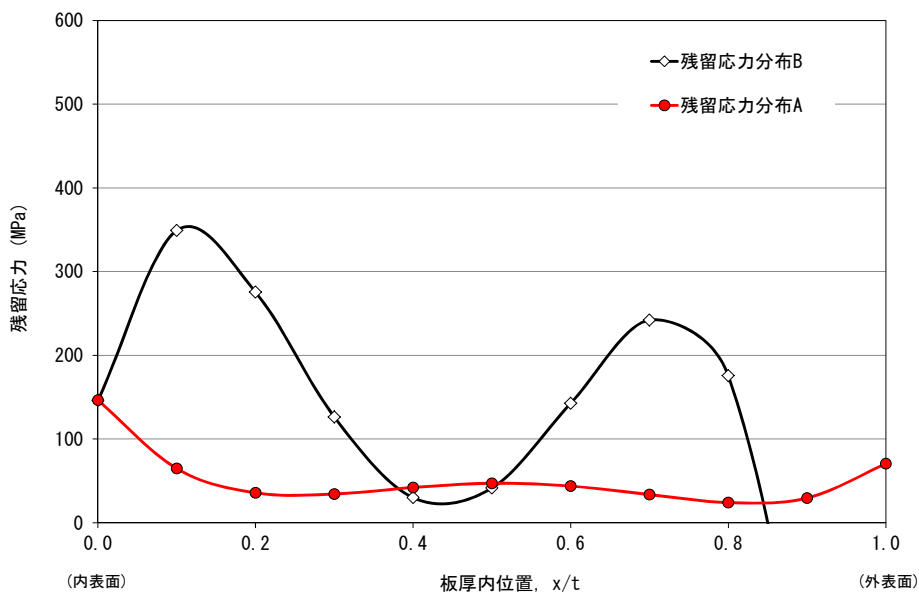
溶接金属の幅 = $W_L - W_K = 28.0$ mm

図 2.3.2-4 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の幾何形状設定値



PASCAL-NP への入力:
 *Operating_stress_distribution_for_step1_nol
 4, 162.5, -40.0, 0, 0, 0

(a) 運転応力分布

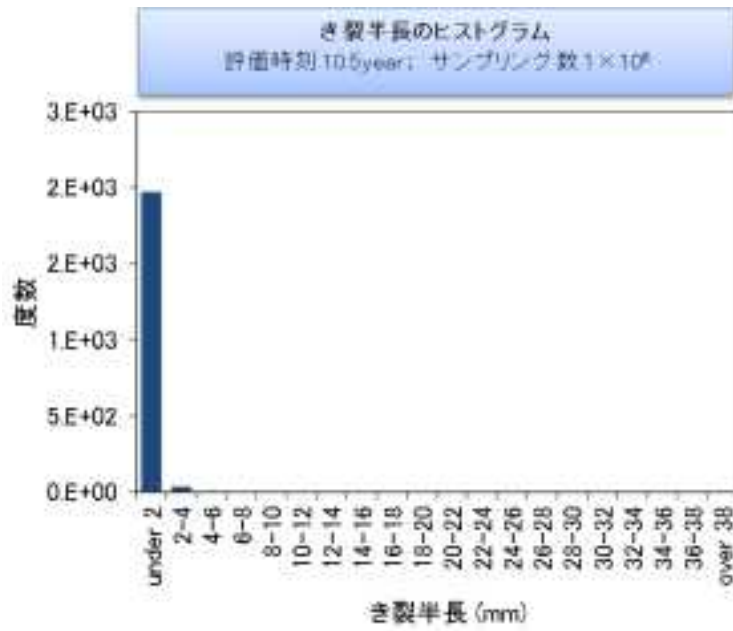


PASCAL-NP への入力(残留応力分布 A):
 *Residual_stress_distribution_for_step1_nol
 4, 146.4, -1179.8, 4184.2, -5807.1, 2726.8

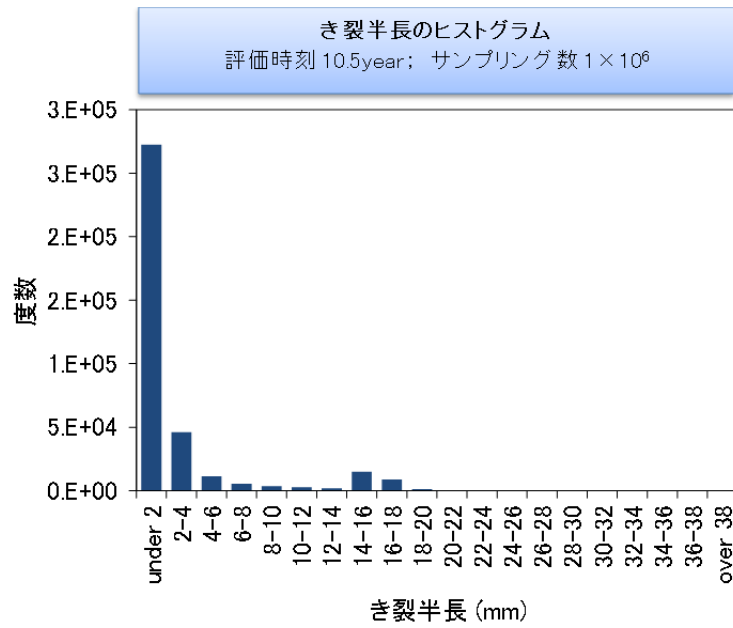
PASCAL-NP への入力(残留応力分布 B):
 *Residual_stress_distribution_for_step1_nol
 146.4, 4269.8, -27264.6, 51858.9, -30490.0

(b) 残留応力分布

図 2.3.2-5 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の解析に用いた運転及び残留応力分布

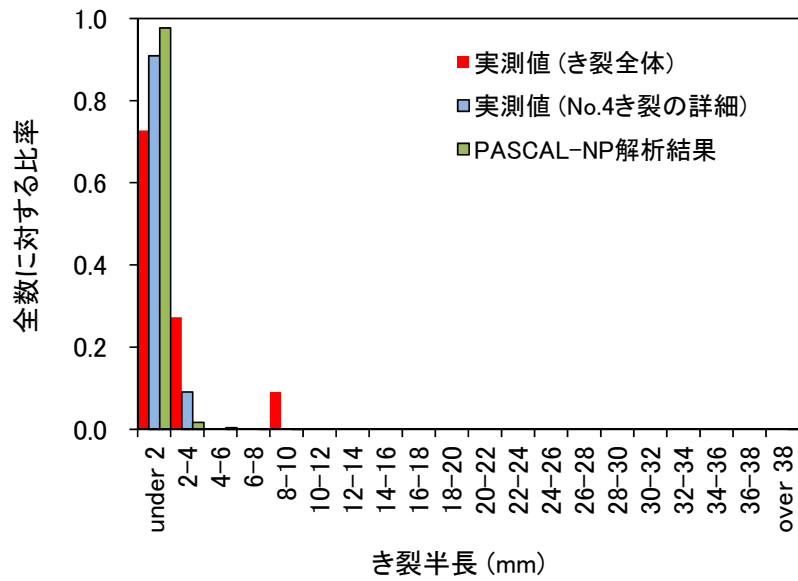


(a) 残留応力分布 A

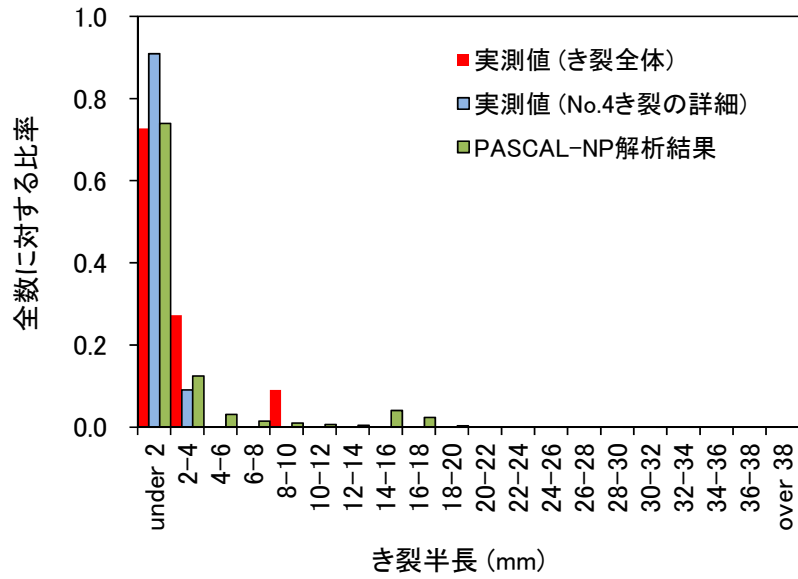


(b) 残留応力分布 B

図 2.3.2-6 PASCAL-NP 解析で得られた美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長分布

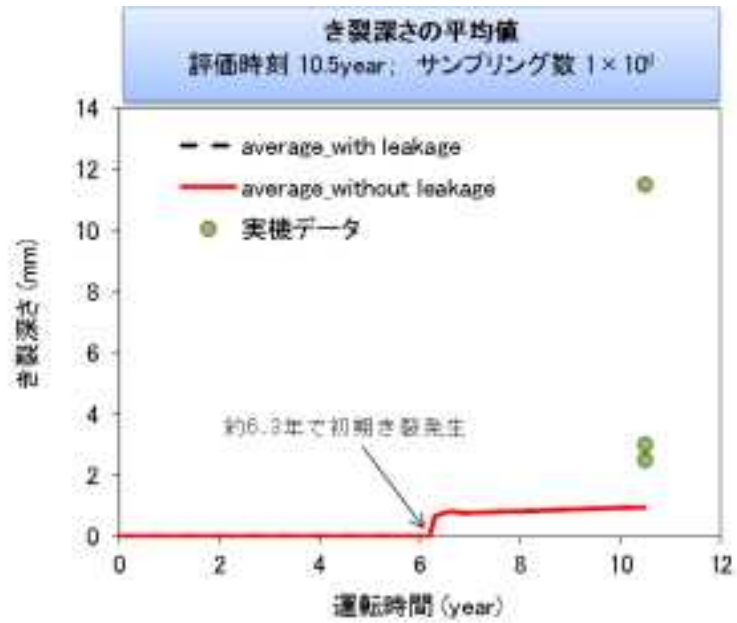


(a) 残留応力分布 A

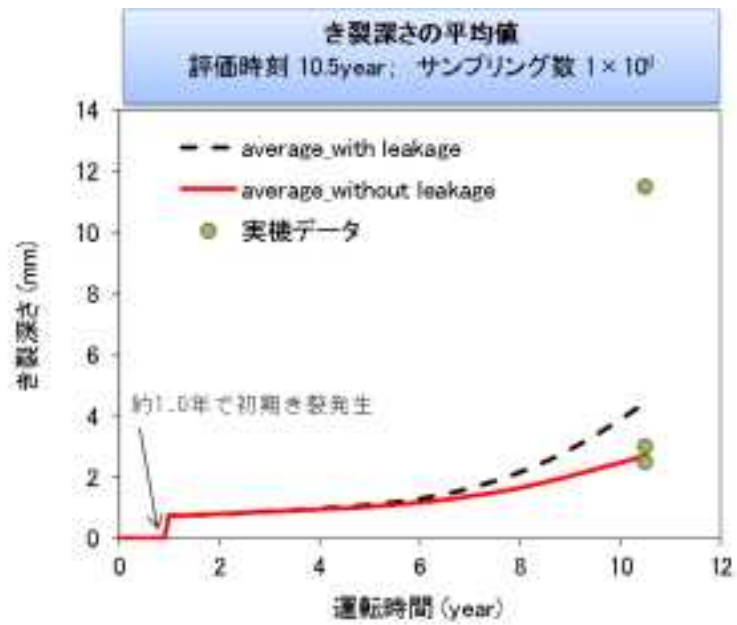


(b) 残留応力分布 B

図 2.3.2-7 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂半長分布についての比較

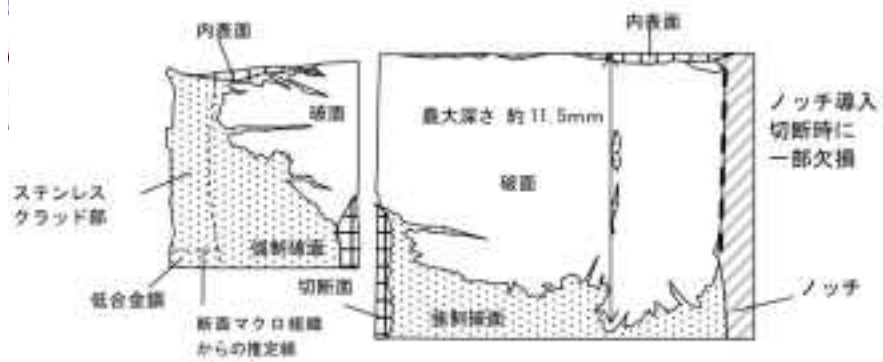


(a) 残留応力分布 A

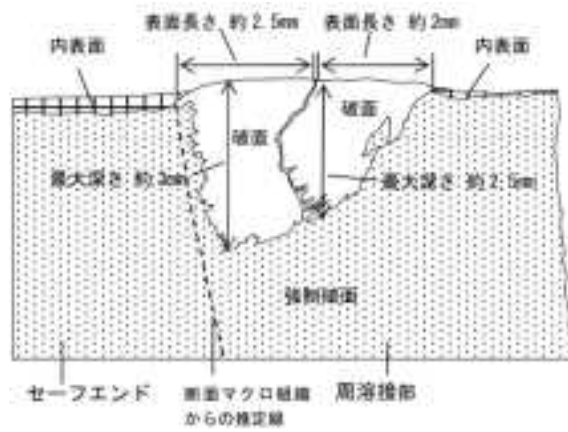


(b) 残留応力分布 B

図 2.3.2-8 PASCAL-NP 解析で得られた美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂深さ



(a) No. 4 割れ



(b) No. 6 割れ

図 2.3.2-9 美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部のき裂形状⁴⁶

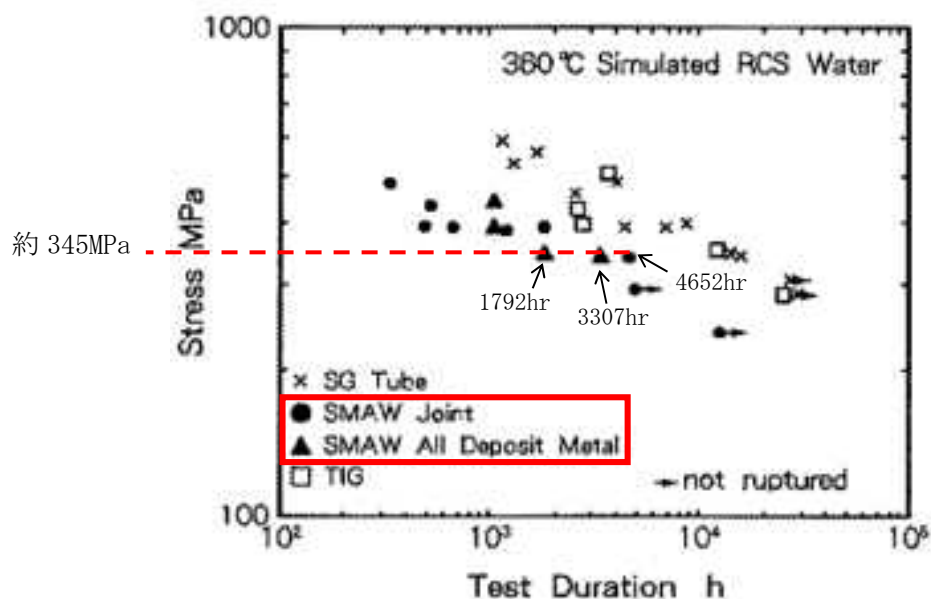


Fig.9 Result of Constant Load PWSCC Test of Alloy 600 Weld

図 2.3.2-10 600系溶接金属のPWSCC発生時間と応力との関係⁴⁹

(2) JNES NSC 研究実規模モデル SCC き裂進展試験の再現解析

JNES NSC 研究(Ni 基合金応力腐食割れ進展評価技術実証に関する報告書)⁵¹において、図 2.3.2-11 に示す出口管台及び加圧器管台についての実規模モデル試験体を用いたき裂進展試験が実施され、出口管台モデル(1 体)、加圧器管台モデル(2 体)のき裂進展速度と K 値の関係が得られている。このような SCC き裂進展条件がコントロールされたラボ試験の結果と、PASCAL-NP の解析結果を比較し、き裂進展速度や K 値計算の妥当性を確認した。

1) 解析の比較対象

き裂進展速度及び K 値を比較対象とする。試験時間と対応する時刻において、PASCAL-NP で決定論評価(DFM)を行った場合のき裂進展速度と K 値の対応、並びに PFM を行った場合のき裂進展速度と K 値の分布との対応を評価する。

2) 解析条件

美浜 2 号機 A-SG 管台溶接部の解析と同様に、溶接金属内のき裂(き裂種類 5)について解

⁵¹ JNES : Ni 基合金応力腐食割れ進展評価技術実証に関する報告書(2011)

析した。出口管台モデルの形状を図 2.3.2-12 に、加圧器管台モデルの形状を図 2.3.2-13 にそれぞれ示す。SCC き裂進展試験の概要は表 2.3.2-5 に示す通りであり、試験の結果、図 2.3.2-14 及び図 2.3.2-15 のき裂進展速度が得られている。PASCAL-NP 解析においては、表 2.3.2-5 に示す時間及び温度をインプット条件とした。出口管台モデル及び加圧器管台モデルの幾何形状設定値は、それぞれ図 2.3.2-16 及び図 2.3.2-17 のように設定した。

JNES NSC 試験では、予め放電加工(EDM)によるスリットを設け、さらに疲労予き裂を与えることで SCC 進展の起点としている。したがって、PASCAL-NP の解析においても、SCC 発生の評価は行わず、解析開始と同時にき裂が発生する設定^{※52}で計算を行った。初期き裂の寸法を表 2.3.2-6 及び表 2.3.2-7 に示す。PASCAL-NP へのインプット値として、EDM+疲労予き裂寸法を初期き裂の大きさとした。

試験時の内圧、熱、外力による応力は残留応力と合成し、PASCAL-NP へは残留応力分布としてまとめてインプットした(図 2.3.2-18 及び図 2.3.2-19)。

主要な解析条件は以下のとおりである。

出口管台モデル

- ・解析方法：DFM 及び PFM
- ・評価温度：320℃
- ・評価部位：出口管台 132 合金溶接部
- ・き裂種類：5(軸方向・溶接金属内き裂)
- ・評価 Step：Step 1 のみ(き裂発生→進展→漏えい解析)
- ・PFM サンプルング数： 1×10^6
- ・評価時間：1.0 year
- ・応力分布：試験条件を模擬した分布(図 2.3.2-18 参照)

加圧器管台モデル

- ・解析方法：DFM 及び PFM
- ・評価温度：340℃
- ・評価部位：加圧器管台 132 合金溶接部
- ・き裂種類：5(軸方向・溶接金属内き裂)
- ・評価 Step：Step 1 のみ(き裂発生→進展→漏えい解析)
- ・PFM サンプルング数： 1×10^6
- ・評価時間：1.1 year
- ・応力分布：試験条件を模擬した分布(図 2.3.2-19 参照)

※52 *Standard_time_of_crack_initiation_for_step1 = 0

3) 解析結果

JNES NSC 実規模モデルの PASCAL-NP 解析結果を出口管台について図 2.3.2-20 に、加圧器管台について図 2.3.2-21 にそれぞれ示す。決定論解析でのき裂進展速度と K 値、確率論解析でのヒストグラム範囲ともに、実規模モデル試験結果と概ね一致する。

試験時の応力条件も、残留応力分布としてまとめてインプットすれば適切に評価できたと考えられる。K 値及びき裂進展速度は大きめの結果であり、PASCAL-NP の解析結果には保守性が含まれることが確認された。

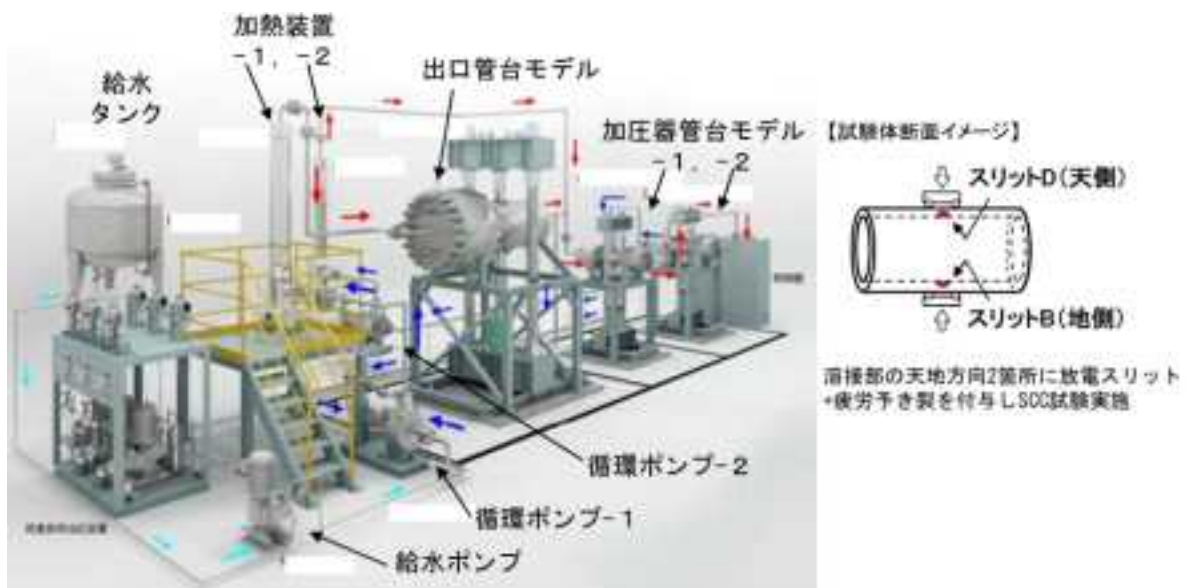
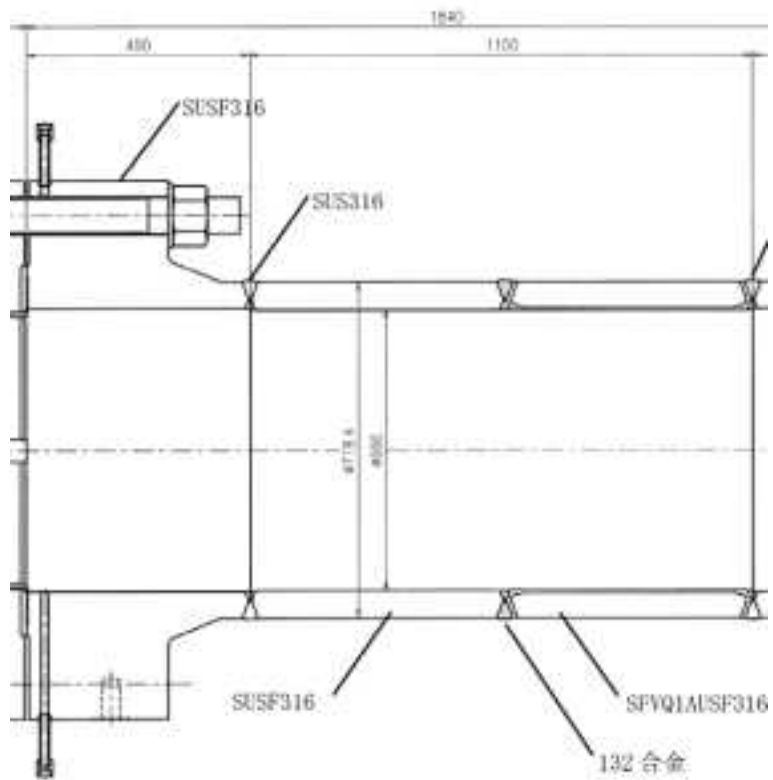


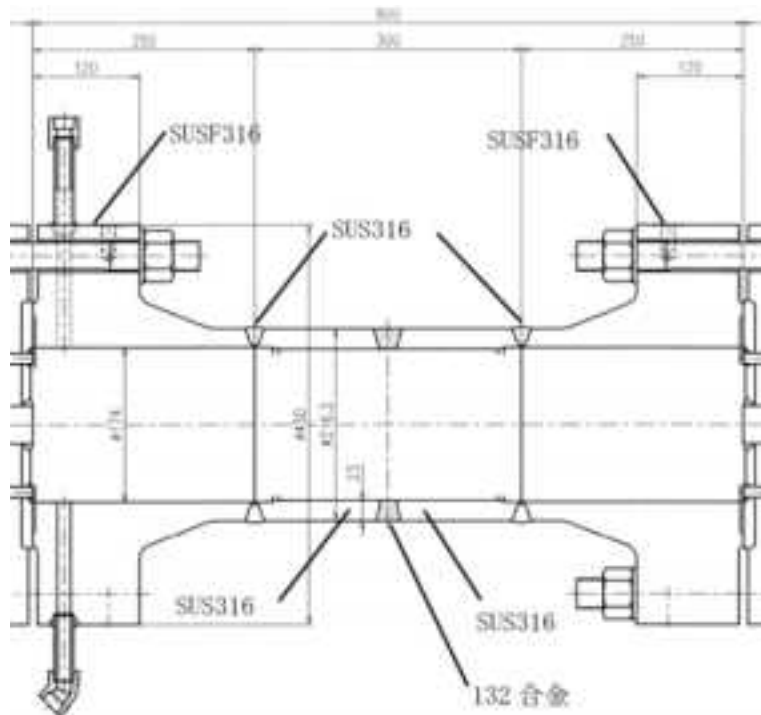
図 2.3.2-11 JNES NSC 実規模モデル試験装置の全体図 ⁵¹



口径：600A
 外径：718.4 mm
 内径：600 mm
 板厚：59.2 mm
 長さ：1100 mm



図 2.3.2-12 JNES NSC 出口管台モデル試験体⁵¹



口径：200A
 外径：216.3 mm
 内径：170.3 mm
 板厚：23 mm
 長さ：350 mm



図 2.3.2-13 JNES NSC 加圧器管台モデル試験体⁵¹

表 2.3.2-5 JNES NSC 実規模モデルの SCC き裂進展試験概要⁵¹

		出口管台モデル	加圧器管台モデル
試験時間		9024hr (約 1.0year)	9740hr (約 1.1year)
試験温度		320±1℃	340±1℃
系統圧力		22±1MPa	22±1MPa
試験荷重		140±2kN (定荷重)	105～210kN (変動荷重)
水質	ホウ酸 as B	1800±20ppm	
	水酸化リチウム as Li	3.5±0.5ppm	
	溶存水素濃度	30±4cc/kg・H ₂ O	
	pH	6.25 (at 25℃)	

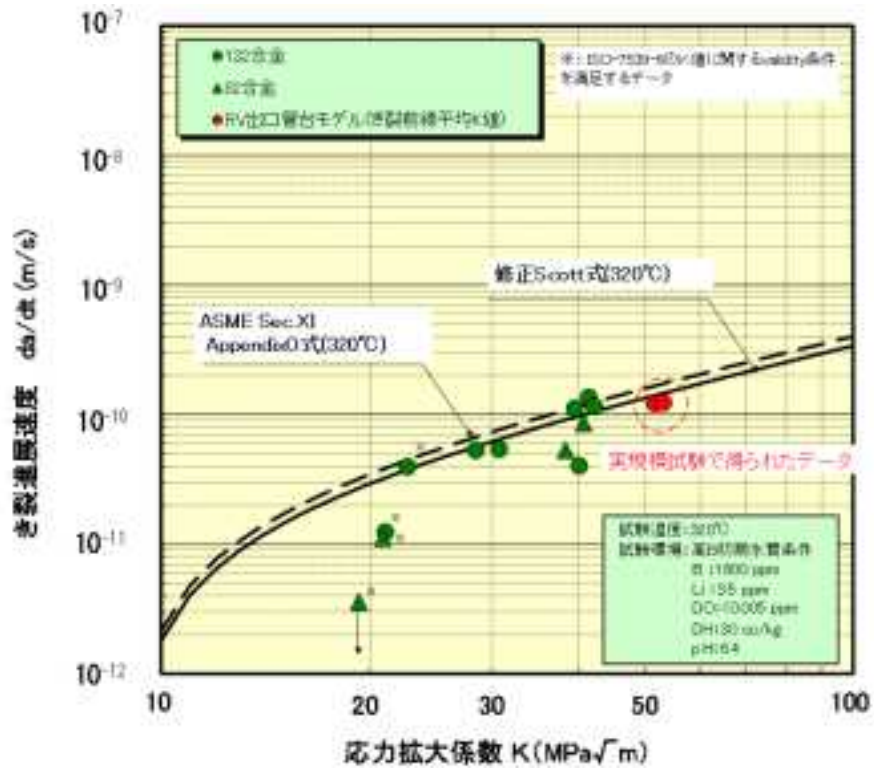


図 2.3.2-14 JNES NSC 出口管台モデルのき裂進展試験結果⁵¹

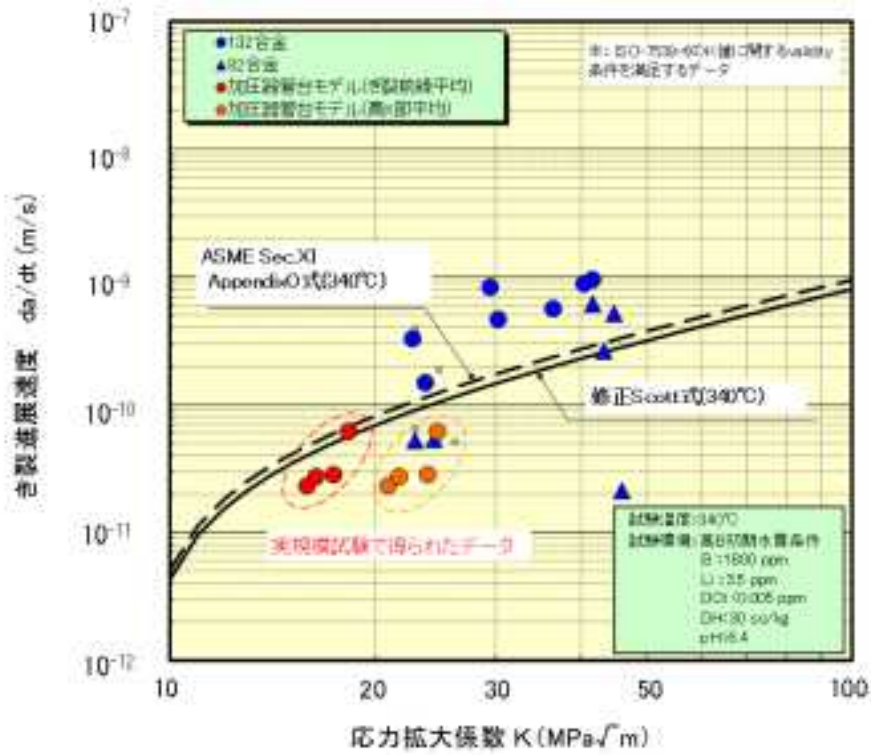
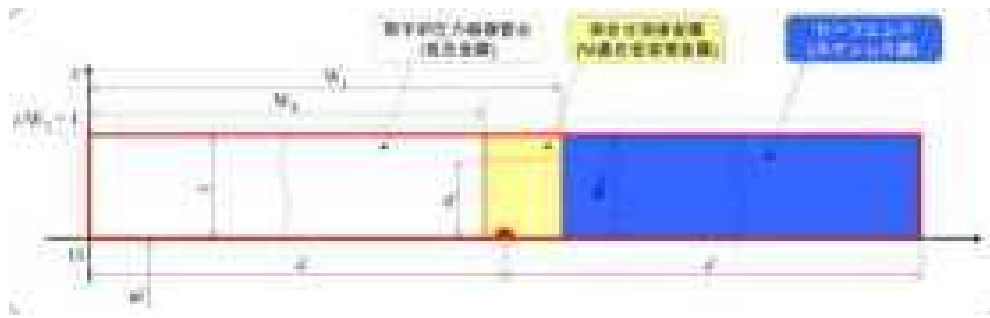


図 2.3.2-15 JNES NSC 加圧器管台モデルのき裂進展試験結果⁵¹



内径 = 600.0 mm

肉厚 = 59.2 mm

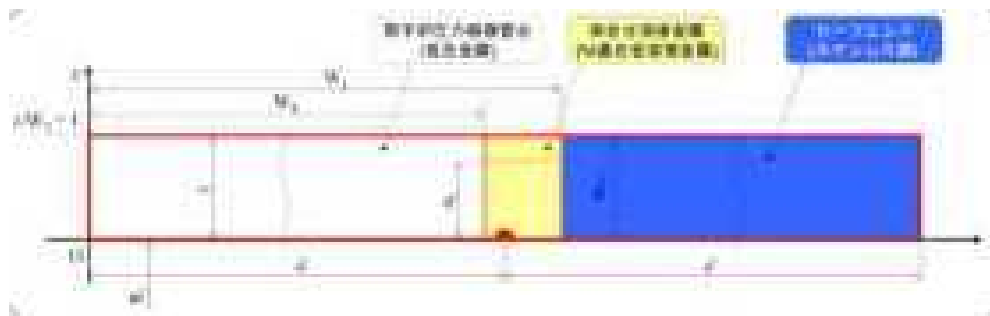
$W_L = 570.0$ mm

$W_K = 530.0$ mm

$W_T = 59.2$ mm

溶接金属の幅 = $W_L - W_K = 40.0$ mm

図 2.3.2-16 JNES NSC 出口管台モデルの幾何形状設定値



内径 = 170.3 mm

肉厚 = 23.0 mm

$W_L = 185.0$ mm

$W_K = 165.0$ mm

$W_T = 23.0$ mm

溶接金属の幅 = $W_L - W_K = 20.0$ mm

図 2.3.2-17 JNES NSC 加圧器管台モデルの幾何形状設定値

表 2.3.2-6 JNES NSC 実規模モデル 出口管台の初期き裂寸法

対象	EDM スリット		EDM+疲労予き裂	
	深さ mm	半長 mm	深さ mm	半長 mm
D	4.00	5.59	7.35	11.17
B	4.00	6.55	8.29	13.10
平均	4.00	6.07	7.82	12.14



PASCAL-NP への入力 :

*Depth_of_initial_crack_for_step1
Const, 7.82

*Half_length_of_initial_crack_for_step1
Const, 12.14

表 2.3.2-7 JNES NSC 実規模モデル 加圧器管台の初期き裂寸法

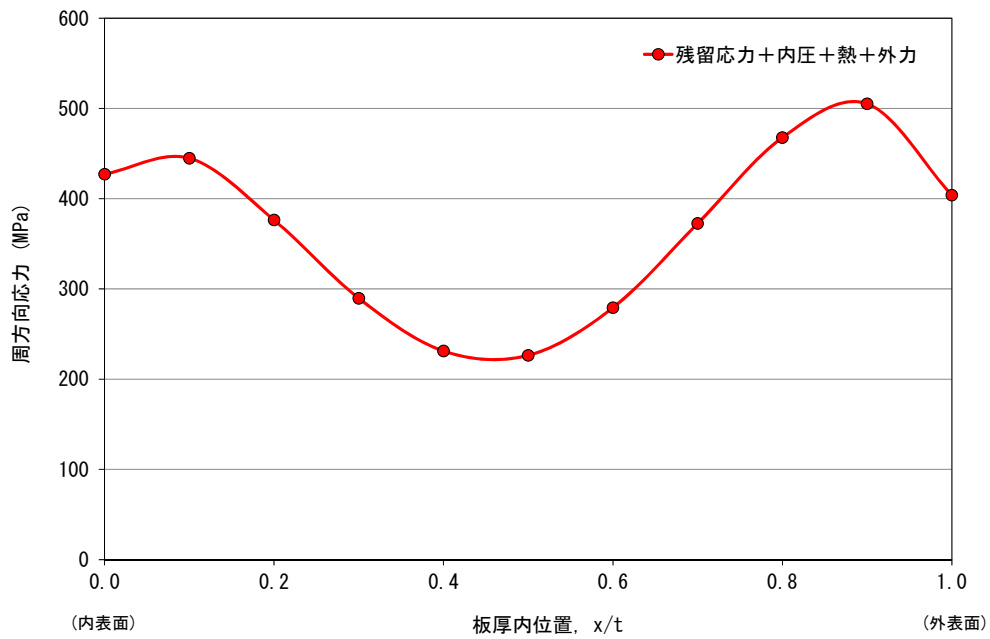
対象	EDM スリット		EDM+疲労予き裂	
	深さ mm	半長 mm	深さ mm	半長 mm
1-D	4.00	6.32	5.00	8.30
1-B	4.00	5.97	4.60	7.50
2-D	4.00	6.37	4.00	7.10
2-B	4.00	5.70	4.60	8.00
平均	4.00	6.09	4.55	7.73



PASCAL-NP への入力 :

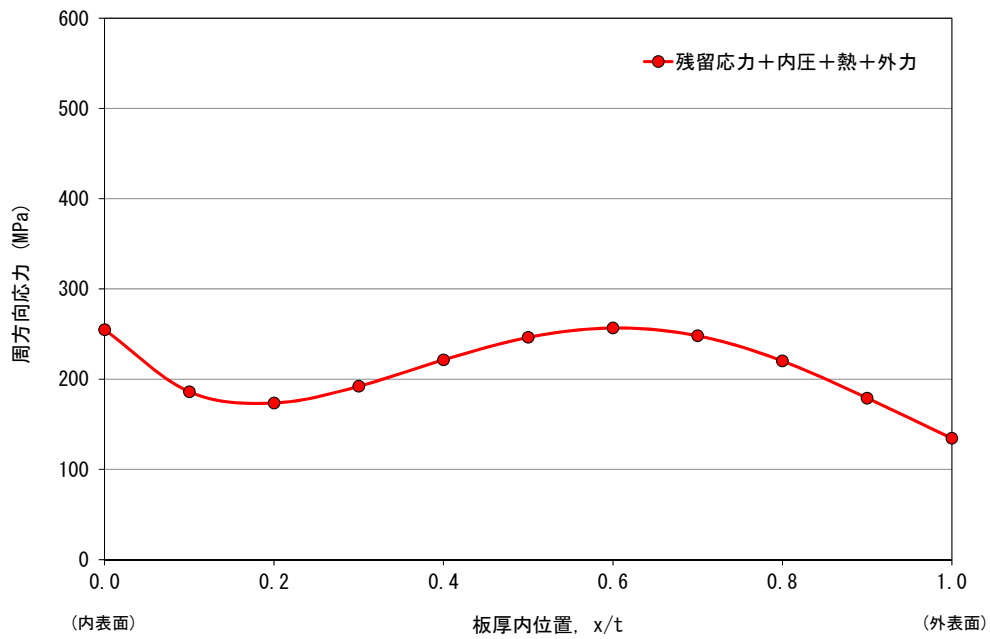
*Depth_of_initial_crack_for_step1
Const, 4.55

*Half_length_of_initial_crack_for_step1
Const, 7.73



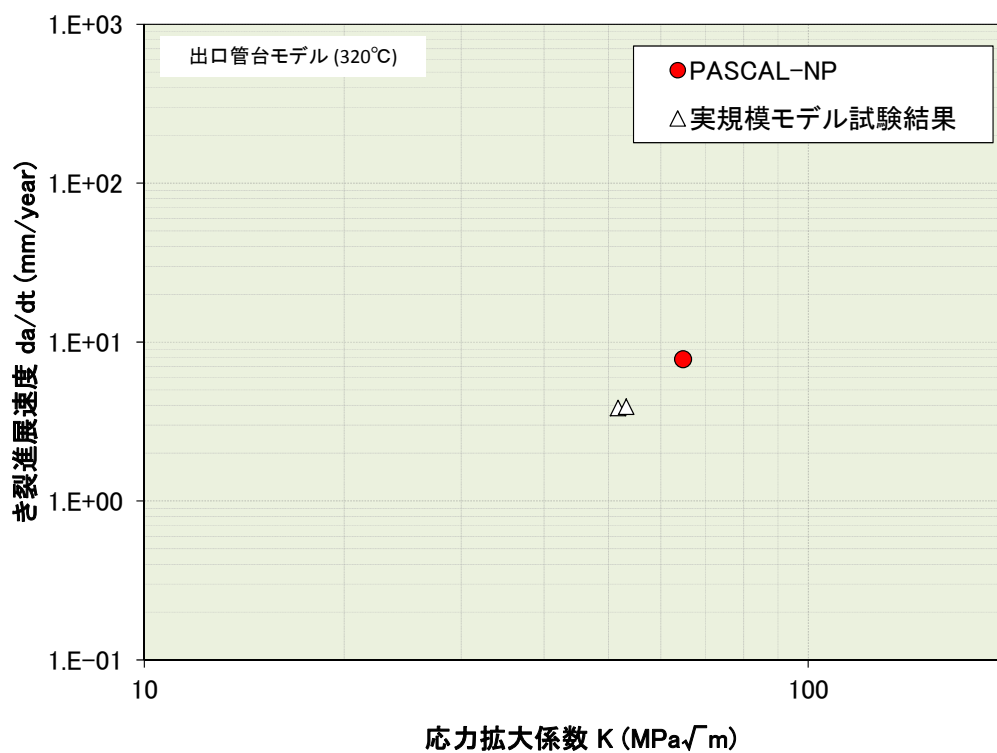
PASCAL-NP へのインプット：
 *Residual_stress_distribution_for_step1_no1
 4, 427.2, 885.9, -8669.9, 16618.5, -8857.8

図 2.3.2-18 JNES NSC 実規模モデル 出口管台の PASCAL-NP 解析に用いた応力分布

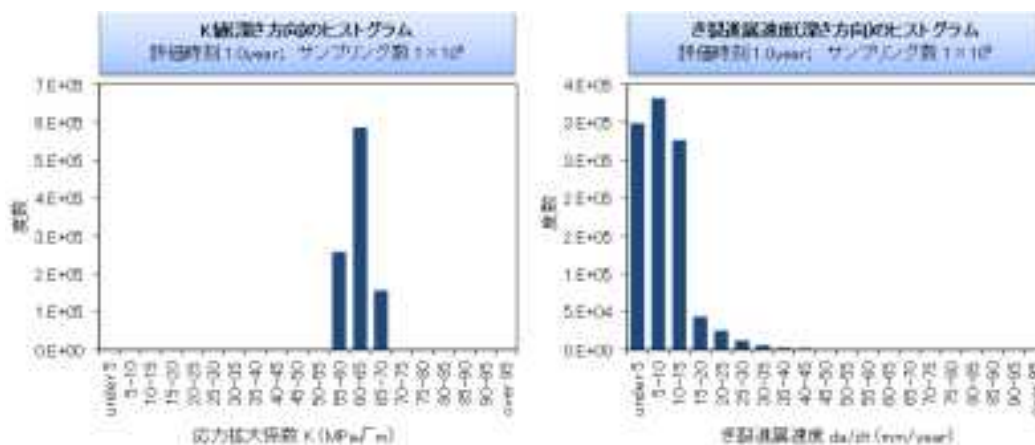


PASCAL-NP へのインプット：
 *Residual_stress_distribution_for_step1_no1
 4, 254.8, -1067.6, 4324.1, -5515.5, 2138.7

図 2.3.2-19 JNES NSC 実規模モデル 加圧器管台の PASCAL-NP 解析に用いた応力分布

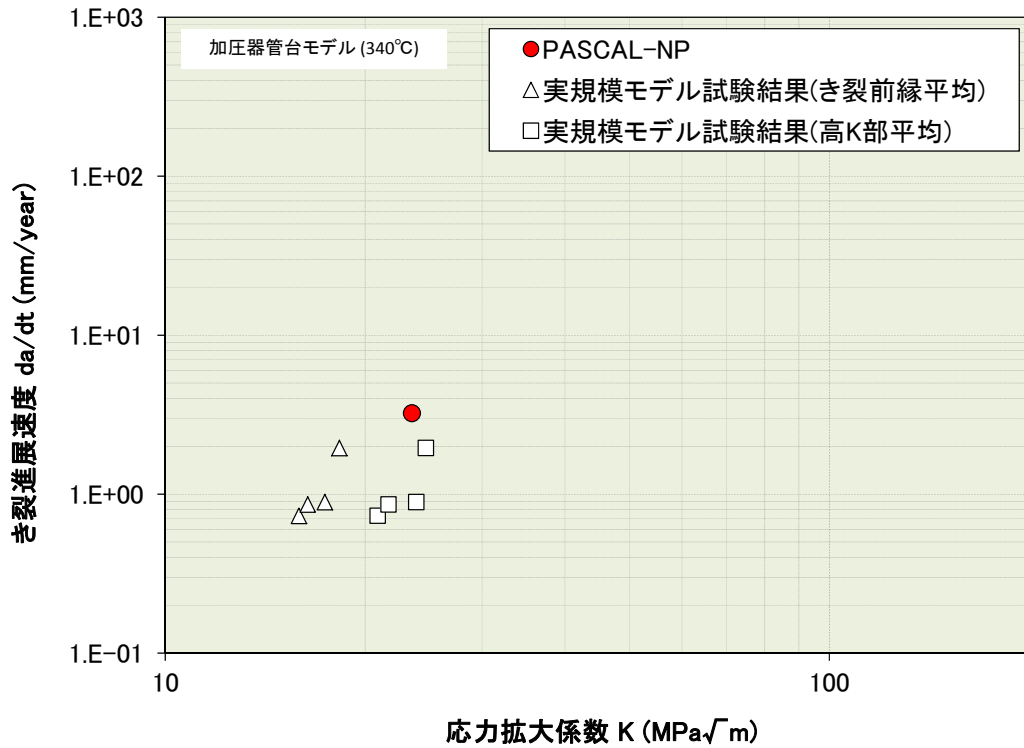


(a) 応力拡大係数とき裂進展速度 (DFM)

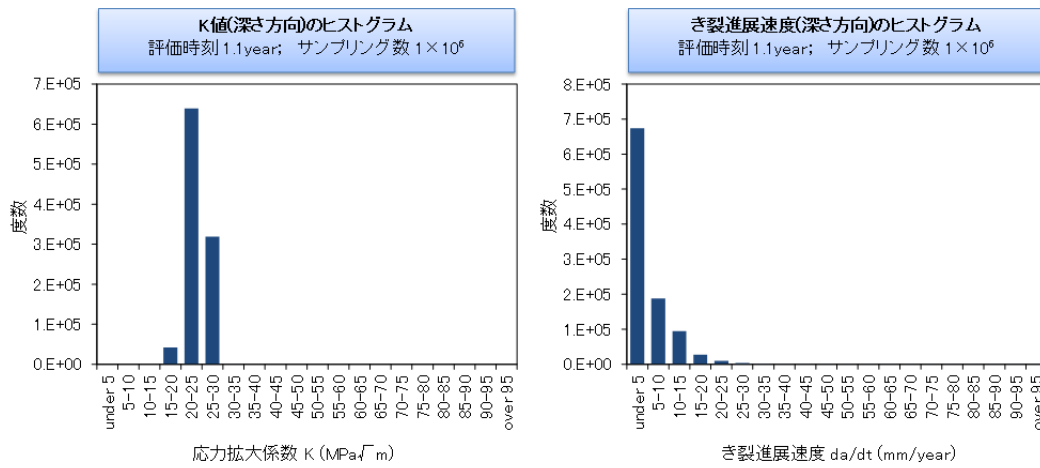


(b) 応力拡大係数及びき裂進展速度のヒストグラム (PFM)

図 2.3.2-20 JNES NSC 実規模モデル 出口管台の PASCAL-NP 解析結果



(a) 応力拡大係数とき裂進展速度 (DFM)



(b) 応力拡大係数及びき裂進展速度のヒストグラム (PFM)

図 2.3.2-21 JNES NSC 実規模モデル 加圧器管台の PASCAL-NP 解析結果

(3) 試解析により得られた課題

PASCAL-NP の試解析を行うことで抽出した課題を表 2.3.2-8 にまとめる。

表 2.3.2-8 PASCAL-NP の課題抽出結果

項目	内容
残留応力設定値	溶接部の開先形状や補修溶接の有無などを考慮した代表的な残留応力分布をコード中に組み込み、解析対象に応じて選択できれば、作業の効率化につながる。
複数き裂	実機では複数のき裂が同時に発生するので、解析においても複数き裂の存在を考慮した評価が行えることが望ましい。
溶接金属の進展方向	溶接金属のき裂を評価する場合、き裂種類 5 のみに限定され、方向の依存性は考慮できない。実際のき裂進展速度はデンドライト成長方向依存性が大きいので、考慮できることが望ましい。
硬さ依存性	表層のビッカース硬さ値をインプットすることで、SCC き裂進展速度等を補正する等、硬さ依存性を考慮した解析が行えると評価が行いやすくなる。
感度解析	材料種と評価温度を指定すれば、ヤング率、耐力、引張強さをコード内で計算し、DFM/PFM 評価を実施できると作業が効率的になる(温度依存性の感度解析を行いたい場合など)。

2.3.3 健全性評価に係る課題

以上の調査及び PFM 試解析により、PWSCC を対象とした健全性評価方法に係る技術課題を以下のように整理できる。

- ・図 2.3.2-9 より、表面長さの半長よりも深さが大きいき裂（高アスペクト比き裂）の存在が確認できる。また、PWSCC によるき裂の長さ方向の進展がニッケル基合金溶接部の幅に制限される場合があるため、き裂の進展に伴い高アスペクト比き裂が現れてくる可能性があることが考えられる。これに対して、日本機械学会維持規格等の学協会規格ではこのような高アスペクト比き裂の応力拡大係数の解が与えられていない。従って、高アスペクト比き裂の応力拡大係数の解の提案は PWSCC を対象とした健全性評価に係る技術課題である。
- ・PFM 試解析では、溶接残留応力の値やその分布はき裂の発生や進展に大きな影響を及ぼすことが確認できた。溶接残留応力の値や分布は溶接部の開先形状、溶接方法、溶接手順や補修溶接の有無等の影響因子によって影響されるものであるため、今後代表的な残留応力分布の整備や溶接残留応力の不確かさの考慮が望ましい。
- ・PWSCC によるき裂は柱状晶の溶接金属に存在するため、き裂の進展方向と柱状晶の方向の関係により、き裂進展速度に異方性が存在することが確認されている⁴⁷。PWSCC を対象とした健全性評価ではこのき裂進展速度の異方性による影響効果を吟味する必要がある。
- ・PASCAL-NP において、想定欠陥の設定は PWSCC の実測データ、非破壊検査によるき裂の検出能やこれらの影響因子の不確かさ等を考慮して行われており、試解析では実機実測データ等との比較によりその妥当性が確認されている。一方、溶接後のグラインダ施工（研磨や研削等）による高い引張残留応力層の存在が PWSCC 発生の原因の 1 つとして挙げられていることや製造時の溶接欠陥も PWSCC による漏えいの原因となりうることを踏まえ、想定欠陥の設定方法について、見直す必要性を含めて再度検討する必要がある。

2.4 確率論的評価手法の適用性に関する調査

2.4.1 確率論的破壊力学解析による耐圧機能喪失頻度の評価と炉心損傷に対する確率論的リスク評価との関係性の整理

原子炉圧力容器（Reactor Pressure Vessel, 以下「RPV」という。）を対象にPFMを用いて詳細な健全性評価を行う場合は、耐圧機能喪失頻度あるいはき裂貫通頻度（Through-wall Cracking Frequency, 以下「TWCF」という。）を指標として用いることとなる。一般的に、破壊力学に基づいた機器の健全性評価を行う上で、き裂が貫通とみなせるほどき裂深さが板厚に対して大きくなった場合、き裂が存在する断面が塑性崩壊と判定される場合等が、機器がその機能を喪失する条件とされることが多い。原子力機構が開発を進めており、過年度に本事業で使用するコードとして選定した、PFM解析コードPASCAL3⁵³においても、ほぼ同様の破損判定基準が実装されている。

一方で、RPVが破損に至る過程や、破損に至った後の状態は、破壊力学に基づいてモデル化可能な前提や条件を超えると考えられる。また、RPVが破損に至った後に、様々な条件が重畳すると、原子力発電所の健全性を考える上で、最も過酷な事象である炉心損傷（Core Damage, 以下「CD」という。）に至ると考えられる。炉心損傷頻度（Core Damage Frequency, 以下「CDF」という。）を評価する手法として、レベル1PRA（Probabilistic Risk Assessment）が国内、海外を問わず広く用いられる。過年度は、TWCFを用いて健全性評価を行う上で必要となる、想定すべき荷重条件の選定方法、TWCFの具体的な評価方法等の整理を行った。ここでは、PFMによって得られるTWCFの評価と、レベル1PRAの関係性について整理を行う。

(1) 国内レベル1PRA

内の事象を対象とした日本原子力学会標準⁵⁴（以下、「国内レベル1PRA標準」という。）の解説によると、過去の国内外のPRAにおいては、原子炉圧力容器破損等、発生の可能性が極めて低いか、発生を仮定してもその影響が限定される起因事象が評価対象から除外されている場合がある。起因事象から除外することができるものの1例として原子炉圧力容器破損が挙げられている。

原子炉圧力容器破損は、決定論の枠組みの中ですでに十分に対応がとられていることや、その頻度は米原子力規制委員会（Nuclear Regulatory Commission, 以下「NRC」という。）のWASH-1400や、PFMを用いた試算報告において十分に低い値が示されていること等から、レベル1PRAの起因事象から除外されることが多いとされている。

具体的には、WASH-1400では非常用炉心冷却装置の注水能力を超えた破損頻度を 10^{-7} /炉年（エラーファクタ10）としており、格納容器からの放射性物質の放出の観点から、原子

⁵³ 眞崎浩一，西川弘之，小坂部和也，鬼沢邦雄：“原子炉圧力容器用確率論的破壊力学解析コードPASCAL3の使用手引き及び解析手法，” JAEA-Data/Code 2010-33, (2011)

⁵⁴ 一般社団法人日本原子力学会，“原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的安全評価に関する実施基準：2008（レベル1PSA編）（AESJ-SC-P008:2008）”，(2009)

炉圧力容器破損を無視しうると結論付けている。また PFM による試算報告例では、最も応力が大きくなる過渡事象下での圧力容器の破損頻度が 10^{-8} /炉年以下とされている。

ただし、米国では PTS 再評価プロジェクトにおいて、PFM による原子炉圧力容器破損に対して見直しがされていることや、この PFM による試算報告例は 20 年以上も前の報告であり、原子炉圧力容器破損をレベル 1PRA の起因事象から除外することについては、その技術的根拠を改めて確認する必要があると考えられる。

(2) 米国 PTS 再評価プロジェクト

米国 PTS 再評価プロジェクトに関する NRC の報告内容（以下、「NUREG-1806」⁵⁵）について整理する。

米国では、HSST（Heavy Steel Section Technology）プログラムの一部として、1970 年代後半から 1980 年代にかけて RPV の大規模実験が行われ、以降、PTS 時の RPV の破損モードに関する知見が蓄積されている。米国 PTS 再評価プロジェクトに関する報告において、これらの経緯が簡潔に整理されるとともに、新たに RPV 破損後のシナリオ（Post-RPV Failure Scenario）についても検討がなされている。

NUREG-1806 によると、NRC スタッフは RPV 破損条件と RPV 破損頻度（Reactor Vessel Failure Frequency, 以下「RVFF」）の評価について、以下の 2 つのオプションを挙げている。

- ・PTS に起因するき裂が RPV の板厚を貫通した場合に、RPV の破損が発生する。（RVFF=TWCF）
- ・PTS に起因するき裂が RPV 内で進展した場合に、RPV の破損が発生する。（RVFF=き裂進展頻度）

米国では、前者のオプションを RPV 破損の定義としている。また、RVFF の許容基準（以下、「RVFF*」）については 4 つのオプションをあげており、その根拠と併せて表 2.4.1-1 に示す。

NRC スタッフは、表 2.4.1-1 に示したオプションに関する整理として、PTS 起因の RPV 破損後のシナリオに関する重要事項を抽出するとともに、事故進展イベントツリー（Accident Progression Event Tree, 以下「APET」という。）を作成した。これを図 2.4.1-1 に示す。APET では、「軸方向き裂の周方向溶接幅内での停止の有無」の他、「RPV 貫通部の寸法」、「格納容器スプレイの動作状況」、「原子炉キャビティ冠水」等をヘディングに含め

⁵⁵ M. EricksonKirk, M. Junge, W. Arcieri, B. R. Bass, R. Beaton, D. Bessette, T. H. J. Chang, T. Dickson, C. D. Fletcher, A. Kolaczowski, S. Malik, T. Mintz, C. Pugh, F. Simonen, N. Siu, D. Whitehead, P. Williams, R. Woods, S. Yin, “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)

て、炉心損傷及び大規模放出までの事故シナリオを分析している。一方、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて使用された PFM 解析コード FAVOR を用いて TWCF を評価する場合は、軸方向き裂が進展する場合は軸方向に長いき裂に置き換えられることとなり、周方向溶接幅内での停止は判定されない。

NUREG-1806 によると、RVFF は TWCF と等価であること、すなわち RPV の破損は貫通き裂の発生と定義できることと、RVFF の許容基準である RVFF*は 1×10^{-6} /炉年とすることを結論づける一方で、RPV 破損後の事故進展の観点では、軸方向き裂が周方向に進展する可能性や、格納容器隔離機能喪失や ECCS 機能喪失等の可能性等について、さらなる検討が必要であるとしている。

本事業では、PASCAL3 を用いて RPV の健全性評価に係る標準手順の検討を行う上で、原則として破壊力学に基づいてき裂の貫通までを取り扱うこととする。また、健全性評価として TWCF 等との比較対象とすべき許容基準については本事業の範囲外と考える。将来的に、性能目標等から許容基準が与えられる場合は、米国の事例のようにき裂貫通と RPV の破損等の関係性を、より詳細に整理を行う必要が生じると言える。

表 2.4.1-1 RVFF*のオプションと根拠

番号	RVFF*	根拠
A	$=5 \times 10^{-6}$ /炉年	Regulatory Guide 1.154
B	$=1 \times 10^{-5}$ /炉年	Regulatory Guide 1.174 及び 10CFR50.61 オプション 3 フレームワークにおける CDF のガイドライン
C	$=1 \times 10^{-6}$ /炉年	Regulatory Guide 1.174 及び 10CFR50.61 オプション 3 フレームワークにおける LERF のガイドライン
D	$\ll 1 \times 10^{-6}$ /炉年	PTS 事象の最も厳しいシナリオ (Advisory Committee on Reactor Safeguards の議論)

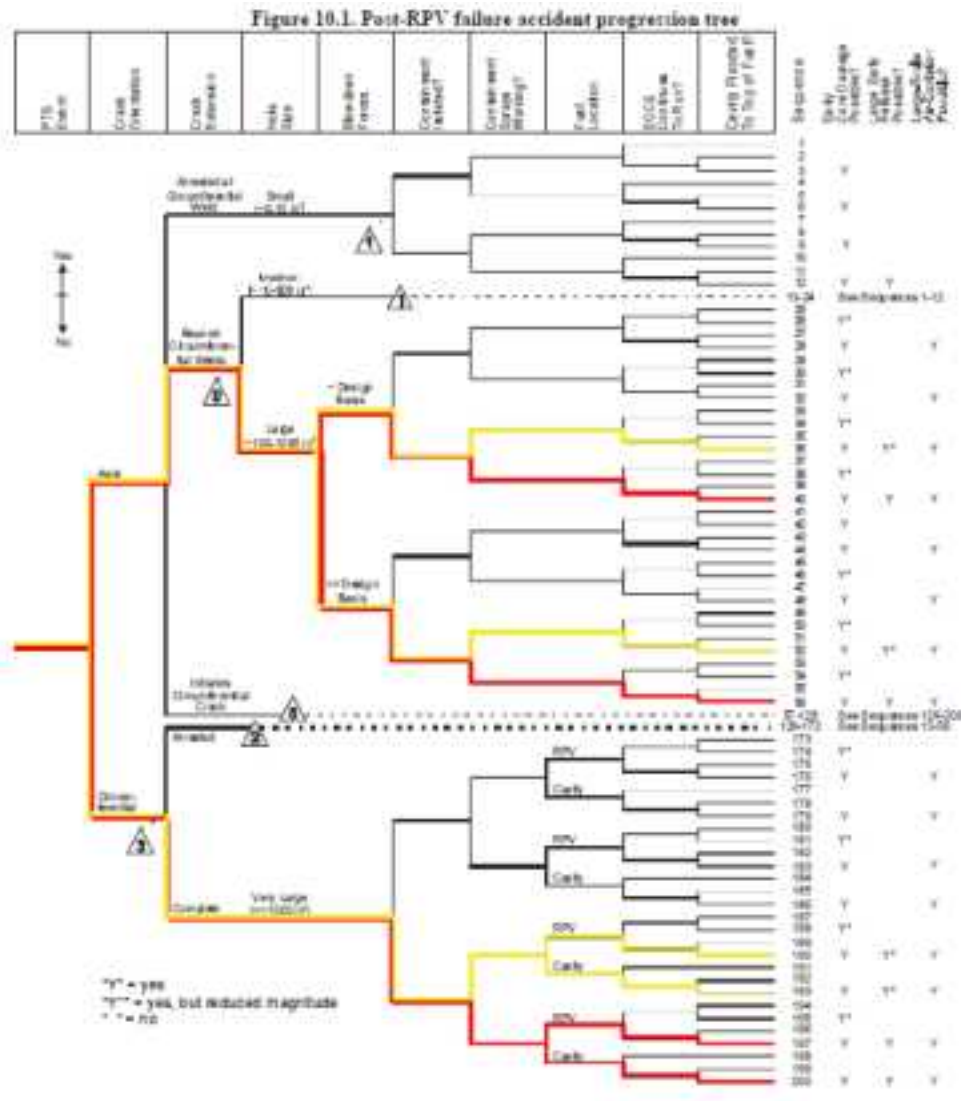


図 2.4.1-1 RPV 破損後の APET (NUREG-1806 から引用)

2.4.2 不確かさの取り扱いに関する課題の整理及び総合的な健全性評価方法の整備に向けた情報の整理

原子炉压力容器炉心領域部に対して、不確かさを考慮した健全性評価を行う上で、想定き裂の存在位置、想定き裂の寸法、鋼材及び中性子照射量等の取り扱い方法について整理する必要がある。ここでは、過年度に選定した PFM 解析コード PASCAL3 を用いて健全性評価を行うことを前提に、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて使用された PFM 解析コード FAVOR との比較等を通じて、原子炉压力容器炉心領域部を対象とした総合的な健全性評価方法の整備に向けた情報を整理する。

(1) 想定き裂

過年度は、想定き裂に関連して、米国 PTS 再評価プロジェクトにおける代表 3 プラントの欠陥データ作成のための条件概要を整理するとともに、表面欠陥データ作成の考え方について整理を行った。ここでは、RPV 炉心領域部を対象とした総合的な健全性評価方法の整備を念頭に置き、RPV 炉心領域部における溶接部、母材部、肉盛溶接部の各領域における欠陥データの情報の整理を目的として、米国 PTS 再評価プロジェクトで使用されたデータと同様の考え方で作成された具体的な欠陥データの事例を示す。

PASCAL3 では、RPV に 1 つのき裂が存在し、PTS 事象が発生した場合の条件付き裂進展確率及び条件付き裂貫通確率を算出することができる。PASCAL3 の後処理として、RPV のき裂個数及び PTS 事象の発生頻度を考慮してき裂貫通頻度を算出する。一方で、FAVOR では RPV に複数のき裂の存在を設定することができる。

FAVOR では、表 2.4.2-1 に示すように、領域と欠陥の方向によってカテゴリ分類がされている。FAVOR を用いて PFM 解析を行う場合、パシフィックノースウェスト国立研究所 (Pacific Northwest National Laboratory, 以下「PNNL」という。) が開発した VFLAW コードによって得られる欠陥分布データが入力となる。肉盛溶接部 (表面欠陥)、母材部、溶接部のそれぞれについて、1000 種類の異なる欠陥分布 (欠陥寸法及び密度) を VFLAW によって作成し、FAVOR による PFM 解析において 1000 以上の数の RPV をサンプリングする場合は、1000 種類の欠陥分布データを繰り返し使用することとなる。NUREG/CR-6817 Rev. 1⁵⁶では、ある条件において得られた 1000 種類の欠陥分布の 1 例が示されている。

図 2.4.2-1 は NUREG/CR-6817 Rev. 1 に公開されている表面欠陥のデータ事例である。1 列目に示される N は、板厚 t に対する欠陥深さ a の 100 分率であり、例えば $N=1$ の場合とすると $a/t=0.01$ のデータに該当する。2 列目は単位面積当たりの個数で示される欠陥密度である。3 列目から 6 列目は各欠陥深さに対する欠陥アスペクト比のパーセンテージであり、各欠陥深さに対して総和をとると 100 となる。欠陥アスペクト比は図 2.4.2-2 の模式図に示される通りである。米国 PTS 再評価プロジェクトにおける想定欠陥の考え方では、肉盛溶接が 1 層盛の場合のみに表面欠陥を想定し、その方向は肉盛溶接の施工方法と同一となる。また、欠陥深さは肉盛溶接厚さを超える程度とする。そのため、この表面欠陥のデータを作成した条件においては、 $N=3$ 、すなわち $a/t=0.03$ の条件において、欠陥深さが肉盛溶接厚さを超え、欠陥深さが板厚の 100 分率に最も近いデータとなる。

母材部の内部欠陥データ事例を図 2.4.2-3 に示す。1 列目の N は表面欠陥と同様である。また、2 列目は単位体積当たりの個数で示される欠陥密度である。3 列目から 13 列目は欠陥深さに対する欠陥アスペクト比の割合であり、各欠陥深さに対して総和をとると 100 となる。内部欠陥の場合は、アスペクト比の値はある幅を有する。欠陥が小さいとその密度が大きく、アスペクト比が小さいと存在確率が高いことがわかる。

⁵⁶ S. R. Simonen, F. A. Doctor, G. J. Schuster, and P. G. Heasler, "A Generalized Procedure for Generating Flaw Related Inputs for the FAVOR Code", NUREG/CR-6817, Rev. 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2003)

同様に、溶接部の内部欠陥データ一例を図 2.4.2-4 に示す。形式は母材部のデータと同様である。母材部のデータと比較すると、深い欠陥が多いことと、アスペクト比の大きい欠陥の割合が大きいことが特徴である。

これらの欠陥データを用いて、PASCAL3 による解析を行う場合、初期き裂深さ及びき裂アスペクト比の両方を同時に、離散的な分布を与えることができないため、複数の解析を実施して後処理によって相当する割合を考慮する等の対応が必要となる。

今後の課題として、米国の欠陥データ事例について、欠陥の板厚方向の位置情報と、1000 種類の異なる欠陥分布の不確かさを PASCAL3 の初期データとしてどのように設定すべきかを明確化する必要がある。

表 2.4.2-1 FAVOR の欠陥カテゴリー (NUREG/CR-6854⁵⁷から引用)

Table 3. Applied Flaw Orientations by Major Region

Major Region	Flaw Category 1	Flaw Category 2	Flaw Category 3
axial weld	circumferential	axial	axial
circumferential weld	circumferential	circumferential	circumferential
plate/forging	circumferential	axial/circumferential*	axial/circumferential*

Flaw Category 1 - surface-breaking flaw

Flaw Category 2 - embedded flaw in the base material between the clad/base interface and $\frac{1}{8}t$

Flaw Category 3 - embedded flaw in the base material between $\frac{1}{8}t$ and $\frac{3}{8}t$

*Flaw Categories 2 and 3 in plates/forgings are equally divided between axial and circumferential orientations

H	FLAWS/FT**2	2.0	6.0	10.0	INFINITY
1	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
2	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
3	.36589E-02	67.450	20.769	3.964	7.017
4	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
5	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
6	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
7	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
8	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
9	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
10	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
11	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000
12	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000

図 2.4.2-1 表面欠陥のデータ一例 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)

⁵⁷ P. T. Williams, T. L. Dickson, and S. Yin. "Fracture Analysis of Vessels - Oak Ridge FAVOR, v04.1, Computer Code : Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations", NUREG/CR-6854, U.S. Nuclear Regulatory Commission, (2004)

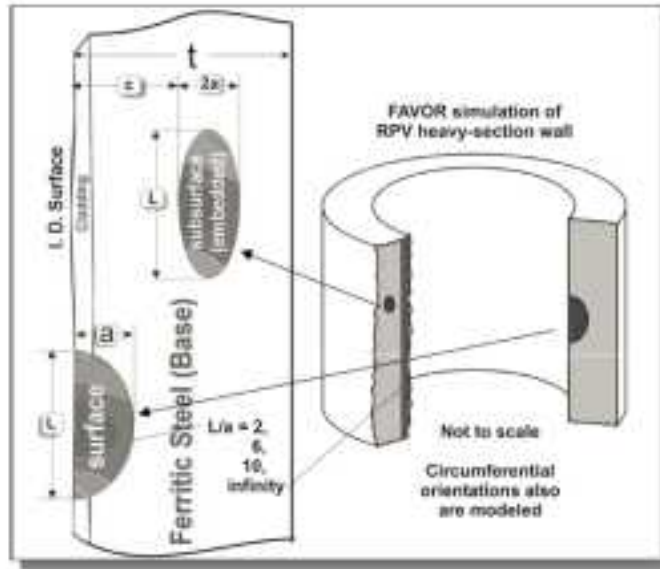


Figure 9-2 Flaw Models in the FAVOR Code

図 2.4.2-2 FAVOR による欠陥の模式図 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)

#	FLAW/PT**1	1.0-1.25	1.25-1.5	1.5-2.0	2.0-3.0	3.0-4.0	4.0-5.0	5.0-6.0	6.0-8.0	8.0-10.0	10.0-15.0	>15.0
1	.17858E+02	46.753	21.849	15.541	9.603	1.711	1.308	1.100	1.717	1.229	1.757	1.340
2	.57442E+01	98.777	8.849	1.220	.277	.233	.189	.090	.103	.043	.029	.005
3	.27423E+00	95.249	5.178	2.924	3.783	3.042	1.521	.615	.637	.188	.045	.007
4	.23320E+00	50.843	13.294	19.420	21.144	9.131	3.942	1.703	1.023	.194	.044	.001
5	.14817E+01	29.892	14.830	22.448	22.893	7.097	2.411	.919	.273	.043	.004	.000
6	.00000E+00	203.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
7	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
8	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
9	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
10	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
11	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
12	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000

図 2.4.2-3 母材部の欠陥データ一例 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)

#	FLAW/PT**2	1.0-1.25	1.25-1.5	1.5-2.0	2.0-3.0	3.0-4.0	4.0-5.0	5.0-6.0	6.0-8.0	8.0-10.0	10.0-15.0	>15.0
1	.40414E+02	2.205	2.232	4.518	6.229	7.322	6.672	6.678	13.568	6.798	14.044	27.633
2	.31174E+01	6.695	6.230	11.238	18.275	13.889	18.504	7.971	11.854	6.153	8.294	2.157
3	.19702E+02	11.925	11.999	19.043	24.877	13.479	7.888	4.194	1.887	1.189	.748	.148
4	.04289E+01	20.384	14.124	22.883	33.709	9.749	4.099	1.744	1.077	.614	.247	.021
5	.24607E+01	36.213	19.981	24.432	33.303	5.558	1.706	.556	.244	.028	.004	.000
6	.10494E+01	36.802	22.971	23.638	13.574	2.482	.514	.219	.037	.011	.004	.000
7	.19720E+02	43.742	24.483	21.487	9.516	1.024	.133	.029	.004	.000	.000	.000
8	.38642E+02	49.001	24.349	19.063	6.225	.438	.034	.003	.000	.000	.000	.000
9	.10093E+02	53.918	24.632	24.738	4.322	.389	.010	.001	.000	.000	.000	.000
10	.17941E+02	56.006	24.354	18.023	3.818	.695	.003	.000	.000	.000	.000	.000
11	.12283E+02	61.029	25.631	22.543	2.709	.648	.003	.000	.000	.000	.000	.000
12	.04287E+03	65.245	22.731	18.724	1.870	.622	.000	.000	.000	.000	.000	.000
13	.07784E+02	68.102	21.728	9.148	1.225	.621	.000	.000	.000	.000	.000	.000
14	.19720E+02	70.887	20.637	7.787	.713	.605	.000	.000	.000	.000	.000	.000
15	.27280E+03	73.436	19.510	6.540	.896	.692	.000	.000	.000	.000	.000	.000
16	.18751E+02	75.755	18.268	5.534	.345	.621	.000	.000	.000	.000	.000	.000
17	.12386E+03	77.869	17.263	4.608	.239	.621	.000	.000	.000	.000	.000	.000
18	.69232E+04	79.003	16.119	3.913	.194	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000
19	.60855E+04	81.547	15.123	3.288	.115	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000
20	.42186E+04	83.177	13.983	2.758	.080	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000
21	.28739E+04	84.447	12.998	2.382	.070	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000
22	.19749E+04	85.868	12.049	1.925	.059	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000
23	.13571E+04	87.213	11.153	1.469	.047	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000
24	.06089E+04	100.000	.000	.000	.000	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000
25	.00000E+00	100.000	.000	.000	.000	.698	.000	.000	.000	.000	.000	.000

図 2.4.2-4 溶接部の欠陥データ一例 (NUREG/CR-6817 Rev.1 から引用)

(2) 鋼材の材質

過年度は、鋼材の材質に関連して、主に国内の公開データに基づいて、標準的入力データとする鋼材中の化学成分の含有量の平均値と標準偏差の事例を示した。ここでは、RPV 炉心領域部を対象とした総合的な健全性評価方法を整備する上で、脆性き裂進展だけではなく、その後の伝播停止等を含めて TWCF を評価する場合に必要となる、鋼材材質の不確かさの考え方について整理を行う。

一般的に、RPV の化学成分や破壊靱性はその表面方向位置、及び深さ方向位置によって異なり、RPV 全体としてはある程度の不確かさを有していると考えられる。ただし、この不確かさを全ての位置に対して計測して、PFM の入力となる分布データの形式として作成することは、非常に困難であると言える。一方で、多数の RPV サンプルを想定し、モンテカルロ法による PFM 解析を行う場合、計算負荷の観点から、複雑な処理を多く組み合わせるのではなく、ある程度合理的な計算手法を適用することも必要となる。

PASCAL3 では、き裂の進展毎に深さ位置が変わるとそれぞれの箇所においてその不確かさを評価することが可能であるが、本事業では図 2.4.2-5 に示すように、ある一つの RPV サンプルにおいては、き裂深さに対して化学成分や破壊靱性のばらつきは同程度とする手法を標準的な解析手法とする。また、ある一つの RPV サンプルでは、き裂進展後においても同一の破壊靱性曲線を適用することとなる。

将来的には、その他の不確かさを有する条件と併せて、その不確かさが TWCF に及ぼす影響を評価して、標準的データ及び解析手法を再検討する場合も考えられる。

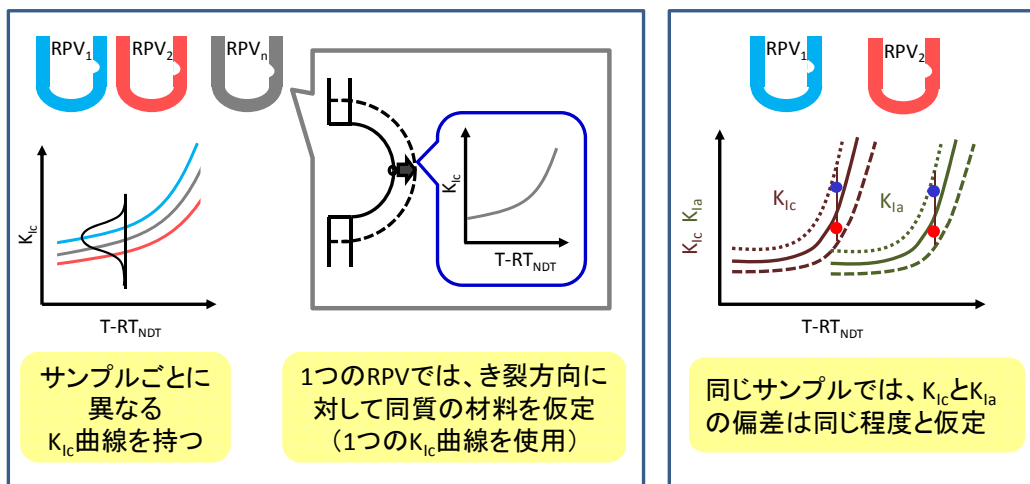


図 2.4.2-5 PASCAL3 を用いた破壊靱性の不確かさの取り扱いの例

(3) 中性子照射量

過年度は、米国再評価プロジェクトにおける中性子照射量の不確かさの取り扱いについて、RPV 毎の相違と、同一 RPV 内における位置による相違の二段階とする手法について整

理した。ここでは、PFM 解析で TWCF を評価する場合に、RPV の幾何形状に起因する中性子照射量の不確かさの考え方について整理を行う。

米国再評価プロジェクトにおける代表プラントの1つである Oconee の RPV 展開図上の溶接部位置と、中性子照射量の分布を図 2.4.2-6 に示す。周方向位置に対して中性子照射量が周期的に変化している。これは RPV 内表面と燃料棒の相対的な位置関係に起因しているものと考えられる。軸方向位置に対しては、燃料棒との距離が近い位置でほぼ一定値を示し、その上限では徐々に小さくなる分布となる。FAVOR では、RPV に対して複数のき裂を想定することができ、このような幾何形状に起因する中性子照射量の分布を考慮できると考えられる。

PASCAL3 においては、RPV に1つのき裂が存在することを想定して、多数の RPV サンプルに対する解析を行うこととなる。その際、1つのき裂に対する中性子照射量の不確かさを考慮することができるが、幾何形状に起因する不確かさは PFM 解析の後処理として実施することとなる。図 2.4.2-7 に、RPV 炉心領域部の周方向に2つのき裂が存在する場合における、PASCAL3 の解析結果を用いた後処理の模式図を示す。き裂が存在する位置における、中性子照射量の平均値が異なると考えられる場合には、それぞれの位置における中性子照射量の平均値及び不確かさを用いて PFM 解析を実施する。その上で、2つのき裂のうち、1つのき裂も貫通に至らない確率を計算し、それを1から減ずることで、RPV が破損しない確率を得る。

より精度の高い評価を行う場合には、想定するき裂の位置に対応して RPV 内の中性子照射量分布から解析に用いる中性子照射量を決定することが望ましいと考えられる。また、上述の手法では、あるき裂が最終的に RPV の破損に支配的な影響を及ぼす場合においても、その他のき裂による RPV 破損の可能性を残すため、定性的には条件によって保守的な評価となる可能性があると考えられる。なお、この中性子照射量分布の評価手法は、後述の健全性評価方法にも関連する。

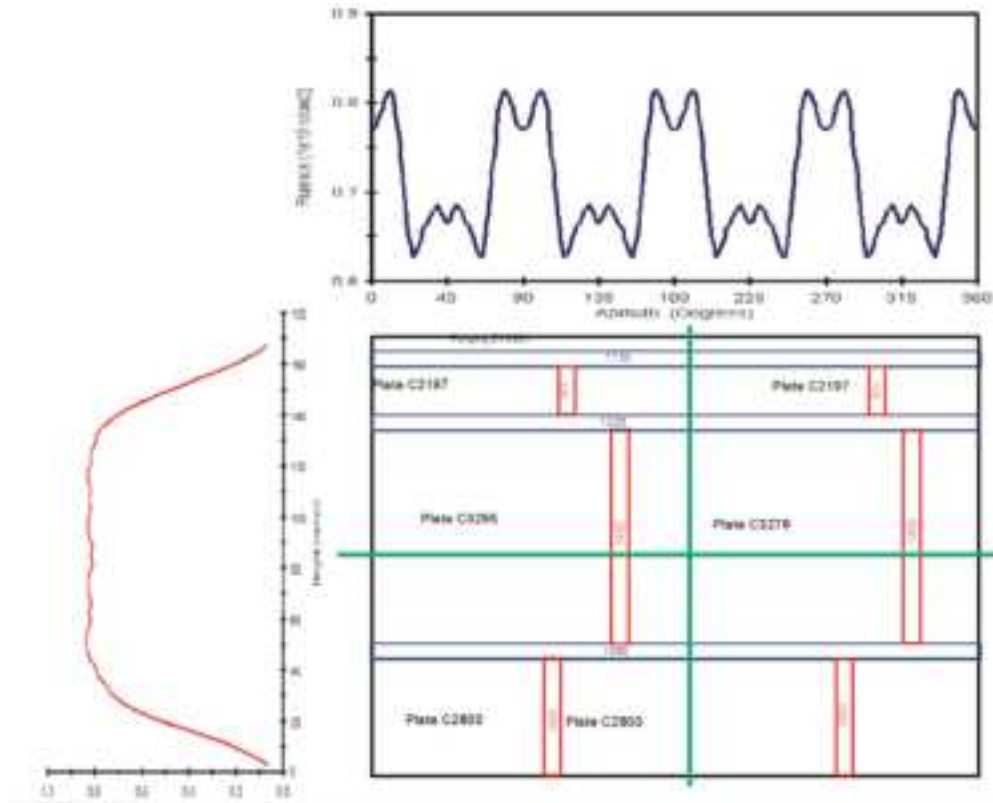


図 2. 4. 2-6 Oconee の RPV 展開図上の溶接部位置及び中性子照射量の分布 (NUREG-1806 から引用)

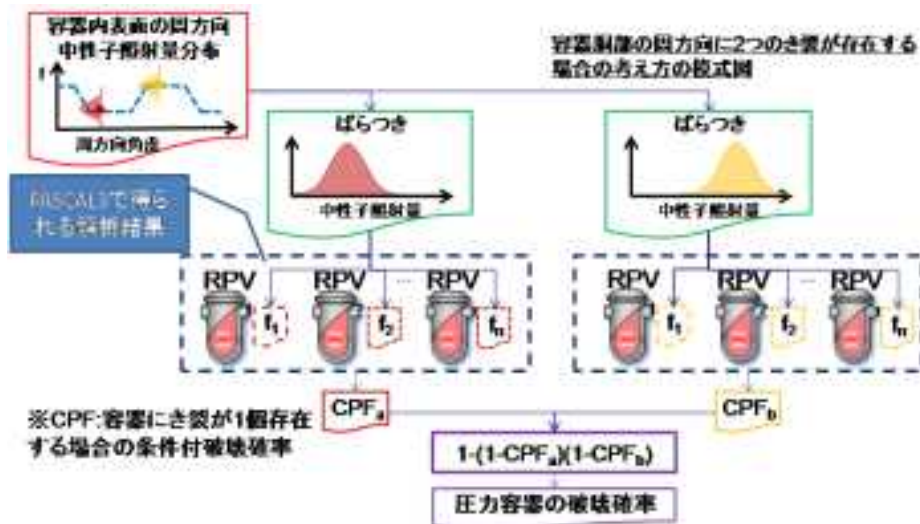


図 2. 4. 2-7 RPV 内の中性子照射量の分布を考慮する場合の模式図

(4) 健全性評価方法

過年度は、PFM 解析を用いた健全性評価のための手法の一部として、FAVOR のき裂進展-成長-停止モデルについて整理した。ここでは、RPV 炉心領域部を対象とした総合的な健全性評価方法の整備のため、1 つのき裂が進展する、あるいは貫通する確率を基にして、複数の欠陥、及び複数の過渡事象を対象とした RPV 炉心領域部に対する TWCF をどのように評価するかについて、FAVOR と PASCAL3 の手法を整理する。

FAVOR のマニュアルによると、多数の RPV サンプルに対する解析を行う際に、各 RPV サンプルに対して、複数のき裂の存在を仮定できる。また、各 RPV サンプルに対して、複数の PTS 事象を考慮して、各 PTS 事象に対する条件付き裂確率等を得ることができる。i 番目の PTS 事象に対して j 番目の RPV サンプルに n_{flaw} 個のき裂が存在した場合に、k 番目のき裂に対する条件付き裂進展確率 $CPI_{(i,j,k)}$ から、i 番目の PTS 事象に対して j 番目の RPV サンプルに対する条件付き裂進展確率 $CPI_{RPV(i,j)}$ を算出するためには、次式が用いられる。

$$\begin{aligned} CPI_{RPV(i,j)} &= 1 - \prod_{k=1}^{n_{flaw}} (1 - CPI_{(i,j,k)}) \\ &= 1 - [(1 - CPI_{(i,j,1)})(1 - CPI_{(i,j,2)}) \dots (1 - CPI_{(i,j,n_{flaw})})] \end{aligned} \quad (2.4.2-1)$$

1 つのき裂も進展しない確率を求め、1 からそれを減ずることにより、RPV サンプルに対する条件付き裂進展確率を算出する。この考え方は、複数のき裂が同時に進展に至る可能性を考慮して、RPV に対する進展確率を評価するものであり、条件付き裂貫通確率の算出方法にも適用していると FAVOR のマニュアルに記載されている。また、PASCAL3 についても、同様の考え方で後処理を行うことにより、複数き裂を有する RPV に対する条件付き裂進展確率、及び条件付き裂貫通確率を算出することができる。

また、FAVOR では j 番目の RPV サンプルに対するき裂進展頻度 $\Phi(I)_{(j)}$ は、i 番目の PTS 事象の発生頻度 $\phi(E)_{(i)}$ と、i 番目の PTS 事象が発生した場合の条件付き裂進展確率 $CPI_{RPV(i,j)}$ を用いて、次式で表される。

$$\Phi(I)_{(j)} = \sum_{i=1}^{N_{TRAN}} \phi(E)_{(i)} CPI_{RPV(i,j)} \quad (2.4.2-2)$$

複数のき裂が同時に進展あるいは貫通に至る可能性は否定できないが、一方で PTS 事象は独立に発生すると仮定すると、上式のように複数の PTS 事象については、各 PTS 事象に対して得られるき裂貫通頻度の総和をとることとなる。

PASCAL3 により得られる条件付き裂進展確率、あるいは条件付き裂貫通確率から、同様の手法を用いてき裂進展頻度、あるいはき裂貫通頻度を算出することが可能である。ただし、FAVOR では各 RPV サンプルにおいて異なる欠陥分布を入力する点が PASCAL3 と異なる。

2.4.3 最新知見の調査

諸外国において、PFM が規制基準に適用されている最も代表的な事例が米国 PTS 再評価プロジェクト及び 10CFR50.61a⁵⁸であると言えるが、米国以外の国や地域における各機関においても決定論的評価を補足することを目的とした PFM の活用方策の検討や、FAVOR を用いた解析事例が公開されている。

(1) 中国における PFM 活用方策検討の事例

中国の Zhejiang University of Technology の Gao らは PTS 時における RPV の健全性評価において、決定論的評価と確率論的評価の相関について検討するため、安全係数を用いた解析を実施し、2013 年の米国機械学会圧力容器・配管部門会議 (American Society of Mechanical Engineers Pressure Vessels and Piping Division Conference, 以下「ASME PVP」という。)においてその成果を発表した (PVP2013-97569)⁵⁹。

決定論解析の結果の事例を図 2.4.3-1 に示す。き裂深さ比を $a/t=0.25$ とし、NRC/EPRI による PTS ベンチマーク問題に使用された過渡事象を用いた場合、応力拡大係数 K_I 曲線に接するような K_{Ic} 曲線を仮定すると RT_{NDT} が 104°C となる。

また、決定論解析による K_I の許容値 $(K_I)_{\text{mean}}$ と K_{Ic} の関係を示す安全係数 n を以下の式で定義する。

$$n(K_I)_{\text{mean}} = K_{Ic} \quad (2.4.3-1)$$

ここで、別途き裂深さ比を Marshall 分布として確率論解析を行い、 K_I を取得する。その上で、 K_I の分布形状を維持しながら、上式の安全係数 n を 1.0 から 2.0 まで変更した場合のとなるよう、 $(K_I)_{\text{mean}}$ をシフトさせて確率論解析を行い、表 2.4.3-1 に示すように n と破損確率の関係を整理した。この事例では、安全係数 n を 1 から 2 とする、すなわち決定論解析における K_I の許容値を半分とすると、破損確率は約 1 オーダー低下する。

論文中では、中国の規制基準の背景について特に触れられてはいないが、将来的な PFM の活用を念頭にその適用性に関する検討が進められていると推察される。

⁵⁸ U.S. Nuclear Regulatory Commission Regulations, “Alternate Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events”, 10, Code of Federal Regulations, Part 50, Section 50.61a, (2010)

⁵⁹ Zengliang Gao, Yuebing Li and Yuebao Lei, “A Comparison Between Probabilistic and Deterministic Fracture Mechanics Assessments of the Structural Integrity of a Reactor Pressure Vessel Subjected to a Pressurized Thermal Shock Transient”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2013-97569, (2013)

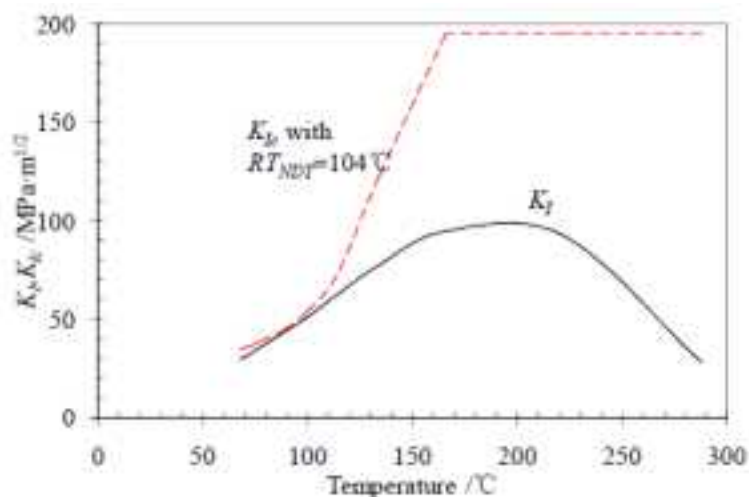


図 2.4.3-1 決定論解析の結果 (PVP2013-97569 から引用)

表 2.4.3-1 安全係数 n と破損確率の関係 (PVP2013-97569 から引用)

Factors //	1.0	1.1	1.2	1.3	1.6	2.0
Failure probability	0.4175	0.3605	0.3025	0.2417	0.1231	0.0402

(2) 台湾における BWR への PFM 適用事例

台湾の Institute of Nuclear Energy Research では、ORNL が開発している PFM 解析コード FAVOR を用いて、台湾 Chinshan 発電所の GE BWR/4 型の RPV を対象とした PFM 解析を継続して実施している。ASME PVP2013 においては、ASME Section XI Appendix G の圧力-温度限界に関する PFM 解析を実施した (PVP2013-97262)⁶⁰。FAVOR の最新のバージョンを用いており、最新知見を活用した実機の健全性評価への適用性検討が目的であると考えられる。Chinshan 発電所は 1978 年に運転を開始し、2018 年までの 40 年間の運転が認可されている。

荷重条件として、起動時及び停止時のそれぞれについて温度変化速度を 3 ケース変更した。起動時の許容圧力の時刻歴を図 2.4.3-2 に示す。また、き裂位置を内表面及び外表面の 2 ケース、破壊靱性曲線を K_{Ia} 及び K_{Ic} の 2 ケースとした。全 CPI に対するき裂位置毎の CPI の割合を表 2.4.3-2 に示す。冷却時は、内表面き裂のみの CPI が示されており、これは内表面の冷却により内表面近傍に引張の熱応力が発生するためである。一方、起動時に

⁶⁰ Hsoun-Wei Chou, Chin-Cheng Huang, Kuan-Rong Huang and Ru-Feng Liu, “Effects of Fracture Toughness Curves of ASME Section XI: Appendix G on a Reactor Pressure Vessel Under Pressure-Temperature Limit Operation”, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2013-97262, (2013)

においては、32EPFY においては外表面き裂、64EPFY 及び 200EPFY においては内表面き裂の CPI が相対的に大きいことが示されている。32EPFY のケースでは CPI の絶対値は低く、脆化が比較的進行していないため、起動時の板厚内の温度変化により外表面近傍に引張の熱応力が発生する影響で、外表面き裂の割合が高い。一方で、64EPFY 及び 200EPFY においては脆化が比較的進行しており、内表面き裂のほうがき裂は進展しやすい、と結論づけている。また、200EPFY においても条件付き裂貫通確率が 10^{-6} を下回っており、健全性は維持される、としている。

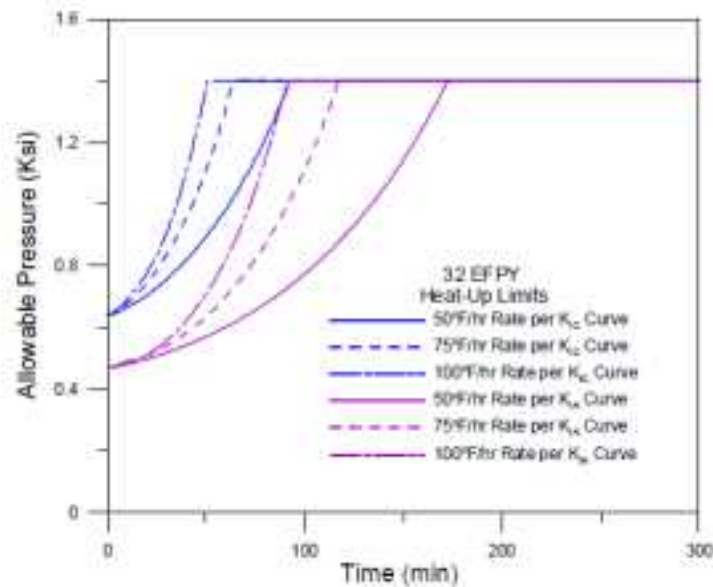


図 2.4.3-2 起動時の許容圧力の時刻歴 (PVP2013-97262 から引用)

表 2.4.3-2 全 CPI に対するき裂位置毎の CPI の割合 (PVP2013-97262 から引用)

P-T limits	Fracture toughness curve	Flaw population	32 EPFY			64 EPFY			200EPFY		
			50°F/hr	75°F/hr	100°F/hr	50°F/hr	75°F/hr	100°F/hr	50°F/hr	75°F/hr	100°F/hr
Cool-down	K_{1C}	Internal	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		External	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	K_{2C}	Internal	0	0	0	0	100	100	100	100	100
		External	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Heat-up	K_{1C}	Internal	0	0	0	100	100	100	100	100	0
		External	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	K_{2C}	Internal	10.51	1.37	0.03	98.80	96.87	92.64	86.32	74.11	55.73
		External	89.49	98.63	99.97	1.20	3.13	7.36	13.18	25.89	44.27

(3) 米国における圧力-温度限界への適用

米国においては起動時及び停止時における圧力-温度限界が、ASME Section XI Appendix

Gに規定されている。一方で、Material Reliability Program（以下、「MRP」という。）において、ASME Section XI Appendix Gの手法に対するオプションとすることを目標として、リスク情報を活用した手法に関して継続して検討を進めている。ASME PVPにおいても成果が公開されているが、最新の情報としては、NRCのPublic Meetingの資料が公開されている⁶¹。

この内容についてはNRCも検討をしており、き裂深さ比が1/4Tとした場合よりも、肉盛溶接部を超える程度の浅いき裂を仮定した場合のほうが、図2.4.3-3に例示するように条件付き裂貫通確率が高くなる事例について指摘している。

一方で、MRPは運転時の制限はプラント固有のものであり、Appendix Gの圧力-温度制限は制約の1つであると考え、個々のプラントの条件を用いてPFM解析を実施した。Westinghouse社製RPV相当の個別条件を適用したPFM解析結果を図2.4.3-4に示す。浅い表面き裂を仮定した場合においても、条件付き裂貫通確率が 10^{-6} より小さくなるよう、リスク情報を活用した圧力-温度限界について検討を進めるとしている。

(2)の解析例と合わせて、圧力-温度制限に対するPFMの適用は、BWRを対象とした確率論的手法による健全性評価方法として、重要な先行事例と考えられる。PASCAL3でも、本解析は可能であることから、今後検討を進めていく必要がある。

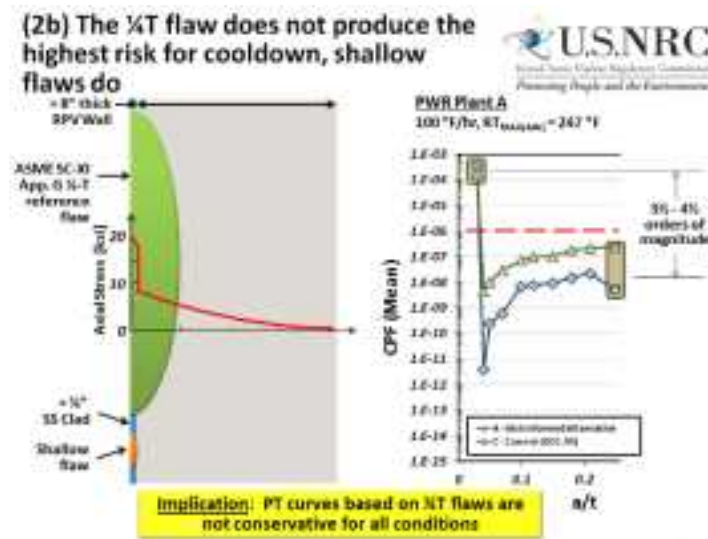


図 2.4.3-3 深さ 1/4T のき裂及び浅いき裂の進展確率
(NRC Public Meeting 資料から引用)

⁶¹ <http://pbadupws.nrc.gov/docs/ML1334/ML13340A047.pdf>

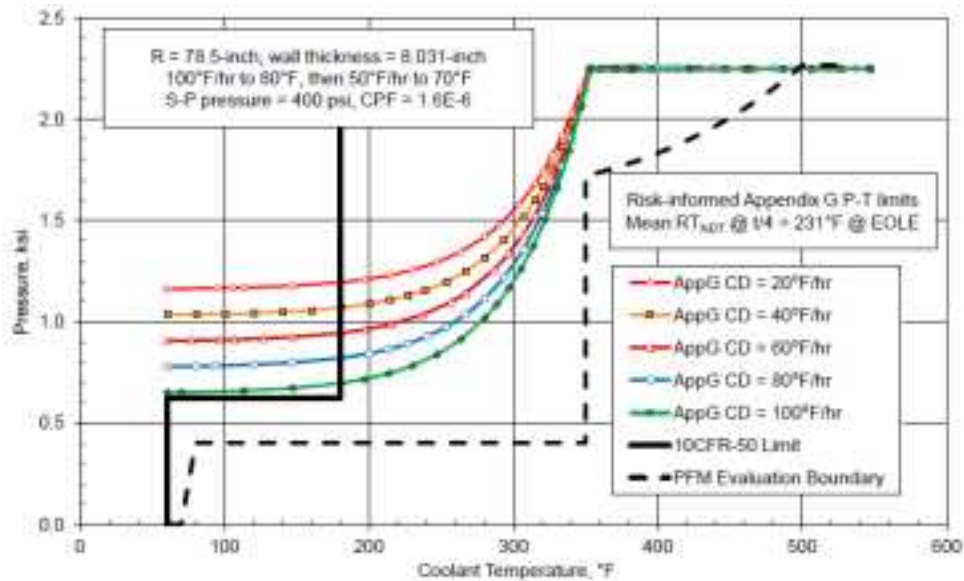


図 2.4.3-4 Westinghouse 社製 RPV 相当の個別条件を適用した PFM 解析結果 (NRC Public Meeting 資料から引用)

2.4.4 感度解析

過年度は、荷重条件における熱伝達係数、き裂進展後の停止、過渡事象の発生頻度を考慮したき裂進展頻度 (Crack Initiation Frequency, 以下「CIF」という。) 及び TWCF について着目して感度解析の条件を設定した。

ここでは、米国 PTS 再評価プロジェクトで使用されたデータと同様の考え方で作成された具体的な欠陥データを用いて、欠陥データに関わる感度解析を行う。解析コードには過年度に選定した PASCAL3 を用いる。

(1) 欠陥データを踏まえた PASCAL3 のき裂に関わる入力データの整備

NUREG/CR-6817 Rev.1 では、前述の通り表面欠陥、溶接部の内部欠陥、母材部の内部欠陥の欠陥データ事例が示されている。本解析では、過年度の感度解析において、溶接部の初期 RT_{NDT} が -50°C と低い場合には、条件付き裂貫通確率が非常に小さくなることが示された。そのため、ここでは表面欠陥及び母材部の内部欠陥を対象とする。本解析で対象とするモデル RPV の寸法を表 2.4.4-1 に示す。

NUREG/CR-6817 Rev.1 に示される表面欠陥データ例を参考に、PASCAL3 の入力となる表面き裂の条件を設定する。表 2.4.4-2 に表面き裂の入力条件を示す。FAVOR の表面欠陥データの作成の考え方に従うと、表面き裂は肉盛溶接が 1 層盛の場合のみ仮定して、その方向は肉盛溶接施工の方向と同一となる。また、き裂深さは肉盛溶接の厚さをわずかに超える

程度としている。さらに、過年度の専門家会合において、国内の PWR の RPV の肉盛溶接は、周方向の 1 層盛である旨の説明があった。そのため、き裂方向は周方向とし、き裂深さは肉盛溶接の厚さ 5mm を超える 6mm とする。NUREG/CR-6817 Rev. 1 において、欠陥アスペクト比は欠陥全深さ a に対する全長 L として表記されており、表面欠陥データ例においては、2, 6, 10 と無限大が与えられている。本解析では、き裂深さを 6mm とし、き裂深さに対する全長を 2, 6, 10, 20 とし、初期き裂寸法を固定した解析を計 4 ケース行う。き裂個数は 2 個とする。これは表面欠陥データのき裂密度に表 2.4.4-1 に示す寸法を用いて得られる肉盛溶接部の内表面の面積を乗じて得られる。

内部き裂の入力条件を表 2.4.4-3 に示す。き裂の方向は周方向及び軸方向とする。内部き裂の寸法及び個数を表 2.4.4-4 に示す。内部き裂の寸法は、楕円形状の板厚方向の長さをき裂全深さ $2a$ とし、その法線方向がき裂全長 L となり、き裂アスペクト比はき裂全深さに対するき裂全長となる。図 2.4.2-3 に示した板厚に対するき裂深さ a の比は、欠陥分布作成コード VFLAW の入力とされた板厚に対するものであるため、板厚を 219mm としき裂深さを決定する。また、図 2.4.2-3 に示したき裂アスペクト比は幅を有する値として与えられるが、本解析では与えられる上下限の平均値として、き裂アスペクト比を固定する。表 2.4.4-4 に示す通り、き裂深さ 5 ケース、き裂アスペクト比を 11 ケース、き裂方向 2 ケースの計 110 ケースの解析を行う。初期き裂位置は、板厚 t とし内表面から $1/8t$ とする。き裂個数は、内部欠陥データのき裂密度に、表 2.4.4-1 に示す寸法を用いて母材体積の $3/8$ を乗じて得られる。これは、 $3/8t$ より外表面に近い内部き裂はほとんどき裂貫通に影響しない、という FAVOR の過去の知見を参考とする。

表 2.4.4-1 モデル RPV の寸法

項目	内容
内半径*	2000mm
母材厚さ	200mm
肉盛溶接厚さ	5mm
RPV 炉心領域部高さ	4000mm

*母材表面まで

表 2.4.4-2 表面き裂 入力条件

項目	内容
き裂種類	表面半楕円き裂
き裂方向	周方向
き裂深さ	6mm
き裂アスペクト比 (き裂深さに対するき裂全長)	2, 6, 10, 20 (NUREG/CR-6817 Rev. 1 の表面欠陥データを参考)
き裂個数	2.0 個/RPV (NUREG/CR-6817 Rev. 1 の表面欠陥データを参考)

表 2.4.4-3 母材部 内部き裂 入力条件

項目	内容
き裂種類	内部楕円き裂
き裂方向	周方向及び軸方向
き裂深さ	表 2.4.4-4 NUREG/CR-6817 Rev. 1 の表面欠陥データを参考
き裂アスペクト比 (き裂全深さに対するき裂全長)	
き裂個数	
き裂位置	内表面から 1/8t

表 2.4.4-4 溶接部 内部き裂 寸法及び個数

a [mm]	2.19	4.38	6.57	8.76	10.95
き裂個数 [個/RPV]	2.45×10^3	8.03×10^2	3.55×10^1	3.26	1.96
c [mm]	2.46	4.93	7.39	9.86	12.32
	3.01	6.02	9.03	12.05	15.06
	3.83	7.67	11.50	15.33	19.16
	5.48	10.95	16.43	21.90	27.38
	7.67	15.33	23.00	30.66	38.33
	9.86	19.71	29.57	39.42	49.28
	12.05	24.09	36.14	48.18	60.23
	15.33	30.66	45.99	61.32	76.65
	19.71	39.42	59.13	78.84	98.55
	27.38	54.75	82.13	109.50	136.88
43.80	87.60	131.40	175.20	219.00	

(2) 解析条件

初期き裂以外の解析条件を表 2.4.4-5 に示す。過渡事象は小破断 LOCA (以下、「SBLOCA」という。)、大破断 LOCA (以下、「LBLOCA」という。)、主蒸気管破断事故 (以下、「MSLB」という。)、一次系の弁の開固着 (以下、「S0」という。) の 4 つとする。SBLOCA、LBLOCA、MSLB については発電技検報告書⁶²のデータを参考とした。また、S0 については米国再評価プロジェクトにおいて Beaver Valley プラントを対象に実施した PFM 解析において、複数存在する S0 の過渡事象の中で、最も TWCF への影響が高いものを選択した。各過渡事象の温度分布及び応力分布の詳細は別途示す。各過渡事象の発生頻度は米国再評価プロジェクトのデータを参考とした。米国再評価プロジェクトにおいては、過渡事象の種類を細分化して評価しているが、LBLOCA、MBLOCA、SBLOCA、MSLB 等のように大枠で分類されて示されている発生頻度を使用した。なお、発電技検報告書に示されている SBLOCA 及び LBLOCA の破断口径と、米国再評価プロジェクトのそれでは必ずしも一致しないと推察される。

その他の条件の多くは過年度及び今年度に標準的入力データ、あるいは標準的解析手法として選定されているものである。ただし、一部今後も再検討が必要であるものと、検討が未着手のものがある。高温予荷重効果については、次年度以降に検討及び議論が必要であると考えられるが、本解析では、現状 PASCAL3 に実装されている、「 K_I が K_{Ic} より大きく

⁶² 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)

ても、過去の最大の K_I より小さい場合は進展しない」という機能を暫定的に適用することとした。

表 2.4.4-5 解析条件

項目	内容
PTS 事象	LBLOCA : 7.1×10^{-6} [回/炉年] SBLOCA : 5.9×10^{-4} [回/炉年] MSLB : 2.2×10^{-3} [回/炉年] SO : 9.9×10^{-4} [回/炉年]
高速中性子照射量	平均値 : 1×10^{20} n/cm ² , E>1MeV 標準偏差 : 平均値の 0.131 倍
化学成分	母材相当 Cu 平均値 0.16%, 標準偏差 0.01% Ni 平均値 0.61%, 標準偏差 0.02%
脆化予測法	JEAC4201-2007 (標準偏差 10°C)
初期 RT _{NDT}	平均値 0°C, 標準偏差 9.4°C
破壊靱性評価式	国内ワイブル分布型曲線
き裂伝播停止靱性評価式	ORNL ワイブル分布型
高温予荷重効果	考慮する
き裂進展後の形状	周方向き裂 : 全周き裂 軸方向き裂 : 軸方向に長いき裂
応力拡大係数	表面半楕円き裂 : RCC-M の式 内部楕円き裂、全周き裂、軸方向に長いき裂 : JSME 維持規格の式

(3) 解析結果

表面き裂については、き裂深さ 1 ケース、き裂アスペクト比 4 ケース、過渡事象 4 ケースの計 16 ケースの解析結果が得られる。ここで、図 2.4.2-1 に示すように、き裂アスペクト比に対する存在確率の 100 分率が与えられているため、以下の式で、i 番目の過渡事象に対するき裂貫通確率を計算する。

$$CPF_{SC,i} = \sum_{k=1}^{IASP_{SC}} (R_k \times CPF_{SC,i,k}) \quad (2.4.4-1)$$

$CPF_{SC,i}$: i 番目の過渡事象に対する表面き裂の条件付きき裂貫通確率

$IASP_{SC}$: 表面き裂のアスペクト比数 (=4)

R_k : k 番目のき裂アスペクト比のき裂の存在確率
 $CPF_{SC,i,k}$: i 番目の過渡事象、k 番目のき裂アスペクト比に対する表面き裂の条件付き裂貫通確率

次に、き裂個数を考慮して、i 番目の過渡事象に対する RPV 全体に対する表面き裂の条件付き裂貫通確率を算出する。

$$CPF_{SC,RPV,i} = 1 - (1 - CPF_{SC,i})^{NCRACK_{SC}} \quad (2.4.4-2)$$

$CPF_{SC,RPV,i}$: i 番目の過渡事象に対する RPV 全体に対する表面き裂の条件付き裂貫通確率
 $NCRACK_{SC}$: 表面き裂の個数

さらに、過渡事象に対して総和をとることにより、TWCF を算出する。

$$TWCF_{SC,RPV} = \sum_{i=1}^{NTRAN} (\phi_i \times CPF_{SC,RPV,i}) \quad (2.4.4-3)$$

$TWCF_{SC,RPV}$: 表面き裂の TWCF
 ϕ_i : i 番目の過渡事象の発生頻度
 $NTRAN$: 過渡事象の数 (=4)

内部き裂についても、ほぼ同様の流れでき裂貫通頻度を算出する。き裂深さ 5 ケース、き裂アスペクト比 11 ケース、き裂方向 2 ケース、過渡事象 4 ケースの計 440 ケースの解析結果が得られる。表面き裂と同様に図 2.4.2-3 にき裂アスペクト比に対する存在確率の 100 分率が与えられているため、以下の式で、軸方向き裂の i 番目の過渡事象、j 番目のき裂深さに対するき裂貫通確率を計算する。

$$CPF_{EC,axial,i,j} = \sum_{k=1}^{IASP_{EC}} (R_{j,k} \times CPF_{EC,axial,i,j,k}) \quad (2.4.4-4)$$

$CPF_{EC,axial,i,j}$: i 番目の過渡事象、j 番目のき裂深さに対する軸方向内部き裂の条件付き裂貫通確率
 $IASP_{EC}$: 表面き裂のアスペクト比数 (=11)
 $R_{j,k}$: j 番目のき裂深さ、k 番目のき裂アスペクト比のき裂の存在確率
 $CPF_{EC,axial,i,j,k}$: i 番目の過渡事象、j 番目のき裂深さ、k 番目のき裂アスペクト比に対する軸方向内部き裂の条件付き裂貫通確率

次に、き裂個数を考慮して、i 番目の過渡事象、j 番目のき裂深さに対する軸方向内部き裂の条件付き裂貫通確率を算出する。

$$CPF_{EC,RPV,axial,i,j} = 1 - (1 - CPF_{EC,axial,i,j})^{NCRACK_{EC,j}} \quad (2.4.4-5)$$

$CPF_{EC,RPV,axial,i,j}$: i 番目の過渡事象、j 番目のき裂深さに対する軸方向内部き裂の条件付き裂貫通確率

$NCRACK_{EC,j}$: j 番目のき裂深さに対する内部き裂の個数

さらに、過渡事象に対して総和をとることにより、j 番目のき裂深さに対する軸方向内部き裂の TWCF を算出する。

$$TWCF_{EC,RPV,axial,j} = \sum_{i=1}^{NTRAN} (\phi_i \times CPF_{EC,RPV,axial,i,j}) \quad (2.4.4-6)$$

$TWCF_{EC,RPV,axial,j}$: j 番目のき裂深さに対する軸方向内部き裂の TWCF

ϕ_i : i 番目の過渡事象の発生頻度

$NTRAN$: 過渡事象の数 (=4)

き裂深さに対して総和をとるとともに、同様の手順で周方向内部き裂の TWCF を算出し、軸方向及び周方向の寄与度がそれぞれ 0.5 と仮定して内部き裂の TWCF を算出する。

$$TWCF_{EC,RPV} = 0.5 \times \sum_{j=1}^{NECA} (TWCF_{EC,RPV,axial,j}) + 0.5 \times \sum_{j=1}^{NECA} (TWCF_{EC,RPV,circ,j}) \quad (2.4.4-7)$$

$TWCF_{EC,RPV}$: 内部き裂の TWCF

$NECA$: 内部き裂のき裂深さ個数 (=5)

表面き裂の TWCF と内部き裂の TWCF の和を RPV の TWCF とする。

$$TWCF_{RPV} = TWCF_{SC,RPV} + TWCF_{EC,RPV} \quad (2.4.4-8)$$

解析結果を表 2.4.4-6 に示す。本解析条件を用いると、表面き裂では S0 のみき裂貫通に至るという結果が得られ、S0 以外の過渡事象では今回のサンプリング数ではき裂を貫通するものはなかった。また、内部き裂についてはいずれの過渡事象においてもき裂貫通に至るが、MSLB の TWCF が最も高くなる。なお、内部き裂の場合、き裂方向を軸方向とした場合のみき裂貫通に至るという結果が得られた。

表 2.4.4-6 解析結果

過渡事象	TWCF [回/炉年]	
	表面き裂	内部き裂
LBLOCA	<<0.0	3.7×10^{-10}
SBLOCA	<<0.0	2.9×10^{-8}
MSLB	<<0.0	3.5×10^{-7}
S0	8.4×10^{-8}	5.1×10^{-9}
小計 (き裂種類毎)	8.4×10^{-8}	3.8×10^{-7}
合計	4.7×10^{-7}	

“<<0.0” は今回のサンプリング数ではき裂貫通なし

(4) 代表パラメータの感度

主にき裂及び過渡事象の条件を変更した場合の TWCF の変化を表 2.4.4-7 に示す。条件適用前の全 TWCF 4.7×10^{-7} 回/炉年に対する割合を併せて示す。

得られる主な知見は次の通りである。表面き裂が存在しないと仮定すると、条件適用前に対して TWCF は 82% となる。表面き裂に加えて、4.38mm よりも大きい内部き裂が存在しないと仮定すると、TWCF は 8% に低下する。これは、検査で表面き裂が確認されていないことから実際にも表面き裂が存在せず、また検査により 4 mm 程度以上の大きさの内部き裂は検出可能であると考えた場合に対応するものである。過渡事象については、S0 を除外した場合の TWCF は条件適用前のその 81% である。今回の解析条件の場合、条件適用前の TWCF に対する寄与度は、初期き裂を内部き裂として、過渡事象を MSLB とした場合のものが最も高かった。そのため、過渡事象に関する条件を変更したときの TWCF への影響は限定的である。

このように、米国の欠陥データ、及び過渡事象の頻度等を参考として TWCF を算出するとともに、代表的なパラメータの感度を例示することができた。TWCF の絶対値やパラメータの感度については、解析条件によって異なるため、標準的入力データ及び標準的解析機能を選定する過程で必要に応じて感度解析を行い、TWCF に対する影響を確認することが重要である。

表 2.4.4-7 TWCF に対する代表パラメータの感度

条件	き裂貫通頻度 [/年]	条件適用前に対する割合 [%]
表面き裂なし	3.8×10^{-7}	82
内部き裂のみ 密度 1/10	1.2×10^{-7}	26
6.57mm より大きい内部き裂なし	2.7×10^{-7}	57
表面き裂 及び 4.38mm より大きい内部き裂なし	3.9×10^{-8}	8
LBLOCA 除外	4.7×10^{-7}	100
SO 除外	3.8×10^{-7}	81

(5) 条件の保守性及び不確定性

ここで示した感度解析結果は一事例であり、用いている解析データ及び手法については、まだ専門家会合で議論がされていない項目がある他、不確定性あるいは保守性が含まれており、今後検討の余地があると考えられる。

定性的に、不確定性あるいは保守性があると見込まれ、引き続き検討が必要と考えられる主な項目を以下に列記する。

- ✓ 欠陥分布
 - 米国の欠陥分布データの根拠
 - 計 1000 個の欠陥分布データのうちの欠陥分布データの使用
 - 内部き裂の板厚方向位置
 - き裂の合体の考慮の有無
 - 供用前検査等の効果の反映の有無
- ✓ 過渡事象
 - 過渡事象データ作成のための熱水力解析のモデル
 - 過渡事象データ作成のための熱水力解析における熱伝達係数の設定
 - 過渡事象の発生頻度
- ✓ 応力拡大係数
 - 弾性解析による応力分布の適用
- ✓ 破壊靱性及びき裂伝播停止靱性
 - 国内鋼材データ（高温側のデータ数が相対的に少ない）に基づくワイブル分布型破壊靱性曲線の適用
 - 米国 ORNL のワイブル分布型き裂伝播停止靱性曲線の適用

- ✓ 健全性評価
 - 高温予荷重効果
 - き裂進展後のき裂種類の切り替え
 - 1 き裂に対する条件付確率から複数き裂に対する条件付確率への変換
- ✓ その他
 - 幾何形状に起因する中性子照射量の分布

2.5 確率論的評価手法の標準化に関する調査

2.5.1 PFM 解析の標準に関する指針案

過年度は、PFM 解析の標準に関する指針案の作成に向けて、専門家会合を設置するとともに、JEAC4201-2007 附属書 C との対応に着目して、指針案において対象とする範囲と指針案に含まれる項目案について検討を行った。

今年度は指針案作成の検討プロセスを明確化するとともに、要求や解説として指針案に含まれるべき具体的な文言について検討を行った。また、過年度と同様に専門家会合を設置し（後述：3.1 専門部会の開催）、指針案を作成する上で専門家会合における議論の内容を反映した。なお、指針案という名称は例えば「標準的解析要領」等に改めることを今後検討する。

(1) 検討過程

指針案に含まれるべき内容は、RPV を対象として PFM 解析を行う場合の標準的解析要領であるため、PFM 解析を行うためのデータ、及び解析手法に関する項目が、最低限盛り込まれている必要がある。

本事業では PASCAL3 を代表コードとして選定しており、PASCAL3 を用いて TWCF を算出するための全体のフローを作成して、指針案に盛り込まれるべきデータ及び解析手法を明確化するための材料とした。全体のフロー図を図 2.5.1-1 に示す。

また、指針案に記載される内容は、要求される一般的・基本的な手法や考え方であり、指針案を参照して PFM 解析を実施する解析者の判断や選択の自由が一部含まれるべきである。一方で、本事業では PASCAL3 を用いた確率論的評価の活用方策を例示することを目的に、具体的な解析事例を作成するため、本事業での標準的入力データと解析機能を整備・選定する必要がある。必ずしも全ての内容を指針案の要求とするわけではなく、両者を区別して整理する。例えば、初期 RT_{NDT} を事例に挙げると、本事業では国内のモデル RPV を仮定して解析を行うため、何らかの代表的な初期 RT_{NDT} データを参照するが、本事業とは別に固有のプラントを評価する場合には、そのプラントの具体的な初期 RT_{NDT} の数値を入手し、それを入力とすることが本来の姿であると言える。

指針案に記載されるべきデータ及び手法と、本事業で使用するデータ及び手法の両方について、専門家会合において過年度と同様に議論を行った。議論の内容は PASCAL3 を用いて TWCF を算出するための全体のフローと併せて一覧できるようにし、指針案の作成に資するとともに、後述するように標準的入力データと解析手法の検討プロセスを明確化するために活用した。

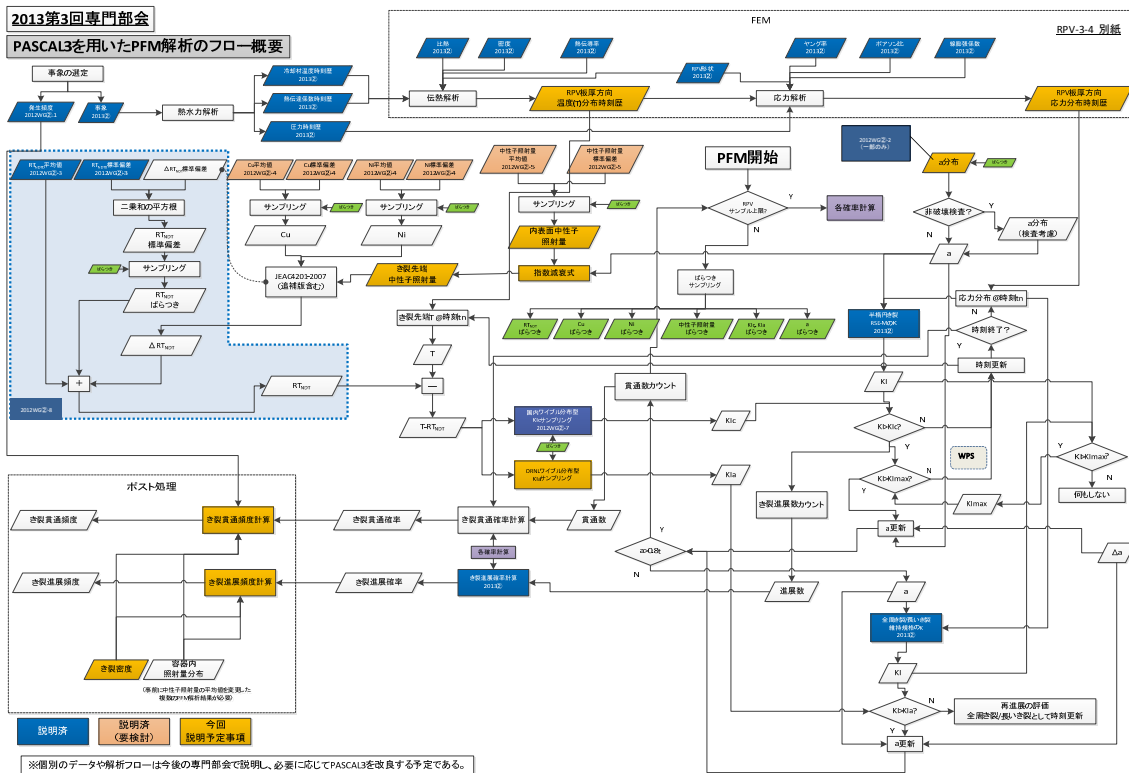


図 2.5.1-1 PASCAL3 を用いて TWCF を算出するための全体のフロー
(2013 年度第 3 回専門家会合資料より)

(2) PFM 解析の標準に関する指針案

指針案を以下に示す。なお、現状では、指針による要求事項と、それに対する補足事項の両者を含めて記載している。

1. 一般事項

1.1 適用範囲

本要領は、軽水減速軽水冷却型原子力発電所の原子炉圧力容器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標準的な要領について定めるものである。

許容基準は、性能目標等に基づき別途定められるものであり、本要領には含まれない。

確率論的破壊力学解析手法を用いることにより、健全性評価上必要となる因子の不確かさを考慮して、非延性き裂進展開始後のき裂伝播停止を含めて、き裂が原子炉圧力容器板厚を貫通し、その耐圧機能を喪失する確率を求める。

決定論的に非延性き裂進展を防止するための健全性評価手法である JEAC206-2007 附属書 C を基本とすることにより、可能な限り決定論と確率論に基づく評価結果の解釈を

可能とした。

不確かさを有する項目については、最適評価に基づき確率分布としてモデル化し取り扱う。

最適評価が困難な場合には、保守側の評価を行う。

いずれの場合も、その根拠を明確にする。

1.2 対象となる機器

原子炉圧力容器炉心領域部を対象とする。

当面は加圧水型原子炉圧力容器の炉心領域部を対象とした供用状態 C 及び D における健全性評価を対象とする。

2 PTS 状態遷移曲線の設定

2.1 事象の選定

評価対象プラントにおける脆性き裂進展に伴うき裂貫通頻度を評価する上で、適切な事象を選定する。

選定された事象に対して、RPV の炉心領域部での 1 次冷却材温度、圧力及び流量の過渡について評価する。

2.2 温度分布の時刻歴

RPV の炉心領域部での 1 次冷却材温度、圧力及び流量の過渡から、RPV の板厚における温度分布を評価する。

2.3 応力分布の時刻歴

RPV の炉心領域部での 1 次冷却材温度、圧力及び流量の過渡から、RPV の板厚における応力分布を評価する。

突合せ溶接及びクラッドの残留応力についても考慮する。

2.4 想定欠陥

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

米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて適用された欠陥分布を参考にしてもよい。

供用前、供用期間中検査（及び特別点検）の結果を反映してもよい。

2.5 応力拡大係数 K_I

想定する RPV の幾何形状、想定する応力分布、想定するき裂種類を踏まえて、応力拡大係数 K_I を評価する。

き裂進展に伴って、き裂形状が変化する場合においても正しく評価できること。

使用する K_I 算出式は、すでに規格等で使用が認められていることが望ましい。

3 破壊靱性遷移曲線等の設定

3.1 中性子照射量

評価時期に対応した中性子照射量を設定する。

き裂先端の中性子照射量を設定する上で、板厚方向の減衰を考慮してもよい。

3.2 化学成分

評価対象プラントに対して、適切な化学成分を設定する。

材料のミルシート値または監視試験片の分析値を平均値として扱う。

3.3 RT_{NDT}

評価対象プラントに対して、適切な初期 RT_{NDT} を設定する。

原則として、脆化予測法は JEAC4201-2007（最新版を含む）に従う。

最新知見に基づく予測評価も行い、その影響を評価することが望ましい。

3.4 K_{Ic} の評価

評価対象プラントに対して、適切な K_{Ia} 曲線を設定する。

国産の鋼材に対する K_{Ia} 曲線を使用することが望ましい。

米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて適用された K_{Ia} 曲線を参考にしてもよい。

4 健全性評価

4.1 き裂進展

K_I が K_{Ic} を超える場合に、き裂進展と判定する。

き裂進展に及ぼす高温予荷重効果については、その評価法を明示した上で、その効果を考慮した評価も行うことが望ましい。

4.2 き裂伝播停止

き裂進展開始後、 K_I が K_{Ia} を下回る場合に、き裂伝播停止と判定する。

時間の経過に伴って、再度 K_I が K_{Ia} を超える場合には、き裂は進展を開始することとする。

4.3 き裂貫通

き裂が板厚の 75% に達した状態、あるいは RPV が破損するような状態となり、1 次冷却材が漏えいする状態をき裂貫通として評価する。

4.4 条件付きき裂進展確率

ある事象の発生時において、1 つのき裂が進展開始する確率を、条件付きき裂進展確率として評価する。

4.5 条件付きき裂貫通確率

ある事象の発生時において、1 つのき裂が貫通する確率を、条件付きき裂貫通確率として評価する。

4.6 過渡事象の発生頻度

選定された事象の発生頻度を評価する。

国内類似プラント相当の発生頻度があればそれを適用してもよい。

また、米国 PTS 再評価プロジェクトにおいて適用された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。

4.7 き裂貫通頻度

条件付きき裂貫通確率に対してき裂の個数を考慮した上で、その事象の発生頻度を乗じ

て、き裂貫通頻度を評価する。

これを選定された全ての事象に対して総和をとることにより、評価対象プラントのき裂貫通頻度として評価する。

5 解析手法

5.1 条件付き裂進展確率・条件付き裂貫通確率の解析手法

モンテカルロ法、FORM、SORM 等の手法を用いて、条件付き裂進展確率及び条件付き裂貫通確率を評価する。

解析コードを用いる場合は、その信頼性確認が実施されているコードを用いること。

解析コードの信頼性確認方法については、別途定める。

(3) 今後の課題

上述の指針案に関する今後の課題を以下に列記する。

- ✓ 要求事項と解説として区別すべき補足事項が混在しているため、これらを分類して、必要に応じて解説として別途まとめる。
- ✓ 解析コードの信頼性確認方法に関する内容を別途まとめる。
- ✓ 専門家会合で十分に議論できていない事項について今後継続して議論を行い、その内容を見直す。

2.5.2 標準的入力データと解析手法

過年度は、標準的入力データと解析手法の整備に関する全体方針を決定するとともに、代表的な項目についてその根拠を整理し、専門家会合で議論を行った。その結果、本事業での使用に関する合意が得られた項目と、再度見直すべき項目に分類した。

今年度は、指針案作成と同様に、標準的入力データと解析手法の検討プロセスを明確化した他、過年度と同様に必要な項目について根拠の整理を行った。

(1) 検討プロセスの明確化

前述の通り、指針案の作成のため、図 2.5.1-1 に示した PASCAL3 を用いて TWCF を算出するための全体のフローを作成した。このフロー図において、専門家会合において合意が得られた項目、再度見直すべき項目、検討が未着手の項目に分類することにより、標準的入力データ及び解析手法の検討プロセスを明確化した。

今年度に専門家会合において議論を行った項目と本事業での方針を表 2.5.2-1 に示す。これらの内容を標準的入力データと標準的解析条件に分類して、代表的な成果を示す。

表 2.5.2-1 今年度の専門家会合における標準的入力データ及び解析機能の項目

	項目	本事業
第2回 専門家 会合	荷重条件 (水温・内圧の時刻歴)	LBLOCA, SBLOCA, MSLB は発電技検報告書 S0 は米国 Beaver Valley のデータ
	き裂進展評価点と進展後の形状	表面き裂：最深点 内部き裂：内表面側 進展後は軸方向に長いき裂、 あるいは全周き裂
	応力拡大係数	RCC-M の式 (半楕円き裂) JSME 維持規格の式 (半楕円き裂以外)
	K_{Ic} と K_{Ia} のばらつきの相関	ばらつきに相関あり
第3回 専門家 会合	複数き裂・複数過渡事象の評価	き裂が1つも進展しない確率から、RPV の進展 確率を算出 全き裂貫通頻度は、過渡事象毎のき裂貫通頻 度の総和
	脆化予測法	JEAC4201-2007 (標準的入力データを用いた場合 RT_{NDT} のばら つきの検討)
	き裂伝播停止靱性	ORNL ワイブル型
	中性子照射量の減衰	指数減衰

(2) 標準的入力データ

1) 過渡事象

過渡事象は SBLOCA、LBLOCA、MSLB、S0 の4種類とする。前述の通り、SBLOCA、LBLOCA、MSLB については発電技検報告書のデータを参考とした。また、S0 については米国再評価プロジェクトにおいて Beaver Valley プラントを対象に実施した PFM 解析において、複数存在する S0 の過渡事象の中で、最も TWCF への影響が高いものを選択した。内圧及び水温の時刻歴を図 2.5.2-1 に示す。

SBLOCA、LBLOCA、MSLB の熱伝達係数の時刻歴は発電技検報告書には具体的には示されておらず、その範囲のみ与えられている。ここでは、急な冷却に伴う熱応力の発生と、破壊靱性の低下を保守側の評価として想定し、与えられている熱伝達係数の幅の上限値で事象中一定と仮定する。SBLOCA、LBLOCA、MSLB の熱伝達係数について表 2.5.2-2 に示す。S0 の熱伝達係数を図 2.5.2-2 に示す。このデータは、米国再評価プロジェクトにおいて Beaver Valley プラントの熱水力解析の結果得られたものである。

FEMにより得られる板厚内の温度分布、軸方向応力分布、周方向応力分布をそれぞれ図 2.5.2-3、図 2.5.2-4、図 2.5.2-5 に示す。これらのデータを PASCAL3 の入力とする。

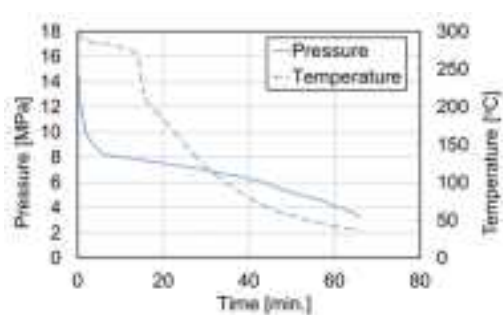
2) RT_{NDT} のばらつき

過年度に、脆化予測法については JEAC4201-2007⁶³ の評価法を適用することとした。ここでは、初期 RT_{NDT} 、化学成分、中性子照射量等をばらつかせた場合に、 RT_{NDT} がどの程度のばらつきを有するかを確認する。

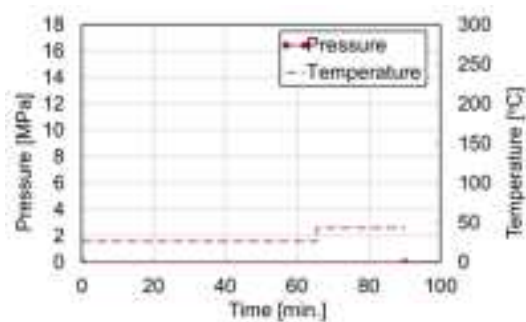
RT_{NDT} 算出に関わるパラメータを表 2.5.2-3 に示す。表 2.5.2-3 に示す変数はいずれも正規分布として取り扱われる。JEAC4201-2007 の脆化評価法については、銅の含有量の適用範囲が定められているため、上下限値はこの適用範囲の限界値とする。その結果、図 2.5.2-6 に示すように、標準偏差が比較的大きい 0.04 の場合に、上下限値で確率密度が高くなる分布となることがわかる。銅の含有量の標準偏差を 0.01 及び 0.04 の 2 条件でばらつかせた場合のそれぞれについて、銅の含有量以外のパラメータのばらつきを考慮する場合としない場合の 2 条件を組み合わせた計 4 ケースについて、 RT_{NDT} の分布を図 2.5.2-7 に示す。銅の含有量の標準偏差を 0.04 として、その他のパラメータのばらつきを考慮しない場合は、銅の含有量の上下限の影響がわずかに見られる。この影響は、銅の含有量以外のばらつきを考慮すると本条件では非常に小さくなると言える。

PFM を用いて TWCF を評価する上で、特に TWCF の絶対値が小さい場合には、パラメータの分布の裾野の取扱いに影響を受けると考えられ、その取扱いについては注意が必要である。評価に当たってその分布系や裾野の取扱いが適切であるか、その確認が必要な場合がある。そのため、本事例で示したように、必要に応じて PFM 解析に用いる変数の分布の影響を確認することが重要となる。

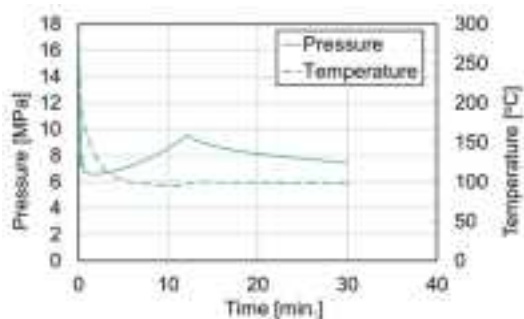
⁶³ 社団法人日本電気協会，“電気技術規程原子力編 原子炉構造材の監視試験方法”，JEAC4201-2007，(2008)



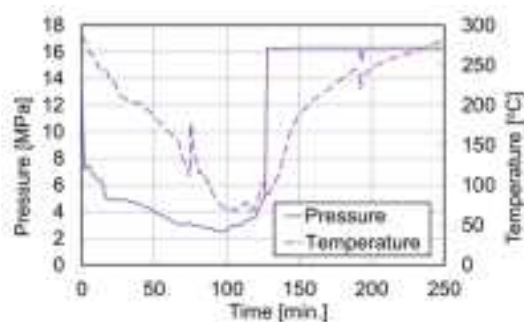
(a) SBLOCA



(b) LBLOCA



(c) MSLB



(d) S0

図 2.5.2-1 荷重条件の種類と内圧及び水温の時刻歴

表 2.5.2-2 熱伝達係数 (SBLOCA、LBLOCA、MSLB)

過渡事象	発電技検報告書記載の 3 ループ熱伝達係数の範囲 [kcal/m ² h°C]	本事業での取り扱い [kcal/m ² h°C] (事象中一定)
SBLOCA	2,200~1,400	2,200
LBLOCA	2,200~1,400	2,200
MSLB	6,600~2,600	6,600

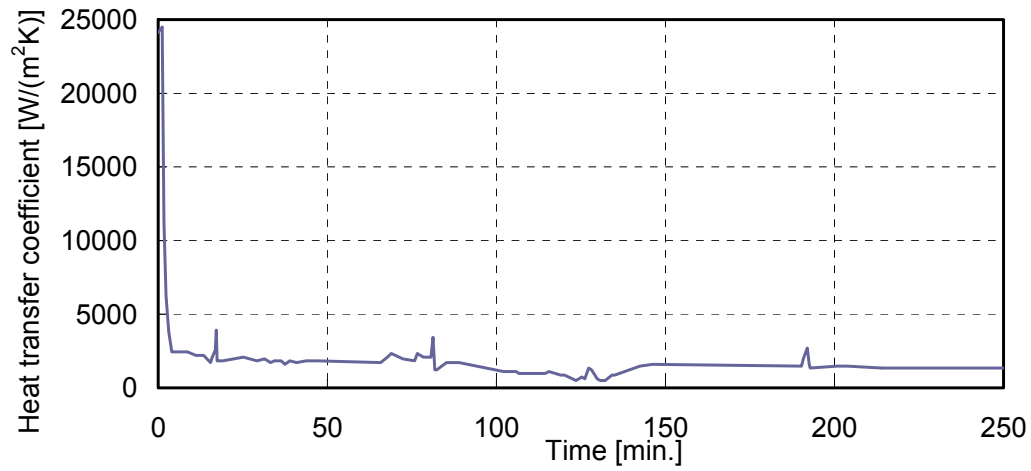
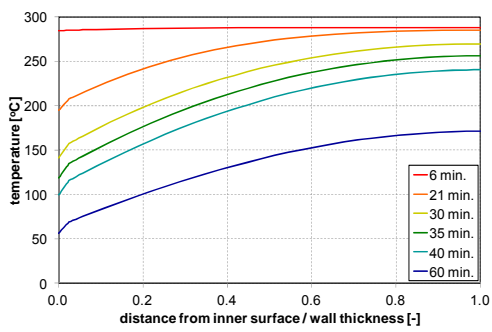
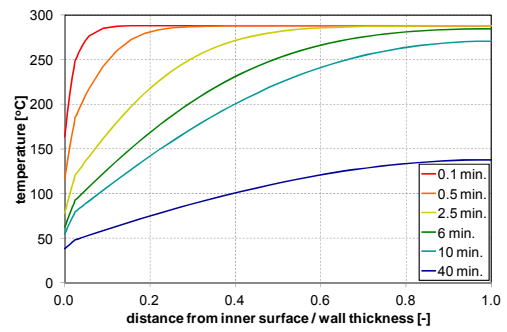


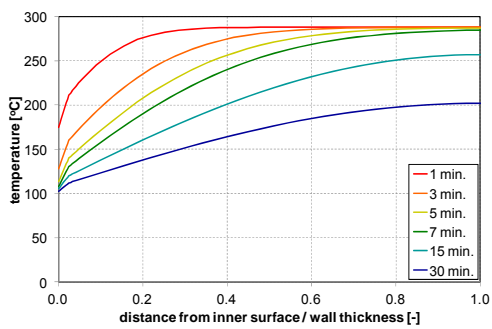
図 2. 5. 2-2 熱伝達係数の時刻歴 (S0)



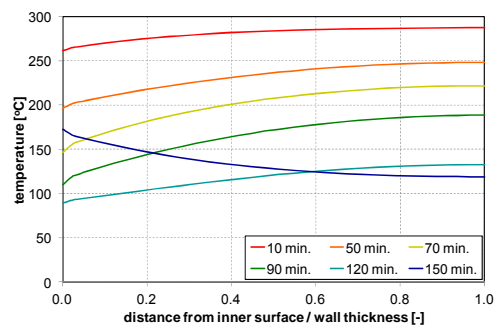
(a) SBLOCA



(b) LBLOCA

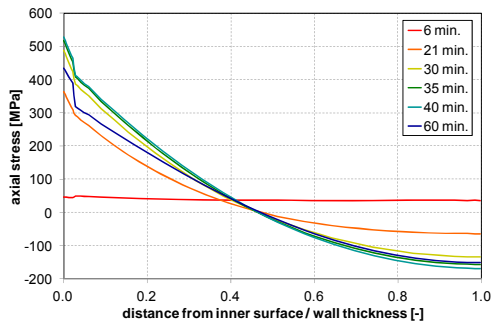


(c) MSLB

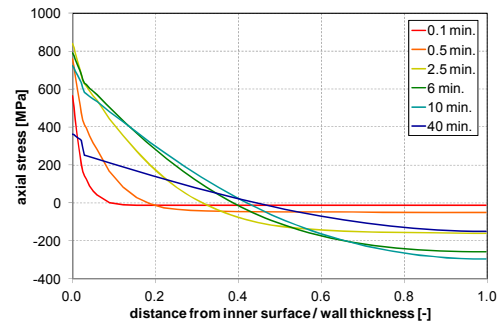


(d) S0

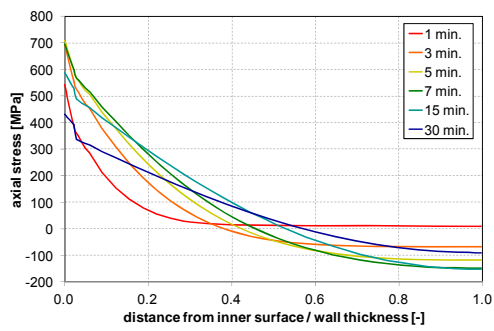
図 2. 5. 2-3 板厚内の温度分布



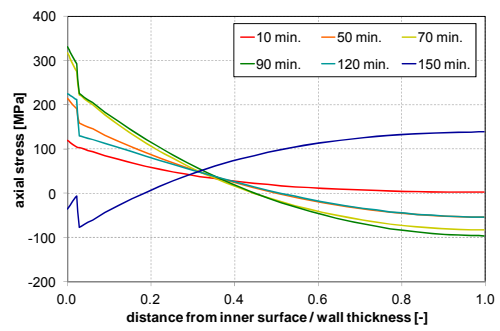
(a) SBLOCA



(b) LBLOCA

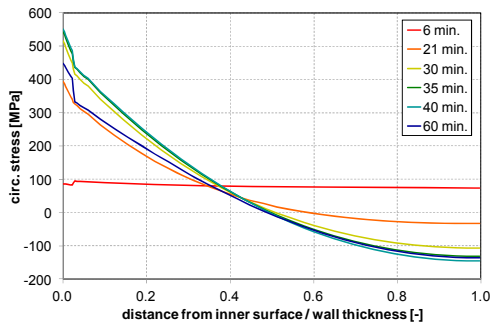


(c) MSLB

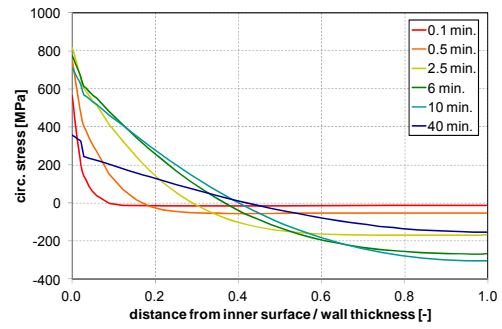


(d) S0

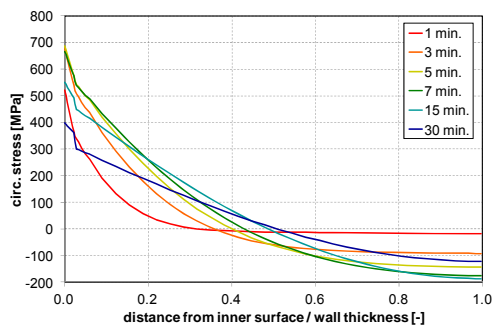
図 2.5.2-4 板厚内の軸方向応力分布



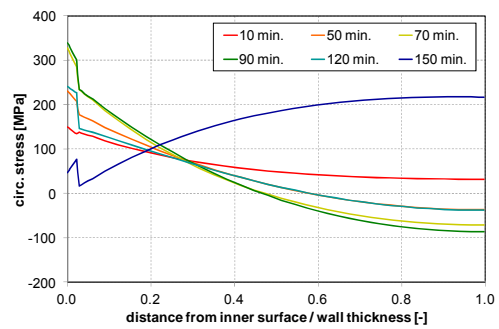
(a) SBLOCA



(b) LBLOCA



(c) MSLB



(d) S0

図 2.5.2-5 板厚内の周方向応力分布

表 2.5.2-3 RT_{NDT} 算出に関わるパラメータ

	Cu [mass %]	Ni [mass %]	中性子照射量 [$\times 10^{19}$ n/cm ² , E>1MeV]	RT_{NDT0} [°C]	ΔRT_{NDT} [°C]
平均値	0.14	0.8	10	-50	JEAC4201-2007
標準偏差	0.04, 0.01	0.02	1.31	9.4	10
最大値	0.25	0.74	-	-	-
最小値	0.04	0.86	-	-	-

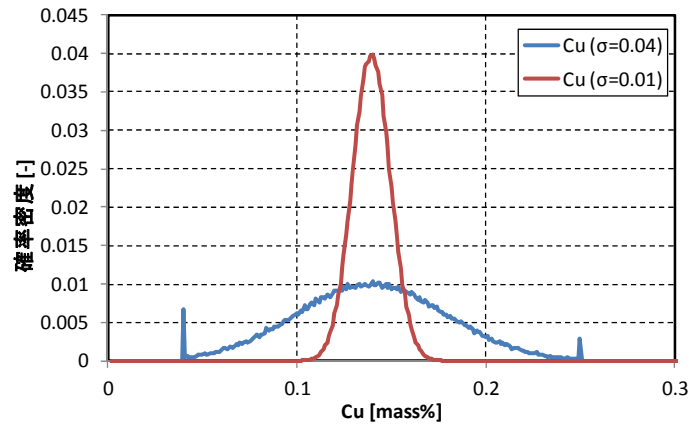


図 2.5.2-6 Cu の分布

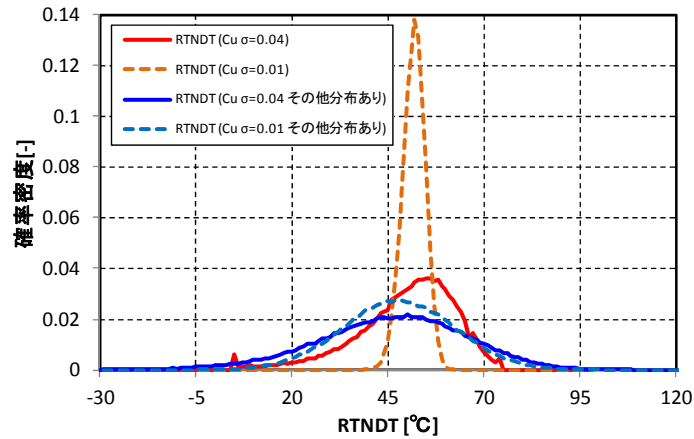


図 2.5.2-7 RT_{NDT} の分布

(3) 標準的解析手法

1) き裂進展評価点と進展後の形状

応力拡大係数を日本機械学会維持規格の評価式等で簡便に評価する場合、例えば表面半楕円き裂を想定すると、半楕円形状が維持されるようき裂が進展することを前提としている。本事業で対象とするような PTS 時の脆性き裂進展においては、このような理想的な形状を維持しない可能性がある。ただし、PFM 解析においては簡便な計算を多数実行する必要があるため、何らかの簡略化が必要である。ここでは、保守側の評価となると考えられることと、FAVOR でも同様の手法を採用していることを踏まえて、図 2.5.2-8 に示すように、周方向表面き裂であれば最深点が進展した場合に全周き裂に置き換え、軸方向内部き裂であれば内表面側が進展した場合に軸方向に長いき裂に置き換える。同様に、周方向

内部き裂であれば内表面側が進展した場合に全周き裂に置き換える。なお、これらの内部き裂の進展後の置き換えにおいて、肉盛溶接部を貫通させることとなるが、肉盛溶接部は脆性き裂進展をしないという報告もあり、このような解析上のモデル化が有する保守性については、できる限り今後定量的な分析を行う必要があると言える。

2) 応力拡大係数

本事業で使用する応力拡大係数評価式を表 2.5.2-4 に示す。表面半楕円き裂の応力拡大係数には、フランスの RCC-M に導入された式⁶⁴を適用する。この評価式は、肉盛溶接部を考慮して整備されたものである。内部き裂、軸方向に長いき裂、全周き裂については、日本機械学会維持規格⁶⁵の評価式を適用する。これらの評価式は 4 次多項式の応力分布に対応したものであるが、重ね合わせ法により肉盛溶接部と母材部の応力不連続を考慮して応力拡大係数を算出することとする。

3) き裂伝播停止靱性

本事業で使用するき裂伝播停止靱性は以下に示す ORNL ワイブル分布型である。

$$K_{Ia}(p) = \{-\ln(1-p)\}^{1/c(\Delta T)} b_2^{**}(\Delta T) + a_2^{**}(\Delta T) \quad (2.5.2-1)$$

$$a_2^{**}(\Delta T) = 27.01396 + 16.8694 \exp(0.02275(\Delta T))$$

$$b_2^{**}(\Delta T) = 39.7791 + 0.119282(\Delta T)$$

$$c(\Delta T) = 2.5$$

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

$$K_{Ia} [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad : \text{き裂伝播停止靱性}$$

$$p \quad : \text{累積確率}$$

Williams ら⁶⁶による元データの分布を図 2.5.2-9 に示す。なお、2.2.3(2)に記した通り、現在、国産圧力容器用鋼材に対する K_{Ia} 分布評価式に関する検討を進めており、これらについても、将来的には PASCAL3 に取り込む予定である。

⁶⁴ S. Marie and S. Chapuliot, "Improvement of the calculation of stress intensity factors for underclad and through-clad defects in a reactor pressure vessel subjected to a pressurized thermal shock", International Journal of Pressure Vessels and Piping 85, 517, (2008)

⁶⁵ 社団法人日本機械学会, "発電所用原子力設備規格 維持規格(2012年版)", JSME S NA1-2012, (2013)

⁶⁶ P. T. Williams, K. O. Bowman, B. R. Bass, and T. L. Dickson, "Weibull Statistical Models of K_{Ic}/K_{Ia} Fracture Toughness Databases for Pressure Vessel Steels," International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 78, pp.165-178, (2001)

4) 中性子照射量の減衰

本事業で使用する中性子照射量の減衰は、以下に示す JEAC4206-2007 附属書 C-3210 の減衰評価式である。

$$f = f_0 \cdot \exp(-0.24a/25.4) \quad (2.5.2-2)$$

f : 最大仮想欠陥最深部における中性子照射量 [$\times 10^{19}$ n/cm², E>1MeV]

f₀ : RPV 内表面での中性子照射量 [$\times 10^{19}$ n/cm², E>1MeV]

a : き裂深さ [mm]

PASCAL3 では RPV 内表面での中性子照射量のばらつきを考慮して、上式により板厚方向の減衰を与える。なお、減衰自体のばらつきは考慮しないこととする。

5) 複数き裂・複数過渡事象を考慮した条件付確率等の算出方法

「2.4.2(4) 健全性評価方法」で示した通り、複数のき裂が存在する RPV に対する条件付確率等の算出については、まず 1 つのき裂も進展しない確率を求め、1 からそれを減ずることにより、RPV サンプルに対する条件付きき裂進展確率とする。また、複数の過渡事象を想定する場合は、それぞれ独立に発生すると仮定して、各 PTS 事象に対して得られるき裂進展頻度、き裂貫通頻度の総和をとる。本事業では PASCAL3 の後処理としてこれらの計算を行う。

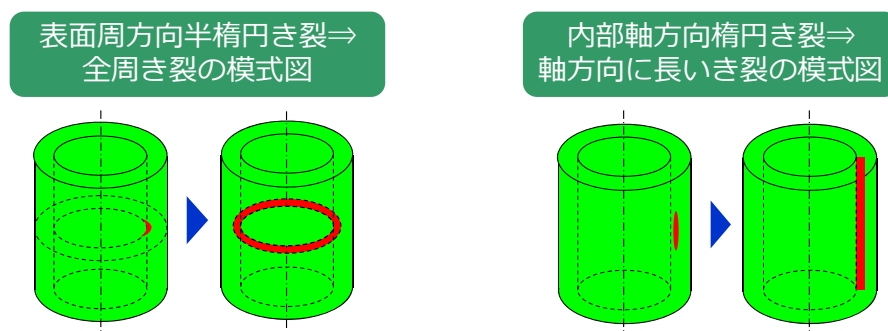
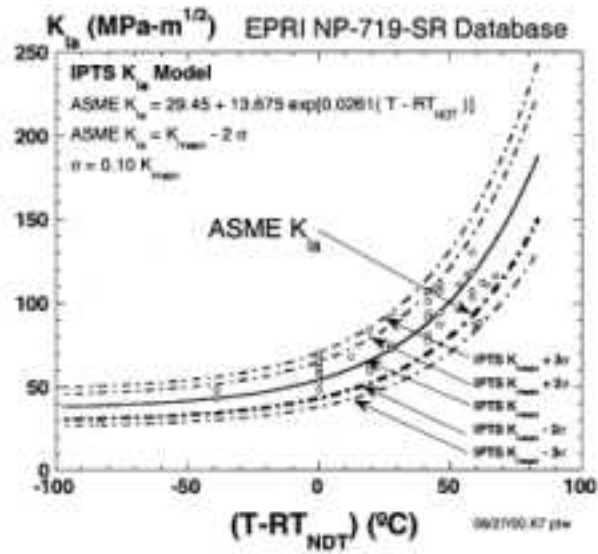


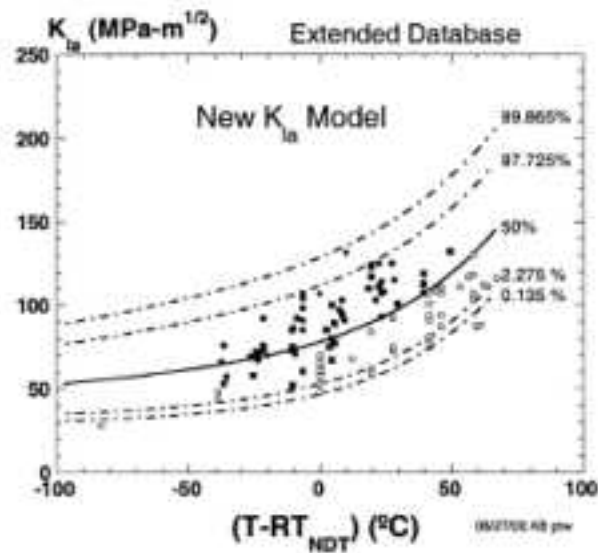
図 2.5.2-8 き裂進展評価点と進展後の形状の模式図

表 2.5.2-4 応力拡大係数一覧

き裂種類	評価式
表面半楕円き裂	RCC-M の式
内部き裂	維持規格 添付 E-5 5.2 内部欠陥に対する算出法 a. 非線形応力分布に対する応力拡大係数
軸方向に長いき裂	維持規格 添付 E-5 5.3 表面欠陥に対する算出法 (5) 円筒中の軸方向に長い表面欠陥の応力拡大係数 a. 非線形応力分布に対する応力拡大係数
全周き裂	維持規格 添付 E-5 5.3 表面欠陥に対する算出法 (4) 円筒中の周方向全周表面欠陥の応力拡大係数 a. 非線形応力分布に対する応力拡大係数



(a)



(b)

Fig. 5. Comparison of the (a) current IPTS K_{Ia} model with the (b) new K_{Ia} model.

図 2.5.2-9 ORNL ワイブル分布型き裂伝播停止靱性の元データ (Williams らの論文から引用)

(4) 今後の課題

上述の標準的入力データ及び標準的解析手法に関する今後の課題を以下に列記する。

- ✓ まだ選定されていないデータ及び手法を含めて、専門家会合で十分に議論できてい

ない事項について継続して議論を行い、その内容を見直す。

- ✓ 設定した標準的入力データ及び標準的解析手法が有する不確かさや保守性について、感度解析等を通じて分析を行う。

2.5.3 解析コードの信頼性確認方法

過年度は、FAVOR の信頼性確認方法を調査し、その全体方針を決定するとともに、PASCAL3 の信頼性確認方法の方針と、中性子照射量分布等に関する機能検証例を示した。

今年度は、PASCAL3 の信頼性確認方法の方針を明確化し、信頼性確認のための作業項目のリストアップ及び分類を行った。また、それらの項目の一部について、信頼性確認を実施した。

(1) 方針の検討

FAVOR の信頼性確認においては、解析コードに求められる個別の機能について「サンプリング」と「機能の実装」に分類し、その信頼性確認が行われた。

これを参考に、PASCAL3 の信頼性確認項目を、「確率変数」と「評価フロー・評価式」に分類して、表 2.5.3-1 に示すようにそれぞれの実施方法を策定した。この実施方法に従って信頼性確認を行った。

確率変数の信頼性確認を行う項目とその状況を表 2.5.3-2 に示す。各項目の専門家会合における説明の状況と、検討の継続の必要性を併せて示す。また、同様に評価フロー及び評価式の信頼性確認を行う項目とその状況を表 2.5.3-3 に示す。継続して検討が必要な項目と、未着手の項目については今後改めて実施する。これらの一覧のうち、下線で示す項目の詳細について後述する。

表 2.5.3-1 PASCAL3 の信頼性確認項目の分類とその実施方法

分類	実施方法
確率変数	<ul style="list-style-type: none">✓ 一般的にサンプリングする回数を決めて、その分だけサンプリングする✓ Microsoft Excel 等の関数と比較する✓ 可能なものは検定を行う
評価フロー・評価式	<ul style="list-style-type: none">✓ 確認用の代表的事例を作成し、想定通りの結果となることを確認する✓ 可能なものは Microsoft Excel 等の関数を用いて別途計算を実施して比較する

表 2.5.3-2 確率変数の信頼性確認の状況

項目	分布型	確認方法	専門家会合での説明 ^{※1}	
			標準的入力データと解析手法	信頼性確認方法
RT _{NDT}	正規分布	Microsoft Excel の関数との比較、検定	2012 年度第 2 回 ○	×
化学成分	正規分布		2012 年度第 2 回 △	2013 年度第 2 回 ○
<u>中性子照射量</u>	正規分布		2012 年度第 2 回 △	<u>2013 年度第 2 回</u> ○
<u>破壊靱性</u>	ワイブル分布		2012 年度第 2 回 ○	<u>2013 年度第 2 回</u> ○ ^{※2}
<u>き裂伝播停止靱性</u>	ワイブル分布		2013 年度第 3 回 ○	<u>2013 年度第 2 回</u> ○ ^{※2}
初期き裂	正規分布 対数正規分布 指数分布		2012 年度第 2 回 2013 年度第 3 回 △	×

※1：○済、△継続して検討、×未

※2： 確率算出機能も併せて説明

表 2.5.3-3 評価フロー・評価式の信頼性確認の状況

項目	確認方法	専門家会合での説明※	
		標準的入力データと解析手法	信頼性確認方法
条件付き裂進展確率	ワイブル分布 理論値との比較	-	2013 年度第 2 回 ○
条件付き裂進展停止確率		-	2013 年度第 2 回 ○
条件付き裂貫通確率	別途計算を 実施して比較	-	×
TWCF 算出		2013 年度第 3 回 ○	×
き裂進展・停止時の評価	代表的事例を 用いた確認	×	×
高温予荷重効果の評価		×	×
き裂種類及び 応力拡大係数の切り替え		2013 年度第 2 回 ○	<u>2013 年度第 3 回</u> <u>○</u>
脆化予測法	別途計算を 実施して比較	2012 年度第 2 回 ○	<u>2013 年度第 3 回</u> <u>○</u>
中性子照射量 指数減衰		2013 年度第 3 回 ○	<u>2013 年度第 3 回</u> <u>○</u>

※：○済、△継続して検討、×未

(2) 解析コードの信頼性確認

1) 中性子照射量及び銅含有率

PASCAL3 では、中性子照射量及び化学成分について、平均値及び標準偏差を入力として、正規分布の変数としてサンプリングする。ここでは、PASCAL3 を用いてモンテカルロ法により多数の変数をサンプリングする。そして、そのサンプリングされた値を統計処理し、入力で与えた分布と比較することにより、確率変数の機能検証とする。

中性子照射量及び銅含有量の検証条件をそれぞれ表 2.5.3-4、表 2.5.3-5 に示す。また、検証結果を表 2.5.3-6、表 2.5.3-7 に示す。理論値との相対誤差が非常に小さいこと、さらに別途 χ^2 検定も併せて実施した結果、サンプリングされた分布は元の入力の分布をよく再現していると言える。

なお、表 2.5.3-6 及び表 2.5.3-7 に示した相対誤差は、FAVOR の信頼性確認において使用されている確率変数の分布に関する許容誤差を十分に下回る。

2) ワイブル分布型 K_{Ic} 曲線による進展確率計算

本項目は、ワイブル分布型の検証と、進展確率の計算の検証が含まれる。ワイブル分布型の検証については、Microsoft Excel を用いてワイブル分布型の分布を作成し、PASCAL3 によってサンプリングされた値を統計処理した結果、両者がよく一致することを確認した。

以下に進展確率の計算の検証を示す。PASCAL3 に実装されている国内ワイブル分布型 K_{Ic} 曲線を以下に示す。

$$K_{Ic}(p) = \{-\ln(1 - p)\}^{1/c(\Delta T)} b_2^{**}(\Delta T) + a_2^{**}(\Delta T) \quad (2.5.3-1)$$

$$a_2^{**}(\Delta T) = 131.1 - 103.5 \exp(-0.0004(\Delta T))$$

$$b_2^{**}(\Delta T) = 20.78824 - 75.36321(0.02084(\Delta T))$$

$$c(\Delta T) = 3.06795 - 0.16973 \exp(-0.05219(\Delta T))$$

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

$$K_{Ic} [MPa\sqrt{m}] \quad : \text{破壊靱性}$$

$$p \quad : \text{累積確率}$$

上式の定義より、以下の事項が明らかである。

- ✓ $T - RT_{NDT}$ を固定すると、 K_{Ic} と累積確率 p の関係は一意に決まる。
- ✓ ある $T - RT_{NDT}$ において、 K_I を固定した PFM 解析を行うと、その K_I より小さい K_{Ic} が得られる確率は p である。正しく $T - RT_{NDT}$ 及び K_I を固定し、 K_{Ic} のみワイブル分布型としてばらつかせて PASCAL3 により得られる進展確率 P_i は p に近い。

検証結果を表 2.5.3-8 に示す。 $T - RT_{NDT}$ を固定し、その値での代表的な累積確率 p を 5 つ選定し、そのパーセンタイル値における K_{Ic} を決定した。その上で、 $T - RT_{NDT}$ を固定し、かつ各パーセンタイル値における K_{Ic} となるよう K_I を固定した確率論的解析を行った。その結果、得られる条件付き裂進展確率は対応するパーセンタイル値とよく一致することを確認し、ワイブル分布型 K_{Ic} 曲線とそれを用いた進展確率計算機能が正しく動作することを確認した。

3) ワイブル分布型 K_{Ia} 曲線による進展確率計算

上述の K_{Ic} の場合と同様に、ワイブル分布型の機能については問題ないことを確認した。以下に進展確率の計算の検証を示す。PASCAL3 に実装されている ORNL ワイブル分布型 K_{Ia} 曲線を以下に示す。

$$K_{Ia}(p) = \{-\ln(1 - p)\}^{1/c(\Delta T)} b_2^{**}(\Delta T) + a_2^{**}(\Delta T) \quad (2.5.3-2)$$

$$a_2^{**}(\Delta T) = 27.01396 + 16.8694 \exp(0.02275(\Delta T))$$

$$b_2^{**}(\Delta T) = 39.7791 + 0.119282(\Delta T)$$

$$c(\Delta T) = 2.5$$

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

K_{Ia} [MPa \sqrt{m}] : き裂靱性

p : 累積確率

上式の定義より、以下の事項が明らかである。

- ✓ $T - RT_{NDT}$ を固定すると、 K_{Ia} と累積確率 p の関係は一意に決まる。
- ✓ ある $T - RT_{NDT}$ において、必ずき裂が進展すると仮定して、進展後の K_I を固定する。その K_I より大きい K_{Ia} が得られる確率は $(1-p)$ である。正しく $T - RT_{NDT}$ 及び K_I を固定し、 K_{Ia} のみワイブル分布型としてばらつかせて PASCAL3 により得られる停止確率 Pa は $(1-p)$ に近い。

検証結果を表 2.5.3-9 に示す。 $T - RT_{NDT}$ を固定し、その値での代表的な累積確率 p を 5 つ選定し、そのパーセンタイル値における K_{Ia} を決定した。その上で、 $T - RT_{NDT}$ を固定し、かつ各パーセンタイル値における K_{Ia} となるよう K_I を固定した確率論的解析を行った。なお、必ずき裂が進展するような条件を設定した。その結果、得られる条件付き裂伝播確率は対応するパーセンタイル値を 1 から減じた値とよく一致することを確認し、ワイブル分布型 K_{Ia} 曲線とそれを用いた伝播停止確率計算機能が正しく動作することを確認した。

4) 脆化予測法

脆化予測法の検証条件を表 2.5.3-10 に示す。 RT_{NDT} の算出に必要なパラメータについて全てばらつきを考えない固定値とすると、モンテカルロ法による解析において必ず同一の値を示し、Microsoft Excel の関数を用いて別途計算した値と一致することを確認した。

次に、銅の含有量だけをばらつかせた場合に得られる RT_{NDT} のばらつきに関する確認を行う。表 2.5.3-11 に示す各パーセンタイルに対応する銅の含有量を求める。次に、その銅の含有量から、JEAC4201-2007 の脆化予測法を用いて決定論的に RT_{NDT} を算出する。PASCAL3 を用いて RT_{NDT} のサンプリングを行い、決定論的に算出した RT_{NDT} の累積確率を求め、元の銅の含有量のパーセンタイル値と比較した。その結果、 RT_{NDT} の累積確率は、対応する銅の含有量のパーセンタイル値とよく一致していることが確認でき、脆化予測法に関するばらつきの取り扱いが正しく動作することが示された。

5) き裂種類及び応力拡大係数の切り替え

本事業において PASCAL3 を用いてき裂貫通頻度を算出する上で、前述の通り、初期き裂が周方向き裂の場合にき裂進展と判定されると全周き裂に置き換える。また、初期き裂が軸方向き裂の場合にき裂進展と判定されると軸方向に長いき裂に置き換える。このように、き裂進展に伴ってき裂種類が切り替わるため、適切にき裂種類が切り替わるとともに、対応したき裂種類の応力拡大係数算出式が適用される必要がある。

過渡事象を SBLOCA とした場合に、初期き裂を軸方向半楕円き裂とした場合に算出された K_I 及び K_{Ic} を出力した結果を表 2.5.3-12 に示す。PASCAL3 ではき裂種類をフラグで制御しており、0 が軸方向に長いき裂、あるいは全周き裂であり、1 が半楕円き裂、2 が内部き裂である。表 2.5.3-12 に示す通り、時間の経過とともに K_I が増加する一方で、 K_{Ic} は減少する。34.5 分の時点で K_I が増加する一方で、 K_I が K_{Ic} を上回り、き裂進展と判定される。その結果、き裂種類フラグが 0 に切り替わり、軸方向に長いき裂と認識される。さらに、応力拡大係数についても軸方向に長いき裂に対応した算出式が使用され、この事例では半楕円き裂よりも大きな応力拡大係数を示す。

同様に、軸方向内部き裂の場合の K_I 及び K_{Ic} を出力した結果を表 2.5.3-13 に示す。本条件では、内部き裂は内表面側の点が進展と判定されると、軸方向に長いき裂に置き換える。表 2.5.3-13 に示すように、33 分に K_I が K_{Ic} を上回り、き裂進展と判定される。その結果、き裂種類フラグが 0 に切り替わり、軸方向に長いき裂と認識される。軸方向に長いき裂はき裂進展停止の評価点が最深点のみであるため、置き換わった以降は最深点のみの K_I 及び K_{Ic} が更新される。これらの結果より、き裂種類及び応力拡大係数が正しく切り替えられていることが確認できた。

6) 中性子照射量の減衰

中性子照射量の減衰機能の検証として、PASCAL3 で計算される板厚方向の中性子照射量を出し、Microsoft Excel の関数を用いて別途中性子照射量の減衰の計算を行った。両者の比較を図 2.5.3-1 に示す。この事例では相対誤差は最大で 0.004% であり、十分に一致していることを確認した。

表 2.5.3-4 中性子照射量の検証条件

項目	条件
平均値	1×10^{20} n/cm ²
標準偏差	平均値の 0.131 倍

表 2.5.3-5 銅含有量の検証条件

項目	条件
平均値	0.15 wt%
標準偏差	0.015 wt%

表 2.5.3-6 中性子照射量の検証

パーセンタイル値	理論値(A)	サンプリング値(B)	(B-A)/A*100 [%]
1	6.9105	6.9486	0.5516
5	7.8327	7.8465	0.1757
50	10.0000	9.9988	-0.0124
95	12.1673	12.1519	-0.1266
99	13.0895	13.0428	-0.3568

表 2.5.3-7 銅含有量の検証

パーセンタイル値	理論値(A)	サンプリング値(B)	(B-A)/A*100 [%]
1	0.1151	0.1151	-0.0382
5	0.1253	0.1253	0.0112
50	0.1500	0.1500	-0.0093
95	0.1747	0.1746	-0.0189
99	0.1849	0.1848	-0.0292

表 2.5.3-8 ワイブル分布型 K_{Ic} 曲線による進展確率計算の検証

T-RT _{NDT} [°C]	累積確率 p	左記累積確率となる K_{Ic} [MPa√m]	進展確率 Pi (PASCAL3)	(Pi-p)/p*100 [%]
-43.313	0.01	37.35	0.009957	-0.4295
-43.313	0.05	45.40	0.04978	-0.4394
-43.313	0.5	71.39	0.4984	-0.3150
-43.313	0.95	99.07	0.9492	-0.0826
-43.313	0.99	110.02	0.9899	-0.0129

表 2.5.3-9 ワイブル分布型 K_{Ia} 曲線による進展確率計算の検証

T-RT _{NDT} [°C]	累積確率 p	左記累積確率となる K _{Ia} [MPa√m]	伝播停止確率 Pa (PASCAL3)	{Pa-(1-p)}/(1-p)*100 [%]
-43.313	0.01	38.81	0.9900	0.0043
-43.313	0.05	43.86	0.9502	0.0232
-43.313	0.5	63.20	0.5016	0.3149
-43.313	0.95	86.99	0.05078	1.5676
-43.313	0.99	97.07	0.01013	1.2660

表 2.5.3-10 脆化予測法の検証条件

項目	条件
脆化予測法	JEAC4201-2007
初期 RT _{NDT} [°C]	0
Cu [wt %]	平均値 0.14 標準偏差 0.0, 0.01
Ni [wt %]	0.8
T [°C]	288
中性子照射量 [×10 ¹⁹ n/cm ² , E>1MeV]	10
中性子束 [×10 ¹⁰ n/cm ² /s]	6.606

表 2.5.3-11 脆化予測法の検証

パーセン タイル値 (A)	Cu 分布 (平均 0.14, 標準 偏差 0.01) の各パーセンタイ ル値	左列値に 対応する RT _{NDT} (手計算)	左列値に対応する PASCAL3 の サンプリング結果における 下側累積確率(B)	誤差 (A) - (B)
1	0.116737	94.8608	1.0320%	0.0320%
5	0.123551	97.2067	5.0080%	0.0080%
50	0.14	102.3607	50.1800%	0.1800%
95	0.156449	106.8035	95.0880%	0.0880%
99	0.163263	108.4961	99.0040%	0.0040%

表 2.5.3-12 軸方向半楕円き裂から軸方向に長いき裂への切り替え

経過時間 (min)	き裂種類フラグ 0 : 長いき裂 1 : 半楕円き裂 2 : 内部欠陥	K_I (最深点)	K_{Ic} (最深点)
3	1	18.9534	200
6	1	18.2507	200
9	1	18.6491	200
12	1	20.0027	200
15	1	29.3913	200
18	1	48.0348	200
21	1	54.7453	200
24	1	59.9827	166.3317
27	1	64.5572	117.156
30	1	67.8249	89.9969
30.5	1	68.224	86.7967
31	1	68.5365	83.9068
31.5	1	68.8044	81.2615
32	1	69.0482	78.8079
32.5	1	69.3017	76.5271
33	1	69.5226	74.4166
33.5	1	69.7101	72.4636
34	1	69.8777	70.6362
34.5	0	70.0331	68.9236
34.5	0	95.9831	68.9236
34.5	0	99.7492	68.9236

表 2.5.3-13 軸方向内部き裂から軸方向に長いき裂への切り替え

経過時間 (分)	き裂種類フラグ 0 : 長いき裂 1 : 半楕円き裂 2 : 内部欠陥	K_I (最深点※1)	K_{Ic} (最深点※1)	K_I (表面点※2)	K_{Ic} (表面点※2)
3	2	0	0	24.3924	200
6	2	0	0	22.9468	200
9	2	0	0	23.2508	200
12	2	0	0	24.3945	200
15	2	0	0	31.1092	200
18	2	0	0	48.9253	200
21	2	0	0	56.5368	200
24	2	0	0	61.8785	145.34
27	2	0	0	66.2934	104.6057
30	2	0	0	69.3877	82.1708
30.5	2	0	0	69.7598	79.5054
31	2	0	0	70.0446	77.0876
31.5	2	0	0	70.2747	74.8694
32	2	0	0	70.4733	72.8031
32.5	2	0	0	70.6829	70.8745
33	0	153.7865	143.727	70.8646	69.0867
33	0	157.2796	143.727	70.8646	69.0867
33	0	160.7085	143.727	70.8646	69.0867

※1 : 最深点・・・内部き裂の場合、楕円き裂の外表面側評価点

※2 : 表面点・・・内部き裂の場合、楕円き裂の内表面側評価点

本条件では、内部き裂の進展評価点は内表面側のみ

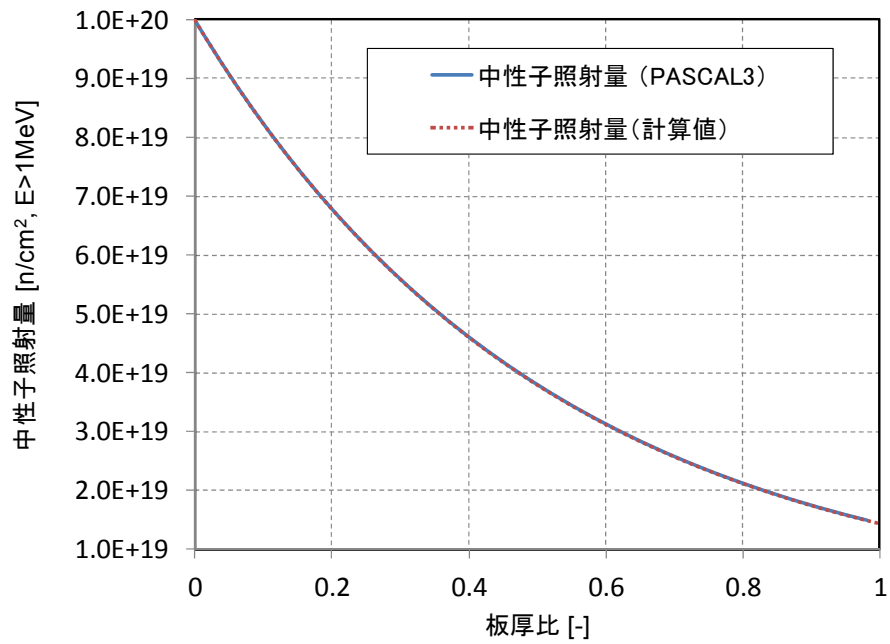


図 2.5.3-1 中性子照射量の減衰の評価の検証

(3) 今後の課題

上述の解析コードの信頼性確認方法に関する今後の課題を以下に列記する。

- ✓ まだ信頼性確認を実施していない機能について継続して検証を行い、専門家会合で確認する。
- ✓ 指針案への関連付けを行う。

2.5.4 ベルギーDoel3 号機を対象とした確率論的破壊力学解析のための検討

(1) 概要

2012年に実施されたDoel3号機の原子炉圧力容器の上部胴及び下部胴に対する超音波探傷試験において、母材部に約8000箇所層状のき裂の兆候を示す指示が検出された。この事例を受け、Doel3号機と同じロッテルダムドックヤード(RDM)社製の原子炉圧力容器を使用しているTihange2号機についても超音波探傷試験が実施され、Doel3号機と同様のき裂兆候を示す指示が検出された。本事例については、2013年の5月にベルギー連邦原子力管理庁(FANC)が、事業者(Electrabel社)から提出された安全評価報告書^{67,68}に対し、国内外の専門家グループの評価に基づき、安全に運転再開できるとの最終評価報告書⁶⁹をとりまとめた。

本事業においても、本事例を重要な事例と捉え、本事例に対する確率論的な試解析を実施するための関連データの抽出、解析の検討を行った。

(2) Doel 3号機の関連データの調査

確率論的破壊力学解析を実施するためには、多くのデータやパラメータが必要となる。Doel 3号機の試解析を実施するために、事業者であるElectrabel社の資料^{67,68}を中心にPASCAL3で解析する際に必要となる関連データを抽出した。

1) 調査により得られたデータ

(a) 指示の数、及び位置と形状

Doel 3号機の上部胴 857 個、下部胴 7,205 個 計 8062 個の指示が検出されている。その形状は円状の薄片形状であり、同壁面にほぼ平行(傾き 10~20°)して存在している。

(b) 指示の寸法と深さ位置

指示の寸法と深さ位置について図2.5.4-1に示す。指示の最大寸法は70mm近くであるが、多くは10~15mmの範囲に集中している。また、指示の深さ位置の分布について図2.5.4-2に示す。図2.5.4-1においても示されているが、指示は母材中の深さ10~120mm程度までに分布しており、30~40mmの範囲に最も多く検出されている。

⁶⁷ “Safety case reports – Doel 3 Reactor Pressure Vessel Assessment –”, Electrabel, 5 December 2012.

⁶⁸ “Addenda Safety case report – Doel 3 Reactor Pressure Vessel Assessment –”, Electrabel, 26 April 2013.

⁶⁹ “Reactor pressure vessels – Final Evaluation Report –”, Federal Agency for Nuclear Control, May 2013.

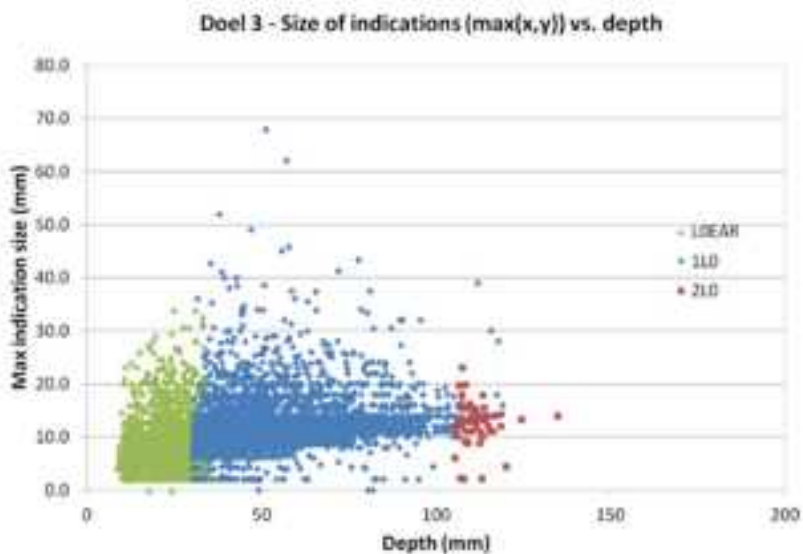


図 2.5.4-1 指示寸法（資料 67 から引用）

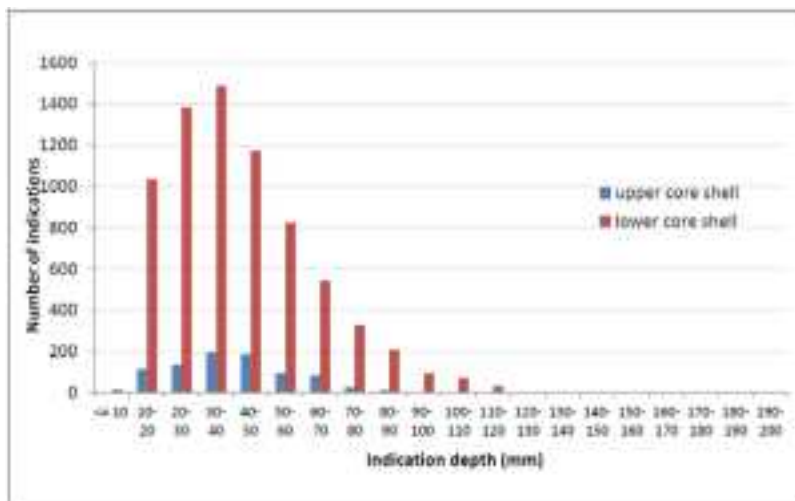


図 2.5.4-2 指示の深さ位置分布（資料 67 から引用）

(c) 指示の密度

指示の密度は平均で2,100個/m³であるが、最大で25,800個/m³と報告されている。また、事業者による安全評価においては、近接する複数の指示はグループ化され、内包する大きな欠陥に置き換えられる。

(d) 压力容器の幾何情報と一次冷却系

Doel 3号機の压力容器のデータについて表 2.5.4-1 に、一次冷却系のデータについて表 2.5.4-2 に示した。本データの項目のうち内径やクラッド厚などのデータについては、そ

のまま PASCAL3 に用いることが可能と考えられる。

表 2.5.4-1 Doel 3 号機の圧力容器のデータ(資料 67 から引用)

Total height	13.2 m
Inner diameter	4.0 m
Weight	330 tons
Operating pressure	155 bar
Design pressure	171 bar
Hydraulic test pressure	215 bar
Wall thickness (without cladding)	200 mm
Cladding thickness	7 mm

表 2.5.4-2 Doel 3 号機の一次冷却系のデータ(資料 67 から引用)

Nominal operation pressure (at pressurizer)	155 bara
Temperature at core inlet/in the vessel	282.5 °C
Temperature at vessel outlet	324.7 °C
Average temperature of the loops	303.6 °C
Mean power per-unit-length of the core	195.5 W/cm
Flow per loop (thermal design flow)	21,190 m ³ /h

(e) 圧力容器鋼の化学成分

Doel 3 号機の圧力容器鋼の化学成分に関するデータについては、調査した資料から得ることができなかった。ただし、Doel 3 号機の化学成分は Tihange 2 号機に近いという記述があるため、PASCAL3 での試解析には Tihange 2 号機のデータを用いることが可能である。Tihange 2 号機の化学成分について、表 2.5.4-3 に示した。

表 2.5.4-3 Tihange 2 号機の化学成分(資料 67 から引用)

	Cu	Ni	P
mass %	0.05	0.73	0.012

(f) 照射脆化

事業者のレポートに記載されていた材料試験の結果を表 2.5.4-4 に示す。初期 RT_{NDT} は -22°C となっている。また、安全評価においては ΔRT_{NDT} として 50°C を想定している。これは、検出された指示（水素白点）間のリガメントの脆化が約 11°C 、水素白点直前の材料脆化が 14°C として、水素白点に関する ΔRT_{NDT} を計 25°C 、マクロ偏析部での最も照射脆化の感受性が高い領域での ΔRT_{NDT} を 17°C のとした場合の合計値 42°C に比べて保守的な設定となっている。

また、上部胴の中性子照射量に関して図 2.5.4-3 に示す。中性子照射量は 40 年で $6.2 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ とされている。

表 2.5.4-4 材料試験の結果(資料 67 から引用)

Material	Orientation	Segregation	Specimen type	T ₀ (°C)	RT _{1/2CT} (°C)	RT _{NDT} (°C)	RT _{NDT} -RT
Doel 3 upper core shell (Surveillance block)	Laminar	No	PCCV	-87.9	-53.5	-22	31.5
Doel 3 upper core shell (Surveillance block)	Perpendicular	No	PCCV	-87.5	-53.1	-22	31.1

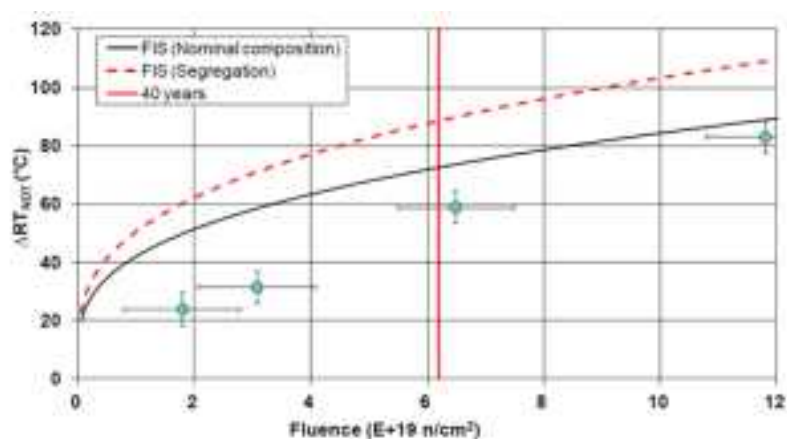


図 2.5.4-3 上部胴の照射効果 (資料 67 から引用)

2) Doel 3 号機の安全評価

事業者である Electrabel 社の実施した Doel 3 号機の安全評価における確率論的評価から、以下に示す PASCAL3 での確率論解析を検討する際に特に留意すべき点を抽出した。

- 複数の指示について、その距離に応じてグループ化を実施しており、包含する大きな欠陥（き裂）に置き換えている。
- 欠陥の傾きやリガメント、欠陥位置の寿命末期の RT_{NDT} を考慮して、許容欠陥寸法を決定している。
- 確率論的評価の許容基準として、き裂貫通頻度 (TWCF) の代わりにき裂発生頻度 (FCI) を適用している。

- 寿命末期の FCI が 2.3×10^{-8} /炉年以下となり、10CFR50.61a で規定されている許容基準 1×10^{-6} /炉年以下となることから、安全と評価している。

(3) PASCAL3 による試解析を実施するための検討

PASCAL3 を用いて確率論的な試解析を実施するためには、不足しているデータがあるため、試解析にはある程度の仮定を置く必要がある。例えば、Electrabel 社の安全評価では、複数の指示に対してグループ化の処理を行いき裂と定義しているが、そのき裂の位置データが不足しているため、PASCAL3 での試解析に先立ちき裂をグループ化することは難しい。また、PASCAL3 では解析時に RPV 内に想定するき裂は 1 つであり、ポスト処理として複数のき裂を考慮した計算を行う。そのため、近接するき裂の合体に関しては PASCAL3 では考慮できない。

公開資料から抽出したデータを基に PASCAL3 の入力データを検討した結果を表 2.5.4-5 に示す。

表 2.5.4-5 PASCAL3 の各入力データの検討

項目	詳細	Doe13 資料からの抽出データ	PASCAL3 の入力データ案
き裂	位置と形状	母材部の内部欠陥(円形の薄片形状)	母材部の軸方向の内部欠陥
	数	上部胴 857 個, 下部胴 7,205 個	単いき裂/圧力容器で計算後、ポスト処理としてき裂の密度を考慮する。
	寸法	平均 ϕ 10~14mm, 最大 ϕ 70mm 傾き 10~20°	長さ: 平均 ϕ 12mm の分布を設定 (最大 ϕ 70mm) 深さ: 傾き 10~20° を考慮して設定 (平均 3mm 程度)
	分布	内面から深さ 10~120mm	深さ 10mm ごとに存在確率を設定
	密度	平均 2.1flaws/litre, 最大 25.8 flaws/litre	平均値 2100 個/m ³ を適用し、ポスト処理として考慮
	グループ化	近接する複数のき裂を、それらを内包する大きなき裂に置き換える	個別のき裂の位置データは不明であり、グループ化は実施しない
圧力容器	寸法	内径 4.0m, 厚さ 200mm, クラッド厚 7mm	内径 4.0m, 厚さ 200mm, クラッド厚 7mm
	内圧・温度	運転時内圧 15.5MPa, 温度 282.5°C	運転時内圧 15.5MPa, 温度 282.5°C
	化学成分	—	Tihange2 の化学成分データを使用する
照射	ΔRT_{NDT}	水素白点に対する ΔRT_{NDT} 追加が	水素白点を考慮し、初期 RT_{NDT} に 25°C

脆化		25°C マクロ偏析部での ΔRT_{NDT} が最大 17°C	を加算 脆化予測には PASCAL3 に整備済の予測法を適用
	初期 RT_{NDT}	試験による値 -22°C	-22°C
	中性子照射量	40年 で $6.2 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2, 4, 6, 8, 10 ($\times 10^{19} \text{ n/cm}^2$) で計算 中性子照射量の炉内分布についてはデータなし

3. 経年プラントの総合的な安全評価体系への成果反映

3.1 専門部会の開催

本年度、原子力機構に「原子炉圧力容器健全性研究専門部会」を設置して、3回の会合を開催し、過年度に引き続き確率論的評価手法に関する議論を行うと共に、本受託事業全体について、研究の進捗管理や取りまとめのための議論を行った。平成26年2月時点の専門部会の名簿を表2.5.4-1に示す。主な議論を以下に示す。

第1回会合：平成25年9月12日

- 本事業期間中に全ての事項を検討することは難しい。そのため、課題を整理し、作業の重要性、優先順位を明確化して、規制の出口を意識して検討を進める。
- PFMの標準手法に関する指針案の目的や活用方法等を整理し、指針案策定の基本方針を明確化する。
- 本事業におけるDoe13号機を想定した試解析の位置づけを明確化し、アウトプットをどのように活用していくかについても検討する。

第2回会合：平成25年11月11日

- 本事業である程度検討が進んだ部分については、本専門部会で議論するだけでなく、論文や学会発表などの機会を通じて外部の評価を受けるべきである。
- 当面はPWRに対するPTS評価を中心に検討を進めるが、炉容器破損の評価という意味では、BWRに対するTS評価についても視野に入れておく必要がある。
- PFMの標準的入力データとしては、実際の評価の際のデフォルト値となるようなものを作ることを目標とする。

第3回会合：平成26年2月10日

- 熱水力解析・応力解析については、解析者が変われば結果は大きく変わりうる。使用コードのV&Vだけでなく、解析者のスキルを担保することも重要である。
- PFMの実用化に向けては、まずは限られたモデルで評価することとし、そこにどの程度の保守性が含まれているかをエンジニアリング的に評価しておくことが重要である。精度を追及するあまり、目的の達成が遅れてしまつては意味がない。

表 2.5.4-1 原子炉压力容器健全性研究専門部会 名簿

平成 26 年 2 月

	氏名	所属
主査	吉村 忍	国立大学法人 東京大学大学院 工学系研究科
副主査	関東 康祐	国立大学法人 茨城大学 工学部
委員	鈴木 雅秀	国立大学法人 長岡技術科学大学 原子力安全系
委員	曾根田 直樹	(一財)電力中央研究所 材料科学研究所
委員	町田 秀夫	(株)テプコシステムズ 原子力プラント技術部
委員	廣田 貴俊	三菱重工業(株) 原子力事業本部 原子力製造総括部 原子力機器設計部
オブザーバ	北條 智博	(独)原子力安全基盤機構 検査評価部 プラント安全評価室
オブザーバ	望月 正人	国立大学法人 大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻
オブザーバ	桑水流 理	国立大学法人 福井大学 大学院工学研究科 原子力・エネルギー安全工学専攻
オブザーバ	山本 真人	(一財)電力中央研究所 材料科学研究所
オブザーバ	市川 博也	(株)東芝 原子力システム設計部
オブザーバ	小川 琢矢	(株)東芝 金属材料開発部
オブザーバ	廣川 文仁	日立 GE ニュークリア・エナジー(株) 原子力設計部
オブザーバ	平野 隆	(株)IHI 原子力プラント技術部
オブザーバ	山田 浩二	中部電力(株) 原子力本部
オブザーバ	大厩 徹	関西電力(株) 原子力事業本部
オブザーバ	田中 秀夫	関西電力(株) 原子力事業本部 原子力技術部門 高経年対策グループ
オブザーバ	堀家 格	四国電力(株) 原子力本部
オブザーバ	秋山 敏也	(株)四国総合研究所 産業応用技術部
オブザーバ	山本 聡	九州電力(株) 発電本部
オブザーバ	野崎 剛	九州電力(株) 発電本部
オブザーバ	中川 健	日本原子力発電(株) 発電管理室
オブザーバ	村上 弘良	日本原子力発電(株) 発電管理室
オブザーバ	釜谷 昌幸	(株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所
オブザーバ	浅山 泰	(独)日本原子力研究開発機構 次世代原子力システム研究開発部門
オブザーバ	滝沢 真之	(株)三菱総合研究所 科学・安全政策研究本部 原子力事業グループ
委託元	森下 泰	原子力規制庁 安全規制管理官 (PWR・新型炉担当)付 安全規制調整官
委託元	小林 正孝	原子力規制庁 安全規制管理官 (PWR・新型炉担当)付 安全審査官
幹事	鬼沢 邦雄	(独)日本原子力研究開発機構 安全研究センター
幹事	勝又 源七郎	(独)日本原子力研究開発機構 安全研究センター
幹事	小坂部 和也	みずほ情報総研(株) サイエンスソリューション部
幹事補佐	西山 裕孝	(独)日本原子力研究開発機構 安全研究センター
幹事補佐	勝山 仁哉	(独)日本原子力研究開発機構 安全研究センター
幹事補佐	山口 義仁	(独)日本原子力研究開発機構 安全研究センター
幹事補佐	眞崎 浩一	みずほ情報総研(株) サイエンスソリューション部

3.2 総括検討会、中間報告会及び成果報告会への参加

別途実施された平成25年度高経年化技術評価高度化事業（経年プラントの総合的な安全評価体系の整備）の総括検討会、中間報告会、ならびに成果報告会へ、本事業計画、進捗状況、成果を報告し、原子炉圧力容器の健全性評価方法の高度化に関する事業成果について、平成25年度高経年化技術評価高度化事業（経年プラントの総合的な安全評価体系の整備）における経年プラントの総合的な安全評価体系の整備へ反映した。

- ・ 第1回総括検討会：平成25年6月21日
- ・ 第2回総括検討会：平成25年10月11日
- ・ 第3回総括検討会：平成26年2月14日

- ・ 中間報告会：平成25年11月28日

<質疑>

- PWSCCのPFM解析における貫通の基準は $a/t=0.8$ か、 1.0 か。貫通とする a/t を含めて、様々な保守性が含まれているはずであり、それらを整理して進めてほしい。
⇒ $a/t=0.8$ で貫通としている。専門部会でも同様の意見があり、対応予定である
- システム安全を念頭に置いた上で、リスクや確率的な取扱を入れていくが、機能の喪失という観点から、確率論では何をすべきかを考えることがポイントであろう。RPVは放射性物質の閉じ込めの機能と、炉心冷却の機能の2つが必要で、これを理解してPFMの活用方法を整理しておくべきである。イベントツリーだけではなく、オブジェクトツリーも考えたほうがよい。
- 現在のき裂進展の基準は K_{Ia} ではなくて K_{Ic} だと思うが、この事業の中では K_{Ia} を使うのか。
⇒ 基準は K_{Ic} である。PASCAL3には国内の鋼材に相当する K_{Ic} の曲線を入れている。
- K_{Ic} の曲線は、具体的にどのような曲線、データなのか。
⇒ 国内の研究用の鋼材で、かつ未照射のデータであり、そのばらつきを考慮して曲線を作成した。

- ・ 成果報告会：平成26年2月28日

<質疑>

- 確率論は相対評価には非常に有用であると考えている。RPVに対するPFMでは多くのパラメータが関係すると思うが、どのパラメータが結果に大きく影響するかという観点での検討は行っているか。
⇒ 米国のデータを参考とした検討ではあるが、き裂寸法のばらつきが結果に大きく影響する印象である。国内RPVに対応する標準データが揃うと、より詳細な検討を行うことが出来ると考えている。

- 標準データが全て揃うまで待たなくても、データが無い部分は確率論のばらつきに含めてしまえば、検討は進められるのではないか。
⇒米国のデータを参考に行っている部分もあるが、解析を行うためのデータは一通り揃えており、今後、感度解析も行っていく予定である。標準データが揃えば、それらの感度解析の精度を上げていくことが出来ると考えている。

4. まとめ

4.1 本年度の実施項目

4.1.1 現行の健全性評価方法に関わる調査

- 熱水力詳細解析モデルの改良を行い、冷却水の流動条件がき裂想定位置の応力評価に与える影響の検討を行った。また、クラッド部の残留応力分布を、平板モデルを用いた有限要素解析により評価するとともに、加圧熱衝撃時の熱応力解析モデルに求めた残留応力をマッピングできるようにツールを改良した。SST モデルを適用した解析モデルを用いて冷却材の温度・流量に関する感度解析を実施し、き裂想定位置の応力の不確かさを定量的に評価した。また、これらの検討により、日本電気協会規定に基づく現行の健全性評価方法の保守性を明確化した。
- 米国 PTS 再評価プロジェクトで使用されたデータと同様の考え方で作成された具体的な欠陥データ事例について調査し、これらのデータを用いて、欠陥データに関する感度解析を実施した。国内 RPV に対してより現実的な評価を行う上では、米国の想定き裂に関する考え方の導入が有効である。
- 遷移温度領域における K_{Ia} の評価方法、及び K_{Ia} へのマスターカーブ法の適用性についての調査を行った。また、国内の原子炉容器鋼材に対して適切な K_{Ia} 曲線を設定することを目標に、 T_0 と T_{KIa} の相関関係から K_{Ia} 曲線を設定する手法、及び関連温度 RT_{NDT} をベースに K_{Ia} 曲線を設定する手法を検討し、最適な評価方法が得られた。
- 照射脆化予測法、破壊靱性評価法、高温予荷重効果評価法、残留応力評価法等について調査を行い、最新知見を反映させた高経年化原子炉压力容器に対する健全性評価方法として重要な項目を整理した。
- 新健全性評価基準の妥当性確認に資するため、各種評価方法等に対する確証試験計画の策定を検討した。

4.1.2 炉心領域部以外の部位に対する健全性評価法の調査

- き裂進展速度のばらつきに対する合理的な評価法として、Pathania らにより提案されている手法の適用性を検討した。また、原子炉压力容器下部、計装ノズル貫通部の PWSCC 損傷事例を調査した。
- 原子炉压力容器下部貫通部における経年劣化である PWSCC の評価法の整備の一環として、美浜 2 号機 SG 管台割れ、及び JNES の NSC 実規模モデルを対象に PASCAL-NP による試解析を実施し、コードの妥当性の確認を行った。その解析結果から、概ね妥当であるとの結果を得るとともに、解析手法の高度化に向けて課題を抽出した。

4.1.3 確率論的評価手法の適用性に関する調査

- PFM による TWCF と、CDF の関係性について整理するため、米国再評価プロジェクトにおける RPV 破損後のイベントツリーの分析について調査を行い、これらのパラメータ

の関係を明らかにした。

- 想定き裂、鋼材、中性子照射量の不確かさの取り扱いに関する課題の整理を行うとともに、複数のき裂及び複数の過渡事象を考慮した場合の TWCF の算出方法に関する情報の整理を行った。
- 決定論と確率論の相関や、実機 BWR への適用、圧力-温度制限に対するオプションの検討等に対する各国の PFM 活用の事例を調査し、最新知見をとりまとめた。
- 米国の欠陥分布データを調査するとともに、PASCAL3 を用いて米国の表面欠陥及び母材部の内部欠陥データ事例を参考として PFM 解析を実施した。また、供用前及び供用期間中検査等を念頭において、想定欠陥個数が異なる場合の TWCF を求め、PFM 解析の活用方策の事例を示した。

4.1.4 確率論的評価手法の標準化に関する調査

- PFM 解析コードを用いた RPV の健全性評価手法の標準化に向けて、関連する専門家からの意見等を踏まえて、PFM 解析の標準解析要領としての指針案を作成した。
- 標準的入力データ及び標準的解析手法に関して、荷重条件、応力拡大係算出式等について、本事業で適用するデータ及び手法を選定した。
- 解析コードの信頼性確認方法の検討として、FAVOR の信頼性確認方法を参考に、PASCAL3 に必要となる信頼性確認項目を「確率変数」と「評価フロー・評価式」に分類し、それぞれの実施方法を策定するとともに、一部の項目の信頼性確認を実施した。

4.2 今後の課題

4.2.1 現行の健全性評価方法に関わる調査

- 想定すべき荷重条件について、従来知見に基づく現行評価法の保守性確認を行うため、三次元熱水力解析に関する検討を進め、最新知見に基づく評価法と現行評価法の相違の技術的根拠等を明確化する。
- 耐圧機能喪失に関するき裂伝播停止靱性を用いた破壊力学評価法について、 K_{Ia} 曲線及び T_0 と T_{KIa} の相関式の国産鋼材への適用性を確認するとともに、確率論的評価への適用を図る。
- 脆化予測法、破壊靱性評価法、健全性評価法等について、国内外の最新知見を継続調査し、逐次現行評価法の保守性確認等に反映する。

4.2.2 炉心領域部以外の部位に対する健全性評価法の調査

- 原子炉压力容器の炉底部を中心に、ニッケル基合金の SCC を対象として、実機事例等を参考に、決定論及び確率論的健全性評価手法を改良・整備する。

4.2.3 確率論的評価手法の適用性に関する調査

- 感度解析等を通じて、PTS 時健全性評価の不確かさや保守性の定量化を進める。
- 想定き裂や検査への評価結果の反映や、圧力-温度制限に対する評価等、具体的な活用方策を提示できるように検討を進める。

4.2.4 確率論的評価手法の標準化に関する調査

- 標準解析要領（指針案）の見直しを行う。
- 標準的入力データ及び解析手法の整備、及び解析コードの信頼性確認を継続する。
- 必要に応じて解析コード PASCAL3 の改良を行う。

以上