平成25年度

地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発

報告書

(第1分冊)

-人工バリア品質/健全性評価手法の構築-オーバーパック

平成 26 年 3 月

公益財団法人 原子力環境整備促進・資金管理センター

本報告書は、経済産業省からの委託研究として、公益財 団法人 原子力環境整備促進・資金管理センターが実施し た、平成25年度地層処分技術調査等事業 処分システム 工学確証技術開発のうち、人工バリア品質/健全性評価手 法の構築-オーバーパックーの開発成果を取りまとめた ものです。

報告書の構成

平成25年度 地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発の報告書は、以下の分 冊により構成されている。

当該報告書	分冊名	報告書の標題
0	◎ 第1八冊	処分システム工学確証技術開発 人工バリア品質/健全性評価
	₩ 1 Ji III	手法の構築-オーバーパック
	安っ八冊	処分システム工学確証技術開発 人工バリア品質/健全性評価
	弗 2 万 冊	手法の構築-緩衝材
	第3分冊	処分システム工学確証技術開発 モニタリング関連技術の整備
	第4分冊	自然災害に対する操業期間中の安全対策に関わる基盤技術の開発

目次

第1章研	f究の目的および概要	1-1
1.1 処分	テシステム工学確証技術開発の背景、および目的	1-1
1.1.1	開発の背景	1-1
(1)	処分システム工学確証技術開発	1-1
(2)	自然災害に対する操業期間中の安全対策に関る基盤技術の開発	1-3
1.1.2	開発項目の相互関係	1-3
1.2 才-	-バーパックの製作に係わるこれまでの開発成果	1-5
1.2.1	遠隔操作技術高度化開発(溶接・検査技術)	1-5
(1)	開発の目的	1-5
(2)	開発の成果	1-6
1.2.2	人工バリア品質評価技術の開発(オーバーパック)	1-8
(1)	開発の目的	1-8
(2)	開発の成果	1-8
1.2.3	操業システムの成立性1	-10
(1)	操業システムと成立性1	-10
(2)	溶接・検査システムと成立性1	-10
1.2.4	開発課題の提示1	-11
(1)	構造健全性に係わる課題1	-12
(2)	腐食健全性に係わる課題1	-12
(3)	健全性評価手法、工学技術への反映1	-12
1.3 全位	本計画1	-13
1.3.1	開発方針1	-13
1.3.2	5年間の開発計画1	-13
1.3.3	平成 25 年度の実施項目1	-15
(1)	オーバーパック健全性評価技術の構築方法(第2章)1	-15
(2)	材料の経年劣化に関する検討(第3章)1	-15
(3)	超音波探傷による欠陥測定精度向上に関する検討(第4章)1	-15
(4)	現象理解のための腐食試験(第5章)1	-15
(5)	腐食メカニズム解明のための腐食試験(第6章)1	-16
(6)	まとめ(第7章)1	-16
第2章才	ーバーパック健全性評価技術の構築方法	2-1
2.1 健全	全性評価技術の基本概念	2-1
2.1.1	オーバーパックの要件と機能	2-1

(1)	安全確保のための要件	
(2)	設計要件の整理	
2.1.2	オーバーパックの健全性	
2.1.3	遠隔操作技術高度化開発で提示した健全性評価モデル	2-3
(1)	健全性評価モデルの概念	
(2)	維持規格の考え方に基づくモデル(案)	
(3)	評価モデル成立のための仮定、条件	
(4)	仮定、条件に対する検討方法	
2.2 健全	≥性評価手法と工学技術への反映	
2.2.1	これまでの開発における評価方法	
(1)	リファレンスケースでの仕様の考え方	
(2)	処分システム工学要素技術高度化開発における開発方法	
(3)	健全性評価手法の構築における課題	
2.2.2	個別事象に対する健全性評価手法の考え方	
2.2.3	製作プロセスと品質管理	2-10
2.3 健全	全性評価手法の構築	2-13
2.3.1	腐食健全性評価の考え方	2-15
(1)	腐食評価	2-15
(2)	長期健全性評価における腐食の意味	2-15
(3)	健全性を確保するための検討フロー(案)における腐食代の設定	2-16
2.3.2	構造健全性評価の考え方	2-17
(1)	オーバーパックに欠陥が存在しない場合(強度評価)	
(2)	オーバーパックに欠陥が存在する場合(欠陥評価)	2-21
(3)	強度評価	
(4)	欠陥評価	2-24
2.4 まと	<u>-</u> め	2-28
2.4.1	平成 25 年度の成果	2-28
2.4.2	5年間の研究開発計画	2-29
第3章材	料の経年劣化に関する検討	
3.1 背景	そおよび目的	
3.2 照身	†脆化に関する情報整理	3-3
3.2.1	軽水炉および金属キャスクにおける中性子照射脆化に関する調査	3-3
(1)	軽水炉で照射脆化が懸念される部位	3-3
(2)	金属キャスクの照射脆化	
(3)	照射脆化の管理方法	
3.2.2	海外のガラス固化体処分容器の中性子照射脆化に関する調査	

(1)	スウェーデン SKB	3 - 13
(2)	フランス ANDRA	3-14
3.2.3	オーバーパックの照射脆化について	3-15
3.3 オー	-バーパックの中性子照射線量評価	3-16
3.3.1	背景および目的	3-16
3.3.2	第2次取りまとめにおける計算条件の調査および再現計算	3-17
(1)	インベントリ設定および線量計算条件の調査	3-18
(2)	ガラス固化体インベントリおよび線量当量率に関する再現計算結果	3-25
3.3.3	最新法を用いたインベントリ計算方法の検討	3-36
(1)	計算コードおよび計算条件	3-36
(2)	インベントリ計算結果	3 - 36
3.3.4	最新の照射線量の計算方法に関する調査・検討	3-39
(1)	計算条件	3-39
(2)	線量率の計算結果	3-39
3.3.5	まとめ	3-41
(1)	第2次取りまとめにおける計算条件の調査	3 - 41
(2)	最新法を用いたインベントリ設定方法の検討	3-41
(3)	最新の照射線量の計算方法に関する調査・検討	3 - 41
3.4 構造	き健全性におよぼす水素脆化の影響	
3.4.1	これまでの成果	3-42
3.4.2	水素脆化に関する今後の課題	
3.5 まと	<u>-</u> Ø	3-43
3.5.1	照射脆化に関する情報整理	3-43
3.5.2	オーバーパックの照射線量評価	3-43
3.5.3	構造健全性におよぼす水素脆化の影響	3-43
3.5.4	5 年間の計画	3-44
第4章 超	音波探傷による欠陥測定精度向上に関する検討	
4.1 背景	長および目的	
4.2 昨年	F度までの超音波探傷システムに関する研究開発成果	4-1
4.3 解材	fによる測定誤差の定量化	
4.3.1	探傷システムの校正および調整に起因する誤差評価	
4.3.2	エコーシミュレーションによる誤差評価	4-5
(1)	解析条件	
(2)	解析結果	
(3)	測定誤差の定量化	4-14
(4)	欠陥寸法測定誤差の低減方法の提案	

4.4 溶接試験体の欠陥の調査	
4.4.1 自然欠陥溶接試験体の超音波探傷試験結果	
(1) 溶接試験体	
(2) 超音波探傷試験結果	
4.4.2 RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体の断面マクロ調査	4 - 23
(1) 断面マクロ調査手順	
(2) 溶接欠陥の寸法および位置の分析および測定結果	
4.4.3 PhA 法による欠陥寸法および位置の測定結果	
4.4.4 超音波探傷試験における測定誤差	
4.5 まとめ	
4.5.1 5 年間の計画	
第5章 現象理解のための腐食試験	5-1
5.1 背景	5-1
5.2 課題の設定	
5.2.1 オーバーパック長期健全性における腐食の位置付け	
(1) 長期健全性評価における腐食の優先度	5-3
(2) 健全性を確保するための検討フロー(案)における腐食代の設定	5-3
5.2.2 実験と現場の違い	
(1) オーバーパックと試験片の大きさ	
(2) 地下環境と実験室の環境	5-5
(3) 緩衝材の挙動	
5.2.3 腐食試験の位置付け	5-6
(1) 単純系での腐食試験(5.3 単純系での腐食試験)	5-6
(2) 複雑系での腐食試験(5.4 複雑系での腐食試験)	5-6
5.3 単純系での腐食試験	5-9
5.3.1 耐食性評価試験に供した溶接試験体	
(1) TIG 溶接試験体	5-9
(2) MAG 溶接	5-10
(3) 電子ビーム溶接	5-11
5.3.2 酸化性雰囲気での浸漬試験	5-13
(1) 概要	5-13
(2) 選択腐食に対する工学的対策	5-14
(3) 自然浸漬試験による改善効果の確認	5-14
(4) 試験方法	5-14
(5) 試験結果	5-17
(6) 改良溶接材料 B の溶接部品質改善効果	5-23

(7)	酸化性雰囲気での浸漬試験のまとめ	5-23
5.3.3	還元性雰囲気での浸漬試験	5-25
(1)	概要	5-25
(2)	平均腐食速度の評価	
(3)	水素吸収挙動の評価	5-26
(4)	還元性雰囲気での浸漬試験の維持管理	5-27
(5)	還元性雰囲気での浸漬試験のまとめ	5-27
5.3.4	応力腐食割れ	5-29
(1)	概要	
(2)	応力腐食割れ感受性評価試験	
(3)	定荷重条件によるき裂生起の確認	5-31
(4)	試驗結果	5- 33
(5)	考察	
(6)	まとめ	5-57
5.3.5	閉じ込め性を付与した処分容器の代替材料の検討(チタン)	5-58
(1)	背景	5-58
(2)	低酸素雰囲気での腐食速度測定	5-60
(3)	測定結果	5- 64
(4)	まとめ	5-69
5.3.6	単純系での腐食試験まとめ	5-70
(1)	平成 25 年度の成果	5-70
(2)	単純系での腐食試験の5ヵ年計画	5-71
5.4 複杂	推系の腐食試験	5-72
5.4.1	背景および目的	5-72
(1)	概要	5-72
(2)	平成 25 年度の実施内容	5-72
5.4.2	複雑系での試験の位置付け	5-72
(1)	工学規模試験	5-72
(2)	小規模要素試験	5-73
(3)	地上ラボ試験	5-73
5.4.3	工学規模試験	5-74
(1)	地上施設での腐食試験の位置付け	5-74
(2)	地下調査施設での腐食試験の位置付け	5-76
(3)	幌延 URL における試験孔の掘削	5-80
(4)	地下試験孔道での腐食試験装置の設置方法の検討	5-99
(5)	地下試験条件模擬による地上試験計画案	

(6)	緩衝材ブロックの飽和時間に関する検討	5-114
(7)	オーバーパック加熱装置の概念設計	5-136
(8)	組立て性を考慮した試験孔の蓋の概念設計	5-137
(9)	溶接付き模擬オーバーパックの製作	5-140
5.4.4	小規模要素試験	5-149
(1)	小規模要素試験の位置付け	5-149
5.4.5	地上ラボ試験	5-149
(1)	地上ラボ試験の位置付け	5-149
(2)	検討課題の設定	5-149
(3)	地上ラボ試験の実施手順	5-150
(4)	共通試験体を使用する試験計画の立案	5-151
(5)	共通試験体	5-151
5.4.6	複雑系での腐食試験まとめ	5-155
(1)	平成 25 年度の成果	5-155
(2)	複雑系での腐食試験の5ヵ年計画	5-156
第6章メ	カニズム解明のための腐食試験	6-1
6.1 課是	重の設定	6-1
6.2 溶热	妾部材料因子の影響評価	6-2
6.2.1	概要	6-2
6.2.2	耐食性評価試験から課題の抽出	6-2
6.2.3	化学成分を統一した溶接試験体の作製	6-3
6.2.4	溶接品質改善に寄与する添加元素の適用範囲の確認	6-4
(1)	概要	6-4
(2)	試験に供した材料	6-4
(3)	試験方法	6-4
(4)	試験結果	6-5
(5)	試験前後の電位差	6-5
(6)	化学成分の腐食量に与える影響度評価	6-27
6.3 緩衝	新材の影響	6-32
6.3.1	応力腐食割れ感受性試験における緩衝材の影響	6-32
6.3.2	媒体としての緩衝材の取扱い	6-32
6.3.3	媒質としての緩衝材の性状調査	6-32
(1)	パラメータの整理	6-32
(2)	評価手法の検討	6-32
(3)	検討の進め方について	6-33
6.4 まと	: め	6-33

6.4.1	全面腐食挙動におよぼす溶接部材料因子の影響	6-33
(1)) 溶接部品質改善手法の冗長性の確認	6 - 33
(2)) 金属組織の影響評価試験の計画立案	6-33
6.4.2	2 耐食性評価試験における緩衝材の取扱い	6 - 33
6.4.3	3 5年間の実施計画	6 - 34
第7章 ま	まとめ	7-1
7.1 オー	ーバーパックの健全性評価手法の構築	7-1
7.2 材料	料の経年劣化に関する検討	7-1
7.3 超	音波探傷による欠陥測定精度向上に関する検討	7-2
7.4 現1	象理解のための腐食試験	7-2
7.4.1	単純系での腐食試験	7-2
(1)) 酸化性雰囲気での浸漬試験	7-2
(2)) 還元性雰囲気での浸漬試験	7-3
7.4.2	2 複雑系での腐食試験	7-3
(1))複雑系での腐食試験の位置付けの設定	7-3
(2)) 工学規模試験	7-3
(3)) 地上ラボ試験	7-4
7.5 腐1	食メカニズム解明のための腐食試験	7-4
7.5.1	全面腐食挙動におよぼす溶接部材料因子の影響	7-4
(1)) 溶接部品質改善手法の冗長性の確認	7-4
(2)) 金属組織の影響評価試験の計画立案	7-5
7.5.2	? 耐食性評価試験における緩衝材の取扱い	

図目次

図 1.1.2-1	処分システム工学確証技術開発の全体概要と各課題の関係	1-4
図 1.2.1-1	遠隔高度化開発-溶接・検査技術の成果[2]	1-7
図 1.2.2-1	人工バリア品質評価技術の開発-オーバーパックの成果	1-9
図 1.2.3-1	構築した溶接・検査システム例(TIG 落し蓋構造)[4]	1-10
⊠ 1.2.3-2	処分システム工学要素技術高度化開発の成果	1-11
図 2.1.1-1	オーバーパックの安全確保のための要件の整理	2-3
図 2.1.3-1	オーバーパック長期健全性評価モデル(案)と課題[2]	2-4
図 2.2.1-1	リファレンスケースのオーバーパックの仕様の根拠	2-6
図 2.2.1-2	平成24年度までのオーバーパックの工学的実現性の検討の流れ	2-7
図 2.2.1-3	外挿による長期健全性評価と課題	2-8
図 2.2.2-1	健全性評価手法から要求される初期品質	2-9
図 2.2.3-1	オーバーパックの製作プロセスの例	2-10
図 2.2.3-2	溶接・検査システム例(TIG 落し蓋構造)[2]	2-11
図 2.2.3-1	健全性を有するオーバーパックの板厚の妥当性を確認するための検討	フロー2-14
図 2.3.1-1	オーバーパックの候補材料の選定フロー(検討例)	2-16
図 2.3.2-1	埋設後に想定されるオーバーパックの破損要因[5]	2-18
図 2.3.2-2	応力-ひずみ線図の模式図(軟鋼)	2-19
図 2.3.2-3	①欠陥なし、材料劣化なし	2-20
図 2.3.2-4	②欠陥なし、材料劣化あり	2-21
図 2.3.2-5	③欠陥あり(成長なし)、材料劣化なし	2-23
図 2.3.2-6	④欠陥あり(成長なし)、材料劣化あり	2-23
図 2.3.2-7	⑤欠陥あり(成長あり)、材料劣化あり	2-24
図 2.3.2-8	欠陥に関する許容基準の考え方	2-26
図 2.3.2-9	材料劣化を考慮したオーバーパックの欠陥評価方法	2-27
図 3.2.1-1	材料の経年劣化に関する検討の流れ	3-2
図 3.2.1-2	降伏強度の増加に対する線量率の依存性[4]	3-3
図 3.2.1-1	PWR での中性子照射脆化評価部位[5]	3-5
図 3.2.1-2	材料温度とシャルピー吸収エネルギーの関係の模式図[10]	3-7
図 3.2.1-3	三次元アトムプローブ法による鋼中のクラスター形成状況[10]	3-9
図 3.2.1-4	低温、低中性子束条件下の中性子照射脆化予測法[23]	3-12
図 3.2.2-1	放射性廃棄物処分容器構造[31]	3 - 14
図 3.2.2-2	放射性廃棄物処分容器の解析モデル[31]	3-14

义	3.2.2-3	ANDRAのオーバーパック形状[32]	8-15
义	3.3.1-1	照射脆化に関する検討の流れ	8-17
义	3.3.2-1	インベントリ設定の計算フロー	3-23
义	3.3.2-2	オーバーパック線量計算モデル[42]	8-25
义	3.3.2-3	短半減期核種(T _{1/2} ≦30Y)の放射能の経時変化の比較	3-29
义	3.3.2-4(1/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較	3-30
义	3.3.2-4(2	2/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較	3-31
义	3.3.2-4(3/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較	3-32
义	3.3.2-4(4	4/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較	3-33
义	3.3.2-5	ガラス固化体1本あたりの全放射能の経時変化	3-34
义	3.3.2-6	第2次取りまとめ計算結果と再現計算結果の比較(ガラス固化体1本あたりの	発熱
	量)…		3-34
义	3.5.4-1	材料の経年劣化に関する5か年計画	8-45
义	4.3.1-1	欠陥深さ位置と波の種類の関係	4-2
义	4.3.1-1	一般的な超音波探傷法における欠陥高さ測定法(端部エコー法)の原理	4-4
义	4.3.1-2	フェーズドアレイ法における欠陥高さ測定法(端部エコー法)の原理	4-4
义	4.3.2-1	フェーズドアレイ法探触子の解析モデル	4-8
义	4.3.2-2	フェーズドアレイ法におけるシミュレーション解析の解析モデル	4-8
义	4.3.2-3	フェーズドアレイ法におけるシミュレーション解析の方法(セクター走査のショ	ミュ
	レーシ	ョン解析)	4-9
义	4.3.2-4	シミュレーション解析結果の表示例(欠陥深さ 70MM、高さ 4MM、Y=80MM、横浜	皮)
			4-12
义	4.3.2-5	入射点距離の影響(横波) (D=10MM, H=4MM, 開口 32MM)	4-12
义	4.3.2-6	横波と縦波の比較(Y=50MM, D=70MM, H=4MM, 開口 32MM)	1- 13
义	4.3.2-7	開口寸法の影響(Y=50MM, D=70MM, H=4MM)	1- 13
义	4.3.2-8	欠陥深さ位置による測定誤差	1- 14
义	4.3.2-9	欠陥高さによる測定誤差4	1- 16
义	4.3.2-10) 欠陥長さの評価方法4	1- 16
义	4.3.2-11	開口寸法による測定誤差4	1 -17
义	4.3.2-12	: ビーム角による測定誤差4	1 -18
义	4.4.1-1	試験体の外観図[4]4	4-20
义	4.4.1-2	試験体の形状	1- 21
义	4.4.1-3	RPEBW の適用性確認試験後の試験体外観[4]4	4-21
义	4.4.1-4	RPEBW 定常部における試験体の断面マクロ観察結果[4]	4-22
义	4.4.1-5	PHA 法による探傷試験の実施状況[3]	4-23

図 4.4.1-6	PHA 法による RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体の探傷結果[3]	4-23
図 4.4.2-1	試験体の探傷結果(垂直探傷)	4-24
図 4.4.2-2	断面マクロ観察のための試験体切削加工の流れ	4-25
図 4.4.2-3	試験体の外観写真	4-26
図 4.4.2-4	試験体の垂直方向の断面マクロ	4-26
図 4.4.2-5	欠陥位置と座標の関係	4-28
図 4.4.2-6	断面マクロ調査結果(-1.0≦Y≦0.5)	4-29
図 4.4.2-7	断面マクロ調査結果(1.0≦Y≦2.5)	4-30
図 4.4.2-8	断面マクロ調査結果(3.0≦Y≦4.5)	4-31
図 4.4.2-9	断面マクロ調査結果(5.0≦Y≦7.5)	4-32
図 4.4.3-1	PHA 法による欠陥指示位置	4-33
図 5.1.1-1	炭素鋼の腐食シナリオ	5-2
図 5.2.1-1	オーバーパックの候補材料の選定フロー(検討例)	5-4
図 5.2.3-1	腐食試験の位置づけ	5-8
図 5.3.2-1	TIG 材の3年6ヶ月までの平均腐食速度に対する最大腐食深さ	5-14
図 5.3.2-2	酸化性雰囲気浸漬装置	5-16
図 5.3.2-3	試験片配置状況	5-16
図 5.3.2-4	365 日の浸漬終了直後のセル内の様子	5-17
図 5.3.2-5	改良材 B 365 日浸漬後(SBA 1)	5-19
図 5.3.2-6	改良材 B 365 日浸漬後(SBA 2)	5-20
図 5.3.2-7	改良材 B 365 日浸漬後(SBA 3)	5-21
図 5.3.2-8	GUMBEL プロット	5-22
図 5.3.2-9	酸化性雰囲気 人工海水 最大腐食深さ	5-24
図 5.3.3-1	還元性雰囲気における平均腐食速度の推移	5-25
図 5.3.3-2	還元性雰囲気における拡散性水素濃度の推移	5-26
図 5.3.3-3	還元性雰囲気での長期浸漬試験の実施状況(TIG)	5-27
図 5.3.3-4	還元性雰囲気での長期浸漬試験の実施状況(MAG)	5-28
図 5.3.3-5	還元性雰囲気での長期浸漬試験の実施状況(EBW)	5-28
図 5.3.4-1	EBW 溶接部の応力腐食割れ感受性におよぼす炭酸塩濃度と、緩衝材の影響	5-30
図 5.3.4-2	0.2M 炭酸塩+緩衝材共存下の定電位 SSRT 中断試験[20]	5-31
図 5.3.4-3	SSRT 用引張試験片	5-32
図 5.3.4-4	引張試験用ベントナイトカラム	5-32
図 5.3.4-5	SSRT 用電気化学セル模式図	5-33
図 5.3.4-6	経過時間と変位・荷重の関係(保持期間1日)	5-34
図 5.3.4-7	経過時間と電位・電流の関係(保持期間1日)	5-34

义	5.3.4-8	取り出し直後の試験片の状況(保持期間1日)	5-34
义	5.3.4-9	経過時間と変位・荷重の関係(保持期間8日間)	5-38
义	5.3.4-10	経過時間と電位・電流の関係(保持期間8日間)	5-38
义	5.3.4-11	取り出し直後の試験片の状況(保持期間8日間)	5-38
义	5.3.4-12	経過時間と変位・荷重の関係(保持期間21日間)	5-42
义	5.3.4-13	経過時間と電位・電流の関係(保持期間21日間)	5-42
义	5.3.4-14	取り出し直後の試験片の状況(保持期間21日間)	5-42
义	5.3.4-15	経過時間と変位・荷重の関係(保持期間56日間)	5-46
义	5.3.4-16	経過時間と電位・電流の関係(保持期間56日間)	5-46
义	5.3.4-17	取り出し直後の試験片の状況(保持期間56日間)	5-46
义	5.3.4-18	試験片の変位の経時変化の比較	5-50
义	5.3.4-19	試験片の変位の経時変化の比較(図 5.3.4-18の初期 15 時間を拡大)	5-51
义	5.3.4-20	変位-荷重曲線の比較	5-51
义	5.3.4-21	試験片の電流値の経時変化の比較	5-52
义	5.3.4-22	試験片の電流値の経時変化の比較(図 5.3.4-21 の初期 15 時間を拡大)	5-52
义	5.3.4-23	0.2M 炭酸塩+緩衝材共存下の定電位 SSRT 中断試験[20]	5-53
义	5.3.4-24	還元性浸漬試験の試験片(EB513)[18]	5-54
义	$5.3.5 \cdot 1$	チタンオーバーパックの腐食因果時系列系統図[1]	5-59
义	$5.3.5 \cdot 2$	アンプルの開封および水素ガス等の測定手順の概要	5-62
义	5.3.5-3	試験後の TI 試験片の外観	5-64
义	5.3.5-4	水素ガス発生等価腐食速度	5-65
义	5.3.5 - 5	水素吸収等価腐食速度	5-67
义	5.3.5-6	SIMS による浸漬試験後のチタン試験片の水素濃度分布分析	5-68
义	5.4.3-1 ±	地下試験を模擬した地上試験装置のイメージ	5-75
义	5.4.3-2	幌延 URL で実施予定のオーバーパック腐食試験の詳細図[31]	5-79
义	5.4.3-3	験坑道5位置図(左:地下研究施設鳥瞰図、右:350M坑道平面図)	5-80
义	5.4.3-4	試験坑道 5 平面図	5-80
义	5.4.3-5	試験孔の形状	5-81
义	5.4.3-6	試験孔の掘削位置(試験坑道 5)	5-82
义	5.4.3-7	試験孔位置マーキング	5-82
义	5.4.3-8	作業前現場養生状況	5-83
义	5.4.3-9	既設コンクリート切断状況(コンクリートカッター使用)	5-83
义	5.4.3-10	既設コンクリートハツリ状況(ブレーカー、ピックハンマー使用)	5-84
义	5.4.3-11	人力による掘削ガラ・浮石の除去状況	5-84
义	5.4.3-12	掘削ガラ・浮石除去完了	5-85
义	5.4.3-13	型枠作成状況	5-85

4 型枠設置状況
5 型枠設置完了
6 コンクリート打設①(材料練混ぜ)
7 コンクリート打設②(材料練混ぜ)
8 コンクリート打設③ (コンクリート型枠内投入)
9 コンクリート打設完了
20 型枠解体
1 孔壁保護コンクリート打設完了5-89
2 無収縮モルタル打設状況5-90
3 削孔状況(全景)
24 削孔状況(ピット内)5-91
5 底盤スライム除去状況
86 試験孔削孔完了
7 孔壁保護用の塩ビ管の設置5-98
8 試験孔内壁面撮影
29 オーバーパック溶接部腐食試験用試験孔 孔壁観察結果(深度:0.00M)5-96
30 オーバーパック溶接部腐食試験用試験孔 孔壁観察結果(深度:0.25M)5-95
1 オーバーパック溶接部腐食試験用試験孔 孔壁観察結果(深度:0.50M)5-95
2 オーバーパック溶接部腐食試験用試験孔 孔壁観察結果(深度:0.75M)5-95
3 オーバーパック溶接部腐食試験用試験孔 孔壁観察結果(深度:1.00M)5-96
4 オーバーパック溶接部腐食試験用試験孔 孔壁観察結果(深度:1.25M)5-9€
5 オーバーパック溶接部腐食試験用試験孔 孔壁観察結果(深度:1.50M)5-96
6 壁面観察スケッチ(オーバーパック溶接部腐食試験用:1/2)5-97
7 壁面観察スケッチ(オーバーパック溶接部腐食試験用: 2/2)5-98
8 事前組立試験装置案5-99
9 腐食試験装置の組立方法の検討(その 1)5-101
0 腐食試験装置の組立方法の検討(その 2)5-102
1 腐食試験装置の組立方法の検討(その 3)5-103
2 水分センサの外観
3 センサの設置方法(その 1)
4 センサの設置方法(その 2)
5 センサの設置方法(その 3)
6 SUS 台座上への緩衝材ブロックの設置5-107
7 鋼管の設置
8 模擬試験孔への設置
9 ケイ砂の充てん

図 5.4.3-50	注水後の様子	5-109
図 5.4.3-51	注水用ポット	5-110
図 5.4.3-52	体積含水率の経時変化	5-110
図 5.4.3-53	オーバーパック、緩衝材の取り出し	5-111
図 5.4.3-54	注水試験後の緩衝材(上部)	5-111
図 5.4.3-55	センサスリット部の水の浸潤の様子(その1)	5-112
図 5.4.3-56	センサスリット部の水の浸潤の様子(その2)	5-113
図 5.4.3-57	センサスリット部の水の浸潤の様子(その3)	5-113
図 5.4.3-58	腐食試験の概要	5-115
図 5.4.3-59	解析領域	5-115
図 5.4.3-60	緩衝材内の飽和度の経時変化(Case01)	5 - 119
図 5.4.3-61	緩衝材内の含水比の経時変化(CASE01)	5 - 119
図 5.4.3-62	緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case01)…	5-120
図 5.4.3-63	緩衝材内の温度の経時変化(Case02)	5-121
図 5.4.3-64	緩衝材内の飽和度の経時変化(Case02)	5-121
図 5.4.3-65	緩衝材内の含水比の経時変化(Case02)	5-122
図 5.4.3-66	温度分布の変化(CASEO2)	5-122
図 5.4.3-67	緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case02)	5-123
図 5.4.3-68	緩衝材内の温度の経時変化(Case03)	5-124
図 5.4.3-69	緩衝材内の飽和度の経時変化(Case03)	5-124
図 5.4.3-70	緩衝材内の含水比の経時変化(Case03)	5-125
図 5.4.3-71	温度分布の変化(CASEO3)	5-125
図 5.4.3-72	緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case03)	5-126
図 5.4.3-73	緩衝材内の温度の経時変化(Case04)	5-126
図 5.4.3-74	緩衝材内の飽和度の経時変化(Case04)	5-127
図 5.4.3-75	緩衝材内の含水比の経時変化(Case04)	5-127
図 5.4.3-76	温度分布の変化(Case0 4)	5-128
図 5.4.3-77	緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case04)	5-128
図 5.4.3-78	緩衝材内の飽和度の経時変化(Case01X)	5-130
図 5.4.3-79	緩衝材内の含水比の経時変化(Case01X)	5-131
図 5.4.3-80	緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(CASE01X)	5-131
図 5.4.3-81	緩衝材内の温度の経時変化(Case02X)	5-132
⊠ 5.4.3-82	緩衝材内の飽和度の経時変化(Case02X)	5-133
図 5.4.3-83	緩衝材内の含水比の経時変化(Case02X)	5- 133
図 5.4.3-84	温度分布の変化(CASEO2X)	5-134
図 5.4.3-85	緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case02X)	5-134

义	5.4.3-86	ヒータ概要図	5-136
义	5.4.3-87	試験孔状況	5-137
义	5.4.3-88	オーバーパック溶接試験体寸法(単位:MM)	5-141
义	5.4.3-89	鍛造工程	5-141
义	5.4.3-90	鍛造作業その1	5-142
図	5.4.3-91	鍛造作業その2	5-142
汊	5.4.3-92	鍛造後の外観	5-142
义	5.4.3-93	機械加工後の形状、寸法	5-143
义	5.4.3-94	溶接状況	5-143
义	$5.4.3 \cdot 95$	ビード外観(TP No.1)	5-144
义	5.4.3-96	組織観察結果 100 倍	5-146
义	5.4.3-97	組織観察結果 400 倍	5-146
义	5.4.3-98	PT結果(TP No.1)	5-147
义	5.4.3 - 99	アクリルパイプ中の溶接後試験体(TP No.1)	5-148
义	5.4.3-100) 溶接後試験体とアクリルパイプ間の隙間	5-148
义	5.4.5-1	地下試験実施の必要条件を踏まえた地上試験の位置づけおよび実施手順	5-150
义	$5.4.5 \cdot 2$	共通試験体の概念図	5-152
义	5.4.5 - 3	共通試験体容器製作図	5-153
义	5.4.5-4	Φ98MM(厚さ 50MM)緩衝材ブロック	5-154
义	5.4.5 - 5	Φ40MM(厚さ 5MM)緩衝材ブロック	5-154
义	6.2.3-1	同一化学組成試験体の製作例方法の概要	6-4
义	6.2.4-1	定電位分極試験装置構成	6-5
义	6.2.4-2	模擬溶接金属 No.1 の結果	6 - 6
义	6.2.4-3	模擬溶接金属 No.2 の結果	6-7
义	6.2.4-4	模擬溶接金属 No.3 の結果	6-8
义	6.2.4-5	模擬溶接金属 No.4 の結果	6-9
义	6.2.4-6	模擬溶接金属 No.5 の結果	6-10
义	6.2.4-7	模擬溶接金属 No.6 の結果	6-11
义	6.2.4-8	模擬溶接金属 No.7 の結果	6-12
义	6.2.4-9	模擬溶接金属 No.8 の結果	6-13
义	6.2.4-10	模擬溶接金属 No.9 の結果	6-14
义	6.2.4-11	模擬溶接金属 No.10 の結果	6-15
义	6.2.4-12	模擬溶接金属 No.11 の結果	6-16
义	6.2.4-13	模擬溶接金属 No.12 の結果	6-17
汊	6.2.4-14	模擬溶接金属 No.13 の結果	6-18

义	$6.2.4 \cdot 15$	模擬溶接金属 No.14 の結果	6-19
义	6.2.4-16	模擬溶接金属 No.15 の結果	6-20
义	6.2.4-17	模擬溶接金属 No.16 の結果	6-21
図	6.2.4-18	模擬溶接金属 No.17 の結果	6-22
汊	6.2.4-19	模擬溶接金属 No.18 の結果	6-23
図	6.2.4-20	MAG 母材の結果	6-24
义	6.2.4-21	MAG 熱影響部の結果	6-25
义	6.2.4-22	定電位分極後の HAZ 試験片との電位差(-600mV vs. SCE)	6-26
义	6.2.4-23	定電位分極後の HAZ 試験片との電位差(-700mV vs. SCE)	6-26
义	6.2.4-24	熱影響部試験片との電位差(試験後)に対する化学成分の要因効果図	6-28
义	6.2.4-25	熱影響部試験片との電位差(試験後)に対する化学成分の要因効果図	6-29
义	6.2.4-26	電気量から算出した腐食減量に対する化学成分の要因効果図	6-30
义	6.2.4-27	電気量から算出した腐食減量に対する化学成分の要因効果図	6-31
义	6.3.3-1	電気化学的な媒体としての緩衝材の性状調査イメージ	6-33

表目次

表	1.1.2-1	処分システム工学確証技術開発の成果目標	1-5
表	1.3.2-1	人工バリア品質/健全性評価手法の構築-オーバーパック-の5ヵ年の開	発計画.
			1 - 14
表	2.1.1-1	オーバーパックの設計要件[1]	2-2
表	2.2.3-1	「TIG 溶接/落し蓋」ケースにおける技術課題	2-12
表	2.3.2-1	埋設後のオーバーパックの破損要因(文献[5]に一部追加)	2-17
表	2.3.2-2	欠陥評価における検討項目	2-26
表	2.4.2-1	健全性評価に関する研究計画	2-30
表	3.2.1-1	JEAC4201-2004 版の国内脆化予測式の適用範囲[19]	3-8
表	3.2.1-2	JEAC4201-2007版の国内脆化予測法の適用範囲[6]	3-10
表	3.2.2-1	鉄に対する低温、低中性子照射量での強度変化[34]-[36]	3 - 14
表	3.3.2-1	第2次取りまとめで使用された計算コードおよび核データライブラリ	3-18
表	3.3.2 - 2	ガラス固化体のインベントリ計算条件[41]	3-19
表	3.3.2 - 3	燃料ペレット中のウラン同位体不純物[41]	3-19
表	3.3.2-4	燃料不純物組成[41]	3-20
表	3.3.2-5	構造材組成データ[41]	3-21
表	3.3.2-6	ガラス固化体の仕様[41]	3-22
表	3.3.2-7	各物質の組成[42]	3 - 24
表	3.3.2-8	・処分後 1,000 年時点における核種毎の放射能の比較(従来法)(1MTU あ	たりの放
	射能)		3-27
表	3.3.2-9	ガラス固化体一本あたりの発熱量の比較(従来法)	3-28
表	3.3.2-1	0 炉取出し後 34 年時点のオーバーパック表面および 1M における線量当量 ³	率の比較
	(Ori	IGEN2.1 + MCNP-4A)	3-35
表	3.3.3 - 1	処分後 1,000 年時点における核種毎の放射能の比較(ORIGEN2.2-UPJ)	3-37
表	3.3.3 - 2	ガラス固化体一本あたりの発熱量の比較(ORIGEN2.2-UPJ)	3-38
表	3.3.3 - 3	線源強度(ORIGEN2.2-UPJ)	3-39
表	3.3.4 - 1	処分後0年時点のオーバーパック表面近傍の線量当量率の比較(MCNP-5)) (炉取
	出から	ら処分までの期間 34 年)	3-40

表 4.3.2-1	解析条件のマトリックス	4-7
表 4.3.2-2	セクター走査の条件	
表 4.3.2-3	解析結果から評価した欠陥高さ	

表 4.3.2-4	欠陥深さ位置による測定誤差	4-14
表 4.3.2-5	欠陥高さによる測定誤差	4-15
表 4.3.2-6	開口寸法による測定誤差	4-17
表 4.3.2-7	ビーム角による測定誤差	4-18
表 4.4.1-1	RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体の溶接条件[4]	4-20
表 4.4.1-2	SF340A の化学成分(規格値、WT%)	4-20
表 4.4.1-3	試験体の化学成分(ミルシート値、WT%)[4]	4-20
表 4.4.2-1	研削ピッチと観察面数	4-24
表 4.4.2-2	溶接金属中央からの欠陥の距離と座標の関係(1/2)	4-27
表 4.4.3-1	PHA 法により測定された欠陥のピーク位置および欠陥先端の座標	4-33
表 4.4.4-1	フェーズドアレイでの欠陥と断面マクロでの欠陥との関係	4-35
表 4.4.4-2	断面マクロ調査と PHA 法による欠陥位置測定結果の比較	4-35
表 4.4.4-3	断面マクロ調査と PHA 法による欠陥高さ測定結果の比較	4-35
表 4.5.1-1	超音波探傷試験に関する5か年計画	4-37
表 5.2.2-1	緩衝材間隙水中の化学種の濃度範囲と PH の範囲(計算値)[1]	5-5
表 5.3.1-1	TIG 溶接試験の条件	5-9
表 5.3.1-2	MAG 溶接試験の条件	5-10
表 5.3.1-3	EBW 溶接試験の条件	5-11
表 5.3.1-4	溶着金属および溶接材料の化学成分分析結果	5-12
表 5.3.2-1	人工海水組成[25]	5-15
表 5.3.2-2	溶接試験体の化学成分	5-18
表 5.3.2-3	改良溶接材料 B (人工海水)の試験結果	5-22
表 5.3.2-4	改良溶接材料 B (人工海水 365 日浸漬)の極値統計解析結果	5-22
表 5.3.4-1	SEM 像: EB4614 [EBW 母材] /緩衝材(1.6G/CM ³)/0.2M 炭酸塩溶液	5-35
表 5.3.4-2	SEM 像: EB4612 [EBW 母材] /緩衝材(1.6G/CM ³)/0.2M 炭酸塩溶液	5-39
表 5.3.4-3	SEM 像: EB4615 [EBW 母材] /緩衝材(1.6G/CM ³)/0.2M 炭酸塩溶液	5-43
表 5.3.4-4	SEM 像: EB4613 [EBW 母材] /緩衝材(1.6G/CM ³)/0.2M 炭酸塩溶液	5-47
表 5.3.4-5	EB513 [EBW 母材] /還元性浸漬試験での試験片[18]	5-55
表 5.3.5-1	供試材の化学成分のミルシート値	5-60
表 5.3.5-2	長期浸漬試験に用いた TI 合金試験片の一覧	5-60
表 5.3.5-3	加工影響評価のためのアンプルー覧	5-61
表 5.3.5-4	アンプル中の発生水素ガス量測定結果および等価腐食速度	5-65
表 5.3.5-5	チタン試験片中の水素濃度分析結果および等価腐食速度	5-66
表 5.3.5-6	水素ガス発生量および水素吸収量の等価腐食速度および水素吸収率	5-67
表 5.4.3-1	壁面観察結果 (オーバーパック溶接部腐食試験用)	5-94

表	5.4.3-2	注水前の体積含水率の指示値	5-109
表	5.4.3-3	淡水系地下水を対象とした解析ケース	5-116
表	5.4.3-4	解析パラメータ(緩衝材)	5-117
表	5.4.3-5	解析パラメータ(岩盤)	5-118
表	5.4.3-6	解析パラメータ(緩衝材、海水条件)	5-129
表	5.4.3-7	解析ケース(海水条件)	5-130
表	5.4.3-8	解析ケースと解析結果	5-135
表	5.4.3-9	蓋部固定方法一覧(案)	5-138
表	5.4.3-10	・オーバーパック溶接試験体の化学成分計画値 MASS %	5-140
表	5.4.3-11	SFVC1の機械的特性	5-141
表	5.4.3-12	2 化学成分分析結果(%)	5-145
表	5.4.3-13	常温引張試験結果	5-145
表	$5.4.5 \cdot 1$	共通試験体用供試材(STPT370)の材料規格	5-153
表	5.4.6-1	複雑系での腐食試験 5年間の工程表(案)	5-157

表 6.2.2-1	溶接手法ごとの浸漬試験の結果	6-2
表 6.2.4-1	熱影響部に対する電位差におよぼす化学成分の影響の分散分析表	6-28
表 6.2.4-2	熱影響部に対する電位差におよぼす化学成分の影響の分散分析表	6-29
表 6.2.4-3	電気量から算出した腐食減量におよぼす化学成分の影響の分散分析表	6-30
表 6.2.4-4	電気量から算出した腐食減量におよぼす化学成分の影響の分散分析表	6-31

第1章 研究の目的および概要

1.1 処分システム工学確証技術開発の背景、および目的

1.1.1 開発の背景

我が国において、これまでの原子力発電の利用に伴って放射性廃棄物が既に発生しており、そ の処理・処分対策を着実に進める必要がある。高レベル放射性廃棄物(ガラス固化体)について は、地層処分に向けた取組が行われており、処分技術の信頼性向上に関する基盤技術の開発が、 最終処分のサイト選定プロセスを考慮して段階的に実施されている。

処分場の操業期間中におけるガラス固化体のオーバーパックへの封入・検査技術、オーバーパッ クの周囲に設置される緩衝材の施工技術及び人工バリアのモニタリング技術等の要素技術につ いて、サイト選定の第3段階である精密調査の前半段階(地上からの調査段階)において必要と なる基盤技術が整備されてきた。今後、さらなる処分技術の信頼性向上のためには実際の深部地 下環境での活用を通して、これらの工学的な要素技術の信頼性を高める必要がある。さらに、東 京電力福島第一原子力発電所事故を踏まえ、操業期間中における自然災害である巨大地震や巨大 津波等の操業期間中の安全対策に関る基盤技術の整備も喫緊の課題となっている。

本事業では、上記状況を踏まえ、今後5年程度の期間について処分場の操業期間中における人 エバリアの製作・施工技術及びモニタリング技術等の工学技術を、地下研究施設を活用して確証 していくとともに、自然災害に対する操業期間中の工学的対策に関する基盤技術の整備を行う。

(1) 処分システム工学確証技術開発

人工バリアとして、オーバーパック及び緩衝材の製作・施工技術について、深地層の環境を 考慮し、品質評価に必要な指標の提示や品質評価、健全性評価を行う。また、モニタリング技 術の地下研究施設での適用性確認を行う。

1) 人工バリア品質/健全性評価手法の構築-オーバーパック

実際の地下深部を想定した複合系でのオーバーパック溶接部の耐食性評価試験を実施する とともに、オーバーパック材料の機械的性質が長期健全性におよぼす影響を品質評価に取入れ るための調査・検討を実施する。

上記実施内容で得られる知見より、オーバーパックの長期健全性をより確実なものとするため、構造評価と腐食評価を合わせた、人工バリア性能を満足するオーバーパック指標の具体化 に資するものとする。

平成25年度は、オーバーパック溶接部健全性評価モデルの検討等を実施する。具体的には、 オーバーパックの設計、製作、評価の各段階で必要となる判断指標を抽出し、3つの検討項目 (腐食、材料劣化、欠陥)に大別する。そして、抽出した判断指標を提示するための健全性評 価モデル案を作成する。このモデル案を基に、5ヵ年の全体計画を立案する。腐食試験につい ては、地上及び地下施設を活用した試験計画を立案し、検討に着手する。また、材料劣化事象の一つである中性子照射脆化を予測するための、オーバーパックの照射線量計算について検討 を進める。さらに、非破壊検査による欠陥寸法測定の誤差について検討を実施する。

2) 人工バリア品質/健全性評価手法の構築-緩衝材

緩衝材の製作・施工技術について実規模試験などを通してその実現性が示された一方、緩衝 材の初期の密度分布は膨潤しても均質化せず密度分布が残ることや、隙間を有する緩衝材施工 において湧水量によってはパイピングが発生し、ベントナイトの成分が流出することが示され ている。

本開発では、処分環境(湧水量や水質等)を考慮した調査・検討を実施し、緩衝材施工法の 選定方法に定量的な評価を加える。さらに、緩衝材の性能劣化事象として懸念されるパイピン グ/エロージョン現象に対しては、工学的対策の提示に向けた調査・検討を実施する。また、 上記実施内容で得られる知見を取りまとめ、多様な技術により構築される人工バリアの品質/ 健全性評価に向け、人工バリア性能を満足する緩衝材指標の具体化に資するものとする。

平成25年度は、人工バリアの品質確認及び品質改善手法の検討等を実施する。具体的には、 今後5ヵ年の研究計画を立案するとともに、処分環境(湧水量や水質等)を考慮した調査によ り緩衝材施工法の選定方法を検討する。また、パイピング/エロージョンに対する工学的対策 に関する調査・検討及び人工バリア全体としての設計・施工仕様に関する検討を実施する。さ らに、地下施設を活用した試験計画を策定し、試験孔と設備の一部を施工する。平成25年度 は、人工バリアの品質確認及び品質改善手法の検討等を実施する。

3) モニタリング関連技術の整備

地層処分のためのモニタリングの目的を検討し、特に重点的な検討が必要な性能確認モニタ リングについて制約条件やパラメータの選定方法案を提示するとともに、地下研究施設におけ る地中無線通信装置の性能確認試験の成果を反映した技術メニューの整備を実施した。さらに、 併せて制度的管理としての記録保存について媒体の開発や国内外の調査を行い、基本的システ ム案を提示した。

本整備では、技術的選択肢検討の基盤となるモニタリングの枠組みや結果の反映方法等に関 する検討を、国際研究等への参画とフィードバック等により実施する。また、モニタリングの 技術的実現性の向上のため、バリア機能や処分場性能を保持したモニタリングシステムの確立 に向けた地中無線モニタリング技術の検討を、地下研究施設への反映を考慮して実施する。

上記で得られる知見より、セーフティーケース信頼性強化に資するモニタリングの技術選択 肢の整備を推し進め、モニタリングシステムの提示に資するものとする。

また、併せて制度的管理としての記録保存についても動向の調査を実施する。

平成25年度は、モニタリング技術に関する技術選択肢の整備等を実施する。具体的には、 国際共同研究 MoDeRn (Monitoring Developments for safe Repository operation and staged closure) プロジェクトによる検討成果の取りまとめにより検討課題を抽出し、5ヵ年の研究 計画を立案する。また、モニタリング結果の性能確認への反映方法に関する検討を実施すると ともに、研究開発成果や文献調査結果を反映した技術メニューの整備方針を検討する。さらに、 モニタリングの技術的実現性の向上のため、地中無線モニタリング技術について地下研究所に おける中継試験等を実施する。これらに加え、記録保存に関し OECD/NEA (The Nuclear Energy Agency of the Organisation for Economic Co-operation and Development) 等にお ける検討状況の調査を実施する。

(2) 自然災害に対する操業期間中の安全対策に関る基盤技術の開発

本開発では、東北地方太平洋沖地震を受け、事業主体が実施する地層処分施設の設計に反映 すべく、主に処分事業操業中の処分システムに対する地震・津波等の大規模な自然災害の影響 を検討し、安全確保のための対策技術を開発、提示する。

平成25年度は、上記の目標を5ヵ年で達成可能な調査及び試験に係る研究・試験計画を具体化する。さらに、具体化した研究・試験計画に基づき、技術課題に係る要素技術についての 調査及び解析的検討等を実施することにより、要素技術の適用性を確認する。また、異常状態・ 事故発生時の人工バリアの限界性能等に係る調査・試験を実施する。具体的には、平成24年 度に選定した「状況把握・監視技術」、「施設計画技術」及び「人工バリアの限界性能等の調 査試験」の3つの技術開発課題について、今後5ヵ年の研究・試験計画を具体化する。また、 具体化した研究・試験計画に基づき、異常時の状況把握・監視手順の整理と状況把握・監視に 係る現況技術の調査、及び処分パネルにおける火災事象等に対する安全確保のための施設計画 に係る調査・検討を実施する。さらに、人工バリアの火災影響についての解析的検討と試験に よるデータ取得及びキャニスタの腐食性の調査を実施する。

1.1.2 開発項目の相互関係

図 1.1.2-1 に処分システム工学確証技術開発の全体概要と検討課題の関連を示す。人工バリ アを構成する要素には、ガラス固化体、オーバーパック、緩衝材がある。人工バリアシステム に要求される機能は、ガラス固化体、オーバーパックまたは緩衝材のそれぞれ単独で成立する ものではなく、相互に影響をおよぼし合っている。仮に一つの人工バリアが機能を満たさなく なれば、人工バリアシステム全体としての機能が損なわれる可能性がある。

一般的な構造物とは異なり、地層処分の人工バリアは供用後(埋設後)の検査や必要に応じ た補修を行うことが難しい。供用後の検査を必要とせずに人工バリアの健全性を確保するため には、製作・施工の個々のプロセスで品質管理を実施する必要がある。各プロセスで品質保証 のために設定される判断指標は、バリア構成要素の相互の影響や不確実性を考慮できる健全性 評価手法により設定される必要がある。一方で、人工バリアの健全性評価のためには、モニタ リング技術を用いて処分場の環境条件を把握する必要がある。また、処分場閉鎖の判断要因の 一つとして、処分環境の安定性をモニタリングで確認することも必要になると考えられる。そ のためは、人工バリアおよびモニタリングに関する個別および境界の課題を抽出し、相互に共 有され検討を進める必要がある。さらに、処分場操業期間中に自然災害が発生すれば、その影 響により人工バリア機能が低下する可能性がある。処分場の安全確保のためには、必要に応じ て災害への対策技術を開発し、人工バリアの限界性能について把握しておくことが重要となる。 ただし、この安全対策により人工バリアシステムの機能が低下するようなことがあってはなら ない。人工バリアの限界性能を把握するためには、個々の人工バリアの特性だけでなく、シス テム全体としての機能に対する影響について検討する必要がある。また、その機能低下を推定 するためには、測定すべきパラメータについての検討や、人工バリアシステムの健全性に影響 をおよぼさないモニタリング方法の開発が必要となる。したがって、長期間の健全性を有する 人工バリアシステムの工学的実現性を示すためには、オーバーパック、緩衝材、モニタリング、 自然災害に対する安全対策の4つの検討項目について、それぞれの境界にある課題や個々の成 果などを共有しつつ研究開発を進める必要がある。本事業における5年間の成果目標を表 1.1.2-1に示す。



図 1.1.2-1 処分システム工学確証技術開発の全体概要と各課題の関係

		H25	H26	H27	H28	H29	
(1)処分システム工学確証技術開 発							
	1)人工バリア品質/健 全性評価手法の構築- オーバーパック	・判断指標の抽出 ・健全性評価モデ ル案の作成 ・研究開発計画策 定	・判断指標に影 響する劣化事 象の抽出	・破壊評価に基 づく限界欠陥寸 法の提示	・材料劣化を考 慮した品質評価 法の提案	・品質評価/健 全性評価手法の 提案	
	2)人エバリア品質/健 全性評価手法の構築- 緩衝材	・緩衝材の品質評価 項目の抽出 ・研究開発計画策定	 ・エロージョンによる性能劣化事象 (流入量、液種)の定量化 	・ウォーターマネジ メント(人工注水、 グラウト等)の実施 方法・課題の提案	・緩衝材の設計・ 施工仕様策定に 資する指標範囲 の提示	・説明性のある 長期健全性判断 指標の提示	
	3)モニタリング関連技術 の整備	・性能確認モニタリ ングの課題抽出 ・研究開発計画策 定	・操業安全等に 関るモニタリン グの課題抽出	・地下調査施設 による地中無線 モニタリング技術 の確証	・性能確認モニ タリング結果反 映方法提案	・実現可能な技 術選択肢による 人エバリア等の モニタリング計 画の例示	
(2)自然災害に対する操業期 間中の安全対策に関る基盤 技術の開発		・検討手法等の適用 性の確認 ・研究開発計画策定	・火災事象に対す る人エバリアの 健全性の把握	 ・火災事象に対す る施設計画時の 制約事項等の提案 	・人エバリア限界 性能等に関する 知見の整備	 ・地下施設の操業 安全確保のため の制約事項等の 提案 	
5ź	5年間の成果目標						
<u>処</u> う	<u>20分システム</u> の工学的実現性の確証 ↓ ・健全性評価モデルによる判断指標を反映した人工パリア製作・施工手法の提示 ・技術的実現性と結果の反映方法が確保されたモニタリング計画立案手法の提示 ・自然災害に対する工学的対策技術に募付けられた施設計画手法の提示						

表 1.1.2-1 処分システム工学確証技術開発の成果目標

- 1.2 オーバーパックの製作に係わるこれまでの開発成果
- 1.2.1 遠隔操作技術高度化開発(溶接·検査技術)
 - (1) 開発の目的

ガラス固化体を受け入れ、オーバーパックに封入後、地下施設に搬送・定置し、埋設する一 連の工程を含む地層処分場の操業は、放射線安全ならびに操業安全の観点から、その多くが遠 隔操作によって実施されると考えられる。なかでも、地上施設におけるオーバーパックの製作 に係わる溶接・検査はガラス固化体をオーバーパックに封入する作業であり、地下施設におけ るオーバーパックと緩衝材のハンドリング・定置に係わる技術については、地下に掘削された 坑道内に人工バリア等を構築する作業であることから、操業における中核技術であるといえる。 これらの操業に係わる工学技術については、現時点での適用性、適用条件などを幅広く定量的 に評価・整理し、成立性を提示することが求められる。

このような背景より、処分事業への適用が見込まれる溶接・検査、および搬送・定置に関す る各要素技術の到達度・適用性・適用条件等の定量的な提示、地質環境条件および様々な処分 概念に対し柔軟な対応出来るような幅広い技術選択の整備、遠隔操作技術によって構築される 人工バリアの品質に関する考え方、および人工バリア構造、あるいはシステムの代替案の検討 を実施した。また、地上から地下に至る遠隔操作プロセスを整理して、操業システムとしての 成立性を検討した。 (2) 開発の成果

わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 地層処分研究開発第2次 取りまとめ 分冊2-地層処分の工学技術(以下、HLW 第2次取りまとめ:分冊2)[1]に示さ れたリファレンスケースのオーバーパックについて、溶接封入や非破壊検査の観点から工学的 実現性の検討を実施した。

190mmの肉厚を有する炭素鋼オーバーパックに対して、製作・施工性を考慮し、190mm の全層溶接を想定した平蓋・落し蓋構造、閉じ込め機能に寄与する腐食代のみを溶接し、耐圧 層さを含む放射線遮へい層を機械的に接合する2重蓋構造を検討対象とした。そして代表的な アーク溶接手法や高エネルギービーム溶接手法について、溶接効率を考慮した開先に対して溶 接試験を実施し、適切な溶接条件、蓋構造と溶接手法の関係、溶接所用時間、継手の機械的特 性、溶接施工時の工学的対策等の知見を整備した。腐食層に高耐食性材料であるチタンの使用 も検討した。

溶接部の強度に影響をおよぼす溶接欠陥については、人工的に欠陥を付与した探傷用供試体 に対する超音波探傷試験、超音波エコーシュミレーションによる深さごとの探傷条件の取得を 行った。超音波探傷による欠陥の検出結果と探傷用供試体中の欠陥高さの実測の比較より、適 用した超音波探傷手法の欠陥寸法ごとの検出確率および検出精度に係わる知見を整備した。

主となる要素技術である溶接と検査に係わる要素技術について、周辺技術も含めた整備を行い、リファレンスケースのオーバーパックが現状の技術で製作可能な溶接構造物であることを示した[2]。

遠隔操作技術高度化(溶接·検査)



図 1.2.1-1 遠隔高度化開発-溶接・検査技術の成果[2]

1.2.2 人工バリア品質評価技術の開発(オーバーパック)

(1) 開発の目的

高レベル放射性廃棄物であるガラス固化体の地層処分は、放射性物質が人間の生活環境に影響を及ぼさないように、長期にわたる安全性が求められる。わが国の「特定放射性廃棄物の最終処分に関する法律」では地下 300m 以深に埋設することとされている。また、わが国の地層処分は、廃棄物のまわりに人工的に設けられる複数の障壁(人工バリア)と、廃棄物に含まれる放射性物質を長期にわたって固定する天然の働きを備えた地層(天然バリア)とを組み合わせた多重バリアシステムの構築を基本としている。

地層処分システムの長期健全性を確保する上で人工バリアシステム(Engineered Barrier System、以下 EBS)において、オーバーパックに求められる安全性確保のための機能は閉じ込め性である。閉じ込め性を言い換えれば、所定の期間ガラス固化体が地下水と接触しないようにオーバーパックが破損しないことであるが、その機能はオーバーパックが機械的に破損しない強度と、腐食により所定の期間より前に容器が貫通しない耐食性により確保される。オーバーパックの候補材料に対しては、HLW 第2次取りまとめにて検討がなされた[1]。一方で、1.2.1 で述べたようにガラス固化体を内部に封入するため、オーバーパックには溶接部が存在し、この部分の化学成分や金属組織は母材と異なるが、閉じ込め機能に対して求められる品質は母材と同様である。強度に関連する機械的特性は遠隔操作技術高度化開発にて取得しており、特に長期にわたる閉じ込め性におよぼす影響が大きい耐食性の観点から、溶接部の品質を評価した。溶接部の耐食性評価項目は、HLW 第2次取りまとめで提示されたオーバーパックの腐食シナリオから抽出し、母材の腐食挙動を評価基準とした。

(2) 開発の成果

オーバーパックの耐食層の設定根拠である均一/不均一腐食について、浸漬試験により評価 した。酸化性雰囲気ではアーク溶接(TIG: Tungsten Inert Gas welding, MAG: Metal Active Gas welding)の溶接金属部で選択腐食が確認された。一方、還元性雰囲気では溶接部は均一 腐食形態となり、平均腐食速度は母材と同等であった。

応力腐食割れや水素脆化割れ等、オーバーパックの局所的な貫通の要因となる環境割れについて、引張試験と電気化学試験を組み合わせた手法にて評価した。溶接部の割れ感受性は母材よりも低く、溶接によって感受性は増加しない。また実環境で想定される化学種の濃度や、鋼中の水素濃度では割れ感受性は消失した。

溶接部の長期健全性評価の信頼性向上のため、溶接施工時に実施可能な品質改善手法を検討 した。環境割れの要因である溶接部の残留応力については、ガラス固化体への温度影響も考慮 した熱処理条件においても、母材の降伏応力程度まで改善出来ることを熱応力解析により取得 した。またアーク溶接金属部の選択腐食については、溶接条件を変えずとも溶接材料の化学成 分の調整により、改善出来る見通しを得た。

このように、溶接部の耐食性は母材と同等以上であり、溶接による封入がリファレンスケー スで示されたオーバーパックの腐食挙動に影響をおよぼさないことを確認した。



図 1.2.2-1 人工バリア品質評価技術の開発-オーバーパックの成果

- 1.2.3 操業システムの成立性
 - (1) 操業システムと成立性

システムとは"複数の要素が有機的に関係しあい、全体としてまとまった機能を発揮してい る要素の集合体"と定義される[3]。ここでの要素を「個別要素技術」、機能を「人工バリア の要件を満足すること」とすれば、操業システムとは"人工バリアの要件を満足するために組 み合わされた、操業に係わる個別要素技術の集合体"である。そして"人工バリアの設計か ら製作・施工に至る、一連の要素技術が矛盾なく組み合わされている"こと、"人工バリアが 要件を満たすことが立証(または実証)される"ことの2つが整備された状態が、操業システ ムが成立した状態と位置付けた。

(2) 溶接・検査システムと成立性

オーバーパックの溶接・検査システムは、地上施設におけるオーバーパックの組立てから払 出までの一連の製作工程と見なすことができる。平成22年度遠隔操作技術高度化開発におい て、溶接手法・非破壊検査手法ごとの適用性確認試験の結果を踏まえた、溶接・検査システム 構成案を構築した[4]。各工程のより詳細な検討から構成する作業・小工程(工学技術)を抽 出し、それらを要素とするシステムを構築した。図2.2.3・2に、組立て・溶接工程(例:TIG 落し蓋構造)、溶接後熱処理、および溶接部非破壊検査工程を組み合わせて構築した、溶接・ 検査システム例を示す。



図 1.2.3-1 構築した溶接・検査システム例(TIG 落し蓋構造)[4]

溶接検査システムの成立の1項目である"オーバーパックの設計から溶接・検査に至る、一 連の要素技術が矛盾なく組み合わされている"については、小工程ごとの要求仕様、工程への 影響因子、現状の技術到達レベル、技術課題と課題の重要性を整理し、1.2.1 に示した成果 を踏まえて成立性を示した。遠隔溶接・検査技術高度化開発で主として開発した部分は、溶接・ 検査システムの中核を担う溶接と非破壊検査の作業に直接関わる部分であり、実際に試験を実 施して適用性を確認した要素技術は、図 2.2.3・2 中にて太字で示した。また溶接後熱処理工程 については、人工バリア品質評価技術の開発にて、数値解析により熱処理条件の取得および残 留応力改善効果の確認を実施した。

2項目目である"オーバーパックが要件を満たすことが立証(または実証)される"については、溶接部の耐食性評価試験を実施し、HLW 第2次取りまとめにてオーバーパックの候補 材料として示された母材の性能を品質の判断基準として評価した。1.2.2 に示したように、

1-10



図 1.2.3-2 処分システム工学要素技術高度化開発の成果

溶接部の耐食性は母材と同等以上であった。

処分システム工学要素技術高度化開発の成果を、溶接・検査システムの成立性の観点から整 理したものを図 1.2.3-2 に示す。

1.2.4 開発課題の提示

平成 24 年度までの開発により、HLW 第2次とりまとめにて示されたリファレンスケース のオーバーパックについて溶接方法・非破壊検査方法などの工学的実現性に係わる技術、溶接 部の機械的特性・溶接欠陥・耐食性等の品質に係わる知見が整備された。HLW 第2次とりま とめで示された母材の知見と合わせて、オーバーパックを1つの構造物として評価することが 可能になった。

オーバーパックの重要な機能である閉じ込め性は、機械的に破損しないこと、処分環境で見 込みどおりの耐食性を有することで確保される。前者が構造健全性、後者が腐食健全性に関す る検討項目である。今後はオーバーパックの長期健全性をより確実なものとすることが重要で あり、そのための課題を構造健全性と腐食健全性の観点から整理した。 (1) 構造健全性に係わる課題

溶接欠陥の判定手法

許容欠陥より大きい溶接欠陥を確実に検出し、欠陥の形状を判定する必要がある。取得 した探傷データを基に、欠陥の性状を判定する指標(カタログ)を整備する。

母材/溶接部の脆化

ガラス固化体からの低線量・長期間の照射や、腐食により発生する水素による脆化など、 材料自体の特性の時間変化をオーバーパックの構造評価に取入れる。

(2) 腐食健全性に係わる課題

長期腐食挙動の知見の拡充

現在までに取得した溶接部の長期腐食挙動は最長で3年間である。より長期のデータを 拡充し腐食寿命予測に対する信頼性向上を図る。

複合事象の影響評価

実際の地下処分環境では緩衝材の再冠水やコンクリート支保など環境因子が複雑である ことに留意して、より実処分環境に近い系で溶接部の腐食挙動を把握する。地下調査施設 での腐食試験の実施も検討する必要がある。

溶接組織/化学組成と腐食挙動

これまでの小型試験片での耐食性評価を発展させ、母材も含めた溶接部の金属組織や化 学組成が腐食挙動におよぼす影響を調査し、金属学的観点からオーバーパックの腐食挙動 を評価する。溶接部の金属組織や化学成分が耐食性におよぼす影響が明らかになれば、オ ーバーパックの鋼種選定、溶接手法の選択、製造時の熱処理条件、溶接部の品質改善手法 などの判断指標となることが期待される。

腐食事象ごとの個別評価モデルの構築

溶接部の腐食挙動の知見、および腐食に係わる影響因子の観点から、腐食現象のモデル 化および評価手法の構築し、長期健全性に対する信頼性の向上を図る。

(3) 健全性評価手法、工学技術への反映

オーバーパックは通常の構造物と異なり、埋設後に定期検査等を実施して必要に応じた補修 を行うことが出来ない。よって処分場の地下環境条件を取得した後、適切な材料を選択して適 切に製作し、長期健全性を保証する必要がある。平成24年度までの検討では、既往の知見や 原子力発電設備に関する規格・基準、オーバーパック候補材料母材の特性を判断の基準として、 溶接部の機械的特性、許容欠陥寸法、耐食性など健全性に係わる項目を評価した。

オーバーパックの重要な機能である閉じ込め性をより確実なものにするためには、健全性評価手法の構築および評価対象項目の抽出、品質を決定する設計工程における品質管理手法およびその判断指標を提示することが重要である。

1.3 全体計画

1.3.1 開発方針

HLW 第 2 次取りまとめで提示されたリファレンスケースのオーバーパックの工学的実現性、 および製作したオーバーパックの品質に係わる検討を実施した。そして平成 24 年度までに、前 項 1.2 に示したような溶接・検査に代表される製作に係わる工学技術の整備、および溶接部の 品質に係わる知見を整備し、溶接・検査システムの成立性を提示した。

オーバーパックは所定の期間、放射性核種の閉じ込めという重要な機能を担っていて、人工バ リアと天然バリアで構成される多重バリアシステムの一要素としてその機能を発揮することが 求められる。

このような背景を受け「処分システム工学確証技術の開発」の実施に際しては、実際の処分事 業でのニーズを見据え、図 1.1.2-1 に示したように「人工バリア健全性評価モデル」、「モデル を裏付けるデータと理論」、「人工バリアの工学的実現性」の本研究開発の3つの大きな項目を 設定した。本研究では人工バリアのうち、オーバーパックと緩衝材を取扱うが、それぞれ個別の 検討課題が残されているため、オーバーパック、緩衝材それぞれに対して前述の3つの項目の整 備を実施し、最終的に"人工バリア"として両者の知見を統合する方針とした。

オーバーパックの製作については、平成24年度までの遠隔操作技術高度化開発にて既存の工 学技術の調査、製作施工試験等を実施し、それらを技術選択肢として整備したが、補修溶接、作 業時間の短縮、遠隔装置開発など実際の操業に直結する類の課題に検討の中心が移行する段階と なった。しかしながら、その技術にて製作されたオーバーパック溶接部の健全性については1.2.4 に示したような課題が残されている。製作施工技術の工学的対策の検討対象、目標を明確にし、 効率のよい技術開発を実施するため、オーバーパックの健全性に係わる検討課題から着手する。

1.3.2 5年間の開発計画

前述の3項目を提示するための一つ目のマイルストーンとして、表 1.1.2-1 に示したように 「品質評価/健全性評価手法の提案」「説明性のある長期健全性判断指標の提示」に向けた検討 を本年度から5年間で実施する。前述の開発方針の目的のために検討すべき課題は 1.2.4 に示 した開発戦略と合致しており、それぞれの項目について、5ヵ年の検討計画を作成した。

表 1.3.2-1 に人工バリア品質/健全性評価手法の構築-オーバーパック-の5ヵ年の開発計 画を示す。「1.2.4 (3) 健全性評価手法、工学技術への反映」を本検討の主軸に設定し、「1.2.4 (1) 構造健全性に係わる課題」および「1.2.4 (2) 腐食健全性に係わる課題」で個別検討課題を 取扱う方針とした。

なお表 1.3.2-1 に示した検討項目は計画立案段階で重要と位置付けた課題であり、今後の検討 の進捗および成果を踏まえ、本開発の目標のために逐次改善しながら検討を進めるものとする。 表 1.3.2-1 人工バリア品質/健全性評価手法の構築-オーバーパック-の5ヵ年の開発計画.

	H25	H26	H27	H28	H29			
①5年間の研究計画立案	課題抽出・整理 全体計画立案		進捗確認、計画更新					
②構造・腐食評価を合わせた	②構造・腐食評価を合わせた健全性評価・判断指標の提示							
健全性評価 詳細計画検討 文献調査 健全性評価モデルの検討・判断指			指標の提示に向けた要素を提示					
③溶接部耐食性評価試験	·							
i.単純系・長期的な腐食挙動の把握	長期浸漬試験 維持管理	腐食測定系の妥当性確認	緩衝材と腐食挙動の関係評価	還元性雰囲気浸漬試験評価 10年間の腐食速度、水素濃度				
ii.複雑系での耐食性評価	計画立案、試験体製作、	試験装置構築 データ取得開始	地下研での腐食試験における センサー類の妥当性確認	試験片寸法が耐食性評価試験結果に及ぼ す影響の評価	複雑系における腐食挙動の提示			
iii.地下施設を活用した耐食性評価試験	装置製作、予備試験	試験装置構築 地下研への設置、試験開始	初期(定置直後)の 腐食挙動の取得	再冠水後の腐食挙動取得	再冠水後の腐食挙動取得			
ivメカニズム解明のための度食試験	詳細計画論計	材料因子(溶接組織) の影響調査	材料因子(化学成分) の影響調査	溶接組織と化学成分の 耐食性への影響度の比較	材料因子を考慮した溶接技術 への工学的対策の提示			
		緩衝材の密度差が電気化学挙動の関連調査		緩衝材性状の腐食への寄与の検討				
④材料劣化を考慮した品質評	価手法の検討							
	詳細計画検討	劣化事象の抽出						
	インベントリ評価	OP線量評価		昭射晩化メカニズムの検討	昭射晩化メカニズ人の検討			
材料劣化 	照射脆化に関する 文献調査	照射脆化予測のための方法論 の検討	- 照射脆化メカニズムの検討	脆化量予測手法の検討	脆化量予測手法の検討			
	水素脆化の課題抽出	ガス移行挙動評価の取り込み	水素脆化予測のための方法論 の検討	水素脆化メカニズムの検討	水素脆化メカニズムの検討 脆 化量予 測手法の検討			
⑤非破壊検査による欠陥検出	⑤非破壊検査による欠陥検出精度の定量化							
北교徳投本結成空星ル	欠陥位置、寸法測定 誤差の解析的検討 模擬OP試験体の 溶接欠陥寸法測定	測定精度向上に関する検討 (開口寸法の影響)	測定精度向上に関する検討 近接した欠陥の測定分解能に 関する検討	測定精度向上の検討 複数欠陥の検討	複数欠陥のモデル化 検査手順の検討			
小 W 场 快 旦 相 反 <i>上</i> 里 化	 ・判断指標の抽出 ・健全性評価法案提示 ・研究開発計画策定 	 ・破壊評価に基づく限界欠陥 寸法の提示 ・判断指標に影響する劣化事 象の抽出 	・材料劣化を考慮できる 健全性評価法案の提示	・材料劣化を考慮した品質評 価法の提案	・品質評価/健全性評価法の 提案 ・説明性のある長期健全性判 断指標の提示			
1.3.3 平成 25 年度の実施項目

オーバーパックの設計や施工時の品質管理に必要な指標の提示のため、長期健全性評価手法の 構築のための検討を実施する。平成24年度までの遠隔操作技術高度化開発や人工バリア品質評 価技術の開発の成果を取り込み、実際の処分環境である深地層の環境を想定した複合系でのオー バーパック溶接部の耐食性評価試験を実施するとともに、オーバーパック材料の機械的性質が長 期健全性におよぼす影響を品質評価に取入れるための調査・検討を実施する。上記実施内容で得 られる知見より、構造評価と腐食評価を合わせてオーバーパックの長期健全性をより確実なもの とするための判断指標の具体化に資するものとする。

平成25年度は、5ヵ年計画に基づき、オーバーパック溶接部健全性評価モデルの構築に向け た以下の項目について検討を実施した。各項目の検討成果、および5ヵ年の開発計画については 該当章にて詳細に述べる。

(1) オーバーパック健全性評価技術の構築方法(第2章)

オーバーパックの長期健全性評価手法の構築に向け、評価手法の考え方、検討の流れ、工学 技術への反映方法を検討する。そして抽出した課題を「腐食健全性」と「構造健全性」に分類 し、各々の評価手法の提示に向けた個別開発課題とする。

(2) 材料の経年劣化に関する検討(第3章)

「構造健全性」の検討課題の一つである、材料強度そのものの変化に着目した課題である。 ガラス固化体から放出される中性子による照射脆化、腐食に伴う水素による脆化を主として取 り扱う。

オーバーパックのように中性子の照射線量率が低い構造物の脆化のメカニズムは、原子炉の 炉内構造物とは異なる可能性があり、低線量率では従来手法である脆化予測式よりも危険側に なる可能性があるため、脆化をメカニズムの観点から検討する必要がある。中性子照射による 脆化量を予測する(脆化メカニズムを検討する)ための基データとなる線量評価を実施する。

(3) 超音波探傷による欠陥測定精度向上に関する検討(第4章)

オーバーパックの機械的強度に影響をおよぼす溶接欠陥の検出に関する検討項目である。超 音波探傷試験では、実際の欠陥寸法を過大評価する傾向にある。解析的手法により、本システ ムで避けることのできない誤差を定量化する。また、試験体の断面マクロ調査を行い、欠陥の 寸法、位置を実測する。許容欠陥より大きい溶接欠陥を確実に検出し、欠陥の形状を判定する ための検討を実施する。

(4) 現象理解のための腐食試験(第5章)

「腐食健全性」評価の基礎データ取得のため、耐食性評価試験を実施する。オーバーパック の腐食寿命予測に対する信頼性向上を図るためより長期の腐食挙動のデータを拡充するとと もに、腐食メカニズム解明のため、個別の挙動を実験室レベルの単純系での試験で取得する。

これまでの腐食試験は、地下処分環境でのオーバーパック溶接部の基礎的な腐食挙動の把握 を目的としており、小型試験片を使用した単純系での検討であった。実際の地下処分環境では 緩衝材の再冠水やコンクリート支保など環境因子が複雑であることに留意して、より実処分環 境に近い系で溶接部の腐食挙動を把握するための試験計画を立案する。

(5) 腐食メカニズム解明のための腐食試験(第6章)

オーバーパックの鋼種選定、溶接手法の選択、製造時の熱処理条件、溶接部の品質改善手法 などの判断指標の提示に資する知見を整備するため、金属材料側から金属組織と化学成分に注 目して腐食挙動への各因子の影響度を明らかにする。平成24年度までの人工バリア品質評価 技術で実施した、溶接部の品質改善手法(溶接材料)の検討成果から、課題を抽出し、試験計 画を立案する。

周辺環境(緩衝材)を考慮した SCC 感受性評価で問題となった、溶液環境と緩衝材共存環 境での腐食挙動の違いから、課題を抽出する。緩衝材中の物質移動、電気化学的観点からみた 媒質としての性質を調査する計画を立案する。

(6) まとめ(第7章)本年度の実施内容をまとめ、総括を行なう。

第1章 参考文献

- [1] 核燃料サイクル開発機構:わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 地層処分研究開発第2次取りまとめ 分冊2 地層処分の工学技術、JNC-TN1400 99-022、(1999).
- [2] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成24年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 平成19年度~平成24年度の取りまとめ報告書、(2013).
- [3] 広辞苑、岩波書店.
- [4] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成22年度 地層処分技術調査等委託費 高 レベル放射性廃棄物関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1分冊) 一遠隔操作技術高度化開発-、(2011).
- [5] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成 24 年度地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1分冊) 一遠隔操作技術高度化開発-(2013).

第2章 オーバーパック健全性評価技術の構築方法

2.1 健全性評価技術の基本概念

- 2.1.1 オーバーパックの要件と機能
 - (1) 安全確保のための要件

HLW 第2次取りまとめで提示されたオーバーパックの設計要件を表 2.1.1・1[1]に示す。オ ーバーパックに対する基本要件としては、地層処分における安全確保のための要件として「i. 放射性核種の閉じ込め」、人工バリアが成立するための要件として「ii.他の人工バリアに有意な 影響を与えないこと」および「iii.製作・施工が技術的に可能であること」の3つが示されている。 これら3つの基本要件のうち、一つでも欠ければオーバーパックは人工バリアとして成立し なくなり、不健全な状態になる。これらの3つの要件のうち、ii.はオーバーパックと他の人工 バリアの境界条件に関することであり、ガラス固化体や緩衝材からオーバーパックに対する制 限事項となる。iii.は製作・施工に関する技術的なことである。つまり、ii.とiii.はオーバーパ ックを設計する上での前提条件であり、その前提条件の下で i.の放射性核種の閉じ込め機能 (ガラス固化体に地下水を所定の期間接触させない)を想定される期間が経過するまで有して いれば、オーバーパックは「健全な状態」ということができる。

安全確保のためのオーバーパックの機能「ガラス固化体に地下水を所定の期間接触させない こと」は、表 2.1.1-1[1]に示すこれら6つの設計要件で実現する。「① 閉じ込め性を有する こと」は「② 耐食性を有すること」と「③ 耐圧性を有すること」の2つの要件で実現される。 また「④放射線遮へい性を有すること」および「⑤耐放射線性を有すること」は、②と③が要 求する機能がガラス固化体からの放射線の影響によって阻害されないために必要な要件と見 なせる。HLW 第2次取りまとめでは、「⑥耐熱性を有すること」については、熱による変形 や熱応力の発生による破損を想定して設定している。しかしながら②や③についても温度の影 響が無い訳ではない。よって⑥は『オーバーパックの劣化挙動の温度感受性が低いこと』と解 釈し、環境因子の1つと見なした。

基本	本的な要件	機能・役割	設計上考慮すべき 項目 (設計要件)	内容
	i.放射性核	ガラス固化体に	①閉じ込め性を有	操業時に放射性物質の外部環境への漏出を防ぐこと/
	種の閉じ	地下水を所定の	すること	廃棄体埋設後、地下水の侵入を防ぐこと
	込め	期間接触させな	②耐食性を有する	廃棄体埋設後、所定の期間、腐食によって閉じ込め性が
安		いこと	こと	損なわれないこと
全確			③耐圧性を有する	埋設後作用する機械的荷重に対して構造健全性を維持
保			こと	し、閉じ込め性を損なわないこと
のた			④放射線遮へい性	ガラス固化体からの放射線による水の放射線分解にと
めの			を有すること	もなって生成される酸化性化学種により、腐食が促進さ
要				れないこと
倅			⑤耐放射線性を有	ガラス固化体からの放射線によって、耐圧性が有意な影
			すること	響を受けないこと
			⑥耐熱性を有する	ガラス固化体からの発熱に対し、閉じ込め性、耐食性お
			こと	よび耐圧性が有意な影響を受けないこと
	ii.所定の期間,他の人工バリア		⑦十分な内空間を	オーバーパックの変形やガラス固化体の熱膨張により,
	に有意な影響を与えないこと		有すること	ガラス固化体が機械的に破損しないこと
			⑧良好な熱伝導性	ガラス固化体の発熱を外部に伝え、ガラス固化体の安定
			を有すること	な形態を損なうような熱による変質を生じさせないこ
수				と
エバ			⑨放射線遮へい性	ガラス固化体からの放射線によって,緩衝材の材料特性
リア			を有すること	が変化しないこと
が			⑩化学的緩衝性有	周囲の地下水を腐食性成物によって還元性環境に緩和
成立			すること	すること
す	iii.製作・施工が技術的に可能		⑪製作性を有する	既存の技術もしくは近い将来実現可能と考えられる技
った	であること		こと	術に基づいた構造であること
にめの要			⑩遠隔封入性を有	ガラス固化体の遠隔操作による封入が、既存の技術もし
			すること	くは近い将来実現可能と考えられる技術により、ガラス
伴				固化体の安定な形態を損なうことなく可能の構造であ
				ること
			⑬遠隔定置性を有	廃棄体の遠隔操作による定置が、既存の技術もしくは近
			すること	い将来実現可能と考えられる技術により、ガラス固化体
				の安定な形態を損なうことなく可能の構造であること

表 2.1.1-1 オーバーパックの設計要件[1]

(2) 設計要件の整理

オーバーパックの安全確保のための設計要件をまとめると図 2.1.1-1 のようになる。「放射 線」と「温度」は健全性に影響をおよぼす因子として整理した。オーバーパックの閉じ込め性 は「耐食性」と「耐圧性」という2つの機能を満足することで達成出来ることから、長期健全 性評価手法は「腐食健全性」と「構造健全性」の2つの観点に基づいて構築することとした。



図 2.1.1-1 オーバーパックの安全確保のための要件の整理

2.1.2 オーバーパックの健全性

HLW 第2次取りまとめ[1]においてオーバーパックに要求される機能は1000年間の閉じ込め 性である。この閉じ込め性は、ガラス固化体封入後の溶接封入部に対しても同様に要求される。 オーバーパックの健全な状態とは、溶接構造物としてのオーバーパックが埋設後少なくとも 1000年間ガラス固化体と地下水の接触を防ぎ、ガラス固化体に含まれる放射性核種の移行を開 始させない状態と考えられる。この状態を実現するには、地下処分環境においてオーバーパック が耐食性と、周囲から受ける外圧に対抗する耐圧性を有していることが求められる。前者を腐食 健全性、後者を構造健全性と呼ぶこととし、オーバーパックが健全であることを示すためにはこ の2つの健全性について、知見の拡充と長期の挙動予測、評価を行なう必要がある。

2.1.3 遠隔操作技術高度化開発で提示した健全性評価モデル

(1) 健全性評価モデルの概念

放射性核種を閉じ込めるためには、オーバーパックの製作・検査等の工学技術、および製作 したオーバーパックの品質に係わる知見を整備することが必要である。オーバーパックの製 作・検査については、各種溶接技術、非破壊検査技術を実規模スケールの供試体に対して実施 し、それらの適用性を確認した。一方で品質に係わる知見については、溶接部の継手性能試験 による機械的特性の把握、破壊検査技術による溶接欠陥の寸法の把握、耐食性評価試験による 溶接部の腐食特性の把握などで整備を進めてきた。

オーバーパックが通常の溶接構造物と最も異なる点は、埋設後定期的な検査やその結果に応 じた適切な補修が出来ないことである。このメンテナンスフリーでの使用状態における健全性 は、埋設前の設計、製作工程、さらに遡ってオーバーパックの仕様の決定の際に保証する必要 がある。またオーバーパックを含めた閉じ込め性を期待する放射性廃棄物の処分容器は、その 使用期間が千年から数万年以上と非常に長期であるから、健全性については実処分環境に実際 に暴露し、経過後に挙動を評価して設計に反映させることは不可能である。よって試験により その寿命を実証することが出来ないため、長期健全性は立証しなくてはならない。これがオー バーパックの健全性を評価する上で、通常の溶接構造物と最も異なる点である。 (2) 維持規格の考え方に基づくモデル(案)

このようなオーバーパック特有の課題を考慮し、溶接部の健全性評価モデルについての議論 が進められた。平成22年度遠隔操作技術高度化開発[2]において、原子力発電設備規格維持規 格[3]を参考にした健全性評価モデル(案)を提示した。図2.1.3-1にオーバーパック溶接部 の健全性評価モデル(案)を示す。このモデルは破壊力学の考え方を基にしている。原子力発 電設備は定期的な検査による材料の劣化状況の把握、検査結果に基づく補修を前提として設備 の継続的な運用や寿命の判断を行っている。しかし、オーバーパックでは前述のように検査自 体が不可能である。



図 2.1.3-1 オーバーパック長期健全性評価モデル(案)と課題[2]

(3) 評価モデル成立のための仮定、条件

この評価モデルの基本概念は、溶接欠陥が存在したとしても 1000 年間それが進展せず、破 壊の要因にはならないという考えに基づいている。しかしながら、前述のように定期的な検査 が不可能なオーバーパックに適用する際には、図中の3つの仮定と7つの条件がモデルの成立 に大きく影響する。特に HLW 第2次取りまとめにおけるオーバーパックの構造健全性の考え 方、耐圧層の設定根拠には溶接欠陥などの欠陥評価の概念は盛り込まれていない。現状のオー バーパックの耐圧層の設定根拠に欠陥評価の概念を取入れ、リファレンスケースの耐圧層 110mm の妥当性を示すことが必要である。 【仮定】

- ・仮定1:地震によるき裂進展は起こらない。
- ・仮定2:耐圧厚さが維持されることにより材料の機械的強度は低下しない。
- ・仮定3:応力腐食割れによるき裂進展は起こらない。

【条件】

腐食健全性に係わる項目

- ・条件1:溶接部の腐食形態が全面腐食であること
- ・条件2:溶接部が応力腐食割れ(SCC)感受性を有しないこと
- ・条件3:還元性雰囲気では全面腐食であり水素脆化の懸念がないこと

構造健全性に係わる項目

- ・条件4:溶接部の中性子照射脆化がないこと
- ・条件5:限界き裂寸法の設定に関して破壊靱性を精査すること
- ・条件6:地震荷重負荷時に、緩衝材がオーバーパックに対して十分な力学的緩 衝効果(応力緩衝性)を発揮すること
- ・条件7:限界き裂寸法に対する適切な安全率を設定すること

(4) 仮定、条件に対する検討方法

平成 24 年度までの検討では、上記の【条件】については事象の発生自体を認めていない。 つまりこのモデルによりオーバーパックの健全性を保証するためには、SCC や脆化などの劣 化事象について"発生しないこと"を証明する必要があり、それが証明できるまでオーバーパ ックの健全性が確保されないことになる。これに対して次のようなフローで検討を進めること で、健全性評価技術の信頼性を向上させることを提案する。

- ・ 劣化事象は発生するものとして検討を進める。
- · 各々の事象について、時間軸での事象の進行を予測するモデルを整備する。
- 事象が発生した場合、オーバーパックの健全性に影響を与える閾値を検討する。
- 予測モデルおよび閾値より、オーバーパックに要求される初期品質を提示する。
- ・ 提示された初期品質を実現するため、オーバーパックの材料選定、構造設計、製作 工程等の検討を実施し、必要に応じて工学的対策の検討を実施する。

この検討フローにより提示されるオーバーパックの仕様および製作方法は、前述の健全性評価 モデルが成立するための【条件】を満足させるためのものである。よって個々の事象について 上記のフローで検討を実施することで、オーバーパックの長期健全性をより確かなものとする。 2.2 健全性評価手法と工学技術への反映

2.2.1 これまでの開発における評価方法

(1) リファレンスケースでの仕様の考え方

HLW 第2次取りまとめでは、表 2.1.1-1 の要件を満足するためのリファレンスケースのオー バーパックの仕様が提示された。この仕様は、わが国の代表的な地下水組成と緩衝材間隙水組成、 既往の腐食に係わる知見とその知見に基づき構築された腐食シナリオ、および発電用原子力設備 に関する構造等の技術基準[4]、等を根拠として提示されている。図 2.2.1-1 にリファレンスケ ースのオーバーパックの仕様の設定根拠の概要を示す。



図 2.2.1-1 リファレンスケースのオーバーパックの仕様の根拠

(2) 処分システム工学要素技術高度化開発における開発方法

リファレンスケースにて提示された仕様のオーバーパックの工学的実現性を提示するため に、基盤研究では既存の実績のある溶接技術によるオーバーパックの製作試験、溶接部の非破 壊検査手法の整備、および溶接部の耐食性評価試験を平成24年度まで実施した。工学的実現 性に関する検討の流れを図2.2.1-2に示す。この検討において、溶接手法の適用性を判断する 際に、リファレンスケースで示されたオーバーパック母材の品質に係わる知見をその指標とし た。つまり溶接部の品質が母材と同等以上であれば、その溶接方法はオーバーパックの封入に 適用可能と判断され、同等以下、若しくは母材の品質を損なう恐れがある場合は適用不可、若 しくは何らかの工学的対策が必要と判断された。また溶接部の非破壊検査手法の開発では、オ ーバーパック190mm溶接部全層を検査する方法の開発、探傷条件の設定、およびその結果よ り検出確率(POD)を整備した。



図 2.2.1-2 平成 24 年度までのオーバーパックの工学的実現性の検討の流れ

(3) 健全性評価手法の構築における課題

以上が平成24年度までのオーバーパックの開発の流れである。2.1.1 で示したように、オ ーバーパックの健全性は構造健全性と腐食健全性の観点から評価する。それぞれについて、製 作したオーバーパックが埋設後長期にわたって品質を確保していることのこれまでの設定根 拠、および課題は以下のように整理される。

1) 腐食健全性

オーバーパックの耐食性評価試験にて検討項目として挙げた腐食挙動は、わが国の地下 水環境、緩衝材間隙水の化学組成を環境条件として、オーバーパックの候補材料である炭 素鋼、銅、チタンに係わる既往の報告から抽出されている。その上で処分場閉鎖後の環境 の遷移に応じて対象とした腐食挙動を時系列に並べた腐食シナリオを作成し、実験室規模 の腐食試験で母材、溶接部の腐食挙動を調査した。実験室で得られた結果を元に、溶接深 さを見積もるための極値統計による方法や、実測した腐食速度より外挿にて 1000 年後の 腐食深さを見積り、オーバーパックの耐食層厚さの根拠としている。

外挿による長期の健全性評価方法を図 2.2.1-3 に示す。この図は横軸が時間、縦軸が品 質を表し、閉じ込め期間よりも前に、判断基準を下回った場合は破損に至ることを示して いる。オーバーパックの腐食に置換えれば、判断基準は腐食代の 40mm が 1000 年後まで 維持されていることである。また図中に黄色く示した部分が、実際の試験で腐食挙動を確 認出来る初期の範囲を示している。現状では、試験で取得できる腐食に関するデータは十 数年程度の範囲である。

外挿による長期挙動評価では、この初期の範囲の挙動が将来も続くことを前提としてい る。①や②は、1000年後まで初期の挙動の外挿が判断基準を上回っている場合で、外挿に より長期健全性が示されるケースである。一方③や④は外挿で長期健全性が確保されない ことが示されているが、腐食代の肉厚を増やすなどの工学的対策で長期健全性が確保出来 る見込みがあるケースである。一方、初期の挙動は①と評価された場合でも徐々に外挿線 から逸脱して健全性が確保されない⑤のようなケースや、途中で周辺環境に何らかの変化 が生じ挙動が変化して健全性が確保されない⑥のようなケースは、外挿では評価対象とす ることが出来ない。また、初期挙動では③のように健全性が確保されないと評価された場 合でも長期的には品質の低下が収束し、閉じ込め期間中に判断基準を満たす⑦のようなケ ースも考えられる。このケースでは③のような挙動を見越して工学的対策を施した結果、 過剰な仕様となることも懸念される。



図 2.2.1-3 外挿による長期健全性評価と課題

2) 構造健全性

製作したオーバーパックの形状や板厚、材料(母材)の強度はリファレンスケースで提示された仕様に基づいており、その根拠は発電用原子力設備に関する構造等の技術基準[4]である。一般的な構造物の健全性評価では定期的な検査を前提としており、埋め戻し後に検査自体が不可能なオーバーパックに一般的な健全性評価手法を適用する際には注意が必要である。また HLW 第2次取りまとめの構造評価には溶接欠陥の存在などは考慮されていない。

このようにオーバーパックの健全性を評価し提示するためには、オーバーパックに特有な制 約条件下での健全性評価への考え方、実験データの外挿によりその品質を予測するのではなく、 品質が低下するメカニズムに基づいた予測を行う必要がある。そして信頼性の高い予測のため には、理論的な根拠に基づく健全性評価手法、およびそれを裏付ける実験事実を整備する必要 がある。

2.2.2 個別事象に対する健全性評価手法の考え方

健全性評価手法の構築の手順は 2.1.3 (4) にて示した評価手法構築のための方針と同様である。健全性評価手法から要求される初期品質の考え方を模式的に図 2.2.2-1 に示す。



図 2.2.2-1 健全性評価手法から要求される初期品質

- 平成24年度までの遠隔操作技術高度化開発、および人工バリア品質評価技術で取得した 溶接部の品質に係わる知見を検討の出発点とする(図中◇)。
- ② このオーバーパックについて、実験により初期品質および品質の時間遷移に係わる知見を 取得する。これは耐食性評価試験による腐食挙動や、継手性能試験等による溶接部の機械的 特性の把握が該当する。
- ③ 取得した挙動について、その挙動を発現する因子に着目したメカニズムを解明する。
- ④ 取得した実験結果、およびメカニズム解明の成果から、着目した現象について評価モデル を作成する。このモデルは着目した現象を長期的に予測するものであり、図 2.2.2-1 に概念 的に示せば、破線矢印に該当する。
- ⑤ 別の検討より評価のための「判断基準」を整備する。判断基準とは腐食挙動に関するものでは耐食層の厚さ、水素脆化を引き起こす臨界水素濃度などであり、構造側では照射脆化による破壊靱性値の下限値などが該当する。
- ⑥ ②で整備したオーバーパックの品質を初期品質として④のモデルで評価する。評価の合否 基準は⑤で整備したものとする。
- → モデルで評価された品質が期待された閉じ込め期間以降の場合、製作されたオーバーパックの初期品質は長期健全性を確保するのに十分であることが健全性評価の結果示されたことになり、製作するオーバーパックの初期品質は現状で問題がないと判断される。
- → 閉じ込め期間より前に判断基準を下回った場合、現状の初期品質では長期健全性が確保されないと判断される。その場合は健全性評価の観点から、長期健全性を確保するための初期品質(図中☆)、および工学的対策の必要性を提示する。
- ⑦ 工学的な対策が必要となった場合図中◇と☆の差が施すべき工学的対策の度合いを示す。

このような検討により、実現すべきオーバーパックの初期品質が、健全性評価技術に裏付けられ た状態で提示出来ると考えられる。提示された初期品質を達成するためにオーバーパックの設計 を行ない、製作で初期品質を実現することになる。

このような検討を、地層処分場が確定するまでに整備しておくことで、オーバーパックの仕様 の設定が根拠に基づいて正確に実施出来るものと考える。そのためには、わが国の代表的な地下 処分環境における健全性評価を、現時点で製作可能なオーバーパックを対象として予行的に実施 して、評価手法を整備することが必要である。

2.2.3 製作プロセスと品質管理

製作されたオーバーパック溶接部の品質を知る最も簡単な方法は、一体ごとに溶接封入部から サンプルを取り出して継手性能試験や耐食性評価試験を実施することである。しかしながらこの 方法ではオーバーパックの重要な機能である閉じ込め性を損なう恐れがある。よってオーバーパ ックの製作工程における品質管理は、製作の各工程が予定通り実施されたことを確認するプロセ ス管理が主となると考えらえる。図 2.2.3-1 に操業段階におけるオーバーパックの製作プロセス 例を示す。



図 2.2.3-1 オーバーパックの製作プロセスの例

この製作プロセスでは、ガラス固化体、オーバーパック胴体と蓋は別工程で製作され、検査を合格したものを部品として受け入れることを前提としている。つまり部品であるオーバーパック胴体/蓋は、健全性評価に基づいて示された仕様を満足するものである。よってオーバーパックの 製作プロセスで管理する対象は溶接部である。

品質を製造プロセスで管理する場合、どの工程が初期品質に影響をおよぼすのかを正確に把握 する必要がある。溶接部の健全性に影響をおよぼす因子としては、化学成分、溶接組織、溶接欠 陥が挙げられる。このうち化学成分は設計時に母材と溶接材料の仕様として指定されているので、 製造プロセスが影響するものは溶接組織と溶接欠陥である。溶接組織は溶接時と後熱処理時の入 熱量や熱履歴の影響を受けるため、溶接時の電流値やパス間温度の管理が重要である。また溶接 欠陥は開先の汚れ、不適切な予熱、不安定なアーク、溶接雰囲気で発生することから、溶接工程 全般を適切に管理することが重要である。

平成22年度に溶接・検査システムの構築に係わる検討を実施し、それぞれの工程を構成する 作業を抽出した。図2.2.3・2にTIG 落し蓋構造での溶接・検査システム例を示す。このように 各行程を構成する作業内容を把握し、それぞれの作業に対して品質管理項目を設けることで、オ ーバーパックの品質をプロセスで管理し実現出来と考えられる。



図 2.2.3-2 溶接・検査システム例(TIG 落し蓋構造)[2]

表 2.2.3-1 は平成 22 年度のシステム構築の際に、各工程に残された技術課題をまとめたもの の一例である。平成 22 年度は製作施工性に主眼を置いた検討であったため、技術課題や影響因 子は操業に関わるものである。品質管理項目を提示するため、この表に健全性評価で考慮すべき 要因を追加した。全ての工程がオーバーパックの長期健全性に影響をおよぼすか否かはさらなる 検討が必要であるが、この表中に今後の検討で追記される項目が、プロセス管理における各工程 の合否判定の設定根拠となる。

No.	大工程	小工程	要求仕様	技術課題	影響因子	H17 年度	備考	健全性評価で考慮
						難易度評価		すべさ要因
1	部品供給	チャーシ 確認	ー(人手による作業)	-	-	-		
		外観検査	- (人手による作業)	-	—	-		
		ステージ搬入・搬	耐荷重>ワーク重量	遠隔ハンドリング	ワーク形状・重量	-	蓋のハンドリングと同類	
		出						
2	開先合わせ	ステージ搬入	耐荷重>ワーク重量	遠隔ハンドリング	ワーク形状・重量	-	蓋のハンドリングと同類	
	+ 焼嵌め	開先合わせ	蓋をハンドリングし設置	遠隔ハンドリング	開先構造、必要	低(遠隔蓋設		
					精度	置 方法)		
		焼嵌め	溶接部を所定温度に加熱	遠隔加熱方法	開先構造、焼嵌	-		
					め温度			
		寸法確認	蓋の位置ずれ有無確認	遠隔計測方法	開先構造、必要	低(蓋設置精		
					精度	度確認)		
		ステージ搬出	耐荷重>ワーク重量	遠隔ハンドリング	ワーク形状・重量	-	蓋のハンドリングと同類	
3	予熱	加熱装置セット	-(詳細未確定)	(予熱方法の決定後検討)	-	-		
		加熱制御	溶接部を所定温度に加熱	遠隔予熱方法	必要予熱温度·	(低/MAG)	MAG 予熱方法と同類	
					昇温速度			
		加熱装置取外し	-(詳細未確定)	(予熱方法の決定後検討)	_	-		
4	溶接	ステージ搬入	耐荷重>ワーク重量	遠隔ハンドリング	ワーク形状・重量	-	蓋のハンドリングと同類	
		トーチ設置	カメラで開先位置確認	遠隔開先位置確認	開先形状	低		
		溶接作業	溶接線倣い	トーチ位置制御	-	中	カメラによるモニタリング	
			アーク・溶融池と開先の位	溶加材供給精度	_	中	の積層溶接試験実績有	
			置関係をカメラで確認	遠隔監視カメラの耐放性	放射線強度	-	遠隔監視はシステム	
							上、特に重要な要素	
		溶接記録採取	溶接電流·電圧·速度	溶接記録·判定	-	-		
		層間手入	溶接中溶接線全線清掃	遠隔ブラシ装置	開先形状	-		
		ステーシ・搬出	耐荷重>ワーク重量	遠隔ハンドリング	ワーク形状・重量	-	蓋のハンドリングと同類	
		付帯作業	オーバーパックが無い環境での	電極交換	-	中(自動)	人手による保守であれ	
			人手による保守	溶加ワイヤ交換		低	ば難易度低	
				ノズル清掃・交換		-		
		異常対応	オーバーパックが無い環境での	電極溶着、ワイヤ溶着等	-	高(自動)	人手による保守であれ	
			人手による保守				ば難易度低	

表 2.2.3-1 「TIG 溶接/落し蓋」ケースにおける技術課題

2.3 健全性評価手法の構築

2.1.1 (2) で述べたように、オーバーパックの健全性を確保するためには、腐食評価と構造評価の 2 つの観点から検討を実施する必要がある。そして、構造評価は強度評価と欠陥評価により構成されている。健全性を有するオーバーパックの板厚の妥当性を確認するための検討フローを図 2.2.3・1 に示す。リファレンスケースのオーバーパックの板厚 190 mm については、第2 次取りまとめにおいて耐食性、耐圧性、耐放射線性、さらに製作、施工性などの観点から検討が 実施され、十分な安全性が確認された上でその板厚が設定されている。しかし、オーバーパックの健全性についての検討は、板厚 190mm の妥当性を一つ一つ再確認しながら進める必要がある。本検討では、オーバーパックの板厚を再設定するために検討を実施するのではなく、第2 次取りまとめ以降に得られている最新の知見を取り入れて、190 mm の板厚の妥当性を再確認する。そして、製作から埋設までの各段階で健全性を有するオーバーパックがクリアすべき判断指標を提示する。

オーバーパックの腐食代、耐圧厚さ、放射線遮へい厚さはそれぞれ独立に決まるものではなく、 それぞれ相互に関連している。例えば、オーバーパックの候補材料について考えると、金属の腐 食特性は腐食代、放射線との相互作用や密度は放射線遮へい厚さ、材料強度は耐圧厚さに影響を およぼす。ただし、放射線の遮へいや耐圧性については厚さの増加でも十分に対応することがで きるため、オーバーパック候補材料は、第一に耐食性の観点から選定されることになると考えら れる。また、耐圧厚さについては、埋設後長期間におけるオーバーパック候補材料の経年劣化の 程度を予測し、材料劣化を考慮してその厚さを設定しなければならない。その劣化の要因の一つ としては、ガラス固化体から放出される中性子による照射脆化や腐食により発生する水素による 脆化などが考えられる。

以下では、オーバーパックの腐食評価、強度評価および欠陥評価について、それぞれの評価方 法の流れを示す。今年度は、欠陥評価について具体的な検討項目について示し、強度評価および 腐食評価については、来年度以降に詳細な検討を進めることとする。



図 2.2.3-1 健全性を有するオーバーパックの板厚の妥当性を確認するための検討フロー

2.3.1 腐食健全性評価の考え方

(1) 腐食評価

オーバーパックの腐食評価は現象理解と腐食メカニズム解明に大別出来る。前者は実験室や 地下施設など試験規模に因らず、腐食試験により得た挙動に関する知見である。これはオーバ ーパック生じる現象の抽出、腐食現象の経時的変化など、実際に生じた現象の知見を積み重ね て長期健全性を提示するものである。

一方腐食メカニズム解明は、腐食挙動に対して材料因子と環境因子の観点からアプローチす るものである。実験により得られる腐食挙動は材料と環境により生じるものであるから、長期 健全性評価上危惧される腐食現象に対して、その現象を引き起こす因子で整理することが出来 れば、閉鎖後長期の腐食挙動を予測することが可能になると考えられる。これらは設計・製作 等の操業段階に反映される知見であり、人がオーバーパックの長期健全性を確保するために出 来る工学的対策の検討にも反映される。環境因子については、基本的には周辺環境から受動的 に与えられるものであり、人が長期にわたり積極的な対策を講じることは難しいと考えられる。 しかしながら危惧される腐食現象について環境因子の影響が整理されていれば、腐食により長 期健全性を確保出来なくなる場合の周辺環境を予め提示することが可能になると考えられる。 これは現状の技術レベルで実現可能な工学的対策を施したとしても破損する周辺環境を、オー バーパック側から提示するものである。この限界環境を地質環境の研究側の知見と比較して現 実的なものであるのか否かを評価し、オーバーパックの仕様の設定にフィードバックすること で、長期健全性をより確実なものに出来ると考えられる。

(2) 長期健全性評価における腐食の意味

現在の処分概念では、期待される閉じ込め期間終了後、オーバーパックの腐食代は腐食によ り消失し、耐圧層が残った状態となる。この状態でオーバーパックの耐圧層が健全、言い換え れば脆化などの材料劣化が予測通りに進み、かつ設定した耐圧層厚さを維持していればオーバ ーパックは寿命を達成したと判断される。この耐圧層は提示されたオーバーパックに作用する 外力に対して構造健全性評価に基づいて設定されたものであり、形状や肉厚など適切な設計・ 製作により実現可能であると考えられる。この状態を実現するためには、閉じ込め期間におい て腐食代が機能することが前提となる。本検討で対象とした単一オーバーパックでは耐圧層と 腐食代は連続しており、候補材料は腐食の観点から選定されることが重要であると考えられる。

図 2.2.1-3 に示した健全性評価手法の模式図において、平成 24 年度までに溶接部耐食性評 価試験で取得した知見は図中黄色帯で示したごく初期の部分に過ぎない。炭素鋼の腐食挙動は 材料が曝される周辺環境に大きく依存する。しかしながら処分場の候補地を選定する際に出来 るだけ安定したサイトを選定することが重要であるが、長期的には不確実性が必ず残る。その ため、図中に示したように要求される期間前に破損(この場合は設計仕様以上の速度で進行す る腐食、または腐食に起因する局所的な割れ)することが懸念されるが、現状の腐食試験は長 くても十数年程度であり、課題について実証試験で確認することが出来ない。 そのため腐食 現象の理解に基づくメカニズムの解明、および腐食健全性モデルの構築が必要となる。図 2.2.2-1 における線の傾きが腐食健全性評価モデルを示している。

(3) 健全性を確保するための検討フロー(案) における腐食代の設定

オーバーパックの長期健全性を確保するための検討フロー(案)(図 2.2.3-1)において腐 食代の部分の検討例を図 2.3.1-1に示す。地層処分場の地下環境や処分方式が決定すると、オ ーバーパックが曝露される処分環境が判明する。この処分環境でオーバーパックの閉じ込め性 を確保するための材料を選定し、溶接試験等の製作性を確認するための試験が実施される。製 作施工性が確認された溶接試験体に対して、溶接部の機械的特性を把握するための継手性能試 験や、腐食挙動を把握するための耐食性評価試験が実施され、母材と溶接部の品質に係わる知 見が収集されると考えられる。このような検討において材料選定や材料の適用性の判断材料と して必要となるものが、図中に赤枠で示したわが国で想定される地下処分環境を対象とした腐 食試験で整備したジェネリックな腐食挙動の知見と、腐食メカニズムに基づく健全性評価手法 であると考えられる。この検討の結果、候補材料の化学成分や腐食代の厚さが溶接手法と共に 提示される。

この検討フローで設定した候補材料ならびに溶接部の化学成分や機械的特性等の知見は、図 2.2.3・1 の放射線遮へい厚さや耐圧厚さの検討に反映させることで、腐食健全性と構造健全性 の整合が取れたオーバーパックの設計が可能になると考えられる。



図 2.3.1-1 オーバーパックの候補材料の選定フロー(検討例)

2.3.2 構造健全性評価の考え方

図 1.3.1-1 で示したように、オーバーパックの健全性評価手法は腐食評価と構造評価の2つ で構成される。また、構造健全性について検討するための前提条件として、全面腐食が成立する 材料を設計段階で選定し、閉じ込め期間中に耐圧厚さは減少しないとする。

オーバーパックは、設計時に地下環境で想定される荷重に耐えられるように板厚が決定されて いる。そのため、オーバーパックの破損は、設計時の想定ミスや製作時の欠陥¹、または閉じ込 め期間中の材料の経年劣化が生じなければ発生しない。設計時の想定ミスとしては、溶接部の強 度不足や設計荷重の設定ミスが考えられる。製作時の欠陥としては、非金属介在物などの材料欠 陥やブローホールなどの溶接欠陥が考えられる。材料の経年劣化としては、中性子照射脆化や水 素脆化、応力腐食割れや欠陥からのき裂の発生・成長などが考えられる。閉じ込め期間が経過す る以前に、これらの破損要因が生じるとオーバーパックの破損の可能性がある。また、これらの 破損要因が組み合わさると、想定よりも小さな荷重でオーバーパックが破損することも考えられ る。埋設後に想定されるオーバーパックの破損要因を表 2.3.2-1 および図 2.3.2-1 に示す。

	外	荷重発生ケース	破損要因
埋設後	通常時	岩盤クリープ変形+	板厚不足
		地下水静水圧+腐食	き裂発生・成長
		膨張圧+緩衝材膨張	材料欠陥、溶接欠陥
		圧+残留応力	応力腐食割れ
			中性子照射脆化、水素脆化
		(通常時)+地震加速	板厚不足
			き裂発生・成長
			材料欠陥、溶接欠陥
			応力腐食割れ
			中性子照射脆化、水素脆化
			ガラス固化体に対する収納部の支持力不足*

表 2.3.2-1 埋設後のオーバーパックの破損要因(文献[5]に一部追加)

*ガラス固化体が地震によりオーバーパック内部で移動し、オーバーパックとの衝突により破壊することが考えられる が、緩衝材が応力を緩和するため、オーバーパックの健全性は損なわれないと考えられている。

¹本報告書で用いる「欠陥」は、空孔、介在物、材料製造時の割れ、溶接時の割れ、供用中 の疲労き裂、応力腐食割れ、摩耗、きず等を含むものと定義する。そして、オーバーパッ クの健全性に影響をおよぼす欠陥を「有害な欠陥」、健全性に影響をおよぼさない欠陥を「無 害な欠陥」と呼ぶこととする。



図 2.3.2-1 埋設後に想定されるオーバーパックの破損要因[5]

破損要因の検討結果から、オーバーパックは板厚の不足、き裂などの欠陥、応力腐食割れ(地下水との接触により局部腐食が生起し、外荷重により腐食部位に大きな応力が発生し、SCCが 生成)、材料劣化の4つの破損要因により健全性が損なわれる可能性があることがわかった。したがって、オーバーパックの健全性を確保するためには、これら4つの破損要因が、想定される 閉じ込め期間中に発生しないことを示せばよい。

構造物を設計する上で、これが強度上安全であるか否かを推定する手段として、材料力学が重要な役割を果たしている。通常、構造物はそのままの状態(負荷が 0 の状態)で壊れることはなく、ある程度以上の大きな荷重が負荷されるときに壊れる。つまり、構造物にはこれより小さな荷重ならば壊れないという限界値が存在する。軟鋼の場合の応力-ひずみ線図を模式的に図 2.3.2-2 に示す。応力-ひずみ線図は、材料の引張試験により調べることができる。

負荷が 0 の材料に負荷を加えると、ひずみに対して応力が直線的に上昇する。この部分を弾 性域と呼び、その傾きが弾性率として定義される。この領域では、加えられた応力を除荷すると 材料の変形(ひずみ)は 0 に戻る。応力が降伏応力に達すると、応力は上昇せずにひずみだけ が増加する。これは材料が塑性変形し始めたことを示している。さらに力を加えると、応力の増 加とともにひずみが増加し、応力の最大値(引張強さ)を超えると応力は減少し、最終的に材料 が破断する。一般的に構造物の設計では、構造物に加わる応力が設計応力(例えば、降伏応力に 安全率を考慮した応力値)より小さくなるように制限することで、供用期間中の構造物の破壊を 防止している。応力を制限するためには、荷重に対して構造物の断面積を大きくすることになる。 このような材料力学に基づく設計方法は、強度設計と呼ばれている。

一方、構造物にき裂状の鋭い欠陥が存在する場合には、き裂先端の応力集中により構造物の破壊強度が低下する。このような、欠陥を含む構造物が破壊するのを防止するために、破壊力学が発展してきた。線形破壊力学では、き裂を含む構造物における破壊の駆動力(き裂先端の応力拡大係数(K値))がその破壊抵抗(破壊靱性値 Kc)を下回っていることを確認することで、構造物の破壊を防止することができる。

オーバーパックの破損要因のうち、板厚の不足に対しては適切に板厚を設定することで破壊を 防止する材料力学による強度設計(強度評価)、欠陥や応力腐食割れに対しては破壊力学による 欠陥評価、さらにそれぞれに対して材料劣化を考慮することでオーバーパックの4つの破損要因 の発生を防ぐことができると考えられる。以下の構造健全性の検討では、欠陥のある/なし、材 料劣化のある/なし、欠陥の成長のある/なしの状況で、構造健全性を確保する方法について段 階を踏んで検討を進める。この検討の前提条件として、閉じ込め期間中に周囲の環境からオーバ ーパックに負荷される荷重(地震などの想定外の荷重も含む)が、全て正確に把握できていると 仮定する。実際には地下環境で生じる荷重を正確に把握することは難しいため、適切な安全率を 設定する必要があるが、検討内容を簡単にするために、今回はそのような安全率は無視して構造 健全性評価手法の考え方について検討する。



図 2.3.2-2 応力-ひずみ線図の模式図(軟鋼)

(1) オーバーパックに欠陥が存在しない場合(強度評価) ①欠陥なし、材料劣化なし(図 2.3.2-3)

オーバーパックに欠陥が全く存在せず、閉じ込め期間中に材料劣化による強度の低下が生じないと仮定する。この場合、図 2.3.2-3 に示すように、オーバーパックの埋設開始から閉じ込め期間が終了するまで最大許容応力は一定である。そのため、オーバーパックの設計応力強さが最大許容応力以下になるように板厚を設定することで、閉じ込め期間中のオーバーパックの健全性を確保することができる。

②欠陥なし、材料劣化あり(図 2.3.2-4)

オーバーパックに欠陥は全く存在しないが、閉じ込め期間中に材料劣化による強度の低下が生 じると仮定する。この場合、図 2.3.2-4 に示すように、オーバーパックの埋設開始から時間が経 過するに従って材料強度が低下するため、最大許容応力も小さくなる。この場合の最大許容応力 は、閉じ込め期間終了時点の材料強度の低下量を予測することで求めることができる。したがっ て、設計応力強さが最大許容応力以下になるように、板厚を適正に設定することで、オーバーパ ックの健全性を確保することができる。



図 2.3.2-3 ①欠陥なし、材料劣化なし



図 2.3.2-4 ②欠陥なし、材料劣化あり

(2) オーバーパックに欠陥が存在する場合(欠陥評価)

線形破壊力学では、破壊の駆動力である応力拡大係数 K は以下の式で表される。

$$K = F\sigma\sqrt{\pi a}$$
(2.3.2-1)

F: 形址に関する定物 α : 広力 α : 欠陥寸注

F:形状に関する定数、σ:応力、a:欠陥寸法

ここでの検討では応力は機知なので、*K*は欠陥寸法のみに依存する。そのため、以下の検討では図の縦軸左側は欠陥寸法で表している。

③欠陥あり(成長なし)、材料強度の低下なし(図 2.3.2-5)

オーバーパックにき裂状の欠陥が存在し、閉じ込め期間中に材料劣化による破壊抵抗の低下が 生じないと仮定する。また、欠陥寸法が非破壊検査により正確に測定されていて、その欠陥は閉 じ込め期間が終了するまで成長しないと仮定する。欠陥が存在する場合には、欠陥が存在しない ①の場合に比べて小さな応力でオーバーパックは破損する。ただしこの場合でも、図 2.3.2-5 に 示すように、オーバーパックの埋設開始から閉じ込め期間が終了するまで、材料劣化により破壊 抵抗が低下しないため、最大許容欠陥寸法は一定になる。そのため、オーバーパックに存在する 欠陥寸法が最大許容欠陥寸法以下であることを確認することで、オーバーパックの健全性を確保 することができる。 ④欠陥あり(成長なし)、材料強度の低下あり(図 2.3.2-6)

オーバーパックにき裂状の欠陥が存在し、閉じ込め期間中に材料劣化による破壊抵抗の低下が 生じると仮定する。また、欠陥寸法が非破壊検査により正確に測定されていて、その欠陥は閉じ 込め期間が終了するまで成長しないと仮定する。この場合、図 2.3.2-6 に示すように、オーバー パックの閉じ込め期間終了時には、材料劣化により破壊抵抗が低下するため、最大許容欠陥寸法 は材料劣化にともない小さくなる。この破壊抵抗の低下を予測することで、閉じ込め期間終了時 点の最大許容欠陥寸法を求めることがでる。そして、オーバーパックに存在する欠陥寸法が最大 許容欠陥寸法以下であることを確認することで、オーバーパックの健全性を確保することができ る。

⑤欠陥あり(成長あり)、材料強度の低下あり(図 2.3.2-7)

オーバーパックにき裂状の欠陥が存在し、閉じ込め期間中に材料劣化による破壊抵抗の低下が 生じると仮定する。また、その欠陥寸法が非破壊検査により正確に測定されていて、その欠陥は 閉じ込め期間の経過にともない成長すると仮定する。この場合、図 2.3.2-7 に示すように、オー バーパックの閉じ込め期間終了時には、材料劣化により破壊抵抗が低下するため、最大許容欠陥 寸法は材料劣化にともない小さくなる。この破壊抵抗の低下を予測することで、閉じ込め期間終 了時点における最大許容欠陥寸法を求めることができる。一方で、欠陥が成長するための駆動力 としては、地震などの繰返し負荷が考えられる。欠陥成長の駆動力を適切に設定し、欠陥の成長 速度を予測し、閉じ込め期間終了時の欠陥寸法から埋設開始時の欠陥寸法を逆算することで最大 許容欠陥寸法を求めることができる。そして、非破壊検査により欠陥寸法が最大許容欠陥寸法以 下であることを確認することで、オーバーパックの健全性を確保することができる。

以上の検討結果から、オーバーパックの健全性を確保するためには、次の2つの評価手法について整備すればよいことになる。

- 強度評価+材料劣化
- 欠陥評価+材料劣化



図 2.3.2-5 ③欠陥あり(成長なし)、材料劣化なし



図 2.3.2-6 ④欠陥あり(成長なし)、材料劣化あり



図 2.3.2-7 ⑤欠陥あり(成長あり)、材料劣化あり

(3) 強度評価

金属材料は、非金属介在物などの材料欠陥を内蔵している可能性がある。また、オーバーパ ック製作・封入時の加工きずや溶接欠陥などの発生を完全に避けることは難しい。さらに、オ ーバーパック埋設後の閉じ込め期間中にも欠陥(疲労き裂、応力腐食割れなど)が発生する可 能性があり、材料欠陥や製作・封入時の欠陥を起点として、欠陥が成長することも考えられる。 これらの欠陥の全てを把握して設計することは不可能である。そこで、オーバーパックの強度 評価では材料中に欠陥は存在しないと仮定し、閉じ込め期間中の材料劣化を考慮して、オーバ ーパックに必要とされる最小耐圧厚さを決定する。これらの欠陥については、次の欠陥評価で 考慮する。

(4) 欠陥評価

強度評価により最小耐圧厚さが決まると、構造健全性を確保するためのオーバーパックの最 大許容欠陥寸法 a と耐圧厚さ t の組み合わせ(a, t)を欠陥評価により定めることができる。得 られた(a, t)から、非破壊検査により測定できる検出限界寸法を考慮して、最適な(a, t)の組 み合わせを選択することで、オーバーパックの構造健全性を確保することができると考えられ る。

欠陥に関する許容基準の考え方を図 2.3.2-8 に示す。また、閉じ込め期間中に想定される材 料劣化を考慮したオーバーパックの欠陥評価の流れを図 2.3.2-9 に示す。欠陥評価は、【許容

2 - 24

基準の設定】と【欠陥の判定】で構成される。図の右側の【許容基準の設定】では、埋設後の 検査を必要とせずにオーバーパックの健全性を確保するための、最大許容欠陥寸法の設定方法 を示している。最大許容欠陥寸法は、FEM などの解析により設定する。まず、設計で決定し たオーバーパックの形状や板厚に対して、欠陥寸法 a を想定する。オーバーパックに負荷さ れる応力(残留応力を含む)が相対的に大きく、欠陥が成長すると判断される場合には、欠陥 成長評価を実施する。欠陥が成長する要因として、応力腐食割れや疲労が考えられるが、その 他の要因により欠陥が成長する場合でも、欠陥成長評価でその成長を考慮することができる。 欠陥成長評価には、欠陥が成長するための駆動力となる応力拡大係数 K と欠陥の成長速度が 必要になる。一方で、K が相対的に小さく欠陥が成長しないと判断される場合には、欠陥成 長評価を実施する必要はなく、破壊評価に進む。破壊評価には、破壊の駆動力となる応力拡大 係数 K と材料の破壊抵抗を表す破壊靱性値 Kc が必要になる。線形破壊力学では、応力拡大係 数と破壊靱性値を比較して K ≧ Kc ならば破壊すると判断されるため、想定欠陥寸法を見直 して、再び欠陥成長評価および破壊評価を実施する。K < Kc ならばオーバーパックは破壊 しないと判断されるため、オーバーパックが破壊しない最大の想定欠陥寸法 a が、最大許容 欠陥寸法となる。

欠陥評価において材料の経年劣化が問題となる部分は、欠陥成長評価と破壊評価の2つであ る。欠陥成長評価では、材料の経年劣化により欠陥の成長が加速する可能性があるため、欠陥 成長速度に経年劣化の影響を考慮する必要がある。破壊評価では、経年劣化により破壊靱性値 が低下することが考えられる。そのため、経年劣化を考慮した上で材料の破壊靱性値を設定す る必要がある。また、最大許容欠陥寸法を設定する過程で、許容できる溶接残留応力の大きさ について提示することができる。これにより、溶接後熱処理の残留応力の目標値を設定するこ とができる。

図の左側の【欠陥の判定】は、実際のオーバーパックの製作・施工プロセスの中で、超音波 探傷試験で測定された欠陥寸法と最大許容欠陥寸法を比較し、次の工程に進めるか否かの判断 を行う部分になる。超音波探傷試験で測定された欠陥はモデル化され、最大許容欠陥寸法と比 較される。モデル化された欠陥寸法が最大許容欠陥寸法以下ならば次の工程に進むことができ ると判断される。欠陥寸法が最大許容欠陥寸法よりも大きい場合には、何らかの補修を行い、 再び超音波探傷試験で欠陥寸法を測定し、最大許容欠陥寸法と比較することになる。

欠陥評価では、超音波探傷試験により測定される欠陥寸法が最大許容欠陥寸法を満たすこと が難しければ、オーバーパックの設計を見直して(耐圧厚さを厚くする)、最大許容欠陥寸法 が溶接技術や非破壊検査からみて現実的なサイズになるように再設定する必要がある。また、 欠陥評価のためには超音波探傷試験による欠陥の検出精度や測定精度も重要になる。仮に超音 波探傷試験により測定される欠陥寸法が実際よりも過大評価される場合には、測定寸法が最大 許容欠陥寸法を上回ることが多くなる。そのような場合には、本来ならば補修する必要のない 欠陥にもかかわらず、補修の工程に進まなければならなくなる。その他にも、欠陥評価のため にはオーバーパックに負荷される応力値の設定や材料の経年劣化による材料強度の低下など、 精度よく予測する方法について検討する必要がある。欠陥評価において今後の検討が必要な項 目を表 2.3.2-2 に整理した。

大項目	中項目	検討項目
欠陥の判定	超音波探傷試験	測定精度
		欠陥のモデル化
許容基準の設定	想定荷重	荷重設定
	き裂進展評価	き裂進展評価方法
		き裂進展速度
	破壊評価	破壊靱性値
		安全率
	材料劣化	中性子照射脆化
		水素脆化
	溶接	溶接残留応力
		溶接部の補修方法

表 2.3.2-2 欠陥評価における検討項目



図 2.3.2-8 欠陥に関する許容基準の考え方



図 2.3.2-9 材料劣化を考慮したオーバーパックの欠陥評価方法

2.4 まとめ

2.4.1 平成 25 年度の成果

本章では、オーバーパックの設計要件について検討し、オーバーパックの健全な状態と は「所定の期間、閉じ込め性を有していること」と定義した。そして、健全性評価の考え 方および長期健全性評価手法を構築する上での検討項目を構造健全性と腐食健全性に大別 し、それぞれの開発課題として提示した。

オーバーパックの閉じ込め性を確保するためには、腐食健全性と構造健全性について検 討する必要があることを示した。オーバーパックは埋設後に検査を実施することが難しい ことから、埋設後の検査を必要とせずに健全性を確保する必要がある。そのためには、埋 設後の品質低下を考慮したオーバーパックの仕様を設定し、オーバーパックの製作・施工 段階で初期品質が仕様を満足していることを確認するための管理(プロセス管理)を実施 する必要がある。その仕様を設定するためには、埋設後の時間と品質低下の関係を予測す るモデルを示し、健全性評価に反映する必要がある。しかし、現状で得られている試験デ ータはオーバーパックの閉じ込め期間に比べると短期間であり、それらのデータの外挿で 長期間の品質の低下を予測することは難しい。腐食健全性を確保するためには腐食メカニ ズムを解明し、メカニズムに基づく腐食寿命予測が必要と考えられる。また、構造健全性 を確保するためには、材料劣化を考慮した強度評価と欠陥評価の2つが必要になり、材料 劣化の予測方法について検討する必要がある。

2.4.2 5年間の研究開発計画

オーバーパックの閉じ込め性の確保は、耐圧性と耐食性の2つの機能を満足することで達成でき、耐食性については腐食評価、耐圧性については欠陥評価と強度評価について検討を進める必要があることを示した。そして、健全性評価手法に関する検討結果から、H25からH29までの5年間の研究計画を表 2.4.2-1に示すように策定した。

H25 年度は、健全性評価に関する研究開発計画を立案し、オーバーパックの欠陥評価手法を 検討・構築した。そして、欠陥評価に必要な材料の経年劣化事象を抽出し、欠陥の測定精度に関 する検討を開始した。また、健全性評価の観点から腐食評価手法について検討を開始した。

H26 年度は、構築した欠陥評価手法を必要に応じて改善し、オーバーパックの破壊基準や安 全率についてその考え方について検討する。さらに、強度評価手法について検討を開始する。

H27 年度は、強度評価について検討し、評価手法の構築を進める。そして、強度評価に必要 な材料の経年劣化事象を抽出する。

H28年度は、材料劣化を考慮した強度評価手法を構築する。

H29 年度は、構造と腐食を考慮した健全性評価手法について検討する。また、次年度以降に 検討が必要な項目を提示する。



表 2.4.2-1 健全性評価に関する研究計画

第2章 参考文献

- [1] 核燃料サイクル開発機構:わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 地層処分研究開発第2次取りまとめ 分冊2 地層処分の工学技術、JNC-TN1400 99-022、(1999).
- [2] (公財)原子力環境整備促進・資金管理センター;平成22年度地層処分技術調査等委託費高レベル放射性廃棄物処分関連処分システム工学要素技術高度化開発報告書(第1分冊)-遠隔操作技術高度化開発-、平成23年3月
- [3] 日本機械学会;発電用原子力設備規格 維持規格(2007年追補版)、JSMESNA1-2007、 2007年9月
- [4] 解説/原子力設備の技術基準、通商産業省資源エネルギー庁・公益事業部原子力発電 安全管理課編、1994.
- [5] 三菱重工業株式会社:オーバーパックの構造健全性に関する研究(核燃料サイクル開発機構 研究委託内容報告書)、JNC TJ8400 99-050、(1999).

第3章 材料の経年劣化に関する検討

3.1 背景および目的

平成 24 年度までの検討により、HLW 第2次取りまとめのリファレンスケースの炭素鋼 オーバーパックについて、現状の技術で製作、検査が可能なこと、および溶接部と母材部 分の耐食性がほぼ等しいことを示した[1]。一方で、第2章で検討したように、製作された オーバーパックが健全性であることを示すためには、その設計から製作・施工プロセスで クリアすべき判断指標が必要となる。その判断指標には、オーバーパック埋設後の材料の 経年劣化を考慮する必要がある。オーバーパックの閉じ込め期間中に想定される材料の経 年劣化事象としては、2.5.2 で提示した中性子照射脆化や水素脆化、欠陥の発生・成長、応 力腐食割れがある。材料の経年劣化に関する検討の流れを図 3.2.1-1 に示す。経年劣化事象 のうち、応力腐食割れおよび欠陥の発生・成長については、仮に発生させてしまうと、そ の後の成長および貫通までの寿命を予測することが難しいため、オーバーパックの設計段 階でそれらの発生を防止しておく必要がある。疲労き裂のような欠陥の発生については、 地下環境中でオーバーパックに作用する応力の制限(適切な板厚の設定)により、防止す ることができる。また、応力腐食割れについても応力制限や材料組成の選定により防止で きると考えられ、これまでに腐食の観点から検討が進められている。そのため本章では、 オーバーパックの脆化について検討を行う。脆化とは、材料が脆くなる現象であり、欠陥 (溶接欠陥など)を有する構造物の破壊に対する抵抗力(破壊靱性値)を低下させる要因

の一つとなる。オーバーパックの脆化については、HLW 第2次取りまとめでも検討されている[2]。

中性子による脆化量については、軽水炉の知見を用いて検討が行われた。その結果、1000 年間の脆化量は無視できる程度であると予測された。しかし、軽水炉の機器とオーバーパ ックでは照射条件が大きく異なる。図 3.2.1-2 は、中性子の照射線量率の異なる材料試験炉 とコルダーホール炉の監視試験片の降伏応力の増加量を比較したものである[4]。累積の照 射量が同じでも、線量率の小さいコルダーホール炉の監視試験片の降伏応力の増加量が大 きくなっていることがわかる。この要因としては、線量率の違いにより照射脆化のメカニ ズムに違いが生じ、低線量率の場合、材料中に主に照射欠陥(クラスター)が形成され、 比較的高線量率ではマトリックス損傷が主に生成されることが考察されている[5]。このよ うに、オーバーパックの照射条件では、軽水炉とは異なる脆化メカニズムが生じている可 能性がある。埋設後長期間の脆化量を予測するためには、照射による脆化のメカニズムを 明らかにし、材料中のミクロな変化(クラスター形成やマトリックス損傷など)と脆化量 (マクロな変化)の関係を明らかにする必要がある。そのためには、最初に放射線の発生 源となるガラス固化体の放射能とオーバーパックへの照射線量率を把握する必要がある。 放射能と線量率が求まると、照射脆化に影響をおよぼす累積線量率や照射温度についても 求めることができる。

水素脆化については、これまでオーバーパック埋設後の還元性雰囲気における腐食によ る水素発生量や材料中の水素吸収量に関する検討が行われてきている。本検討では、新た に材料の強度の観点から水素脆化について検討を実施する。

本章では、原子力機器を対象として中性子照射脆化に関する調査を実施し、脆化量の予 測方法の考え方や適用範囲について情報収集を行う。また、海外の高レベル放射性廃棄物 の処分容器の脆化に対する考え方についても調査を実施する。そして、オーバーパックの 照射脆化量を予測する上で必要な照射条件を最新の計算コードを用いて求める。また、水 素脆化に関しては構造健全性の観点から、今後の検討方針について整理する。



図 3.2.1-1 材料の経年劣化に関する検討の流れ


中性子照射量 (n/cm², E>1MeV)

図 3.2.1-2 降伏強度の増加に対する線量率の依存性[4]

- 3.2 照射脆化に関する情報整理
- 3.2.1 軽水炉および金属キャスクにおける中性子照射脆化に関する調査
 - (1) 軽水炉で照射脆化が懸念される部位

わが国の原子力発電プラントでは高経年化への対応策として、1999年に経済産業省(現、通 商産業省)より"原子力発電所の高経年化に関する具体的な取組み"についての方策が示されて いる。運転開始30年経過時に全ての主要機器を対象として、高経年化にともなう健全性評価を 実施し、"高経年化に関する技術報告書"として報告することが義務付けられている。これは Plant Life Management (PLM)と呼ばれ、最初の評価以降は10年ごとに最新知見を反映して 見直しを行い、適宜保全活動へ反映していく仕組みになっている。対象となる経年劣化事象は、 日本原子力学会標準「原子力発電所の高経年化対策実施基準:2008」(AESJ-SC-P005:2008) [3]に記載されている。経年劣化管理(実施時期を定めた劣化傾向の評価)が必要な事象として、 次の8項目が規定されている。

①低サイクル疲労、②中性子照射脆化、③照射誘起応力腐食割れ、④高サイクル熱疲労、

⑤2相ステンレス鋼の熱時効、⑥フレッティング疲労、⑦電気・計装品の絶縁低下、

⑧コンクリートの強度低下及び遮へい能力低下

このうち、PWR での中性子照射脆化については、ステンレス鋼では、 1×10^{20} n/cm²(E>0.1 MeV) 以上で伸び、絞りの低下の可能性があるとされ、これを超える高照射部位について想定が必要と されている。また、低合金鋼では、 1×10^{17} n/cm²(E>1 MeV)以上で伸び、絞りの低下の可 能性があるとされ、これを超える高照射部位について想定が必要とされている。電気技術規程原 子力編「原子炉構造材の監視試験方法」(JEAC 4201-2007)[6]においても、監視試験の対象は、 相当運転期間における最大中性子照射量が容器内面で 1×10^{17} n/cm²(E>1 MeV)を超えると 予測される原子炉圧力容器の炉心領域が対象とされている。

上記の要求に対し、各電力会社により中性子照射脆化を対象とした劣化管理が実施されている

部位は、原子炉容器胴部(炉心領域部)、炉心そう(炉内構造物)、原子炉容器炉心近傍部材(原 子炉容器支持構造部)の3つである。中性子照射脆化の評価部位について、川内1号炉の例[7] を図 3.2.1-1に示す。

原子炉圧力容器については、健全性評価上厳しい箇所は、炉心領域の下部胴とされている。例 えば、九州電力「川内原子力発電所1号炉 高経年化技術評価書」(平成25年12月)[7]によ れば、胴内表面での中性子照射量は、第21回定期検査時点(2011年度)で4.0×10¹⁹ n/cm²

(E>1MeV)、運転開始後 60 年時点で 9.9×10¹⁹ n/cm²程度と推定されている(最高使用温度: 約 343℃)。川内1号炉の現在までの監視試験は、母材、溶接金属、熱影響部について実施され ているが、溶接金属、熱影響部については、溶接による熱履歴により、関連温度が母材より低く なっていることから、評価は母材を代表として実施されている。

炉心そうはステンレス鋼により製作されている。ステンレス鋼は靭性が高く、脆性破壊を起こ しにくい材料であるが、運転開始後 60 年時点に相当する中性子照射量が加わった場合には靭性 の低下が考えられる。しかし、炉心そうに有意な欠陥が存在しなければ、材料の中性子照射脆化の みで脆性破壊が発生する可能性はないと評価されている[8]。

原子炉容器支持構造部については、上記の照射量に到達していないため本来は評価不要な部位 であるが、上記 JEAC4201、学会標準が整備される以前から脆化評価が実施されてきたことも あり、念のために継続されている。



(a)原子炉容器本体構造(②下部胴を評価)



(b)炉心そう

(c)原子炉容器支持構造部

図 3.2.1-1 PWR での中性子照射脆化評価部位[5]

(2) 金属キャスクの照射脆化

その他の原子力機器で、長期健全性維持に関する設計基準が定められているものに、使用済燃料の金属キャスクがある。その経年劣化要因は、日本原子力学会標準「使用済燃料中間貯蔵施設 用金属キャスクの安全設計及び検査基準:2010」(AESJ-SC-F002:2010)[9]に記載されており、 設計特性上考慮すべき経年変化要因として、次の3つが規定されている。

①熱、②放射線照射、③腐食

このうち、金属キャスク本体の材料として使用される炭素鋼、低合金鋼(胴、底板、蓋、その他 部品)に対する照射についての設計基準では、鋼材料は 10¹⁷ n/cm²以下の中性子照射量に対し て脆化を考慮する必要はない、とされている。実際、使用済燃料貯蔵用金属キャスク内の中性子 照射量は、収納時の中性子照射量が 60 年間継続するとしても 10¹⁶ n/cm²未満(温度 150~160℃ 程度)であり、この値を超えることは現状では想定されていない。そのため、現在のところ中性 子照射脆化を考慮した設計・評価が実施された例は見られない。

(3) 照射脆化の管理方法

(1)、(2)より、原子力機器で中性子照射脆化が実用上懸念されている部位は、原子炉圧力容器 (低合金鋼)となる。ここでは、原子炉圧力容器を対象とした中性子照射脆化の管理方法を整理 した。原子炉圧力容器はフェライト系鋼材である低合金鋼により製作されている。炉心領域材料 の遷移温度上昇および上部棚(延性)領域の靱性低下については、原子炉内に設置された監視試験 片を取り出し、材料試験により脆化の程度を把握し、破壊力学手法により健全性が評価されてい る[8]。

1) 原子炉圧力容器の監視試験片および脆化予測方法

原子炉圧力容器は供用期間中に核分裂によって発生する中性子にさらされる。鋼材に入射した 中性子は鋼材を構成する原子に衝突し配列を乱す。その多くは短時間のうちに回復するが、一部 では原子配列が乱れたままとなる格子欠陥が形成される。このような格子欠陥に伴う微細組織の 変化は、鋼材の機械的性質に影響を与えることが知られている。一般的に引張特性では照射の影 響により、材料は硬くなり降伏応力や引張強さが増加する。また、シャルピー衝撃試験では照射 の影響により、図 3.2.1-2[10]に示すように延性脆性遷移温度 DBTT (Ductile-Brittle Transition Temperature)が高温側にシフトし、高温における延性破壊に必要なエネルギーである上部棚吸 収エネルギーUSE(Upper Shelf Energy)が低下する。よって、照射による機械的特性の変化を 定期的に把握するために、監視試験が実施されている。

国内の監視試験方法は日本電気協会より 1970 年に JEAC4201-1970「原子炉構造材の監視試 験方法」[11]として規定されている。JEAC4201-1970 は ASTM (ASTM International)にて発 行された ASTM E 185-66[12]を参考として発行されている。その後、米国連邦規則 10CFR50 Appendix H[13]及び ASTM E 185 の改訂を参考にして JEAC4201 の改訂が実施されている。

金属材料に対する中性子照射の影響は、シャルピー衝撃試験より得られる吸収エネルギーを用いて評価される。監視試験では照射前にシャルピー衝撃試験を実施し、初期の関連温度 RT_{NDT}を取得している。照射後は一定の運転期間で監視試験片を取出し、中性子照射を受けた時の関連 温度 RT_{NDT}を取得している。照射前後の関連温度の差から脆化の程度を示す関連温度移行量Δ RT_{NDT}が求められる。この関連温度移行量ΔRT_{NDT}を用いた脆化予測法が設定されている。また、 上部棚吸収エネルギーUSE の減少率(ΔUSE)についても予測法が設定されている。ここでシャ ルピー衝撃試験では温度の異なる複数の試験結果を用いて平均の遷移曲線を描き、吸収エネルギ ーが 41J の時に対応する温度を関連温度 RT_{NDT}としている。この平均の遷移曲線の設定は吸収エ ネルギーに対して、双曲線関数を用いて最小二乗法による最適曲線化する方法がよく用いられて いる。また、上部棚吸収エネルギーUSE は、延性破面率が 100%を示す温度における全ての試 験片の吸収エネルギーの平均値として定義されている。



図 3.2.1-2 材料温度とシャルピー吸収エネルギーの関係の模式図[10]

2) 米国原子力規制委員会の脆化予測式について

脆化予測式は1970年代に照射データを統計的に処理して脆化を予測する式が多数提案されて いる。そのような状況の中、米国原子力規制委員会(NRC)は、1977年に銅とリンによる脆化の 影響を取り入れた US NRC Regulatory Guide 1.99Rev.1[14]を発表した。1980年代でも関連温 度移行量 ΔRT_{NDT}=[CF]×[FF]と表記する脆化予測式の開発が継続され、Regulatory Guide1.99 Rev.2[15]でも同様の脆化予測式が踏襲された。ここで[CF]は銅とニッケルの化学成分による係 数であり、[FF]は中性子照射量の影響を表す係数である。1980年代に入ると、従来の現象論的 脆化予測では必ずしも適切な予測ができないという事例が報告されるようになったのを受け、脆 化メカニズム解明の機運が世界的に高まり、1988年に圧力容器照射脆化関連の国際専門家グル ープ IGRDM(International Group on Radiation Damage Mechanisms in Reactor Pressure Vessel Steels)が結成されている。その後、E.D.Eason ら[16]が Regulatory Guide1.99 Rev.2 で 評価されていた銅、ニッケル、リン、中性子照射量に加えて、照射温度、中性子束、マンガンの 影響も組み込んだ脆化評価式を提案した。最新の米国の脆化予測式は、E. D. Eason らが提案し た脆化予測法に基づき、中性子照射脆化による関連温度シフト量ΔT₃₀が算出される。

3) 国内の脆化予測式について

国内脆化予測式は日本電気協会規格「原子炉構造材の監視試験方法」(JEAC4201)に記載さ

れている。この中には関連温度 RTNDTの上昇を予測するための脆化予測式と、上部棚吸収エネル ギーUSE の低下について予測するための予測式が設定されている。

JEAC4201の国内脆化予測式については、1987年に国内 PWR 原子炉圧力容器向けの予測式 の開発が行われた。この中で不純物である銅原子が鋼材中で塊を作りやすい性質を持つため、中 性子照射により銅を中心とした析出物(クラスター)の形成が進むこと、中性子が鋼材に入射す ることにより金属の結晶にひずみが生じることが明らかになっている。またリンの粒界偏析によ る損傷も確認されている。この成果を基に当時の米国に倣った脆化予測式[14]が開発され、1991 年に JEAC4201-1991[15]、2004年にその改訂版 JEAC4201-2004版[19]として規格化されてい る。この脆化予測式は従来知見と材料データの統計解析に基づき式の形を定めた上で、データを 再現できるように式の係数を決定する現象論的脆化予測にて作成されている。

JEAC4201-2004版の国内脆化予測式による RT_{NDT} 予測値は次式で算出される。

 $RT_{NDT} = RT_{NDT}$ (初期値) + $\Delta RT_{NDT} + M$

(3.2.1-1)

RTNDTは関連温度(°C)、RTNDT(初期値)は照射前の関連温度(°C)、Mはマージンである。適用範囲 を表 3.2.1-1 に示す。また、本規格の適用範囲は発電用軽水型原子炉構造材のフェライト鋼に 対するものとして定義されている。

項目	母材	溶接金属
材料の Cu 含有量	0.30%以下	0.40%以下
材料の Ni 含有量	1.0%以下	1.2%以下
材料の P 含有量	0.020%以下	_
材料の Si 含有量	_	0.80%以下
中性子照射量(E>1MeV)	10^{17} \sim 10^{20} n/cm ²	10^{17} \sim 10^{20} n/cm ²
公称照射温度	274~310°C	274~310°C

表 3.2.1-1 JEAC4201-2004版の国内脆化予測式の適用範囲[19]

注:Cu含有量が 0.05%以下の場合には Cu含有量は 0.05%とする。

公称照射温度が 310℃を超える場合には脆化が小さくなると考えられるので、この場合には適用できる。なお公称 照射温度が 274℃未満の場合には脆化が大きくなると考えられるので適用できない。

従来の研究の成果では銅を中心とする析出物(クラスター)、マトリックス損傷、リンの粒界 偏析が脆化に寄与する主要因として考えられてきた。その後一般財団法人電力中央研究所による 研究[20]でクラスターについては三次元アトムプローブ法と呼ばれる金属中の原子一つひとつ の種類と位置を測定する技術を用いて実験的に調査されている。この観察結果から、原子炉圧力 容器用鋼材が中性子照射を受けた場合、図 3.2.1・3[10]に示すように銅原子同士がクラスターを 作ることが確認されている。これらのクラスターには銅原子の他にニッケル、マンガン、シリコ ン等の元素も同時に集まっていることも確認されている。また、銅の含有量が少ない鋼材(鍛造 鋼)では銅を含まずニッケル、マンガン、シリコンによるクラスターが形成され、脆化に寄与す ることが確認されている。さらに、同じ照射量でも試験炉等を用いて短時間で照射(中性子束が 大きい)した場合と、実機の原子炉圧力容器のように長時間で照射した(中性子束が小さい)場 合、すなわち鋼材への照射速度が異なる場合には、照射速度が遅い方がクラスターの直径が大き くなることが確認されている。



図 3.2.1-3 三次元アトムプローブ法による鋼中のクラスター形成状況[10]

マトリックス損傷については陽電子消滅法や、透過型電子顕微鏡を用いて実験的に調査されて いる[20]。マトリックス損傷の候補としては、転位ループあるいは原子空孔クラスターが挙げら れてきた。硬さ試験と組み合わせた等時焼鈍試験と陽電子消滅法による寿命測定の結果を考慮す ると、等時焼鈍時の空孔型欠陥の回復温度と硬さの回復温度が一致しないことから、原子空孔ク ラスターの寄与は小さいと判断されている。この結果からマトリックス損傷は転位ループである 可能性が高いことが示唆されている。

リンの粒界偏析は結晶粒界でリンが偏析し、金属の破壊を生じやすくすることにより脆化に影響するとされている。中性子照射によるリンの粒界偏析はリンの量によらず必ず生じるものの、 破壊に影響するのはリンの濃度が極端に高い場合だけであり、原子炉圧力容器鋼材については問 題にならないとして判断されている。

JEAC4201-2007版の国内施化予測法は、照射材に対する上記の微視的組織観察の調査結果に基 づき、照射施化のメカニズムを考慮して電力中央研究所により開発されている[20]。 JEAC4201-2004版からの重要な変更点の一つとして、脆化量の予測に中性子束を考慮した点が 挙げられる。この脆化予測法では、国内の監視試験結果を用いて、反応速度式を用いて照射によ り生じる鋼材の溶質原子クラスターとマトリックス損傷による寄与分に分けられるミクロ組織 変化を計算し、そのミクロ組織に応じた関連温度移行量 Δ RTNDTが計算されている。そして、中 性子照射により鋼材中に生じるミクロ組織の時間変化を表す連立微分方程式を仮定し、これを解 くことでミクロ組織の変化を予測している。具体的には転位ループを主体とするマトリックス損 傷、銅同士が結合することで形成される照射促進クラスター、中性子照射下で生じる照射欠陥に 鋼やニッケルなどの元素が偏析することで形成される照射誘起クラスターを、転位ループの数密 度やクラスターの体積率としてミクロ組織の予測値としている。

脆化予測では次の2つの手順により関連温度移行量ΔRT_{NDT}を算出している。

- 反応速度式を用いて照射による鋼材のミクロ組織変化を計算。 ミクロ組織変化は溶質原子クラスターによる寄与分とマトリックス損傷による寄与分 に分けられる。
- > ミクロ組織に応じた関連温度移行量の計算。 2つの硬化要因がある場合、全硬化量は各要因による硬化量の二乗和の平方根としている。

JEAC 4201-2007 版の国内脆化予測法では、以下の式により関連温度移行量 ΔRT_{NDT} の予測値お よび RT_{NDT} 調整値を算出している。

 RT_{NDT} 調整值 = RT_{NDT} 初期值+ ΔRT_{NDT} 予測值 (3.2.1-2)

(3.2.1-3)

 ΔRT_{NDT} 予測值 = ΔRT_{NDT} 計算值+ M_R

RT_{NDT} 初期値は照射前試験により決定した関連温度 RT_{NDT}(℃)、ΔRT_{NDT} 計算値は附属書 表 B-2100-1 又は附属書表 B-2100-2 を用いて求める。M_Rはマージンである。ΔRT_{NDT} 計算 値を求める過程では、中性子束が考慮されている。JEAC4201-2007版の適用範囲を表 3.2.1-2 に示す。また、JEAC4201-2004版と同様に発電用軽水型原子炉構造材のフェライト鋼に対する ものとして定義されている。

項目	母材及び溶接金属
材料の Cu 含有量	0.25%以下
材料の Ni 含有量	$0.5 \sim 1.1\%$
材料のP含有量	0.025%以下
中性子照射量(E>1MeV)	$10^{17} \sim 10^{20}$ n/cm ²
中性子束(E>1MeV)	$10^7 \sim 10^{12}$ n/cm ² /s
公称照射温度	270~290°C

表 3.2.1-2 JEAC4201-2007版の国内脆化予測法の適用範囲[6]

注:Cu含有量が0.04%以下の場合にはCu含有量は0.04%とする。

JEAC4201-2007 版は 2006 年末時点での PWR プラントの監視試験データを用いて策定され ている。そのため、中性子照射量は銅含有量が少ない鋼材では 6×10¹⁹ n/cm²が、銅含有量が多 い鋼材では 5×10¹⁹ n/cm²が最大であった。その後、銅含有量が少ない鋼材では 6×10¹⁹ n/cm²を 超える、銅含有量が多い鋼材では 1×10²⁰ n/cm²程度の高照射量域の監視試験データが拡充され ている。これらの結果に対して、JEAC4201-2007 版国内脆化予測法を適用すると銅含有量が多 い鋼材に対しては、予測値が実測値よりも低くなる例が認められている。これらを考慮して各係 数が調整され、JEAC4201-2013版の脆化予測法として改訂作業が進められている。

4) 原子炉圧力容器以外の脆化管理方法

3.2.1 (1) で示した照射脆化が懸念される部位ではないが、照射の影響を受ける原子力機器と して原子炉圧力容器支持構造部が挙げられる。原子炉圧力容器支持構造部では、270℃以上で使 用される原子炉圧力容器と比較すると使用温度が 50~150℃と低温状態であり、かつ低中性子 束条件となる。経年劣化事象は原子力学会標準に記載されており、PWR 原子炉圧力容器の照射 脆化については 1×10¹⁷ n/cm² (E>1 MeV) と定義されている。原子炉圧力容器支持構造部は運 転末期でも中性子照射量が 10¹⁷ n/cm² 以下と低くなることから評価対象外となり、JEAC4201 に定められる脆化予測方法の適用範囲からも外れている。

低温・低中性子束条件下における支持構造物材の中性子照射脆化を予測する方法は NUREG-1509「Radiation Effects on Reactor Pressure Vessel Supports」[23]に記載されてい る。NUREG-1509に記載の上限脆化予測線図は中性子線とγ線を考慮した物質の原子あたりの 平均はじき出し原子数である dpa を基準に策定されており、各種試験結果を包絡するように設 定されている。図 3.2.1-4 に NUREG-1509 に記載されているデータ[24]-[26]を示す。 NUREG-1509は米国オークリッジ国立研究所 ORNL:Oak Ridge National Laboratory のアイ ソトープ製造用原子炉 HFIR (High Flux Isotope Reactor)の監視試験データ(炭素鋼:A212B 鋼、 A350LF3 鋼、A105II 鋼)と研究用原子炉 ORR(Oak Ridge Research Reactor)の照射データ(炭 素鋼:A212B 鋼)を用いて評価されている。中性子束は 2.43×10⁸~1.11×10⁹ n/cm²s 程度であ る。NUREG-1509に記載の上限脆化予測線図は、次式で表され、低温・低中性子束条件の照射 脆化データを上限包絡していることが確認されている。

$$\begin{split} \Delta \text{NDTT}(^{\circ}\text{C}) &= 35.423[\log(\text{dpa})]^2 + 286.336[\log(\text{dpa})] + 585.1\\ \text{for } 10^{\cdot 4} &\leq \text{dpa} \leq 2 \times 10^{\cdot 2}\\ \Delta \text{NDTT}(^{\circ}\text{C}) &= 6[\log(\text{dpa})] + 30\\ \text{for } 10^{\cdot 5} \leq \text{dpa} \leq 10^{\cdot 4} \end{split}$$

(3.2.1-4)

NUREG-1509 以外にも同様の低温、低中性子束条件下で Boydon[27] (平均照射温度 71℃)、 Dohi[28]ら(照射温度 50℃、中性子束 5.8×10¹⁰~8.0×10¹² n/cm²s によりデータが取得されて いる。これらの結果より低温・低中性子束条件下における照射脆化の影響は、高温・高中性子束 の条件よりも、大きくなると考えられている。

オーバーパックの候補材料の一つである炭素鋼を対象とした文献[24]では、炭素鋼(A212B、 A350、A105) について照射温度 50℃で中性子照射量 10¹⁶ n/cm²までは顕著な脆化は認められ ない結果が報告されている。また、文献[29]では炭素鋼(A212B、A285A) と低合金鋼(A301B (Cr-Mo 鋼)、A200T22(2-1/4Cr-1Mo 鋼))の中性子照射量と照射温度の影響について検討 されていて、中性子照射量 2×10¹⁸ n/cm² (>1 MeV) 以上では照射量に比例して関連温度が増加 し、鋼種間の差は明確でないことが報告されている。過去に実施されたオーバーパックの中性子 照射線量の計算結果では、オーバーパックの照射量は、国内脆化予測式の適用範囲の下限値であ る 10¹⁷ n/cm² に比べて 10³~10⁴ 程度小さい[30]と報告されている。

JEAC4201-2007版の国内脆化予測法はフェライト鋼を対象に規格化されているため、炭素鋼に対しても評価は可能であると考えられる。しかしながらJEAC4201-2007版の国内脆化予測法をオーバーパックに適用する場合、いくつかの課題が考えられる。課題を以下に示す。

- ▶ オーバーパックで想定される中性子照射量及び照射温度が適用範囲の下限値以下であり、 JEAC4201-2007版の国内脆化予測法の適用性可否が不明確である。
- > ART_{NDT} 予測値を算出する場合、マージンを考慮することとなり、JEAC4201-2007 版 で示されるように、予測法では 20℃のばらつきを有することとなる。このため実際の シフト量よりもばらつきの方が大きくなる可能性が想定され、評価精度の妥当性が課 題となる。
- ▶ JEAC4201-2007版の国内脆化予測法は、照射脆化のメカニズムを考慮した脆化量を決定 するための各種係数が、国内の PWR 原子炉圧力容器用鋼材に使用されている低合金鋼 (SA533 Grade B Class 1 鋼板、SFVQ1A 鍛鋼等)の監視試験結果を基に決定されて いる。そのため、炭素鋼に対して適用した場合には係数の調整が必要となる可能性が ある。



図 3.2.1-4 低温、低中性子束条件下の中性子照射脆化予測法[23]

3.2.2 海外のガラス固化体処分容器の中性子照射脆化に関する調査

海外の放射性廃棄物処分容器における照射脆化の考え方について、スウェーデンの SKB およびフランスの ANDRA を対象として文献調査により情報を整理した。

(1) スウェーデン SKB

RD&D Programme 2010 Programme for research, development, and demonstration of methods for the management and disposal of nuclear waste[31] (以下 RD&D Programme) はスウェーデンの使用済燃料処分の実施主体である SKB社(Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co)の「放射性廃棄物の管理及び処分方法に関する研究開発実証プログラム」である。RD&D Programme は SKB 社が行っている研究及び技術開発を対象とし、現状と今後の計画を体系的に評価した報告書である。

スウェーデンの放射性廃棄物処分容器は、図 3.2.2・1 に示す構造が想定されている。放射性廃 棄物処分容器の長さ 4835 mm、直径 1050 mm を想定している。外部容器と蓋は腐食を考慮し て厚さ 50mm の鋼で構成され、使用済燃料を固定する内部容器は Fe>90%、C<4.5%、Si<6%の 鋳鉄が想定されている。使用済燃料から発生する中性子線および γ線が照射脆化の要因として 検討されている。中性子線の照射影響についてはアルゴンヌ(Argonne)国立研究所が開発した SPECTER と、ローレンス・リバモア(Lawrence Livermore)国立研究所が開発した DISP の解 析コードを用いて、PWR 及び BWR プラントの使用済燃料を保管した場合の評価[33]が実施さ れている。評価モデルは、図 3.2.2・2 に示す鋼製の外部容器(外径:1050mm、板厚:50mm)、 使用済燃料を固定する鉄製の内部容器で構成されている。鉄製の内部容器に対しては、中性子束 を2条件設定した中性子線の照射影響が検討されている。γ線に関しては、現状ではデータベ ースが無いために評価されていない。一般に γ線によって格子欠陥が形成される効果は金属材 料の場合にはそれほど大きくはないため、データが無いと考えられる。低温、低照射量における 中性子照射の影響については、文献[34]-[36](表 3.2.2・1 参照)に示される鉄に対する低温での 照射による強度変化の結果を用いて評価が行われている。文献[33]の結果を基に、評価では鉄に 対して機械的特性に及ぼす照射の影響は無視できると結論付けている。

これらの結果から RD&D Programme 2007[37]の時には照射脆化の影響はないと判断してい た。その後、文献[38]で鋳鉄に対する照射影響が確認された。この中では鋳鋼中に銅が偏析し、 照射脆化により機械的性質が変化する結果となっており、監視試験で確認されているような低合 金鋼等に対する従来からの知見と矛盾しない結果となっている。また、低温度条件において結晶 粒界へのリン偏析は、フェライト鋼中の照射による粒界脆化を引き起こす懸念として挙げられて いる。更に放射性廃棄物処分容器内部に使用する鋳鉄については、Cu の含有量を最大 0.05wt% とするように仕様を設定することが提案されている。今後は放射性廃棄物処分容器の使用温度を 想定した低温での鋼中における銅の溶融と拡散を計算上で求める研究を進めるとともに、特に銅 クラスターと空孔の間の相互作用を確認するため、鋳鉄に対して照射試験を実施し、評価モデル

材料	照射温度 (℃)	照射量 (dpa)	降伏応力変化
純鉄 (N=3~20wtppm)	60	9×10^{-6}	5MPa增加
純鉄	130	3×10^{-6}	2MPa增加
鉄 (N=100~200wtppm)	室温	3×10^{-4}	変化なし
鉄 (N=100~200wtppm)	室温	9×10^{-6}	50~85MPa增加

表 3.2.2-1 鉄に対する低温、低中性子照射量での強度変化[34]-[36]



図 3.2.2-1 放射性廃棄物処分容器構造[31]



図 3.2.2-2 放射性廃棄物処分容器の解析モデル[31]

(2) フランス ANDRA

Dossier 2005 Argile Tome Architecture and management of a geological repository[32] (以 下 Dossier 2005) はフランスの放射性廃棄物管理公社である ANDRA がまとめた地層処分の安 全評価に関する報告書である。ANDRA で検討されているオーバーパックの形状を図 3.2.2-3 に 示す。報告書では、オーバーパックの水素脆化については検討されているが、照射脆化の考え方 については明確な記載は確認されなかった。



図 3.2.2-3 ANDRA のオーバーパック形状[32]

3.2.3 オーバーパックの照射脆化について

現在のオーバーパックについては炭素鋼による製作が候補の一つとして検討されている。炭素 鋼の母材については、JEAC4201-2007等による国内脆化予測法の適用する場合には、照射量や 照射温度が適用範囲外のため課題がある。溶接金属についてもこれらの課題は同様と考えられる。 また、溶接金属に関しては監視試験の結果は溶接後に残留応力の影響を除くため PWHT(溶接後 熱処理)が実施されているため、残留応力の影響は除かれている。オーバーパックの蓋の溶接に ついては、複数の溶接方法が候補として検討されており、溶接後の PWHT についても検討され ている。オーバーパックの溶接部に PWHT が実施されない場合には、残留応力を有する溶接金 属への照射脆化影響についても検討する必要があると考えられる。

溶接熱影響部について JEAC4201 では、吸収エネルギー41J に対応する温度が母材よりも低 い場合には、溶接熱影響部の破壊靭性が母材と同等以上と考えられている。一方、吸収エネルギ ー41J に対応する温度が母材よりも高い場合には、溶接熱影響部の中性子照射による関連温度の 移行量は母材と同等と考えられている。これは溶接熱影響部における関連温度移行量ΔRTNDTが 母材と同等、又は母材よりも小さいためであり、母材を代表として評価すればよいとの判断からである。また、 上部棚吸収エネルギーでは、溶接熱影響部の減少率は母材と同等と考えられている。このことか らオーバーパック候補材でも同様の傾向が成立するか確認は必要であるが、溶接熱影響部の評価 について母材を代表する JEAC4201 の考え方が適用できると考えられる。ただし、 JEAC4201・2007 等による国内脆化予測法の適用を検討する場合の課題は、母材及び溶接金属と 同じと考えられる。 文献調査の結果からも低温・低照射域条件にてオーバーパックの閉じ込め機能が維持される期 間である 1000 年を想定して、長時間照射された試験結果は確認されていない。また、中性子と ガンマ線が重畳した場合の影響についても不明確な点がある。これらについては例えば低温・低 照射域条件における鋼中における銅の溶融と拡散をシミュレーションソフト[39]等を活用して 計算上で求める研究、低温・低照射域の炭素鋼を用いた照射脆化に関する調査の検討を進める必 要があると考えられる。

3.3 オーバーパックの中性子照射線量評価

3.3.1 背景および目的

オーバーパックの中性子照射脆化について検討するためには、埋設後にオーバーパック が受ける中性子の照射線量率を把握する必要がある。オーバーパックの中性子照射線量率 は、第2次取りまとめのリファレンスケースのガラス固化体インベントリを用いて算出さ れている[40]。その結果、照射線量率は最大で 3.5×10³ n/cm²s、1,000 年間の累積線量は 1.1×10¹⁴ n/cm² と算出された。国内脆化予測式[6]の適用範囲に比べて線量率で 10⁴程度、 累積線量で 10³~10⁴程度小さいため、脆化が生じる可能性は低いと推定された。また、図 3.2.1-2 に示したように中性子の累積照射線量が同じでも、線量率が低い方がより降伏応力 が大きくなると報告されている[4]。

第2次取りまとめでガラス固化体のインベントリ設定に使用された計算コードは、1990 年代初めに公開されたものであり、現在では計算コード、核データともにバージョンアッ プが繰り返さている。そのため、HLW第2次取りまとめで使用された計算コードと最新の 計算コードでは、ガラス固化体のインベントリおよびオーバーパックに照射される中性子 の線量率の計算結果に差が生じる可能性がある。したがって、最新の計算コードを用いる ことで、より精度よく中性子の線量率を求めることができ、より信頼性の高いオーバーパ ックの脆化量の予測を行うことができると考えられる。

照射脆化に関する検討の流れを図 3.3.1-1 に示す。本検討の最終目的は、オーバーパック の破壊靱性値の低下量を推定することである。今年度は、最新の計算コードを用いてガラ ス固化体のインベントリおよび線量計算を実施するための準備を行う。最初に、第2次取 りまとめで実施された使用済燃料の燃焼計算、インベントリ設定および線量計算方法につ いて調査・検討する。そして、第2次取りまとめと同じ計算条件、計算コードおよび核デ ータライブラリを用いて再現計算を実施する。その結果と第2次取りまとめの結果を比較 し、調査した計算条件の妥当性を確認する。次に、最新の計算コードを用いてガラス固化 体のインベントリを計算する。計算条件は、第2次取りまとめと同じ条件とする。さらに、 第2次取りまとめのインベントリ計算結果を用いて、最新の計算コードで線量計算を実施 する。同一の条件で計算を実施することにより、計算コードおよび核データライブラリの 更新による計算結果の違いについて考察することができる。最新の計算コードを用いた線 量計算は来年度以降に実施する。また、破壊靱性値の低下量を推定するための脆化メカニ ズムの検討についても、来年度以降実施する予定である。



図 3.3.1-1 照射脆化に関する検討の流れ

3.3.2 第2次取りまとめにおける計算条件の調査および再現計算

オーバーパックの中性子照射脆化量を予測するためには、閉じ込め期間中にオーバーパ ックに照射される中性子の照射線量率やエネルギー分布を把握しておく必要がある。原子 炉から取り出された使用済燃料は、冷却期間を経て再処理される。再処理工程で生じた核 分裂生成物などを含む高レベル廃液は、溶融したガラスと混ぜ合わされて、キャニスタと 呼ばれるステンレス製の容器に入れられ冷却固化されガラス固化体となる。そのため、オ ーバーパックへの中性子照射線量率などを把握するためには、ガラス固化体に含まれる放 射性核種およびその量(インベントリ)を特定する必要がある。ただし、ガラス固化体中 の放射性核種のインベントリは、燃料塑性や燃焼度および再処理条件などにより異なる。 そのため、地層処分システムの性能を代表的に評価するためのモデルガラス固化体のイン ベントリ設定が、1999 年に核燃料サイクル開発機構により解析的手法により実施されてい る[41]。また、オーバーパックの遮へい厚さを設定するために、オーバーパック外表面にお ける線量率を求める計算も行われている[42]。インベントリ設定および線量計算に使用され た計算コードを表 3.3.2-1 に示す。インベントリ設定では Oak Ridge National Laboratory で開発された Origen2.1 が使用され、照射線量計算では Los Alamos National Lab で開発 された3次元連続エネルギーモンテカルロコード MCNP4A が使用されている。両者は、 1990 年代初期に開発された計算コードであり、現状では計算コードおよび核データライブ

ラリともにバージョンアップが行われ、より精度の向上した計算結果が得られるようになっている。現状で入手可能な最新の計算コードを表 3.3.2-1 に示した。また、核データライブラリについても更新されており、最新版としては JENDL-4.0 (日本、2010 年) および ENDF/B-VII (米国、2011 年) が公開されている。これらの最新の計算コードおよび核デ ータライブラリを用いてガラス固化体インベントリおよびオーバーパック照射線量を算出 した場合、従来の計算結果に比べて差を生じる可能性がある。

今年度は、リファレンスケースのガラス固化体インベントリの設定方法および線量計算 条件について、文献[41]および文献[42]を対象として調査し、入力条件を整理した。そして、 入力条件の妥当性を確認するために、当時の計算条件と同じ条件、同じ計算コードで再現 計算を実施した。さらに、当時の計算条件と同じ条件で最新の計算コードを用いてガラス 固化体のインベントリの再計算を実施した。今年度実施した結果は、来年度以降実施する 予定の線量評価のための基データとなる。

表 3.3.2-1 第2次取りまとめで使用された計算コードおよび核データライブラリ

		従来法	最新法
	計算コード	核データ	計算コード
	(公開年)	ライブラリ	(公開年)
インベントリ評価	Origen2.1 (1991)	半減期 : decay.lib 断面積 : pwrue.lib	Origen2.2-upj (2006)
照射線量計算	MCNP-4A (1993)	ENDF/B-IV (1974)	MCNP-5 (2003)

(1) インベントリ設定および線量計算条件の調査

1) 燃焼条件および再処理条件

我が国では、日本国内の JNFL 製、TVF 製のガラス固化体およびフランス COGEMA、イギ リス BNFL からの返還ガラス固化体が地層処分対象になる。これらのガラス固化体の特性につ いて、放射能、発熱量、核種量など各固化体間でそれほど大きな違いがないことが報告されてい る[41]。本検討では、第 2 次取りまとめでリファレンスケースとして示された JNFL 製ガラス 固化体を計算対象とした。インベントリ設定のフローを図 3.3.2-1 に示す。また、燃焼条件や再 処理条件などの計算条件の一覧を表 3.3.2-2 に示す。リファレンスケースの使用済燃料の燃焼 条件は、PWR の濃縮度 4.5wt%、燃焼度 4.5 GWd/MTU に設定されている。再処理条件として は、使用済燃料のせん断・溶解後の核種のガラス固化体への移行率が設定されている。

- 2) 材料組成
- 燃料不純物データ

|燃料不純物データとして、燃料ペレット中のウランの同位体組成を表 3.3.2-3 に、燃

料不純物の組成データを表 3.3.2-4 に示す。

② 構造材データ

構造材の組成データを表 3.3.2-5 に示す。

③ ガラス固化体の仕様

JNFL 固化体の仕様を表 3.3.2-6 に示す。

衣 3.3.2-2 カノへ回化体のインハントリ計算条件[表 3.3.2-2	『化体のインベントリ計算条	(牛[41]
--------------------------------	-----------	---------------	--------

		炉型		PWR
	濃縮度	wt%	4.5	
燃焼条件	比出力		MW/MTU	38
	燃焼度		MWD/MTU	45,000
	運転日数		日	1184.21連続
	炉取出から再処理までの	冷却期間	年	4
		U	%	0.422
再処理条件	燃料中の核種の移行率	Pu	%	0.548
		H,C,I,Cl	%	0
		希ガス	%	0
		その他	%	100
	構造材の移行	全核種		1.0/264.5
田心冬研	再処理から固化までの冷却期間		年	0
回征来件	固化体発生量	本/MTU	1.25	
	ウラン等価量		MTU/本	0.8
中間貯蔵	固化から処分までの貯蔵	期間	年	$\overline{50}$

表 3.3.2-3 燃料ペレット中のウラン同位体不純物[41]

同位体	規定値
U-232	0.0001 µg/gU
U-234	10×10³ µg/g²³⁵U
U-236	250 µg/gU
Tc-99	0.01 µg/gU
-1	

・出典:ASTM (1996), ASTM C-996-96.

		含有量			含有量
原子番号	元素名	[g/MTU]	原子番号	元素名	[g/MTU]
3	Li	1.0	25	Mn	1.7
5	В	1.0	26	Fe	18.0
6	С	89.4	27	Co	1.0
7	z	25.0	28	Ni	24.0
8	0	134,454.0	29	Cu	1.0
9	F	10.7	30	Zn	40.3
11	Na	15.0	42	Мо	10.0
12	Mg	2.0	47	Ag	0.1
13	Al	16.7	48	Cd	25.0
14	Si	12.1	49	ln	2.0
15	Р	35.0	50	Sn	4.0
17	Cl	5.3	64	Gd	2.5
20	Ca	2.0	74	w	2.0
22	Ti	1.0	82	Pb	1.0
23	V	3.0	83	Bi	0.4
24	Cr	4.0			

表 3.3.2-4 燃料不純物組成[41]

・出典: Ludwig and Renier (1989), ORNL/TM-11018.

構道	樹	Zry-2	Zry-4	Inc718	IncX750	SUS 302	SUS 304	Nicro.50	計 [kg/MTU]	換算 [g/MTU]
重量 ^{*)} [k	g/MTU]		235	12.8		4.2	9.9	2.6	264.5	
原子番号	元素			組成(g/metric ton	metal)			含有量	含有量
1	н	13	13						3.06E-03	3.06E+00
5	В	0.33	0.33					50	2.08E-04	2.08E-01
6	С	120	120	400	399	1,500	800	100	4.78E-02	4.78E+01
7	N	80	80	1,300	1,300	1,300	1,300	66	5.39E-02	5.39E+01
8	0	950	950					43	2.23E-01	2.23E+02
13	Al	24	24	5,992	7,982			100	8.26E-02	8.26E+01
14	Si			1,997	2,993	10,000	10,000	511	1.68E-01	1.68E+02
15	Р					450	450	103,244	2.75E-01	2.75E+02
16	S	35	35	70	70	300	300	100	1.36E-02	1.36E+01
22	Ti	20	20	7,990	24,943			100	1.07E-01	1.07E+02
23	V	20	20						4.70E-03	4.70E+00
24	Cr	1,000	1,250	189,753	149,660	180,000	190,000	149,709	5.75E+00	5.75E+03
25	Mn	20	20	1,997	6,984	20,000	20,000	100	3.13E-01	3.13E+02
26	Fe	1,500	2,250	179,766	67,846	697,740	688,440	471	1.26E+01	1.26E+04
27	Co	10	10	4,694	6,485	800	800	381	7.47E-02	7.47E+01
28	Ni	500	20	519,625	721,861	89,200	89,200	744,438	9.85E+00	9.85E+03
29	Cu	20	20	999	499				1.75E-02	1.75E+01
40	Zr	979,630	979,110					100	2.30E+02	2.30E+05
41	Nb			55,458	8,980				7.10E-01	7.10E+02
42	Мо			29,961					3.84E-01	3.84E+02
48	Cd	0.25	0.25						5.88E-05	5.88E-02
50	Sn	16,000	16,000						3.76E+00	3.76E+03
72	Hf	78	78						1.83E-02	1.83E+01
74	w	20	20					100	4.96E-03	4.96E+00
92	υ	0.2	0.2						4.70E-05	4.70E-02

表 3.3.2-5 構造材組成データ[41]

*) 全構造材のうち、上部/下部構造材(End fitting zone)を除いた部分のみ

・出典: Ludwig and Renier (1989), ORNL/TM-11018.

	項目		仕様値
<u>++</u>	固化ガラス		ほうけい酸ガラス
19 17	容器 (キャニスタ)		ステンレス鋼
舌昌	ガラス固化体重量	1-~/*	約 500
里里	固化ガラス重量	Kg/ /4×	約 400
容量	固化ガラス容積	1/本	約 150
掷 吹 + 注	外径		約 430
(モルーフタ)	高さ	mm	約 1340
(99-70)	容器肉厚		約 6
発熱量	固化時	kW/本	約 2.3
	${ m SiO}_2$		45.1
	B_2O_3		13.9
	Al ₂ O ₃		4.9
	Li ₂ O		2.0
	CaO		4.0
	ZnO		2.5
ガラス組成(*)	Na ₂ O	wt%	9.8
	P_2O_5		0.3
	Fe ₂ O ₃		2.9
	NiO		0.4
	Cr_2O_3		0.5
	FP 酸化物		12.8
	AC酸化物		0.9

X 5.5.2 0 / / / 回口伴 / 工保[41	表	3.3.2-6	ガラス固化体の仕様[41]
-----------------------------	---	---------	---------------

(*)COGEMA 仕様と同一と仮定

出典:

・日本原燃株式会社(1992b)、六ヶ所事業所 廃棄物管理事業許可申請書 (平成4年1月一部補正)

・高レベル事業推進準備会(1997)、高レベル放射性廃棄物ポケットブック



図 3.3.2-1 インベントリ設定の計算フロー

3) 照射線量の計算条件

照射線量の計算条件を以下に示す。各物質の組成を表 3.3.2-7 に、解析モデル概念図[42] を図 3.3.2-2 に示す。ガラス固化体を内包するキャニスタの形状は表 3.3.2-6 に示した通り である。オーバーパックの線量計算モデルを図 3.3.2-2 に示す。線量計算では、ガラス固化体、 キャニスタ、オーバーパックを対象としてモデル化する。ガラス固化体は直径 418 mm、SUS304 製のキャニスタの厚さは 6 mm、オーバーパックは炭素鋼製で厚さ 190mm とした。オーバーパ ックは、空気中に設置した場合を想定した。実行線量率の換算係数は、文献[42]の値を使用した。

表 3.3.2-7 各物質の組成[42]

HLW	重量比
Li6	0.00108
Li7	0.01334
B10	0.00901
B11	0.03625
0	0.50198
Na	0.07789
A1	0.02779
Si	0.22936
Ca	0.02231
Zr	0.0205
Mo	0.03251
Pd	0.00682
Cs	0.00788
Ba	0.01326

空気	重量比
Н	0.00001
С	0.00013
N14	0.76186
N15	0.00283
0	0.23517

炭素鋼	重量比
Fe54	0.0579
Fe56	0.90014
Fe57	0.02061
Fe58	0.00275
С	0.0035
Si	0.0035
Mn	0.011
Р	0.0003
S	0.0003
	the site of the

*オーバーパック

SUS304	重量比
Fe54	0.0406
Fe56	0.63732
Fe57	0.01472
Fe58	0.00196
С	0.0004
Si	0.005
Mn	0.01
Cr50	0.00826
Cr52	0.1592
Cr53	0.01805
Cr54	0.00449
Ni58	0.06808
Ni60	0.02622
Ni61	0.00114
Ni62	0.00363
Ni64	0.00093

*キャニスタ



図 3.3.2-2 オーバーパック線量計算モデル[42]

4) 中性子線源強度およびエネルギースペクトル

第2次取りまとめの線量計算に引用されている中性子線源強度およびエネルギースペクトルの設定根拠について関連文献を調査し[43]、調査結果を基に再現計算における自発核分裂および (α, n)反応による線源強度およびエネルギースペクトルを算出した。

(2) ガラス固化体インベントリおよび線量当量率に関する再現計算結果

調査した計算条件を基にインベントリおよび線量当量率について、リファレンスケースの再 現計算を実施した。第2次取りまとめ当時の報告書記載値(以下、記載値という)と再現計算 結果(以下、再現値という)を比較し、第2次取りまとめとの計算結果の差について要因を考 察した。なお、第2次取りまとめと同様に炉取出し後の冷却期間を4年、中間貯蔵を50年とし、 その時点を処分後0年と定義した。また、処分後1,000年の定義は炉取出し後1,000年とした。

1) ガラス固化体インベントリの再現計算結果

処分後 1000 年時点における放射能量の比較を表 3.3.2-8 に示す。処分後 1000 年における放 射能の再現値は、全体的に良く記載値と一致した。ただし、Sr-90、Cs-137、Cm-243、Cm-244 については、記載値に比べて再現値は明らかに大きくなった。最も半減期 T_{1/2} の短い Cm-244

 $(T_{1/2} = 18.1y)$ では比=6.77であり、それ以外の3核種については、Cm-243 $(T_{1/2} = 28.5y)$ では比=3.37、Sr-90 $(T_{1/2} = 29.1y)$ では比=3.29、Cs-137 $(T_{1/2} = 30.0y)$ では比=3.17と半減期が長くなるにつれて比が小さくなる傾向にあった。これらの核種の共通な特徴としては、半

減期が最長でも 30 年程度と比較的短いことが挙げられる。Cm・244、Sr・90、Cs・137 のガラス 固化体1本あたりの放射能の経時変化を図 3.3.2・3 に示す。図には、第2次取りまとめに記載さ れているそれぞれの核種の放射能の経時変化も併せて示した。図中のプロットは再現計算の結果 を示している。Cm・243 については、第2次取りまとめで放射能の経時変化が示されていないた め、ここでは図示していない。これらの核種は半減期が短いため、処分後 1,000 年時点では図の 縦軸の下限値である 10⁶ Bq/本を下回った。処分直後の再現値は第2次取りまとめの結果に近か ったが、処分後 300 年の時点では再現値が第2次取りまとめの結果を上回る傾向が見られた。 ただし、ガラス固化体の放射能全体で考えると、これらの核種は支配的な核種では無いため、オ ーバーパック埋設後の長期の安全評価におよぼす影響は限定的であると考えられる。これらの短 半減期核種の再現値が大きくなった要因の一つとしては、Origen 計算における燃焼ステップお よび冷却ステップの違いが考えられる。また、入力データにおける材料組成の桁数や、計算機の 不動小数点の取扱いなどもその要因として考えられる。

相対的に半減期の長い核種のガラス固化体1本あたりの放射能の経時変化を図 3.3.2-4 に示 す。また、ガラス固化体1本あたりの全放射能の経時変化を図 3.3.2-5 に示す。図中のプロット は再現計算の結果を表している。処分後 50 年以前および 2000 年以降の放射能の再現値が、第 2 次取りまとめにおける放射能に比べて、小さくなる傾向が見られた。核種毎の放射能の経時変 化は、図 3.3.2-3 および図 3.3.2-4 に示したようによく一致していたことから、図 3.3.2-5 の放 射能の合計値には、今回対象とした核種以外の核種の放射能が含まれている可能性がある。処分 後 1,000 年時点では、第 2 次取りまとめの結果と再現値はほぼ一致した。

ガラス固化体1本あたりの発熱量について、第2次取りまとめの結果と再現値の比較を表 3.3.2-9に示す。また、図 3.3.2-6にはガラス固化体1本あたりの発熱量の経時変化を示す。ガ ラス固化体の発熱量は、炉取出から処分までの期間34年および54年ともに放射化生成物を除 いて、よく一致する結果が得られた。放射化生成物については、ガラス固化時には記載値に比べ て再現値が大きく、処分時には記載値に比べて再現値が小さくなった。再現計算では相対的に短 半減期の放射化生成物が多く生成されたが、放射化生成物の発熱量は相対的に小さかった。

3-26

表 3.3.2-8 処分後 1,000 年時点における核種毎の放射能の比較(従来法) (1MTU あたりの放射能)

再現値 半減期 記載値*1) 核種 比*2) [年] 1000年 Ni-63 9.20E+01 5.125E+07 0.895.77E+07 Se-79 6.50E+04 2.05E+102.047E+10 1.00 Sr-90 2.91E+01 4.79E+04 3.291.574E+05Zr-93 1.53E+069.23E+10 1.049E+111.148.77E+10Nb-93m 1.36E+019.962E+101.14Nb-94 2.03E+042.28E+08 2.225E+08 0.98Tc-99 1.002.13E+056.42E+11 6.427E+11 Pd-107 6.50E+06 5.20E+09 5.203E+09 1.00 Sn-126 3.72E+101.00 1.00E+053.717E+10 Cs-1352.293E+102.30E+06 2.29E+101.00Cs-137 3.00E+01 1.38E+054.380E+053.17Sm-151 9.00E+01 5.88E+09 8.663E+09 1.47Ho-166m 1.03 1.20E+037.83E+07 8.045E+07 Pb-210 2.23E+01 2.58E+06 2.516E+06 0.982.71E+06Ra-226 2.517E+06 0.93 1.60E+03 <u>Ac-2</u>27 1.12<u>2E+06</u> 1.002.18E+011.12E+06Th-228 1.91E+00 3.57E+041.003.587E+04Th-229 7.34E+03 5.65E+06 5.106E+06 0.90 Th-230 7.70E+04 1.15E+071.109E+07 0.96 Th-232 1.41E+107.66E+00 7.474E+00 0.98Pa-231 1.12E+06 1.003.28E+041.122E+06 U-232 7.20E+01 3.53E+04 3.583E+041.02U-233 1.59E+051.22E+08 1.154E+080.951.016E+09 U-234 2.45E+051.02E+09 1.00 U-235 7.04E+08 3.42E+06 3.417E+06 1.00 U-236 2.34E+077.42E+07 7.354E+07 0.99U-238 4.47E+09 4.86E+07 4.856E+071.00Np-237 2.14E+06 2.89E+102.876E+10 1.00Pu-238 8.77E+011.22E+101.537E+101.26Pu-239 2.41E+041.10E+11 1.087E+11 0.99Pu-240 6.54E+034.49E+11 1.00 4.512E+11 Pu-241 1.44E+011.42E+101.420E+101.00Pu-242 3.87E+054.77E+084.768E+08 1.007.19E+12Am-241 4.32E+027.784E+12 1.08Am242m 1.52E+026.30E+09 7.918E+09 1.26Am-243 7.38E+03 8.98E+11 9.019E+11 1.00 Cm-243 2.85E+017.71E+00 2.601E+013.373.208E-03Cm-244 4.74E-04 6.77 1.81E+01 Cm-245 8.50E+03 1.41E+101.418E+10 1.01Cm-246 4.73E+03 2.90E+09 2.917E+09 1.01 3.51E+02 5.73E+04 6.313E+04 Cf-249 1.10

単位: [Bq/MTU]

*1) JNC TN8400 99-085[41] 付表 B-2 各核種の放射能に対する濃縮度の影響(4.5%)参照 *2) "比"は記載値に対する比率[-]

表 3.3.2-9 ガラス固化体一本あたりの発熱量の比較(従来法)

炉取出から処分までの期間34年

<u>単位: [W/本]</u>

再処理まで 固化後の貯	の期間:4年 蔵期間:30年	記載値 ^{*1)}	再現計算 Origen-2 pwrue.lib, dec	現計算 gen-2.1 ib, decay.lib	
		発熱量	発熱量	比*2)	
	放射化生成物	1.69E+00	2.436E+00	1.44	
固化時	アクチニド	1.35E+02	1.348E+02	1.00	
	核分裂生成物	2.22E+03	2.217E+03	1.00	
	合計	2.35E+03	2.354E+03	1.00	
	放射化生成物	3.28E-02	9.513E-03	0.29	
4n /\ n+	アクチニド	6.12E+01	6.118E+01	1.00	
观灯时	核分裂生成物	4.97E+02	4.968E+02	1.00	
	合計	5.58E+02	5.580E+02	1.00	

炉取出から処分までの期間54年

単位: [W/本]

再処理まで 固化後の貯	の期間:4年 蔵期間:50年	記載値 ^{*1)}	再現計算 Origen-2.1 pwrue.lib, decay.lib		
		発熱量	発熱量	比*2)	
	放射化生成物	1.69E+00	2.436E+00	1.44	
固化時	アクチニド	1.35E+02	1.348E+02	1.00	
	核分裂生成物	2.22E+03	2.217E+03	1.00	
	合計	2.35E+03	2.354E+03	1.00	
	放射化生成物	2.71E-03	1.433E-03	0.53	
処分時	アクチニド	4.30E+01	4.298E+01	1.00	
	核分裂生成物	3.08E+02	3.079E+02	1.00	
	合計	3.51E+02	3.509E+02	1.00	

*1) JNC TN8400 99-085[41] 付表 D-4 ガラス固化体一本あたりの発熱量 参照

*2) "比"は記載値に対する比率[-]



図 3.3.2-3 短半減期核種 (T1/2≦30y)の放射能の経時変化の比較



図 3.3.2-4(1/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較



図 3.3.2-4 (2/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較



図 3.3.2-4 (3/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較



図 3.3.2-4 (4/4) 核種毎の放射能の経時変化の比較



図 3.3.2-5 ガラス固化体1本あたりの全放射能の経時変化



図 3.3.2-6 第2次取りまとめ計算結果と再現計算結果の比較 (ガラス固化体1本あたりの発熱量)

2) 線量計算結果

炉取出し後 34 年時点における線量当量率の計算結果を表 3.3.2-10 に示す。表の記載値は、 文献[42]において同じ計算条件で算出された線量当量率を表している。FP 核種からのγ線量当 量率に関しては、文献[42]に数値が記載されていないため、再現値のみ記載した。Origen2.1 の 再現計算の結果、オーバーパック表面における 2 次γ線および中性子線の線量当量率を十分な 精度で再現することができた。オーバーパック表面から 1m の位置では、2 次γ線の線量当量率 の再現値が 2%程度大きくなったが、2 次γ線の全線量当量率への寄与は小さかった。

3.3.2 (2) 1) で求めたガラス固化体の放射能を線源として MCNP-4A により線量計算を行った結果、文献[42]に記載されている線量当量率を再現することができた。したがって、3.3.2 (1) で調査した燃焼計算条件、再処理条件および線量計算条件は、第2次取りまとめ当時の計算条件とほぼ同じ条件であると考えることができる。

表 3.3.2-10 炉取出し後 34 年時点のオーバーパック表面および 1m における線量当量率の比較 (Origen2.1 + MCNP-4A)

		単	单位:[mSv/h]
オーバーパック表面	記載値*1)	再現值 ^{*2)}	比 ^{*3)}
(α, n)反応による2次γ線量当量率	1.836E-03	1.822E-03	1.01
自発核分裂による2次γ線量当量率	$2.305 \text{E}{-}03$	2.288E-03	1.01
γ線量当量率(合計値)	4.141E-03	4.110E-03	1.01
(a, n)反応による中性子線量当量率	1.665E+00	1.669E+00	1.00
自発核分裂による中性子線量当量率	2.119E+00	2.128E+00	1.00
中性子線量当量率(合計値)	3.784E+00	3.797E+00	1.00
全線量当量率	3.788E+00	3.801E+00	1.00

	記載値*1)	再現值 ^{*2)}	
FPによるγ線量当量率(参考値)		1.883E+00	

単位:[mSv/h]

オーバーパック表面から1m	記載値*1)	再現值 ^{*2)}	比*3)
(α, n)反応による2次γ線量当量率	2.144E-04	2.060E-04	1.04
自発核分裂による2次γ線量当量率	2.626E-04	2.633E-04	1.00
γ線量当量率(合計値)	4.770E-04	4.693E-04	1.02
(α, n)反応による中性子線量当量率	1.931E-01	1.919E-01	0.99
自発核分裂による中性子線量当量率	2.469E-01	2.475E-01	1.00
中性子線量当量率(合計値)	4.400E-01	4.394E-01	1.00
全線量当量率	4.405E-01	4.399E-01	1.00

	記載値*1)	再現值 ^{*2)}	
FPによるγ線量当量率(参考値)	_	4.129E-01	

*1) JNC TN1400 2003-03[42] 表 6-1012 参照

*2)MCNP-4A(中性子:ENDV/B-VI、γ線:mcplib.02)

*3) "比"は記載値に対する比率[-]

3.3.3 最新法を用いたインベントリ計算方法の検討

(1) 計算コードおよび計算条件

Origen コードの最新版である Origen2.2-upj と核データ JENDL-3.3 を使用してガラス固化 体のインベントリを算出した。現時点では JENDL-4.0 が最新の核データライブラリとして公開 されているが、核データの編集ミスなどによる修正が行われている。そのため、Origen2.2-upj を用いたインベントリ計算では、核データライブラリは JENDL-3.3 を用いた。燃焼計算および 再処理の条件は、3.3.2 で調査した第 2 次取りまとめ当時と同じ計算条件とした。

(2) インベントリ計算結果

3.3.2 (2) と同様に、第 2 次取りまとめ当時の記載値と Origen 2.2-upj による算出した再現値 を比較した。処分後 1,000 年時点における放射能量の記載値と再現値の比較を表 3.3.3-1 に示す。 Origen 2.1 による処分後 1,000 年時点の放射能(表 3.3.2-8)と同様に、Sr-90、Cs-137、Cm-243、 Cm-244 の記載値に対する比は 2 倍を超える結果となった。また、Se-79、Pu-238、Am-242m の 3 核種については、比がおおよそ 0.5 または下回る結果となった。その他の核種については、 ほぼ記載値に近い値が得られた。

ガラス固化時および 30 年、50 年経過後の発熱量の記載値と再現値を表 3.3.3-2 に示す。表に は、参考のため Origen2.1 による再現値も併せて示した。Origen2.2-upj による合計発熱量の再 現値は、記載値よりも 2%小さくなった。また、固化後 30 年および 50 年における放射化生成物 の発熱量の記載値に対する比は、Origen2.1 の再現値と同様に 1 を大きく下回り、それぞれ 0.20、 0.32 となった。ただし、放射化生成物の発熱量は相対的に小さいため、発熱量の合計値に及ぼ す影響は小さかった。

中性子およびγ線の線源強度を表 3.3.3-3 に示す。線源強度は、再現値よりも数%程度小さな 値となった。中性子の線源強度の再現値は、第2次取りまとめの計算結果に比べて 1%~2%程 度小さく、γ線については 7%小さくなった。

Origen2.2-upjによるガラス固化体のインベントリ計算の結果は、発熱量および線源強度とも に、第2次取りまとめの結果に比べて小さくなる傾向が見られた。放射能の記載値と再現値には、 核種によってばらつきが見られたが、同一の計算条件でインベントリを計算しているため、計算 コードや核データライブラリの違いにより計算結果に差が生じたと考えられる。

拉種	半減期	⇒#/d*1) 再現值	再現値	.値
修理	[年]	記載値 7	1000年	$\Bbbk^{*2)}$
Ni-63	9.20E+01	5.77E+07	5.133E+07	0.89
Se-79	6.50E+04	2.05E+10	1.799E+09	0.09
Sr-90	2.91E+01	4.79E+04	1.155E+05	2.41
Zr-93	1.53E+06	9.23E+10	9.664E+10	1.05
Nb-93m	1.36E+01	8.77E+10	9.182E+10	1.05
Nb-94	2.03E+04	2.28E+08	1.761E+08	0.77
Tc-99	2.13E+05	6.42E+11	6.508E+11	1.01
Pd-107	6.50E+06	5.20E+09	5.428E+09	1.04
Sn-126	1.00E+05	3.72E+10	3.274E+10	0.88
Cs-135	2.30E+06	2.29E+10	2.263E+10	0.99
Cs-137	3.00E+01	1.38E+05	4.756E+05	3.45
Sm-151	9.00E+01	5.88E+09	5.881E+09	1.00
Ho 166m	1.20E+03	7.83E+07	8.074E+07	1.03
Pb-210	2.23E+01	2.58E+06	2.187E+06	0.85
Ra-226	1.60E+03	2.71E+06	2.188E+06	0.81
Ac-227	2.18E+01	1.12E+06	1.355E+06	1.21
Th-228	1.91E+00	3.57E+04	3.711E+04	1.04
Th-229	7.34E+03	5.65E+06	4.320E+06	0.76
Th-230	7.70E+04	1.15E+07	9.128E+06	0.79
Th-232	1.41E+10	7.66E+00	7.430E+00	0.97
Pa-231	3.28E+04	1.12E+06	1.354E+06	1.21
U-232	7.20E+01	3.53E+04	3.707E+04	1.05
U-233	1.59E+05	1.22E+08	9.914E+07	0.81
U-234	2.45E+05	1.02E+09	7.351E+08	0.72
U-235	7.04E+08	3.42E+06	3.946E+06	1.15
U-236	2.34E+07	7.42E+07	7.237E+07	0.98
U-238	4.47E+09	4.86E+07	4.848E+07	1.00
Np-237	2.14E+06	2.89E+10	2.553E+10	0.88
Pu-238	8.77E+01	1.22E+10	6.207E+09	0.51
Pu-239	2.41E+04	1.10E+11	1.095E+11	1.00
Pu-240	6.54E+03	4.49E+11	4.115E+11	0.92
Pu-241	1.44E+01	1.42E+10	1.915E+10	1.35
Pu-242	3.87E+05	4.77E+08	5.308E+08	1.11
Am-241	4.32E+02	7.19E+12	9.457E+12	1.32
Am242m	1.52E+02	6.30E+09	3.096E+09	0.49
Am-243	7.38E+03	8.98E+11	9.243E+11	1.03
Cm-243	2.85E+01	7.71E+00	2.204E+01	2.86
Cm-244	1.81E+01	4.74E-04	2.896E-03	6.11
Cm-245	8.50E+03	1.41E+10	1.912E+10	1.36
Cm-246	4.73E+03	2.90E+09	2.976E+09	1.03
Cf-249	3.51E+02	5.73E+04	6.486E+04	1.13

单位: [Bq/MTU]

*1) JNC TN8400 99-085[41]付表 B-2 各核種の放射能に対する濃縮度の影響(4.5%)参照 *2) "比"は記載値に対する比率[-]

表 3.3.3-2 ガラス固化体一本あたりの発熱量の比較 (Origen2.2-upj)

炉取出から処分までの期間34年

N/ /	
H 477 ·	
単1 // .	

再処理までの期間:4年 固化後の貯蔵期間:30年		記載値*1)	再現計算 Origen-2.1 pwrue.lib, decay.lib		最新法 1 Origen-2.2upj pwr47j33.lib, jndecayj33.lib	
		発熱量	発熱量	比*2)	発熱量	比*2)
	放射化生成物	1.69E+00	2.436E+00	1.44	1.565E+00	0.93
固化時	アクチニド	1.35E+02	1.348E+02	1.00	1.312E+02	0.97
	核分裂生成物	2.22E+03	2.217E+03	1.00	2.172E+03	0.98
	合計	2.35E+03	2.354E+03	1.00	2.305E+03	0.98
	放射化生成物	3.28E-02	9.513E-03	0.29	6.421E-03	0.20
処分時	アクチニド	6.12E+01	6.118E+01	1.00	6.323E+01	1.03
	核分裂生成物	4.97E+02	4.968E+02	1.00	4.820E+02	0.97
	合計	5.58E+02	5.580E+02	1.00	5.453E+02	0.98

炉取出から処分までの期間54年

単位: [W/本]

再処理までの期間:4年 固化後の貯蔵期間:50年		記載値 ^{*1)}	再現計算 Origen-2.1 pwrue.lib, decay.lib		最新法 1 Origen-2.2upj pwr47j33.lib, jndecayj33.lib	
		発熱量	発熱量	比*2)	発熱量	比*2)
固化時	放射化生成物	1.69E+00	2.436E+00	1.44	1.565E+00	0.93
	アクチニド	1.35E+02	1.348E+02	1.00	1.312E+02	0.97
	核分裂生成物	2.22E+03	2.217E+03	1.00	2.172E+03	0.98
	合計	2.35E+03	2.354E+03	1.00	2.305E+03	0.98
処分時	放射化生成物	2.71E-03	1.433E-03	0.53	8.645E-04	0.32
	アクチニド	4.30E+01	4.298E+01	1.00	4.658E+01	1.08
	核分裂生成物	3.08E+02	3.079E+02	1.00	2.991E+02	0.97
	合計	3.51E+02	3.509E+02	1.00	3.457E+02	0.98

*1) JNC TN8400 99-085[41]付表 D-2 ガラス固化体一本あたりの発熱量参照

*2) "比"は記載値に対する比率[-]
表 3.3.3-3 線源強度 (Origen2.2-upj)

(α、n)反応による中性子収率									
Year	①記載値 ^{*1)}	②Origen-2.2upj	比率(②/①)						
Discharge	2.03763E+08	1.98754E+08	0.98						
30	9.21088E+07	8.98982E+07	0.98						
50	6.56204E+07	6.41111E+07	0.98						
1000	1.02473E+07	1.00424E+07	0.98						

Neutron/sec

自発核分裂による中性子収率								
Year	①記載値 ^{*1)}	②Origen-2.2upj	比率(②/①)					
Discharge	3.40192E+08	3.33796E+08	0.98					
30	1.08900E+08	1.07201E+08	0.98					
50	5.16000E+07	5.11356E+07	0.99					
1000	1.51300E+06	1.49121E+06	0.99					

Neutron/sec

Fission Productsによる γ 線収率								
Year	①記載値 ^{*1)}	②Origen-2.2upj	比率(②/①)					
Discharge	1.85636E+16	1.75612E+16	0.95					
30	4.11614E+15	3.84653E+15	0.93					
50	2.55641E+15	2.44393E+15	0.96					
1000	6.55928E+12	6.11456E+12	0.93					

 γ /sec

*1) JNC TN8400 99-085[41]

3.3.4 最新の照射線量の計算方法に関する調査・検討

第2次取りまとめにおいて用いられた MCNP-4A の最新バージョンである MCNP-5 に ついて、次年度以降の最新の計算コードを用いた照射線量の算出において検討すべき項目 を整理した。

(1) 計算条件

核データライブラリは、中性子について JENDL-3.3、γ線について mcplib.84 を用い、その 他の計算条件は MCNP-4A を用いた再現計算の条件と同じ設定とした。ガラス固化体の放射能 は第2次とりまとめにおける報告書の記載値[41]を用いた。

(2) 線量率の計算結果

第2次取りまとめの記載値と MCNP-5 による再現値と比較した。ガラス固化後の経過期間 30 年における線量計算結果の比較を図 3.5.4-1 に示す。オーバーパック表面での線量当量率の比は、 2次y線と中性子の合計で 3%大きく、FP によるy線では MCNP-4A の再現値に比べて 7%大き

くなった。また、オーバーパック表面から 1mの位置では、2次γ線と中性子の合計で 6%大き く、FP によるγ線では MCNP-4A の再現値に比べて 10%小さくなった。MCNP-5 および JENDL3.3 を用いた計算結果からは、オーバーパック表面における線量当量率が増加する可能 性があることが示された。今後、最新法による計算結果の妥当性を調べるために、異なる核デー タを用いた計算や、計算結果に対する統計誤差を小さくするなどの検討が必要であると考えられ る。

表 3.3.4-1 処分後0年時点のオーバーパック表面近傍の線量当量率の比較(MCNP-5) (炉取出から処分までの期間34年)

				単	位:[mSv/h]	
オーバーパック末声		MCNP-4A		MCNP-5		
オーバーバック表面	記載値*1)	再現值 ^{*2)}	比*3)	再現値 ^{*4)}	比*3)	
(α, n)反応による2次γ線量当量率	1.836E-03	1.822E-03	1.01	1.889E-03	1.03	
自発核分裂による2次γ線量当量率	$2.305 \text{E}{-}03$	2.288E-03	1.01	2.386E-03	1.03	
γ線量当量率(合計値)	4.141E-03	4.110E-03	1.01	4.275E-03	1.03	
(α, n)反応による中性子線量当量率	1.665E+00	1.669E+00	1.00	1.713E+00	1.03	
自発核分裂による中性子線量当量率	2.119E+00	2.128E+00	1.00	2.192E+00	1.03	
中性子線量当量率 (合計値)	3.784E+00	3.797E+00	1.00	3.904E+00	1.03	
全線量当量率	3.788E+00	3.801E+00	1.00	3.909E+00	1.03	
	記載値*1)	再現值 ^{*2)}		再現値 ^{*4)}	比*5)	
FPによる γ 線量当量率(参考値)	-	1.883E+00	-	2.019E+00	1.07	

単位	÷	[mSv/h]

					1 . [
オーバーパック表示から1m		MCNP-4A	MCNP-5		
ス · バーバック 衣面がら1111	記載値*1)	再現值*2)	比*3)	再現值 ^{*4)}	比*3)
(α, n) 反応による2次γ線量当量率	2.144E-04	2.060E-04	1.04	2.125 E-04	0.99
自発核分裂による2次γ線量当量率	2.626E-04	2.633E-04	1.00	2.716E-04	1.03
γ線量当量率(合計値)	4.770E-04	4.693E-04	1.02	4.841E-04	1.01
(α, n)反応による中性子線量当量率	1.931E-01	1.919E-01	0.99	2.049E-01	1.06
自発核分裂による中性子線量当量率	2.469E-01	$2.475 \text{E}{-}01$	1.00	2.612E-01	1.06
中性子線量当量率 (合計値)	4.400E-01	4.394E-01	1.00	4.661E-01	1.06
全線量当量率	4.405E-01	4.399E-01	1.00	4.666E-01	1.06
	記載値*1)	再現值*2)		再現值*4)	比*5)
FPによるγ線量当量率(参考値)	_	4.129E-01	_	3.731E-01	0.90

	記載値 ^{*1)}	再現值 ^{*2)}		再現值 ^{*4)}	比*5)
FPによるγ線量当量率(参考値)	_	4.129E-01		3.731E-01	0.90

*1) JNC TN1400 2003-03[42] 表 6-1012 参照

*2)MCNP-4A(中性子:ENDV/B-VI、γ線:mcplib.02)

*3) "比"は記載値に対する比率[-]

*4)MCNP-5 (中性子: JENDL3.3、γ線: mcplib.84)

*5) "比"は MCNP-4A の再現値に対する比率[-]

3.3.5 まとめ

オーバーパックの照射脆化について検討を進めるためには、埋設中にガラス固化体から放出さ れる中性子やγ線により、オーバーパックにどのくらいの放射線が照射されるかを把握しておく 必要がある。燃焼計算や線量評価に使用される計算コードおよび核データライブラリは、近年更 新されており、最新の計算コードや核データでは従来よりもさらに精度が向上した線量率が計算 できると考えられる。今年度は、第2次取りまとめ当時に実施されたガラス固化体インベントリ およびオーバーパックの線量評価の計算条件を調査し、当時と同じ計算コードおよび核データを 用いて再現計算を実施した。また、一部、最新の計算コード Origen2.2-upj、MCNP-5 を用いた 再現計算も実施し、その計算結果について検討した。その結果、来年度以降に実施する予定の最 新の計算コードを用いたオーバーパックの照射線量の計算を実施できる見通しがついた。本年度 得られた成果を以下にまとめた。

(1) 第2次取りまとめにおける計算条件の調査

ガラス固化体のインベントリおよびオーバーパック近傍の線量計算条件について調査を行っ た。そして、調査した計算条件下で第2次取りまとめと同様の計算コードを用いて再現計算を行 った。ガラス固化体の放射能については、相対的に短半減期の核種で再現値が大きくなる傾向が 見られた。ただし、ガラス固化体の発熱量やオーバーパック表面近傍での線量当量率の再現計算 結果は、ほぼ第2次取りまとめ当時の結果を再現できており、短半減期核種の影響は相対的に小 さかった。以上の結果から、調査した計算条件により当時の計算結果を再現することができ、計 算条件の妥当性を確認することができた。

(2) 最新法を用いたインベントリ設定方法の検討

調査したインベントリの計算条件で Origen2.2-upj および JENDL3.3 を用いたガラス固化体 のインベントリを計算した。ガラス固化体の放射能の再現値にはばらつきが見られたが、多くの 核種の再現値は、記載値に近い値を得る事ができた。また、ガラス固化体の発熱量およびオーバ ーパック近傍の線量当量率は、第2次取りまとめ当時の結果に比べてわずかに小さくなった。第 2次取りまとめの計算条件と同一の条件でインベントリを計算しているため、計算コードや核デ ータライブラリの違いにより計算結果に差が生じたと考えられる。

(3) 最新の照射線量の計算方法に関する調査・検討

MCNP-5 を用いたオーバーパック近傍の線量当量率の再現値と第2次取りまとめ当時の結果 を比較した。MCNP-5 および JENDL3.3 を用いた計算結果からは、オーバーパック表面におけ る線量当量率が増加する可能性があることが示された。今後、最新法による計算結果の妥当性を 調べるために、異なる核データを用いた計算や、計算結果に対する統計誤差を小さくするなどの 検討が必要であると考えられる。

3.4 構造健全性におよぼす水素脆化の影響

オーバーパック埋設後に還元性雰囲気になると、炭素鋼では腐食の進行にともない水素が発生 する。この水素の一部が炭素鋼中に吸収されると材料が脆くなり、溶接欠陥などが存在する場合 には、破壊に対する抵抗が小さくなることが知られている。そのため、材料に吸収される水素濃 度によっては、オーバーパックの構造健全性に影響をおよぼす可能性がある。

3.4.1 これまでの成果

第2次取りまとめでは、オーバーパック候補材を対象として水素脆化について検討が行われて いる。オーバーパックの材料候補の一つである低強度の炭素鋼の場合、水素脆化が生起するのは 1 ppm 以上の領域とされている。オーバーパック表面と緩衝材界面に水素が蓄積し、局所的に 水素分圧が上昇すると仮定して、炭素鋼中に吸収される水素濃度を推定した結果、炭素鋼に吸収 される水素濃度は 0.03 ppm 以下と推定され、水素ガスの接触による水素脆化は起こらないと報 告されている[2]。

また、オーバーパックの封入部である溶接部の水素脆化感受性についても検討が行われている [44]。溶接金属、熱影響部、母材から切り出した試験片を、硫酸溶液中で定電流分極により水素 チャージしながら引張試験が行われた。溶接方法は、TIG、MAG、EBWを対象としている。そ の結果、脆化感受性(破断伸びの減少率)は母材が一番高く、溶接方法による傾向の違いは見ら れないことが報告されている。

3.4.2 水素脆化に関する今後の課題

これまでの水素脆化に関する検討では、水素吸収量が制限値を超えるとき裂が発生し、その進展により早期に貫通に至ると仮定され、水素吸収により材料の脆化が起こるか否かに着目した材料試験や腐食試験が実施されてきた。試験ではオーバーパック埋設後の還元性雰囲気を対象として、材料が吸収する水素量が制限値を下回ることを示すことに力がそそがれてきた。しかし、水素の吸収量は材料組成や処分環境に依存することが報告されている。そのため、現状の水素脆化の検討方法では、将来的にオーバーパックの材料の水素吸収量が制限値を下回ることが保証できる環境でなければ、処分場に選定することができない可能性がある。

一方、構造物は一般的に溶接欠陥などを起点として破壊する。脆性破壊の場合、破壊の駆動力 は応力拡大係数 *K* で表され、破壊の駆動力がその抵抗値(破壊靱性値)を上回ると構造物は破 壊することになる。

 $K = F\sigma\sqrt{\pi a} \tag{3.4.2-1}$

F は形状に関する定数、σ は応力、a は欠陥サイズである。応力拡大係数の大きさは、(3.4.2-1) に示すように応力(=荷重/断面積)と欠陥サイズにより決まる。仮に材料の水素吸収が制限値 を超える環境で破壊靱性値が低下しても、オーバーパックの耐圧厚さを厚くし、応力を小さくす ることにより、破壊の駆動力である応力拡大係数が、破壊靱性値を上回らないようにすることが できる。つまり、水素吸収量が制限値を超えない環境を探すのではなく、様々な要因を考慮して 最も適した処分場を選定し、もし水素吸収量が制限値を超えるようならば、オーバーパックの板 厚を増加することで対応することも選択肢の一つになると考えられる。

今後は、リファレンスケースのオーバーパックの想定欠陥サイズと許容される破壊靱性値の関係を把握することが重要となる。そして、水素吸収量と破壊靱性値の低下量の関係や照射脆化と 水素脆化が重畳した場合の破壊靱性値の低下などについて検討する必要があると考えられる。

3.5 まとめ

3.5.1 照射脆化に関する情報整理

原子力発電所の圧力容器を対象とした脆化予測式(JEAC4201-2007)をオーバーパックに適 用する場合には、照射量や照射温度が適用範囲外のため課題がある。また、原子炉圧力容器支持 構造物を対象とした脆化管理方法を調査した結果、温度条件はオーバーパックと同程度であった が、中性子の線量率はオーバーパックの照射条件よりも大きかった。そして、低温・低中性子束 条件下における照射脆化の影響は、軽水炉のような高温・高中性子束の条件よりも、脆化量が大 きくなる傾向が見られた。文献調査の結果からは、低温・低照射域条件にてオーバーパックのよ うに長期間を想定した試験結果は見当たらなかった。

3.5.2 オーバーパックの照射線量評価

オーバーパックの照射脆化について検討を進めるためには、埋設中にガラス固化体から放出さ れる中性子やγ線により、オーバーパックにどのくらいの放射線が照射されるかを把握しておく 必要がある。燃焼計算や線量評価に使用される計算コードおよび核データライブラリは、近年更 新されており、最新の計算コードや核データでは従来よりもさらに精度が向上した線量率が計算 できると考えられる。今年度は、第2次取りまとめ当時に実施されたガラス固化体インベントリ およびオーバーパックの線量評価の計算条件を調査し、当時と同じ計算コードおよび核データを 用いて再現計算を実施した。また、一部、最新の計算コード Origen2.2-upj、MCNP-5 を用いた 再現計算も実施し、その計算結果について検討した。その結果、来年度以降に実施する予定の最 新の計算コードを用いたオーバーパックの照射線量の計算を実施できる見通しが得られた。

3.5.3 構造健全性におよぼす水素脆化の影響

これまでの水素脆化に関する検討では、想定されるオーバーパックの処分環境に対して、候補 材中の水素濃度が制限値を下回ることを確認し、埋設期間中に水素脆化は生じないことが示され てきた。しかし、水素の吸収量は材料組成や処分環境に依存することが報告されている。そのた め、現状の水素脆化の検討方法では、将来的にオーバーパックの材料の水素吸収量が制限値を下 回ることが保証できる環境でなければ、処分場に選定することができない。欠陥を有する構造物 の破壊の駆動力は応力拡大係数で表されるため、仮に材料の水素吸収が制限値を超える環境で破 壊靱性値が低下しても、オーバーパックの耐圧厚さを厚くし、応力を小さくすることにより応力 拡大係数が、破壊靱性値を上回らないようにすることができる。今後は、リファレンスケースの オーバーパックの想定欠陥サイズと許容される破壊靱性値の関係を把握することが重要となる。 そして、水素吸収量と破壊靱性値の低下量の関係や照射脆化と水素脆化が重畳した場合の破壊靱 性値の低下などについて検討する必要があると考えられる。

3.5.4 5年間の計画

第2章で検討した構造健全性評価手法に基づいて、材料の経年劣化に関する5か年の計 画を図3.5.4-1に示すように立案した。オーバーパックの構造健全性に影響する材料の経年 劣化事象としては、2.4.2で検討したように、欠陥評価では材料の破壊抵抗および欠陥成長 速度に影響をおよぼす事象、強度評価では材料強度に影響をおよぼす事象について、その 劣化の程度を予測するための研究開発を実施する必要がある。

H25 年度は、健全性評価で構築した欠陥評価で考慮すべき材料の経年劣化事象として、 中性子照射脆化、水素脆化、溶接熱影響を挙げた。照射脆化について検討するためには、 オーバーパックの照射線量を求める必要があるため、まず、ガラス固化体のインベントリ 評価を実施した。また、水素脆化および溶接熱影響に関する情報収集を行った。

H26 年度は、照射脆化予測の基となるオーバーパックの線量を最新の計算コードを用い て算出する。そして、照射脆化予測のための方法論について検討する。また、水素脆化に ついては、現在の知見で得られる水素発生量について、腐食評価やガス以降挙動評価から 調査する。

H27 年度は、照射脆化メカニズムの検討を開始する。また、水素脆化を予測するための 方法論について検討する。さらに、強度評価から抽出された材料の経年劣化事象に対して、 劣化予測の考え方について検討する。

H28 年度は、照射脆化メカニズムの検討および予測手法について検討する。水素脆化については、引き続きメカニズムの検討を実施する。

H29 年度は、前年度までに検討した経年劣化事象を反映した健全性評価により、オーバーパックの健全性を確保するための判断指標を提示する。また、次年度以降に検討が必要な項目を提示する。

なお、オーバーパックの健全性評価に必要と考えられる経年劣化事象については、随時 検討項目として追加する。

図 3.5.4-1 材料の経年劣化に関する5か年計画

		H25		H26			H27	H28		H29	
健全性評価	欠陥評価手法の検討・構築										
	強度評価手法の検討・構築			-							
	構造と腐食を考慮した健全										
	性評価の検討										
材料劣化	計画立案		I								
	劣化事象の抽出										
	溶接熱影響調查										
	劣化予測方法の検討				I						
脆化	計画立案	V									
	照射脆化情報収集										
	インベントリ評価		I								
	線量評価										
	照射脆化予測の方法論検討			Ť							
	照射脆化メカニズムの検討					V					
	照射脆化量予測手法の検討										
	水素脆化課題抽出		I								
	ガス移行挙動評価取り込み										
	水素脆化予測の方法論検討					7					
	水素脆化メカニズムの検討										
	水素脆化予測手法の検討								•		

第3章 参考文献

- [1] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成24年度地層処分技術調査等事業高レベル 放射性廃棄物処分関連処分システム工学要素技術高度化開発報告書(第1分冊)-遠隔 操作技術高度化開発-、(2013).
- [2] 核燃料サイクル開発機構:わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性
 -地層処分研究開発第2次取りまとめ-分冊2 地層処分の工学技術、JNC TN1400
 99-022、(1999).
- [3] 日本原子力学会:日本原子力学会標準 AESJ-SC-P005:2008「原子力発電所の高経年化 対策実施基準:2008」(2009).
- [4] Y. Nagai, T. Toyama, Y. Nishiyama, M. Suzuki, Z. Tang and M. Hasegawa, Kinetics of irradiation-induced Cu precipitation in nuclear reactor pressure vessel steels, Applied Physics Letters, Vol. 87, 261920 (2005).
- [5] 永井康介、外山健、長谷川雅幸、最近のナノ組織解析技術による脆化機構の解明-陽 電子消滅法と3次元アトムプローブによる監視試験片の解析-、アグネ研究センタ ー、金属、77、1333-1338、(2007).
- [6] 社団法人日本電気協会電気技術基準調査委員会 電気技術規程原子力編:JEAC 4201-2007 原子炉構造材の監視試験方法、(2007).
- [7] 九州電力株式会社:川内原子力発電所1号炉 高経年化技術評価書、(2013).
- [8] 資源エネルギー庁:高経年化に関する基本的な考え方、(1996).
- [9] 日本原子力学会:日本原子力学会標準:AESJ-SC-F002:2010使用済燃料中間貯蔵施 設用金属キャスクの安全設計及び検査基準:2010、(2010).
- [10] 電力中央研究所:原子炉圧力容器鋼の中性子照射脆化と健全性、(2013).
- [11] 社団法人日本電気協会電気技術基準調査委員会:電気技術規程原子力編 JEAC 4201-1970 原子炉構造材の監視試験方法、(1970).
- [12] ASTM E185-66: Standard Practice for CONDUCTING SURVEILLANCE TESTS FOR LIGHT-WATER COOLED NUCLEAR POWER REACTOR VESSELS.
- [13] US NRC 10CFR50: Licensing of Production and Utilization Facilities Appendix H REACTOR VESSEL MATERIAL SURVEILLANCE PROGRAM REQUIREMENTS.
- [14] U.S.NRC Regulatory Guide1.99 Revision 1: Effects of Residual Elements on Predicted Radiation Damage to Reactor Vessel Materials, (1977).
- [15] U.S.NRC Regulatory Guide1.99 Revision 2: Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials, (1988).
- [16] E. D. Eason, G. R. Odette, R. K. Nanstad and T. Yamamoto, A Physically Based Correlation of Irradiation-Induced Transition temperature Shifts for RPV Steels,

ORNL/TM-2006/530, (2006).

- [17] S. Isino et. al., The Effect of Composition on Irradiation Embrittlement, Nuclear Engineering and Design 119,139-148 (1990).
- [18] 社団法人日本電気協会電気技術基準調査委員会 電気技術規程原子力編:JEAC 4201-1991 原子炉構造材の監視試験方法(1991).
- [19] 社団法人日本電気協会電気技術基準調査委員会 電気技術規程原子力編:JEAC 4201-2004 原子炉構造材の監視試験方法(2004).
- [20] 曽根田他:軽水炉圧力容器鋼材の照射脆化予測法の式化に関する研究-照射脆化予測 法の開発-、電力中央研究所報告 Q06019(財)電力中央研究所、(2007).
- [21] R. B. Jones, et. al., The dependence of radiation hardening and embrittlement on irradiation temperature. Effects of Radiation on Materials:17th International Symposium, ASTM STP 1270,569, ASTM,(1996)
- [22] 財団法人 発電設備技術検査協会:実用原子力プラント経年変化信頼性等実証試験、 (1998).
- [23] U.S. NRC, NUREG-1509: Radiation Effects on Reactor Pressure Vessel Supports.
- [24] I. Remec, J. A. Wang, F. B. K. Kam and K. Farrell, Effect of Gamma-induced displacements on HFIR pressure vessel materials. Journal of Nuclear Materials 217, 258-268 (1994).
- [25] J. R. Haethorne, Radiation Effects Information Generated on the ASTM Reference Correlation-Monitor Steels, ASTM DS 54.(1974).
- [26] G. R. Odette, G. E. Lucas, R. D. Klngensmith and R. E. Stoller, On the Effect of Flux and Composition on Irradiation Hardening at 60°C, ASTM STP 1270, 547 (1996).
- [27] F. M. D. Boydon et. al., Low Temperature Embrittlement of RPV Support Structure Steel, ASTM STP 1270 331-350, (1996).
- [28] K. Dohi et. al., Effect of neutron flux on low temperature irradiation embrittlement of reactor pressure vessel steel. Journal of Nuclear Materials, 78-90,(1999).
- [29] 田野崎和夫:鋼の中性子照射損傷に関する研究-原子炉圧力容器用炭素鋼及び低合金鋼の 放射線損傷・、日立評論 原子力論文集、(1962).
- [30] 朝野 英一他:オーバーパックの遠隔溶接・検査技術の開発(5)溶接継手の長期健全性の予測、日本原子力学会、2006 秋の大会、B35 (2006).
- [31] RD&D Programme 2010: Programme for research development and demonstration of methods for the management and disposal of nuclear waste, SKB, (2010).
- [32] Dossier 2005: Argile Tome Architecture and management of a geological repository. ANDRA, (2005).
- [33] Guinan M W: Radiation effects in spent nuclear fuel canisters. SKB TR-01-32, Svensk Kärnbränslehantering AB, (2001).

- [34] Y. Aono, E. Kuramoto, N, Yoshida, Journal of Nuclear Material, 1164, 155–157, (1988).
- [35] J. Diehl, U. Merbold, O. Reimold and M. Weller, In Nuclear Metallurgy, (1976).
- [36] K. Kinoshita, Y. Aono, E. Kuramoto, K. Abe, Journal of Nuclear Material, 893, 155–157, (1988).
- [37] RD&D Programme 2007: Programme for research development and demonstration of methods for the management and disposal of nuclear waste, SKB, (2007).
- [38] N. Sandberg, P. Korzhayi, Theoretical study of irradiation induced hardening and embrittlement in spent nuclear fuel holders, relevant for the Swedish long-term storage. SKB R-09-15, Svensk Kärnbränslehantering AB, (2009).
- [39] N. Soneda et.al., Modeling the microstructural evolution in bcc-Fe during irradiation using kinetic Monte Carlo computer simulation, Journal of Nuclear Material, 323,169-180,(2003).
- [40] H. Asano, M. Aritomi, Long-Term Integrity of Waste Package Final Closure for HLW Geological Disposal, (VI) Consistency of the Structural Integrity Evaluation Model for the Weld Joint, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 47, No. 1, p. 70–83 (2010).
- [41] 核燃料サイクル開発機構:高レベル放射性廃棄物ガラス固化体のインベントリ評価、JNC TN8400 99-085、(1999).
- [42] コンピューターソフト開発株式会社:HLW ガラス固化体周辺の放射線場の解析(核燃料 サイクル開発機構 契約業務報告書)、JNC-TJ1400-2003-03、(2002).
- [43] 日本原子力研究所: (α, n) 反応と自発核分裂による中性子収率を計算するためのデータ ブック、JAERI-1324、(1992).
- [44] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成24年度地層処分技術調査等事業高レベル 放射性廃棄物処分関連処分システム工学要素技術高度化開発平成19年度~平成24年 度の取りまとめ報告書、(2013)

第4章 超音波探傷による欠陥測定精度向上に関する検討

4.1 背景および目的

オーバーパックの構造健全性評価は、強度評価と欠陥評価で構成されていることを 2.5.6 で示 した。欠陥評価では、ガラス固化体を封入した後の溶接部を対象として非破壊検査が実施され、 測定された溶接欠陥の大きさが最大許容欠陥寸法を満足するか否かを判定する。溶接欠陥の大き さが最大許容欠陥寸法よりも小さければ、オーバーパックは合格と判定される。

HLW 第2次取りまとめでは、オーバーパックの溶接欠陥を検出する非破壊検査手法として、 超音波探傷法が有望であると報告されている[1]。これまでに実施した遠隔操作技術高度化開発 では、オーバーパックを対象とした超音波探傷システムを構築し、欠陥の検出確率および検出精 度について検討を実施した[3]。その結果、超音波探傷システムにおける欠陥の検出限界は、2~ 3 mm であることがわかった。ただし、超音波による探傷では、実際の欠陥寸法よりも大きく表 示される傾向にあった[3]。欠陥寸法を過大評価する傾向にあることは、欠陥評価の観点からは 安全側になるが、その一方で、欠陥寸法が実際よりも大きく表示されて最大許容欠陥寸法を満足 できなければ不合格と判定される。したがって、超音波探傷試験の欠陥測定精度を定量的に把握 し、必要に応じてその測定誤差を低減することが重要となる。

超音波探傷手法では、欠陥で反射される超音波を検出して欠陥寸法や位置を判断するため、超 音波探触子の開口寸法やビーム角度などにより、システムとして避けられない誤差が生じる。 今後、本システムの欠陥測定精度の向上や、現実的な最大許容欠陥寸法の設定について検討するた めには、システムとして避けられない本質的な測定誤差を把握しておく必要がある。そこで、オ ーバーパックの構造健全性評価に対する信頼性を向上させることを目的として、平成24年度ま でに構築した超音波探傷試験システムが有する欠陥寸法の本質的な測定誤差を把握するために、 解析および実験的な検討を実施する。そして、得られた結果から、本システムにおける欠陥寸法 測定誤差の効率的な低減方法について検討する。

4.2 昨年度までの超音波探傷システムに関する研究開発成果

H24 年度までに、オーバーパックの溶接部に発生する可能性のある溶接欠陥を想定して、超 音波探傷試験により溶接部全層にわたる欠陥を検出する技術を整備した。最初に、超音波による 探傷方法であるクリーピングウェーブ法(Creeping Wave: CW 法)、フェーズドアレイ法

(Phased Array: PhA 法)、飛行時間解析法(Time of Flight Diffraction: TOFD 法)、PhA-TOFD 法について、スリットや穿孔穴等の人工欠陥試験片を対象として、個々の探傷方法の基礎的な特性を把握した。次に、溶接欠陥を再現した自然欠陥試験体を対象として探傷試験を実施し、各探傷方法の検出確率(POD: Probability of detection)におよぼす溶接欠陥高さの影響を検討した。 そして、オーバーパックの溶接深さ 190 mm 全層の溶接欠陥の検出に適する探傷方法の組み合わせとして、表層部は CW 法、中層部は横波 PhA 法、深部は縦波 PhA 法と深さにより探傷方 法を使い分ける方法を提示した。欠陥深さ位置と探傷に適用する波の種類との関係を模式的に 図 4.3.1-1 に示す。その結果、超音波探傷試験によるオーバーパック溶接部の検出限界寸法(欠 陥高さ)は 2~3 mm であり、現状のオーバーパック溶接部の構造健全性評価モデルで許容され る欠陥高さである 4 mm については検出可能となる見通しを得た。そして、超音波探傷試験に よる得られる欠陥寸法は、実際の欠陥寸法よりも過大評価となる傾向にあり、とくに深さ 40 mm より浅い位置の欠陥に対する寸法測定精度は低くなる傾向にあった。



図 4.3.1-1 欠陥深さ位置と波の種類の関係

4.3 解析による測定誤差の定量化

超音波探傷試験を実施する前には、探傷装置の校正や調整を実施する。その校正や調整では、 設定値に対する許容範囲が決められているが、この許容範囲は欠陥寸法の測定誤差の要因の一つ になると考えられる。また、欠陥の深さ位置や開口寸法などの測定条件によっても避けられない 誤差が生じると考えられる。つまり、超音波探傷試験で測定された欠陥寸法には、校正や調整、 測定条件などによる避けることのできない誤差が含まれることになる。これらの避けられない誤 差を把握できれば、現状で得られている実際の測定誤差と比較することにより、効果的に誤差を 低減するための検討課題の優先順位を付けることができる。4.3.1 では、フェーズドアレイ法の 探傷装置の校正、調整方法の項目毎に設定値および許容範囲を示し、それらが測定誤差におよぼ す影響を定量的に把握する。また、4.3.2 では、超音波ビームシミュレーションによりフェーズ ドアレイ法の測定パラメータが欠陥測定誤差におよぼす影響を調査する。そして、4.4 の結果と 併せて測定誤差の低減方法について整理する。

4.3.1 探傷システムの校正および調整に起因する誤差評価

一般的に構造物に対して超音波探傷試験を実施する際には、探傷の前後に探傷装置の校正や調整を実施する。校正や調整では、設定値に対する許容範囲が決められており、設定値が許容範囲 内にあることを確認することで探傷装置の校正や調整が行われる。しかし、設定値に対する許容 範囲は、測定結果に対する誤差要因の一つになると考えられる。そのため、校正や調整などによ る避けられない誤差を把握するために、数値解析により測定手法に依存する誤差を評価する。

ここでは、フェーズドアレイ法の探傷装置の校正や調整方法が欠陥寸法の測定誤差におよぼす 程度を明らかにする。また、比較のために一般的な超音波探傷法(固定角の探触子を用いる方法) についての誤差の程度も評価する。

1) 検討の条件

一般的な超音波探傷法およびフェーズドアレイ法では、端部エコー法により欠陥高さを測定する。一般的な超音波探傷法における欠陥高さの測定原理の概要を図 4.3.1-1 に示す。一般的な超音波探傷法では、超音波の屈折角を特定の角度に固定した探触子を使用する。図の左側のように、 欠陥の上端部の深さ位置 *d*を測定した後、探触子を後方(図の右側)に移動することで下端部 を特定し、その深さ *d*を測定する。したがって、欠陥高さ *b*は、次式で算出することができる。

$$h = d_1 - d = (W_1 - W)\cos\theta$$
 (4.3.1-1)

一方、PhA 法では電子的な設定により超音波ビームの方向(屈折角)を変えることができる。 PhA 法における欠陥高さの測定原理の概要を図 4.3.1-2 に示す。図に示すように、PhA 法では 探触子を固定して測定を行うため、ビームの屈折角を変化させて欠陥の上端部と下端部を特定す る。したがって、欠陥高さ h は次式で算出することができる。

$$h = d_2 - d = W_2 \cos \theta_2 - W \cos \theta \tag{4.3.1-2}$$

これらの式に対して、ビーム路程および屈折角が欠陥高さの測定誤差におよぼす影響について 調べる。



図 4.3.1-1 一般的な超音波探傷法における欠陥高さ測定法(端部エコー法)の原理



図 4.3.1-2 フェーズドアレイ法における欠陥高さ測定法(端部エコー法)の原理

2) 検討の結果

一般的な超音波探傷法における欠陥高さ測定法では、ビーム路程差(W₁-W)と屈折角(θ) の2つがパラメータとなる。仮に、何らかの因子がビーム路程の測定に影響をおよぼすとしても、 欠陥高さを算出するときにはビーム路程差をとるため、その因子による影響が相殺され、欠陥高 さの測定精度への影響は小さいと考えられる。また、欠陥高さの計算式には含まれていないが、 潜在的な誤差の因子の一つとして、入射点位置の誤差が考えられる。しかし、入射点位置に誤差 がある場合でも、ビーム路程の差をとる段階でその影響は相殺されると考えられる。したがって、 一般的な超音波探傷法における端部エコー法では、ビーム路程差をとることで大部分の誤差要因 が相殺され、潜在的な誤差は屈折角の因子のみになると考えられる。古川らは、人工的に付与し たき裂に対して、端部エコー法および破壊調査により測定したき裂の高さを比較した結果、両者 の誤差が±1 mm 程度になると報告している[2]。また、技量認定制度が制定されている軽水炉 機器のオーステナイト系ステンレス鋼を対象とした超音波探傷試験では、複雑な形状のき裂を測 定対象としていること、探傷が難しい溶接部が対象部位であることなどにより、き裂端部からの エコーの識別性が誤差の主要な要因と考えられている。

一方、オーバーパックの超音波探傷法に適用が想定されているフェーズドアレイ法では、オー バーパックの形状の制約から図 4.3.1-2 に示す原理で欠陥高さを測定する。この場合、上端部と 下端部の屈折角が異なるため、ビーム路程差をとることができない。そのため、ビーム路程の測 定誤差および屈折角の誤差の影響を受けるものと考えられる。また、この場合でも計算式には直 接示されていない潜在的な誤差の因子の一つとして、入射点位置の誤差が考えられる。フェーズ ドアレイ法において入射点位置は屈折角によって異なるため、その影響も受けるものと考えられ る。これらの影響については超音波エコーシミュレーションにより評価し、理想的な状態におい ても潜在的に含まれる測定誤差について検討する。

4.3.2 エコーシミュレーションによる誤差評価

オーバーパックの探傷に適用するフェーズドアレイ法において机上検討では評価できない項 目(例えば、屈折角に起因する誤差要因の影響や入射点に起因する誤差要因の影響等)に対して、 数値解析を用いて影響の度合いを評価する。ここでは、欠陥をスリット状かつ垂直な理想的な形 状で設定し、有限要素法によるエコーシミュレーションを活用して、実際の超音波探傷と同様の 条件で解析して、高さ測定誤差を評価した。ここで評価する誤差は設定の間違い等に起因する誤 差はほとんどなく、計測上避けられない潜在的な誤差と考えられる。そのため、超音波エコーシ ミュレーションを用いて、欠陥深さ位置、高さなどの違いによる欠陥寸法および位置について測 定誤差を評価する。

オーバーパックの探傷に適用を検討している PhA 法では、ビーム経路や屈折角、入射点位置 の影響が欠陥寸法や位置の測定誤差の要因となることが考察された。ここでは、欠陥をスリット 状かつ垂直な理想的な形状で設定し、有限要素法によるエコーシミュレーションを活用して、実 際の超音波探傷と同様の条件で解析して、高さ測定誤差を評価した。ここで評価する誤差は設定 の間違い等に起因する誤差はほとんどなく、計測上避けられない潜在的な誤差と考えられる。

平成24年度までに実施した検討の通り、欠陥深さ位置が100mmより浅い範囲では横波フェ ーズドアレイ法を用い、それよりも深い範囲では縦波フェーズドアレイ法に対して、測定誤差を 評価する。欠陥深さ位置の測定誤差および高さ測定誤差については、主に数値解析を活用し、長 さ測定誤差については既往の研究データを基に考察することとする。フェライト系鋼溶接金属組 織では、通常の探傷に用いる周波数帯域(1MHz程度から5MHz程度まで)において超音波の 伝搬という視点で母材と同等であることがわかっているため、母材と溶接部には同じ音速を設定 してモデル化した。試験体中の縦波および横波の音速は各々5,900 m/s、3,230 m/s に設定し、 密度は 7.9×10³ kg/m3 とした。また、くさび内の縦波音速は 2,330 m/s、密度は 1.18×10³ kg/m3 と設定した。

(1) 解析条件

図 4.3.2・1 にフェーズドアレイ探触子の解析モデルを示す。過去に実施した測定の条件と同様 に、一種類のくさびを介して横波または縦波を送信する条件とした。ただし開口寸法 64 mm の 場合は専用の大型のくさび形状の設定とした。解析モデルの全体図および欠陥部の拡大図を図 4.3.2・2 に示す。欠陥と探触子の距離は 50 mm および 80 mm に設定した。余盛りの存在を想定 して、溶接線からくさびまでの距離は最小 10 mm 空けて設置することを想定した。解析条件の マトリックスを表 4.3.2・1 に示す。欠陥寸法は 10 mm から 190 mm、欠陥高さは 2 mm から 8 mm、 開口寸法は 16 mm から 64 mm の範囲で欠陥高さ測定に対する影響を調べた。

フェーズドアレイ法における超音波の送信方法は、過去に実施した測定条件と同様に図 4.3.2-3 に示すセクター走査とした。セクター走査の条件は、欠陥の深さ位置に応じて表 4.3.2-2 に示す範囲とし、屈折角の刻みは測定条件と同様に 1°とした。

日内流さ			入射点ま	での距離	入身	寸点までの	距離
く陥保さ	欠陥高さ	却立计	(Y) 5	0 mm		(Y) 80 mm	n
(d) (mm)	(mm)	旭百次	開口	寸法		開口寸法	
次陥深さ (d) (mm) 10 10 40 70 70 70 110 190			32 mm	64 mm	16 mm	32 mm	64 mm
	2		•				
10	4		●			●	
	8	*#*	●				
40	4	() () () () () () () () () () () () () (•			•	
	2	2 MHZ	•		\bullet	•	•
70	4		•		•	•	•
	8		•		•	•	•
	2	经济过去					
70	4	和CQ	•	•			
	8						
110	4			•			•
	2	縦波	•	•			
190	4	2 MHz	•	•		•	•
	8		•	•			

表 4.3.2-1 解析条件のマトリックス





(b) 開口寸法 64mm

図 4.3.2-1 フェーズドアレイ法探触子の解析モデル



(a) 解析モデル全体図



図 4.3.2-2 フェーズドアレイ法におけるシミュレーション解析の解析モデル



表 2.3-2 に示すビーム角度を ほぼ中心に、±13~15°の範 囲に、1°ステップで超音波を 送信(セクター走査)。1°ス テップは測定試験と同じ設 定。

図 4.3.2-3 フェーズドアレイ法におけるシミュレーション解析の方法 (セクター走査のシミュレーション解析)

表	4.3.2-2	セク	ター走査の条件
---	---------	----	---------

欠陥深さ位置	入射点までの距離 50mm 及び 80mm				
(mm)	屈折角の範囲刻み(゜)	刻み(°)			
10	50~88	1			
40	40~78	1			
70	30~60	1			
110	15~45	1			
190	10~35	1			

(2) 解析結果

図 4.3.2・4 に超音波エコーシミュレーション解析結果の表示例を示す。実際のフェーズドアレ イ法による超音波探傷と同様に、解析結果を B スコープ表示した上で、上端部および下端部か らの端部エコーを識別して、各々のビーム路程と屈折角を用いて欠陥高さを算出した。各解析条 件においてエコーシミュレーションにより得られた欠陥高さを表 4.3.2・3 にまとめて整理した。 表中の▲は、欠陥の反射波から欠陥指示は確認できたが、上下端からの指示を分離することが困 難で高さを定量することが難しかった条件を表している。超音波エコーシミュレーションの結果 を図 4.3.2・5 から図 4.3.2・7 にそれぞれ示す。図には、上端部の深さ位置、下端部の深さ位置お よび欠陥高さを示した。 図 4.3.2-5 は、欠陥深さ 10 mm、高さ 4 mm、開口寸法 32 mm における欠陥位置と超音波入 射点との距離を比較した結果を示している。高さ 4 mm の欠陥を対象として、入射点距離 50 mm の図 4.3.2-5(a)では、上下端からの反射波を分離することでき、その高さは 4.4 mm と推定され た。一方で、図 4.3.2-5(b)では入射点距離が 80 mm と長いため、欠陥上下端からの反射波の角 度の差が小さくなり、欠陥の両端からの指示値が重なることで反射波の分離が難しかった。その ため、欠陥の存在を検出できるものの、欠陥高さを定量することはできなかった。表 4.3.2-3 に 示したように、入射点距離 50 mm でも欠陥深さが 10 mm と浅く、高さが 2 mm の場合には欠 陥高さの定量が難しかった。また、入射点距離 80 mm では、欠陥深さが 70 mm と相対的に深 くても欠陥高さが 2 mm では定量が難しかった。欠陥高さ測定の可否については、集束の条件 によっても異なることが推定されるため、今後の検討課題と考えられる。

欠陥深さ70mm、高さ4mm、入射点距離50mm、開口寸法32mmにおいて、横波および 縦波の反射波を図 4.3.2-6示す。深さ70mmでは、(a)の横波に比べて(b)の縦波の反射波の強度 が大きかった。そのため、縦波による欠陥高さの測定精度の方が良好であったと考えられる。

欠陥深さ 70 mm、高さ 4 mm、入射点距離 50 mm で開口寸法を変化させた場合のエコーシミ ユレーションの結果を図 4.3.2-7 に示す。図では、(c)の開口寸法 64 mm の測定精度が良かった が、表 4.3.2-3 の欠陥高さ 8 mm の場合には、開口寸法 32 mm の測定精度が良かった。開口寸 法については、欠陥の高さや平成 24 年度に実施した超音波ビームの収束範囲が測定精度に影響 するようである。

上下端からの反射波の指示を識別できた結果に対して、高さ測定誤差を評価した結果、深さ 190 mm 以外ではおおよそ±1 mm 程度の誤差、深さ 190 mm では±2 mm 程度の避けられない 誤差があることがわかった。

反防滞を	欠陥深さ		入射点ま	での距離	入射点までの距離(Y)			
の個代で	欠陥高さ	+71 - +71 - >++++	(Y) 5	0 mm	80 mm			
(u) (mm)	(mm)	炮百次	開口	寸法	開口寸法			
(mm)			32 mm	64 mm	16 mm	32 mm	64 mm	
	2							
10	4		4.4					
	8	楼沚	8.8					
40	4	────────────────────────────────────	5.0			3.8		
	2		2.2					
70	4		4.7		3.3	3.1	3.8	
	8		7.9		7.0	7.7	7.2	
	2							
70	4		4.0	3.2				
	8	纷纷进						
110	4	和庄(汉 2 M山-2		4.4			3.6	
190	2							
	4		5.6	4.7		4.8	4.2	
	8		8.4	7.6				

表 4.3.2-3 解析結果から評価した欠陥高さ

▲:欠陥指示は確認できたが上下端からの指示が分離せず高さ評価困難











図 4.3.2-5 入射点距離の影響(横波) (d=10mm, h=4mm, 開口 32mm)



図 4.3.2-6 横波と縦波の比較(Y=50mm, d=70mm, h=4mm, 開口 32mm)



図 4.3.2-7 開口寸法の影響 (Y=50mm, d=70mm, h=4mm)

(3) 測定誤差の定量化

1) 欠陥深さ位置による測定誤差

欠陥深さ位置による測定誤差を評価するため、深さ毎に高さ測定誤差の絶対値の最大、最小、 平均値を整理した。その結果を表 4.3.2-4 及び図 4.3.2-8 に示す。深さ位置によってデータの個 数が異なるため定性的な傾向を把握する評価となるが、深さ 10mm から 110mm までは誤差の 絶対値は最大でも 1mm 程度、誤差の絶対値の平均は 0.5mm 程度であり、この範囲では深さ位 置の影響はほとんどないと言える。一方、深さ 190mm においては、誤差の絶対値の平均は 0.5mm 程度であるが、誤差の絶対値の最大は 1.6mm あり他と比較して 1.5 倍程度大きい誤差である。 この原因は、後述する開口寸法の影響も関連すると考えられるが、現時点のデータだけでは原因 特定は難しい。今後、例えば深さ 150mm 程度の条件も加えて、深い位置における潜在的な測定 精度のより詳しい調査が重要と考える。

	測定詞	デー 々数		
	最大	最小	平均	
深さ10mm	0.8	0.4	0.6	2個
深さ40mm	1.0	0.2	0.6	2個
深さ70mm	0.9	0.1	0.5	11個
深さ110mm	0.4	0.4	0.4	2個
深さ190mm	1.6	0.3	0.6	6個

表 4.3.2-4 欠陥深さ位置による測定誤差



図 4.3.2-8 欠陥深さ位置による測定誤差

2) 欠陥高さ・長さによる測定誤差

まず、欠陥高さよる測定誤差を評価する。表 4.3.2-5 および図 4.3.2-9 に、欠陥高さによる測 定誤差の絶対値の最大、最小、平均を示す。高さ 2mm はほとんどが測定困難(欠陥指示は確認 できたが高さ評価が困難)でありデータ数は1個であるため、高さ 4mm 及び 8mm の比較にな るが、誤差の平均は0.5mm 程度であり高さの影響は少ないと言える。欠陥高さ 4mm の誤差の 最大が1.6mm を示しているのは前述のとおり、深さ190mm のデータであり、深さ位置あるい は開口寸法の影響によるものと考えられる。

欠陥長さによる測定誤差については、文献調査により評価した。既往の知見からは、欠陥長さ が検出性に及ぼす可能性はあるものの、高さ測定精度に及ぼす影響は確認されなかった。そのた め、欠陥長さ測定精度に及ぼす欠陥長さの影響を評価する。欠陥長さの測定方法は、一般に図 4.3.2-10 に示す探触子移動法という方法に基づき欠陥の長手方向に探触子を移動し、欠陥からの エコーがあるしきい値を越える範囲から長さを評価する。オーバーパックの探傷でも、この原理 で欠陥長さ評価を検討している。この方法における長さ測定誤差に関する既往の知見は、文献[6] によると、欠陥長さが超音波のビーム幅よりも小さい場合に過大に長さを評価することが知られ ている。過大評価の対応策の一つとしてビーム幅による補正方法[7]等が示されているが、実際 の欠陥に対する精度を確認した上で適用することが重要と考える。欠陥長さが超音波のビーム幅 よりも大きい場合は、文献データ[8],[9]では概ね±10~15mm 程度の誤差であった。

	測定記	デニカ粉				
	最大	最小	平均	_ テ ー ダ剱		
高さ2mm	0.2	0.2	0.2	1個		
高さ4mm	1.6	0.0	0.7	15個		
高さ8mm	1.0	0.1	0.5	7個		

表 4.3.2-5 欠陥高さによる測定誤差



図 4.3.2-9 欠陥高さによる測定誤差



図 4.3.2-10 欠陥長さの評価方法

3) 開口寸法による測定誤差

開口寸法による測定誤差を評価するため、開口寸法毎に高さ測定誤差の絶対値の最大、最小、 平均値を整理した結果を表 4.3.2-6 および図 4.3.2-11 に示す。誤差の絶対値の平均は、開口寸 法が大きくなると減少する傾向がある。開口寸法 32mm の誤差の最大が 1.6mm を示している のは前述のとおり、深さ 190mm のデータであり、深さ位置の影響と合わせてより詳細な調査が 重要と考えられる。

表 4.3.2-6 開口寸法による測定誤差

	測定詞					
	最大	最大 最小 平均				
開口16mm	1.0	0.7	0.9	2個		
開口32mm	1.6	0.3	0.8	13個		
開口64mm	0.8	0.2	0.6	8個		



図 4.3.2-11 開口寸法による測定誤差

4) ビーム角度による測定誤差

ビーム角度による測定誤差を評価するため、ビーム角度毎に高さ測定誤差の絶対値の最大、最 小、平均値を整理した結果を表 4.3.2-7 および図 4.3.2-12 に示す。この結果は深さ位置による 誤差と同様の結果であるが、深さ 190mm において探触子位置を変えてビーム角度を大きくした 場合(22°)の誤差の絶対値は最大でも 1mm 程度である。前述の開口寸法の影響と合わせて、 今後、深い位置(例えば深さ 150mm~190mm)における潜在的な測定精度のより詳しい調査 が重要と考える。

	測定詞	デニク粉		
	最大	最小	平均	
78°	0.8	0.4	0.6	2個
63°	0.2	0.2	0.2	1個
51°	1.0	1.0	1.0	1個
48°	1.0	0.2	0.7	6個
36°	0.4	0.4	0.4	1個
35°	0.8	0.0	0.4	5個
24°	0.4	0.4	0.4	1個
22 [°]	0.8	0.2	0.5	2個
14 [°]	1.6	0.4	0.8	4個

表 4.3.2-7 ビーム角による測定誤差



図 4.3.2-12 ビーム角による測定誤差

(4) 欠陥寸法測定誤差の低減方法の提案

オーバーパックへの適用を想定したフェーズドアレイ法において潜在的に含みうる高さ測定 誤差を評価した結果、欠陥深さ位置が 110mm より浅い範囲では概ね±1mm 程度と評価され、 この範囲においては誤差低減の必要性は低いと考えられる。一方、深さ 190mm の欠陥に対して、 誤差の絶対値が最大で 1.6mm となる場合があった。今回評価した高さ測定誤差は、理想的な状 態での誤差であり、これまでの経験から考察すると大きめの誤差と考えられる。図 4.3.1-2 より 代表的な誤差要因として考えられる項目は、ビーム路程の影響、ビーム角及びビーム角の刻みが 考えられ、また前述の調査結果から開口寸法も因子の一つと考えられる、さらに、今回は検討項 目に含めなかったが、集束条件も要因になると考えられる。ビーム路程の影響は欠陥深さ位置に よって決まるため、それに対する誤差低減の方策は無いが、ビーム角及びビーム角の刻み、開口 寸法、集束条件は誤差低減方法として条件の適正化の可能性が考えられる。例えば、ビーム角の 刻みは現状 1°であるが 0.5°刻みにすることや、集束の条件を深さにより可変にする方法など である。深い位置の欠陥に対する、これらの誤差低減策の効果と実験等による確認を今後検討す ることが重要と考える。

4.4 溶接試験体の欠陥の調査

H24 年度までに PhA 法および PhA-TOFD 法により、実規模大オーバーパックの自然欠陥試 験体の溶接欠陥の寸法および位置を測定した。本節では、超音波探傷試験で得られた溶接欠陥の 指示値と実際の欠陥の対応関係を把握することを目的として、断面マクロ調査を実施し、溶接欠 陥の寸法と位置を実測する。

4.4.1 自然欠陥溶接試験体の超音波探傷試験結果

(1) 溶接試験体

断面マクロ調査には、平成 22 年度に低真空電子ビーム溶接(RPEBW: Reduced Pressure Electron Beam Welding)の適用性確認試験で製作した RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体[4]を 用いた。試験体の外観図を図 4.4.1-1 に示す。供試体は炭素鋼鍛造品(JIS G3201 SF340A)とした。SF340Aの化学成分(規格値)を表 4.4.1-2 に示す。供試体は、原材料を 1000°C で鍛造 後、900°C で 6 時間の熱処理および 600°C で 6 時間の焼き戻し処理を実施して製作された。供 試体の化学成分(ミルシート値)を表 4.4.1-3 に示す。

RPEBW の適用性確認試験では、円筒形胴体両端の一方に平蓋、もう一方に落し蓋を溶接した。今回の断面マクロ調査では、平蓋構造の溶接部を対象とした。試験体の形状を図 4.4.1-2 に示す。試験体の全高はオーバーパックよりも短く設定されているが、事前の熱解析により電子ビームの入熱により、実規模のオーバーパックの温度変化を十分に模擬できることが確認されている。溶接条件を表 4.4.1-1 に示す。試験体は円筒形のため、電子ビームが一周した後、始端部から 100mm 電子ビームを重複させた。その後徐々に電子ビームの出力を低下させて溶接を終了した。RPEBW の適用性確認試験後の試験体外観を図 4.4.1-3 に示す。平蓋の横向き溶接では溶融金属が垂れるため、試験体の溶接線下にリング状の鋼材(溶金垂れ止め)が取り付けられている。

RPEBW 適用性確認試験終了後に、溶接品質を確認するために試験体が切断された。RPEBW 定常部における断面マクロ観察結果を図 4.4.1-4 に示す。溶接深さは約 260mm まで到達してい て、安定した溶接が行われていることが確認された。ただし、溶接先端部には、スパイク状の欠

表 4.4.1-1 RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体の溶接条件[4]

溶接方法	低真空電子ビーム溶接
溶接姿勢	横向き(ASME 2G)
ビーム出力	150 kV, 350 mA
溶接速度	75 mm/min(最外周)
ビーム振幅	$\phi 2.75 \text{ mm} (70 \text{ Hz-circle})$
真空度	3×10^{-2} mbar, He: 0.6 ℓ /min
始端部	250 mm 間で 0 → 250 mA
終端部	始端から 100 mm 重複の後、250 mm 間で 350→0mA

表 4.4.1-2 SF340A の化学成分(規格値、wt%)

	С	Si	Mn	Р	S
JIS-G3201	≤ 0.60	0.15 0.50	0.20 - 1.20	< 0.020	< 0.025
SF340A	(≦0.20 目標)	0.15, ~0.50	$0.30^{\circ} \simeq 1.20$	≧0.050	≥ 0.050

表 4.4.1-3 試験体の化学成分 (ミルシート値、wt%) [4]

С	Si	Mn	Р	S	\mathbf{Cr}	Mo	Ni	Al	As	В	Co
0.18	0.26	1.07	0.010	0.003	0.20	0.026	0.050	0.031	< 0.004	0.0004	0.005
Cu	Nb	Pb	Sn	Ti	V	W	Zr	Ca	Ce	Sb	



図 4.4.1-1 試験体の外観図[4]



図 4.4.1-2 試験体の形状



図 4.4.1-3 RPEBW の適用性確認試験後の試験体外観[4]





図 4.4.1-4 RPEBW 定常部における試験体の断面マクロ観察結果[4]

(2) 超音波探傷試験結果

平成 24 年度に RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体を対象として、胴体外周面から PhA 法による探傷試験を実施した[3]。探傷試験の実施状況を図 4.4.1-5 に示す。溶接始終端部を含むおおよそ 180°の範囲を探傷範囲とした。探傷試験では、探触子を固定するための治具およびくさびを使用した。くさびには試験体の曲面に合わせた R 加工が施されている。

探傷結果を D スコープ表示した画像を図 4.4.1-6(a)に示す。溶接部には欠陥と考えられる指示が複数確認された。位置によっては、多数の分離困難な細かい指示が確認された。



図 4.4.1-5 PhA 法による探傷試験の実施状況[3]



図 4.4.1-6 PhA 法による RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体の探傷結果[3]

4.4.2 RPEBW 自然欠陥平蓋溶接試験体の断面マクロ調査

(1) 断面マクロ調査手順

試験体は、4.4.1 (2) で探傷した平成 24 年度までに超音波探傷試験を実施した自然欠陥試験 体とした。試験体は図 4.4.2-1 に示すように5つのブロックに分割されており、ブロック①につ いて断面マクロ調査を実施した。試験体の研削方向は、図 4.4.2-1 に示す扇型の厚さ方向(紙面 に対して垂直方向)である。

試験体の外観を図 4.4.2·3 に示す。断面マクロ調査は、図の黄色い枠部分を対象とした。断面 マクロ調査における作業の流れを図 4.4.2·2 に示す。最初に、ワイヤカットにより調査対象部位 (黄色い枠部分)を切り出した。図 4.4.2・4 に試験体垂直方向の断面マクロ写真を示す。図の上 下方向中央近傍が溶接部であり、溶接部の上部が蓋側、下部が胴体側である。溶接金属中央から 試験体下端までの距離は 22mm であるため、溶接金属中央から-9.0 mm の位置まで荒研削した。 表 4.4.2・1 に研削ピッチと観察面数を示す。基準位置から-8.5~-7.5 mm および 7.5~8.5 mm の 範囲は溶接部の外側であるため 1 mm ピッチとした。-6.5~6.5 mm の範囲は溶接金属部に相当す るため、0.5 mm ピッチで研削した。観察面は#120 程度に研磨した後、観察のために 5% 硝酸エ タノール (5%ナイタール)を用いて研磨面を腐食させた。その後、解像度 1200dpi のスキャナ を用いて観察面の画像を取得した.

基準位置からの距離(mm)	研削ピッチ(mm)	領域	観察面数
-8.5~-7.5	1	母材	2
-6.5~6.5	0.5	溶接部	27
7.5~8.5	1	母材	2
	計		31

表 4.4.2-1 研削ピッチと観察面数



図 4.4.2-1 試験体の探傷結果(垂直探傷)



図 4.4.2-2 断面マクロ観察のための試験体切削加工の流れ



図 4.4.2-3 試験体の外観写真



図 4.4.2-4 試験体の垂直方向の断面マクロ

(2) 溶接欠陥の寸法および位置の分析および測定結果

溶接部の断面マクロ調査の結果、溶接欠陥が確認された断面のスキャナ画像を図 4.4.2-6~図 4.4.2-9 に示す。図には欠陥を識別するための番号を記載した。スキャナ画像からは、最小で 0.2mm 程度の欠陥を判別することができた。溶接部中央から-1.5 mm 以下の範囲では、溶接欠陥 は確認されなかった。

得られた断面マクロ画像から各断面で観察された欠陥の座標(円周方向Xと径方向 Z)を求め た。欠陥位置と座標の関係は図 4.4.2-5のように定義される。表 4.4.2-2に溶接金属中央からの 距離と欠陥座標の測定結果を示す。表中の欠陥番号は断面マクロ調査で確認された欠陥に付けた 番号を表し、識別記号は断面マクロ調査と PhA 法で確認された欠陥について同一のものを認識 するために使用した。断面マクロ調査の結果から、調査対象範囲の溶接部には 22 個の欠陥が確 認された。相対的に大きな欠陥については、複数の断面にわたって存在が確認された。例えば、 欠陥番号①については、溶接金属中央から-1.0 mm から 4.5 mm の断面で観察された。また、図 4.4.2-4 に示したように、試験体の外表面側では溶接ビード幅が大きくなっており、溶接金属中 央から 7.5 mm で観察された欠陥は、この外表面側近傍に存在した。
溶接金属中央からの距離(mm)	欠陥番号*	X(mm)	Z(mm)	欠陥寸法(mm)
-1.0	1	47.4	133.0	10.0
-0.5	1	47.4	133.0	13.0
0.0	1	47.4	133.0	13.5
0.5	1	47.4	133.0	15.0
1.0	1	47.4	133.0	16.0
	1	47.4	133.0	16.3
1.5	2	58.6	29.0	0.7
	3	124.7	44.0	0.5
	1	47.4	133.0	17.0
2.0	4	41.2	35.0	0.2
	5	124.7	44.0	0.2
	1	47.4	133.0	17.0
2.5	6	9.6	53.0	0.2
2.5	7	29.2	144.0	0.2
	8	57.9	76.0	0.2
	1	47.4	133.0	17.5
2.0	9	6.9	97.0	0.7
3.0	10	11.9	188.0	4.0
	(1)	38.6	163.0	1.5
	1	47.4	133.0	18.5
	10	12.0	187.0	5.0
2.5		38.2	161.5	3.2
5.5	(12)	30.4	86.0	0.5
	13	13.4	155.0	2.0
	14)	113.5	72.0	0.6
	1	48.6	139.5	18.5
	10	12.0	186.0	6.0
4.0	(1)	38.6	161.0	4.0
4.0	(12)	30.5	85.5	0.5
	(15)	18.2	153.0	4.5
	16	55.7	167.5	0.2

表 4.4.2-2 溶接金属中央からの欠陥の距離と座標の関係(1/2)

*: 欠陥番号は各面において共通の番号、**識別記号は表 4.4.4-1 で示す記号

溶接金属中央からの距離(mm)	欠陥番号*	X(mm)	Z(mm)	欠陥寸法(mm)
	1	47.4	133.0	7.5
	10	12.0	186.0	6.0
4.5	(1)	38.3	161.0	2.5
	(15)	18.2	153.0	7.5
	(17)	166.4	11.5	0.8
	10	12.0	186.0	6.0
5.0	(15)	18.3	152.0	8.0
	(18)	32.7	57.0	0.5
	(19)	30.9	171.0	0.5
	20	46.1	168.0	0.8
	10	12.0	185.5	6.5
5 5	(15)	18.1	154.0	7.0
5.5	21)	4.4	185.0	0.2
	22	32.7	187.0	0.8
6.0	10	12.5	187.5	4.5
7.5	23	170.2	2.5	1.0

表 4.4.2-2 溶接金属中央からの欠陥の距離と座標の関係(2/2)

*: 欠陥番号は各面において共通の番号、**識別記号は表 4.4.4-1 で示す記号



図 4.4.2-5 欠陥位置と座標の関係





Y = -1.0 mm











Y = 1.0 mm



06



Y = 2.0 mm 図 4.4.2-7 断面マクロ調査結果(1.0≦Y≦2.5)





Y = 3.0 mm





Y = 4.0 mm 図 4.4.2·8 断面マクロ調査結果(3.0≦Y≦4.5)











Y = 6.0 mm

Y = 7.5 mm図 4.4.2-9 断面マクロ調査結果 (5.0≦Y≦7.5)

4.4.3 PhA 法による欠陥寸法および位置の測定結果

平成 24 年度に取得した PhA 法による欠陥指示値から、欠陥のピーク位置および X、Z 方向位 置を求めた。PhA法による探傷試験結果を図 4.4.3-1 に示す。図中には、断面マクロ調査範囲に 対応する範囲を橙色の実線で示した。今年度に表面マクロ調査を行った領域に存在する欠陥は、 PhA 法で探傷した欠陥番号 1~4 に相当する。表 4.4.3-1 に PhA 法により求めた欠陥のピーク位 置およびX、Z方向位置を示す。

PhA 法による	۲°-	ーク	欠陥的	売端からの <u></u> 月	反射波(-1	2dB)
欠陥指示位置	X(mm)	Z(mm)	X-(mm)	X+(mm)	Z-(mm)	Z+(mm)
1	22	171	18	29	166	173
2	65	136	40	79	131	177
3	93	136	86	107	151	162
4	119	88	112	133	84	91

表 4.4.3-1 PhA 法により測定された欠陥のピーク位置および欠陥先端の座標



図 4.4.3-1 PhA 法による欠陥指示位置

4.4.4 超音波探傷試験における測定誤差

表 4.4.4-1 にフェーズドアレイ法で検出された欠陥と表面マクロで観察された欠陥との対応 関係を示す。また、断面マクロ調査と PhA 法による欠陥位置測定結果を表 4.4.4-2 に示す。フ ェーズドアレイ法での指示欠陥 1 は、断面マクロでの欠陥 15 に相当した。また、指示欠陥 2 は、 断面マクロでの欠陥 1 と欠陥 11 に相当するものと考えられる。フェーズドアレイ法での指示欠 陥 3 は、断面マクロでの欠陥 16 に、指示欠陥 4 は断面マクロでの欠陥 17 に相当した。なお、 欠陥の X 座標、Z 座標ともに多少異なるが、これはフェーズドアレイ計測時に座標がずれたこ とによるものと考えられる。

表 4.4.4・3 に断面マクロ調査および PhA 法から求めた欠陥高さをそれぞれ示す。PhA 法では、 表 4.4.3・1 に示した欠陥先端からの反射波の Z 座標の差として欠陥高さを算出した。欠陥識別記 号 A の欠陥は、断面マクロでは 8.0 mm、PhA 法では 7 mm であり、その差は 1mm であった。 しかし、識別記号 B の欠陥については、断面マクロでは 18.5 mm と 4.0 mm の 2 つの独立した 欠陥であったが、PhA 法では欠陥を分離することが難しく、欠陥高さ 46 mm の一つの欠陥と認 識された。また、識別記号 C と D の欠陥については断面マクロでは 0.2 mm と 0.8 mm の欠陥 であったが、PhA 法ではそれぞれ 11 mm と 7 mm と測定された。PhA 法で検出されなかった が、断面マクロ調査により確認された欠陥も多くあった。ただし、PhA 法で検出されなかった 欠陥は、断面マクロの⑩の欠陥を除いて全て現状での検出限界以下と考えられる 2.0 mm より小 さかった。⑪の欠陥については、試験体外表面から深さ 190 mm 程度にあった。深さ 190 mm の位置には蓋と胴体の境界がある(図 4.4.1・4)ため、図 4.4.3・1 に示したように 190 mm 近傍 から深い位置に存在する欠陥を PhA 法で探傷することは難しいようであった。

欠陥	フェーズドアレイ	斯西マクロズの欠防委員
識別記号	欠陥指示位置	例面マクロでの久阳省方
А	1	15
В	2	1), 11)
С	3	(16)
D	4	$(\overline{1})$

表 4.4.4-1 フェーズドアレイでの欠陥と断面マクロでの欠陥との関係

表 4.4.4-2 断面マクロ調査と PhA 法による欠陥位置測定結果の比較

	断面マクロ			PhA 法		
欠陥識別記号	反 防 至 日.	欠陥位置		反防 平 日	欠陥位置	
	久阳留方	X(mm)	Z(mm)	久陥留亏	X(mm)	Z(mm)
А	15	18.3	152	1	22	171
D		47.4	133	2	C 5	190
D		38.6	161		60	190
С	16	55.7	167.5	3	93	136
D	17)	166.4	11.5	4	119	88

表 4.4.4-3 断面マクロ調査と PhA 法による欠陥高さ測定結果の比較

ん 吹ん 読み 回行 日	断	面マクロ	PhA 法	
久阳敵別記方	欠陥番号	欠陥寸法(mm)	欠陥番号	欠陥寸法(mm)
А	15	8.0	1	7
D	\bigcirc	18.5	9	40
D	B 10 4.0	2	46	
С	16	0.2	3	11
D	17	0.8	4	7

4.5 まとめ

オーバーパックへの適用を想定した PhA 法において潜在的に含まれる欠陥高さの測定誤差を 超音波エコーシミュレーションにより評価した結果、欠陥深さ位置が 110 mm より浅い範囲で は概ね±1 mm 程度と評価された。一方、深さ 190 mm の欠陥に対して、誤差の絶対値が最大 で 1.6mm となる場合があった。ここで評価した高さ測定誤差は、理想的な状態での誤差であり 過去に取得したデータの評価あるいは今後取得するデータの評価において精度目標の参考にな る数値と考えられる。一方、断面マクロ調査による実際の測定と PhA 法による欠陥高さの測定 値を比較した結果、2 mm より大きい欠陥については全て PhA 法で検出することができた。た だし、欠陥高さの定量性は必ずしも良くはなかった。また、近くにある 2 つの欠陥を PhA 法で は分離することが難しかった。PhA 法では、欠陥の形状や測定環境等に起因する不確定要素の ために誤差が大きくなると考えられる。また、深い位置の欠陥に対する誤差低減策の検討や試験 などによる精度の確認を今後検討することが重要と考えられる。

4.5.1 5年間の計画

第2章で検討した欠陥評価に基づいて、超音波探傷試験に関する5か年の計画を表4.5.1-1 に示すように立案した。超音波探傷試験で測定される欠陥寸法は、オーバーパックの健全性を確 保するための重要な指標の一つになる。溶接後の検査により検出された欠陥寸法が許容欠陥寸法 より大きければ次の工程に進むことはできずに、補修や製作のやり直しを行うことになる。した がって、超音波探傷試験の欠陥測定誤差低減方法や測定された欠陥寸法に対する安全率などにつ いて検討を行う必要がある。また、複数欠陥への対応や遠隔操作による検査手順の検討などにつ いても検討する必要がある。

H25 年度は、研究開発計画を立案した。そして、超音波探傷試験により理論上避けることがで きない欠陥の測定誤差を把握するために、超音波解析を実施し欠陥位置および寸法の理論上の測 定誤差を調べた。その結果から、誤差の低減方法について検討した。また、実規模大の溶接試験 体を用いて断面マクロ調査を行い、溶接欠陥の寸法を実測した。

H26 年度は、引き続き誤差の低減方法について検討するとともに、測定精度向上に関する検討 (開口寸法の影響)を実施する。

H27 年度は、欠陥評価の検討結果から、さらなる欠陥寸法の測定精度の向上が要求される場合 には、前年度までに検討した誤差低減方法から有効な方法を選択し、測定精度向上の検討を実施 する。また、欠陥が近接している場合の測定分解能について検討する。

H28 年度は、これまでの測定精度の検討結果から、測定された欠陥寸法に対する安全率の検討 を実施する。また、複数欠陥の取り扱い方について検討する。

H29 年度は、複数欠陥のモデル化基準を設定するとともに、遠隔操作による検査手順について 検討する。また、次年度以降の研究開発課題について提示する。

表 4.5.1-1	超音波探傷試験に関する5か年計画
-----------	------------------

		H25	H26	H27	H28	H29
健全性評価	欠陥評価					
超音波探傷	計画立案					
試験	位置測定誤差の解析					
	寸法測定誤差の解析					
	誤差低減方法の検討		1			
	模擬 OP 試験体の溶接欠陥					
	寸法測定 (断面マクロ撮影)		開口寸法の影響			
	測定精度向上に関する検討					
	近接欠陥の測定分解能に関					
	する検討					
	安全率の検討 (欠陥寸法)				▼	
	複数欠陥の検討					
	複数欠陥のモデル化					•
	検査手順の検討					

第4章 参考文献

- [1] 核燃料サイクル機構:わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性-地 層処分研究開発第2次取りまとめ-分冊2 地層処分の工学技術, JNC TN1400 99-022、 (1999).
- [2] 古川他:超音波探傷試験によるき裂深さ測定精度の評価、平成18年火力原子力発電大会 講演論文集、p.58、(2007).
- [3] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成24年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発報告書(第1分冊)-遠隔操作技術高度化開発-、(2013).
- [4] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成22年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1分冊)-遠隔操作技術高度化開発-、(2011).
- [5] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成23年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発報告書(第1分冊)-遠隔操作技術高度化開発-、(2012).
- [6] 石井:新版非破壊検查工学、産報出版、p.277 、(1993).
- [7] EN 583-5: Non-destructive testing. Ultrasonic examination. Characterization and sizing of discontinuities, (2001).
- [8] JIS Z 3060:2002 鋼溶接部の超音波探傷試験方法, pp.解 18-解 19 (2002).
- [9] 山田他:超音波自動探傷装置による溶接きず評価方法に関する研究、非破壊検査 47-1
 p.25 (1995).

第5章 現象理解のための腐食試験

5.1 背景

地層処分において、人工バリアシステム(Engineering Barrier System、以下 EBS)の構成 要素の一つであるオーバーパックには、ガラス固化体と地下水との接触を防ぐ性能が求められて いる。第2章で述べたように、HLW 第2次取りまとめ[1]において、リファレンスケースにおけ るオーバーパックについては、想定される地下埋設環境においては 1000 年間の寿命が要求され ており、耐食層の候補材料である炭素鋼、チタン、銅に対する既往の報告や、耐食性評価試験に よってその寿命は達成可能と評価されている。一方、オーバーパックは長期安全性の要件である 閉じ込め性を確保するため、溶接による蓋の封入が検討されているが[2]、溶接部(溶接金属及 び熱影響部)は母材と比較した場合に機械的強度に加えて化学組成や組織といった材料の性状が 異なる。よって溶接部の耐食性も母材とは異なる可能性があり、オーバーパックが人工バリアと して成立することを示すためには、母材と溶接部の材料性状の違いが腐食挙動におよぼす影響を 考慮する必要がある。

炭素鋼オーバーパックの蓋の封入方法への適用性評価は、平成 13 年度~平成 18 年度『遠隔 操作高度化調査』[3]~[8]、および平成 19 年度~20 年度『遠隔操作技術高度化開発』[9][10]で 実施した。

製作した溶接部の機械的特性については、継手性能試験や非破壊探傷試験で評価した[3]~[14]。 一方で、オーバーパックに求められる安全性確保の要件である長期閉じ込め性におよぼす影響が、 最も大きいと考えられる耐食性ついては、HLW 第2次取りまとめに示された候補材料の腐食シ ナリオ(炭素鋼の例を図 4.5.1-1 に示す)から検討項目を抽出し、平成 16 年度~平成 18 年度 『人工バリア体系化調査』、および平成 19 年度~平成 24 年度『人工バリア品質評価技術の開 発』にて耐食性評価試験を継続に実施し、長期腐食挙動に関する知見を取得した[15]~[23]。

炭素鋼オーバーパック溶接部の耐食性評価試験では主として以下の4項目について調査した。

処分環境における溶接部の不働態化挙動の評価

炭素鋼オーバーパックの寿命が耐食層の厚さで担保出来るための最も基本となる腐食挙動。

② 酸化性雰囲気における腐食形態(全面腐食、局部腐食)の評価

埋設初期の酸素を酸化剤とした場合の腐食挙動。

③ 還元性雰囲気における腐食形態、および水素侵入挙動の評価

地下本来の還元性雰囲気での腐食挙動、および水素脆化に寄与する鋼中水素濃度の取得。

④ 応力腐食割れや水素脆化割れなど、直接破壊に関わる因子の調査

耐食層の厚さでは寿命を担保できない、局所的な割れに関わる腐食挙動の取得。

溶接部の耐食性に係わる上記4項目について、既往の報告や母材の腐食挙動を基準として評価した結果、溶接部の耐食性は母材と同等以上であることが実験的に確認され、溶接はリファレンス

ケースのオーバーパックの封入方法として適用可能であることを、品質の観点から提示した。



図 4.5.1-1 炭素鋼の腐食シナリオ

5.2 課題の設定

5.2.1 オーバーパック長期健全性における腐食の位置付け

(1) 長期健全性評価における腐食の優先度

第2章において提示したオーバーパックの健全性評価の考え方では、オーバーパックの長期 健全性に係わる課題を、大きく構造健全性と腐食健全性の2つに分けた。

第2章で述べたように、オーバーパック構造健全性については、岩盤や緩衝材の膨潤などの 検討成果よりオーバーパックに作用する外力が提示されれば、適切な設計により担保出来ると 考えられる。腐食健全性については、処分場の候補地に対する各段階での調査により把握した 地下環境に対し、腐食健全性評価モデルに基づき適切に材料を選定することで、長期健全性を 確保する。

現在の処分概念では、期待される閉じ込め期間終了後、オーバーパックの腐食代は腐食によ り消失し、耐圧層が残った状態となる。この状態でオーバーパックの耐圧層が健全、言い換え れば脆化などの材料劣化が予測通りに進み、かつ設定した耐圧層厚さを維持していればオーバ ーパックは寿命を達成したと判断される。この耐圧層は提示されたオーバーパックに作用する 外力に対して構造健全性評価に基づいて設定されたものであり、形状や肉厚など適切な設計・ 製作により実現可能であると考えられる。

この状態を実現するためには、閉じ込め期間において腐食代が機能することが前提となる。 本検討で対象とした単一オーバーパックでは耐圧層と腐食代は連続しており、候補材料は腐食 の観点から選定されることが重要であると考えられる。

(2) 健全性を確保するための検討フロー(案)における腐食代の設定

オーバーパックの長期健全性を確保するための検討フロー(案) (図 2.6.6-1) において腐 食代の部分の検討例を図 2.3.1-1 に示す。地層処分場の地下環境や処分方式が決定すると、オ ーバーパックが曝露される処分環境が判明する。この処分環境でオーバーパックの閉じ込め性 を確保するための材料を選定し、溶接試験等の製作性を確認するための試験が実施される。製 作施工性が確認された溶接試験体に対して、溶接部の機械的特性を把握するための継手性能試 験や、腐食挙動を把握するための耐食性評価試験が実施され、母材と溶接部の品質に係わる知 見が収集されると考えられる。このような検討において材料選定や材料の適用性の判断材料と して必要となるものが、図中に赤枠で示したわが国で想定される地下処分環境を対象とした腐 食試験で整備したジェネリックな腐食挙動の知見と、腐食メカニズムに基づく健全性評価手法 であると考えられる。この検討の結果、候補材料の化学成分や腐食代の厚さが溶接手法と共に 提示される。

この検討フローで設定した候補材料ならびに溶接部の化学成分や機械的特性等の知見は、図 2.6.6-1 の放射線遮へい厚さや耐圧厚さの検討に反映させることで、腐食健全性と構造健全性 の整合が取れたオーバーパックの設計が可能になると考えられる。



図 5.2.1-1 オーバーパックの候補材料の選定フロー(検討例)

5.2.2 実験と現場の違い

これまでのオーバーパック溶接部の耐食性評価試験は、溶接部の腐食挙動について、検討項目 は HLW 第2次取りまとめ[1]にて示されたオーバーパック母材の腐食シナリオを基本としたも のである。また、これらの試験は想定される地下処分環境と比較して小型かつ均一・単純な試験 系で取得された知見に基づいた評価となっている。

以上の状況に対して、溶接部を含むオーバーパックの品質評価の信頼性の向上のために、実際 のオーバーパックや想定される地下処分環境を考慮した、より実環境に即した複雑系の試験系に よるオーバーパックの腐食健全性に関するデータの取得を行い、長期健全性評価モデルの構築、 モデルを裏付けるデータの拡充、理論的説明の付与に資する開発を行うことが重要である。

これまでに実施した実験室規模での耐食性評価試験と、実際の処分環境におけるオーバーパックの違いを整理する。

(1) オーバーパックと試験片の大きさ

リファレンスケースのオーバーパックの形状は、直径 840 mm、高さが 1350 mmの円柱状である。狭開先アーク溶接により封入では、オーバーパック再外周部での開先広さはおよそ 20 mm 程度であるから、蓋構造にも因るがオーバーパック表面積に占める溶接部の割合は低い(平蓋

の場合でも2%未満)。一方、平成16年度の人工バリア特性体系化調査[15]から開始した、 溶接部の耐食性評価試験は、遠隔操作技術高度化にて製作した溶接試験体から小型の試験片を 採取して実施されている。試験片の寸法は以下のとおりである。

酸化性雰囲気での浸漬試験

腐食量取得用 幅 60mm、長さ 120 mm、厚さ 5 mm (※1 年を超える場合は 10 mm)

局部腐食試験用 直径 80mm 厚さ2mm

還元性雰囲気での浸漬試験

腐食速度測定用 幅 30 mm 長さ 60 mm、厚さ 2 mm

水素濃度取得用 幅 10 mm 長さ 60 mm、厚さ 2 mm

溶接部の幅はあまり変わらないので、試験片表面積に占める溶接部の割合はおよそ 20%である。

(2) 地下環境と実験室の環境

実際の地下処分場でオーバーパックが接触するのは緩衝材であるから、腐食は地下水で膨潤 した緩衝材の環境に対応した挙動を示す。この系についてはわが国で想定される地下水と平衡 状態にある緩衝材間隙水組成として提示されている[27]。に模擬環境を示す。この間隙水の化 学成分のうち、一般的に炭素鋼の腐食挙動に最も寄与するのは Cl⁻である。また既往の報告よ り、炭素鋼の不働態化挙動および応力腐食割れに寄与するのは CO₂/HCO₃⁻/CO₃²⁻である。腐 食シナリオにて着目した腐食現象をより明瞭とするために試験は主にこれらの化学種を含む 溶液環境で実施されている。

化学種	濃度範囲 [mol L ⁻¹]
HCO3 ⁻ / CO3 ²⁻ / H ₂ CO3	$< 7.3 \ge 10^{-2}$
$\mathrm{SO}_{4^{2^{*}}}$	$< 6.1 \ge 10^{-2}$
HS^{-} / $\mathrm{H_2S}$	$< 9.2 \ge 10^{-2}$
Cl	$< 5.9 \ge 10^{-1}$
P (total)	$< 2.9 \ge 10^{-6}$
NO_3	0.0
$ m NH_3$	$< 1.6 \ge 10^{-4}$
\mathbf{NH}_{4}^+	$< 5.1 \ge 10^{-3}$
B (total)	$< 1.7 \text{ x } 10^{-3}$
рН	$5.9 \sim 8.4$

表 5.2.2-1 緩衝材間隙水中の化学種の濃度範囲と pH の範囲(計算値)[1]

(3) 緩衝材の挙動

緩衝材が共存する場合は緩衝材を溶液で飽和させた後に試験が行なわれており、再冠水過程 は考慮していない。また緩衝材は施工方法によって、密度差、すき間など人工バリアとしての 緩衝材の機能に寄与する要素に違いが生じる。これまでの緩衝材の品質評価技術の開発におけ る検討成果より、施工時に生じた緩衝材の密度差は膨潤によって均一化せず、密度差が残留す ることが確認されている。密度は緩衝材の透水係数などの物性値に影響をおよぼす因子である。 このようなオーバーパックを取り囲む緩衝材の性能の違いがオーバーパックの腐食挙動にお よぼす影響を定量的に評価することが重要である。

5.2.3 腐食試験の位置付け

このようにオーバーパックの腐食挙動を取得するための現状試験条件と、実環境でのオーバー パックが定置される状態では、寸法や周囲の環境が大きく異なる。しかしながら、それらの違い をすべて考慮した複雑系でのデータ取得においては、パラメータの数が膨大であるばかりではな く、複雑系環境下での試験装置の信頼性についても十分に確認されていない。よって実験室レベ ルの知見と、実処分環境での知見が前提とする条件の乖離を整理した上で試験計画を策定するこ とが重要である。

実際の環境を摸擬した条件下での実験系はその試験系設置の技術的な困難さと共に、複数の現 象が複雑に絡み合っているために現象の理解は容易ではない。このため、地下環境下での実験系 に加え、地下環境下で発現する個々の現象の理解を促進するために、地上において地下試験条 件を摸擬した(地上施設内での)試験系の実験を並行して実施することとした。図 5.2.3-1 に地上 試験、地下試験、試験条件等を考慮した各試験の位置付けを示す。

現象理解のためのオーバーパックの腐食試験として、本検討では以下の試験を計画し、実施する。

(1) 単純系での腐食試験(5.3 単純系での腐食試験)

平成24年度まで継続的に実施した実験室規模での試験である。小型の試験片、最も寄与する環境因子(試験系の化学成分など)で構築した試験系で実施する。腐食メカニズム解明、および腐食健全性評価モデルの信頼性向上のため、長期間の腐食挙動を取得するとともに、個別の腐食挙動ごとにより精緻な知見を拡充する。

なお単純系での腐食試験は、公益財団法人 原子力環境整備促進・資金管理センターが独立 行政法人 日本原子力研究開発機構(JAEA)との共同研究「平成 25 年度 オーバーパック 溶接部の耐食性評価に関する研究」の成果の一部をまとめたものである。

(2) 複雑系での腐食試験(5.4 複雑系での腐食試験)

1) 工学規模試験

試験片は数十 cm 以上とし、より実際のオーバーパックの挙動を把握できるようにする。 地下調査施設を活用し、実際の岩盤に人工バリアシステムを構築し、原位置における腐食 挙動評価を行う。地下環境下での実験系はその試験系設置の技術的な困難さと共に、複数 の現象が複雑に絡み合っているために現象の理解は容易ではない。このため、地下環境下 での実験系に加え、地下環境下で発現する個々の現象の理解を促進するために、地上にお いて地下試験条件を摸擬した(地上施設内での)試験系の実験を並行して実施する。

なお工学規模試験のうち、地下施設における溶接部腐食試験は公益財団法人 原子力環 境整備促進・資金管理センターが独立行政法人 日本原子力研究開発機構(JAEA)との 共同研究「平成 25 年度 地下施設を利用したオーバーパック・緩衝材の施工品質の確証 に関する研究」にて幌延深地層研究センターの地下 350m の調査坑道での試験を想定して 計画を策定した。

2) 小規模要素試験

地下試験設備と同一規模の試験系で実施する試験とは別に、試験対象、試験目的により試 験条件を変えたり、例えば摸擬オーバーパックの長手方向の寸法を短くした試料を用いた りした試験系などを多年度にわたりシリーズ化して実施、複雑系での腐食挙動の現象理解 促進に努める。試験条件は「温度」、「水理」、「pH」、「Eh」などの時間的変遷を考 慮して設定する。

3) 地上ラボ試験

地下調査施設での試験については、その試験系設置の技術的な困難が想定される。そこ で地下試験開始に先立ち、地上における予備試験を実施し、その結果を適切に地下試験計 画及び装置設計・製作、および環境条件の設定に反映させる。

腐食モニタリングシステム検証試験として、実地下環境における腐食試験で適用可能で、 オーバーパック(もしくは候補材料)の挙動を直接計測する技術について、各研究機関の 提案する腐食計測法を調査し計測性能、性能の改善、センサー劣化時の対応等を実施しつ つ、それらの長期性能を確認する。



図 5.2.3-1 腐食試験の位置づけ

5.3 単純系での腐食試験

5.3.1 耐食性評価試験に供した溶接試験体

平成 24 年度までに実施した、溶接部耐食性評価試験では、平成 13 年度~平成 18 年度『遠隔操作高度化調査』[3]~[8]、および平成 19 年度~20 年度『遠隔操作技術高度化開発』[9][10]で製作した溶接試験体を使用した。

(1) TIG 溶接試験体

平成 14 年度に製作した TIG 平蓋溶接試験体を使用した[4]。表 5.3.1-1 に溶接条件、表 5.3.1-4 に 化学成分分析結果を示す。

母	材	SF340A				
溶力	溶加材		YGT50			
	開先深さ [mm]		190			
開先形状	開先形状		5R			
	開先角度		4 °			
溶接施	工条件	初層	中間層	化粧盛り		
姿	勢		横向き			
ウィー	ビング	なし				
雪法	(ベース) [A]	100~250	150~300	100~250		
电加	(ピーク)[A]	200~350	250~400	200~350		
電圧	[V]	12.5	11.5~13.5	11.0~11.5		
溶接速度	[cm/min]	6.4	5.7~11.7	9.3~9.9		
ワイヤ供給量	[m/min]	2	2.5~3.5	2~3.5		
層数	[層]	1	2~37	38		
パス数	[パス]	1	2~51	52~54		
入熱	[kJ/cm]	23.3~90.0				
溶接時間	[hr]	24.5 (中断なし)				
デポ量	[kg]	41.4 (38.8)				

表	$5.3.1 \cdot 1$	TIG 溶接試験の条件
1	0.0.1 1	

(2) MAG 溶接

平成 16 年度に製作した MAG 平蓋溶接試験体を使用した[6]。表 5.3.1・2 に溶接条件、表 5.3.1・4 に 化学成分分析結果を示す。

母材		SF340A	
溶加材		YGW16	
開先深さ [mm]		190	
開先形状	開先形状	6R	
	開先角度	1.5°	
溶接施	工条件	全層	
姿	勢	下向き	
ウィー	ビング	溶接ノズル回転速度:50Hz	
雷法	(ベース) [A]	350	
电加	(ピーク)[A]	-	
電圧	[V]	34~36	
溶接速度	[cm/min]	28	
ワイヤ供給量	[m/min]	15	
層数	[層]	20	
パス数	[パス]	40	
入熱	[kJ/cm]	51~54	
溶接時間	[hr]	2.4 (段取り時間除く)	
デポ量	[kg]	20	
シールドガス		Ar (80%) – CO ₂ (20%) トーチガス 30L/min 補助シールドガス 100L/min	
特記	事項	2 電極/1 層溶接 電極間距離 70mm 溶接トーチ位置傾斜角度 先行トーチ:-8.5° 後攻トーチ:+10°	

表 5.3.1-2 MAG 溶接試験の条件

(3) 電子ビーム溶接

平成 15 年度に製作した EBW 平蓋溶接試験体を使用した[5]。表 5.3.1-3 に溶接条件、表 5.3.1-4 に 化学成分分析結果を示す。

母材	SF340A	
溶接対象板厚/開始	100(貫通)	
溶接条何	4	全層
姿勢		横向き
溶接電流	[mA]	600
加速電圧	[kV]	100
溶接速度	[cm/min]	25
加工距離	[mm]	400
焦点距離	[mm]	800
オシレート幅	溶接方向 [mm]	1
	垂直方向 [mm]	0.5
オシレート回数	[回/sec]	500
スロープアップ時間	[sec]	20
スロープダウン時間	[sec]	20~60
パス数	[パス]	1
入熱	[kJ/cm/cm]	14.40
溶接時間	[hr]	0.13
デポ量	[kg]	0

表 5.3.1-3 EBW 溶接試験の条件

溶接方法	部位	С	Si	Mn	Р	S	Cu	Cr	Мо	備考
	溶着金属	<u>0.11</u>	<u>0.67</u>	<u>1.29</u>	<u>0.009</u>	<u>0.011</u>	<u>0.25</u>	<u>0.02</u>	<u>< 0.01</u>	
TIG	母材	0.15	0.19	0.36	0.006	0.002	<u>0.01</u>	<u>0.05</u>	<u>0.01</u>	
	溶接材料	0.10	0.73	1.40	0.011	0.014	0.24	0.03	—	
	溶着金属	<u>0.082</u>	<u>0.58</u>	<u>1.07</u>	<u>0.010</u>	<u>0.014</u>	<u>0.20</u>	<u>0.03</u>	<u><0.01</u>	
MAG	母材	0.11	0.25	0.65	0.007	0.002	<u>0.05</u>	<u>0.04</u>	<u>0.01</u>	
	溶接材料	0.10	0.76	1.37	0.010	0.014	0.24	—	—	
	溶接金属	<u>0.11</u>	<u>0.25</u>	<u>0.70</u>	<u>0.011</u>	<u>0.003</u>	<u>0.05</u>	<u>0.11</u>	<u>0.02</u>	
EDVV	母材	0.12	0.25	0.65	0.012	0.004	<u>0.05</u>	<u>0.11</u>	<u>0.02</u>	
母材規格	JIS G3201 SF340A	≦0.60	0.15~0.50	0.30~1.20	≦0.030	≦0.035	_	_	_	
溶接材料	JIS Z3316 (YGT50)	≦0.15	≦1.00	≦1.90	≦0.030	≦0.030	≦ 0.50 *	—	—	TIG 用**
規格	JIS Z3312 (YGW16)	≦ 0.15	0.40~1.00	0.85~1.60	≦0.030	≦0.030	<i>≦</i> 0.50 *	_	—	MAG 用

表 5.3.1-4 溶着金属および溶接材料の化学成分分析結果

注 単位:mass%, 下線付き:化学分析値(JIS G1211(1995), G1215(1994), G1253(2002)準拠)、その他の値はミルシートからの抜粋

*:メッキの銅を含む, **: Al ≤ 0.15 , Ti ≤ 0.15 , Zr ≤ 0.12 , その他の合計 ≤ 0.50

各値は「遠隔操作技術高度化調査」[3]~[6]、過年度報告書[16][17]の成果をまとめたものである

5.3.2 酸化性雰囲気での浸漬試験

(1) 概要

埋設初期の酸素を含む環境(以下、酸化性雰囲気)では、処分環境で炭素鋼が不働態化しな い場合、埋設初期の炭素鋼オーバーパックには酸素の還元をカソード反応とした全面腐食が進 行すると考えられる。この場合、緩衝材及び埋め戻し材に含まれる酸素がすべて腐食反応で消 費されると仮定しても、十分な「腐食しろ」を設ければ腐食量は問題とならないと考えられて いる[1]。酸化性雰囲気での炭素鋼の腐食挙動は、試験前後の重量変化から求めた平均腐食深 さに対する、試験片表面の腐食深さから極値統計により推定した最大腐食深さにより評価され

る。炭素鋼母材については多くの浸漬試験の結果より、平均腐食深さ^Xmに対する最大腐食深 さの推定値^Pは以下の関係が見出されている[24]。

$P = X_m + 7.5 X_m^{0.5}$ 式 5.3-1

酸化性雰囲気での全面腐食による腐食しろは、軟岩系処分孔竪置きブロック方式において、緩 衝材および埋め戻し材中の酸素量を見積り、炭素鋼の平均腐食深さを 1.8mm として式 5.3-1 より求めた最大腐食深さ 11.8mm に基づき設定されている。これは均一な材質(母材)を想 定した場合であるが、溶接部が存在する場合、母材、熱影響部及び溶接金属の材料性状(金属 組織や化学成分等)の違い、また、これに伴う電位差の影響等で不均一な腐食を受ける可能性 がある。本試験では、炭素鋼の全面腐食が進む条件での母材、熱影響部及び溶接金属の腐食挙 動を比較し、溶接部の耐食性および腐食挙動におよぼす溶接方法の影響を調査した。

平成24年度までに、表 5.3.1-4に化学成分を示したTIG、MAG、EBWの溶接試験体を用 いた浸漬試験を実施した。最長365日の試験の結果、溶接材料を使用するアーク溶接法であ るTIGとMAGでは溶接金属部で不均一な腐食が認められた。酸化性雰囲気における溶接部 のより長期的な腐食挙動のデータの拡充を目的とし、平成20年度からTIG溶接試験体に対し て3年超の長期浸漬試験を開始し[19]、平成24年度までに3年6ヶ月間(1276日間)までの データを取得した[23]。その結果、TIG溶接試験体では母材、溶接金属付試験片ともに、式 5.3-1推定される最大腐食深さを上回る結果となった(図 5.3.2-1)。TIG溶接試験片で最大 腐食深さの推定値が大きくなった要因として溶接部の選択腐食が挙げられる。溶接部の選択腐 食は酸化性雰囲気下での浸漬試験において、アーク溶接法(TIG, MAG)の溶接金属部で発生 し、EBWでは認められていない。



図 5.3.2-1 TIG 材の3年6ヶ月までの平均腐食速度に対する最大腐食深さ

(2) 選択腐食に対する工学的対策

酸化性雰囲気での不均一腐食の発生要因となるアーク溶接部の選択腐食に対する工学的対策として、Niを添加した改良溶接材料を用いた溶接法を提示し溶接試験体を作製した。そして溶接部の選択腐食を短時間で再現することが出来る電気化学的な加速試験(80℃、大気吹込み、人工海水、-650mVsce、100h 定電位分極)により、溶接部の品質改善効果を確認した[21]。

(3) 自然浸漬試験による改善効果の確認

改良溶接材料 A (0.25% Ni)、改良溶接材料 B (0.15% Ni)および従来材 (MG-S50)を 使用した溶接試験体に対して、自然浸漬状態での選択腐食改善効果化を確認するための 365 日間の酸化性雰囲気浸漬試験を実施した。平成24年までに一部については浸漬試験が終了し、 腐食深さについて分析・評価を実施した。その結果、従来材と比較した場合に最大腐食深さが 改善したものは 0.25%Niの改良溶接材料 A であった。改良溶接材料 B については浸漬期間が 400 日と異なるため、同一に比較していない。本年度は改良溶接材料 B の 365 日間の浸漬試 験片の分析を実施し、選択腐食の改善効果を評価した。

- (4) 試験方法
- 1) 供試材

浸漬試験片は平成22年度に人工バリア品質評価技術の開発で製作した、改良溶接材料B を使用したMAG溶接試験体である。溶接金属部の化学成分の分析結果を表5.3.1-4に示 す。試験片の両面を#800のSiC紙で湿式研磨しアセトンを用いて超音波洗浄した。乾燥 後、電子天秤を用いて3回秤量し、その平均値を初期重量とした。形状計測時の基準面と するため、試験片の上下部を10mm、側面を5mmマスキングし、腐食が進行しないよう に養生した。試験体数は3とした。

2) 溶液・試験装置・手順

試験溶液はASTM D1141[25]相当の人工海水である。表 5.3.2-1 に化学組成を示す。 浸漬試験装置を図 5.3.2-2 に示す。ガラス製の浸漬容器にラバーヒーターと保温材を巻 き、内部にテフロン樹脂製の架台に立て掛けた浸漬試験片を設置した。試験片の単位表面 積あたり、5.0~5.6ml cm⁻²となるように人工海水を注ぎ、溶液が足りない場合は溶液深さ を稼ぐため、封をしたバイアル瓶を一緒に浸漬した。大気飽和環境とするため、エアーポ ンプにて容器中央部から空気を吹込んだ。ヒーターで 80℃に保持し、溶液の蒸発を防ぐた めに排気部には冷却管を設けた。保管中はおよそ2ヶ月に一度、新しい溶液に交換した。

3) 分析方法

所定の浸漬期間終了後、試験片を取出して錆の付着等の表面の状態を記録した。腐食インヒビター(朝日化学工業製、イビット No.2S)を添加した 5% HCl で表面の腐食生成物 を除去した。

乾燥後の試験片を秤量し初期重量との差から腐食減量を算出し、平均腐食深さを求めた。 重量測定後の試験片の表面形状をレーザー計測装置で測定し、試験片の表裏面それぞれの 最大腐食深さを取得し、極値統計によってオーバーパック溶接部の最大腐食深さを推定し た。

	試料名	浸漬試験用人工海水	ASTM 人工海水
分析項目			(参考)
電気伝導率	(S/m)	3.93	—
密度(20℃)	(g/ml)	1.025	—
рН		7.59	—
BO ₃ ³⁻	(mg/l)	2.5×10 ¹	21.1
Br	(mg/l)	6.7×10 ¹	67.8
Ca ²⁺	(mg/l)	4.6×10 ²	419
CI	(mg/l)	1.99×10 ⁴	19200
F	(mg/l)	1.4	1.36
HCO ₃ ⁻	(mg/l)	1.46×10 ²	146
K⁺	(mg/l)	3.92×10 ²	398
Mg ²⁺	(mg/l)	1.33×10 ³	1330
Na⁺	(mg/l)	1.13×10 ⁴	10600
SO4 ²⁻	(mg/l)	2.79×10 ³	2770
Sr ²⁺	(mg/l)	6.1×10 ¹	13.8
備	考	和光純薬工業㈱	ASTM D1141

表 5.3.2-1 人工海水組成[25]



図 5.3.2-2 酸化性雰囲気浸漬装置



図 5.3.2-3 試験片配置状況

- (5) 試験結果
- 浸漬後の様子

365 日経過し試験終了直後の浸漬状況を図 5.3.2-4 に示す。



図 5.3.2-4 365 日の浸漬終了直後のセル内の様子

2) 試験片の外観、および形状計測結果

図 5.3.2-5~図 5.3.2-7 に取出し直後、脱スケール後、およびレーザー変位計による表面 形状の計測結果を示す。形状計測の結果、溶接部で周囲よりも腐食が進行した箇所がみら れた。

3) 平均腐食深さ、最大腐食深さ

脱スケール、乾燥後の試験片を秤量し初期重量との差から腐食減量を算出した。マスキングを施した部分を除いた表裏の面積72cm²と密度7.87g cm⁻³で除して平均腐食深さを求めた(表 5.3.2-3)。

試験片の表面形状をレーザー計測装置で測定し、試験片の表裏面それぞれの最大腐食深 さを取得した。試験片3体、合計6面の形状計測結果から、極値統計によってオーバーパ ック溶接部の最大腐食深さを推定した。図 5.3.2-8 に Gumbel プロット、表 5.3.2-4 に分 析結果を示す。

表 5.3.2-2 溶接試験体の化学成分

名称		化学成分 (mass%)								c *1	р ^{ж2}		
(No.)	力加固別	С	Si	Mn	Р	S	Cu	Ni	Cr	Мо	V	C _{eq}	P _{cm} ^m
	溶接金属	0.071	0.11	0.75	< 0.005	0.003	0.25	0.28	0.02	<0.01	—	0.21	0.13
溶接試験体 A-1	溶接ワイヤ A1 _(ミルシート値)	0.06	0.23	1.03	0.006	0.002	0.25	0.31	0.007	<0.005	<0.002	0.25	0.14
	溶接金属	0.096	0.09	0.66	<0.005	0.004	0.23	0.15	0.02	<0.01	<0.01	0.22	0.15
溶接試験体 B-1	接試験体 B-1 (ミルシート値)	0.083	0.23	1.07	0.002	0.0033	0.28	0.19	<0.005	<0.005	<0.002	0.28	0.16
比較用	溶接金属	0.099	0.48	1.05	0.012	0.013	0.24	0.02	0.04	<0.01	<0.01	0.30	0.18
(MG-S50)	ワイヤ(ミルシート値)	0.11	0.72	1.38	0.012	0.012	0.24	—	—	—	—	0.32	0.22
	SF340A (ミルシート値)	0.13	0.19	0.54	0.010	0.006			_			0.23	0.16

SBA-1	表	裏			
取出し直後					
脱スケール後					
試験前重量 (g) 205.883					
試験後重量 (g) 197.725		Prove the second			
平均腐食深さ (mm) 0.1440					
形状計測	Contraction of the second s				
最大腐食深さ(mm)					
溶接部 母材部					
表 0.9918 0.8905					
裏 0.9807 0.9630					

図 5.3.2-5 改良材 B 365 日浸漬後 (SBA 1)

SBA-2	表	裏
取出し直後		
脱スケール後	Martin Partie and	
試験前重量 (g) 206.357		
試験後重量 (g) 198.187	Here and the second of the	
平均腐食深さ (mm) 0.1442		C. A. A. C.
形状計測		
最大腐食深さ(mm)		
溶接部 母材部		
表 1.1078 0.8524		
裏 1.0776 0.6993		

図 5.3.2-6 改良材 B 365 日浸漬後 (SBA 2)

5 - 20

SBA-3	表	裏
取出し直後		
脱スケール後	Current and the second s	A state of the sta
試験前重量 (g) 206.381		
試験後重量 (g) 195.807		
平均腐食深さ (mm) 0.1866	And All the second of the	
形状計測	Contraction of the second s	
最大腐食深さ(mm)	the second s	
溶接部 母材部		
表 1.3233 1.0329		
裏 1.2464 1.3471		

図 5.3.2-7 改良材 B 365 日浸漬後 (SBA 3)

表 5.3.2-3 改良溶接材料 B (人工海水)の試験結果

	平均腐	食深さ	最大腐	食深さ
符号	重量減少 (g)	腐食深さ (mm)	測定面	最大深さ (mm)
SBV1	8 158	0 1440	表	0.9918
	0.150	0.1440	裹	0.9807
SB V J	9 160	0 1 4 4 2	表	1.1078
	0.109	0.1442	裹	1.0776
CD A 2	10 572	0 1966	表	1.3233
SDAS	10.573 0.180		裹	1.2464
平均腐食深さ <i>X</i> m		0.1582		



図 5.3.2-8 Gumbel プロット

表 5.3.2-4 改良溶接材料 B (人工海水 365 日浸漬)の極値統計解析結果

有効, (cr	周長 n)	再帰期間	測定 区画数	尺度 パラメータ	位置 パラメータ	実機最頻値	実機推定 値信頼率 0.99
試験片 s	実機 S	T (S/s)	Ν	α	λ	X _{max} (mm)	X ₉₉ (mm)
10	773	77.3	6	0.1125	1.0536	1.5418	2.059

(6) 改良溶接材料 B の溶接部品質改善効果

図 5.3.2-9 に本年度分析した改良溶接材料 B の平均腐食深さに対する最大腐食深さの推定 値を、平成 24 年度までの成果と合わせて示す。改良溶接材料 B の 365 日間の自然浸漬試験の 結果、腐食代の設定線を下回り、0.15%の Ni 点かにより溶接部の選択腐食の改善効果認めら れた。

本年度得た結果とともに、図 5.3.2・9 上に示した一連の改良溶接材料の品質改善効果につい て整理する。従来材 MG・S50 を使用した場合(図中▲および▼)は製作年の違い、すなわち 母材である SF340A や溶接材料のロットの違いに因らず、最大腐食深さは母材で推定された 値を上回る結果となった。一方、Niを 0.25%添加した改良溶接材料 A を使用した場合、溶接 まま材(図中●)では、最大腐食深さが母材の推定線を下回ったが、残留応力低減のための PWTH (600℃×4h)を模擬した熱処理を実施した試験片(図中〇)では改善効果が認められ なかった。しかしながら、Niを 0.15%添加した改良溶接材料 B を使用した場合、本年度取り 出した浸漬 365 日間(図中◇)では改善効果が認められたが、昨年度評価した浸漬 400 日間 (図中◆)では最大腐食深さが従来材を上回る結果となった。両者の浸漬期間には 35 日間の 差があるが、試験方法上この間に腐食が加速するような要因は認められないため、大きく異な る改良溶接材料 B の浸漬試験のいずれの結果も、浸漬試験上得られた結果として取扱う必要 がある。

このような差が生じた理由として、試験点数が3体と少ないこと、大気吹込み下での試験で あるため溶液の対流や酸素の過飽和な部分が生じたことなどが考えられる。ただし、これまで の母材や溶接部付きの浸漬試験も同一条件で実施されたものであるため、試験手法の妥当性に ついては更なる検討を要する。また今回のように酸化性雰囲気での浸漬試験では結果に大きな ばらつきが生じることに留意して、ばらつきを考慮した適切な試験点数を設定することも重要 である。さらに溶接部の品質改善手法については、溶接金属部の化学成分や金属組織などの材 料因子に着目した腐食メカニズムの観点から工学的対策を提示することで、腐食健全性評価技 術の信頼性向上を図る必要がある。

(7) 酸化性雰囲気での浸漬試験のまとめ

Niを0.15%添加した改良溶接材料Bについて溶接試験体の自然浸漬試験を実施し、溶接部の選択腐食に対する品質改善効果を確認した。浸漬365日間の試験片を評価した結果、HLW第2次取りまとめで示された母材の最大腐食深さの推定値、従来材料を使用したMAG溶接部の最大腐食深さを下回り、改善効果が確認出来た。しかしながら昨年度実施した浸漬400日間の結果と大きな差が生じたことから、自然浸漬試験の結果のみで工学的対策の効果を評価するには、試験点数を増やすなどの更なる対応が必要と考えられる。今後は溶接試験体の材料因子に着目した腐食メカニズムの観点からの評価を実施し、品質改善手法の妥当性を提示することが必要である。



凡例	試験片
	平成 16 年度製作 MAG 平蓋溶接試験体 溶接金属付き試験片 (MG-S50)
Δ	平成 16 年度製作 MAG 平蓋溶接試験体 母材単独試験片(SF340A)
▼	平成 22 年度製作 MAG 溶接試験体 溶接部付き試験片(MG-S50)
٠	平成 22 年度製昨 MAG 溶接試験体 溶接部付き試験片(改良溶接材料 A)
0	平成 22 年度製昨 MAG 溶接試験体 溶接部付き試験片(改良溶接材料 A) PWHT 材
٠	平成 22 年度製昨 MAG 溶接試験体 溶接部付き試験片(改良溶接材料 B) ※浸漬 400 日
\diamond	平成 22 年度製昨 MAG 溶接試験体 溶接部付き試験片 (改良溶接材料 B)

図 5.3.2-9 酸化性雰囲気 人工海水 最大腐食深さ
5.3.3 還元性雰囲気での浸漬試験

(1) 概要

地球化学的な解析によれば、処分場の環境は閉鎖後数十年~数百年程度の時間で深部地下本 来の酸素がほとんどない条件に戻るとされている[1]。このような還元性雰囲気において、炭 素鋼の腐食形態は水の分解による水素発生反応をカソード反応とした全面腐食型になると考 えられている。第2次とりまとめでは、様々な腐食試験の結果から、緩衝材共存還元性雰囲気 における炭素鋼の平均腐食速度を10µm y⁻¹と見積もっている。すなわち、オーバーパックに この腐食速度を考慮した十分な「腐食しろ」を設ければ、1000年にわたって閉じ込め性能が 維持できるとしている。この設計思想は炭素鋼という均一な材質(母材)を想定した場合であ る。実際のオーバーパックには材料組成や組織が異なる溶接部が存在しており、溶接部の腐食 挙動を理解することは、オーバーパックの長期健全性を評価する上で重要である。また、腐食 に伴い発生した水素による水素脆化の検討のため、鋼中への水素侵入挙動を把握する必要があ る。

(2) 平均腐食速度の評価

材料組成や組織が異なる溶接部の腐食挙動を評価するため、『遠隔溶接高度化開発』で製作 した TIG、MAG、EBW の3種類の溶接試験体に対して、溶接部付き試験片および母材単独 試験片の腐食挙動を評価した。平成22年度までに人工海水環境の90日間、1年間、3年間 の3期間、人工淡水環境は1年間の浸漬試験片の評価を終了した。

図 5.3.3-1 に平均腐食速度の経時変化を示す。平均腐食速度は浸漬前後の単位面積あたりの 重量減を浸漬期間で除したものである。浸漬3年経過後の腐食速度は溶接方法に因らず、数 µm y⁻¹となった。



図 5.3.3-1 還元性雰囲気における平均腐食速度の推移

[※] 試験前後の重量減を浸漬期間で除した値を平均腐食速度として評価

(3) 水素吸収挙動の評価

還元性雰囲気では炭素鋼の腐食に伴い水素が発生し、その一部が鋼中に侵入することが知ら れている。この水素は脆化割れを引き起こす要因となる。この割れに対しては腐食しろの確保 では健全性を確保することが出来ないため、実環境で脆化割れが発生するか否かを評価するこ とは非常に重要である。炭素鋼は脆化を引き起こす臨界の水素濃度と材料強度の関係が実験的 に知られている[26]。また母材については腐食によって鋼中に侵入した水素量の評価から、水 素脆化の生起可能性は低いと評価されている[1]。

溶接部の水素吸収挙動については、(1)と同様の手法で浸漬した試験片を昇温脱離分析し、 室温から 250℃付近までに放出される水素量を拡散性水素量として評価した。平成 22 年度ま でに、人工海水環境の 30 日間、90 日間、1 年間、3 年間の4 期間、人工淡水環境は1 年間の 浸漬試験片の評価を実施した。 図 5.3.3・2 に各試験片における拡散性水素量の経時変化を示 す。母材・溶接金属部ともに、浸漬 3 年経過後の水素濃度は 0.1ppm を下回った。この値は炭 素鋼母材や溶接部の強度から見積もられる臨界水素濃度と比較すると十分に小さく、溶接部の 水素脆化の生起の可能性は低いと評価された。なお浸漬初期において、TIG 溶接金属部の水 素濃度が高くなる傾向がみられたが、溶接後熱処理(Post Weld Heat Treatment, PWHT) によって、他の溶接法や部位と同等の水素濃度まで低下することが確かめられている[21]。



図 5.3.3-2 還元性雰囲気における拡散性水素濃度の推移

※ 室温~250℃までの放出された水素の積算値を拡散性水素量として評価

(4) 還元性雰囲気での浸漬試験の維持管理

オーバーパックの製作にかかわる検討を、溶接施工から長期健全性評価までの一連の流れと して捉え、溶接による封入の成立性を示すためには、可能な限り速やかに知見を揃えることが 求められる。平成17年度に開始した浸漬試験が5年を迎える平成23年度に、験を延長して 10年間の試験とし、新たに5年間の浸漬試験を開始した。本年度は継続中の浸漬試験を適切 に維持管理した。図 5.3.3-3、図 5.3.3-4、図 5.3.3-5に浸漬試験の今後の工程を示す。

なお TIG 溶接金属付きの 10 年間の腐食速度測定用の浸漬試験については、保管中に不具合 が生じたため、試験を中断した。

(5) 還元性雰囲気での浸漬試験のまとめ

本年度は長期浸漬試験の維持・管理を実施した。現在実施中の還元性雰囲気での浸漬試験は、 最長 10 年間の腐食挙動および腐食に伴う水素吸収挙動の取得を目的として実施している。し かしながらオーバーパックに期待される閉じ込め期間である 1000 年間と比較すると、ごく初 期の腐食挙動を把握したに過ぎない。今後は長期浸漬試験の適切な維持管理を実施すると共に、 溶接試験体の材料因子に着目した腐食メカニズムの観点からの評価も実施することが重要で ある。

環境	部位	分析	対象	H21	H22	H23	H24	H25	H26	H27	H28	H29	期間
80°C vt%ケイ砂	时单独	全面 腐食	継続		\rightarrow								10年
			新規										5年
		水素	継続										10年
Жő	41	分析	新規										5年
供+	溶金付	全面	継続					中断					
Y2		腐食	新規										5年
クニゲ		水素 分析	継続								→		10年
			新規										5年
钧	科单独	全面 腐食	継続										10年
× ۲			新規										5年
80°(vt%		水素	継続										10年
Χő	त्म.	分析	新規										5年
人工淡: ルV1 +		全面 腐食	継続										10年
	名		新規										5年
	梁	水素	継続								-		10年
		分析	新規										5年

図 5.3.3-3 還元性雰囲気での長期浸漬試験の実施状況 (TIG)

環境	部位	分析	対象	H21	H22	H23	H24	H25	H26	H27	H28	H29	期間
80°C vt%ケイ砂	母村単独	全面 腐食	継続										10年
			新規										5年
		水素	継続				→						10年
Χõ		分析	新規										5年
イエ イエ ト/ 1		全面 腐食	継続								•		10年
	t 行		新規										5年
	ぞう	股 火素 分析	継続								•		10年
			新規										5年
钧		全面 腐食	継続		,								10年
1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1	東		新規										5年
80°C	払	水素 分析	継続										10年
¥ ∞ 8	स्प		新規										5年
人工※ 		全面 腐食	継続								•		10年
	付		新規										5年
	。 後 一	水素	継続		;						+		10年
7	<i>1</i> 72	分析	新規										5年

図 5.3.3-4 還元性雰囲気での長期浸漬試験の実施状況 (MAG)

環境	部位	分析	対象	H21	H22	H23	H24	H25	H26	H27	H28	H29	期間
c ケイ砂	母材単独	全面 腐食	継続										10年
			新規										5年
80 wt%		水素	継続										10年
30 X	-	分析	新規										5年
供 +	溶金付	全面	継続								•		10年
Υ' Υ'		腐食	新規										5年
クニゲ		水素 分析	継続								•		10年
			新規										5年
砂	4付 母村単独	全面 腐食	継続										10年
0 Y 7			新規										5年
80° wt%		水素 分析	継続										10年
人工淡水 ルV1 + 30			新規										5年
		全面	継続								•		10年
		腐食	新規										5年
1 1	海溪	水素	継続		>						•		10年
5		分析	新規			_							5年

図 5.3.3-5 還元性雰囲気での長期浸漬試験の実施状況(EBW)

5.3.4 応力腐食割れ

(1) 概要

炭素鋼オーバーパックの腐食シナリオ(図 4.5.1-1)では、期待される寿命達成前に貫通す る腐食要因の一つとして応力腐食割れ(Stress Corrosion Cracking, SCC)を挙げている。SCC は材料、応力、腐食(環境)がある特定の条件になった場合に生じるとされている。環境因子 については、緩衝材間隙水組成の検討で明らかになった溶液種[27]や、オーバーパック周囲の 温度、炭素鋼の SCC に関する既往の報告から、オーバーパック候補材料である炭素鋼で SCC が生起する可能性は低いと評価している。一方で、溶接や熱処理などの熱履歴による金属組織 上の変化が、炭酸塩水溶液中での SCC 感受性に影響を及ぼすという報告エラー!参照元が見 っかりません。や、溶加材による溶接金属部の組成の影響など、材料因子についてはまだ検 討の余地がある。

(2) 応力腐食割れ感受性評価試験

平成 17 年度より引張試験によるオーバーハック溶接部の SCC 感受性を定電位 SSRT(Slow strain rate test)で評価した。特に熱履歴を受けた炭素鋼の SCC に影響をおよぼすとされる炭酸塩に注目し、感受性評価を実施している。平成 17 年度から、SCC が発生する比較的炭酸塩濃度の高い条件 1.5M 炭酸塩溶液中(1.0M NaHCO₃ + 0.5M Na₂CO₃溶液)での母材と溶接部の SCC 感受性及び割れの形態の評価を行い、母材 SCC 感受性が溶接部を上回ることを明らかにした。そして炭酸塩濃度を 0.5M、0.2M と低下させると、母材と溶接部の SCC 感受性も低下し、実際の環境で想定されている炭酸塩濃度[1]では SCC 感受性が消失することが示唆された。この傾向は TIG、MAG、EBW といった溶接手法には因らず、いずれの溶接手法、母材ともに粒界割れ型の応力腐食割れ(Inter Granular Stress Corrosion Cracking, IGSCC)であった。

実際の処分事業では、オーバーパックは緩衝材中に埋設されることを考慮し、平成 20 年度 からは上記の炭酸塩溶液単独環境での試験に、圧縮ベントナイトを共存させた試験を実施した 1.5M 炭酸塩溶液+緩衝材共存環境での試験の結果、炭素鋼母材、熱影響部、溶接金属いずれ の部位でも SCC が確認されたが、その程度は溶液単独の場合よりも低く、緩衝材の存在が SCC 感受性を低減させていることが示唆された。しかしながら、0.5M 炭酸塩濃度が低くなる と、逆に溶液単独での試験結果よりも SCC 感受性が高くなる傾向が確認された(図 5.3.4-1)。 炭酸塩以外の溶液種 (NaCl, Na₂SO₄) +緩衝材共存環境で同様の試験を実施した場合でも試 験片表面に多数のき裂が生じたことから、この現象は緩衝材共存下で定電位 SSRT を行った 場合に発生する可能性がある。SCC 感受性評価手法として適用した定電位 SSRT そのものが 材料の SCC 感受性を高める可能性と、緩衝材が存在する場合は溶液単独の場合と比較して SCC 感受性が高まる可能性の2者が示唆された。

この課題に対し、平成22年度から炭素鋼・緩衝材の界面挙動に注目した検討を開始した。分極による緩衝材中のpHの挙動変化を測定するため、pH測定用のセンサーとしてタングステ

5-29

ンワイヤー(以下 W 線)使用した[20]。試験の結果、炭酸塩濃度の違いによって、分極中の W線の電位変化が異なり、溶液濃度の違いおよび長期間の分極が緩衝材-炭素鋼界面の性状に 影響をおよぼしていることが示唆された。



図 5.3.4-1 EBW 溶接部の応力腐食割れ感受性におよぼす炭酸塩濃度と、緩衝材の影響

これまでの SCC の調査は SCC の生起に注目して実施されており、生起が懸念される場合、 図 4.5.1-1 に示す様に破損に至るシナリオとなる。緩衝材が SCC 感受性を高めることが事実で あるとすれば、炭素鋼を溶接で密閉し緩衝材中に埋設するという現状の人工バリア構成に則った 処分システムが成立しなくなる。

平成 23 度は SCC 発生時の炭素鋼・緩衝材界面の pH 測定に加え、SCC のき裂進展による評価 を見据え、定荷重試験の条件を検討した。その結果、Ir 線を用いた界面性状調査では、pH セン サーの安定性に課題が残るものの、定電位 SSRT 中の界面性状の変化が炭酸塩濃度によって異 なる可能性が示唆された。また、ひずみ制御の定荷重試験による SCC のき裂進展 SCC 評価で は、 o_{UTS} の 90%程度の応力で破断が生じたが、破断が生じた条件から 5kgf 応力を低下させる と破断しなくなった。試験片側面にはクラック状の模様が認められたが、破断の起点となり得る ようなクラックは認められなかった。

SCC 重要要素である応力については、SCC 生起に必要な応力、き裂進展と応力、さらに溶接時に発生する溶接残留応力および PWHT 等の品質改善手法の効果など、評価等を評価する必要がる。このように、オーバーパックの長期健全性をより確かなものにするためには、溶接部の SCC 感受性が母材と同等以上であることを示さなくてはならない。

(3) 定荷重条件によるき裂生起の確認

緩衝材の共存による SCC 感受性の上昇に対して定荷重試験を実施し、初期のクラックの発 生の有無、進展挙動、および全面腐食の状況を調査した。

図 5.3.4-2 に平成 21 年度の SCC 感受性評価試験の成果の一部を示す[20]。この試験では引 張り開始時から感受性が最も高くなる-675mV vs. SCE で分極しながら引張試験を実施し、 16h、40h、64h で中断してクラックの発生を調査した。16hr 以前からクラック(キズ)が発 生しているが、全体的には初期に生起したクラックは大きく進展しないと評価した。言い換え れば、塑性変形の比較的初期からクラックは発生するが、破断時に見られるような激しい割れ は絞り変形後に生じている。このことから、試験の比較的初期にクラックやキズが生じても、 それに進展性がなければ、貫通性の激しい割れまでには至らないことが示唆された。

以上のように、SSRT では載荷の比較的初期からクラックやキズが発生する。その進展性を 確認するために、SSRT で確認された最大引張強さよりも低い荷重にて長時間保持して、初期 クラックの推移を経時的に観察した。



図 5.3.4-2 0.2M 炭酸塩+緩衝材共存下の定電位 SSRT 中断試験[20]

1) 試験方法

· 平型引張試験片

試験片は遠隔溶接高度化開発で製作した円 EBW 溶接試験体の母材部から採取した。試験片の形状・寸法は14B 試験片(JIS Z2201)を参考にして決定し、図 5.3.4-3 に示すような平型引張試験片であり、標点部分の寸法は幅 4mm、厚さ 2mm、有効基準長 20mm とした。溶接試験体に対して、引張軸方向が円筒型溶接試験体の周方向、幅が半径になるように採取した。試験片は母材、熱影響部、溶接金属部からそれぞれ採取した。引っ張り試

験片の形状に加工後、試験片表面を#600まで湿式研磨した。



図 5.3.4-3 SSRT 用引張試験片

・チタンカラムの取付け

ベントナイト (クニゲル V1: クニミネ工業製月布産 Na 型ベントナイト) に 30wt%の ケイ砂 (3 号ケイ砂 (瀬戸産):5 号ケイ砂 (西濠産)) を混合後、含水率を約 11.5%に 調整したものを緩衝材として使用した。圧縮後の緩衝材の乾燥密度が 1.6g cm⁻³になるよ うにチタンカラム内に圧縮後、マスキング済みの試験片をカラムで挟み、チタンボルトで 固定した。



図 5.3.4-4 引張試験用ベントナイトカラム

・SSRT 用電気化学セル

組立てたカラム付試験片を SSRT 用の電気化学セルに取り付け、0.2M 炭酸塩溶液(1M 0.133M NaHCO₃ + 0.067M Na₂CO₃, pH=9.4)中で窒素ガスにて脱気を行いながら室温で 一週間浸漬し、緩衝材に溶液を十分浸透させた。SSRT 用電気化学セルの概略図を図 5.3.4-5 に示す。



図 5.3.4-5 SSRT 用電気化学セル模式図

2) 試験条件

使用した EBW 母材の最大引張強さはおよそ 300kgf であり、定荷重試験での保持荷重 はその9割である 270kgf に設定した。

試験溶液を80℃に加温し、ポテンショスタットでの自然電位の測定と1kgf/minの速度 での載荷を開始した。設定した荷重に到達し荷重や変位が安定したことを確認した後、ポ テンショスタットでの自然電位の測定から-675mVscEの定電位印加へモードを切り替え た。なお、試験開始時間は定電位とした時間ではなく、その前の載荷を開始した段階を基 準とした。保持時間が1週間を超える試験については、溶液の劣化を考慮して約1週間ご とに予熱と脱気を行った0.2M 炭酸塩溶液による液交換を行った。

定荷重試験は所定の時間で中断後、緩衝材から試験片を取り出した。取り出し直後の試 験片の状態を撮影した後、脱スケールし、表面を SEM で観察した。

(4) 試験結果

定荷重状態において試験片に付加された荷重の実績は 268kgf であった。また保持期間の実績は 1d、8d、21d、56d である。いずれの保持期間においても試験片は破断しなかった。

以下に保持期間における荷重と変位、電流の経時変化、および試験片の外観観察、SEM 観察結果を示す。



図 5.3.4-6 経過時間と変位・荷重の関係(保持期間1日)



図 5.3.4-7 経過時間と電位・電流の関係(保持期間1日)



図 5.3.4-8 取り出し直後の試験片の状況(保持期間1日)



表 5.3.4-1 SEM 像: EB4614 [EBW 母材] /緩衝材 (1.6g/cm³) /0.2M 炭酸塩溶液







図 5.3.4-9 経過時間と変位・荷重の関係(保持期間8日間)



図 5.3.4-10 経過時間と電位・電流の関係(保持期間8日間)





図 5.3.4-11 取り出し直後の試験片の状況(保持期間8日間)



表 5.3.4-2 SEM 像: EB4612 [EBW 母材] /緩衝材 (1.6g/cm³) /0.2M 炭酸塩溶液







図 5.3.4-12 経過時間と変位・荷重の関係(保持期間21日間)



図 5.3.4-13 経過時間と電位・電流の関係(保持期間21日間)





図 5.3.4-14 取り出し直後の試験片の状況(保持期間21日間)



表 5.3.4·3 SEM 像: EB4615 [EBW 母材] /緩衝材 (1.6g/cm³) /0.2M 炭酸塩溶液







図 5.3.4-15 経過時間と変位・荷重の関係(保持期間56日間)



図 5.3.4-16 経過時間と電位・電流の関係(保持期間56日間)



図 5.3.4-17 取り出し直後の試験片の状況(保持期間56日間)



表 5.3.4-4 SEM 像: EB4613 [EBW 母材] /緩衝材 (1.6g/cm³) / 0.2M 炭酸塩溶液





(5) 考察

1) 保持時間の影響

各試験(中断時間)での定荷重試験結果の比較を行った。図 5.3.4-18 に試験片の変位(伸び)を比較した(図 5.3.4-19 は開始後 15hr を拡大)。いずれも定荷重に達した直後の変位は 1.9~2.0mm であり、ほぼ同じ値となった。このように定荷重における変位は 1.9~2.4mm 程度の範囲であり、試験片ごとに個体差がある可能性を踏まえると再現性は得られていると考えられる。図 5.3.4-20 にはこれらの結果を変位-荷重曲線として比較したが、いずれの曲線もほぼ一致した。今回の試験条件は、図 5.3.4-20 のように塑性変形領域の比較的初期で保持したが、絞り変形およびその後の破断を開始するような伸びは起こらず、最長で 56 日間継続した範囲では潜伏期間は確認されなかった。

図 5.3.4・21 に電流値の経時変化を比較した(図 5.3.4・22 は開始後 15hr を拡大)。若干の個体差は生じているが、初期に高いアノード電流を示し(400~830µA)、次第に減少していくという全体的な傾向は同じであった。いずれの試料も、開始後 5 日(120hr)~7日(160hr)程度まではアノード電流側であったが、その後は微弱ながらカソード電流側となり安定化した。



図 5.3.4-18 試験片の変位の経時変化の比較



図 5.3.4-19 試験片の変位の経時変化の比較(図 5.3.4-18の初期 15時間を拡大)



図 5.3.4-20 変位-荷重曲線の比較



図 5.3.4-21 試験片の電流値の経時変化の比較



図 5.3.4-22 試験片の電流値の経時変化の比較(図 5.3.4-21の初期 15時間を拡大)

2) 不働態化に関する考察

平成21年度に実施した試験では、0.2M炭酸塩溶液で緩衝材が共存する条件では不働態 化しないことを確認したのに対し、今回の試験では電流がほとんど流れない状態となり、 不働態化と同様の挙動が確認されたことが相違点として挙げられる。平成21年度におけ る試験事例を図5.3.4-23に示す。これらの結果から、64hr(3日)あるいは13,000min (9日)の試験期間ではアノード電流が観測されることから、不働態化はしないと判断し た経緯がある。但しこれらの試験でも指摘しているように、0.2M炭酸塩溶液では今回の 試験と同様に電流が次第に減少する傾向が認められており、長期的にはさらに電流値は減 少するものと推測される。比較的短期間ではアノード電流だけが観測され不働態化しない と判断されるが、分極時間が長くなると、緩慢に電流低下が進行する影響が生じるのもの と推測される。

以上より、今回の定荷重試験では試験期間が長期であるために不働態化と同様の挙動が 確認されたと考えられる。



図 5.3.4-23 0.2M 炭酸塩+緩衝材共存下の定電位 SSRT 中断試験[20]

3) 初期のキズの生成に関する考察

今回の試験後の試験片の側面 SEM 観察では、全面腐食のよるものと考えられる数+μm~ 100μm 程度の粒界を有するフェライト相や一部に層状組織を有するパーライト相が観察され、 クラックがほとんど観察されなかった。図 5.3.4-2 に示した試験では、SSRT 開始 16hr で中断 した際に、クッラクの基点となるようなキズが SEM で観察された。今回の試験では全面腐食が 卓越し、初期にこのようなキズが仮に生じたとしても消滅してしまったと推測される。

今回の試験で観察されたような粒界状の表面が、これまでの類似した腐食試験で生じていなかったかを補足的に確認するために、平成 19 年度に実施した人工淡水中での還元性雰囲気浸漬試験[18]で取り出した EBW 母材、1 年間の浸漬試験片の表面を SEM で観察した。図 5.3.4-24 および表 5.3.4-5 に試験片の状況と SEM 観察結果を示す。これより本試料についても、数十µm 程度のフェライト相や一部に層状組織のパーライト相が観察され、全面腐食が進行した様子が見られた。このような表面は全面腐食がある程度進行していれば、一般的に確認される表面状況であると考えられる。



図 5.3.4-24 還元性浸漬試験の試験片 (EB513) [18]



表 5.3.4-5 EB513 [EBW 母材] / 還元性浸漬試験での試験片[18]

4) SCC の発生に関する考察

今回の試験で推測されたように、0.2M 炭酸塩溶液/緩衝材共存の条件において緩慢で はあるが不働態化が進行するのであれば、むしろその後に応力(荷重)の影響によって応 力腐食割れ(SCC)が発生する可能性が考えられる。開始後 5 日(125hr)~7 日(160hr) 程度以降は微弱なカソード電流となり不働態化が優勢であるが、それよりも長い 21 日間 56 日間においても、粒界割れとなる顕著なクラックやキズは認められなかった。試験開始 初期のアノード電流が優勢な段階で全面腐食が進行し、その後は表面状態がそのまま維持 されたと考えられる。微弱なカソード電流については、窒素バブリングで脱気しているた め、水素発生型のカソード反応が優勢と推測される。以上のように、今回の試験条件は塑 性変形領域の比較的初期で一定の応力を与えたが、最長で 56 日間継続した範囲では不働 態化進行後に SCC の発生は確認されなかった。

5) 溶液単独での SSRT との比較検討

平成 18 年度に実施した SSRT[17]では、炭素鋼は 0.2M 炭酸塩溶液において SCC 感受 性がほとんど認められなかったのに対し、緩衝材共存では発生する可能性が示唆され、緩 衝材による SCC 感受性の増加が懸念された。

今回の結果を含め知見をまとめると、以下のようになる。

- ① 0.2M 炭酸塩溶液/試験片単独の場合 SSRT
- ・SSRT 破断時は延性破面を呈した(SCC 感受性は無いと判断される)
- ② 0.2M 炭酸塩溶液/緩衝材共存:SSRT・定荷重を実施
- ・初期には不働態化は認められず緩慢に進行する
- ・塑性変形初期にキズが生じている可能性はあるが進展性は認められない
- ・SSRT 破断時は比較的大きな割れが観察され、SCC 感受性ありと判断される

これまで実施してきた SSRT は、溶液単独、緩衝材共存のいずれも長くて 6 日程度(破 断時の伸び:約8mm、引張速度:1 μ m/min)で破断している。上記の定荷重とは荷重条 件が異なり厳密な比較は行えないが、SSRT の試験期間では電流低下は起きず、不働態化 までは進行していないことになる。そのため緩衝材共存での SSRT の過程では、絞り変形 の段階で絞り部近傍に新たな割れを発生するか、あるいは初期のキズの一部が荷重増加に より割れにまで進展し、破断に至ったものと推察される(不働態化してから SCC が発生 するという経過はない)。

一方、溶液単独については最終的に SSRT 破断時には延性破面が観察され、SCC は発生 しないことを確認しているが、途中の経過に関する知見がないため、詳細な検討には至っ ていない。恐らく緩衝材共存の今回の推定と同様な経過を取るものと考えられるが、不働 態化の進行の速さによっては全面腐食や初期のキズの発生の程度が異なり、その結果、絞 り変形以降の割れの形状が影響を受けることが推察される。 溶液単独と緩衝材共存とで挙動が相違する要因として考えられることを、以下に列挙す る。

・H21 年度の検討でも指摘しているように、溶液での組成・pH と緩衝材間隙水のそれが 異なることが影響する。

・緩衝材共存の今回の試験では、一部スポット状に未腐食部があった。緩衝材との接触の 不均一性が影響している可能性がある(但し、長期的およびスケール的には影響は少ない と思われる)。

・上述のように初期のキズ等の発生過程が異なり、その結果、破断状態が異なることが考 えられる。

(6) まとめ

EBW 母材/0.2M 炭酸塩溶液/緩衝材共存の条件で、268kgfの定荷重を加えた本試験から、 以下のことが確認された。

- ・ 塑性変形領域の比較的初期の状態で保持したが、絞り変形の開始およびその後の破断に つながるような伸びは起こらず、最長で 56 日間継続した範囲では潜伏期間は確認されな かった。
- 試験の初期に高いアノード電流を示し、全面腐食による粒界状の表面が観察された。観察された金属組織や粒界の大きさについては、過去に実施した浸漬試験試料や金属組織の観察結果と整合するものであった。その後、時間が推移すると微弱なカソード電位で安定となり、不働態化のような挙動を示した。
- ・ 塑性変形の比較的初期からクラックやその基点となるキズが発生するかについては、一
 部の試験において発生が示唆されたが、全面腐食の方が優勢であり、経時的な推移を+
 分に確認することはできなかった。
- ④ ③ことから、塑性変形領域の比較的初期にキズが生成したとしても、その進展性は 低いものと考えられる。破断に関与するような激しい割れは、今回の試験条件よりもさ らに伸びが進展した絞り変形の段階で生じるものと考えられる。
- ・ 不働態化の進行後に SCC の発生は確認されなかった。

5.3.5 閉じ込め性を付与した処分容器の代替材料の検討(チタン)

(1) 背景

オーバーパック周囲の環境は埋設後から変化し、それに伴って腐食挙動も変化すると推定される。HLW 第2次取りまとめにおいて検討されたチタンオーバーパックの腐食シナリオ[1]を図 5.3.5・1 に示す。図中には評価すべき課題も示した。チタンにおいて特に留意すべき腐食形態は すきま腐食と水素脆化であり、これらの現象に対する課題については HLW 第2次取りまとめお よび H17 年取りまとめにおいて網羅的に評価が行われているが、母材に関する検討が主であり、 溶接部についても以下の事項を評価し、母材との比較をする必要がある。

①すきま腐食生起可能性

すきま腐食発生条件

②水素脆化生起可能性

低酸素濃度環境での腐食速度

低酸素濃度環境での水素吸収挙動

水素脆化生起条件と脆化の可能性

(脆化する場合) 亀裂進展条件

溶接部のすきま腐食生起可能性については、平成 19 年度の TRU 廃棄物の処分容器を対象と した『C-14 の長期閉じこめ技術の高度化』において、溶接部を冷間加工+熱処理で模擬した試 験片を用いて評価した[28]。検討の結果、純 Ti (ASTM Gr.1)、Ti-Pd 合金 (ASTM Gr.17)の 加工材について、すきま腐食発生温度-塩化物濃度が TRU の上限環境に重ならないとしている。 HLW で想定している処分環境は TRU のものとは異なるが、このすきま腐食感受性試験は、80℃ の 0.6mol L-1 の塩化物イオンを含む環境で評価しており、HLW で試験環境としている人工海 水に近い環境である。よってチタン複合オーバーパックのすきま腐食感受性試験は当面実施せず、 浸漬試験による腐食速度測定、および水素吸収挙動の評価から開始した。

自然浸漬による腐食速度、および水素吸収挙動については、平成 19 年度より前述の『C-14 の長期閉じこめ技術の高度化』にて、ガラスアンプルを用いた同様の試験を実施しており、冷間 加工や加工後の熱処理が腐食挙動におよぼす影響、およびセメント浸潤溶液を使用した pH の影 響を調査している。本年度は、加工および pH がチタンの耐食性におよぼす影響を評価するため のデータの収集を目的として、チタンアンプルの開封および分析を実施した。



図 5.3.5-1 チタンオーバーパックの腐食因果時系列系統図[1]

(2) 低酸素雰囲気での腐食速度測定

1) 試験方法

• 供試材料

今回長期浸漬試験用の供試材料はASTM Gr.1 である。化学成分を表 5.3.5-1 に示す。

					(mass %)
		Ν	С	Н	Fe	0
	頂部	0.01	0.01	0.002	0.03	0.04
	底部	0.01	0.01	0.004	0.02	0.06
(ASTIVIGET)	規格値	≦0.03	<u>≦</u> 0.08	≦0.013	<u>≦</u> 0.20	≦ 0.15

表 5.3.5-1 供試材の化学成分のミルシート値

・浸漬試験片

容器製作時の加工が腐食挙動および水素吸収挙動におよぼす影響を調査するため、10% 冷間加工材と熱処理により加工影響を除去したものを浸漬した。表 5.3.5-2 にアンプルに 封入されている試験片の形状と数量を示す。

試験片は#800 エメリー紙で表面を研磨した後、窒素雰囲気下で溶液 A および B ととも にガラスアンプルに封入した。試験片の表面積はアンプル1体あたり 120 cm² である。試 験温度は常温、50℃、80℃の3種類、試験期間は 0.5、2.5、6、10 年を目安とした。 A : 0.0143 mol dm⁻³[Ca(OH)₂] + 0.103 mol dm⁻³[NaOH] + 0.106 mol dm⁻³[KOH]

 $\label{eq:B} \begin{array}{ll} B &:& 0.0143 \mbox{ mol } dm^{-3}[Ca(OH)_2] + 0.103 \mbox{ mol } dm^{-3}[NaOH] + 0.106 \mbox{ mol } dm^{-3}[KOH] \\ &+ 0.6 \mbox{ mol } dm^{-3}[NaCl] \end{array}$

材質	試験片の	種類	サイズ	数量 ^{注3)}	加工率	備考
	1) hn T	箔材	t0.1×3×80mm	25	10%	水素ガス発生 吸収測定用
Ti 合金	加工 のみ ^{注 1)}	厚材	t1.45×3×50mm	2	10%	組織観察用
(ASTM Gr.1)	② 加工+	箔材	t0.1×3×80mm	25	_	水素ガス発生 吸収測定用
	熱型 ^{注2)}	厚材	t1.5×3×50mm	2	_	組織観察用

表 5.3.5-2 長期浸漬試験に用いた Ti 合金試験片の一覧

注1) 圧延加工など、力学的影響が加わったもの

注2) 上記を熱処理して加工影響をキャンセルしたもの

注3) アンプル1本当たりの数
2) 試験条件一覧と、本年度の分析対象

製作したアンプルの試験条件の一覧を表 5.3.5-3 に示す。本年度は <u>No.2、No.6、No.9 の</u> <u>アンプル</u>について分析を実施した。

					期					
Run No.	材質	① 加工 のみ	② 加工 + 熱理	溶液	保持 温度	0.5 年	2.5 年	5年	10 年	備考
1	Ti(Gr.1)	0		А	50°C	0				H20 年度分析
2	Ti(Gr.1)	0		А	50°C			0		本年度分析
3	Ti(Gr.1)	0		А	50°C				0	
4	Ti(Gr.1)	0		А	80°C	0				H20 年度分析
5	Ti(Gr.1)	0		А	80°C		0			H22 年度分析
6	Ti(Gr.1)	0		А	80°C			0		本年度分析
7	Ti(Gr.1)	0		А	80°C				0	
8	Ti(Gr.1)	0		А	常温	0				H20 年度分析
9	Ti(Gr.1)	0		А	常温			0		本年度分析
10	Ti(Gr.1)	0		А	常温				0	
11	Ti(Gr.1)		0	А	50 °C	0				H20 年度分析
12	Ti(Gr.1)		0	А	50 °C				0	
13	Ti(Gr.1)		0	А	80 °C	0				H20 年度分析
14	Ti(Gr.1)		0	А	80 ℃				0	
15	Ti(Gr.1)		0	А	常温	0				H20 年度分析
16	Ti(Gr.1)		0	А	常温				0	
17	Ti(Gr.1)	0		В	80 °C	0				H20 年度分析
18	Ti(Gr.1)	0		В	80 ℃				0	
19	Ti(Gr.1)		0	В	80 °C	0				H20 年度分析
20	Ti(Gr.1)		0	В	80 ℃				0	
21	なし	_	_	А	50 °C				0	ブランク
22	なし	_	—	Α	80 ℃				0	フ゛ランク
23	なし	—	—	А	常温				0	フ゛ランク

表 5.3.5-3 加工影響評価のためのアンプルー覧

- 3) 試料の試験後の測定
 - ・アンプル開封および測定手順

アンプル瓶中の発生水素ガス量は、公開特許公報 特開 2000 - 009898 に基づき、「ア ンプル開封 - 水素ガス定量装置(ガスクロマトグラフ)」を用いて測定した。測定手順を以 下に示し、アンプル開封および水素ガス等の測定方法の概要を図 5.3.5-2 に示す。

- ガスクロマトグラフを接続したアンプル開封機内でアンプルをセットし真空引 きする。
- ② アンプル開封機を密封した後、アンプル開封する。
- ③ ガスサンプラーを介してアンプル開封機内のガスをガスクロマトグラフ (TCD-GC)に導入し、水素ガス濃度を分析する。
- ④ 取り出した試験片は、イオン交換水で洗浄・乾燥した後、外観観察、水素濃度 分析および表面分析(SIMS)を行う。



図 5.3.5-2 アンプルの開封および水素ガス等の測定手順の概要

試料の試験後の測定項目および測定方法を以下に示す。

① 水素ガス発生量

水素ガス発生量は、アンプル開封後に開封機内の水素ガスをガスクロマトグラフを 用いて分析した。装置及び測定条件を以下に示す。

- ・装置:島津製作所製 GC-2014AT (TCD-GC)
- ・カラム:パックドカラム(固定相:モレキュラシーブ)

[・]測定方法

- ・キャリアガス:Ar
- ・カラム温度:60℃
- ② 試験片の外観観察

アンプル開封後、試験片を取り出し、イオン交換水で洗浄後乾燥し、試験片の外観 観察を行った。

③ 試験片の水素吸収量

チタン及びチタン合金中の水素定量方法 JIS H 1619-1995 に基づき、不活性ガス 融解 - ガスクロマトグラフ法を用いて、試験片中の水素濃度を分析し、試験前の水素 濃度との差から水素吸収量を算出した。分析装置および測定条件を以下に示す。

・装置:Leco 社製 RH404

- •融解方法:高周波加熱炉融解
- ・分離カラム:パックドカラム(固定相:モレキュラシーブ)
- ・キャリアガス:Ar

④ 試験片の水素濃度分布

試験片表面からの深さ方向の水素濃度分布を 2 次イオン質量分析法 (SIMS; Secondary Ion Mass Spectrometry) を用いて分析した。分析装置および測定条件を以下に示す。

- ・装置 : CAMECA 製 IMS7F 型
- ・1次イオン条件: O_2^+ , 8keV,約500nA
- ・照射領域 :約 150×150 µ m
- 分析領域 :約 φ 30 μ m
- 1次イオン極性:正
- ・スパッタ速度 :約 30nm/sec.
- ・分析深さ : 6µm以上

(3) 測定結果

1) 試験片の外観観察結果

図 5.3.5-3 に 6 年間浸漬験後の試験片の外観状況を示す。各試験片とも金属光沢を呈しているが、温度が高くなるほど白色の付着物が多くなっている。白色の付着物は、Ca 系の化合物と考えられる。



図 5.3.5-3 試験後の Ti 試験片の外観

2) 水素ガス発生量測定結果

アンプル瓶中の発生水素ガス量測定結果を表 5.3.5-4 に示す。また、発生水素ガス量か ら算出した水素ガス発生率および等価腐食速度を表 5.3.5-4 に併せて示した。ここで、水 素ガス発生等価腐食速度はチタンの腐食反応として(1)式を仮定して算出した。

 $Ti + 2H_2O \rightarrow TiO_2 + 2H_2 \uparrow$ (1)式

水素ガス発生等価腐食速度を図 5.3.5-4 に示す。水素ガス発生量から求めた等価腐食速度 は 0.5 年では約 2~7×10⁻⁴ μ m の範囲にあり、2.5 年経過後の水素ガス発生量から求めた 等価腐食速度は 1.4×10⁻⁴ μ m (No.5) であり、同一条件の 0.5 年 (Run No.4) における 等価腐食速度の 1/3 以下に低下していた。これに対して、6 年経過後の水素ガス発生等価 腐食速度は、約 2~7×10⁻⁵ μ m の範囲にあり、0.5 年および 2.5 年経過後より更に低下し ており、0.5 年後に対して約 1 桁小さくなっている。

0.5 年の試験では、試験温度の上昇とともに水素ガス発生量が多くなり、加工のみ材に 比べて加工+熱処理材の水素ガス発生量が大きくなる傾向が認められたもののその差は小 さかった。今回の6年の試験においても0.5年と同様に温度依存性が認められる。

	試験材			泪座	試験	水素ガス	水素ガス	水素ガス	水素ガス発生
No.	No. 材質 表面積 溶液 ((cm ²)		^{価度} (℃) 期間 (日)		完生重 (ml) [0℃,1atm]	発生量 (g)	発生率 (ml/m²·y)	等価腐食速度 (µm/y)	
No.1	加工のみ	120	А	$50^{\circ}\!\mathrm{C}$	180	8.8E-3	7.9E-7	1.5E+0	3.6E-4
No.2	加工のみ	120	А	$50^{\circ}\!\mathrm{C}$	2170	1.3E-2	1.2E-6	1.8E-1	4.4E-5
No.4	加工のみ	120	А	80°C	180	1.2E-2	1.1E-6	2.1E+0	5.0E-4
No.5	加工のみ	120	А	80°C	910	1.8E-2	1.6E-6	5.9E-1	1.4E-4
No.6	加工のみ	120	А	80°C	2170	2.2E-2	1.9E-6	3.1E-1	7.3E-5
No.8	加工のみ	120	А	常温	180	6.4E-3	5.7E-7	1.1E+0	2.6E-4
No.9	加工のみ	120	А	常温	2170	7.2E-3	6.5E-7	1.0E-1	2.4E-5
No.11	加工+ 熱処理	120	А	50°C	180	9.7E-3	8.7E-7	1.6E+0	3.9E-4
No.13	加工+ 熱処理	120	А	80°C	180	1.3E-2	1.2E-6	2.2E+0	5.2E-4
No.15	加工+ 熱処理	120	А	常温	180	7.3E-3	6.5E-7	1.2E+0	3.0E-4
No.17	加工のみ	120	В	80°C	180	1.2E-2	1.1E-6	2.0E+0	4.9E-4
No.19	加工+ 熱処理	120	В	80°C	180	1.7E-2	1.5E-6	2.8E+0	6.7E-4

表 5.3.5-4 アンプル中の発生水素ガス量測定結果および等価腐食速度



図 5.3.5-4 水素ガス発生等価腐食速度

3) 試験片の水素吸収量測定結果

チタン試験片中の水素濃度分析結果を表 5.3.5-5 に示す。また、水素吸収量から算出し た等価腐食速度を表 5.3.5-5 に併せて示した。ここで、水素吸収等価腐食速度はチタンの 腐食反応として(2)式を仮定して算出した。

 $Ti + 2H_2O \rightarrow TiO_2 + 4H$ (2)式

水素吸収生等価腐食速度を図 5.3.5⁻⁵ に示す。水素吸収量から求めた等価腐食速度は 0.5 年ではいずれも約 1~4×10⁻² μ m の範囲にあった。2.5 年経過後の水素吸収等価腐 食速度は 8.4×10⁻³ μ m であり、同一条件の 0.5 年 (No.4) における等価腐食速度の約 1/3 に低下していた。これに対して、6 年経過後の水素ガス発生等価腐食速度は、約 2 ~4×10⁻³ μ m の範囲にあり、0.5 年後の 1/6~1/10 程度となっている。水素吸収生等 価腐食速度はいずれも水素ガス発生等価腐食速度に比べ約 2 桁大きい。なお、0.5 年 試験では、試験温度の上昇とともに水素吸収量が多くなり、加工のみ材と加工+熱処 理材で顕著な差は認められなかった。溶液組成の影響については、0.5 年では溶液 B の水素吸収量が多い傾向が認められるが、更に長期的な評価が必要と考えられた。

No.	試験材 材質	溶液	温度 (℃)	試験 期間 (日)	水素 濃度 (ppm)	水素 吸収量 (ppm) ^{注1)}	試験片 重量 (g)	水素 吸収量 (g)	単位面積 当たりの 水素吸収量 (g/cm ²)	水素吸収等 価腐食速度 (μ m/y)
No.1	加工のみ	А	50°C	180	26	17	2.6338	4.5E-5	3.7E-7	2.0E-2
No.2	加工のみ	А	50°C	2170	42	33	2.7255	9.0E-5	7.5E-7	3.4E-3
No.4	加工のみ	А	80°C	180	31	22	2.6171	5.8E-5	4.8E-7	2.6E-2
No.5	加工のみ	А	80°C	910	45	36	2.6202	9.4E-5	7.9E-7	8.4E-3
No.6	加工のみ	А	80°C	2170	57	48	2.7022	1.3E-4	1.1E-6	4.8E-3
No.8	加工のみ	А	常温	180	20	11	2.6946	3.0E-5	2.5E-7	1.3E-2
No.9	加工のみ	А	常温	2170	31	22	2.6738	$5.9\mathrm{E}\text{-}5$	4.9E-7	2.2E-3
No.11	加工+ 熱処理	А	50°C	180	32	16	2.7058	4.3E-5	3.6E-7	1.9E-2
No.13	加工+ 熱処理	А	80°C	180	41	25	2.7146	6.8E-5	5.7E-7	3.1E-2
No.15	加工+ 熱処理	А	常温	180	26	10	2.7129	2.7E-5	2.3E-7	1.2E-2
No.17	加工のみ	В	80°C	180	36	27	2.7895	7.5E-5	6.3E-7	3.4E-2
No.19	加工+ 熱処理	В	80°C	180	47	31	2.7211	8.4E-5	7.0E-7	3.8E-2

表 5.3.5-5 チタン試験片中の水素濃度分析結果および等価腐食速度

注1)水素吸収量は、試験前水素濃度(加工のみ:9ppm、加工+熱処理:16ppm)を差し引いた 値



図 5.3.5-5 水素吸収等価腐食速度

水素ガス発生量および水素吸収量から求めた等価腐食速度および水素吸収率を表 5.3.5-6 に示す。水素吸収率は温度、加工・熱処理、溶液組成によらずほぼ 98~99%で一定である ことが分かる。また、0.5 年~6 年で顕著な変化は生じていない。

表 5.3.5-6 水素ガス発生量および水素吸収量の等価腐食速度および水素吸収率

No.	試験材 材質	溶液	温度 (℃)	試験 期間 (日)	水素 吸収量 (ppm)	水素ガス 発生量 (ml) [0℃ 1atm]	等価腐食 水素吸収	速度 (µ m/y) 水素ガス発生	水素 吸収率 (%)
No.1	加工のみ	А	50°C	180	17	8.8E-3	2.0E-2	3.6E-4	98.3
No.2	加工のみ	А	50°C	2170	33	1.3E-2	3.4E-3	4.4E-5	98.7
No.4	加工のみ	А	80°C	180	22	1.2E-2	2.6E-2	5.0E-4	98.1
No.5	加工のみ	А	80°C	910	36	1.8E-2	8.4E-3	1.4E-4	98.3
No.6	加工のみ	А	80°C	2170	48	2.2E-2	4.8E-3	7.3E-5	98.5
No.8	加工のみ	А	常温	180	11	6.4E-3	1.3E-2	2.6E-4	98.1
No.9	加工のみ	А	常温	2170	22	7.2E-3	2.2E-3	2.4E-5	98.9
No.11	加工+ 熱処理	А	50°C	180	16	9.7E-3	1.9E-2	3.9E-4	98.0
No.13	加工+ 熱処理	А	80°C	180	25	1.3E-2	3.1E-2	5.2E-4	98.3
No.15	加工+ 熱処理	А	常温	180	10	7.3E-3	1.2E-2	3.0E-4	97.6
No.17	加工のみ	В	80°C	180	27	1.2E-2	3.4E-2	4.9E-4	98.6
No.19	加工+ 熱処理	В	80°C	180	31	1.7E-2	3.8E-2	6.7E-4	98.3

4) 試験片の水素濃度分布測定結果

SIMSにより溶液Aに6年間浸漬したチタン試験片の水素濃度分布を図 5.3.5-6に示す。 なお、図中には 0.5 年と 2.5 年浸漬試料の分析結果も比較して示す。いずれも最表面層の 水素濃度が非常に高く、この水素はおそらく酸化膜中の水素(水酸化物等に起因するもの) と考えられる。80℃では継時的に水素濃度が増加した。また、6 年間の浸漬試験材は、温 度が高くなるほど水素濃度が高くなっていることが分かった。



図 5.3.5-6 SIMS による浸漬試験後のチタン試験片の水素濃度分布分析

(4) まとめ

Ti 合金の長期腐食挙動を把握するために、6 年浸漬後の水素ガス発生量、試験片の水素吸収量測定、表面分析および溶液の分析を行った結果、以下のことが分かった。

- ✓ 水素ガス発生量から求めたチタンの等価腐食速度は、6年では常温~80℃で、約2~7× 10⁻⁵µmとなり、温度依存性が認められた。また、0.5年後の等価腐食速度に比べの1桁 程度低下した。
- ✓ ② 水素吸収量から求めたチタンの6年後の等価腐食速度は、約2~4×10⁻³ µ m となり、 温度依存性が認められた。また、0.5年の等価腐食速度の約1/6~1/10となった。
- ✓ 6年後の水素吸収率は、約98%~99%であり、0.5年および2.5年と顕著な差は認められ なかった。
- ✓ 6年後の試験片は、金属光沢を呈したままであったが、温度が高くなると白色の付着物が 認められた。
- ✓ SIMS による水素濃度分布の分析結果より、80℃では継時的に水素濃度が増加し、6年浸 漬試験材は、温度が高くなるほど水素濃度が高くなった。

- 5.3.6 単純系での腐食試験まとめ
 - (1) 平成 25 年度の成果
 - 1) 酸化性雰囲気での浸漬試験

Ni を 0.15%添加した改良溶接材料 B について溶接試験体の自然浸漬試験を実施し、溶 接部の選択腐食に対する品質改善効果を確認した。浸漬 365 日間の試験片を評価した結果、 HLW 第 2 次取りまとめで示された母材の最大腐食深さの推定値、従来材料を使用した MAG 溶接部の最大腐食深さを下回り、改善効果が確認出来た。しかしながら昨年度実施 した浸漬 400 日間の結果と大きな差が生じたことから、自然浸漬試験の結果のみで工学的 対策の効果を評価するには、試験点数を増やすなどの更なる対応が必要と考えられる。今 後は溶接試験体の材料因子に着目した腐食メカニズムの観点からの評価を実施し、品質改 善手法の妥当性を提示することが必要である。

2) 還元性雰囲気での浸漬試験

本年度は長期浸漬試験の維持・管理を実施した。現在実施中の還元性雰囲気での浸漬試 験は、最長 10 年間の腐食挙動および腐食に伴う水素吸収挙動の取得を目的として実施し ている。しかしながらオーバーパックに期待される閉じ込め期間である 1000 年間と比較 すると、ごく初期の腐食挙動を把握したに過ぎない。今後は長期浸漬試験の適切な維持管 理を実施すると共に、溶接試験体の材料因子に着目した腐食メカニズムの観点からの評価 も実施することが重要である。

3) 応力腐食割れ

緩衝材中における定荷重条件下での SCC の生起を確認するため、引張強さ付近まで予め 荷重を付与した状態から定電位分極を実施した。最長 56 日間の定荷重試験中には試験片 は破断しなかった。試験後の表面観察の結果は還元性雰囲気の浸漬試験片と同等であり、 クラックの発生より、溶解が優先的に生じたことが示唆された。

4) 代替材料の耐食性評価

Ti 合金の長期腐食挙動を把握するために、6年浸漬後の水素ガス発生量、試験片の水素 吸収量測定、表面分析および溶液の分析を行った。腐食に伴って発生した水素のおよそ 99%がチタン鋼中に吸収されることがわかった。また水素ガス発生量および水素吸収量か ら求めたチタンの6年後の等価腐食速度は温度依存性が認めら、初期の腐食速度である0.5 年の等価腐食速度のと比較して約1/6~1/10となった。 (2) 単純系での腐食試験の5ヵ年計画

平成16年度より開始した単純系での腐食試験では、HLW第2次取りまとめで示された母 材の腐食シナリオから検討項目を抽出し、溶接部の腐食挙動に係わる知見を整備した。これま での検討で溶接部の腐食に係わる一連の知見を体系的に提示し、現在はより長期の腐食挙動の 把握に向けた浸漬試験を継続適時実施している。5年間の基本的な実施内容は試験の適切な維 持管理である。今後は複雑系での腐食試験、溶接試験体の材料因子に着目した腐食メカニズム 解明のための腐食試験に、検討対象を移行させる。

しかしながら単純系での腐食試験は着目した腐食挙動をより明確に評価することが出来る 利点もある。次年度より本格的に開始する複雑系での腐食試験において、これまでの検討では 明るみにならない新たな課題が抽出された場合、実験室規模の単純系での腐食試験で取扱う。

5.4 複雑系の腐食試験

- 5.4.1 背景および目的
 - (1) 概要

前項 5.3 で述べた単純系でのオーバーパック溶接部の耐食性評価試験は、溶接試験体から 採取した小型の試験片を用いて実施され、検討項目は第 2 次取りまとめ[1]にて示されたオー バーパック母材の腐食シナリオを基本としたものである。また、着目した腐食現象をより明瞭 とするために試験は主に溶液環境で実施され、緩衝材が共存する場合は緩衝材を溶液で飽和さ せた後に試験が行なわれた。これらの試験は想定される地下処分環境と比較して小型かつ均 ー・単純な試験系で取得された知見に基づいた評価となっている。以上の状況に対して本項で は、溶接部を含むオーバーパックの品質評価の信頼性の向上のために、実際のオーバーパック や想定される地下処分環境を考慮した、より実環境に即した複雑系の試験系によるオーバーパ ックの腐食健全性に関するデータの取得を行い、長期健全性評価モデルの構築、モデルを裏付 けるデータの拡充、理論的説明の付与に資する。

しかしながら複雑系でのオーバーパックの腐食挙動に係わるデータ取得においては、考慮す べきパラメータの数が膨大であるばかりではなく、複雑系でのデータ取得のための試験装置の 信頼性についても十分に確認されていない。そのため試験開始に先立ち、試験装置および計測 技術、試験条件を適切に設定するための地上における予備的試験を実施し、その結果を適切に 地下試験計画及び装置設計・製作に反映させることが重要である。

(2) 平成 25 年度の実施内容

(1)に述べた背景を受け、本年度は地上施設および地下施設での試験計画を立案し、試験条件選定のための予備試験、試験装置の基本設計、および模擬オーバーパックの製作を実施した。

5.4.2 複雑系での試験の位置付け

5.2.2 にてこれまでに実施した実験室規模の単純系での腐食試験で得た知見と、実際の処分 事業におけるオーバーパックで想定される現象の違いにおよぼす条件を整理した。そして 5.2.3 にて単純系と複雑系の腐食試験の位置付けを述べた。複雑系での腐食試験は以下に挙げる3つの 試験を軸として設定した。

(1) 工学規模試験

複雑系での腐食試験の主軸となる試験である。試験片は数十 cm 以上とし、実処分環境にお けるオーバーパック溶接部の腐食挙動を把握することを目的とする。地下調査施設を活用し、 実際の岩盤に人工バリアシステムを構築し、原位置における腐食挙動評価を行う。地下調査施 設において試験を実施するにあたり、試験系設置の技術的な困難さと共に、複数の現象が複雑 に絡み合い現象理解は容易ではないことが想定される。このため、地下環境下での実験系に加 え、地上において地下試験条件を摸擬し制御した地上施設での試験を並行して実施する。地上 施設での試験は、試験装置構成を地下施設と同一とし、環境を制御して実施する。この地下と 地上の「工学規模試験」を並行して行うことにより地下環境の複雑条件と環境制御の可能な地 上試験の双方の比較と試験条件の補完を行う。

試験の実施に際しては取得すべき情報を整理した上で、地下施設で実施する試験の意義を考慮し優先的に試験の目的として設定する。この際に検討対象から除外した項目については、後述する小規模要素試験にて補完するものとする。

なお工学規模試験のうち、地下施設における溶接部腐食試験は公益財団法人 原子力環境整備促進・資金管理センターが独立行政法人 日本原子力研究開発機構(JAEA)との共同研究 「平成25年度 地下施設を利用したオーバーパック・緩衝材の施工品質の確証に関する研究」 にて幌延深地層研究センターの地下350mの調査坑道での試験を想定して計画を策定した。

(2) 小規模要素試験

地下試験設備と同一規模の試験系で実施する試験とは別に、試験対象、試験目的により試験 条件を変えた試験を実施する。例えば摸擬オーバーパックの長手方向の寸法を短くした試料を 用いたりした試験系などを多年度に渡りシリーズ化して実施、複雑系での腐食挙動の現象理解 促進に努める。試験条件は「温度」、「水理」、「pH」、「Eh」などの時間的変遷を考慮し て設定する。

(3) 地上ラボ試験

地下調査施設での試験については、その試験系設置の技術的な困難が想定される。そこで地 下試験開始に先立ち、地上における予備試験を実施し、その結果を適切に地下試験計画及び装 置設計・製作、および環境条件の設定に反映させることを目的として実施する。

腐食モニタリングシステム検証試験として、実地下環境における腐食試験で適用可能で、オ ーバーパック(もしくは候補材料)の挙動を直接計測する技術について、各研究機関の提案す る腐食計測法を調査し計測性能、性能の改善、センサー劣化時の対応等を実施しつつ、それら の長期性能を確認する。

試験条件の設定の妥当性および試験装置系の信頼性提示し、工学規模試験ならびに小規模要 素試験の試験結果の評価に資する。 5.4.3 工学規模試験

(1) 地上施設での腐食試験の位置付け

地上試験では、地下施設の試験系を模擬することで、「地下試験で得られたデータの検証」 を行う。合わせて地下試験条件模擬による「地下試験設備の設計・製作に資するデータの取得」 も実施する。

- 1) 地下試験で得られたデータの検証
- a. 地下試験装置の動作確認

最初に、地下試験と同じ装置仕様で試験条件を合わせた地上試験を開始し、地下試験装置を製作・設置のための課題を抽出する。また、地下試験で使用する機器の性能を確認する。

b. Eh の影響

地下施設の試験では、地下水組成等のパラメータを振ることが難しいが、地上での試験 では、Eh が地下での試験ほど下げられないので、両者を比較することで、Eh の影響が 明らかになると考えられる。

c. 地下水組成の影響

Eh 以外に、腐食に影響を及ぼすと想定される因子としては、①地下水中の塩素イオン 濃度、②炭酸イオン濃度が上げられる。これらの詳細な影響は小規模試験でも検証できる と考えられるので、地上試験では、想定される処分環境を模擬し、海水系や降水系地下水 を想定した試験を実施する。

d.温度の影響

実際の高レベル廃棄体は発熱していることを考慮し、80℃程度での試験も実施する。 なお試験温度および昇温については、緩衝材の再冠水挙動にも考慮して設定する。

2) 地下試験設備の設計・製作に資するデータの取得

地下試験設備の設計・製作するためには、少なくとも以下のデータを地上で取得する必要 があると考えられる。

a. 注水装置の性能確認

地下再冠水後の腐食環境を再現するためには、緩衝材を地下水で飽和させなくてはなら ない。短期間で緩衝材を飽和させるため、注水装置を設計製作する。注水試験装置の性能 を確認するため図 5.4.3・1 に示すような実規模の試験装置を作製し、その性能を確認する。 注水管は、多孔質管を使用し、ポンプで送水する。緩衝材の飽和度を確かめるために、含 水率測定用のセンサを設ける。注水による、内圧の上昇を抑制するためベントを設置する。 また将来、加熱システム導入時にも、水蒸気を逃がすためのベントが必要となるので、そ の実証も兼ねる。

b. 腐食環境を模擬するためのシステム設計 実際の高レベル廃棄体は発熱していることを考慮して腐食環境を設定することを目的 として実施する地上ラボ試験の結果を反映させたシステムを組み込み、その実証を行う。



図 5.4.3-1 地下試験を模擬した地上試験装置のイメージ

c. 地下での腐食をモニタリングするためのシステム設計及び性能確認

地下でのモニタリングシステムとして、地上ラボ試験の腐食モニタリングシステム検証 試験の結果を踏まえ、3電極法等の性能を確認する。また、大学機関等との連携により、 モニリングシステムに関して得られた新たな知見を組み込んだ、地上試験装置を作製して その実証を行う。

平成 25 年度は、地上ラボ試験での実証が難しい、「a 地下再冠水後の腐食環境を再現す るための注水装置の性能確認」を実施する。なお、「b オーバーパックの発熱を模擬するた めの、加熱システムの設計」および「c 地下での腐食をモニタリングするためのシステム設 計及び性能確認」は、後述する 0 地上ラボ試験 腐食環境影響評価試験及び腐食モニタリン グシステム検証試験の結果を踏まえて検討するが、腐食環境を模擬する水分センサの性能確認 は平成 25 年度に実施する。 (2) 地下調査施設での腐食試験の位置付け

1) 地下調査施設での試験の位置付け

地下の実証試験場については、"OECD/NEA 2001, The Role of Underground Laboratories in Nuclear Waste Disposal Programmes" において以下のように示されている[30]。

人工的な地層処分の概念は、長寿命の放射性廃棄物を長期にわたり安全に管理するため に開発されたものであり、この概念では、地下深部の処分場に廃棄物を処分し安全に廃棄 物を隔離することによって人間と環境を守るものである。この概念は、その他のオプショ ンも考慮することを含め、広範囲の協議のもと出来上がってきた。長期的に安定で、廃棄 物処分施設が建設でき、人工的な長期の安全性能を保ち、放射能の漏えいを防ぐ、あるい は減少させる可能性があるかどうかという観点で地質層をホストとして選ぶ。人工的なシ ステムは自然の地質バリアを補い、物理化学的に廃棄物を封鎖することを第一の目的とす る。全体のシステムは受動的に長期にわたり安全であるよう設計し、未来の世代への負荷 を最小限にすることを目指すものとする。しかし再確認の目的で、処分場が閉鎖された後 もしばらくはサイトを監視し、計測を継続していく予定となっている。

実施する上では実施主体、規制側、科学者・工学者、政策決定者、一般市民が満足する ところまで実現性や安全、解決策の妥当性を説明する必要がある。このために、鍵となる 技術的な要素についての知見や実施主体が用いる意思決定過程での信頼度を高めつつ、計 画を見直し開発を認可していく必要がある。その中でも、複雑な自然・人工のシステムの 挙動を未来に向かって長い間予測する上で含まれる不確実性を考慮に入れ、処分場の安全 性に関して、全ての関係者に自信を抱かせるような議論をすることが不可欠である。

全ての国家放射性廃棄物処分プログラムにおいて予想されるキーエレメントは、1 つも しくは複数の地下施設を建設することで、地下施設では、特性調査、試験、技術開発、実 証活動が行われる。このような施設は一般的に地下研究施設あるいは URL1 として知られ ている。URL は、処分施設の設計、建設、処分場の開発のいろいろなステージで明示しな ければならないセーフティケースの開発上必要となる科学情報、技術情報や実用的な経験 を提供するために必要不可欠のものである。

また URL は、放射性廃棄物地下処分場の開発支援の目的で、地質特性調査、試験、技 術開発、実証等を行う地下施設の総称である。どの処分場でも地質特性調査は必要で実施 されることから、この資料の定義に基づけば全ての処分場は URL の一部とみなせる。URL には、大型で複雑な研究プログラムを何年も継続して行う目的の決まった施設もあるし、 既存の地下空洞の隣でごく特定の調査を行う非常に簡単な施設もある。これらは国家事業 として処分場建設に適切とみなされる花崗岩、岩塩、粘土・頁岩、火成凝灰岩などの岩の 中に構築される。廃棄物処分として深さは地下数 100mから 1,000m が多いが、場合によ ってはそれより浅いこともある。 URL は地層処分の自然・人工バリアの性能をコントロールする水理、熱、力学、化学、 生物学的特性や連成プロセスを理解する基礎となる。URL はまた、処分場の建設・操業・ 閉鎖に必要な技術の開発やその技術と全体的な処分コンセプトを専門家にも一般人にも示 す。URL は、人工バリアやモニタリングシステムの長期性能を検証するのに用いるばかり でなく、廃棄物回収技術の実証にも用いられる。大切なのは、地表からの調査や室内試験 と比較して、URL は現実的な地層処分場の地質環境を提供できることである。

一度確立されると、URLは処分場開発に関する研究・開発・実証プログラムの焦点となる。URLはまた、国際協力プロジェクトでの実施もあり得る。

URL は国家の廃棄物処分プログラムの根幹をなし、最終処分場のセーフティケースを基礎とする戦略的な要素に対して、重要で時にはクリティカルな技術経験や知見、自信を提供する。安全を確保しそれを示す作戦は、科学と工学により推進され、開発が必要となる3つの連関した要素から構成される。

 ・ 処分場選定・処分システム設計: 好ましい隔離特性を有する岩盤内処分場の選定、地質 環境と整合した耐久性のある長寿命廃棄物容器の開発、強固な人工バリアの開発。

・ 科学的・工学的支援:設計に必要な情報取得・特性の検証、処分システム性能の評価を 可能にする綿密な工学的・科学的調査プログラムの組織とその運用。

・ 安全評価:将来考えられる可能なシナリオに対して、処分場の性能と安全を理論的に評価できる機器の開発。

プログラム間で用いる用語は多少異なるが、上記 3 つの目標達成のために URL で行われる活動に関する用語は広義の意味で以下のように定義できる。

・地質構造特性把握:母岩の地質・水理地質・地球化学・地質構造・力学物性について、
母岩が与えた変化にどう反応するかについての基本事項を理解するための原位置調査であり、安全評価に必要なデータを提供する。

・試験(以下を含む広い意味で):将来の調査において適用可能性や信頼性を判断するために行う特性調査の手法がどのくらいの性能を有するかを評価。処分場の開発で用いられる可能性がある人工バリア材料や掘削工法の検証、処分場システムの性能やその個々の要素を評価するために用いる概念モデル、数値モデルの検証。

・ 技術開発:機器や工法の開発、特性調査、試験、処分場建設、廃棄物の定置(及び回収)、 人工バリアの建設、処分場閉鎖に関する専門技術の開発。

・実証:実物大あるいは小型模型を用い、実際の処分場条件もしくはシミュレートした処分場条件で処分場設計の実現可能性を説明すること。また、例えばシーリングや廃棄物定置・回収方法の実証も含め、処分場の擁するさまざまな要素の挙動や性能を説明すること。

「実証」には、必要な認可が得られている実廃棄物の試験処分も含まれる。このように、 URL の活動は基本的な研究から廃棄物処分施設のパイロット版開発まで多岐にわたって いる。

平成 24 年度までのオーバーパック溶接部の耐食性評価試験は、実験室における均一・ 単純系の腐食試験を主としているが、試験環境や試験片の大きさなどが実処分環境と比較 して大きく異なる。これまでに遠隔操作技術高度化開発で整備したオーバーパックの製作 手法の妥当性の評価や、オーバーパックの腐食健全性評価の信頼性の向上のためには、実 処分環境でのオーバーパックの腐食挙動を把握することが重要である。しかしならが、わ が国では処分場の候補地が決まっておらず、これまでの耐食性評価試験はわが国における 代表的な地下水組成、およびその地下水と化学平衡状態の緩衝材間隙水組成に対して実施 されてきた。OECD/DEA2001 レポート、ならびに平成 24 年度までの成果を踏まえ、本 調査で実施する地下調査施設での試験の目的は、前述の「試験」「技術開発」「実証」が 妥当であると考えられる。

2) 地下調査施設での腐食試験の前提条件

このような URL における目的を達成するため、地下調査施設でのオーバーパック溶接 部の腐食試験は、独立行政法人日本原子力研究開発機構(以下、原子力機構) 幌延深地 層研究センターに整備される地下 350m の調査坑道(以下、幌延 URL)を試験場所として 設定した。

試験条件等は原子力機構が計画する"人工バリア性能試験"および"オーバーパック腐 食試験"(試験の詳細については、『幌延深地層研究計画 地下研究施設整備(第Ⅱ期) 等事業 要求水準書(H22.8.20改訂版)』(以下、要求水準書)[31])を参考とした。図 5.4.3-2 に幌延 URL で実施予定のオーバーパック腐食試験の寸法、および装置構成を示す。ただ し本研究の検討の目的、立案した全体計画を満足するために試験は実施するものとする。

幌延 URL において計画する試験の前提条件を示す。

- ・試験の実施のための試験孔は要求水準書に記載のある直径 550mm、深さ 1,500mm を 1 体とする。掘削方法は原子力機構の方法を踏襲する。
- ・原子力機構が実施するオーバーパック腐食試験は、コンクリート製支保を設置して実施 されるため、対照実験の位置付けとして裸孔で試験を実施する。

・模擬オーバーパックは直径 100mm、長さは実規模スケールのオーバーパック相当とする。模擬オーバーパックは鍛造で製作し、溶接部の腐食挙動を評価するため、遠隔操作技術高度化開発で整備した溶接手法を用いて溶接線を付与する。

・緩衝材は HLW 第2次取りまとめに示されたリファレンスケースの仕様の緩衝材とし、 ブロック施工により設置する。



図 5.4.3-2 幌延 URL で実施予定のオーバーパック腐食試験の詳細図[31]

幌延 URL で実施する試験の計画および試験装置の基本設計においては、上記前提条件に 留意して進めた。また地上施設で実施する工学規模試験についても、地下施設で実施する 腐食試験との比較を前提としているため、試験装置の規模、装置構成などを揃える必要が ある。そのため、地上施設/地下施設で実施する試験設備の基本設計は統一し、地上施設 で実施する試験は地下施設で実施する試験の予行的な意味合いも持たせる。 (3) 幌延 URL における試験孔の掘削

1) 掘削箇所

幌延 URL における試験位置は、原環センターと原子力機構の協議・調整の結果、地下・350m 調査坑道に位置する、試験坑道5に決定した。幌延 URL における地下・350m 調査坑道平面図 を図 5.4.3-3、試験坑道5の試験孔レイアウトを図 5.4.3-4 に示す。



図 5.4.3-3 験坑道 5 位置図(左:地下研究施設鳥瞰図、右:350m 坑道平面図)



図 5.4.3-4 試験坑道5 平面図

2) 試験孔の形状・仕様

試験孔の形状・仕様は、幌延 URL で実施する試験の前提条件、および試験坑道5の掘 削工事の際に判明した岩盤の性状等を参考に図 5.4.3-5 に試験孔の形状を示す。



図 5.4.3-5 試験孔の形状

試験孔の仕様をは以下のように設定した。

試験孔の直径は550mm(仕上り)の裸孔とする。オーバーパック溶接部腐食試験用の試験 孔の掘削深さは、路盤コンクリート下の掘削ズリのガラを人力撤去・清掃した地盤高から 1,500mm とし、孔数は1孔とする。なお、試験孔掘削前の準備として、試験坑道5のて 路盤コンクリートの一部を撤去し、図 5.4.3-5 に示した孔壁保護用のコンクリートを打設 する。また、試験孔掘削後に、路盤コンクリート上の水の孔内への流入、掘削ガラの孔内 への落下を防ぐ構造とし、孔壁の崩落による試験孔埋没防止のため、保護管等により孔壁 保護されているものとする。

試験坑道5におけるオーバーパック溶接部腐食試験用の試験孔の位置は試験装置の搬入 作業等を考慮し、坑道中央から南側へ490mmの位置とした(図 5.4.3-5)。

なお、地下施設で実施する緩衝材のパイピング・エロージョン試験で使用する試験孔に ついても、合わせて掘削した。



図 5.4.3-6 試験孔の掘削位置(試験坑道 5)

- 3) 試験孔の掘削工事
- a. 準備工

試験孔の位置を測量し、施工位置のマーキングを実施した。その他、作業環境を整える ため、上部からの滴水の養生を実施した。



図 5.4.3-7 試験孔位置マーキング



図 5.4.3-8 作業前現場養生状況

b. 既設コンクリート撤去

コンクリートカッターで既設路盤コンクリート切断し縁切りをした後にブレーカーで 斫り、コンクリートの撤去を行った。



図 5.4.3-9 既設コンクリート切断状況 (コンクリートカッター使用)



図 5.4.3-10 既設コンクリートハツリ状況 (ブレーカー、ピックハンマー使用)

c. 掘削ガラ・浮石撤去

人力で取れる掘削ガラ・浮石のみを除去を行った。大きなものを取り終えた後は、 圧縮 空気・水による洗浄を行った。



図 5.4.3-11 人力による掘削ガラ・浮石の除去状況



図 5.4.3-12 掘削ガラ・浮石除去完了

d. 孔壁保護用コンクリート

掘削ガラ・浮石を除去した岩盤の上に型枠を組立て、コンクリート打設を行った。なお、 コンクリートはスーパージェットコンクリート(巻末資料参照)を使用した。コンクリー トは現地でモルタルミキサーを用いて練り混ぜ、型枠内に投入した。養生期間をとった後 に型枠を解体して、孔壁保護用コンクリートの施工を完了した。



図 5.4.3-13 型枠作成状況



図 5.4.3-14 型枠設置状況



図 5.4.3-15 型枠設置完了



図 5.4.3-16 コンクリート打設①(材料練混ぜ)



図 5.4.3-17 コンクリート打設②(材料練混ぜ)



図 5.4.3-18 コンクリート打設③ (コンクリート型枠内投入)



図 5.4.3-19 コンクリート打設完了



図 5.4.3-20 型枠解体



図 5.4.3-21 孔壁保護コンクリート打設完了

e. 試験孔掘削前底盤清掃

無収縮モルタル打設前に底盤に新たな浮石等がないか確認し、除去を行った。

f. 無収縮モルタル打設

無収縮モルタル打設前に試験孔掘削位置に発泡スチロールを配置し、箱抜きを行った。 無収縮モルタルはモルタルミキサーで練り混ぜ、底盤に流し込む方法で施工した。



図 5.4.3-22 無収縮モルタル打設状況

g. 試験孔掘削

ボーリングマシンを各試験孔の所定の位置にセットし、トリコンビットにて掘削を行った。掘削時に出たスライムは水中ポンプにて水槽にあげ、沈殿したものを大型土のうにいれて処理を行った。また底部に溜まるものについては柄杓等で随時除去しながら、掘削を 行った。



図 5.4.3-23 削孔状況 (全景)



図 5.4.3-24 削孔状況 (ピット内)



図 5.4.3-25 底盤スライム除去状況



図 5.4.3-26 試験孔削孔完了

h. 保護管の設置

掘削・完了後、孔壁を保護する目的として(VU500:外径 520mm)の塩ビ管を設置した。 塩ビ管はチェーンブロックを使用して、掘削した試験孔内に設置した。岩盤は乾燥により 風化する傾向が認められるため、試験装置の設置まで地下水で満たした状態で養生した。



図 5.4.3-27 孔壁保護用の塩ビ管の設置

4) 掘削した試験孔の性状調査

掘削した試験孔に対して、目視による観察とデジタル一眼レフカメラにより撮影した画 像をもとに展開図を作成した。



図 5.4.3-28 試験孔内壁面撮影

詳細壁面写真は、深度 0.00m、0.25m、0.50m、0.75m、1.00m、1.25m、1.50m において、 それぞれ北を基準とし時計回りに 5 枚ずつ計 35 枚を撮影した。図 5.4.3-29~図 5.4.3-35 にデジタルカメラで撮影した写真に基づく壁面観察図を示す。

図 5.4.3-36、図 5.4.3-37 に孔壁観察結果から作成した壁面観察スケッチを示す。深度 0.0~1.0m 区間は構造性割れ目が密に発達し、深度 1.0m 付近断層以深では比較的減少傾向にある。

試験孔の性状調査の結果のまとめを表 5.4.3-1 に示す。湧水量については、隣接する緩 衝材パイピング・エロージョン試験用の試験孔が路盤天場まで地下水で満たされた状態で は表中の値となるが、排水状態ではこの値よりも低くなる傾向が見られた。これは、岩盤 のき裂、若しくは路盤コンクリート下のすき間に水みちが存在し、隣接する試験孔から地 下水が流入する可能性を示唆している。

幌延 URL に掘削した試験孔での試験では、以上のような性状であることを試験の前提 条件とし、この環境で取得出来る試験項目の設定、試験装置の設置、および試験の維持管 理計画を検討することが肝要である。

表 5.4.3-1 壁面観察結果 (オーバーパック溶接部腐食試験用)

項目	内容	備考
岩種	稚内層	試験坑道 5 周辺の岩と同一。
岩級	CM-M	割れ目密集部が深度 1.10m まで発達(30%
		以上)。
亀裂の分布・性状	深度 1.0m 付近に断層粘土を	深度 0.0~1.0m 区間は構造性割れ目が密に
	伴うと推察される割れ目(断	発達。
	層)が分布。	左記 断層以深では比較的減少。
	その他、構造性と推察される	
	割れ目が全体的に分布。	
湧水箇所	孔内全域より流入水あり。	孔内水位上昇速度 2.5cm/分より換算して、
		約 7L/分の湧水量である。
		(他2孔は口元まで満水状態)
その他	特になし。	



図5.4.3-29 オーバーパック溶ቛ腐蝕費用調料 孔壁擦結果 (深度:0.00m)



図 5.4.3-30 オーバーパック溶 密度 時間 新聞 引 建築 に (深度:025m)



図5.4.3-31 オーバーパック溶薪腐食時時間時日 孔瞳露結果 (深度:0.50m)





図 5.4.3-32 オーバーパック溶 海豚食 時間 報告 化 引き 感 おまま (深度: 0.75m)



図5.4.3-33 オーバーパック溶塞腐食或用或取上孔壁露結果(深度:1.00m)



図5.4.3-34 オーバーパック溶ቛ腐蝕費用調料 孔壁擦結果 (深度:125m)



図 5.4.3-35 オーバーパック溶 海豚食 時間 報告 化 引き 感 おまま (深度: 1.50m)

5-96


図 5.4.3-36 壁面観察スケッチ(オーバーパック溶接部腐食試験用:1/2)

掘削深度:1.65m *0.00m = コンクリート地山境界



図 5.4.3-37 壁面観察スケッチ(オーバーパック溶接部腐食試験用: 2/2)

*0.00m = コンクリート地山境界

(4) 地下試験孔道での腐食試験装置の設置方法の検討

(3) にて整備した試験孔に模擬オーバーパックや緩衝材を設置し、地下施設にて腐食試験を 実施する。試験の実施場所である試験坑道5では他の試験も計画されており、作業エリアが確 保出来ない。また図 5.4.3・8 に示したように湿潤な環境である。このような高湿度影響などに より緩衝材ブロックを含めた試験装置の劣化が懸念されることから、腐食試験装置は極力地上 で組立てることが望ましいと考えられる。さらに試験孔からは数 L/分の湧水が確認されてお り、試験孔内での試験装置の構築は困難である。

このような地下施設での作業環境を考慮し、地上で予め組立した試験装置を養生梱包を行い、 地上から地下への搬送時に湧水や高湿度影響を回避する設置方法を採用した。事前組立を行う 試験装置の案を図 5.4.3-38 に示す。

事前組立する試験装置は以下の項目より構成されるものとした。

- ・ 摸擬オーバーパック (ヒータ部内蔵)
- ・ 緩衝材ブロック
 φ 300mm、厚さ 100mm
 円形緩衝材ブロック 13 段、円盤形緩衝材ブロック 1 段
- モニタリング装置
- 底盤および上蓋
- 丸鋼等(底盤と上蓋の結合部材)



図 5.4.3-38 事前組立試験装置案

(5) 地下試験条件模擬による地上試験計画案

事前組立て方式の試験装置を(4) で提案した。この試験装置を地下試験坑道に設置する際の 手順の妥当性を判断するため、組立工程について事前に検討した。

1) ケイ砂層の設置

直径 550mm の試験孔に対して、要求水準書に記載されたオーバーパック腐食試験と同一形 状の緩衝材ブロック(外径 300mm)を設置すると周囲にはすき間が生じる。このすき間には ケイ砂を充てんし、緩衝材の再冠水を促進するための透水層とする。また試験終了後にこのケ イ砂層を除去することで、緩衝材ブロックと岩盤間の縁を切ることが出来、模擬オーバーパッ クと緩衝材ブロックをそのままの構成で試験孔から取出すことが容易になると考えられる。

2) 腐食評価基準面の保護

試験終了後にオーバーパックの減肉量や腐食の均一/不均一性などの腐食状態を評価する ためには、腐食が生じない基準点が必要となる。試験終了後に基準面を確保する方法として、 模擬オーバーパックに塗料などで絶縁を施し防食する方法と、基準面とする部位を試験環境か ら隔離する方法が考えられる。

塗料により基準面を確保する方法では、長期間にわたり防食効果が期待出来る塗料の選定、 適切な施工が必須であり、塗装の施工品質が重要である。しかしながら、実験室で実施した酸 化性雰囲気での浸漬試験において、TIG 溶接試験片の 3.6 年間の試験では絶縁のために使用し たシリコンコーティング材の剥離、コーティング材下でのすきま腐食の発生などが認められた。 現状では数年間の試験期間中に防食効果が確実に期待出来る塗料についての知見がない。

一方基準面を腐食環境から隔離する方法とは、模擬オーバーパックの一部を試験孔内に設置 した緩衝材の中ではなく、外側の気中部に設けるものである。気中にあるため防錆材の塗布が 容易であり、基準面の腐食の有無を目視で確認可能である。

以上の検討より、試験終了時に確実に基準面を確保するためには基準面を腐食環境から隔離 する方法が有効である。ただし、オーバーパックの上部を蓋の上に出す必要があり、試験孔最 上部までリング形状の緩衝材ブロックになる。また模擬オーバーパック蓋と模擬オーバーパッ クの取合いなど試験装置の概念設計で留意する必要がある。

3) 組立て手順の概念設計

上記の課題を考慮した組立手順の概念を図 5.4.3-38~図 5.4.3-41 に示す。基準面が蓋の上 まで突き抜ける構造になるため、上部にキャップとなるディスク状の緩衝材を設置できない。 模擬オーバーパックと緩衝材の間に 5mm 程度のクリアランスが存在するが、この部分に直接 試験溶液(地下水)が流入し、緩衝材の再冠水過程を模擬出来ない恐れがある。これを防ぐた め、クリアランスの上部を緩衝材粉末でシールする。

オーバーパックと緩衝材を吊り上げる際の治具については、吊り棒を台座と固定し、途中で 切り離せるようにする(取り出す際に砂を全部取り除く必要が無くなる)。次に注水管、砂を 入れた後、最後に模擬オーバーパックと蓋をグランドパッキンで固定する。



図 5.4.3-39 腐食試験装置の組立方法の検討(その1)



図 5.4.3-40 腐食試験装置の組立方法の検討(その2)



図 5.4.3-41 腐食試験装置の組立方法の検討(その3)

4) 地下試験条件模擬による地上試験設備の予備試験

幌延 URL に掘削した試験孔では数 L/分の湧水が確認され、この自然湧水を試験に利 用することは、地下調査施設での試験の実施意義として非常に大きい。ただし、湧水量 は周辺で実施する試験の影響を受け不安定であるため、長期的な試験の実施に際しては、 別の場所で採取した地下水を試験系へ注入する装置を具備することが必要である。また 地上施設で実施する高額機後試験では、地下再冠水後の腐食環境を再現するための注水 装置は必須である。これまでに実施した単純系での腐食試験ではこのような注水設備や 注水条件に関する知見がない。そこで、地上/地下施設で実施する試験の装置設計に必 要な知見を取得するため、注水層地の性能確認試験を実施した。この予備試験に合わせ て、センサの緩衝材ブロックへの埋込み方法の影響、ならびに3)で検討した装置組立 て方法の確認を実施した。

a. 緩衝材ブロックへの水分センサの設置

試験に使用した緩衝剤ブロックの仕様は以下のとおりである。

・材料および配合

ベントナイト: クニミネ工業製クニゲル V1

ケイ砂:日陶連原料(株)3号ケイ砂、5号ケイ砂の混合 1:1

ベントナイト:ケイ砂混合比 = 7:3

・形状

ドーナツ型: 外径 30cm, 内径 11cm、厚さ 10cm

リング型: 直径 30cm、厚さ 10cm

·密度 含水比

施工管理目標值: 1.6±0.1Mg/m³

含水比: 10.5%(施工性を考慮)

製作した緩衝材リングブロックにセンサ設置用スリットを施した。

試験に使用した水分センサを図 5.4.3-42 に示す。ブロックへのセンサの埋込み方法 を検討するため、①緩衝材を充てんせず水路を残したもの(図 5.4.3-43)、②水路を 塞ぐためスリットの入り口付近を緩衝材で充てんしたもの(図 5.4.3-44)、③ スリ ット全体を緩衝材で充てんしたもの(図 5.4.3-44)の、3種類の異なる方法で設置し た。



図 5.4.3-42 水分センサの外観



図 5.4.3-43 センサの設置方法(その 1)



図 5.4.3-44 センサの設置方法(その 2)



図 5.4.3-45 センサの設置方法(その 3)

b. 装置の組み立て

今回はオーバーパックの代わりに直径 100mm の鋼管を使用した。装置の組み立て は以下の手順で実施した。

① SUS 製台座に、緩衝材ブロックを積む(図 5.4.3-46)

② オーバーパックの代用である鋼管を緩衝材ブロックの中央の孔に通す(図 5.4.3-47)

- ③ 台座ごと、OP及びセンサ、緩衝材を釣り上げ容器に設置する(図 5.4.3-48)。
- ④ 設置後、緩衝材と容器の隙間をケイ砂5号で充てんする(図 5.4.3-49)。



図 5.4.3-46 SUS 台座上への緩衝材ブロックの設置



図 5.4.3-47 鋼管の設置



図 5.4.3-48 模擬試験孔への設置



図 5.4.3-49 ケイ砂の充てん

このように事前組立方式の大まかな妥当性が確認出来た。今後は、実際の地下施設での制約条件等を考慮し、幌延 URL での試験装置構築方法の検討を実施する。

c. 注水試験

注水前の含水率センサの体積含水率の指示値を表 5.4.3-2 注水前の体積含水率の 指示値に示す。スリットの完全に埋めた場合の体積含水率は 18.7%であったのに対し、 スリットの入り口のみ充てん、および充てん無しの場合は、計測部は大気にさらされ ている状態なので、含水率のデータは不正確である。

表 5.4.3-2 注水前の体積含水率の指示値

センサ用ブロック 設置位置(段)	下から4段	下から8段	下から 12 段
スリットの状態	緩衝材充てん	緩衝材を入口に充てん	充てん無し
体積含水率(%)	18.7	4.3	4.5

装置の蓋を開け内部を観察しながら、ポンプを使用して注水した。注水に際し、圧力 損失による、不具合等は確認されなかった。図 5.4.3-50 に示すように、緩衝材を完全 に水没させたところでいったん注水を終了した。この時の注水量は 176L で、装置の 死容積の推定値(173L)とほぼ一致した。装置に蓋を下の値は、試験装置上部に図 5.4.3-51 に示すようなポットを設置し、このポットの水の減少量を確認しながら注水 を継続した。

水の追加は週に1L程度で注水した。緩衝材の飽和量(計算値)は、以下に示すように 39Lである。



緩衝材体積 0.096m³ × 飽和含水率 0.403m³/m³ = 0.039m³

図 5.4.3-50 注水後の様子



図 5.4.3-51 注水用ポット

使用した緩衝材の初期含水率は10.5wt%であったので、緩衝材の初期含水量は、下式 より17Lとなるので、緩衝材が飽和に達するまでに必要な水の量は22Lとなるが、 39日間での注水量は7.9Lであった。

緩衝材の体積 0.096m³ × 密度 1.64Mg/m³ × 10.5wt% = 0.017m3

体積含水率の経時変化を図 5.4.3-52 に示す。緩衝材を充てんしていない、あるいは入 ロのみを充てんし水路が残っている場合の体積含水率は高くなった。一方、緩衝材を 充てんしたスリット部では、10 日以降、体積含水率は、約 25%でほぼ一定となった。



図 5.4.3-52 体積含水率の経時変化

d. 試験装置の解体

39日間注水試験を継続した後、緩衝材と代用オーバーパックを取り出した。取出し は設置の逆動線で実施した。まず掃除機を使用して周囲のケイ砂と水を吸い出た後、 台座ごとオーバーパックおよび緩衝材を吊上げて取り出した。



図 5.4.3-53 オーバーパック、緩衝材の取り出し

取り出した緩衝材の上面は、接液面積が大きいため、膨潤していた。緩衝材の直径は 300mm であるが、図 5.4.3-52 の左側の写真の円は直径 310mm であり、上面はそれ より大きくなった(約 385mm)。



図 5.4.3-54 注水試験後の緩衝材(上部)

- e. センサ付近の緩衝材の膨潤挙動
 - ・センサ設置方法 その1

一番上段のセンサ(下から 12 段目の緩衝材ブロック)では、センサスリットに緩衝材 ブロックの原料であるクニゲル V1 とけい砂の混合材料の充填を行わなかった。図 5.4.3-55 に解体直後の様子を示す。センサ周辺部も変色し、水が浸透している様子が 観察できる。センサスリットにも試験初期段階で水が入り、そこから OP 側及び外側 へ水が広がっていったものと思われる。



____>: 水の流れ

図 5.4.3-55 センサスリット部の水の浸潤の様子(その1)

・センサ設置方法 その2

中段のセンサ(下から8段目)では、センサスリットの入り口部分のみ緩衝材原料 を充てんした。図 5.4.3-56 に解体直後の様子を示す。そのため、センサ1に比べると スリット部への水の滲入量が少ない。もののセンサ周辺部も変色し、水が浸透してい っている様子が観察できる。

・センサ設置方法 その3

下段のセンサ(下から4段目)では、センサスリットすべてに緩衝材原料を充てん した。図 5.4.3-57 に解体直後の様子を示す。センサ側とその反対側に大きな差異は認 められず、含水率に関しても同様の挙動を示していた。つまり充填を行うことにより センサ部もそれ以外の部分と同様の止水性を発揮していたということができる。ただ し、今回の試験は短期間のものであり、長期の試験を考えた場合の影響については不 明である。

>:水の流れ







図 5.4.3-57 センサスリット部の水の浸潤の様子 (その3)

(6) 緩衝材ブロックの飽和時間に関する検討

「緩衝材ブロックの飽和時間に関する検討」は幌延における腐食試験に対して、ヒータ による加熱と地下水水質の影響が緩衝材内の飽和時間に与える影響を想定し、試験条件設 定に寄与することを目的とした。

解析コードは連成解析コード THAMES を使用し解析パラメータは幌延における人工バ リア試験の予察的解析で用いられたパラメータを使用することを基本とする。解析には熱-水-応力連成解析コード THAMES を用いる。熱-水-応力連成現象は、運動量保存則(力の つりあい式)、水の質量保存則、熱エネルギー保存則の物理量保存則に従うとし、未知量 は変位、全水頭、温度とする。空気の挙動については、境界条件や連成に対する物性値な どに対して未解明の部分が多いことから、空気の質量保存則は考慮していない。

現在計画されている地下での腐食試験の概要を図 5.4.3-58 に示す。直径 100mm のヒー タの周りに外径 300mm の緩衝材を設置した状態となっており、JAEA で実施された COUPLE 試験と類似の条件である。それを岩盤内の試験孔内に設置し、岩盤と緩衝材と の間の 125mm には砂を充填する。そして、砂を飽和させることにより緩衝材に水を浸潤 させる。

この試験系を元に解析領域を図 5.4.3-59 に示すように設定した。実際の試験を1次元上 に抽出した領域を対象としたものである。ヒータ中心から境界端部の岩盤までの距離は 25m とした。実際の解析領域の構成は、ヒータ、緩衝材、砂、岩盤であるが、砂に関する 物性値がないことと、緩衝材の外側については飽和条件とすることから、緩衝材の外側は 岩盤と同じ物性値とすることとした。

5 - 114



図 5.4.3-58 腐食試験の概要



図 5.4.3-59 解析領域

1) 解析ケース

淡水系地下水による飽和時間の解析ケースは、表 5.4.3-3に示す通りである。

Case01はヒータによる加熱は行わずに浸潤のみが生じる条件である。岩盤内の水頭は 1mとした。

Case02 はヒータの表面の温度を 80℃とした条件である。

Case03ではヒータの条件は同じで岩盤内に 10m の水頭を与えた。

Case04 は岩盤内の水頭は 1m であるが、ヒータの表面の温度は 50℃とした。

緩衝材、岩盤の物性値は幌延の人工バリア試験の解析で使用されたものを用いた。水頭 1mは、試験系への注水は処分坑道に設置したタンク等からの給水を想定し、水頭10m の場合は、試験系への注水はポンプにより圧入することを想定した。

表 5.4.3-3 淡水系地下水を対象とした解析ケース

解析ケース	条件
Case01	温度 15℃ 一様、岩盤の水頭 1m
Case02	ヒータ表面温度 80℃、岩盤の水頭 1m
Case03	ヒータ表面温度 80℃、岩盤の水頭 10m
Case04	ヒータ表面温度 50℃、岩盤の水頭 1m

2) 緩衝材の物性値

緩衝材の物性値を表 5.4.3-4 に示す。緩衝材の仕様は、ベントナイト(クニゲル V1) にケイ砂を乾燥質量比で 30%混合した材料で、乾燥密度は 1.6Mg/m³である。

パラメータ	緩衝材
土粒子密度 (Mg/m ³)	2.68
ベントナイト混合率 (%)	30
乾燥密度 (Mg/m ³)	1.60
間隙率 (%)	40.3
初期含水比 (%)	10.0
初期飽和度 (%)	40.0
固有透過度 (m ²)	4.0×10 ⁻²⁰
水分特性曲線	$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left\{ 1 + \left \alpha \psi \right ^n \right\}^{-\left(1 - \frac{1}{n}\right)}$ $\alpha = 8.0 \times 10^{-3} (1/\text{m}), n = 1.6$
	$\theta_s = 0.403, \ \theta_r = 0.000$
不飽和透水係数	$S_r^{1.3}$
温度勾配 水分拡散係数	$D_T = D_{T0} \exp\left(\alpha_T \frac{T - T_0}{T_0}\right)$ $D_{T0} = 1.5 \times 10^{-11}$
(m^2/s)	$\alpha_r = 0.0$
	$T_0 = 10^{\circ}\mathrm{C}$
初期温度 (℃)	15.0
熱伝導率 (W/m/K)	$\lambda = 4.44 \times 10^{-1} + 1.38 \times 10^{-2} \omega + 6.14 \times 10^{-3} \omega^2 - 1.69 \times 10^{-4} \omega^3$
比熱 (kJ/kg/K)	$\left(\rho C\right)_m = \rho_w \frac{34.1 + 4.18\omega}{100 + \omega}$

表 5.4.3-4 解析パラメータ(緩衝材)

3) 岩盤の物性値

岩盤の物性値を表 5.4.3-5 に示す。幌延深地層研究計画の研究用地を対象とした地上 からの調査結果によると、大曲断層西側領域は地質学的・物性的な観点から深度 700m 程度までの範囲で鉛直方向に概ね 3 つのゾーン構成で表現し、それぞれのゾーンは連 続的な変化をしていると報告されている(藤田ほか、2007)。JAEA の解析では幌延 での地質条件を深度 700m まで 3 つの領域(Zone1=深度 0~275m/ Zone2=深度 275~375m/ Zone3=深度 375~700m)に分割し、各領域に対して物性値が設定されてい る(木村ほか、2010)。本解析では、そのうち Zone2 の物性値を用いることとする。

パラメータ	岩盤
土粒子密度 (Mg/m ³)	2.454
乾燥密度 (Mg/m ³)	1.354
空隙率 (%)	44.82
初期飽和度 (%)	100.0
固有透過度 (m ²)	1.33×10 ⁻¹⁵
初期温度 (℃)	15.0
熱伝導率 (W/m/K)	$\lambda = 5.79 \times 10^{-1} + 1.97 \times 10^{-2} \omega$
比熱 (kJ/kg/K)	$\left(\rho C\right)_m = \rho_w \frac{62.6 + 43.20\omega}{100 + \omega}$

表 5.4.3-5 解析パラメータ(岩盤)

4) 解析結果

図 5.4.3・60~図 5.4.3・62 に Case01 (温度一定、岩盤の水頭 1m)の解析結果を示す。 図 5.4.3・60 は緩衝材における飽和度の経時変化、図 5.4.3・61 は含水比の経時変化であ る。凡例のXはヒータ中心からの距離を表している。すなわち、X=0.05m の点が緩衝 材の内側(ヒータ側)の点であり、X=0.15m の点が緩衝材の外側(岩盤側)の点であ る。緩衝材の外側は 10 日程度で飽和となっているが、緩衝材の内側が飽和するまでに は 250 日程度を要している。図 5.4.3・62 は緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍 の温度分布の変化である。緩衝材が外側(岩盤側)から順次飽和に達していることが分 かる。



図 5.4.3-60 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case01)



図 5.4.3-61 緩衝材内の含水比の経時変化 (Case01)



図 5.4.3-62 緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case01)

図 5.4.3・63、図 5.4.3・64 には Case02 (ヒータ表面温度 80℃、岩盤内の水頭 1m)の解析 結果を示す。図 5.4.3・63 は温度の経時変化であるが、緩衝材の内側(X=0.05m)にあるヒー タの表面を 80℃に設定しており、それに対して緩衝材の外側(X=0.15m)は徐々に温度が上 昇しており、約 200 日後に 70℃とのなり、ほぼその温度で一定となっている。すなわち、緩 衝材の温度は約 1℃/cm となっている。図 5.4.3・65 は、それぞれ緩衝材の飽和度および含水 比の経時変化である。初期の飽和度および含水比は、それぞれ 40%、10%であり、ヒータに よる加熱開始とともに緩衝材の内側は一旦乾燥し、その後、水分量は増加している。しかし、 あるところで浸潤は止まり、その後、緩衝材内の水分分布は一定の勾配を保ったまま安定し ている。図 5.4.3・66 はモデル全体の温度分布の経時変化、図 5.4.3・67 は緩衝材内の飽和度 分布の変化と緩衝材周辺での温度分布の変化である。



図 5.4.3-63 緩衝材内の温度の経時変化 (Case02)



図 5.4.3-64 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case02)







図 5.4.3-66 温度分布の変化 (Case02)



図 5.4.3-67 緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化 (Case02)

Case02 の条件(ヒータ表面温度 80℃、岩盤内の水頭 1m)では、緩衝材の内側が飽和に達 しなかったので、条件を変えて解析を行った。Case03 は、ヒータの表面温度は 80℃のままで あるが岩盤内の水頭を 10m とした。Case04 は、岩盤内の水頭は 1m のままであるが、ヒータ の表面温度を 50℃とした。図 5.4.3・68~図 5.4.3・72 には Case03 (ヒータ表面温度 80℃、岩 盤内の水頭 10m)の解析結果を、図 5.4.3・73~図 5.4.3・77 には Case04(ヒータ表面温度 50℃、 岩盤内の水頭 1m)の解析結果を示す。Case03 では、岩盤内の水頭を 10m としたため、1m である Case02 に比べて緩衝材の外側における水分量の増加が早くなってはいるものの、やは り、あるところで緩衝材内の水分分布は一定となり、内側は飽和まで達していない。Case04 では、ヒータの表面の温度を 50℃としているため、Case02 に比べて初期における緩衝材の内 側の水分量の低下分が減少はしているもののはやり最終的に飽和には達していない。

そこで、緩衝材の物性値として、産業創造研究所で実施された人工海水を用いた塩の濃縮 実験の再現解析の際に設定されたものを用いて解析を行った。



図 5.4.3-68 緩衝材内の温度の経時変化 (Case03)



図 5.4.3-69 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case03)



図 5.4.3-70 緩衝材内の含水比の経時変化 (Case03)



図 5.4.3-71 温度分布の変化 (Case03)



図 5.4.3-72 緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case03)







図 5.4.3-74 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case04)



図 5.4.3-75 緩衝材内の含水比の経時変化 (Case04)







図 5.4.3-77 緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case04)

5) 塩水系地下水のケース

地下水が塩水系を想定し、塩の濃縮実験の際に設定された解析パラメータを用いて解 析を行った(表 5.4.3-6)。表 5.4.3-4に示すパラメータと異なる値は赤字で示してい る。この解析パラメータを用いて、表 5.4.3-7に示す解析ケースについて解析を行った。

表 5.4.3-6 解析パラメータ(緩衝材、海水条件)

パラメータ	緩衝材
土粒子密度 (Mg/m ³)	2.68
ベントナイト混合率 (%)	30
乾燥密度 (Mg/m ³)	1.60
間隙率 (%)	40.3
初期含水比 (%)	10.0
初期飽和度 (%)	40.0
固有透過度 (m ²)	1.3×10^{-18}
水分特性曲線	$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left\{ 1 + \left \alpha \psi \right ^n \right\}^{-\left(1 - \frac{1}{n}\right)}$ $\alpha = 3.0 \times 10^{-2} (1/\text{m}), n = 1.6$
	$\theta_s = 0.403, \ \theta_r = 0.000$
不飽和透水係数	$S_r^{2.5}$
温度勾配	$D_T = D_{T0} \exp\left(\alpha_T \frac{T - T_0}{T_0}\right)$
水分拡散係数	$D_{T0} = 4.0 \times 10^{-11}$
(m ² /s)	$\alpha_T = 0.08$
	$T_0 = 10^{\circ}\mathrm{C}$
初期温度 (℃)	15.0
熱伝導率 (W/m/K)	$\lambda = 4.44 \times 10^{-1} + 1.38 \times 10^{-2} \omega + 6.14 \times 10^{-3} \omega^2 - 1.69 \times 10^{-4} \omega^3$
比熱 (kJ/kg/K)	$\left(\rho C\right)_m = \rho_w \frac{34.1 + 4.18\omega}{100 + \omega}$

表 5.4.3-7 解析ケース(海水条件)

解析ケース	条件
Case01X	温度 15℃ 一様、岩盤の水頭 1m
Case02X	ヒータ表面温度 80℃、岩盤の水頭 1m

図 5.4.3-78~図 5.4.3-80 には Case01X(温度一定、岩盤の水頭 1m、海水条件)の 解析結果を示す。図 5.4.3-78 は緩衝材における飽和度の経時変化、図 5.4.3-79 は含水 比の経時変化である。緩衝材の外側は 10 日程度で飽和となっており、これは Case01 とほぼ同じである。一方、緩衝材の内側が飽和するまでの期間は45日程度で、これは Case01に比べて 1/5 程度である。図 5.4.3-80 は緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材 近傍の温度分布の変化である。Case01に比べて緩衝材の浸潤が早いことが分かる。



図 5.4.3-78 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case01X)



図 5.4.3-80 緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case01X)

図 5.4.3・81~図 5.4.3・85 には Case02X (ヒータ表面温度 80℃、岩盤内の水頭 1m、 海水条件)の解析結果を示す。図 5.4.3・81 は温度の経時変化であるが、緩衝材の内側 (X=0.05m)にあるヒータの表面を 80℃に設定しており、それに対して緩衝材の外側 (X=0.15m)は徐々に温度が上昇しており、最終的には 70℃弱となっている。緩衝材 の外側の温度は Case02 に比べると若干低くなっている。図 5.4.3・82、図 5.4.3・83 は、 それぞれ緩衝材の飽和度および含水比の経時変化である。初期の飽和度および含水比は、 それぞれ 40%、10%であり、ヒータによる加熱開始とともに緩衝材の内側は一旦乾燥 しているが、その乾燥量は少なく、すぐに水分量は増加している。最終的には 20 日程 度と早い時間で緩衝材の内側も飽和に達している。図 5.4.3・84 はモデル全体の温度分 布の経時変化、図 5.4.3・85 は緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材周辺での温度分布 の変化である。ヒータによる加熱のない Case01X に比べて緩衝材の内側が飽和に達す る時間が早いのは、加熱により全体的に温度が高くなっており、それにより透水係数が 大きくなっている(固有透過度を一定としている)ためである。



図 5.4.3-81 緩衝材内の温度の経時変化 (Case02X)






図 5.4.3-83 緩衝材内の含水比の経時変化 (Case02X)







図 5.4.3-85 緩衝材内の飽和度分布の変化と緩衝材近傍の温度分布の変化(Case02X)

6) まとめ

今回、実施した解析ケースとそれぞれのケースにおいて緩衝材の内側が飽和に達する 時間をまとめた結果を表 5.4.3-8 に示す。緩衝材の物性値が蒸留水条件の場合は、ヒー タによる加熱を行わないと約 250 日で緩衝材が内側まで飽和に達するという結果とな ったが、ヒータによる加熱を行った場合は、飽和には達しないという結果となった。一 方、緩衝材の物性値として海水条件での物性値を用いた場合は、ヒータによる加熱を行 っても行わなくても数十日で緩衝材の内側まで飽和に達するという結果となった。

試験坑道5での地下試験では、今回の解析条件の蒸留水を想定した解析結果(Case01 ~ Case04) と海水を想定した解析結果(Case01X~Case02X)の間の結果と成ることが 想定される。このため、原位置での地下水組成等によっては摸擬オーバーパック試験体 表面に地下水が到達しないために腐食が発現せず、本試験の目的である腐食挙動の評価 が達成されない懸念がある。

今回の解析より、現状では地下水組成等が確定していないことと、解析に用いたパラ メータのいくつかが想定値であり不確実性を含んでいること、条件によっては地下水が オーバーパックに到達しないことも想定されることより、来年度は試験系内での熱-水 ー応力に関するパラメータの不確実性が増加するヒータによる加熱を実施せずに試験 を開始することを基本と考えた。ただし、地下試験と並行して地下での試験体内の挙動 を理解するために、実際の対象地点で採取された地下水を用いた地上での小規模要素試 験等の実施が必要である。

解析ケース	境界条件	緩衝材物性値	飽和に達する時間
Case01	温度 15℃ 一様、岩盤の水頭 1m	蒸留水条件	約 250 日
Case02	ヒータ表面温度 80℃、岩盤の水頭 1m	蒸留水条件	飽和しない
Case03	ヒータ表面温度 80℃、岩盤の水頭 10m	蒸留水条件	飽和しない
Case04	ヒータ表面温度 50℃、岩盤の水頭 1m	蒸留水条件	飽和しない
Case01X	温度 15℃ 一様、岩盤の水頭 1m	海水条件	約 45 日
Case02X	ヒータ表面温度 80℃、岩盤の水頭 1m	海水条件	約 20 日

表 5.4.3-8 解析ケースと解析結果

(7) オーバーパック加熱装置の概念設計

ガラス固化体からの発熱を模擬するため、試験体内部からの加熱及び外部機器による温 度制御が可能な仕様とする。試験体本体の内容物(ケーブル,熱電対)との干渉、試験体 蓋部との取合を考慮し、ヒータの詳細仕様を決定する。ヒータはオイルヒータまたは電気 ヒータが候補であるが、オイルヒータの場合、ケーブルへの影響と溶接試験体の内部から 外部への漏えい防止(シール性)が課題となり、電気ヒータの場合は温度制御の精度と試 験体上部蓋から内部(内径 φ 40mm)に導入する配線に必要なクリアランスが課題となる。

試験条件に占める温度の重要性は高いことから、温度制御の精度を重視する設計とする 場合、オイルヒータの導入が前提となる。この場合、シール性が課題となるが、前述のと おり3電極センサの貫通部が無い設計へ見直したことにより、試験体内部の構造物は、オ イル循環用の配管と内部温度測定用の熱電対のみとなり、加熱オイルに対する耐久性とシ ール性が大幅に向上した。そこで、ヒータ部の構造として、オイルヒータを採用すること とした。 図 5.4.3-86 にヒータの概要図を示す。ヒータ本体は試験孔の外に設置し、ヒー タ本体にて熱媒体(オイル等)の加熱および温度コントロールが可能な仕様とする。ヒー タ本体と試験体はホースにより接続され、熱媒体はホースを経由し、試験体内に供給、試 験体内部を循環、ヒータへ戻る構造とする。ヒータは 80℃程度までの加熱が可能なことと する。また、温度の設定、コントロールはヒータ本体にて可能な仕様とする。溶接試験体 内に設置した熱電対で温度をモニターし、ヒータ出力を調整することにより、設定値への 温度制御を可能な仕様とする。



図 5.4.3-86 ヒータ概要図

(8) 組立て性を考慮した試験孔の蓋の概念設計

試験孔の上部に設けた枡構造の状況を図 5.4.3-87 に示す。試験孔に設置する緩 衝材ブロックは吸水により膨潤圧を発生する。また、処分孔に地下水が満たされ た場合にはある程度の水圧も発生する。このため、蓋部は水密性を維持しつつこ れらの圧力に対応して変形を拘束する構造とする。



図 5.4.3-87 試験孔状況

表 5.4.3-9 に蓋の固定方法の検討結果を示す。本研究では蓋の固定方法は「①~④」 のいずれかと「⑤. 蓋と底版の結合」の組み合わせを基本ケースとするが、詳細につい ては地山条件、地下施設の設備状況を勘案して選択する。

		蓋部固定方法	備考
1	蓋固定方法-ボ ルト打設		 ・比較的軽微な設備で施工可 能。 ・岩盤が脆弱であり、必要な 引き抜き力が得られない 懸念がある。
2	 蓋固定方法-ア ンカーボルト打 設 		 ・大型の設備が必要。 ・岩盤が脆弱な場合でも、アンカー長を伸ばすことにより必要な引き抜き力を得られる。
3	 蓋固定方法 – 天 端からのサポー ト		 ・試験設備へのアクセス性が 低下する。 ・天端より反力受ける構造。 必要により天端部の補強 が必要。
4	蓋固定方法-桁 による押さえ		 ・試験設備へのアクセス性が 低下する。 ・路盤コンクリートにアンカ ーを打設し反力をとる。
(5)	蓋固定方法 – 蓋 と底版の結合		 ・蓋と底盤をアンカー等で結合することにより緩衝材膨潤圧を押さえる。 ・単体では、蓋の固定は不十分となる。

表 5.4.3-9 蓋部固定方法一覧(案)

6	上記の組み合わせ	①or②or③or④ + 5	 「①~④」のいずれかと「⑤. 蓋と底版の結合」の組み合わせ。 ・⑤と組み合わせることにより「①~④」の反力を低減できる。
---	----------	----------------	--

- (9) 溶接付き模擬オーバーパックの製作
 - 1) 設計要件

オーバーパック溶接試験体(本体)には溶接部と腐食モニタリングセンサの取り付け部を 設ける。以下に設計要件を記す。

- ・ オーパーパック実機同様、炭素鋼の鍛造材を採用する。
- ・ 外表面に溶接線を付与し、地下環境での腐食量評価に活用する
- ・ 胴部のうち、下部は地下試験孔内、上部は試験坑道内に露出する(腐食試験前後の形 状変化を正確に捉えるための3次元形状測定を目的とする。腐食試験前後で不変の3 次元座標(基準点)を確保可能な構造とする。)
- 上部を試験坑道内に露出するための試験体全長が不足する場合、炭素鋼管を溶接して 延長する(基準点確保のため、胴部と鋼管の相対位置がずれることは許容できないこ とから、強度確保のために溶接を採用する)
- 中空構造として内部の加熱および温度測定を可能な構造とする
- ・ 外表面に腐食モニタリングセンサを取り付ける
- ・ 地下試験の緩衝材ブロック内径を通過可能な真直性を有する
- 溶接部の開先形状、条件等は、溶接試験体を模擬した炭素鋼材を使用して予備試験を 行い、各種評価を経て決定する。
- 2) 材質

オーバーパック試験溶接試験体の材料は、過去に実施したオーバーパック溶接試験および 耐食性評価試験の実績より SFVC1 相当とした。なお規格上の炭素(C)の上限は 0.30% であるが、さらに 0.20%以下に規制した。母材の化学成分の計画値を表 5.4.3-10、SFVC 1 の機械的特性をに示す。

	С	Si	Mn	S	Р	C_{eq}	\mathbf{P}_{cm}
参考 : SFVC1 (JIS G 3202)	< 0.30	< 0.35	0.40~1.35	< 0.030	< 0.030		
計画値	< 0.20	0.15-0.35	0.30-1.20	< 0.02	< 0.030	≧ 0.1	≦ 0.18

表 5.4.3-10 オーバーパック溶接試験体の化学成分計画値 mass %

 $C_{eq} = C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$ (%)

 $P_{cm} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B$

 化学成分
 降伏応力
 引張強さ
 μ び
 絞り

 (MPa)
 (MPa)
 (MPa)
 μ び
 ω り

 SFVC1
 ≥ 205 $410\sim560$ $\geq 21\%$ $\geq 38\%$

表 5.4.3-11 SFVC 1 の機械的特性

3) 寸法、形状

蓋部分を除くオーバーパック溶接試験体の寸法、形状を図 5.4.3-88 に示す。なお、本年度 は製作後の全長を 1350mm とする。図との差分 100mm 分は、蓋構造との取合いに伴う加 工代や、溶接部サンプル切り出し等に活用することを目的として確保する。



図 5.4.3-88 オーバーパック溶接試験体寸法(単位:mm)

4) 鍛造

鍛造は放射温度計により温度を管理して、加熱炉温度は1250℃に保ち、鍛造終止温度は 900℃以上とした。鍛造工程を図 5.4.3-89 に示す。







図 5.4.3-90 鍛造作業その1



図 5.4.3-91 鍛造作業その2



図 5.4.3-92 鍛造後の外観

5) 熱処理

熱処理は 900℃±15℃×3.5 時間→空冷とした。

6) 機械加工

本体用の鍛造材2本について以下の機械加工を行った。

- ・鋸盤にて長さ1350mmに両端切断
- ・旋盤にて外径 108Φ に荒加工
- ・深孔加工機にて内径 400×1300mmLの穴あけ加工
- ・旋盤にて外径 105 Φ×1300 L の仕上げ加工

機械加工後の形状、寸法を図 5.4.3-93 に示す。



図 5.4.3-93 機械加工後の形状、寸法

7) 溶接

予備試験の結果を反映し、TIG 溶接にて実施した。





図 5.4.3-94 溶接状況







図 5.4.3-95 ビード外観 (TP No. 1)

8) 検査結果

表 5.4.3-12 化学成分分析結果(%)に製品分析結果を示す。

	С	Si	Mn	Р	S	Cr	Ni
СК	0.184	0.18	1.04	0.016	0.006	0.06	0.09
JIS 規格値 JIS G3202 SFVC I	0.30 以下	0.35 以下	$0.40 \\ \sim 1.35$	0.030 以下	0.030 以下	-	-

表 5.4.3-12 化学成分分析結果(%)

<分析方法>

• C : JIS G1211 燃焼-赤外吸収法

• S : JIS G1215 燃焼-赤外吸収法

・ その他 : JIS G1253 スパーク放電発光分光分析法

鍛造、熱処理後の材料について、引張試験を JIS Z2241 に準拠して行った。試験片形状は JIS Z2241 の 14A 号試験片(GL=70mm)とし、降伏強度(YS)、引張強さ(TS)、伸び(EL)、 絞り(RA)を測定した。引張試験結果を表 5.4.3-13 に示す。

試験片符号	断面積	最大荷重	0.2%耐力	引張強さ /TS	伸び/EL	絞り/RA
	mm^2	kN	N/mm ²	N/mm ²	%	%
T-1	153.9	75.7	324	492	33.4	71.9
T-2	153.9	75.4	335	490	34.1	71.6
規格値	-	-	205 以上	$410 \sim 560$	21以上	38以上
JIS G3202 SFVC I						

表 5.4.3-13 常温引張試験結果

鍛造、熱処理後の材料について、ミクロ組織観察を実施した。観察倍率は100倍、400倍の2倍率とした。組織観察結果を図 5.4.3-96 エラー! 参照元が見つかりません。、図 5.4.3-97 に示す。



図 5.4.3-96 組織観察結果 100 倍



図 5.4.3-97 組織観察結果 400 倍

図 5.4.3-98 にオーバーパック溶接試験体を対象とした PT結果を示す。割れやピットなどを示す指示は見られなかった。





図 5.4.3-98 PT結果 (TP No.1)

オーバーパックは内径 110mm の緩衝材ブロックないに設置する。、内径 φ 110mm、外径 φ 120mm、長さ 1250mm、透明アクリル樹脂製のパイプを使用して真直性を評価した。 あお使用したアクリルパイプ自身の真直度公差は 1000mm あたり 1mm 未満であり、所期の精度を有している。

両面溶接後の試験体をアクリルパイプに通した際の様子を図 5.4.3-99 に示す。なお、 同写真は床に試験体を立てた状態で撮影しており、図はこれを 90° 左に回転している。 なお、エンドタブを溶接した状態で確認を行ったため、予備試験の場合と異なり、ア クリルパイプよりも試験体全長が長くなっている。

予備試験時と同様、アクリルパイプを試験体上部から手作業で通過させる操作中、 何度か相互に擦れ合うことはあったが、基本的には一切の抵抗なく、試験体の全長を 図のとおり通過させることができた。また、通過後も、試験体の外面円周周囲に隙間 が確保されていることを確認した。

以上から、変形量の仕様を満足できることが確認できた。



図 5.4.3-99 アクリルパイプ中の溶接後試験体(TP No.1)



図 5.4.3-100 溶接後試験体とアクリルパイプ間の隙間

5.4.4 小規模要素試験

(1) 小規模要素試験の位置付け

地下試験設備と同一規模の試験系で実施する試験とは別に、試験対象、試験目的により試験 条件を変えた試験を実施する。例えば摸擬オーバーパックの長手方向の寸法を短くした試料を 用いたりした試験系などを多年度に渡りシリーズ化して実施、複雑系での腐食挙動の現象理解 促進に努める。試験条件は「温度」、「水理」、「pH」、「Eh」などの時間的変遷を考慮し て設定する。

5.4.5 地上ラボ試験

(1) 地上ラボ試験の位置付け

地下調査施設での試験については、その試験系設置の技術的な困難が想定される。そこで地 下試験開始に先立ち、地上における予備試験を実施し、その結果を適切に地下試験計画及び装 置設計・製作、および環境条件の設定に反映させることを目的として実施する。

腐食モニタリングシステム検証試験として、実地下環境における腐食試験で適用可能で、オ ーバーパック(もしくは候補材料)の挙動を直接計測する技術について、各研究機関の提案す る腐食計測法を調査し計測性能、性能の改善、センサー劣化時の対応等を実施しつつ、それら の長期性能を確認する。

試験条件の設定の妥当性および試験装置系の信頼性提示し、工学規模試験ならびに小規模要 素試験の試験結果の評価に資する。

(2) 検討課題の設定

地下試験の目的は炭素鋼の長期腐食挙動のモニタリングおよび長期腐食量の見積であるこ とから、地下試験装置の設計では、「①適切な腐食試験条件の設定」、「②長期モニタリング」 の両者への考慮が必要となる。①は腐食試験・評価が成立するために必要な条件、具体的には 炭素鋼がベントナイトを投下した地下水と接触することにより腐食環境が整う条件の設定で ある。②は、地上ラボ試験では考慮していない地下環境に特有の複雑環境への適用にあたり、 モニタリング装置類の長期健全性への考慮である。これらの設定・考慮のために、地上ラボ試 験を実施する。

- ①「適切な腐食試験条件の設定」に際して懸念される課題を以下に示す。
 - ・緩衝材が乾燥~不飽和状態では顕著な腐食挙動が観察されない。
 - ・地下の複雑系での条件設定は困難。

⇒後述の[地上試験の実施手順: Step1]で対応

②「長期モニタリング」に際して懸念される地下の複雑環境条件、長期健全性における課 題等を以下に抽出した。

・データの常時監視が困難なことによる、不具合発生時の対応遅延

- ・腐食試験体と計測・記録装置間の結線部の経年劣化等によるデータ品質の低下
- ・低いメンテナンス性 (センサの再設定、検定などができない)
- ・高湿度設置環境による、計測・記録機器・PCの腐食劣化による不具合の発生
- ・地下にある各種機器などからの外乱ノイズ

⇒後述の[地上試験の実施手順: Step2]で対応

(3) 地上ラボ試験の実施手順

上記の試験目的と想定される課題等を踏まえ、地上ラボ試験は、以下の 3 ステップで実施 する。

Step1:腐食試験・評価の成立性/ベントナイトが濡れて腐食環境の維持に必要な条件の設定 ⇒ <u>温度の設定</u> ⇒後述の1)地上ラボ試験:腐食環境影響評価試験に対応

Step2:炭素鋼の腐食挙動および近接情報(温度、湿度、含水率など)が連続的にモニタリングできることの地上ラボ試験での確認 ⇒ <u>長期モニタリング性能の確認</u>
 ⇒後述の2)地上ラボ試験:腐食モニタリングシステム検証試験に対応

Step3:地上での腐食試験 ⇒試験系の信頼性の確認:例えばモニタリング機器、ヒータ類、 注水機構等の確認 ⇒地下試験の結果の検証

地下試験実施の必要条件を踏まえた地上試験の位置づけおよび実施手順を図 5.4.5-1 に示す。



図 5.4.5-1 地下試験実施の必要条件を踏まえた地上試験の位置づけおよび実施手順

以上を踏まえ、地上試験の計画立案方針を以降に記す。

(4) 共通試験体を使用する試験計画の立案

各種予備試験や調査項目を統一した試験環境を用いて試験・評価を行うことを目的として、 試験セル・ベントナイト・加熱装置などの仕様を統一した「共通試験体」による試験計画を検 討した。この共通試験体は以下に示す地上ラボ試験「腐食環境影響評価試験」および「腐食モ ニタリングシステム検証試験」で使用する。

1) 腐食環境影響評価試験 (Step 1)

腐食モニタリングシステム検証試験と地上での腐食試験および地下試験での腐食環境の 設定を目的として、以下2点に対応する試験を計画する。

- ・地上ラボ試験での温度 ベントナイト/水比の設定
- 地下試験での温度

試験計画は、腐食環境影響評価試験に係る基本・詳細設計・製作および試験実施に適用する。本試験を通じ、確実に腐食が生じる環境条件を確認する。

2) 腐食モニタリングシステム検証試験 (Step 2)

地上ラボ試験で実施する試験内容・手法・工程・他試験との相関等を整理し、以下の試 験を計画する。

・各種モニタリング法による腐食挙動、近接情報の連続モニタリング

試験計画は、腐食モニタリングシステム検証試験の設計・製作および試験実施に適用する。 評価対象のモニタリング手法は、標準センサ類の他、化学プラント等で実績のある3電極 式腐食モニタリングシステム、大学等各種研究機関の提案する腐食モニタリングシステム 等とする。

3) 地上施設における工学規模試験 (Step 3)

Step 1 および Step 2 の成果を試験条件の設定や腐食モニタリングシステムに反映させ、 長期間にわたる信頼性の高いデータを取得する。試験の位置付けや詳細については 5.4.3 に示す。

- (5) 共通試験体
- 基本的な考え方

工学規模試験に供する模擬オーバーパックは、外径 100mm の炭素鋼で溶接部を有し、 最高加熱温度が 100℃、外側が圧縮ベントナイトの緩衝材に接触する。地上ラボ試験で実 施する試験では、腐食モニタリング技術および試験条件設定の妥当性等を検証し、工学規 模試験をバックアップするために実施するため、基本的な条件を工学規模試験において模 擬オーバーパックが曝露される環境と同等の環境が実現出来る試験系を使用することが合 理的である。

2) 共通試験体の構成

共通試験体の模式図を図 5.4.5-2 に示す。工学規模試験では模擬オーバーパックの外側 がベントナイトであるのに対して、共通試験体は内外を逆転させ内側に緩衝材を設置する 構造とし、炭素鋼管に容器と腐食試験体を兼用させる。内径 100mm(模擬オーバーパッ クの外径と同程度)の中空円筒型の容器を兼ねた試験体とし、内側の中央部にベントナイ ト成形体、もしくは、ベントナイトと水を手練りしたものを挿入後、必要に応じた注水を 行う。一方、容器外側にリボンヒータを巻くことで、所与の温度に加温することが可能で ある。



図 5.4.5-2 共通試験体の概念図

3) 共通試験体で使用する鋼材

供試材は高温配管用炭素鋼鋼管 STPT370 (JIS G3456、継目無し)の、100A Sch80 (管外 径:114.3、内径:96.1、板厚 8.6t)を用いた。STPT370 の材料規格を表 5.4.5-1 に示す。 模擬オーバーパックは鍛造材を用いるが、地上ラボ試験で調査対象としている試験条件の 選定や腐食モニタリングシステムの検証では、鋼材の製造方法、化学成分、機械的性質等 は依存しない。炭素鋼管は用途に応じて、配管用炭素鋼鋼管(SGP、JIS G 3452、使用圧 力の比較的低い水・空気・蒸気・油・ガス等の流体の輸送用に使用、上水道用には SGP を原管としたプラスチックライニング鋼管、鍛接もしくは電気溶接により製管)、圧力配管 用炭素鋼鋼管(STPG、JIS G 3454、350℃程度以下で使用する圧力配管に用いる炭素鋼鋼 管)、高圧配管用炭素鋼鋼管(STS、JIS G 3455、350℃以下で使用圧力が高い配管)、高温 配管用炭素鋼鋼管(STPT、JIS G3456、主に 350℃を超える温度で使用)などが規定されて いるが、全製品が継目無しで製造される STPT 材を選定した。

化学成分 (%)	С	Si	Mn	P S				
STPT370	≤ 0.25	$0.10 \sim 0.35$	$0.30 \sim 0.90$	$\leq 0.035 \qquad \leq 0.035$				
機械	的性質	引張強 る	≥(N/mm²)	降伏点(N/mm²)				
STI	PT370	\geq	370	\geq	215			

表 5.4.5-1 共通試験体用供試材(STPT370)の材料規格

4) 共通試験体の試作

共通試験体容器製作図を

図 5.4.5-3 に示すように、STPT370 の 100A Sch80 管を長さ:200mm に切断し、下端に 底板を溶接し、上端から 150mm の範囲で内径を φ100mm に機械加工して試験部とする。 下側の約 50mm の部分にはケイ砂を敷き詰め、その上にベントナイトブロックを挿入する。 さらに、容器外面側にリボンヒータを巻きつけ、熱電対を試験体内面、もしくはベントナ イト中に設け、温度調節器を介して所与の温度に制御する。もしくは、共通試験体全体を 恒温槽内に設置する。なお、温度制御する範囲は室温(制御なし)から、最大で 60~80℃と する。必要に応じて容器に蓋を設ける。



図 5.4.5-3 共通試験体容器製作図

共通試験体の容器内部に外径 φ100×100mmL の成型ベントナイトを挿入する。 装置内に設置する緩衝材については、ブロック型の緩衝材を用いることとした。これは、 小型の共通試験体装置内に入れる際にブロック形状の緩衝材ブロックがハンドリング性に 優れていることや、幌延にある地層処分実規模試験施設等で実規模での緩衝材ブロックが 製作されている実績もあることによる。また、地下施設での試験においても同様なブロッ ク型の緩衝材が用いられる予定であるため、同様のブロック型で試験を行うことが望まし いと考えられる。

なお、仕様決定の際には既往の研究成果を参考とし、できる限り現実的な仕様に近づける こととした。



図 5.4.5-4 ϕ 98mm(厚さ 50mm)緩衝材ブロック



図 5.4.5-5 ϕ 40mm(厚さ 5mm)緩衝材ブロック

- 5.4.6 複雑系での腐食試験まとめ
 - (1) 平成 25 年度の成果
 - 1) 複雑系での腐食試験の位置付けの設定

これまでに実施した実験室規模の単純系での腐食試験で得た知見と、実際の処分事業に おけるオーバーパックで想定される現象の違いにおよぼす条件を整理し、複雑系での腐食 試験の位置付けを設定した。その上で「工学規模試験」「小規模要素試験」「地上ラボ試 験」と課題に合わせた3つの検討方法を提示した。

2) 工学規模試験

わが国では地下調査施設での試験の実績がなく、試験系設置の技術的な困難さと共に、 複数の現象が複雑に絡み合い現象理解は容易ではないことが想定されるため、幌延 URL を活用し実際の岩盤に人工バリアシステムを構築し原位置における腐食挙動評価を行う試 験と、地上において地下試験条件を摸擬し制御した地上施設での試験計画を立案した。

立案した計画に基づき、以下の項目を実施した。

・幌延URL地下-350m調査坑道にオーバーパック溶接部腐食試験用の試験孔を掘削した。 試験環境を設定するための試験孔の性状調査を実施した。

・湿潤な地下環境、湧水がある試験孔に健全な試験系を構築するため、模擬オーバーパッ クや緩衝材を事前に組立てた後に一括で設置する方法について概念設計および工程の検討 を行ない、地上施設で実施した予備試験に合わせて設置方法の確認を行なった。

・地上/地下施設で実施する試験に必要な注水装置、模擬オーバーパック加熱装置、緩衝 材膨潤圧を受ける蓋などの付帯設備について、基本設計を実施した。

・これまでの試験と比較して非常に大型となる工学規模試験において、試験スケジュール ならびに試験条件の検討に資するため、緩衝材の飽和に要する時間を解析により評価した。 その結果オーバーパックを加熱した場合、条件によっては有限時間で飽和しない場合があ ることが明らかになった。

・複雑系での腐食試験に使用する模擬オーバーパックを製作した。母材は SFVC1 相当の 鍛造材とし、長手方向に TIG 溶接を付与した。

3) 地上ラボ試験

地上/地下試験開始に先立ち、地上における予備試験を実施し、その結果を適切に地下 試験計画及び装置設計・製作、および環境条件の設定に反映させることを目的として、地 上ラボ試験を設定した。試験の位置付けに基づき、以下の項目を実施した。

・腐食モニタリング技術および試験条件設定の妥当性等を検証し、工学規模試験をバック アップするために実施するため、基本的な条件を工学規模試験において模擬オーバーパッ クが曝露される環境と同等の環境が実現出来る試験系として、共通試験体を設計した。

・共通試験体を使用して検討する腐食モニタリング技術を抽出するため、既往の報告、な

らび一般産業界で実用化されている腐食モニタリングシステムを調査した。そして「交流 インピーダンス法」、「電気化学ノイズ法」、「好感度電気抵抗法」、「電位差法」を検 討対象として抽出した。

(2) 複雑系での腐食試験の5ヵ年計画

複雑系での腐食試験の5ヵ年の工程を表 5.4.6-1 に示す。幌延 URL で実施する工学規模試験の設置や試験の開始は、幌延 URL の施設整備や他の試験の工程と調整する必要があるが、平成26年度の中期となる見込みである。この試験の実施時期を基準に他の試験の工程を設定した。

表 5.4.6-1 複雑系での腐食試験 5年間の工程表(案)

匝項 目		年度		H25					H26			H27			H28	
	①共通試験体の設計製作	試験装置設計					1									Τ
		試験計画·装置設計														
	②腐食環境影響評価試験	試験装置設備製作									_			_	\square	1
	(温度・湿分・水負等をハラ メータとした評価・条件設定)	腐食環境影響評価試験 (H25年度のみ地下試験装置設計			ŀ	-			->			<u> </u>				+
		試験計画・装置設計						<u>\</u>								+
(1)地上ラボ試験	③庭食モニタリングシステム	試験装置設備製作			4	_	┢	<u> </u>								-
	◎ 腐 及 C =	モニタリングシステム検証試験 (H25年度のみ地下試験装置設計 に資する日的で実施)				-		7	- V		•			•		+
		試験計画·装置設計				-	1									
	 ④溶接部腐食挙動試験 (OP側の形状専因・使用溶接) 														<u> </u>	1
	材料影響等の評価・条件設	溶接部長期挙動腐食試験										¥				+
	定)	溶接部腐食モデル検討				_						\rightarrow —	V	Ì	<u> </u>	Ŧ
	①地下試験冬性横擬による	試験装置装置設計					1					-	1			
	地上試験設備の予備試験															
					<u> </u>		ÌÌ						Í			
②地下試験準拠条件によ る年単位の経時変化確認 試験(短尺の0P溶接試験 体を検討)	データ計測 (対象:短尺OP溶接試験体)															
	体を使討)									<u> </u>			¥			╈
	試験装置設置			1					_						+	
(2)小規模要素試験	③小規模要素試験(試験条	データ計測									•					5
	件変更) - その 1										-					Ŧ
		試験装置設置			-		╈						_	V		╈
	④小規模要素試験(試験条件						╈									+
	変更)−その2	, , , , , , , , , , , , , , , , , , ,			-											+
	⑤小規模要素試験(試験条件	試験装置設置			1											+
	変更)−その2 【小規模要素試験(試験条件				\mathbf{I}											+
	変更)の試験数は増減の可能						╈									+
	1生めり】	1)試験装置概念設計				-										+
	①地上での腐食試験	2) 試驗装置制作設計, 制作					V									+
	地下試験条件模擬による地	3) データ計測														+
	上动映	小学院什么什么人作			-		-									+
					+		+									_
(3) 上子規 根 試 颖		1) 武敏北設計・他上			-		1	<u> </u>							┢──┝	+
	②地下研究施設での糜食試	2) 試験装直設計・製作	 				+								\vdash	+
	験	3)試験装置設置			<u> </u>					ļ					\vdash	+
		4) データ計測			<u> </u>				•						 +	+
		5)試験体解体・分析														\bot
(4)地上・地下試験デ	ータとの比較、分析、評価		地下・地上	」 上データの適	」 宜比	較検討			└┐Ҝ	↓		⊢́		┝─ ─ -	⊢ <u></u>	



5章 参考文献

- [1] わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 地層処分研究開発第
 2次とりまとめ 分冊2 地層処分の工学技術,核燃料サイクル開発機構, JNC-TN1400 99-022, 1999
- [2] 本間信之、千葉恭彦、棚井憲治: JNC-TN8400-99-047、1999.
- [3] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成13年度 高レベル放射性廃棄物処分事 業推進調査 報告書-遠隔操作技術高度化調査-(1/2)、2002.
- [4] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成14年度 地層処分技術調査等 遠隔操 作技術高度化調査 報告書(1/2)、2003.
- [5] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成15年度 地層処分技術調査等 遠隔操 作技術高度化調査 報告書(1/2)、2004.
- [6] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成16年度 地層処分技術調査等 遠隔操 作技術高度化調査 報告書(1/2)、2005.
- [7] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成17年度 地層処分技術調査等 遠隔操 作技術高度化調査 報告書(1/3)、2006.
- [8] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成18年度 地層処分技術調査等 遠隔操 作技術高度化調査 報告書(1/2)、2007.
- [9] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成19年度 地層処分技術調査等委託費 高 レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1 分冊) -遠隔操作技術高度化開発-(1/2)、2008.
- [10] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成20年度 地層処分技術調査等委託費 高 レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1 分冊) 一遠隔操作技術高度化開発-(1/2)、2009.
- [11] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成21年度 地層処分技術調査等委託費 高 レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1 分冊) 一遠隔操作技術高度化開発-(1/2)、2010.
- [12] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成22年度 地層処分技術調査等委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1分冊) -遠隔操作技術高度化開発-、2011.
- [13] 原力整備促進・資金管理センター:平成23年度 地層処分技術調査等事業 高レベル 放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1分冊) 一遠隔操作技術高度化開発-、2012.
- [14] 平成24年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第1分冊) 一遠隔操作技術高度化開発-、原力整備促進・資金管理センター:2013.
- [15] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成 16 年度 地層処分技術調査等 バリア

機能総合調査 報告書 -人工バリア特性体系化調査-、2005.

- [16] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成17年度 地層処分技術調査等 バリア 機能総合調査 報告書 -人工バリア特性体系化調査-、2006.
- [17] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成18年度 地層処分技術調査等 バリア 機能総合調査 報告書 -人工バリア特性体系化調査-、2007.
- [18] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成19年度 地層処分技術調査等委託費 高 レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第2 分冊) -人工バリア品質評価技術の開発-、2008.
- [19] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成20年度 地層処分技術調査等委託費 高 レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第2 分冊) -人工バリア品質評価技術の開発-(1/2)、2009.
- [20] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成21年度 地層処分技術調査等委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第2分冊) -人工バリア品質評価技術の開発-(1/2)、2010.
- [21] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成22年度 地層処分技術調査等委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第2分冊) -人工バリア品質評価技術の開発-、2011.
- [22] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成23年度 地層処分技術調査等委託費 高 レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発 報告書(第2 分冊) -人工バリア品質評価技術の開発-、2012.
- [23] 平成24年度 地層処分技術調査等委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分シス テム工学要素技術高度化開発 報告書(第2分冊) ー人工バリア品質評価技術の開 発ー、原子力環境整備促進・資金管理センター、2013.
- [24] 弱アルカリ性およびアルカリ性環境における炭素鋼オーバーパックの局部腐食進展挙動、JNC TN8400 2003-016
- [25] ASTM D 1141、Standard Practice for the Preparation of Substitute Ocean Water [26] 松山晋作:遅れ破壊、日刊工業新聞社、1989
- [27] 小田治惠、柴田雅博、油井三和: JNC TN8400 99-078、1999
- [28] 原子力環境整備促進・資金管理センター:平成 19 年度 地層処分技術調査等 TRU 廃棄物処分技術 ヨウ素・炭素処理・処分技術高度化開発報告書(第2分冊)・C-14の 長期閉じこめ技術の高度化・、原環センター、2008.
- [29] 核燃料サイクル開発機構、東海事業所、熱-水-応力-化学連成試験(I)(研究報告)、 2004年2月、JNC TN8400 2003-033
- [30] OECD/NEA 2001 レポート、(翻訳資料)、2004 年 3 月、核燃料サイクル開発機構東海 事業所、放射性廃棄物処分プログラムにおける地下研究施設の役割
- [31] 幌延深地層研究計画 地下研究施設整備(第Ⅱ期)等事業 要求水準書(平成22年)

[32] 炭素鋼オーバーパックの試作、PNC TN1410 92-059、動力炉・核燃料開発事業団、1992 [33] オーバーパック設計の考え方、JNC TN8400 99-047、核燃料サイクル開発機構、1999

第6章 メカニズム解明のための腐食試験

6.1 課題の設定

単純系での腐食試験では、酸化性/還元性雰囲気での浸漬試験や、SCC 感受性評価試験など 実施し、これまでに溶接部の均一/不均一腐食、腐食速度、割れ感受性などに係わる知見を拡充 することで、製作されたオーバーパックの腐食挙動を評価してきた。

第2章で述べたように、オーバーパックの閉じ込め性は数千年から数万年以上の非常に長い期 間で要求される機能ではあるが、実際に挙動を評価出来るのは極初期の部分だけである。このよ うな初期の挙動で長期健全性を評価する場合の弊害については、第2章でも述べた通りであるが、 実際の腐食試験においても以下のような項目が課題として挙げられている。

✓ 酸化性雰囲気での浸漬試験より

本年度分析した 365 日間の浸漬試験の結果は、昨年度分析した 400 日間の結果と大きな 差が生じた。しかしながら両者の浸漬期間の差において、大きな差が生じる要因が明らか になっていない。自然浸漬試験の結果のみで工学的対策の効果を評価するには、試験点数 を増やすなどの更なる対応が必要と考えられる。今後は溶接試験体の材料因子に着目した 腐食メカニズムの観点からの評価を実施し、品質改善手法の妥当性を提示することが必要 である。

✓ 還元性雰囲気での浸漬試験より

現在実施中の還元性雰囲気での浸漬試験は、最長 10 年間の腐食挙動および腐食に伴う 水素吸収挙動の取得を目的として実施している。しかしながらオーバーパックに期待され る閉じ込め期間である 1000 年間と比較すると、ごく初期の腐食挙動を把握したに過ぎな い。今後は長期浸漬試験の適切な維持管理を実施すると共に、溶接試験体の材料因子に着 目した腐食メカニズムの観点からの評価も実施することが重要である。特に腐食に伴って 発生する水素が材料の脆化におよぼす影響については、鋼中の水素が最大でどの程度まで 上昇するのかを明らかにする必要がある。

✓ 応力腐食割れ感受性評価より

炭素鋼溶接部のSCC感受性が高くなるとされる炭酸塩/重炭酸塩環境かでの感受性評価 試験において、溶液単独の場合では濃度の低下に伴って感受性も低下し、地下処分環境で 想定される濃度ではSCC感受性は消失する。しかしながら、緩衝材共存環境では低濃度に なっても試験片にクラックなどが認められる。この現象について、緩衝材が感受性を上昇 させる因子として働いているのか、緩衝材共存環境で電圧を印加する電気化学的な加速試 験方法によるものなのか判断が出来ない。緩衝材が感受性を上昇させる要因として働くの であれば、人工バリアの長期健全性評価上重要な課題となるが、実験手法によるものであ るならば、適切な方法で再度検証を行なう必要が生じる。 以上をまとめると、以下の検討すべき項目が抽出される。

- 溶接試験体の材料因子に着目した腐食メカニズムの観点からの評価
- 鋼中水素濃度の経時変化を評価する手法
- ・ 緩衝材共存環境下における電気化学試験の手法の妥当性評価

ここに挙げた以外にもメカニズムの観点から評価すべき課題はあると考えられるが、本年度はこ れらのうち、耐食性におよぼす材料因子の影響、および腐食評価試験におよぼす緩衝材の影響か ら検討を開始した。

6.2 溶接部材料因子の影響評価

6.2.1 概要

人工バリア品質評価技術の開発において実施した溶接部の品質改善手法検討では、アーク溶接 部の選択腐食に対して、溶接材料の改良を対策技術として提示した。溶接金属に Ni を 0.25%程 度添加すると選択腐食が改善されることが実験的に示された。しかしながら Ni による改善効果 についてメカニズム解明には至っていない。

6.2.2 耐食性評価試験から課題の抽出

平成 22 年度に実施した、改良溶接材料の電気化学試験による品質改善手法の検討では、溶接 部で選択的に腐食をする部位は、多層盛り溶接時に次パスの熱影響を受けていない原質部である ことが示された。この現象は従来溶接材料では顕著であるが、Ni を添加した改良溶接材料の溶 接試験体でも生じた。このことから化学成分が同じである場合、溶接部の腐食挙動は金属組織に 依存すことが示唆された。

これまでに実施した、酸化性/還元性雰囲気での浸漬試験より、各溶接手法の特徴と腐食挙動の関係を表 6.2.2-1 にまとめた。還元性雰囲気での浸漬試験では溶接手法による腐食挙動に差はみられず、酸化性雰囲気における浸漬試験でのみ腐食の均一/不均一挙動に違いが生じた。

溶接 方法	化学成分	組織構成	酸化性雰囲気	ā	還元性雰囲気
TIG	溶接材料の 影響あり	多層盛り 原質部/再熱部	溶接部にて 選択腐食が発生		溶接部-母材間で 顕著な差は生じない
MAG	溶接材料の 影響あり	多層盛り 原質部/再熱部	溶接部にて 選択腐食が発生	溶接材料 の改良	溶接部-母材間で 顕著な差は生じない
EBW	母材と同じ	1パス 原質部	溶接部-母材間で 顕著な差は生じない		溶接部-母材間で 顕著な差は生じない

表 6.2.2-1 溶接手法ごとの浸漬試験の結果

アーク溶接手法である TIG や MAG と、EBW を比較した場合、両者の大きな違いは溶接材料の 使用による母材と溶接金属の化学成分の違い、および溶接組織の構成である。酸化性雰囲気での 浸漬試験において、EBW のみ均一な腐食挙動を示し、TIG や MAG では溶接部の選択腐食が発 生したが、これらは化学成分と組織の違いに起因するものと考えられる。一方でアーク溶接にて 生じた選択腐食は、溶接金属内での均一/不均一腐食であり、局所的な偏析を除けば化学成分に 大きな差は無いにも関わらず発生している。この2つが示唆するところは、均一/不均一腐食は 化学成分と組織の違いによって生じるものであるが、組織の違いのみでも生じることである。

化学成分と金属組織、この2つの大きな因子について溶接部の均一/不均一腐食におよぼす影響を評価するためには、両者を分離して個別に評価する必要がある。しかしながら化学成分は溶接手法に、金属組織は化学成分と入熱履歴に依存するものであり、通常の溶接方法では分離して 検討することが難しい。

6.2.3 化学成分を統一した溶接試験体の作製

アーク溶接材料の添加元素は、その溶接作業時の入熱を考慮して、目的の機械的特性が得られ るように設計されている。MAG の場合は脱酸素材としての Mn や Si が必須であるが、不活性 ガスを使用し施工する TIG の場合、溶接部の機械的特性を無視すれば、任意の化学成分の溶接 材料で施工が可能であると考えられる。また非消耗電極であるから、ホットワイヤー施工やワイ ヤの耐食性を除けば Cu コーティングも不要となる。この特性を利用して以下しめす工程で化学 成分を揃え溶接組織が異なる試験片作製法を提案する。

溶接試験体母材の調達

溶接施工性を考慮し、試験の目的に合うように母材の候補材料を選定する。

② 母材の化学成分調査

調達した母材の化学成分分析を実施する。

- ③ TIG 溶接ワイヤの作製
 ②で取得した化学成分をもつ溶接ワイヤを作製する。
- ④ TIG 溶接試験

①の母材に対して③のワイヤで TIG 溶接を施し、母材と同一の化学成分を有する多層盛 り溶接金属を得る。

⑤ EBW 溶接試験

①の母材に対し EBW を実施し、母材と同一の化学成分を有する1パスの溶接金属を得る。

このようにして取得した④と⑤に対して、組織観察および耐食性評価試験を実施し、溶接組織 の違いが腐食挙動におよぼす影響を調査する。その結果より金属組織による腐食メカニズム解明 へ展開する。



図 6.2.3-1 同一化学組成試験体の製作例方法の概要

- 6.2.4 溶接品質改善に寄与する添加元素の適用範囲の確認
 - (1) 概要

アーク溶接部で発生した選択腐食に対する工学的対策として、溶接材料にNiを少量添加す る方法を提案した。Niによる溶接の品質改善効果は、平成21年度に実施した模擬溶接金属を 使用した検討により明らかとなった[1]。この検討では、-650mVsceで100h 定電位分極を行 ない腐食減量および試験後の電位差による評価結果から、品質改善への寄与度の高い元素とし てNiが抽出し、ガルバニック腐食の観点から濃度に制限を与えた。この試験で採用した定電 位分極の条件である-650mVsce100hは、酸化性雰囲気での浸漬試験の結果を短期間で再現す るために考案したものである。この電位よりも卑な電位、貴な電位での耐食性への寄与度を明 らかにすることにより、Ni添加による品質改善手法の適用範囲および妥当性の評価を実施し た。

(2) 試験に供した材料

平成 21 年度 人工バリア品質評価技術の開発で作製した模擬溶接金属供試体を使用した[1]。 各供試体の化学組成目標値および分析値は個々の結果に示した。溶接部の模擬熱サイクルを付与 したのち 10×20mm に切断し、リード線を取付けてエポキシ樹脂で埋め、電気化学試験用試験 片を作製した。

(3) 試験方法

80℃に加温した人工海水中で空気を吹込みながら-700mV vs. SCE および-600mV vs. SCE で定電位分極を 100h 行い、試験中の電流値の経時変化を記録した。100h 経過後分極を停止し、停止直後、停止後 10 分、30 分、60 分経過後の浸漬電位を取得した。



図 6.2.4-1 定電位分極試験装置構成

(4) 試験結果

図 6.2.4-2~図 6.2.4-21 に、平成 21 年度に製作した模擬溶接金属の-700mVsce、-600mVsce での定電位分極試験の結果、および分極後の試験片の様子を示す。-600mVsceでは 100h の定 電位分極試験により表面に分厚い腐食生成物の付着がみられた。

今回実施した分極試験は空気を吹込みながら実施したため、-700mVsceのように低い電位における測定電流は酸素の還元電流の影響を強く受けている。そのため測定された電流値は低く、ほぼカソード電流となっている。今回の調査では同一条件下での電位の影響を調査することを目的としたため、-700mVsceの試験結果はこの電位における金属の溶出挙動を正確には反映していない。

(5) 試験前後の電位差

図 6.2.4-22 および図 6.2.4-23 に定電位分極後の各模擬溶接金属の電位を、図 6.2.4-21 に 示した MAG 熱影響部の電位と比較したものを示す。

					化学成	t分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i; 1.00 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 №	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
4	目標	0.10	0.20	0.50	0.005	0.010	0.05	0.01	0.000	0.00	0.01
	分析値	0.09	0.20	0.51	0.004	0.010	0.05	0.01	0.002	0.01	0.01





図 6.2.4-2 模擬溶接金属 No.1 の結果

					化学成	t分 (mas	s %)				
No.		С	Si ^{**}	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		X Si; 1.00	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
2	目標	0.10	0.60	1.00	0.005	0.010	0.25	0.10	0.050	0.25	0.01
2	分析值	0.11	0.60	1.03	0.005	0.010	0.26	0.10	0.050	0.26	0.01





図 6.2.4-3 模擬溶接金属 No.2 の結果

					化学成	达分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		X Si; 1.00	0%,Mn;1.	.00%, 1.50)%の保証論	範囲は±0.1	0%				
2	目標	0.10	1.00	1.50	0.005	0.010	0.45	0.20	0.100	0.45	0.01
3	分析値	0.10	0.99	1.54	0.005	0.010	0.47	0.22	0.100	0.46	0.02





図 6.2.4-4 模擬溶接金属 No.3 の結果
					化学成	戊分 (mas	s %)				
o Z		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		X Si; 1.00	0%,Mn;1.	.00%, 1.50)%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
4	目標	0.10	1.00	0.50	0.005	0.010	0.05	0.10	0.050	0.45	0.01
4	分析値	0.10	0.97	0.51	0.006	0.010	0.05	0.10	0.050	0.46	0.01





図 6.2.4-5 模擬溶接金属 No.4 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
o Z		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		X Si; 1.0	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
F	目標	0.10	0.20	1.00	0.005	0.010	0.25	0.20	0.100	0.00	0.01
Э	分析値	0.09	0.22	1.03	0.005	0.010	0.26	0.21	0.100	0.01	0.02





図 6.2.4-6 模擬溶接金属 No.5 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
o Z		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%		-	-	-
6	目標	0.10	0.60	1.50	0.005	0.010	0.45	0.01	0.000	0.25	0.01
0	分析値	0.10	0.61	1.52	0.005	0.010	0.47	0.02	0.002	0.25	0.01





図 6.2.4-7 模擬溶接金属 No.6 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
o Z		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		X Si; 1.00	0%,Mn;1.	.00%, 1.50)%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
7	目標	0.10	1.00	0.50	0.005	0.010	0.25	0.01	0.100	0.25	0.10
1	分析值	0.10	0.96	0.51	0.006	0.009	0.26	0.01	0.100	0.25	0.09





図 6.2.4-8 模擬溶接金属 No.7 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
o Z		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		X Si; 1.00	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
8	目標	0.10	0.20	1.00	0.005	0.010	0.45	0.10	0.000	0.45	0.10
ð	分析値	0.10	0.22	1.04	0.004	0.010	0.47	0.10	0.003	0.46	0.10





図 6.2.4-9 模擬溶接金属 No.8 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
a	目標	0.10	0.60	1.50	0.005	0.010	0.05	0.20	0.050	0.00	0.10
9	分析値	0.09	0.60	1.51	0.006	0.011	0.05	0.21	0.050	0.01	0.10





図 6.2.4-10 模擬溶接金属 No.9 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i	0%,Mn;1.	.00%, 1.50)%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
10	目標	0.10	0.20	0.50	0.015	0.010	0.45	0.20	0.050	0.25	0.01
10	分析値	0.10	0.20	0.50	0.014	0.008	0.46	0.20	0.050	0.25	0.01





図 6.2.4-11 模擬溶接金属 No.10 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		X Si; 1.00	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
44	目標	0.10	0.60	1.00	0.015	0.010	0.05	0.01	0.100	0.45	0.01
	分析値	0.10	0.61	1.05	0.016	0.011	0.05	0.01	0.100	0.47	0.01





図 6.2.4-12 模擬溶接金属 No.11 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
10	目標	0.10	1.00	1.50	0.015	0.010	0.25	0.10	0.000	0.00	0.01
12	分析值	0.10	1.01	1.53	0.015	0.011	0.27	0.10	0.003	0.01	0.02





図 6.2.4-13 模擬溶接金属 No.12 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i	0%,Mn;1.	.00%, 1.50)%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
10	目標	0.10	0.60	0.50	0.015	0.010	0.25	0.20	0.000	0.45	0.01
13	分析値	0.10	0.60	0.49	0.015	0.010	0.26	0.21	0.003	0.47	0.01





図 6.2.4-14 模擬溶接金属 No.13 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i; 1.00 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆	0%,Mn;1	.00%, 1.50)%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
4.4	目標	0.10	1.00	1.00	0.015	0.010	0.45	0.01	0.050	0.00	0.01
14	分析値	0.10	1.01	1.06	0.016	0.012	0.46	0.02	0.060	0.01	0.02





図 6.2.4-15 模擬溶接金属 No.14 の結果

					化学成	戊分 (mas	s %)				
°. Z		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02
		i	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%				
15	目標	0.10	0.20	1.50	0.015	0.010	0.05	0.10	0.100	0.25	0.01
15	分析値	0.10	0.21	1.50	0.017	0.009	0.05	0.10	0.100	0.26	0.01





図 6.2.4-16 模擬溶接金属 No.15 の結果

		化学成分 (mass %)											
°. N		С	Si [*]	Mn ^{**}	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI		
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02		
		X Si;1.00 ℃	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%						
10	目標	0.10	0.60	0.50	0.015	0.010	0.45	0.10	0.100	0.00	0.10		
16	分析値	0.10	0.60	0.52	0.015	0.011	0.47	0.10	0.110	0.01	0.09		





図 6.2.4-17 模擬溶接金属 No.16 の結果

		化学成分 (mass %)											
°. Š		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI		
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02		
		i; 1.00 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆 🔆	0%,Mn;1.	.00%, 1.50	%の保証筆	範囲は±0.1	0%						
17	目標	0.10	1.00	1.00	0.015	0.010	0.05	0.20	0.000	0.25	0.10		
17	分析値	0.10	0.95	1.00	0.016	0.009	0.05	0.21	0.001	0.25	0.09		





図 6.2.4-18 模擬溶接金属 No.17 の結果

		化学成分 (mass %)											
°. N		С	Si [*]	Mn**	S	Р	Cu	Cr	Mo	Ni	AI		
Lot		±0.01	±0.02	±0.02	±0.002	±0.005	±0.02	±0.02	±0.01	±0.02	±0.02		
10	目標	0.10	0.20	1.50	0.015	0.010	0.25	0.01	0.050	0.45	0.10		
18	分析值	0.10	0.21	1.52	0.016	0.010	0.27	0.02	0.050	0.46	0.10		





図 6.2.4-19 模擬溶接金属 No.18 の結果



図 6.2.4-20 MAG 母材の結果

time, t/min

	-700mV	-600mV
試験直後		
脱スケール		



図 6.2.4-21 MAG 熱影響部の結果



図 6.2.4-22 定電位分極後の HAZ 試験片との電位差(-600mV vs. SCE)



図 6.2.4-23 定電位分極後の HAZ 試験片との電位差(-700mV vs. SCE)

- (6) 化学成分の腐食量に与える影響度評価
- 1) 要因効果図

化学成分が腐食量に与える影響について、直交表の水準配列から各因子の水準別平均を 算出し、これをプロットすることで要因効果図を作成した。図 6.2.4-26に-600mVvs. SCE、 図 6.2.4-27に-700mV vs. SCE における腐食量に対する化学成分の影響を示した要因効果 図を示す。-600mV vs. SCE の場合、試験片の腐食量が大きいため要因効果図ではどの元 素に耐食性を改善させる効果があるのか-650mV vs. SCE ほどはっきりしない。一方、 -700mV vs. SCE の場合、最も影響が大きいのは Ni の改善方向の効果であり、その効果は 0~0.25%間で顕著であり、0.25%以上ではその効果は飽和している。

2) 分散分析·寄与率評価

前項で視覚的に確認した各化学成分の影響の有意性を検証するため、分散分析を行った。 各因子の変動Sを計算し、自由度□で割ることで分散Vを算出する。分散分析の結果を表 6.2.4·3 および表 6.2.4·4 に示した。・600mV vs. SCE では腐食量に対する各因子の効果の 寄与率のうち Ni の寄与率は約 46%であり、他の元素と比較して高いものの、耐食性改善 への寄与度は有意でないと判定された。一方、・700mV vs. SCE では腐食量に対する各因 子の効果の寄与率のうち Ni の寄与率は約 88%であり、有意であると判定された。以上の 結果より、Ni による改善効果は電位が貴にシフトし全体の腐食量が増加すると消失するこ とが示唆された。



図 6.2.4-24 熱影響部試験片との電位差(試験後)に対する化学成分の要因効果図 (-600mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験後,分極停止 30 分後)

表 6.2.4-1 熱影響部に対する電位差におよぼす化学成分の影響の分散分析表 (-600mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験後,分極停止 30 分後)

因子	変動 S	自由度 <i>φ</i>	分散 V	誤差分散 との比 <i>F</i> 。	寄与率 $ ho$ (%)	F 検定 (有意水準 95%)
Si	417.773	2	208.887	4.527	7.61%	有意ではない。
Mn	28.173	2	14.087	0.305	0.51%	有意ではない。
S	36.125	1	36.125	0.783	0.66%	有意ではない。
Cu	54.093	2	27.047	0.586	0.99%	有意ではない。
Cr	118.560	2	59.280	1.285	2.16%	有意ではない。
Мо	59.293	2	29.647	0.643	1.08%	有意ではない。
Ni	4600.693	2	2300.347	49.856	83.84%	有意である。
AI	80.253	2	40.127	0.870	1.46%	有意ではない。
誤差	92.280	2	46.140		1.68%	
合計	5487.245	17			100%	



図 6.2.4-25 熱影響部試験片との電位差(試験後)に対する化学成分の要因効果図 (-700mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験,分極停止 30 分後)

表 6.2.4-2 熱影響部に対する電位差におよぼす化学成分の影響の分散分析表

因子	変動 S	自由度 <i>φ</i>	分散 V	誤差分散 との比 <i>F</i> 。	寄与率 $ ho$ (%)	F 検定 (有意水準 95%)
Si	4556.413	2	2278.207	1.150	5.06%	有意ではない。
Mn	11004.86	2	5502.432	2.778	12.23%	有意ではない。
S	3229.401	1	3229.401	1.631	3.59%	有意ではない。
Cu	1979.203	2	989.602	0.500	2.20%	有意ではない。
Cr	2585.613	2	1292.807	0.653	2.87%	有意ではない。
Мо	4482.443	2	2241.222	1.132	4.98%	有意ではない。
Ni	57295.32	2	28647.66	14.465	63.68%	有意ではない。
AI	879.803	2	439.902	0.222	0.98%	有意ではない。
誤差	3960.861	2	1980.431		4.40%	
合計	89973.92	17			100%	

(-700mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験,分極停止 30 分後)



図 6.2.4-26 電気量から算出した腐食減量に対する化学成分の要因効果図
 (-600mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験,分極停止 30 分後)

表 6.2.4-3 電気量から算出した腐食減量におよぼす化学成分の影響の分散分析表

因子	変動 S	自由度 <i>φ</i>	分散 V	誤差分散 との比 <i>F</i> 。	寄与率 $ ho$ (%)	F 検定 (有意水準 95%)
Si	4138.020	2	2069.010	0.222	0.83%	有意ではない。
Mn	66246.936	2	33123.468	3.556	13.35%	有意ではない。
S	158.784	1	158.784	0.017	0.03%	有意ではない。
Cu	5715.965	2	2857.983	0.307	1.15%	有意ではない。
Cr	44166.217	2	22083.108	2.371	8.90%	有意ではない。
Мо	63138.523	2	31569.262	3.389	12.72%	有意ではない。
Ni	227801.30	2	113900.65	12.227	45.91%	有意ではない。
AI	66204.671	2	33102.336	3.553	13.34%	有意ではない。
誤差	18631.196	2	9315.598		3.75%	
合計	496201.61	17			100%	

(-600mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験,分極停止 30 分後)



図 6.2.4-27 電気量から算出した腐食減量に対する化学成分の要因効果図
 (-700mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験,分極停止 30 分後)

表 6.2.4・4 電気量から算出した腐食減量におよぼす化学成分の影響の分散分析表

因子	変動 S	自由度 <i>φ</i>	分散 <i>V</i>	誤差分散 との比 <i>F</i> 。	寄与率 $ ho$ (%)	F 検定 (有意水準 95%)
Si	4.749	2	2.375	0.618	1.34%	有意ではない。
Mn	6.583	2	3.291	0.857	1.86%	有意ではない。
S	0.226	1	0.226	0.059	0.06%	有意ではない。
Cu	2.305	2	1.152	0.300	0.65%	有意ではない。
Cr	12.030	2	6.015	1.566	3.39%	有意ではない。
Мо	3.622	2	1.811	0.471	1.02%	有意ではない。
Ni	312.752	2	156.376	40.705	88.24%	有意である。
AI	4.467	2	2.233	0.581	1.26%	有意ではない。
誤差	7.683	2	3.842		2.17%	
合計	354.417	17			100%	

(-700mV vs. SCE にて 100 時間定電位試験,分極停止 30 分後)

6.3 緩衝材の影響

6.3.1 応力腐食割れ感受性試験における緩衝材の影響

炭酸塩 - 重炭酸塩溶液中での応力腐食割れ感受性評価試験において、溶液単独の場合は 0.2M 以下では粒界割れが確認されず、感受性が消失した。一方、圧縮ベントナイト中で同一の試験を 実施した場合、濃度が 0.5M 以下では溶液単独の場合よりも感受性が高くなる傾向が確認された。 この事実を素直に解釈すれば、緩衝材が応力腐食割れ感受性を高めるという結論に至る。炭素鋼 の炭酸塩 - 重炭酸塩環境中での応力腐食割れ感受性自体が低いため、現状の耐食性評価試験では 定電位分極により、感受性が高くなる電位に強制的に保持した状態で引張試験を実施しており、 この電気化学的な手法により感受性が上昇していることも考えられる。

6.3.2 媒体としての緩衝材の取扱い

地層処分事業に関連する電気化学試験のこれまでの報告では、溶液環境と同一の手法を緩衝材 共存環境にも適用して評価を行っている。しかしながら溶液と緩衝材ではその性質が異なるにも 関わらず、同一の試験方法で比較をすることの妥当性については指摘はない。溶液系と比較して 緩衝材共存環境では、物質の移動抑制作用、拡散層の形成、反応生成物のバルク環境への放出な どが異なる。これらの差が耐食性評価試験における一般的な手法である電気化学試験に、どのよ うに影響をおよぼしているのか体系的に整理することが必要である。

6.3.3 媒質としての緩衝材の性状調査

(1) パラメータの整理

緩衝材はベントナイトとケイ砂を混合し、所定の密度になるように施工されたものである。 緩衝材の性能自体を決定するパラメータとしては以下のものが挙げられる。

- ·乾燥密度
- ・有効ベントナイト密度
- ・モンモリロナイト含有率
- ・緩衝材の型(Na型、Ca型、Fe化)

またオーバーパックに作用する環境は以下のものが挙げられる。

- ・厚さ(拡散層の発達に寄与する)
- 密度(物質の拡散、および飽和挙動に寄与する)
- ・飽和度(腐食挙動に必須である水の状態を示す)
- ・溶液の化学組成(緩衝材と化学的平衡状態にある間隙水が腐食に寄与する)
- (2) 評価手法の検討

円盤型の緩衝材ブロックを作製し、2つの白金電極で挟み、2電極インピーダンス測定を実施し、溶液抵抗、分極抵抗、周波数応答性などのデータを網羅的に整備する。検討に際して変化させるパラメータは乾燥密度、厚さ、溶液組成などを対象とする。

(3) 検討の進め方について

インピーダンスによる緩衝材の媒体としての性状調査の方法の概念を図 6.3.3-1 に示す。直 径1~2 cm、厚さ数ミリ程度の緩衝材を圧縮成型により作製し、体積拘束下で含水させる。 その後、2 電極で挟み込んでインピーダンス測定を実施する。



図 6.3.3-1 電気化学的な媒体としての緩衝材の性状調査イメージ

6.4 まとめ

6.4.1 全面腐食挙動におよぼす溶接部材料因子の影響

溶接部の均一/不均一腐食におよぼす材料因子の影響検討するため、以下にしめす2つの項目 を実施した。

(1) 溶接部品質改善手法の冗長性の確認

平成21年度 人工バリア品質評価技術の開発において、実験計画法により組成を検討した 模擬溶接金属を用いた定電位分極法(-650mV vs. SCE)でNiの効果を抽出した。Niの効果 が発現する電位範囲を検討するため、-700mV vs. SCE および-600mV vs. SCE での定電位分 極を行ない、Niの改善効果を抽出した-650mV vs. SCE の結果と比較した。-700mV は炭素鋼 の自然電位に近くなるため全体的に分極による溶解量は減少したものの、分散分析の結果では Niの寄与度が有意であると判定された。一方、-600mV では全般的に溶解量が大きくなり、 いずれの添加元素においても耐食性改善に有意と判定されることはなかった。

(2) 金属組織の影響評価試験の計画立案

オーバーパック溶接部の均一/不均一腐食挙動におよぼす金属組織の影響を評価するため の試験計画を立案した。

6.4.2 耐食性評価試験における緩衝材の取扱い

地層処分においてこれまでに実施された耐食性評価試験では、水溶液系での試験と同一の方法 で緩衝材共存環境での試験が行なわれている。そして両者を比較することで緩衝材の効果を評価 している。これまでに実施した応力腐食割れ感受性評価試験において、緩衝材による感受性の上 昇が確認されたが、この現象が試験手法によるものか、緩衝材の存在によるものなのか明確に判 別することが出来ないことが課題として提示されている。

この課題に対し、電気化学試験において緩衝材という媒体がどのような性質を持つのか、有効 ベントナイト密度、緩衝材の密度、飽和度、厚さなどをパラメータとして、電気化学インピーダ ンス法で基礎的なデータを取得するための試験を立案した。 6.4.3 5年間の実施計画

	H25	H26	H27	H28	H29
iv.メカニズム検討のた	計画検討	材料因子(溶接組織) の影響調査	材料因子(化学成分)の 影響調査	溶接組織と化学成分の 耐食性への影響度の比 較	材料因子を考慮した溶 接技術への工学的対策 の提示
めの腐食試験	緩衝材と腐食挙動の 関係評価 計画検討	緩衝材の密度差と電気 化学挙動の影響調査	緩衝材の密度差と電気 化学挙動の影響調査(化 学種)	緩衝材共存環境での電 気化学試験の方法論の 検討	緩衝材共存環境での電 気化学試験の妥当性評 価

6章 参考文献

[1] 平成21年度 地層処分技術調査等委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム 工学要素技術高度化開発 報告書(第2分冊) -人工バリア品質評価技術の開発-(1/2): 原子力環境整備促進・資金管理センター、2010.

第7章 まとめ

7.1 オーバーパックの健全性評価手法の構築

オーバーパックの設計要件について検討し、オーバーパックの健全な状態とは「所定の期間、 閉じ込め性を有していること」と定義した。そして、健全性評価の考え方および長期健全性評価 手法を構築する上での検討項目を構造健全性と腐食健全性に大別し、それぞれの開発課題として 提示した。

オーバーパックの閉じ込め性を確保するためには、腐食健全性と構造健全性について検討する 必要があることを示した。オーバーパックは埋設後に検査を実施することが難しいことから、埋 設後の検査を必要とせずに健全性を確保する必要がある。そのためには、埋設後の品質低下を考 慮したオーバーパックの仕様を設定し、オーバーパックの製作・施工段階で初期品質が仕様を満 足していることを確認するための管理(プロセス管理)を実施する必要がある。その仕様を設定 するためには、埋設後の時間と品質低下の関係を予測するモデルを示し、健全性評価に反映する 必要がある。しかし、現状で得られている試験データはオーバーパックの閉じ込め期間に比べる と短期間であり、それらのデータの外挿で長期間の品質の低下を予測することは難しい。腐食健 全性を確保するためには腐食メカニズムを解明し、メカニズムに基づく腐食寿命予測が必要と考 えられる。また、構造健全性を確保するためには、材料劣化を考慮した強度評価と欠陥評価の2 つが必要になり、材料劣化の予測方法について検討する必要がある。

7.2 材料の経年劣化に関する検討

原子力発電所の圧力容器を対象とした脆化予測式をオーバーパックに適用する場合には、照射 量や照射温度が適用範囲外のため課題がある。また、原子炉圧力容器支持構造物を対象とした脆 化管理方法を調査した結果、温度条件はオーバーパックと同程度であったが、中性子の線量率は オーバーパックの照射条件よりも大きかった。そして、低温・低中性子束条件下における照射脆 化の影響は、軽水炉のような高温・高中性子束の条件よりも、脆化量が大きくなる傾向が見られ た。文献調査の結果からは、低温・低照射域条件にてオーバーパックのように長期間を想定した 試験結果は見当たらなかった。

オーバーパックの照射脆化について検討を進めるためには、埋設中にガラス固化体から放出さ れる中性子やγ線により、オーバーパックにどのくらいの放射線が照射されるかを把握しておく 必要がある。燃焼計算や線量評価に使用される計算コードおよび核データライブラリは、近年更 新されており、最新の計算コードや核データでは従来よりもさらに精度が向上した線量率が計算 できると考えられる。今年度は、第2次取りまとめ当時に実施されたガラス固化体インベントリ およびオーバーパックの線量評価の計算条件を調査し、当時と同じ計算コードおよび核データを 用いて再現計算を実施した。また、一部、最新の計算コード Origen2.2-upj、MCNP-5 を用いた 再現計算も実施し、その計算結果について検討した。その結果、来年度以降に実施する予定の最 新の計算コードを用いたオーバーパックの照射線量の計算を実施できる見通しがついた。

これまでの水素脆化に関する検討では、想定されるオーバーパックの処分環境に対して、候補 材中の水素濃度が制限値を下回ることを確認し、埋設期間中に水素脆化は生じないことが示され てきた。しかし、水素の吸収量は材料組成や処分環境に依存することが報告されている。そのた め、現状の水素脆化の検討方法では、将来的にオーバーパックの材料の水素吸収量が制限値を下 回ることが保証できる環境でなければ、処分場に選定することができない。欠陥を有する構造物 の破壊の駆動力は応力拡大係数で表されるため、仮に材料の水素吸収が制限値を超える環境で破 壊靱性値が低下しても、オーバーパックの耐圧厚さを厚くし、応力を小さくすることにより応力 拡大係数が、破壊靱性値を上回らないようにすることができる。今後は、リファレンスケースの オーバーパックの想定欠陥サイズと許容される破壊靱性値の関係を把握することが重要となる。 そして、水素吸収量と破壊靱性値の低下量の関係や照射脆化と水素脆化が重畳した場合の破壊靱 性値の低下などについて検討する必要があると考えられる。

7.3 超音波探傷による欠陥測定精度向上に関する検討

オーバーパックへの適用を想定した PhA 法において潜在的に含まれる欠陥高さの測定誤差を 超音波エコーシミュレーションにより評価した結果、欠陥深さ位置が 110 mm より浅い範囲で は概ね±1 mm 程度と評価された。一方、深さ 190 mm の欠陥に対して、誤差の絶対値が最大 で 1.6mm となる場合があった。ここで評価した高さ測定誤差は、理想的な状態での誤差であり 過去に取得したデータの評価あるいは今後取得するデータの評価において精度目標の参考にな る数値と考えられる。一方、断面マクロ調査による実際の測定と PhA 法による欠陥高さの測定 値を比較した結果、2 mm より大きい欠陥については全て PhA 法で検出することができた。た だし、欠陥高さの定量性は必ずしも良くはなかった。また、近くにある 2 つの欠陥を PhA 法で は分離することが難しかった。PhA 法では、欠陥の形状や測定環境等に起因する不確定要素の ために誤差が大きくなると考えられる。また、深い位置の欠陥に対する誤差低減策の検討や試験 などによる精度の確認を今後検討することが重要と考えられる。

7.4 現象理解のための腐食試験

- **7.4.1** 単純系での腐食試験
 - (1) 酸化性雰囲気での浸漬試験

Niを 0.15%添加した改良溶接材料 B について溶接試験体の自然浸漬試験を実施し、溶接部 の選択腐食に対する品質改善効果を確認した。浸漬 365 日間の試験片を評価した結果、HLW 第2次取りまとめで示された母材の最大腐食深さの推定値、従来材料を使用した MAG 溶接部 の最大腐食深さを下回り、改善効果が確認出来た。しかしながら昨年度実施した浸漬 400 日 間の結果と大きな差が生じたことから、自然浸漬試験の結果のみで工学的対策の効果を評価す るには、試験点数を増やすなどの更なる対応が必要と考えられる。今後は溶接試験体の材料因 子に着目した腐食メカニズムの観点からの評価を実施し、品質改善手法の妥当性を提示するこ とが必要である。

(2) 還元性雰囲気での浸漬試験

本年度は長期浸漬試験の維持・管理を実施した。現在実施中の還元性雰囲気での浸漬試験は、 最長 10 年間の腐食挙動および腐食に伴う水素吸収挙動の取得を目的として実施している。し かしながらオーバーパックに期待される閉じ込め期間である 1000 年間と比較すると、ごく初 期の腐食挙動を把握したに過ぎない。今後は長期浸漬試験の適切な維持管理を実施すると共に、 溶接試験体の材料因子に着目した腐食メカニズムの観点からの評価も実施することが重要で ある。

応力腐食割れ

緩衝材中における定荷重条件下での SCC の生起を確認するため、引張強さ付近まで予め 荷重を付与した状態から定電位分極を実施した。最長 56 日間の定荷重試験中には試験片 は破断しなかった。試験後の表面観察の結果は還元性雰囲気の浸漬試験片と同等であり、 クラックの発生より、溶解が優先的に生じたことが示唆された。

2) 代替材料の耐食性評価

Ti 合金の長期腐食挙動を把握するために、6年浸漬後の水素ガス発生量、試験片の水素 吸収量測定、表面分析および溶液の分析を行った。腐食に伴って発生した水素のおよそ 99%がチタン鋼中に吸収されることがわかった。また水素ガス発生量および水素吸収量か ら求めたチタンの6年後の等価腐食速度は温度依存性が認めら、初期の腐食速度である0.5 年の等価腐食速度のと比較して約1/6~1/10となった。

7.4.2 複雑系での腐食試験

(1) 複雑系での腐食試験の位置付けの設定

これまでに実施した実験室規模の単純系での腐食試験で得た知見と、実際の処分事業におけるオーバーパックで想定される現象の違いにおよぼす条件を整理し、複雑系での腐食試験の位置付けを設定した。その上で「工学規模試験」「小規模要素試験」「地上ラボ試験」と課題に合わせた3つの検討方法を提示した。

(2) 工学規模試験

わが国では地下調査施設での試験の実績がなく、試験系設置の技術的な困難さと共に、複数 の現象が複雑に絡み合い現象理解は容易ではないことが想定されるため、幌延 URL を活用し 実際の岩盤に人工バリアシステムを構築し原位置における腐食挙動評価を行う試験と、地上に おいて地下試験条件を摸擬し制御した地上施設での試験計画を立案した。

立案した計画に基づき、以下の項目を実施した。

・幌延 URL 地下-350m 調査坑道にオーバーパック溶接部腐食試験用の試験孔を掘削した。試 験環境を設定するための試験孔の性状調査を実施した。

・湿潤な地下環境、湧水がある試験孔に健全な試験系を構築するため、模擬オーバーパックや 緩衝材を事前に組立てた後に一括で設置する方法について概念設計および工程の検討を行な い、地上施設で実施した予備試験に合わせて設置方法の確認を行なった。

 ・地上/地下施設で実施する試験に必要な注水装置、模擬オーバーパック加熱装置、緩衝材膨 潤圧を受ける蓋などの付帯設備について、基本設計を実施した。

・これまでの試験と比較して非常に大型となる工学規模試験において、試験スケジュールなら びに試験条件の検討に資するため、緩衝材の飽和に要する時間を解析により評価した。その結 果オーバーパックを加熱した場合、条件によっては有限時間で飽和しない場合があることが明 らかになった。

・複雑系での腐食試験に使用する模擬オーバーパックを製作した。母材はSFVC1相当の鍛造 材とし、長手方向にTIG 溶接を付与した。

(3) 地上ラボ試験

地上/地下試験開始に先立ち、地上における予備試験を実施し、その結果を適切に地下試験 計画及び装置設計・製作、および環境条件の設定に反映させることを目的として、地上ラボ試 験を設定した。試験の位置付けに基づき、以下の項目を実施した。

・腐食モニタリング技術および試験条件設定の妥当性等を検証し、工学規模試験をバックアッ プするために実施するため、基本的な条件を工学規模試験において模擬オーバーパックが曝露 される環境と同等の環境が実現出来る試験系として、共通試験体を設計した。

・共通試験体を使用して検討する腐食モニタリング技術を抽出するため、既往の報告、ならび
 一般産業界で実用化されている腐食モニタリングシステムを調査した。そして「交流インピーダンス法」、「電気化学ノイズ法」、「好感度電気抵抗法」、「電位差法」を検討対象として
 抽出した。

7.5 腐食メカニズム解明のための腐食試験

腐食健全性評価手法の構築のため、腐食メカニズムの解明のための試験計画を立案した。

7.5.1 全面腐食挙動におよぼす溶接部材料因子の影響

溶接部の均一/不均一腐食におよぼす材料因子の影響検討するため、以下にしめす2つの項目 を実施した。

(1) 溶接部品質改善手法の冗長性の確認

平成 21 年度 人工バリア品質評価技術の開発において、実験計画法により組成を検討した 模擬溶接金属を用いた定電位分極法(-650mV vs. SCE)で Ni の効果を抽出した。Ni の効果 が発現する電位範囲を検討するため、-700mV vs. SCE および-600mV vs. SCE での定電位分 極を行ない、Ni の改善効果を抽出した-650mV vs. SCE の結果と比較した。-700mV は炭素鋼 の自然電位に近くなるため全体的に分極による溶解量は減少したものの、分散分析の結果では Ni の寄与度が有意であると判定された。一方、-600mV では全般的に溶解量が大きくなり、 いずれの添加元素においても耐食性改善に有意と判定されることはなかった。 (2) 金属組織の影響評価試験の計画立案

オーバーパック溶接部の均一/不均一腐食挙動におよぼす金属組織の影響を評価するため の試験計画を立案した。

7.5.2 耐食性評価試験における緩衝材の取扱い

地層処分においてこれまでに実施された耐食性評価試験では、水溶液系での試験と同一の方法 で緩衝材共存環境での試験が行なわれている。そして両者を比較することで緩衝材の効果を評価 している。これまでに実施した応力腐食割れ感受性評価試験において、緩衝材による感受性の上 昇が確認されたが、この現象が試験手法によるものか、緩衝材の存在によるものなのか明確に判 別することが出来ないことが課題として提示されている。

この課題に対し、電気化学試験において緩衝材という媒体がどのような性質を持つのか、有効 ベントナイト密度、緩衝材の密度、飽和度、厚さなどをパラメータとして、電気化学インピーダ ンス法で基礎的なデータを取得するための試験を立案した。