

平成 27 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 28 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 27 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－オーバーパッカ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 27 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
◎	第 1 分冊	処分システム工学確証技術開発 人工バリア品質／健全性評価手法の構築－オーバーパック
	第 2 分冊	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 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築
	第 4 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 5 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	はじめに	1-1
1.1	処分システム工学確証技術開発	1-1
1.1.1	背景および目的	1-1
1.1.2	研究開発項目の相互関係と年度目標	1-1
1.1.3	平成27年度の実施内容	1-4
1.2	人工バリア品質／健全性評価手法の構築ーオーバーパック	1-5
1.2.1	オーバーパックに関する既往の研究開発成果	1-5
1.2.2	研究開発課題	1-11
1.2.3	研究開発計画	1-12
1.2.4	平成27年度の実施項目	1-15
第2章	オーバーパック健全性評価手法の構築	2-17
2.1	オーバーパックの設計要件および健全性評価の考え方	2-17
2.1.1	荷重条件	2-19
2.1.2	オーバーパックの破損要因	2-21
2.2	腐食評価	2-22
2.2.1	寿命評価における前提条件	2-22
2.2.2	これまでの腐食評価に関する研究開発	2-23
2.2.3	腐食現象に影響をおよぼす因子	2-24
2.2.4	腐食評価の考え方	2-27
2.3	構造評価	2-28
2.3.1	材料劣化事象の検討	2-28
2.3.2	構造評価の考え方	2-29
2.3.3	構造評価に関する研究開発課題の整理	2-34
2.4	まとめ	2-36
2.4.1	腐食評価	2-36
2.4.2	構造評価	2-36
第3章	現象理解の腐食試験	3-1
3.1	全体概要	3-1
3.2	課題の設定	3-1
3.2.1	オーバーパック長期健全性における腐食の位置付け	3-1
3.2.2	室内試験と実際の処分事業との違い	3-2
3.2.3	腐食試験の位置付け	3-4
3.3	単純系での腐食試験	3-7
3.3.2	酸化性雰囲気での浸漬試験	3-12
3.3.3	低酸素雰囲気での浸漬試験	3-14
3.3.4	応力腐食割れ	3-17

3.3.5	水素脆化 .....	3-19
3.3.6	代替材料（チタン） .....	3-20
3.4	複雑系での腐食試験 .....	3-47
3.4.1	幌延 URL における工学規模試験 .....	3-47
3.4.2	地上施設における工学規模試験の実施 .....	3-54
3.4.3	加熱装置の設計、製作、設置.....	3-74
3.5	小規模要素試験 .....	3-99
3.5.1	経時変化確認試験 .....	3-99
3.5.2	不均質条件試験 .....	3-108
3.6	試験データの評価 .....	3-132
3.6.1	工学規模試験 .....	3-132
3.6.2	小規模要素試験 .....	3-183
3.6.3	地上ラボ試験（3 電極式腐食センサの性能確認試験） .....	3-203
3.7	腐食計測技術の適用性確認調査 .....	3-214
3.7.1	腐食計測技術の適用性確認調査概要.....	3-214
3.7.2	薄膜レジストメトリー法.....	3-214
3.7.3	直流電位差法 .....	3-232
3.7.4	インピーダンス(EIS)法.....	3-244
3.8	まとめ .....	3-267
第 4 章	溶接部の限界き裂寸法 .....	4-1
4.1	背景および目的.....	4-1
4.2	平成 26 年度までの実施概要 .....	4-2
4.3	平成 27 年度の検討手順.....	4-3
4.4	平蓋形状のオーバーパックの溶接部の残留応力解析 .....	4-4
4.4.1	溶接部残留応力の解析.....	4-4
4.4.2	溶接部の残留応力低減解析 .....	4-13
4.5	平蓋形状のオーバーパックの溶接深さおよび限界き裂寸法 .....	4-24
4.5.1	解析モデルおよび解析条件 .....	4-24
4.5.2	溶接深さに関する解析.....	4-25
4.5.3	限界き裂寸法に関する解析 .....	4-36
4.6	まとめ .....	4-56
4.6.1	溶接部残留応力および低減効果の検討.....	4-56
4.6.2	溶接深さに関する解析.....	4-56
4.6.3	き裂先端の $K$ 値解析 .....	4-56
第 5 章	炭素鋼の脆化量予測に関する検討 .....	5-1
5.1	背景および目的.....	5-1
5.2	研究開発計画 .....	5-2
5.3	平成 26 年度までの実施概要 .....	5-3

5.4	オーバーパック照射脆化予測モデルの構築	5-6
5.4.1	脆化予測モデル構築の方針	5-6
5.4.2	照射欠陥の濃度の照射条件依存性	5-6
5.4.3	欠陥クラスタの熱的安定性	5-9
5.4.4	銅原子クラスタ核生成プロセスのモンテカルロシミュレーション	5-16
5.5	炭素鋼の脆化因子に関する試験	5-23
5.5.1	試験計画の立案	5-23
5.5.2	試験スケジュール	5-41
5.5.3	試験体の作製	5-44
5.5.4	炭素鋼の脆化因子の分析	5-57
5.6	オーバーパックの照射線量の検討	5-101
5.6.1	オーバーパック照射線量におよぼす使用済燃料の冷却期間の影響	5-101
5.7	まとめ	5-111
5.7.1	オーバーパック脆化予測モデルの構築	5-111
5.7.2	炭素鋼の脆化に関する試験	5-111
5.7.3	オーバーパック照射線量におよぼす使用済燃料の冷却期間の影響	5-111
第6章	溶接部非破壊検査技術の信頼性向上に関わる開発	6-1
6.1	背景および目的	6-1
6.2	平成26年度までの研究開発成果	6-2
6.3	研究開発計画	6-3
6.3.1	研究開発計画の改定	6-3
6.3.2	平成27年度の実施内容	6-7
6.4	欠陥寸法および位置の測定精度向上に関する検討	6-7
6.4.1	目的	6-7
6.4.2	実施概要	6-7
6.4.3	解析条件および解析モデル	6-7
6.4.4	超音波エコーシミュレーション結果	6-12
6.4.5	超音波探傷試験条件	6-15
6.4.6	超音波探傷試験結果	6-18
6.4.7	測定精度向上策に対する評価	6-36
6.5	近接欠陥の分解能に関する検討	6-36
6.5.1	目的	6-36
6.5.2	実施概要	6-36
6.5.3	解析方法および解析モデル	6-37
6.5.4	超音波エコーシミュレーション結果	6-38
6.5.5	超音波探傷試験方法	6-41
6.5.6	超音波探傷試験結果	6-41
6.5.7	近接欠陥の分解能向上に関する評価	6-44

6.6	まとめ .....	6-44
第7章	まとめ.....	7-1
7.1	オーバーパック健全性評価手法の構築 .....	7-1
7.2	現象理解の腐食試験 .....	7-1
7.3	溶接部の限界き裂寸法.....	7-2
7.4	炭素鋼の脆化量予測 .....	7-2
7.5	超音波探傷試験による欠陥寸法の定量化.....	7-3

## 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 .....	1-2
図 1.2.1-1	遠隔高度化開発ー溶接・検査技術の成果[2] .....	1-7
図 1.2.1-2	人工バリア品質評価技術の開発ーオーバーパットの成果[2].....	1-9
図 1.2.1-3	構築した溶接・検査システム例 (TIG 落とし蓋構造) [4] .....	1-10
図 1.2.1-4	処分システム工学要素技術高度化開発の成果 .....	1-11
図 1.2-1	オーバーパットの健全性確保の考え方 .....	2-17
図 2.1-2	オーバーパットの安全確保のための要件の整理.....	2-19
図 2.2.2-1	酸化性雰囲気での浸漬試験による TIG 溶接試験片の選択腐食 .....	2-24
図 2.2.3-1	オーバーパットの腐食に寄与する因子の例.....	2-24
図 2.2.3-2	オーバーパットー緩衝材界面の環境の模式図 .....	2-26
図 2.2.3-3	オーバーパット溶接部の不均一性 .....	2-27
図 2.2.3-4	MAG 溶接部の選択腐食における溶接材料への Ni 添加の効果.....	2-27
図 2.3.2-1	軟鋼の応力ひずみ線図の模式図 .....	2-30
図 2.3.2-2	応力拡大係数と限界き裂寸法の関係の模式図 .....	2-31
図 2.3.2-3	オーバーパットの構造評価のフローチャート .....	2-32
図 2.3.2-4	オーバーパットの強度評価のフローチャート .....	2-33
図 2.3.2-5	オーバーパットの欠陥評価フローチャート .....	2-34
図 2.3.3-1	構造評価に関する研究開発課題の整理 .....	2-35
図 3.2.1-1	オーバーパットの候補材料の選定フロー .....	3-2
図 3.2.3-1	現象理解のための各腐食試験の位置付け .....	3-5
図 3.2.3-1	炭素鋼の腐食シナリオ.....	3-8
図 3.3.2-1	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.....	3-14
図 3.3.3-1	還元性雰囲気における平均腐食速度の推移.....	3-15
図 3.3.3-2	低酸素雰囲気での長期浸漬試験の実施状況 (TIG) .....	3-16
図 3.3.3-3	低酸素雰囲気での長期浸漬試験の実施状況 (MAG) .....	3-16
図 3.3.3-4	低酸素雰囲気での長期浸漬試験の実施状況 (EBW) .....	3-17
図 3.3.4-1	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..	3-18
図 3.3.5-1	還元性雰囲気における平均腐食速度の推移.....	3-20
図 3.3.6-1	チタンオーバーパットの腐食因果時系列系統図[1] .....	3-22
図 3.3.6-2	アンプル外観 (平成 20 年度浸漬開始時) [12].....	3-24
図 3.3.6-3	試験片外観 (平成 20 年度浸漬開始前) [12] .....	3-24
図 3.3.6-4	浸漬試験 (6 年) 後のチタン試験片の外観.....	3-26
図 3.3.6-5	水素ガス発生量および水素吸収量より求めた等価腐食速度の経時変化.....	3-27
図 3.3.6-6	水素ガス発生量と水素吸収量の和より求めた等価腐食速度の経時変化.....	3-28
図 3.3.6-7	チタン試験片の SIMS 分析結果 (純 Ti 母材) .....	3-30
図 3.3.6-8	チタン試験片の SIMS 分析結果 (純 Ti 溶接金属) .....	3-31

図 3.3.6-9	チタン試験片の SIMS 分析結果 (Ti-0.15pd 母材)	3-32
図 3.3.6-10	チタン試験片の SIMS 分析結果 (Ti-0.15pd 溶接金属)	3-33
図 3.3.6-11	チタン試験片の SIMS 分析結果 (水素濃度分布)	3-34
図 3.3.6-12	被膜観察用試験片の外観	3-35
図 3.3.6-13	チタン酸化被膜の断面観察位置	3-36
図 3.3.6-14	チタン酸化被膜断面試料作製方法	3-36
図 3.3.6-15	CP 加工部の SEM 像の例	3-37
図 3.3.6-16	チタン試料断面のマイクロ組織観察位置	3-38
図 3.3.6-17	SEM 観察および EDX 分析結果 (①純 Ti、母材)	3-40
図 3.3.6-18	SEM 観察および EDX 分析結果 (②純 Ti、溶接金属)	3-41
図 3.3.6-19	SEM 観察および EDX 分析結果 (③Ti-Pd、母材)	3-42
図 3.3.6-20	SEM 観察および EDX 分析結果 (④Ti-Pd、溶接金属)	3-43
図 3.3.6-21	断面マイクロ組織観察結果 (①純 Ti、母材)	3-44
図 3.3.6-22	断面マイクロ組織観察結果 (②純 Ti、溶接金属)	3-45
図 3.3.6-23	断面マイクロ組織観察結果 (③Ti-0.15Pb、母材)	3-45
図 3.3.6-24	断面マイクロ組織観察結果 (④Ti-0.15Pb、溶接金属)	3-45
図 3.4.1-1	地上施設工学規模試験装置と幌延 URL の工学規模試験装置	3-47
図 3.4.1-2	地下工学規模試験装置 想定される気相の形成	3-48
図 3.4.1-3	幌延工学規模試験装置 腐食試験装置製作図 (赤枠:上蓋); 改造前	3-49
図 3.4.1-4	幌延工学規模試験装置 腐食試験装置製作図 (上蓋); 改造後	3-49
図 3.4.1-5	地下工学規模試験装置 新設したベント管	3-50
図 3.4.1-6	上蓋交換作業フロー	3-51
図 3.4.2-1	地上工学規模試験装置 オーバーパック腐食試験体	3-55
図 3.4.2-2	地上工学規模試験装置 緩衝材ブロックの寸法・形状	3-56
図 3.4.2-3	地上工学規模試験装置 センサー設置位置	3-59
図 3.4.2-4	地上工学規模試験装置 センサー、試験片の設置間隔	3-60
図 3.4.2-5	地上工学規模試験装置 含水率センサー設置間隔	3-60
図 3.4.2-6	幌延地下水 (試験孔 1) の地下水組成	3-62
図 3.4.2-7	幌延地下水 (試験孔 1) の pH	3-62
図 3.4.2-8	地下水の気泡	3-63
図 3.4.2-9	OP 腐食試験装置の組立方法の検討(その 1)	3-65
図 3.4.2-10	OP 腐食試験装置の組立方法の検討(その 2)	3-66
図 3.4.2-11	OP 腐食試験装置の組立方法の検討(その 3)	3-67
図 3.4.2-12	地上工学規模試験装置 加水ベントナイトによるセンサーの充填	3-68
図 3.4.2-13	地上工学規模試験装置 無加水ベントナイトによるセンサーの充填	3-69
図 3.4.2-14	地上工学規模試験装置 注水量の経時変化	3-71
図 3.4.2-15	地上工学規模試験装置 砂層置き換え作業	3-71
図 3.4.2-16	砂層の ACM センサーの出力の経時変化	3-72

図 3.4.2-17	地上工学規模試験装置 ベントナイト層除去範囲	3-72
図 3.4.2-18	地上工学規模試験装置 ベントナイト層除去後	3-73
図 3.4.2-19	地上工学規模試験装置 砂層置き換え後	3-73
図 3.4.2-20	117 日試験後の砂層の ACM センサー	3-74
図 3.4.3-1	オーバーパック加熱用ヒーターの計算モデル	3-75
図 3.4.3-2	OP 試験体埋込型 3 電極センサーの樹脂部形状と熱電対の計測位置	3-76
図 3.4.3-3	ヒーター外形図	3-84
図 3.4.3-4	制御盤外形図	3-84
図 3.4.3-5	取り付けフランジ部 (据付後上部側)	3-86
図 3.4.3-6	取り付けフランジ部 (据付後下部側)	3-86
図 3.4.3-7	ヒーター部全体 (据付後上部側から俯瞰)	3-86
図 3.4.3-8	制御盤内部 (全体)	3-86
図 3.4.3-9	実施場所 平面図 (試験坑道 5) (深度 350m 坑道)	3-89
図 3.4.3-10	OP 上部断面 (基準点の健全性確認)	3-90
図 3.4.3-11	OP 上部断面 (基準点の健全性確認)	3-90
図 3.4.3-12	ヒーター取付作業	3-91
図 3.4.3-13	伝熱オイル充填作業	3-92
図 3.4.3-14	オイル充填・フランジ再取り付け後の外観	3-92
図 3.4.3-15	工学規模試験装置全体の外観 (ヒータシステム設置後)	3-98
図 3.5.1-1	工学規模試験装置と経時変化確認試験 (小規模要素試験) の対応	3-100
図 3.5.1-2	経時変化確認試験装置の構成	3-101
図 3.5.1-3	経時変化確認試験 装置外観	3-101
図 3.5.1-4	OP 試験片の形状図及び採取 (70mm 幅) 方法	3-102
図 3.5.1-5	経時変化確認試験用ベントナイトブロック	3-102
図 3.5.1-6	計測フローチャート	3-104
図 3.5.1-7	軸方向測定位置	3-105
図 3.5.1-8	倣い測定方向測定位置	3-105
図 3.5.1-9	初期形状の測定結果 (1)	3-106
図 3.5.1-10	初期形状の測定結果 (2)	3-106
図 3.5.1-11	試料全体の 3 次元形状計測結果に基づくヒストグラム	3-107
図 3.5.1-12	母材部分の 3 次元形状計測結果に基づくヒストグラム	3-107
図 3.5.1-13	熱変色部の 3 次元形状計測結果に基づくヒストグラム	3-108
図 3.5.1-14	溶接金属部分の 3 次元形状計測結果に基づくヒストグラム	3-108
図 3.5.2-1	小規模試験装置イメージ	3-109
図 3.5.2-2	小規模要素試験の不均質条件試験装置概要図	3-109
図 3.5.2-3	不均質条件試験装置 オーバーパック腐食試験体	3-110
図 3.5.2-4	計測フローチャート	3-111
図 3.5.2-5	軸方向測定位置	3-111

図 3.5.2-6	周方向測定位置.....	3-112
図 3.5.2-7	初期形状の測定結果 .....	3-112
図 3.5.2-8	試料全体の 3次元形状計測結果に基づくヒストグラム .....	3-113
図 3.5.2-9	母材部分の 3次元形状計測結果に基づくヒストグラム .....	3-114
図 3.5.2-10	熱変色部の 3次元形状計測結果に基づくヒストグラム .....	3-114
図 3.5.2-11	溶接金属部分の 3次元形状計測結果に基づくヒストグラム .....	3-115
図 3.5.2-12	OP 試験体形状に基づくマトリクスコンター図.....	3-116
図 3.5.2-13	不均質条件試験装置 ヒーター外形図 .....	3-117
図 3.5.2-14	不均質条件試験装置 ヒーター制御盤外形図 .....	3-117
図 3.5.2-15	不均質条件試験装置 緩衝材ブロックの寸法・形状 .....	3-118
図 3.5.2-16	不均質条件試験装置 緩衝材ブロック加工(赤枠:スリット部).....	3-119
図 3.5.2-17	ブロック幾何形状による誤差.....	3-121
図 3.5.2-18	処分坑道トンネル断面方向の隙間のイメージ .....	3-121
図 3.5.2-19	オーバーパックに到達するブロックの間の隙間(縦置き定置方式).....	3-122
図 3.5.2-20	実規模緩衝材ブロック定置作業検討例 .....	3-123
図 3.5.2-21	ブロックのズレの例 .....	3-123
図 3.5.2-22	模擬処分孔への定置 (5段) [18].....	3-124
図 3.5.2-23	不均質条件試験装置 センサー設置位置 .....	3-126
図 3.5.2-24	不均質条件試験装置 装置設置検討.....	3-128
図 3.5.2-25	不均質条件試験装置 加水ベントナイトによるセンサーの充填.....	3-129
図 3.5.2-26	不均質条件試験装置 無加水ベントナイトによるセンサーの充填 .....	3-129
図 3.5.2-27	不均質条件試験 積算給水量.....	3-131
図 3.6.1-1	幌延工学規模試験装置 センサー配置図(幌延工学規模試験装置).....	3-134
図 3.6.1-2	地下工学規模試験装置 含水率センサー設置間隔.....	3-135
図 3.6.1-3	地下水分析結果.....	3-136
図 3.6.1-4	pH 結果.....	3-137
図 3.6.1-5	Na と Cl 濃度の比較.....	3-137
図 3.6.1-6	Na と Ca 濃度の比較.....	3-137
図 3.6.1-7	Na と IC 濃度の比較 .....	3-138
図 3.6.1-8	Ca と IC 濃度の比較.....	3-138
図 3.6.1-9	GB 内での Eh 計の検証試験結果 .....	3-139
図 3.6.1-10	地下工学規模試験 地下水の Eh 測定結果 .....	3-140
図 3.6.1-11	地下工学規模試験 地下水の pH 測定結果 .....	3-141
図 3.6.1-12	地下工学規模試験 腐食速度の経時変化 (3 電極式腐食センサー) .....	3-142
図 3.6.1-13	地下工学規模試験 溶接試験体電位 (亜鉛照合電極基準) の経時変化....	3-143
図 3.6.1-14	電位測定箇所の様式図.....	3-144
図 3.6.1-15	電位測定結果 (カード型ポテンショスタット使用) .....	3-145
図 3.6.1-16	接続先コンセント (3 極アース式) .....	3-145

図 3.6.1-17	2 極変換アダプタ適用後.....	3-146
図 3.6.1-18	電位測定画面（データロガー付属ソフトウェア） .....	3-146
図 3.6.1-19	エレクトロメータ測定状況 .....	3-147
図 3.6.1-20	電位測定画面 .....	3-147
図 3.6.1-21	水中に設置されたステンレス鋼製溶接構造物の腐食モニタリング[23].....	3-150
図 3.6.1-22	電気化学測定装置の組立図[25].....	3-151
図 3.6.1-23	埋設式亜鉛照合電極の構造、および、設置状況（模式図） [26].....	3-151
図 3.6.1-24	亜鉛照合電極性能確認試験結果(平成 26 年度成果).....	3-151
図 3.6.1-25	Fe-H <sub>2</sub> O 系の電位-pH 図および Fe の電位(E <sub>corr</sub> ) -pH 関係[27].....	3-152
図 3.6.1-26	地下埋設環境での模擬 OP の電位の経時変化(～90 日).....	3-153
図 3.6.1-27	試験イメージ図.....	3-154
図 3.6.1-28	試験終了後の試験片 .....	3-155
図 3.6.1-29	試験終了後の ACM センサー .....	3-156
図 3.6.1-30	ACM センサーの出力の経時変化(GB).....	3-156
図 3.6.1-31	試験終了後の試験片 .....	3-157
図 3.6.1-32	試験片取り出し後の緩衝材 .....	3-157
図 3.6.1-33	ACM センサーの出力の経時変化（大気下） .....	3-158
図 3.6.1-34	ACM センサーの出力.....	3-158
図 3.6.1-35	地下工学規模試験 ACM センサー測定結果.....	3-159
図 3.6.1-36	地下工学規模試験 ACM センサー測定結果（腐食速度） .....	3-160
図 3.6.1-37	地下工学規模試験 3 電極センサー近傍温度測定結果.....	3-160
図 3.6.1-38	地下工学規模試験 温度測定値の経時変化（試験開始後から全点） .....	3-161
図 3.6.1-39	試験体内の温度分布の比較 .....	3-162
図 3.6.1-40	地下工学規模試験 温度測定値の経時変化.....	3-162
図 3.6.1-41	地下工学規模試験 砂層中の土圧測定結果.....	3-163
図 3.6.1-42	地下工学規模試験 ヒーター使用後の砂層中の土圧測定結果.....	3-164
図 3.6.1-43	地下工学規模試験 含水率と土圧の比較（試験開始後から全点） .....	3-164
図 3.6.1-44	地下工学規模試験 緩衝材中の含水率測定結果.....	3-165
図 3.6.1-45	地下工学規模試験 腐食速度測定値の比較.....	3-166
図 3.6.1-46	地上工学規模試験装置 センサー配置図(大洗工学規模試験装置).....	3-169
図 3.6.1-47	地上工学規模試験装置 センサー、試験片の設置間隔（再掲） .....	3-170
図 3.6.1-48	地上工学規模試験装置 含水率センサー設置間隔（再掲） .....	3-170
図 3.6.1-49	模擬地下水組成の経時変化 .....	3-172
図 3.6.1-50	Ca <sup>+</sup> と CO <sub>3</sub> <sup>2-</sup> の沈殿量（計算値） .....	3-172
図 3.6.1-51	pH の経時変化.....	3-173
図 3.6.1-52	Eh の経時変化.....	3-173
図 3.6.1-53	地上工学規模試験装置 腐食速度の経時変化（3 電極式腐食センサー） .	3-174
図 3.6.1-54	地上工学規模試験装置 溶接試験体電位の経時変化 .....	3-174

図 3.6.1-55	地上工学規模試験装置 ACM センサー測定結果 .....	3-175
図 3.6.1-56	地上工学規模試験 ACM センサー測定結果.....	3-176
図 3.6.1-57	地上工学規模試験と大気下での検証試験の ACM センサー出力比較 .....	3-176
図 3.6.1-58	地上工学規模試験 緩衝材中の温度測定結果 .....	3-177
図 3.6.1-59	地上工学規模試験 砂層中の土圧測定結果.....	3-178
図 3.6.1-60	地下工学規模試験 含水率と土圧の比較 .....	3-178
図 3.6.1-61	地上工学規模試験 緩衝材中の含水率測定結果.....	3-179
図 3.6.1-62	地上工学規模試験 腐食速度比較(下部).....	3-180
図 3.6.1-63	地上工学規模試験 腐食速度比較(中央部) .....	3-180
図 3.6.1-64	地上工学規模試験 腐食速度比較(上部).....	3-181
図 3.6.1-65	地上工学規模試験 腐食速度の比較 (ACM、交流インピーダンス) .....	3-181
図 3.6.1-66	工学規模試験 試験装置溶液中 pH 比較.....	3-182
図 3.6.1-67	地下工学規模試験 腐食速度の比較 (再掲) .....	3-183
図 3.6.2-1	経時変化確認試験外観.....	3-184
図 3.6.2-2	経時変化確認試験外観 (拡大) .....	3-184
図 3.6.2-3	経時変化確認試験外観 (炭素鋼試験体) .....	3-185
図 3.6.2-4	窒素パージした簡易グローブバック中での作業状況 .....	3-187
図 3.6.2-5	注水後 50 日経過時点でのベントナイトのボーリング状況.....	3-187
図 3.6.2-6	注水後 50 日経過時点での圧縮ベントナイトブロックの含水状況.....	3-188
図 3.6.2-7	含水率センサーによる相対湿度の測定結果.....	3-189
図 3.6.2-8	経時変化確認試験の注水後 50 日経過時点に取り出した試験片の状況.....	3-190
図 3.6.2-9	溶接金属部分の腐食前後計測結果によるヒストグラム.....	3-191
図 3.6.2-10	熱変色部分の腐食前後計測結果によるヒストグラム .....	3-191
図 3.6.2-11	母材部分の腐食前後計測結果によるヒストグラム .....	3-192
図 3.6.2-12	試料全体の腐食前後計測結果によるヒストグラム .....	3-192
図 3.6.2-13	不均質条件試験における模擬地下水組成 .....	3-193
図 3.6.2-14	不均質条件試験における pH .....	3-194
図 3.6.2-15	不均質条件試験における Eh .....	3-194
図 3.6.2-16	不均質条件試験 温度計測結果 .....	3-195
図 3.6.2-17	含水率の時間変化.....	3-195
図 3.6.2-18	不均条件質試験 砂層中の ACM センサーの出力 .....	3-196
図 3.6.2-19	不均質条件試験 緩衝材ブロック (2 段目) 中の ACM センサー出力 .....	3-197
図 3.6.2-20	緩衝材ブロック (4 段目) 中の ACM センサー出力 .....	3-197
図 3.6.2-21	不均質条件試験 緩衝材ブロック (2 段目) 中の腐食速度計測結果 .....	3-198
図 3.6.2-22	不均質条件試験 緩衝材ブロック (4 段目) 中の腐食速度計測結果 .....	3-198
図 3.6.2-23	不均質条件試験 砂層と水みち側の ACM センサーの出力の比較.....	3-199
図 3.6.2-24	地上工学規模試験と不均質条件試験における ACM センサー出力比較 ....	3-202
図 3.6.2-25	地上工学規模試験と不均質条件試験における腐食速度の比較.....	3-202

図 3.6.2-26	不均質条件試験 緩衝材ブロック (2 段目) 中の腐食速度計測結果 .....	3-203
図 3.6.3-1	3 電極式腐食センサーの性能確認試験の構成 .....	3-206
図 3.6.3-2	地上ラボ試験 3 電極式腐食センサーの試験経過 .....	3-208
図 3.6.3-3	地上ラボ試験 ACM センサーの試験経過 .....	3-209
図 3.6.3-4	重量減少と 3 電極法で求めた腐食速度に対する環境影響 .....	3-209
図 3.6.3-5	ACM センサー出力と腐食速度の関係におよぼすセンサー設置環境の影響	3-210
図 3.6.3-6	地上ラボ試験 炭素鋼の腐食速度の経時変化 .....	3-210
図 3.6.3-7	炭素鋼浸漬試験片の外観 .....	3-212
図 3.6.3-8	地上ラボ試験 3 電極式センサーの試験片面の外観 .....	3-213
図 3.6.3-9	地上ラボ試験 圧縮ベントナイトの試験終了後の状況 .....	3-213
図 3.7.2-1	複合電極を用いたレジストメトリー、インピーダンス、カップリング .....	3-215
図 3.7.2-2	膨潤ベントナイト埋没環境用レジストメトリー試験セル .....	3-217
図 3.7.2-3	鉄細線半径( $r$ )の推定値、1Hz のインピーダンスから計算された電極抵抗( $R$ )、溶 存酸素濃度( $DO$ )、および各種温度の経時変化 .....	3-218
図 3.7.2-4	測定セルおよび測定装置 .....	3-219
図 3.7.2-5	真空グローブボックスを使用した実験装置の概略図 .....	3-220
図 3.7.2-6	実験装置外観 .....	3-220
図 3.7.2-7	計測系の概要 .....	3-221
図 3.7.2-8	レジストメトリーにおける腐食減肉量の計算モデル .....	3-222
図 3.7.2-9	GB 内の同一条件下に設置した 2 つの $DO$ センサーの値 .....	3-223
図 3.7.2-10	鉄細線で測定された各パラメータの経時変化 .....	3-225
図 3.7.2-11	図 3.7.2-10 の $DO$ のデータを $\log(t)$ に対してプロットした結果 .....	3-227
図 3.7.2-12	2 つの鉄細線電極間インピーダンス Bode プロットの経時変化 .....	3-227
図 3.7.2-13	測定されたインピーダンスの抵抗成分と位相角の経時変化 .....	3-228
図 3.7.2-14	抵抗 $R$ 、電気容量 $C$ の経時変化 (1Hz) .....	3-228
図 3.7.2-15	試験後の写真 .....	3-229
図 3.7.2-16	膨潤ベントナイト中における鉄細線の各計測パラメータの経時変化 .....	3-230
図 3.7.2-17	実験後の試料 .....	3-230
図 3.7.2-18	試験装置および計測装置の概略 .....	3-231
図 3.7.3-1	DCPD 法を用いたき裂進展評価の構成例 .....	3-233
図 3.7.3-2	DCPD 法による減肉量測定の成立性評価 .....	3-234
図 3.7.3-3	1 $\mu$ m の減肉に対応する電位差変化量と試験片直径の関係 .....	3-234
図 3.7.3-4	DCPD モニタリング試験片・装置 (概略図) .....	3-235
図 3.7.3-5	DCPD 法による炭素鋼の腐食モニタリング .....	3-235
図 3.7.3-6	Conventional DC-PDM where current is supplied by a pair of remote probes .....	3-237
図 3.7.3-7	腐食計測コンセプト .....	3-238
図 3.7.3-8	全面腐食の場合の腐食計測コンセプト .....	3-239

図 3.7.3-9	均一腐食および局部腐食の進展の模式図 .....	3-240
図 3.7.3-10	局部腐食計測コンセプト .....	3-240
図 3.7.3-11	炭素鋼製オーバーパックの設計仕様例 .....	3-243
図 3.7.4-1	腐食計測用プローブ電極 .....	3-245
図 3.7.4-2	プローブ電極のベントナイトへの埋め込み .....	3-245
図 3.7.4-3	炭素鋼の EIS(Ch1 2016 年 2 月 15 日) .....	3-247
図 3.7.4-4	炭素鋼の EIS(Ch2 2016 年 2 月 15 日) .....	3-248
図 3.7.4-5	炭素鋼の EIS(Ch3 2016 年 2 月 15 日) .....	3-249
図 3.7.4-6	炭素鋼の EIS(Ch4 2016 年 2 月 15 日) .....	3-250
図 3.7.4-7	炭素鋼の EIS(Ch5 2016 年 2 月 15 日) .....	3-251
図 3.7.4-8	炭素鋼／ベントナイト界面の等価回路 .....	3-252
図 3.7.4-9	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 2015 年 8 月） .....	3-254
図 3.7.4-10	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 2015 年 9 月） .....	3-255
図 3.7.4-11	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 2015 年 10 月） .....	3-256
図 3.7.4-12	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 2015 年 11 月） .....	3-257
図 3.7.4-13	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 2015 年 12 月） .....	3-258
図 3.7.4-14	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 2016 年 1 月） .....	3-259
図 3.7.4-15	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 2016 年 2 月） .....	3-260
図 3.7.4-16	炭素鋼の腐食計測結果（第 2 回目 2015 年 11 月） .....	3-261
図 3.7.4-17	炭素鋼の腐食計測結果（第 2 回目 2015 年 12 月） .....	3-262
図 3.7.4-18	炭素鋼の腐食計測結果（第 2 回目 2016 年 1 月） .....	3-263
図 3.7.4-19	炭素鋼の腐食計測結果（第 2 回目 2016 年 2 月） .....	3-264
図 3.7.4-20	炭素鋼の腐食計測結果（第 1 回目 全体） .....	3-265
図 3.7.4-21	炭素鋼の腐食計測結果（第 2 回目 全体） .....	3-266
図 3.7.4-1	溶接部の限界き裂寸法（平蓋形状）に関する検討手順 .....	4-3
図 4.4.1-1	平蓋形状のオーバーパック概念図[7] .....	4-4
図 4.4.1-2	溶接深さ 190mm 溶接施工条件および積層図[3] .....	4-5
図 4.4.1-3	平蓋オーバーパック解析モデル要素分割図 .....	4-8
図 4.4.1-4	落し蓋形状オーバーパック解析モデル要素分割図[4] .....	4-9
図 4.4.1-5	温度コンタ図（20 パス目溶接時） .....	4-10
図 4.4.1-6	溶接残留応力コンタ図 ー半径方向応力ー .....	4-10
図 4.4.1-7	溶接残留応力コンタ図 ー周方向応力ー .....	4-11
図 4.4.1-8	溶接残留応力コンタ図 ー軸方向応力ー .....	4-11
図 4.4.1-9	溶接金属部の深さ方向応力分布 ー半径方向応力ー .....	4-12
図 4.4.1-10	溶接金属部の深さ方向応力分布 ー周方向応力ー .....	4-12
図 4.4.1-11	溶接金属部の深さ方向応力分布 ー軸方向応力ー .....	4-13
図 4.4.2-1	PWHT 法での加熱方法概念例 .....	4-14
図 4.4.2-2	PWHT 施工条件 ーヒータおよび断熱材配置図 .....	4-16

図 4.4.2-3	PWHT 予備熱解析結果 .....	4-17
図 4.4.2-4	PWHT 熱解析結果 (溶接部とガラスの温度履歴) .....	4-19
図 4.4.2-5	PWHT 熱解析結果 (ガラス固化体最高温度到達時の温度分布) .....	4-20
図 4.4.2-6	PWHT 後の溶接残留応力コンタ図 -半径方向応力-	4-21
図 4.4.2-7	PWHT 後の溶接残留応力コンタ図 -周方向応力-	4-21
図 4.4.2-8	PWHT 後の溶接残留応力コンタ図 -軸方向応力-	4-22
図 4.4.2-9	溶接金属部の深さ方向応力分布 -半径方向応力-	4-22
図 4.4.2-10	溶接金属部の深さ方向応力分布 -周方向応力-	4-23
図 4.4.2-11	溶接金属部の深さ方向応力分布 -軸方向応力-	4-23
図 4.5.1-1	解析対象.....	4-24
図 4.5.2-1	有限要素メッシュ .....	4-26
図 4.5.2-2	有限要素メッシュ (溶接部詳細) .....	4-27
図 4.5.2-3	応力拡大係数 ( $alt=0.5$ ).....	4-29
図 4.5.2-4	応力拡大係数 (メッシュ 3) .....	4-32
図 4.5.2-5	相当応力分布 (メッシュ 3, $alt=0.5$ , 変形は 100 倍して表示) .....	4-33
図 4.5.2-6	水方向変位分布 (メッシュ 3, $alt=0.5$ , 変形は 100 倍して表示) .....	4-35
図 4.5.3-1	3次元解析用メッシュ分割.....	4-37
図 4.5.3-2	応力拡大係数 ( $t=110\text{ mm}$ , $alt=0.5$ ) .....	4-39
図 4.5.3-3	モード I の応力拡大係数 ( $t=110\text{ mm}$ , メッシュ 2) .....	4-42
図 4.5.3-4	相当応力分布 ( $t=110\text{ mm}$ , $alt=0.5$ , メッシュ 2) .....	4-43
図 4.5.3-5	水方向変位分布.....	4-44
図 4.5.3-6	応力拡大係数における係数 $G$ ( $t=110\text{ mm}$ ) .....	4-45
図 4.5.3-7	式(4.5.3-6)の残留応力分布に対する応力拡大係数 ( $t=110\text{ mm}$ ) .....	4-45
図 4.5.3-8	減肉量を変化させた場合の有限要素メッシュモデル( $alt=0.5$ ).....	4-47
図 4.5.3-9	残留応力分布の解析結果.....	4-48
図 4.5.3-10	残留応力分布の近似 .....	4-49
図 4.5.3-11	5次多項式近似した残留応力分布 .....	4-51
図 4.5.3-12	残留応力に対する応力拡大係数.....	4-51
図 4.5.3-13	有限要素解析との比較.....	4-52
図 4.5.3-14	き裂深さ (絶対値) に対する応力拡大係数.....	4-53
図 4.5.3-15	あらゆる寸法の欠陥が許容できる破壊靱性値 .....	4-54
図 4.5.3-16	要求される破壊靱性値.....	4-54
図 4.5.3-17	一様な残留応力が負荷された場合の許容き裂寸法 ( $t=110\text{ mm}$ ) .....	4-55
図 4.6.3-1	脆化量予測のための研究開発フロー .....	5-2
図 4.6.3-1	照射脆化の概略図.....	5-5
図 5.4.1-1	JEAC4201-2007 における照射脆化予測モデルの概要.....	5-6
図 5.4.2-1	照射損傷の概略図.....	5-7
図 5.4.2-2	定常状態における空孔濃度の照射条件依存性 .....	5-9

図 5.4.2-3	定常状態における格子間原子濃度の照射条件依存性 .....	5-9
図 5.4.3-1	欠陥核生成エネルギーとクラスタサイズの関係.....	5-10
図 5.4.3-2	ボイド核生成エネルギーの照射温度依存性.....	5-11
図 5.4.3-3	ボイド核生成エネルギーの空孔濃度依存性.....	5-12
図 5.4.3-4	転位ループ核生成エネルギーの照射温度依存性.....	5-12
図 5.4.3-5	転位ループ核生成エネルギーの格子間原子濃度依存性.....	5-13
図 5.4.3-6	余剰空孔を含まない銅原子クラスタ核生成エネルギーの照射温度依存性 ....	5-14
図 5.4.3-7	余剰空孔を含まない銅原子クラスタ核生成エネルギーの銅原子濃度依存性.	5-14
図 5.4.3-8	空孔拡散機構による銅原子の拡散 .....	5-15
図 5.4.3-9	各欠陥の結合エネルギーのサイズ依存性 .....	5-16
図 5.4.4-1	銅原子クラスタ核生成速度の照射条件依存性 .....	5-18
図 5.4.4-2	銅原子クラスタ核生成速度の損傷速度依存性 .....	5-18
図 5.4.4-3	核生成した銅原子クラスタの組成の照射条件依存性 .....	5-19
図 5.4.4-4	核生成した銅原子クラスタの組成の損傷速度依存性 .....	5-20
図 5.4.4-5	1000 年間 ( $10^{-7}$ dpa) で炭素鋼内に核生成する銅原子クラスタ数と同数を核生成 させるために必要な照射量.....	5-21
図 5.5.1-1	オーバーパック、原子炉圧力容器等の照射条件.....	5-28
図 5.5.1-2	電子加速器の外観.....	5-33
図 5.5.1-3	電子ビーム照射室の状況 .....	5-33
図 5.5.1-4	材料照射装置の外観 .....	5-34
図 5.5.1-5	試験片固定治具の外観.....	5-34
図 5.5.1-6	試験片固定治具の材料照射装置への挿入状況 .....	5-35
図 5.5.1-7	材料照射装置のスクリーンへの取付け状況.....	5-35
図 5.5.1-8	試験片近傍の電子ビームのエネルギーと相対強度の計算結果.....	5-36
図 5.5.1-9	材料照射装置付近の電子ビームの強度分布の測定例 .....	5-37
図 5.5.1-10	10 mA で照射した場合の試験片と照射装置の温度の測定例 .....	5-38
図 5.5.1-11	照射領域と分析試料の取得深さおよび圧子の押し込み深さとの関係.....	5-39
図 5.5.2-1	2.8 MeV Fe イオン照射での損傷量の深さ方向分布 .....	5-42
図 5.5.2-2	最終年度に想定される成果のイメージ図 .....	5-43
図 5.5.3-1	炭素鋼および照射試料の切り出し位置 .....	5-44
図 5.5.3-2	合金および照射試料の切り出し位置.....	5-45
図 5.5.3-3	炭素鋼の金相観察結果.....	5-46
図 5.5.3-4	Fe-Cu 合金の金相観察結果 .....	5-47
図 5.5.3-5	照射試料の外観.....	5-48
図 5.5.3-6	規格化した損傷量の深さ分布.....	5-50
図 5.5.3-7	試料を取り付けた照射ステージの外観 .....	5-50
図 5.5.3-8	照射速度の履歴 (炭素鋼、90°C 照射、目標照射量 : 0.1 dpa) .....	5-51
図 5.5.3-9	照射速度の履歴 (炭素鋼、90°C 照射、目標照射量 : 1 dpa) .....	5-52

図 5.5.3-10	照射速度の履歴 (炭素鋼、290°C 照射、目標照射量 : 0.1 dpa)	5-53
図 5.5.3-11	照射速度の履歴 (炭素鋼、290°C 照射、目標照射量 : 1 dpa)	5-54
図 5.5.3-12	照射速度の履歴 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、目標照射量 : 0.1 dpa)	5-55
図 5.5.3-13	照射速度の履歴 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、目標照射量 : 1 dpa)	5-56
図 5.5.4-1	90°C で照射した炭素鋼のフェライト相の硬さ	5-58
図 5.5.4-2	290°C で照射した炭素鋼のフェライト相の硬さ	5-59
図 5.5.4-3	90°で照射した Fe-Cu 合金の硬さ	5-60
図 5.5.4-4	イオン照射に伴う硬さの変化	5-61
図 5.5.4-5	EBSD 測定結果 (炭素鋼、90°C 照射、0.1dpa)	5-62
図 5.5.4-6	EBSD 測定結果 (炭素鋼、90°C 照射、1dpa)	5-62
図 5.5.4-7	EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、0.1dpa)	5-63
図 5.5.4-8	EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、1dpa)	5-63
図 5.5.4-9	EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、0.1dpa)	5-64
図 5.5.4-10	EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、1dpa)	5-64
図 5.5.4-11	90°C で 0.1 dpa 照射した炭素鋼のマイクロ組織の明視野像と暗視野像	5-66
図 5.5.4-12	90°C で 0.1 dpa 照射した炭素鋼の暗視野像の拡大図	5-67
図 5.5.4-13	転位ループの明視野像 (炭素鋼、90°C 照射、0.1 dpa)	5-68
図 5.5.4-14	転位ループの明視野像 (炭素鋼、90°C 照射、1 dpa)	5-69
図 5.5.4-15	転位ループの明視野像 (炭素鋼、290°C 照射、0.1 dpa)	5-69
図 5.5.4-16	転位ループの明視野像 (炭素鋼、290°C 照射、1 dpa)	5-69
図 5.5.4-17	転位ループの明視野像 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、0.1 dpa)	5-70
図 5.5.4-18	転位ループの明視野像 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、1 dpa)	5-70
図 5.5.4-19	転位ループの平均直径と数密度の照射に伴う変化	5-71
図 5.5.4-20	EBSD 測定結果 (炭素鋼、90°C 照射、0.1 dpa)	5-72
図 5.5.4-21	EBSD 測定結果 (炭素鋼、90°C 照射、1 dpa)	5-72
図 5.5.4-22	EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、0.1 dpa)	5-73
図 5.5.4-23	EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、1 dpa)	5-73
図 5.5.4-24	EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、0.1 dpa)	5-74
図 5.5.4-25	EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、1 dpa)	5-74
図 5.5.4-26	FIB による微小試験片の採取の例	5-75
図 5.5.4-27	微小試験片の分割の例	5-76
図 5.5.4-28	試料の針状加工の方法	5-76
図 5.5.4-29	FIB 加工した APT 分析試料	5-77
図 5.5.4-30	FIB 加工した APT 分析試料	5-78
図 5.5.4-31	FIB 加工した APT 分析試料	5-79
図 5.5.4-32	FIB 加工した APT 分析試料	5-80
図 5.5.4-33	FIB 加工した APT 分析試料	5-81
図 5.5.4-34	FIB 加工した APT 分析試料	5-82

図 5.5.4-35	FIB 加工した APT 分析試料 .....	5-83
図 5.5.4-36	CS-01dpa-90C-uS1-AP1 試料の原子マップ (118×48×46 nm) .....	5-84
図 5.5.4-37	CS-01dpa-90C-uS1-AP2 試料の原子マップ (100×39×39 nm) .....	5-85
図 5.5.4-38	CS-1dpa-90C-uS3-AP2 試料の原子マップ (153×33×34 nm) .....	5-86
図 5.5.4-39	CS-1dpa-90C-uS3-AP3 試料の原子マップ (32×36×37 nm) .....	5-87
図 5.5.4-40	CS-01dpa-290C-uS1-AP1 試料の原子マップ (32×30×31 nm) .....	5-88
図 5.5.4-41	CS-01dpa-290C-uS2-AP1 試料の原子マップ (21×44×46 nm) .....	5-89
図 5.5.4-42	CS-1dpa-290C-uS1-AP1 試料の原子マップ (200×35×35 nm) .....	5-90
図 5.5.4-43	CS-1dpa-290C-uS1-AP2 試料の原子マップ (152×49×50 nm) .....	5-91
図 5.5.4-44	FeCu-01dpa-90C-uS1-AP1 試料の原子マップ (12×34×36 nm) .....	5-91
図 5.5.4-45	FeCu-01dpa-90C-uS1-AP2 試料の原子マップ (59×33×31 nm) .....	5-92
図 5.5.4-46	FeCu-1dpa-90C-uS1-AP1 試料の原子マップ (23×39×39 nm) .....	5-92
図 5.5.4-47	FeCu-1dpa-90C-uS1-AP2 試料の原子マップ (85×40×41 nm) .....	5-93
図 5.5.4-48	炭素鋼 290°C 1 dpa 照射材の P マップ (左) とクラスタマップ (右) の比較 .....	5-95
図 5.5.4-49	Fe-Cu 合金照射材の Cu マップ (左) とクラスタマップ (右) の比較 .....	5-96
図 5.5.4-50	炭素鋼 290°C 1 dpa 照射材の溶質クラスタのサイズ分布.....	5-96
図 5.5.4-51	Fe-Cu 合金照射材の溶質クラスタのサイズ分布 .....	5-97
図 5.5.4-52	転位ループの $N_d$ の照射に伴う変化 .....	5-99
図 5.5.4-53	硬さの増加量と転位ループの $N_d$ との関係 .....	5-99
図 5.5.4-54	硬さの増加量と溶質クラスタの $V_f$ との関係 .....	5-99
図 5.5.4-55	硬さの増加量と転位ループおよび溶質クラスタによる せん断強度の増加値 $\Delta\tau$ との関係.....	5-100
図 5.6.1-1	炉心構造.....	5-102
図 5.6.1-2	再現計算と第 2 次取りまとめの結果の比較.....	5-105
図 5.6.1-3	4 年冷却後の使用済燃料 1 トン当たりの発熱量 .....	5-106
図 5.6.1-4	4 年冷却後の使用済燃料 1 トン当たりの Mo および白金族元素の質量.....	5-107
図 5.6.1-5	使用済燃料 1 トン当たりのガラス固化体発生数 (冷却期間 4 年) .....	5-107
図 5.6.1-6	使用済燃料の冷却期間と高レベル廃液の放射能および発熱量の関係.....	5-108
図 5.6.1-7	使用済燃料 1 トン当たりのガラス固化体発生数 .....	5-109
図 5.6.1-8	使用済燃料の冷却期間とガラス固化体の放射能の関係.....	5-110
図 6.2-1	欠陥深さ位置と波の種類の関係 .....	6-2
図 6.2-2	PhA 法の POD 曲線と欠陥高さの判定 .....	6-3
図 6.3.1-1	欠陥寸法測定誤差の統計的な整理・分析の例 .....	6-6
図 6.3.1-2	誤差の予測限界あるいは下限値を指標値とする方法の例.....	6-6
図 6.3.1-3	測定誤差を考慮して指示値を補正して指標値とする方法の例.....	6-6
図 6.4.3-1	全波形収録開口合成法の概念例 .....	6-9
図 6.4.3-2	FMC の概念図 .....	6-9

図 6.4.3-3	TFM におけるデータ処理方法の概念図 .....	6-10
図 6.4.3-4	反射源位置の測定精度把握のための複数個横穴設置モデル .....	6-10
図 6.4.3-5	送受信モデル .....	6-11
図 6.4.4-1	集束距離の違いによる横穴からの指示の違い .....	6-13
図 6.4.4-2	横穴モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果斜角法 .....	6-14
図 6.4.4-3	横穴モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果溶接部上 .....	6-14
図 6.4.4-4	横穴モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果 .....	6-15
図 6.4.5-1	測定試験に使用する人工欠陥付与試験体 .....	6-16
図 6.4.5-2	探触子の配置 .....	6-17
図 6.4.5-3	測定試験状況の例 .....	6-18
図 6.4.6-1	深さ 110mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-20
図 6.4.6-2	深さ 110mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-20
図 6.4.6-3	深さ 110mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-21
図 6.4.6-4	深さ 150mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-21
図 6.4.6-5	深さ 150mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-22
図 6.4.6-6	深さ 190mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-22
図 6.4.6-7	深さ 190mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-23
図 6.4.6-8	深さ 190mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-23
図 6.4.6-9	深さ 110mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-24
図 6.4.6-10	深さ 110mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-24
図 6.4.6-11	深さ 110mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-25
図 6.4.6-12	深さ 150mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-25
図 6.4.6-13	深さ 150mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-26
図 6.4.6-14	深さ 190mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-26
図 6.4.6-15	深さ 190mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-27
図 6.4.6-16	深さ 190mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果 .....	6-27
図 6.4.6-17	深さ 110mm、高さ 2mm スリットの測定結果 .....	6-28
図 6.4.6-18	深さ 110mm、高さ 5mm スリットの測定結果 .....	6-28
図 6.4.6-19	深さ 110mm、高さ 8mm スリットの測定結果 .....	6-29
図 6.4.6-20	深さ 150mm、高さ 5mm スリットの測定結果 .....	6-29
図 6.4.6-21	深さ 150mm、高さ 8mm スリットの測定結果 .....	6-30
図 6.4.6-22	深さ 190mm、高さ 2mm スリットの測定結果 .....	6-30
図 6.4.6-23	深さ 190mm、高さ 5mm スリットの測定結果 .....	6-31
図 6.4.6-24	深さ 190mm、高さ 8mm スリットの測定結果 .....	6-31
図 6.4.6-25	深さ 110mm、高さ 2mm スリットの測定結果 .....	6-32
図 6.4.6-26	深さ 110mm、高さ 5mm スリットの測定結果 .....	6-32
図 6.4.6-27	深さ 110mm、高さ 8mm スリットの測定結果 .....	6-33
図 6.4.6-28	深さ 150mm、高さ 5mm スリットの測定結果 .....	6-33

図 6.4.6-29	深さ 150mm、高さ 8mm スリットの測定結果 .....	6-34
図 6.4.6-30	深さ 190mm、高さ 2mm スリットの測定結果 .....	6-34
図 6.4.6-31	深さ 910mm、高さ 5mm スリットの測定結果 .....	6-35
図 6.4.6-32	深さ 190mm、高さ 8mm スリットの測定結果 .....	6-35
図 6.5.3-1	近接欠陥モデルとシミュレーション条件（斜角法の例） .....	6-37
図 6.5.4-1	均等配置の近接欠陥モデルに対するシミュレーション結果 .....	6-38
図 6.5.4-2	U字型欠陥モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果 .....	6-39
図 6.5.4-3	U字型欠陥モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果 .....	6-39
図 6.5.4-4	U字型欠陥モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果 .....	6-40
図 6.5.4-5	U字型欠陥モデルに対する側面からの送受信の解析モデル .....	6-40
図 6.5.4-6	U字型欠陥モデルに対する側面からの送受信のシミュレーション結果 .....	6-41
図 6.5.6-1	自然欠陥に対する FMC-TFM による測定例 溶接部上（垂直） .....	6-42
図 6.5.6-2	自然欠陥に対する FMC-TFM による測定例 溶接部上（垂直） .....	6-43

## 表目次

表 1.1.2-1	平成 25 年度に策定した処分システム工学確証技術開発の成果目標 .....	1-3
表 1.2.3-1	人工バリア品質／健全性評価手法の構築－オーバーパッカーの 5 カ年の研究開発計画 .....	1-14
表 2.1-1	オーバーパックの設計要件[1] .....	2-18
表 2.1.1-2	オーバーパック埋設後に想定される負荷の種類と発生条件 .....	2-20
表 2.1.2-1	構造物の破損要因 .....	2-22
表 2.2.3-1	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] .....	2-26
表 2.3.1-1	埋設後の炭素鋼オーバーパックで想定される材料劣化事象 .....	2-28
表 2.3.1-2	原子力発電所で経年劣化管理が必要な事象 .....	2-29
表 3.2.2-1	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] .....	3-4
表 3.2.3-1	TIG 溶接試験体の溶接条件 .....	3-9
表 3.2.3-2	溶着金属および溶接材料の化学成分の分析結果 .....	3-10
表 3.2.3-3	MAG 溶接試験の条件[5] .....	3-11
表 3.2.3-4	EBW 溶接試験の条件[6] .....	3-12
表 3.3.6-1	浸漬試験条件 .....	3-23
表 3.3.6-2	水素ガス発生量測定結果およびガス発生等価腐食速度 .....	3-26
表 3.3.6-3	試験片中の水素濃度測定結果および水素吸収等価腐食速度 .....	3-27
表 3.3.6-4	チタンの腐食速度および水素吸収率 .....	3-28
表 3.4.1-1	改良型上蓋設置後の試験孔内気圧 .....	3-52
表 3.4.1-2	地下工学規模試験装置 イベントー覧(2016 年 2 月 17 日最新) .....	3-53
表 3.4.2-1	地上工学規模試験装置 各段のブロックの形状、および追加加工有無 .....	3-56
表 3.4.2-2	地上工学規模試験装置 センサー・計測機器種類及び数量 .....	3-57
表 3.4.2-3	地上工学規模試験装置 試験片重量記録 .....	3-58
表 3.4.2-4	模擬地下水組成 .....	3-61
表 3.4.2-5	幌延地下水（試験孔 1）との比較 .....	3-61
表 3.4.2-6	地上工学規模試験装置 センサー埋戻し用緩衝材仕様 .....	3-68
表 3.4.2-7	地上工学規模試験装置 各センサー溝の埋戻し量 .....	3-69
表 3.4.2-8	地上工学規模試験装置 イベントー覧及び注水量(2015 年 12 月 14 日最新) .....	3-70
表 3.4.3-1	各相の熱伝導率 .....	3-76
表 3.4.3-2	検討ケース各条件と対応する計算結果 .....	3-77
表 3.4.3-3	伝熱計算結果 .....	3-78
表 3.4.3-4	各種伝熱媒体の比較 .....	3-79
表 3.4.3-5	ヒーター主要部材材質 .....	3-81
表 3.4.3-6	ヒーター工場試験検査項目 .....	3-85
表 3.4.3-7	制御盤工場試験検査項目 .....	3-85
表 3.4.3-8	現地作業フローチャート .....	3-87

表 3.4.3-9	ヒーター、制御盤 現地試験検査項目 .....	3-88
表 3.4.3-10	ヒーター現地据付手順(1/7) .....	3-90
表 3.5.1-1	試験装置の主な仕様 .....	3-99
表 3.5.1-2	試験マトリックス .....	3-99
表 3.5.1-3	経時変化確認試験に供する模擬地下水の化学組成 .....	3-101
表 3.5.2-1	不均質条件試験装置 各段のブロックの形状、および追加加工有無 .....	3-118
表 3.5.2-2	オーバーパックに到達するブロックの間の放射状の隙間(横置き定置方式) .....	3-120
表 3.5.2-3	オーバーパックに到達するブロックの間の放射状の隙間(横置き定置方式) .....	3-120
表 3.5.2-4	オーバーパックに到達するブロックの間の隙間(縦置き定置方式) .....	3-121
表 3.5.2-5	拘束後ブロック段差寸法(mm) .....	3-122
表 3.5.2-6	不均質条件試験装置 センサー・計測機器種類及び数量 .....	3-124
表 3.5.2-7	不均質条件試験装置 試験片重量記録 .....	3-125
表 3.5.2-8	不均質条件試験装置 センサー埋戻し用緩衝材仕様 .....	3-129
表 3.5.2-9	不均質条件試験装置 各センサー溝の埋戻し量 .....	3-130
表 3.5.2-10	不均質条件試験 イベント一覧及び注水量(2015年2月23日最新) .....	3-131
表 3.6.1-1	幌延工学規模試験装置 センサー一覧表 .....	3-133
表 3.6.1-2	地下水の採取 .....	3-136
表 3.6.1-3	GB内試験の模擬地下水の組成 .....	3-139
表 3.6.1-4	実験室における試験体と大型試験体(構造物)の電位測定と比較 .....	3-152
表 3.6.1-5	GB内試験の模擬地下水の組成 .....	3-154
表 3.6.1-6	試験条件一覧(GB内) .....	3-154
表 3.6.1-7	試験片重量変化 .....	3-155
表 3.6.1-8	試験条件一覧(大気下) .....	3-156
表 3.6.1-9	試験片重量変化(大気下) .....	3-157
表 3.6.1-10	工学規模試験装置 酸素の物質収支(再掲) .....	3-167
表 3.6.1-11	地上工学規模試験装置 センサー・計測機器種類及び数量 .....	3-168
表 3.6.1-12	調整した模擬地下水の組成 .....	3-171
表 3.6.2-1	注水後50日経過時点のベントナイトの含水率の算出 .....	3-186
表 3.6.2-2	地上工学規模試験装置 計測項目 .....	3-193
表 3.6.2-3	工学規模試験装置 酸素の物質収支(再掲) .....	3-200
表 3.6.2-4	不均質試験装置 酸素の物質収支 .....	3-201
表 3.6.3-1	地上ラボ試験における炭素鋼製重量測定試験片の重量変化 .....	3-212
表 3.6.3-2	地上ラボ試験試験終了後の含水率 .....	3-212
表 3.7.3-1	腐食計測コンセプト .....	3-238
表 3.7.3-2	腐食データの種類と取扱い .....	3-240
表 3.7.3-3	アルミニウム合金の最大ピット深さ(累積分布Fを求めるケース2) .....	3-242
表 3.7.4-1	カーブフィティングにより得られたパラメータ(第1回計測) .....	3-252
表 3.7.4-2	カーブフィティングにより得られたパラメータ(第2回計測) .....	3-252

表 4.4.1-1	解析に用いた空気の物性値および熱境界条件[4]	4-7
表 4.4.2-1	PWHT 法による施工条件の設定	4-13
表 4.4.2-2	ヒータの加熱条件	4-15
表 4.4.2-3	断熱材配置	4-15
表 4.4.2-4	各ヒータの加熱条件 (3D 軸対称モデル)	4-18
表 4.4.2-5	解析に用いたクリープ定数[5]	4-20
表 4.5.1-1	解析に用いたオーバーパックの物性値	4-24
表 4.5.1-2	解析条件	4-25
表 4.5.2-1	応力拡大係数 (解析結果) 一覧	4-31
表 4.5.3-1	様々な板厚に対する係数 $G$	4-46
表 4.5.3-2	残留応力分布の 5 次多項式近似結果	4-48
表 4.6.3-1	オーバーパック材および商業軽水炉(PWR 型)の圧力容器鋼の照射条件	5-4
表 4.6.3-2	JEAC4201-2007(パラメータセットは 2013 年版)の適用範囲	5-4
表 5.4.2-1	反応速度論式に含むパラメータ	5-8
表 5.4.4-1	モンテカルロシミュレーションにおけるパラメータ	5-17
表 5.5.1-1	オーバーパックの放射線環境	5-25
表 5.5.1-2	A533B 鋼に形成された Cu リッチ析出物の測定例[25]	5-28
表 5.5.1-3	オーバーパックの炭素鋼の試験材の組成の例[28]	5-29
表 5.5.1-4	電子線加速器の諸元	5-32
表 5.5.2-1	試験スケジュール案	5-41
表 5.5.2-2	H27 年度の試験マトリクス	5-42
表 5.5.3-1	炭素鋼の化学組成 (wt%)	5-44
表 5.5.3-2	Fe-Cu 合金の化学組成 (wt%)	5-45
表 5.5.3-3	照射試験のマトリクス	5-49
表 5.5.3-4	各試料の照射実績	5-49
表 5.5.4-1	転位ループのバーガースベクトル $b$ と逆格子ベクトル $g$ の組み合わせによる 転位ループのコントラストの変化	5-65
表 5.5.4-2	転位ループの平均直径と数密度	5-68
表 5.5.4-3	クラスタ解析結果のまとめ	5-94
表 5.5.4-4	硬さの増加量とマイクロ組織	5-98
表 5.6.1-1	炉型仕様	5-102
表 5.6.1-2	燃料ペレット中の不純物組成	5-103
表 5.6.1-3	燃料ペレット中のウラン同位体不純物	5-103
表 5.6.1-4	ガラス固化体インベントリの解析条件	5-104
表 5.6.1-5	処分後 1000 年時点におけるガラス固化体 1 本当たりの放射能	5-105
表 5.6.1-6	燃焼解析条件 (燃焼度変化)	5-106
表 6.3.1-1	研究開発項目の例	6-4
表 6.3.1-2	平成 29 年度までの研究開発計画案	6-5

表 6.4.3-1	測定精度向上に関する検討における測定条件（シミュレーション解析）	..... 6-8
表 6.4.5-1	測定精度向上に関する検討における FMC-TFM 測定条件	..... 6-16
表 6.4.6-1	人工欠陥付与試験体に対する FMC-TFM 測定結果	..... 6-19

# 第1章 はじめに

## 1.1 処分システム工学確証技術開発

### 1.1.1 背景および目的

#### (1) 本事業の背景

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、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する基盤技術の整備も喫緊の課題となっている。

#### (2) 本事業の目的

本事業では、上記状況を踏まえ、平成 25 年度から 5 年程度の期間で処分場の操業期間中における人工バリアの製作・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ことを目的とする。

#### (3) 本事業の構成

本事業は以下の 5 つの研究開発項目で構成されている。

##### 1) 処分システム工学確証技術開発

- a) 人工バリア品質／健全性評価手法の構築－オーバーパック
- b) 人工バリア品質／健全性評価手法の構築－緩衝材
- c) 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築
- d) モニタリング関連技術の整備

##### 2) 自然災害に対する操業期間中の安全対策に関する基盤技術の開発

### 1.1.2 研究開発項目の相互関係と年度目標

#### (1) 研究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。人工バリアに要求される機能は、ガラス固化体、オーバーパック、緩衝材のそれぞれが単独で達成できるものではない。各要素が相互に影響をおよぼし合い、人工バリアシステムとしての要求機能が達成される。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埋設後の検査や必要に応じた補修を行うことが想定されていない。埋設後の検査や補修を必要とせず人工バリアの健全性を確保するためには、想定される劣化や破損事象を考慮した設計を行い、製作・検査・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。そして、各プロセスで品質が確保されていることを判断するための指標は、人工バリアの長期挙動を考慮した健全性評価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、処分場の環境条件を把握する必要がある。処分場操業時のモニタリングや実験を組み合わせることにより、人工バリアの性能を確認することができると考えられる。さらに、処分場閉鎖の判断要因の一つとして、処分場の環境条件が想定した範囲内にあること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。そのためには、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ことも考えられる。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ついて総合的に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、人工バリアの長期挙動、モニタリング、自然災害に対する安全対策の5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。

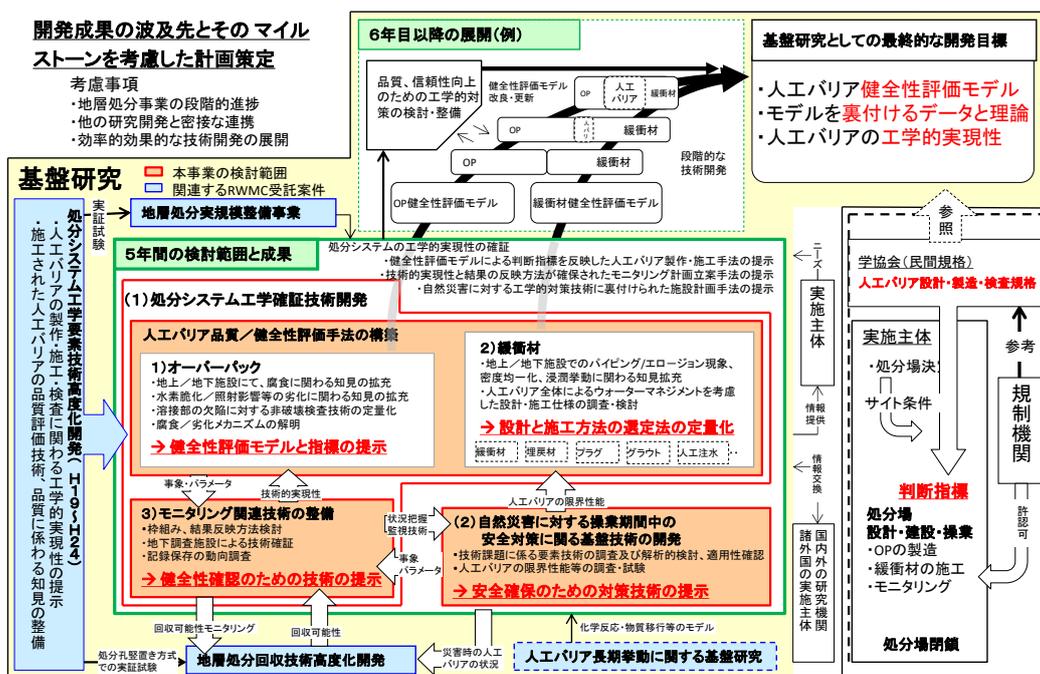


図 1.1.2-1 処分システム工学確証技術開発の全体概要と各課題の関係

(2) 年度毎の成果目標

本研究開発のための年度毎の成果目標を表 1.1.2-1 に示す。

表 1.1.2-1 平成 25 年度に策定した処分システム工学確証技術開発の成果目標

		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－オーバーバック		・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) 人工バリア品質／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	・操業安全等に関す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工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する基盤技術の開発		・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工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	・人工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

5年間の成果目標

処分システム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バリア製作・施工手法の提示
- ・技術的实现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裏付けられた施設計画手法の提示



### 1.1.3 平成 27 年度の実施内容

平成 25 年度に立案した 5 か年計画の 3 年目として、以下の研究開発を実施する。

#### (1) 処分システム工学確証技術開発

オーバーパック及び緩衝材の製作・施工技術に対して深部地下環境を考慮した長期健全性の観点から工学的信頼性の向上を図るため、種々の判断のための指標の提示に向けた品質に係わる知見の拡充、および健全性評価技術の構築に係わる検討を行う。また、モニタリング技術の整備の一環として地下研究施設での適用性確認等を行う。

##### 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

平成 26 年度は、地上及び地下研究施設でのオーバーパック溶接部耐食性評価試験を開始するとともに、耐食性におよぼす溶接組織の影響を評価するための知見を電気化学試験により取得した。また、計算コードを用いてオーバーパックへのガラス固化体からの照射線量を取得するとともに、オーバーパックの脆化が、長期健全性に影響するか否かを判断するための方法について検討した。さらに、材料の欠陥については、非破壊検査による欠陥寸法測定精度向上に関する検討を実施した。

平成 27 年度は、地下研究施設を活用したオーバーパック溶接部耐食性試験を継続実施するとともに、機械的強度に対する材料劣化や溶接欠陥を考慮した健全性評価手法について検討を実施する。また、緩衝材との境界条件を考慮したオーバーパックの健全性評価に関する検討を実施する。さらに、腐食評価と構造評価を合わせて、オーバーパックの健全性確保のための判断指標の具体化を進める。

##### 2) 人工バリア品質／健全性評価手法の構築－緩衝材

平成 26 年度は、地下研究施設および地上でのパイピング／エロージョンに関する試験を開始し、塩水環境下における緩衝材の密度分布の残留現象、パイピング／エロージョン現象を定量的に評価するとともに、平成 25 年度に検討したパイピング／エロージョンに対する工学的対策の有効性を検討した。その結果に基づき、人工バリア全体としての設計・施工仕様の策定に資するデータを整備した。

平成 27 年度は、再冠水時の処分環境を考慮した緩衝材の挙動評価のために、これまでに実施されている地上での試験結果などと比較しつつ、地下研究施設を活用した試験データに基づく緩衝材の流出等の挙動及び工学的対策の効果について検討を行う。また、緩衝材の設計・施工仕様の策定に資する判断指標の具体化に向けて検討を進める。

##### 3) 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築

人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築のため、人工バリアの定置後に曝される多様な環境条件を考慮した遠心力模型実験と数値解析を通じ、数値解析手法・実験結果の妥当性や実験データの取得方法を検討する。

平成 27 年度は長期挙動データ（数百年相当）を取得するための研究開発計画を策定する。数値

解析については長期挙動を評価するための熱-力学-水理連成解析コードを用いて、次年度以降実施する長期挙動を考慮した数値解析に先立ち、パラメータの感度解析と要素試験を通じ必要な解析パラメータの取得を行う。遠心力模型試験については、策定した試験計画に基づいて試験を実施する。

#### 4) モニタリング関連技術の整備

平成 26 年度は、バリア性能の確認に対するモニタリング結果の反映方法について検討を実施するとともに、操業期間中の安全性および廃棄体の回収可能性に関連するモニタリングについて検討を実施した。また、研究開発成果や文献調査結果を反映する技術メニューについて、見直しを含む整備を実施した。さらに、地中無線モニタリング技術については、地下研究施設における適用試験等を実施し、技術的成立性を実証した。記録保存に関しては、引続き OECD/NEA における検討状況の調査を継続実施した。

平成 27 年度は、人工バリアの健全性に関わる状態の把握・確認について、確認対象となる項目と結果の反映方法を検討する。なお、検討においては海外の研究事例についても調査する。また、人工バリアの健全性に対する信頼性を向上させるため、適用技術に関する整理を行うとともに、地中無線モニタリング技術について地下研究施設における適用性試験等を継続して実施し、埋設後の状態把握の実現に向けた検討を実施する。さらに、記録保存に関して引き続き OECD/NEA 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する基盤技術の開発

平成 26 年度は、処分パネルの解析モデルによる気流解析及び避難シミュレーション解析を実施し、火災事象等に対する安全確保対策の検討にあたっての解析的手法の適用性等を検討し、火災事象等に対する安全確保対策の検討課題を整理した。また、火災等により高温履歴を受けた人工バリア材料の力学的な物性値実験により取得し、また津波被害を想定したキャニスタの腐食評価のための温度条件を解析により取得した。

平成 27 年度は、平成 26 年度までに行った解析及び検討の結果に基づき、操業安全に関わる施設計画技術については、抽出された課題に対する具体的な対応策の検討と取りまとめを行う。また、自然災害等による人工バリアへの影響については、想定した災害事象に対する評価手法についての適用性の検討と整理を行う。

## 1.2 人工バリア品質／健全性評価手法の構築－オーバーパック

### 1.2.1 オーバーパックに関する既往の研究開発成果

#### (1) 遠隔操作技術高度化開発（溶接・検査技術）

##### 1) 研究開発の目的

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

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) 研究開発の成果

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) [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。

190 mm 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、190 mm 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)

H19- 遠隔操作技術高度化開発



図 1.2.1-1 遠隔高度化開発－溶接・検査技術の成果[2]

## (2) 人工バリア品質評価技術の開発（オーバーパック）

### 1) 研究開発の目的

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、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) 研究開発の成果

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。

# 人工バリア品質評価技術の開発(オーバーパック)

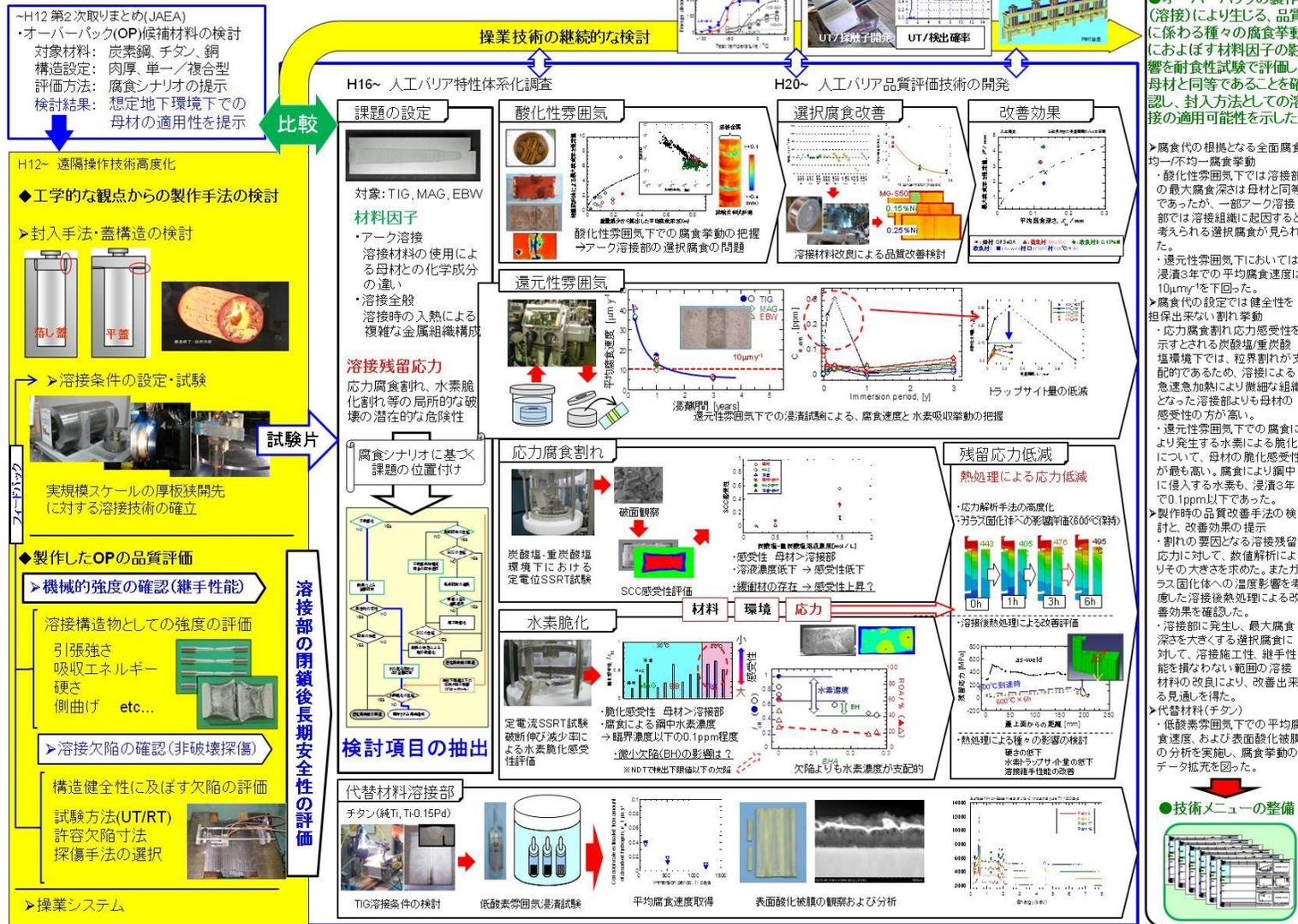


図 1.2.1-2 人工バリア品質評価技術の開発-オーバーパックの成果[2]

### (3) 操業システムの成立性

#### 1) 操業システムとその成立性

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せられた、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せられている”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 1.2.1-3 に、組立て・溶接工程（例：TIG 落とし蓋構造）、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る構築した、溶接・検査システム例を示す。

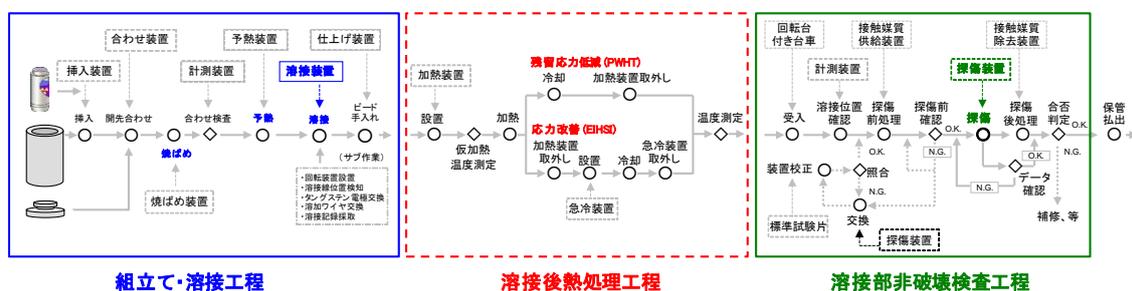


図 1.2.1-3 構築した溶接・検査システム例（TIG 落とし蓋構造）[4]

溶接検査システムの成立性に関する 1 つ目の項目である“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せられている”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 1.2.1-3 中に太字で示した。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 つ目の項目である“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。その結果、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 1.2.1-4 に示す。

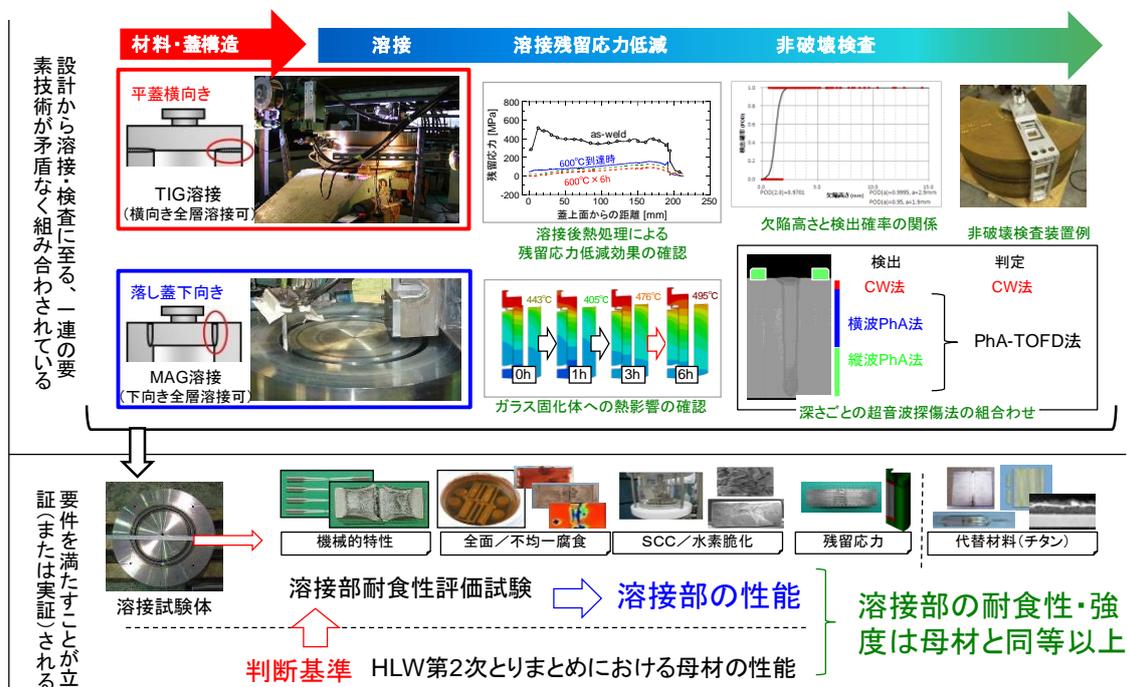


図 1.2.1-4 処分システム工学要素技術高度化開発の成果

## 1.2.2 研究開発課題

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り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、処分環境で見込みどおりの耐食性を有すること、機械的に破損しないことで確保される。前者が腐食、後者が構造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のが重要であり、そのための課題を腐食評価と構造評価の観点から整理した。

### (1) 腐食評価に関する課題

- 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。

## (2) 構造評価に関する課題

- 溶接欠陥の許容寸法の設定および寸法の定量化

非破壊検査により許容欠陥寸法より大きい溶接欠陥を確実に検出する必要がある。そのため、超音波探傷法による欠陥寸法の定量化および有限要素解析などにより許容欠陥寸法を設定する必要がある。

- 母材／溶接部の脆化

ガラス固化体からの放射線の照射や、腐食により発生する水素の吸収による脆化など、材料特性の時間変化をオーバーパックの構造評価に取り入れる。

### 1.2.3 研究開発計画

#### (1) 研究開発方針

「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。本事業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前項に示した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。

(2) 5年間の研究開発計画

表 1.1.2-1 に示した最終年度の成果目標である「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」に向けた検討を平成 25 年度から 5 年間で実施している。平成 27 年度の間評価結果を反映して、平成 25 年度に策定した 5 年間の研究開発計画を更新して表 1.2.3-1 に示す。

表 1.2.3-1 人工バリア品質／健全性評価手法の構築－オーバーパッカーの5カ年の研究開発計画

		研究開発項目	H25	H26	H27	H28	H29
実施内容	腐食評価	試験地下	試験系の構築	試験孔掘削 装置構築			
			データ取得				
		試験地上	試験系の構築				
			データ取得				
		試験室内	酸化性雰囲気、低酸素雰囲気、応力腐食割れ、水素脆化				試験片取り出し 分析
			チタン腐食速度			分析	
		金属組織の影響	試験片の準備		試験開始	分析	分析
	構造評価	評価破壊	限界き裂寸法				
			複数欠陥モデル化				
			溶接深さ				
			強度評価				
			ガラス固化体への影響				
		劣化材料	照射損傷速度	再現計算	OP線量計算		
			照射損傷モデル解析				
照射試験							
超音波探傷		破壊靱性値低下量の推定					
		誤差低減方法の検討					
	測定誤差定量化 寸法定量化、検査手順						
年度目標	腐食評価	<ul style="list-style-type: none"> <li>研究開発計画策定</li> <li>健全性評価モデル案の作成</li> <li>判断指標の抽出</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>地下施設での溶接部腐食試験開始</li> <li>劣化事象の抽出</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>地上施設での溶接部腐食試験の開始</li> <li>溶接部の破壊評価に基づく限界き裂寸法の提示</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>10年間の溶接部の浸漬試験結果の提示</li> <li>強度評価に基づく溶接深さの提示</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>閉じ込め機能を担保する設計、製作、検査方法の提示</li> <li>指標、許容範囲の提示</li> </ul>	
	構造評価						

#### 1.2.4 平成 27 年度の実施項目

##### (1) オーバーパック健全性評価手法の構築

オーバーパックの健全性評価は、腐食評価と構造評価に分けて検討を行う。

腐食評価では、これまでに実施してきた実験室規模の長期浸漬試験を継続して実施するとともに、地下環境での腐食挙動を把握するために幌延 URL の地下 350m 調査坑道での腐食試験を継続して実施する。また腐食メカニズムの解明のため、材料と環境の不均一性が腐食挙動におよぼす影響の検討を行う。

構造評価では、オーバーパックの健全性を確保するための構造評価（強度評価と欠陥評価で構成される）について、より詳細な評価方法を提示する。

##### (2) 現象理解の腐食試験

実験室で実施中の低酸素雰囲気における長期の腐食試験を継続して実施する。また、地下環境でオーバーパック溶接部に生じる腐食を把握するため、平成 26 年度に開始した幌延深地層研究センターの地下 350 m 調査坑道でのオーバーパック溶接部腐食試験および地上施設での工学試験を継続して実施し、腐食試験データを取得する。

##### (3) 溶接部の限界き裂寸法

超音波探傷試験で定量すべき欠陥寸法を把握することを目的として、溶接部の限界き裂寸法に関する検討を実施する。オーバーパックの解析モデルは平蓋形状を対象とし、荷重条件として外圧と溶接残留応力を考慮する。溶接部の欠陥は、応力状態の最も厳しくなるき裂とみなしてモデル化し、オーバーパックが破損しない限界のき裂寸法を求める。溶接残留応力および熱処理による残留応力低減効果についても解析により調べる。

##### (4) 材料の脆化に関する検討

放射線照射および水素吸収によるオーバーパックの 1000 年間の破壊靱性値の低下量を推定することを目的として、モデル解析と照射試験を実施する。モデル解析では、照射による欠陥密度などのマイクロ組織の変化を反応速度論的に調べる。照射試験では、イオン照射により炭素鋼の脆化因子および欠陥生成に対する照射条件依存性などを調査する。また、使用済燃料の燃焼度と冷却期間がガラス固化体の放射能におよぼす影響についての検討も実施する。

##### (5) 超音波探傷試験による欠陥寸法の定量化

超音波探傷試験により検出される欠陥寸法を定量化することを目的として、超音波シミュレーションおよび超音波探傷試験を実施する。超音波シミュレーションでは、近接欠陥などを対象として欠陥をモデル化し、超音波による欠陥寸法の測定誤差を定量的に把握する。また、超音波探傷試験による欠陥寸法の測定誤差の確認を行い、欠陥寸法定量化について検討を行う。

## 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～24 年度の取りまとめ報告書, (2013).
- [3] 広辞苑（第六版）、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） ー遠隔操作技術高度化開発ー、2011.

## 第2章 オーバーパック健全性評価手法の構築

オーバーパックは、処分場の地下環境条件を想定して設計されており、HLW 第 2 次取りまとめに設計方法が示されている[1]。オーバーパックが設計通りに製作され、定置後の地下環境が想定通りの環境に維持されるならば、定置後 1000 年経過する前にオーバーパックが腐食や外圧により破損することはない。しかし、平成 24 年度までの処分システム工学要素技術高度化開発などの検討により、溶接部の材料組成などによっては不均一な腐食が生じること、溶接部にボイドなどの欠陥が生じる可能性があることが確認された。一般的な溶接構造物は、定期的な検査や補修によりその健全性を維持しているが、オーバーパックは定置後の検査や補修を行うことが想定されていない。そのため、図 1.2-1 に示すように、設計、製作、検査によりオーバーパックの破損を防止するための方法を検討する必要がある。

そこで本章では、定置後の検査や補修を必要とせずに、要求される期間の健全性を有するオーバーパックの設計、製作、検査方法について検討を行い、オーバーパックが健全であることを判断するための指標を提示することを目的とする。

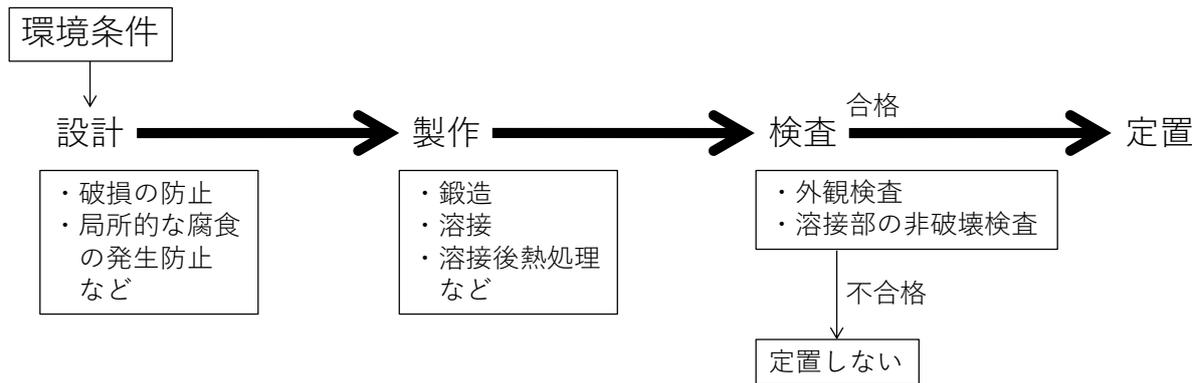


図 1.2-1 オーバーパックの健全性確保の考え方

### 2.1 オーバーパックの設計要件および健全性評価の考え方

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 に示す[1]。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。このうち、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想定される期間 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。

オーバーパックの安全確保のための設計要件を図 2.1-2 のよう整理した。「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。オーバーパックの閉じ込め性は「耐食性を有すること」と「耐圧性を有すること」という2つの機能を満足することで確保できる。したがって、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つの観点に基づいて構築する。

表 2.1-1 オーバーパックの設計要件[1]

基本的な要件	機能・役割	設計上考慮すべき項目 (設計要件)	内容
安全確保のための要件	i.放射線核種の閉じ込め ガラス固化体に地下水を所定の期間接触させないこと	①閉じ込め性を有すること	操業時に放射性物質の外部環境への漏出を防ぐこと／廃棄体埋設後、地下水の侵入を防ぐこと
		②耐食性を有すること	廃棄体埋設後、所定の期間、腐食によって閉じ込め性が損なわれないこと
		③耐圧性を有すること	埋設後作用する機械的荷重に対して構造健全性を維持し、閉じ込め性を損なわないこと
		④放射線遮へい性を有すること	ガラス固化体からの放射線による水の放射線分解にともなって生成される酸性化学種により、腐食が促進されないこと
		⑤耐放射線性を有すること	ガラス固化体からの放射線によって、耐圧性が有意な影響を受けないこと
		⑥耐熱性を有すること	ガラス固化体からの発熱に対し、閉じ込め性、耐食性および耐圧性が有意な影響を受けないこと
人工バリアが成立するための要件	ii.所定の期間、他の人工バリアに有意な影響を与えないこと	⑦十分な内空間を有すること	オーバーパックの変形やガラス固化体の熱膨張により、ガラス固化体が機械的に破損しないこと
		⑧良好な熱伝導性を有すること	ガラス固化体の発熱を外部に伝え、ガラス固化体の安定な形態を損なうような熱による変質を生じさせないこと
		⑨放射線遮へい性を有すること	ガラス固化体からの放射線によって、緩衝材の材料特性が変化しないこと
		⑩化学的緩衝性を有すること	周囲の地下水を腐食性成物によって還元性環境に緩和すること
	iii.製作・施工が技術的に可能であること	⑪製作性を有すること	既存の技術もしくは近い将来実現可能と考えられる技術に基づいた構造であること
		⑫遠隔封入性を有すること	ガラス固化体の遠隔操作による封入が、既存の技術もしくは近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
		⑬遠隔定置性を有すること	廃棄体の遠隔操作による定置が、既存の技術もしくは近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

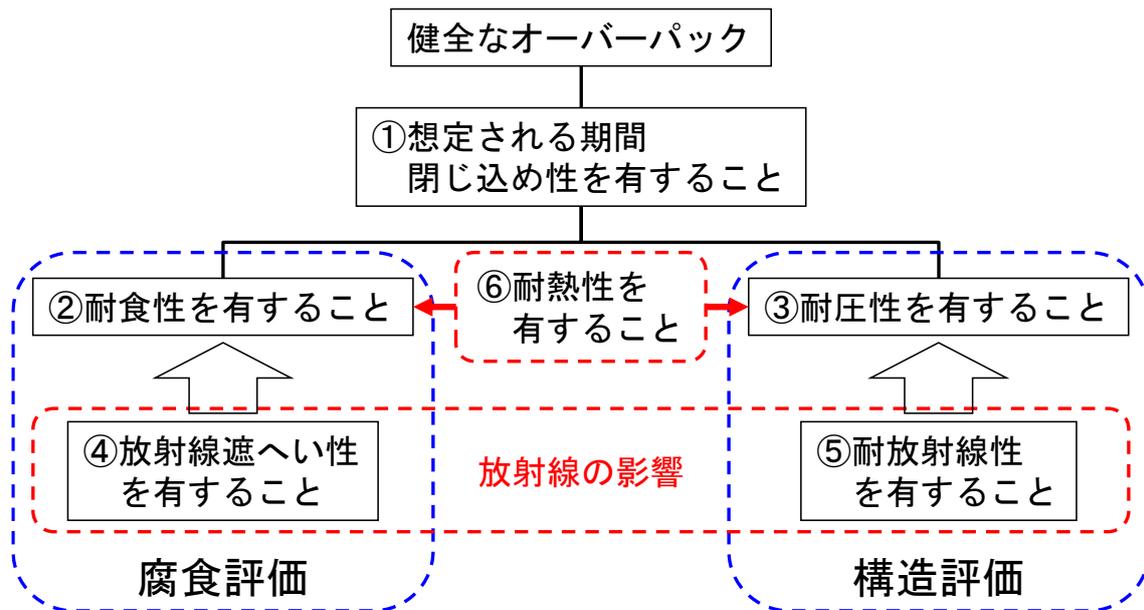


図 2.1-2 オーバーパックの安全確保のための要件の整理

### 2.1.1 荷重条件

オーバーパックの健全性に影響をおよぼす可能性のある埋設後の負荷の種類、発生条件および重要度を表 2.1.1-2 に示す[4]。オーバーパック埋設後に作用する負荷は、①岩盤クリープ、②地下水静水圧、③腐食膨張、④緩衝材の膨張、⑦残留応力が重要であるとされている。⑨地震の影響では、揺れによる加速度の効果について、予測される最大級の地震動を考慮する必要があるとされ、その他の負荷については、考慮する必要性は小さいと報告されている。

地震動については、2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震を踏まえ、これまでに国内で観測された最大級の地震動が人工バリアにおよぼす影響について、NUMOで解析的な検討が実施されている[6][7]。3次元地震応答解析では、大規模な地震動に対して人工バリアと周囲の岩盤は、一体となって振動する結果が得られている。また、オーバーパックに作用する応力は、地震動によって振動しても最大で約1.7 MPaの増加であった[6]。これらの検討結果から、190 mmの板厚ならば、地震により過大な負荷がオーバーパックに作用することはないと考えられる。また、国内最大級の地震動を想定しても、オーバーパックに繰り返しの負荷は加わらないことがわかる。ただし、断層活動については、どのくらいのせん断負荷に対してオーバーパックが耐えられるかをFEM解析などにより定量的に示す必要があると考えられる。

表 2.1.1-2 オーバーパック埋設後に想定される負荷の種類と発生条件  
(文献[4]から抜粋)

発生時期	原因	発生プロセス	重要度
通常運転時 地下水シナリオ	①岩盤のクリープ変形による緩衝材の圧密反力	閉鎖後、岩盤のクリープ変形によって緩衝材に緩やかに圧密反力が作用し、外圧が OP に生じる。	大
	②地下水静水圧	地下水の水頭圧により、緩衝材を媒体として OP に水圧が生じる。	大
	③腐食膨張	OP が腐食することにより、OP 体積が増大し、緩衝材－OP 間で圧力が生じる。	大
	④緩衝材の膨張	緩衝材が地下水と接触し体積が膨張することにより、その膨張圧で OP に外圧が生じる。	大
	⑤ガス発生	OP の腐食により 2 次生成物としてガスが発生し、緩衝材内に密閉されガス圧が生じる。	小
	⑥固化体からの熱応力	処分時、ガラス固化体発熱量は約 350W/本と考えられ、収納後、熱伝導により OP は温度分布を持つ。このため、局部的に熱膨張により OP に局部応力が発生する。	小
	⑦残留応力	蓋及び胴部を溶接後に熱処理が施せない場合には、溶接部の熱収縮により、残留応力が発生し、局部的に応力が常に発生している状況となる。	大
	⑧地熱による熱応力	地熱により表面より加熱された OP が温度勾配を有することにより、熱応力が発生する。	小
事故時 天然事象シナリオ	⑨地震／断層活動	地震・断層活動による地下水位の低下や岩盤の破碎等の事象が考えられ、これにより水圧の上昇や緩衝材を介した OP への力の伝達が発生する可能性がある。	中
	⑩火山／火成活動	地温の上昇、熱水対流系の形成により熱応力が発生する可能性が考えられる。	小
	⑪気候／海水準変動	気温の上昇や低下による海水面の変動、凍結による不透水層の形成等により、地下水圧が上昇する可能性が考えられる。	小
	⑫隆起／沈降／浸食	プレート運動に起因する地殻応力場により隆起や沈降等が生じる。	小

### 2.1.2 オーバーパックの破損要因

一般的な構造物の破損を引き起こす要因としては、延性破壊、脆性破壊、疲労破壊、応力腐食割れなどが主な要因として挙げられている[8][9]。構造物の破損の要因を整理して表 2.1.2-1 に示す。表に整理した破損要因の中で、埋設後のオーバーパックに生じる可能性のある破損要因を○印で示した。

破損モードとしては、静的破壊と動的破壊とその他が考えられる。静的破壊は、構造物に一定の荷重（変動の小さい荷重：静的荷重）が負荷された時に発生する破損モードである。一方、動的破壊は、構造物に衝撃荷重など（変動の大きい荷重：動的荷重）が負荷された時に発生する破損モードである。これらの破損モードに対して、弾性変形と弾塑性変形の変形様式がある。弾性変形は、構造物に荷重を負荷した時に生じる変形が、荷重を除けばもとに戻る変形様式である。一方、弾塑性変形は、構造物に荷重を負荷した時に生じる変形が、荷重を除いても元に戻らない変形様式である。破損の要因については、その特徴を表中に記載した。

オーバーパックの破損モードは、埋設後の安定した環境（設計時の想定通りの環境）が継続する通常時と、それ以外の異常時で区別して考える。通常時のオーバーパックには、地下水静水圧などの静的荷重が作用する。また、地震の多発する我が国の場合、通常時でも地震の影響を考慮しておく必要があるが、前項で述べたように国内最大級の地震が発生しても、オーバーパックに動的荷重や繰り返しの荷重が作用することは想定されない[6][7]。そのため、弾性破壊、弾塑性破壊、疲労破壊は破損要因として考慮する必要はない。したがって、通常時については静的破壊の破損要因を防止することで構造健全性を確保することができる。

静的破壊の破損要因としては、脆性破壊、応力腐食割れ、延性破壊、座屈、崩壊、クリープ破壊が考えられる。炭素鋼は延性材料であり、放射線の照射や水素の吸収により強度層 110 mm の内表面付近で脆化が生じても、板厚全体にわたって均一に脆化が進むことはないと考えられるため、脆性破壊が生じる可能性は小さいと考えられる。クリープ破壊は高温状態で荷重が加わると生じるため、埋設後のオーバーパックが 100°C を超えないことを考えるとクリープ破壊は発生しない。また、オーバーパックのように容器の径に対して板厚の比が大きい厚板の構造物では、座屈ではなく崩壊が生じると報告されている[4]。オーバーパックに作用する荷重は、基本的に圧縮荷重であることを考えると、引張荷重で生じる延性破壊ではなく、圧縮荷重で生じる崩壊がオーバーパックで防止すべき破損要因になると考えられる。応力腐食割れは、溶接部で引張の残留応力が生じる場合に発生する可能性がある。また、通常時には、その他の破損モードとして腐食と欠陥を起点とした破壊が考えられる。

異常時には、巨大地震にともなう断層運動による大きなせん断荷重がオーバーパックに作用する可能性がある。しかし、断層運動によるせん断荷重の大きさを想定することは難しいため、解析などによりオーバーパックが耐えられるせん断荷重の大きさを把握しておくことが必要になる。断層運動の影響についての研究は、JAEA などで実施されている。

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の研究開発課題は以下のようになる。腐食に対しては、設計段階で局部腐食と応力腐食割れを防止し、全面腐食による腐食量や腐食速度を評価する。構造に対しては、延性破壊、崩壊、欠陥を起点とした破壊を設計段階で防止し、断層運動にともなうせん断荷重による弾塑性破壊に対する裕度を評価する必要がある。

腐食：【防止】 局部腐食、応力腐食割れ

【評価】 全面腐食

構造：【防止】 延性破壊、崩壊、欠陥を起点とした破壊

【評価】 弾塑性破壊

表 2.1.2-1 構造物の破損要因

破損モード	変形様式	破損の要因	主な特徴	OP 破損要因
静的破壊	弾性変形	脆性破壊	原子結合が破断される瞬時破壊	×
		応力腐食割れ 水素脆化割れ	引張負荷下での割れ発生/進展	○
	弾塑性変形	延性破壊	ボイドの発生、成長、合体	○
		座屈	圧縮荷重が限界値を超えたときに 急激に変形が進む破壊	×
		崩壊	圧縮荷重の増加とともに変形が進む破壊	○
		クリープ破壊	高温下でのひずみの増加	×
動的破壊	弾性変形	弾性破壊	衝撃荷重下での破壊	×
		高サイクル疲労	繰返し負荷によるき裂発生/進展	×
	弾塑性変形	弾塑性破壊	衝撃荷重下で塑性変形を伴う破壊	○
		低サイクル疲労	繰返し負荷によるき裂発生/進展	×
その他	腐食	全面腐食		○
		局部腐食		○
	欠陥を起点 とした破壊	き裂発生/進展	○	

\*表中の OP は、オーバーパックを表す。

OP 破損要因 ○：埋設後の OP に生じる可能性のある破損要因

×：埋設後の OP に生じる可能性のない破損要因

## 2.2 腐食評価

### 2.2.1 寿命評価における前提条件

HLW 第2次取りまとめにおいて示された炭素鋼オーバーパックの板厚の設定において、オーバーパックの安全機能である“発熱が著しい期間にガラス固化体と地下水との接触を防止”に対して 1000 年間以上の閉じ込め機能が要求されている。炭素鋼は地下処分環境で腐食するため、腐食による減肉量を考慮して 40 mm の腐食代が設定されている。炭素鋼製のオーバーパックが腐食代を確保することにより期待される寿命を達成するためには、以下の点が前提条件となる。

- ① 処分環境においてオーバーパックの外表面が均一に腐食する。
- ② 全腐食量、または腐食速度が取得できる。

- ③ 応力腐食割れや水素脆化等の局所的な腐食による破損が発生しない。
- ④ 不均一腐食や割れが発生する場合、その程度が正確に予測できる。

一方で、寿命評価では以下の点に留意する必要がある。

- ⑤ 溶接部の化学成分、金属組織の不均一性による不均一腐食や割れの発生
- ⑥ 緩衝材の不均一な膨潤（環境の不均一性）による不均一腐食や割れの発生

### 2.2.2 これまでの腐食評価に関する研究開発

前項の①から⑥に対して、これまでに実施された試験の経緯を以下に整理した。

HLW 第2次取りまとめにおける炭素鋼オーバーパックスの検討では、基本的に炭素鋼母材を対象としている。①の均一腐食については緩衝材共存環境では pH により炭素鋼は不動態化しないことを示し、②については酸化性雰囲気での浸漬試験より酸素による全腐食量を、低酸素雰囲気での浸漬試験より平均腐食速度を求め、腐食代の設定のための根拠とした。③の局所的な破損については既往の文献調査や鋼中水素濃度の観点からの検討により、炭素鋼では生起しないものとしている。④について、酸化性雰囲気での不均一性は試験片の形状計測の結果から極値統計を用いて推定した最大腐食深さ、低酸素雰囲気での腐食速度は腐食の局在化を考慮して速度から求めた厚さの2倍を採用している。

⑤については、平成16年度より遠隔操作技術高度化開発で製作した模擬オーバーパックス溶接試験体に対する腐食試験を実施した。その結果、アーク溶接では酸化性雰囲気における浸漬試験で溶接部の選択腐食が発生した。このような溶接部の局所的な不均一腐食は母材の腐食の不均一性よりも大きくなることが示唆された。図 2.2.2-1 は TIG 溶接試験片の酸化性雰囲気における試験結果の一例である。このように材料自体の不均一性が腐食挙動に影響をおよぼす可能性がある。

⑥については、これまでに実施された腐食試験は、地層処分環境に曝露されたオーバーパックスに生じると想定される腐食現象を個別に評価することを目的とした、小型試験片を使用した実験室規模の試験が中心であった。試験環境も人工海水や調整した溶液といった単純なもので、より精緻な腐食現象の把握を目的としていた。しかしながら実際のオーバーパックスは長さが 1,750 mm 程度、直径が 840 mm であり、数センチ四方の試験片と比較しても表面積に大きな差がある。周囲の緩衝材も施工方式によっては、製作時の密度差や緩衝材同士の隙間などの不均一性が存在するため、オーバーパックス全表面が必ずしも同一の環境になっているとは限らない。この系の不均一性がオーバーパックスの腐食挙動におよぼす影響も考慮する必要がある。



図 2.2.2-1 酸化性雰囲気での浸漬試験による TIG 溶接試験片の選択腐食

### 2.2.3 腐食現象に影響をおよぼす因子

腐食とは、金属材料をある環境に曝露した時、その系における熱力学的なエネルギーの差により起こる現象である。例えば、鉄(Fe)と酸素(O<sub>2</sub>)をある温度で共存させた場合、Fe と O<sub>2</sub> のエネルギーの総和と、それらの化合物である酸化鉄 (FeO, Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> など) のエネルギーの総和が小さくなる方向に反応が進む。この場合、酸化物のエネルギーの方が低いため、発熱を伴って鉄は酸化する。このように腐食現象は材料と環境の組み合わせで生じるため、材料因子と環境因子の観点から整理することが重要である。図 2.2.3-1 に炭素鋼製オーバーパックの腐食におよぼす材料因子と環境因子の関係を示した。

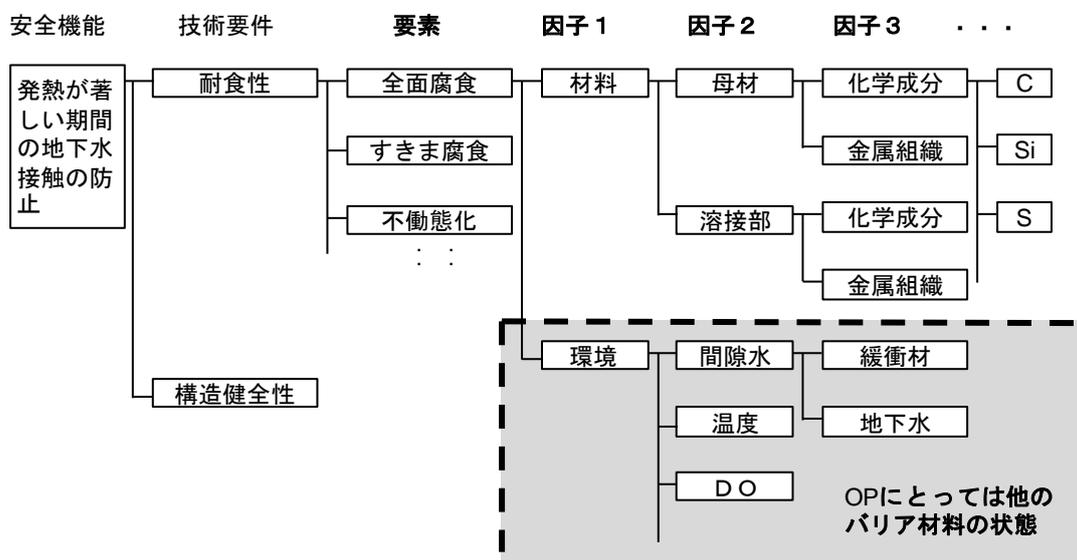


図 2.2.3-1 オーバーパックの腐食に寄与する因子の例

#### (1) 環境因子

わが国の代表的な地質環境における地下水組成として、以下の組成が挙げられている[3]。

リファレンスケース：

安全評価の解析において、様々な解析ケースの比較の基準とする参考ケース

降水系還元性高 pH 型モデル地下水

**Fresh-reducing-high-pH Groundwater (FRHP)**

地質環境変更ケース：

リファレンスケースに対して、地質環境を変化させた想定ケース

海水系還元性高 pH 型モデル地下水

**Saline-reducing-high pH Groundwater (SRHP)**

地質環境変更ケース：

コンクリート支保工を用いる場合を想定、セメント材料と反応した **FRHP** 地下水

変動シナリオ：

リファレンスケースで想定した基本的な将来記述、基本シナリオに対して、

地層の隆起を考慮するなどシナリオを変化させたケース

降水系酸化性高 pH 型モデル地下水

**Fresh-oxidizing-high-pH Groundwater (FOHP)**

参考地下水：

- ・ 降水系還元性低 pH 地下水

**Fresh-reducing-low-pH Groundwater (FRLP)**

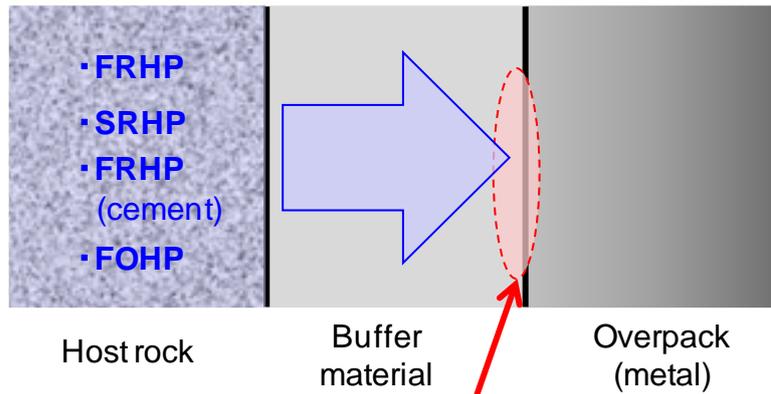
- ・ 海水系還元性低 pH 地下水

**Saline-reducing-low-pH Groundwater (SRLP)**

- ・ 高炭酸系還元性中性型モデル地下水

**Mixing-reducing-neutral -pH Groundwater (MRNP)**

高レベル放射性廃棄物の地層処分では、ガラス固化体－オーバーパック－緩衝材－周辺岩盤という多重バリアシステムが構築されている。このような系では図 2.2.3-2 のような環境にオーバーパックが曝されることになる。温度はガラス固化体からの発熱量と緩衝材－岩盤への熱伝達量が平衡状態になったところで決まる。地下環境は基本的には低酸素雰囲気であることから、溶存酸素は操業期間中に外部から持ち込まれたものである。腐食で重要な間隙水組成は、地下水が緩衝材中を浸潤してオーバーパックに到達した溶液の組成である。オーバーパックが接触する緩衝材中の間隙水組成については、化学平衡計算が行われており[3]、それを基にした緩衝材間隙水中の化学種の濃度範囲と pH の範囲が示されている[1]。処分場の候補地が未定であるが、わが国で想定される地下水組成に基づく間隙水の化学成分が表 2.2.3-1 のように整理されていることから、この表の成分や濃度を元にして試験条件を設定し試験結果を拡充しておけば、処分場が何れの場所に建設されたとしてもオーバーパックの腐食挙動はその範囲内に収まると考えられる。



### 腐食に対する環境因子

図 2.2.3-2 オーバーパッケ－緩衝材界面の環境の模式図

表 2.2.3-1 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]

化学種	濃度範囲 (mol L <sup>-1</sup> )
HCO <sub>3</sub> <sup>-</sup> / CO <sub>2</sub> / H <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	< 7.3 x 10 <sup>-2</sup>
SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup>	< 6.1 x 10 <sup>-2</sup>
HS <sup>-</sup> / H <sub>2</sub> S	< 9.2 x 10 <sup>-1</sup>
Cl <sup>-</sup>	< 5.9 x 10 <sup>-1</sup>
P (total)	< 2.9 x 10 <sup>-6</sup>
NO <sub>3</sub> <sup>-</sup>	0.0
NH <sub>3</sub>	< 1.6 x 10 <sup>-4</sup>
NH <sub>4</sub> <sup>+</sup>	< 5.1 x 10 <sup>-3</sup>
B (total)	< 1.7 x 10 <sup>-3</sup>
pH	5.9 ~ 8.4

#### (2) 材料因子

HLW 第2次取りまとめでは、圧力容器用炭素鋼鍛工品（SFVC1）や溶接用圧延材（SM400）などに対して種々の腐食試験が実施された。溶接性を考慮したこれらの炭素鋼は亜共析鋼であり、全面がフェライトとパーライトで占められる。一方、溶接部は図 2.2.3-3 のように溶接組織だけではなく、アーク溶接時に溶接材料を使用したことにより、化学成分も母材と異なる。この不均一性が図 2.2.2-1 に示した選択腐食の要因となっている。一方で溶接材料に 0.25%Ni を添加する

と図 2.2.3-4 のように選択腐食が改善する事実もある。

溶接部を含む金属組織は、化学成分、溶接時の最高到達温度、冷却速度等によって変化するが、これら 3 つの要素が既知であれば、連続冷却変態線図（CCT 曲線：Continuous Cooling Transformation diagram）を作成すればある程度予測は可能になる。

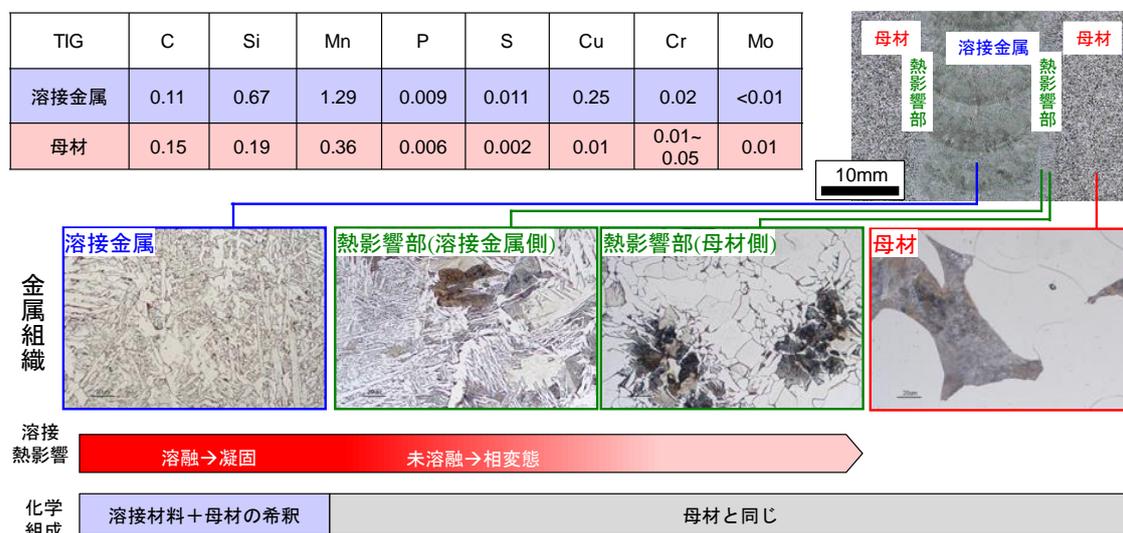


図 2.2.3-3 オーバーパック溶接部の不均一性

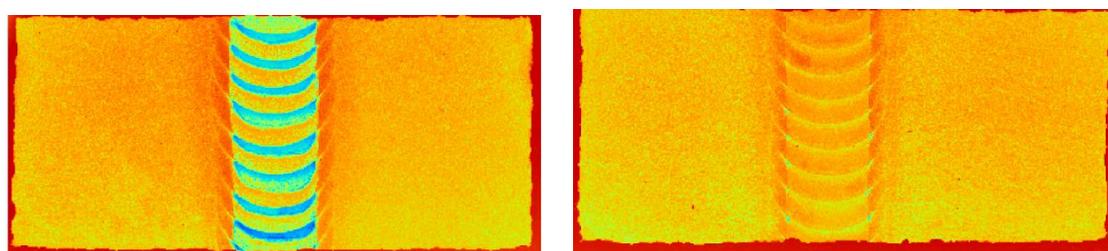


図 2.2.3-4 MAG 溶接部の選択腐食における溶接材料への Ni 添加の効果

## 2.2.4 腐食評価の考え方

炭素鋼オーバーパックの腐食評価では、期待される寿命を達成するための腐食代の設定、およびその根拠を提示することが目的となる。そのためには使用環境下で全面腐食挙動を示すこと、その際の腐食総量または腐食速度が把握できること、この 2 つが重要である。

金属材料の腐食は、環境因子と材料因子の組み合わせで生じる。地層処分場の建設地が決定していない現段階の検討では、材料因子は Generic な値を用いるより他ない。一方で材料因子は、母材の成分、溶接材料の有無または成分、入熱を支配する溶接手法といった設計・製作工程である程度制御可能である。

化学成分や溶接組織といった材料因子の違いによっても、全面腐食時の均一／不均一性が生じる。設計・製作工程で制御できる材料因子の観点から、それらの影響を体系的に整理することが重要である。

## 2.3 構造評価

### 2.3.1 材料劣化事象の検討

埋設後のオーバーパックは、地下環境に長期間さらされるため、オーバーパックの材料自体が、時間の経過にともない徐々に劣化することが考えられる。この劣化により材料強度が低下する場合には、オーバーパックの閉じ込め期間が終了する以前にオーバーパックが破損する可能性がある。そのため、オーバーパックに想定される材料劣化事象を抽出し、オーバーパック埋設後に想定される材料劣化事象を特定する。

埋設後のオーバーパックで想定される材料劣化事象は、文献[4]では表 2.3.1-1 のように整理されている。これらの劣化事象のうち疲労によるき裂の発生、成長については、埋設後のオーバーパックには繰り返しの負荷（疲労負荷）は作用しないことから、オーバーパックの健全性を評価する上で考慮する必要はない。ガラス固化体からの放射線の照射や腐食で生じる水素の吸収による脆化については、防止することは難しい。したがって、放射線照射および水素吸収による脆化の 2 つが、オーバーパックの強度に影響をおよぼす材料劣化事象と考えられる。脆化とは、放射線の照射などにより材料内に微細な組織変化が生じ、材料が硬くなり脆くなる現象である。通常、炭素鋼などの金属材料は、荷重が加わると延びる性質を有していて、荷重を加え続けると延びが増加して、最終的に破断する。一方で、脆化量が大きくなると、荷重に対する材料の延びが小さくなり、例えば、ガラスのように延びずに割れるようになる。そのため、材料中にき裂などの欠陥が存在する場合に脆化が生じると、その欠陥を起点として材料が破損しやすくなる。

また、既存の構造物の中でも相対的に長期間の健全性が要求される原子力発電所について、その劣化事象を調査した。表 2.3.1-2 に原子力発電所で経年劣化管理が必要とされている劣化事象を示す[10]。原子力発電所の管理すべき 4 つの経年劣化事象の中で、オーバーパックの埋設条件で想定されるものとしては、中性子照射脆化と照射誘起応力腐食割れになる。照射誘起応力腐食割れのような局部腐食については、その発生を防止できる環境または材料を選定する必要がある。

以上の事から、オーバーパック埋設後に材料強度に影響をおよぼすと想定される材料劣化事象は、放射線照射と水素吸収による脆化のみであると考えられる。

表 2.3.1-1 埋設後の炭素鋼オーバーパックで想定される材料劣化事象  
(文献[4]から材料劣化事象を抽出して整理)

外荷重発生ケース	材料劣化事象
岩盤クリープ変形＋地下水静水圧＋ 腐食膨張圧＋緩衝材膨張圧＋残留応力	・き裂発生、成長 ・中性子照射脆化 ・水素脆化

表 2.3.1-2 原子力発電所で経年劣化管理が必要な事象  
(文献[10]からオーバーパックに関連する事象を抽出して整理)

経年劣化管理事象
・低サイクル疲労
・中性子照射脆化
・照射誘起応力腐食割れ
・高サイクル熱疲労

### 2.3.2 構造評価の考え方

構造物を壊す力（破壊の駆動力）が材料の耐える力（破壊抵抗）を超えると、構造物は破損する。つまり、構造物の破損は、破壊の駆動力と破壊抵抗の大きさを比較することにより評価することができる。したがって、地下環境で想定される最大の負荷（破壊の駆動力）よりもオーバーパックの破壊抵抗の方が大きいことを確認することで、力学的にオーバーパックが健全であることを保証できる。ここでは、破損という現象を破壊の駆動力と破壊抵抗の 2 つに着目して検討することで、埋設後に想定される負荷に対するオーバーパックの健全性を確保する方法について検討する。

#### (1) 破壊の駆動力と破壊抵抗

オーバーパックの溶接部には、溶接欠陥が発生する可能性があることが報告されている[12]。構造物中にき裂状の欠陥がない場合に比べて、き裂状の欠陥がある場合には、材料の強度が低下し、より小さい負荷で構造物が破損する。材料中に欠陥が存在する場合と欠陥が存在しない場合では、構造物の破壊の駆動力と破壊抵抗が異なる。そのため、材料中に欠陥がない場合とある場合の破壊の駆動力と破壊抵抗について以下で述べる。

##### 1) 材料中に欠陥がない場合

金属材料に負荷を加えると変形し、負荷の大きさとともに変形が大きくなり、最終的に破断する。引張試験などで得られる軟鋼の応力ひずみ線図を模式的に図 2.3.2-1 に示す。図の縦軸および横軸は、それぞれ応力  $\sigma$  とひずみ  $\varepsilon$  を表して以下で定義される。

$$\text{応力 } \sigma = \frac{P}{A} \quad \text{式(2.3.2-1)}$$

$$\text{ひずみ } \varepsilon = \frac{l-l_0}{l} \quad \text{式(2.3.2-2)}$$

ここで、 $P$ は荷重、 $A$ は断面積、 $l$ は変形前の長さ、 $l_0$ は変形後の長さである。金属材料に荷重（応力）を加えると、最初は応力に対してひずみが直線的に増加する。この部分を弾性域と呼び、荷重を除荷すれば変形は元の状態に戻る。さらに応力を増加させて弾性域を超えると、応力は増加せずにひずみだけが增加する。この部分を降伏点と呼ぶ。降伏点を超えて応力を増加させると、

塑性変形を生じてひずみが大きく増加する。応力ひずみ線図の中で最大の応力を示す点を引張強さと呼ぶ。引張強さを超えると応力は減少するがひずみは増加し、最終的に金属材料は破断する。つまり、き裂などの欠陥がない場合の構造物の破壊の駆動力と破壊抵抗は次のようになる。

【材料中に欠陥がない場合】

破壊の駆動力： 応力 (MPa)

破壊抵抗： 降伏点や引張強さなど (MPa)

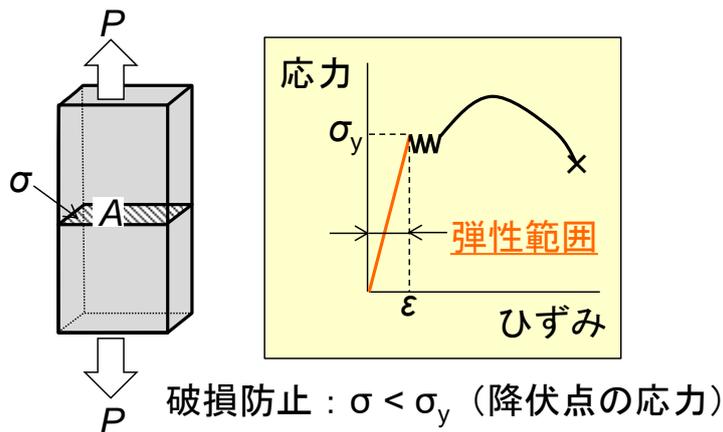


図 2.3.2-1 軟鋼の応力ひずみ線図の模式図

## 2) 材料中に欠陥がある場合

金属材料に相対的に大きなき裂状の欠陥がある場合には、き裂の先端に応力が集中するため、材料の強度が低下する。き裂を含む材料の強度は、材料力学では評価することができないため、破壊力学などを用いて評価される。実際に、原子力発電所の圧力容器や配管などでは、検査でき裂が発見された場合に破壊力学を用いて進展評価、破壊評価が行われている[13]。線形破壊力学では、以下の式で定義される応力拡大係数  $K$  が破壊の駆動力として用いられる。

$$K = F\sigma\sqrt{\pi a} \quad \text{式(2.3.2-3)}$$

ここで、 $F$  は形状係数、 $a$  はき裂長さを表す。応力拡大係数は、構造物の形状および作用する応力、き裂の大きさによって決定される。また、破壊抵抗は、Compact tension 試験片 (CT 試験片) などを用いた破壊靱性試験により得られる破壊靱性値  $K_{Ic}$  となる。そして、その健全性に影響があると判断された場合には必要に応じて補修して、その健全性を確保している。

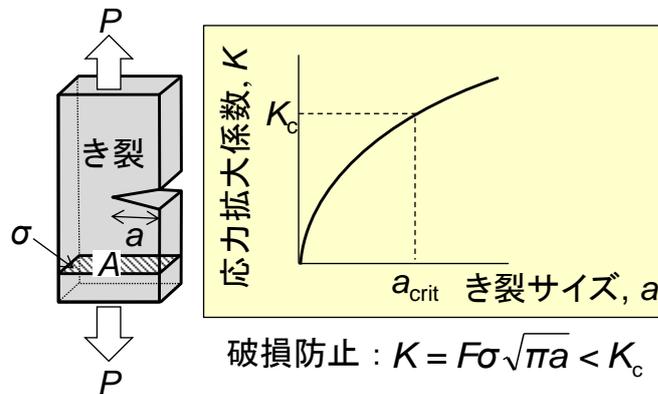
応力拡大係数と限界き裂寸法の関係を模式的に図 2.3.2-2 に示す。構造物に作用する応力が一定の場合、き裂サイズとともに応力拡大係数は増加する。そして、応力拡大係数  $K$  が破壊靱性値  $K_{Ic}$  に等しくなる時のき裂サイズが、その構造物の限界き裂寸法になる。したがって、構造物に作用する応力が把握できている場合には、検査で測定したき裂サイズが限界き裂サイズより小さければ

れば構造物は破損せず、その欠陥は無害と判断できる。

【材料中に欠陥がある場合】

破壊の駆動力： 応力拡大係数 ( $\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ )

破壊抵抗： 破壊靱性値 ( $\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ )



( $K$ :応力拡大係数、 $K_c$ :破壊靱性値、 $a_{crit}$ :限界き裂寸法)

図 2.3.2-2 応力拡大係数と限界き裂寸法の関係の模式図

## (2) 構造評価の考え方

構造物にき裂などの欠陥が存在しない場合には、例えば、降伏点を超える応力が作用しなければ構造物は塑性変形しないため、破損することはない。また、オーバーパックの溶接部に存在する可能性のある溶接欠陥は、ボイド状や割れなど幾つかの種類欠陥が想定される。ただし、欠陥の先端の形状が鋭いほど応力集中は大きくなるため、オーバーパックの健全性を評価する上では、全ての欠陥をき裂（先端の曲率半径がゼロ）とみなして評価することが、応力的に最も厳しい条件になる。したがって、オーバーパックの健全性を確保するための構造評価では、図 2.3.2-3 に示すように、欠陥が存在しない場合の強度評価と欠陥が存在する場合の欠陥評価の 2 つの場合を考慮すれば十分である。図中の赤字は破壊の駆動力、青字は破壊抵抗を表している。強度評価では、オーバーパックに作用する応力  $\sigma$  が設計応力  $\sigma_A$  より小さくなるように板厚を設定する。欠陥評価では、欠陥をき裂とみなして、き裂先端の応力拡大係数  $K$  が破壊靱性値  $K_c$  より小さいことを確認することで、強度的にオーバーパックが健全であることを保証することができる。オーバーパックの候補材料の一つである炭素鋼は、埋設環境の温度では延性破壊をされると考えられるが、安全側に脆性破壊を想定して欠陥評価を行う。

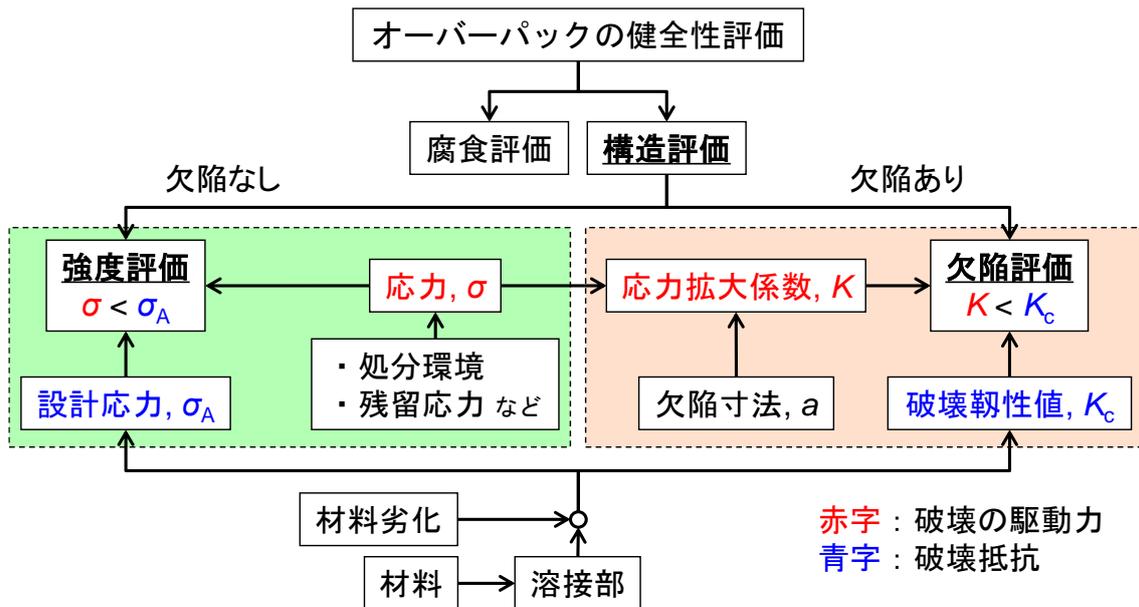


図 2.3.2-3 オーバーパックの構造評価のフローチャート

### 1) 強度評価

HLW 第 2 次取りまとめでは、オーバーパックの設計に「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準（昭和 55 年通商産業省告示第 501 号）」[13]の第 2 種容器（日本機械学会発電用原子力設備規格 設計・建設規格[14]（以下、設計・建設規格）におけるクラス MC に対応）の規定が準用されている。そして、蓋部と胴部の許容応力（設計応力）が設定され、必要な板厚は 110 mm に設定されている。

告示 501 の第 2 種容器および設計・建設規格のクラス MC 容器の設計では、その方法として公式による設計（design by formula）が採用されている。一方でクラス 1 容器等の設計では、解析による設計（design by analysis）が採用されていて、詳細な構造解析に基づく応力評価および構造物の設計を実施することができる。

オーバーパックの強度評価のフローチャートを図 2.3.2-4 に示す。強度評価のフローチャートは、荷重条件および材料劣化の検討から、以下の結果に基づいて作成した。

- ① オーバーパックに繰り返しの負荷は作用しない  
→疲労負荷が加わらないため、疲労破壊は考慮しない
- ② オーバーパックに生じる材料劣化事象は、放射線照射および水素吸収による脆化のみ  
→脆化により材料の降伏応力や引張強さは増加するため、強度評価では材料劣化は考慮する必要はない
- ③ 溶接部の残留応力は変形の拘束により生じるため、材料が塑性変形すると残留応力は解放され、静的強度におよぼす影響は小さい  
→溶接残留応力は強度評価では考慮しない

図 2.3.2-4 の左側は破壊抵抗を求める流れ、右側は破壊の駆動力を求める流れを表している。

強度評価における破壊抵抗は、降伏応力、引張強さ、崩壊荷重などが考えられる。ただし、オーバーパックには長期間の健全性が要求されるため、閉じ込め期間中のオーバーパックの変形は弾性範囲に抑えておくべきと考えられる。そのため、強度評価における破壊抵抗は降伏応力とし、降伏応力に裕度を考慮して設計応力  $\sigma_D$  とする。裕度の大きさは、埋設後の環境などの不確実性を考慮して決定する必要がある。降伏応力は、引張試験などの材料試験を行うことで取得することができる。一般的に、溶接部の降伏応力や引張強さは母材よりも大きいいため、強度評価では溶接部に対しても母材の材料強度を用いるほうが安全側の評価となる。強度評価における破壊の駆動力は応力であり、オーバーパックの形状や板厚、処分環境の外圧などを入力条件として、有限要素解析などによりその大きさを求めることができる。そして、オーバーパックに作用する最大応力  $\sigma_{max}$  が設計応力  $\sigma_D$  よりも小さいことを確認して強度評価は終了となる。最大応力  $\sigma_{max}$  が設計応力  $\sigma_D$  よりも大きければ、オーバーパックの設計（板厚）を見直し、再び応力解析を実施して、最大応力と設計応力を比較する。

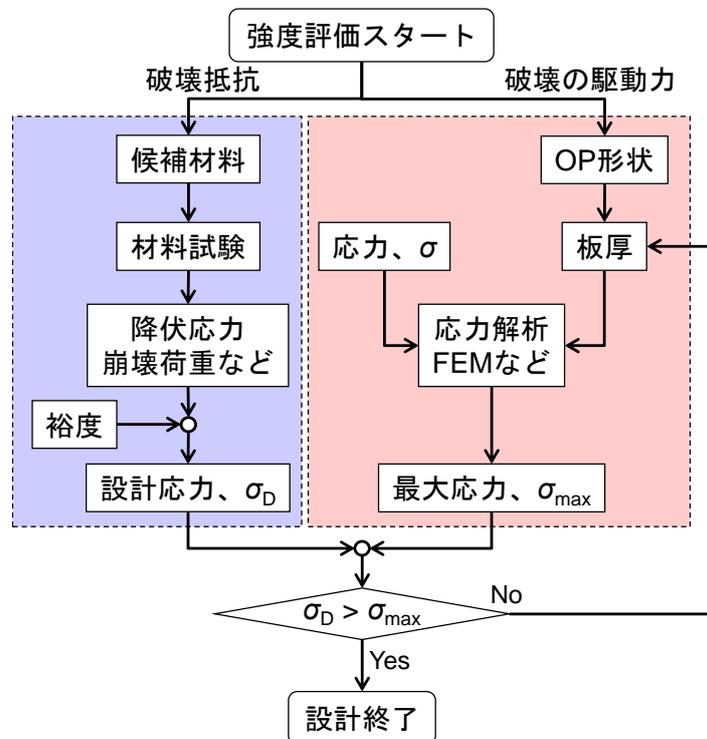


図 2.3.2-4 オーバーパックの強度評価のフローチャート

## 2) 欠陥評価

オーバーパックに対する欠陥評価のフローチャートを図 2.3.2-5 に示す。欠陥評価では、最初に、破壊力学的手法により限界き裂寸法  $a_{crit}$  を算出する。また、オーバーパック溶接部の超音波探傷の結果から得られた欠陥形状を考慮して欠陥をモデル化し、モデル欠陥寸法  $a_{mod}$  を決定する。そして、限界き裂寸法よりもモデル化された欠陥寸法が小さければ ( $a_{crit} > a_{mod}$  ならば)、その欠陥がオーバーパックの健全性におよぼす影響は無視できるほど小さいと判断できる。

限界き裂寸法を算出するためには、破壊の駆動力である応力拡大係数 ( $K$  値) と破壊抵抗であ

る破壊靱性値 ( $K_C$ ) を取得する必要がある。 $K$  値は、有限要素解析などにより算出することができる。解析では、溶接部にき裂状の欠陥をモデル化し、き裂先端の応力拡大係数 ( $K$  値) を求める。溶接欠陥としては、ボイドや介在物など様々な種類、形状のものが考えられるが、構造物にとって最も応力状態が厳しくなるき裂 (先端の曲率半径がゼロで鋭く尖ったもの) を解析の対象とする。 $K_C$  は材料試験により測定することができる。ただし、閉じ込め期間中には放射線照射および水素吸収により材料が脆化する可能性がある。材料が脆化すると破壊靱性値が低下するため、将来の脆化量を予測し、破壊靱性値に考慮しておく必要がある。また、脆化量の予測精度に対する誤差や地下環境での不確実性を考慮して、適切な裕度を設定して破壊靱性値を決定する。

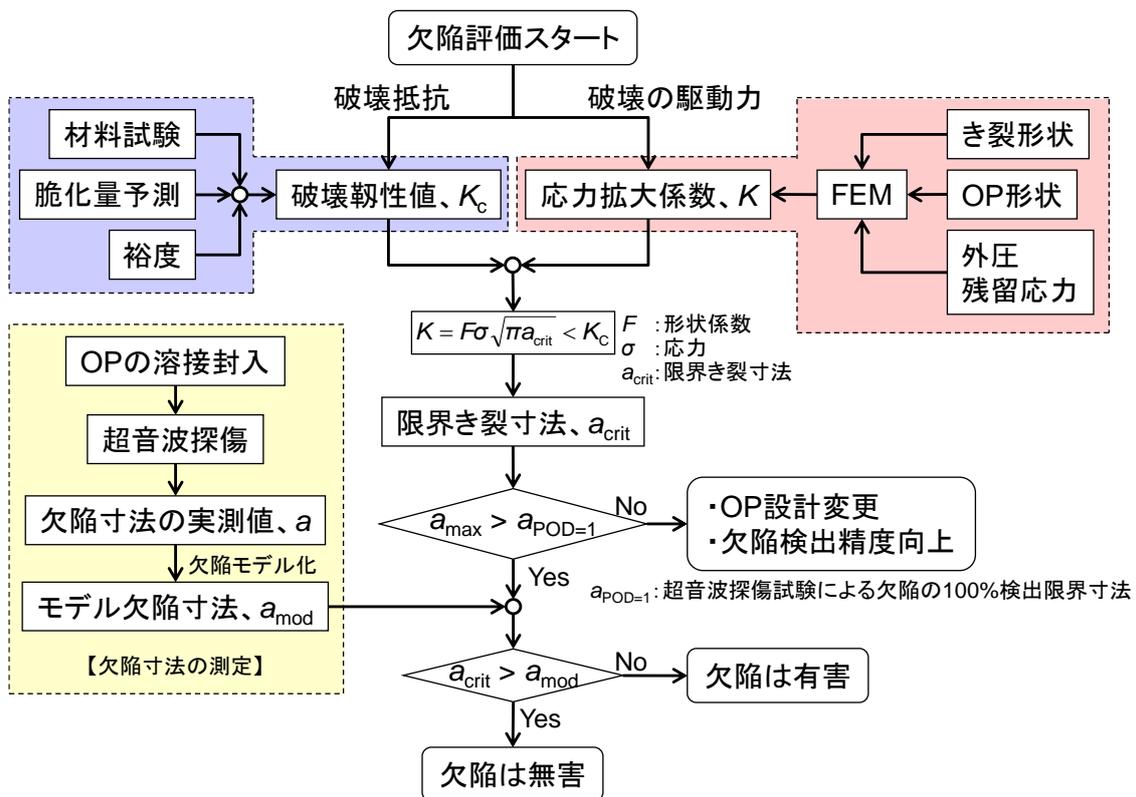


図 2.3.2-5 オーバーパックの欠陥評価フローチャート

### 2.3.3 構造評価に関する研究開発課題の整理

図 2.3.2-3 に示したオーバーパックの構造評価のフローチャートと強度評価 (図 2.3.2-4) および欠陥評価 (図 2.3.2-5) のフローチャートから、構造評価に関する研究開発課題を整理すると図 2.3.3-1 に示すようになる。

強度評価では、オーバーパックの応力集中部の最大応力  $\sigma_{max}$  が設計応力  $\sigma_D$  より小さいことを確認する。 $\sigma_{max}$  は、想定される処分環境に対して有限要素解析などにより求めることができる。また、 $\sigma_D$  はオーバーパックの候補材が決まれば、材料試験により取得した材料強度に裕度を考慮して設定する。

欠陥評価では、オーバーパックの溶接部のモデル欠陥寸法  $a_{mod}$  が、限界き裂寸法  $a_{crit}$  よりも小さいことを確認する。溶接部の欠陥寸法  $a$  は、超音波探傷試験などの非破壊検査により測定する。

超音波探傷試験については、これまで継続的な研究開発を続けており、板厚 190 mm 全層を対象とした探傷試験を実施し、欠陥の検出限界寸法に関する実験データを取得している。今後は、欠陥の寸法や位置の定量方法や測定誤差の向上について検討する必要がある。 $a_{mod}$  の設定には、溶接部におけるき裂先端の応力拡大係数と候補材料の破壊靱性値から、限界き裂寸法を求める必要がある。オーバーパック埋設後の長期間では、材料が脆化する可能性があるため、その脆化量の予測方法を構築する必要がある。

以下に構造評価における研究開発課題を、開発の優先順位の高い順に示す。限界き裂寸法が相対的に大きければ、超音波による欠陥寸法測定および脆化量予測の誤差の許容範囲は大きくなると考えられる。そのため、限界き裂寸法の取得の優先順位を最も高くした。モデル欠陥寸法設定のための欠陥モデル化および裕度に関する検討は、次年度以降の課題とする。

【研究開発課題 1】 限界き裂寸法の取得

- 実施内容① 平蓋形状における残留応力解析
- 実施内容② 平蓋形状における限界き裂寸法の解析評価

【研究開発課題 2】 超音波による溶接欠陥寸法および位置の定量化

- 実施項目③ 近接欠陥を対象とした欠陥定量化方法の検討

【研究開発課題 3】 脆化量予測手法の開発

- 実施項目④ 照射損傷メカニズムに基づく脆化量予測のための解析手法の構築
- 実施項目⑤ 炭素鋼の脆化因子の調査
- 実施項目⑥ オーバーパック照射線量の検討

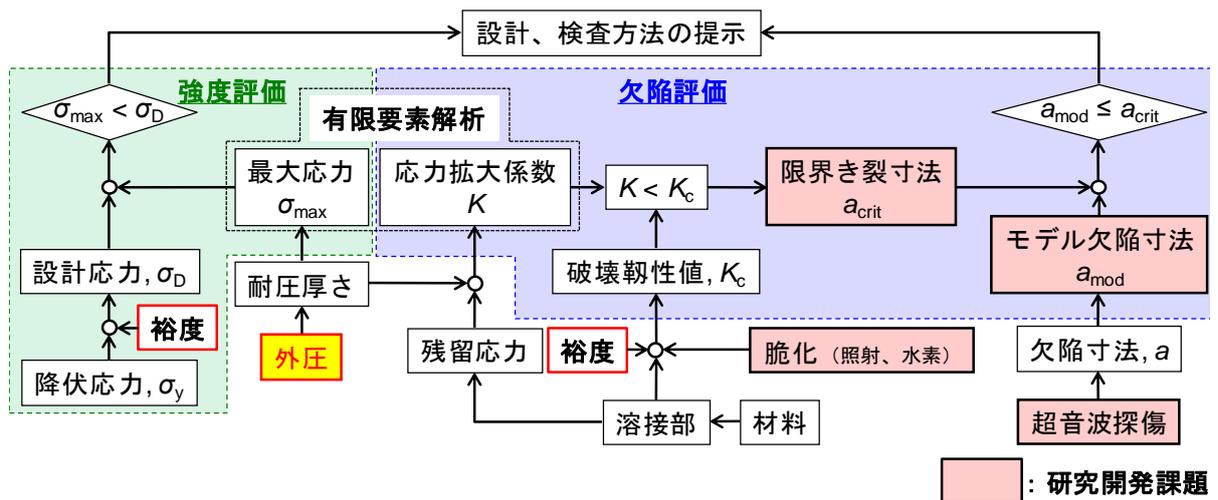


図 2.3.3-1 構造評価に関する研究開発課題の整理

## 2.4 まとめ

### 2.4.1 腐食評価

炭素鋼オーバーパットの腐食評価では、期待される寿命を達成するための腐食代の設定、およびその根拠を提示することが目的となる。そのためには使用環境下で局所的な腐食による破損が生じずに全面腐食挙動を示すこと、その際の腐食総量または腐食速度が把握できることの2つが重要である。金属材料の腐食は環境因子と材料因子の組み合わせで生じる。しかしながら、現状では実際の処分サイトが決まっていないことから、環境条件は **Generic** なものをリファレンスとする。一方、材料因子は、母材の成分、溶接材料の有無または成分、入熱を支配する溶接手法といった設計・製作工程である程度制御可能である。

腐食挙動の把握、腐食メカニズムの解明を通じて、オーバーパットの設計、製作方法の設定に反映させることを念頭に、平成 27 年度の研究課題を以下のように設定した。

#### 【研究開発課題 1】 オーバーパットの腐食の現象理解

実施内容① 実験室規模の単純系での腐食試験

実施内容② 地上/地下施設での複雑系での腐食試験

#### 【研究開発課題 2】 腐食メカニズムの解明

実施項目③ 金属組織の違いが腐食挙動におよぼす影響の調査

実施項目④ 緩衝材の施工品質が腐食挙動におよぼす影響の調査

### 2.4.2 構造評価

最初に、オーバーパット構造評価のための荷重条件、破損要因、材料劣化事象について検討した。荷重条件としては、外圧と溶接残留応力を考慮する必要がある。破損要因としては、通常時には崩壊、溶接欠陥を起点とした破壊の 2 つを防止する。異常時には、断層運動にともなうせん断負荷による弾塑性破壊に対して、オーバーパットが耐えられる負荷の大きさを把握しておく必要がある。材料劣化事象としては、埋設後の環境では、放射線照射および水素吸収による脆化による材料強度の低下について検討する必要があることを示した。

埋設後の検査や補修を必要としない溶接構造物として、オーバーパットの健全性を確保するための構造評価について検討した。構造評価は、強度評価と欠陥評価で構成される。オーバーパットの破損について、破壊の駆動力と破壊抵抗の観点から検討し、強度評価および欠陥評価のフローチャートを作成した。その結果から、構造評価に関する研究開発課題を抽出し、H27 年度の研究開発課題を以下のように設定した。

#### 【研究開発課題 1】 限界き裂寸法の取得

実施内容① 平蓋形状における残留応力解析

実施内容② 平蓋形状における限界き裂寸法の解析評価

#### 【研究開発課題 2】 超音波による溶接欠陥寸法および位置の定量化

実施項目③ 近接欠陥を対象とした欠陥定量化方法の検討

#### 【研究開発課題 3】 脆化量予測手法の開発

- 実施項目④ 照射損傷メカニズムに基づく脆化量予測のための解析手法の構築
- 実施項目⑤ 炭素鋼の脆化因子の調査
- 実施項目⑥ オーバーパック照射線量の検討

## 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] Japan Nuclear Cycle Development: Groundwater Evolution Modeling for the Second  
Progress Performance Assessment (PA) Report, JNC-TN8400-99-030 (1999).
- [3] 核燃料サイクル開発機構：地層処分研究開発第 2 次取りまとめにおける緩衝材間隙水化  
学の評価、JNC-TN8400-99-078 (1999).
- [4] 三菱重工業株式会社：オーバーパックス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).
- [5] 核燃料サイクル開発機構：深部地下空洞および内部構造物の振動挙動に関する研究(2)、  
JNC TN8400 99-055 (1999).
- [6] 山本陽一、鈴木覚、安保英範、藤原啓司：地震動による人工バリアへの影響、原子力パ  
ックエンド研究、Vol.21、No.2、pp.101-104 (2014).
- [7] 原子力発電環境整備機構：高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性、NUMO-TR-  
04-01 (2004).
- [8] 矢川元基編：破壊力学、培風館、pp.6 (1988).
- [9] 西田新一：溶接構造物の疲労破壊と疲労強度因子（1）、溶接学会誌、Vol.62、No.8、  
pp.595-598 (1993).
- [10] 日本原子力学会：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：2011（追  
補 2）、AESJ-SC-P005:2011 (2011).
- [11] 核燃料サイクル開発機構：銅-炭素鋼複合オーバーパックスの試作、JNC-TN8400 99-049  
(1999).
- [12] 原力整備促進・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).
- [13] 通商産業省資源エネルギー庁・公益事業部原子力発電安全管理課編：解説／原子力設備  
の技術基準 (1994).
- [14] 日本機械学会：発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2012 年版）＜第 I 編 軽水炉  
規格＞、JSME S NC1-2012 (2012).

## 第3章 現象理解の腐食試験

### 3.1 全体概要

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、廃棄物に含まれる放射性物質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。

### 3.2 課題の設定

#### 3.2.1 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。

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における腐食代の設定

オーバーパックの候補材料の選定フローを図 3.2.1-1 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絞り込まれる。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、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。

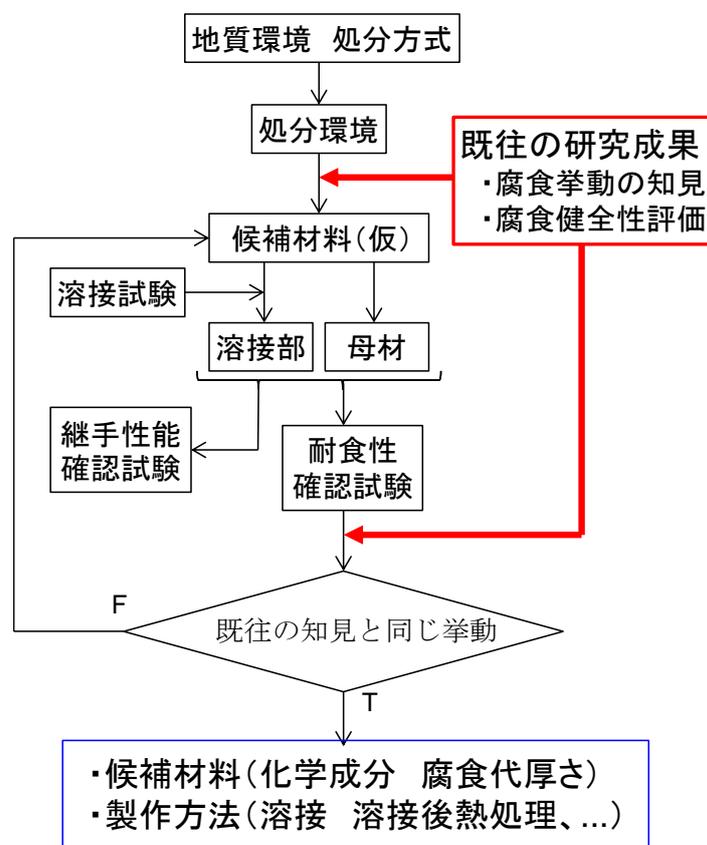


図 3.2.1-1 オーバーパックの候補材料の選定フロー

### 3.2.2 室内試験と実際の処分事業との違い

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

よるオーバーパット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トの違いを整理する。

#### (1) オーバーパットと試験片の大きさ

リファレンスケースのオーバーパットの形状は、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、オーバーパット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ト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[3]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 10mm）

局部腐食試験用 直径 80mm 厚さ 2 mm

#### 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

溶接部の幅は各試験片で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ト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[1]。表 3.2.2-1 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  $\text{Cl}^-$  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  $\text{CO}_2/\text{HCO}_3^-/\text{CO}_3^{2-}$  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。

表 3.2.2-1 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]

化学種	濃度範囲 [mol L <sup>-1</sup> ]
HCO <sub>3</sub> <sup>-</sup> / CO <sub>3</sub> <sup>2-</sup> / H <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	< 7.3 x 10 <sup>-2</sup>
SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup>	< 6.1 x 10 <sup>-2</sup>
HS <sup>-</sup> / H <sub>2</sub> S	< 9.2 x 10 <sup>-2</sup>
Cl <sup>-</sup>	< 5.9 x 10 <sup>-1</sup>
P (total)	< 2.9 x 10 <sup>-6</sup>
NO <sub>3</sub> <sup>-</sup>	0.0
NH <sub>3</sub>	< 1.6 x 10 <sup>-4</sup>
NH <sub>4</sub> <sup>+</sup>	< 5.1 x 10 <sup>-3</sup>
B (total)	< 1.7 x 10 <sup>-3</sup>
pH	5.9~8.4

### (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。

### 3.2.3 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。

実際の環境を模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模擬した(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 3.2.3-1 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。

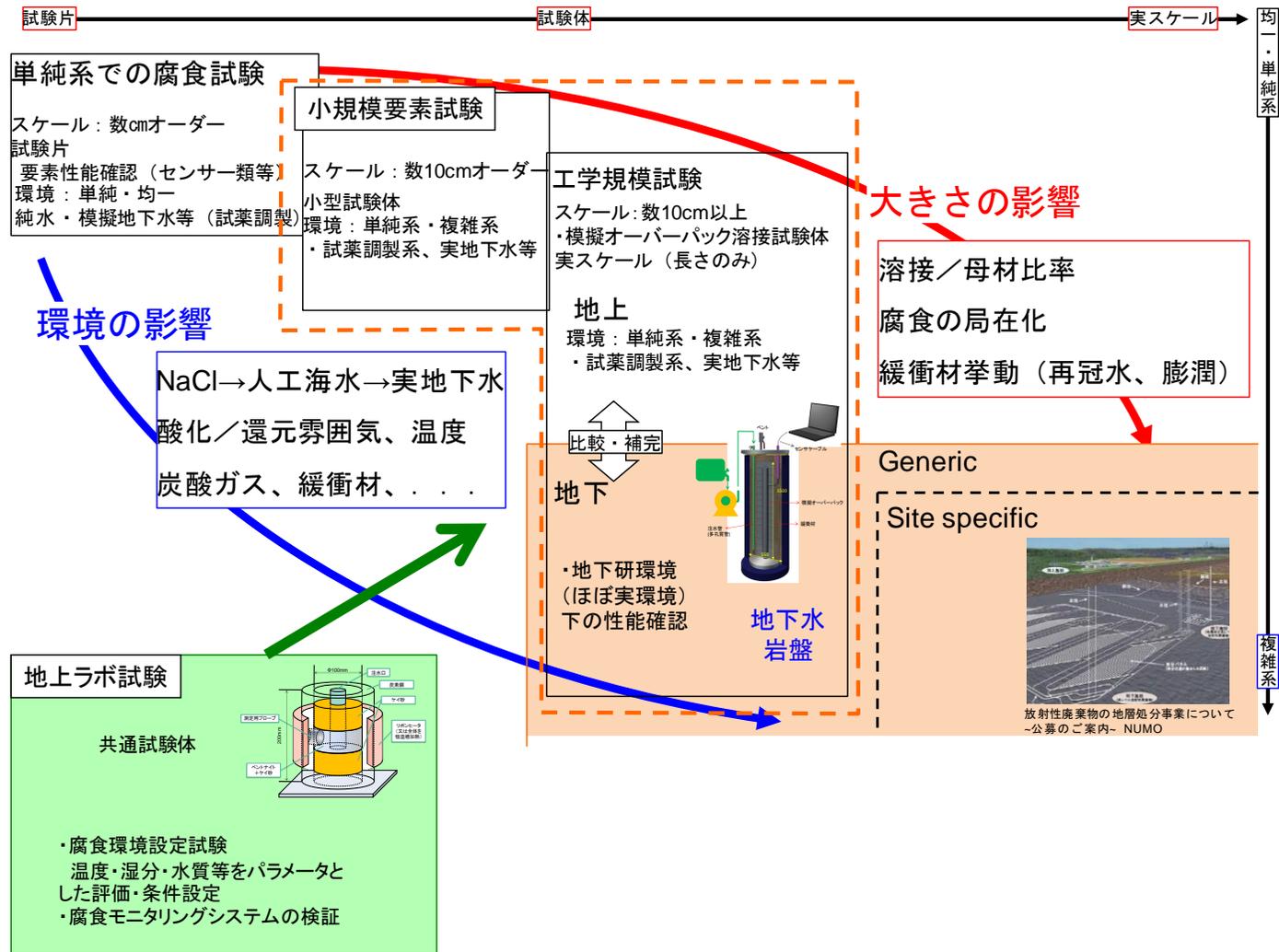


図 3.2.3-1 現象理解のための各腐食試験の位置付け

## (1) 単純系での腐食試験

平成 25 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（試験系の溶液成分など）で構築した試験系で実施する。腐食メカニズム解明や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 27 年度 オーバーパック溶接部の耐食性評価に関する研究」の成果をまとめたものである。

## (2) 複雑系での腐食試験

### 1) 工学規模試験

平成 25 年度に計画した試験計画に基づき、地上施設／地下施設で実施する。試験に供す模擬オーバーパックは直径 100mm、長さ 1250mm の SFVC1 相当の鍛造材に、長手方向に 2 本 TIG 溶接を施したものを使用し、より実際のオーバーパックの挙動を把握できるようにした。本年度は試験設備の詳細設計及び製作、昨年度幌延深地層研究センターの地下 350m の調査坑道 5 に掘削した試験孔への設備の設置ならびに試験の開始、地上施設で実施する試験の設備製作を実施した。

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原環センターが JAEA との共同研究「平成 27 年度 人工バリア等の健全性評価及び無線計測技術の適用性に関する研究」の一部として実施した。

### 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、例えば模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。本年度は先行して開始した工学規模試験を踏まえ、試験計画の具体化を図った。

### 3) 地上ラボ試験

地下調査施設での試験については、使用するセンサー等の計測機器について地層処分環境を想定した系での実績が無い。そこで平成 25 年度より地下試験開始に先立ち、予備試験を実施している。その結果を適切に反映させる。

## (3) 腐食モニタリングシステム検証試験（腐食計測技術の検証）

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。

### 3.3 単純系での腐食試験

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』、および平成 19 年度～20 年度『遠隔操作技術高度化開発』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。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については、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 3.2.3-1 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』、平成 25 年度『人工バリア品質／健全性評価手法の構築－オーバーパック』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。

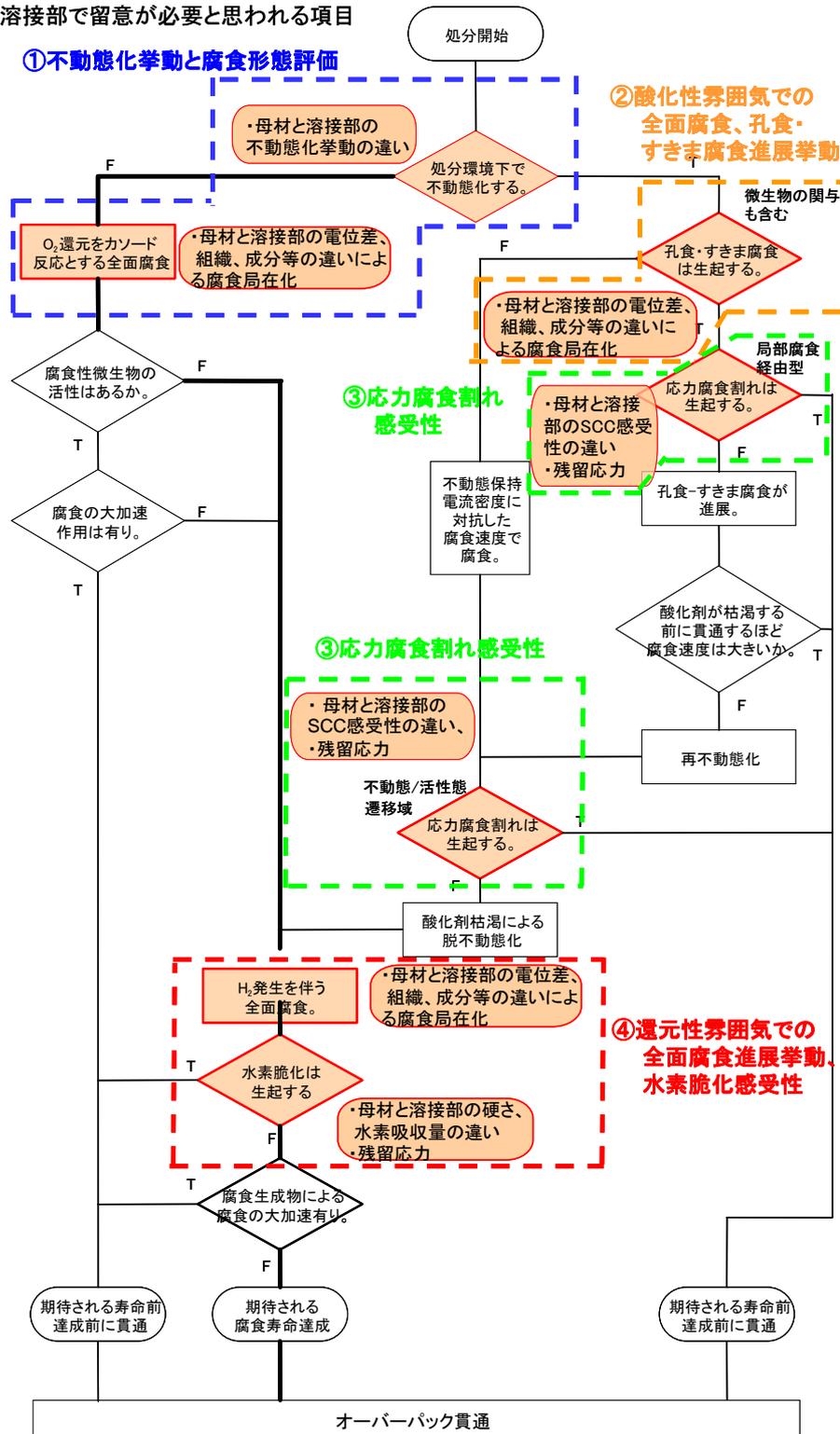
オーバーパック溶接部の耐食性評価試験では主として以下の5項目について調査した。

- ① 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 低酸素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。
- ⑤ 代替材料（チタン）の検討  
複合オーバーパックの耐食層の候補材料であるチタンに関わる腐食挙動の取得。

溶接部の耐食性に係わる上記5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、溶接部の耐食性は母材と同等以上であることを実験的に確認することで、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することを目的とした。

— : 母材に関する腐食シナリオ (2000年レポート)

○ : 溶接部で留意が必要と思われる項目



時間	環境の酸化還元性	温度
	酸化性	高
		低
	還元性	

図 3.2.3-1 炭素鋼の腐食シナリオ

(1) 腐食試験に使用した溶接試験体

遠隔操作技術高度化調査で製作した溶接試験体から試験片を採取し、試験に供した。

1) TIG 溶接試験体

平成 14 年度に製作した TIG(Tungsten Inert Gas)平蓋溶接試験体を使用した[4]。表 3.3.2 1 に溶接条件、表 3.2.3-2 に化学成分分の析結果を示す。

表 3.2.3-1 TIG 溶接試験体の溶接条件

母材		SF340A		
溶加材		YGT50		
開先形状	開先深さ [mm]	190		
	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		
電流	(ベース) [A]	100~250	150~300	100~250
	(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
ワイヤー供給量	[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 3.2.3-2 溶着金属および溶接材料の化学成分の分析結果

溶接方法	部位	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	備考
TIG	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>&lt;0.01</u>	
	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	—	
MAG	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>&lt;0.01</u>	
	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	—	—	
EBW	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>	
	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 規格	JIS Z3316 (YGT50)	≦0.15	≦1.00	≦1.90	≦0.030	≦0.030	≦0.50 *	—	—	TIG 用**
	JIS Z3312 (YGW16)	≦0.15	0.40~1.00	0.85~1.60	≦0.030	≦0.030	≦0.50 *	—	—	MAG 用

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

2) MAG 溶接試験体

平成 16 年度に製作した MAG(Metal Active Gas)平蓋溶接試験体を使用した[5]。表 3.2.3-3 に溶接条件、表 3.2.3-2 に化学成分の分析結果を示す。

表 3.2.3-3 MAG 溶接試験の条件[5]

母材		SF340A
溶加材		YGW16
開先形状	開先深さ [mm]	190
	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
電流	(ベース) [A]	350
	(ピーク) [A]	-
電圧	[V]	34~36
溶接速度	[cm/min]	28
ワイヤー供給量	[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 <sub>2</sub> (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°

### 3) EBW 溶接試験体

平成 15 年度に製作した EBW(Electron Beam Welding)平蓋溶接試験体を使用した[6]。表 3.2.3-4 に溶接条件、表 3.2.3-2 に化学成分の分析結果を示す。

表 3.2.3-4 EBW 溶接試験の条件[6]

母材		SF340A
溶接対象板厚／開先深さ [mm]		100（貫通）
溶接条件		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-フ アップ 時間	[sec]	20
スロ-フ 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

### 3.3.2 酸化性雰囲気での浸漬試験

#### (1) 概要

地層処分場が建設される地下深部の本来の環境は酸素濃度が極端に低い低酸素雰囲気であるが、処分場の建設時、緩衝材や埋め戻し材の間隙に存在する空気によって酸素が持ち込まれる。炭素鋼の腐食シナリオ（図 3.2.3-1）において、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、酸素を酸化剤とする全面腐食が進行すると考えられる[1]。酸化剤である酸素は容器の腐食や、鉱物等との反応により徐々に減少していくため酸素による腐食速度は酸化剤の現象に伴い時間的に変化し、その値を正確に評価することは難しい。HLW 第 2 次取りまとめでは処分場に持ち込まれた酸素が全て炭素鋼の腐食で消費されたと仮定し、酸化性雰囲気における平均腐食深  $X_m$  を保守的に算出している。一方、炭素鋼母材に対して実施された浸漬試験において、全面腐食形態であって腐食深さにバラつきが確認され

た。そのため酸素による腐食に対する腐食代は、最大腐食深さで設定する必要がある。実験室規模で実施可能な試験片寸法は、実規模スケールのオーバーパックと比べてとても小さいため、実規模スケールのオーバーパックで確認されるであろう、最大腐食深さを極値統計により推算し、必要な腐食代を求める手法が採られている。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  $X_m$  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[7]。

$$P = X_m + 7.5X_m^{0.5}$$

酸化性雰囲気におけるオーバーパックの腐食代は、軟岩系処分孔竖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 として上式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。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。そこで、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。

## (2) これまでの成果

平成 24 年度までに、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[12]、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[8]。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、上式で推定される最大腐食深さを上回る結果となった（図 3.3.2-1）。

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。

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[9][10]。今後は選択腐食の要因、および品質改善メカニズムの検討を進め、酸化性雰囲気における腐食代の設定に資する知見の拡充が必要である。

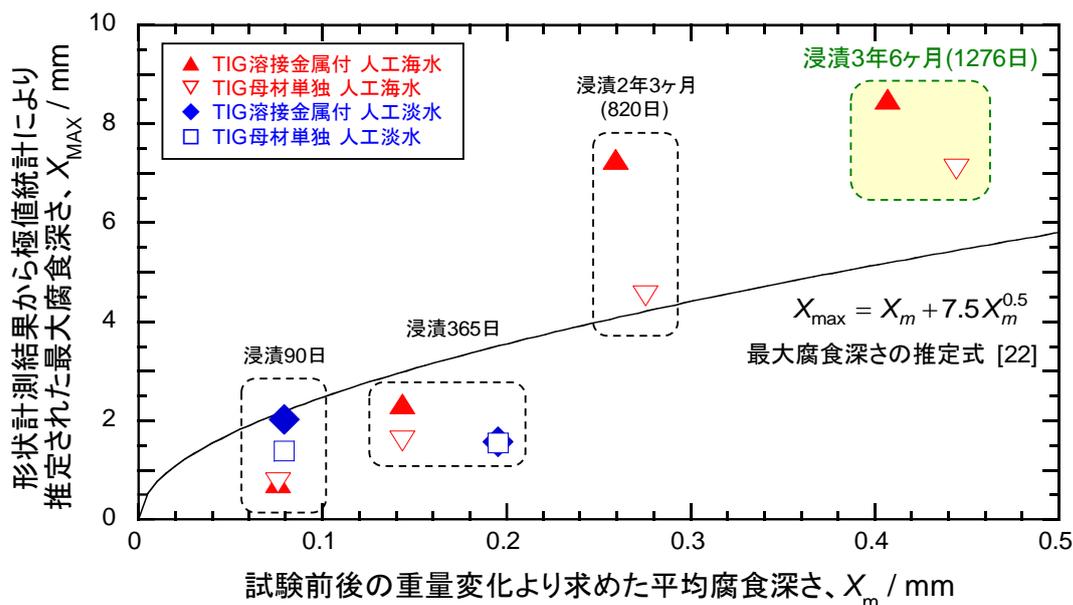


図 3.3.2-1 TIG 材の 3 年 6 ヶ月までの平均腐食速度に対する最大腐食深さ

### (3) 平成 27 年度の実施内容

材料因子である化学成分と組織が腐食挙動の差におよぼす影響を調査する試験を計画し実施する。

### 3.3.3 低酸素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]。このような低酸素雰囲気において、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、緩衝材共存下における水を酸化剤とする炭素鋼の平均腐食速度を  $10\mu\text{m y}^{-1}$  と見積もっている。すなわち、期待される期間閉じ込め性を確保するオーバーパックは、腐食速度を考慮した十分な「腐食代」を設けることで実現出来る。

この設計思想はオーバーパックが均一に腐食することを前提としている。しかしながら、実際のオーバーパックには溶接材料の使用により材料組成が異なる溶接部と母材部が存在しており、また溶接による入熱により溶接金属内でも組織構成が複雑なものになっている。このような金属材料的に不均一な溶接部を含むオーバーパックの腐食挙動を理解することは、オーバーパックの寿命評価上で重要である。

#### (2) これまでの成果

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。平成 23 年度からより長期間のデータ拡充のため、試験計画の見直しを図った。

図 3.3.3-1 に浸漬 3 年後までの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  $\mu\text{m y}^{-1}$  となった。

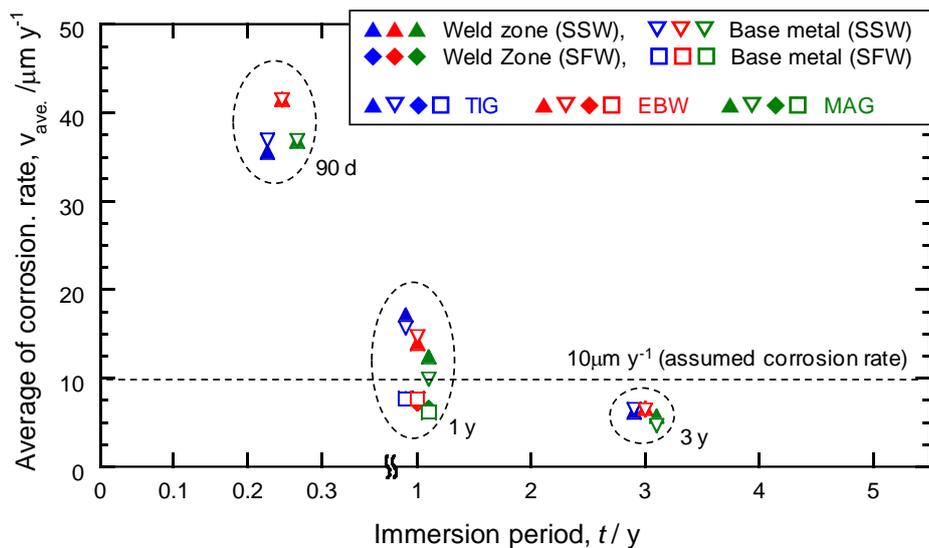


図 3.3.3-1 還元性雰囲気における平均腐食速度の推移

### (3) 平成 27 年度の実施内容

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、5 年間の試験期間を延長して 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 3.3.3-2、図 3.3.3-3、図 3.3.3-4 に浸漬試験の今後の工程を示す。

環境	部位	分析対象	H21	H22	H23	H24	H25	H26	H27	H28	H29	期間	
人工海水 80℃ クニゲルV1 + 30wt%ケイ砂	母材単独	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→		10年	
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
	溶金付	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
人工淡水 80℃ クニゲルV1 + 30wt%ケイ砂	母材単独	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→		10年	
			新規			→	→	→	→	→		5年	
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
	溶金付	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年

図 3.3.3-2 低酸素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		
人工海水 80℃ クニゲルV1 + 30wt%ケイ砂	母材単独	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年	
			新規			→	→	→	→	→	→		5年	
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→	→		5年
	溶金付	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→	→		5年
人工淡水 80℃ クニゲルV1 + 30wt%ケイ砂	母材単独	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年	
			新規			→	→	→	→	→	→		5年	
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→	→		5年
	溶金付	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→	→		5年

図 3.3.3-3 低酸素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	
人工海水 80°C クニゲルV1 + 30wt%ケイ砂	母材単独	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→		10年	
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
	溶金付	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
人工淡水 80°C クニゲルV1 + 30wt%ケイ砂	母材単独	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→		10年	
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
	溶金付	全面腐食	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年
		水素分析	継続	→	→	→	→	→	→	→	→		10年
			新規			→	→	→	→	→	→		5年

図 3.3.3-4 低酸素雰囲気での長期浸漬試験の実施状況 (EBW)

### 3.3.4 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 3.2.3-1) 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[11]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もあることから、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) これまでの成果

炭素鋼オーバーパックで懸念されるSCCについては、SCCの生起に着目した感受性評価試験を主に実施した。試験環境は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一重炭酸塩を採用した。この環境におけるSCCのメカニズムは、大部分は不動態化しき裂先端部が優先的に溶解してき裂が進行すると考えられていることに留意し、活性-不動態遷移電位領域を電気化学試験で予め取得して試験電位を設定した。この条件下で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。SCCの別の評価手法としてはき裂の進展評価がある。しかしながらこの手法では加わる応力の設定や、試験が長長期化、取得し

た進展速度の実機への反映等に課題が残る。そのためき裂の生起に係る感受性で評価し実環境で感受性が消失することが示すことで、地層処分における SCC による破損について論ずることとした。

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  $\text{NaHCO}_3$  + 0.5M  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  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。

実際の地層処分事業ではオーバーパックは緩衝材中に埋設される。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[12]。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 3.3.5 1）。

緩衝材共存環境で炭素鋼の SCC 感受性が上昇する現象について、その要因を調査するため炭酸塩-重炭酸塩以外の溶液種（ $\text{NaCl}$ ,  $\text{Na}_2\text{SO}_4$ ）についても、緩衝材共存環境で同様の試験を実施した。その結果、どの溶液においても溶液単独では発生しないき裂が、緩衝材共存環境での試験では確認された。要因としては緩衝材の存在、電気化学的な加速手法の何れか、または複合的な影響が考えられる。

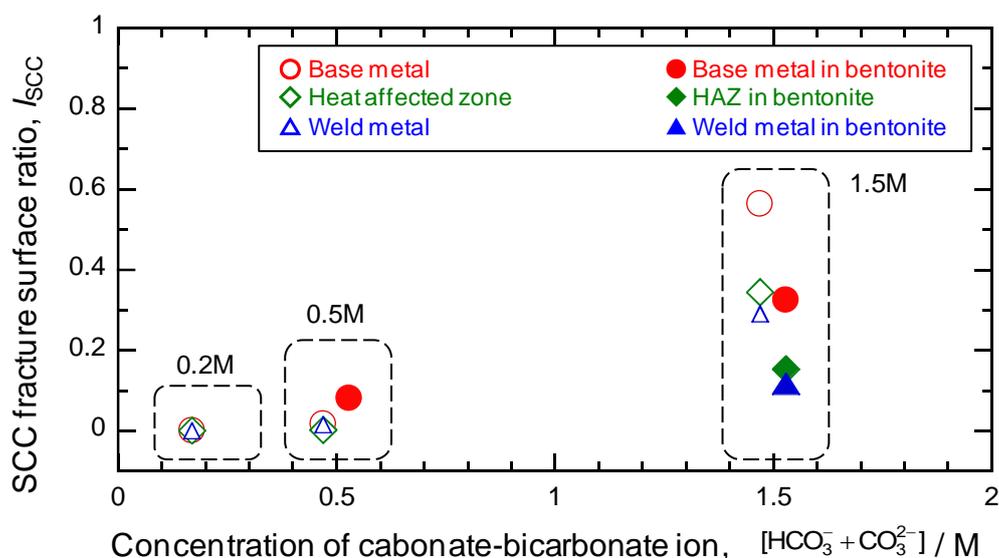


図 3.3.4-1 EBW 溶接部の応力腐食割れ感受性におよぼす炭酸塩濃度と緩衝材の影響

### (3) 平成 27 年度の実施内容

これまでに実施した溶液単独と緩衝材共存環境での試験では、溶液と緩衝材を同一の媒体として取扱い、試験方法を共通化して試験を実施した。しかしながら、溶液中では緩衝材中は単独と比較して比較物質移動が緩慢である。外部から分極して強制的に電位を保持した場合、反応主や生成物の移動度に影響をおよぼし、き裂の生起のメカニズムが変化する可能性がある。

本年度は緩衝材中で SCC 感受性が上昇する要因について、緩衝材中の物質移動や緩衝材の電気化学的挙動について調査する。

#### 3.3.5 水素脆化

##### (1) 概要

低酸素雰囲気では、炭素鋼の腐食の副反応として水素が発生し、その一部が鋼中に侵入する。炭素鋼に水素が侵入すると脆化割れを引き起こす要因となる。水素脆化による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どう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[13]。また HLW 第 2 次取りまとめにおいては、腐食によって鋼中に侵入した水素量の分析や評価から、母材の水素脆化の生起可能性は低いと評価されている[1]。溶接部は母材と比較して硬度が高く、脆化に対する臨海水素濃度も低く見積られる。また化学成分や金属組織が異なるため、水素脆化に寄与する拡散性水素（昇温分析にて室温から 250℃付近で放出される水素）のトラップサイト（格子欠陥、偏析など）の量も異なる。また溶接部位ごとの脆化感受性についても調査し、溶接封入手法の影響を評価するため、母材と同様に溶接部の知見を拡充する必要がある。

##### (2) これまでの成果

溶接部の水素吸収挙動については、低酸素雰囲気での腐食試験と同一条件で浸漬した試験片を、所定の期間経過後に取り出し、昇温脱離分析にて試験片中の温度と放出水素のプロファイルを取得した。そして室温から 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 3.3.5-1 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られる臨界水素濃度と比較すると十分に小さい。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[10]。

溶接部位ごとの脆化感受性について、硫酸環境中でカソード分極を実施して鋼中に水素を導入した後 SSRT で引張試験を実施し、破断伸びの減少率で評価した。その結果母材の破断伸びの減少が最も大きく、溶接封入による感受性の上昇は確認されなかった。

以上の結果より、低酸素雰囲気下で懸念される水素脆化による割れに対して、溶接封入手法は有意な影響を及ぼさないことが確認された。

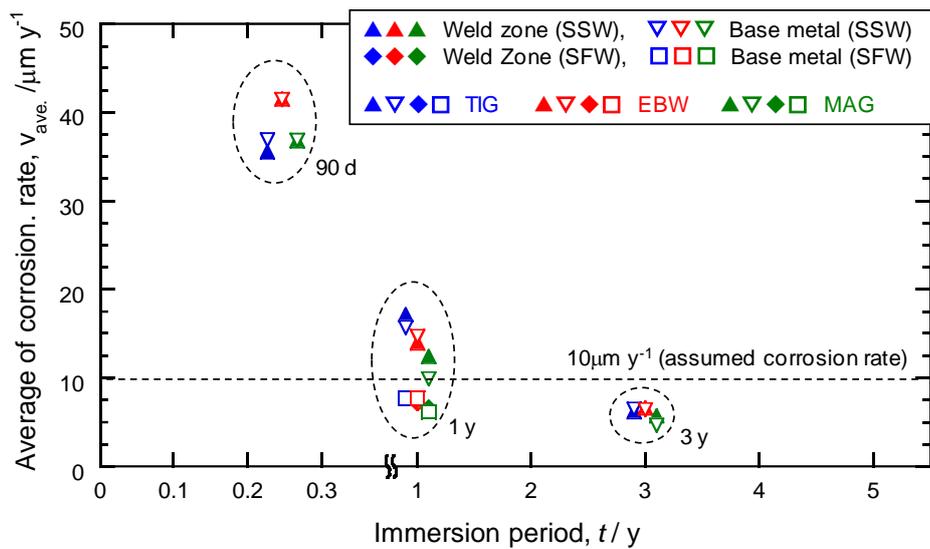


図 3.3.5-1 還元性雰囲気における平均腐食速度の推移

### (3) 平成 27 年度の実施内容

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、5 年間の試験期間を延長して 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 3.3.3-2、図 3.3.3-3、図 3.3.3-4 に浸漬試験の今後の工程を示した。

### 3.3.6 代替材料 (チタン)

#### (1) 概要

リファレンスケースのオーバーパックは前述したような強度層と耐食層を炭素鋼で一体製作する単一オーバーパックである。一方で、強度層と耐食層ごとに求められる機能ごとに分けた複合オーバーパックがオプションとして検討されており、このうち耐食層に高耐食性材料であるチタンや銅が候補材料として挙がっている。チタンオーバーパックの腐食シナリオについても、炭素鋼オーバーパックと同様に HLW 第 2 次取りまとめに示されている[1]。チタンオーバーパックの腐食因果時系列系統図を図 3.3.6-1 に示す。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る。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

チタンについては TRU においても閉じ込め性を付与する容器の候補材料として検討されてきた。HLW と TRU でこれまでに整備してきた知見について、閉じ込め性の付与という共通課題に対して情報を共有し整合性を保ちながら調査・研究を進める必要がある。

## (2) これまでの成果

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[14]。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<sup>-1</sup>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。すきま腐食については Pd を添加した対策材が市場に流通していることから、純 Ti と Ti-Pd 系の 2 種類の材料を調査対象とした。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。

— : 母材に関する腐食シナリオ(2000年レポート)  
 ○ : 溶接部で留意が必要と思われる項目

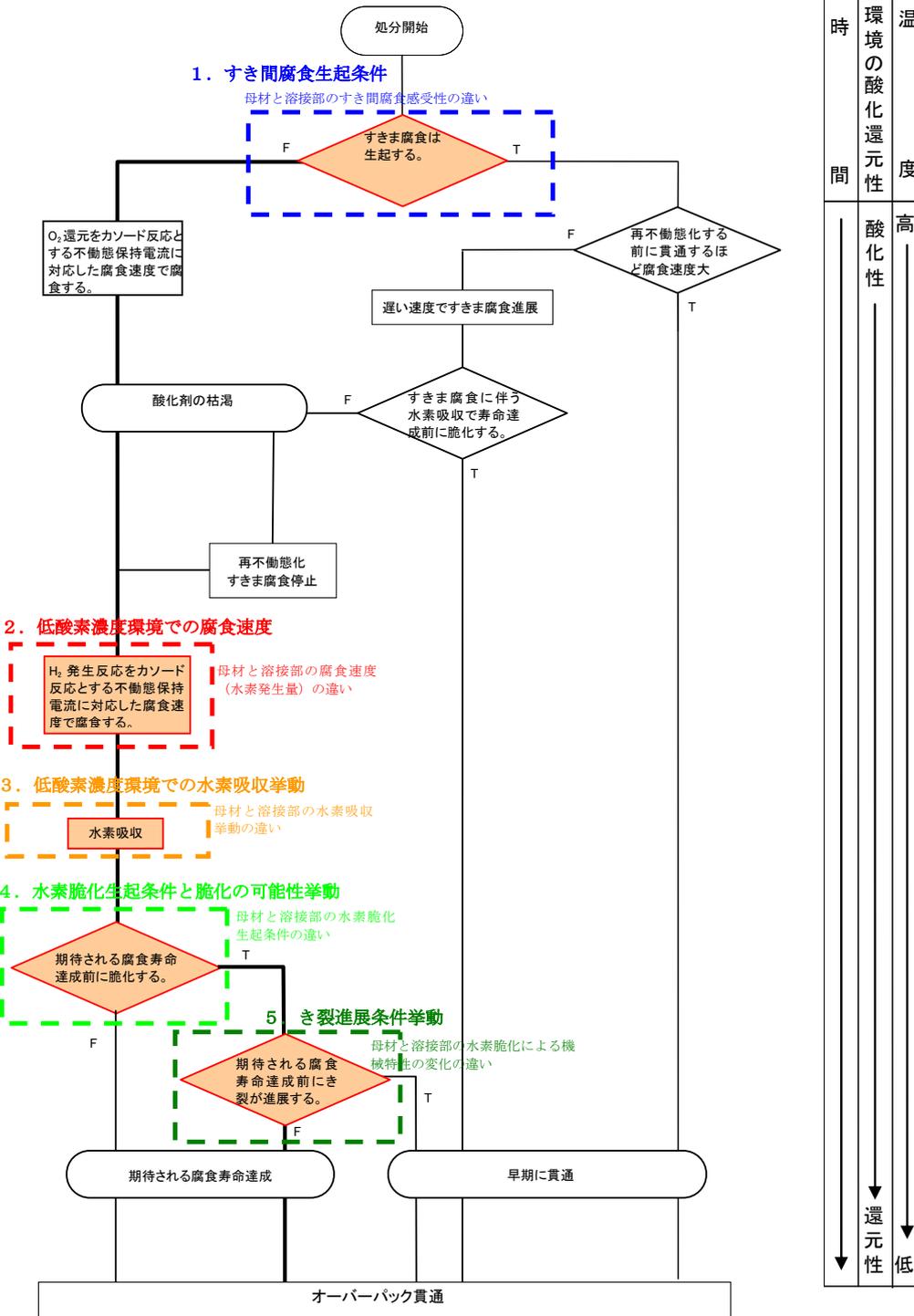


図 3.3.6-1 チタンオーバーパックスの腐食因果時系列系統図[1]

### (3) 平成 27 年度の実施内容

処分環境におけるチタン溶接部の腐食速度、および水素脆化感受性を評価するために、ガラス製アンプルを使用した低酸素濃度条件での浸漬試験において、6 年経過後のチタン溶接部の腐食速度（水素発生量）を取得し、試験片の断面観察を行った。

#### 1) 浸漬試験条件

チタン溶接部に関する浸漬試験の条件を表 1 に示す。

浸漬されている試験材料は、これまで検討例の多い純チタン（JIS 第 2 種チタン、ASTM Grade2 相当）と、実際のオーバーパックとして採用が予想される耐すきま腐食性を考慮した Pd 等を含む合金[1]として Ti-0.15Pd（JIS 第 12 種チタン、ASTM Grade7 相当）の母材および溶接金属である。溶接方法は TIG 溶接、溶接条件は平成 15～16 年度に実施された地層処分技術調査等遠隔操作技術高度化調査[6][5]において、チタンオーバーパックを想定して実施された溶接試験で検討された溶接条件および開先構造である。浸漬試験は、低酸素雰囲気下の温度 80℃の人工海水で行われているものであり、今回分析を実施したのは 6 年間浸漬されたものである。

表 3.3.6-1 浸漬試験条件

試験	条件	期間	純チタン（JIS 2 種）		Ti-0.15Pd（JIS 12 種）	
			TIG 溶接		TIG 溶接	
			母材	溶接金属	母材	溶接金属
アンプル 試験	人工海水 80℃	(30 日)	—	—	—	—
		90 日	●	●	●	●
		(180 日)	—	—	—	—
		500 日	●	●	●	●
		1200 日	●	●	●	●
		6 年	△(No.3)	△(No.7)	△(No.11)	△(No.15)
		6 年以上	○	○	○	○

●：実施済み、△：本年度分析実施、○：来年度以降分析実施予定、—：未実施

#### 2) 分析試料

分析した試料は、低酸素雰囲気の密封条件下で 6 年間浸漬を維持・管理された各種チタン材を封入したガラスアンプルであり、浸漬開始時の外観を図 3.3.6-2 に示す。

アンプルに封入されている試験片は、以下のものであり、浸漬開始前の外観を図 3.3.6-3 に示す。なお、ここで腐食速度算出のベースとなる表面積は、両者を合わせて 60cm<sup>2</sup>で行っている。

##### ①水素ガス発生量測定用試験片

- ・形状：t1×3×60mm
- ・数量：12 本／アンプル 1 本当り

②水素ガス吸収量測定用試験片

- ・形状：t0.5×3×20mm
- ・数量：2本／サンプル1本当たり

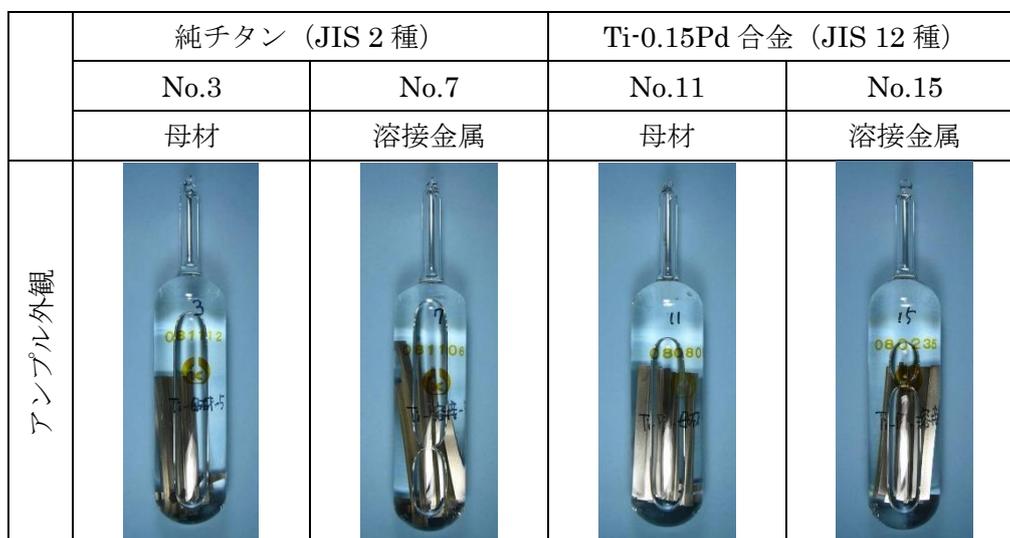


図 3.3.6-2 サンプル外観 (平成 20 年度浸漬開始時) [12]

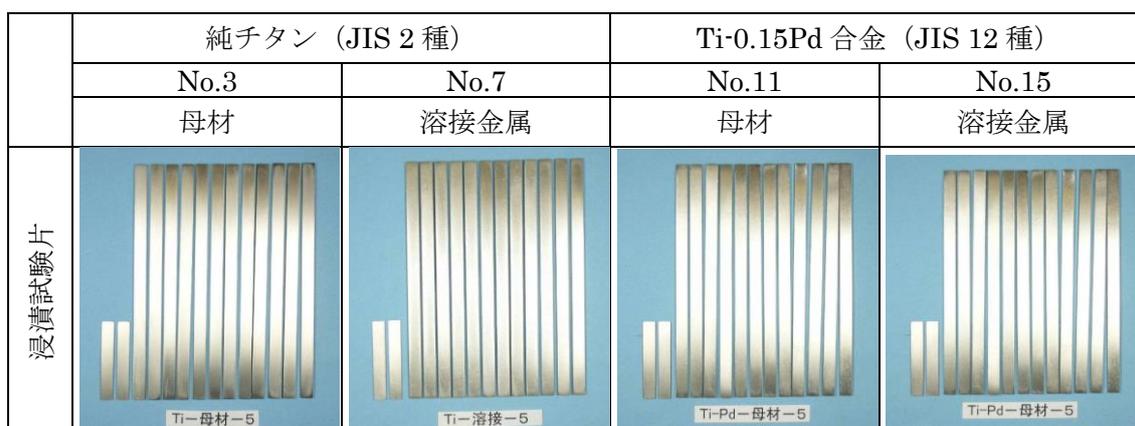


図 3.3.6-3 試験片外観 (平成 20 年度浸漬開始前) [12]

3) 分析方法および分析結果

所定の浸漬期間終了後、恒温槽からサンプルを取り出し、気密チャンバ内でサンプルを開封し、発生した水素ガス量を測定する。チタン試験片については、外観観察後、試験片中に吸収された水素量を測定する。また、二次イオン質量分析法 (SIMS) で試験片の表面分析を実施する。詳細を以下に示す。

a 試験片の外観観察

浸漬試験後のチタン試験片の外観状況を写真記録した。

b サンプル内の水素ガス量

浸漬後、気密チャンバ内でアンプルを開封し、アンプル内に蓄積した水素ガスをガスクロマトグラフに導入して定量した。定量された水素ガス量から等価腐食速度を算出した。ガスクロマトグラフの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)
- ・キャリアガス: Ar
- ・カラム温度 : 60°C

#### c チタンに吸収された水素量

浸漬後の各チタン試験片 (t0.5×3×20mm) の水素濃度を、不活性ガス融解-ガスクロマトグラフ法により測定し、試験前の水素濃度との差から水素吸収量を求めた。求められた水素吸収量から等価腐食速度を算出した。不活性ガス融解-ガスクロマトグラフ法の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

#### d 二次イオン質量分析 (SIMS)

試験後の各チタン試験片について、SIMS を用いて C、H、O の深さ方向のプロファイルを分析した。水素については、測定された 2 次イオン強度から水素濃度を求めた。SIMS の分析条件は、以下の通りとした。

- ・装置 : CAMECA 製 IMS7F 型
- ・1 次イオン条件 : O<sup>2+</sup>、8keV、約 500nA
- ・照射領域 : 約 150×150 μm
- ・分析領域 : 約 Φ30 μm
- ・2 次イオン極性 : 正
- ・スパッタ速度 : 約 30 Å/sec

#### e 分析結果

##### (a) 試験片の外観観察

6 年間の浸漬試験後のチタン試験片の外観を図 3.3.6-4 に示す。浸漬後のチタン試験片は、いずれも干渉色を呈しており、薄い皮膜が形成されているものと推察される。

純チタン (JIS 2 種)		Ti-0.15Pd (JIS 12 種)	
No.3	No.7	No.11	No.15
母材	溶接金属	母材	溶接金属



図 3.3.6-4 浸漬試験（6年）後のチタン試験片の外観

(b) アンブル内の水素ガス量

各条件での水素ガス発生量の測定結果を表 3.3.6-2 に示す。また、チタンの腐食反応として、 $\text{Ti}+2\text{H}_2\text{O}\rightarrow\text{TiO}_2+2\text{H}_2\uparrow$  を仮定し、ガス発生量から求めたチタンの等価腐食速度を算出した結果も表 3.3.6-2 に併せて示す。

水素ガス発生量は、純チタンと Ti-0.15Pd で顕著な差が認められない。また、母材部と溶接金属でも顕著な差が認められない。水素ガス発生量から求めたガス発生等価腐食速度は 6 年では  $6.0\sim 7.4\times 10^{-5}\mu\text{ m/y}$  となった。

表 3.3.6-2 水素ガス発生量測定結果およびガス発生等価腐食速度

試験体	No.	部位	期間	水素ガス発生量 (mL) <sup>注1)</sup>	水素ガス発生率 (mL/m <sup>2</sup> ·y)	ガス発生等価腐食速度 ( $\mu\text{ m/y}$ ) <sup>注2)</sup>
純チタン (JIS 2 種)	No.3	母材	6 年	9.0E-03	2.5E-01	6.0E-05
	No.7	溶接金属	6 年	1.1E-02	3.0E-01	7.1E-05
Ti-0.15Pd (JIS 12 種)	No.11	母材	6 年	1.1E-02	3.1E-01	7.4E-05
	No.15	溶接金属	6 年	1.1E-02	2.9E-01	7.1E-05

注 1) アンブル容器 1 本当りの 0°C、1atm 換算に換算

注 2) 腐食反応を  $\text{Ti}+2\text{H}_2\text{O}\rightarrow\text{TiO}_2+2\text{H}_2\uparrow$  と仮定して算出

(c) チタンに吸収された水素量

各チタン試験片の水素濃度分析結果を表 3.3.6-3 に示す。また、チタンの腐食反応として、 $\text{Ti}+2\text{H}_2\text{O}\rightarrow\text{TiO}_2+4\text{H}$  (H はチタン試験片に吸収) を仮定し、水素吸収量から求めたチタンの等価腐食速度を算出した結果も併せて示す。

水素吸収量は、純チタンと Ti-0.15Pd で顕著な差を生じていないが、わずかに Ti-0.15Pd の水素吸収量が少ない傾向にあり、溶接金属でその差が大きくなる傾向にある。

試験期間 6 年における水素吸収量から求めた等価腐食速度は、純チタンでは  $6.2\sim 7.2\times 10^{-3}\mu\text{ m/y}$ 、Ti-0.15Pd では  $4.7\sim 6.4\times 10^{-3}\mu\text{ m/y}$  となった。

表 3.3.6-3 試験片中の水素濃度測定結果および水素吸収等価腐食速度

試験体	No.	部位	期間	水素濃度 <sup>注1)</sup> (mass ppm)			単位面積当りの水素吸収量 (g/cm <sup>2</sup> )	水素吸収等価腐食速度 ( $\mu$ m/y) <sup>注2)</sup>
				試験前	試験後	吸収量		
純チタン (JIS 2種)	No.3	母材	6年	9	26	17	1.6E-06	7.2E-03
	No.7	溶接金属	6年	38	51	15	1.4E-06	6.2E-03
Ti-0.15Pd (JIS 12種)	No.11	母材	6年	4	19	15	1.4E-06	6.4E-03
	No.15	溶接金属	6年	38	46	11	1.1E-06	4.7E-03

注1) t0.5×3×20mm の試験片

注2) 腐食反応を  $Ti+2H_2O \rightarrow TiO_2+4H$  (Hは試験片に吸収) と仮定して算出

(d) 腐食速度の経時変化

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の経時変化（実施済みの90日、500日試験[10][5]、1200日試験[8]を含む）を図3.3.6-5に示す。腐食速度はいずれも経時的に低下しており、チタンとTi-Pd、母材と溶接金属では顕著な差は認められないが、Ti-Pdの溶接材の腐食速度が少し小さい傾向にあった。また、水素ガス発生量は水素吸収量に比べて2桁小さかった。このため、図3.3.6-6に水素ガス発生量と水素吸収量の和から求めた等価腐食速度を示すが、水素吸収量から求めた等価腐食速度とほぼ等しくなった。

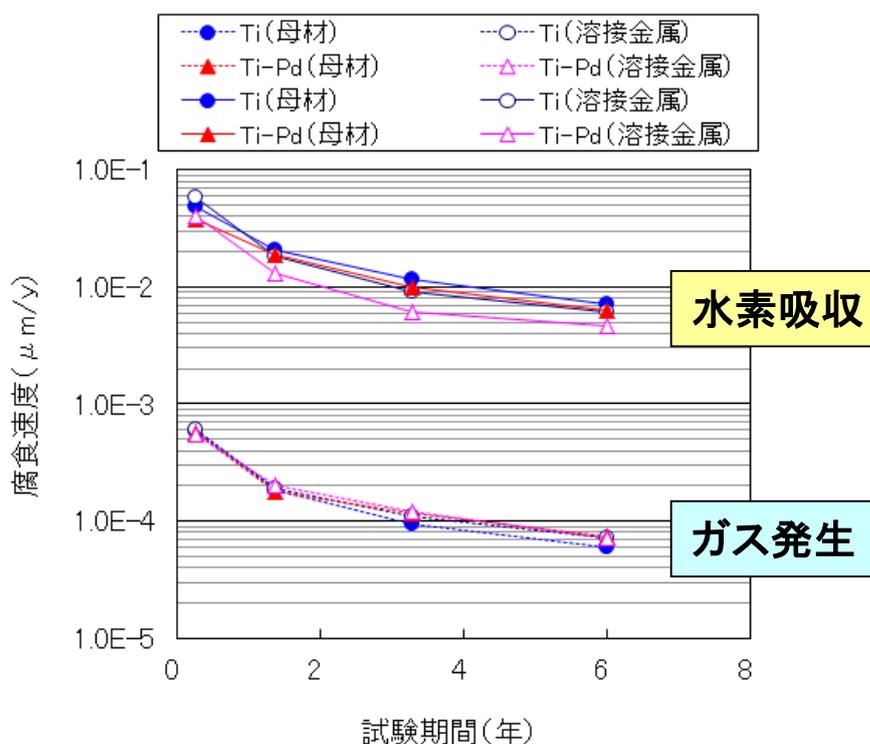


図 3.3.6-5 水素ガス発生量および水素吸収量より求めた等価腐食速度の経時変化

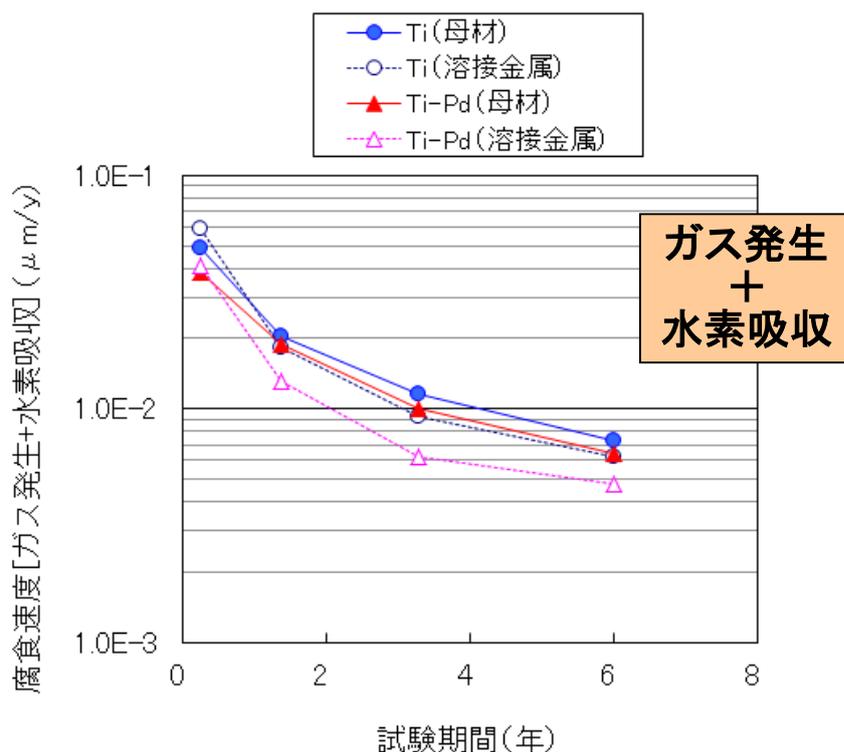


図 3.3.6-6 水素ガス発生量と水素吸収量の和より求めた等価腐食速度の経時変化

(e) 水素吸収率

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（水素ガス発生量と水素吸収量の和に対する水素吸収量の割合）を表 3.3.6-4 に示す。チタンの水素吸収率は、いずれも 99%前後となり、腐食反応により発生した水素のほとんどがチタン中に吸収された。

表 3.3.6-4 チタンの腐食速度および水素吸収率

試験体	No.	部位	期間	ガス発生 等価腐食速度 ( $\mu$ m/y) (a)	水素吸収 等価腐食速度 ( $\mu$ m/y) (b)	腐食速度 ガス発生+ 水素吸収 ( $\mu$ m/y) (a)+(b)	水素吸収率 (%) (b)/((a)+(b))
純チタン (JIS 2 種)	No.3	母材	6 年	6.0E-05	7.2E-03	7.3E-03	99.2
	No.7	溶接金属	6 年	7.1E-05	6.2E-03	6.2E-03	98.9
Ti-0.15Pd (JIS 12 種)	No.11	母材	6 年	7.4E-05	6.4E-03	6.5E-03	98.9
	No.15	溶接金属	6 年	7.1E-05	4.7E-03	4.8E-03	98.5

(f) 二次イオン質量分析 (SIMS)

試験後の各チタン試験片の C、H、O の深さ方向のプロファイルを図 3.3.6-7～図 3.3.6-10 に示す。各試験片とも最表面に O 濃度の高い層が認められ、酸化膜が形成されているものと考えられる。H と C は酸化膜の下層においても検出されているが、H の方がより深い領域まで検出されている。

図 3.3.6-11 に水素濃度の深さ方向のプロファイルを示す。水素濃度は標準試料の強度との比較により、試験片中の H の二次イオン強度を換算したものである。なお、水素の定量下限は約 15ppm である。最表面の水素濃度の顕著に高い層は、酸化膜中の水素と考えられ、その下層が金属中に水素が吸収された領域と考えられる。金属中の水素の濃度はいずれも 2～3  $\mu\text{m}$  の深さまで水素濃度が高く、その後徐々に濃度が減少している。純チタン、Ti-0.15Pd とともに母材部に比べて溶接金属の水素濃度が高く、また水素濃度の変動が大きい。

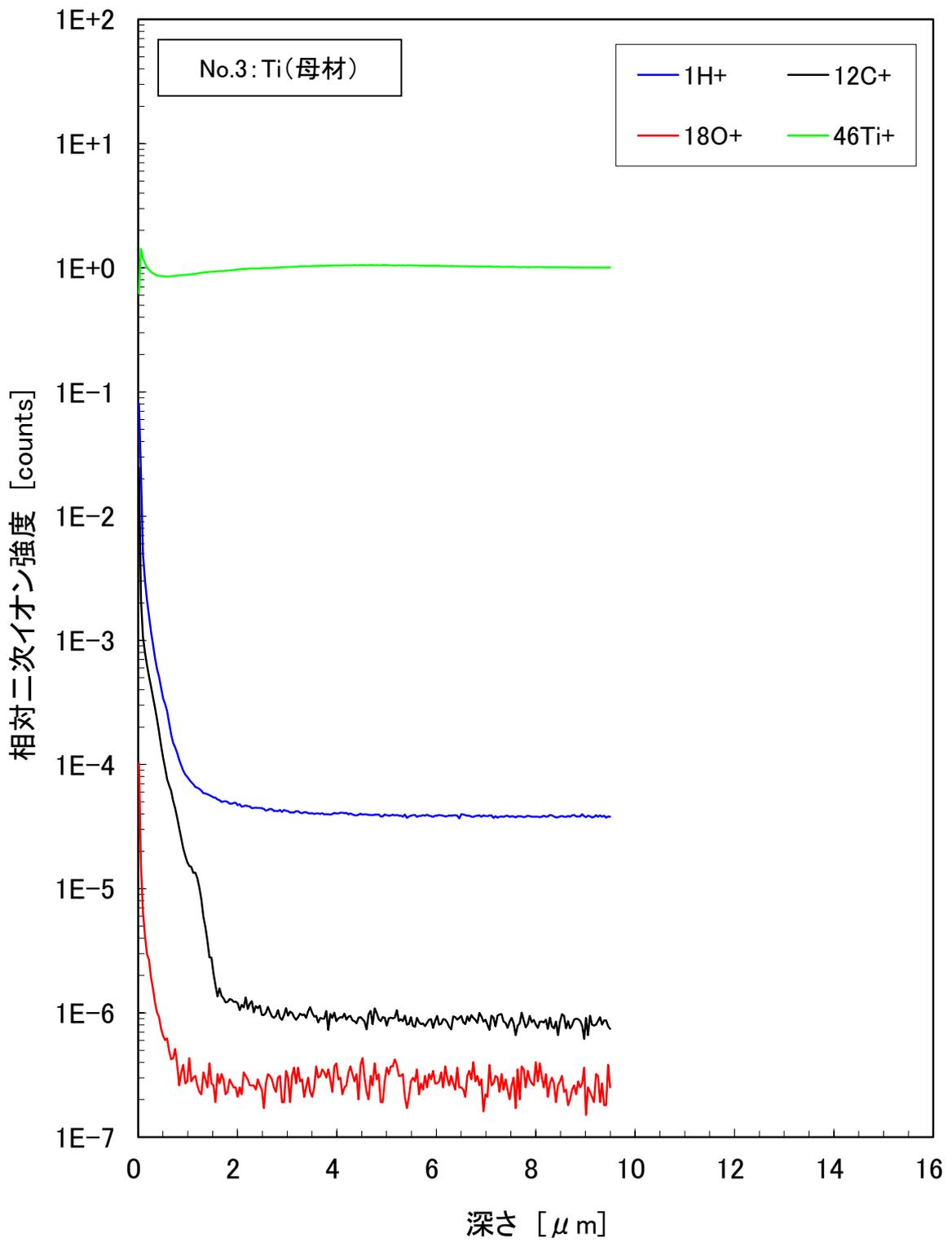


図 3.3.6-7 チタン試験片の SIMS 分析結果 (純 Ti 母材)

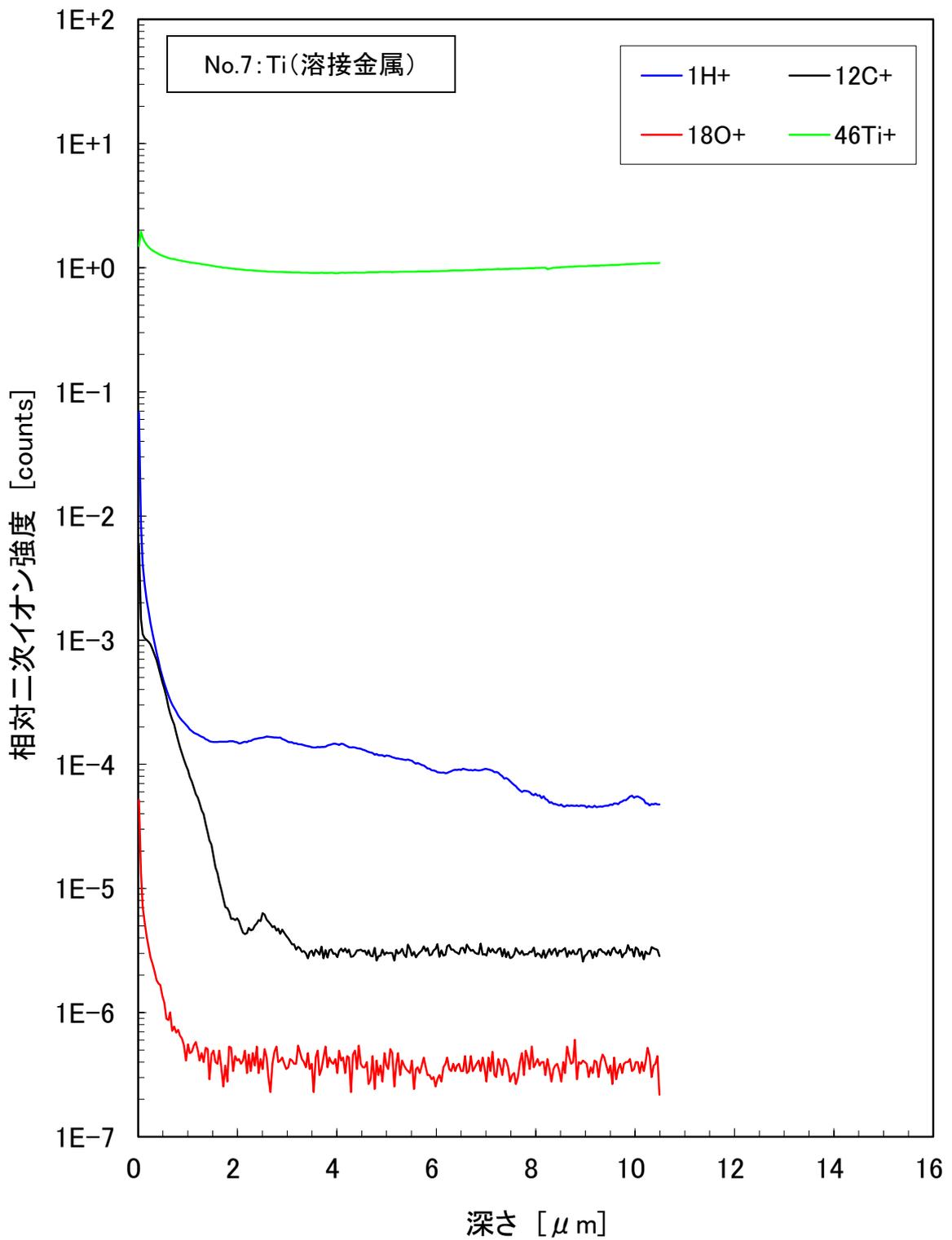


図 3.3.6-8 チタン試験片の SIMS 分析結果 (純 Ti 溶接金属)

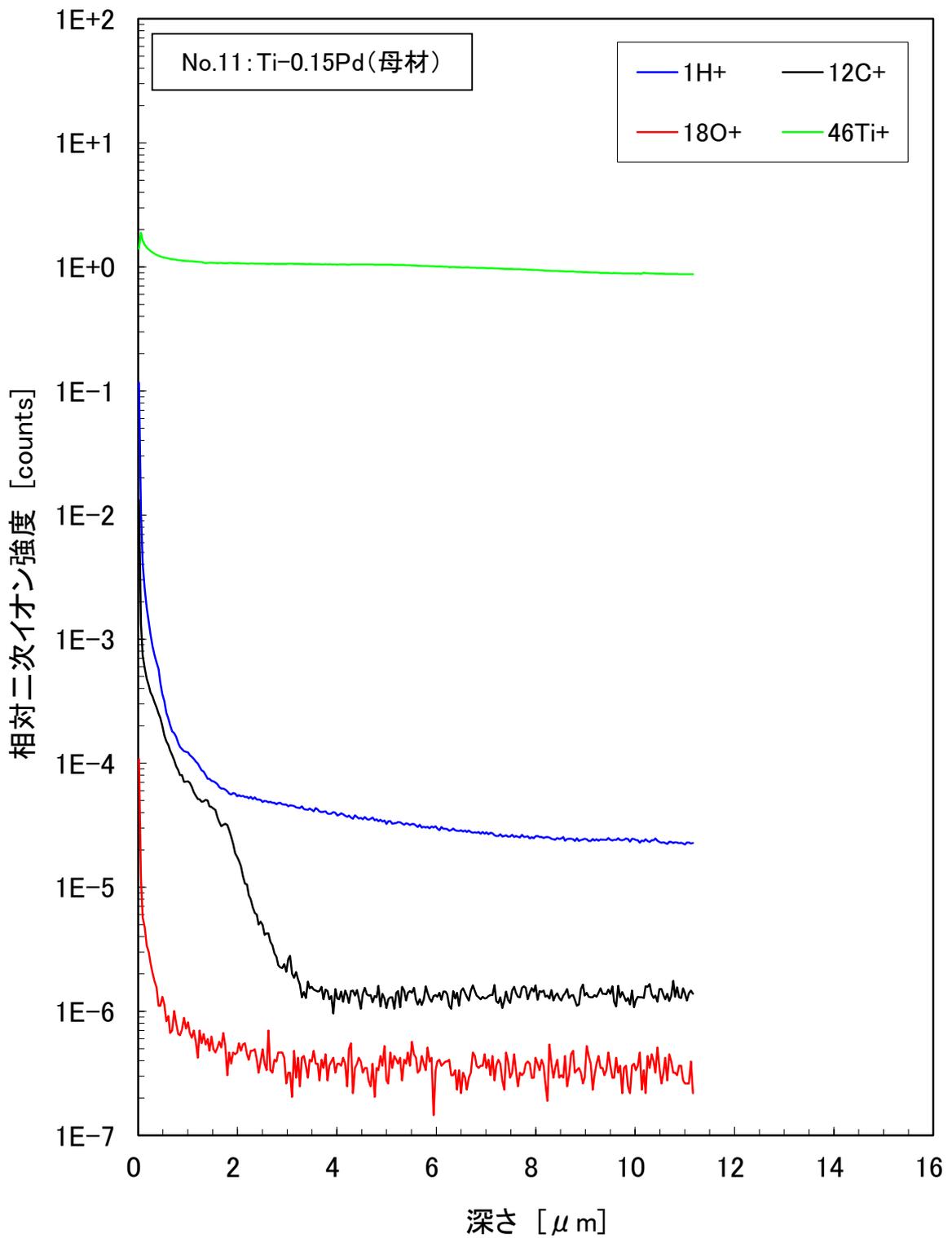


図 3.3.6-9 チタン試験片の SIMS 分析結果 (Ti-0.15pd 母材)

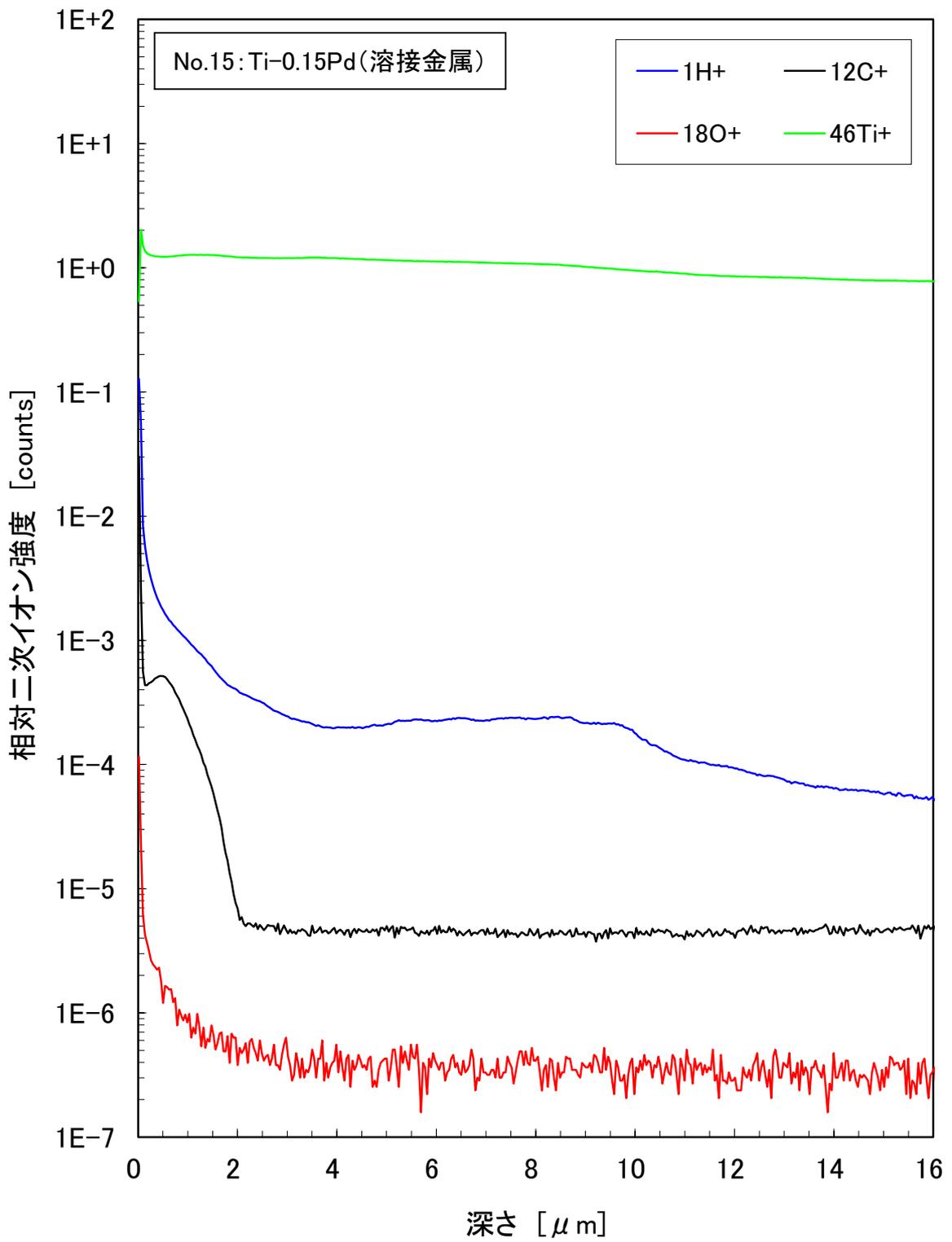


図 3.3.6-10 チタン試験片の SIMS 分析結果 (Ti-0.15pd 溶接金属)

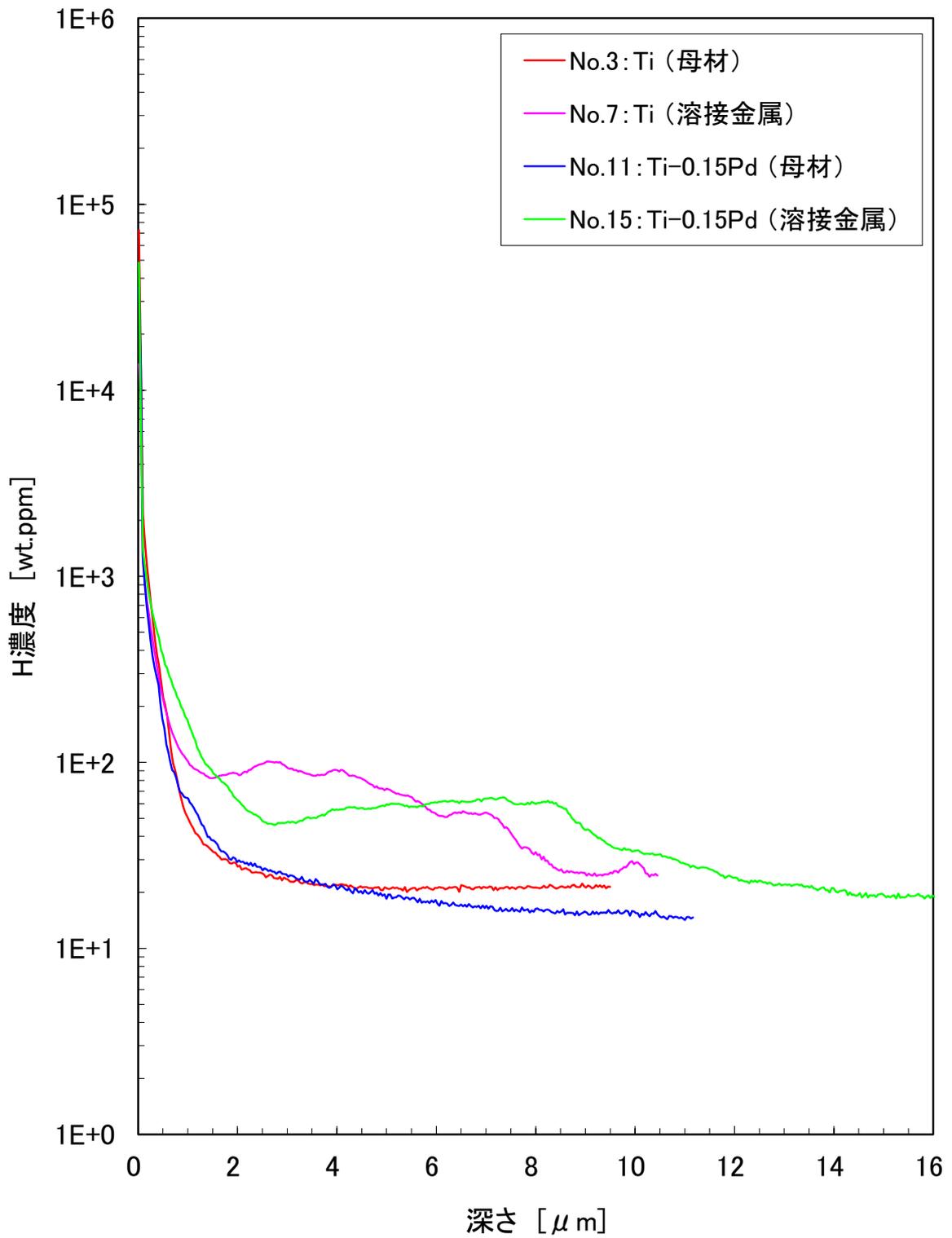


図 3.3.6-11 チタン試験片の SIMS 分析結果 (水素濃度分布)

#### 4) チタン酸化被膜の断面観察

取り出した浸漬試験片について、等価腐食速度の妥当性評価に資する酸化被膜の厚さ測定を行うため、断面観察用の試験片に加工し、電界放射型走査電子顕微鏡（FE-SEM）にて被膜断面の観察を行った。

被膜観察用の試験片の外観を図 3.3.6-12 に示す。

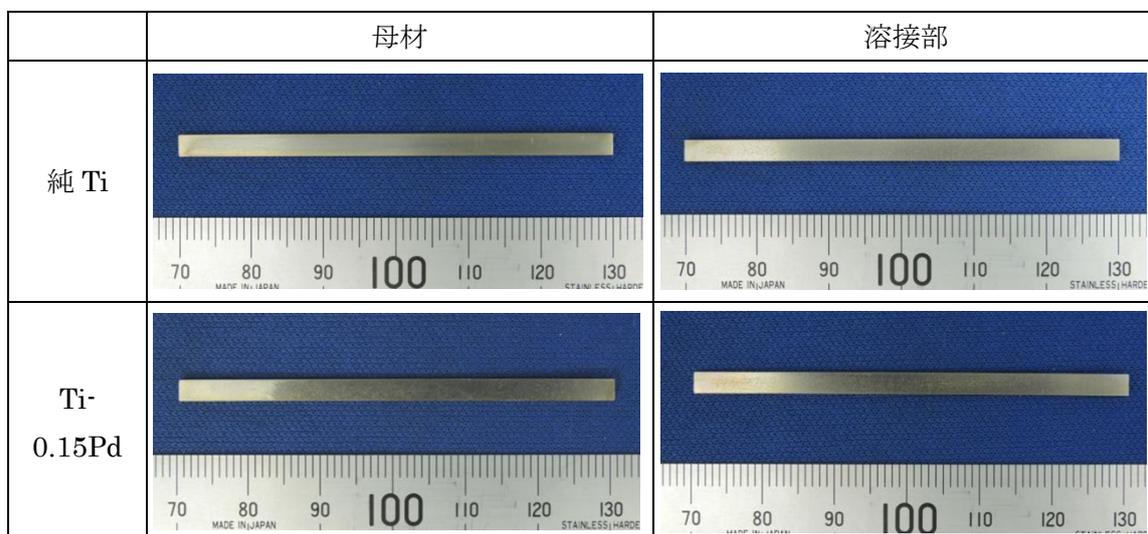


図 3.3.6-12 被膜観察用試験片の外観

#### a 分析方法

##### (a) 酸化被膜の断面 SEM 観察

###### ・観察用試験片の前処理

各浸漬試験片の 1 本から図 3.3.6-13 に示す部分（2 箇所）の断面観察試料を作製した。作製手順は、短冊試験片から図 3.3.6-14(a)の部分を FE-SEM 観察用の試験として切り出した。次に、試料に導電性を持たすとともに被膜保護のため、オスミウムコーティングを実施した。試験片 3mm 幅の中央部分が観察部位となるようにクロスセクションポリッシャ（CP；日本電子製 SM-09010）を用いて断面加工を施した（図 3.3.6-14(b)）。CP 加工には Ar ガスを用い、加速電圧は 5kV とした。CP 加工部の SEM 像の例を図 3.3.6-15 に示す。

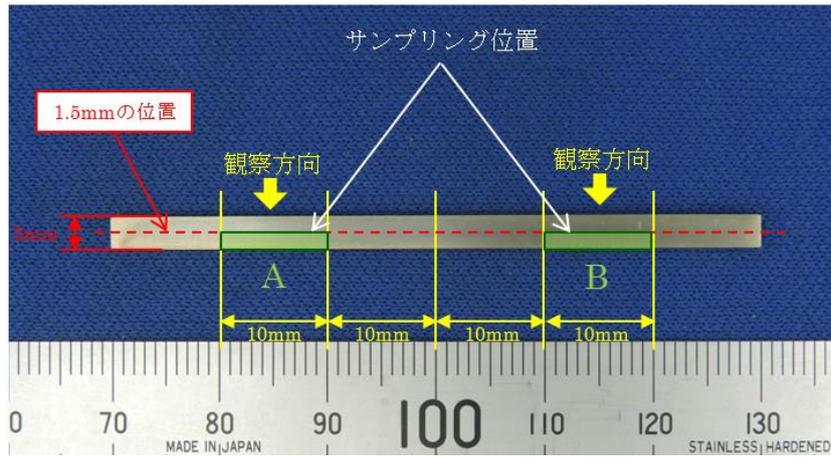
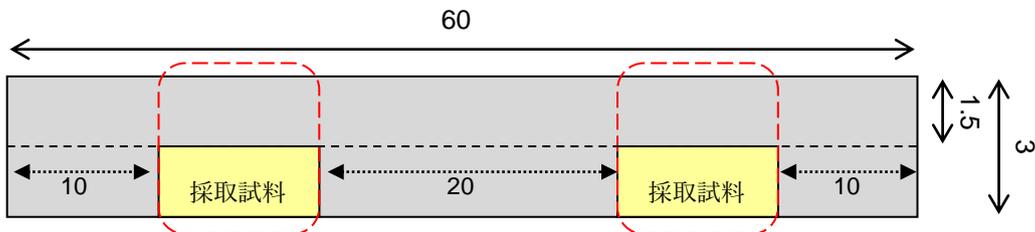


図 3.3.6-13 チタン酸化被膜の断面観察位置

(a)短冊試験片からの切出し位置



(b)観察用試験片形状

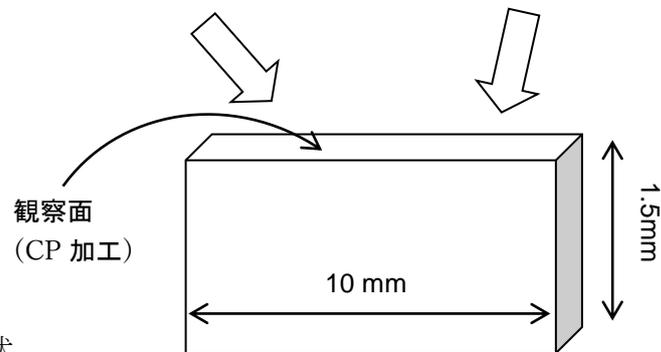


図 3.3.6-14 チタン酸化被膜断面試料作製方法

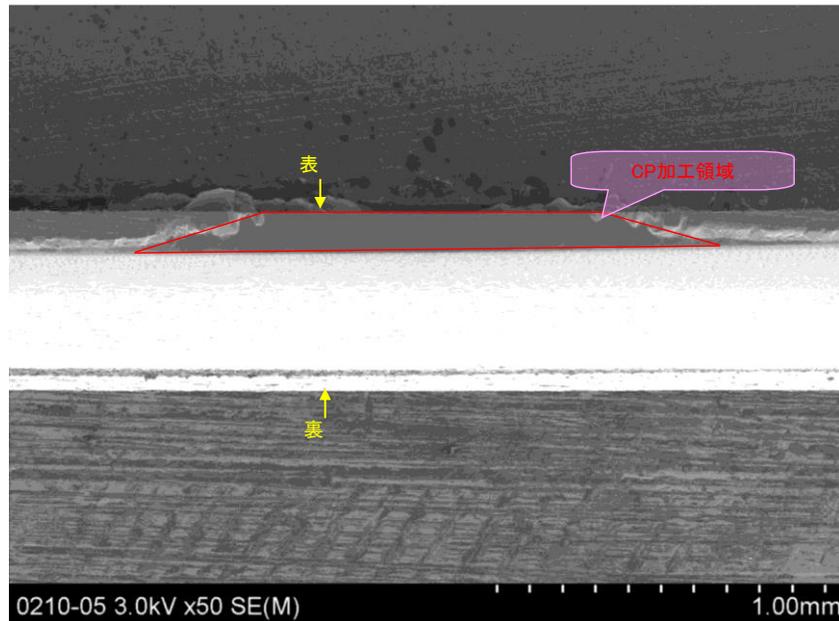


図 3.3.6-15 CP 加工部の SEM 像の例

・ SEM 観察方法

調整した試験片断面を電界放射型走査電子顕微鏡（FE-SEM）で観察を行った。装置および観察条件を以下に示す。

観察装置

日立製作所製 SU-70 電界放射型走査電子顕微鏡（FE-SEM）  
 加速電圧： 3kV  
 撮影方法： 反射電子像  
 観察倍率： 10,000 倍、100,000 倍

次に、被膜組成を確認するため、エネルギー分散型 X 線分析装置（EDX）を用いて定性分析を行った。装置および分析条件を以下に示す。

分析装置

OXFORD 社製 INCA Energy+ エネルギー分散型 X 線分析装置（EDX）  
 加速電圧： 8kV  
 分析方法： ポイント分析  
 計数時間： 100sec.

(b) 断面マイクロ組織観察

・ 観察用試験片の前処理

各浸漬試験片の1本から図 3.3.6-16 に示す部分（2箇所）の断面マイクロ組織観察試料を作製した。作製手順は、短冊試験片から観察部位を切り出し、樹脂に埋め込んだ後、観察断面を鏡面研磨した。次に、硝フッ酸でエッチングを行い観察に供した。

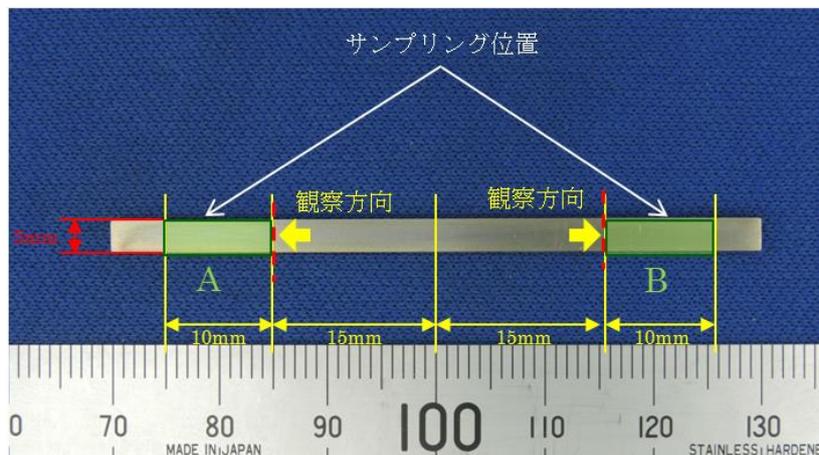


図 3.3.6-16 チタン試料断面のマイクロ組織観察位置

・マイクロ組織観察方法

調整した試験片断面について光学顕微鏡を用いてマイクロ組織の観察を行った。装置および観察条件を以下に示す。

観察装置

ライカ社製 DNI5000M 光学顕微鏡  
観察倍率: 25倍、400倍

5) 分析結果および考察

a SEM 観察結果

各試料におけるサンプリング位置 A（図 3.3.6-16 参照）の酸化被膜断面の SEM 観察および EDX 分析結果を以下の図に示す。

- ・純 Ti、母材 : 図 3.3.6-17
- ・純 Ti、溶接金属 : 図 3.3.6-18
- ・Ti-0.15Pd、母材 : 図 3.3.6-19
- ・Ti-0.15Pd、溶接金属 : 図 3.3.6-20

母材部の被膜は溶接金属に比べて比較的均一な部位が多いが、膜厚は純 Ti では約 100～200nm の領域が多く（図 3.3.6-17）、Ti-0.15Pd では約 100～250nm の領域が多い（図 3.3.6-19）。溶接金属は母材部と比べると被膜厚さのばらつきが大きい。溶接金属部の膜厚

は、純 Ti (図 3.3.6-18) では 50~250nm、Ti-0.15Pd (図 3.3.6-20) では、約 100~200nm の領域が多い。また、いずれの被膜も網目状の形態が観察され、観察された被膜はあまり緻密ではないように見受けられるが観察部位により緻密さが異なる。

被膜の EDX 定性分析結果<sup>注1)</sup><sup>注2)</sup><sup>注3)</sup> より、被膜成分として Ti と O 以外に、Si、Mg が比較的多く検出されている。Mg が人工海水中の成分が析出したものと考えられ、Si はガラスの溶出成分と考えられる。C も比較的多く、炭酸塩や汚れの成分の可能性が考えられる。

注 1) EDX 定性分析で検出している Os は、導電処理用のコーティング材である。

注 2) SEM-EDX 分析法では電子線が試料内部で 1~2 $\mu$ m 程度拡散する。そのため、検出している元素は 1~2 $\mu$ m 程度の範囲を含んだ情報である。

注 3) Cu は断面試料作製時のホルダー成分の付着、Al は試料ホルダーが検出されている可能性がある。

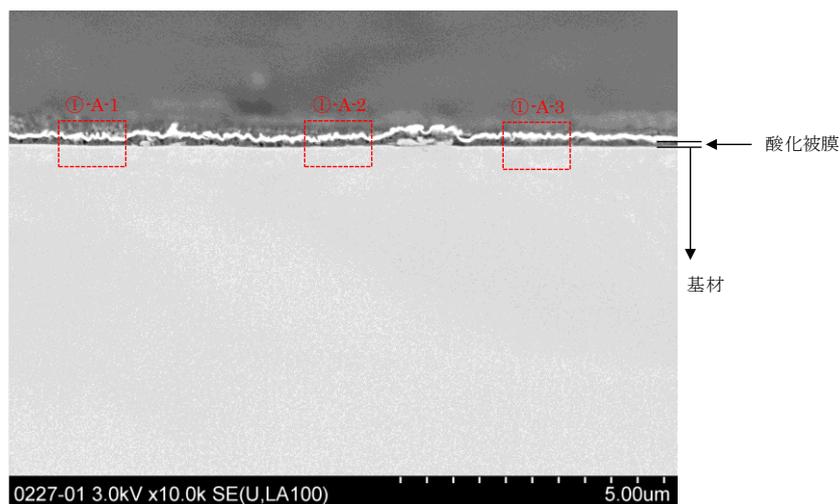
EDX 分析の結果、被膜からは O、Si、Mg、Ti のピークが検出された。この被膜は人工海水中の Mg とガラスアンプル由来の Si、溶解した Ti の共沈被膜である。他にも幾つかのピークが検出されたが、それらは以下の理由で評価対象から除外した。

Cu : 試料断面を得るための CP 加工時の試料台が黄銅製であるため、その削り粉

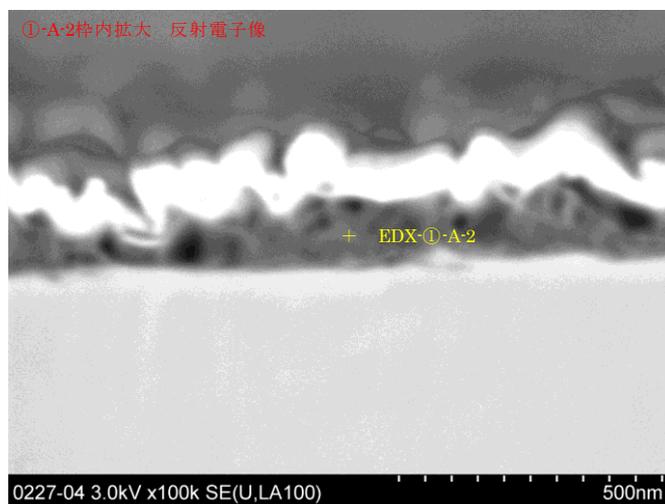
Os : 導電性を確保するため、Os コーティングを施しているため。

Al : FE-SEM の試料室内の構成部材であるアルミが励起されたため。

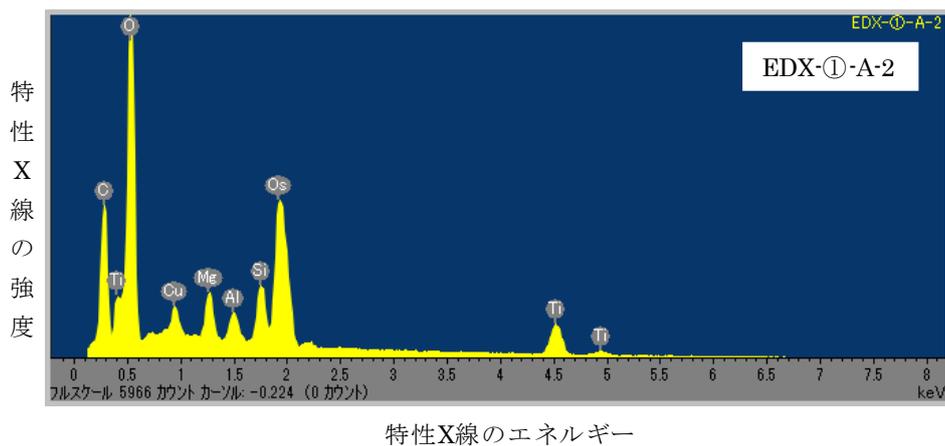
Na : 試験系から考えられるのは人工海水中の Na である。前回の分析においても Na のピークが検出されたと判断したが、以下の理由より試料台の黄銅由来の Zn と判断した。これまでの EDX 分析では O、Si、Mg、Ti といった元素のピークを検出するため、8keV の強度までの特性 X 線で元素を同定した。そのため、Na の  $K\alpha$ (1.041keV)、Zn の  $L\alpha$  (1.012keV)や  $L\beta$  (1.034keV)は重なるため、Na と分析装置が判断していた。Zn の同定のためには Zn の  $K\alpha$  (8.630keV)、 $K\beta$  (9.570keV)のピークを確認する必要がある。今回は特性 X 線の検出を高エネルギー側まで試行した。その結果 Zn( $K\alpha$ ,  $K\beta$ )のピークが現れた。



(a) FE-SEM 観察結果

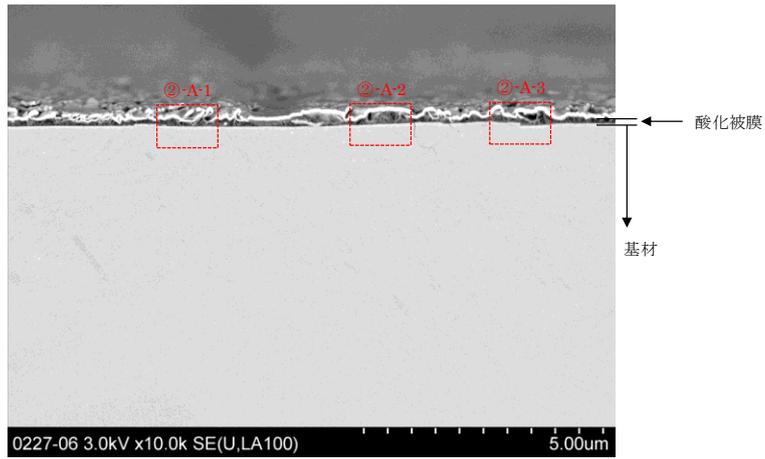


(b) FE-SEM 観察結果 (①-A-2 拡大)

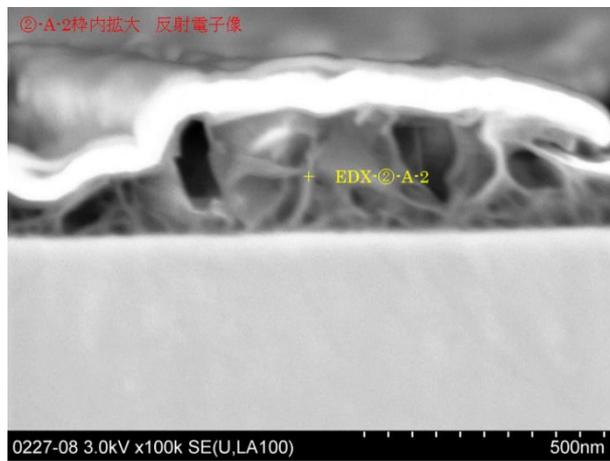


(c) EDX 定性分析結果 (①-A-2 部)

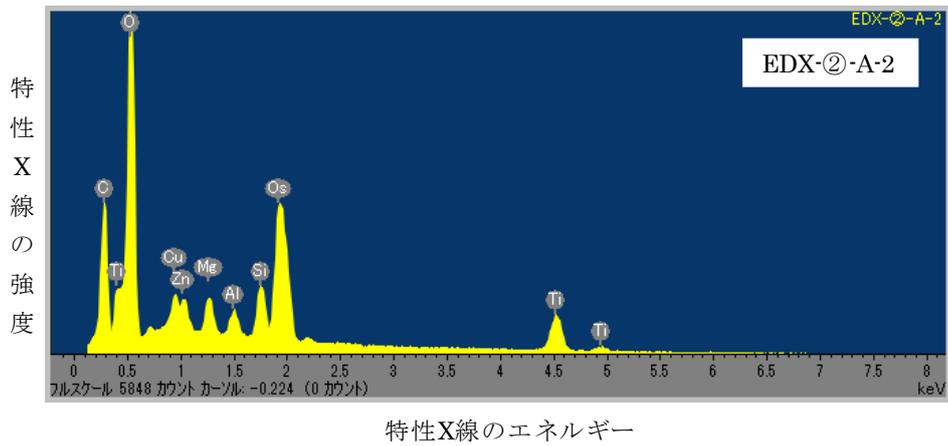
図 3.3.6-17 SEM 観察および EDX 分析結果 (①純 Ti、母材)



(a) FE-SEM 観察結果

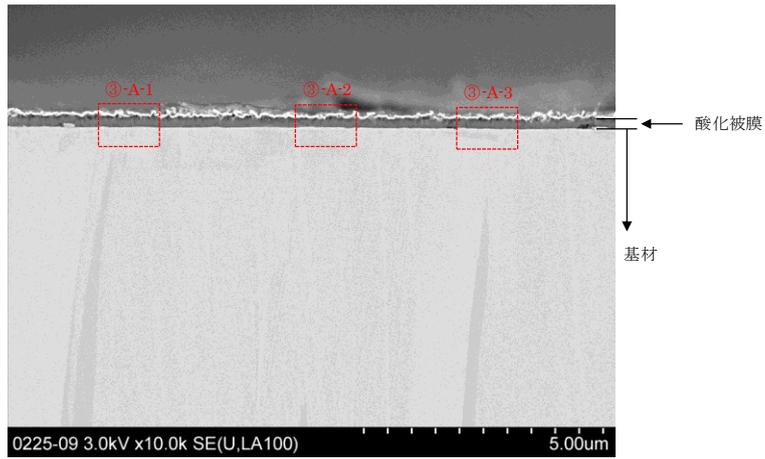


(b) FE-SEM 観察結果 (②-A-2 拡大)

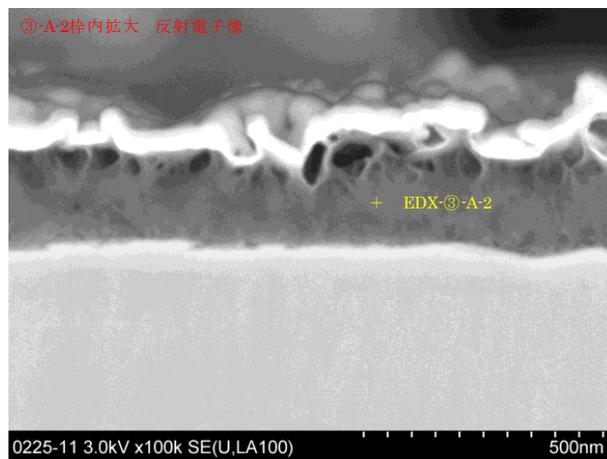


(c) EDX 定性分析結果 (②-A-2 部)

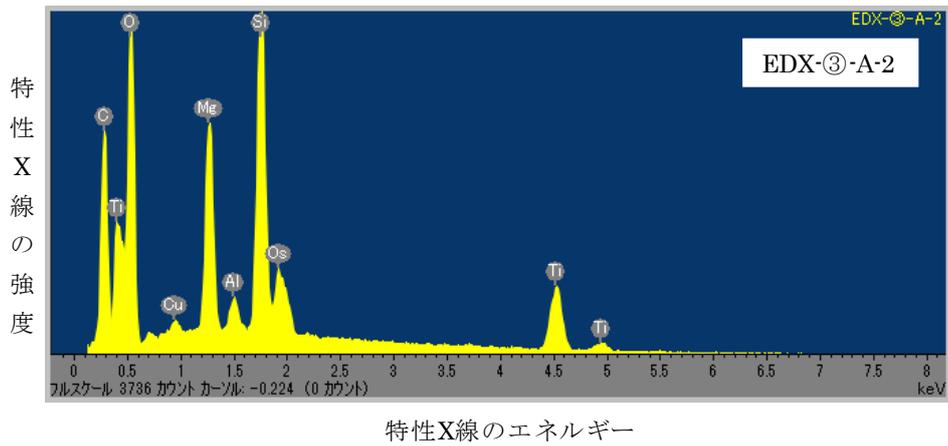
図 3.3.6-18 SEM 観察および EDX 分析結果 (②純 Ti、溶接金属)



(a) FE-SEM 観察結果

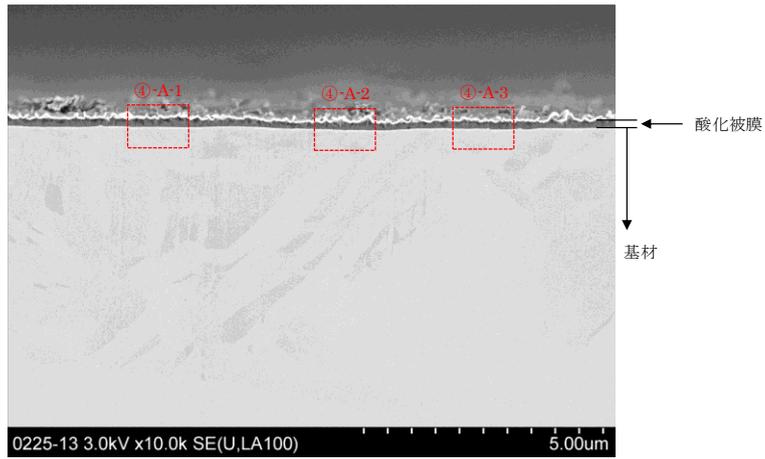


(b) FE-SEM 観察結果 (㊸-A-2 拡大)

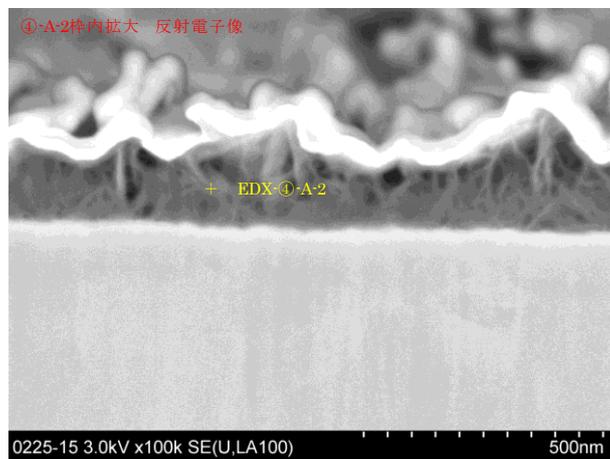


(c) EDX 定性分析結果 (㊸-A-2 部)

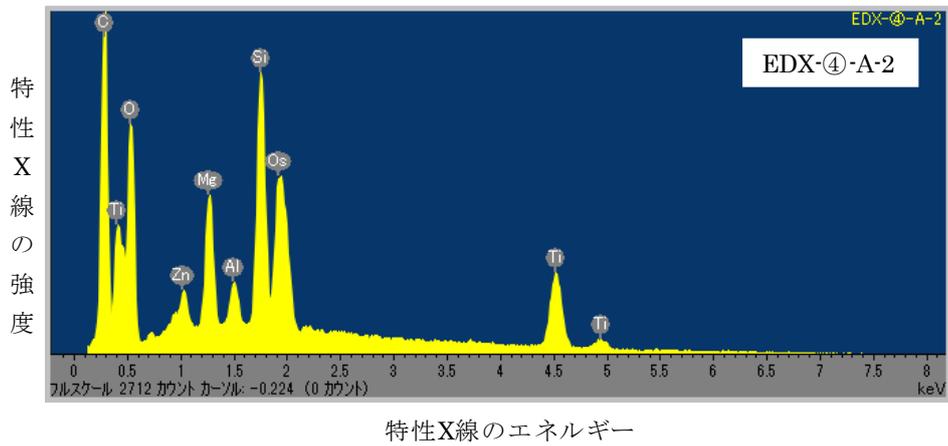
図 3.3.6-19 SEM 観察および EDX 分析結果 (㊸Ti-Pd、母材)



(a) FE-SEM 観察結果



(b) FE-SEM 観察結果 (④-A-2 拡大)



(c) EDX 定性分析結果 (④-A-2 部)

図 3.3.6-20 SEM 観察および EDX 分析結果 (④Ti-Pd、溶接金属)

## b 断面マイクロ組織観察結果

各試料におけるサンプリング位置 A (図 3.3.6-16 参照) 断面マイクロ組織観察結果を以下の図に示す。

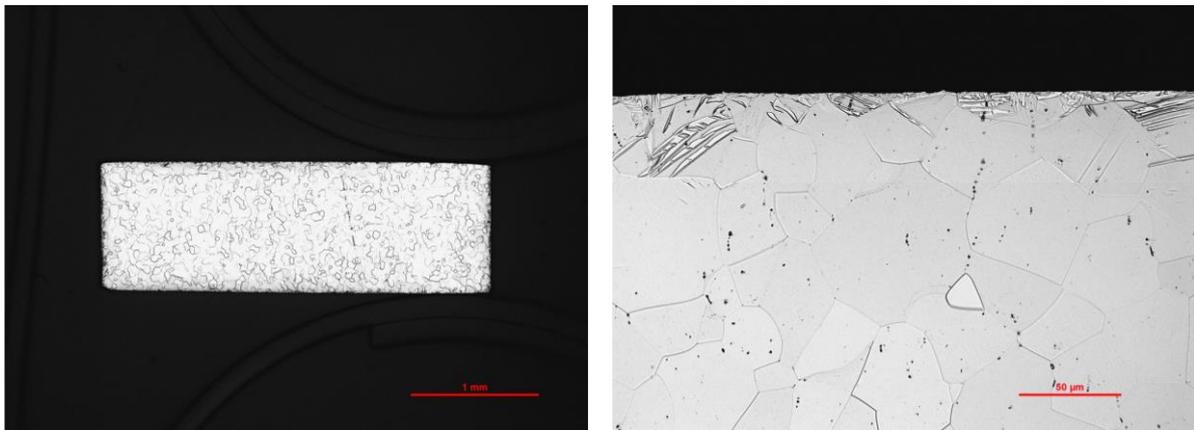
- ・純 Ti、母材 : 図 3.3.6-21
- ・純 Ti、溶接金属 : 図 3.3.6-22
- ・Ti-0.15Pd、母材 : 図 3.3.6-23
- ・Ti-0.15Pd、溶接金属 : 図 3.3.6-24

表面近傍に生成した水素化物は純 Ti、Ti-0.15%Pd 何れにおいても母材で明瞭に観察された。表 3.3.6-4 に示したように、浸漬期間中に吸収された水素量は、純 Ti 母材が最も多く、続いて Ti-0.15%Pd 母材、純 Ti 溶金、Ti-0.15%Pd 溶金の順番であり、濃度上昇率が高い母材で水素化物の形成が確認された。

母材では水素化物が成長する結晶粒径が大きく、表面から侵入した水素によって水素化物が生成した。一方、溶接金属では母材ほど明瞭な水素化物が確認できなかった。結晶粒径が母材に比べて微細であるため水素化物が成長しづらい、または結晶粒径が大きいため水素が粒界を優先的に拡散し、試験片表面に水素の濃化層が形成されなかったと考えられる。

Ti 内の全水素量は融解法で分析しているため、表 3.3.6-4 の水素濃度は試験片全体の平均値であり、表層の濃化層の濃度を表していない。また溶接金属の水素濃度は溶接時に侵入したと思われる初期の水素も含むため、母材と比較して浸漬後の水素濃度も母材よりも高いが、水素化物の量とは傾向が一致しない。

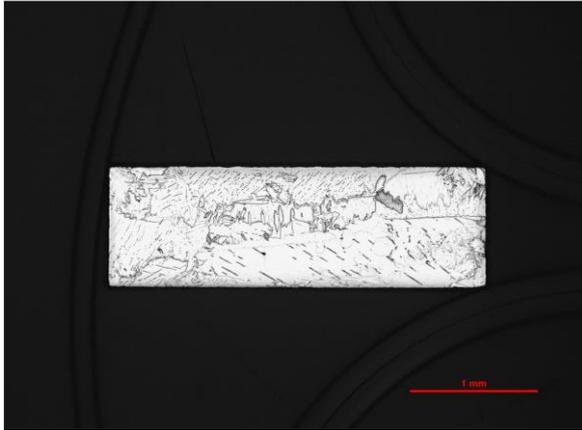
Ti 溶接金属の平均的な水素濃度である数十 ppm 程度では、水素化物の存在を金属顕微鏡で明確に観察できないことから、母材で観察された水素化物は、腐食に伴い表面から侵入した水素が、拡散が遅いため表層でより高く濃化 (数百 ppm オーダー) し生成したものと考えられる。



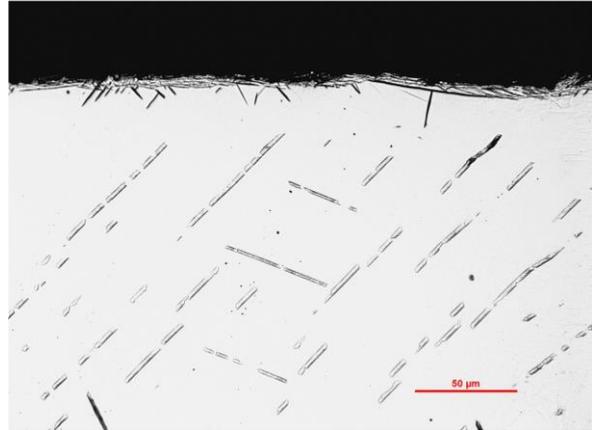
(a) 断面

(b) 拡大

図 3.3.6-21 断面マイクロ組織観察結果 (①純 Ti、母材)

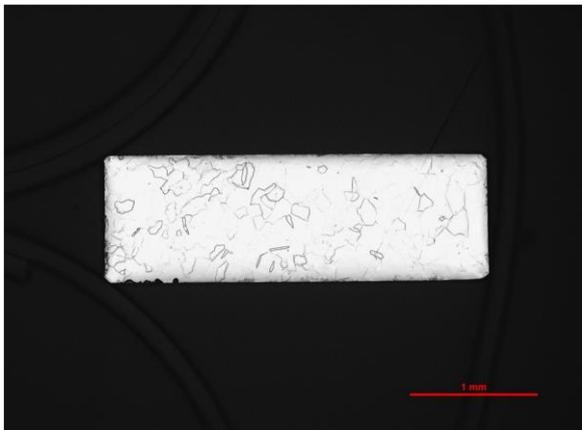


(a) 断面

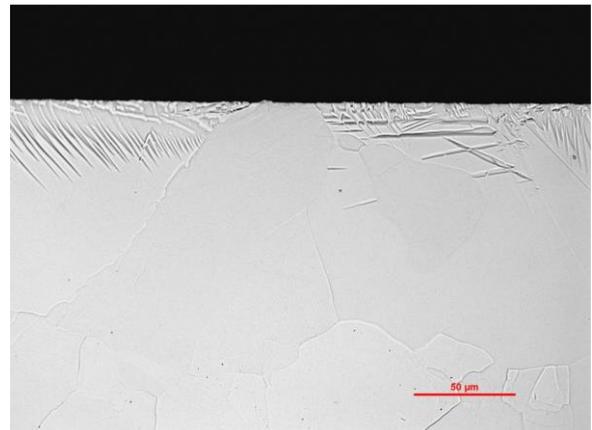


(b) 拡大

図 3.3.6-22 断面マイクロ組織観察結果 (②純 Ti、溶接金属)

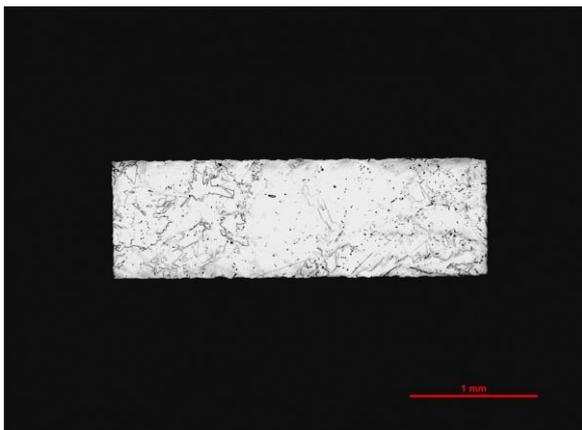


(a) 断面

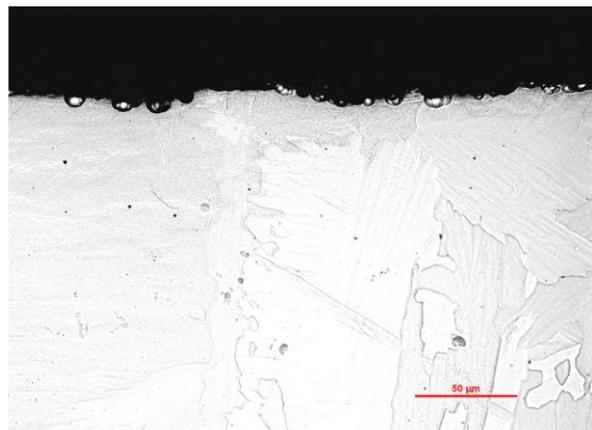


(b) 拡大

図 3.3.6-23 断面マイクロ組織観察結果 (③Ti-0.15Pb、母材)



(a) 断面



(b) 拡大

図 3.3.6-24 断面マイクロ組織観察結果 (④Ti-0.15Pb、溶接金属)

#### (4) 代替材料（チタン）のまとめ

複合オーバーパックの耐食層の候補材料であるチタンについて、純チタン、耐すき間腐食材である Ti-Pd 系を対象とし、溶接、加工影響等が腐食速度ならびに水素吸収挙動におよぼす影響を地層処分環境で懸念される水素脆化挙動の検討に資する 6 年間の浸漬試験結果の分析を実施した。その結果、時間の経過とともに母材および溶接部の腐食速度は低下した。また、母材と溶接部の腐食速度に顕著な差は見られなかった。

また、被膜の分析結果より、被膜厚さは純 Ti 母材が最も厚く、純 Ti 溶金、Ti-0.15Pd 母材、Ti-0.15%Pd 溶金の順に薄い。これは共沈被膜であるため被膜厚さは溶解した Ti の量に依存するためである。この傾向は水素から換算した腐食速度と同じである。このことから、被膜厚さと腐食速度は不の相関があり、表面に生成した被膜には腐食を抑制する保護性はないことがわかった。

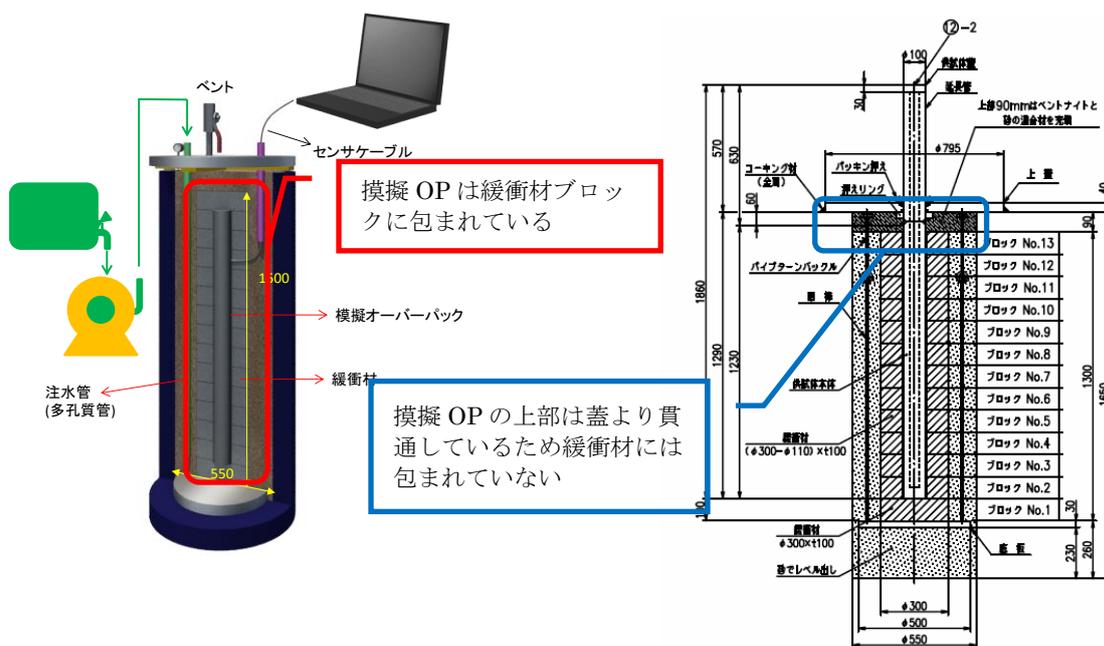
### 3.4 複雑系での腐食試験

#### 3.4.1 幌延 URL における工学規模試験

##### (1) 工学規模試験装置の改造

###### 1) 蓋部の改良設計、製作

平成 25 年度に工学規模試験装置の構造検討等で事前に実施した地上施設工学規模試験装置と幌延 URL に設置した工学規模試験装置を図 3.4.1-1 に示す。



(a) 地上施設工学規模試験装置(平成 25 年度実施)

(b) 幌延 URL の工学規模試験装置

図 3.4.1-1 地上施設工学規模試験装置と幌延 URL の工学規模試験装置

平成 25 年度の地上施設工学規模試験装置では、模擬オーバーパックは緩衝材ブロックに包まれた構造としたが、幌延 URL に設置した工学規模試験装置は、模擬オーバーパックにヒーターを設置する等のために、模擬オーバーパックの上部は蓋まで貫通しており、緩衝材に包まれていない。また、幌延 URL の処分孔はインバート部のゆるみ領域や床コンクリートの部分が比較的透水性が高い傾向が見受けられ、蓋取付部より地下水がリークすることが懸念された。このため、幌延 URL では蓋部と試験体との止水性を確保するために、蓋下部の 10cm 程度はベントナイトを突き固めて止水した。

しかし、幌延 URL はガス等が発生しており、試験データの分析により、ベントナイト層を配置したことによってこの発生したガスや施工時に試験孔へ入った空気も遮断し、内部で空気層を形成している可能性が想定された(図 3.4.1-2)。このような状態は、平成 25 年度に実施した地上施設工学規模試験装置では観察されなかった。

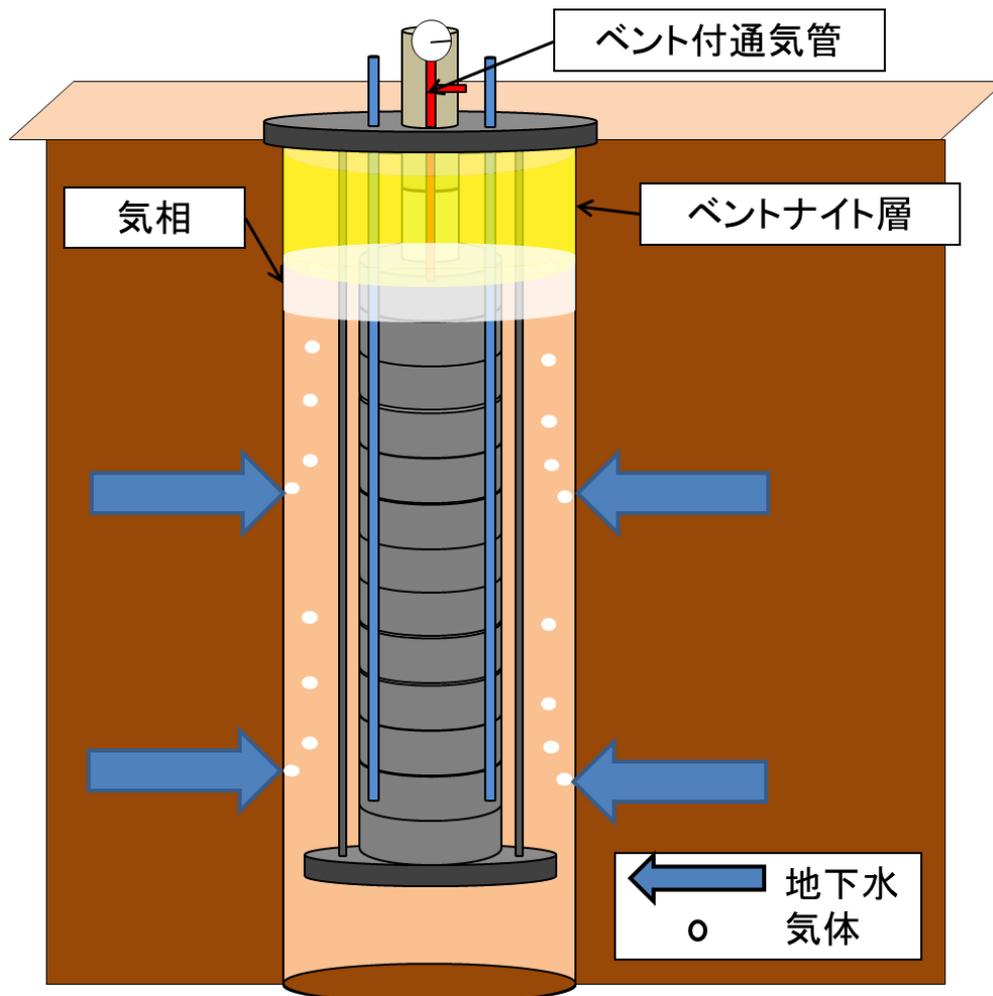


図 3.4.1-2 地下工学規模試験装置 想定される気相の形成

この蓋部分の空気の蓄積を回避する対策として、蓋に気体を排出するためのベントを設置することとした。

上蓋の改良前の図面を図 3.4.1-3 に、ベント設置後の上蓋の構成図を図 3.4.1-4 に、製作したベント管の外観を図 3.4.1-5 に示す。

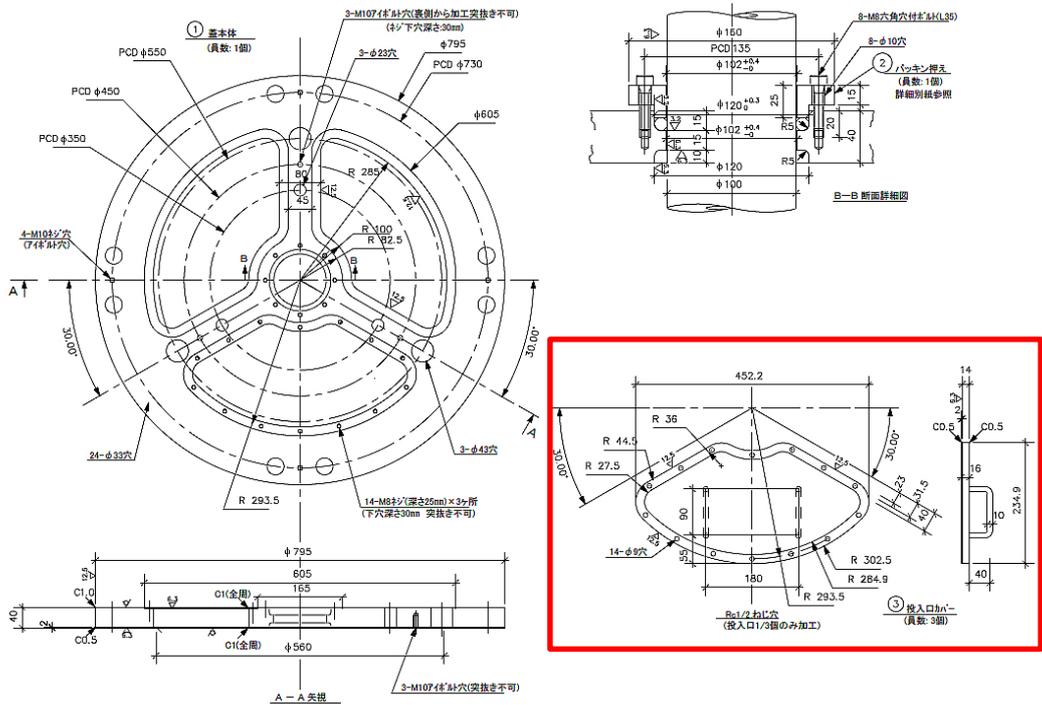


図 3.4.1-3 幌延工学規模試験装置 腐食試験装置製作図 (赤枠:上蓋) ; 改造前

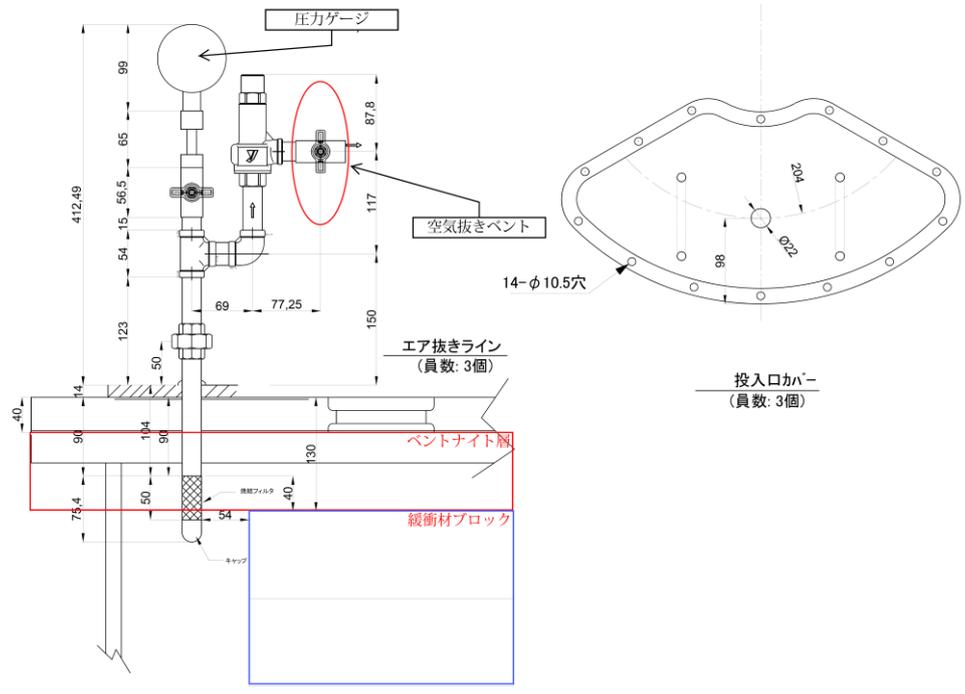


図 3.4.1-4 幌延工学規模試験装置 腐食試験装置製作図 (上蓋) ; 改造後



図 3.4.1-5 地下工学規模試験装置 新設したベント管

## 2) 改良型上蓋の設置状況

地下工学規模試験装置の旧上蓋とベントを取り付けた改良型の上蓋の交換工事を行った。

上蓋交換作業フローを図 3.4.1-6 に示す。蓋交換時には作業環境確保のため蓋浮き上がり防止として機能している H 鋼を外す必要がある。H 鋼を撤去する代わりに坑道天井から蓋部へサポートを設置し代わりとした。また、上蓋交換時に地下水が上昇しないように、注水管(収納箱側)にポンプを設置し、常に排水した状態で行った。

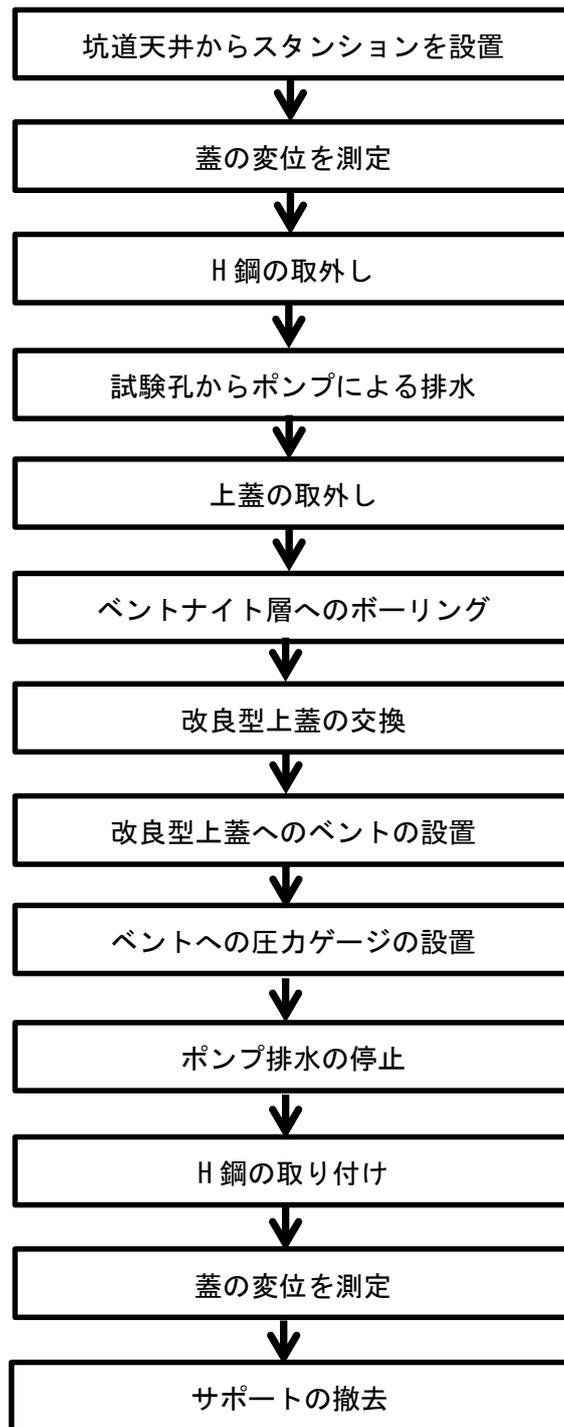


図 3.4.1-6 上蓋交換作業フロー

### 3) 改良型上蓋の動作確認

上蓋交換後には、試験孔内部の圧力上昇の程度を調べるため、坑道奥側上蓋(蓋 A)のベントを解放した状態で蓋 B と蓋 C のゲージ圧を調べた。結果を表 3.4.1-1 に示す。

蓋 B に比べ、蓋 C 側の圧力が大きくなる結果となった。これは蓋 C 側の注水管から上がる気泡(メタン)が原因で圧力が高くなったと考えられる。

表 3.4.1-1 改良型上蓋設置後の試験孔内気圧

	ゲージ圧力 [kPa]			
	測定開始時	ベント解放	蓋 A 開放 蓋 B.C 閉じ (5 分後)	蓋 A 開放 蓋 B.C 閉じ (10 分後)
蓋 A 坑道奥側上蓋	3.0	0.0	開放	開放
蓋 B 水タンク側上蓋	3.2	0.0	1.2	2.6
蓋 C 収納箱側上蓋	3.8	0.0	1.2	3.2

### (2) 地下工学規模試験の実施状況

地下工学規模試験装置は 2015 年 1 月 9 日に稼働した。試験開始後の動向、イベントを表 3.4.1-2 に示す。表中の主なイベントの項目の青いハッチングは注排水関連イベントを、赤いハッチングはヒーター関連イベントを示す。また地下工学規模試験を実施している試験孔 1 に近接する試験孔 2 と 3 では、別途試験が行われており、試験孔 2 及び 3 で注排水を行った際は試験孔へ注水管からのオーバーフロー等へ影響が確認されたため、試験孔 1 が設置されている試験坑道 5 で発生したイベントについても一覧表に加えた。

表 3.4.1-2 地下工学規模試験装置 イベント一覧(2016年2月17日最新)

日時	経過 日数	場所	主なイベント
2015/1/9	0	試験孔 1	試験装置開始,基準時
2015/4/2	83	試験孔 1	pH・Eh 計取出し・データ採取
2015/5/15	126	試験孔 1	pH・Eh 計取出し・データ採取
2015/7/31	203	幌延 URL	幌延 URL 側アック停電による測定停止
2015/8/3	206	幌延 URL	測定再開
2015/8/18	221	試験孔 2	排水開始
			排水終了
			モルタル打設開始
			モルタル打設終了
2015/8/19	222	試験孔 2	延伸削孔開始
			延伸削孔終了
2015/8/20	223	試験孔 2	孔内清掃開始
			孔内確認終了 (以後、冠水)
		試験孔 3	モルタル打設開始
			モルタル打設終了
2015/8/21	224	試験孔 2	排水開始
			排水終了 (以後、冠水)
		試験孔 3	延伸削孔開始
			延伸削孔終了 (以後、冠水)
2015/8/24	227	試験孔 1	上蓋交換工事
			pH・Eh 計取出し・データ採取
2015/8/25	228	注水孔	ケーシング部削孔開始
			削孔・ケーシング設置終了
2015/8/26	229	注水孔	削孔開始
		試験孔 3	排水開始
		注水孔	削孔終了 (試験孔 3 に到達)
		試験孔 3	排水終了 (以後、冠水)
2015/8/27	230	試験孔 3	排水開始
			排水終了 (以後、冠水)
2015/9/7	241	試験孔 1	ヒーター設置・起動
2015/9/8	242	試験孔 1	ヒーター停止
2015/9/27	261	試験孔 1	pH・Eh 計取出し・データ採取
2015/10/8	272	試験孔 1	ヒーター起動・亜鉛照合アースはずし
2015/10/21	285	試験孔 3	排水→冠水
2015/10/22	286	試験孔 3	排水→冠水
2016/10/23	653	試験孔 1	ヒーター停止
		試験孔 3	補修終了→排水終了 (以後、冠水)
			排水→冠水 (パッカー拡張で湧水少)
2016/10/26	656	試験孔 1	ヒーター起動
		試験孔 3	排水→冠水
2015/10/27	291	試験孔 3	排水開始→試験体設置→低い水位を維持
		試験孔 1	注水管からオーバーフローなし
		注水孔	パッカー収縮 (湧水排水増により周辺地下水位低下)
		試験孔 1	漏電のためヒーター停止
			ヒーター起動

日時	経過 日数	場所	主なイベント
			ヒーター停止
2016/10/30	660	試験孔 1	ヒーター起動
2016/10/31	661	試験孔 1	ヒーター停止
2015/11/9	304	注水孔	パッカー拡張（湧水減による周辺地下水位回復傾向）
2015/11/13	308	試験孔 1	pH・Eh 計取出し・データ採取
2015/11/16	311	試験孔 1	ヒーター起動
2015/11/18	313	試験孔 3	11/18～21 で注水試験（注水量を何度か変更）－
2015/11/21	316	試験孔 3	11/18～21 で注水試験（注水量を何度か変更）
2015/11/26	321	試験孔 3	排水停止（以後、冠水）
2015/12/7	332	試験孔 3	排水開始
2015/12/8	333	試験孔 3	12/8～11 で注水試験（注水量を何度か変更）
		試験孔 1	pH・Eh 計取出し・データ採取
2015/12/10	335	注水孔	パッカー収縮（湧水排水増により周辺地下水位低下）
2015/12/11	336	試験孔 3	ポンプ不調により停止（以後、冠水）
			ポンプ交換・排水開始
			12/8～11 で注水試験（注水量を何度か変更）
		注水孔	パッカー拡張（湧水減による周辺地下水位回復傾向）
2015/12/14	339	試験孔 3	排水一時停止
			排水再開
2015/12/15	340	試験孔 3	排水停止（以後、冠水）
2015/12/16	341	試験孔 3	排水開始
		注水孔	パッカー収縮
		試験孔 3	排水停止（以後、冠水）
2016/2/16	403	試験孔 3	緩衝材流出試験準備
		試験孔 1	緩衝材流出試験開始
2016/2/16	404	試験孔 1	OP 表面温度上昇 79.2℃→80.5℃
2016/2/17	405	試験孔 1	注水管からオーバーフロー再開
			pH・Eh 計取出し・データ採取

### 3.4.2 地上施設における工学規模試験の実施

幌延 URL での工学規模試験では、地下環境が変化するため、想定外の外乱の影響を受ける可能性がある。幌延 URL で取得した計測データの変化が外乱によるものかを推定するために、地下試験の状況を模擬し、雰囲気制御が可能な同規模の装置を、平成 26 年度に製作した試験用資材を用いて製作し、地上工学規模試験を開始した。

#### (1) 地上工学規模試験装置 機器構成

地上試験用オーバーパック腐食試験設備は、以下の機器で構成される。

- ①オーバーパック腐食試験体
- ②緩衝材ブロック
- ③センサー及び計測機器
- ④注水設備（注水ポンプ＋給水ポット）

※地上工学規模試験では地下環境とは異なり、処分孔壁面からの地下水の流入がない。  
地下水の流入を模擬する目的として、試験装置上部に模擬地下水を給水するための給水

ポットを設置した。

⑤付帯設備（模擬処分孔、砂層、押さえ蓋）

1) オーバーパック溶接試験体

元材：平成 25 年度に製作した溶接部付き模擬オーバーパック

寸法・形状：図 3.4.2-1 に示すオーバーパック本体に延長管、蓋を取り付けたもの

数量：1 本

付属品：

- ・ 3 電極腐食センサー（1 個 取付位置は図 3.4.2-1 参照）
- ・ 熱電対（1 個 取付位置は 3 電極腐食センサー近傍）
- ・ 亜鉛照合電極用電位測定プローブ（1 個 取付位置は大気解放部の蓋又は延長管）

その他

溶接部付き模擬オーバーパックと、延長管・押さえ蓋との間に電気的な回路が形成されることを防ぐための絶縁処理を行う（突合せ溶接部を含む）。

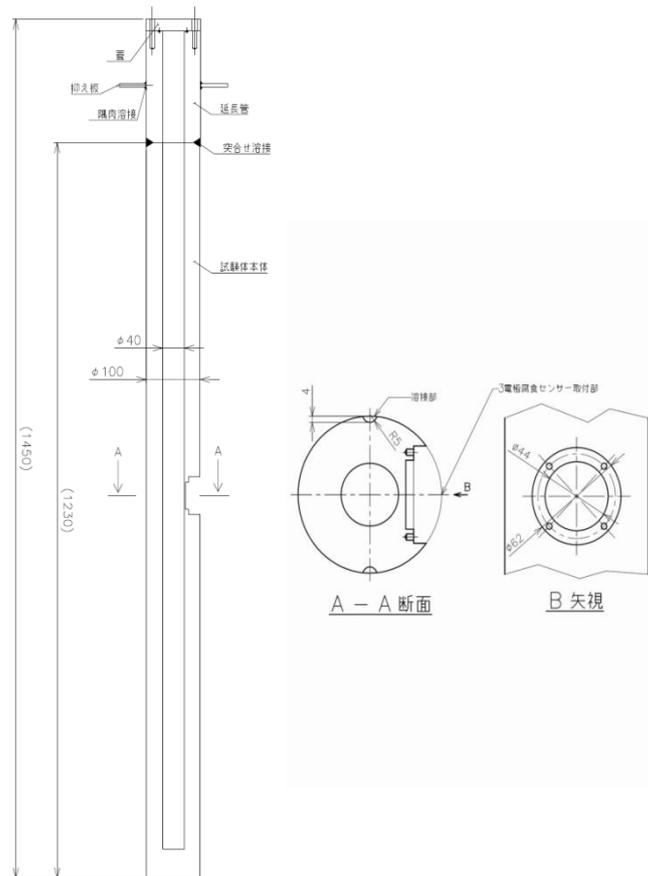


図 3.4.2-1 地上工学規模試験装置 オーバーパック腐食試験体

2) 緩衝材ブロック

寸法・形状：図 3.4.2-2 に底部円盤形、およびリング形の形状・寸法を示す。

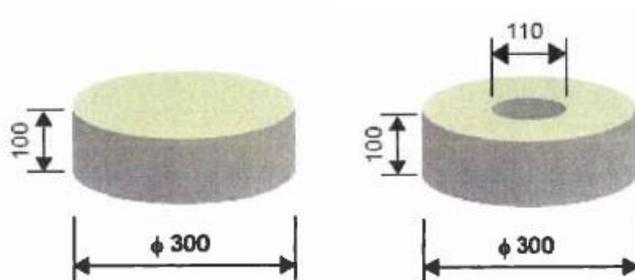


図 3.4.2-2 地上工学規模試験装置 緩衝材ブロックの寸法・形状  
(左：底部円盤形、右：リング形)

クニゲル VI 相当：珪砂=7 : 3

目標乾燥密度 : 1.8 Mg/m<sup>3</sup>

目標含水率 : 11.0±2%

数量：リング形 12 個、底部円盤形 1 個、合計 13 個

ブロックへの追加加工：緩衝材ブロックにはセンサーおよびケーブル設置のための切り欠き加工を行う。ブロックごとの追加加工の有無、切り欠き位置・寸法を表 3.4.2-1 に示す。

表 3.4.2-1 地上工学規模試験装置 各段のブロックの形状、および追加加工有無

ブロック No.	形状	追加加工有無	備考
1	円盤形	追加加工無し	最下段
2	リング形	追加加工有り	
3	リング形	追加加工無し	
4	リング形	追加加工無し	
5	リング形	追加加工無し	
6	リング形	追加加工有り	
7	リング形	追加加工有り	
8	リング形	追加加工有り	
9	リング形	追加加工無し	
10	リング形	追加加工無し	
11	リング形	追加加工有り	
12	リング形	追加加工有り	
13	リング形	追加加工無し	

### 3) センサーおよび計測機器

センサー仕様、種類、数量を表 3.4.2-2 に示す。ACM 型腐食センサーは、大気中に曝露すると降雨や結露などによって基板となる Fe と絶縁して設置された導電性 Ag ペーストの両金属間に薄い水膜が形成されてガルバニック電流が流れ、この電流は腐食速度と良い相関関係があるので大気環境の腐食性を計測することに用いられている。ACM センサーは、長期間の腐食速度の測定には不向きであるが、3 電極センサーによる腐食挙動の妥当性を評価するために、緩衝材中に 3 枚設置した。同様の目的で交流インピーダンスセンサーも ACM センサーと同じ場所に設置した。

なお、上述のように、ACM センサーは、降雨や結露などによって基板となる Fe と絶縁して設置された導電性 Ag ペーストの両金属間に薄い水膜が形成されていることにより計測出来るので、砂層に設置した ACM センサーは、緩衝材の周りに模擬地下水が到達したかを確認するために設置した。

炭素鋼試験片については緩衝材中の同じスリット部分を埋め戻す形とした、炭素鋼試験片の重量及び大きさを表 3.4.2-3 に示す。

試験装置の構成及び各種センサー配置図を図 3.4.2-3 に示す。また ACM センサー、交流インピーダンスセンサー、炭素鋼試験片は同じスリット中に設置する。設置位置の詳細を図 3.4.2-4 に示す。含水率センサーの設置位置は内径側から 10mm、29mm、49mm の位置に設置した。設置位置を図 3.4.2-5 示す。

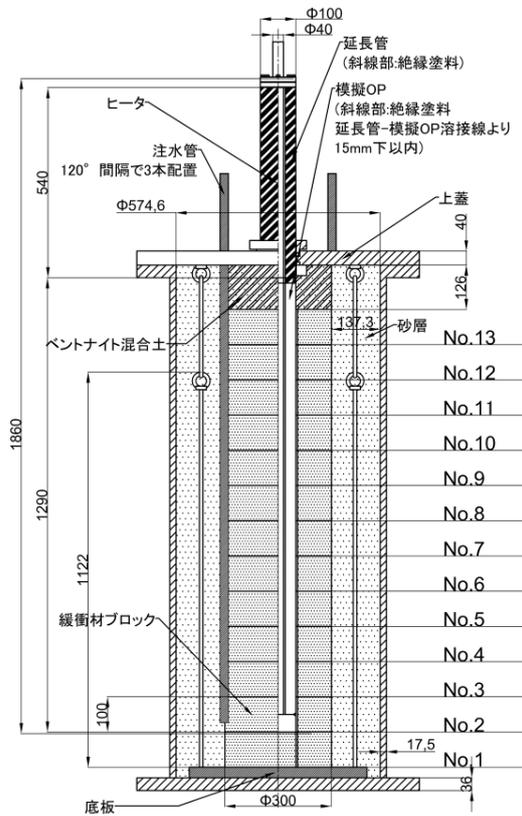
試験装置への注水は、試験開始時では試験装置蓋部に設置した注水管からポンプを用いて行う。しかし幌延では地下水は処分孔壁面から流入するため、流入を模擬する必要がある、地上工学規模試験では図 3.4.2-3 に示す様に試験装置上部の給水ポットから試験体へ模擬地下水の供給を行う形とした。

表 3.4.2-2 地上工学規模試験装置 センサー・計測機器種類及び数量

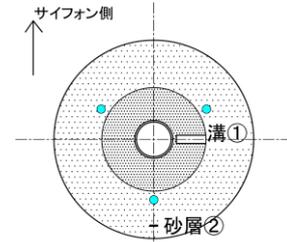
	機器名称	計測対象	設置個数
①	三電極センサー	腐食速度	1
②	小型三電極センサー（外付け）	腐食速度	2
③	亜鉛照合電極	OP 試験体電位	1
④	ACM センサー	濡れ検知用	4
⑤	熱電対	温度	3
⑥	土圧計	土圧	1
⑦	含水率センサー	水分ポテンシャル	3
⑧	交流インピーダンスセンサー	腐食速度	3
⑨	炭素鋼試験片	腐食量	3

表 3.4.2-3 地上工学規模試験装置 試験片重量記録

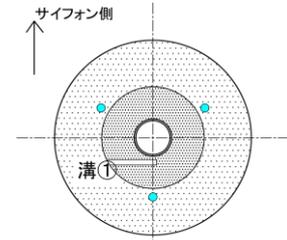
試験片 NO.	設置 箇所	重量 (g)	縦 (cm)	横 (cm)	高さ (cm)	外表面積 (m <sup>2</sup> )	密度 (g/cm <sup>3</sup> )
1	下部 (2 段目)	9.6142	3.005	2.01	0.207	0.00141563	7.68957387
2	中央部 (7 段目)	9.6097	3.005	2.01	0.202	0.00141062	7.8762216
3	上部 (11 段目)	9.6158	3.01	2.01	0.203	0.00141383	7.82937024



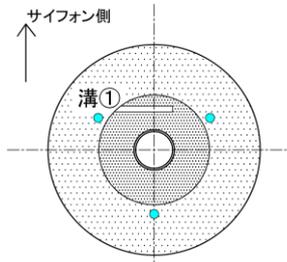
- No.12
- ・溝①  
小型三電極  
熱電対
  - ・砂層②  
ACM センサー



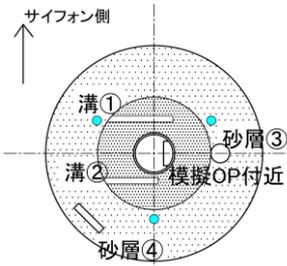
- No.11
- ・溝①  
ACM センサー  
交流インピーダンスセンサー  
炭素鋼試験片 3



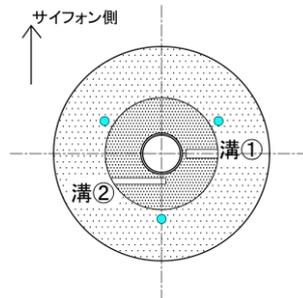
- No.8
- ・溝①  
含水率センサー



- No.7
- ・模擬 OP 付近  
三電極センサー  
熱電対
  - ・溝①  
含水率センサー
  - ・溝②  
ACM センサー  
交流インピーダンスセンサー  
炭素鋼試験片 2
  - ・砂層③  
亜鉛照合電極
  - ・砂層④  
土圧計



- No.2
- ・溝①  
小型三電極  
熱電対
  - ・溝②  
ACM センサー  
交流インピーダンスセンサー  
炭素鋼試験片 1



- No.6
- ・溝①  
含水率センサー

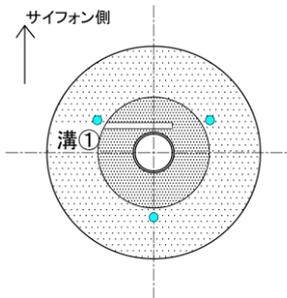


図 3.4.2-3 地上工学規模試験装置 センサー設置位置

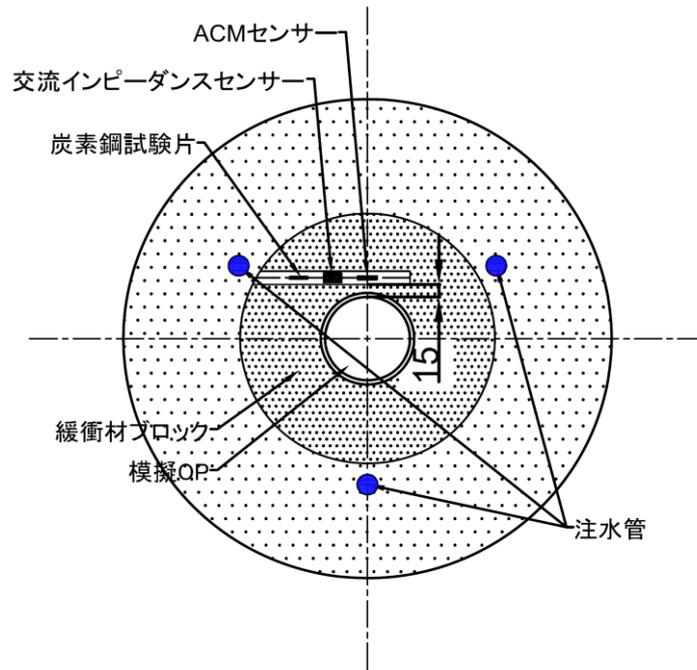
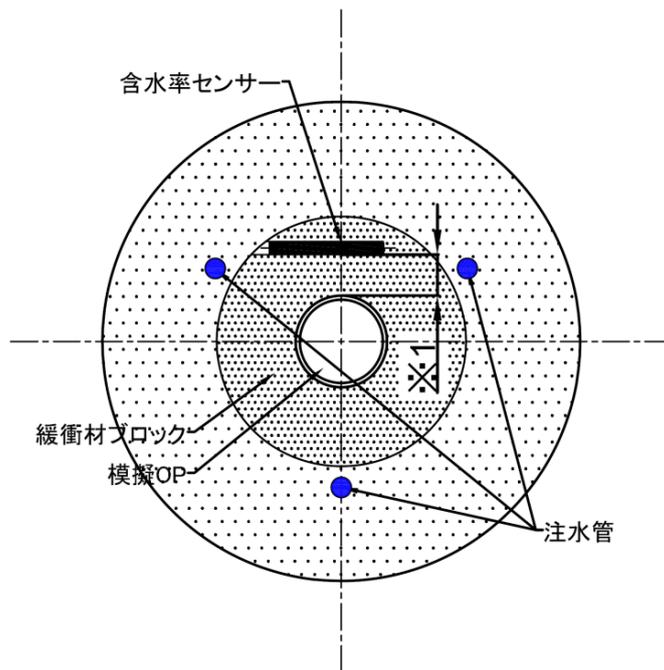


図 3.4.2-4 地上工学規模試験装置 センサー、試験片の設置間隔



※1 含水率センサー設置位置  
 6段目—内径より10mm  
 7段目—内径より29mm  
 8段目—内径より49mm

図 3.4.2-5 地上工学規模試験装置 含水率センサー設置間隔

## (2) 模擬地下水組成の決定

地上試験装置に供給する模擬地下水の組成は、地下試験装置周囲の地下水組成を参考に、以下のように決定した。

地下試験装置設置前の2014年11月5日及び、設置後の2015年5月8日に、試験孔1（地下試験装置を設置した試験孔）の地下水を採水し、組成分析を行った。結果を図3.4.2-6に示すが、採水前後で組成に大きな変化は無く、主成分はNa<sup>+</sup>、Cl<sup>-</sup>、HCO<sub>3</sub><sup>-</sup>であった。pHは図3.4.2-7に示すが、概ね7.5～8付近であった。

地下水中で最も濃度の高いイオンは、Na<sup>+</sup>とCl<sup>-</sup>（それぞれ約100mM）であるので、NaClをベースとし、これに、1mM以上含まれるK<sup>+</sup>、Ca<sup>2+</sup>、Mg<sup>2+</sup>、BO<sub>3</sub><sup>3-</sup>、HCO<sub>3</sub><sup>2-</sup>を添加して模擬地下水とした。模擬地下水の組成を表3.4.2-4に、試験孔1の地下水組成との比較を表3.4.2-5に示す。表3.4.2-5に示すとおり、模擬地下水組成は試験孔1の地下水組成と良い一致を示している。地下試験装置周辺の地下水には気泡が認められた（図3.4.2-8）。谷口らは、幌延の地下水では炭酸ガスの溶解により炭酸塩濃度が高いことを報告[15]しており、pH4～6の低い条件では炭酸ガスの影響により、1mm/y以上になるが、pH6以上では炭酸塩皮膜の形成により、腐食が抑制されると述べており、模擬地下水においては、IC濃度は合わせたが、炭酸ガスの吹き込みは行わなかった。なお、調製した模擬地下水は、脱酸素するために窒素で一昼夜バブリング後使用した。

表 3.4.2-4 模擬地下水組成

NaCl	5200	ppm	8.9E-02	M
NaHCO <sub>3</sub>	3000	ppm	3.6E-02	M
CaCl <sub>2</sub>	180	ppm	1.6E-03	M
KCl	230	ppm	3.1E-03	M
MgCl <sub>2</sub>	190	ppm	2.0E-03	M
H <sub>3</sub> BO <sub>3</sub>	410	ppm	6.6E-03	M

表 3.4.2-5 幌延地下水（試験孔1）との比較

	Na <sup>+</sup>	Ca <sup>2+</sup>	K <sup>+</sup>	Mg <sup>2+</sup>
幌延地下水*	1.2E-01 M	1.6E-03 M	3.1E-03 M	2.0E-03 M
地上試験用地下水**	1.2E-01 M	1.6E-03 M	3.1E-03 M	2.0E-03 M
	BO <sub>3</sub> <sup>3-</sup>	Cl <sup>-</sup>	HCO <sub>3</sub> <sup>-</sup>	
幌延地下水*	6.6E-03 M	9.9E-02 M	3.6E-02 M	
地上試験用地下水**	6.6E-03 M	9.9E-02 M	3.6E-02 M	

\*:組成は、試験孔1の分析値。Ehは幌延地下水の文献値。

\*\*：表3.4.2-4の組成から計算される値。

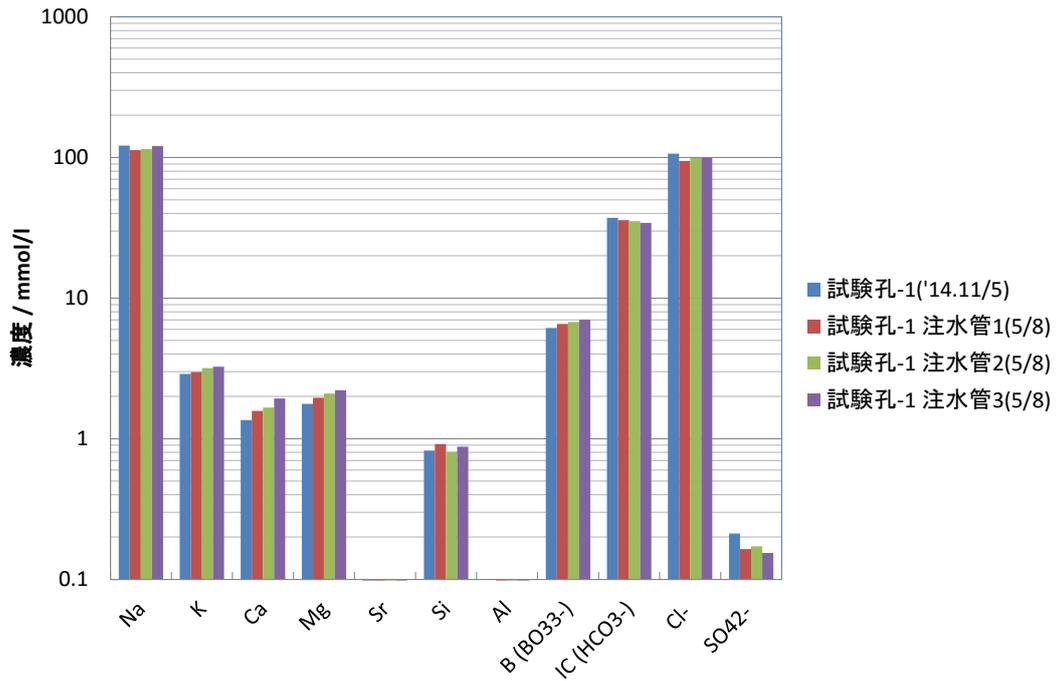


図 3.4.2-6 幌延地下水（試験孔 1）の地下水組成

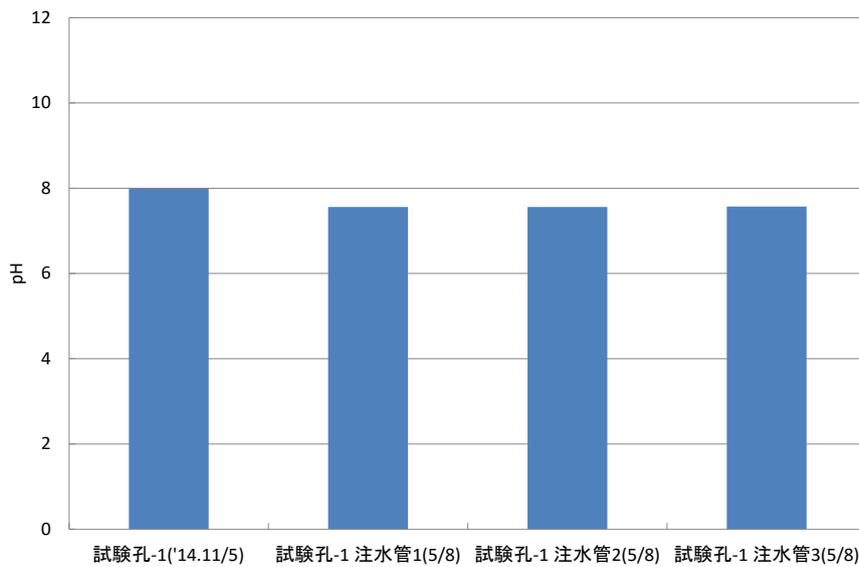


図 3.4.2-7 幌延地下水（試験孔 1）の pH



図 3.4.2-8 地下水の気泡

### (3) 地上工学規模試験装置の施工

地上工学規模試験も地下工学規模試験と同様に、試験終了後にオーバーパック（OP）の腐食状態を把握するため、腐食を生じさせない基準点が必要となる。平成 25 年度の試験では OP を完全に容器内に埋設したが、平成 26 年度の試験では OP の基準点を埋設することができないので、OP の上部を蓋の上に出す様に、OP に延長管を設置して対応した。地上工学規模試験装置についても平成 25 年度の試験及び平成 26 年度の地下工学規模試験装置の設置を基に、概念検討を行った。

OP の上部を蓋の上に出す場合、蓋と OP のシールが問題となる。OP と蓋を溶接で接合し、蓋と一体型とした場合、平成 25 年度と同様の組立方法（図 3.4.2-9 参照）では、OP を最後に入れることになるので、砂や注水管の設置が難しい。このため O リングを使用して OP と蓋をシールするような構造とした。

組立検討図を図 3.4.2-9～図 3.4.2-11 に示す。当初は図 3.4.2-9 に示すように、緩衝材を積んでいる途中で、OP を挿入することとしていたが、3 電極センサーのケーブルの取り回しの観点から、実際には OP は最後に挿入する形とした。OP と緩衝材は平成 26 年度の試験等同様の組立方法とした。また平成 26 年度の地下工学規模試験装置と同様に OP が蓋の上まで突き抜ける構造になるため、OP 上部にキャップとなる緩衝材を設置できない。このため、OP と緩衝材ブロックの間に 5mm 程度のクリアランスが生ずる。このクリアランスは、3 電極センサーのケーブル等を通すのに有効であるが、このクリアランスを通して水が浸入し、実施の処分環境より早く、OP が冠水することになる。これを防ぐため、クリアランスの上部を加水した緩衝材粉末でシールする構造とした。

平成 25 年度の計画では、蓋の取り付けは、OP と緩衝材を容器内に設置してからとしていたが、OP に塗布した絶縁塗装の保護およびセンサーケーブルの取り合いの容易さを考慮して、蓋及び注水管を接続した後に吊り上げるように変更する（図 3.4.2-10）。OP と緩衝材を吊り上げる際の治具については、台座にアイボルトを設置していたが（図 3.4.2-10）、OP を取り出す際に砂を全

部取り除く必要があったので（図 3.4.2-11）、吊り棒を台座と固定し、途中で切り離せるようにした（図 3.4.2-10）。砂を入れた後、最後に注水ラインの接続を行う形とした（図 3.4.2-11）。

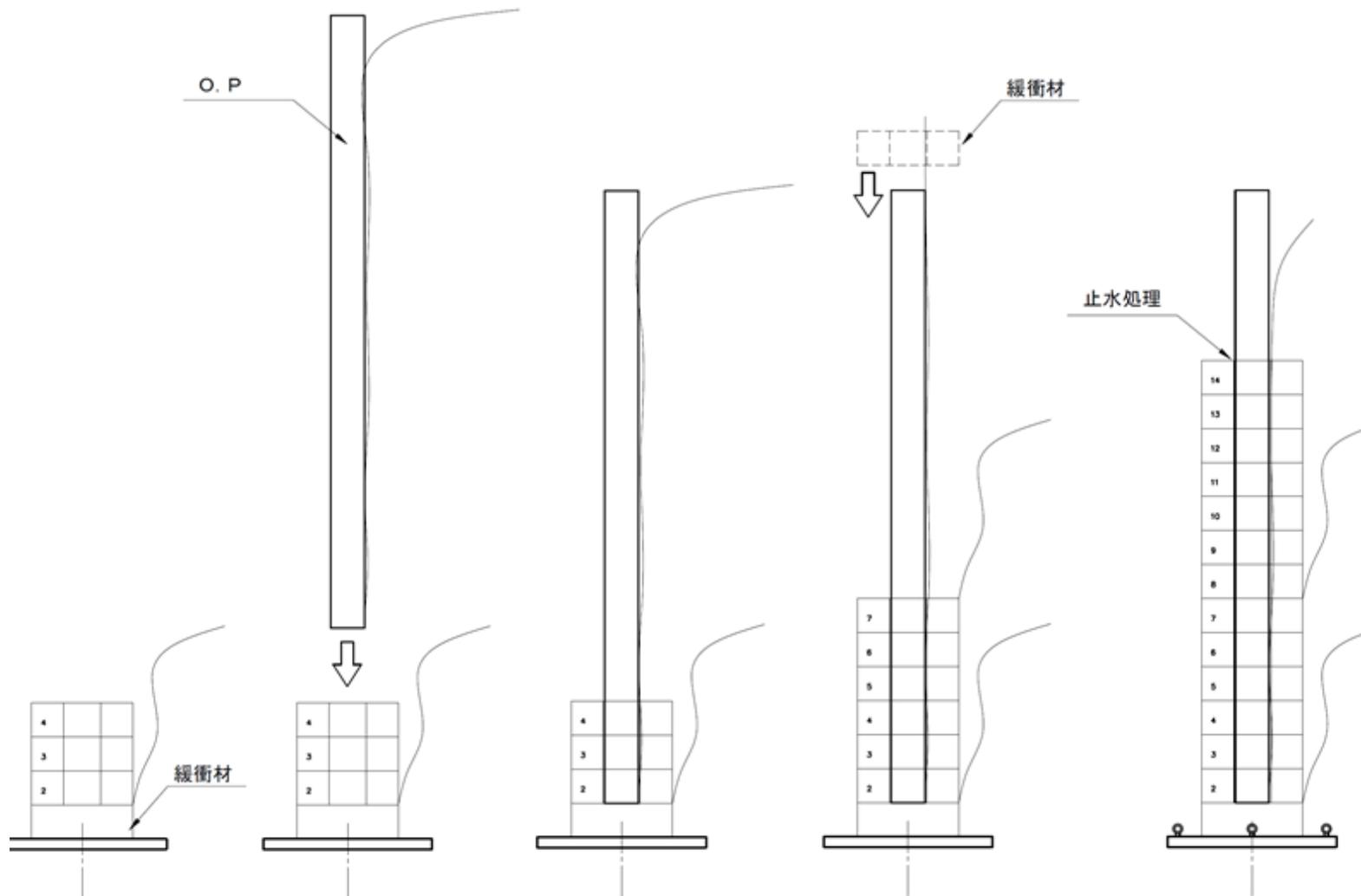


図 3.4.2-9 OP 腐食試験装置の組立方法の検討(その 1)

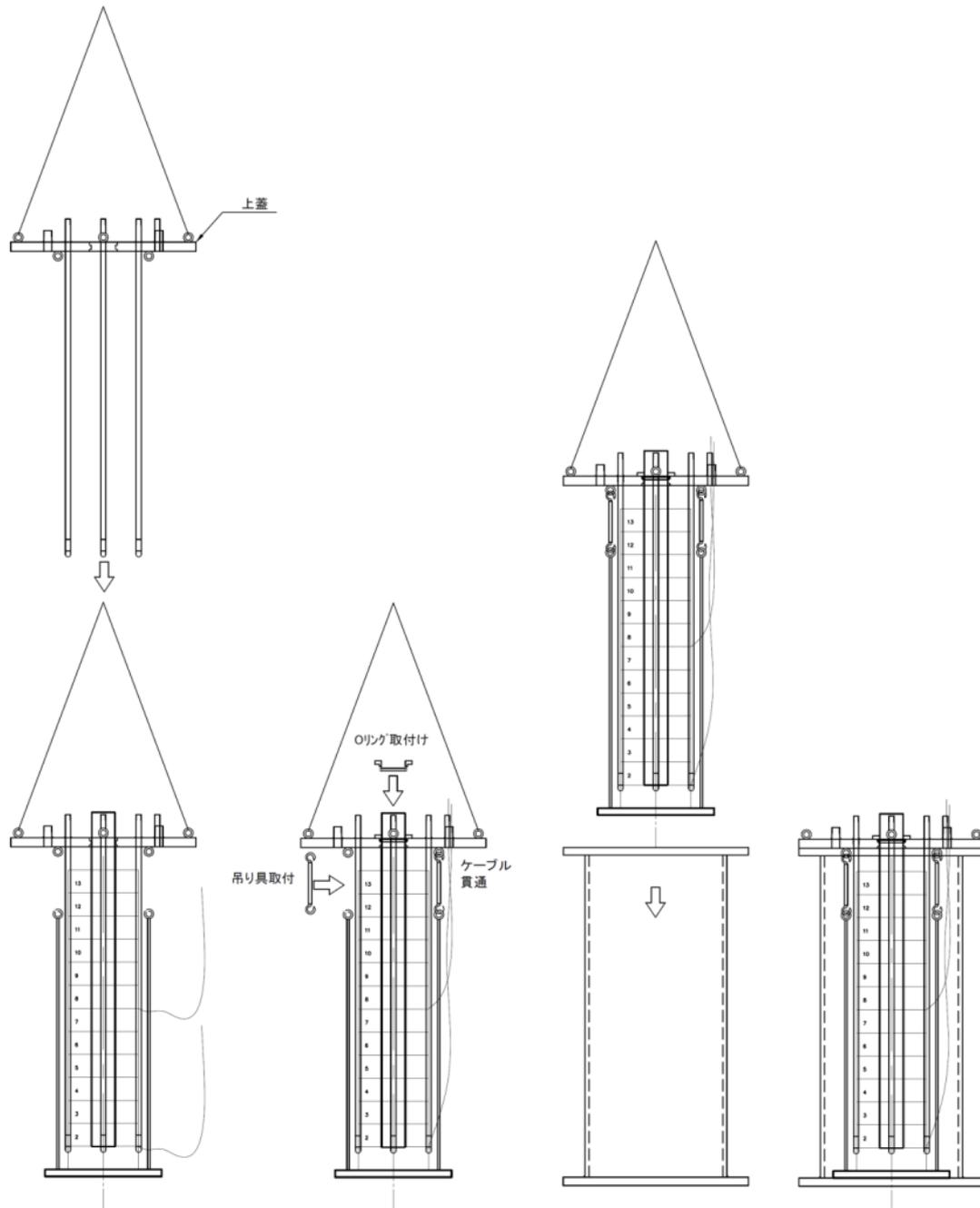


図 3.4.2-10 OP 腐食試験装置の組立方法の検討(その 2)

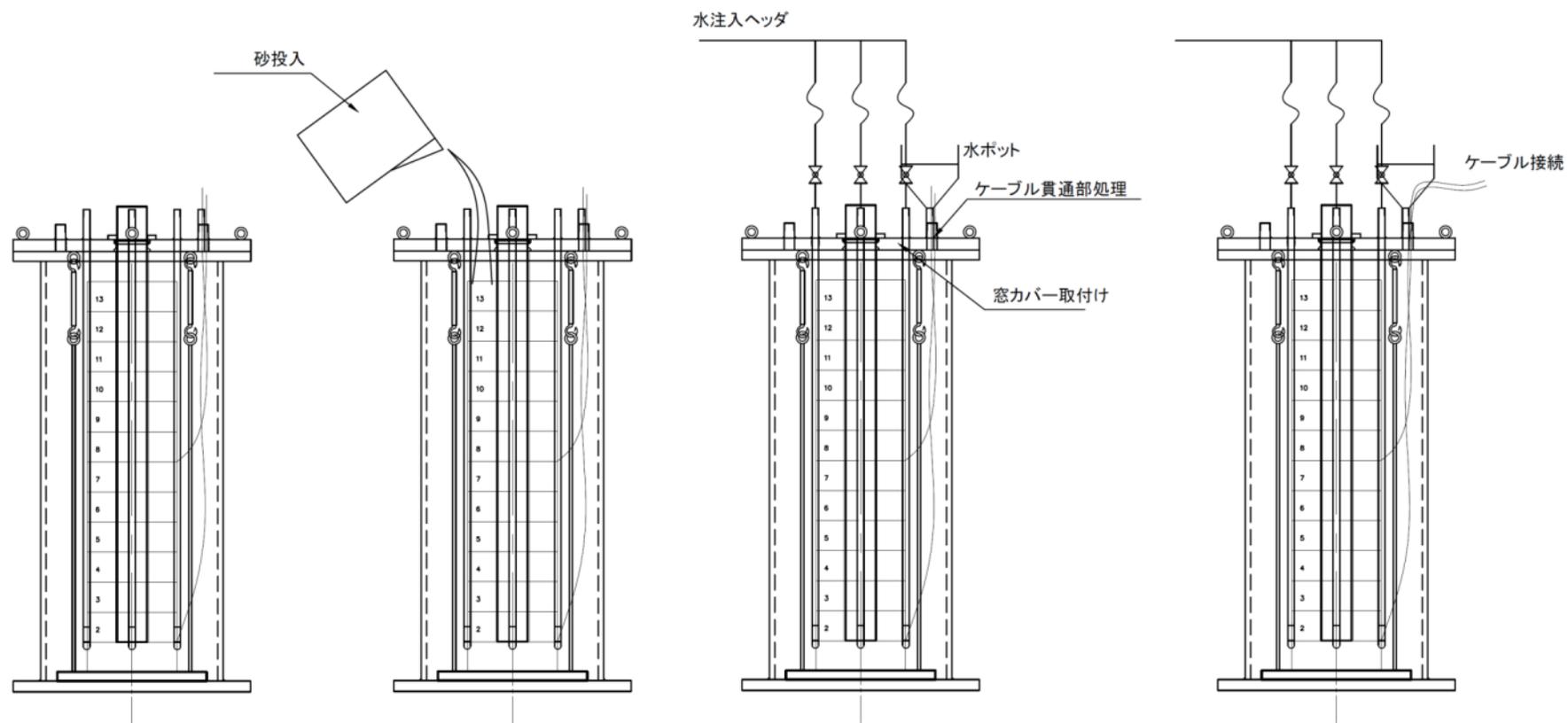


図 3.4.2-11 OP 腐食試験装置の組立方法の検討(その 3)

地下工学規模試験装置設置の際と同様に、作業時に発生するケーブルの動揺によって埋戻し材が流出するのを防ぐために加水した珪砂とベントナイトの混合土（緩衝材ブロックの材料と同一）を使用してケーブルを固定した。充填に使用した埋戻し材の仕様を表 3.4.2-6 に示す。加水した埋戻し材によるケーブルの固定作業の様子を図 3.4.2-12 に、センサー埋戻し後の緩衝材ブロックを図 3.4.2-13 に示す。

表 3.4.2-6 地上工学規模試験装置 センサー埋戻し用緩衝材仕様

無加水	配合	クニゲル V1	[wt%]	70
		日陶連 珪砂 3号	[wt%]	15
		日陶連 珪砂 5号	[wt%]	15
	含水比	[%]	11.2	
加水	配合	クニゲル V1	[wt%]	70
		日陶連 珪砂 3号	[wt%]	15
		日陶連 珪砂 5号	[wt%]	15
	含水比	[%]	55.7	



図 3.4.2-12 地上工学規模試験装置 加水ベントナイトによるセンサーの充填



図 3.4.2-13 地上工学規模試験装置 無加水ベントナイトによるセンサーの充填

各センサー設置ブロックに使用した緩衝材の埋戻し量を表 3.4.2-7 に示す。

表 3.4.2-7 地上工学規模試験装置 各センサー溝の埋戻し量

段数	センサー名称	センサー溝				埋戻し量	
		長さ	深さ	幅	体積	無加水	加水
		[mm]	[mm]	[mm]	[cm <sup>3</sup> ]	[g]	[g]
2	ACM センサー クーポン試験片 1 交流インピーダンスセンサー	147	38	16	89.38	91.7	48.2
	小型三電極センサー, 熱電対	85	25	24	51.00		
6	含水率センサー	186	40	16	119.04	75.5	39.5
7	ACM センサー クーポン試験片 2 交流インピーダンスセンサー	147	38	16	89.38	145.5	46.8
	含水率センサー	175	40	16	112.00		
8	含水率センサー	159	25	24	95.40	62.0	32.9
11	ACM センサー クーポン試験片 2 交流インピーダンスセンサー	147	38	16	89.38	79.7	24.4
12	小型三電極センサー, 熱電対	85	26	23	50.83	40.9	27.5
合計					765.25	495.1	219.3

試験体システムの設置の際には、腐食試験が確実に実施出来るよう、導通確認や絶縁抵抗の確認等の試験設備全体の調整も併せて行った。また設置の際に交流インピーダンスセンサーの防水加工が不十分であったためこれの改良を行った。

#### (4) 地上工学規模試験の実施状況

大洗工学規模試験装置は2015年11月16日に注水・ヒーター起動し、試験を開始した。試験開始後の動向、イベント及び試験装置への注水量を表3.4.2-8に示す。表中の主なイベントの項目の青いハッチングは注排水関連イベントを示す。

表 3.4.2-8 地上工学規模試験装置 イベント一覧及び注水量(2015年12月14日最新)

日時			内容	注水量 [L]	積算 注水量 [L]
2015年	8月	19日	試験装置への注水 試験開始	107.0	107.0
			ポンプによる注水	3.0	110.0
		21日	給水ポットへの補充	1.4	111.4
		24日	給水ポットへの補充	3.3	114.7
		26日	給水ポットへの補充	1.7	116.4
		28日	給水ポットへの補充	0.7	117.1
	9月	4日	給水ポットへの補充	0.6	117.7
		18日	給水ポットへの補充	0.3	118.0
	10月	7日	サイフォンから給水を促進するためサイフォン下ベントナイト層除去、砂層へ置換え	8.0	126.0
			ポンプによる注水	0.4	126.4
		9日	給水ポットへの補充	0.7	127.1
		22日	ACM センサ(上部 11 段目砂層)の動作確認試験	0.9	128.0
	11月	13日	給水ポットへの補充	1.2	130.7
		27日	給水ポットへの補充	1.2	131.9
			試験体内空気層対策のためベントナイト層除去(緩衝材ブロック直上を除く)	6.0	137.9
			ポンプによる注水		
	12月	14日	ACM センサ(上部 11 段目砂層)の動作確認試験	—	—

地上工学規模試験装置への給水量の積算結果を図 3.4.2-14 に示す。開始時の試験装置への地下水の注水量は 110[L]であり、想定した注水量 113[L]よりも若干少ない。これは地下工学規模試験と同様にベントナイト層で試験装置上部をシールしているため、装置内に空気が残った結果であると考えられる。

空気層の対策として 2015 年 10 月 7 日に給水ポット下のベントナイト層を砂層に置換えた。図 3.4.2-15 に施工結果を示す。

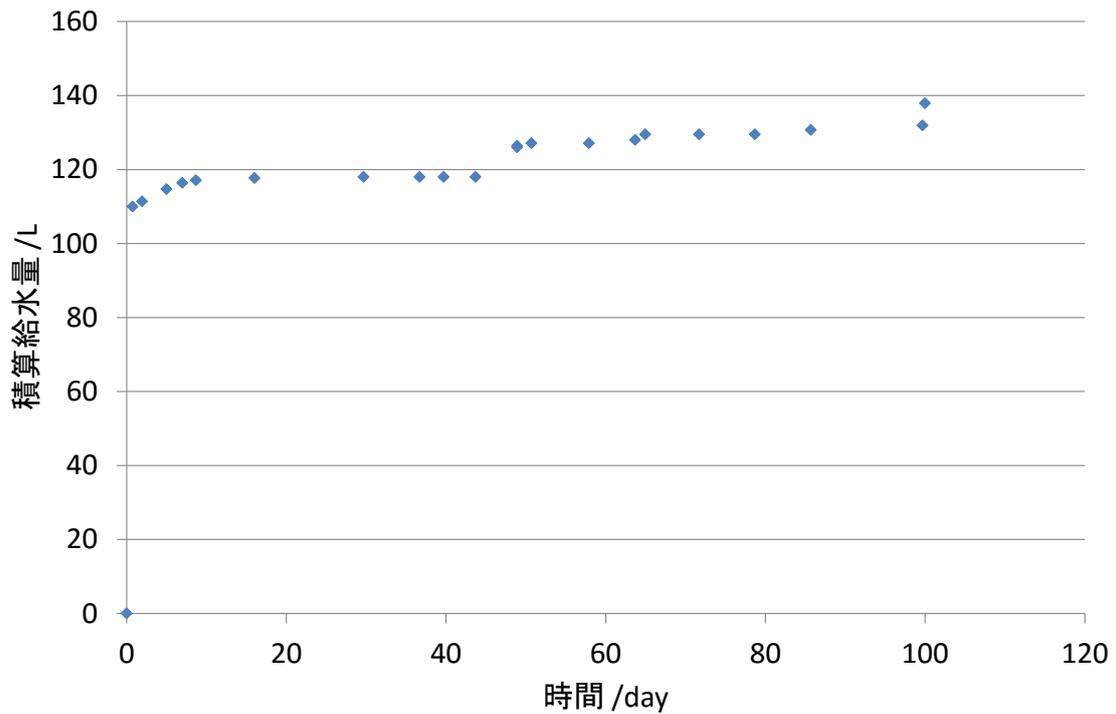


図 3.4.2-14 地上工学規模試験装置 注水量の経時変化



図 3.4.2-15 地上工学規模試験装置 砂層置き換え作業  
(左:珪砂投入前、右:施工後)

図 3.4.2-16 に砂層に埋設した ACM センサーの出力を示す。給水ポット下の砂層撤去以降も出力が見られない。10 月 22 日にセンサーを取り出し動作確認を行ったところ。出力が確認された

ので、給水ポット下の砂層撤去のみでは不十分であると考え、11月27日に上部ベントナイト層を除去する工事を行った。図 3.4.2-17 に示す様に、緩衝材の直上のみ残し砂層に置換えた。なお現場で膨潤した緩衝材を基準に除去範囲を設定したため、緩衝材の直径寸法よりも大きくベントナイト層が残っている。ベントナイト除去後(図 3.4.2-18)及び砂層置き換え後(図 3.4.2-19)の様子を示す。上部ベントナイト層除去後も、ACM センサーに出力が見られないため、12/14 に、再度 ACM センサーを取り出したところ、断線が確認された(図 3.4.2-20)。

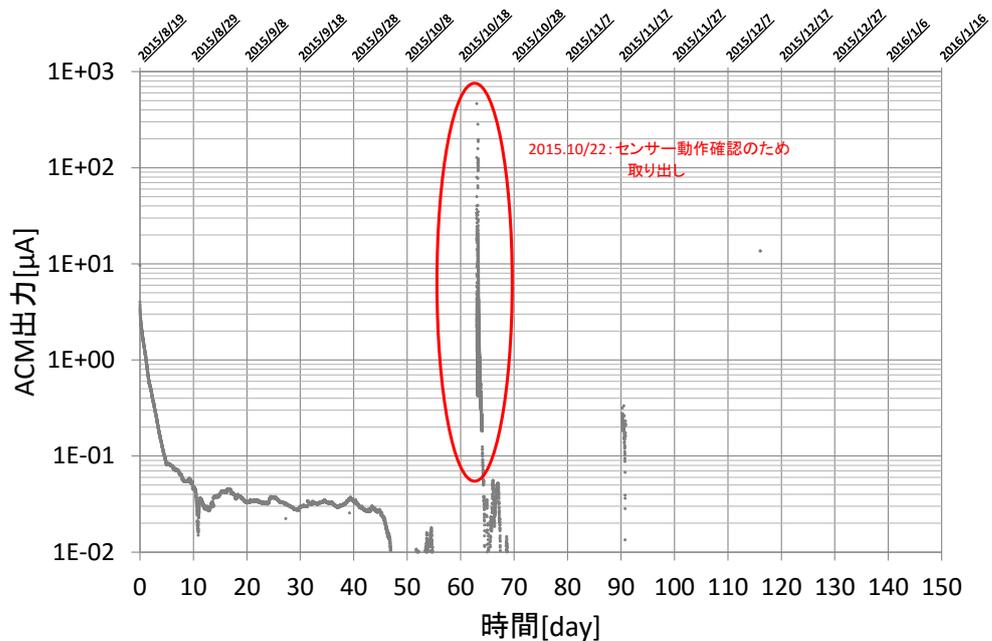


図 3.4.2-16 砂層の ACM センサーの出力の経時変化

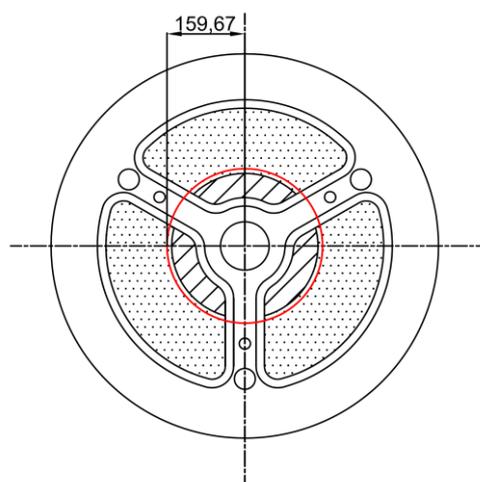


図 3.4.2-17 地上工学規模試験装置 ベントナイト層除去範囲  
(赤円内:除去範囲)



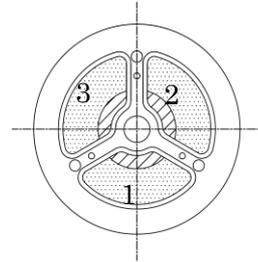
蓋 1 サイフォン下



蓋 2 小規模試験装置側



蓋 3 ポンプ側



蓋の位置

図 3.4.2-18 地上工学規模試験装置 ベントナイト層除去後



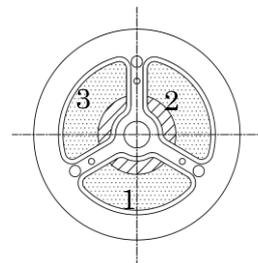
蓋 1 サイフォン下



蓋 2 小規模試験装置側



蓋 3 ポンプ側



蓋の位置

図 3.4.2-19 地上工学規模試験装置 砂層置き換え後



図 3.4.2-20 117日試験後の砂層の ACM センサー

### 3.4.3 加熱装置の設計、製作、設置

地上／地下施設で実施する工学規模試験設備に、廃棄体の発熱を再現するための加熱装置を設置する。実施に際しては、以下の項目を考慮した。

- ・ 平成25年度に数値解析で取得した緩衝材の飽和度の変化。
- ・ 幌延 URL の水温、地温等に留意して適切な加熱条件設定。
- ・ 設定した加熱を行うための装置の設計実施。
- ・ 幌延 URL のインフラ等の制約条件の考慮。

#### (1) 加熱装置の設計

##### 1) 伝熱計算に基づくヒーター要求能力の検討

以下の検討を通じ、オーバーパック溶接試験体（OP 試験体）表面を連続的に約 80℃とすることが可能な加熱用ヒーターの能力と必要なヒーター保持温度を確認する。

- ① 工学規模・地下試験装置を対象とした伝熱計算を実施する。
- ② 伝熱計算の与条件は、外側固定境界条件となる地下水温度を実測に基づく 22℃とし、体系内にヒーター・伝熱用オイル・OP 試験体・緩衝材・含水珪砂層を設定する。
- ③ ②の条件下で OP 試験体表面温度が約 80℃となるヒーター設定温度を算出する。

##### a 伝熱計算条件

評価対象の系に基づき、一次元の簡易モデルによる伝熱計算を実施して検証した。

・ OP 加熱用ヒーターの伝熱計算モデルを図 3.4.3-1 に、各相の熱伝導率を表 3.4.3-1 に示す。

・ ヒーター発熱による伝熱は、円筒断面における一次元の定常熱伝導として計算した。ヒーターと OP 内面間のギャップにおける対流伝熱は保守的にないものとした。また、OP は埋設されていることから外側の対流伝熱はないものとした（ヒーター表面温度と OP 表面温

度が一定の熱伝導として計算した)。

- ・時間経過・緩衝材膨潤により、OP 表面と緩衝材間の隙間はないものとした。
- ・OP 表面の熱電対 (温度測定点 2) は、φ 40mm 厚さ 20mm の樹脂部 (図 3.4.3-2 参照) に設置されるが、炭素鋼に覆われ、かつ熱容量も小さいことから、ここでは炭素鋼に単純化して扱った。

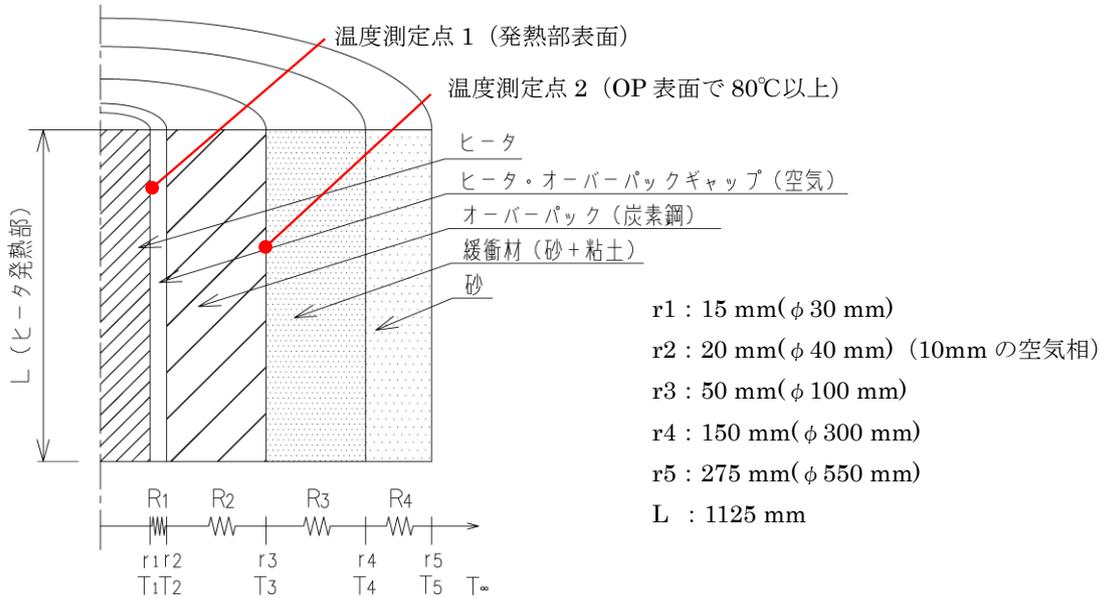


図 3.4.3-1 オーバーパック加熱用ヒーターの計算モデル

熱計算に適用した式：

各層における熱抵抗は、次式で表せる。

$$Ri = \frac{\ln\left(\frac{r_{i+1}}{r_i}\right)}{2\pi L \lambda_i}$$

$Ri$  : 熱抵抗 [K/W]

$r_i$  : 半径 [m]

$L$  : 発熱部の長さ [m]

$\lambda_i$  : 熱伝導率 [W/m/K]

$Q$  : 熱通過量 [W]

$T_1$  : ヒーター表面温度 [K]

$T_\infty$  : 砂温度 [K] 15°C とする。

一次元での熱通過量を次式から求めた。

$$Q = \frac{(T_1 - T_\infty)}{\sum Ri}$$

以上の熱抵抗と熱流束から、各層における温度を算出した。

$$Ti = T_1 - Q \times \sum Ri$$

表 3.4.3-1 各相の熱伝導率

	ヒーター・OP 間ギャップ		オーバーパック (OP)	緩衝材	砂層
	空気	オイル	炭素鋼	ケイ砂+ベントナイト	ケイ砂+地下水
	$\lambda_1$	$\lambda_1'$	$\lambda_2$	$\lambda_3$	$\lambda_4$
熱伝導率 [W/m·K]	0.031	0.151	43	2.1	1.1

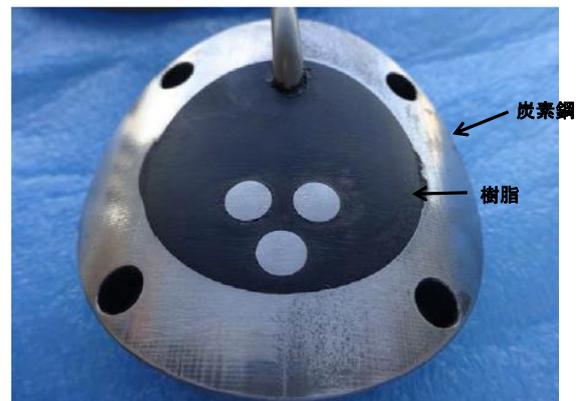
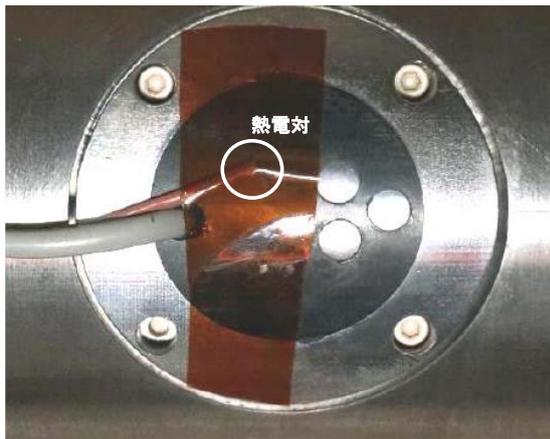


図 3.4.3-2 OP 試験体埋込型 3 電極センサーの樹脂部形状と熱電対の計測位置

#### b 計算結果と検討

対象とする計算条件を 4 ケース設定し、伝熱計算結果を比較した。検討した 4 ケースの対象・設定条件・計算結果を表 3.4.3-2 に、伝熱計算結果を表 3.4.3-3 に示す。計算結果に基づく検討結果を以下に示す。

- (a) ケース 1 : ヒーター表面と OP 間 : 空気層、ヒーター温度 : 190°C  
ヒーター表面と OP 内面間ギャップを空気層とし、ヒーター温度を 190°C とした場合の OP 外表面温度は 39.4°C となった。よって、ヒーター温度 80°C では、OP 試験体表面を目標温度約 80°C とするには入熱量が不十分であることが分かった。
- (b) ケース 2 : ヒーター表面と OP 間 : 空気層、OP 外表面温度 : 80°C  
ヒーター表面と OP 内面間ギャップを空気層とし、OP 外表面温度を 80°C とするためのヒーター温度を算出したところ、582°C となった。表 3.4.3-3 に示すとおり、空気の熱抵抗が他と比べて大きく、必要な熱流束を確保するためにヒーター温度を高い温度に維持する必要のあることが分かった。
- (c) ケース 3 : オイル充填による熱抵抗緩和効果の評価とヒーター温度の推算  
(b) の検討を踏まえ、ヒーター表面と OP 内面間ギャップに伝熱媒体としてオイルを充填

し、熱抵抗を緩和した場合の影響を確認した。その結果、ヒーター温度 184℃で OP 外表面温度を 80℃に維持する熱流束を与えることが可能と分かった。

計算結果から、ヒーターと OP 間の空気層に伝熱媒体を充填することで、ヒーター上限温度 (200℃) 未満で OP 表面を 80℃に昇温可能と確認した。これを受けた昇温対策として、工学規模・地下試験装置に対し以下の作業を実施した。

- ・ ヒーターと OP 試験体間ギャップにオイルを充填 (約 700mL で試験体ギャップを満たすことが可能)
- ・ 最初にヒーターを 150℃制御として、系の温度応答を確認
- ・ 次に、OP 表面温度の実測値が 80℃を下回ることを確認のうえ、ヒーターを 180℃に変更し、OP 表面温度の変化傾向と実測値を確認
- ・ 実測値が 80℃と異なる場合、ヒーター制御温度を調整して OP 表面温度を 80℃とした

表 3.4.3-2 検討ケース各条件と対応する計算結果

	対象	設定条件	計算結果
ケース 1	ヒーター表面と OP 間：空気層+ヒーター温度 190℃制御	ヒーター温度を 190℃制御	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ OP 表面温度：39.4℃</li> <li>・ 緩衝材の外側温度計算結果：30.9℃</li> </ul>
ケース 2	ヒーター表面と OP 間：空気層+OP 表面 80℃	OP 表面温度が 80℃となるヒーター温度の算出	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ OP 表面温度：80℃</li> <li>・ ヒーター表面温度：約 582℃</li> </ul>
ケース 3	ヒーター・OP 間の空気の熱抵抗 (断熱性) をオイルで緩和	ヒーター・OP 間ギャップにオイルを充填	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ OP 表面温度：80℃</li> <li>・ ヒーター表面温度：約 184℃</li> </ul>

表 3.4.3-3 伝熱計算結果

		ケース1	ケース2	ケース3
		ヒーター190℃	OP表面80℃から ヒーター温度算出	オイルによる 熱抵抗緩和条件
熱抵抗 [K/W]	空気 (R1)	1.31		—
	オイル (R1')	—		0.27
	炭素鋼 (R2)	3.02×10 <sup>-2</sup>		
	ケイ砂+ベントナイト (R3)	0.74×10 <sup>-1</sup>		
	ケイ砂+地下水 (R4)	0.78×10 <sup>-1</sup>		
熱通過量 [W]		114.5	381.5	381.6
温度 [℃]	ヒーター表面 (T1)	<b>190</b>	<b>582.0</b>	<b>184.0</b>
	OP内面 (T2)	39.7	81.1	81.1
	<b>OP表面 (T3)</b>	<b>39.4</b>	<b>80.0</b>	<b>80.0</b>
	緩衝材外側 (T4)	30.9	51.7	51.7
	砂層外側 (T5)	22.0	22.0	22.0

2) 伝熱計算結果に基づく伝熱オイル仕様の検討と条件を満たすオイル製品の選定

a 伝熱媒体仕様

ヒーターとOP試験体間の空気ギャップに充填して熱抵抗を低下させるための伝熱媒体の選定根拠を以下に示す。

(a) 伝熱媒体の選定要件

伝熱媒体の選定に当たり、以下の①から⑦を考慮した。

- ①200℃前後での熱伝導率の実測データがあること
- ②ヒーター温度200℃未満でOP表面を80℃近傍に維持できる熱伝導率(約0.15以上)を持つこと
- ③200℃前後の大気共存状態で熱分解・酸化劣化・粘性上昇等が生じないこと
- ④200℃前後で燃焼しない(引火点が200℃より高いこと)
- ⑤200℃前後で炭素鋼・SUSとの共存条件での使用実績があること
- ⑥OP試験体とヒーター間のギャップ充填のため、液体状であること
- ⑦幌延地下研坑道内温度約15℃でも粘性率が低く、高い流動性を持つこと

(b) 伝熱媒体の選定結果

以上を考慮して候補選定した伝熱媒体を比較した結果を表3.4.3-4に示す。特に、②と③の特性に優れる「合成油製品-1」を選定した。同製品は15℃でサラダ油と灯油の中間の粘性を示し、⑦を満たす。同製品は第四石油類だが使用量が少ないことから消防法上の危険物には該当せず、毒物及び劇物取締法にも非該当となる。

なお、シリコンオイルは一般に 200℃未満で熱媒体油として実績を有することから検討候補とした。しかし、175℃以上で急速に酸化劣化が進んで高粘性物質に変化することと、熱伝導率の実測値が 25℃のデータのみとなる（200℃における伝熱計算が不可）ことを考慮し、選定しないこととした。

表 3.4.3-4 各種伝熱媒体の比較

		鉱油製品	合成油製品-1	合成油製品-2	シリコンオイル
熱伝導率 (W/m/K) @200℃		0.120	0.151	0.141	0.16 (25℃)
OP 表面 80℃維持に必要なヒーター温度	地下水 15℃	226	197	205	190
	地下水 22℃	211	184	191	179
250℃までの熱物性		あり	あり	あり	なし (25℃のみ)
引火点 (℃)		240	218	214	315
ヒーター温度に対する引火点の裕度 (%) ※1		5.8	9.6	4.2	39.7
熱分解安定温度域 (℃)		250℃未満	220℃未満	280℃未満	175℃未満
メーカ想定使用状態		密封又は半密封	開放・密封・半密封	密封	密封
高温連続使用実績 (※2)		数年単位であり	数年単位であり	数年単位であり	175℃未満のみ

※1 地下水の最低温度を 15℃と仮定し、その時のヒーター設定温度を最高温度と見なした

※2 200℃近傍かつ金属接触状態

## (2) 加熱装置の製作

加熱装置は、試験体を加熱するための「ヒーター」と、任意で設定された加熱条件を実現するため、受電した坑内電源からヒーターへ供給する電力を制御・調整するための「制御盤」で構成する。以下にヒーター、及び制御盤の設計検討結果を示す。

### 1) ヒーター仕様

#### a 加熱方式

試験体の垂直(長手)方向へ均等にヒーターの熱を伝えるため、発熱部を 2 分割した 2 ゾーン加熱方式とする(それぞれ「第 1 発熱部」、「第 2 発熱部」と呼ぶ)。後述する制御、センシング機能については、第 1 発熱部、第 2 発熱部で独立とする。

#### b 温度測定機能

発熱部の温度制御、及び過加熱防止のため、第 1 発熱部、第 2 発熱部それぞれに熱電対を 1

本設置し、得られた温度情報を制御盤へ伝送する。

### c 構造・寸法

#### (a) 試験体との取合い構造

試験体とフランジ構造にて取り合い、ボルト (M6×8 本) にて試験体に締結する。試験体側はネジ穴であることから、ヒーター側のフランジ穴は通し穴とする。また、試験体内部への塩水等の異物混入防止のため、試験体とヒーターのフランジ間には、パッキン(材質: PTFE)を挿入する。

#### (b) ヒーター主要部 (カートリッジヒータ、ヒータ保護管)

円筒中空の管(以下、ヒーター保護管)に円筒型のカートリッジヒーターを内蔵した構造とし、カートリッジヒーターは、ヒーター保護管から分離可能 (交換可能) とする。ヒーター保護管、カートリッジヒーター共に「(a) 試験体との取合い構造」に示したフランジ構造を有し、ヒーター保護管が下部フランジ、カートリッジヒーターが上部フランジと一体構造とする。下部フランジ、上部フランジは、互いにボルト (M5×2 本) にて締結され、フランジ間にはパッキン(材質: PTFE)を挿入する。

ヒーター全体として、試験体に設けられたヒーター挿入孔 (上部φ76mm×600mm + 下部φ40mm×1,180mm) に設置可能な寸法とする。第1発熱部、第2発熱部は、ヒーター挿入孔下部 (φ40mm×1,180mm) に収納となることから、試験体とヒーターの熱膨張差、及び製作公差の影響による試験体内壁との干渉を避けるため、円周方向で10mm (片側5mm)、垂直(長手)方向で50mmの間隙を設けた寸法とする。

上記より発熱部の外径はφ30mm、全長は1,155mmとし、第1発熱部、第2発熱部の長さは、上下中央に各10mm(計30mm)の隙間を設け、2分割した562.5mmとした。発熱部以外の寸法は、外径φ30mmで共通とし、長さはヒーター挿入孔に合わせて調整する。

#### (c) 熱電対

シース型熱電対(T型)とし、シース外径はφ2.3mmとする。シース長は、測温点(熱電対先端)が各発熱部上端から300mmの位置となるように調整する。

取付けは、ヒーター保護管に垂直(長手)方向の熱電対設置用の溝を設け、その溝に沿わせる形で設置し、円周方向の任意の数カ所にニクロム線を巻くことで固縛する。

制御盤との取り合いのため、シース部で下部フランジ、及び上部フランジを貫通させ、外部へ信号線を取り出す。フランジ貫通部はコンプレッションフィッティングを使用し、気密構造を保つ。

### d 材質

表 3.4.3-5 にヒーターの主な部材の材質を示す。

表 3.4.3-5 ヒーター主要部材材質

No.	部材名称	材質
1	カートリッジヒーター	SUS304
2	ヒーター保護管	S45C
3	熱電対(シース部)	SUS316
4	ボルト(試験体-ヒーター締結用)	SS400
5	ボルト(上部フランジ-下部フランジ締結用)	SCM435
6	パッキン	PTFE

#### e 使用環境

ヒーターを停止する際、内部のヒーターエレメント部分が外気と比較して負圧となり、塩分を含む外気を取り込んで腐食する可能性がある。そこで、ヒーター内外はシリコン製パッキンで気密を確保している。このパッキンの使用上限温度が 200℃となることから、200℃をヒーターの使用上限温度とする。なお、シリコン製パッキンは工学規模試験装置上部の延長管内にあり、ヒーターエレメントから距離がある。よって、ヒーターエレメントが 200℃に到達しても、シリコン製パッキンの温度は 200℃より低い温度を維持し、ヒーターエレメントの健全性は保たれる。

#### f ヒーター容量

試験体周囲の湧水による冷却能力が不明のため、前述の伝熱計算による必要推定熱量（周囲に流れが無く、対流熱伝達の影響を受けない条件）を最小値とみなし、ヒーター仕様としては保守的に出力裕度を確保し、1.5kW ヒーターを 2 つ使用した 2 ゾーン制御方式を採用した。

なお、ヒーターの温度制御設定値は 0℃から 400℃までの任意設定を可能な仕様とした。但し、ヒーターユニット上部の外気侵入・腐食防止用シールの使用上限温度が 200℃となることと、伝熱用オイルの引火点を考慮し、原則としてヒーターの温度制御設定値の上限を 200℃とする（200℃より高い温度制御設定は、湧水による冷却能力が強く、高い熱流束が必要な場合等やむを得ない場合に限定する。この際、上述のシール部周囲の温度監視により、シール部の破損を防止する必要がある。）。

## 2) 制御盤仕様

### a 主要機能

主な機能として以下を有する。

- 任意の加熱条件を実現するため、坑内電源の単相 AC200V を制御・調整し、ヒーターへ単相 AC200V(定格 20A)で供給する。
- ヒーター供給電源の制御・調整は、PID 制御によって決定された調整量(デューティ比)に従い、電源回路間に設置する SSC(ソリッドステートコンタクタ)により、ヒーターに供給す

る電源 AC200V を ON/OFF することで実現する。

- ・加熱の制御方式は、定電力制御、ヒーター設置の熱電対による温度制御の 2 制御方式とし、制御方式は任意で切り替え可能とする。
- ・定電力制御の設定範囲は 0～100%(片系 0～1.5kW)、温度制御は 0～400℃とする。
- ・第 1 発熱部、第 2 発熱部に対応した 2 系統の制御系を持つ。
- ・各発熱部の温度の時刻歴変化を表示、記録する機能を持つ。
- ・ヒーター及び制御盤内機器保護のため、異常時の警報機能を 3 種類(ヒーター断線、熱電対断線、温度異常(設定温度から±20℃逸脱))有し、異常発生時に制御盤面のハードランプで表示する。
- ・受電回路に漏電検知のための漏電遮断器(感度電流：30mA)、制御回路上位にサーキットプロテクタを設置する。

#### b 盤内主要機器の機能

盤内に設置する主要機器の個別機能を以下に示す。

##### (a) 温度調節計(オムロン E5EC-QX4ASM-011)

電力制御、温度制御における制御切替、目標値設定・表示、PID による調整量(デューティ比)の決定・表示機能を有する。また、熱電対入力による温度表示機能、及び温度情報の外部出力機能(電圧出力)を有する。第 1 発熱部、第 2 発熱部で各 1 台を設置する。

##### (b) SSC(ソリッドステートコンタクタ)(富士電機 SS101-3Z-D3)

温度調節計で決定された調整量(デューティ比)により、ヒーターに供給する電源 AC200V を ON/OFF し、ヒーターの加熱量を調整する。第 1 発熱部、第 2 発熱部で各 1 台を設置する。

##### (c) データロガー(GRATHTEC GL220)

温度調整計より出力された温度情報(電圧 1-5V)を受けて、温度の時刻歴変化を表示、記録する。多チャンネル入力に対応のため、第 1 発熱部、第 2 発熱部共通で 1 台設置する。

#### c 構造・寸法

- ・制御盤取付け場所は、前年度設置の 3 電極センサー・温度計測システム用盤の隣とするため、現場の取付け可能幅、及び制御盤取付け時の作業性を考慮し、幅 600mm×高さ 830mm×奥行 272mm とする。
- ・既存設備と統一を図るため壁掛け盤とし、別途準備される取付け架台にボルト固定する。
- ・窓付きの筐体を採用し、表示器、ランプ等の運転状態監視に必要な機器は窓枠内に設置する。
- ・塩水飛沫等の腐食環境対策として、扉部全周にゴムパッキンを設置し、気密性を確保する。
- ・坑内天井からの塩水滴下による制御盤内への侵入を防ぐため、ケーブル貫通口は下側に設置する。

- ・ケーブル貫通部は、ケーブルグランド等を設置し、気密を保つ構造とする。

#### d 材質

制御盤筐体はステンレスとする。  
盤内機器は、製造メーカー標準とする。

#### e 使用環境

5～30℃にて湿度 85%以下(但し、結露のないこと)とする。

### 3) ヒーター、制御盤間ケーブル、端末処理

#### a 電源

単相 AC200V を制御盤からヒーターへ供給用に布設する。第 1 発熱部、第 2 発熱部用に個別に供給となるが、コモン共通の 3 本(第 1 発熱部用、第 2 発熱部用、コモン)敷設する。ヒーター、制御盤貫通部はコンジットコネクタにより処理し、貫通部反対側をフレキシブルチューブで繋ぐことで、ケーブルの保護をする。制御盤側の端末処理は丸端子(M3.5)とし、制御盤内に設置する端子台に接続する。

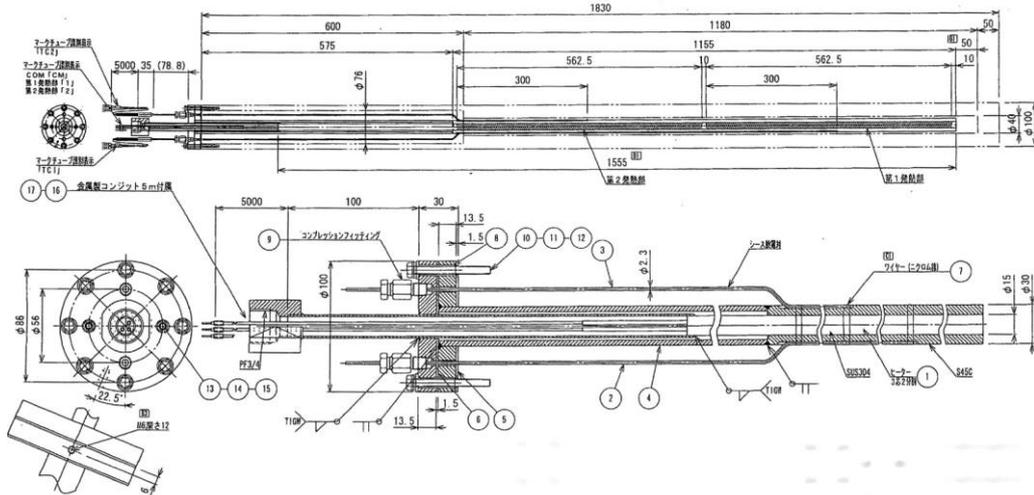
#### b 熱電対用補償導線

第 1 発熱部、第 2 発熱部用熱電対の制御盤への延長用に各 1 本布設する。  
制御盤側の端末処理は丸端子(M3.5)とし、制御盤内に設置する端子台に接続する。

### (3) 加熱装置の構造

#### 1) ヒーター、制御盤外形図

設計検討の結果を反映したヒーター、及び制御盤の外形図を図 3.4.3-3、図 3.4.3-4 に示す。

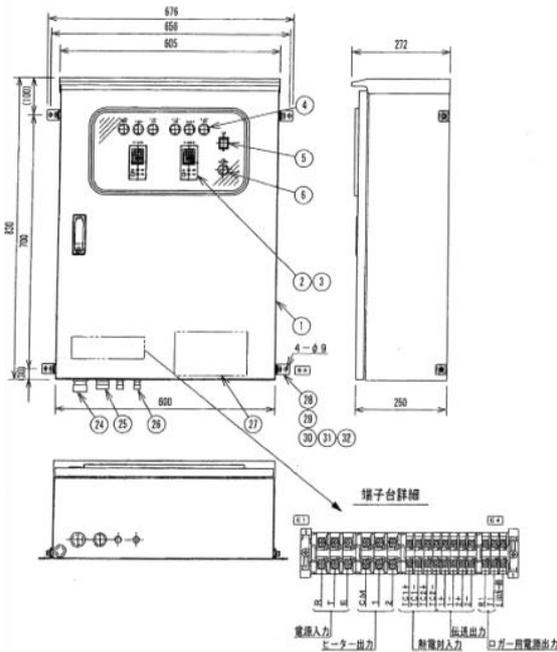


部品リスト (図中丸番号に対応)

No.	名称	材料	No.	名称	材料	No.	名称	材料
1	カートリッジヒータ	SUS	7	固定ワイヤ	ニクロム線	13	六角穴付ボルト	SCM435
2	熱電対 (シース)	SUS	8	樹脂カラー	-	14	平座金	スチール
3	熱電対 (シース)	SUS	9	コブ レゾノフィタイング	-	15	バネ座金	スチール
4	ボルトスター	S45C	10	六角ボルト	SS400	16	フレキシブルコンジット	-
5	パッキン	PTFE	11	平座金	スチール	17	コンジットコネクタ	-
6	パッキン	PTFE	12	バネ座金	スチール			

仕様  
 定格：200V-3000W ± 10%  
 (第1発熱部：1500W ± 5%)  
 (第2発熱部：1500W ± 5%)  
 絶縁抵抗値：DC500V絶縁計にて100MΩ以上  
 絶縁耐電圧：AC1500V 1分  
 使用温度上限：200℃  
 表面電力密度：2.6W/cm<sup>2</sup>  
 制御回路数：2回路

図 3.4.3-3 ヒーター外形図



仕様  
 入力電源：単相AC200V  
 出力電圧：単相AC200V  
 定格電流：20A  
 出力回路数：2回路  
 温度調整：2回路  
 制御方式：PID制御 (SSR駆動)  
 温度設定範囲：0.0-400.0℃  
 制御センサー：熱電対JIS C1602 Type T  
 警報1：ヒーター断線時  
 警報2：温度異常時  
 警報3：熱電対異常時  
 保護機器：漏電遮断器・SSRヒューズ・サーキットプロテクタ  
 重量：約35kg

部品リスト (図中丸番号に対応)

No.	名称	No.	名称
1	ボックス	18	フェーズホルダ
2	温度調節計	19	端子台
3	温度計端子カバー	20	エンドプレート
4	表示灯	21	ターミナルカバー
5	ロッカースイッチ	22	止め金具
6	セレクトスイッチ	23	レール
7	リレー	24	ケーブルグラウンド
8	リレーソケット	25	コンジットコネクタ
9	CT	26	ケーブルグラウンド
10	漏電遮断器	27	データロガー
11	遮断器用端子カバー	28	取り付け金具
12	電磁接触器	29	ゴムワッシャー
13	電磁接触器用端子カバー	30	六角穴付きボルト
14	SSC	31	平座金
15	サーキットプロテクタ	32	バネ座金
16	CP用端子カバー	33	端子台
17	フェーズ		

図 3.4.3-4 制御盤外形図

## 2) 工場試験検査

ヒーター及び制御盤製作後、現地据付前に各仕様が満足されていること、及び機器の健全性を確認するため、メーカ工場にて表 3.4.3-6、表 3.4.3-7 の試験検査を実施し、全試験検査項目の合格を確認した。

表 3.4.3-6 ヒーター工場試験検査項目

No.	試験検査項目	試験検査内容
1	外観検査	①目視にて機器の外観が図面と相違ないことを確認する。 ②機能を害する破損、変形、傷がないことを確認する。 ③有害な油脂の付着、汚れ等がないことを確認する。
2	寸法検査	鋼製巻尺、直尺ノギス等を用い、主要寸法を測定し、許容差内であることを確認する。
3	絶縁抵抗試験	DC500V メガーにて、第 1、第 2 発熱部の絶縁抵抗を測定し、100MΩ以上であることを確認する。(耐電圧試験前後で実施)
4	耐電圧試験	試験電圧 AC1500V を第 1、第 2 発熱部の回路に印加し、印加電圧の異常な変動・放電短絡等が無いことを確認する。
5	抵抗測定	マルチメータに第 1、第 2 発熱部の導通抵抗を測定し、 $26.7 \pm 5\%$ 以内であることを確認する。

表 3.4.3-7 制御盤工場試験検査項目

No.	試験検査項目	試験検査内容
1	外観検査	①目視にて機器の外観及び銘板記入文字が図面と相違ないことを確認する。 ②盤の構造を目視にて確認する。 ③機能を害する破損、変形、傷がないことを確認する。
2	寸法検査	鋼製巻尺、直尺ノギス等を用い、主要寸法を測定し、許容差内であることを確認する。
3	絶縁抵抗試験	DC500V メガーにて、受電回路の絶縁抵抗を測定し、100MΩ以上を確認する。(耐電圧試験前後で実施)
4	耐電圧試験	試験電圧 AC1500V を受電回路に印加し、印加電圧の異常な変動・放電短絡等が無いことを確認する。
5	シーケンス試験	①スイッチ類を操作し、立ち上げ時の温度調整計のランプ、リレーの動作が設計図通りであることを確認する。 ②温度調節計でヒーターの異常を模擬し、異常発生時のランプ、リレー、電磁接触器の動作を確認する。確認後、温度調節計を元の状態に復旧し、ランプ、リレー、電磁接触器が正常に動作するか確認する。
6	組合せ試験	ヒーターと制御盤を接続し、以下を確認する。 ①温度調節計を手動(MAN)モードに設定し、発熱部の温度を確認しながら、100℃まで徐々に制御出力値を上昇させる。100℃到達後、制御出力値一定とし、5 分間以上発熱部温度を監視し、温度変化がなく、一定制御されること。 ②温度調節計を手動(AUTO)モードに設定し、50℃及び100℃に温度設定値を設定し、加熱を開始する。温度設定値到達後、5 分間以上温度監視し、温度変化がなく、一定制御されること。

### 3) ヒータシステム外観

製作したヒーターユニット（OP 試験体への取り付け用フランジ・カートリッジヒーター内蔵管等）及び制御盤の外観を図 3.4.3-5 から図 3.4.3-8 に示す。



図 3.4.3-5 取り付けフランジ部  
(据付後上部側)



図 3.4.3-6 取り付けフランジ部  
(据付後下部側)



図 3.4.3-7 ヒーター部全体  
(据付後上部側から俯瞰)



図 3.4.3-8 制御盤内部（全体）

(4) 加熱装置の設置

1) 設置作業手順・設置後検査

表 3.4.3-8 に示す現地作業フローチャートに基づき、ヒーター、及び制御盤の設置作業を実施した。表 3.4.3-9 に示す検査を実施し、全条件での合格を確認した。

表 3.4.3-8 現地作業フローチャート

<p><b>① 作業準備</b> →</p> <p>作業前打ち合わせ 作業手順 KY の実施 保護具の準備・点検 使用工具・機材準備、搬入 作業エリアの確認</p>	<p><b>② 員数・外観確認</b> →</p> <p>制御盤取付け状態確認 ヒーター関連機器の員数・外観確認</p>	<p><b>③ ヒーター設置</b> →</p> <p>電位プローブ取り外し オーバーパック仮蓋取外し 伝熱オイル充填 ヒーター設置 電位プローブ取り付け 取付けボルト締結</p>
<p><b>④ 結線</b> →</p> <p>ノート PC 立ち下げ 腐食計測システム停止 エレクトロメータ停止 既設センサー系統停止</p>	<p><b>⑤ 既設センサー系停止</b> →</p> <p>入力電源ケーブル接続 ヒーター用ケーブル(ヒーター出力、熱電対)接続 整線</p>	<p><b>⑥ 制御盤立ち上げ</b> →</p> <p>上位分電盤ブレーカ投入 入力電源電圧測定 制御盤電源投入 温度調節器パラメータ確認</p>
<p><b>⑦ 試運転</b> →</p> <p>ヒーター通電開始 温度制御性確認</p>	<p><b>⑧ 既設センサー系再開</b> →</p> <p>腐食計測システム再開 ノート PC 立ち上げ エレクトロメータ再開 既設センサー系統再開</p>	<p><b>⑨ 片付け・清掃</b> → <b>完了</b></p> <p>片付け・清掃 使用工具・機材の搬出</p>

表 3.4.3-9 ヒーター、制御盤 現地試験検査項目

表 3.4.3-8 の No.	試験検査項目	試験検査内容
②-1.	制御盤取付状態確認	<p>制御盤外形図に基づき、以下の項目について確認する。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 取り付けボルト(M8×4 本)が確実に締めこまれ、取付けにガタが無いこと。</li> <li>・ 水平が取られ、傾きが無いこと。</li> <li>・ 適切な高さで取り付けられていること。</li> <li>・ 扉開閉時や盤内作業時、干渉となるものが周囲にないこと。</li> </ul>
②-2.	ヒーター関連機器の 員数・外観確認	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ ヒータ外形図に基づき、ヒーター本体および付属品の外観を確認し、有意な損傷、変形、汚れが発生していないことを確認する</li> <li>・ 付属機器を含むヒータ関連機器の員数が揃っていることを確認する。</li> </ul>
⑤-2.	ヒーター用ケーブル 接続(導通抵抗測定)	<p>制御盤つなぎ込み前に、ヒーター出力ケーブルおよび熱電対の抵抗値を測定し、判定基準内であることを確認する。</p> <p>判定基準：</p> <p>ヒーター1：26.7Ω±5%以内 ヒーター2：26.7Ω±5%以内 熱電対 1：導通があること。 熱電対 2：導通があること。 ヒーターOP 本体間：導通が無いこと。</p>
⑥-2.	制御盤入力 電源電圧測定	<p>制御盤の端子台(端子 R-T)にて、電源電圧を測定する。</p> <p>判定基準：AC200V±10%以内</p>
⑥-4.	温度調節器 パラメータ確認	<p>第 1 発熱部、第 2 発熱部用の温度調節器の内部パラメータが工場試験検査完了時の値と同一であることを確認する。</p>
⑦-1.	温度制御性確認	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ オーバーパック本体の表面温度が 80℃付近となるまで、温度調節器の表示およびデータロガーの表示を監視しながら、温度上昇させる。</li> <li>・ 温度が 80℃付近到達後、温度の変動がなく、定温度制御が可能であることを確認する。</li> <li>・ 一定時間経過後、異常が発生しないこと確認する。</li> </ul>

## 2) 使用機器

### a ヒーター取付作業

ヒーター取付作業にあたり、以下の機器・工具類を使用した。

- ・ レンチ等工具類
- ・ 伝熱オイル (2 L)
- ・ 漏斗
- ・ 耐油ホース (1 m)
- ・ メスシリンダー (体積計量用)
- ・ オイル吸収用シート (作業中のオイル飛散・付着防止)
- ・ LED ペンライト (オイル充填状況の目視確認用)

b OP 試験体加熱・昇温作業

OP 溶接試験体の加熱・昇温作業では、以下の機器・センサー類を活用した。

- ・ヒーター制御盤（温度コントローラ） 図 3.4.3-15 ①
- ・データロガー GL220（ヒーター温度経時変化記録用） 図 3.4.3-15 ②
- ・3電極式腐食計測システム（OP 試験体表面温度測定用熱電対による温度監視に特化して使用。ノート PC の画面上に温度の経時変化を表示。データ記録を 5 分間隔で実施。） 図 3.4.3-15 ③
- ・含水率センサー（Graphtec 社 WD-3）（緩衝材内の温度監視に特化して使用。ノート PC の画面上に温度の経時変化を表示。温度測定箇所はベントナイトブロック内の中心から外側に向かって 3 か所あり、温度勾配による温度差が生じる。データ記録を 10 分間隔で実施。） 図 3.4.3-15 ④

3) 設置位置

ヒーターとヒーターシステム制御盤の設置位置を以下とする。

JAEA 幌延深地層研究センター（北海道幌延町）

地下施設 350m 坑道 試験坑道 5 内（資材搬入は地下施設全域）

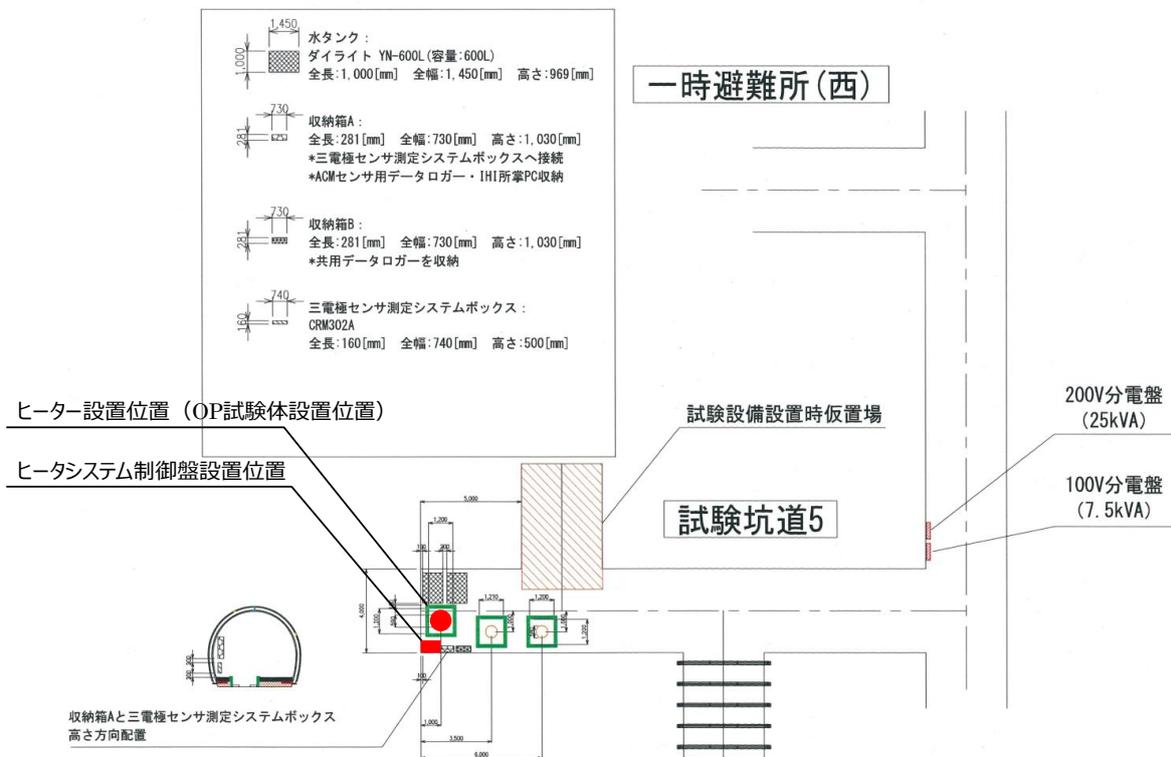


図 3.4.3-9 実施場所 平面図（試験坑道 5）（深度 350m 坑道）

a 作業内容・結果

OP 溶接試験体加熱用ヒーターの現地据付手順を表 3.4.3-10 に示す。

表 3.4.3-10 ヒーター現地据付手順(1/7)

No.	作業内容
1	ヒータ取付作業
1-1	○ 電位プローブ取り外し ・ オーバーパック本体に取り付けられた腐食電位測定用の電位プローブ(M6 ボルト取付)を取り外した。
1-2	○ フランジ取り外し ・ オーバーパック上部のフランジ取付け用のボルト(M6×8 本)を取り外した。  <div data-bbox="507 645 1187 1151" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="523 1153 1158 1189" data-label="Caption"> <p>図 3.4.3-10 OP 上部断面 (基準点の健全性確認)</p> </div> <div data-bbox="507 1240 1187 1747" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="523 1760 1158 1796" data-label="Caption"> <p>図 3.4.3-11 OP 上部断面 (基準点の健全性確認)</p> </div>

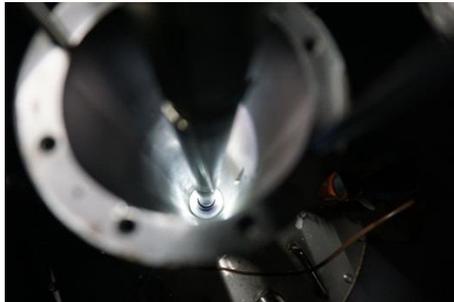
表 3.4.3-10 ヒーター現地据付手順(2/7)

No.	作業内容
1-3	<p>○ ヒータ取付</p>  <p style="text-align: center;">図 3.4.3-12 ヒーター取付作業</p>
1-4	<p>○ オイル充填</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・メスシリンダーを使用し、オイルを 100mL 計量した。坑道内気温 18℃でオイル粘性が地上と比較して上がったが、サラダオイルと同等で高い流動性を保っていた。</li> <li>・延長管の最下部に位置する「ヒータと OP 試験体間の平均 5mm のギャップを目視しながら」オイルを充填した。</li> <li>・オイルを 100mL ずつ充填した結果、計算値約 900mL に対し、計約 1020mL 入れた時点で液面が延長管と OP 試験間接合部の段差まで達していることを目視確認できた。</li> </ul>  <p style="text-align: center;">(a) 100mL メスシリンダー計量      (b) 吸油シート養生を伴う給油</p>



(c) オイル補充直後

(d) 左写真から数秒後 (速やかに落下)



(e) OP 試験体と延長管接合部の目視 (f) 左図の拡大図 (オイル液面を確認)

図 3.4.3-13 伝熱オイル充填作業

1-5

○ フランジ取付

・フランジを延長管まで下げ、固定した。この時、挙上距離を 30cm 確保していたため、計算上オイル液面が 4cm 以上上昇し、ヒータ発熱部が全てオイルに浸漬された状態となる。



図 3.4.3-14 オイル充填・フランジ再取り付け後の外観

表 3.4.3-10 ヒーター現地据付手順(3/7)

No.	作業内容
1-6	○ 電位プローブ取り付け ・ヒータ取付用六角ボルト 1 本で電位プローブを緩く仮固定した。
1-7	○ 取付けボルト締結 ・1-6 のボルトと残りのヒータ取付用六角ボルト 7 本を対角で締め付けた。この際 PTFE シール材が均一に変形するよう留意した。
2	.制御盤立ち上げ
2-1	○ 上位分電盤ブレーカ投入 ・上位分電盤の AC200V の電源ブレーカを ON とした。
2-2	○ 制御盤電源投入 ・制御盤内の漏電遮断器(ELCB)及びサーキットプロテクタ(CP)を投入した。 ・「電源」スイッチを ON とした。 ・異常等が発生せず、温度調整器に正常に電源が入ることを確認した。

表 3.4.3-10 ヒーター現地据付手順(4/7)

3	ヒータ加熱開始
3-1	○ ヒーター通電開始 ・「通電」スイッチを ON とし、ヒータへの通電を開始した。
3-2	(1) 温度制御性確認 (ヒータ温度 80°C) 1) ヒータ温度設定 ・ヒータを 80°C 制御とした。

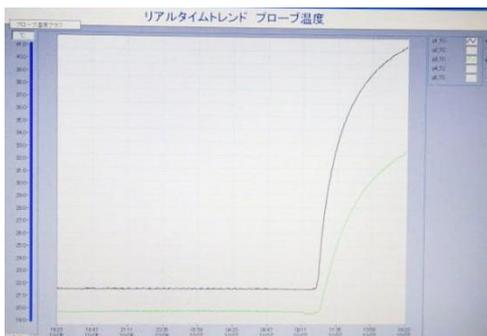


ヒータ制御盤設定・動作状況



データロガーのモニタ画面

・ OP 本体の表面温度を監視しながら、参考値として緩衝材温度の応答性を確認した。



リアルタイムトレンド プロープ温度



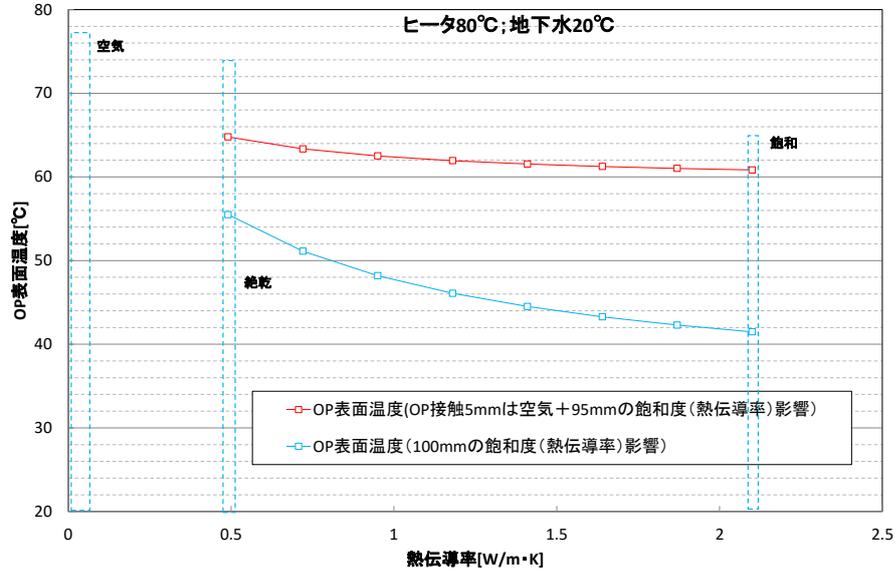
データロガーのモニタ画面 (詳細)

OP 試験体表面温度 (昇温中)

緩衝材温度 (昇温中)

## 2) OP 表面温度 (計算値)

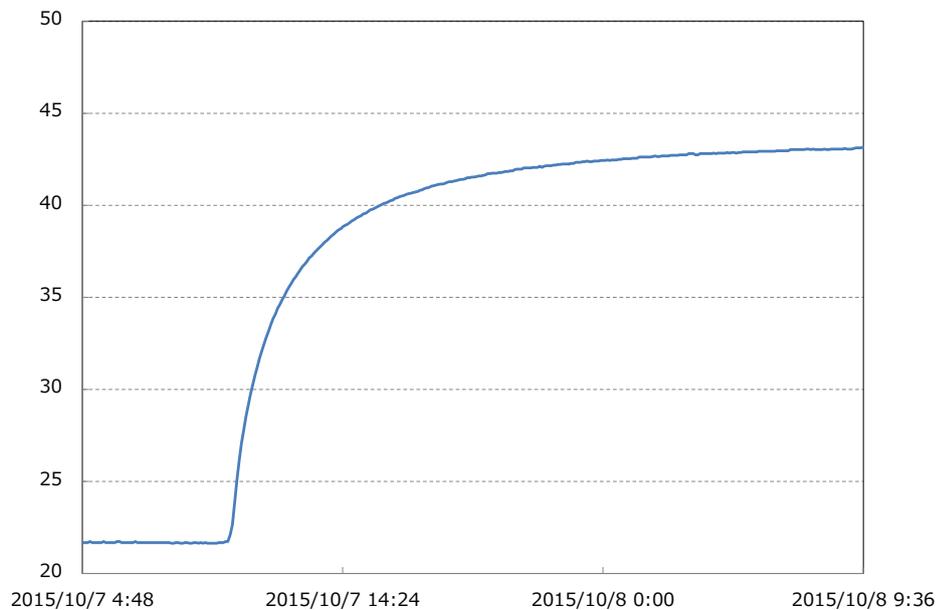
- ・伝熱計算で求めた OP 表面温度の定常値は下図の 41.5°C となる。



【伝熱計算結果】ヒータ温度 80°C に対する OP 試験体表面温度 (定常値)  
(青 : OP・ベントナイト間ギャップ無しでの飽和度影響、  
赤 : 5mm ギャップありでの飽和度影響 (ベントナイト不飽和の保守的ケース))  
(外側境界条件 : 工事実施時の地下水温度 20°C)

## 3) OP 表面温度 (実測値)

- ・下図のとおり OP 表面温度の実測値は約 42°C に漸近し、伝熱計算結果と非常に良い一致を示すことが分かった。



ヒータ温度 80°C 設定に対する OP 試験体表面温度の経時変化  
(横軸 : 時間、縦軸 : 温度 [°C])

表 3.4.3-10 ヒーター現地据付手順(5/7)

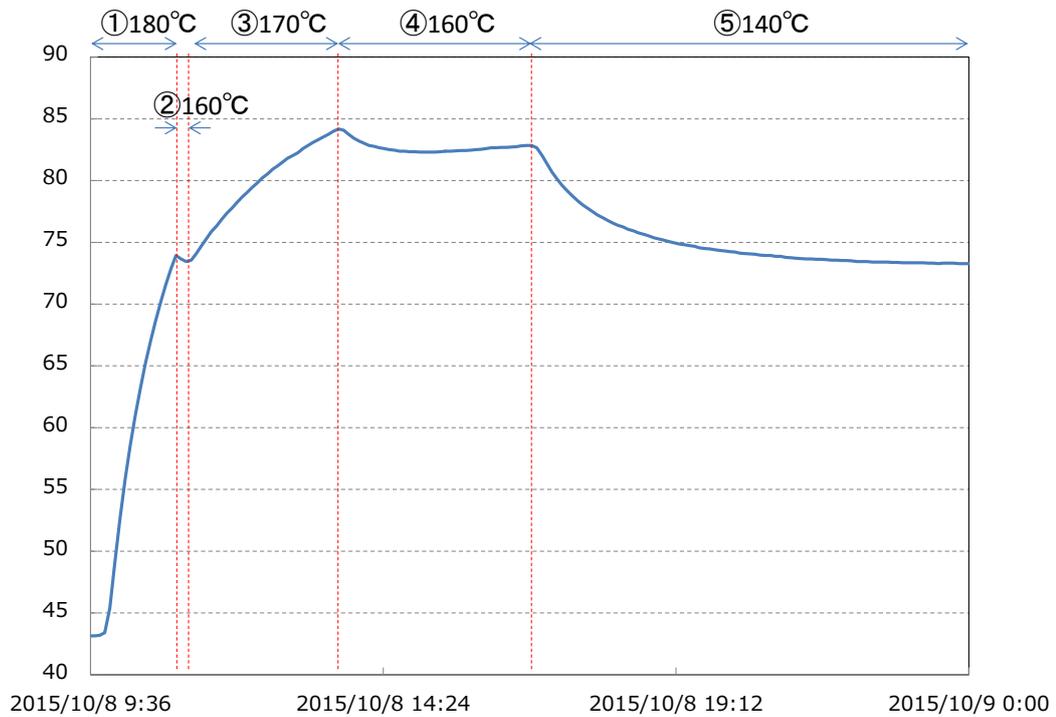
No.	作業内容
4	温度調整
4-1	<p>○OP 表面温度とヒータ制御温度相関の予備検討・ヒータ温度制御値決定・加熱の開始（ヒータ 180℃）</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・要領書（111R511）では「ヒータ温度 80℃での OP 表面温度実測値と伝熱計算値の温度差」を比較検討後、ヒータ温度の制御値を決定する。設定値の目安は、120℃とする」としていた。</li> <li>・3-2 に示した伝熱計算値と実測値の非常に良い一致により、客先と協議の結果ヒータ温度を 180℃とした。</li> <li>・<u>ヒータ温度制御値を 180℃</u>として加熱を開始した（4-3 のグラフ①の範囲）。</li> </ul>
4-2	<p>○延長管周囲への断熱材の敷設</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・試験孔内より坑道 5 の気温が低いことから、坑道 5 内に露出している「延長管」部分からの放熱の影響が懸念された。</li> <li>・対策として、200℃超の使用温度範囲を有する断熱保温材を延長管周囲に巻いて保温性を向上することとした。</li> </ul> <div data-bbox="312 943 1353 1529" style="display: flex; justify-content: space-around;">  </div> <p>写真は左から、(1)保温材設置前（アクリルカバー・ビニールカバーで覆った状態）、(2)保温材設置後坑道 5 奥からの外観、(3)設置後直上からの外観</p>
4-3	<p>○OP 表面温度の監視（必要に応じヒータ温度調整：実際には 180℃→160℃→170℃→160℃→140℃の順で調整した）</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・下図①（ヒータ 180℃）で加熱開始 OP 表面温度の経時変化を監視した。</li> <li>・OP 表面温度 70℃超過後も昇温速度が衰えず、80℃を超過する傾向を確認したことから、ヒータ制御温度を 20℃低い <u>160℃</u>（下図②）とした</li> <li>・下図②の時間帯に示すとおり、OP 試験体温度は一時的に低下した。</li> <li>・熱流束の低下率が過大となっている可能性があり、ヒータ温度を <u>170℃</u>（下図③）として昇温傾向を維持した。</li> <li>・予想より昇温速度の低下が遅く、OP 試験体の表面温度は目標の 80℃を超過した。</li> <li>・次にヒータ温度を <u>160℃</u>（下図④）として定常温度の傾向を確認した。</li> <li>・ヒータ温度を 160℃（下図④）とすると、温度低下後、再度昇温することを確認し</li> </ul>

た。

- ・②で 160°C設定とした際も、短時間でヒータ出力を抑制したことで一時的に OP 表面温度が低下したのみで、そのままヒータを 160°C設定として安定な熱流束を与えれば、再度昇温傾向に転じた可能性が高い。

- ・下図④のとおり、160°Cで長時間保持すると、目標の OP 試験体温度 80°Cを超過して安定する傾向を示したことから、安全性も考慮して、翌日朝までヒータ温度を 140°C (下図⑤) とした。

- ・ヒータ 140°Cの場合下図のとおり OP 試験体温度は約 73°Cが定常値となった。

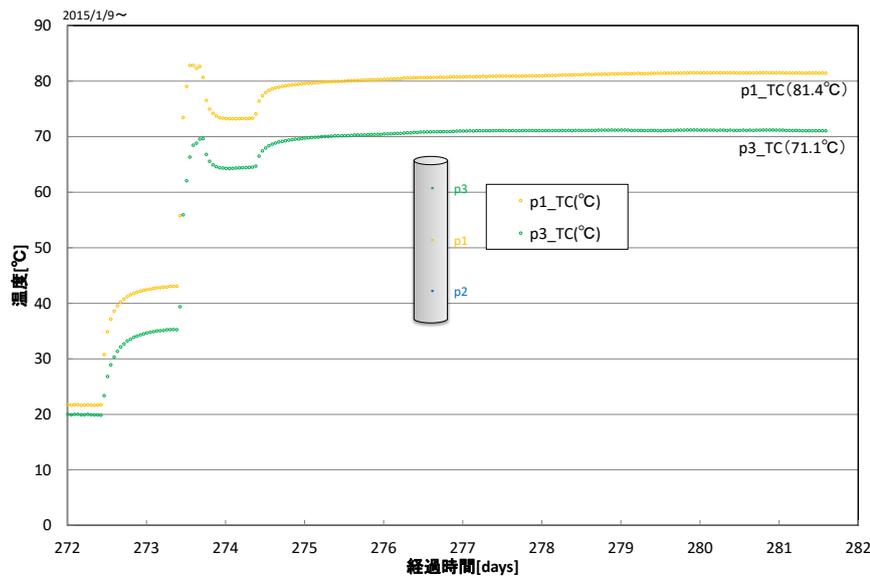


ヒータ温度設定に対する OP 試験体表面温度の経時変化 (横軸: 時間、縦軸: 温度 [°C])  
(①から⑤は各時間帯のヒータ温度)

表 3.4.3-10 ヒーター現地据付手順(6/7)

No.	作業内容
4-4	<p>○OP 表面温度 80℃に必要なヒータ温度制御値の確認 (ヒータ温度 150℃)</p> <p>・4-3 で確認したヒータ制御値 160℃ (④) では OP 表面温度 80~85℃、140℃ (⑤) では OP 表面温度 73℃が定常値となることから、OP 表面温度を目標温度 80℃近傍で安定させるための温度として、ヒータ温度 <u>150℃</u> (下図⑥) を設定して昇温傾向を見たところ、下図のとおり OP 表面温度は 80℃に漸近しながら昇温することを確認できた。</p> <div data-bbox="327 510 1284 1232" data-label="Figure"> </div> <p>ヒータ温度設定に対する OP 試験体表面温度の経時変化 (横軸: 時間、縦軸: 温度 [℃])          (⑤と⑥は各時間帯のヒータ温度)</p> <p>4-3 と 4-4 における緩衝材温度の経時変化を下図に示す。グラフ中の白丸とコメントはヒータ設定温度変更の時刻と変更後の温度を示す。</p> <div data-bbox="311 1433 1388 1892" data-label="Figure"> </div> <p>緩衝材内含水率センサ (温度・電気伝導度・含水率) の経時変化          (縦軸: 温度等、横軸: 時間[秒])</p>

表 3.4.3-10 ヒーター現地据付手順(7/7)

No.	作業内容
4-5	<p>○計算値と実測値の相関性の確認</p> <p>OP 表面温度とヒータ温度の関係は伝熱計算で事前評価しており、実測値との比較を行なって両者の相関を確認した。確認結果は次項の「9. 考察 (計算値と実測値の相関)」に示す。</p>
4-6	<p>○OP 試験体表面の定常温度、実測値の確認</p> <p>・下図に示すとおり、ヒータ 150℃設定による加熱開始後約 10 日間で OP 試験体表面の定常温度は 81.4℃となった。</p>  <p>OP 試験体表面温度の経時変化 (図中黄色; 定常温度は 81.4℃)  (図中緑色は上部の小型 3 電極センサーを埋め込んだ緩衝材内温度: OP 試験体表面から 2cm 外側)</p>

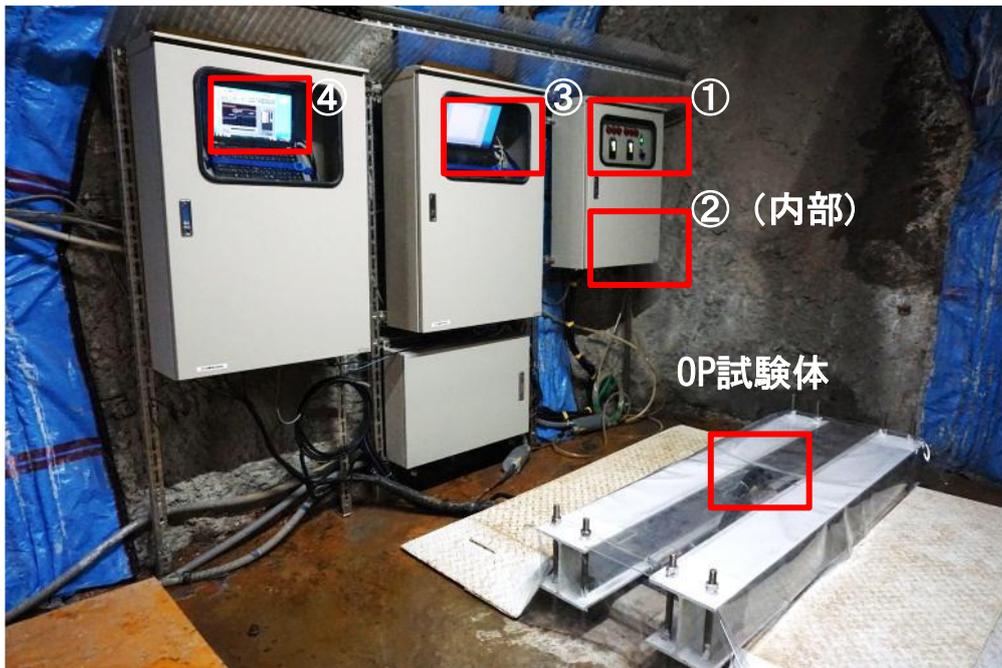


図 3.4.3-15 工学規模試験装置全体の外観 (ヒータシステム設置後)

### 3.5 小規模要素試験

工学規模試験を補完するための小規模要素試験を実施した。実施に当たっては平成26年度に立案した試験計画を踏まえ、かつ、以下の項目を考慮した。

- ・工学規模試験との関連が分かる計画を作成。
- ・試験装置の設計を実施。
- ・工学規模試験と同一材料である溶接部付模擬オーバーパック材料を使用。

#### 3.5.1 経時変化確認試験

##### (1) 試験装置設計・製作

###### 1) 目的

工学規模試験は約3年間の試験期間の最初と最後のみOP試験体の直接観察と評価が可能で途中経過の観察が困難なため、工学規模試験で欠落している試験途中の実測データを取得し、腐食挙動の評価に資することを目的として経時変化確認試験を実施する。

###### 2) 試験装置仕様の検討方針・試験マトリクス

工学規模試験装置と経時変化確認試験（小規模要素試験）の対応を図3.5.1-1に、試験装置の主な仕様を表3.5.1-1に示すように、工学規模試験装置の一部を切り出した状態を再現した試験装置を複数用意し、試験期間をパラメータとし一定期間後にOP試験体を取り出しこれを直接観察することで、工学規模試験の経時変化に相当する情報を定量的に得る。試験マトリクスを表3.5.1-2に示す。

表 3.5.1-1 試験装置の主な仕様

	経時変化確認試験（小規模要素試験）
腐食評価試料	溶接金属を含むOP試験体の一部を切り出して使用
加熱方法	OP試験体端面からの加熱（OP試験体表面溶接部で80℃制御）
緩衝材	圧縮ベントナイトブロック使用（すきまはベントナイト粉末を充填）
使用センサー	熱電対（温度制御用）、ACMセンサー（ベントナイト平衡水のOP表面への到達確認）、含水率センサー（同上）
腐食量・選択腐食等の評価	3次元計測他、レーザ顕微鏡・重量変化・接触式表面粗さ計等から選定
ベントナイト平衡水のOP表面への到達確認	OP試験体を透明樹脂で代替した装置を用意し、目視、および、ACMセンサー、含水率センサーで水到達を確認

表 3.5.1-2 試験マトリクス

平衡水到達 確認試験	腐食試験期間（カ月）				
	1	3	6	12	24
○	○	○	○	○	○

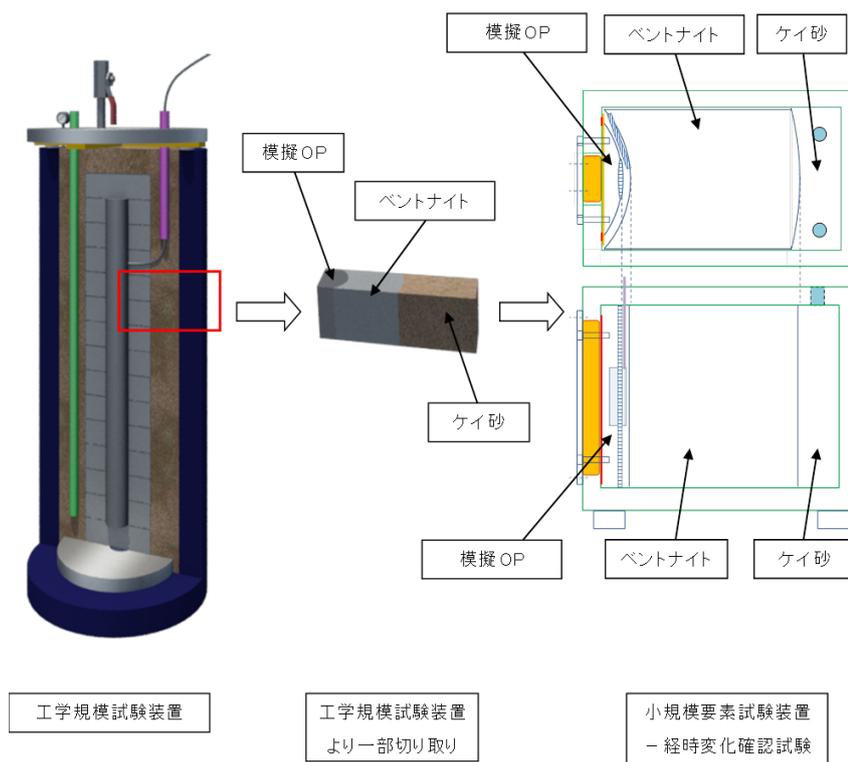


図 3.5.1-1 工学規模試験装置と経時変化確認試験（小規模要素試験）の対応

### 3) 試験装置構成

経時変化確認試験装置の構成を図 3.5.1-2、外観を図 3.5.1-3、炭素鋼製模擬 OP 用試験体からの試験片の採取を図 3.5.1-4、ベントナイトブロックの採取状況を図 3.5.1-5 に示す。ベントナイトブロックは幌延 URL での工学規模試験用の外径  $\phi 300\text{mm}$ 、内径  $\phi 110\text{mm}$ 、厚さ  $100\text{mm}$  の同心円型のブロックから、幅  $75\text{mm}$  に採取することとして、経時変化確認試験装置の寸法を決定した。すなわち、①切断したベントナイトブロックとステンレス製経時変化確認試験容器との間の  $2\sim 3\text{mm}$  程度のすきまにベントナイト粉を詰めて止水する、②炭素鋼製模擬 OP 用試験体から溶接部を含む形で試験片を採取して容器端部に設置し裏面から加熱する一方、溶接部の試験片頂部とベントナイトブロックを接触させた状態で反対側に給水・保水用の珪砂相を設ける、③試験系全体を還元性雰囲気（低酸素のための窒素バージ、低溶存酸素のための脱気給水）とするための密閉、および、ベントナイト上部からの水の経路を塞ぐ、ように容器の内寸法を決定した。試験に供する模擬地下水は、表 3.5.1-3 に示す幌延地下水の組成から決定された工学規模試験と同じものを用いる。試験装置は、気温  $25^{\circ}\text{C}$  に設定した実験室（ただし、長期休暇、停電時など管理できない期間を除く、室温）内に静置して実施する。

表 3.5.1-3 経時変化確認試験に供する模擬地下水の化学組成

模擬地下水組成(設定値)	濃度(mg/L)
NaCl	5200
NaHCO <sub>3</sub>	3000
CaCl <sub>2</sub>	180
KCl	230
MgCl <sub>2</sub>	190
H <sub>3</sub> BO <sub>3</sub>	410

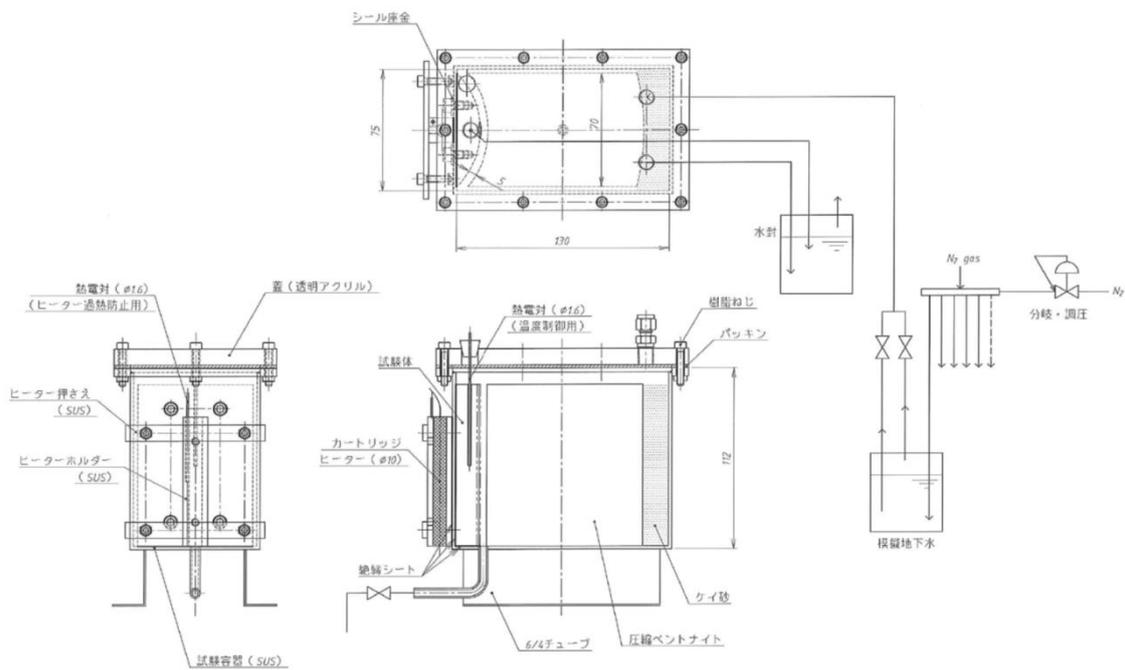


図 3.5.1-2 経時変化確認試験装置の構成

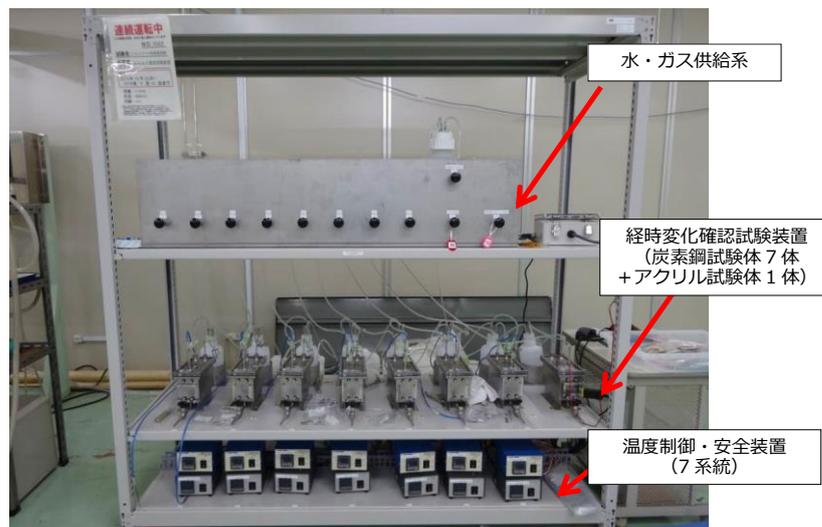


図 3.5.1-3 経時変化確認試験 装置外観

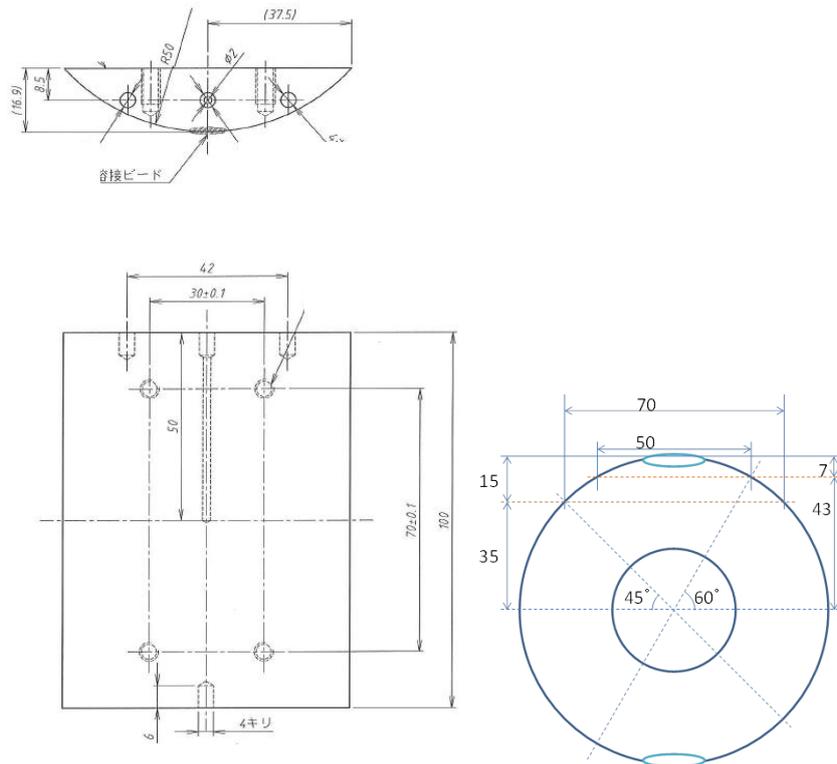


図 3.5.1-4 OP 試験片の形状図及び採取（70mm 幅）方法



(c) ベントナイトブロックの採取状況

図 3.5.1-5 経時変化確認試験用ベントナイトブロック

#### 4) 模擬地下水の透水経路を考慮した装置構成の検討

セルとブロックに間のギャップが透水経路になる可能性が高く、選択肢として、①透水を前提とする、②極力、透水を避けるように設置する、の 2 通りの考え方がある。前者は、地下、地上の模擬 OP、および、スリット試験の状況であり、本試験は敢えて透水を避けるべく準備した。試験スタートの最初の給水時点で水が堤などを越流して試験片表面に水が到達した場合は、即時に解体して、再度組み立て直して試験に供する。さらに、窓付きセルにアクリル試験片を用いて水の到達状況を目視するセルを別途設けて確認する。

同一形状のセル、圧縮ベントナイトブロックを用い、同一作業者が同じ手順で組み上げて試験

に供することで、各セルの含水状況を揃え、その差を最小限としている。透明の蓋を介した圧縮ベントナイトブロック上面・試験片側の目視することで含水状況を確認する。

試験料を透明樹脂で置き換えた試験装置に透明樹脂製試験片、ベントナイトブロック、および珪砂を設置し、蓋をした後に脱気した模擬地下水を注液し、透明試験片に接するベントナイトブロック面への水の到達を目視で観察する。なお、透明試験片の一部を切り欠き、いずれも工学規模試験で採用したのと同じ小型 ACM センサー、および含水率計を設置し、ACM センサー出力(電流)、および、含水率の経時変化を記録する。

試験パラメータ数に応じた試験装置(ACM センサ、含水率計無)に対しても同様に組み上げ、注液を行う。透明試験片に接するベントナイトブロック面への水の到達を目視で観察した時点と、各試験装置で試験片表面に接するベントナイト面に水が到達した時点とみなし、その時点で試験片裏面に設けたヒーターの通電を開始し、試験時間のカウントを開始する。ただし、個別の容器で、透明試験片での水の到達とは明確に違う時点で試験片表面への水の到達が推測される場合には、その時点を試験の起点とする。

#### 5) OP 試験体から切り出した試験片の 3 次元形状計測

試験片の上下端面に座標系作成用の基準点( $\phi 4 \times 6\text{mm}$ )を設け、計測治具に設置して位置調整をした後、試験片上面(腐食試験面)の倣い測定を行い、約 6 万点の 3 次元座標を取得する。なお、測定には  $\phi 1$  のプローブを用い、プローブ半径分のオフセットを行なわないプローブ中心の座標値を取得する。凸面の倣い測定は、測定範囲： $-30 \sim +30\text{mm}$ 、倣い測定ピッチ： $0.02\text{mm}$ 、軸方向測定ピッチ： $5\text{mm}$ (19 断面)とする。したがって、初期状態と腐食試験後の計測との差で表わされる腐食減肉(量)は、測定した 3 次元座標に対して Z 軸(計測治具上面の計測点から作成される仮想平面の法線方向)の変化で捉えられ、必要に応じてソフトで極座標に変換する(測定作業フロー、測定点等の情報を次項にて述べる)。

#### 6) 試験装置間の内部環境条件の共通性

試験装置間の内部環境条件の共通性は、「同一形状のセル、圧縮ベントナイトブロックを用い、同一作業者が同じ手順で組み上げて試験に供した」ことで担保している。この共通性は、「試験装置上部の透明窓を介した圧縮ベントナイトブロック上面・試験片側の目視」により確認可能である。さらに、窓を試験体側側面に設けた試験装置と透明アクリル試験片を組合せ、水の到達状況を目視する方法を採用している。

一方、炭素鋼の平均腐食速度は大気平衡中性自然水水物環境では  $0.1\text{mm/y}$  (初期には  $0.3\text{mm/y}$  の放物線則で時間とともに低減) であり、 $10 \mu\text{m}/1$  カ月のオーダーである。低溶存酸素濃度環境下ではさらに腐食速度が遅くなることから、数  $\mu\text{m}/1$  カ月～数十  $\mu\text{m}/12$  カ月の腐食が見込まれる。逆に、腐食が 1 桁大きければ大気平衡水が試験片表面に到達していると推測され、工学規模地下試験装置の状況との比較により試験片(および模擬 OP)の曝された環境の違いと、その腐食状況の時間依存性を比較できる。

## (2) 3次元形状計測

### 1) 目的

本計測は OP 試験体を対象として表面形状を 3次元座標点群として測定する。測定を腐食試験の前後で実施することで、均一腐食を前提とした試験前後の形状変化を予定試験期間中に想定される微量な腐食量として定量的に求めることを目的とする。

### 2) 測定の特徴

測定済みの工学規模試験用 OP 試験体は大型であるため 5mm 間隔の比較的広い測定ピッチとして現実的に試験体全体の形状測定を実施したのに対し、経時変化確認試験用の OP 試験体は小型のため、「ならい測定」を採用し、測定点数を増やすこととした。

なお、採用した 3次元形状計測の手法は CMM 法であり、球状の探触子（プローブ）を物理的に測定対象に接触させることで高い精度（分解能：5 $\mu$ m 未満）の 3次元座標を導出している。一方、非接触のレーザー法による 3次元座標の精度が 1桁低いため、低酸素濃度下の低い腐食速度評価には適さない。また、レーザー顕微鏡は同一試料内の相対的な形状情報は高い精度を誇るが、腐食試験前後の座標の相違を定量的に求めることは困難である。

一方で、CMM 法は球状探触子を使用するため、探触子の径より小さい凹凸形状を捉えることはできない。よって、評価対象は数 mm 以上の幅を持って生じる均一腐食となる。腐食試験後の試料を実体顕微鏡等で形状観察した結果、明確な局部腐食とみられる凹凸（探触子径より小さな）確認された場合には、該当する部位を対象としてレーザー顕微鏡の計測を行い、3次元計測結果と併せて評価する必要がある。

### 3) 測定方法

図 3.5.1-6 に示す手順で計測および評価を実施する。図 3.5.1-7～図 3.5.1-8 に示す 5 mm 間隔の断面位置で試験体表面の倣（なら）い測定を行い、約 6 万点の三次元座標を取得する。

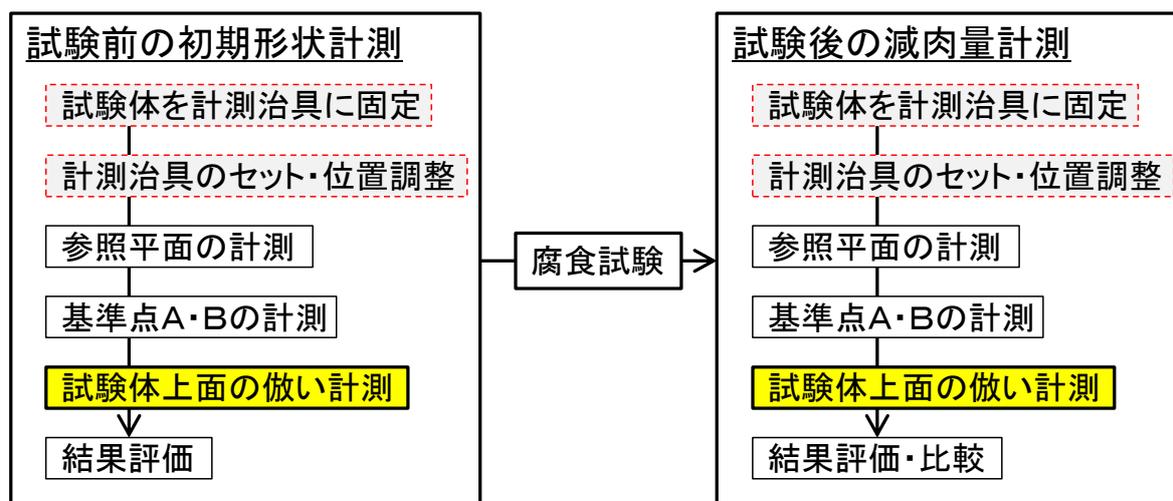


図 3.5.1-6 計測フローチャート

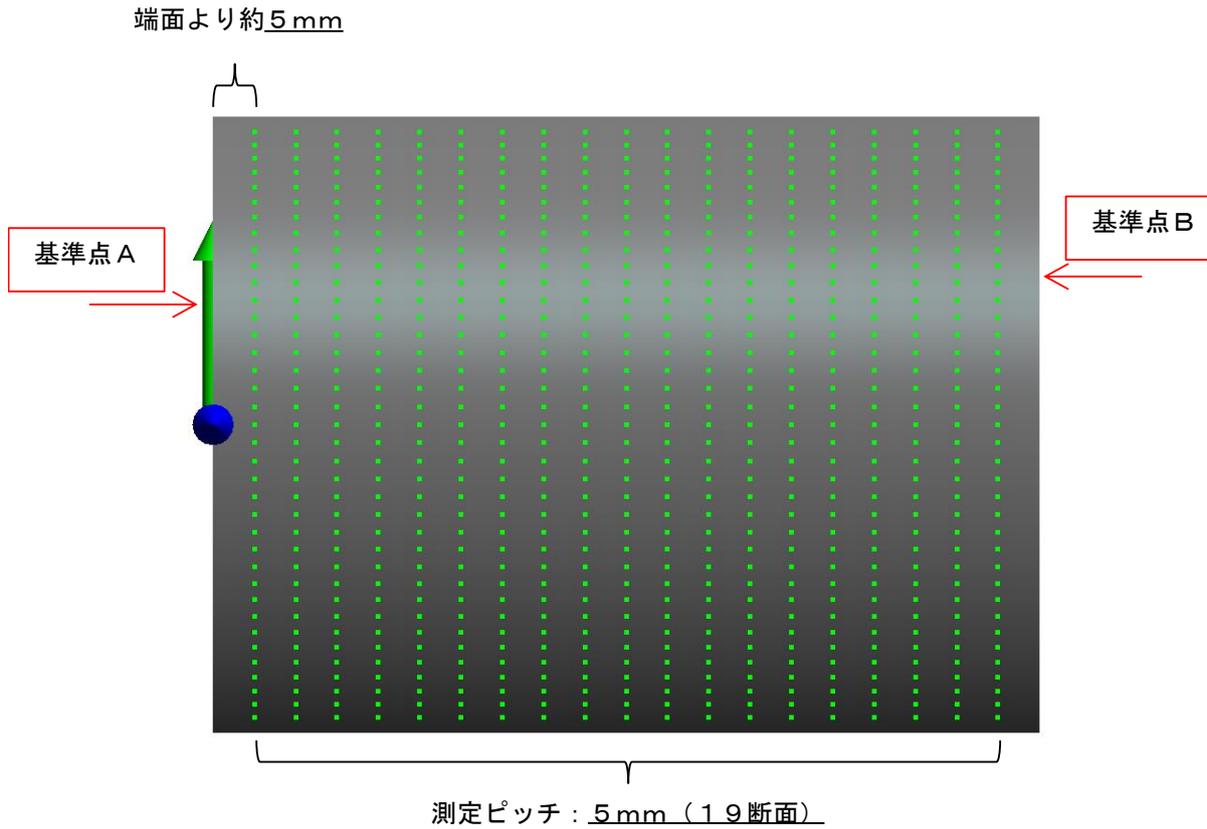


図 3.5.1-7 軸方向測定位置

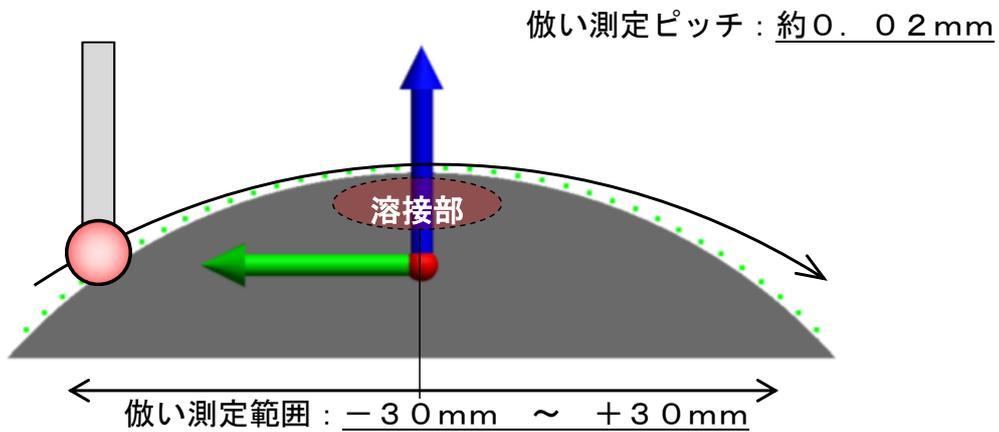


図 3.5.1-8 倣い測定方向測定位置

4) 測定結果

a 3次元形状コンター図

初期形状として図 3.5.1-9 と図 3.5.1-10 (図 3.5.1-9 を俯瞰・拡大) に示す結果を得た。同図はφ100mmの仮想円筒表面からの距離を拡大し、その大きさに応じて色付けしたコンター図であり、カラーバーの単位はmmである。この結果から、溶接金属部のうち、円筒から盛り

上がった形状は片側に偏っており、それ以外はφ100mmの円筒形状を保っていることが確認できた。

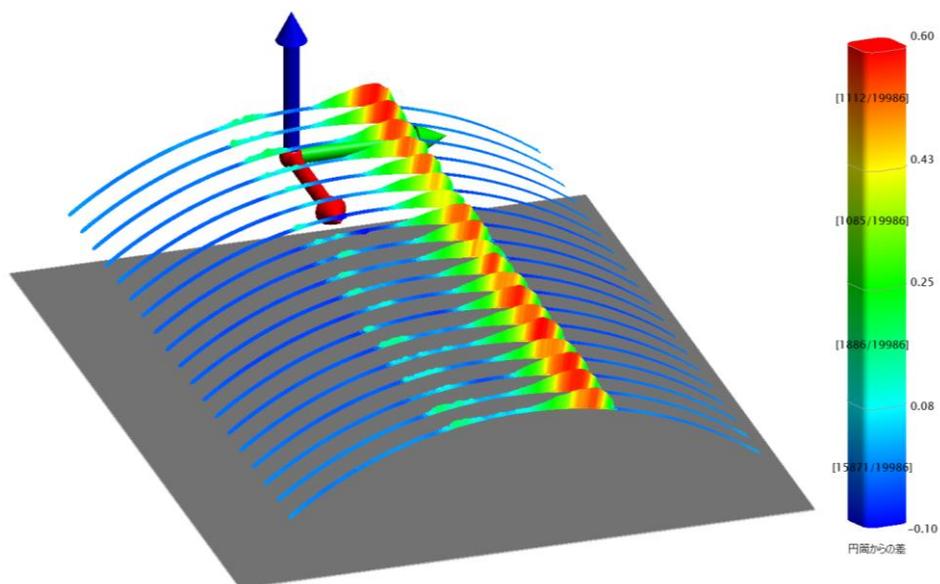


図 3.5.1-9 初期形状の測定結果（1）

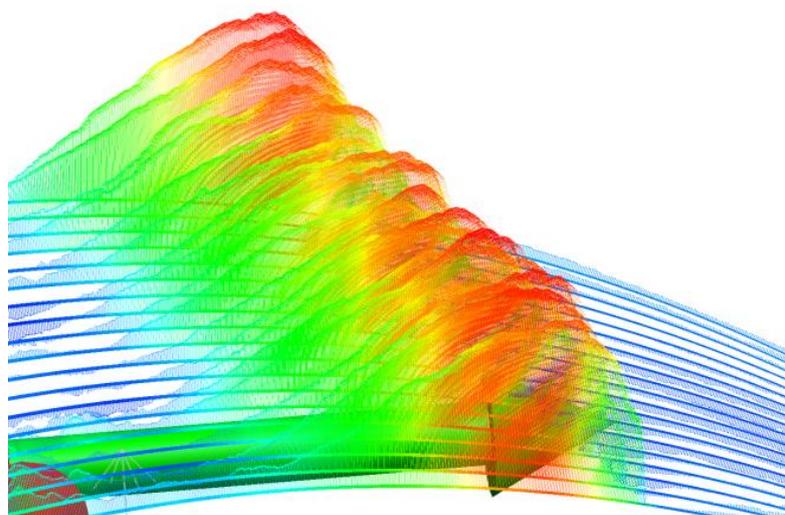


図 3.5.1-10 初期形状の測定結果（2）

## b ヒストグラム比較による平均的な腐食量の確認

### (a) 比較方法

試験体底面（直方体面）を基準としてそこからの垂直距離を全測定点に対して求め、垂直距離のヒストグラムを作成する。ヒストグラムは腐食試験前後の形状データに対して作成して比較する。これにより、試験体表面全体（溶接ビード・熱変色部（溶接により母材表面に熱変色が見られる部分）・母材）が均一に腐食減量したのか、選択的に減量したのか等の情報

を得ることが可能となる。さらに、ヒストグラムを①溶接ビード、②熱変色部、③母材、④全体平均に分けて作成し、さらに腐食試験前後で比較することで、OP 試験体表面のエリアごとの変化を捉えることが可能となる。

(b) 測定結果に基づくヒストグラム

腐食試験前の OP 溶接試験体を対象とした 3 次元計測結果に基づき、ヒストグラムを作成した。試料全体、母材部分、溶接金属部分、熱変色部がそれぞれ図 3.5.1-11 から図 3.5.1-13 に対応する。横軸は、測定結果（円筒から測定点までの距離）を 20 μ m 区間で分類したデータ区間であり、縦軸はその出現点数（頻度）を示す。

図 3.5.1-11 に示す試料全体の形状は、図 3.5.1-12 に示す母材部分の形状（鍛造材の機械加工で、平均して φ100mm から +0.02mm 大きい円筒）をベースとして、溶接による変形・溶接金属部分の形成を反映した形状となっている。溶接時の母材部のわずかな変形は図 3.5.1-13 の熱変色部、溶接金属の形成を反映した形状は図 3.5.1-14 から確認できる。

なお、図 3.5.1-11 に示す試料全体の測定点は熱変色部表面に多く分布していることから、溶接金属の形状寄与を明確にするため、縦軸を対数表示とした。

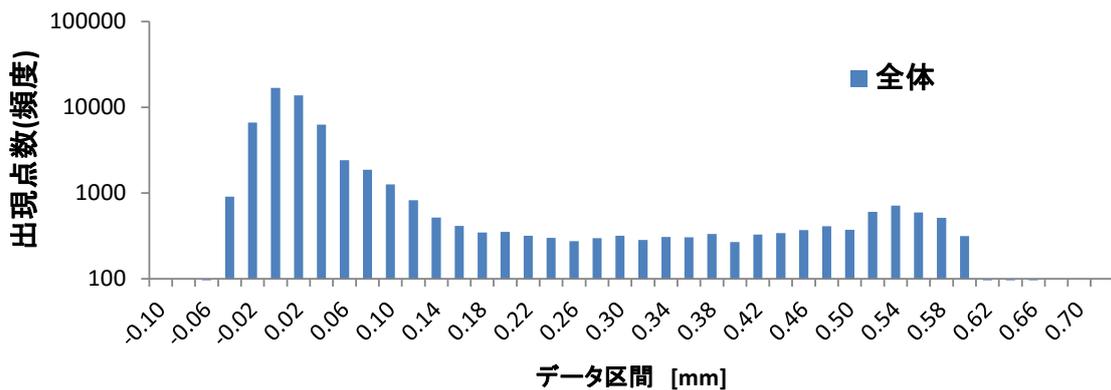


図 3.5.1-11 試料全体の 3 次元形状計測結果に基づくヒストグラム

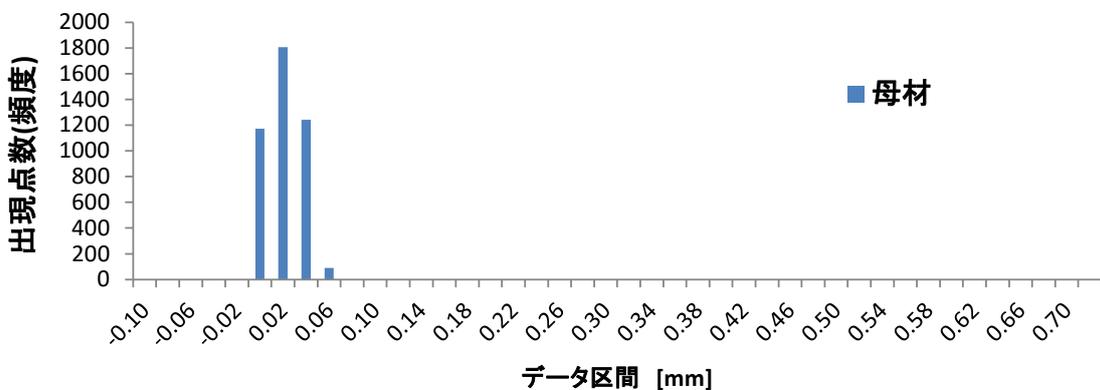


図 3.5.1-12 母材部分の 3 次元形状計測結果に基づくヒストグラム

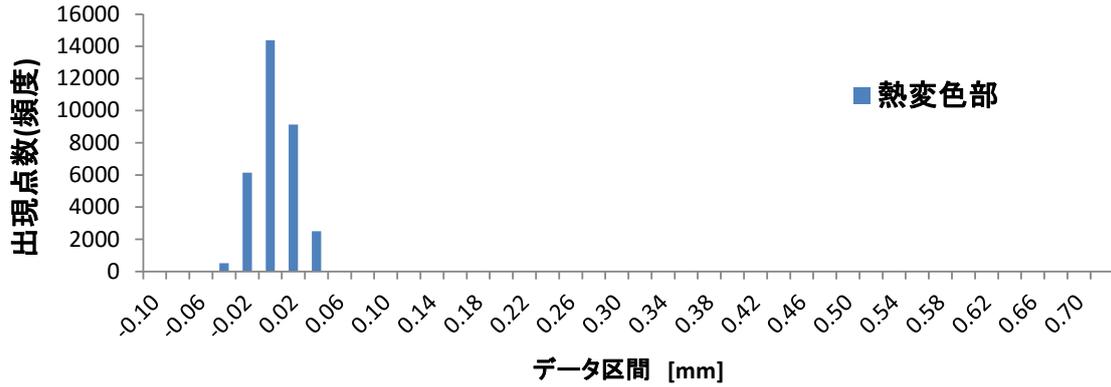


図 3.5.1-13 熱変色部の3次元形状計測結果に基づくヒストグラム

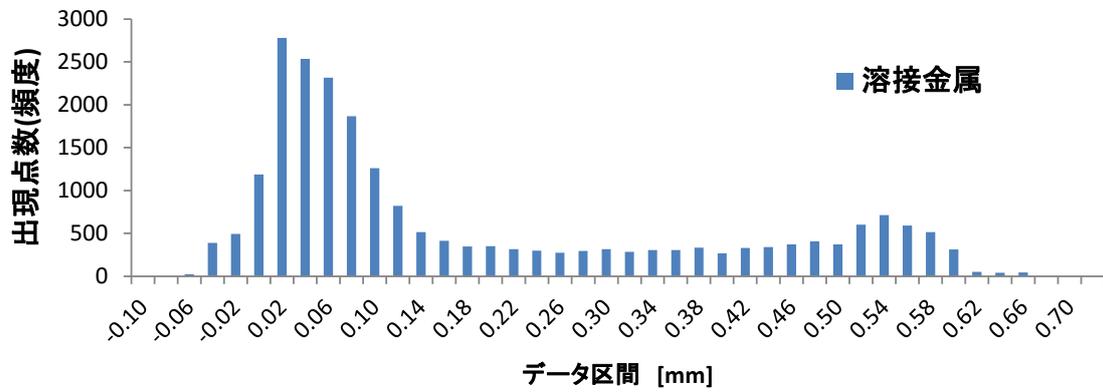


図 3.5.1-14 溶接金属部分の3次元形状計測結果に基づくヒストグラム

### 3.5.2 不均質条件試験

#### (1) 不均質条件試験装置概念

現状では緩衝材中にある程度の隙間が存在しても、緩衝材中のモンモリロナイトの膨潤特性による自己シール性により、それらの隙間が閉塞して緩衝材部分は一様に拡散場が維持されていることが前提とされており、また、オーバーパックは全面腐食により腐食することを前提としている（例えば H12 レポート）。

しかし、人工バリア定置時に隙間が残存し、その隙間が緩衝材の自己シール性により閉塞しなかった場合には、隙間部分のオーバーパックは緩衝材による地下水の化学的な緩衝性を受けない地下水と接触し、緩衝材により直接地下水と接触していないオーバーパック箇所と比べて腐食速度が増加することが懸念される。本実験系では、緩衝材中にオーバーパックに直結するような隙間が残存されたことにより、局部的に腐食速度の早い箇所が存在するか、また、ある期間経過後でもその不均一な腐食速度の状態が継続し、オーバーパック腐食挙動に対して想定以上の腐食速度になるなどの悪影響が発生しないか等の事象について着目した試験を実施した。

試験系内に緩衝材ブロック内の隙間による不均質な状況を再現するために小型化した試験装置を用いた実験系を製作した。想定した不均質条件は緩衝材ブロックの製作誤差や定置誤差などにより、緩衝材ブロック定置後に最終的に人工バリアとしての緩衝材に生じるブロック間の隙間を

想定した。また、この隙間がある場合と無い場合を想定し、緩衝材ブロック溶接線接触部の片側にはブロック間の隙間をモデル化した貫通部を設け、反対側には隙間がない状態を再現した。

不均質条件試験用オーバーパック腐食試験設備は、基本的に地上施設用工学規模試験装置の高さ方向のみ小型化したものである。以下の機器で構成される。

- ①オーバーパック腐食試験体
- ②加熱装置
- ③緩衝材ブロック
- ④センサー及び計測機器
- ⑤その他付属装置 注水設備、模擬処分孔、砂層、押さえ蓋

小規模要素試験の不均質条件試験装置のイメージを図 3.5.2-1 に示し、小規模要素試験の不均質条件試験装置概要図を図 3.5.2-2 に示す。

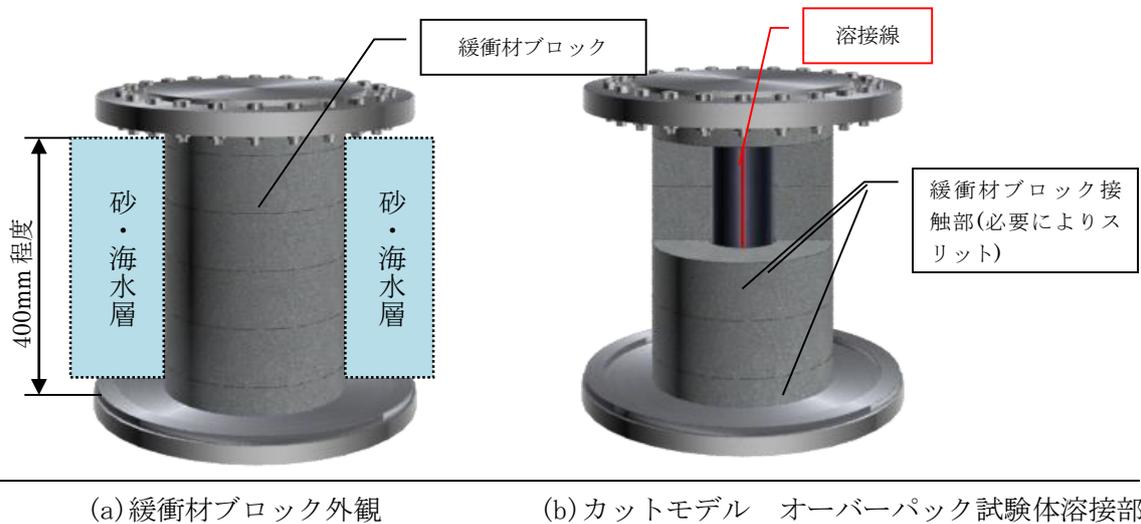


図 3.5.2-1 小規模試験装置イメージ

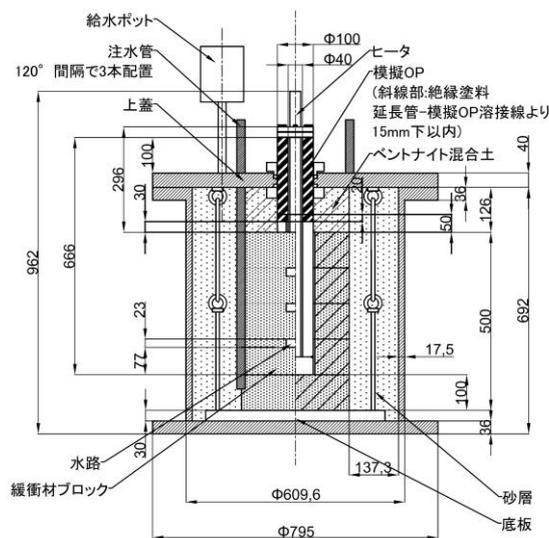


図 3.5.2-2 小規模要素試験の不均質条件試験装置概要図

## (2) オーバーパック溶接試験体

### 1) 模擬オーバーパック溶接試験体

小規模要素試験の不均質条件試験装置の模擬オーバーパック試験体は、工学規模試験で使用するオーバーパック溶接試験体と同外径、同材質で、長さのみ異なる短尺のオーバーパック溶接試験体を用いた。溶接部付き模擬オーバーパックと、延長管・押え蓋との間に電気的な回路が形成されることを防ぐための絶縁処理を行う（突合せ溶接部を含む）。模擬オーバーパック図面を図 3.5.2-3 に示す。

a. 元材：平成 25 年度に製作した溶接部付き模擬オーバーパック

材質は SFVC1 相当鍛造材

b. 寸法・形状：図 3 17 に示す模擬オーバーパック本体に延長管、蓋を取り付けたもの外径  $\phi 100\text{mm}$ 、内径  $\phi 40\text{mm}$ 、長さ約 400mm

c. 溶接線：2 本 模擬オーバーパック軸方向、 $180^\circ$  位置

d. 数量：1 本

e. その他

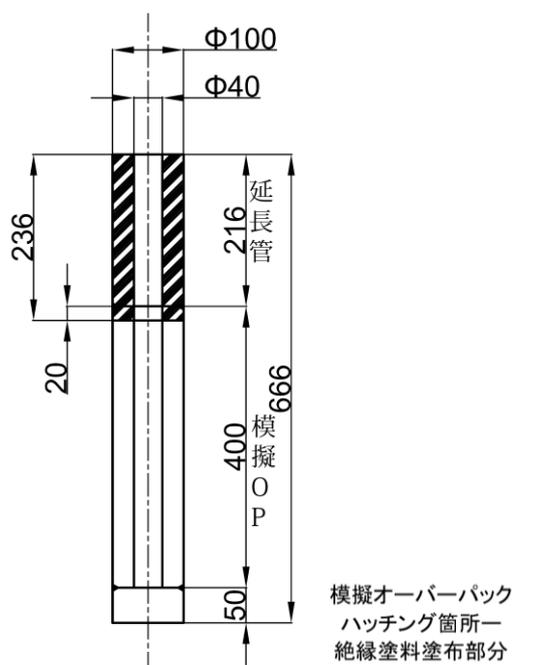


図 3.5.2-3 不均質条件試験装置 オーバーパック腐食試験体

## (3) 3次元形状計測

### 1) 目的・特徴

本計測は OP 試験体を対象として表面形状を 3 次元座標点群として測定する。測定を腐食試験の前後で実施することで、均一腐食を前提とした試験前後の形状変化を予定試験期間中に想定される微量な腐食量として定量的に求めることを目的とする。

測定方法の特徴は 3.5.1 (2) で述べたとおりである。但し本測定の対象試料のスケールは工学規模試験と同等であることから、工学規模試験での測定に準じた測定を行なった。さらに、本試験

では不均質条件を与えるためにスリット形状を OP 試験体上に与えることから、該当部分（ブロック継ぎ目部、スリット部）の測定ピッチを増やし、高い解像度で測定した。

## 2) 測定方法

図 3.5.2-4 に示す手順で計測および評価を実施する。図 3.5.2-5～図 3.5.2-6 の測定位置で三次元座標を計測し合計 1,440 点を計測する。ただし、周溶接のビードなどの影響で測定できない点が出る可能性がある。

高解像度の測定は、工学規模試験体と同様長手方向 20mm ピッチの基本計測に対し 5mm ピッチにして実施した。

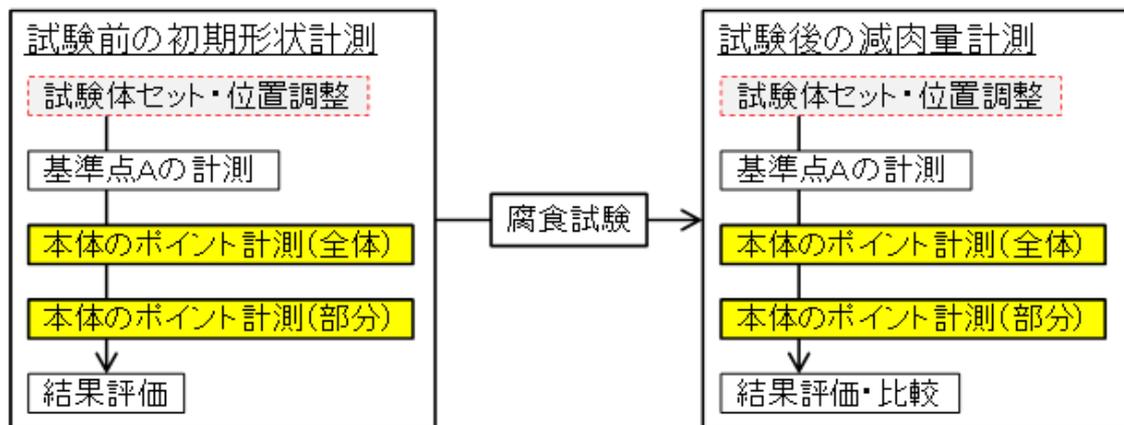


図 3.5.2-4 計測フローチャート

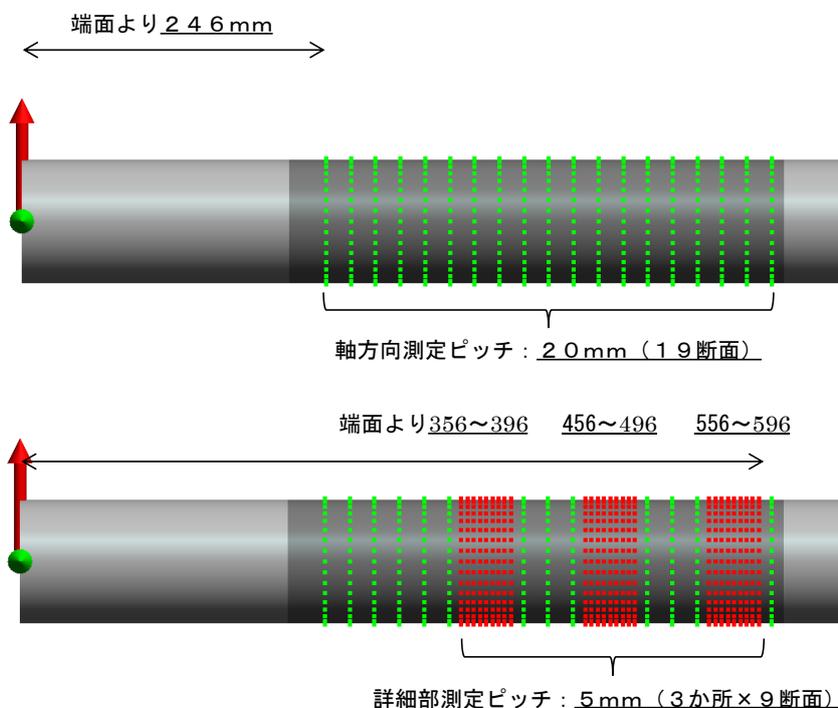


図 3.5.2-5 軸方向測定位置

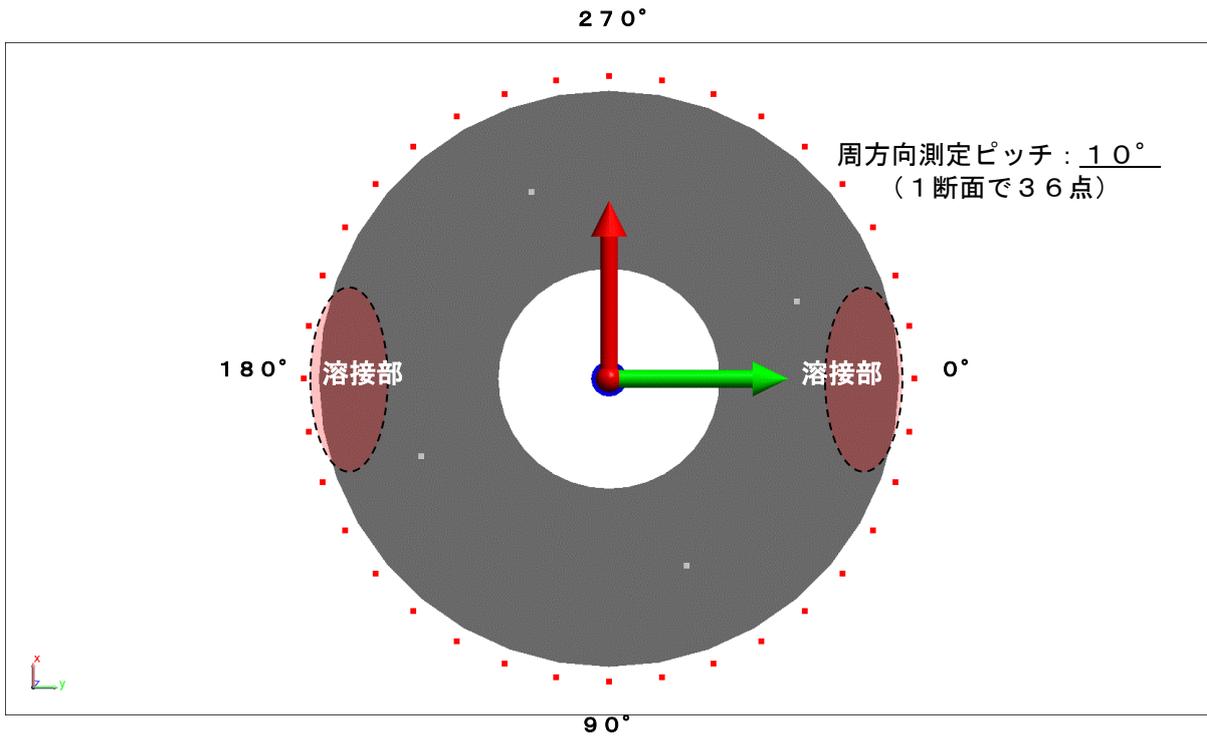


図 3.5.2-6 周方向測定位置

### 3) 測定結果

#### a 3次元形状コンター図

不均質条件試験用 OP 試験体の初期形状として図 3.5.2-7 に示す結果を得た。図示したベクトルは、径 100mm の理想的な円筒面に対する距離を示す。赤色のベクトルが多く分布するのは、機械加工により OP 試験体の外径が 100mm から平均で約 0.2mm 小さくなっていることを示す。カラーバーの数値の単位は[mm]である。

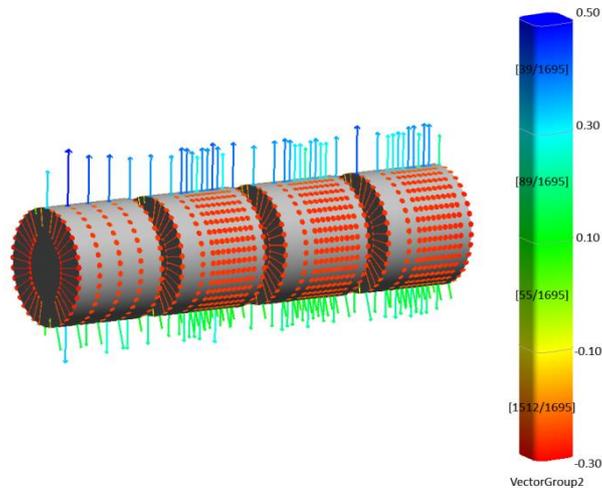


図 3.5.2-7 初期形状の測定結果

b ヒストグラム比較による腐食量の確認

(a) 比較方法

仮想的なφ100mmの円筒形状面を基準としてそこからの距離を全測定点に対して求め、距離のヒストグラムを作成する。ヒストグラムは腐食試験前後の形状データに対して作成して比較する。これにより、試験体表面全体（溶接金属・熱影響部・母材）が均一に腐食減量したのか、選択的に減量したのか等の情報を得ることが可能となる。さらに、ヒストグラムを①溶接ビード、②熱変色部（溶接により母材表面に熱変色が見られる部分）、③母材、④全体平均に分けて作成し、これを腐食試験前後で比較することで、OP試験体表面のエリアごとの変化を捉えることが可能となる。

(b) 測定結果に基づくヒストグラム

腐食試験前のOP溶接試験体を対象とした3次元計測結果に基づき、ヒストグラムを作成した。試料全体、母材部分、溶接金属部分、熱変色部がそれぞれ図3.5.2-8から図3.5.2-10に対応する。横軸は、測定結果（円筒から測定点までの距離）を10μm区間で分類したデータ区間であり、縦軸はその出現点数（頻度）を示す。

図3.5.2-8に示す試料全体の形状は、図3.5.2-9に示す母材部分の形状（鍛造材の機械加工で、平均してφ100mmから−0.23mm小さい円筒）をベースとして、溶接による変形・溶接金属部分の形成を反映した形状となっている。溶接時の母材部のわずかな変形は図3.5.2-10の熱変色部、溶接金属の形成を反映した形状は図3.25から確認できる。

なお、図3.5.2-11に示す試料全体の測定点は母材表面に多く分布していることから、溶接金属・熱変色部の形状寄与を明確にするため、縦軸を対数表示とした。

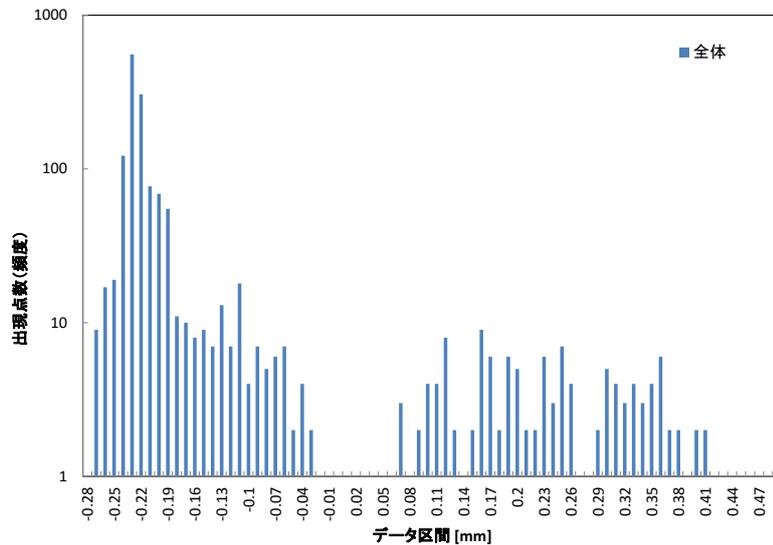


図 3.5.2-8 試料全体の3次元形状計測結果に基づくヒストグラム

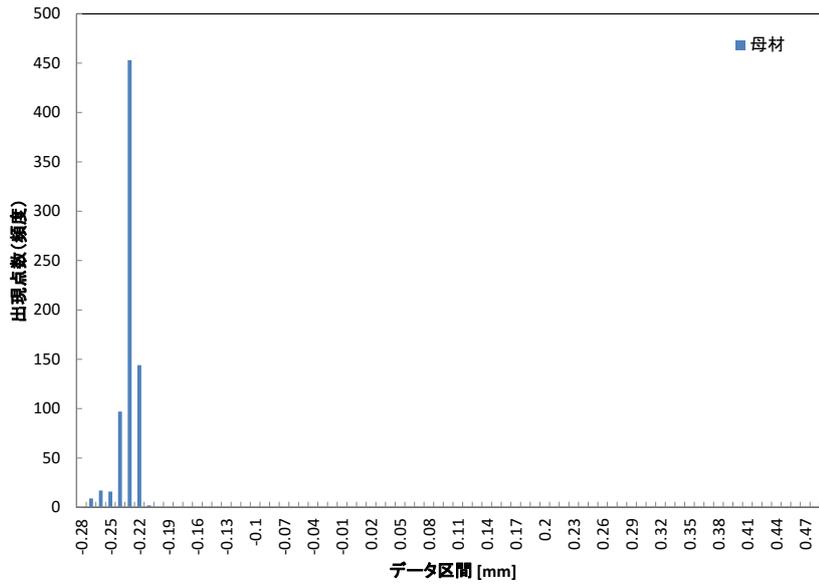


図 3.5.2-9 母材部分の3次元形状計測結果に基づくヒストグラム

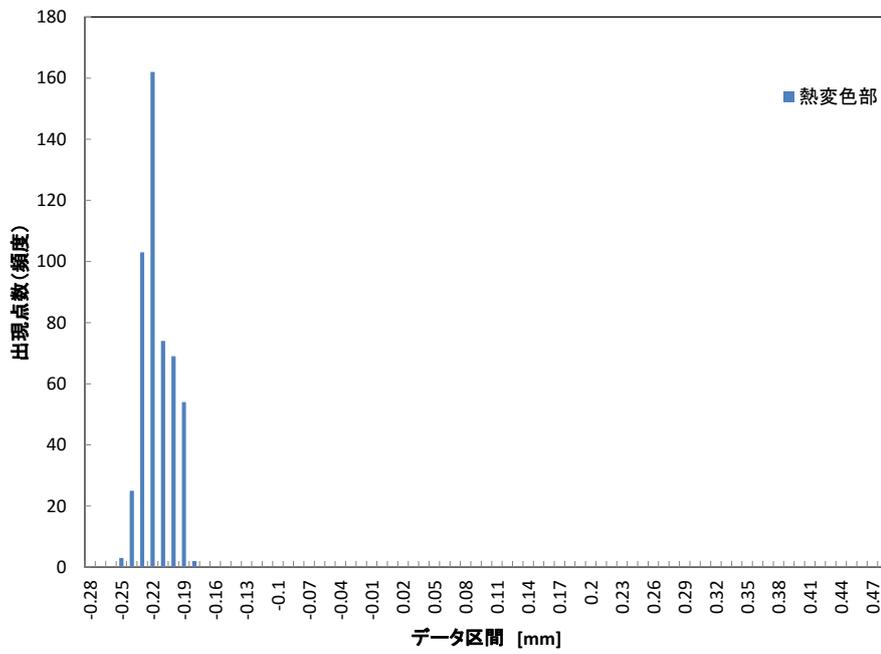


図 3.5.2-10 熱変色部の3次元形状計測結果に基づくヒストグラム

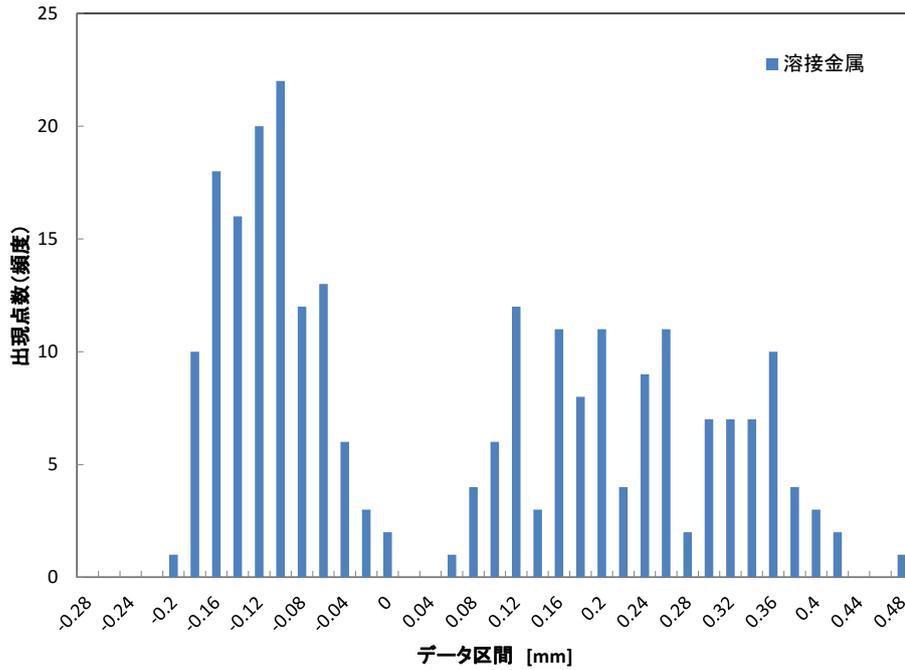


図 3.5.2-11 溶接金属部分の3次元形状計測結果に基づくヒストグラム

(c) 座標変化による腐食量の確認 (2次元マトリクスコンター図による比較)

測定した各座標とφ100mmの仮想円筒の距離を、2次元マトリクス上のコンター図に展開して表示した結果を図3.5.2-12に示す。青は円筒面に対してマイナス、赤は円筒面に対してプラスの距離を示す。色の濃さは値の絶対値に比例する。なお、未測定の座標も高密度測定箇所縦横比を変えないために併せて黄色で表示した。

同図から、溶接金属部分のプラス側形状と、母材表面に広く分布するわずかなマイナス側形状を確認できる。

本結果は、各点とも1対1対応で腐食試験後の測定結果と比較が可能であることから、腐食試験後に、腐食試験前後の形状変化の確認手法として活用する。

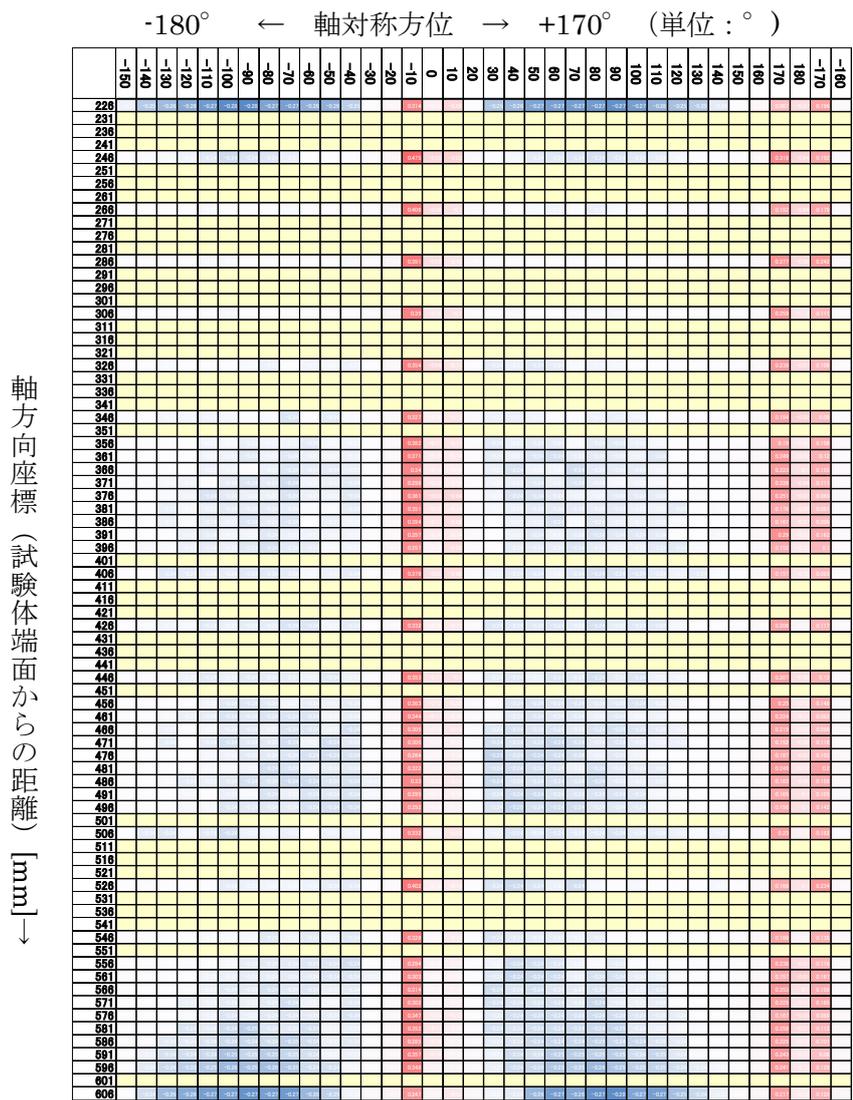


図 3.5.2-12 OP 試験体形状に基づくマトリクスコンター図

#### (4) 加熱装置の設計

##### 1) ヒーター

工学規模試験の検討結果を受け、小型試験装置の不均質条件試験装置の構造と寸法を考慮してヒーターを設計した。構造は基本的に工学規模試験で用いたヒーターと同様である。製作した小型試験用ヒーターを図 3.5.2-13 に示す。

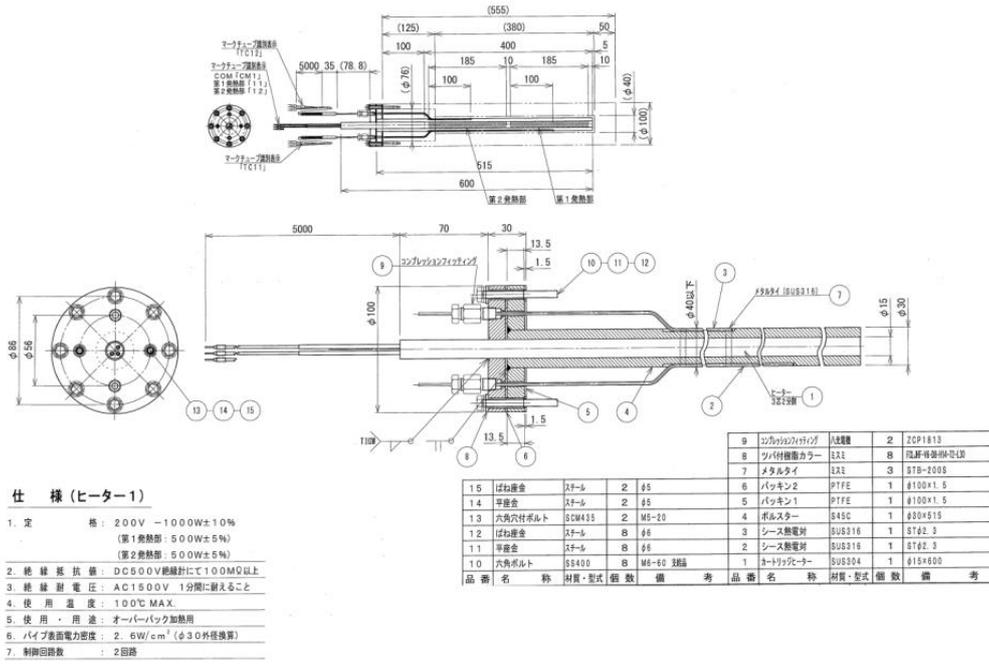


図 3.5.2-13 不均質条件試験装置 ヒーター外形図

2) 制御盤外形図

小型試験装置の不均質条件試験装置のヒーターを制御するために制御盤の外形図を図 3.5.2-14 に示す。ただし、制御盤は地上工学規模試験装置用のヒーターと共用し、同一の制御盤に小型試験装置の不均質条件試験装置のヒーターの制御系を設置している。

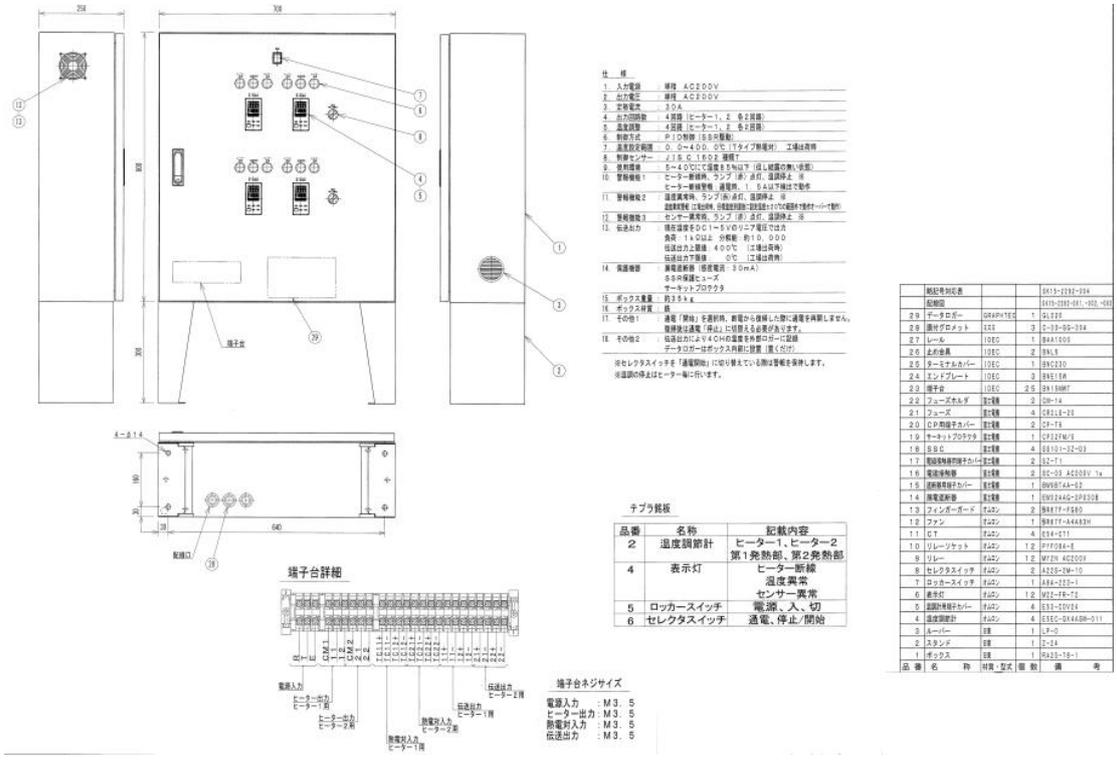


図 3.5.2-14 不均質条件試験装置 ヒーター制御盤外形図

(5) 緩衝材ブロック

1) 緩衝材ブロック

a 寸法・形状：図 3.5.2-15 に底部円盤形、およびリング形の形状・寸法に示す。

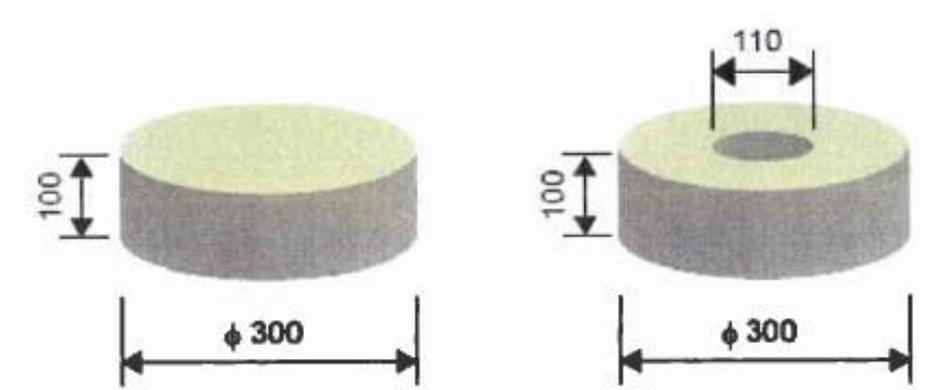


図 3.5.2-15 不均質条件試験装置 緩衝材ブロックの寸法・形状  
(左：底部円盤形、右：リング形)

b クニゲル VI 相当：珪砂=7：3

目標乾燥密度 : 1.8 Mg/m<sup>3</sup>

目標含水率 : 11.0±2%

c 数量：リング形 4 個、底部円盤形 1 個、合計 5 個

d ブロックへの追加加工：緩衝材ブロックにはセンサおよびケーブル設置のための切り欠き加工を行う。ブロックごとの追加加工の有無、切り欠き位置・寸法を表 3.5.2-1 に示す。

表 3.5.2-1 不均質条件試験装置 各段のブロックの形状、および追加加工有無

ブロック No.	形状	追加加工有無	備考
1	円盤形	追加加工無し	最下段
2	リング形	追加加工有り	
3	リング形	追加加工有り	
4	リング形	追加加工有り	
5	リング形	追加加工無し	

2) 緩衝材ブロックスリット

本試験の目的は、試験系内に不均質な状況を再現するために小型化した試験装置を用いた実験系を製作した。想定した不均質条件は緩衝材ブロックの製作誤差や定置誤差などにより、緩衝材ブロック定置後に最終的に人工バリアとしての緩衝材に生じるブロック間の隙間を想定した。また、この隙間がある場合と無い場合を想定し、緩衝材ブロック溶接線接触部の片側にはブロック間の隙間をモデル化した貫通部を設け、反対側には隙間がない状態を再現した。

隙間として緩衝材ブロックに切り欠きによる開口部分の貫通を施した。加工したブロックの貫

通部分の図を図 3.5.2-16 に示す。

また、隙間による貫通部とは反対側に水みちが形成されないように模擬 OP と緩衝材のクリアランスにはベントナイト混合土(緩衝材ブロック材料と同様)を詰めた。なお緩衝材貫通部の空間内には何も充填せず、空気層を設置した。

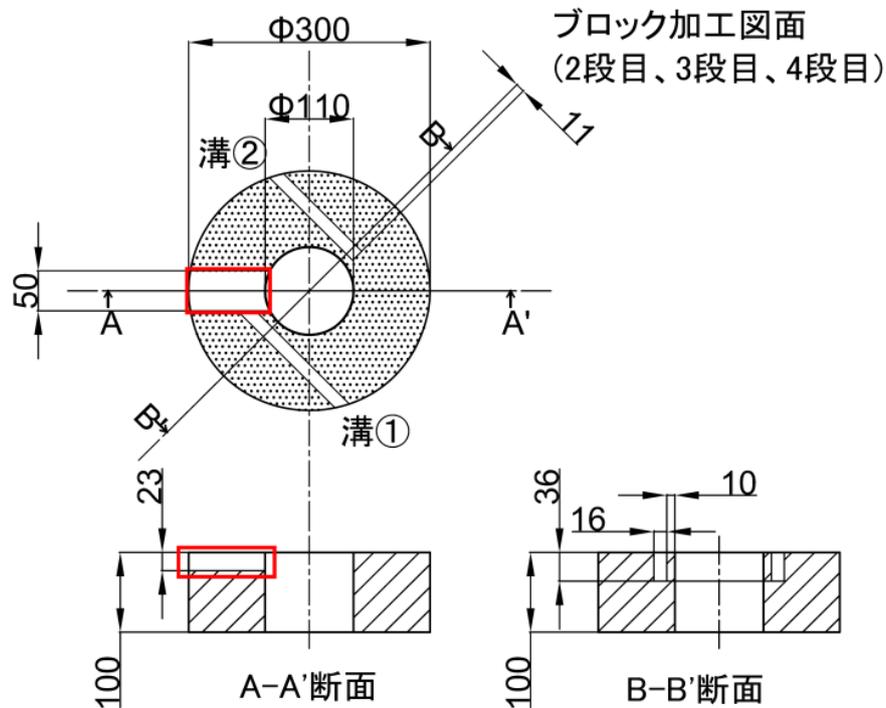


図 3.5.2-16 不均質条件試験装置 緩衝材ブロック加工(赤枠:スリット部)

人工バリア近傍に最終的に残存されると隙間などについての検討例が報告されている[16]。人工バリア外部からオーバーパックを見通せる緩衝材ブロックとブロックの間の隙間は、横置き定置方式では最大でオーバーパック断面方向で 140mm 程度(図 3.5.2-17、表 3.5.2-2)、軸方向で 60mm 程度(図 3.5.2-18、表 3.5.2-3)の隙間が発生する可能性が指摘されている。これに対して縦置き定置方式では最大で 30mm 程度である(図 3.5.2-19、表 3.5.2-4)。

表 3.5.2-2 オーバーパックに到達するブロックの間の放射状の隙間(横置き定置方式)

部位			隙間の大きさ	
			cm	備考
施工	①	処分坑道底部壁面施工誤差	1	セグメント製作、施工誤差と同等とした。
	EBS	②	ブロック製作時	1
③		ブロック搬送時	1	製作後寸法変化
④		ブロック定置時	3	定置誤差
⑤		ブロックの幾何形状による誤差	0	誤差が発生しなかった場合
⑤'		ブロックの幾何形状による誤差	8	ブロックの滑りなどにより誤差が発生しなかった場合(天端部分のみ)
⑥		小計	5	②~⑤ EBSに関する最小誤差
⑥'		小計	13	②~⑤' EBSに関する最大誤差
隙間幅	⑦	ブロック定置時点の緩衝材ブロックと緩衝材ブロックの放射状の隙間	6	①+⑥ 最小隙間
	⑦'	ブロックと緩衝材ブロックの放射状の隙間	14	①'+⑥' 最大隙間

※ 赤字：隙間幅の最大値、最小値

表 3.5.2-3 オーバーパックに到達するブロックの間の放射状の隙間(横置き定置方式)

部位			隙間の大きさ	
			cm	備考
施工	①	処分坑道底部壁面施工誤差	1	セグメント製作、施工誤差と同等とした。
	EBS	②	ブロック製作時	1
③		ブロック搬送時	1	製作後寸法変化
④		ブロック定置時	3	定置誤差
⑤		小計	5	②~④ EBSに関する誤差
隙間幅	⑥	処分坑道軸方向の緩衝材ブロックと緩衝材ブロックの隙間	6	①+⑤ 隙間

※ 赤字：隙間幅の最大値

表 3.5.2-4 オーバーパックに到達するブロックの間の隙間(竖置き定置方式)

部位			隙間の大きさ	
			cm	備考
施工	①	処分孔壁面施工誤差	—	処分孔壁面誤差は放射状の隙間に影響しないと想定した
	EBS	②	ブロック製作時	1
③		ブロック搬送時	1	製作後寸法変化
④		ブロック定置時	1	定置誤差
⑤		小計	3	②～⑤ EBSに関する最小誤差
隙間幅	⑦	ブロック定置時点の緩衝材ブロックと緩衝材ブロックの隙間	3	緩衝材ブロック間の放射状の隙間

※ 赤字：隙間幅の最大値、最小値

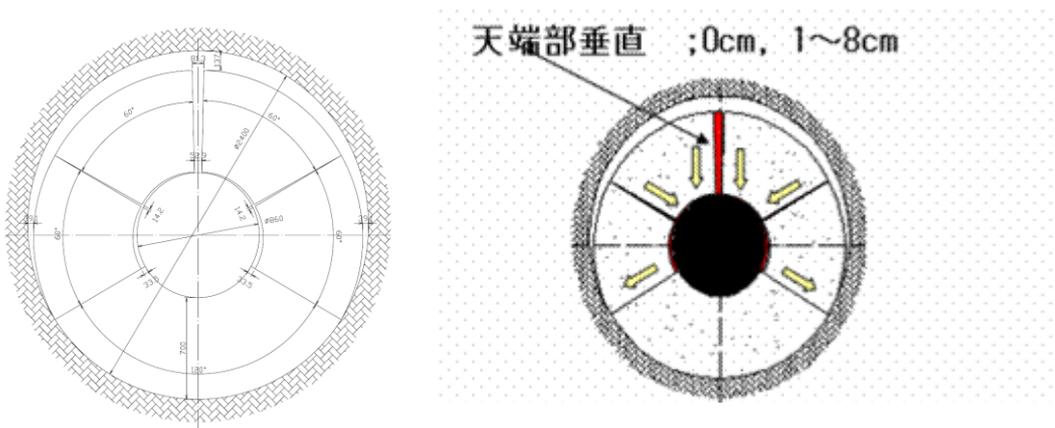


図 3.5.2-17 ブロック幾何形状による誤差

水平方向 ; 0cm, 0.5~1 cm

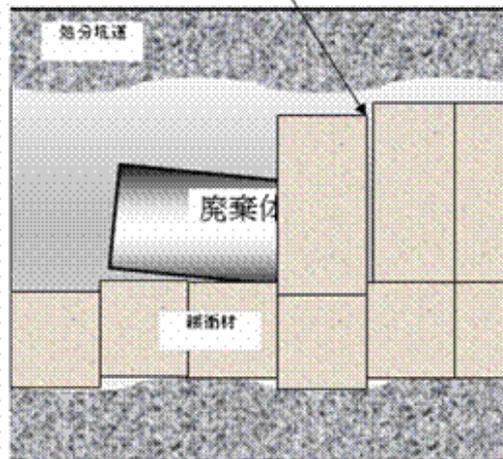


図 3.5.2-18 処分坑道トンネル断面方向の隙間のイメージ

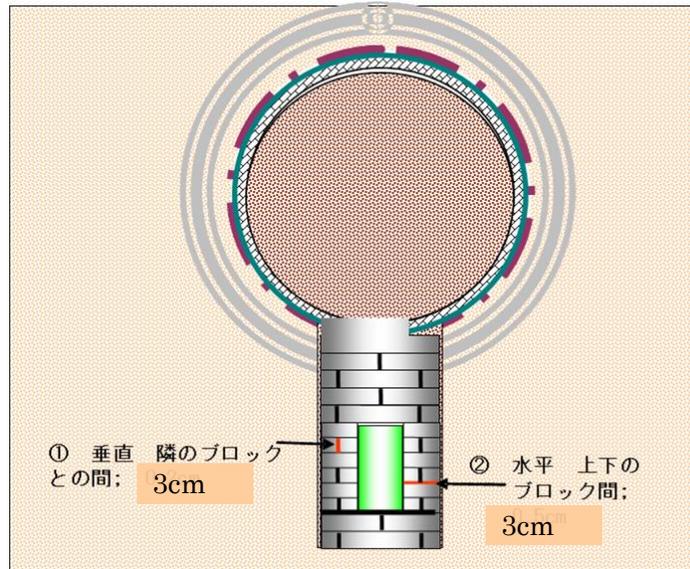


図 3.5.2-19 オーバーパックに到達するブロックの間の隙間(縦置き定置方式)

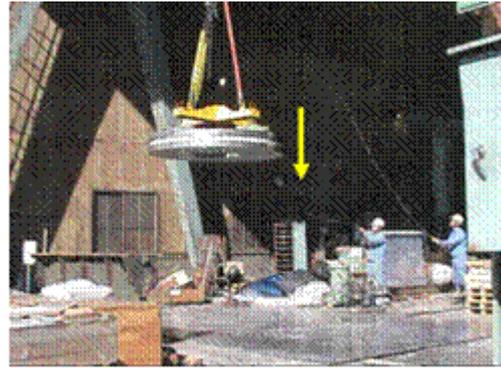
ベントナイトと珪砂を用いた実物大のベントナイトブロックの製作性と真空吸引方式による定置した場合の実測値が報告されている[17]。図 3.5.2-20 に実規模緩衝材ブロック定置作業検討例を示し、図 3.5.2-21 に定置後のブロックの隙間やズレの例を示す。また、ブロックを組み立て、治具により拘束した場合のブロック間の段差寸法の計測例を表 3.5.2-5 に示す。緩衝材ブロック間のズレは最大で 4.4mm 程度。ただし、緩衝材外側よりオーバーパックを直接見通せるような隙間は観察されていない。

表 3.5.2-5 拘束後ブロック段差寸法(mm)

測定位置	組立試験 1 回目 (圧力測定シート挿入)			組立試験 2 回目		
	外	中間	内	外	中間	内
①-②	2.0	1.9	2.0	1.7	1.8	2.1
②-③	1.9	1.8	2.1	3.4	2.7	2.5
③-④	2.3	1.5	3.5	2.0	1.9	1.8
④-⑤	2.2	2.3	2.5	2.1	1.9	2.4
⑤-⑥	4.4	2.3	2.0	2.4	1.8	2.3
⑥-⑦	3.7	2.9	2.3	4.0	3.1	2.4
⑦-⑧	2.6	2.3	2.2	2.1	2.5	3.5
⑧-①	2.4	2.2	2.1	3.2	2.6	2.2

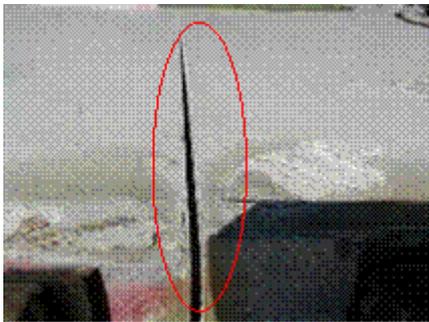


(a) 機械式把持による定置作業例

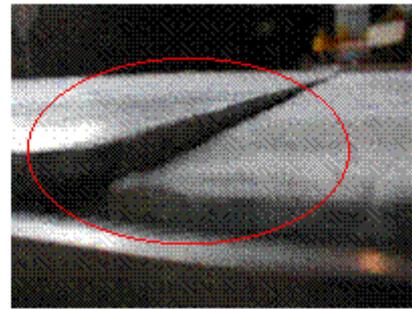


(b) 真空吸引装置による搬送実証例

図 3.5.2-20 実規模緩衝材ブロック定置作業検討例



(a) 垂直方向のブロックのズレの例



(b) ブロックの段差状況

図 3.5.2-21 ブロックのズレの例

さらに地層処分実規模試験施設の模擬処分孔（図 3.5.2-22）と実緩衝材ブロックおよび緩衝材ブロック定置装置を用いた実証試験では、1mm から最大で10mm 程度のズレが記録されている。ただし、緩衝材ブロック外周から直接模擬オーバーパックを見通すようなズレは記録されていない。

これらより、本試験の対象としている縦置き定置方式での緩衝材ブロックでは、人工バリアの外側からオーバーパックを見通すような隙間は、製作、定置の品質管理を適切に行えばほとんど発生しないことが想定されるが、腐食試験に対して不均質な状況を再現するために cm オーダーのスリットをも受けることとした。なおスリットの幅は以下の条件より 23mm を採用した。

- ・縦置き定置方式で想定されている最大 30mm - 数 10mm オーダーの隙間
- ・緩衝材ブロックの切削治具で切削可能な幅
- ・模擬緩衝材ブロックを損傷せずに切削可能な深さ；切削深さは経験的に厚さの 1/4 以下 100mm の厚みに対して切削深さ 1/4 ;25mm 以下



図 3.5.2-22 模擬処分孔への定置 (5 段) [18]

(6) センサーおよび計測機器

センサー仕様、種類、数量を表 3.5.2-6 に示す。

ACM センサーは砂層中及び緩衝材中、水みち部に設置した。砂層中の ACM センサーは模擬試験孔中の模擬地下水による濡れ具合を測定する環境計測を行う。また緩衝材中の ACM センサーについては緩衝材中における腐食速度を計測する腐食計測を行う。

熱電対は模擬 OP 表面、緩衝材ブロック内径、模擬 OP 表面に触れるように設置した。模擬 OP 表面温度の環境計測を行い、模擬 OP に設置したヒーター制御のために活用する。

含水率センサーは砂層中、緩衝材中埋戻し部もしくは水みち部に設置した。各設置部においてどの程度模擬地下水が浸透しているか、環境計測を行う。

交流インピーダンスセンサーは緩衝材中及び水みち部に設置した。緩衝材中及び水みち部の腐食計測を行う。

炭素鋼試験片は緩衝材中及び水みち部に設置し、解体時の腐食量を確認する。

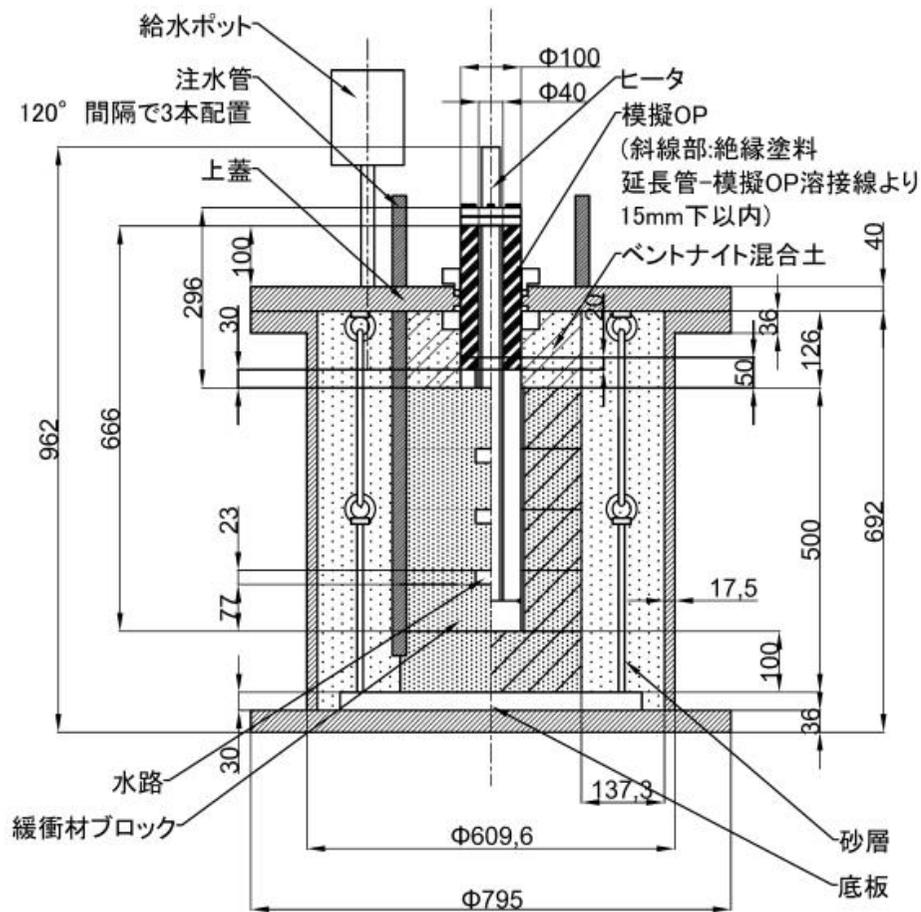
表 3.5.2-6 不均質条件試験装置 センサー・計測機器種類及び数量

	機器名称	計測対象	設置 個数
①	ACM センサー(Fe-Ag 小型)	腐食計測	5
	ACM センサー(Fe-Ag 大型)	環境計測 (濡れ検知)	1
	ACM センサー(Zn-Ag 大型)	環境計測 (濡れ検知)	1
②	熱電対	環境計測 (温度)	1
③	含水率センサー	環境計測 (水分ポテンシャル)	3
④	交流インピーダンスセンサー	腐食計測	2
⑤	炭素鋼試験片	解体時の腐食量	4

炭素鋼試験片の重量及び大きさを表 3.5.2-7 に示す。炭素鋼試験片は前述のとおり ACM センサー設置位置と同じスリット設置した。ACM センサーと交流インピーダンスセンサーの結果と比較を行う。センサーの設置位置を図 3.5.2-23 に示す。

表 3.5.2-7 不均質条件試験装置 試験片重量記録

試験片 NO.	設置 箇所	重量 (g)	縦 (cm)	横 (cm)	高さ (cm)
8	下部 水みち側 (2 段目)	9.6135	3.010	2.005	0.200
9	下部 埋戻し側 (2 段目)	9.6080	2.990	2.005	0.200
10	上部 水みち側 (4 段目)	9.6143	2.995	2.000	0.205
11	上部 埋戻し側 (4 段目)	9.6133	3.000	2.010	0.205



- 試験体上部(4段目)
- ・溝①(水みち側)  
ACM センサー(Fe-Ag 小型)  
炭素鋼試験片
  - ・溝②(埋戻し側)  
ACM センサー(Fe-Ag 小型)  
炭素鋼試験片
  - ・砂層  
ACM センサー(Fe-Ag 小型)  
ACM センサー(Zn-Ag 大型)
- 試験体中央部(3段目)
- ・溝①(水みち側)  
含水率センサー
  - ・溝②(埋戻し側)  
含水率センサー
- 試験体下部(2段目)
- ・溝①(水みち側)  
ACM センサー(Fe-Ag 小型)  
交流インピーダンスセンサー  
炭素鋼試験片
  - ・溝②(埋戻し側)  
ACM センサー(Fe-Ag 小型)  
交流インピーダンスセンサー  
炭素鋼試験片
  - ・砂層  
含水率センサー  
ACM センサー(Fe-Ag 大型)

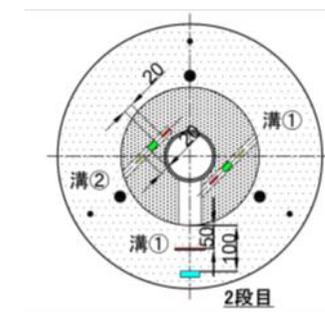
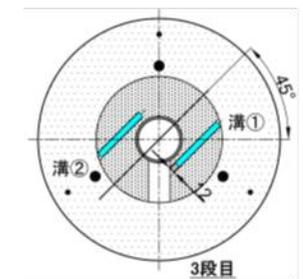
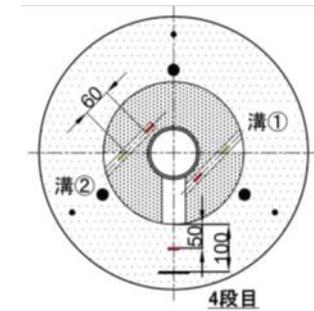


図 3.5.2-23 不均質条件試験装置 センサー設置位置

## (7) 試験機器施工

不均質条件試験装置も工学規模試験装置と同様に試験終了後にオーバーパックの腐食状態を確認するために基準点を設定している。基準点を埋設しないような構造として工学規模試験装置と同様に延長管を設置した。

OP の上部を蓋の上に出す場合、蓋と OP のシールが問題となる。OP と蓋を溶接で接合し、蓋と一体型とした場合、平成 25 年度と同様の組立方法では、OP を最後に入れることになるので、砂や注水管の設置が難しい。平成 26 年度の地下工学規模試験装置と同様に OP を最初に入れるような試験装置の構造を検討した。

組立検討図を、図 3.5.2-24 に示す。当初は工学規模試験装置の様に緩衝材ブロック設置後、OP を最後に挿入する形を検討した。しかし、不均質条件試験では意図的に緩衝材ブロックに水みちを設置し、水みちあり側と水みちなし側（埋戻し側）で腐食状況を比較するため、OP と緩衝材ブロックのクリアランスをなくす必要がある。仮に最後に OP を挿入した場合、クリアランスへのベントナイト混合土の充填は困難となる。そのため緩衝材ブロック先に挿入した状態で、クリアランスをベントナイト混合土で充填するように検討した。

ブロック最上段と蓋部の間を砂層とした場合、容易に充填した OP と緩衝材ブロックのクリアランスへ水が浸透してしまうため、ブロック最上段と蓋部の間をベントナイト層とした。また平成 26 年度の地下工学規模試験からベントナイト層下に気相ができる可能性があるため、最上段の緩衝材ブロックと蓋の隙間 100mm には全てベントナイト層とせず、ブロックの直上のみとした。

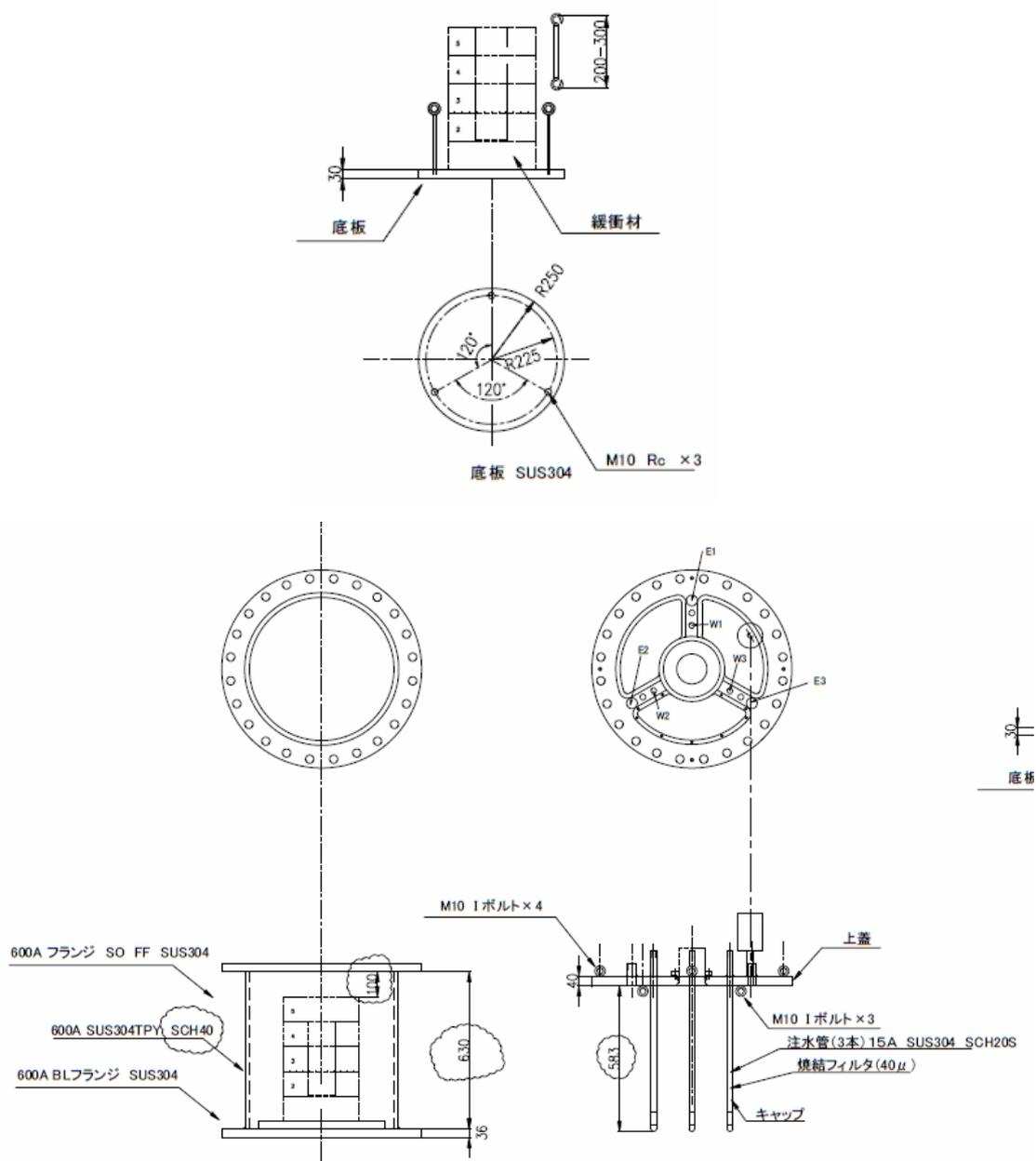


図 3.5.2-24 不均質条件試験装置 装置設置検討

工学規模試験装置設置の際と同様に、作業時に発生するケーブルの動揺によって埋戻し材が流出するのを防ぐために加水した珪砂とベントナイトの混合土（緩衝材ブロックの材料と同一）を使用してケーブルを固定した。充填に使用した埋戻し材の仕様を表 3.5.2-8 示す。加水した埋戻し材によるケーブルの固定作業の様子を図 3.5.2-25 に、センサー埋戻し後の緩衝材ブロックを図 3.5.2-26 に示す。

工学規模試験装置設置の際と同様に、作業時に発生するケーブルの動揺によって埋戻し材が流出するのを防ぐために加水した珪砂とベントナイトの混合土（緩衝材ブロックの材料と同一）を

使用してケーブルを固定した。充填に使用した埋戻し材の仕様を表 3.5.2-8 示す。加水した埋戻し材によるケーブルの固定作業の様子を図 3.5.2-25 に、センサー埋戻し後の緩衝材ブロックを図 3.5.2-26 に示す。

表 3.5.2-8 不均質条件試験装置 センサー埋戻し用緩衝材仕様

無加水	配合	クニゲル V1	[wt%]	70
		日陶連 珪砂 3 号	[wt%]	15
		日陶連 珪砂 5 号	[wt%]	15
	含水比	[%]	11.2	
加水	配合	クニゲル V1	[wt%]	70
		日陶連 珪砂 3 号	[wt%]	15
		日陶連 珪砂 5 号	[wt%]	15
	含水比	[%]	55.7	



図 3.5.2-25 不均質条件試験装置 加水ベントナイトによるセンサーの充填



図 3.5.2-26 不均質条件試験装置 無加水ベントナイトによるセンサーの充填

表 3.5.2-9 には各センサー溝の埋戻し量を示す。

表 3.5.2-9 不均質条件試験装置 各センサー溝の埋戻し量

段数	センサー名称	センサー溝				埋戻し量	
		長さ	深さ	幅	体積	無加水	加水
		[mm]	[mm]	[mm]	[cm <sup>3</sup> ]	[g]	[g]
2	ACM センサー クーポン試験片 1 交流インピーダンスセンサー	147	38	16	89.38	91.7	48.2
	ACM センサー クーポン試験片 1 交流インピーダンスセンサー	85	25	24	51.00		
7	含水率センサー	147	38	16	89.38	145.5	46.8
	含水率センサー	175	40	16	112.00		
11	ACM センサー クーポン試験片 2	147	38	16	89.38	79.7	24.4
12	ACM センサー クーポン試験片 2	85	26	23	50.83	40.9	27.5
合計					765.25	495.1	219.3

試験体システムの設置の際には、腐食試験が確実に実施出来るよう、導通確認や絶縁抵抗の確認等の試験設備全体の調整も併せて行った。また不均質条件試験装置は工学規模試験装置とは異なり水みちあり側溶接部と水みちなし側溶接部の比較を行うため模擬オーバーパックと緩衝材の隙間に無加水のベントナイト混合土を配置した。また水みちをベントナイト崩落から守るために加水したベントナイトを用いて崩落を防ぐように施工した。

#### (8) 不均質条件試験の実施状況

不均質条件試験装置は 2015 年 11 月 16 日に注水、試験を開始した。試験開始後の動向、イベント及び試験装置への注水量を表 3.5.2-10 に示す。表中の主なイベントの項目の青いハッチングは注排水関連イベントを示す。

不均質条件試験装置への給水量の積算結果を図 3.5.2-27 に示す。開始時の試験装置への地下水の注水量は 55[L]であり、想定した注水量 51[L]よりも 4[L]程度多い結果となった、これは注水管及びポンプ内に模擬地下水が残ったためだと考えられる。

表 3.5.2-10 不均質条件試験 イベント一覧及び注水量(2015年2月23日最新)

日時	経過時間	主なイベント	注水量 [L]	積算注水量 [L]
2015/11/16	0	試験装置への注水 試験開始	55	55.0
2015/11/17	1	ヒーター起動	0	55.0
2015/11/19	3	ヒーター停止	0	55.0
2015/11/20	4	熱電対の交換	0	55.0
2015/11/20	4	ヒーター起動	0	55.0
2015/11/25	9	給水ポットへの注水	0.4	55.4
2015/12/7	21	給水ポットへの注水	0.9	56.3
2015/12/28	42	給水ポットへの注水	0.6	56.9
2015/12/28	42	ヒーター停止	0	56.9
2016/1/5	50	ヒーター起動	0	56.9
2016/2/23	99	給水ポットへの注水	0.9	57.8

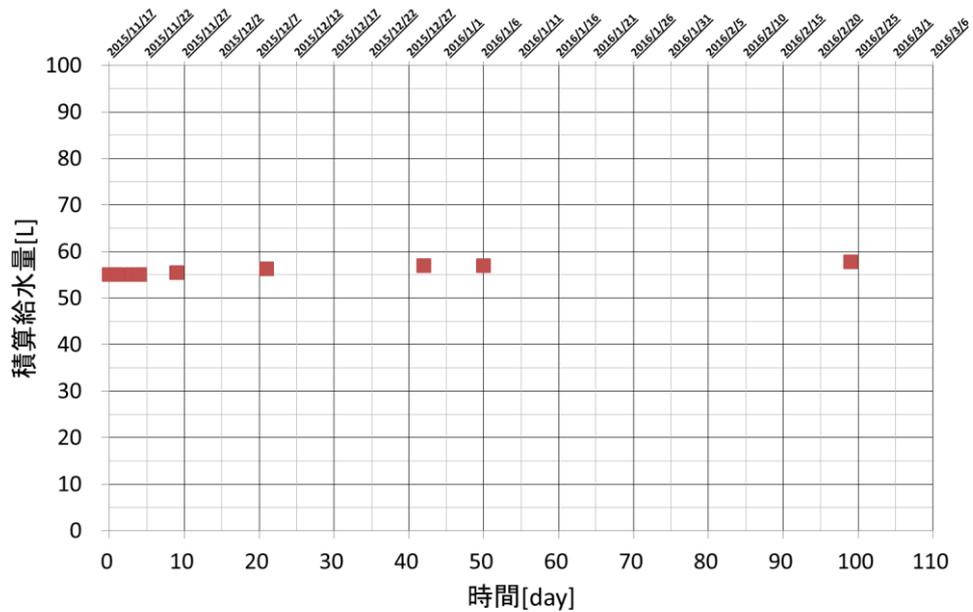


図 3.5.2-27 不均質条件試験 積算給水量

### 3.6 試験データの評価

幌延 URL での工学規模試験における試験では、オーバーパットの腐食挙動の経時変化を直接観察することは不可能であり、試験終了時のオーバーパットを計測することにより、その間の腐食挙動を内挿して推定することしか出来ない。試験期間中の腐食挙動の経時変化の推定、及び試験終了後に腐食挙動の経時変化を内挿する際の補完データとして、工学規模試験装置には、環境及び腐食速度を計測するためのセンサーを設置している。

また、幌延 URL での工学規模試験では、地下環境が変化するため、想定外の外乱の影響を受ける可能性がある。そのため、代表的な幌延 URL での地下環境を模擬した地上工学規模試験装置を製作し、こちらについても、試験期間中の腐食挙動の経時変化の推定、及び試験終了後に腐食挙動の経時変化を内挿する際の補完データの取得を目的として、環境及び腐食を計測するためのセンサーを設置した。

小規模要素試験として腐食挙動の経時変化を直接観察することを目的として、代表的な幌延 URL での地下環境を模擬した小規模装置を複数用意し、所定時間経過ごとにオーバーパット試験体を取り出し、腐食状況を評価（外観観察・形状計測等）することとした。

また上述のように、幌延 URL では外乱により、地下環境が変化するので、そのような外乱を模擬した試験も開始した。今年、オーバーパットに部分的に大量の地下水が接触することを想定した、不均質条件を設定した小規模要素試験を行った。

地上ラボ試験として地下工学規模試験での腐食評価の合理的な成立性の確認を行った。試験条件として模擬 OP 設置位置の加熱をしない時の代表的な温度である 15℃の低溶存酸素(脱気)した人工海水環境(アクアマリン)を選定し試験を実施した。

#### 3.6.1 工学規模試験

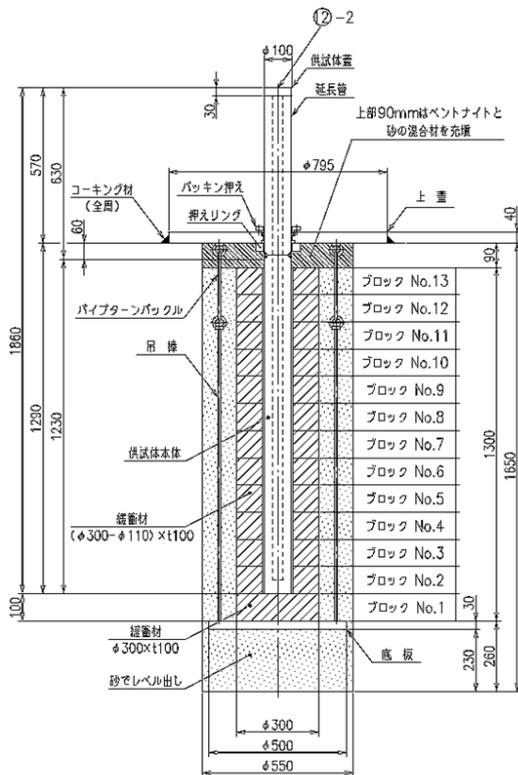
##### (1) 幌延 URL における地下工学規模試験

###### 1) 計測項目

表 3.6.1-1 に地下工学規模試験装置に設置したセンサーの一覧表及び計測対象を示す。図 3.6.1-1 には各センサーの試験体における設置位置を示す。また、試験装置緩衝材中に設置した含水率センサーの設置位置を含水率センサーの設置位置は内径側から 10mm、29mm、49mm の位置に設置した。含水率センサーの設置位置を図 3.6.1-2 に示す。

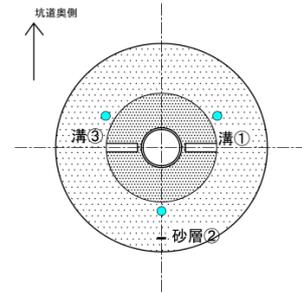
表 3.6.1-1 幌延工学規模試験装置 センサー一覧表

センサー名称	計測対象	設置 個数	設置位置	備考
三電極センサー (JAEA)		1	・緩衝材ブロック(12 段目)に埋 設	地下試験のみ
三電極センサー	・オーバーパック試験体の腐食速度	1	・模擬オーバーパック中央(緩 衝材ブロック 7 段目付近)に 設置	
小型三電極センサー (外付け)	・オーバーパック試験体の腐食速度	2	・緩衝材ブロック(2 段目、12 段目)に埋設	
亜鉛照合電極	・オーバーパック試験体の電位	1 組	・オーバーパックと導通 ・緩衝材ブロック(7 段目)と砂 層の境界	
ACM センサー	・緩衝材ブロック内の腐食速度 ・緩衝材ブロック内濡れ検知	4	・緩衝材ブロック(2 段目、7 段 目、11 段目)に埋設 ・緩衝材ブロック(11 段目)と砂 層の境界	
熱電対	・模擬オーバーパックの温度	3	・模擬オーバーパック中央(緩 衝材ブロック 7 段目付近)の 三電極センサー近傍に設置	
土圧計	・緩衝材ブロックの膨潤圧	1	・処分坑道壁面(緩衝材プロッ ク 7 段目付近)に設置	
含水率センサー	・緩衝材ブロック中の含水率 ・緩衝材ブロック中の電気伝導度 ・緩衝材ブロック中の温度	3	・中心方向から順に緩衝材プロ ック内(6 段目、7 段目、8 段 目)に埋設	
pH・ORP センサー	・地下水中の pH ・地下水中の酸化・還元電位	2	・注水管	



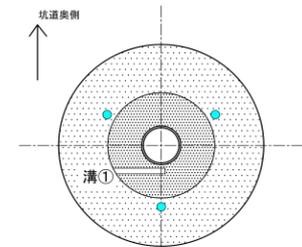
No.12

- ・溝①  
小型三電極  
熱電対
- ・砂層②  
ACM センサー
- ・溝③  
三電極(JAEA)



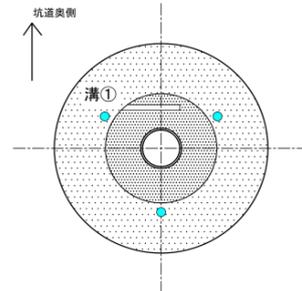
No.11

- ・溝①  
ACM センサー



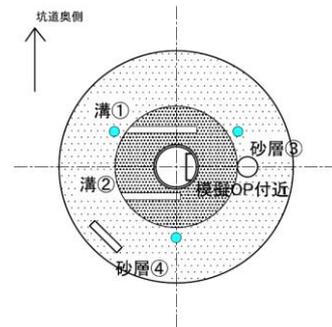
No.8

- ・溝①  
含水率センサー



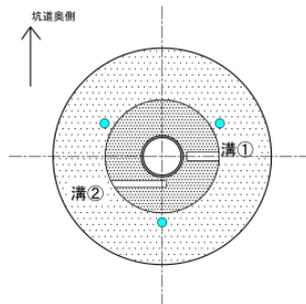
No.7

- ・模擬 OP 付近  
三電極センサー  
熱電対
- ・溝①  
含水率センサー
- ・溝②  
ACM センサー
- ・砂層③  
亜鉛照合電極
- ・砂層④  
土圧計



No.2

- ・溝①  
小型三電極  
熱電対
- ・溝②  
ACM センサー



No.6

- ・溝①  
含水率センサー

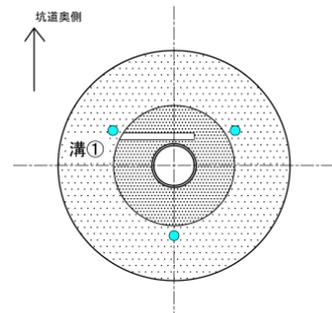
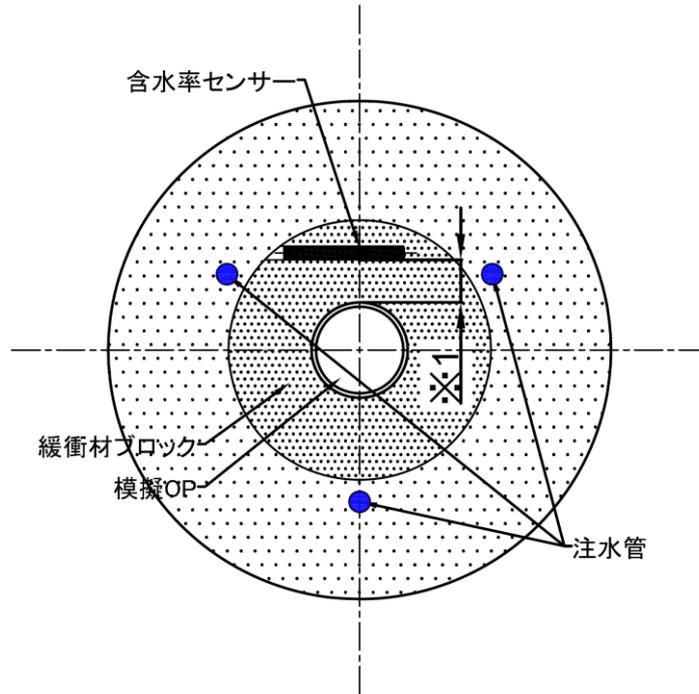


図 3.6.1-1 幌延工学規模試験装置 センサー配置図(幌延工学規模試験装置)



※1 含水率センサー設置位置  
 6段目—内径より10mm  
 7段目—内径より29mm  
 8段目—内径より49mm

図 3.6.1-2 地下工学規模試験装置 含水率センサー設置間隔

## 2) 模擬地下水組成

2014年11月5日及び、設置後の2015年5月8日に、試験孔1（地下試験装置を設置した試験孔）の地下水を採水し、組成分析を行った他、2015年2月5日には、地下試験装置を設置した隣の試験孔（試験孔2, 3）からも採水し地下水組成を調べた。表 3.6.1-2 に地下水採取部と採取場所を示す。組成分析結果を図 3.6.1-3 に示すが、主成分は、ナトリウム、塩素、炭酸（IC）であった。pHの結果を図 3.6.1-4 に示す。試験孔1のpHは、概ね7.5～8.0であった。

図 3.6.1-3 に示した元素の内、Na と Cl の濃度比を図 3.6.1-5 に示す。Na/Cl は海水の組成比とほぼ同じとなった。このことから、地下水中の Na 及び Cl については海水由来であると考えられる。また、今回分析した地下水は、幌延地下水の文献値[15][19][20]と比較し、より希釈されており、今回の分析結果では、坑道内蛇口が文献値と比較的近い値となった。

Na と Ca の濃度比を、図 3.6.1-6 に示す。5/8 に採水した試験孔2の地下水をはじめ、採水した地下水の Ca 濃度は、海水の Na/Ca と比べやや低くなった。

Na と IC(炭酸)の濃度比を図 3.6.1-7 に、Ca と IC(炭酸)の濃度比を図 3.6.1-8 に示すが、IC濃度が高いほど Na 濃度が低下することから、炭酸を含む地下水により、海水が希釈されていることが分かる。また、IC濃度が高いほど Ca 濃度が低下することから、希釈に伴い Ca が沈殿したことが推定され、このことは、Na/Ca と比べ Ca 濃度がやや低くなった結果と整合的である（図 3.6.1-6）。

表 3.6.1-2 地下水の採取

採取日	採取箇所	濁り(※1)	沈殿・浮遊物	
2014年 11月5日	試験孔1	—	—	
2015年 2月5日	試験孔2	—	—	
	試験孔3	—	—	
2015年 5月8日	試験孔1	注水管1	あり	
		注水管2	なし	
		注水管3	なし	
	試験孔2		なし	なし
	試験孔3		なし	なし
	350m坑道内蛇口		あり(※2)	あり(細かい)

※1 濁りなしのものはポリ瓶から視認であるため、実施測定かけた場合沈殿物が検出される可能性がある。

※2 SS が細かすぎて沈殿の具合によって濁っているように見えた可能性がある。

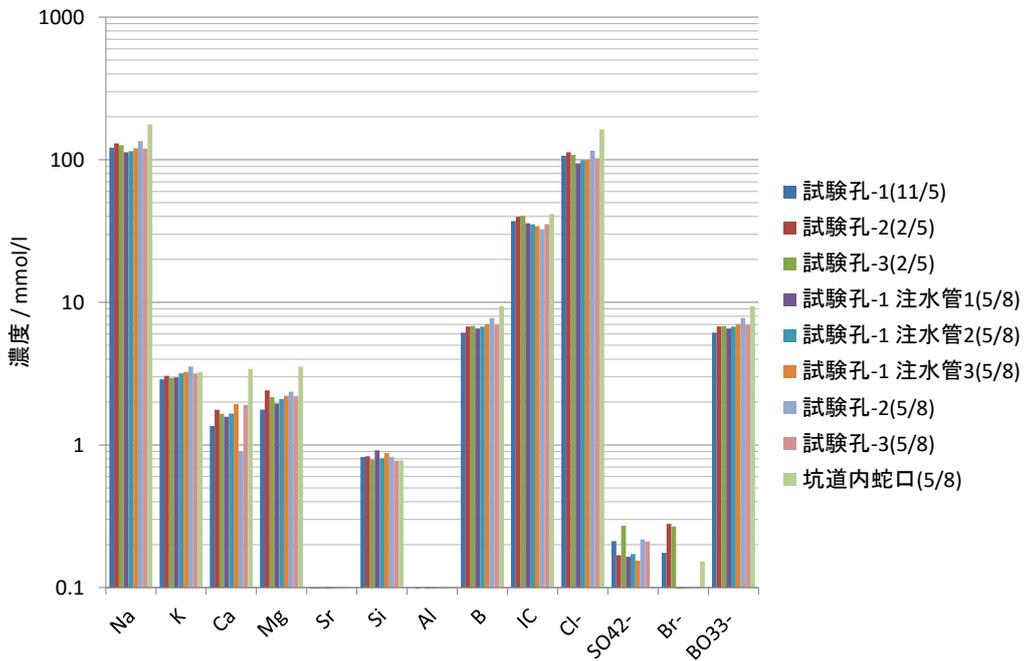


図 3.6.1-3 地下水分析結果

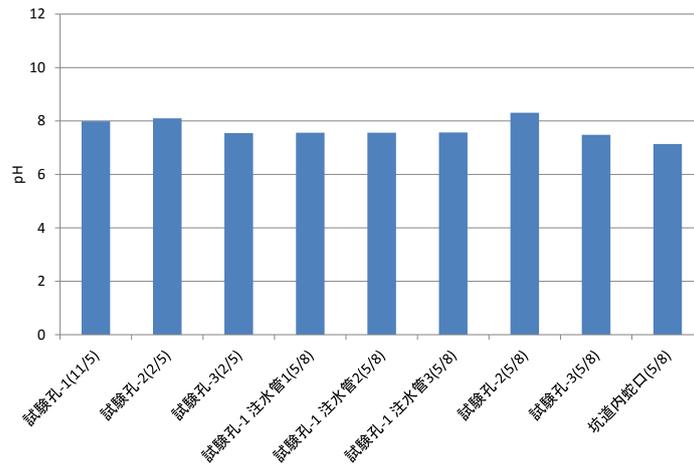


図 3.6.1-4 pH 結果

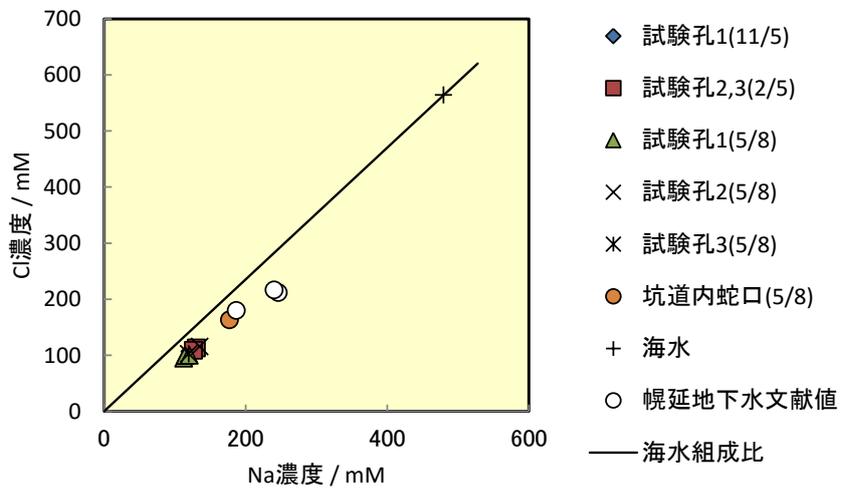


図 3.6.1-5 Na と Cl 濃度の比較

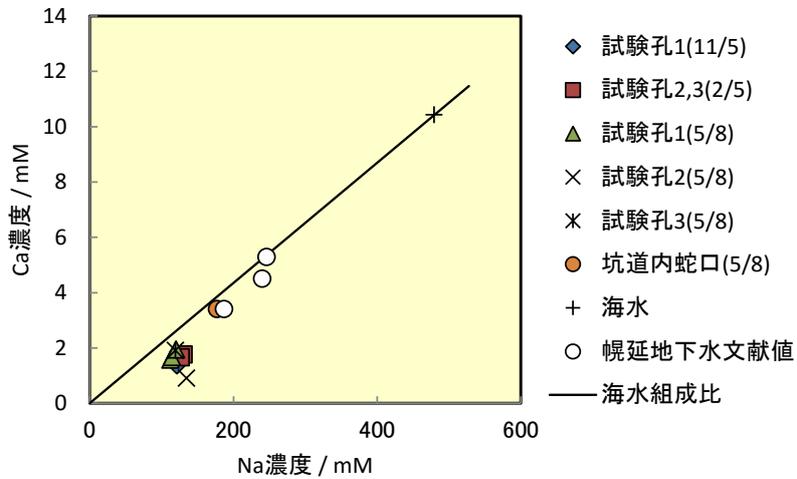


図 3.6.1-6 Na と Ca 濃度の比較

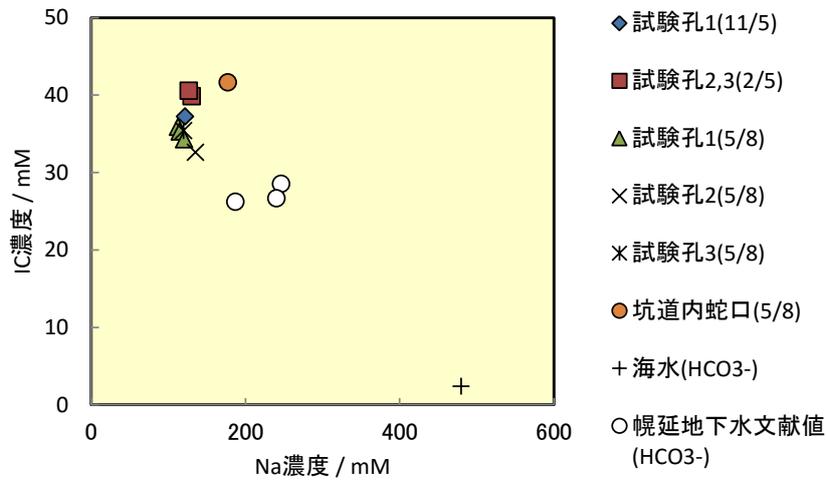


図 3.6.1-7 Na と IC 濃度の比較

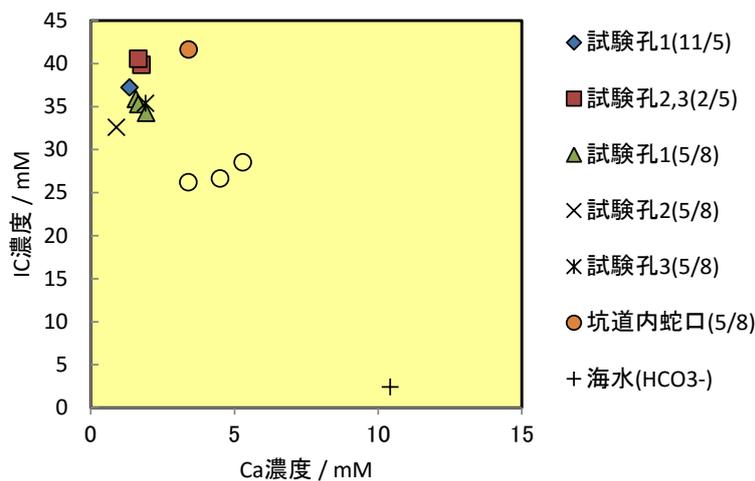


図 3.6.1-8 Ca と IC 濃度の比較

### 3) pH・Eh センサー

試験孔内の地下水環境(pH 及び Eh、温度)を in-situ で計測するためにデータロギング機能付きセンサーを注水管中に設置した。

#### a Eh 計の検証

地下工学規模試験での使用に先立ち、Eh 計の検証を行った。試験は、GB 内で、模擬地下水の Eh を別途準備した Eh 計で計測し、その後、実際に計測に使用している Eh 計での値と比較した。模擬地下水は、図 3.6.1-3 を参考に、幌延の地下水を模擬し、GB 内(酸素<1ppm)で Ar バブリング及び電解鉄で還元した。模擬地下水の組成は、表 3.6.1-3 に示す。

GB 内での Eh 計の検証試験結果を図 3.6.1-9 に示すが、模擬地下水に浸漬後数時間で Eh は-

500mV 程度を指示した。別途 Eh 計で測定したこの模擬地下水の Eh は-541mV であり、概ね一致した。地下水から取り出し後、この Eh に付随している pH 計の校正を実施した後、再浸漬すると、Eh は-515mV 程度となった。

表 3.6.1-3 GB 内試験の模擬地下水の組成

模擬地下水組成	濃度	
	(mg/L)	(mmol/L)
Na	2642.4	114.89
Ca	33.8	0.84
K	182.7	4.67
Mg	44.0	1.81
B	73.0	6.75
Cl	3433.0	96.70
IC	385.1	32.09
pH	8.86	25.2°C
Eh	-474mV	25.0°C

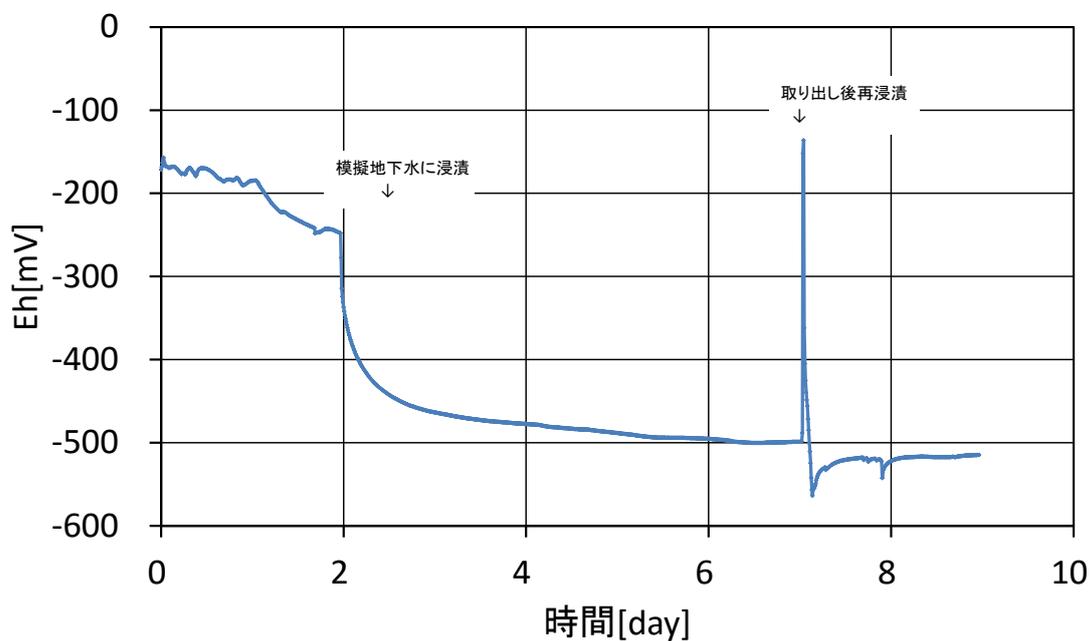
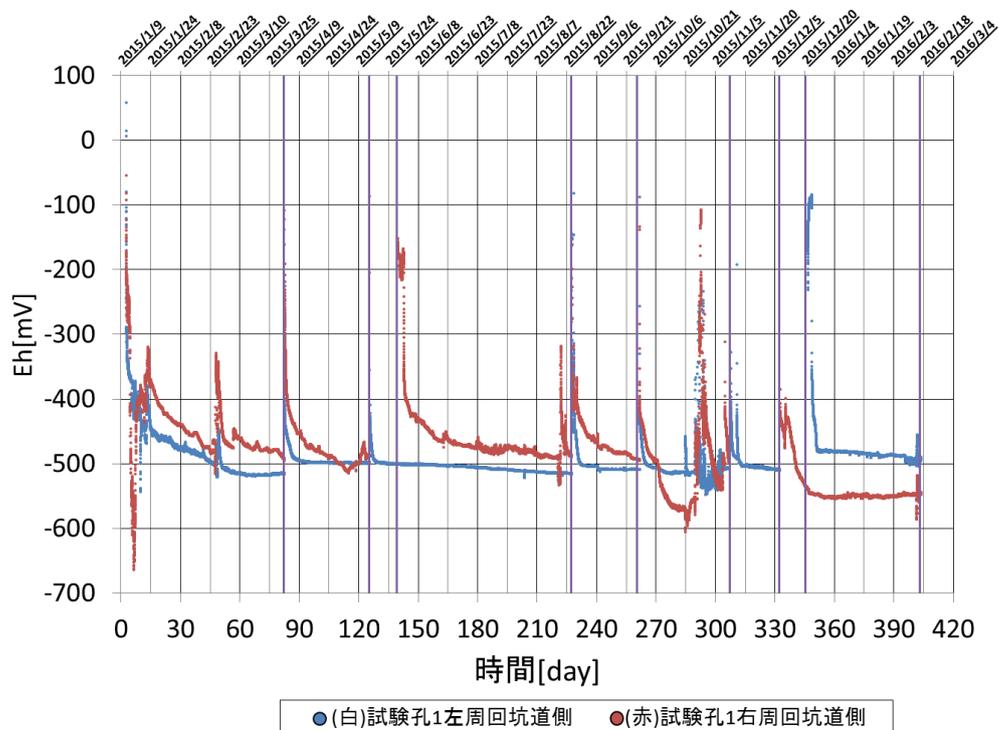


図 3.6.1-9 GB 内での Eh 計の検証試験結果

b Eh 測定結果

地下水工学規模試験体における試験孔中地下水の Eh の測定結果を図 3.6.1-10 に示す。データ取

出しの際にセンサーが空気に触れる為、Ehが大きく上昇するが、概ね-500mVであった。周回坑道右側(赤)のEh(図3.6.1-10赤のプロット)の応答性が悪いが、このEh計には、炭酸カルシウムと思われる白色の析出物が付着しており、そのために応答が悪くなったと考えられる。



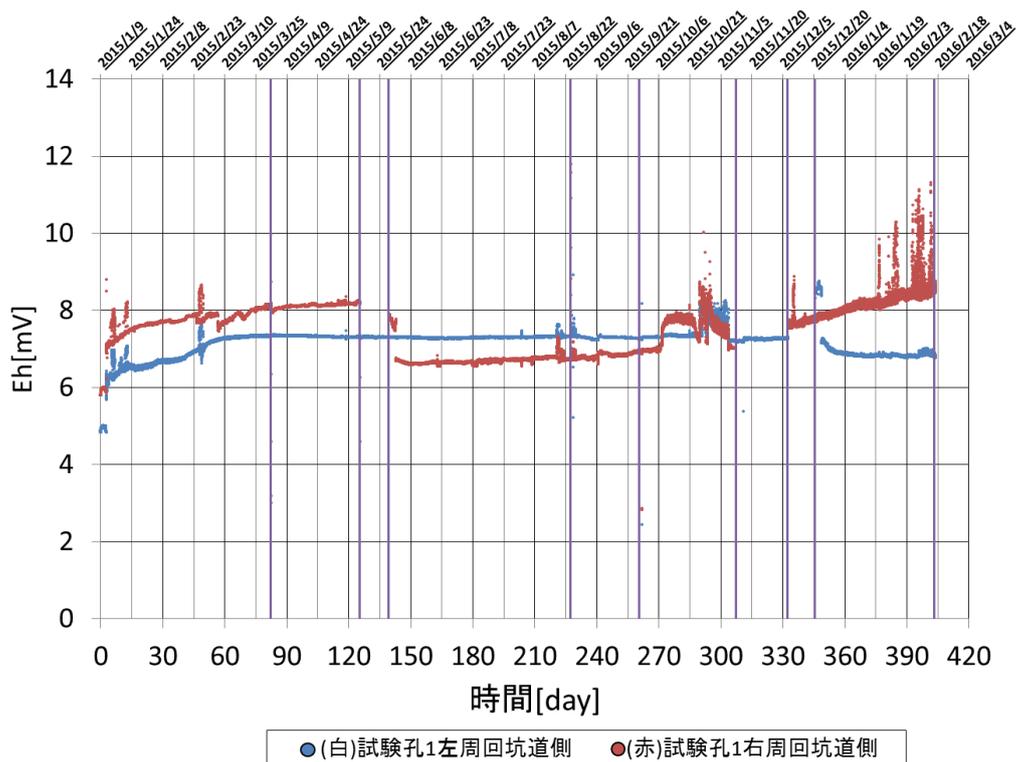
**紫縦線:**データ採取等イベント

- データ採取(2015年4月2日)
- データ採取(2015年5月15日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 検証試験のため一時撤去(2015年5月15日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 検証試験終了のため再設置(2015年5月29日)
- データ採取(2015年8月25日)
- データ採取(2015年9月27日)
- データ採取(2015年11月13日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 注水タンク計測のため一時撤去(2015年11月13日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 注水タンク計測終了のため一時撤去(2015年12月8日)
- データ採取(2015年12月8日)
- (白)試験孔1周回坑道左側 検証試験のため一時撤去(2015年12月8日)
- (白)試験孔1周回坑道左側 検証試験終了のため再設置(2015年12月21日)
- データ採取(2015年2月17日)

図 3.6.1-10 地下工学規模試験 地下水の Eh 測定結果  
(2016年2月17日最新)

### c pH 測定結果

地下工学規模試験体における試験孔中地下水の pH の測定結果を図 3.6.1-11 に示すが、pH は 7 前後で推移している。



**紫縦線:** データ採取等イベント

- データ採取(2015年4月2日)
- データ採取(2015年5月15日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 検証試験のため一時撤去(2015年5月15日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 検証試験終了のため再設置(2015年5月29日)
- データ採取(2015年8月25日)
- データ採取(2015年9月27日)
- データ採取(2015年11月13日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 注水タンク計測のため一時撤去(2015年11月13日)
- (赤)試験孔1周回坑道右側 注水タンク計測終了のため一時撤去(2015年12月8日)
- データ採取(2015年12月8日)
- (白)試験孔1周回坑道左側 検証試験のため一時撤去(2015年12月8日)
- (白)試験孔1周回坑道左側 検証試験終了のため再設置(2015年12月21日)
- データ採取(2015年2月17日)

図 3.6.1-11 地下工学規模試験 地下水の pH 測定結果  
(2016年2月17日最新)

4) 3電極センサー

図 3.6.1-12 に 3 電極式腐食センサーによる腐食速度計測値の経時変化を示す。試験開始から約 120~170 日経過後から腐食速度が増加している。3 電極センサーが低酸素濃度の還元雰囲気では低い腐食速度を示す一方、酸化性雰囲気中において高い腐食速度を示すことは、本センサーの化学プラントの環境変化の検知における実績と、本検討で実施したラボスケール試験で確認済みである。この事実を踏まえ、以下に示す系内の状態変化を推察した。

- ・OP 埋込型センサー (図 3.6.1-13 中の p1(黄色)) : 計測初期に OP 試験体とベントナイト間に空気ギャップが存在かつ水分量が少なかったのに対し、約 170 日経過後には膨潤したベント

ナイトが OP 試験体表面と接触し、腐食速度が上昇した可能性がある。このとき、緩衝材透過水の酸素濃度が高く、炭素鋼の腐食による酸素消費による OP 試験体近傍の酸素枯渇が生じず、高い腐食速度が維持された可能性がある。

- ・小型センサー（図 3.6.1-13 中の p2(青)p3(緑)）：試験開始から約 120 日経過後には緩衝材内のセンサー設置位置に地下水が達し、腐食速度が上昇した可能性がある。

上述の 3 つの 3 電極センサーは試験開始から約 170 日経過以降、ヒーターによる加熱の有無によらず全て高い腐食速度を示している。しかし、OP 試験体は後述する高い含水率の緩衝材中にあり、酸素の供給は緩衝材中の拡散移動により大きく制限されているはずである。よって、高い腐食速度は別の要因による可能性があり、今後確認が必要である。但し現在腐食試験は継続実施しており、OP 試験体表面と緩衝材表面の接触等、試験装置内部の直接観察はできず、データから最も整合性のある状態推定を行なう必要がある。

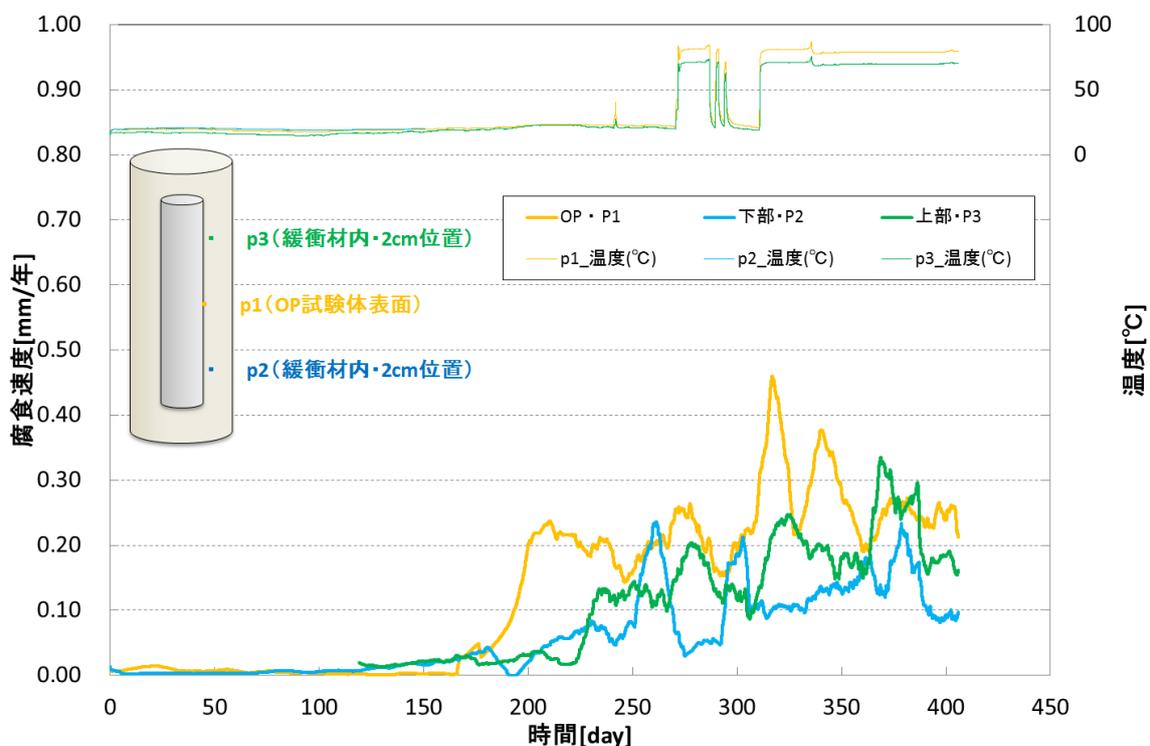


図 3.6.1-12 地下工学規模試験 腐食速度の経時変化（3 電極式腐食センサー）

## 5) 亜鉛照合電極

### a 測定結果

地下埋設環境での OP 試験体の電位の経時変化を図 3.6.1-13 に示す。同電位は、OP 試験体と同一試験孔内に設置した亜鉛照合電極を基準電位とした電位となる。また、次項のとおり、調査の結果、アースの問題により正しく計測されていないことが判明しており、対策を実施した図 3.6.1-13 の試験開始後 270 日以降、+0.3V vs. Zn オーダーの比較的高い電位を維持している。

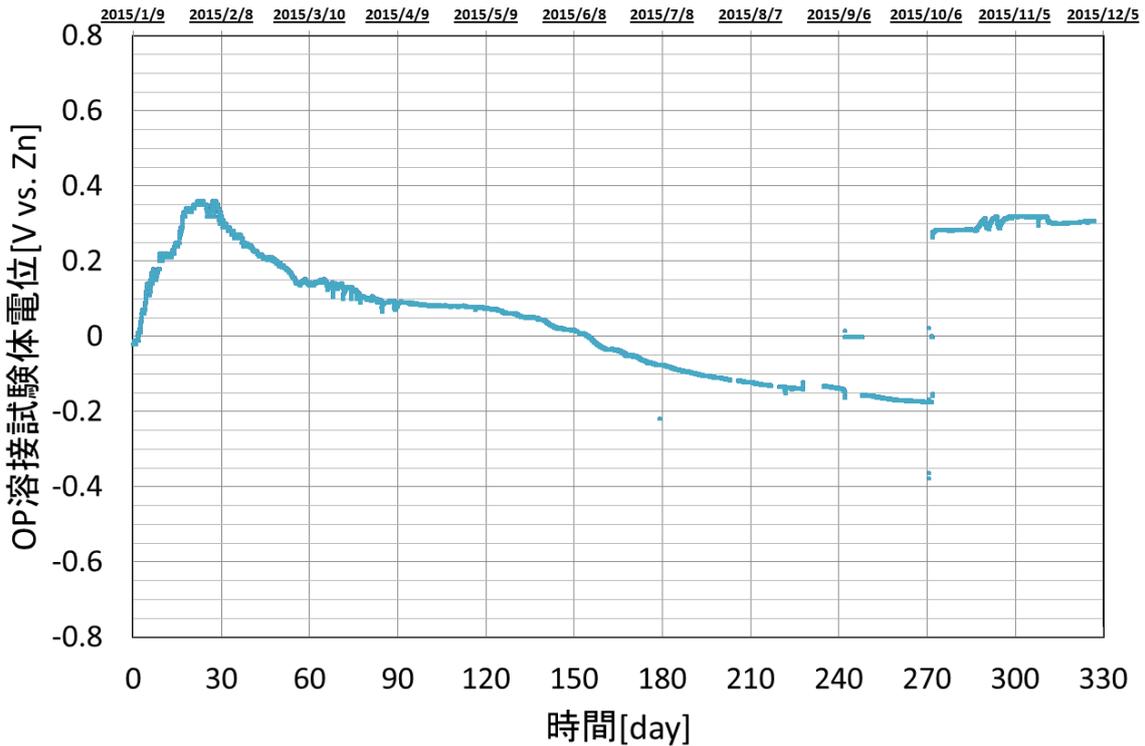


図 3.6.1-13 地下工学規模試験 溶接試験体電位（亜鉛照合電極基準）の経時変化

b オーバーパック溶接試験体の電位測定における異常値の改善

本作業により、幌延 URL 内工学規模・地下試験装置のユーティリティ電源のアース電位に何らかの問題があり、測定機（エレクトロメータ）の測定値に影響することが判明した。アースを使用しない回路構成とすることで測定値を正常に回復させることができた。

(a) 使用機器

- ・エレクトロメータ（既設品を使用）
- ・ノート PC 接続のカード型ポテンショスタット（バッテリー駆動で 100V 電源のアース影響を排除した測定が可能）
- ・電源コネクタ用アダプタ（3 極から 2 極に変換）

(b) 作業内容・結果

i. 仮設と既設の亜鉛照合電極および OP 試験体の電位測定

（ユーティリティ 100V 電源のアース影響を排除した測定の実施）

- ・測定内容は以下の 3 種類を対象とした。なお、①から③の測定対象の詳細を図-1 に示す。

①試験孔 2 に仮設した亜鉛照合電極に対する OP 試験体の電位

②試験孔 1 に既設の亜鉛照合電極に対する OP 試験体の電位

③既設と仮設の亜鉛照合電極間の電位

③は、①と②の差分値となるはずであり、その検証として実施した。

なお、①・②・③は個別に同一の測定器を使用して電位を測定した。図 3.6.1-14 では模式的

に同一回路上に図示したが、実際には1か所ずつ測定している。

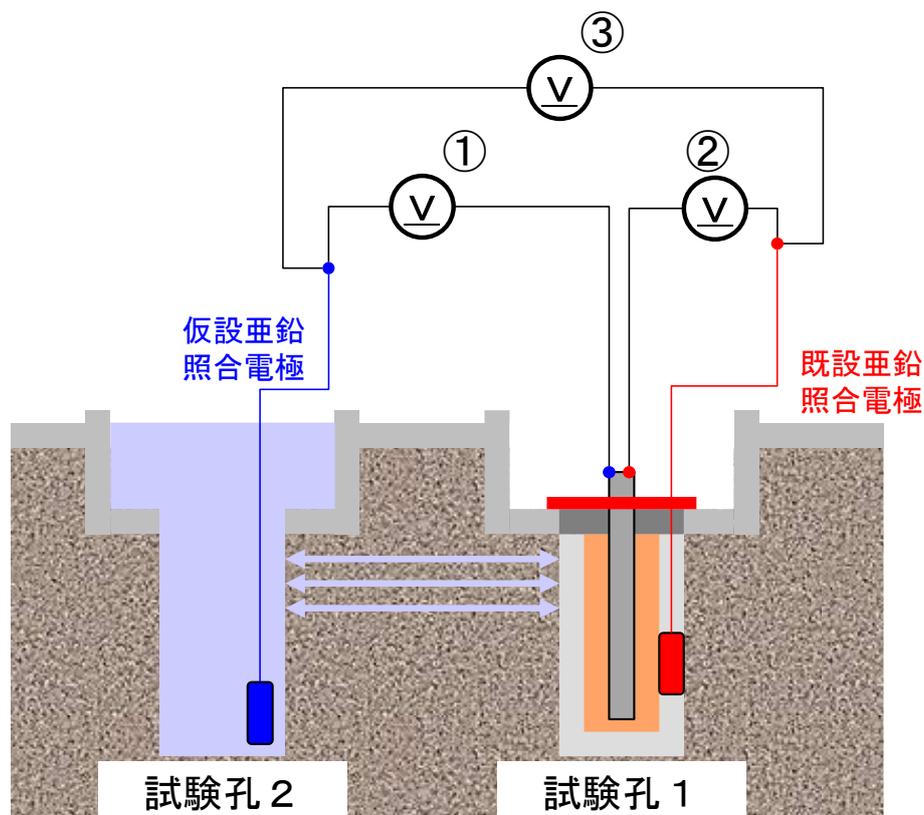


図 3.6.1-14 電位測定箇所の模式図

- ・ 電位差測定には、駆動電源からのアース影響の排除を目的として、バッテリー駆動のノート PC 接続のカード型ポテンショスタットを使用した。測定結果を図 3.6.1-15 に示す。
- ・ 図 3.6.1-15 のとおり、垂鉛照合電極に対する OP 試験電位（青・赤のプロット）は+240～+300mV と妥当な値を示した。これは、既設の制御盤内のエレクトロメータが示す負の値とは異なる。よって、既設の制御盤内のエレクトロメータ又は制御盤内回路に何らかの異常があることが明らかとなった。  
(注：図 3.6.1-15 の複数点の電位異常は、測定中にケーブルに触れた際に電位が 0 となった後、数秒間の回復過程で測定された。)

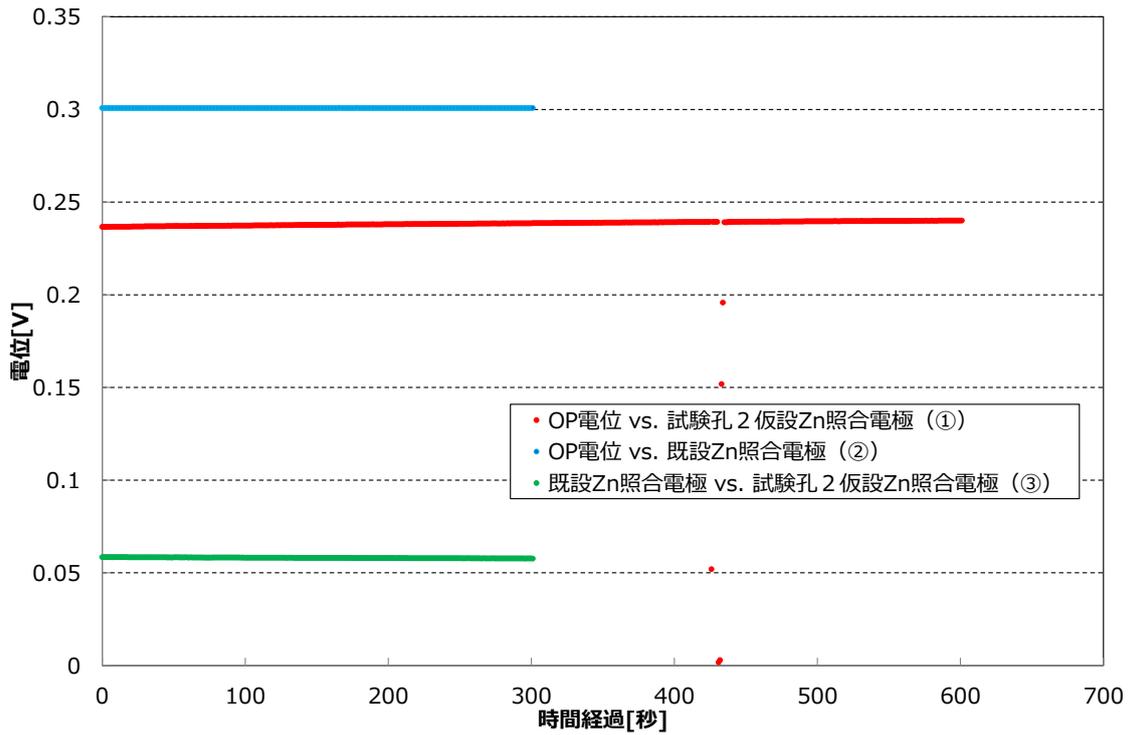


図 3.6.1-15 電位測定結果 (カード型ポテンショスタット使用)

ii.ユーティリティ電源のアース影響の確認作業

- ・制御盤内の測定機器で唯一、エレクトロメータが3極の電源コネクタを使用して供給ユーティリティ 100V 電源のアースを使用していたことから、これを2極に変換するアダプタを使用し、アースを使用しない状態とした (図 3.6.1-16、図 3.6.1-17 参照)。

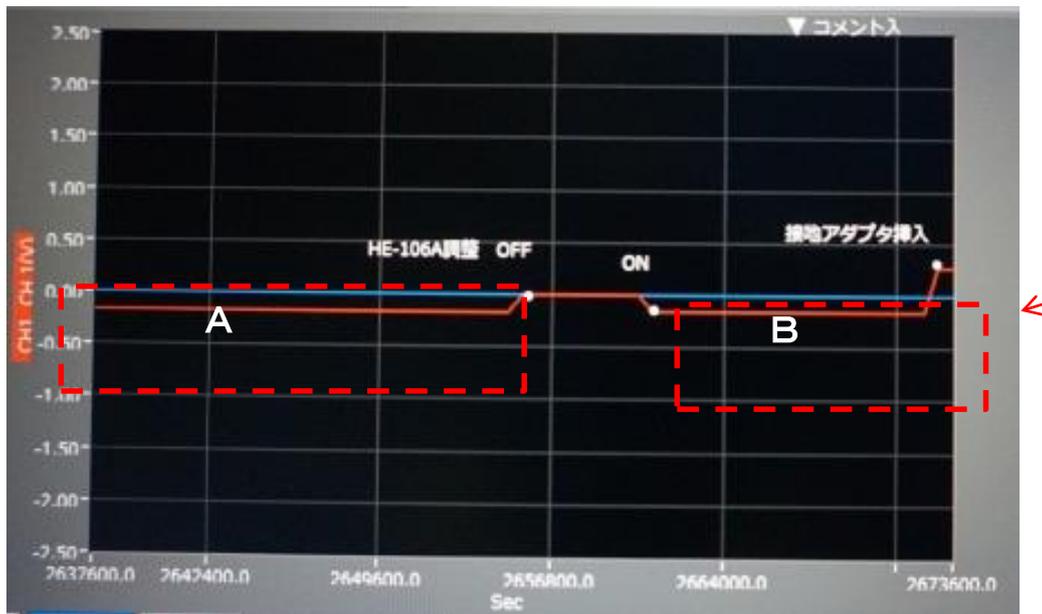


図 3.6.1-16 接続先コンセント (3極アース式)



図 3.6.1-17 2極変換アダプタ適用後  
(左:使用箇所 (左端上部)、右 : アダプタ形状)

・亜鉛照合電極に対する OP 試験電位がそれまでの負の値から正の値に変化した (図 3.6.1-18 と図 3.6.1-19 参照)。これは、カード型ポテンショスタット (アース影響を排除した測定) の結果と同様であり、測定がアースの影響を受けず、正常化したことを示している。



AとB : 2極変換アダプタ適用前  
(A・Bとも負の異常値を示す)  
A : 仮設亜鉛照合電極に対する OP 試験体電位  
B : 既設亜鉛照合電極に対する OP 試験体電位

C : 2極変換アダプタ適用後  
(正の正常値を示す)  
C : 既設亜鉛照合電極に対する OP 試験体電位

図 3.6.1-18 電位測定画面 (データロガー付属ソフトウェア)  
(横軸 : 1月の測定開始からの経過時間[秒]、縦軸 : 電位[V])



図 3.6.1-19 エレクトロメータ測定状況

(2極アダプタ導入後。LED表示が正の電位を示している。図 3.6.1-18 のCの状態。)

iii. 3極から2極への変換アダプタの常設化

- ・前項の結果を受け、客先承認の元、変換アダプタを常設機器とした。
- ・交換後数時間、電位変動は無く、安定していることを確認した (図 3.6.1-20 参照)。



図 3.6.1-20 電位測定画面

(2極アダプタ導入から写真3のCの状態まで安定)

(横軸：1月の測定開始からの経過時間[秒]、縦軸：電位[V])

c 電位測定に係る考察

汽水域から海水域に設置された大型のステンレス鋼製溶接構造物各所の電位を計測する場合、塩ビ製の人工海水銀塩化銀照合電極[21]、および先端のみを露出させた導通用のステンレス棒電

極を束ねた電位測定用電極対を潜水夫が、息を止めて、測定対象に押し付ける。測定対象との導通はステンレス鋼棒の先端が受け持ち、その棒に、若干、先端位置をずらして照合電極を固定することによって、測定対象と照合電極との距離を一定に保つ。デジタルマルチメーターで示される電位を見ながら、電位がほぼ安定するまで待って、その時の電位を測定値[22]とする。

電位の連続モニタリングに際して、試験体/機器の設置（接地）状況の計測結果への影響[23]と対策を図 3.6.1-21(a)に示すように、(a) 試験体、バッテリー駆動のノートパソコンなどの計測機器がともに浮いた理想的な系、および、設置された状態で地面にアースが落ちているものの、特段の意識をしなくてもうまくいっていた計測も、(b) 接地された試験体と、商用 100 V 電源に接続された機器が干渉を起こし、データが採取できないことがある。そのような場合、(c) アイソレーションアンプを介することで、電氣的絶縁を設けることで解決を図る。もしくは、単純に計測機器側の極性を変える、アース線を外すなどの対症療法でも解決することがある。

照合電極は、プラスチックケースに電極部と電解液を収納し測定リード線が付属している、現場での耐久性が高いもの[24]が必要であるが、水深のある（水圧のかかる）海水環境であれば、Ag/AgCl 電極線そのものを直接設置し、海水照合 Ag/AgCl 電極として使用することも可能である。

すなわち、管理された実験室試験における試験体の電位は、通常、図 3.6.1-22 に電気化学測定装置の組立図[25]を示すように、試験片にルギン管の先端を近接させた塩橋を介して安定した KCl 中に設けた照合電極との間の電位を計測する。一方、埋設式照合電極[26]による鉄製大型試験体(構造物)の電位計測は、図 3.6.1-23 に示すように、布袋の内部に充填され電解質溶液を含有するバックフィルと、このバックフィルに浸漬された電極本体と、一端が電極本体に接続され他端が外部の測定機器に接続可能とされたリード線からなる埋設式照合電極をタンク底板の下などの土壌やコンクリート中に埋設して、電位を計測する。この種の埋設式照合電極のうち、土中埋設用としては、高純度亜鉛棒をバックフィルと呼ばれる石膏とベントナイトを主成分とする粉末で包んだ亜鉛照合電極や、純銅棒の液絡部を有するケーシング内に収納し、このケーシング内部に飽和硫酸銅溶液あるいは飽和硫酸銅溶液を含有する石膏またはペースト等を充填した飽和硫酸銅照合電極が実用化されている。また、コンクリートへの埋設用としては、液絡部を有するケーシング内に純鉛棒を収納し、前記ケーシング内部に水酸化カルシウムを主成分としたアルカリ性電解質を含む石膏またはペーストを充填した鉛照合電極が実用化されている。上記の亜鉛照合電極、飽和硫酸銅照合電極および鉛照合電極によれば、電極内部の金属が接触する電解質の濃度および量を一定範囲内に保つ限りは電極電位が一定値に維持されるが、電解質が土壌中へ散逸、または土壌中の水分が電極内部に侵入すると、電極電位は本来の値と差異を生じてくるケースが指摘[26]されている。

内径  $\phi 100$  の炭素鋼製筒内に、亜鉛照合電極を設置し、模擬地下水(1m mol/L  $[\text{HCO}_3^-]$ )を満たした 40°C の環境で、電位の連続測定を行った。亜鉛電極の飽和甘こう電極(SCE)基準の電位(H26 成果)を図 3.6.1-24 (a)に示すようにカタログ値の -1030 mV vs. SCE よりも若干低いところで安定していた。同様に炭素鋼製容器の電位も安定していた。中性自然水(1m Mol/L  $[\text{HCO}_3^-]$ 、40°C)中、ベントナイト中の Fe(容器)の電位の照合電極依存性を図 3.6.1-24 (b)に示す。ベントナイト中では pH の上昇に伴い、電位が若干上昇している。ステンレス鋼などの自然浸漬電位(局部腐食

を起こしていない最も貴な電位)、ESP と pH の関係は、 $ESP = +0.733 - 0.059pH$  の関係[27]に代表されるように $-59 \text{ mV/pH}$  程度が見込まれる。亜鉛照合電極電位の温度依存性は得られていないが、飽和甘こう照合電極(飽和 KCl)、および、Ag/AgCl(1M KCl)照合電極の電位の温度依存性[28]は、 $15^\circ\text{C}$ と $40^\circ\text{C}$ で $10\sim 20 \text{ mV}$ であるから、概ね、 $1 \text{ mV}/^\circ\text{C}$ 程度と見込まれる。塩化物濃度依存性は、ネルンストの式に従い

$$E = E^0 - \frac{RT}{F} \ln a_{Cl^-}$$

で表わされる。

ここで、実験室における試験体の電位の測定と、鉄製大型試験体(構造物)の電位の測定を比較して表 3.6.1-4 に示すように、電位測定対象の大きさ、および、電位測定対象が曝される環境が異なり、それに伴い、照合電極の置かれる環境、照合電極の大きさ、電位測定対象と照合電極との距離が異なる。さらに、計測期間も異なり、鉄製大型試験体(構造物)の電位の測定に際しては、常時のアクセスが不能な非管理下に置かれることも多い。

現場での計測例として、旧江戸川に設置した試験体の電位、および塩化物濃度の経時変化[29]を図 3.6.1-21 (b)に示す。浸漬開始時点では、ほぼ河川水であり、電位は順調に貴化していったが、80 日経過後から塩化物濃度が上昇し、電位は低下して行った。すきま腐食の生起・進展による電位の低下とも考えられるが、試験体と炭素鋼製架台との絶縁不良が発生して、試験体が炭素鋼によって電気防食された影響が重畳している。したがって、200 日後の点検で再度絶縁を図ったところ、より高い電位を示すようになっていた。後半の計測では、電位は塩化物濃度の変化に対応して変動しているが、 $ESP = +0.8 \text{ V vs. SHE}$  は、これまでの多くの報告( $+0.6 \text{ V vs. SHE}$ ) [30]よりも  $200 \text{ mV}$  程度高い。このように、水中に設置した大型構造物の連続電位計測などによる腐食モニタリングは技術的には可能であるが、測定方法、および、データの解釈に幾つかの課題が残っている。実測電位が、あらかじめ予想される電位域から外れた際には、想定の見直し、危機トラブルの両面からアプローチする必要がある。

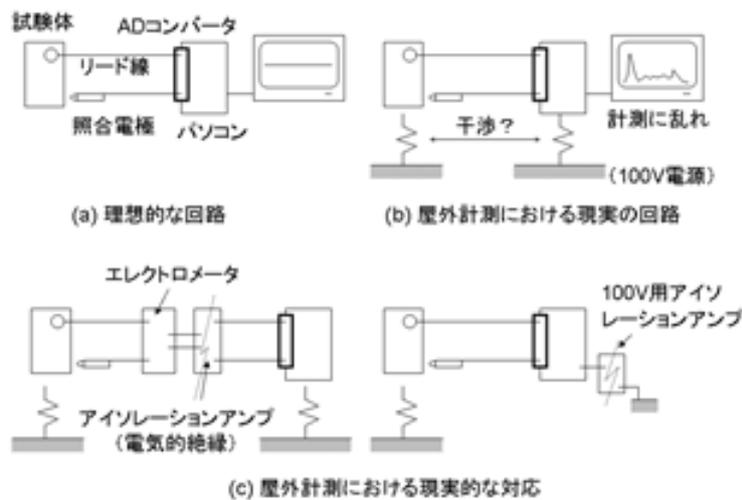
炭素鋼の Fe-H<sub>2</sub>O 系の電位-pH 図、および、各種環境中で測定した Fe の電位( $E_{\text{corr}}$ )-pH 関係[31]を図 3.6.1-25 に示す。酸性から中性域においては $-0.7 \text{ V vs. SHE}$  前後の電位を示し、pH の上昇に伴って概ね  $59 \text{ mV/pH}$  で低下する。一方、脱不働態化 pH、pH<sub>d</sub> を超えて弱アルカリ性からアルカリ性域になると電位は貴化して  $0 \text{ V vs. SHE}$  前後の値を示し、同様に pH の上昇に伴って概ね  $59 \text{ mV/pH}$  で低下する。したがって、実測電位から炭素鋼が全面腐食領域に置かれているか、不働態域に置かれているかの推察が可能である。

ここで、地下埋設環境での模擬 OP の電位の経時変化(~90 日)を図 3.6.1-26 に示す。Zn 照合電極電位のカタログ値： $-1030 \text{ mV vs. SCE}$ 、および、 $40^\circ\text{C}$ の模擬地下水、および、含水ベントナイト中の Fe 容器の Zn 照合電極基準電位、および、pH の計測から、 $\Delta E : 0.125 \text{ mV}$ 、 $\Delta pH : 2.24$ 、一般的な E-pH 関係： $-59 \text{ mV/pH}$  に基づく電位差は  $\Delta E : 132 \text{ mV}$  となるから、SCE 換算したベントナイト埋設中の電位を図 3.6.1-26 の Y2 軸に付記した。すなわち、実測電位が  $0.1\sim 0.2 \text{ V vs. Zn}$  であれば、通常我々が認識している Fe の電位域(実測電位 $-1030 \text{ mV} \pm \text{pH 寄与}$ )に

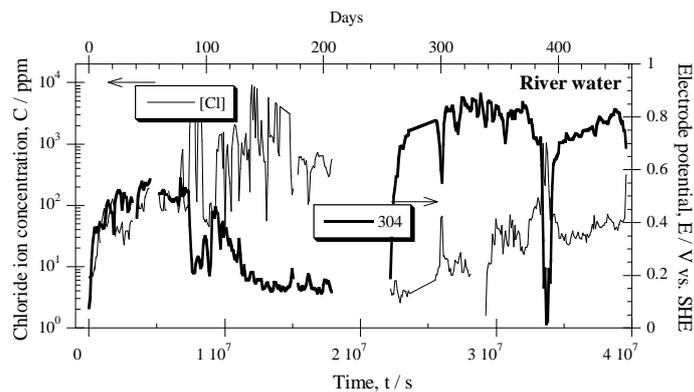
ある。

地下埋設環境での模擬 OP の電位の経時変化の中で、10~40 日目の電位が高い期間では、水の供給が律則されて模擬 OP が不動態化傾向にあったと推察できる。40~90 日の期間は、概ね、炭素鋼の大気平衡の弱アルカリ性(pH~8.5)中の電位域になっている。90 日以降は電位がさらに低下して、調査の結果、アースの問題により正しく計測されていないことが判明した。

設定し直した結果を図 3.6.1-13 に示した通り、模擬 OP 溶接試験体の電位は+0.3V vs. Zn 程度に安定していることから、Zn 照合電極の換算値(-1,030mV vs. SCE)から-0.5V vs. SHE 程度と換算(pH 依存性の換算なし)され、鉄の中性自然水中の一般的な電位域にあることから、定常値として正確に計測されていると判断できる。



(a) 試験体/機器の設置 (接地) 状況の計測結果への影響と対策



(b) 旧江戸川に設置したステンレス製試験体の電位、および塩化物濃度の経時変化  
 図 3.6.1-21 水中に設置されたステンレス鋼製溶接構造物の腐食モニタリング[23]

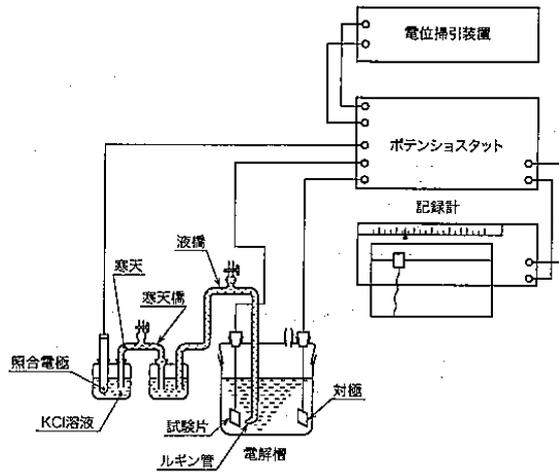


図 1 測定装置の組立図 (一例)

図 3.6.1-22 電気化学測定装置の組立図[25]

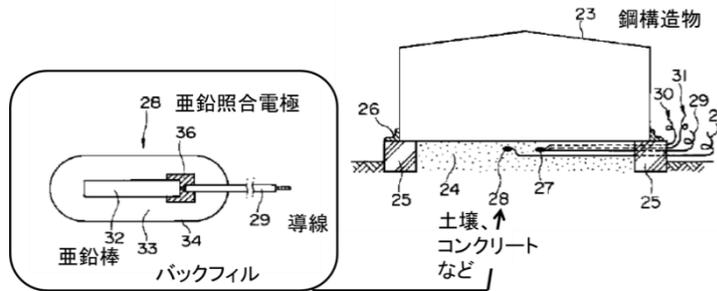
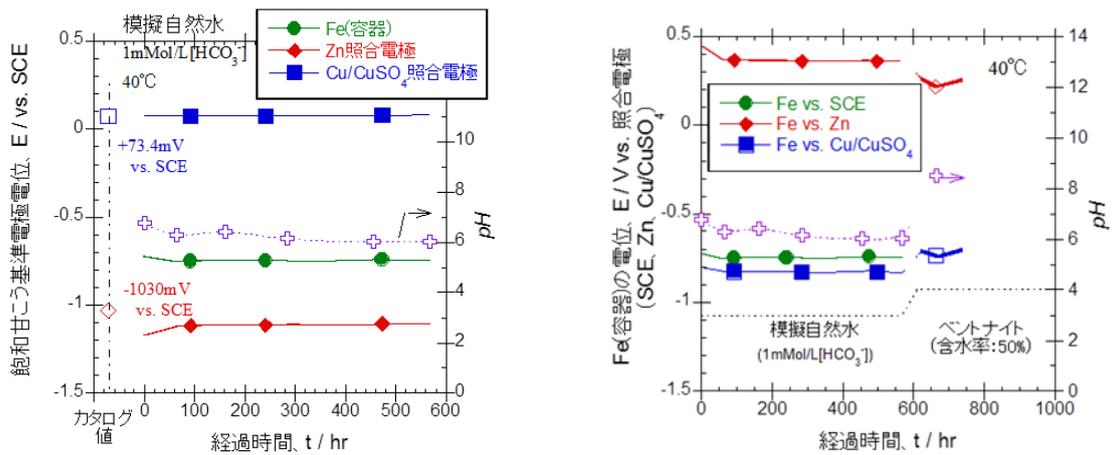


図 3.6.1-23 埋設式亜鉛照合電極の構造、および、設置状況 (模式図) [26]



(a) 中性自然水(1 m Mol/L[HCO<sub>3</sub><sup>-</sup>], 40°C)中の Fe(容器)、Zn 照合電極、Cu/CuSO<sub>4</sub> 照合電極の電位 (b) 中性自然水(1 m Mol/L[HCO<sub>3</sub><sup>-</sup>], 40°C)中、ベントナイト中の Fe(容器)の電位の照合電極依存性

図 3.6.1-24 亜鉛照合電極性能確認試験結果(平成 26 年度成果)

表 3.6.1-4 実験室における試験体と大型試験体(構造物)の電位測定の比較

	実験室における試験体	大型試験体(構造物)
電位測定対象の大きさ	数 cm <sup>2</sup> (20×30×3t など)	>数 m <sup>2</sup>
対象の曝される環境	水溶液 (室温、3.5%NaCl など)	土壌など埋設
照合電極設置環境	飽和 KCl など 既知の一定した管理環境	土壌など埋設/ 対象と同じ環境
照合電極の大きさ	小型(電極先端のガラス膜で 環境と接触)	大型(電極金属部が 100mm× Φ10~30mm など)
電位測定対象と照合電極との 距離	近接(<10mm など)	離れる(数 cm~m オーダー)
計測期間	数分~数千時間(管理下)	1~10 年以上(非管理下、常時 のアクセスが不能)

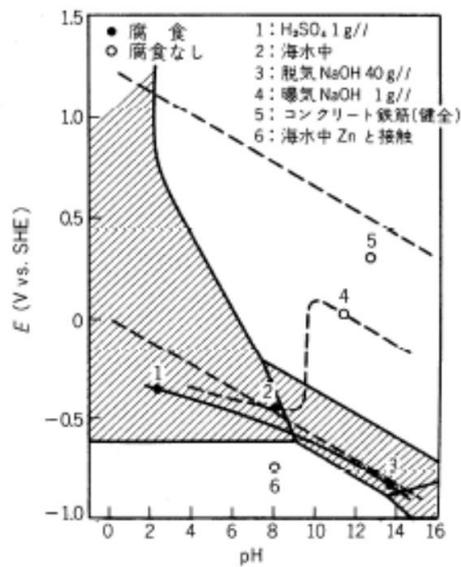


図 3.6.1-25 Fe-H<sub>2</sub>O 系の電位-pH 図および Fe の電位( $E_{corr}$ ) -pH 関係[27]

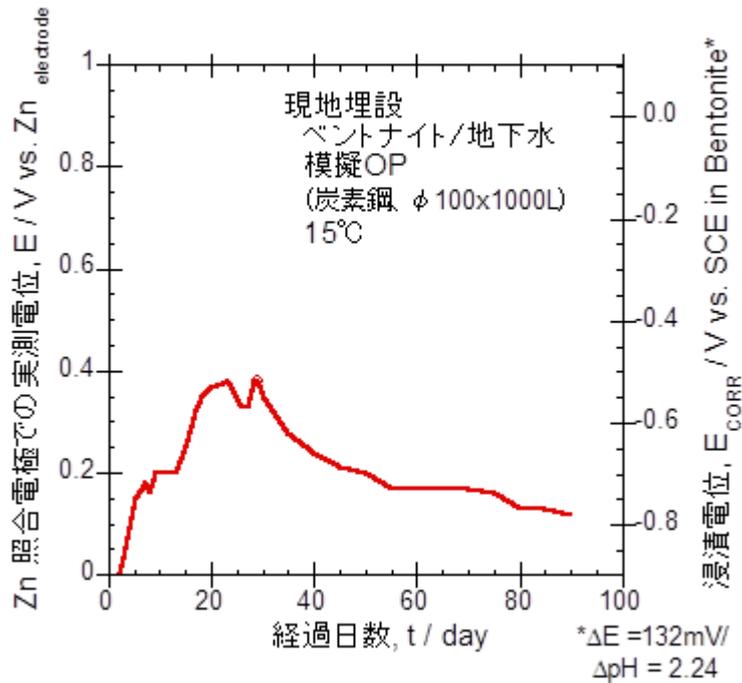


図 3.6.1-26 地下埋設環境での模擬 OP の電位の経時変化(～90 日)

#### 6) ACM センサー

ACM センサーは、長期間の腐食速度の測定には不向きであるが、3 電極センサーによる腐食挙動の妥当性を評価するために、ACM センサーにより試験初期の腐食挙動を調べた。

##### a 還元環境での ACM センサーの出力と腐食速度

土中埋設した ACM センサーの出力と腐食度の関係は、平成 26 年度の報告書に記載のように、腐食速度(mm/y)=0.0002×センサー出力(μA)+0.0293 である。しかしながら、ACM センサーは大気用のセンサーであるため、Eh の低い還元環境では、センサー出力の値が小さいために、腐食速度は、上式の y 切片である 0.0293mm/y に漸近してしまい、腐食速度への変換は困難であるので、低 Eh 環境のグローブボックス(GB)内で、緩衝材中の ACM センサーの出力を調べた。

##### b 試験方法

幌延の地下水を模擬するため、GB 内(酸素<1ppm)で Ar バブリング及び電解鉄で還元し Eh を下げた模擬地下水(組成は、表 3.6.1-5 参照)と緩衝材を GB 内で 3:2 の割合で混合し、そこに ACM センサーと炭素鋼を入れて、腐食試験を実施した。なお、模擬地下水と緩衝材の混合時には Eh は、146mv まで上昇したが、試験終了時には-300mV 程度まで低下した。試験イメージを図 3.6.1-27 に、試験条件は表 3.6.1-6 に示す。

表 3.6.1-5 GB 内試験の模擬地下水の組成

模擬地下水組成	濃度	
	(mg/L)	(mmol/L)
Na	2642.4	114.89
Ca	33.8	0.84
K	182.7	4.67
Mg	44.0	1.81
B	73.0	6.75
Cl	3433.0	96.70
IC	385.1	32.09
pH	8.86	25.2°C
Eh	-474mV	25.0°C

表 3.6.1-6 試験条件一覧(GB 内)

センサーチャンネル	試験片	試験片 大きさ	液性	Eh	緩衝材	地下水/緩 衝材混合比	センサー	期間
1	炭素鋼	30×20mm	模擬地下水	<-200mV	クニゲル V1 +30%珪 砂	3wt : 2wt	ACM センサー  22×26mm	7 日
2								21 日
3								49 日
4								49 日

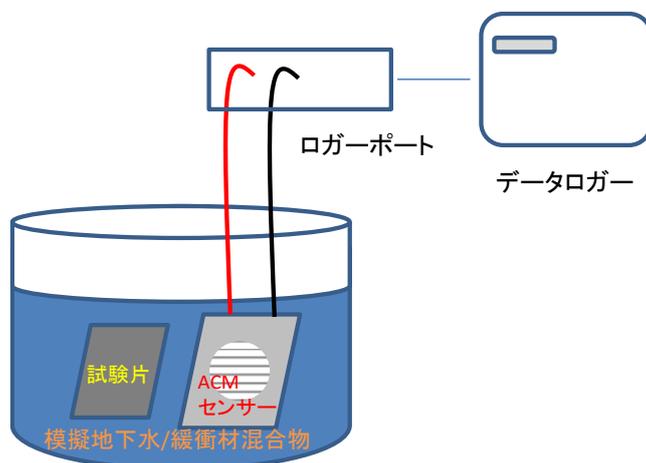


図 3.6.1-27 試験イメージ図

### c 試験結果

試験終了後の試験片及びセンサーの写真は図 4 29 と図 4 30 に示すが、ほとんど腐食は認められなかった。図 4 31 に、ACM センサーの出力の経時変化を示す。模擬地下水と緩衝剤を混合した際の Eh が高いため、初期の出力は大きいですが、徐々に低下した。

表 4 7 に試験片の重量変化から計算した腐食速度を示す。試験期間 7 日で約  $3.3 \mu\text{m/y}$ 、試験

期間 49 日で  $1 \mu \text{ m/y}$  となった。

#### d 測定結果

ACM センサーは環境因子により電気化学的に発生する腐食電流を直接計測できるセンサーである。試験体下部(2 段目)、中央部(7 段目)、上部(11 段目)の各緩衝材中及び試験孔砂層中(7 段目)に設置した。幌延工学規模試験体における ACM センサーの計測結果を、図 3.6.1-30 に示す。開始時に砂層設置のセンサーが信号を出していなかったため、下図からは除いた。大よそ設置後 60 日目頃には全てのセンサーが  $80 \sim 100 \mu \text{ A}$  程度の出力で一定となっており、設置後 150~180 日目頃には寿命を迎えている。同一の ACM センサーをイオン交換水中で計測した際はおよそ  $10 \mu \text{ A}$  程度の値を示していたことに比べると非常に大きい値である。

また設置後初期段階に、試験体内の残存する酸素量低下による初期の腐食速度低下の挙動も見られない。

表 3.6.1-7 試験片重量変化

試験片 NO.	重量(g)	縦(cm)	横(cm)	高さ(cm)	試験後重量 (g)	浸漬期間 (d)	腐食速度 ( $\text{g}/\text{m}^2 \cdot \text{h}$ )	腐食速度 ( $\mu \text{ m/y}$ )	備考
4	9.6131	3.004	2.003	0.204	9.6124	7	0.0030	3.31	ch1
5	9.6085	3.003	2.004	0.204	9.6064	28	0.0022	2.48	ch2
6	9.6085	3.004	2.004	0.204	9.6071	49	0.0008	0.95	ch3
7	9.6143	3.004	2.004	0.204	9.6128	49	0.0009	1.01	ch4

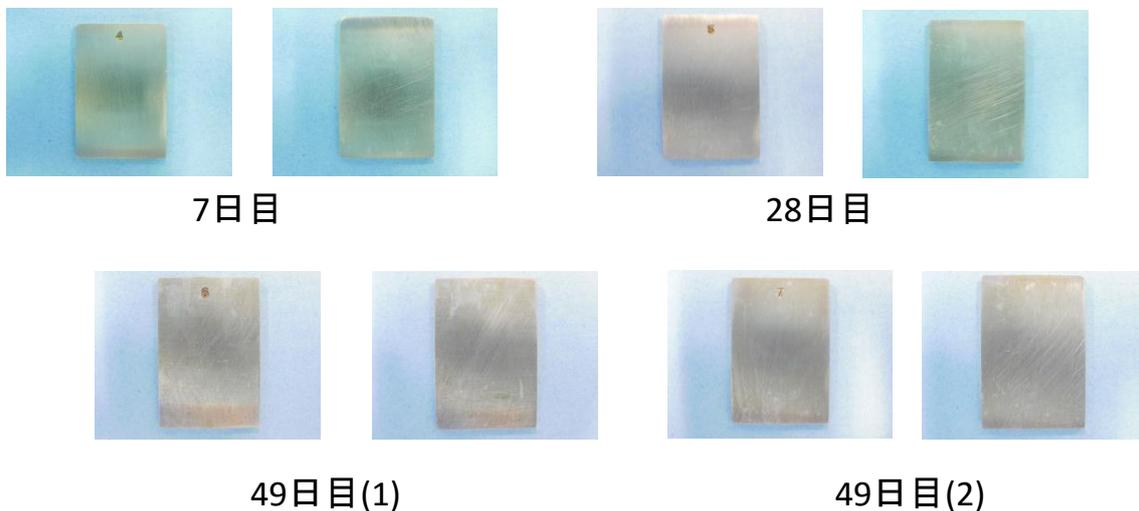


図 3.6.1-28 試験終了後の試験片



7日目

49日目(1)

49日目(2)

図 3.6.1-29 試験終了後の ACM センサー

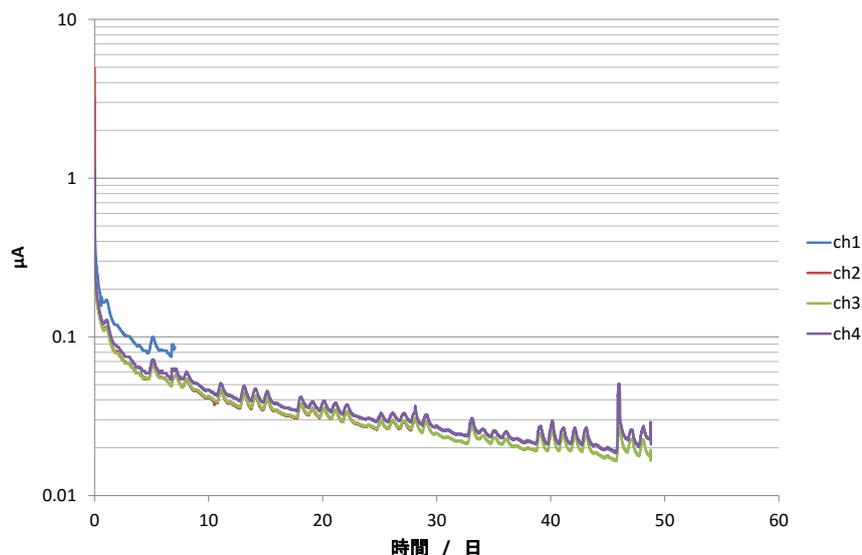


図 3.6.1-30 ACM センサーの出力の経時変化(GB)

e 大気環境での ACM センサーの出力と腐食速度

前項で還元環境での ACM センサーの出力と腐食速度の関係が分かったので、出力が比較的大きくなる大気環境での ACM センサーの出力と腐食速度を調べ、検量線を作成した。

(a) 試験方法

GB 内での試験方法に順じ、模擬地下水と緩衝材を GB 内で 3:2 の割合で混合し、そこに ACM センサーと炭素鋼を入れて、腐食試験を実施した。なお、調製した模擬地下水は窒素で一昼夜バブリング後使用した。試験開始時の Eh は 324mV であった。表 3.6.1-8 に試験条件を示す。

表 3.6.1-8 試験条件一覧(大気下)

センサーチャンネル	試験片	試験片 大きさ	液性	雰囲気	緩衝材	地下水/緩 衝材混合比	センサー	期間
1	炭素鋼	30×20mm	模擬地下水	大気下	クニゲル V1 +30%珪 砂	3wt : 2wt	ACM センサー	35
2								63
3							22×26mm	63
4								63

(b) 試験結果

試験終了後の試験片は、光沢は無いものの明確な腐食は見られなかった (図 3.6.1-31)。一方、緩衝材には濃い緑色及び茶色の腐食生成物が認められた (図 3.6.1-32)。図 3.6.1-33 に、ACM センサーの出力経時変化を示す。Ch1 の値が高いが他は概ね同じ  $1\sim 10\mu\text{A}$  となった。表 3.6.1-9 に、試験片の重量変化から計算した腐食速度を示す。出力値が高かった Ch1 の腐食速度が最も高かった。

表 3.6.1-9 試験片重量変化 (大気下)

Run No.	重量(g)	縦(cm)	横(cm)	高さ(cm)	試験後重量(g)	浸漬期間(d)	腐食速度(g/m <sup>2</sup> ・h)	腐食速度(mm/y)	備考
5	9.6121	30.04	20.03	2.04	9.6010	35	9.39E-05	0.105011	ch1
6	9.6062	30.03	20.03	2.03	9.5915	63	6.91E-05	0.076982	ch2
7	9.6070	30.03	20.03	2.03	9.5960	63	5.17E-05	0.057601	ch3
8	9.6126	30.03	20.03	2.03	9.6001	63	5.88E-05	0.065417	ch4



35日目



63日目



図 3.6.1-31 試験終了後の試験片



35日目



63日目

図 3.6.1-32 試験片取り出し後の緩衝材

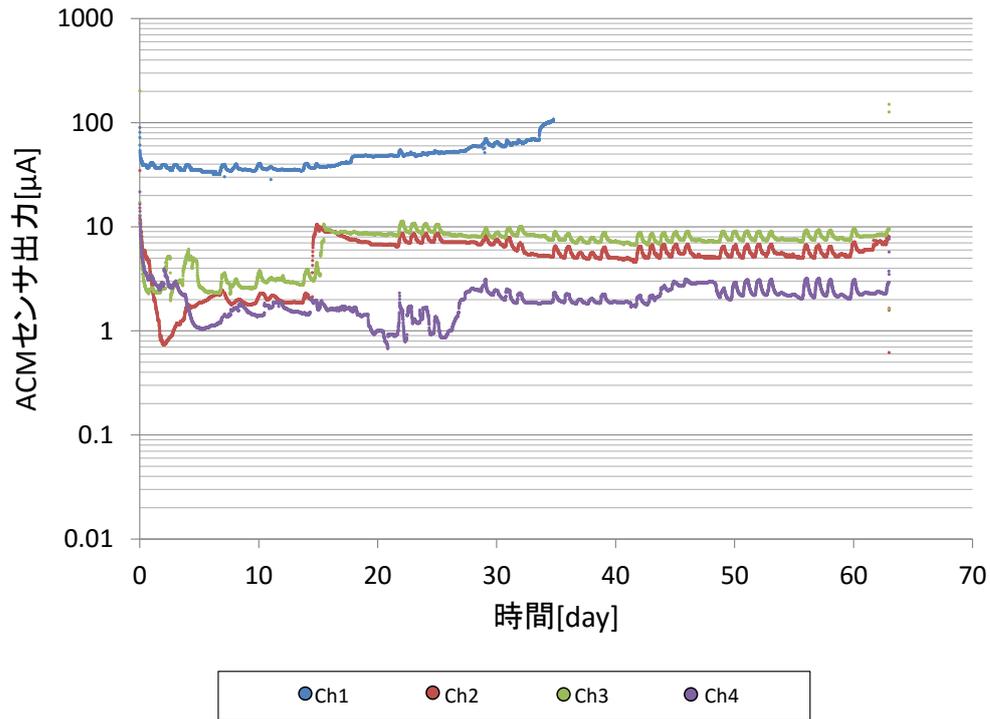


図 3.6.1-33 ACM センサーの出力の経時変化（大気下）

(c) ACM 出力値と腐食速度の関係（検量線）

還元環境及び大気環境での ACM センサーの出力と腐食速度の関係を整理した。結果を、図 3.6.1-34 に示す。この図から、ACM センサーの出力と腐食速度の関係は下式のようにになった。

$$\text{腐食速度(mm/y)} = 0.0164 \times \text{センサー出力}(\mu\text{A})^{0.6205}$$

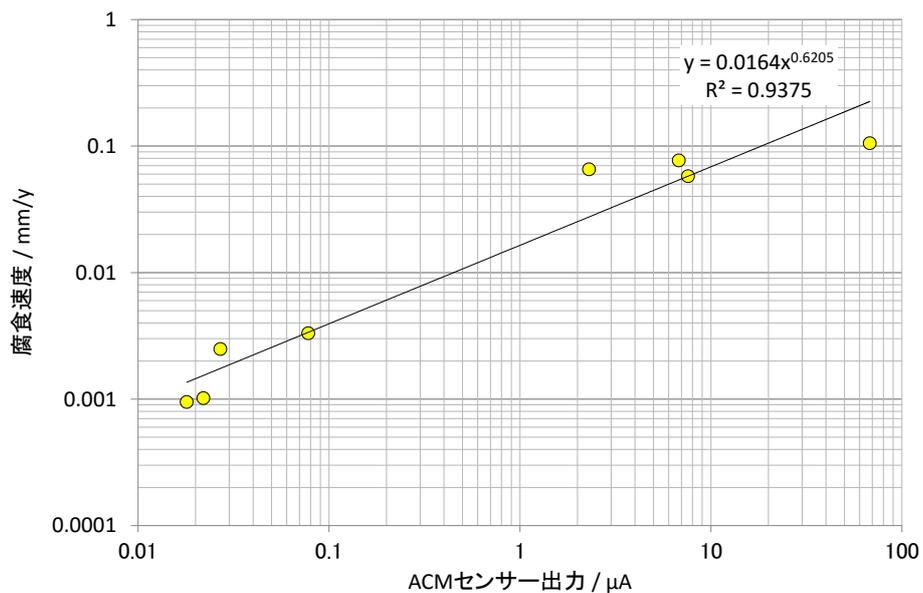


図 3.6.1-34 ACM センサーの出力

f 地下工学規模での測定結果

ACM センサーは環境因子により電気化学的に発生する腐食電流を直接計測できるセンサーである。試験体下部(2 段目)、中央部(7 段目)、上部(11 段目)の各緩衝材中及び試験孔砂層中(7 段目)に設置した。地下工学規模試験体における ACM センサーの計測結果を、図 3.6.1-35 に示す。開始時に砂層設置のセンサーが信号を出していなかったため、下図からは除いた。大よそ設置後 60 日目頃には全てのセンサーが 80~100  $\mu\text{A}$  程度の出力で一定となっており、設置後 150~180 日目頃には寿命を迎えている。

図 3.6.1-30 に示した、還元環境下における ACM センサーの出力 ( $<0.1 \mu\text{A}$ ) と比較し、今回の結果は 3 桁以上大きい。また、ACM センサーを大気中でイオン交換水に浸漬した時は大よそ 10  $\mu\text{A}$  程度の値を示したので、これと比べても大きい値である。ACM センサーの出力を腐食速度に変換した結果を、図 3.6.1-36 に示すが、0.2~0.3mm/y となった。

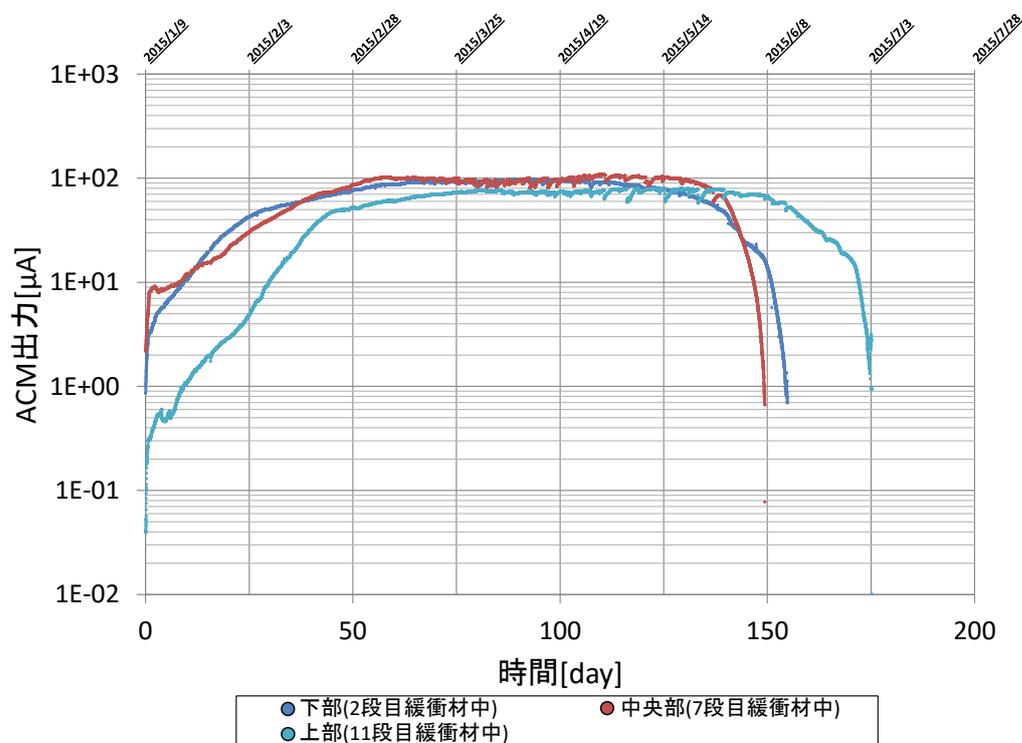


図 3.6.1-35 地下工学規模試験 ACM センサー測定結果

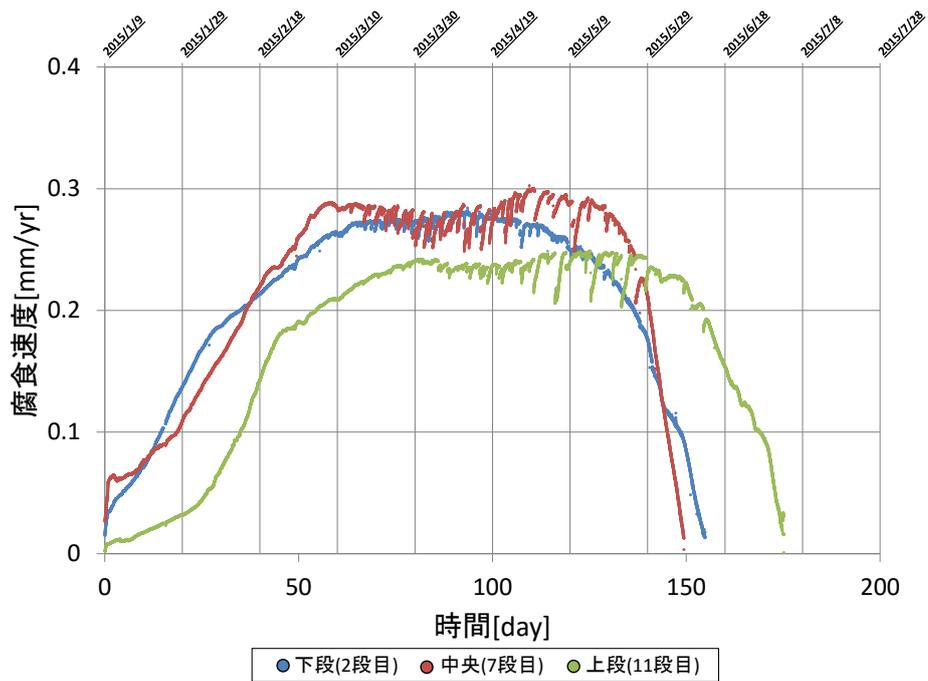


図 3.6.1-36 地下工学規模試験 ACM センサー測定結果（腐食速度）

#### 7) 熱電対

地下工学規模試験装置に設置した 3 か所の 3 電極式腐食センサー設置位置における温度の測定結果を図 3.6.1-37 に示す。20℃前後の温度推移は地下水の温度変動と試験体深さ方向の温度分布を反映している。70～80℃への温度変化は、OP 試験体内に設置した加熱ヒーターによる温度変化を反映している。

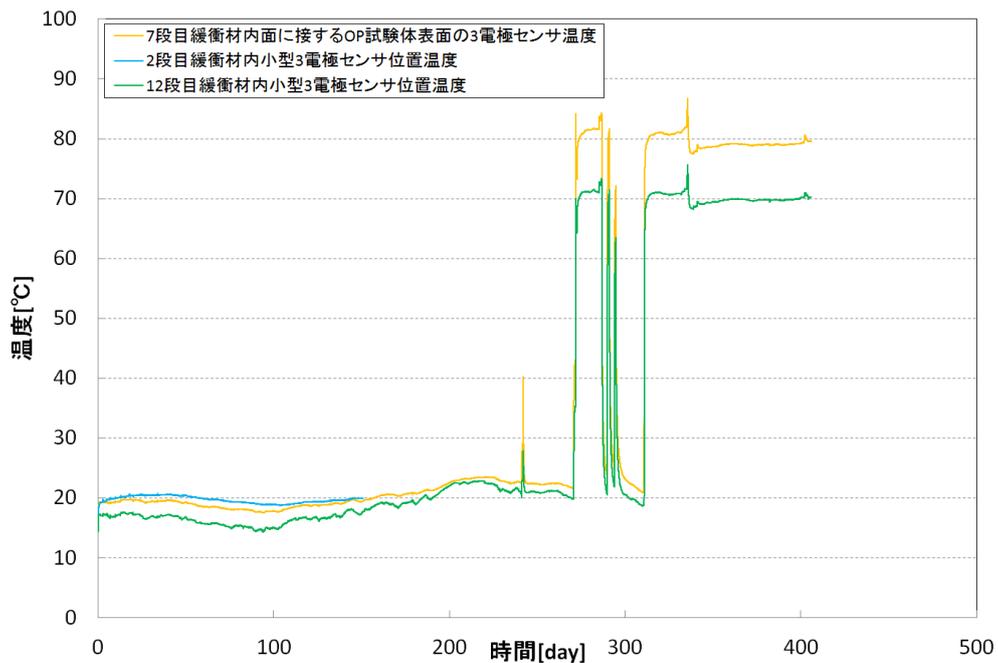


図 3.6.1-37 地下工学規模試験 3 電極センサー近傍温度測定結果

地下工学規模試験体における含水率センサー付属の温度計を利用した緩衝材中の温度の測定結果に模擬オーバーパック表面温度及び坑道内温度を追記したグラフを図 3.6.1-38 に示す。ヒーター起動前までは緩衝材中の温度分布認められないが、2015年10月7日以降のヒーター近傍（OP付近）の温度が高く、緩衝材の外側ほど温度が低くなり、温度分布が付いている。

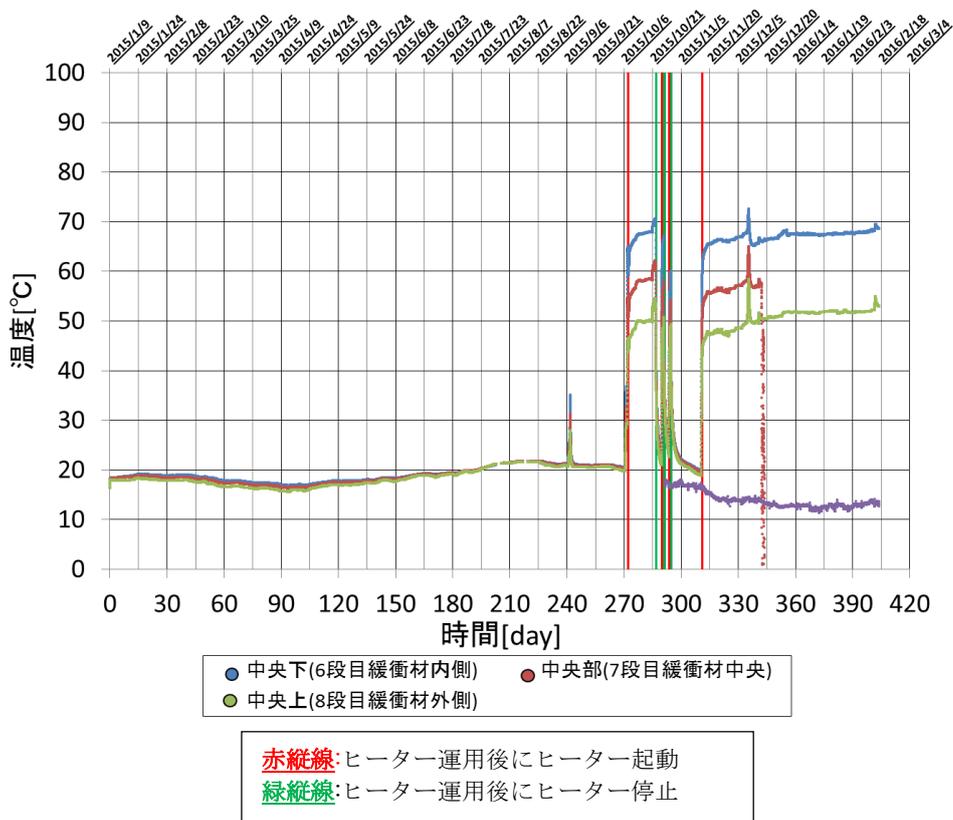


図 3.6.1-38 地下工学規模試験 温度測定値の経時変化（試験開始後から全点）

緩衝材の内の温度の実測値と、熱伝導から計算した緩衝材内の温度分布を比較した。なお、伝熱計算における前提条件は以下の通りである。結果を図 3.6.1-40 に示すが、実測値と計算結果はほぼ一致している。

- ・ OP(10φ×1,250mm)全体が発熱
- ・ OP と緩衝材の間 にクリアランス無し
- ・ 境界での自然対流による放熱無し
- ・ 発熱体の材質は炭素鋼
- ・ 炭素鋼の熱伝導率：50W/m/K
- ・ 緩衝材の熱伝導率：1 W/m/K
- ・ ヒーター最大出力：3kW

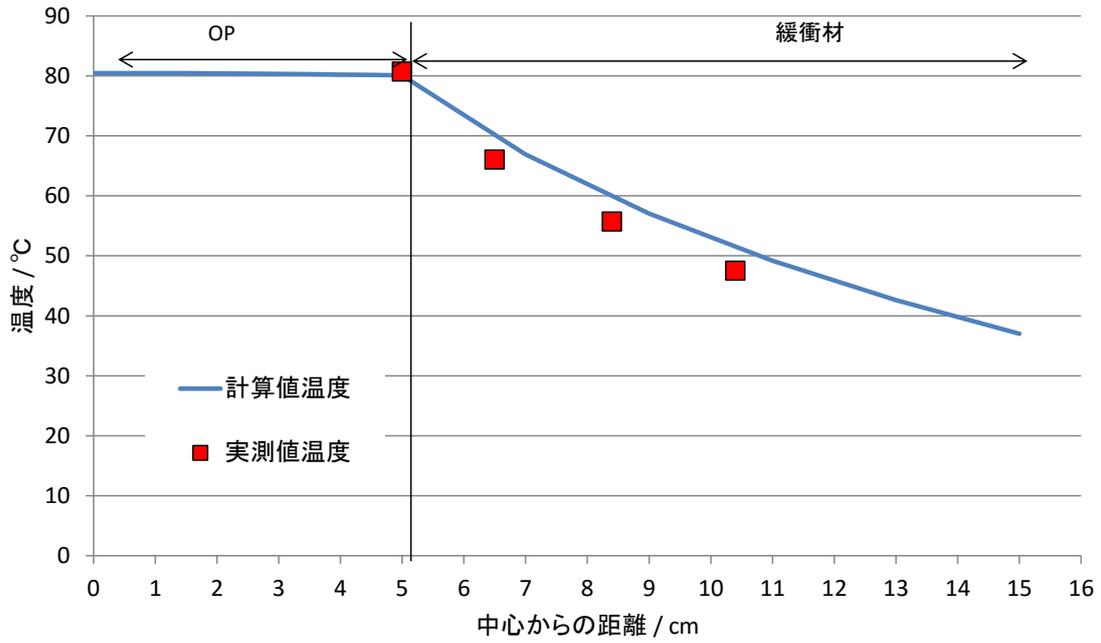


図 3.6.1-39 試験体内の温度分布の比較

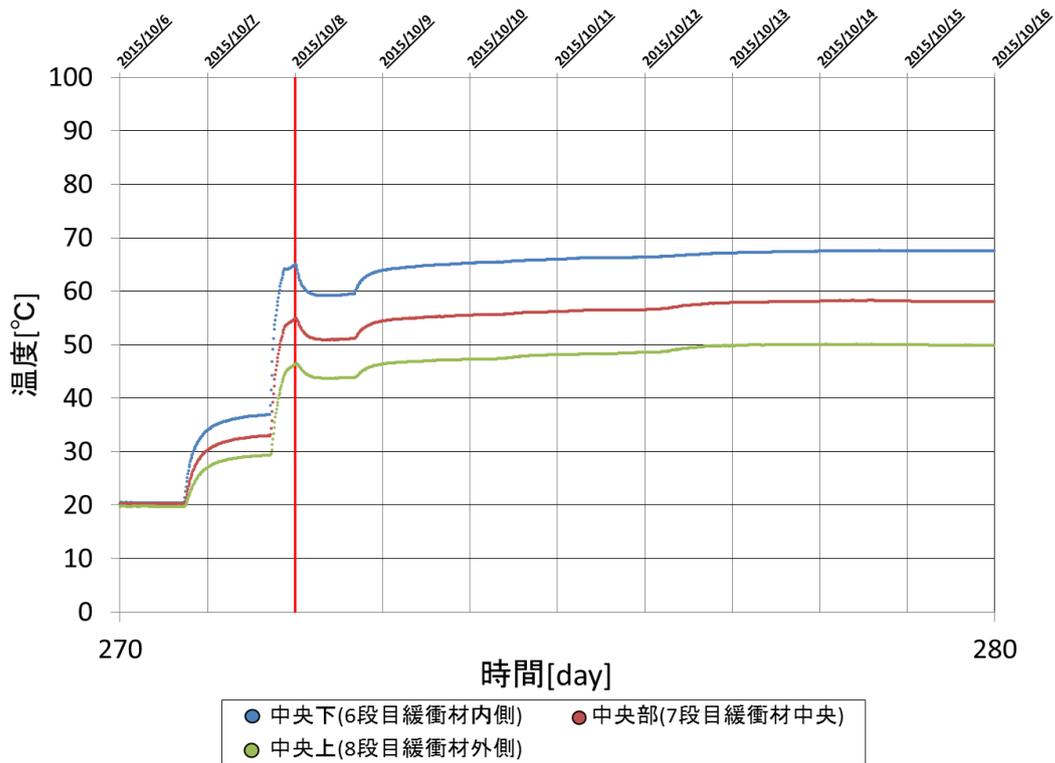


図 3.6.1-40 地下工学規模試験 温度測定値の経時変化  
(ヒーター使用開始前後)

8) 土圧計と含水率センサー

土圧計は緩衝材の膨潤圧を計測するために、試験体中央部(7 段目付近)の試験孔壁面に接する形

で設置した。含水率センサーは緩衝材中の体積含水率、電気伝導度、温度を測定している。試験体中央部(中央下 6 段目、中央 7 段目、中央上 8 段目)に設置した。また各センサーは直径方向に内孔から 10mm(内側)、29mm(中央)、49mm(外側)と設置した。(図 3.6.1-2 参照)

地下工学規模試験体における土圧計の測定結果を図 3.6.1-41 に示す。2015 年 8 月 26 日の上蓋交換の様に砂層中の土圧は外部の影響に敏感に反応している。

また、2015 年 9 月 8 日及び 2015 年 10 月 7 日以降ヒーター起動による熱の影響にも反応しており、2015 年 10 月 21 日～11 月 3 日にまでのヒーターの ON、OFF に対して非常に敏感に反応していることが分かる。

土圧は緩衝材の膨潤より増大すると考えられるので、土圧と含水率の比較を試みた。結果を図 3.6.1-43 に示す。含水率の増大と共に土圧も増加しており、特に緩衝材の一番外側の含水率変化の傾向と似ており、何らかの外乱の影響を受けている。

地下工学規模試験体における緩衝材中の含水率の不連続な点を除いた測定結果を図 3.6.1-44 に示す。

緩衝材中の含水率については開始時より外側から順に高い値を示す傾向が続き、大よそ 210 日以降は 75～80%程度で一定となった。

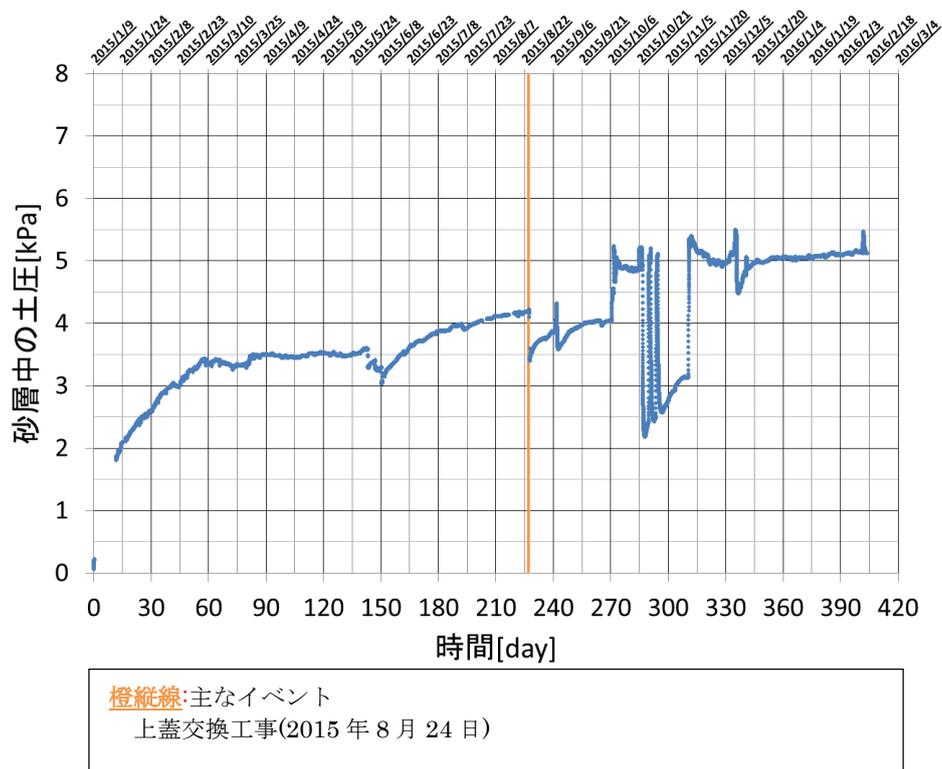


図 3.6.1-41 地下工学規模試験 砂層中の土圧測定結果  
(2016 年 2 月 17 日最新)

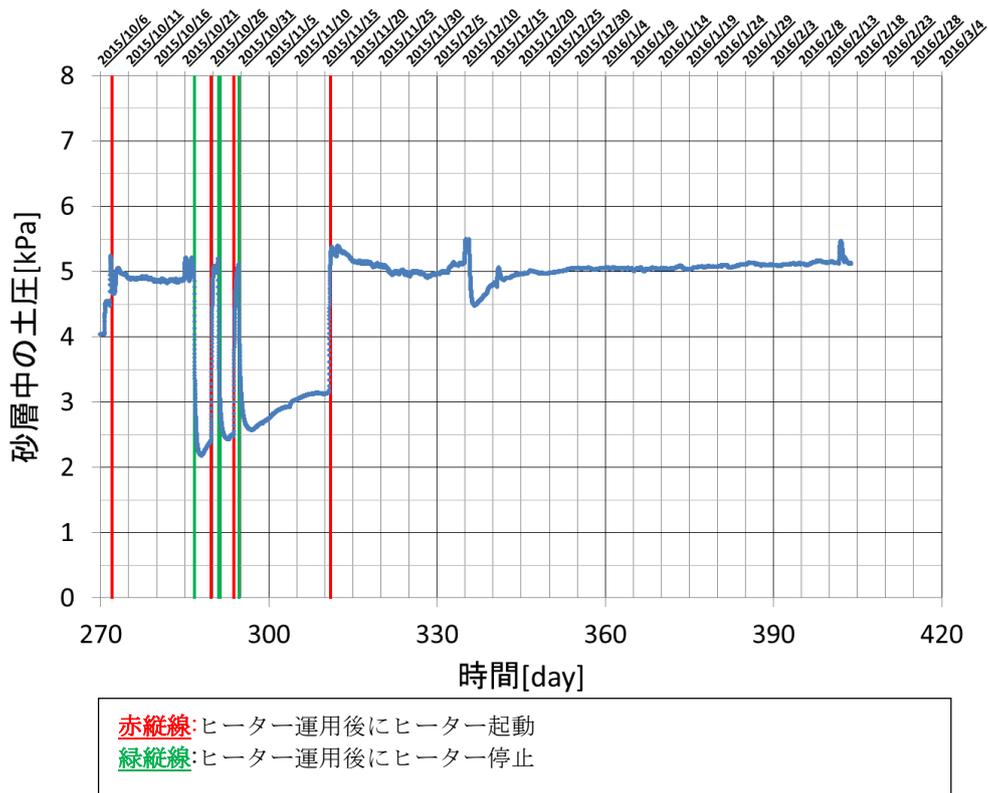


図 3.6.1-42 地下工学規模試験 ヒーター使用後の砂層中の土圧測定結果  
 (ヒーター使用後を拡大)

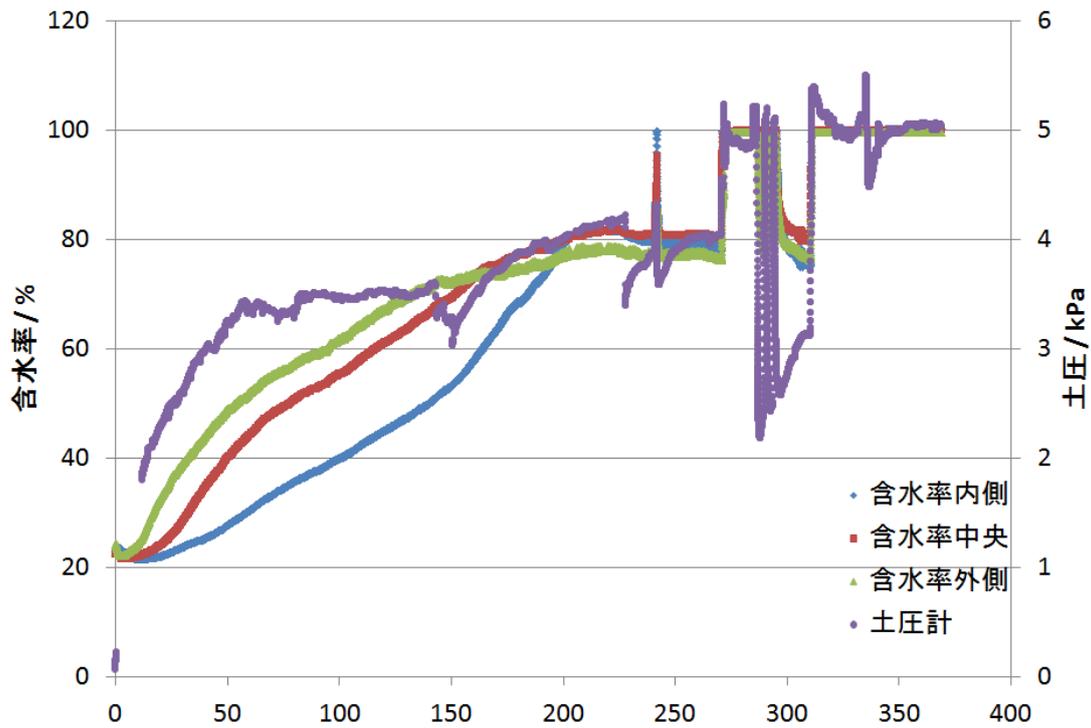


図 3.6.1-43 地下工学規模試験 含水率と土圧の比較 (試験開始後から全点)  
 (2016年2月17日最新)

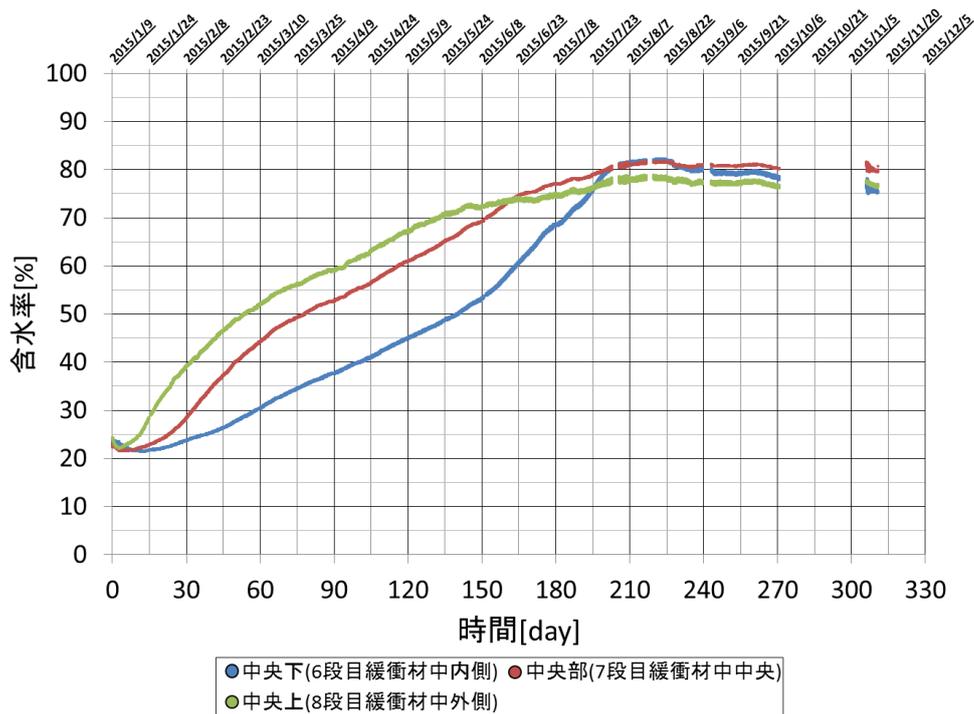


図 3.6.1-44 地下工学規模試験 緩衝材中の含水率測定結果

## 9) 総合評価

### a 3電極センサーとACMセンサーの比較

図 3.6.1-45 に、180 日程度までの 3 電極センサーから計算される腐食速度と ACM センサーの出力から計算される、腐食速度の比較を示す。ACM センサーの腐食速度は、3.6.1 に記載の、腐食速度(mm/y) =  $0.0164 \times \text{センサー出力}(\mu\text{A})0.6205$  から計算した。

120 日付近まで ACM センサーの出力から計算される腐食速度は、3 電極センサーから計算される腐食速度より 10 倍程度大きかった。腐食速度の変化の傾向を比較すると、0 日から 50 日付近まで、ACM センサーは腐食速度が増加傾向にあるのに対し、3 電極センサーではほぼ一定である。図 3.6.1-44 に示した、含水率の測定結果では、水は緩衝材外側から徐々に浸透しており、すべての緩衝材ブロックに均一に水が浸透したと仮定すると、ACM センサーの結果と整合的である。50 日から 100 日の間では、3 電極センサーから求められる腐食速度の方が小さいが、いずれもほぼ一定値を示している。

3 電極センサーの示す腐食速度が急増するのは、緩衝材下部 (図 3.6.1-45 青の実線) と緩衝材上部 (図 3.6.1-45 緑の実線) で 120 日目当たりであるが、この時の緩衝材中の 3 電極センサー付近の含水率は 60% である (図 3.6.1-44、緩衝材中央の含水率)。OP に設置した 3 電極センサー (図 3.6.1-45 赤の実線) では 160 日目当たりで腐食速度が急増しているが、この時の OP に最も近い内側の含水率は、やはり 60% であった (図 3.6.1-44、緩衝材内側の含水率)。

3電極センサーから計算される腐食速度が急増する一方で、120日目以降、ACMセンサーは出力を出さなくなり、腐食速度は低下しているが、これは、含水率が高くなったことによるセンサー自身の損耗のために、見かけ上腐食速度は低下していると考えられる。

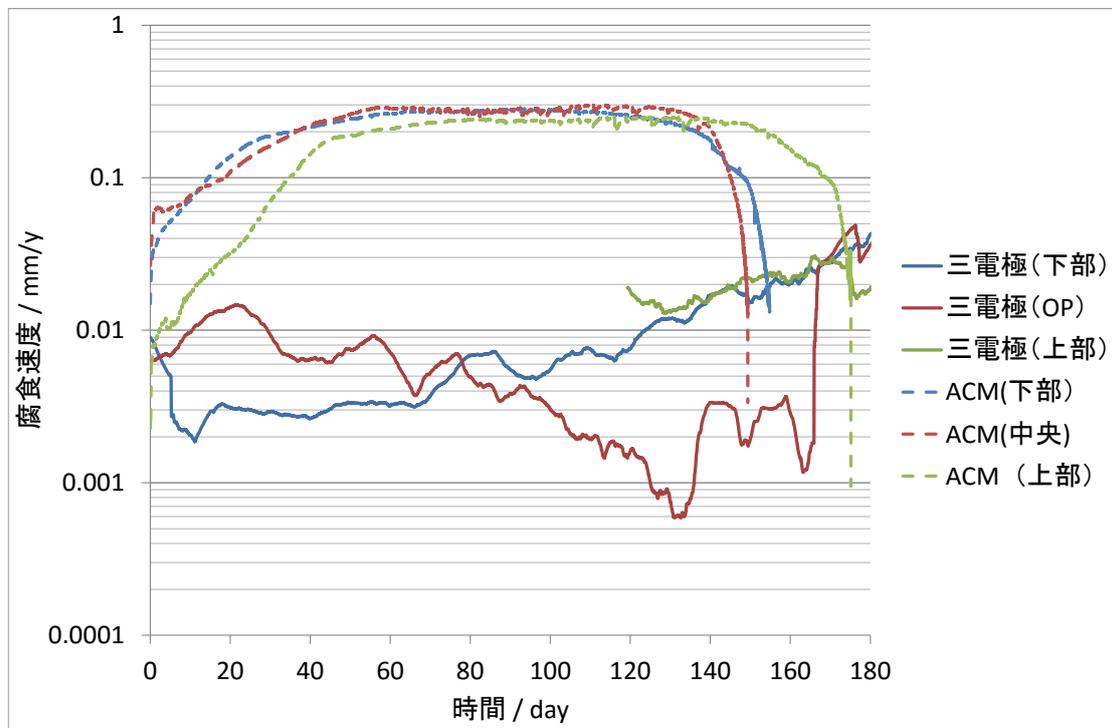


図 3.6.1-45 地下工学規模試験 腐食速度測定値の比較

#### b 腐食速度

3電極センサーとACMセンサーから想定される腐食速度は、約0.2mm/yとなった。仮に鉄の腐食が、 $\text{Fe} + 1/2\text{O}_2 + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Fe}(\text{OH})_2$ で進行すると仮定した場合の酸素物質収支の計算結果を表3.6.1-10に示す。表3.6.1-10の計算結果では、1日当たり0.32Lの酸素が供給され続ける必要がある。緩衝材および砂層の間隙に存在する酸素は4L程度であるので、試験孔に流入する地下水から酸素が供給されない限り、10日程度で枯渇する。流入する地下水の酸素濃度から物質収支を確認する必要がある。

表 3.6.1-10 工学規模試験装置 酸素の物質収支 (再掲)

反応式	$\text{Fe} + 1/2\text{O}_2 + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Fe}(\text{OH})_2$	
Fe 比重	7.8	$\text{g/cm}^3$
腐食速度	0.02	$\text{cm/y}$
オーバーパック面積	3,768	$\text{cm}^2$
腐食体積/年	75.36	$\text{cm}^3/\text{y}$
腐食重量/年	587.81	$\text{g/y}$
Fe 原子量	55.85	
Fe mol	10.52	mol
必要 $\text{O}_2$ mol	5.26	mol
必要空気	589.39	L
1日当たり必要空気	1.61	L/d
1日当たり必要 $\text{O}_2$	0.32	L/d
緩衝材真密度	2.73	$\text{g/cm}^3$
圧縮密度	1.6	$\text{g/cm}^3$
緩衝材粒子	0.59	$\text{cm}^3$
空気	0.41	$\text{cm}^3$
緩衝材ブロック大きさ	82425	$\text{cm}^3$
空隙	34,138.53	$\text{cm}^3$
	34.14	L
緩衝材重量	131.88	kg
間隙水量	14.51	kg(L)
間隙空気	19.63	L
消費日数	12.16	日

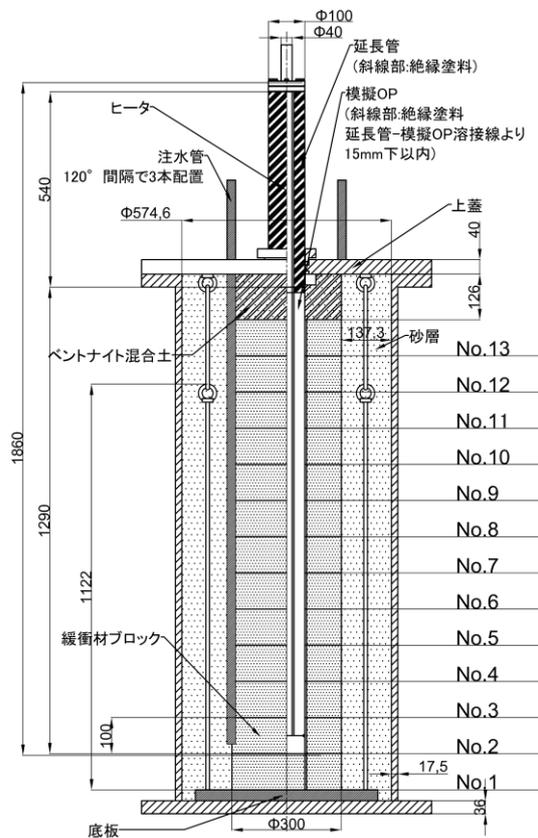
(2) 地上施設における工学規模試験

1) 計測項目

センサー仕様、種類、数量を表 3.6.1-11 に、センサーの設置位置を図 3.6.1-46 に示す。また含水率センサーの配置を図 3.6.1-47 に、ACM センサー、交流インピーダンスセンサー、炭素鋼試験片のスリット中の配置を図 3.6.1-48 に示す。

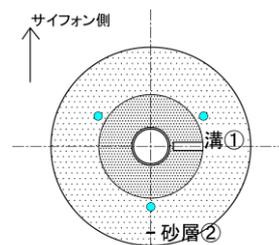
表 3.6.1-11 地上工学規模試験装置 センサー・計測機器種類及び数量

	機器名称	計測対象	設置個数
①	三電極センサー	腐食速度	1
②	小型三電極センサー (外付け)	腐食速度	2
③	亜鉛照合電極	OP 試験体電位	1
④	ACM センサー	濡れ検知用	4
⑤	熱電対	温度	3
⑥	土圧計	土圧	1
⑦	含水率センサー	水分ポテンシャル	3
⑧	交流インピーダンスセンサー	腐食速度	3
⑨	炭素鋼試験片	腐食量	3



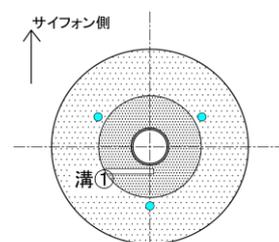
No.12

- ・溝①  
小型三電極  
熱電対
- ・砂層②  
ACM センサー



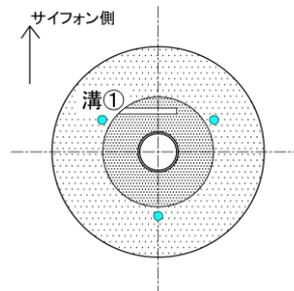
No.11

- ・溝①  
ACM センサー  
交流インピーダンスセンサー  
クーポン試験片



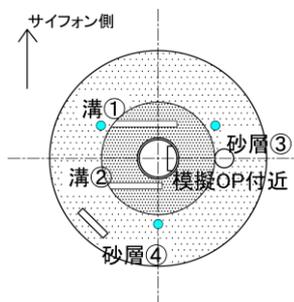
No.8

- ・溝①  
含水率センサー



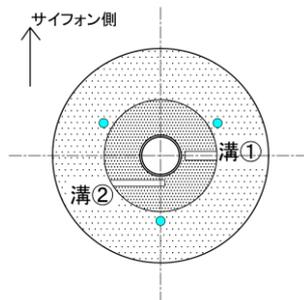
No.7

- ・模擬 OP 付近  
三電極センサー  
熱電対
- ・溝①  
含水率センサー
- ・溝②  
ACM センサー  
交流インピーダンスセンサー  
クーポン試験片
- ・砂層③  
亜鉛照合電極
- ・砂層④ 土圧計



No.2

- ・溝①  
小型三電極  
熱電対
- ・溝②  
ACM センサー  
交流インピーダンスセンサー  
クーポン試験片



No.6

- ・溝①  
含水率センサー

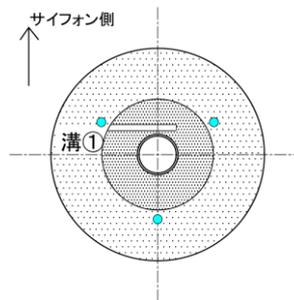


図 3.6.1-46 地上工学規模試験装置 センサー配置図(大洗工学規模試験装置)

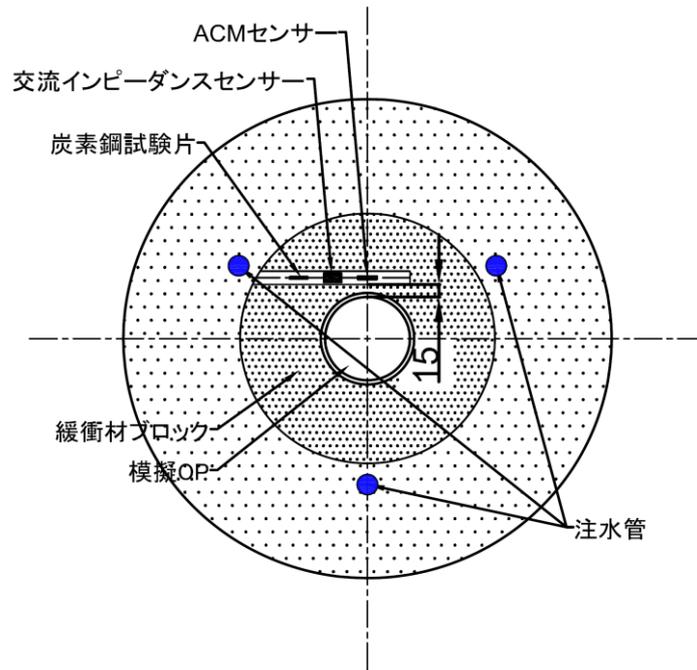
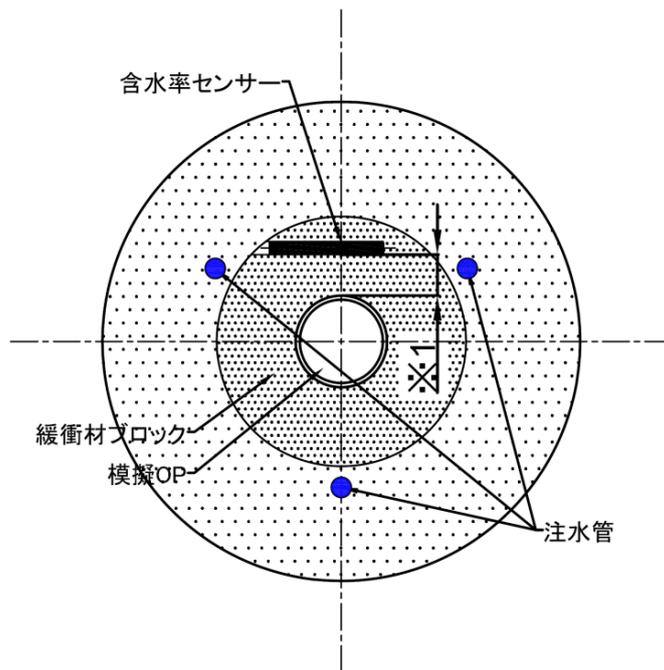


図 3.6.1-47 地上工学規模試験装置 センサー、試験片の設置間隔 (再掲)



- ※1 含水率センサー設置位置  
 6段目—内径より10mm  
 7段目—内径より29mm  
 8段目—内径より49mm

図 3.6.1-48 地上工学規模試験装置 含水率センサー設置間隔 (再掲)

## 2) 地下水の組成

表 3.6.1-12 に、調整した模擬地下水の組成を示す。表 3.4.2-4 と比較し、Ca と IC（炭素）濃度が低く、炭酸カルシウムが生成したことが予想される。また、図 3.6.1-11 と比較し、pH がやや高い。これは、幌延 URL の地下水では炭酸ガスと思われるガスが発生しており、その分 pH が下がっていると考えられる。試験期間中の各元素濃度の経時変化を図 3.6.1-49 に示す。なお、サンプリングは上部の給水ポットから行った。Ca と IC 濃度が徐々に低下し、試験開始後 20 日目ぐらいで一定となった。また、地下水中への鉄の溶出は認められなかった。Ca 及び IC 濃度が低下したことから、炭酸カルシウムの生成による沈殿が考えられる。そこで、Ca 及び IC の初期値に対する濃度低下分を沈殿したものと仮定して、沈殿量を計算した。結果を図 3.6.1-50 に示すが、Ca+沈殿量と比較し、CO<sub>3</sub><sup>2-</sup>の沈殿量は一桁高い。よって、炭酸イオンは、緩衝材等に含まれるイオンとの反応も示唆された。pH の経時変化を図 3.6.1-51 に示すが、pH は 9 程度まで上昇した。これは、サンプリング位置が、緩衝材近傍であるため、その影響を受けていると思われる。Eh がやや増加傾向にある（図 3.6.1-52）。

表 3.6.1-12 調整した模擬地下水の組成

模擬地下水組成	濃度	
	(mg/L)	(mmol/L)
Na	2642.4	114.89
Ca	33.8	0.84
K	182.7	4.67
Mg	44.0	1.81
B	73.0	6.75
Cl	3433.0	96.70
IC	385.1	32.09
pH	7.93	25.2°C
Eh	333mV	25.0°C

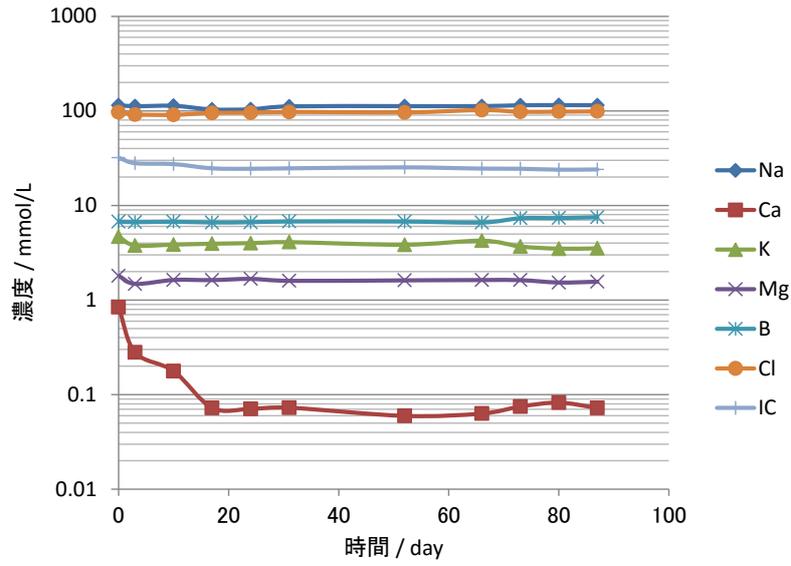


図 3.6.1-49 模擬地下水組成の経時変化

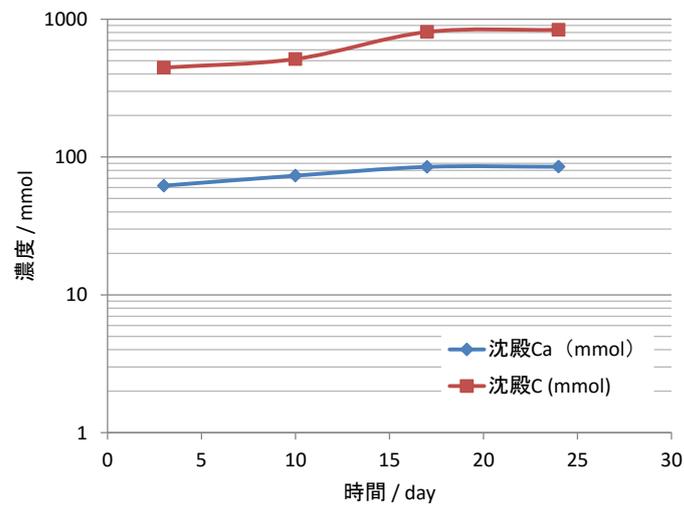


図 3.6.1-50  $\text{Ca}^+$ と $\text{CO}_3^{2-}$ の沈殿量 (計算値)

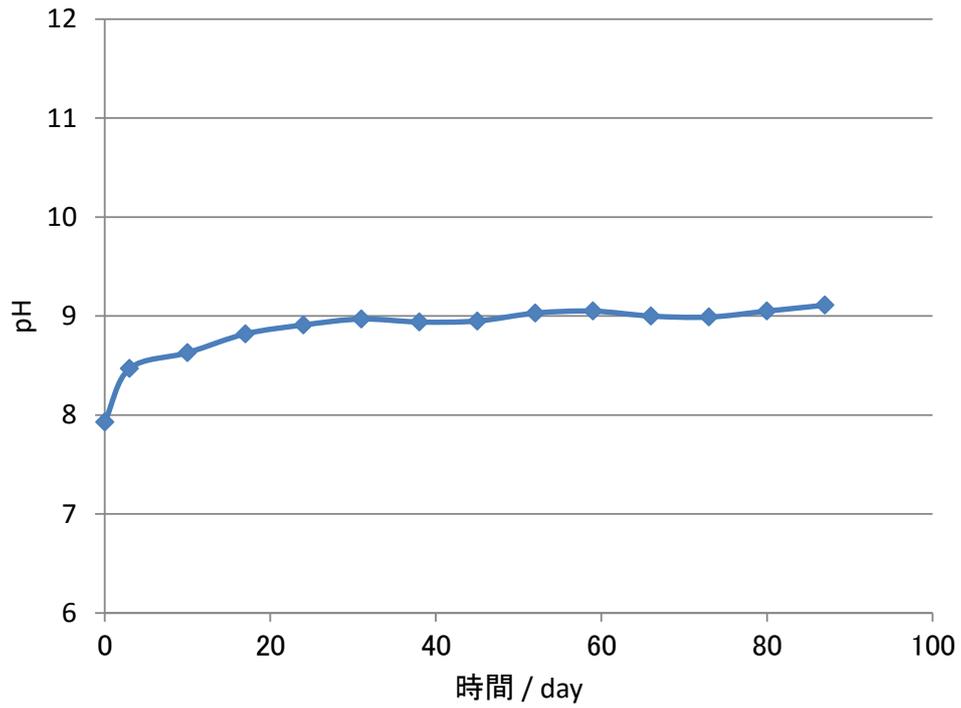


図 3.6.1-51 pH の経時変化

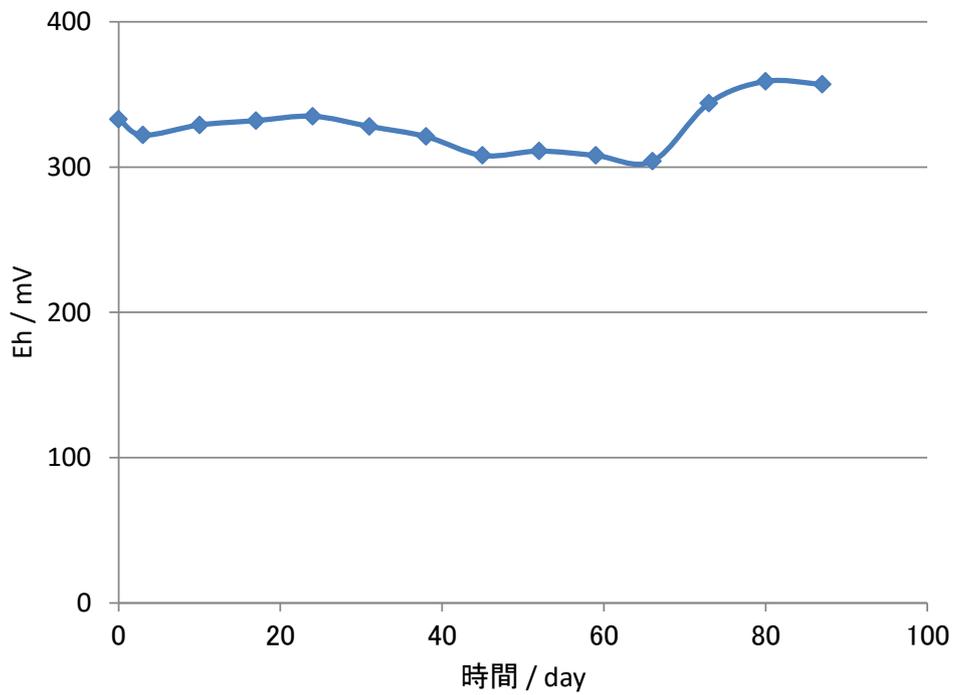


図 3.6.1-52 Eh の経時変化

### 3) 三電極センサー

図 3.6.1-53 に 3 電極式腐食センサーによる腐食速度計測値の経時変化を示す。地上の試験で酸素が供給されやすい状態にあり、計測初期から腐食速度が高い。なお、70 から 80 日経過後にデータが上下する傾向が見られているが、この原因は今後検討が必要である。

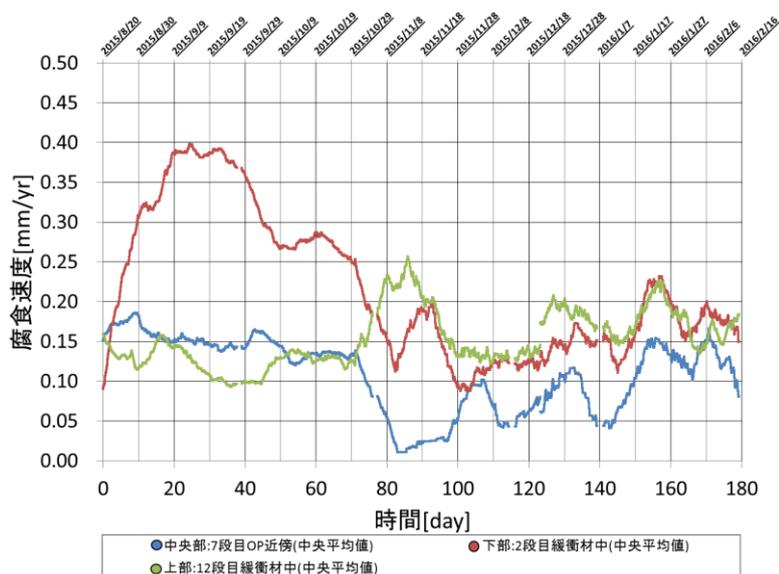
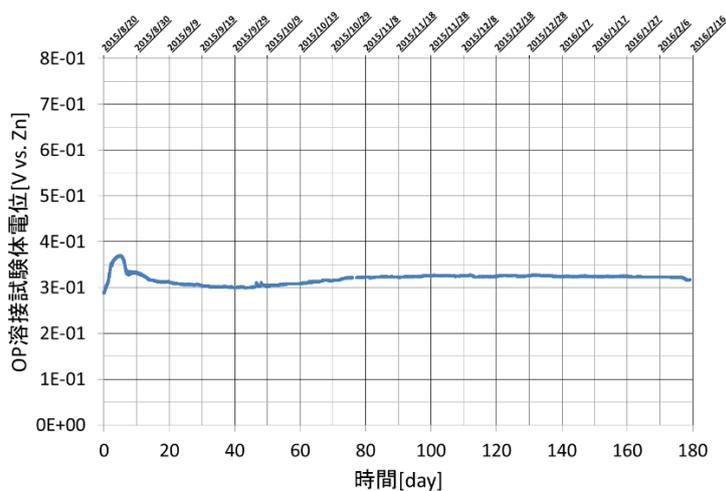


図 3.6.1-53 地上工学規模試験装置 腐食速度の経時変化 (3 電極式腐食センサー)

### 4) 亜鉛照合電極

地上埋設環境での OP 試験体の電位の経時変化を図 3.6.1-54 に示す。同電位は、OP 試験体と同一試験孔内に設置した亜鉛照合電極を基準電位とした電位となる。

電位は試験開始後安定しており、測定環境にアース影響が無く、エレクトロメータによる電位差計測は正しく実施されていると考えられる。



亜鉛照合電極基準

図 3.6.1-54 地上工学規模試験装置 溶接試験体電位の経時変化

### 5) ACM センサー

地下工学規模試験装置と同様に試験体下部(2 段目)、中央部(7 段目)、上部(11 段目)の各緩衝材中及び試験孔砂層中(7 段目)に設置した。

地上工学規模試験体における ACM センサーの計測結果を図 3.6.1-55 に、ACM センサーの出力を、検量線の式 (腐食速度(mm/y) = 0.0164×センサー出力(μA)0.6205) により変換した腐食速度を図 3.6.1-567 に示す。開始時から 10 日目まで各センサーともに腐食速度大きく低下した。工学規模試験装置の緩衝材および砂層の間隙に存在する酸素は約 3.9L である。0.2mm/y で腐食が進行すると、1 日当たり、0.32L の酸素が必要となり、約 12 日で酸素は枯渇することになり、今回の結果と整合する。10 日目以降の腐食速度は概ね 0.005~0.001mm/y 程度となった。この値は、低 Eh 環境と思われる幌延 URL での結果と比較して 2 桁程度小さい。

図 3.6.1-57 に、大気下での試験と地上工学規模試験の ACM センサー出力の比較を示す。大気下での検証試験での出力がほぼ一定であるのに対し、地上工学規模試験における出力は、10 日経過時点の前後から低下している。大気下では、気相から酸素が常時供給されるのに対し、地上工学規模試験では、前述のように、約 12 日で装置内の酸素が枯渇し、その後の酸素の供給が、腐食に追いついていないためと考えられる。

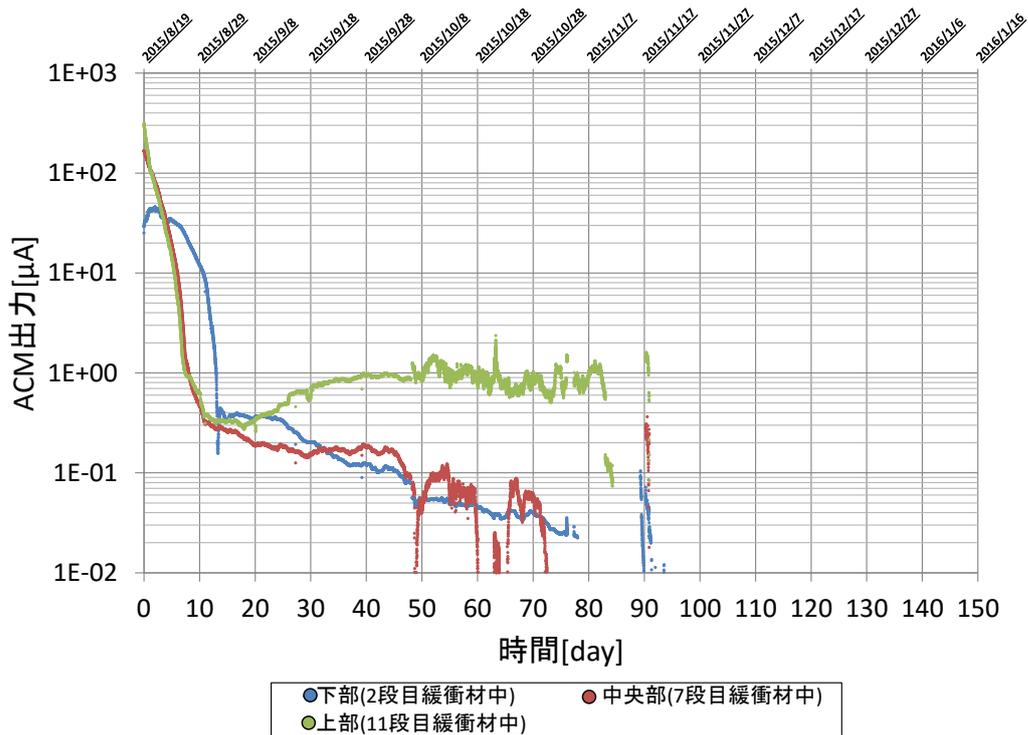


図 3.6.1-55 地上工学規模試験装置 ACM センサー測定結果  
(2015 年 12 月 14 日最新)

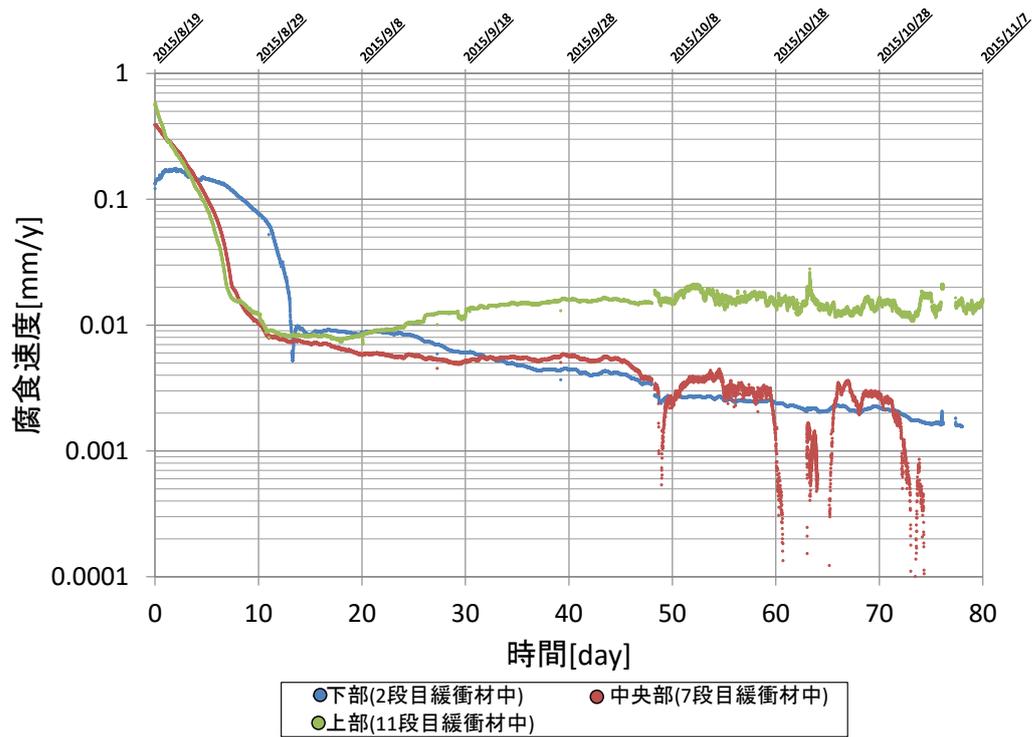


図 3.6.1-56 地上工学規模試験 ACM センサー測定結果

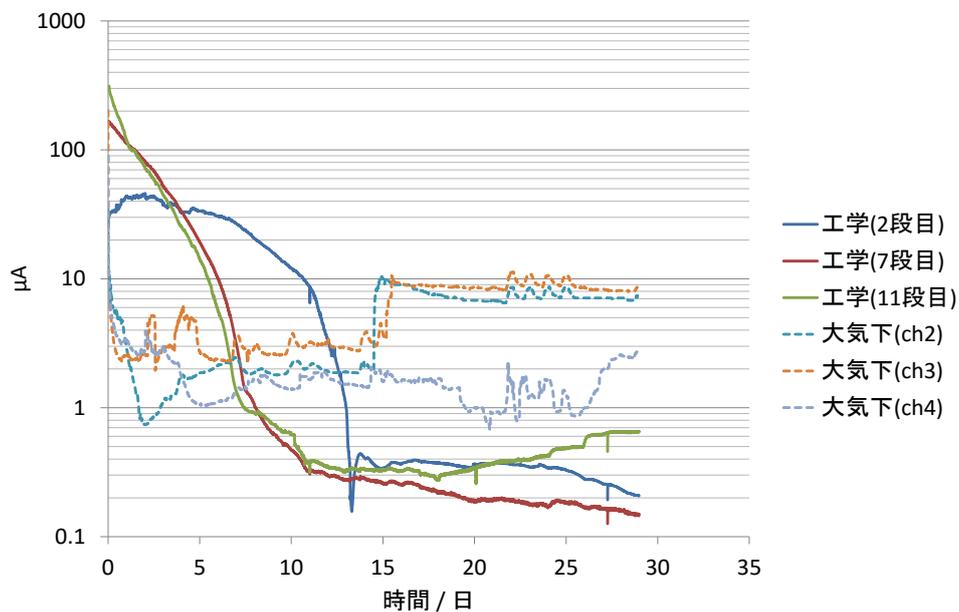


図 3.6.1-57 地上工学規模試験と大気下での検証試験の ACM センサー出力比較

#### 6) 熱電対

地上工学規模試験体における緩衝材中の温度の測定結果に外気温度を追記したグラフを図 3.6.1-58 に示す。大よそ試験体中の温度は外気温の中間値であり、季節変動がみられる。

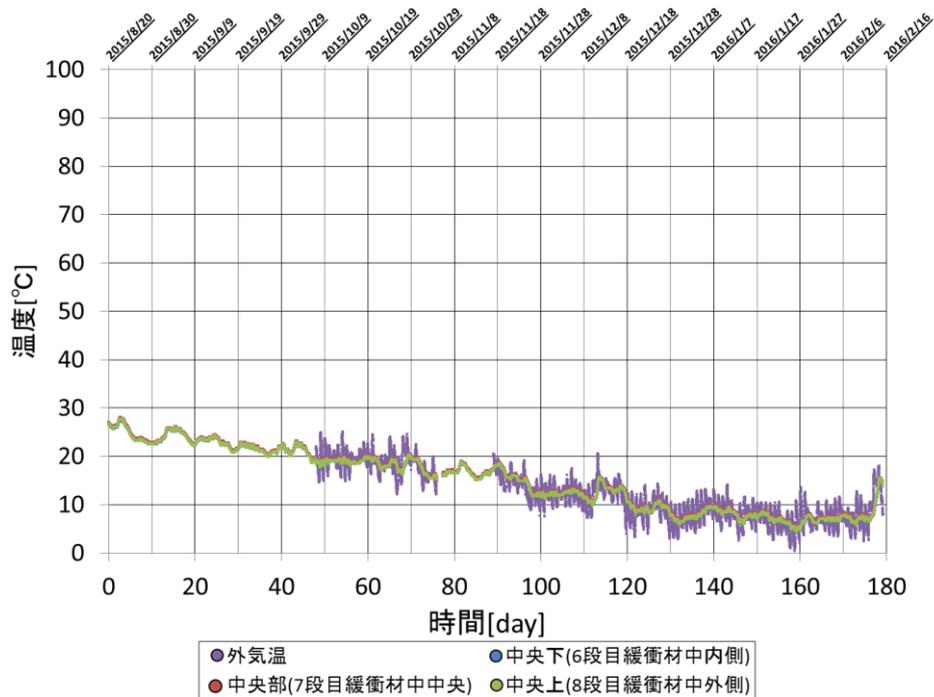


図 3.6.1-58 地上工学規模試験 緩衝材中の温度測定結果  
(2016年2月15日最新)

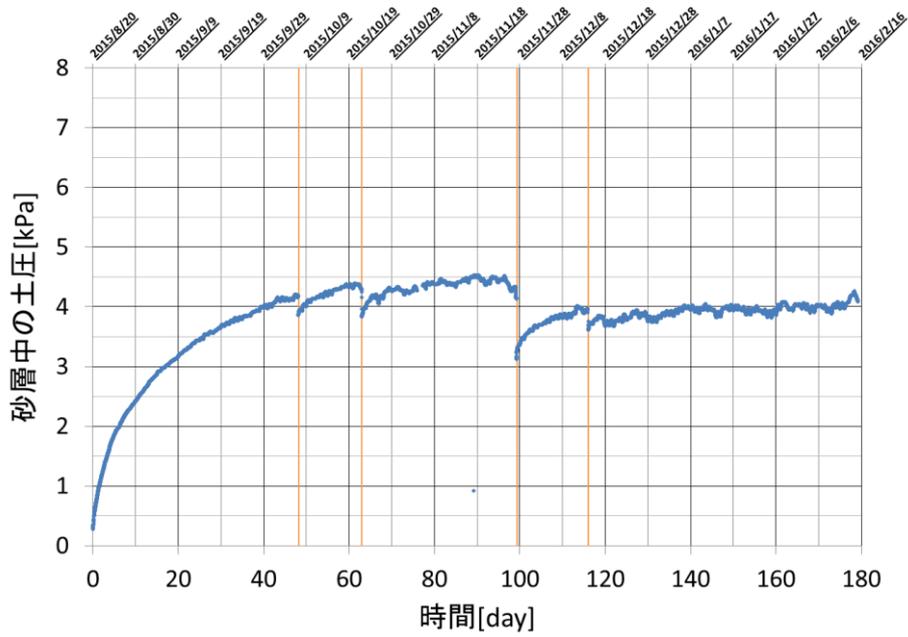
#### 7) 土圧計と含水率センサー

土圧計は緩衝材の膨潤圧を計測するために、地下工学規模試験体と同様に中央部(7段目付近)の模擬試験孔壁面に接する形で設置した。

地上工学規模試験体における ACM センサーの計測結果を図 3.6.1-59 に示す。80 日目以降については 4.5kPa 程度で一定で推移している。地下工学規模試験装置と同様に土圧は外部の影響に敏感に反応しており、ベントナイト層の除去や砂層 ACM センサー動作確認の様な掘り出し作業の影響が確認できる。

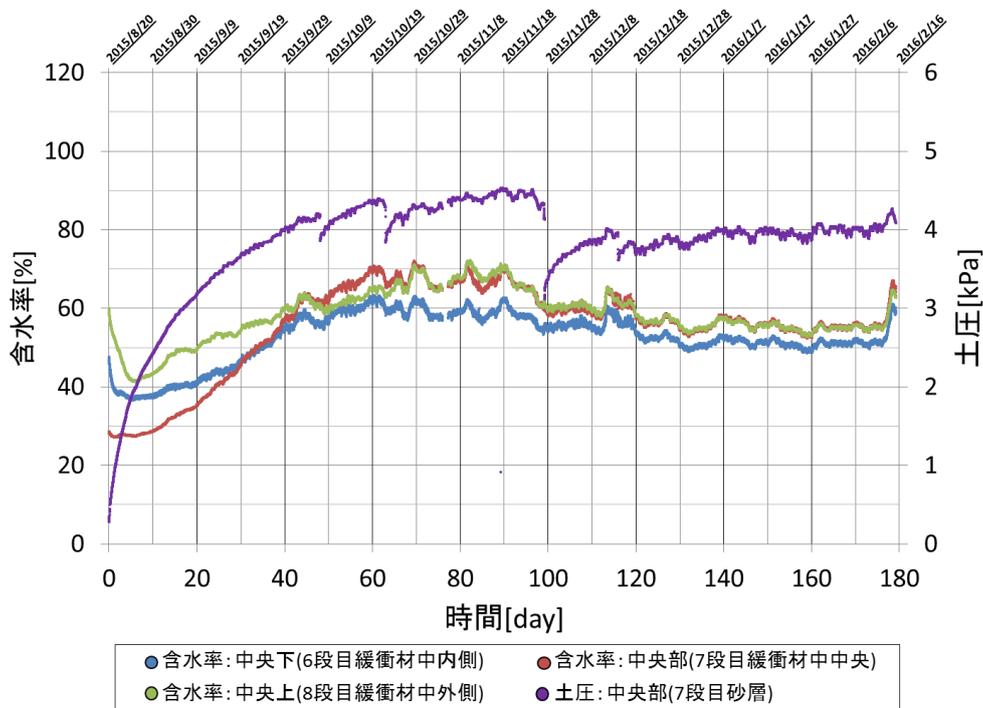
土圧は緩衝材の膨潤より、増加すると考えられるので、土圧と含水率の比較を試みた。結果を図 3.6.1-60 に示す。含水率の増大と共に土圧も増加している。

地上工学規模試験体における緩衝材中の含水率の測定結果を図 3.6.1-61 に示す。開始時から緩衝材中の含水率は直径方向中央が最も低いのが 45 日目以降については追いついている。幌延に比べ値が安定せず上下 5%程度振れる傾向がみられる。



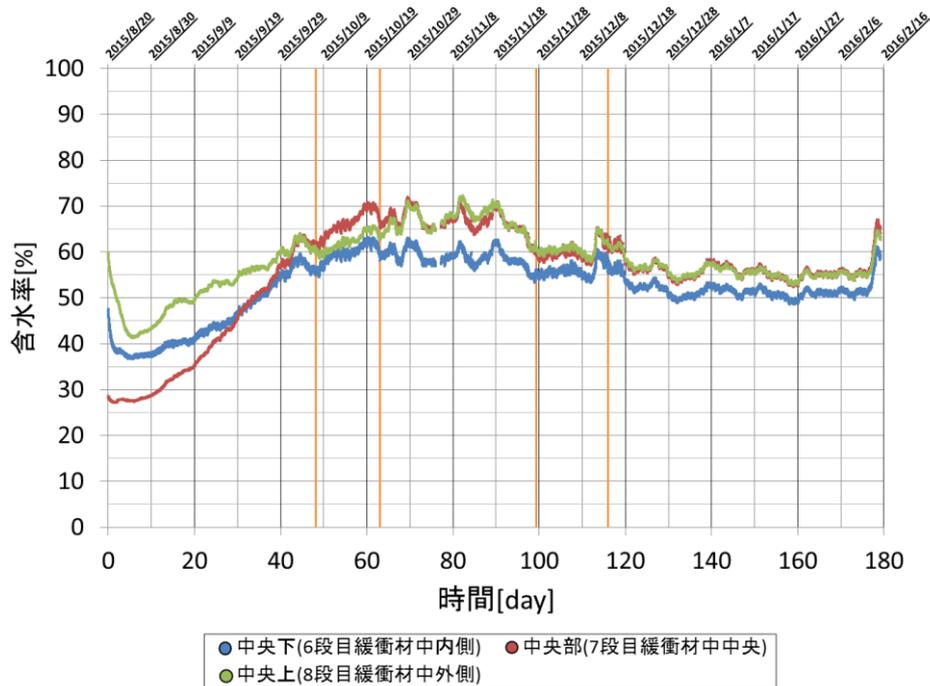
**橙縦線:主なイベント**  
 給水ポット下ベントナイト層除去 (2015年10月7日)  
 砂層 ACM センサー動作確認 (2015年10月22日)  
 ベントナイト層一部除去 (2015年11月27日)  
 砂層 ACM センサー動作確認 (2015年12月14日)

図 3.6.1-59 地上工学規模試験 砂層中の土圧測定結果  
 (2016年2月15日最新)



● 含水率: 中央下(6段目緩衝材中内側)    ● 含水率: 中央部(7段目緩衝材中央)  
 ● 含水率: 中央上(8段目緩衝材中外側)    ● 土圧: 中央部(7段目砂層)

図 3.6.1-60 地下工学規模試験 含水率と土圧の比較  
 (2016年2月15日最新)



**橙縦線:**主なイベント

- 給水ポット下ベントナイト層除去 (2015年10月7日)
- 砂層 ACM センサー動作確認 (2015年10月22日)
- ベントナイト層一部除去 (2015年11月27日)
- 砂層 ACM センサー動作確認 (2015年12月14日)

図 3.6.1-61 地上工学規模試験 緩衝材中の含水率測定結果  
(2016年2月15日最新)

8) 総合評価

図 3.6.1-623～図 3.6.1-64 に、3 電極センサー、ACM センサー、交流インピーダンスセンサーから求めた腐食速度の比較を示す。なお、交流インピーダンスセンサーの詳細は、後述するが、ここでは、腐食速度(mm/y)= 交流インピーダンスセンサー出力×224.7 の簡易換算式を使って腐食速度を算出した。3 つのセンサーの初期の腐食速度は概ね 0.2mm/y 程度となり、その後 10 日程度で、ACM センサーと交流インピーダンスセンサーから求められる腐食速度は低下した。一方、3 電極センサーは、0.1～0.2mm/y 程度の腐食速度を示した。工学規模試験装置の緩衝材および砂層の間隙に存在する酸素は、約 3.9L である。0.2mm/y で腐食が進行すると、1 日当たり、0.32L の酸素が必要となり、約 12 日で酸素は枯渇することになり、ACM センサーや交流インピーダンスセンサーの結果と整合する。また、ACM センサーと交流インピーダンスセンサーの比較を、図 3.6.1-65 に示すが、両者に相関があるものの、交流インピーダンスセンサーの方がやや高めの腐食速度を示す傾向があることが分かる。一方、3 電極センサーと交流インピーダンスセンサーの間には明確な相関は認められなかった。

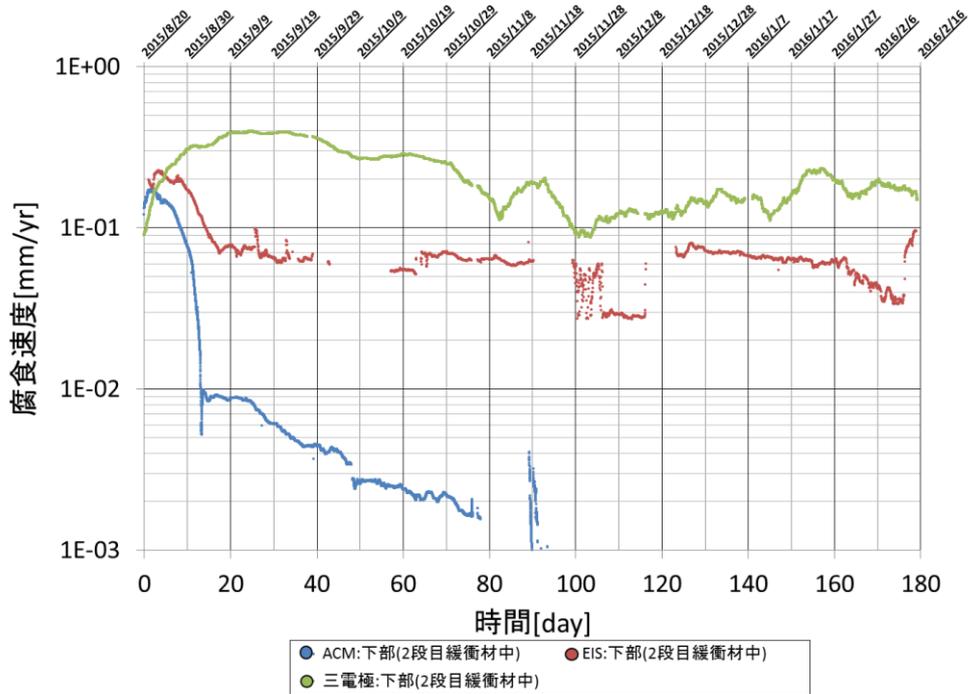


図 3.6.1-62 地上工学規模試験 腐食速度比較(下部)

(2016年2月15日最新) \*交流インピーダンスによる腐食速度は簡易計算式による

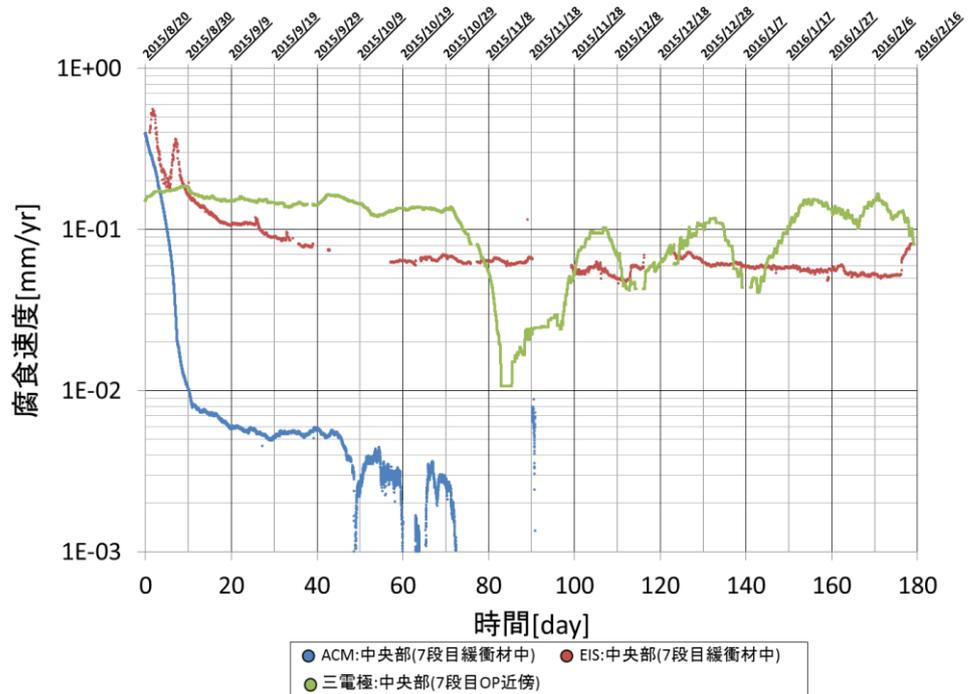


図 3.6.1-63 地上工学規模試験 腐食速度比較(中央部)

(2016年2月15日最新) \*交流インピーダンスによる腐食速度は簡易計算式による

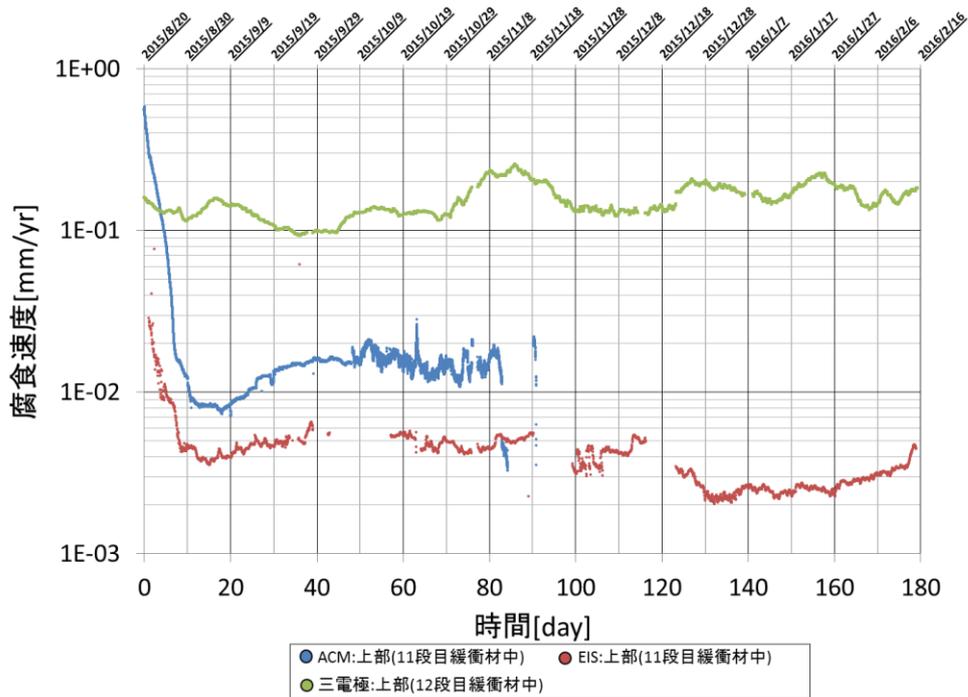


図 3.6.1-64 地上工学規模試験 腐食速度比較(上部)

(2016年2月15日最新) \*交流インピーダンスによる腐食速度は簡易計算式による

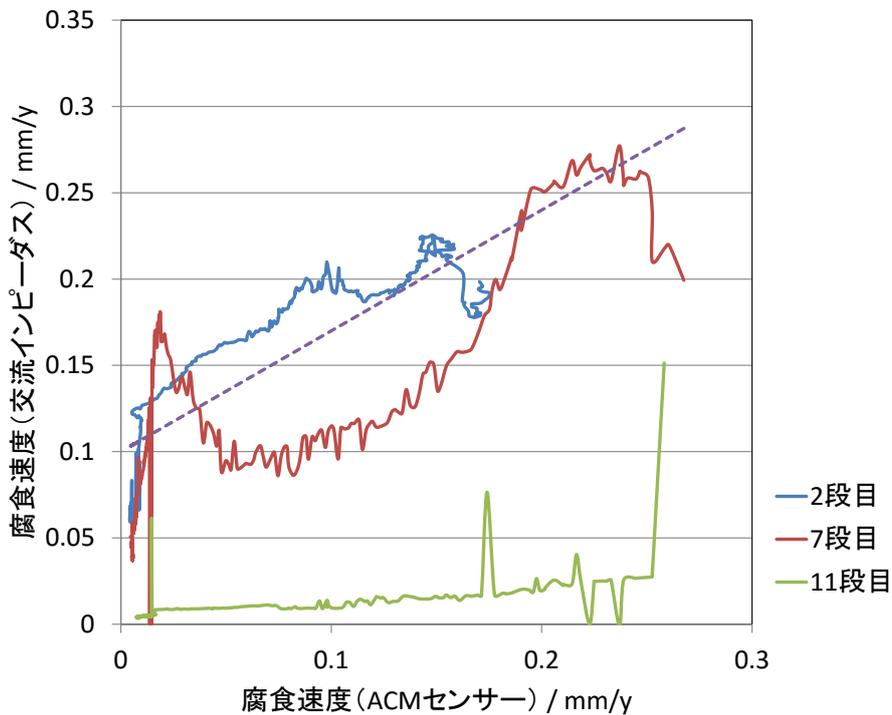


図 3.6.1-65 地上工学規模試験 腐食速度の比較 (ACI、交流インピーダンス)

\*交流インピーダンスによる腐食速度は簡易計算式による

### (3) 幌延 URL と地上施設の工学規模試験結果の比較・分析

図 3.6.1-66 に、幌延 URL の地下水と地上施設の模擬地下水の pH の比較を示す。幌延 URL では、炭酸ガスと推定されるガスが発生しているため、pH はやや低い。地上試験の模擬地下水の pH が 9 程度まで上昇するのは、サンプリング位置が、緩衝材近傍であるため、その影響を受けていると思われる。

図 3.6.1-67 に、幌延での 3 電極センサーと ACM センサーの腐食速度の比較を再掲するが、3 電極センサーと ACM センサーから想定される腐食速度は、約 0.2mm/y となった。一方、地上工学規模試験では、3 電極センサーでは地下試験同様、約 0.2mm/y の腐食速度となったが、ACM センサーの結果からは、10 日程度で腐食速度は低下した。地上試験装置は地下試験装置と異なり、系内は密閉されており、緩衝材に吸水された分の水しか注入されないため、装置内への酸素の供給も限定的となる。その点からは、ACM の結果の方が合理的と考えられるが、地下試験装置も含め溶存酸素濃度を計測し、その物質収支を確認する必要がある。

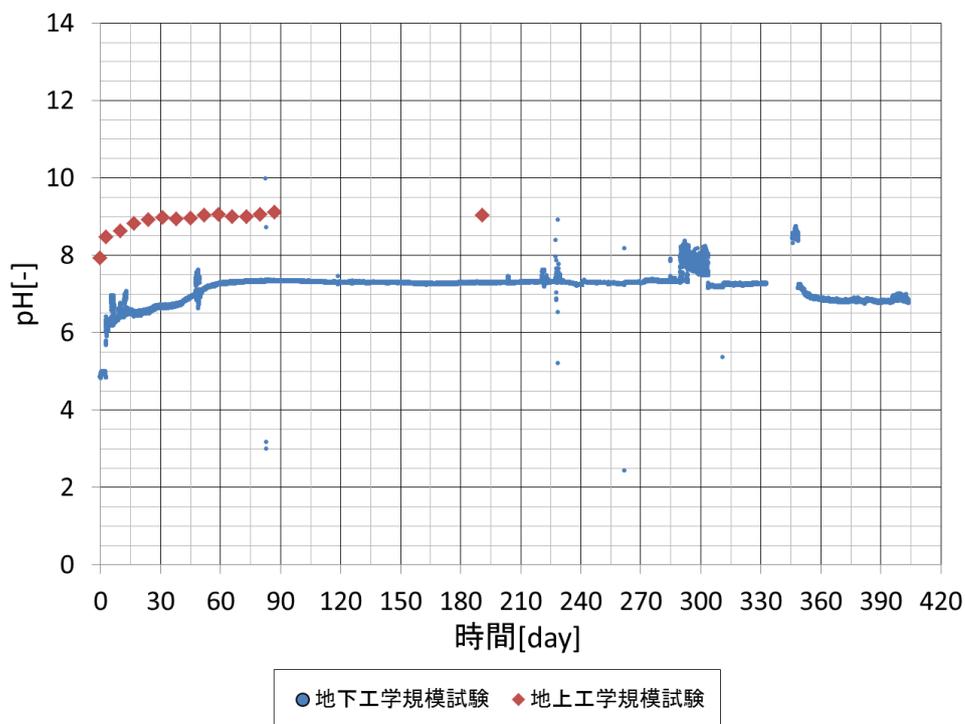


図 3.6.1-66 工学規模試験 試験装置溶液中 pH 比較

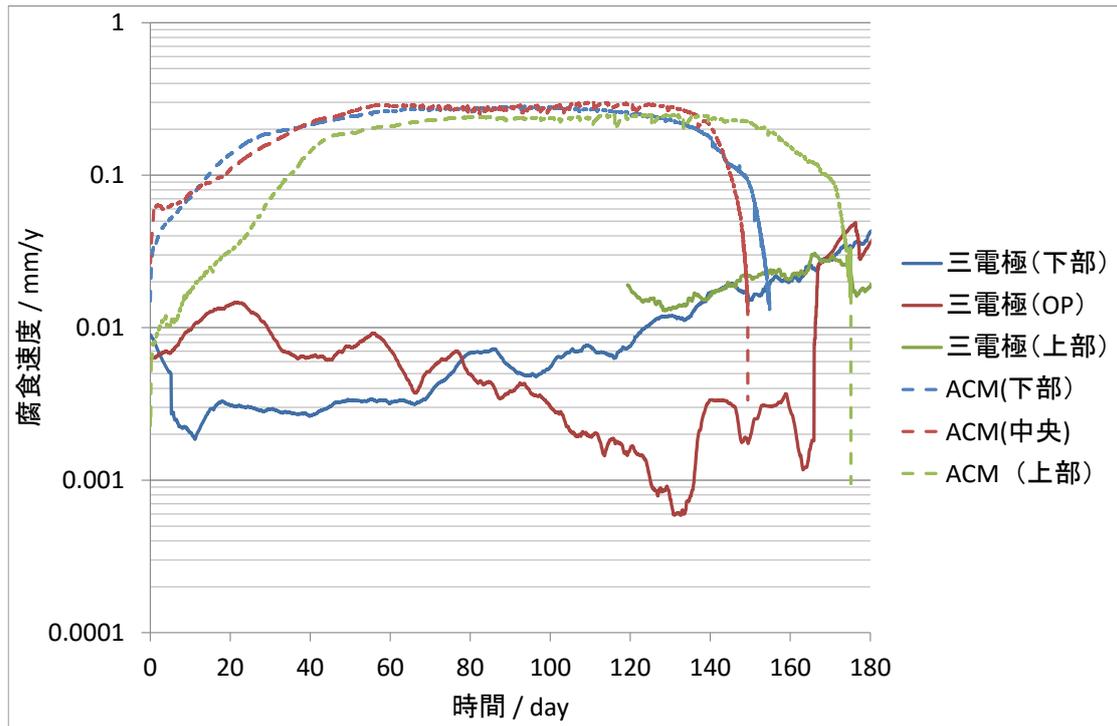


図 3.6.1-67 地下工学規模試験 腐食速度の比較 (再掲)

### 3.6.2 小規模要素試験

#### (1) 経時変化確認試験

経時変化確認試験は、3.1.1 項に記した「平衡水到達確認試験」用に試験体を透明アクリルで置き換えた試験容器 (図 3.6.2-1、図 3.6.2-2) と通常の炭素鋼製 OP 試験体を使用した試験容器 (図 3.6.2-3) の 2 種類がある。

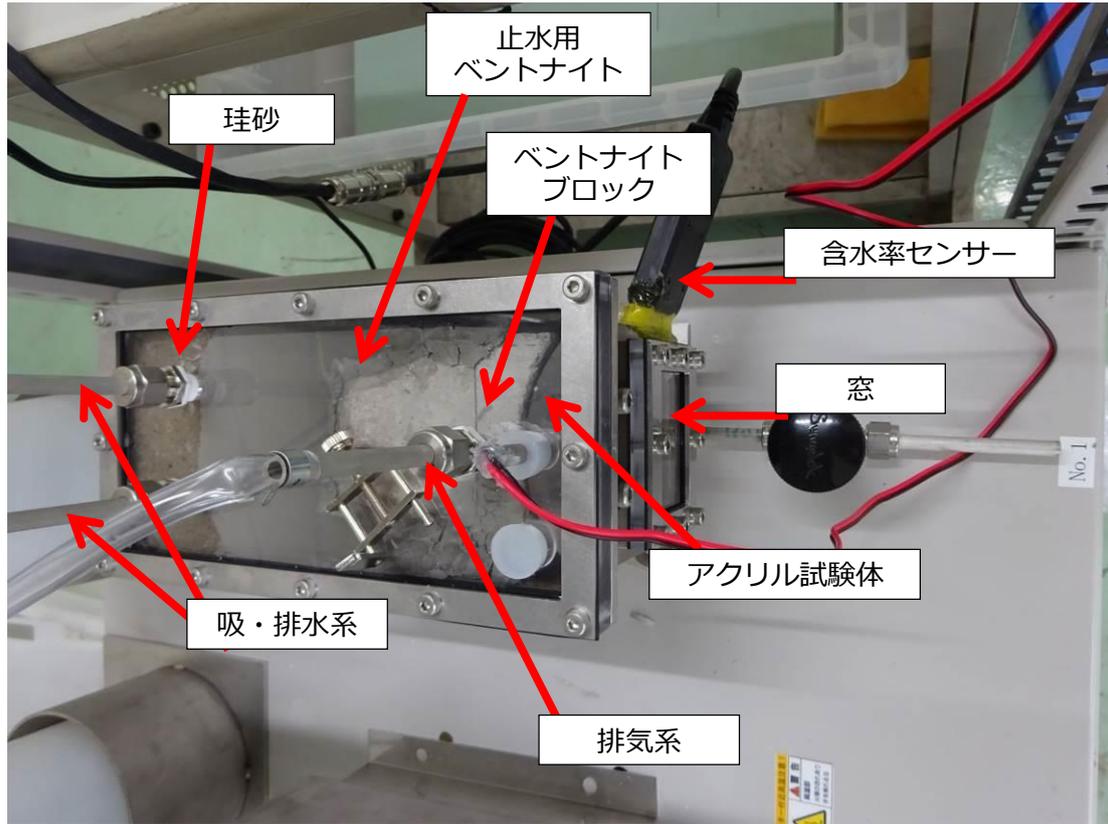


図 3.6.2-1 経時変化確認試験外観  
(平衡水到達確認試験；アクリル試験体)



図 3.6.2-2 経時変化確認試験外観 (拡大)  
(平衡水到達確認試験；アクリル試験体)



図 3.6.2-3 経時変化確認試験外観（炭素鋼試験体）

#### 1) ベントナイトへの含水状況

図 3.6.2-1 は、試験開始から約 1 ヶ月強経過時点の装置外観である。

写真左方の珪砂に模擬地下水を満たした状態とし、右方へ向かってベントナイトブロック中を模擬地下水が移行して飽和する過程で押し出された空気は排気系から排出する。

図 3.6.2-2 は装置上面の拡大写真であり、上面から目視した限り試験期間 2 ヶ月ではベントナイトブロック内の完全飽和には至っておらずどこまで浸潤が進んでいるか判別し難かった。

そこで、試験(珪砂側からの注水)開始から 50 日経過時点で含水中の試験セルの 1 式の試験を中断して、圧縮ベントナイトブロックの含水状況を調査した。窒素パージした簡易グローブバック中での作業状況を図 3.6.2-7 に示すように、試験環境に合わせて窒素パージ環境で経時変化確認試験用の容器の蓋を開け、圧縮ベントナイト中への含水状況を調査するためのコアボーリングを実施した。コルクボーラ(先端は中空の管となっており、反対側にハンドルが付いているゴム栓などに穴をあける道具)を用い、先端を所定の位置に押し付けて円筒型に採取した。これら作業は窒素パージ環境で実施したが、作業性の観点などから、採取後の作業は解放系で実施した。

経時変化確認試験の注水後 50 日経過時点でのベントナイトの含水確認のためのボーリング状況を図 3.6.2-4 に、経時変化確認試験の注水後 50 日経過時点でのコアボーリングしたベントナイトの含水率の算出を表 3.6.2-1 に示す。給水側に近い位置では軽い押し込み荷重(手で押した感覚で 2kg 程度)でコルクボーラで採取可能な長さ全体(50mm)まで押し込まれたが、給水側からの距離が大きくなるとともに押し込みに要する荷重が高くなり、押し込める深さは浅くなった。これら採取したベントナイトの重量を計測した後に、50℃に加熱・乾燥させて含水率を算出した。経時変化確認試験の注水後 50 日経過時点での圧縮ベントナイトブロックの含水状況のベントナイト・珪砂界面からの距離依存性を図 3.6.2-6 に示す。

圧縮ベントナイトは砂側に約 10mm 膨張していた。給水側から 22mm の位置では全面にわたって含水しており、含水率は 30%、75mm 程度の距離まで、上面側から 30mm 深さまで有意な含水が確認され、さらに、給水側から 93mm の位置では表層から 10mm の位置まで含水しており、含水率は 12%であった。なお、もともとの圧縮ベントナイトブロックは、ベントナイトの重量の 10%を含水させただけで、ベントナイトと珪砂を 7:3 で混練したものであるから、当初の含水率は 7%であり、別途含水させていない圧縮ベントナイトは硬く、コアボーリングは不可能である。

したがって、7%から 12%への含水率の上昇は有意な特性差と言える。したがって、50 日で圧縮ベントナイト中央部（側面の壁からの真ん中の部分）の砂側から 75mm 程度の距離まで、上面側から 30mm 深さまで有意な含水が確認された。この傾向で含水が進めば、あと 20 日程度で表層の含水部が試験片表面に到達する計算となる。

ステンレス鋼製容器と接する側面、および、底面は 100×100×1～3t(mm)、樹脂製の蓋と接する上面は 100W×20～80L×1～3t(mm)にわたって混練ベントナイトが圧縮ベントナイト表面に押し付けられるとともに、珪砂と接する 100×100mm の面が給水に接しており、当初の給水面から 100mm 離れた位置に炭素鋼製試験片が装着されている。これら、側面、底面、および上面に設けた止水のための混練ベントナイト（30～40%の含水比の緩いベントナイト）が水みちとなって、珪砂側から供給され続け、接触した圧縮ベントナイトに含水が進行した。

したがって、含水面の進行は接液面に並行ではなく周囲からも含水が進行するため、現段階で、混練ベントナイトに接触した部分から遠い芯の部分は含水に至っていない。

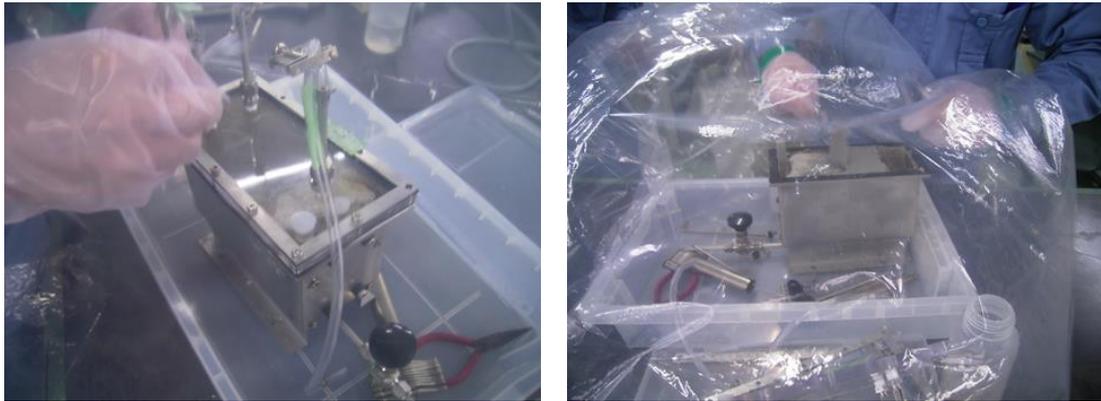
コア抜きした圧縮ベントナイトブロックに穴にベントナイトと珪砂を 7：3 に混合したものを押し込み、含水率が 30%となる量の試験溶液を注液した。なお、93mm 位置の孔はコアボーリングに際して崩れていること、および、ほとんど含水していなかったことから、注液はしていない。さらに、試験片表面に小型 ACM センサーを挿入した。容器の蓋を閉め、窒素パージ後に珪砂側に注液を行い、試験を継続した。

なお、図 3.6.2-7 に示すとおり、平衡水到達確認試験装置（図 3.6.2-1、図 3.6.2-2）に設置した含水率センサーにより、試験体近傍における相対湿度は試験開始後ほとんど変化していないことが分かる。

他のセルについても同程度の含水が進行しているものと推測され、引き続き、試験を継続実施中である。本セルについては、いずれかの時点で再度試験の中断を判断し、含水状況を確認する。その際はより細かいコアボーリングを行い、その痕に熱電対を挿入して、試験片を 80℃に加熱した際の圧縮ベントナイト内の温度分布（温度の試験片加熱面からの距離依存性）を確認することを提案している。

表 3.6.2-1 注水後 50 日経過時点のベントナイトの含水率の算出

採取場所	位置	試験後(湿潤)重量	50℃乾燥後重量	重量減(水分重量)	水重量／乾燥重量(含水比)	水重量／全体(含水率)	乾燥体積
		g	g	g	%	%	cm <sup>3</sup>
①	表面	6.360	4.455	1.905	42.8	30.0	3.3
	内部	3.578	2.523	1.054	41.8	29.5	1.9
	合計	<b>9.938</b>	<b>6.978</b>	<b>2.960</b>	<b>42.4</b>	<b>29.8</b>	<b>5.2</b>
②	表面	5.091	4.046	1.045	25.8	20.5	2.5
	内部	5.976	4.846	1.130	23.3	18.9	2.9
	合計	<b>11.068</b>	<b>8.892</b>	<b>2.175</b>	<b>24.5</b>	<b>19.7</b>	<b>5.4</b>
③	-	<b>6.557</b>	<b>5.525</b>	<b>1.032</b>	<b>18.7</b>	<b>15.7</b>	<b>3.1</b>
④	-	<b>1.634</b>	<b>1.444</b>	<b>0.190</b>	<b>13.2</b>	<b>11.6</b>	<b>1.1</b>



(a) 経時変化確認試験容器の蓋開け (b) 圧縮ベントナイトブロックからのコア抜き

図 3.6.2-4 窒素パージした簡易グローブバック中での作業状況

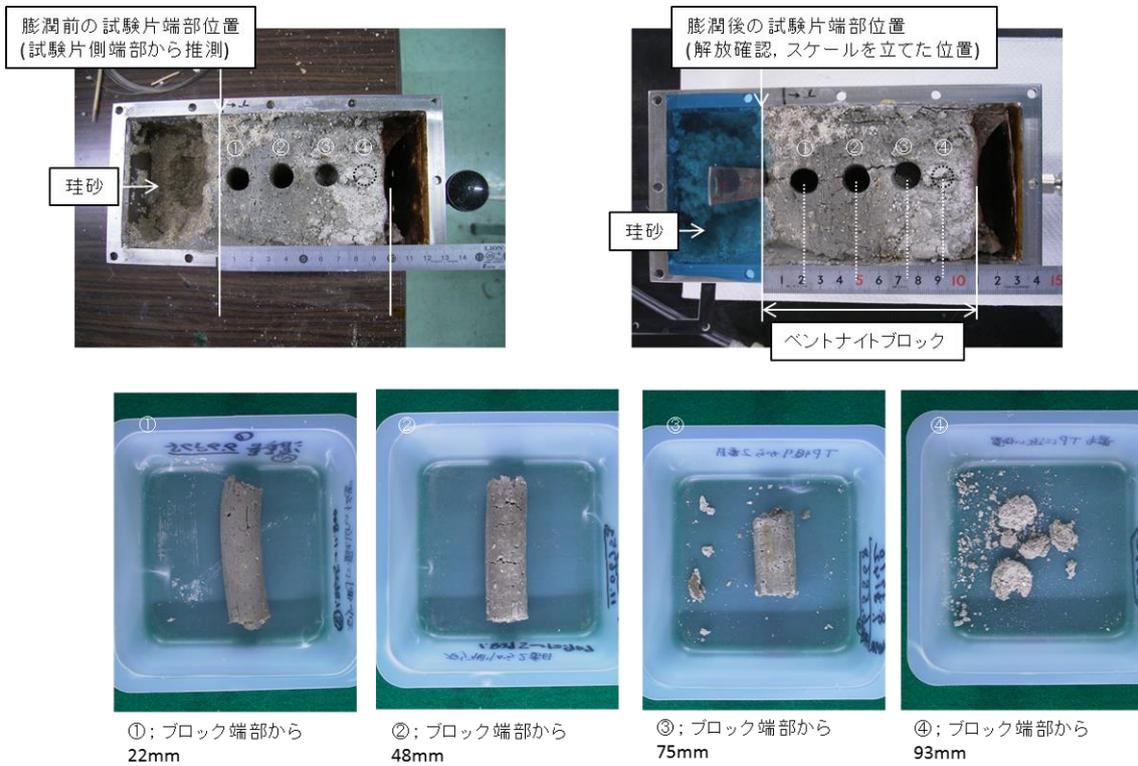


図 3.6.2-5 注水後 50 日経過時点でのベントナイトのボーリング状況

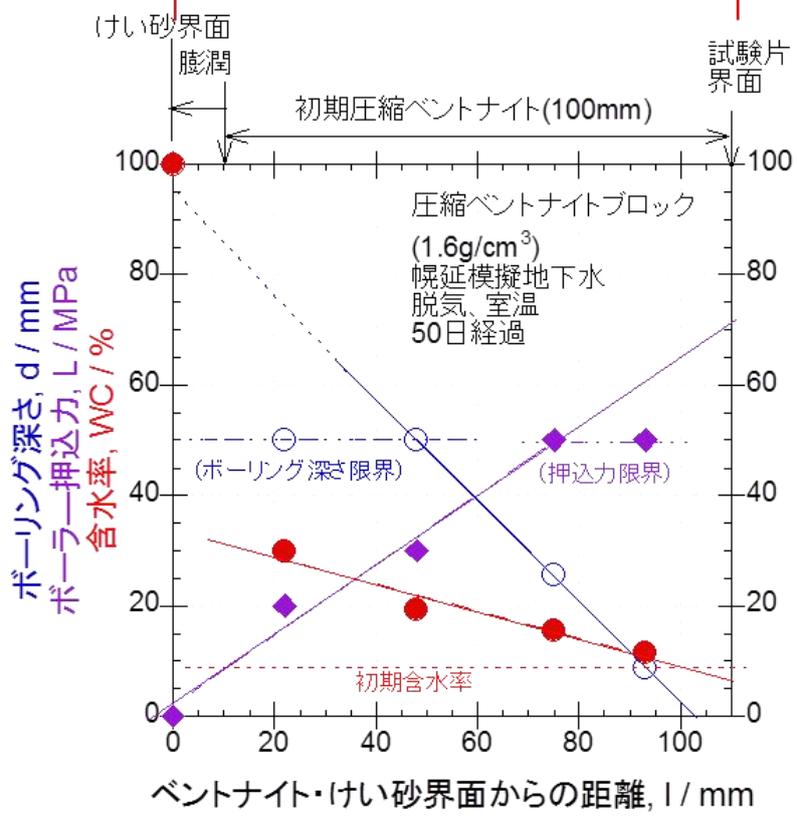
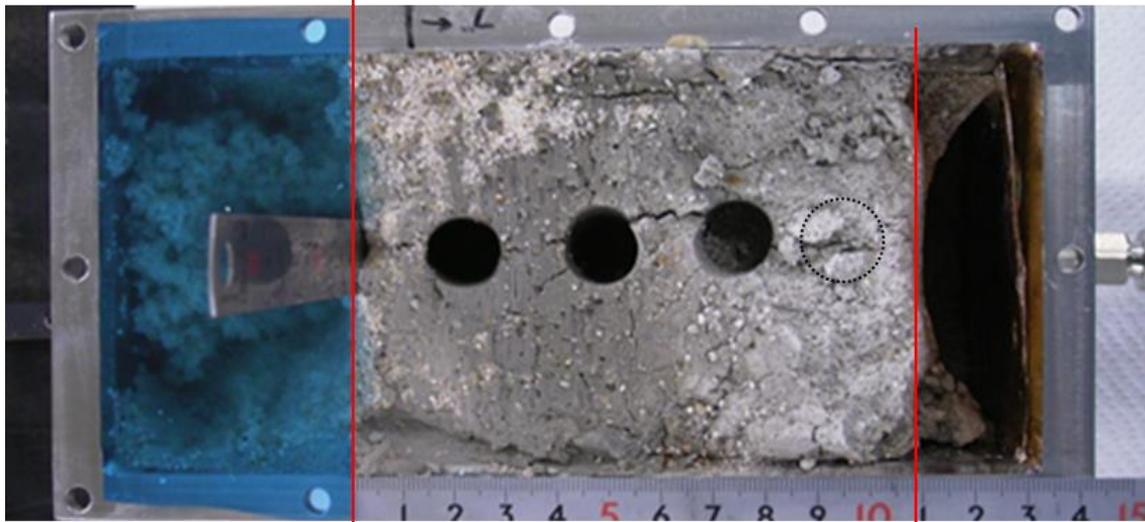


図 3.6.2-6 注水後 50 日経過時点での圧縮ベントナイトブロックの含水状況

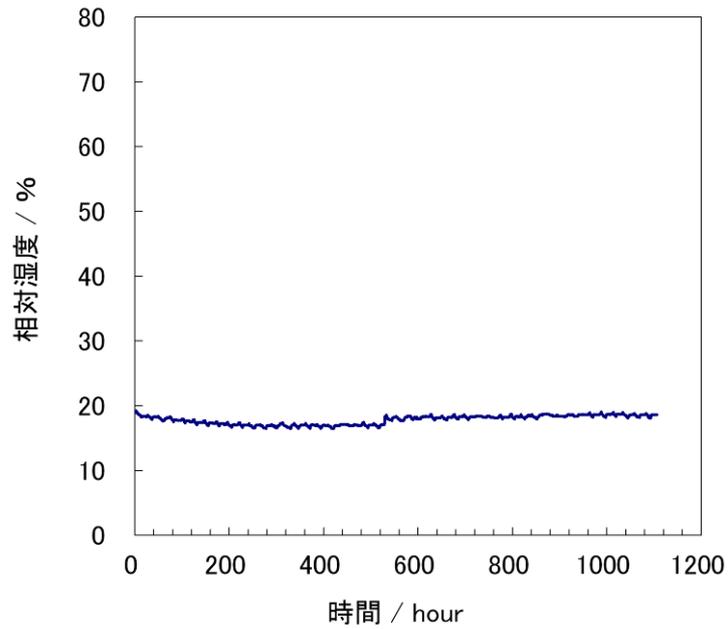
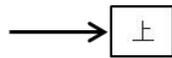
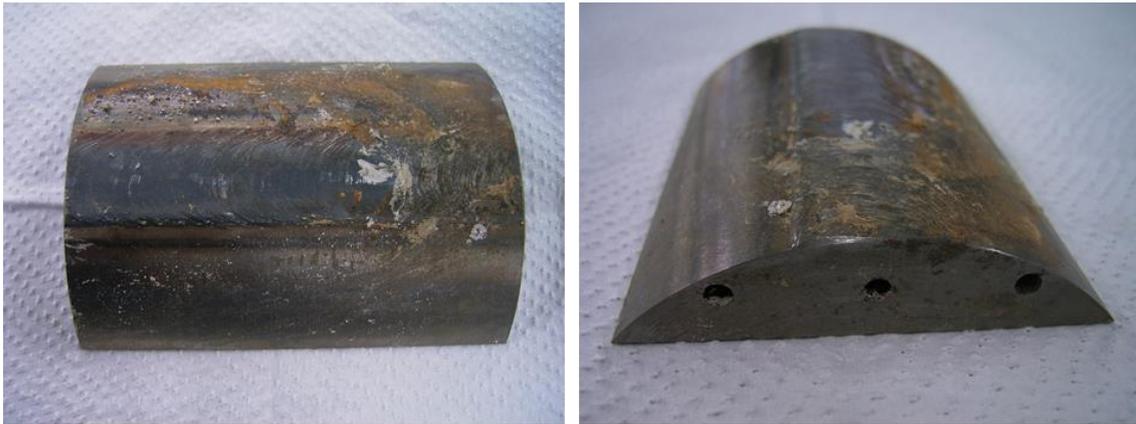


図 3.6.2-7 含水率センサーによる相対湿度の測定結果

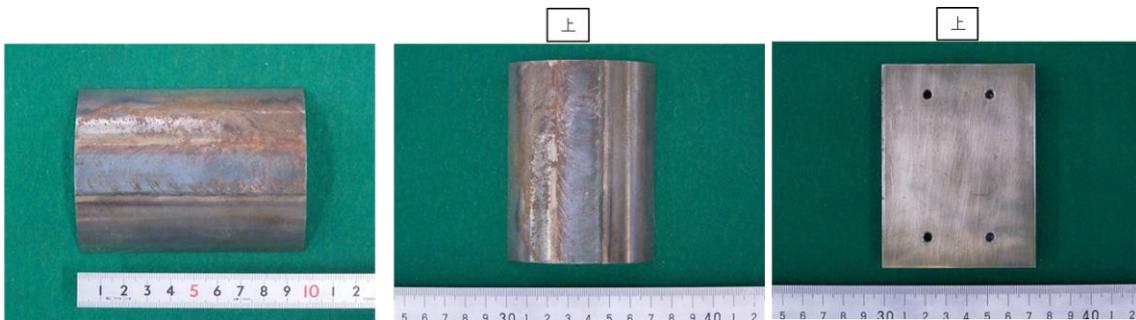
## 2) OP 溶接試験体の腐食状況

### a 試験片の観察結果

1)で述べた試験装置の開封時、同時に OP 溶接試験体を取出した。経時変化確認試験の注水後 50 日経過時点で取り出した試験片の状況を図 3.6.2-8 に示すように、試験面の一部は発錆して茶色くなっている。試験体表面のさび除去後、3 次元形状計測に供する。測定した試験後の 3 次元形状データは、試験前の測定データと比較し、両者の相違点を整理する。



(a) 取り出しまま



(b) 付着物、さび除去後

図 3.6.2-8 経時変化確認試験の注水後 50 日経過時点で取り出した試験片の状況

### b 3次元形状計測による試験前後のデータ比較

図 3.6.2-8 で示した試験体を対象として、3次元形状計測を実施し、試験前測定結果との比較を行なった。「溶接金属」・「熱変色部」・「母材」・「これらすべてを含む試料全体」を対象として、試験前後の形状比較をヒストグラムで実施した結果を、それぞれ図 3.6.2-9、図 3.6.2-10、図 3.6.2-11、図 3.6.2-12 に示す。横軸を  $20\mu\text{m}$  区間として、区間に属するデータ数（頻度）を比較した結果、全ての比較条件で、試験前後の形状にほとんど変化が見られないことが分かった。

本試料はほとんど腐食が進行していないケースであるが、今後腐食が進行した試料を腐食前後で比較すると、ヒストグラム分布の変化（ピーク位置の移動等）を確認できるようになる。

また、例えば溶接金属・熱変色部・母材部のいずれかに選択的な腐食が生じた場合、4種類のうち該当するヒストグラムの分布変化が大きくなって検出が可能となる。

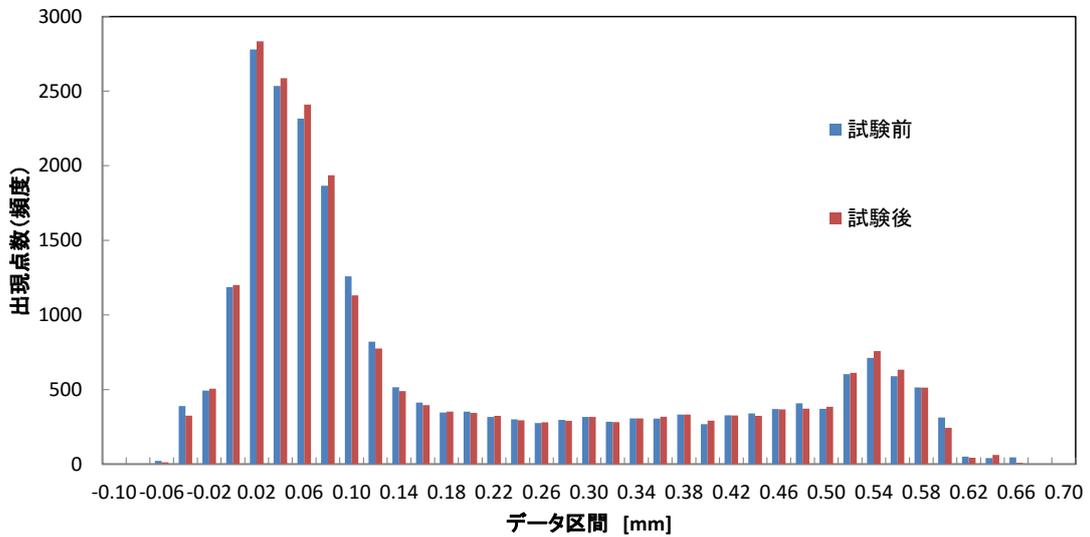


図 3.6.2-9 溶接金属部分の腐食前後計測結果によるヒストグラム

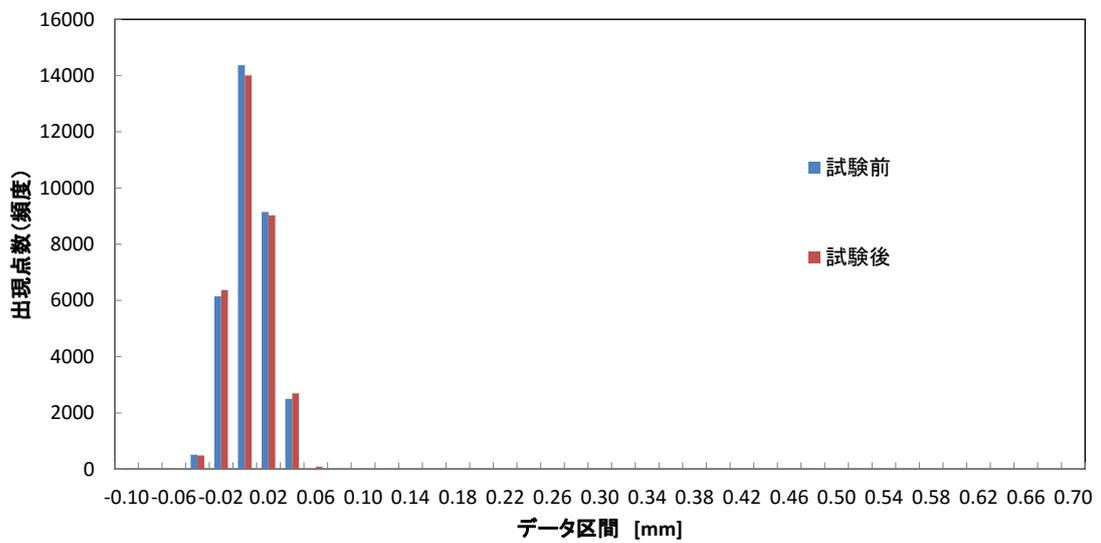


図 3.6.2-10 熱変色部分の腐食前後計測結果によるヒストグラム

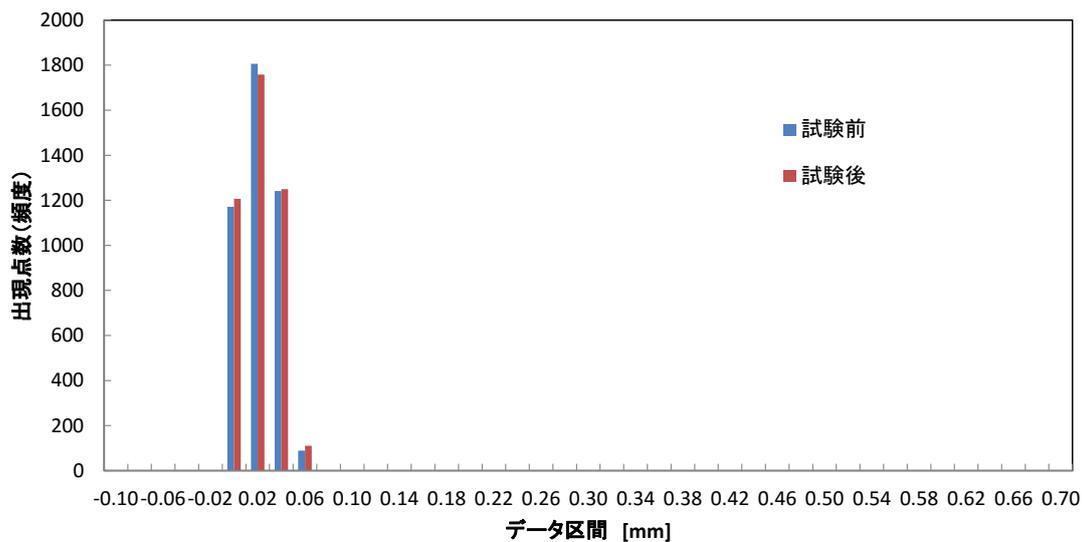


図 3.6.2-11 母材部分の腐食前後計測結果によるヒストグラム

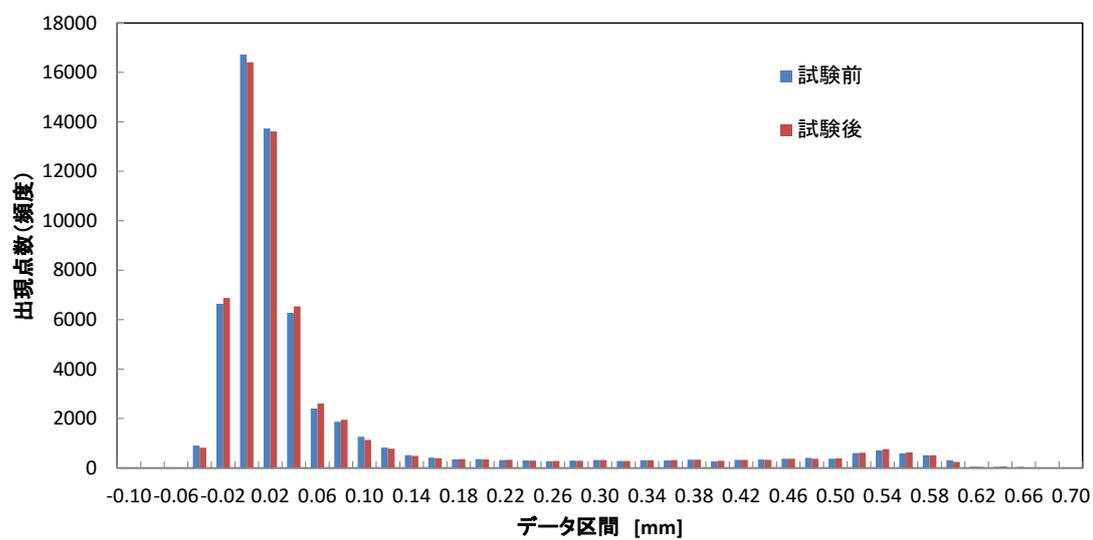


図 3.6.2-12 試料全体の腐食前後計測結果によるヒストグラム

(2) 不均質条件試験

1) 計測項目

不均質条件試験における計測項目及び設置位置を表 3.6.2-2 に示す。

表 3.6.2-2 地上工学規模試験装置 計測項目

センサー名称	計測対象	設置 個数	設置位置	備考
ACM センサー	腐食計測(腐食速度)	2	緩衝材中水みち部	
		2	緩衝材中埋戻し部	
	環境計測(濡れ度合)	3	砂層中	
交流インピーダンス センサー	腐食計測(腐食速度)	1	緩衝材中水みち部	
		1	緩衝材中埋戻し部	
含水率センサー	環境計測 (水分ポテンシャル)	1	緩衝材中水みち部	
		1	緩衝材中埋戻し部	
		1	砂層中	
炭素鋼試験片	腐食計測(腐食量)	1	緩衝材中水みち部	
		1	緩衝材中埋戻し部	
熱電対	環境計測(温度)	1	模擬 OP 表面	

## 2) 地下水組成

使用した地下水は、地上における工学規模試験で使用したものと同一である(組成は、表 4 12)。試験後 101 日目の組成分析、pH、Eh の結果をそれぞれ図 3.6.2-13、図 3.6.2-14、図 3.6.2-15 に示す。比較のため、地上における工学規模試験の結果も記載した。後述(図 3.6.2-16)記載したように、ヒーターを使用することにより、緩衝材中でも 60℃程度まで加熱されているが、これに伴う組成の大きな違いは認められない。

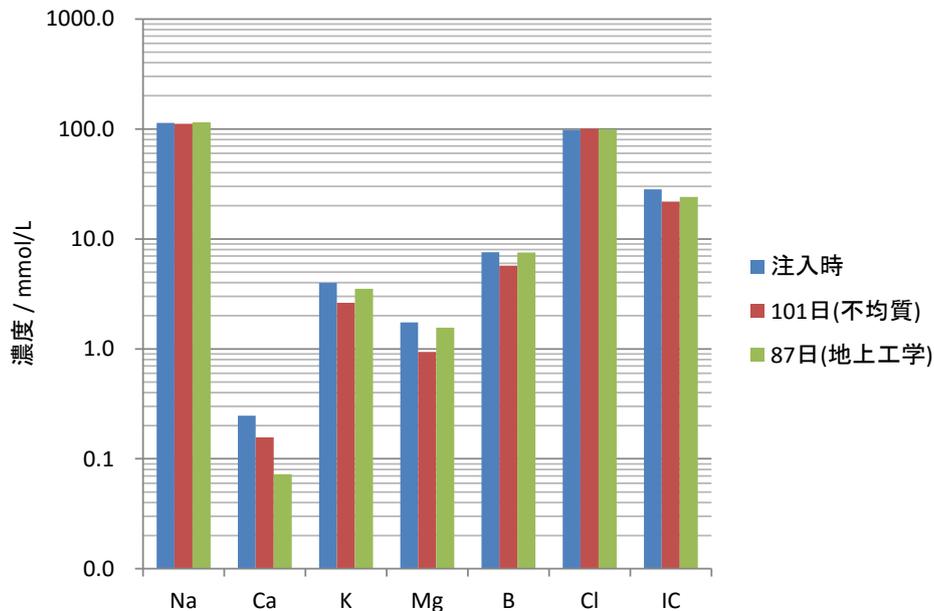


図 3.6.2-13 不均質条件試験における模擬地下水組成

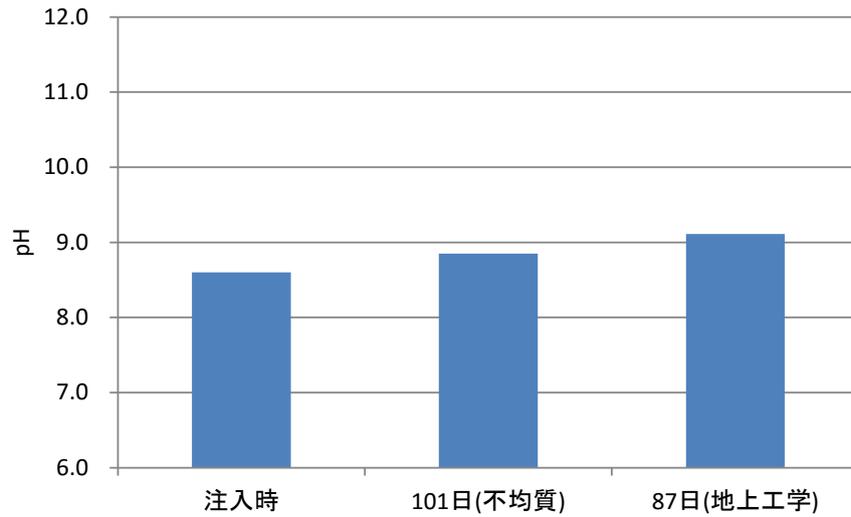


図 3.6.2-14 不均質条件試験における pH

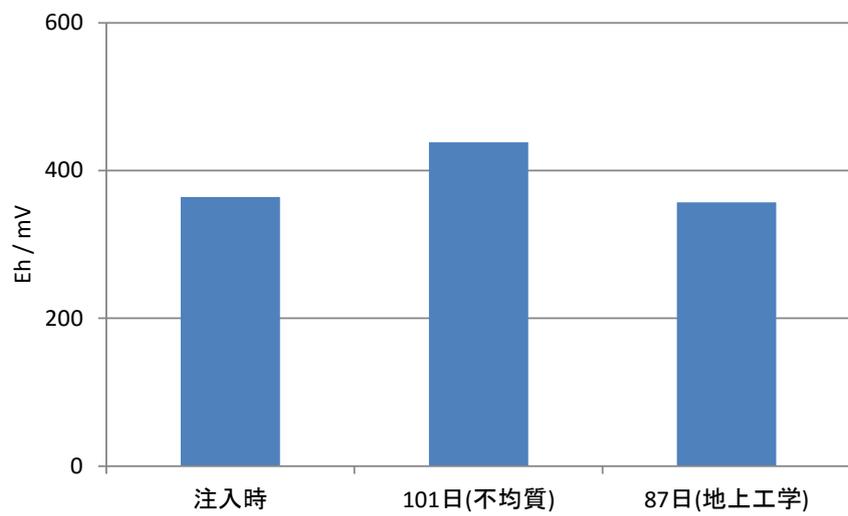


図 3.6.2-15 不均質条件試験における Eh

### 3) 温度

試験体中の環境計測として砂層、緩衝材ブロック、模擬オーバーパックにセンサーを設置温度の挙動を計測した。温度計測結果を図 3.6.2-16 に示す。

45 日頃から 50 日にかけて、ヒーターを切断したため模擬オーバーパック、緩衝材中(埋戻し側、水みち側)、砂層中、で温度の低下がみられる。その際、模擬オーバーパックが緩衝材中よりも温度が低下しているが、模擬オーバーパックの延長管が外気触れ、冷却されたため、模擬地下水中や緩衝材中よりも温度が低下したと考えられる。

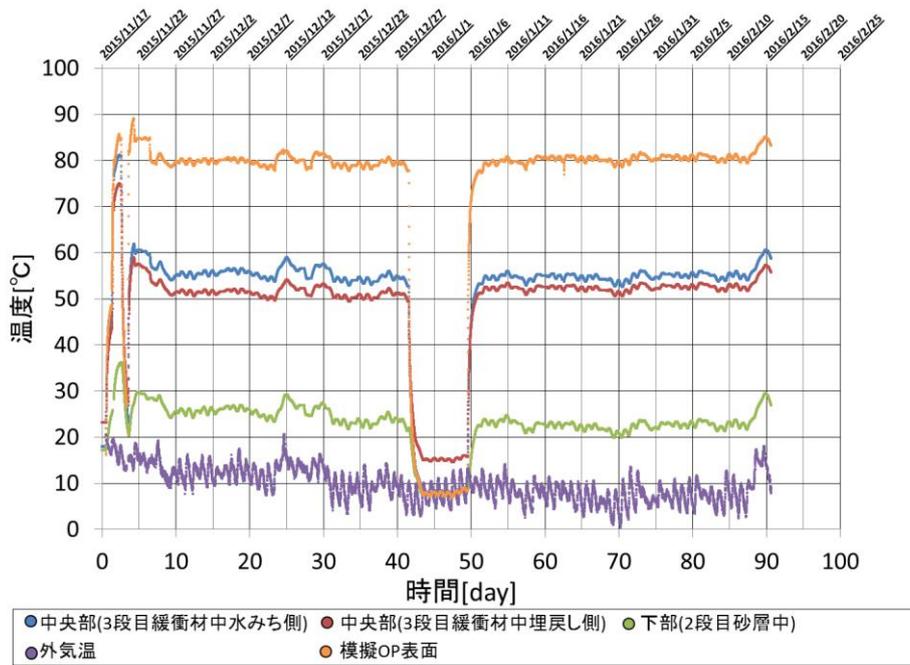


図 3.6.2-16 不均質条件試験 温度計測結果  
(2016年2月15日最新)

4) 含水率センサー

含水率計（や土圧計）は、ヒーター起動により、一部データが不連続なところがあるが、初期には水みち側の含水率が高く、概ね 80%程度となった。

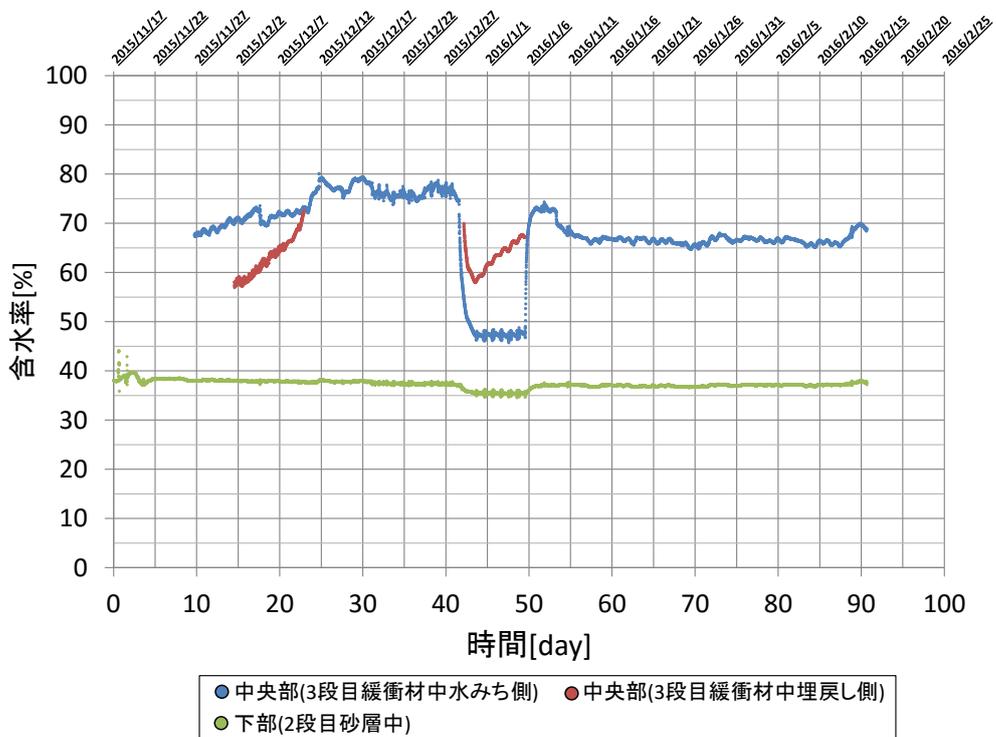


図 3.6.2-17 含水率の時間変化

## 5) ACM センサー

### a 測定結果

#### (a) 砂層の ACM センサー

環境計測として砂層に設置した ACM センサーの計測結果を図 3.6.2-18 に示す。砂層には Fe-Ag 型の他、耐久性が高いと考えられる Zn-Ag 型の ACM センサーも設置した。Fe-Ag 型の ACM センサーは数日で信号を出さなくなったが、Zn-Ag 型の ACM センサーはバラツキが大きいものの定常的な出力を出している。

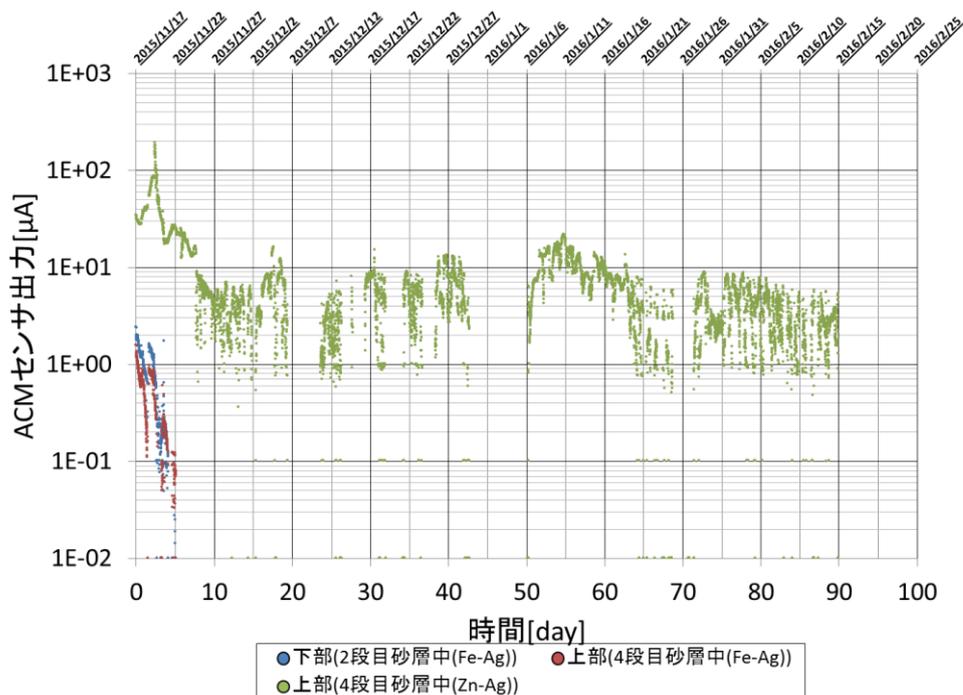


図 3.6.2-18 不均条件質試験 砂層中の ACM センサーの出力

#### (b) 緩衝材中の ACM センサー

腐食速度計測として、不均質条件試験装置緩衝材ブロック中に設置した ACM センサーの出力を図 3.6.2-19、図 3.6.2-20 に、測定結果を基に算出した腐食速度の結果を図 3.6.2-21、図 3.6.2-22 に示す。上部下部いずれも、腐食速度が大きいと思われる水みち側の出力（腐食速度）が低くかつ 2～3 日程度で出力をほとんど出さなくなった。図 3.6.2-18 に示したように、砂層の ACM センサーも数日で出力を出さなくなったが、両者の出力の比較（図 3.6.2-23 参照）を見ると、同じような挙動をしており、水みち側や砂層では、一度に大量の水と接触したことで、センサーが急激に損耗したか、あるいは機械的に破損したものと思われる。

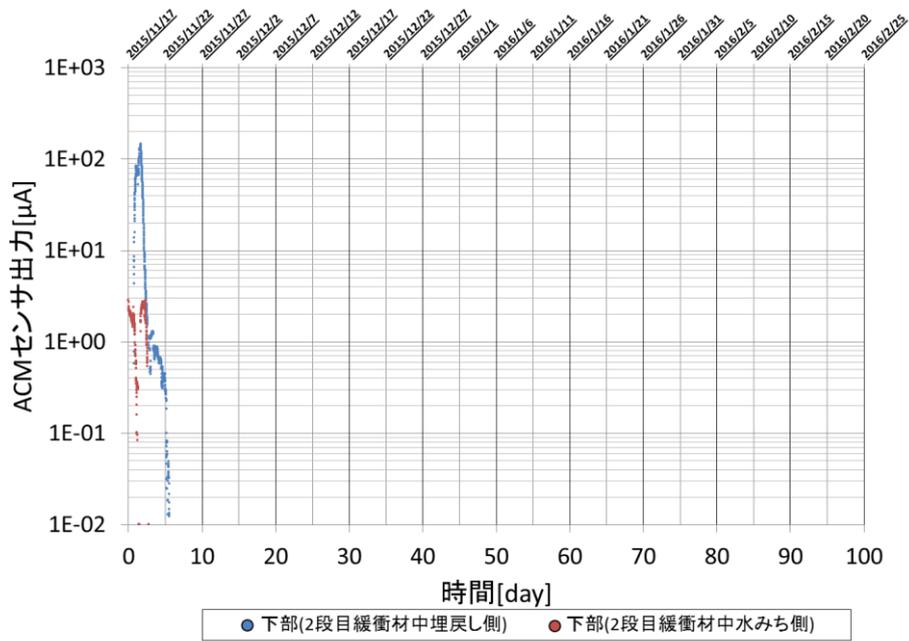


図 3.6.2-19 不均質条件試験 緩衝材ブロック (2 段目) 中の ACM センサー出力

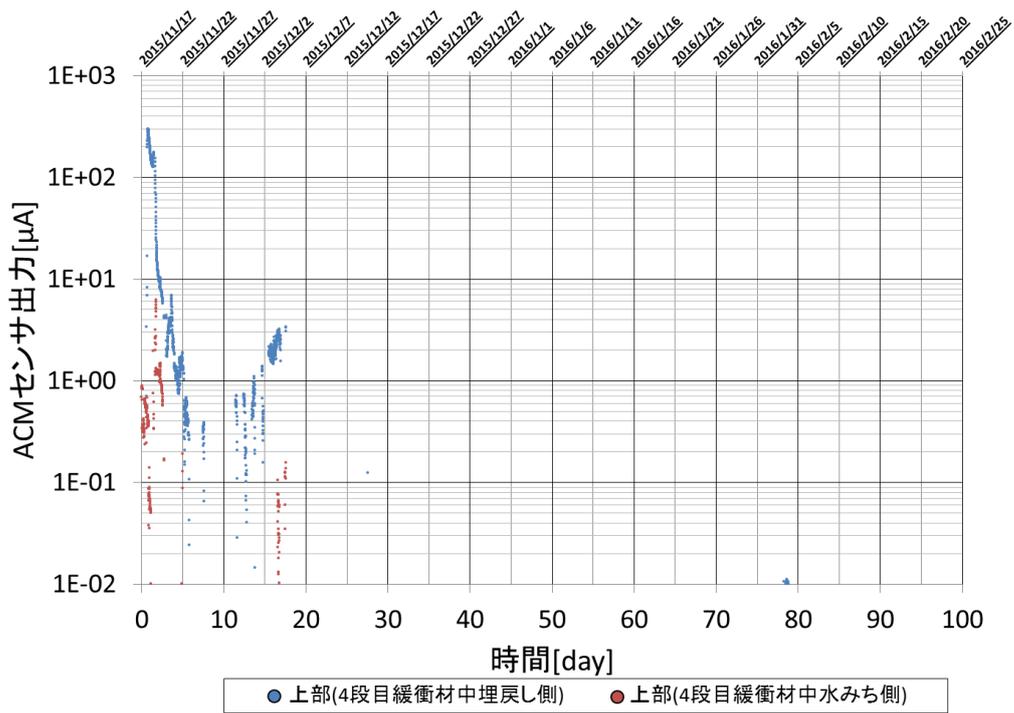


図 3.6.2-20 緩衝材ブロック (4 段目) 中の ACM センサー出力

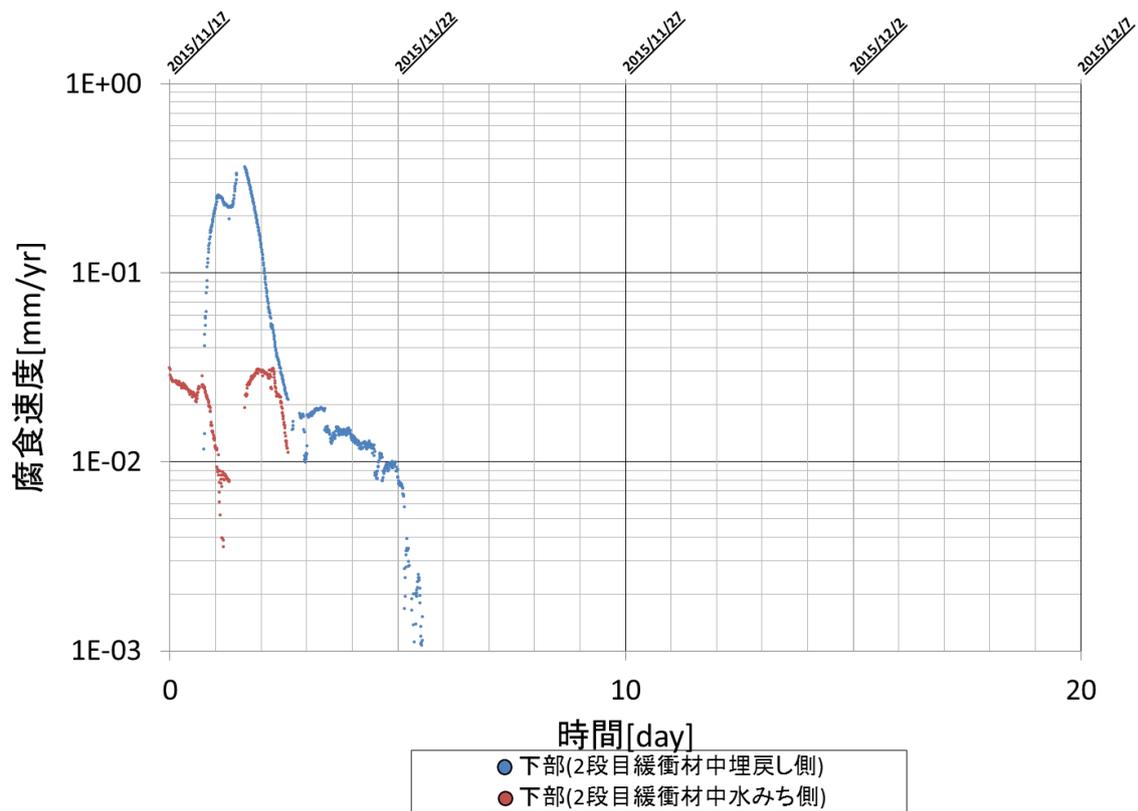


図 3.6.2-21 不均質条件試験 緩衝材ブロック（2 段目）中の腐食速度計測結果

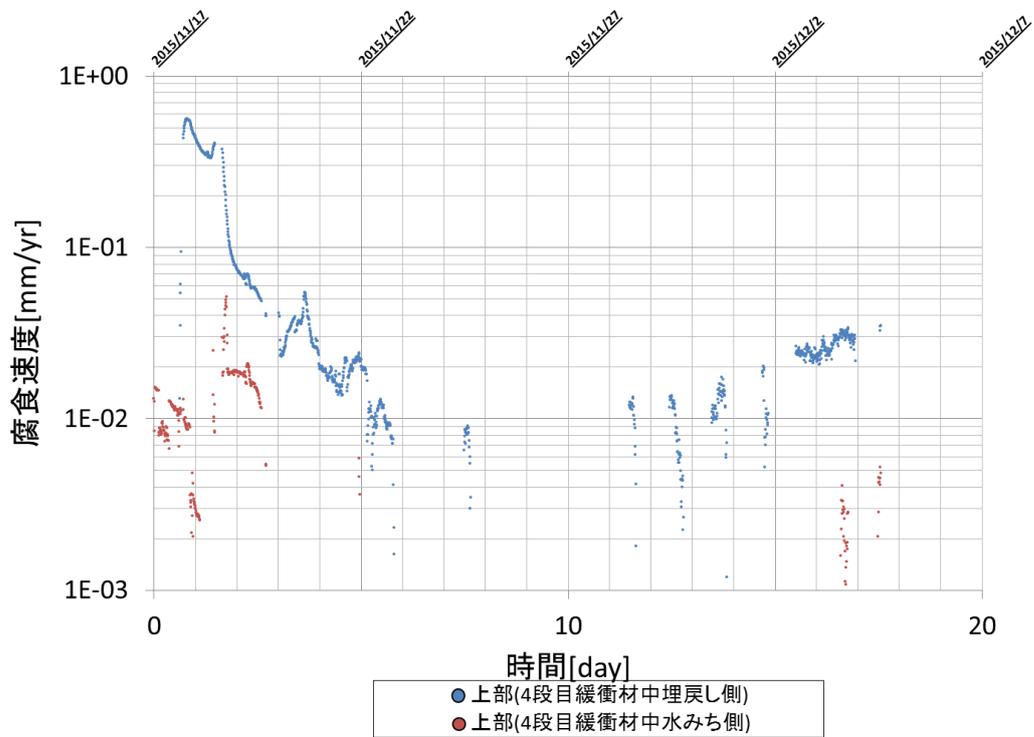


図 3.6.2-22 不均質条件試験 緩衝材ブロック（4 段目）中の腐食速度計測結果

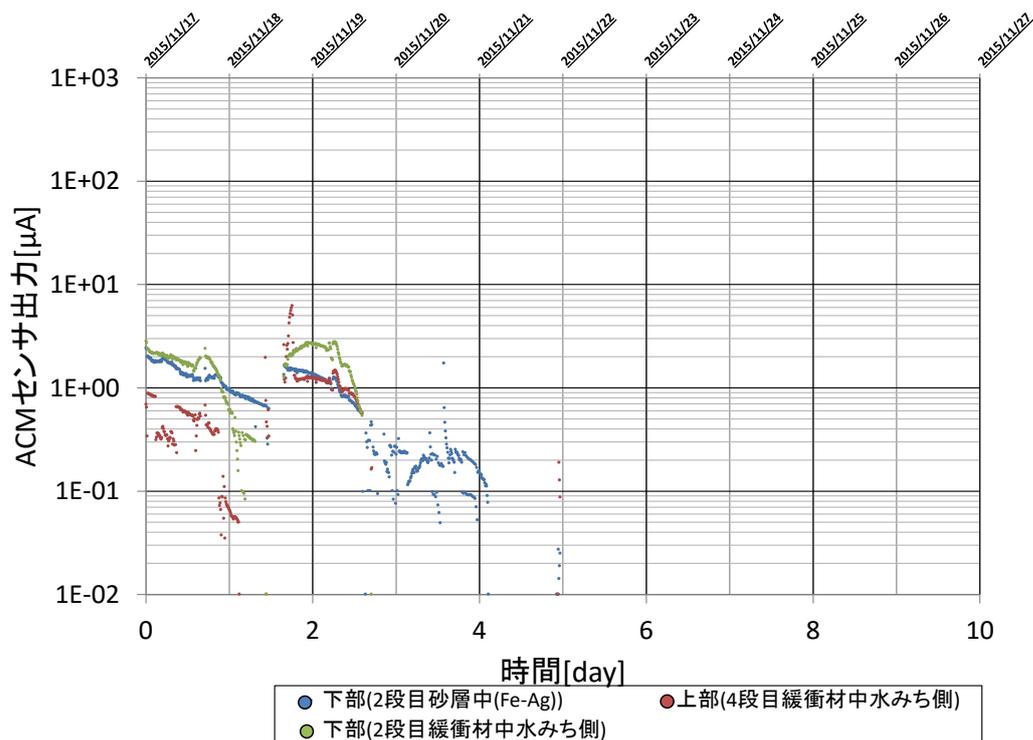


図 3.6.2-23 不均質条件試験 砂層と水みち側の ACM センサーの出力の比較

(c) 地上工学規模試験との比較

図 3.6.2-24 に地上工学規模試験と不均質条件試験における ACM センサー出力比較を、図 3.6.2-25 に腐食速度の比較を示す。不均質条件試験の ACM センサーの出力の低下が、工学規模試験より早くなった。工学規模試験装置の緩衝材および砂層の間に存在する酸素と腐食速度の関係から工学規模試験装置中の酸素の物質収支について計算した結果を表 3.6.2-3 に示す。表 3.6.2-4 の計算結果では約 12 日で間に存在する酸素は枯渇することになるが、同様の計算を小規模要素試験(表 4 16)で行うと、間に存在する酸素が 1.5L、1 日当たりの酸素必要量が、0.16L となり約 9.5 日で酸素が枯渇する計算となり、それと比較しやや早く腐食速度は低下した。

表 3.6.2-3 工学規模試験装置 酸素の物質収支（再掲）

反応式	$\text{Fe} + 1/2\text{O}_2 + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Fe}(\text{OH})_2$	
Fe 比重	7.8	$\text{g/cm}^3$
腐食速度	0.02	$\text{cm/y}$
オーバーパック面積	3,768	$\text{cm}^2$
腐食体積/年	75.36	$\text{cm}^3/\text{y}$
腐食重量/年	587.81	$\text{g/y}$
Fe 原子量	55.85	
Fe mol	10.52	mol
必要 $\text{O}_2$ mol	5.26	mol
必要空気	589.39	L
1日当たり必要空気	1.61	L/d
1日当たり必要 $\text{O}_2$	0.32	L/d
緩衝材真密度	2.73	$\text{g/cm}^3$
圧縮密度	1.6	$\text{g/cm}^3$
緩衝材粒子	0.59	$\text{cm}^3$
空気	0.41	$\text{cm}^3$
緩衝材ブロック大きさ	82425	$\text{cm}^3$
空隙	34,138.53	$\text{cm}^3$
	34.14	L
緩衝材重量	131.88	kg
間隙水量	14.51	kg(L)
間隙空気	19.63	L
消費日数	12.16	日

表 3.6.2-4 不均質試験装置 酸素の物質収支

反応式	$\text{Fe} + 1/2\text{O}_2 + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Fe}(\text{OH})_2$	
Fe 比重	7.8	g/cm <sup>3</sup>
腐食速度	0.03	cm/y
オーバーパック面積	1,256	cm <sup>2</sup>
腐食体積/年	37.68	cm <sup>3</sup> /y
腐食重量/年	293.90	g/y
Fe 原子量	55.85	
Fe mol	5.26	mol
必要O <sub>2</sub> mol	2.63	mol
必要空気	294.69	L
1日当たり必要空気	0.81	L/d
1日当たり必要O <sub>2</sub>	0.16	
緩衝材	2.73	g/cm <sup>3</sup>
	1.6	g
緩衝材粒子	0.59	cm <sup>3</sup>
空気	0.41	cm <sup>3</sup>
緩衝材ブロック大きさ	32185	cm <sup>3</sup>
空隙	13,330.28	cm <sup>3</sup>
	13.33	L
緩衝材重量	51.50	kg
間隙水量	5.66	kg(L)
間隙空気	7.67	L
消費日数	9.49	日

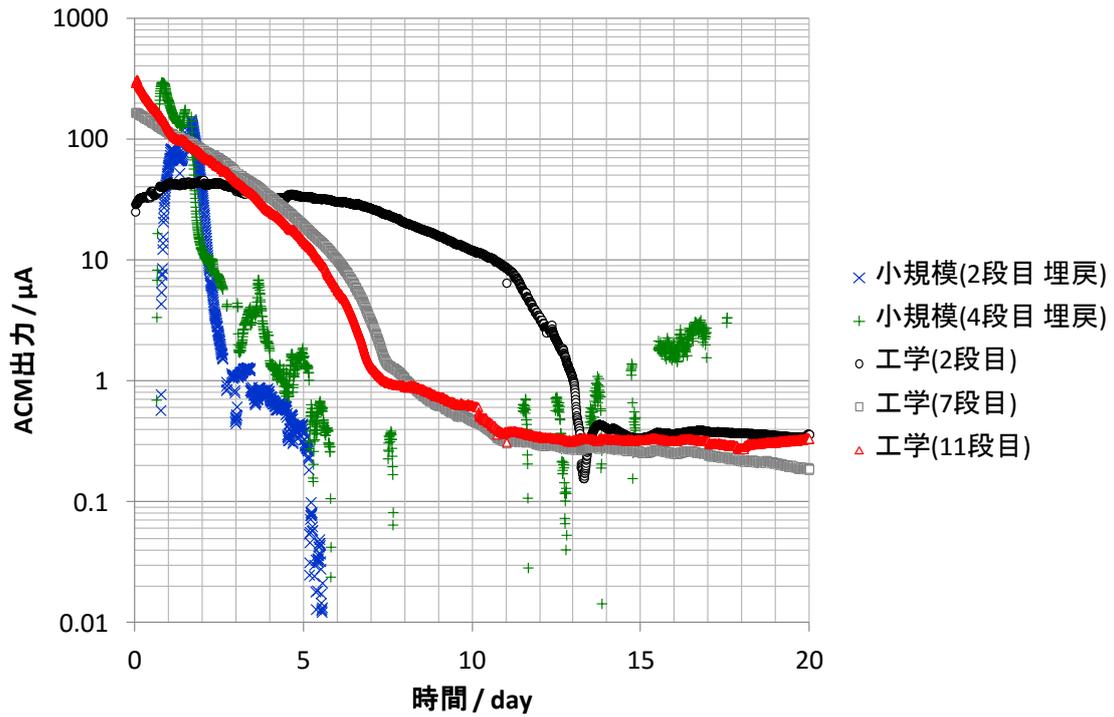


図 3.6.2-24 地上工学規模試験と不均質条件試験における ACM センサー出力比較

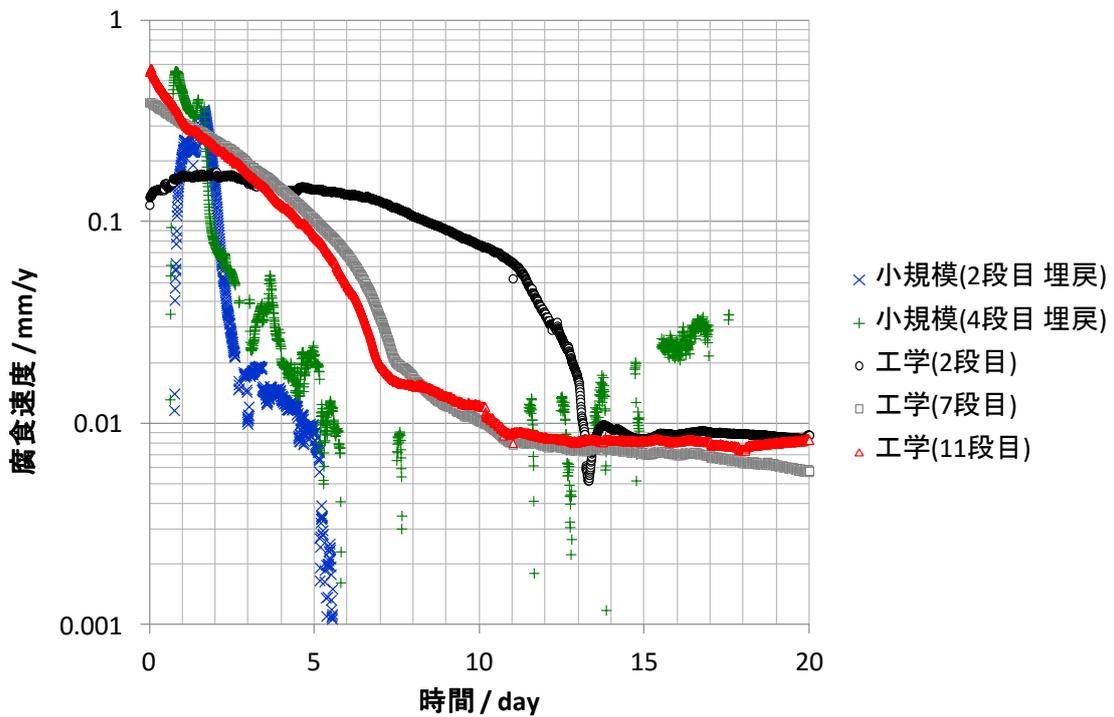


図 3.6.2-25 地上工学規模試験と不均質条件試験における腐食速度の比較

## 6) 交流インピーダンスセンサー

交流インピーダンスセンサーの結果を、図 4 95 に示す。腐食速度は、前述の換算式、

$$\text{腐食速度(mm/y)} = \text{交流インピーダンスセンサー出力} \times 224.7$$

を使って算出した。当初は水みち側の腐食速度が大きい。43 日目から 49 日目に掛けて一時的にヒーターをオフにした際に、腐食速度の低下が認められるが、その後の腐食速度は同等となった。これは、水みちが閉塞したか、系内の酸素が枯渇したかのいずれかが原因と考えられる。5 日目以降の腐食速度は、ACM センサーの値よりやや高い。この傾向は、図 3.6.2-26 と整合的である。

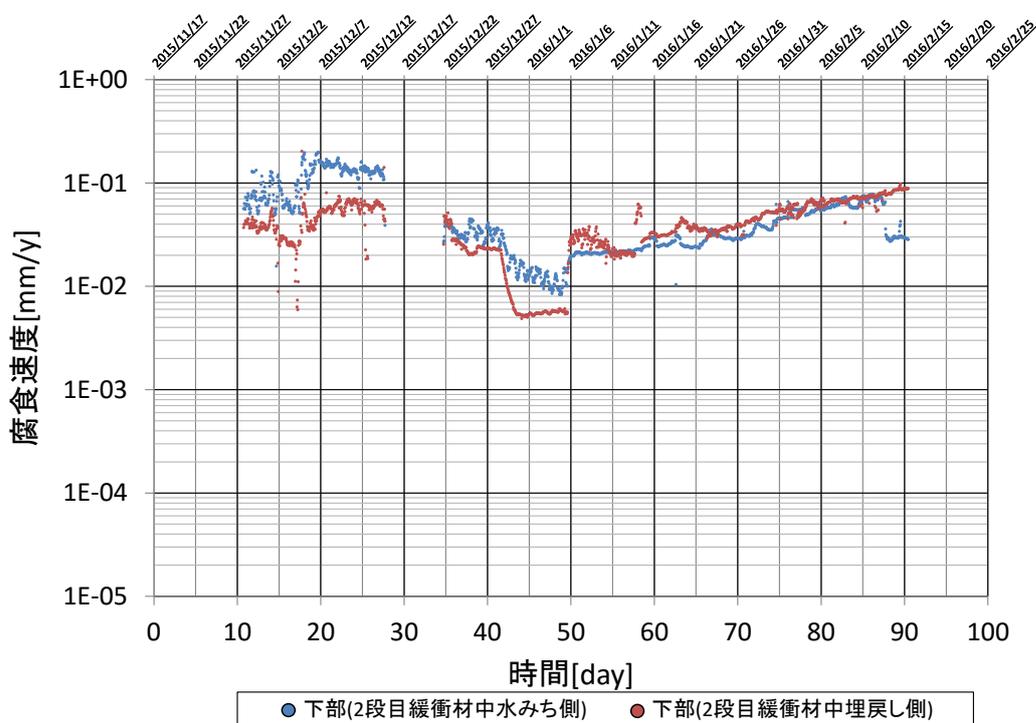


図 3.6.2-26 不均質条件試験 緩衝材ブロック (2 段目) 中の腐食速度計測結果 (交流インピーダンスセンサー) \*

\*腐食速度は簡易計算式による

### 3.6.3 地上ラボ試験 (3 電極式腐食センサの性能確認試験)

#### (1) 試験方法

地下工学規模試験に供する模擬オーバーパック(OP)は外径φ100mmの炭素鋼溶接構造で最高加熱温度が100℃、OP外側が圧縮ベントナイトの緩衝材で覆われ、幌延の深い地層地下水である海水起源地下水が供給される状況で、3電極式腐食センサーによって腐食の計測を実施する。地下工学規模試験での腐食評価の合理的な成立性を確認する条件の設定、すなわち、模擬OPの地下“腐食”試験として、OP表面のベントナイトが濡れて腐食条件が整うことおよび地下埋設

環境(低溶存酸素、DO 環境相当～大気平衡 DO 環境相当)における炭素鋼の想定腐食速度である 1～100  $\mu\text{m}/\text{y}$  オーダーの腐食速度が得られる試験条件を実現することが必要である。すなわち、長期腐食計測試験の成立性の確認のため、確実に腐食する環境で腐食の計測を行うための条件設定により、過不足ない適度の速度での腐食速度を示すベントナイト/水比および温度を選定する必要がある。

模擬 OP 設置位置の加熱をしない時の代表的な温度である 15℃の低溶存酸素(脱気)した人工海水環境(アクアマリン)を選定した。

試験体容器は平成 25 年度に設計した共通試験体を用い、底部から 3 電極式腐食センサーを挿入した。模擬 OP は容器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ることで炭素鋼管に容器と腐食試験体を兼用させている。内径  $\phi 100\text{mm}$ (模擬 OP 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を挿入後、脱気人工海水の注水を行う。装置全体を恒温槽(冷蔵庫)に挿入する。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：114.3mm、内径：96.1mm、板厚 8.6mm t)を用いる。ここで、模擬 OP は鍛造材を用いるが、その第一義的な耐食性は管の製造方法、化学成分、機械的性質には依存しないため、全製品が継目無しで製造される STPT 材を選定した。

試験体容器製作図を図 3.6.3-1 (a)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  $\phi 100\text{mm}$  に機械加工した。密閉構造とするために蓋を設け、O リングを介してシールする構造を設けた。下側の約 50mm の部分には珪砂を敷き詰め、その上に外径  $\phi 90 \times 50\text{mmL}$  の成型ベントナイトを挿入する。試験体全体を恒温槽内に設置する。低溶存酸素濃度の地下水を模擬した試験系とするため、容器に蓋を設けた。

圧縮ベントナイト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た仕様とした。ベントナイトはクミネ工業製のクニゲル V1 を用い、珪砂は日陶連原料(株)3 号珪砂、5 号珪砂を混合比 1：1 とした。ベントナイトと珪砂の混合比は、第 2 次取りまとめ に記載されているものと同様に重量比で 7：3 とした。また、緩衝材ブロックの大きさは、外径  $\phi 98\text{mm}$ 、厚さ 50mm、緩衝材ブロックの製作時乾燥密度は、1.8Mg/m<sup>3</sup> を採用した。緩衝材ブロックの製作時含水比は、第 2 次取りまとめの実験結果[1]をもとに、珪砂混合率 30wt% で最も締固め性の良い 10% とした。緩衝材ブロックは、万能試験機を使用して、圧縮力：75kN、圧縮時間：8 分で圧縮した。出来形を図 3.6.3-1 (b)に示す。

3 電極式腐食センサーのセンサー部を図 3.6.3-1 (c)に示す。3 電極式腐食センサーの性能確認試験装置の系統図を図 3.6.3-1 (d)に、組み立て・試験状況を図 3.6.3-1 (e)に示す。共通試験体の底部から 3 電極式腐食センサーを挿入した試験系と脱気・給水系を合わせて冷蔵機能付の恒温槽内に設置した。脱気時には脱気・給水系のバルブ①を開にして試験系に脱気用 N<sub>2</sub> ガスを送ガスする。脱気した人工海水を試験系に供給する際にはバルブ①を閉にして②を開にすることによる脱気セル内の N<sub>2</sub> ガス圧を用いる。

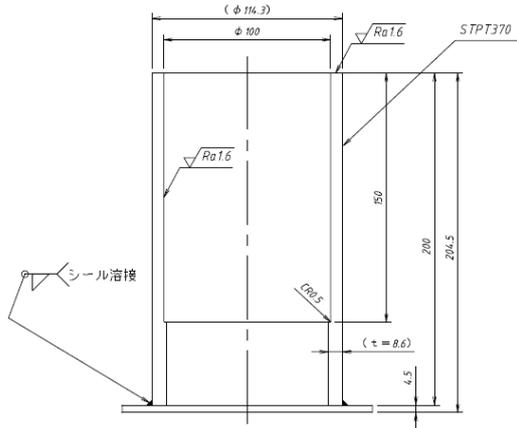
計測装置は、三菱化学製の 3 電極式腐食計測試験・計測装置(専用機)、および、ソーラトロン製の一般的な電気化学測定装置(汎用機)を用いた。前者は標準で組み込まれている腐食速度

(mm/y)に一定時間ごとの中央値を抽出して整理した。後者は ASTM G199-09 に準拠した電気化学ノイズ解析ソフトを用いて腐食速度( $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ )を[32]して mm/y に換算した。

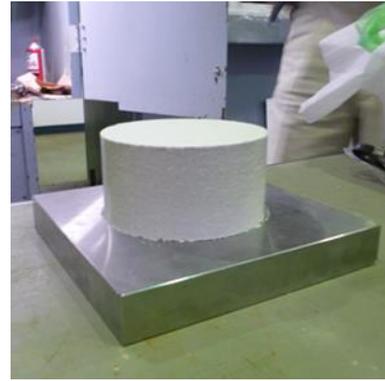
ACM センサーは、標準寸法で炭素鋼基板が薄型のものを使用し、ベントナイトと容器との円筒型のすきまの中に押し曲げて設置した。ACM センサーは、Ag と Fe の異種金属間のガルバニック電流が出力であり、その出力は個々の位置での濡れ方と、Ag/Fe 対の長さに依存するが Fe の板厚には依存しないため、大気腐食などで広く試験されているデータも活用可能である。

重量測定用の炭素鋼製浸漬試験片(30×20×3t)は、圧縮ベントナイトと3電極センサーを取り巻く下側の珪砂の境界部に設置した。

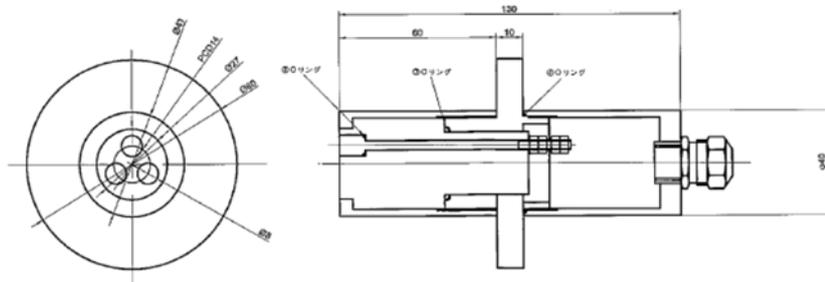
平成 26 年度に試験に着手した。15℃、脱気人工海水を含水した圧縮ベントナイトと接触した3電極式腐食センサーを専用機で計測を開始した試験当初の 200 時間は落ち着いていたものの、汎用機に切り代えて以降、特に 1,000 時間を超えてばらつき始め、平均で 0.02mm/y、最大で 0.08mm/y 程度の腐食速度を得た。平成 27 年度に試験を継続し、経過調査を行った。



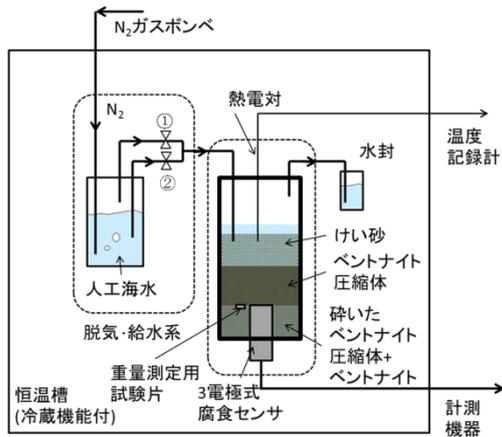
(a) 試験体容器製作図



(b) 緩衝材ブロック



(c) 3電極式腐食センサーのセンサー部



(d) 3電極式腐食センサーの性能確認試験装置の系統図



(e) 組み立て・試験状況

図 3.6.3-1 3電極式腐食センサーの性能確認試験の構成

## (2) 試験結果

### 1) 3電極式腐食センサーの測定結果

15℃、脱気人工海水を含水した圧縮べントナイトと接触した3電極式腐食センサーの試験経過を図 3.6.3-2 に示す。3電極式腐食センサーを専用機 1(解列後、幌延地下試験に供用)で計測を開始した試験当初の 200 時間は落ち着いていたものの、汎用機に切り代えて以降、特に 1000 時間

を超えてばらつき始め、平均で 0.02mm/年、最大で 0.08mm/年程度の腐食速度を得た(平成 26 年度報告書で報告)。

2000 時間を超えた時点から腐食速度が低減傾向を示し始め、専用機 2(解列後、地上工学規模試験に供用、1 とは同一仕様の 2 号機)に切り代えて以降は 0.01~0.02mm/年程度で落ち着いた傾向を示した。3500 時間を過ぎた一定期間では大きくばらついて、一時的に >0.20mm/年を超える大きな腐食速度を示すデータも得られた。しかしながら、この速い腐食速度は 100 時間程度で終結したことから、一時的な挙動であったと考えられる。その後、腐食速度のばらつきが 0.01mm/年オーダーに収まっている期間と 0.05mm/年程度までの増加・低下傾向を示す期間が認められた。さらに、5000 時間前後で汎用機と切り替える前後から腐食速度が大きく変化する時間帯を経て、5500 時間以降は 8500 時間まで 0.03mm/年で収斂して落ち着いた。

以上のことから、15℃、ベントナイト圧縮体+海水起源脱気地下水(脱気人工海水)系に接する炭素鋼の腐食状況が落ち着くのに 5000 時間を要し、系が落ち着いて以降は 0.03mm/年程度の腐食速度を有している。

地上ラボ試験による 3 電極式腐食センサーの性能確認試験を終了し、試験装置を解体して、実際の腐食状況を確認した。

## 2) ACM センサー測定結果

15℃、脱気人工海水を含水した圧縮ベントナイトと接触した ACM センサーの試験経過を図 3.6.3-3 に示す。試験開始とともに ACM センサー出力電流は増加して、500 時間後に 1,000 $\mu$ A オーダーに達して 1,500 時間まで安定した後、~200 $\mu$ A まで低下してから回復傾向を示すものの、漸減しながら 7500 時間後に 200 $\mu$ A まで低下した。更に、その後も ACM 出力が大きい/腐食速度が速い時間帯と ACM 出力が小さい/腐食速度が遅い時間帯が繰り返された。なお、8,000 時間経過後からの ACM 出力の低下は、ACM センサーの鉄の消耗によるものと判断する。

## 3) 炭素鋼製浸漬試験片の重量変化

炭素鋼浸漬試験の重量変化を表 3.6.3-1 に、炭素鋼浸漬試験片の外観を図 3.6.3-7 に、3 電極式センサーの試験片面の外観を図 3.6.3-8 に示す。浸漬試験片は局所的な凹みが認められ、多分に大きめの重量減少となっているため、やや大きめの 0.051mm/y の腐食速度が算出された。

## 4) 地上ラボ試験による 3 電極式腐食センサーの性能確認

重量減少から求めた腐食速度と 3 電極法で求めた腐食速度におよぼす環境依存性を図 3.6.3-4 に示す。アミン系(60℃、MEA+インヒビタ、CO<sub>2</sub> 吹き込み)では両者がほぼ一致[32][33]している。データによって前後するものの、全体として重量減から求めた腐食速度と 3 電極法で求めた腐食速度は、概ね、1 対 1 対応している。したがって、第一義的に実測腐食速度は換算しないこととする。

ACM センサー出力電流と腐食速度の関係におよぼすセンサー設置環境依存性は、図 3.6.3-5 に示すように、大気環境とベントナイト埋設環境では、ACM 出力-腐食速度関係が大きく異なって、腐食速度、CR(mm/y)と ACM センサー出力、 $i_A$  (A)との間には：

$$CR(\text{mm/y}) = 2,580 \times i_A (\text{A})^{1.52}$$

の関係が認められた。

15°C、脱気人工海水を含水した圧縮ベントナイトと接触した3電極式腐食センサー、および、ACMセンサー出力から算出した炭素鋼の腐食速度の経時変化を図3.6.3-6に示す。3電極式センサーで求めた腐食速度とACMセンサー出力から換算式に基づいて算出した腐食速度の経時変化は必ずしも一致せず、腐食速度の速い時期と遅い時期が逆転している期間も多いが、概ね、数～数十 $\mu\text{m/y}$ オーダーを示した。ただし、腐食速度が速い時間帯と遅い時間帯では、その速度は1桁以上異なっている。この大きな腐食速度の差は、通常の水溶液環境では、通常、認められない。したがって、何らかのベントナイト特有の現象が起きている可能性が示唆される。

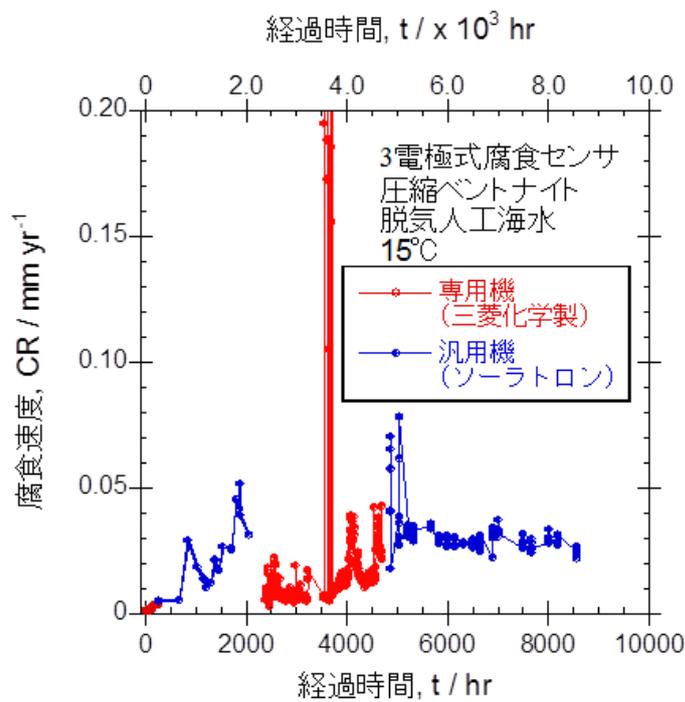


図 3.6.3-2 地上ラボ試験 3電極式腐食センサーの試験経過  
(15°C、脱気人工海水、圧縮ベントナイトと接触)

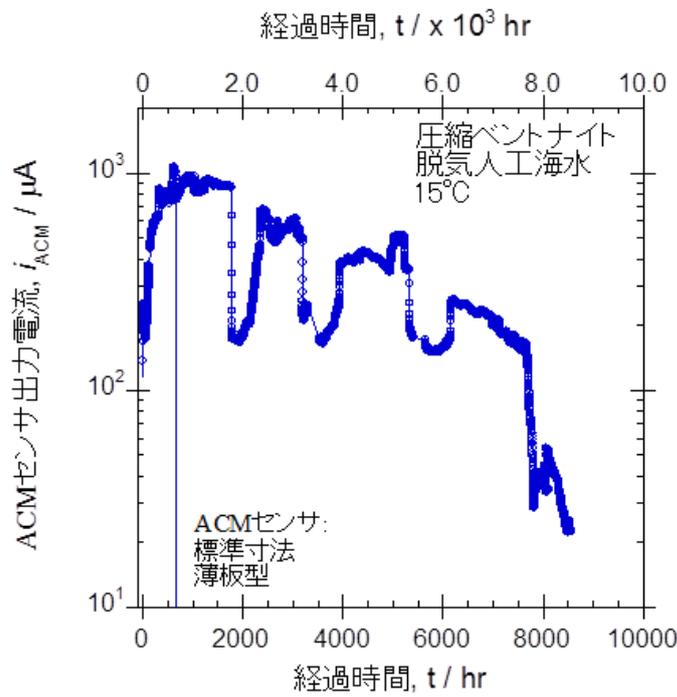


図 3.6.3-3 地上ラボ試験 ACM センサーの試験経過  
(15°C、脱気人工海水、圧縮ベントナイトと接触)

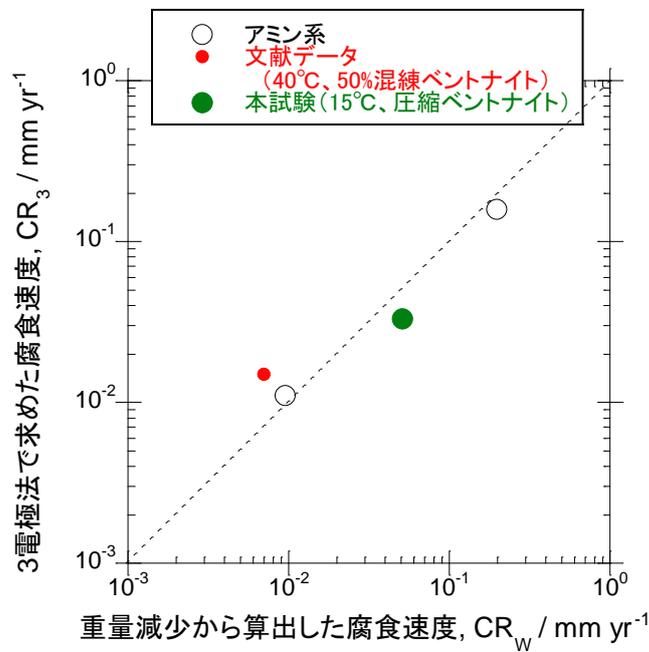


図 3.6.3-4 重量減少と 3 電極法で求めた腐食速度に対する環境影響

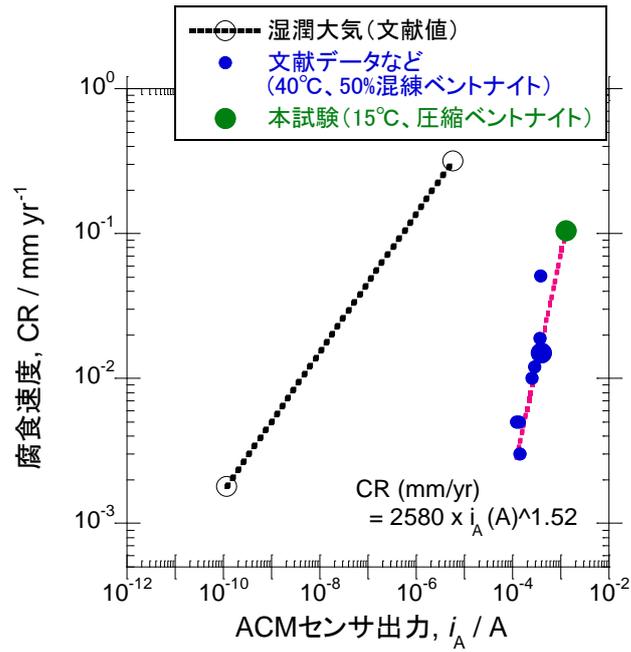


図 3.6.3-5 ACM センサー出力と腐食速度の関係におよぼすセンサー設置環境の影響

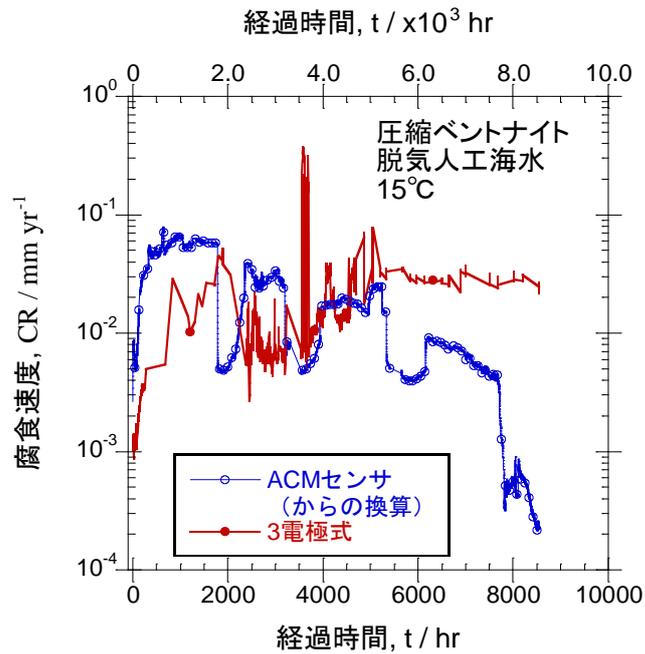


図 3.6.3-6 地上ラボ試験 炭素鋼の腐食速度の経時変化  
(15°C、脱気人工海水、圧縮ベントナイトと接触した3電極式腐食センサー  
およびACMセンサー出力算出)

#### 5) 圧縮ベントナイトの含水

試験後のベントナイトの状況を図 3.6.3-9 に示す。圧縮ベントナイトは上面側、および側面側

で鉄錆によって茶色く変色しているが、3電極センサー側は、試験片部を除いて当初の色を保持している。地上ラボ試験における15°C、脱気人工海水を含水した圧縮ベントナイトの試験終了後の含水率を表3.6.3-2に示す。試験後の圧縮ベントナイトは、コルクボーラで容易にコア抜きが可能で、乾燥重量との比で求めた含水率は14~18%であった。特に、3電極式腐食センサー用電極と接する圧縮ベントナイト底側中心部の含水率が最も低い14%で、3電極式試験片の表面に薄く鉄錆とベントナイトが混ざって固まったものが付着していた以外は、圧縮ベントナイトは比較的硬く、鉄錆の拡散は認められていない。逆に、側面側などから圧縮ベントナイトが鉄錆によって茶色く変色している部分は含水率が若干高めであった。

すなわち、鉄製容器と接する側面や上面など混練ベントナイトや含水した珪砂と接して大気中から持ち込まれた酸素を溶存する水分の供給が比較的容易な部分は、①圧縮ベントナイトへの含水が比較的スムーズに進行し、併せて容器の腐食に伴う鉄イオンも圧縮ベントナイト中に拡散していった。したがって、試験開始後10,122時間経過後に側面から内側に向かって20mm程度の範囲で茶色くなった。一方、3電極式センサー面までは水が来るパスが遠いため、②到達した水の量(含水量)は少なく、かつ、溶存酸素も消費され、溶存酸素濃度も低減されているため、腐食速度が遅く、腐食の絶対量も少なくなったと考えられる。

図3.6.3-3に示すように、砕いた圧縮ベントナイト中に埋設したACMセンサーの出力は $10^3\mu\text{A}$ オーダーの時間帯(時間とともに、徐々に低下)と、1桁小さい $10^2\mu\text{A}$ オーダーの時間帯が出現している。これら時間帯は、それぞれ、ACMセンサーの表面が、全体として①の状況が支配的になった時に $10^3\mu\text{A}$ 、②の状況が支配的になった時に $10^2\mu\text{A}$ となったと考えられる。ACMセンサーはFe-Agの異種金属接触対で、ACMセンサー表面のFe-Ag対の濡れ方と濡れ面積に応じた出力を出す。したがって、② $10^2\mu\text{A}$ の時は1-②)広い面積で少量の含水、もしくは、2-②)全体としてはほとんど含水していないが局所的に含水、であるのに対して、① $10^3\mu\text{A}$ の時は1-①)広い面積で適度な含水、2-①)局所的に大きな含水、のケースに対応する。①と②が繰り返している状況を合理的に説明するためには、1-②と2-①の組み合わせ、すなわち、ACMセンサーと接する圧縮ベントナイトが全体として少量の含水によって継続的に $10^2\mu\text{A}$ の出力を示す途中で、局所的に水パスが出来て含水率が上昇してその部分で $10^3(-10^2)\mu\text{A}$ の出力を確保し、進展性を失った時点で $10^2\mu\text{A}$ に戻ったと考えられる。その時々腐食速度を図3.6.3-6に示すように、ACMセンサーの表面が、全体として①の状況が支配的になった時に $10^{-1}\text{mm/y}$ 、②の状況が支配的になった時に $10^{-2}\text{mm/y}$ となったと考えられる。①は大気解放の溶存酸素濃度の中性自然水環境における代表的な腐食速度のオーダーで、②は、“正当に調製・試験された”ベントナイト埋設試験を含む、還元性/低溶存酸素濃度の中性水溶液環境における代表的な腐食速度のオーダーになる。

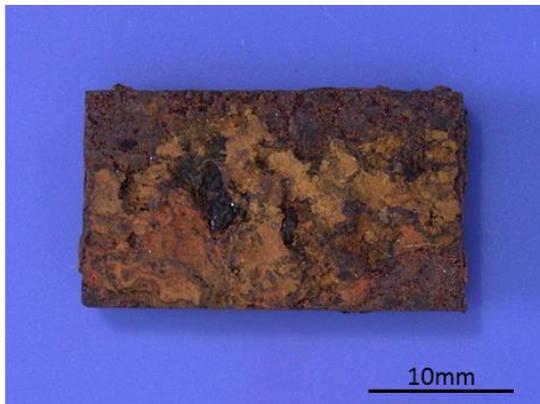
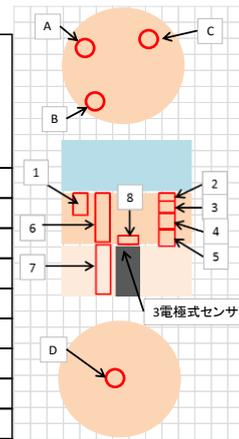
以上のことから、管理され、正当に調製・試験されたベントナイトを含む低溶存酸素濃度の腐食試験系では、多くのデータが示すように $10^{-2}\text{mm/y}$ オーダーの定常腐食速度を示すが、本試験のような複雑系では場所・時間によって $10^{-1}\sim 10^{-2}\text{mm/y}$ の腐食速度が出現することを示唆している。

表 3.6.3-1 地上ラボ試験における炭素鋼製重量測定試験片の重量変化  
(15°C、脱気人工海水を含水した圧縮ベントナイトと接触)

15°C	重量	重量減	経過時間	試験片表面積	腐食速度
	g	△g	h	cm <sup>2</sup>	mm/year
2014/12/10 21:00	8.5042	0.0000	0.0	10.20	
2016/2/5 15:00	8.0295	0.4747	10122.0	10.20	0.051

表 3.6.3-2 地上ラボ試験試験終了後の含水率  
(15°C、脱気人工海水を含水した圧縮ベントナイトと接触)

採取場所	位置	試験後(湿潤)重量	50°C乾燥後重量	重量減(水分重量)	水重量/乾燥重量(含水比)	水重量/全体(含水率)	乾燥体積
		g	g	g	%	%	cm <sup>3</sup>
A	1	9.653	8.016	1.637	20.4	17.0	5.1
	2	1.788	1.482	0.306	20.6	17.1	1.7
B	3	3.943	3.321	0.622	18.7	15.8	2.6
	4	5.887	4.872	1.015	20.8	17.2	4.2
	5	5.003	4.183	0.820	19.6	16.4	4.1
C	6	16.307	13.628	2.679	19.7	16.4	8.6
	7	12.169	10.247	1.922	18.8	15.8	7.6
D	8	4.182	3.5780	0.604	16.9	14.4	3.7



(a) 取り出しまま

(b) さび落とし後

図 3.6.3-7 炭素鋼浸漬試験片の外観



図 3.6.3-8 地上ラボ試験 3電極式センサーの試験片面の外観  
(15℃、脱気人工海水、圧縮ベントナイトと接触)



(a) 珪砂 (上) 側



(b) 3電極式センサー (下) 側



(c) ベントナイトのボーリング状況



図 3.6.3-9 地上ラボ試験 圧縮ベントナイトの試験終了後の状況  
(15℃、脱気人工海水)

### 3.7 腐食計測技術の適用性確認調査

#### 3.7.1 腐食計測技術の適用性確認調査概要

他の産業界、および原位置での腐食計測が実施可能な腐食計測技術について、地層処分事業への適用性を調査する。

本年度は昨年度に引き続き、北海道大学(薄膜レジストメトリー法)、東北大学(直流電位差法)、東京工業大学(インピーダンス(EIS)法)の保有する腐食計測技術の適用性の調査を各大学に委託して実施した。

以下、各大学による成果の概要を記す。

##### (1) 薄膜レジストメトリー法

昨年度試験の比較的高い酸素濃度に対し、本年度試験は真空排気可能なグローブボックスによる初期の強制脱酸素と試験中の窒素ガス通気による低酸素濃度環境で実施されている。本年度実施内容の要点を以下に示す。

- ・ 溶存酸素はセル内設置センサーの測定下限未満まで低下したことを確認した。
- ・  $\phi 0.2\text{mm}$  の Fe 細線試料で試験を実施し、試料表面への水分到達、腐食開始(レジストメトリー抵抗増加開始) イベントの検出後、加熱によるベントナイトの乾燥で測定不可となるまで測定を継続した。
- ・ 装置解体・観察により、Fe 試料はデータに整合して相当量の残存を確認した。
- ・ 試験データから、脱酸素に伴って腐食速度が大きく低下することが示された。

##### (2) 直流電位差法

腐食速度の検出法のコンセプトを検討した。ここでは、直流電位差法による「生起している腐食形態」の把握のための対応策として「故意に破断しやすい試験片を用意」する方法が有力と考えている。

##### (3) インピーダンス (EIS) 法

電気化学インピーダンス法による腐食速度評価は、腐食速度が  $1\ \mu\text{m/y}$  (酸素枯渇環境での水との反応速度のオーダー) を下回る場合測定周波数を  $10^{-4}\text{Hz}$  以下となり現実的ではない測定期間が必要となるが、地上工学規模試験の試験系は少なくとも現時点で腐食速度が速く、十分測定可能であることが示された。工学規模・小規模要素試験装置に入れたセンサーで、海水中の腐食速度と同程度の結果が得られていることと、時間経過に対する腐食速度変化が小さく、ラボスケールの密閉系試験で見られるような酸素消費による腐食速度の低下が見られないことが示された。

#### 3.7.2 薄膜レジストメトリー法

##### (1) 薄膜レジストメトリー法の特徴と原理

レジストメトリーは金属試料自体の電気抵抗を測定するため、測定原理および装置が単純で、埋没媒体の状態(気液固)や電気伝導度にそれほど影響されずに計測できる利点がある。一方金属の電気抵抗は温度の影響を受けるため、温度の変化する実環境ではブリッジ構成により温度補

償を行っている。安住らは腐食試料の電気抵抗変化を、腐食しない参照抵抗の電気抵抗に対する相対値として測定する温度補償型レジストメトリー法を開発[34]した。この手法は、腐食試料と腐食から保護した非腐食試料の2つのみを同一環境に置く単純なもので、ベントナイト埋め込み試験体として相性が良い。本研究では、温度補償型レジストメトリーを膨潤ベントナイトに埋没した金属試料に適用するとともに、試料を複合化することでインピーダンス、カップリング電流など他の腐食計測法も同時に適用でき、腐食挙動の相互検証と腐食試料のみならず腐食環境に関する情報も得られるシステムを構築する。

図 3.7.2-1 に、本研究において複合電極を用いた腐食計測法の原理を示す。金属試料は同一のものを3つ使用し、そのうちの2つ (WE1、WE2) は腐食環境に暴露し、もう一つ(Rref)は腐食しない環境に保護する。ただし、3試料は隣接した同一の温度環境に置く。この複合電極試料について、外部に接続した計測機器類の接続状態を適時変えることで、以下の項目を切り替えて測定する。

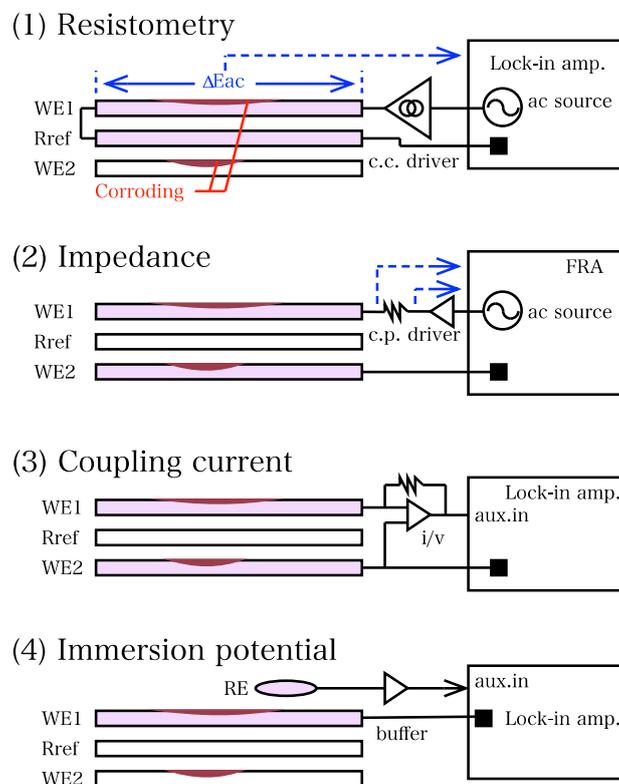


図 3.7.2-1 複合電極を用いたレジストメトリー、インピーダンス、カップリング

#### 1) レジストメトリー

腐食試料 WE1 と非腐食試料 Rref は直列接続され、交流電流が印加される。交流法は直流法と比較して、交流応答成分のみ検出できるため、直流的な変動要因や遠隔計測時の環境ノイズなどに対して耐性が高い。WE1 と Rref 両端の交流電圧  $\Delta E_{ac}(WE1)$  と  $\Delta E_{ac}(Rref)$  が測定され、両者の相対値  $\Delta E_{ac}(WE1) / \Delta E_{ac}(Rref)$  が WE1 の腐食による抵抗変化分として評価される。WE1 と Rref は同一の温度環境に置かれるため、その相対値は抵抗変化が小さいうちは相殺

される。試料両端で計測可能な交流電位差を得るため、試料抵抗はある程度大きい必要があり、ラボ試験では断面積の小さな細線や箔が用いられる。 $\Delta E_{ac}(WE1) / \Delta E_{ac}(Rref)$  と試料のジオメトリから腐食損失（減肉量）が定量評価できる。十分薄い（ $\mu\text{m}$  オーダー）金属箔を用い、ロックインアンプにより交流電流を印加して微小な応答を計測することで、 $\text{nm}$  程度の腐食損失計測が可能である。ただし、均一腐食またはそれに近い腐食進行の場合のみ定量性が得られる。この点で、全面腐食が予想されている膨潤ベントナイト中での炭素鋼の腐食評価法としては相性が良い。

## 2) インピーダンス計測

WE1 と WE2 の 2 電極間インピーダンス計測を行った。本研究で用いた複合電極は参照電極も含むため、より一般的な 3 電極系のインピーダンス計測も可能であるが、長期間暴露では RE の AgCl が徐々に溶出して機能しなくなると推定される。FRE（周波数応答特性解析装置）を用いてインピーダンス・スペクトルを計測し、等価回路解析から腐食速度評価を行う。

## 3) カップリング電流計測

WE1 と WE2 間のカップリング電流を計測する。水溶液中のような均一な浸漬環境では 2 電極の腐食環境には差がないが、膨潤中のベントナイトでは水の到達程度や溶存酸素濃度の差によってそれぞれの電極は異なる腐食環境となり、両者の間にガルバニックカップルが生じる場合がある。このようなガルバニックカップルによる腐食は、両者がアノードとカソードを分担することで腐食速度が大きくなると推察される。

## 4) 浸漬電位計測

WE1 近傍に配置した参照電極 RE により腐食状況に応じた電極電位が計測される。

以上の計測を、膨潤ベントナイト中に埋没した炭素鋼について長期間行うことで、地下埋設環境における炭素鋼の腐食進行をモニターする。

## (2) 試験方法

上述の測定原理に基づき、平成 26 年度に、(1) ラボでの膨潤ベントナイト埋設試験系を構築して実証的計測を行い、その有用性、実用性の評価と問題点の洗い出しを行ない、平成 26 年度から 27 年度に継続して、(2) 実環境での計測系の検討を実施している。

図 3.7.2-2 に示す膨潤ベントナイト埋没環境用レジストメトリー試験セルを用い、ダイフロン製の埋め込み模擬セルに鉄細線を埋め込んで計測を実施した。ラミネートシートに埋め込んだ 3 本の鉄線（ニラコ社製 99.5%、 $0.2\text{mm}$   $\phi$ ）のうち 2 本（WE1、WE2）は膨潤ベントナイトに暴露され、1 本（Rref）はラミネートシートで被覆され腐食環境から保護されている。また、ラミネートシート中には Ag/AgCl インク（BAS 社製）で被覆された Ag 線も埋め込まれ、参照電極（RE）として使用される。鉄線は長さ約  $100\text{mm}$ 、暴露部長さ約  $50\text{mm}$ 、電気抵抗は約  $0.2\Omega$  であった。本来であれば炭素鋼細線を用いるべきであるが、入手または加工が困難であったため、ここでは鉄線で代用した。実環境で炭素鋼の腐食モニタリングを行う場合には(1) 炭素鋼を一定断面積の

薄板または線状に加工する(2) 試料長を確保してある程度の抵抗値を確保する、などの方策が必要である。

セル内部は上下二層に分かれており、下層にベントナイト粉末（クニミネ工業社製、クニゲル V1）を入れ、下面よりラミネート封止した複合電極試料を取り付けた。ラミネート複合電極試料はセル下面からシリコンラバーシートを介してセルに固定し、さらにヒートディストリビューター（厚さ 3mm 銅板、熱電対取り付け溝付き）、シリコンシート封止ヒーターを重ね、抑え板（ステンレス鋼板、厚さ 3mm）でネジ止め固定した。セル上層には水（milli-Q フィルタリングした超純水）を入れた。仕切りには多数の穴が空いており、上下間仕切り部フィルタを經由して水が浸透し、下層のベントナイトを膨潤させる。下層のセル壁面には、蛍光式溶存酸素計（LDO、Hach 社製 HQ-40d 型）のセンサーヘッドをアラルダイトで埋込・固定した。

レジストメトリー、インピーダンス・スペクトル、カップリング電流、参照極電位を測定し、温度計測と制御を行うために、電子回路として熱電対用温度測定回路、参照電極バッファ回路、電流電圧変換回路を用意し、さらに外部に接続した周波数応答特性解析装置（FRA; NF 回路設計 NF-5020 型）およびデジタルロックインアンプ（DLA; NF 回路設計 LI-5640 型）を接続した。測定項目に応じてこれら機器の接続状態を適時変えるため、多数のアナログスイッチ（低抵抗タイプの Photo-MOS リレー、NEC 社製 PS720B 型、バイポーラ接続で ON 抵抗  $0.1\Omega$ ）を用いて信号線を切り替えている。これらの制御には基板上のマイクロコントローラを用い、外部 PC からのコマンドを受けて測定モードを切り替える。なお実環境では埋没試料までの配線が長くなるので、レジストメトリーでは試料に対する交流印加を定電流駆動とし、また試料両端の交流電圧を差動アンプで受けることで配線の抵抗を無視できるようにした。交流電流の条件は 330Hz、10mA<sub>eff</sub> であった。インピーダンス・スペクトルは 1~100kHz、交流振幅 10mV で測定した。なお、DO 値計測は専用のアプリを必要とするため、別の PC により行った。

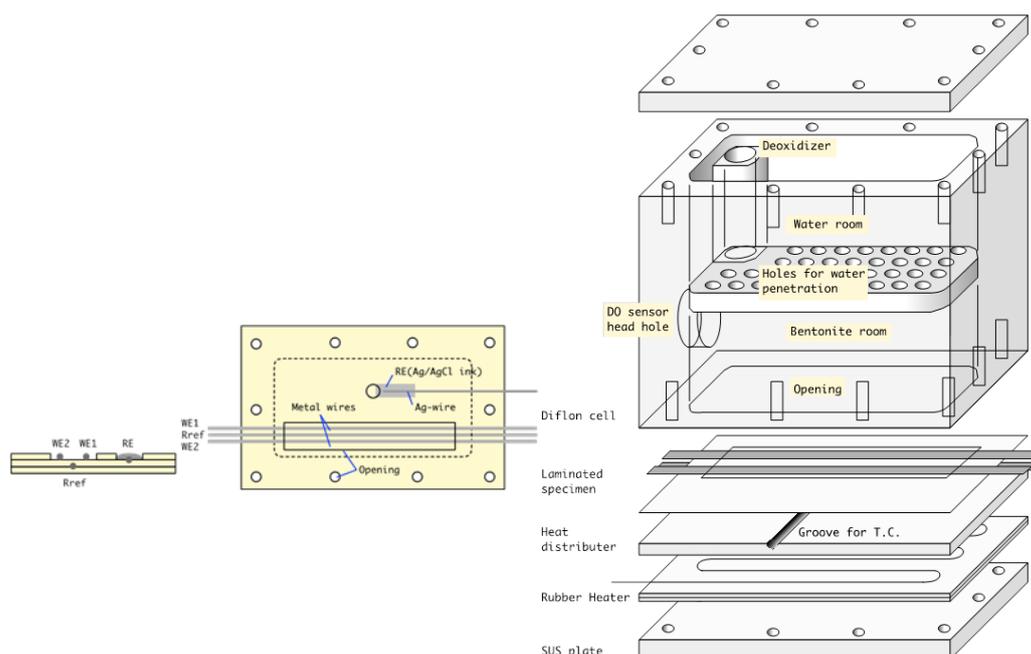


図 3.7.2-2 膨潤ベントナイト埋没環境用レジストメトリー試験セル

### (3) 試験経過

約 1400ks 経過後に圧縮したベントナイト中に水が浸透して腐食が開始し、約 2000ks において鉄線が腐食により断線した。鉄細線半径( $r$ )の推定値、1Hz のインピーダンスから計算された電極抵抗( $R$ )、溶存酸素濃度(DO)、および各種温度の経時変化を図 3.7.2-3 に示す。腐食による減肉は 1400ks 付近(a)から顕在化するが、それ以前より電極電位の安定化、インピーダンスによる電極抵抗の低下がみられ、これはベントナイトへの水の浸透による電極付近の電気抵抗の低下によるものと推定される。また DO 値は  $0.25\text{mgL}^{-1}$  程度まで低下した。1400ks 以降、腐食がかなりの速度で進行したため、温度を常温に戻したが (b)、腐食速度にはあまり影響を与えないようである。2000ks 付近(c)で腐食試料  $R_{\text{corr}}$  の抵抗が大きく増加し、暴露鉄細線試料は断線し、鉄酸化物がベントナイト中に広がっていた。2 電極間インピーダンス・スペクトルから、腐食開始前 (1300ks) では電極は容量成分を示すが、腐食開始後は分極抵抗が大きく低下し、腐食進行時は位相角が  $20\text{deg}$  以下のほぼ抵抗成分を示すようになった。

平成 26 年度から着手したラボ試験により腐食評価法としての本システムの有用性は検証できたが、(1) 腐食因子として重要な溶存酸素の除去が不十分であることが改善すべき点として明らかとなった。また、本システムの実環境試験への適用性についても検討が必要である。

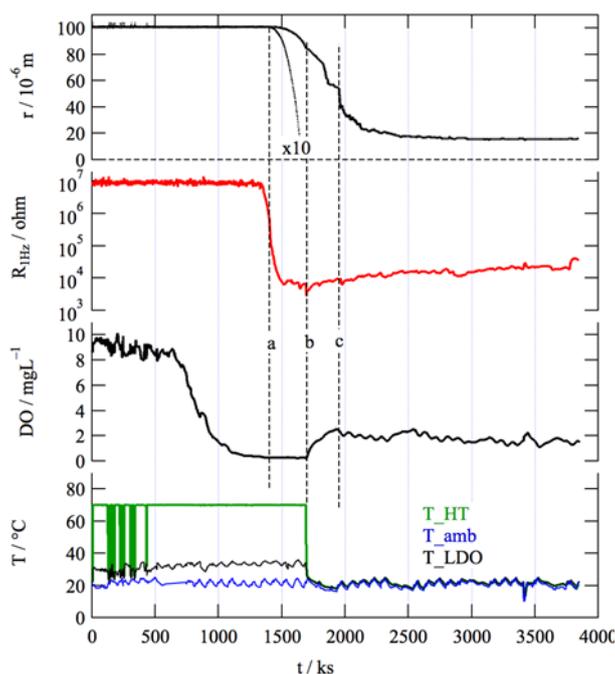


図 3.7.2-3 鉄細線半径( $r$ )の推定値、1Hz のインピーダンスから計算された電極抵抗( $R$ )、溶存酸素濃度(DO)、および各種温度の経時変化

### (4) 平成 27 年度成果

#### 1) 実施内容

平成 27 年度は、酸素侵入を極力防いだ状態で計測を行うために、セル全体を  $\text{N}_2$  雰囲気グローブボックス内に設置して実験を行った。

測定セル、測定装置は平成 26 年度と同様とし、測定セル (図 3.7.2-4) はダイフロン製で、セル内部の下半分にはベントナイト粉末を入れ、セルの底面からラミネート封止した Fe 細線と加熱用ヒーターを固定した。このセルを真空グローブボックス (以下 GB) 中に設置した (図 3.7.2-5、図 3.7.2-6)。H26 度はセル内に脱酸素剤を入れた状態でも溶存酸素 (以下 DO) 値は 0.4mg/L 程度までしか下がらなかった。そこで H27 年度は、セル内に乾燥ベントナイト粉末のみを入れた状態で GB に設置し、GB 内部の酸素を除去した後に脱気した水をセル内に導入することとした。さらに、真空 GB と真空ポンプを使用してセル内の気体を強制的に排気してから N<sub>2</sub> ガスを導入することで、セル内の O<sub>2</sub> 除去を試みた。GB 内には水溶液タンクも配置し、GB 内の真空排気および N<sub>2</sub> 置換により水溶液内の DO も除去することとした。また、セルへの水溶液供給および水溶液タンクのバブリングのためにチューブポンプを設置した。これらの操作は、GB 外部に設置した操作パネルから操作を行った。セルやモーターへの配線は GB に穴を開けて行い、隙間はシリコーンシーラントで封止した。またケーブルのビニール被覆内を通してのガスの流通を防ぐため、途中に防水コネクタを介した。この状態でもわずかな気体の漏洩 (GB 内の DO 値の増加) が見られたため、腐食試験中は常に微量の N<sub>2</sub> を GB 内に流し、トラップを介して排気した。セルの上室に供給された水は下室のベントナイトを徐々に膨潤させ、Fe 細線に到達して腐食が開始する。腐食速度計測系の概要を図 3.7.2-7 に示す。一定時間間隔で以下の項目を測定記録した ; (1) 温度補償型レジストメトリーによる Fe 細線減肉量の測定、(2) 2 つの Fe 細線間のインピーダンス・スペクトル測定、(3) 2 つの Fe 細線間のカップリング電流測定、(4) ラミネート試料に組み込んだ Ag/AgCl/Ag-wire による Fe 細線の浸漬電位計測、(5) GB 内、および測定セルに組み込んだ蛍光式溶存酸素センサーによる溶存酸素 (DO) 濃度測定。なお、ここで使用した LDO メーターは同時に 2 つの LDO センサーを接続できるため、本研究では GB 内と実験セル内の 2 点を測定している。

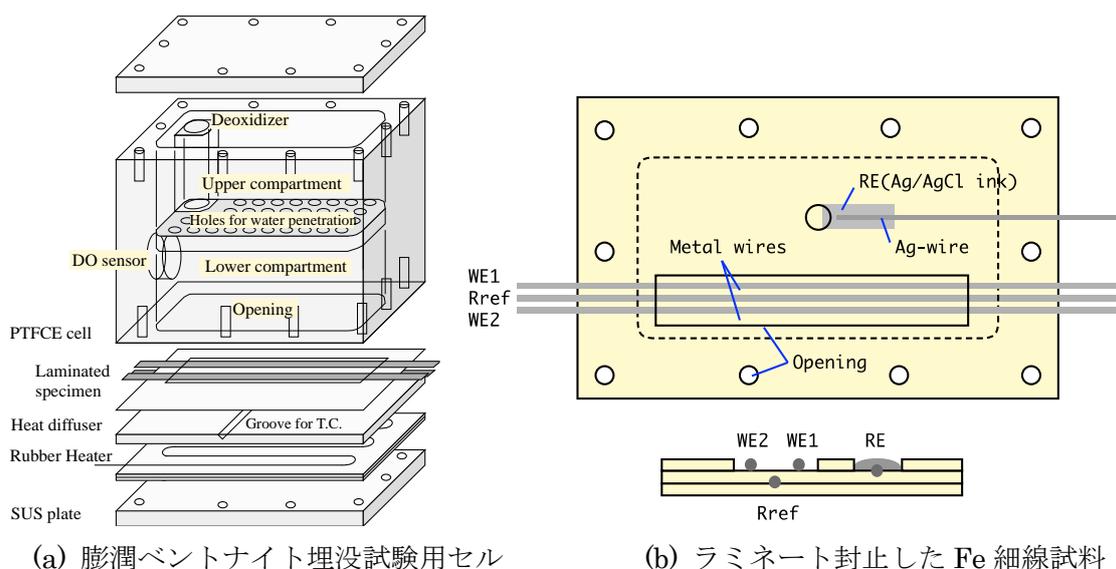


図 3.7.2-4 測定セルおよび測定装置

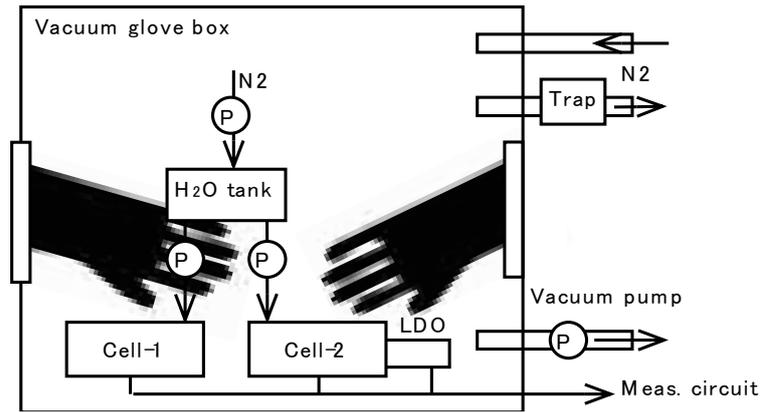
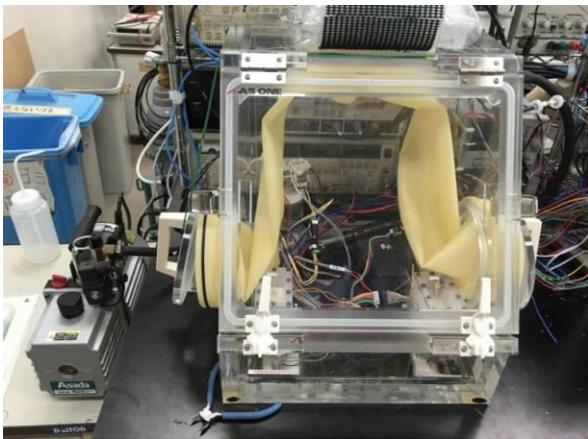


図 3.7.2-5 真空グローブボックスを使用した実験装置の概略図



(a) グローブボックスの外観



(b) 水およびガス供給用チューブポンプ



(c) LDO を組み込んだセル



(d) LDO を組み込まないセル

図 3.7.2-6 実験装置外観

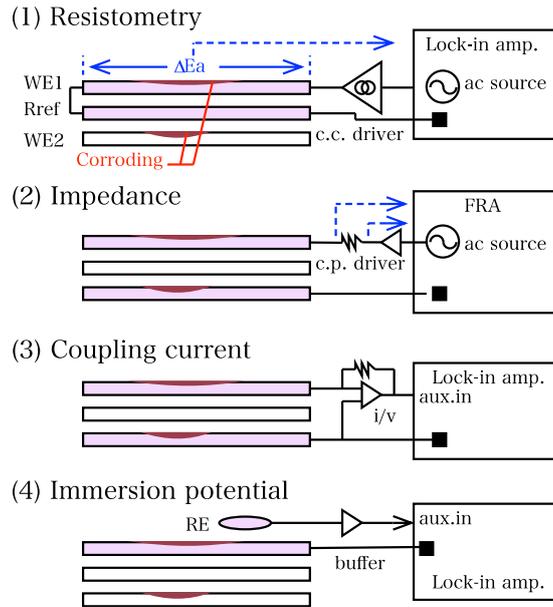


図 3.7.2-7 計測系の概要

図 3.7.2-8 に抵抗変化から減肉量の算出法を示す、細線試料の中央部のみが膨潤ベントナイトに露出して腐食し減肉する。 $L$ に対する腐食長さの相対比を  $x = 55/90 = 0.6$ 、腐食による細線の減肉後の半径  $r$ を初期半径  $r_0$ に対する相対比  $y$ で表す。物体の電気抵抗  $R$ は次式で表される。

$$R = r \frac{L}{A} = \frac{L}{kA} = \frac{L}{k\rho r^2} = c \frac{1}{r^2}, \quad a = \frac{R}{R^0} = \frac{c/r^2}{c/r_0^2} = \frac{r_0^2}{r^2}$$

ここで、 $\rho$  比抵抗、 $\kappa$  電導率、 $A$  断面積である。本測定では、腐食試料の電気抵抗は、参照抵抗を用いて温度補償されたうえで、初期抵抗に対する相対値  $a = R_{\text{Corr}}/R_{\text{Ref}}$ として測定され、その値は細線試料の初期半径  $r_0$ と腐食して減肉した試料の半径  $r$ と対応づけられる。この関係を、細線の一部が腐食減肉した試料に適用すると、次式のように表され、腐食試料の相対抵抗変化  $a$ より肉厚減少割合（膜厚に対する減肉量の相対比） $y$ が求まる。

$$R_{\text{Corr}} = \frac{(1-x)L}{k\rho r^2} + \frac{xL}{k\rho} \frac{1}{\{(1-y)r\}^2} = \frac{L}{k\rho r^2} \left\{ (1-x) + \frac{x}{(1-y)^2} \right\} = c \left\{ (1-x) + \frac{x}{(1-y)^2} \right\}$$

$$a = \frac{R_{\text{Corr}}}{R_{\text{Corr}}^0} = \frac{c \left\{ (1-x) + \frac{x}{(1-y)^2} \right\}}{c \left\{ (1-x) + \frac{x}{(1-0)^2} \right\}} = (1-x) + \frac{x}{(1-y)^2} \rightarrow y = 1 - \left( \frac{x}{a+x-1} \right)^{0.5} = 1 - \left( \frac{0.6}{a-0.4} \right)^{0.5}$$

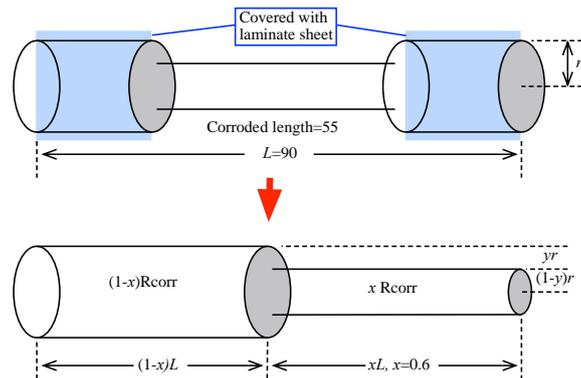
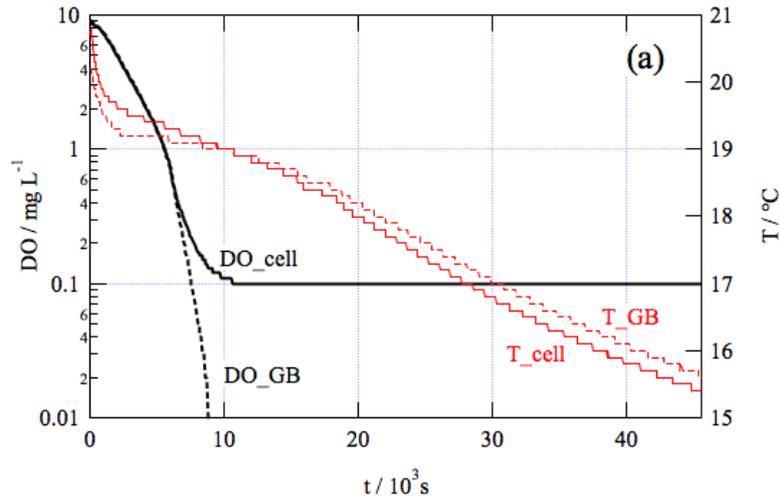


図 3.7.2-8 レジストメトリーにおける腐食減肉量の計算モデル

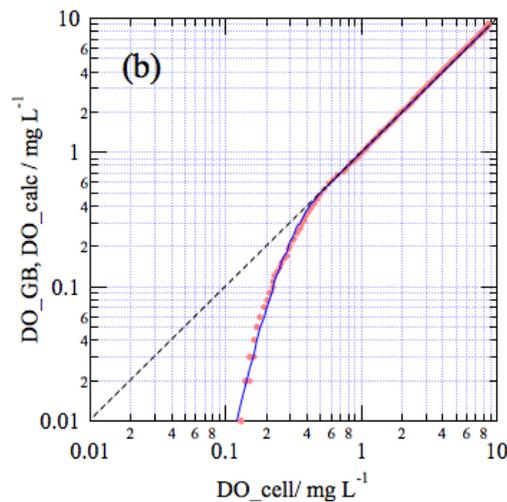
## 2) 試験結果

### a 酸素濃度センサーの補正

実験中、DO\_GB と DO\_cell の到達下限が異なる値を示したため、これら2つのセンサーの精度を調査した。本研究では低 DO 環境での金属腐食挙動を調査するため、DO センサーの読取り精度・確度・信頼性評価が重要である。本測定システムでは、グローブボックス内、および測定セル内にそれぞれ DO センサーを配置した。このうち、測定セル中に接着剤で封止した DO\_cell センサーは、センサヘッド（酸素透過・保護膜/蛍光物質膜）が膨潤ベントナイトに接し、ベントナイト接触水、温度（試料温度 70℃に対してセンサー内部温度計の読みは 40℃程度）および膨潤圧の影響を受け、気相中に設置したセンサーよりも劣化が進むようである。GB 内の同一条件下に設置した2つの DO センサーの読みを図 3.7.2-9 に示す。DO\_GB は未使用（メーカーによる校正済み）のもの、DO\_cell は測定セルに埋め込んで何度か実験履歴をもつものである。GB 内の空気を N<sub>2</sub> に置換した際の DO 値の経時変化を図 3.7.2-9 (a) に示す。GB 内の空気が N<sub>2</sub> に置換されるにつれて DO 値が減少しているが、DO\_GB はセンサーの下限である 0.01mg/L まで連続して低下したのに対して DO\_cell は 0.1mg/L 付近で下限となった。2つのセンサーは同一環境に置かれ、また DO\_GB は校正済み新品であることから、この差は DO\_cell のセンサーヘッドの劣化によるものと推定された。DO\_cell に対する DO\_GB の関係を図 3.7.2-9 (b) に示す。DO が 0.5mg/L 以下で明らかに相関が崩れており、DO\_cell ではこれ以下の DO 値を正確に評価できない。このため、この相関関係より DO\_cell（推定値）= f(DO\_cell(測定値)) の関係式を適用することで対処した。なお、本質的には LDO センサーの感度が低下しているため、センサーヘッドを適時交換することが望ましい。



(a) グローブボックス内の同一環境で計測した2つのLDOセンサーの読みの経時変化（温度はLDOセンサー内蔵の温度計の値）



(b) DO\_GB と DO\_cell の読みの関係、実線は補正式によるフィッティングカーブ (DO\_calc)

図 3.7.2-9 GB 内の同一条件下に設置した2つのDOセンサーの値

#### b 膨潤ベントナイト埋没鉄線の腐食速度計測

測定は以下の手順で行った。

- (1) 測定セルに粉末ベントナイト、鉄線試料を取り付け、GB内に設置する。また、セルに対する配線を行い、測定を開始する。ヒーター（温度コントローラ、制御温度70°Cに設定）は実験に応じて適時オンにした。
- (2) GB内を減圧、N<sub>2</sub>導入を何度か繰り返し、GB内と測定セル内の空気を十分にN<sub>2</sub>と置換する。なお、この時点でセル内に設置したDOセンサーの読みは、測定限界（0.01mg/L）以下となる。
- (3) GB内に常時微量のN<sub>2</sub>を送り、ガスはトラップを通してGBから排出する。
- (4) GB内に設置した水タンクに対し、GB雰囲気（N<sub>2</sub>）をバブリングして水を脱酸素する。

- (5) 1日この状態を維持し、GB内、測定セル内、水を十分に脱酸素する。
- (6) ポンプを作動させて水をセル内に供給する。セル上面は透明なので、給水状態が把握できる。水がベントナイトに吸収されて水位が下がった場合、あるいは加熱されているセル内より蒸発により徐々に水分が失われて水位が下がった場合は、適時ポンプを動作させて給水する。

鉄細線の測定結果の例を図 3.7.2-10 に示す。計測期間は 33 日間であった。主だった特徴は以下の通りである。

- (1) 220 ks 付近よりヒーターをオンとし、試料温度を 70 °C 付近に保った(a)。
- (2) 680 ks 付近で Ag/AgCl 参照電極による試料電極電位計測のノイズが小さくなった(b)。これはベントナイト粉末に水が徐々に浸透して電気抵抗が低下したためである。
- (3) 800 ks 付近で 2 つの暴露 Fe 細線電極間にカップリング電流が流れ、2 電極間のイオンパスが形成したことを示している(c)。
- (4) 1,000 ks 付近(d)から 2,400 ks 付近(e)まで、暴露 Fe 細線試料の抵抗が増加し、腐食が進行した。
- (5) 2,400 ks 付近で腐食試料の電気抵抗が低下し、また電位計測のノイズが急増するなどの現象がみられた。これ以前より、GB 内に設置した水タンクが空になって給水ができなくなったため、セル内のベントナイトが乾燥して表面にひび割れがみられた。従って、これらの挙動はベントナイトの乾燥進行に伴うものである。
- (6) 抵抗変化より求めた鉄細線の減肉量は、約 1,000 ks(d)~2,400 ks(e)で約 1.3  $\mu\text{m}$  であり、平均腐食速度は 0.92 nm k/s (29  $\mu\text{m}/\text{y}$ )程度であった。これは、脱酸素が不十分であった昨年度の値 (150 nm k/s、4,730  $\mu\text{m}/\text{y}$ )よりも 2 桁小さな値であり、膨潤ベントナイト中でも Fe の腐食速度に及ぼす酸素濃度の影響が大きいことが確認できる。

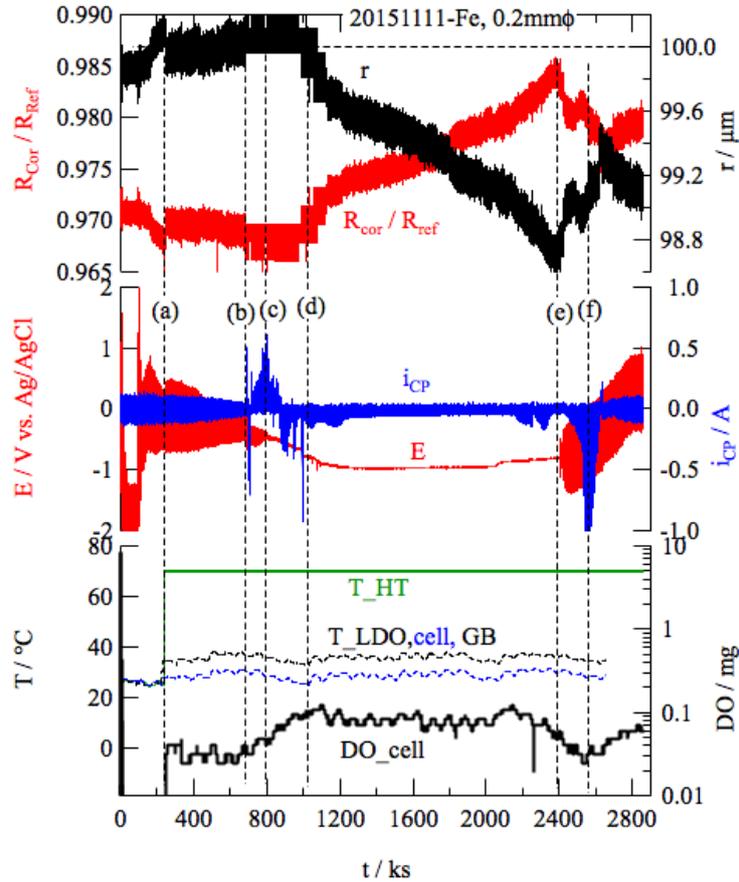


図 3.7.2-10 鉄細線で測定された各パラメータの経時変化  
(膨潤ベントナイト中)

図 3.7.2-10 では、各部の温度と2つの DO センサーの値も示したが、DO は初期の操作で急速に低下し、その様子がこの図では把握できない。DO の初期変化をより詳細に示すため、DO 値と時間  $t$  をそれぞれ Log スケールとしたものを図 3.7.2-11 に示す。初期の 10 ks 間における急速な DO 値の低下は GB 内雰囲気気真空減圧と  $N_2$  置換によるもので、所々に見られる DO 値のスパイク状のノイズは  $N_2$  導入操作によるものである。DO\_GB (黒、実線) と DO\_cell (赤、破線) は 300 s 以降離反しているが、これは図 3.7.2-10 で示した2つの LDO センサーの感度差によるもので、先述の補正式を用いて修正した DO\_cell\_correlated (赤、実線) では同様の減衰曲線となる。すなわち、GB 内では、真空減圧と  $N_2$  導入操作により、ある程度密封されたセル内の雰囲気も効率的に脱酸素できることを示している。しかし、昇温後にはセル内の DO\_cell 値は再び増加している。この挙動は再現性があり、またセンサーの温度依存性によるものではない。

以上見るように、複数の計測データを相互に参照することで、ベントナイト中に埋設した金属試料の腐食速度のみならず、試料周囲の環境変化なども把握できることが本手法の利点である。

試験中の2つの Fe 細線電極間のインピーダンス・スペクトルの経時変化を図 3.7.2-12 に示す。ベントナイトがほぼ乾燥状態のとき (500 ks) は抵抗が非常に大きく、また位相も乱れて

おり、ほぼ絶縁状態であることに対応している。この後ベントナイトの膨潤進行に伴いインピーダンスは 1,000 ks から 1,400 ks にかけて大きく低下した。高周波数側の抵抗性インピーダンスも低下したことから、2 電極間に存在するベントナイトの吸水によるイオン伝導度の増加に対応して抵抗成分が、減少したことがわかる。一方低周波数側では容量性の応答が顕在化しており、その容量は比較的大きい。2,500 ks 以降ではベントナイトの乾燥に伴いインピーダンスは再び増加に転じ、2,700 ks 付近では絶縁体的な挙動に近づいた。

図 3.7.2-13 に、いくつかの周波数で求めた抵抗成分および位相角の経時変化を示す。ベントナイトの膨潤が進行する 500 ks(a)から 1,000 ks (b)の間で各周波数のインピーダンスは低下し、膨潤状態が安定したと考えられる 1,000 ks から 2,400 ks(c)の間でほぼ一定値を保った。また乾燥が進行したとされる 2,400 ks 以降でインピーダンスは再び増加した。(b) - (c) 間において 5,412 kHz では位相角がほぼ 0 であることから、このときの抵抗値は膨潤ベントナイトの電気抵抗に対応し、その値は約 300 Ω で、細線電極面積 ( $2\pi rL=2\pi 0.02\times 5.5=0.69\text{ cm}^2$ ) あたりでは約 200 Ωcm<sup>2</sup> となる。この値はイオンを含む電解質水溶液と同程度であり、milli-Q フィルタ水にベントナイト溶出イオン (SO<sub>4</sub><sup>2-</sup>, HCO<sub>3</sub><sup>-</sup> などを含む) が溶け込むことで比較的高いイオン伝導性を示すことがわかる。一方 1 Hz では位相角が -60° 付近であり、容量性応答に近づいている。図 3.7.2-14 に 1 Hz においてインピーダンス値と位相から抵抗成分  $R$  と容量成分  $C$  を求め、時間に対してプロットしたものを示す。抵抗成分は  $R = 2.45\text{ k}\Omega$  程度とほぼ一定値を示した。本測定系で使用した 2 電極系は、抵抗成分に関しては 3 つの抵抗 (電極抵抗  $R_{CT}$ 、ベントナイト抵抗  $R_B$ 、電極抵抗  $R_{CT}$ ) を直列接続したものと考えられる ( $R = 2R_{CT} + R_B = 2R_{CT} + 200 = 2.45\text{ k}\Omega$ )。従って、各電極の電荷移動抵抗は  $R_{CT} = 1.13\text{ k}\Omega$  と推定される。一方容量成分も  $C = 44\text{ }\mu\text{F cm}^{-2}$  とほぼ一定値を示し、電極あたりの値としては  $88\text{ }\mu\text{F cm}^{-2}$  となり水溶液中の電気二重層容量と同オーダーの値となる。酸性水溶液中と同様の溶解反応を仮定し (アノード反応:  $\text{Fe} = \text{Fe}^{2+} + 2e^-$ , カソード反応:  $2\text{H}_2\text{O} + 2e^- = 2\text{OH}^-$ )、水溶液中で一般的な Tafel 係数 ( $\beta_A = 40\text{ mV}$ ,  $\beta_C = -120\text{ mV}$ ) と  $R_{CT}$  を用いると、腐食速度  $530\text{ }\mu\text{m/y}$  が得られ、これはレジストメトリーから得られた値 ( $29\text{ }\mu\text{m/y}$ ) よりも 1 桁大きな腐食速度となる。膨潤ベントナイト中での鉄の腐食反応は複雑であると考えられることから、データ相互の整合性に関してはさらに検討が必要である。

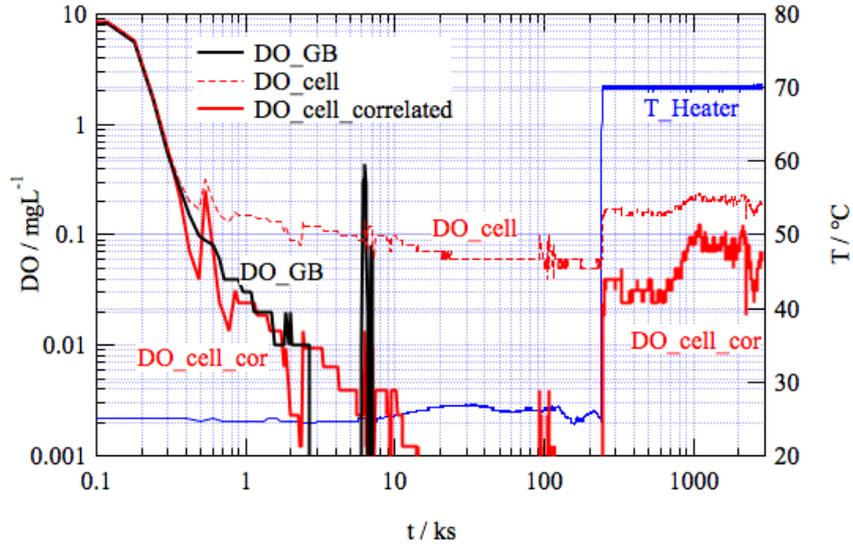


図 3.7.2-11 図 3.7.2-10 の DO のデータを  $\log(t)$  に対してプロットした結果

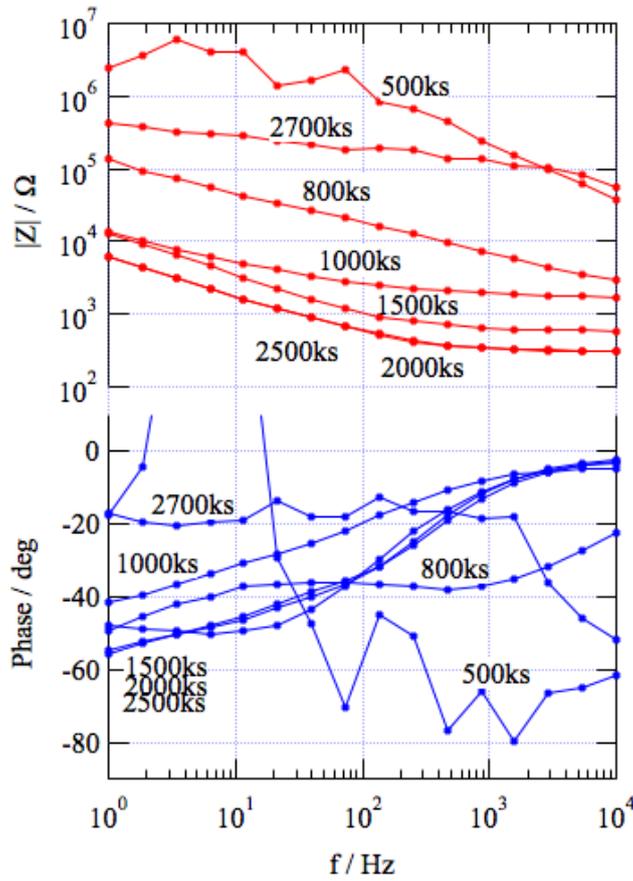


図 3.7.2-12 2つの鉄細線電極間インピーダンス Bode プロットの経時変化

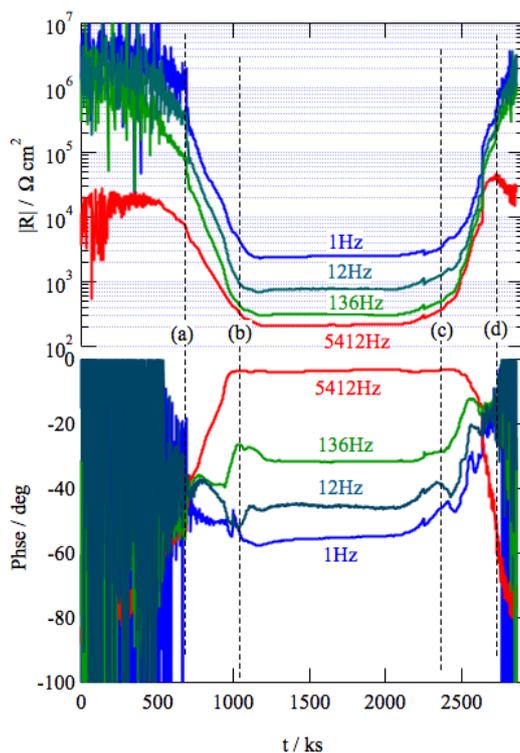


図 3.7.2-13 測定されたインピーダンスの抵抗成分と位相角の経時変化

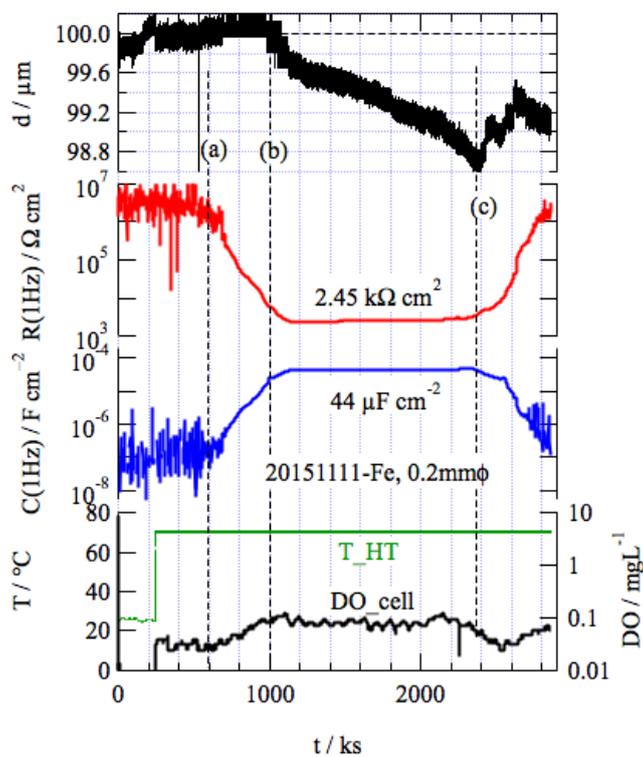


図 3.7.2-14 抵抗 R、電気容量 C の経時変化 (1Hz)  
(2 電極間インピーダンスから算出)

図 3.7.2-15 に、試験後の Fe 細線試料およびこれに接していた膨潤ベントナイトの写真を示す。Fe 表面は茶黒色の皮膜で覆われ、その一部がベントナイト側に転写されている。またベントナイト側は乾燥によりひび割れており、気相が直接試料表面に到達したと思われる。腐食生成物の同定に関しては、レーザーRaman 分光による解析を予定している。



(a) Fe 細線試料

(b) ベントナイト側（乾燥して割れている）

図 3.7.2-15 試験後の写真

図 3.7.2-16 に別実験の測定結果を示す。図 3.7.2-10 の実験では途中で供給水が枯渇してベントナイトが乾燥したため、この実験では水タンクを大きなものに変え、試験全期間約 50 日中ベントナイトの膨潤状態を維持できた。しかし、実験中の早い時期に一方の腐食細線 (WE2) が断線したため (図 3.7.2-17)、インピーダンスならびにカップリング電流計測ができなくなった。またレジストメトリー計測の一部でも不具合 (外部配線の接触) が生じた (b-c 間)。鉄細線の腐食進行に伴う抵抗変化が安定して計測できた 2,200~4,200 ks の間の 1,000 ks における腐食量は 1.3  $\mu\text{m}$ 、腐食速度は 0.55 nm k/s (17 $\mu\text{m}/\text{y}$ ) となり、図 3.7.2-13 の約 6 割の値であった。本実験は図 3.7.2-13 よりも長期間に渡るものであり、腐食速度は時間とともに低下する傾向が見られた。腐食挙動の再現性を確認するための実験を今後とも継続する予定である。

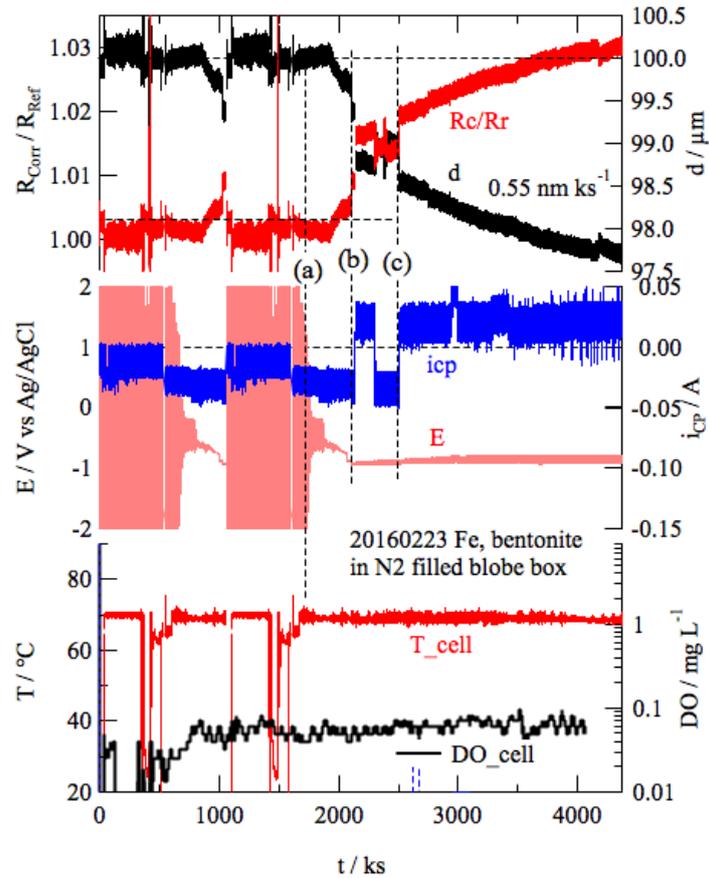


図 3.7.2-16 膨潤ベントナイト中における鉄細線の各計測パラメータの経時変化

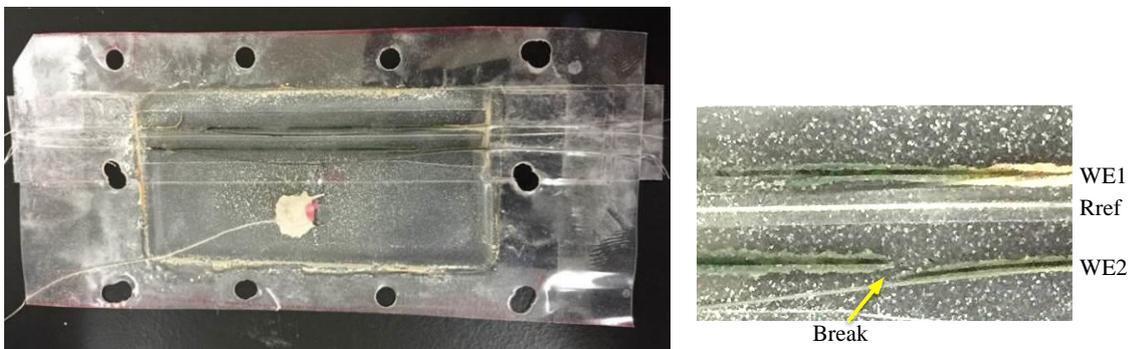


図 3.7.2-17 実験後の試料

(右の拡大図では WE2 が断線していたことがわかる。)

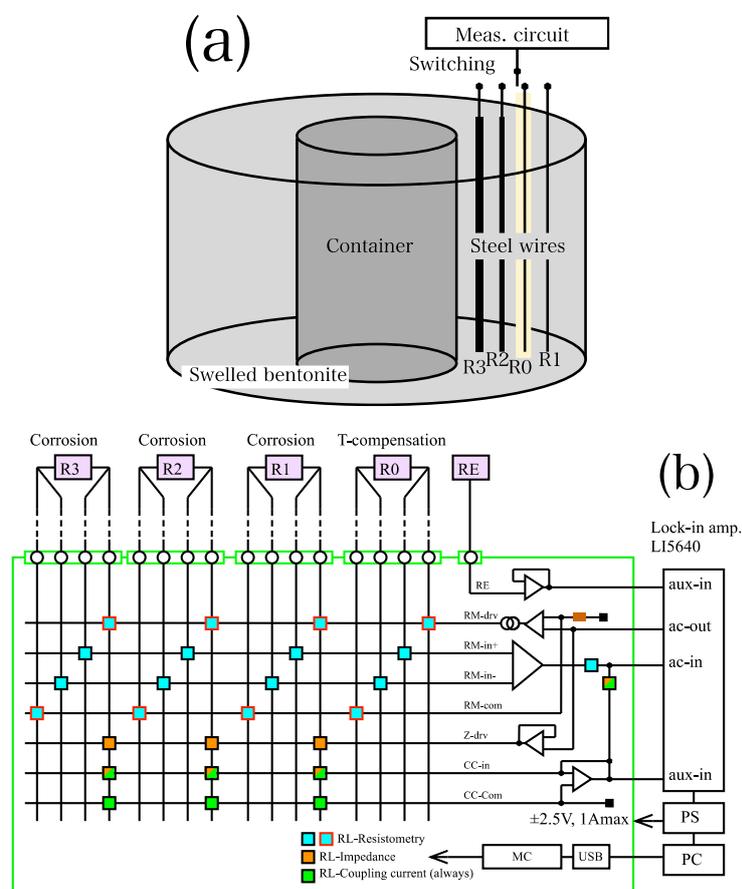
c 地下埋設模擬試験体への本手法の適用

上述のように、本計測系は金属の腐食挙動評価のみならずベントナイト埋設環境に関する情報も得られる有用な手法であるが、本系を実際の埋設環境へ適用するためには、以下のような留意が必要である。

- (1) 太い鋼線の使用:本実験では腐食量の高感度な測定精度のために比較的細い(直径 0.2mm)鉄線を使用しているが、実機では酸素濃度が長期間低下しないことにより腐食速度が大き

く、かつ持続することが想定される。このため、現状のものより太い線を使用する必要がある。またレジストメトリー計測のために細線に流す電流が大きくなるため、ドライブ回路を強化する必要がある。

- (2) 複数試料の埋込み (図 3.7.2-18 (b)) : 深さ方向への複数試料の配置により、水浸透や DO 分布などに関する情報が得られると期待される。また、太さの異なる試料を複数用意することで、計測範囲のダイナミックレンジを拡張し (細い線で初期の腐食量を計測し、太い線で長期にわたる腐食をモニターする)、長期計測へ対応することができる。
- (3) 計測系の改良 : 複数試料の計測に対応するため、試料切替え用電子リレーを増設する。また現行装置は機器類が多くポータビリティに欠けるため、インピーダンス計測用 FRA をロックインアンプで兼用するなど計測回路の簡略化を図る。



(a)ベントナイト試験体への複数試料の設置、(b)計測装置の概略

図 3.7.2-18 試験装置および計測装置の概略

#### d 結論

- (1)真空グローブボックス (GB) による脱気実験系を構築し、測定系から効率的に酸素を除去する手順を確立した。GB 内の酸素濃度は、センサーの測定限界 (0.01mgL<sup>-1</sup>) 以下に維持することができた。ただし、セル内に設置し膨潤ベントナイトと接しているセンサーは精度・確度の劣化が見られ、校正および劣化への対応が必要である。

- (2)本計測系を用いて膨潤ベントナイトに埋没した Fe 細線の腐食速度計測を行い、レジストメトリーによる腐食損失の in-situ 定量評価、インピーダンス計測による腐食速度評価、カップリング電流計測によるベントナイトの膨潤状態、セル内への酸素の侵入状況などの把握が可能なことを示した。
- (3)レジストメトリーより得られた脱気条件下膨潤ベントナイト埋設 Fe 細線試料の腐食速度は、非脱気環境と比較して小さくなり、1 ヶ月程度の試験期間で 19~29  $\mu\text{m}/\text{y}$  程度となり、さらに時間とともに低下する傾向を示した。
- (4)レジストメトリーとインピーダンスの比較では、前者が積分的に腐食量を評価しているのに対し、後者は on time な腐食反応速度を評価しており、両者の挙動は定性的によく対応した。しかし見積もられた腐食速度には 1 桁以上の差があり、特に後者に関して膨潤ベントナイト中の鉄について適切な腐食モデルを適用する必要がある。

### 3.7.3 直流電位差法

#### (1) 直流電位差法の特徴と原理並びに選択の根拠

電位差法 (PD 法) は金属材料などの導電性材料の欠陥を検出する非破壊検査手法である。欠陥の発生、成長により導体の断面積が減少し、それに伴って電気抵抗が増加するという物理的性質を利用している。試料に一定の電流を流し、欠陥を挟んで電位差を測定したとき、その欠陥の形状変化に応じて電位差が変化することから、電位差測定値より欠陥サイズ・形状を予測することができる。直流の PD 法を DCPD 法と呼ぶ。DCPD 法を用いたき裂進展評価の構成例を図 3.7.3-1 に示す。オーバーパック材料の腐食速度モニタリングへの適用性を考えた場合、DCPD 法は腐食速度の積分値、すなわち減肉量を直接求められるため、腐食速度を測定する他の手法と比較して長期間のモニタリングに適していると考えられる。また、測定された電位差変化が腐食形状に依存することから、仮に腐食モードが均一腐食から局部腐食に移行した場合においても、原理的には局部腐食の発生を検出できると考えられる。他にも、計測機器類を環境外に設置できるという利点を持つ。

一方、1) 直流電位差法はき裂などの欠陥のサイズ、および、その進展などを計測する手法として発展しているが、減肉の測定などへの適用例は少なく、成立性を評価する必要がある。さらに、2) レジストメトリー法のように電気抵抗の温度変化などを自己補償する機構が組み込まれていないため、別途、必要に応じた検定を行う必要がある。

DCPD 法による減肉量測定の成立性評価のための試験を図 3.7.3-2 に示す。炭素鋼を  $\phi 16\text{mm}$  の丸棒に加工したものを試験片として用い、以下の手順で試験を行った。(1)試験片にスポット溶接を用いて二つの電流入出力端子と二つの電位差計測端子を取付けた。(2)試験片中央をゲージ部として、旋盤を用いて  $\phi 1\text{mm}$  に切削した。(3)電位差を測定した。その際、熱起電力による誤差を補正するため電流を  $\pm 1\text{A}$ , 2s の矩形波として印加し、極性反転 5 往復の値を平均して電位差とした。(4)試験片が破断するまで(2),(3)を繰り返した。試験片は 2 つ用意し、それぞれ試験片 A,B とした。

電位差の計算値の導出方法を以下に述べる。(1)切削前の試験片の電位差を測定し、抵抗を算出した。(2)次式を用いて抵抗率を算出した。(3)減肉後の試験片を 3 つの抵抗の直列接続とみて合成

抵抗を計算した。(4)求められた抵抗とオームの法則より、予想される電位差を計算した。

$$R = \rho \frac{L}{A} \quad \dots \text{式①}$$

R:抵抗[Ω]	ρ:抵抗率[Ω・m]
L:長さ[m]	A:断面積[m <sup>2</sup> ]

試験片 A、B とともに直径 2mm に加工する途中で破断した。図 3.7.3-3 に試験片 A の結果を示すように、計算値と実験値は良く一致しており、減肉量の増大と共に測定感度が増大していることが分かる。よって、測定精度の観点から、丸棒の減肉量測定に DCPD 法が適用可能であると判断した。

本手法を用いた減肉モニタリング試験を 3 年程度実施すると仮定して試験片寸法を検討した。低溶存酸素濃度、圧縮ベントナイト環境中の炭素鋼の腐食速度は 10 μm/year 以下と見積もられており[35]、連続モニタリングするためには少なくとも数 μm の減肉を検出する必要がある。そこで 1 μm 減肉したことによる電位差変化量と直径の関係を計算した。図 3.7.3-3 に示すように直径 2mm 以下であれば 1 μm の減肉で 1000nV 以上の電位差変化が生じる。今回実施した実験からは、測定システム全体の誤差は 1000nV と比較して十分に小さいと評価された。よって理論上は、直径 2mm の丸棒試験片を 1 本用いれば、3 年程度の埋設試験中は減肉を精度良くモニタリングすることが可能であると判断された。

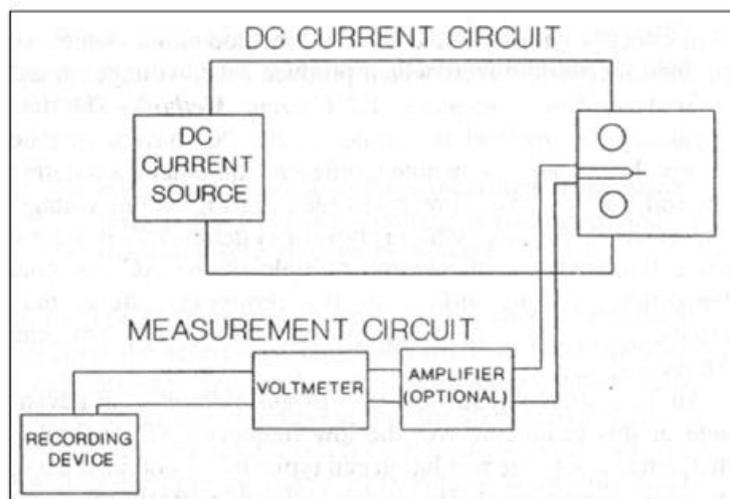
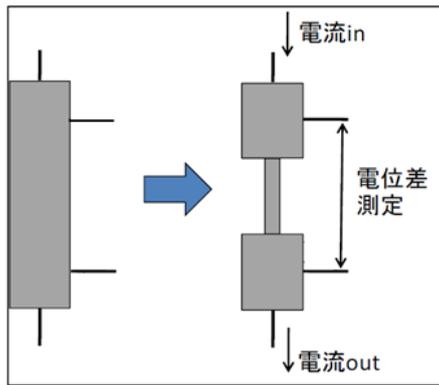
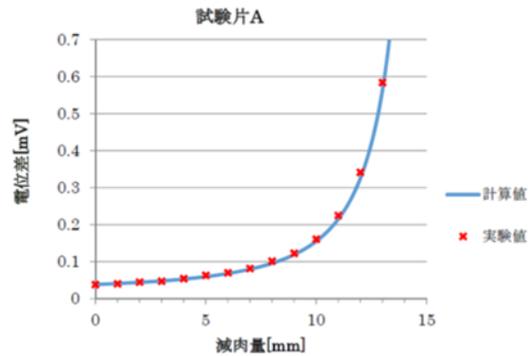


図 3.7.3-1 DCPD 法を用いたき裂進展評価の構成例



(a) 試験片の概略図



(b) 減肉量と電位差の関係

図 3.7.3-2 DCPD 法による減肉量測定 of 成立性評価

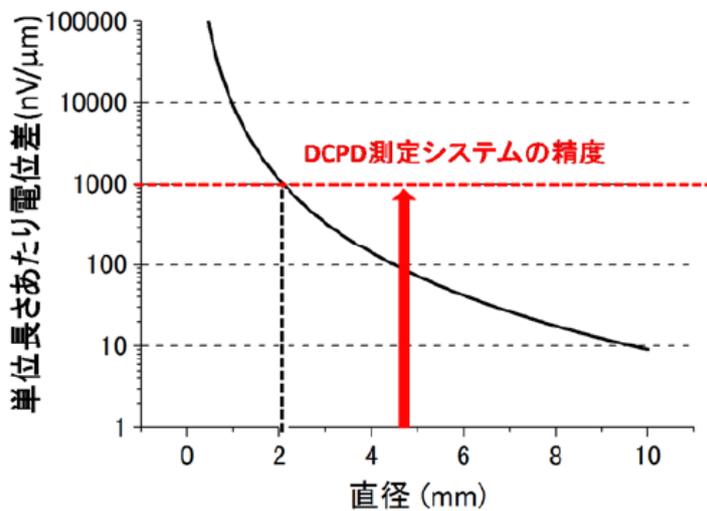


図 3.7.3-3  $1\mu\text{m}$  の減肉に対応する電位差変化量と試験片直径の関係

(2) 試験方法

DCPD モニタリング試験片・装置を模式的に図 3.7.3-4 に示す。供試材は前述の試験と同一の丸棒を用いた。試験溶液は NaCl 水溶液を用いた。以下に手順を述べる。(1)図 3.7.3-4 に示すようにスポット溶接を用いて二つの電流入出力端子と二つの電位差計測端子と一つの作用電極端子を取付けた。(2)ゲージ部を除いて絶縁塗料で被覆した。(3)ガルバノスタットで 0.2A 定電流保持し、電気化学的に腐食させた。(4)10 分毎に電位差を記録した。その際、熱起電力を補正するため電流を  $\pm 1\text{A}$ , 2s の矩形波として印加した。

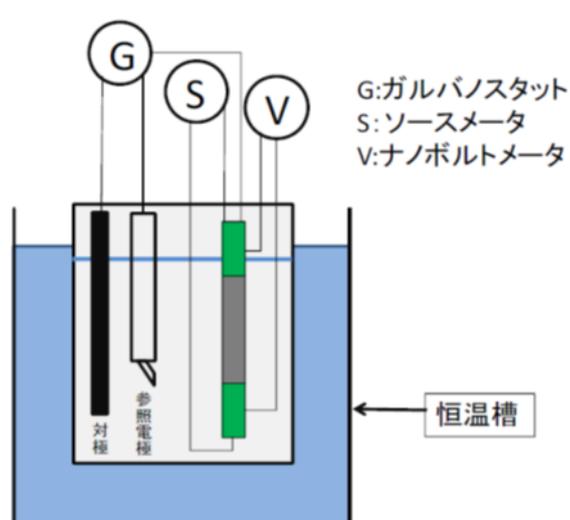
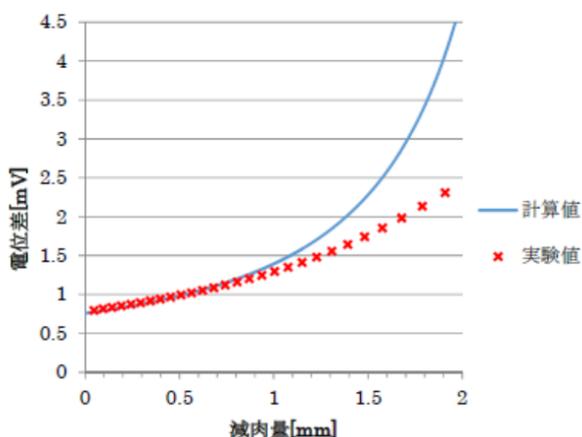


図 3.7.3-4 DCPD モニタリング試験片・装置 (概略図)

### (3) 試験経過

DCPD 法による炭素鋼の腐食モニタリングの状況を図 3.7.3-5 に示す。試験開始から 283 分経過後に電流出力端子が破断し終了した。腐食減肉に伴い電位差が増大する傾向が認められた。しかし、計算値と実験値は減肉量 0.6mm 付近までは良く一致していたが、その後ずれが増大した。280 分経過後の電位差は、計算値と実験値で大きく異なっていた。試験終了後取り出した試験片を観察したところ、ゲージ部が均一に腐食しておらず片端が顕著に減肉していた。また絶縁塗料塗布部の内側も腐食していた。ゲージ部が均一に腐食して直径 1.1mm の円柱になると仮定して計算値を算出したが、実際の形状とかけ離れていることがわかった。そのため、試験後の試験片を単純な形に近似して抵抗を算出し、予想される電位差を計算したところ、実験値と近い値になった。このことから、測定値と計算値のずれの原因は試験片が不均一に腐食したことであり、DCPD 法による減肉モニタリングは高い精度で行われていたと判断した。



(a) 腐食に伴う電位差の計算値と実験値の比較

(b) 試験後の試験片の外観

図 3.7.3-5 DCPD 法による炭素鋼の腐食モニタリング

#### (4) 平成 27 年度成果

##### 1) 実施内容

本研究では、含水飽和緩衝材と共存状態の炭素鋼を対象とした腐食試験の実施と腐食評価技術の検討を行った。具体的には、地層処分模擬環境において炭素鋼の腐食挙動に対して直流電位差(DCPD)法による腐食計測の適用性検討、さらに得られた腐食データに対して極値統計解析を用いた腐食計測コンセプトの提案を行った。

##### 2) 電位差法による腐食計測手法の検討

###### a はじめに

実規模試験における腐食計測に必要とされる性能として以下の 2 点を設定した。

- 1 : 平均腐食速度を計測可能であること。
- 2 : 最大腐食速度を評価可能であること。

上記 2 点の要求を満たす手法として、電位差法による腐食計測手法の適用性検討を行った。

###### b 電位差法による腐食計測技術

電位差法の中でも直流電位差法(DCPD 法:Direct-Current Potential Drop Method)と呼ばれる手法の適用性について検討を行っており、これまでに DCPD 法が丸棒の減肉量計測に適用であること、DCPD 法と電気化学的腐食試験を併用し腐食を計測可能であることを確認した。DCPD 法は従来、高温や腐食環境下で行う試験のように試験体が試験容器内に設置されており外部からき裂を直接観察できないような状況でき裂伝播試験を行う際に、き裂長さを間接的に測定する手段として使用され、近年は用途が拡大し火力発電プラント内での配管減肉評価にも適用されている。

以下に DCPD 法の原理を示す。DCPD 法はオームの法則(式(1))を用いて簡潔に説明できる。測定対象部が腐食減肉することで抵抗値が上昇し、測定される電位差(PD :Potential Drop)も上昇する。図 3.7.3-6 に DCPD 法の原理を示す。式(2)に抵抗の導出方法を示す。式(2)から抵抗値は測定部の断面積の変化に依存することがわかる。したがって腐食減肉により断面積が減少することで抵抗が上昇する。

$$\text{オームの法則 } V = IR \cdots (1)$$

(V[V]: 検出する電圧 I[A]: 印加する定電流)

$$R[\Omega] = \frac{\rho[\Omega \cdot m] \times L[m]}{A[m^2]} \cdots (2)$$

( $\rho$ : 抵抗率 L: 試験部長さ A: 断面積)

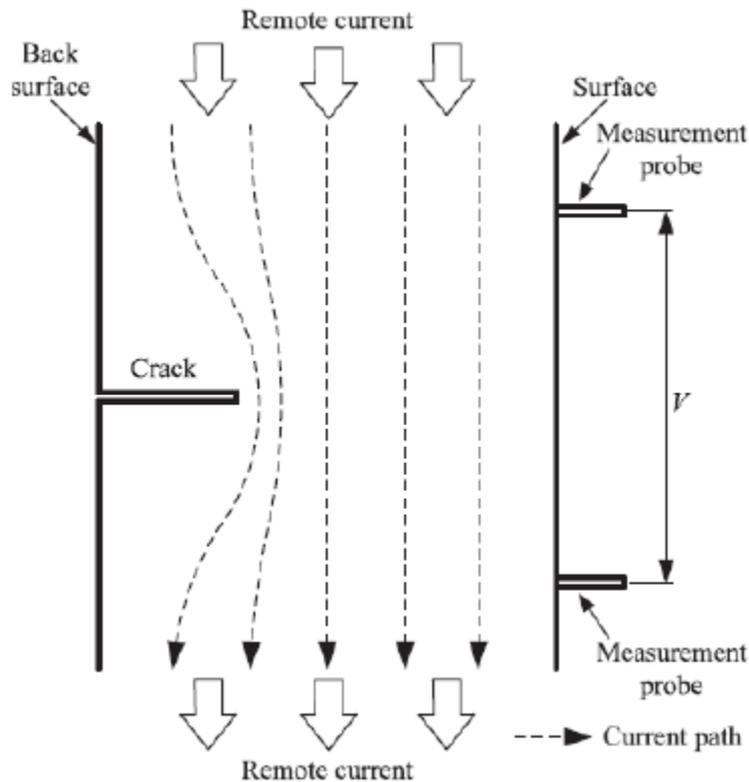


図 3.7.3-6 Conventional DC-PDM where current is supplied by a pair of remote probes

c DCPD 法による腐食速度計測コンセプト

DCPD 法を用いた腐食計測に求められる性能は a で示したように「平均腐食速度を計測可能であること」「最大腐食速度を評価可能であること」の二点である。

上記の二つの性能を満たすために模擬オーバーパックを直接計測するのではなく、ワイヤー状のクーポン試験片を複数個埋設し計測に使用することを提案する。

DCPD 法による腐食計測から得られるデータは PD と、ワイヤー状のクーポン試験片が破断する寿命である。寿命は PD が測定不可能になることで判明する。仮にワイヤー状のクーポン試験片が全面腐食する場合には PD から炭素鋼の平均腐食速度が求められ、クーポン試験片が破断するタイミングも平均腐食速度から求められる時期と等しくなる。一方でクーポン試験片に不均一な全面腐食あるいは局部腐食が発生している場合、PD は全面腐食モードと異なる挙動をとる。しかし発生している腐食の不均一性/局所性がどの程度なのかは単一の電圧測定端子間から得られる PD のみではわからないため最大腐食速度は求めることができない。

この課題を解決するため多田らや内田らは複数の電圧測定端子を配置し、各端子間での腐食減肉量変化に伴う PD を相対的に評価することで最大腐食速度を評価する手法を提案している。しかし、短期間の炭素鋼オーバーパック腐食計測において模擬オーバーパック本体や、あるいは我々のグループが提案するクーポン試験片に複数端子を設けることは導線が地下水の短絡経路になり得る可能性を考慮すると望ましくない。したがって腐食計測に求められる一つ目の性能である全面腐食が生起している場合に求められる性能の「平均腐食速度を計測

可能であること」は DCPD 法で満たすことができるが、局部腐食が生じた場合に必要な「最大腐食速度を評価可能であること」は PD の測定のみでは達成出来ない。

そこで本研究では最大腐食速度を評価するために極値統計解析を用いる。この際に使用する腐食データがクーポン試験片の破断寿命である。クーポン試験片の破断寿命からその試験片に発生した腐食の最大腐食速度を求めることができる。同一寸法のクーポン試験片を複数用意することで複数の最大腐食速度を求めることができ、得られた値に対して極値統計解析を用いる。以上のコンセプトのまとめたものを表 3.7.3-1 および図 3.7.3-10 に示す。

表 3.7.3-1 腐食計測コンセプト

腐食モード	全面腐食	局部腐食
使用する測定値	PD	破断寿命
測定値からわかること	平均腐食速度	発生した多数の腐食中の最大腐食速度

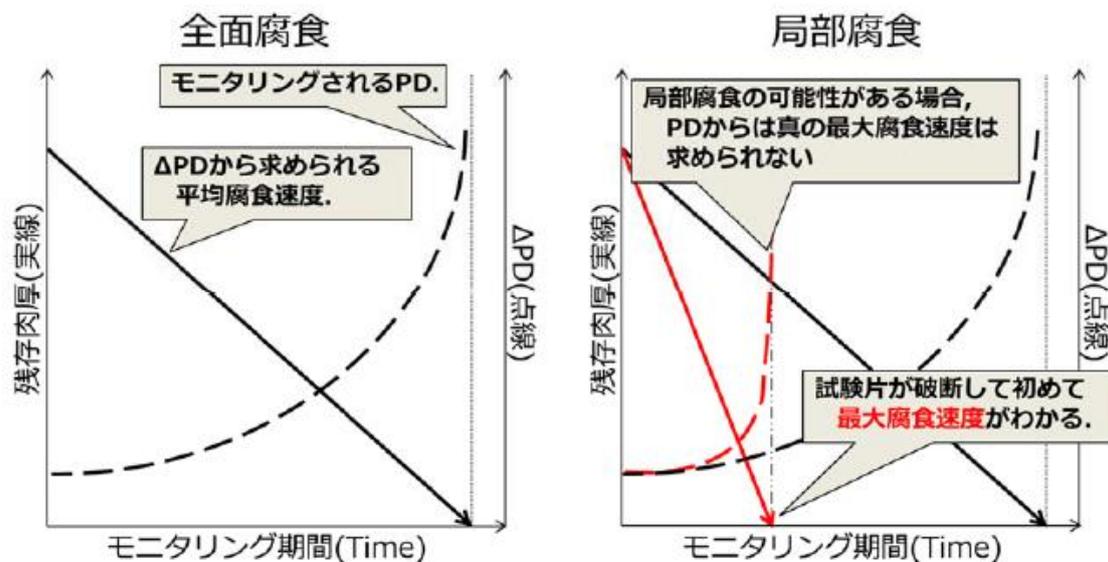


図 3.7.3-7 腐食計測コンセプト

(a) 全面腐食の場合

DCPD 法による全面腐食の場合の腐食計測コンセプトを以下のように設定する。処分開始初期の酸化性環境において炭素鋼オーバーパックは基本的に全面腐食すると仮定した場合には、寸法が異なる腐食計測用クーポン試験片を複数準備しオーバーパックと共に埋設する。PD 法の検出能と地層処分環境における炭素鋼の腐食速度を考慮し、処分開始時期からの期間に応じて使用する複数のクーポン試験片(長期計測用、中期計測用、短期計測用)を設計する。腐食計測用クーポンの設計例を、式(3)を用いて示す。

$$PD = \frac{\rho I}{(r_0 - \Delta r \times t)^2 \times \pi} \dots (3)$$

炭素鋼(0.1%C相当)の電気抵抗率:  $\rho = 1.42E - 07 [\Omega \cdot m]$

炭素鋼の腐食速度:  $\Delta r = 0.05mm/y$

定電流:  $I = 5, 20, 80[mA]$

クーボン試験片に要求される寿命:  $t = 2.5, 5, 10[year]$

クーボン試験片半径:  $r_0 = 0.125mm, 0.25mm, 0.5mm$

コンセプトの計算例を図 3.7.3-8 に示す。各試験片の想定寿命を考慮したうえで、想定されていた寿命を満たしている場合にはそのクーボン試験片には全面腐食が発生していたと考えられる。また複数寸法のクーボン試験片を寿命ごとに使用することで得られる PD の測定精度がよいデータを使用することができる。

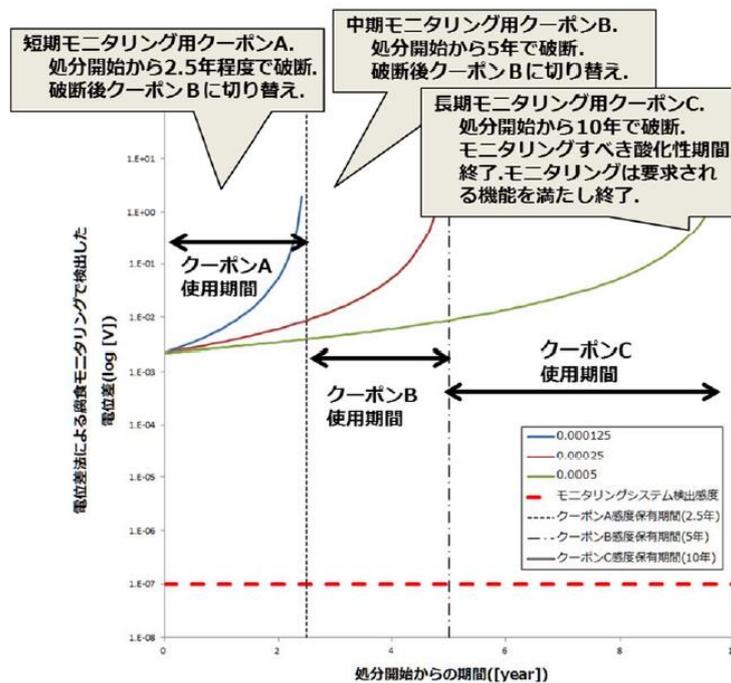


図 3.7.3-8 全面腐食の場合の腐食計測コンセプト

(b) 局部腐食の場合

全面腐食が生起していた場合には PD の変化速度から平均腐食速度を求めることができる。一方で局部腐食が生起している場合には PD は減肉の形状にも依存するため、見かけ上の PD の変化速度から真の腐食速度を知ることは出来ない。ただし試験片が破断することで初めて真の最大腐食速度を求めることができるため、各クーボン試験片の破断寿命から最大腐食速度を求める事ができる。これらの各腐食試料における破断寿命(=最大侵食量)の腐食データの集合に対して適用される分布が極値分布である。表 3.7.3-2 に腐食データの種類と取扱いについて、図 3.7.3-9 に均一腐食の進展および局部腐食の進展の模式図を示す。

クーボン試験片に局部腐食が生起した場合には、計測されている PD が全面腐食と異なる挙動が観測されるが、腐食が実際にどの程度の局所性をもつかは分からない。そこで複数用

意したクーポン試験片の破断寿命に着目し、得られた複数の破断寿命から各試験片における最大腐食速度を求める。求めた最大腐食速度に対して極値統計解析を用いることで、模擬オーバーパックに対して予測される最大腐食速度を求めることができる。図 3.7.3-10 に局部腐食計測のコンセプトを示す。

表 3.7.3-2 腐食データの種類と取扱い

腐食形態	寿命を決める値		確率分布則
均一腐食	平均腐食速度	平均値	基本分布 (正規分布)
局部腐食	最大侵食深さ 最小発生時間	極値	極値分布

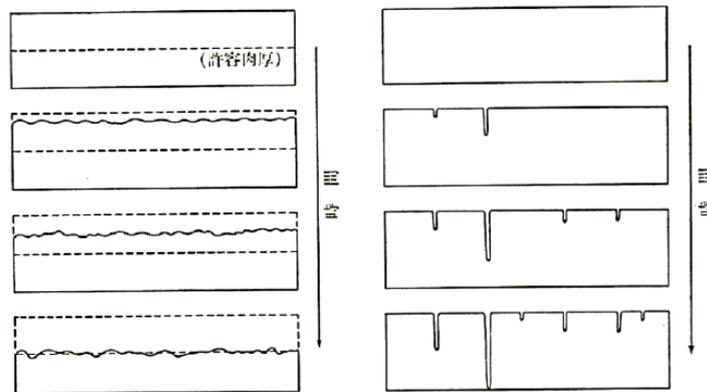


図 3.7.3-9 均一腐食および局部腐食の進展の模式図

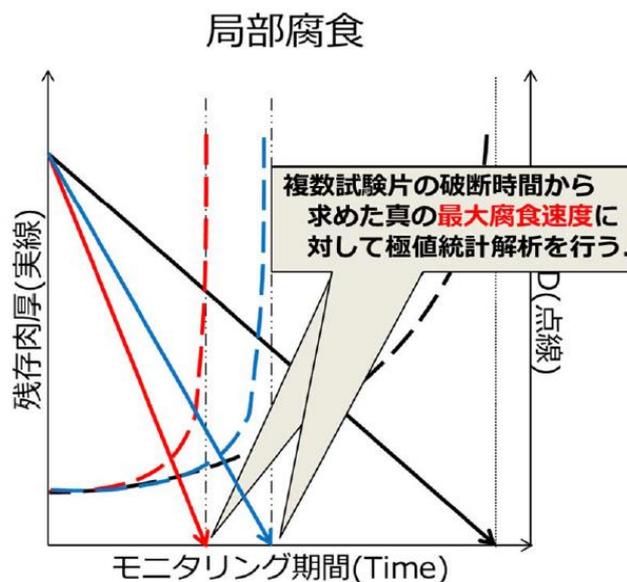


図 3.7.3-10 局部腐食計測コンセプト

#### d 得られる腐食データの統計処理方法

ここでは、得られる腐食データの統計処理方法について文献調査に基づき報告し、DCPD法を用いた炭素鋼オーバーパックの腐食計測技術への適用性を検討する。

腐食科学は電気化学的速度論を中心に発展してきたが、1950年代にAzizらやEldredgeらにより局部腐食現象の解析へ極値統計論が導入された。小区画の測定面積内における最大局部腐食深さの測定結果の解析に極値統計論を適用し、対象装置・機器全域における最大局部腐食深さを予測し、適当な局部腐食進展速度式と組み合わせで、装置・機器の寿命を予測する手法が多くの局部腐食系でとられている。

腐食現象はその損傷形態から、均一腐食と局部腐食とに大別される。均一腐食では腐食による均一な肉厚減少により装置材料の許容肉厚が確保できなくなるまでの時間が寿命となる。したがって寿命を予測するためには平均的な腐食速度およびその時間依存性が重要となる。そのためデータの平均値としての腐食速度、時間依存性は正規分布に近似できることを前提として平均値などが求められる。

均一腐食が平均値問題に属するのに対して、孔食・すき間腐食・応力腐食割れなどの局部腐食は極値問題に属する。装置材料の表面から発生した多数の局部腐食のうち、最も深く進行したものが材料の肉厚を貫通するまでの時間が寿命となる。装置寿命を考える場合に、局部腐食の深さに関してはその最大値が問題になり、その発生までの時間に関しては最小値が問題となる。これらの極値を扱うために極値統計論を導入し、極値分布を用いて解析を行う必要がある。

局部腐食による損傷で一番問題となるのはその最大侵食深さ、あるいはそれによる装置の最小寿命の予測である。これらの局部腐食の特別の値(最大値の集合、あるいは最小値の集合)に対する統計を取り扱うのが極値分布である。腐食試料に発生した局部腐食を測定する場合、発生した数多い局部腐食の中で最大の局部腐食を見つけ、その侵食深さを測定する方法が通常行われる。多くの腐食試料から、これらの最大侵食量を測定した場合の最大値の腐食データの集合に対して適用される分布が極値分布である。各々の腐食試料は、それぞれ局部腐食の基本分布に従っていると考えられる。そのため最大値の分布を取り扱う極値分布は基本分布から作られる分布ということになる。

通常行われる統計処理の中で重要な過程の1つは累積分布 $F$ を求める過程である。この $F$ を求める方法は度数分布 $A$ から平均ランク法で求める方法が普通行われる。

次に重要な過程はどの分布の確率紙にプロットするかである。この点についてはどの種類の腐食データにどの分布を使用すべきであるという明確な指針は無い。

しかし局部腐食のデータの値が、各々の試料の最大値、あるいは最小値を示している場合、あるいはあるパラメータの最大値あるいは最小値に依存している場合に用いられる極値分布に関しては通常は物理的意味づけが明確であると考えられる2重指数分布を最初に使用することがよいと考えられている。

2重指数分布の確率紙に腐食データから得られる $F$ の値をプロットして直線性を示さない場合には、次にWeibull分布を使用してWeibull分布の確率紙に $F$ の値をプロットして直線性を確認する。

腐食データの値が最大値あるいは最小値を示しているものではない場合は基本分布による解析が行われ、正規分布、対数正規分布あるいは指数分布などが使用される。

(a) 累積分布  $F$  の導出方法

累積分布  $F$  を求める方法は以下の 3 種類に大別することができる。

1. 腐食データが度数に分類されている場合
2. 腐食試料の最大侵食深さが測定されている場合
3. 腐食データの試料数が試験時間によって増加する場合(故障率より累積分布  $F$  を求めるケース)

以上の 3 種類の方法から累積分布  $F$  は導出できる。DCPD 法を用いた腐食計測手法において得られる腐食データは PD および、試験片の破断寿命から最大腐食速度が求められる。さらに試験終了後に試験片が残存している場合は試験片各部の減肉量がわかる。これらのデータから累積分布  $F$  を導出するために有効な手法は上記の 2 番目「腐食試料の最大侵食深さが測定されている場合」である。

このケースが局部腐食での腐食データに多く、このような最大侵食量に対する統計解析が極値解析である。この腐食データを処理して累積分布  $F$  を求める場合は、通常腐食データを順位に並べる方法が用いられる。

表 3.7.3-3 はアルミニウム合金の試験片に生じたピットの最大深さのデータである。試料数  $N=10$  である。このデータを処理する場合、その腐食データの最大ピット深さを小さいものから順に並べなおしたデータを作成する。この値を第 2 列に示す。この腐食データは最大値の極値分布を適用するのが良いと考えられるが、極値統計を使用する場合通常この方法を用いる。累積分布  $F$  を求めるには平均ランク法に従って、試料数( $N=10$ )に 1 を加えた個数( $N=11$ )で順位を割って求めればよい。これが第 3 列。

これと同様の手法を用いて模擬オーバーパックを用いて行われる短期埋設試験において DCPD 法による腐食計測から得られた腐食データを使用して極値統計解析を行い、局部腐食が発生した場合の最大腐食速度まで考慮した炭素鋼オーバーパックの腐食挙動評価が可能となる。

表 3.7.3-3 アルミニウム合金の最大ピット深さ(累積分布  $F$  を求めるケース 2)

順位 ( $i$ )	確率変数 $x$ 最大ピット深さ ( $\mu$ )	累積分布 $F$ $F=i/N+1$
1	640	1/11=0.091
2	650	2/11=0.182
3	670	3/11=0.273
4	700	4/11=0.364
5	720	⋮ =0.455
6	730	⋮ =0.545
7	750	⋮ =0.636
8	770	⋮ =0.727
9	780	⋮ =0.818
10	850	10/11=0.909
$N=10$		

(b) 試験片の個数と再帰期間 T の検討

得られた腐食データから累積分布 F を求め、極値統計解析をおこない確率紙にプロットする上で重要となるのが試験片個数と再帰期間 T である。

最大値の最適な求め方として予測のための試験片は再帰期間 T が 15000 以下になるように選び、また試験片の数は最低 13~17 個とし、そのうちの 8 個の最大値をランダムに選んで 10 組の最大値を求めそれらを平均して最大値を得る方法が推奨されている。

現在までに想定されている炭素鋼オーバーパックの寸法を図 3.7.3-11 に示す。

この設計例から炭素鋼オーバーパックの表面積を求めると以下の式のようになる。

$$\begin{aligned} \text{OP 表面積} &= \text{OP 底面積} + \text{OP 側面積} \\ &= 410^2\pi + 410 \times 2 \times \pi \times 1730 \\ &= 4984765.063[\text{mm}^2] \end{aligned}$$

クーポン試験片で使用を想定している  $\phi 1\text{mm}$  の炭素鋼試験片の表面積は以下のようになる。

$$\text{クーポン試験片表面積} = 0.5 \text{ mm} \times 2\pi \times L \text{ mm}$$

(L:クーポン試験片長さ)

この場合、再帰期間 T=15,000 以下を満たす L の長さは L=105.78 mm と求められる。

したがってクーポン試験片の個数は 15 個前後、長さ L=100~150 mm 程度を満たすのであれば再帰期間 T=15,000 程度を十分に満たすので確率紙にプロットするうえで比較的精度よく予測を行う事が出来る。

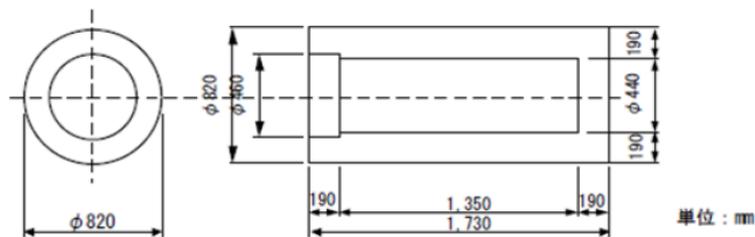


図 3.7.3-11 炭素鋼製オーバーパックの設計仕様例

e 腐食計測コンセプトまとめ

以上の検討から腐食計測のコンセプトを以下のように設定する。最大腐食速度について時間依存性があるとは考えにくいので、極値統計解析を考慮した試験片個数は短期計測用のみとする。

短期計測用クーポン試験片

$\phi 0.25 \text{ mm}$ 、個数 15 個、試験片長さ 150 mm 程度。

中期計測用試験片

$\phi 0.5 \text{ mm}$ 、個数 2~3 個、試験片長さ 150 mm 程度

長期計測用試験片

$\phi 1 \text{ mm}$ 、個数 2~3 個、試験片長さ 150 mm 程度

これらの試験片を圧縮ベントナイト中に埋設し地層処分模擬環境中で DCPD 法を用いて腐食計測を行う。

#### f まとめ

DCPD 法を用いた腐食計測技術の炭素鋼オーバーパックの腐食挙動計測への適用性について検討を行った。その結果、地層処分模擬環境における炭素鋼腐食計測に求められる性能は以下の二点であることが分かった。

- 1：平均腐食速度を計測可能であること。
- 2：最大腐食速度を評価可能であること。

これら 2 点の要求を満たす方法として DCPD 法で得られた腐食データに対して極値統計解析を用いることを提案し、短期埋設試験で使用するクーポン試験片寸法および試験片個数を提案した。

### 3.7.4 インピーダンス(EIS)法

#### (1) はじめに

平成 27 年度は、地上工学規模試験装置と小規模要素試験装置を使い、ベントナイト中に埋め込んだプローブ電極により、電気化学インピーダンス法の原理に基づき、炭素鋼の腐食計測を実施した。その腐食計測結果について報告する。

#### (2) 実験方法

腐食計測に使用したプローブ電極の模式図を図 3.7.4-1 に示す。2 枚の炭素鋼電極（5mm×10mm）をエポキシ樹脂中に 2mm の間隔で平行に埋め込み、電極表面を 800 番のエメリー紙で研磨して使用した。この 2 電極間に振幅 10mV の交流電圧を印加し、そのときの交流電流応答からインピーダンスを計測した。腐食計測では、高周波数 10kHz、低周波数 10mHz の 2 点周波数のインピーダンスを 1 時間毎に計測した。工学規模試験装置での腐食速度計測は 2015 年 8 月 19 日に開始し、小規模要素試験装置は 2015 年 11 月 26 日に開始した。本報告書には、2016 年 2 月 15 日までの計測結果を報告する。また、炭素鋼／ベントナイト界面の EIS 特性を明らかにするため、100kHz～10mHz（一部～1mHz）の広い周波数範囲での EIS 測定も腐食計測に使用しているプローブ電極を用いて 2016 年 2 月 15 日に実施した。

腐食計測では、5 個のプローブ電極を使用し、3 個を工学規模試験装置に 2 個を小規模要素試験装置にセットした。それぞれのプローブ電極をセットした位置と腐食モニターのチャンネル番号の関係は以下の通りである。工学規模試験装置のベントナイト中へのプローブ電極の埋め込みの様子を図 3.7.4-2 に示す。

- Ch1-工学規模試験装置(2 段目)
- Ch2-工学規模試験装置(7 段目)
- Ch3-工学規模試験装置(11 段目)
- Ch4-小規模要素試験装置(2 段目 水みち側)
- Ch5-小規模要素試験装置(2 段目 埋戻し側)

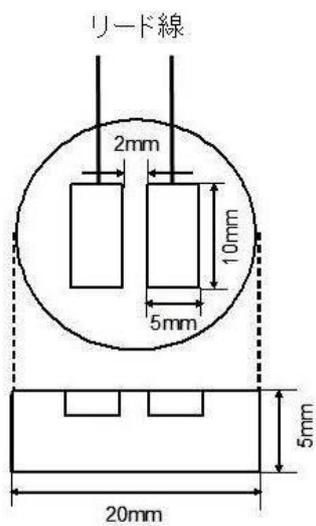


図 3.7.4-1 腐食計測用プローブ電極

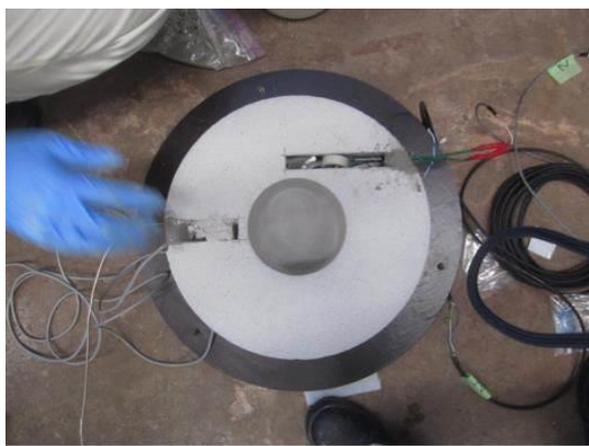


図 3.7.4-2 プローブ電極のベントナイトへの埋め込み

### (3) 実験結果

#### 1) EIS 特性

ベントナイト中の炭素鋼の電気化学インピーダンス (EIS) 特性を図 3.7.4-3 ~図 3.7.4-7 に示す。それぞれ、Ch1 (図 3.7.4-3)、Ch2 (図 3.7.4-4)、Ch3 (図 3.7.4-5)、Ch4 (図 3.7.4-6)、Ch5 (図 3.7.4-7) である。これらの EIS は 2016 年 2 月 15 日に計測したものであり、工学規模試験装置 (Ch1~Ch3) では暴露約 6 ヶ月経過後、小規模要素試験装置 (Ch4, Ch5) では暴露約 3 ヶ月経過後に測定したものである。Ch3 (図 3.7.4-5) を除いて、EIS 特性は同じ等価回路で説明することができる。すなわち、電荷移動抵抗  $R_{ct}$  と電気二重層容量  $C_{dl}$  の並列回路に溶液抵抗  $R_s$  が直列に接続した最も単純な等価回路をとる。図 3.7.4-8 はその等価回路であるが、ここでは Curve-fitting のため、 $C_{dl}$  の代わりに CPE (Constant Phase Element) を導入している。これは金属/溶液界面に存在する電気二重層の理想的なコンデンサー挙動からのずれを補正するパラメータであり、明確な物理的意味は現在も議論されているが、Curve-fitting においてコンデンサーの代わりに一般的に使用されている。ここでも CPE を導入して Curve-fitting を試みた。図 3.7.4-3 ~図 3.7.4-7 (図 3.7.4-5 を除く) 中のシンボルが測定点で、緑線が Curve-fitting の結果である。測定結果と Curve-fitting の結果がよく一致することがわかる。これらの結果から、炭素鋼/ベントナイト界面は図 3.7.4-8 の単純な等価回路により説明できることが明らかになった。Ch3 (図 3.7.4-5) は他のものに比べ桁大きなインピーダンスを示し、かつ図 3.7.4-8 の等価回路では説明できない。プローブ電極に不具合が悪化、あるいはこの位置 (工学規模試験装置 11 段目) のみ、水が届いていないかいずれかであるが、装置を開けてみるまで原因はわからない。

表 3.7.4-1、表 3.7.4-2 には、それぞれ工学規模試験装置および小規模要素試験装置の EIS から Curve-fitting により得られた各パラメータの値を示す。これらの値は 2 電極式セルで、片側電極面積  $0.5\text{cm}^2$  で測定したものであるため、単位面積の値に変換する際には 4 で割る必要がある。したがって、溶液抵抗  $R_s$  に関しては  $80\sim 340\ \Omega$  ( $20\sim 85\ \Omega\text{cm}^2$ ) となり、電荷移動抵抗  $R_{ct}$  は  $30\sim 80\text{k}\ \Omega$  ( $7.5\sim 20\text{k}\ \Omega\text{cm}^2$ ) となる。工学規模試験装置が 6 ヶ月、小規模要素試験装置が 3 ヶ月時点での測定結果であるが、 $R_s$ 、 $R_{ct}$  ともに両方で大きな差異は無く、3 ヶ月でほぼ定常に達している。 $1/R_{ct}$  は腐食速度 ( $i_{corr}$ ) に比例することから、比例定数  $0.020\text{V}$  を使って  $i_{corr}$  を推定すると、例えば  $R_{ct} = 20\text{k}\ \Omega\text{cm}^2$  のとき約  $1\ \mu\text{A}/\text{cm}^2$  となる。この腐食速度は腐食肉厚減少量に換算すると約  $12\ \mu\text{m}/\text{y}$  に相当する。

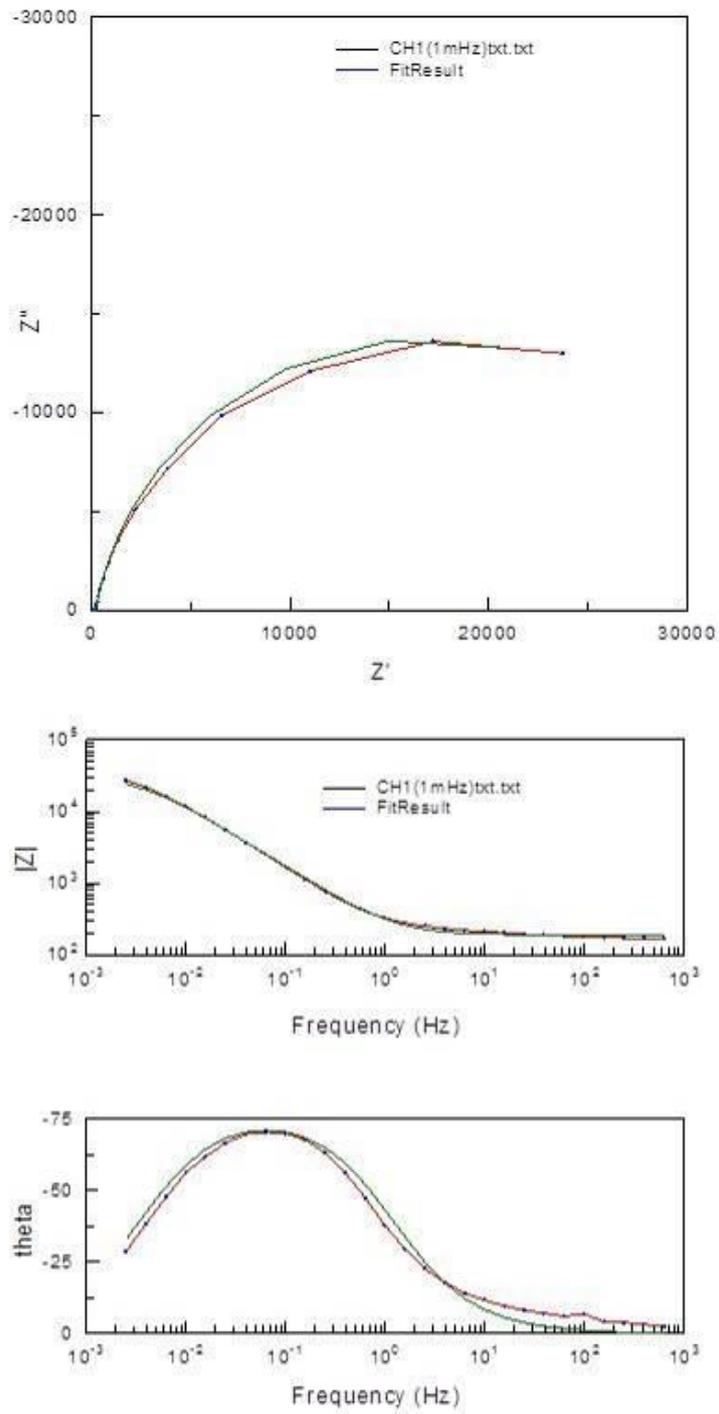


図 3.7.4-3 炭素鋼の EIS(Ch1 2016 年 2 月 15 日)  
 ナイキスト図(上)、ボード線図(下)

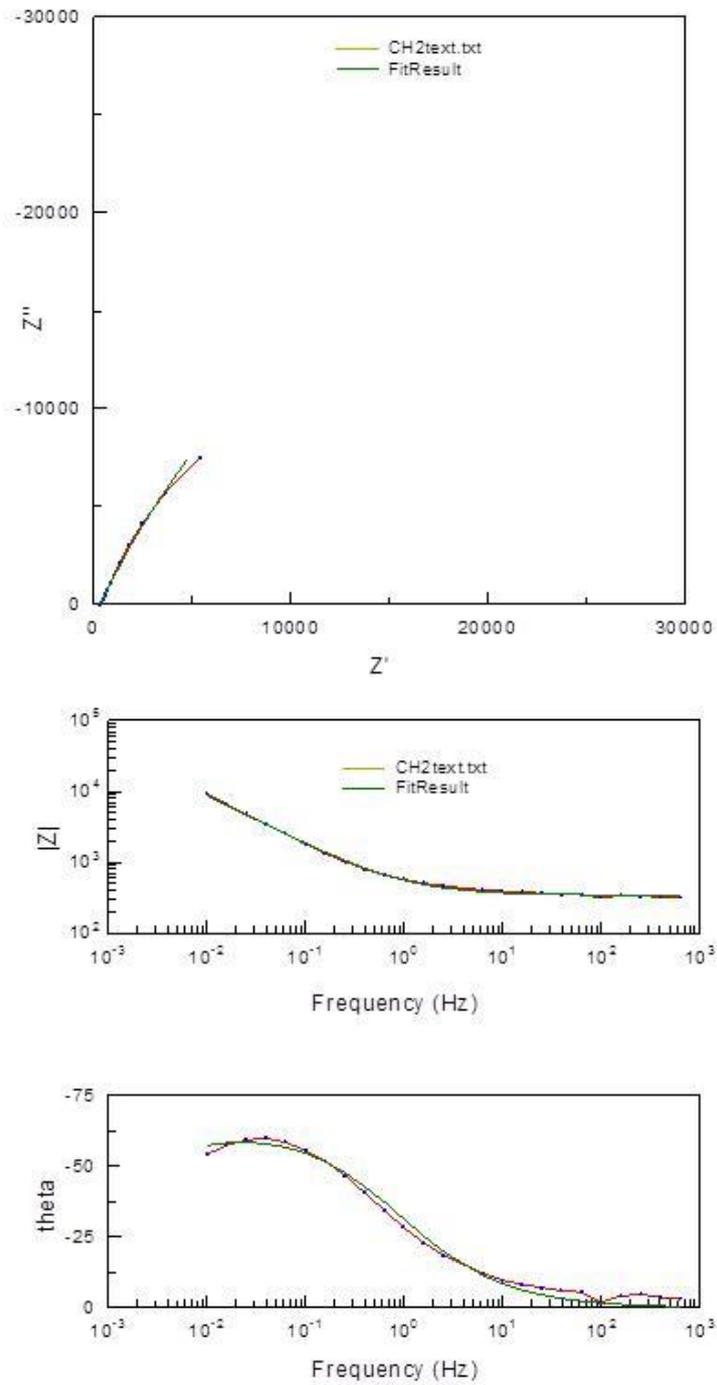


図 3.7.4-4 炭素鋼の EIS(Ch2 2016 年 2 月 15 日)  
 ナイキスト図(上)、ボード線図(下)

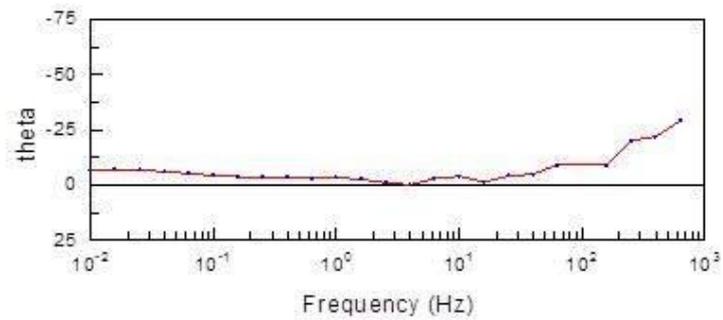
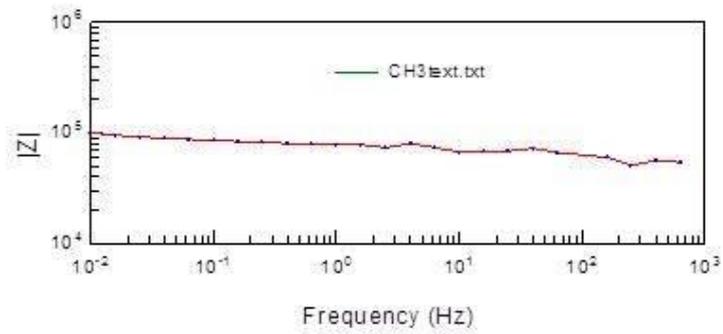
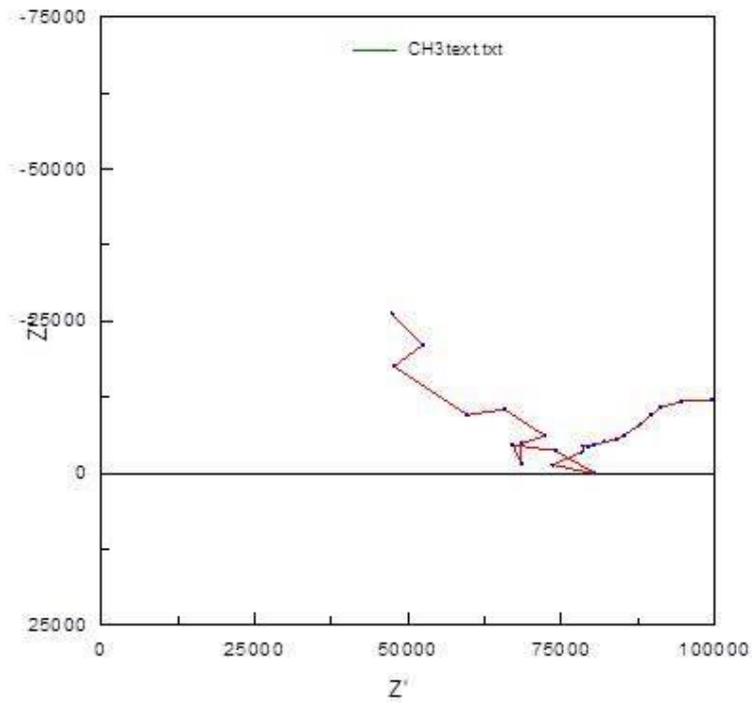


図 3.7.4-5 炭素鋼の EIS(Ch3 2016 年 2 月 15 日)  
 ナイキスト図(上)、ボード線図(下)

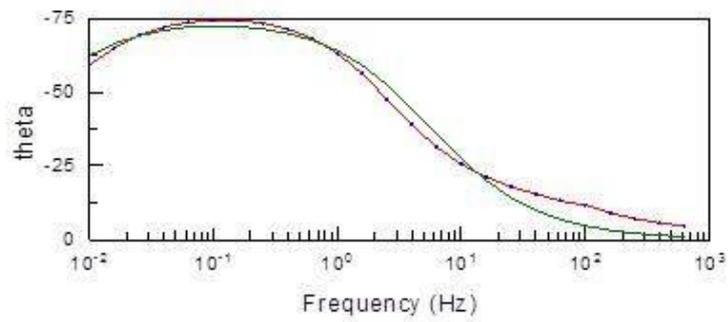
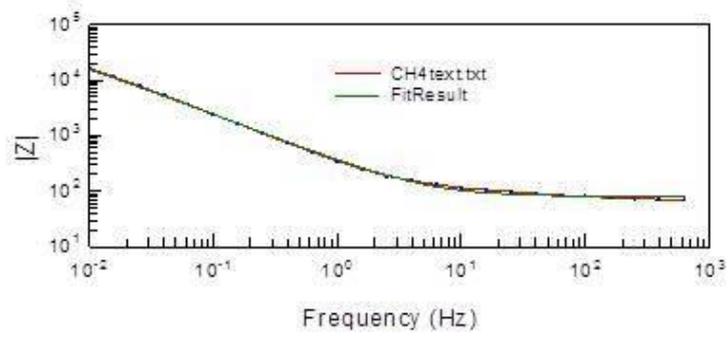
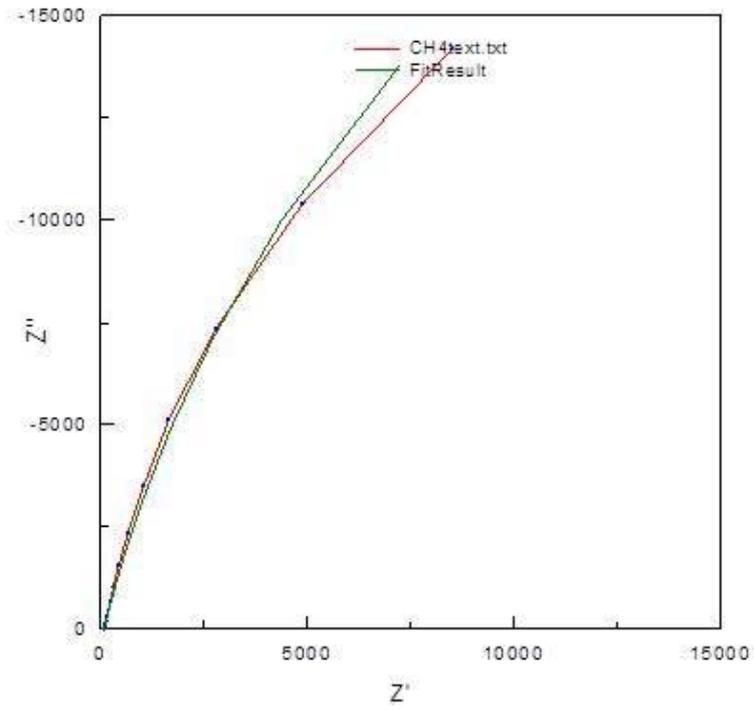


図 3.7.4-6 炭素鋼の EIS(Ch4 2016 年 2 月 15 日)  
 ナイキスト図(上)、ボード線図(下)

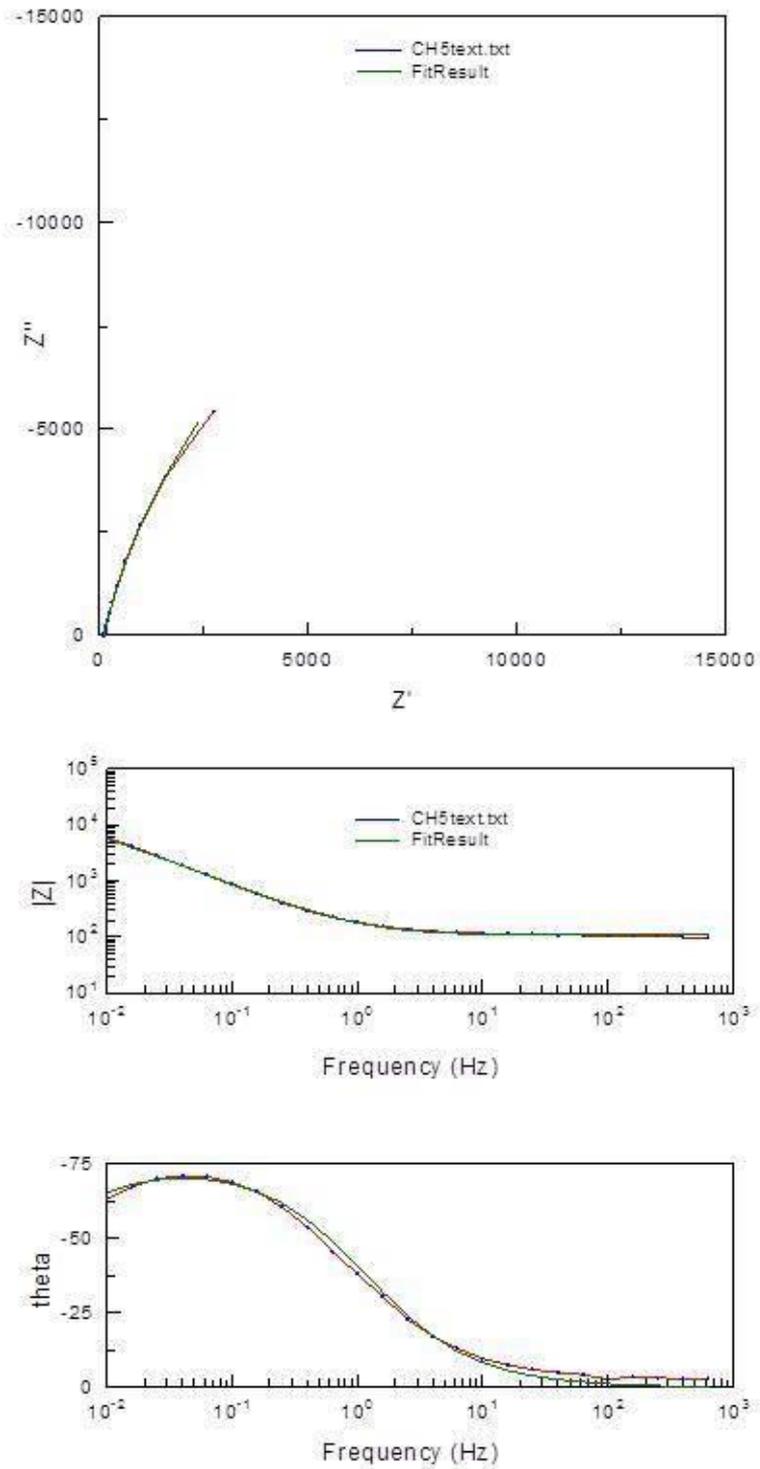
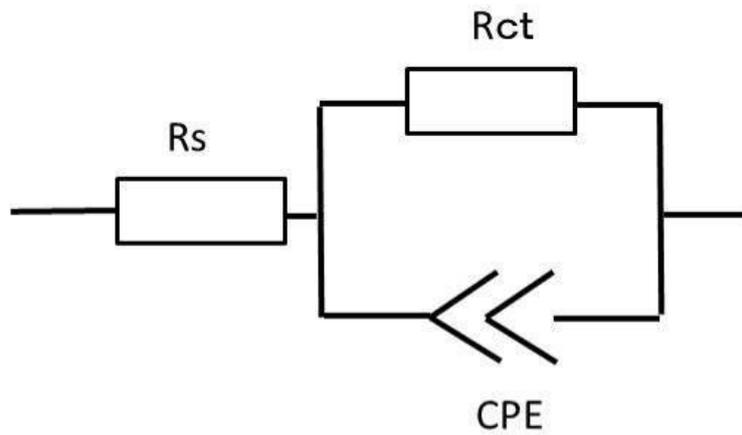


図 3.7.4-7 炭素鋼の EIS(Ch5 2016 年 2 月 15 日)  
 ナイキスト図(上)、ボード線図(下)



等価回路  $R_s$  : 溶液抵抗  $R_{ct}$  : 電解同抵抗 CPE : Constant Phase Element

図 3.7.4-8 炭素鋼/ベントナイト界面の等価回路

表 3.7.4-1 カーブフィティングにより得られたパラメータ (第1回計測)

2016年2月15日測定

	CH1	CH2	CH3
$R_s$ ( $\Omega$ )	190	340	----
$R_{ct}$ ( $k\Omega$ )	33	75	----
CPE-T ( $\times 10^{-4}$ )	8.9	8.2	----
CPE-P	0.88	0.72	----

表 3.7.4-2 カーブフィティングにより得られたパラメータ (第2回計測)

2016年2月15日測定

	CH4	CH5
$R_s$ ( $\Omega$ )	80	108
$R_{ct}$ ( $k\Omega$ )	64	31
CPE-T ( $\times 10^{-4}$ )	6.1	17
CPE-P	0.85	0.85

## 2) 腐食計測

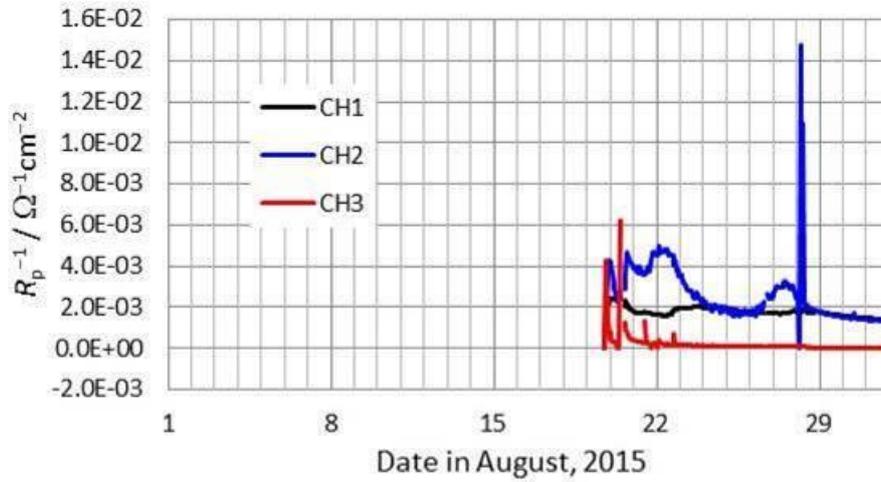
図 3.7.4-8 の等価回路で説明できるということは、高周波数のインピーダンスから  $R_s$  が決定でき、低周波数のインピーダンスから (電荷移動抵抗  $R_{ct}$  + 溶液抵抗  $R_s$ ) が決定できることを意味している。ここでは2点周波数のインピーダンスを連続測定することにより腐食の計測を試みた。 $R_s$  は溶液抵抗であるが、本測定ではベントナイト中への含水率に依存することになる。すなわち、 $R_s$  の小さな値ほど含水率が高いことを意味している。そこで、ここでは高周波数として 10kHz を

用い、溶液抵抗の計測を行った。一方、低周波数から得られる  $R_{ct}$  はその逆数が腐食速度の指標となることから、ここでは 10mH のインピーダンスを連続的に計測した。図 3.7.4-3~図 3.7.4-7 の EIS から分かるように、10mHz は  $R_{ct}$  を測定するには少々周波数が高すぎるが、測定時間の問題からここでは 10mHz を用いた。10mHz のインピーダンスを  $R_p$  として、この逆数  $R_p^{-1}$  を腐食速度の指標とした。

図 3.7.4-9~図 3.7.4-15 に、工学規模試験装置における炭素鋼の腐食計測結果を各月毎に示す。図中には工学規模試験装置での計測を第一回計測、小規模要素試験装置での計測を第二回計測と記載している。上図が腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$ )、下図が溶液抵抗 ( $R_s$ ) である。前述したように、Ch3 だけが大きな溶液抵抗  $R_s$  で小さな腐食速度 ( $R_p^{-1}$ ) を示している。これについてはプローブ電極を取り出すまでその原因については特定できない。Ch1 と Ch2 についてはそれほど大きな差異はない。小規模要素試験装置 (第二回計測) の月毎の結果を図 3.7.4-16~図 3.7.4-19 に示す。これらもほぼ同程度の  $R_s$  と  $R_p^{-1}$  となっている。

最後に、すべての計測結果をまとめたものが図 3.7.4-20 と図 3.7.4-21 である。図 3.7.4-20 が第一回の工学規模試験装置での計測結果、図 3.7.4-21 が第二回の小規模要素試験装置での計測結果である。図 3.7.4-20 を見ると、初期 200 時間で、腐食速度 ( $R_p^{-1}$ ) は時間とともに急激に減少し、その後、1,000 時間まで徐々に減少し、最終的にほぼ定常状態となる。初期の腐食速度の減少は腐食による酸素の消費によるものと考えられる。現時点では定常状態にあるが、すでに酸素との反応から水との反応に移行しているのか、あるいはある程度、酸素が供給されるパスがあり腐食が定常状態をとっているのかは判断することは難しい。前述した、腐食肉厚減少速度  $12\text{ }\mu\text{m/y}$  は水との反応速度としては少々大きいように思われる。今後、炭素鋼と水との反応速度を別の方法により明らかにすることが重要となる。図 3.7.4-20 からも溶液抵抗は数 100 時間で一定となり、その後、ほとんど変化しないことがわかる。小規模要素試験装置での計測 (図 3.7.4-21) でも、初期 1,000 時間程度まで腐食速度の減少は観察されているが、その後、1,000 時間を過ぎると両プローブともに時間とともに腐食速度は上昇している。溶液抵抗はそれほど大きな変化がないこと (800~1,000 時間で不規則な変化はあるが)、両プローブが同時に上昇していることから、プローブ自体に不具合が生じたとは考えにくく、また、溶液抵抗の変化がないことから含水率が変化したことも考えにくい。恐らく、何らかの原因で酸素が入るパスができ腐食速度が増加した可能性がある。

大洗第1回モニタリング(2015年8月) 腐食速度



大洗第1回モニタリング(2015年8月)溶液抵抗

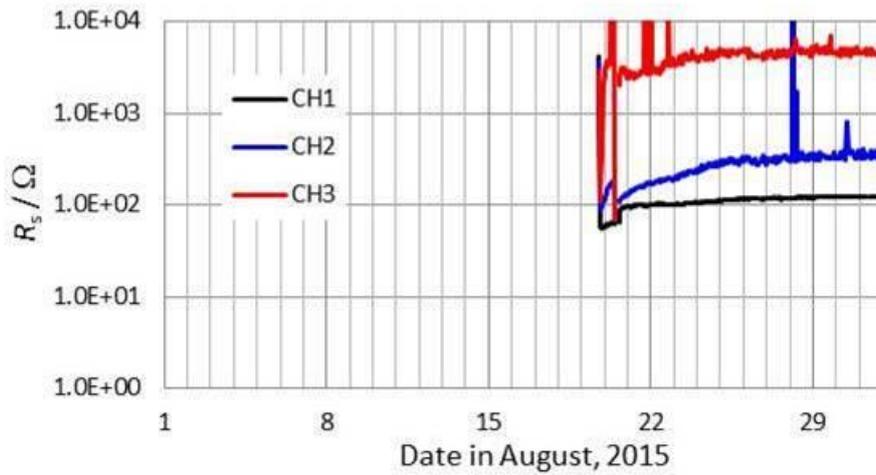
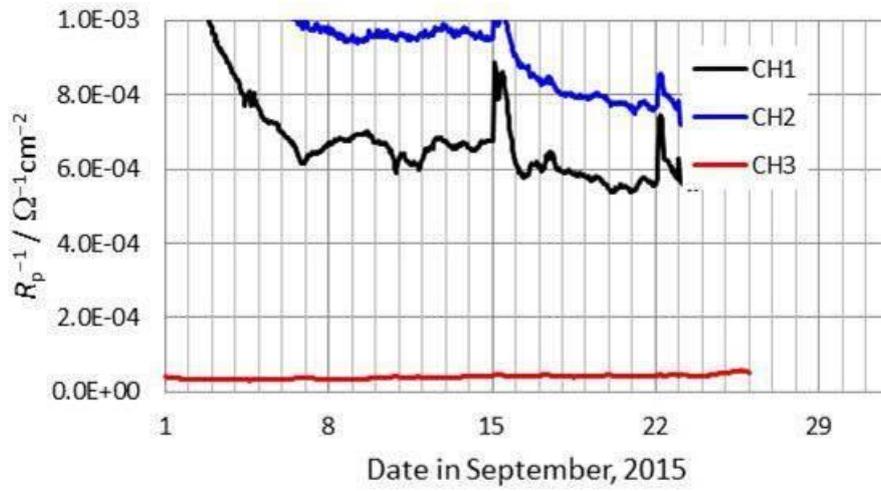


図 3.7.4-9 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 2015年8月)  
 上図: 腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$ : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図: 溶液抵抗 ( $R_s$ : 10kHz のインピーダンス)

大洗第1回モニタリング(2015年9月) 腐食速度



大洗第1回モニタリング(2015年9月)溶液抵抗

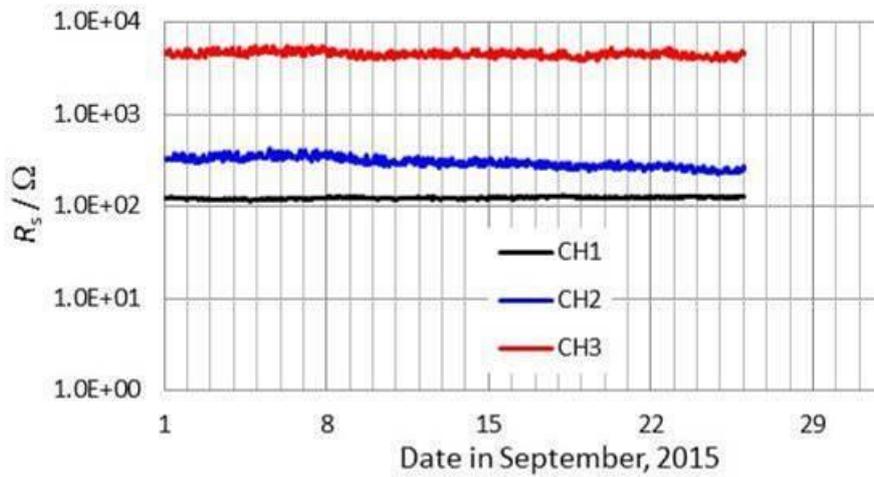


図 3.7.4-10 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 2015年9月)  
 上図：腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$  : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図：溶液抵抗 ( $R_s$  : 10kHz のインピーダンス)

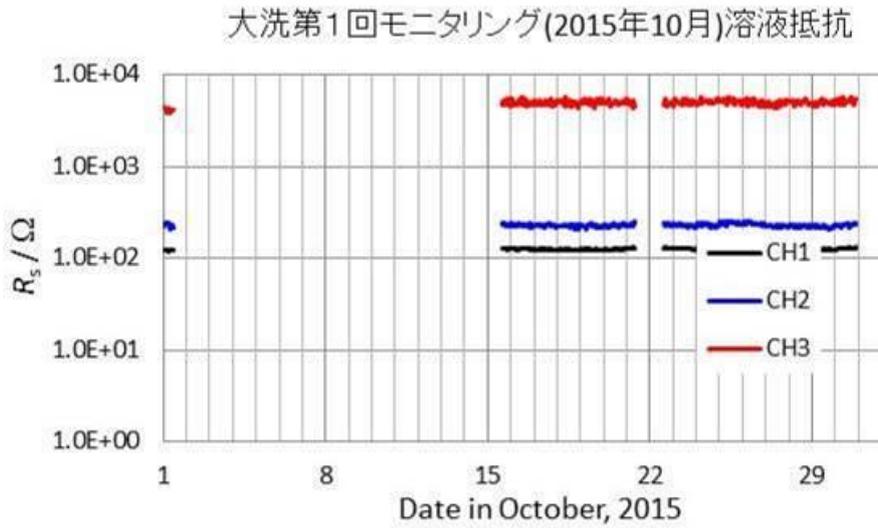
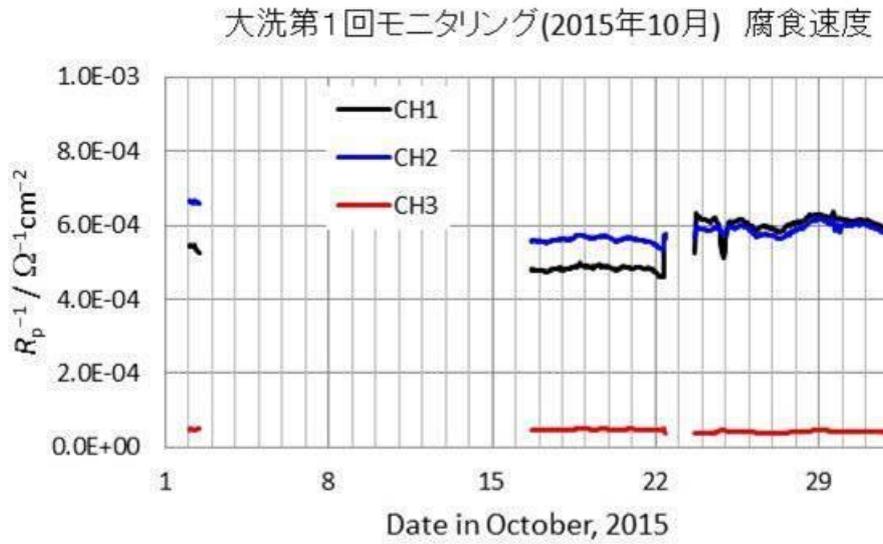
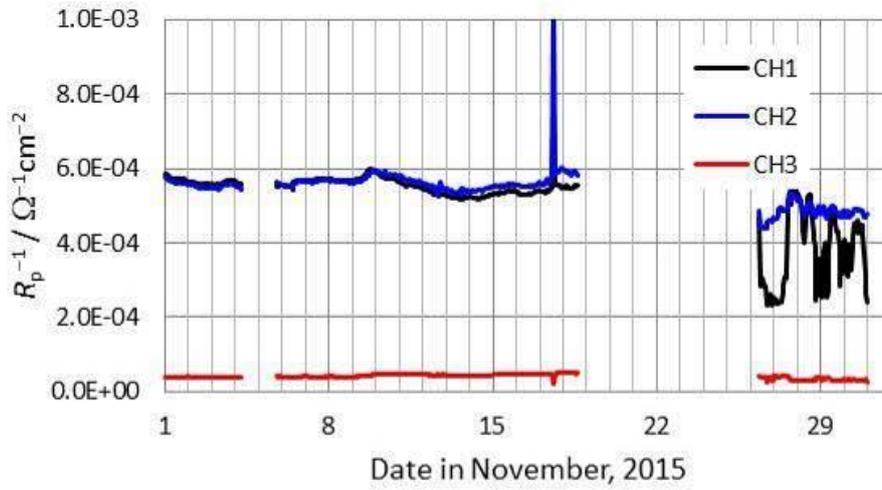


図 3.7.4-11 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 2015年10月)  
 上図: 腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$ : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図: 溶液抵抗 ( $R_s$ : 10kHz のインピーダンス)

大洗第1回モニタリング(2015年11月) 腐食速度



大洗第1回モニタリング(2015年11月)溶液抵抗

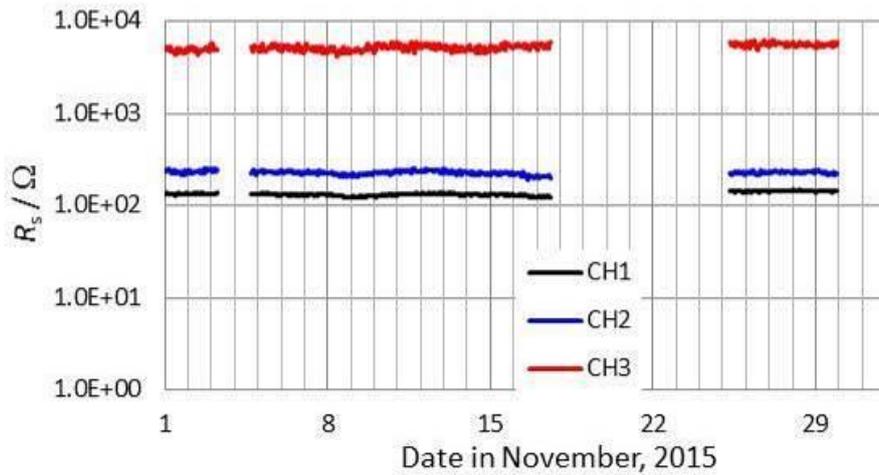
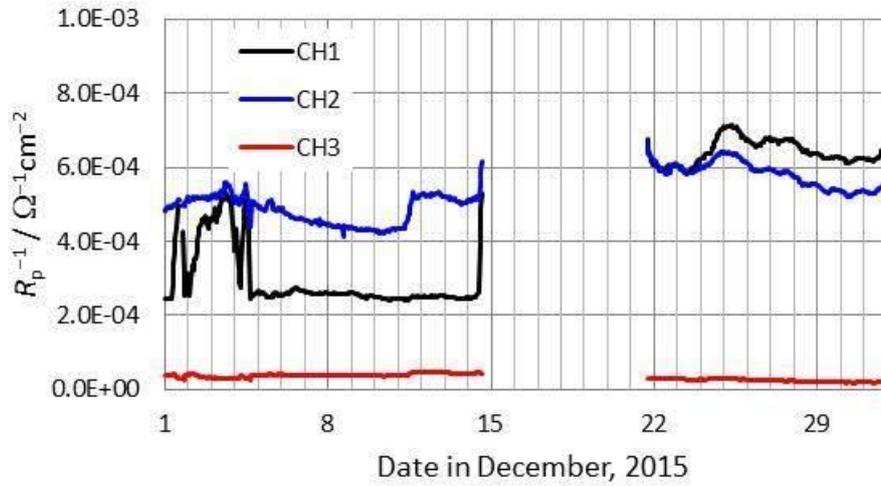


図 3.7.4-12 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 2015年11月)  
上図: 腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$ : 10mHz のインピーダンスの逆数)

下図: 溶液抵抗 ( $R_s$ : 10kHz のインピーダンス)

大洗第1回モニタリング(2015年12月) 腐食速度



大洗第1回モニタリング(2015年12月)溶液抵抗

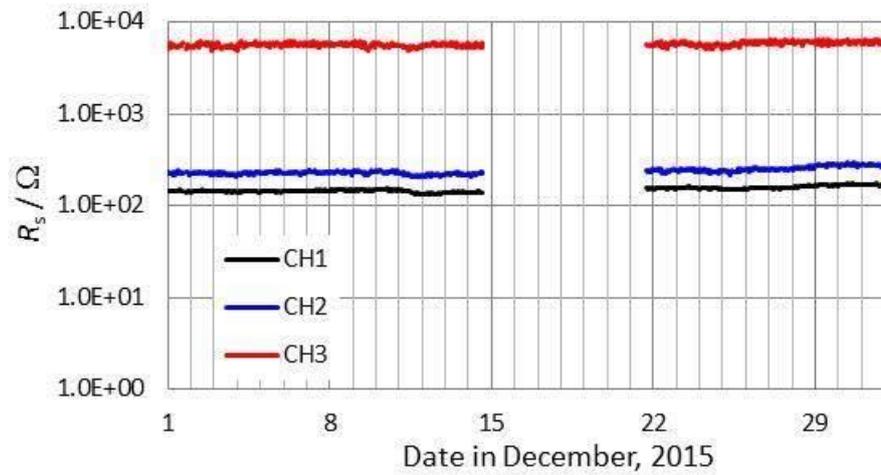


図 3.7.4-13 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 2015年12月)  
上図: 腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$ : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
下図: 溶液抵抗 ( $R_s$ : 10kHz のインピーダンス)

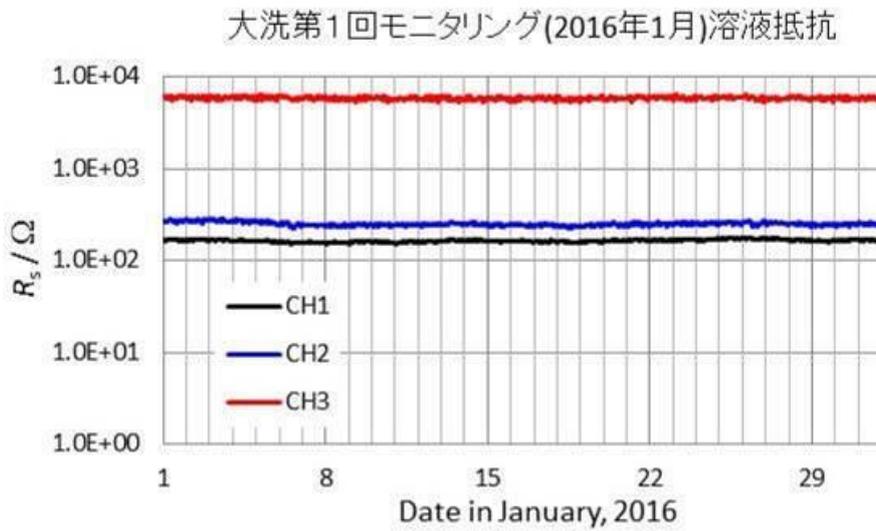
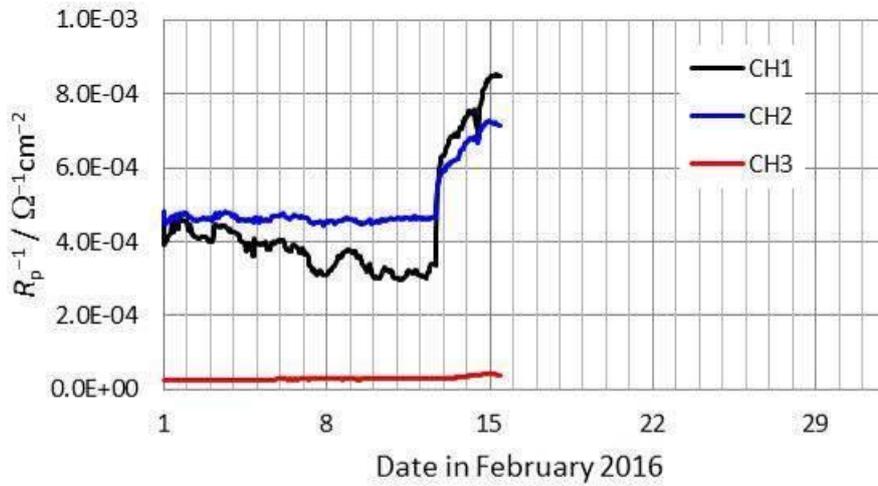


図 3.7.4-14 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 2016年1月)  
 上図：腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$  : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図：溶液抵抗 ( $R_s$  : 10kHz のインピーダンス)

大洗第1回モニタリング(2016年2月) 腐食速度



大洗第1回モニタリング(2016年2月)溶液抵抗

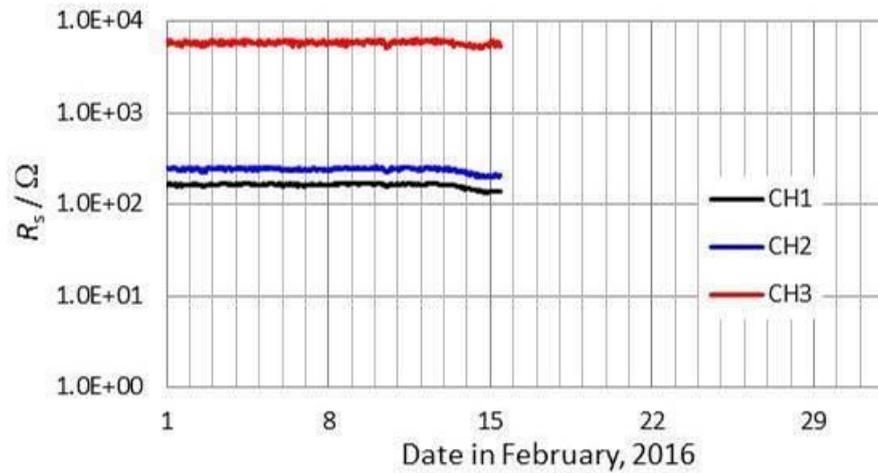
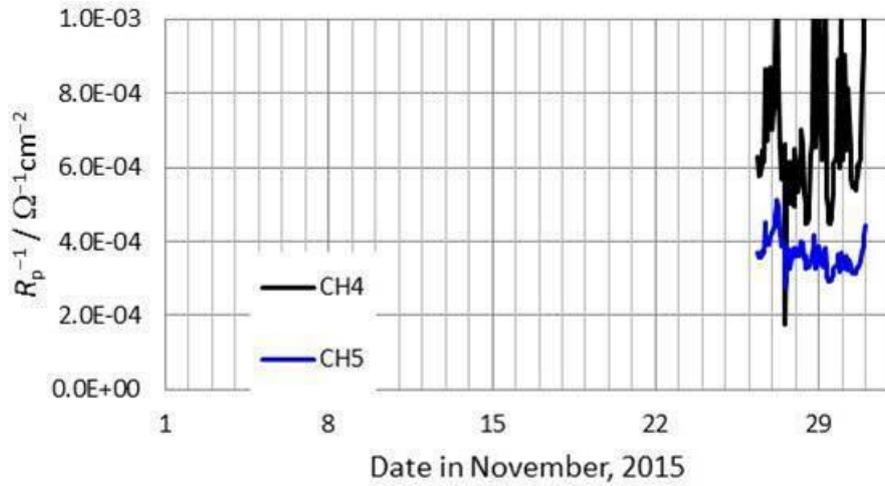


図 3.7.4-15 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 2016年2月)  
 上図：腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$  : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図：溶液抵抗 ( $R_s$  : 10kHz のインピーダンス)

大洗第2回モニタリング(2015年11月) 腐食速度



大洗第2回モニタリング(2015年11月)溶液抵抗

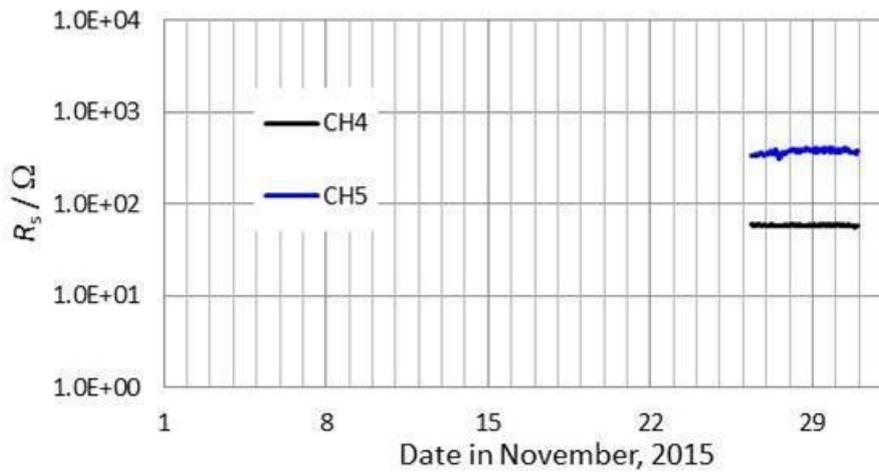
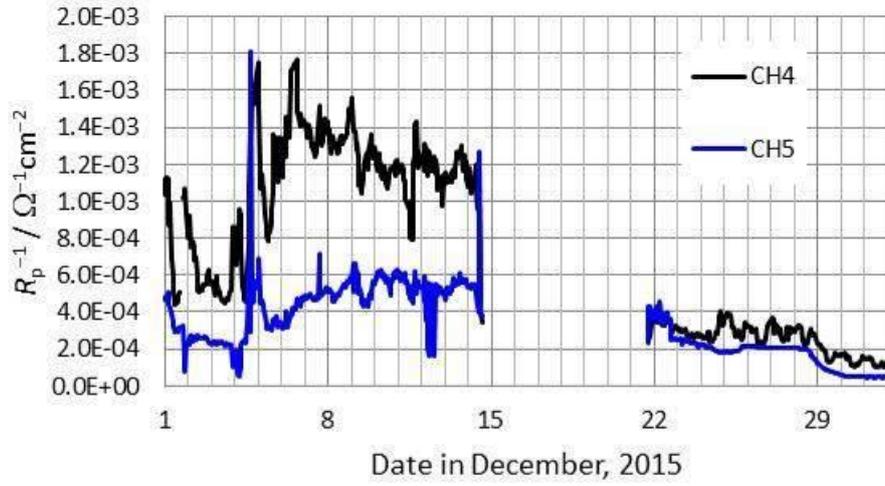


図 3.7.4-16 炭素鋼の腐食計測結果 (第2回目 2015年11月)  
 上図: 腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$ : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図: 溶液抵抗 ( $R_s$ : 10kHz のインピーダンス)

大洗第2回モニタリング(2015年12月) 腐食速度



大洗第2回モニタリング(2015年12月)溶液抵抗

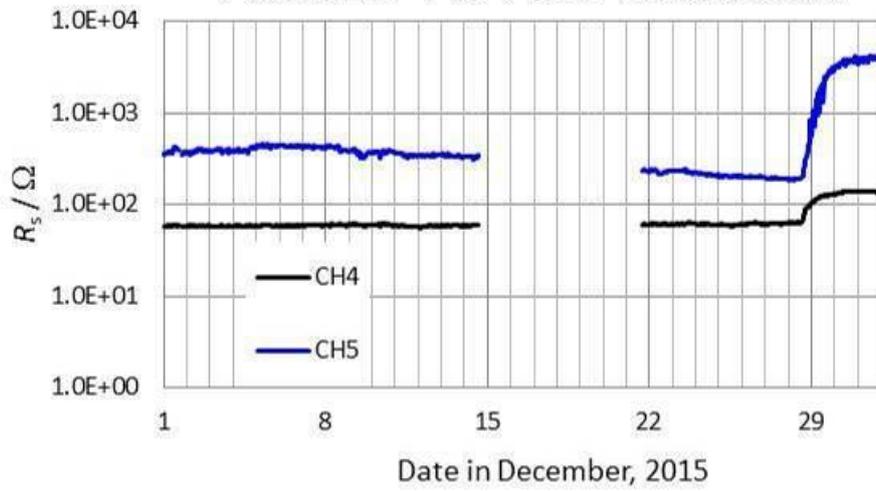
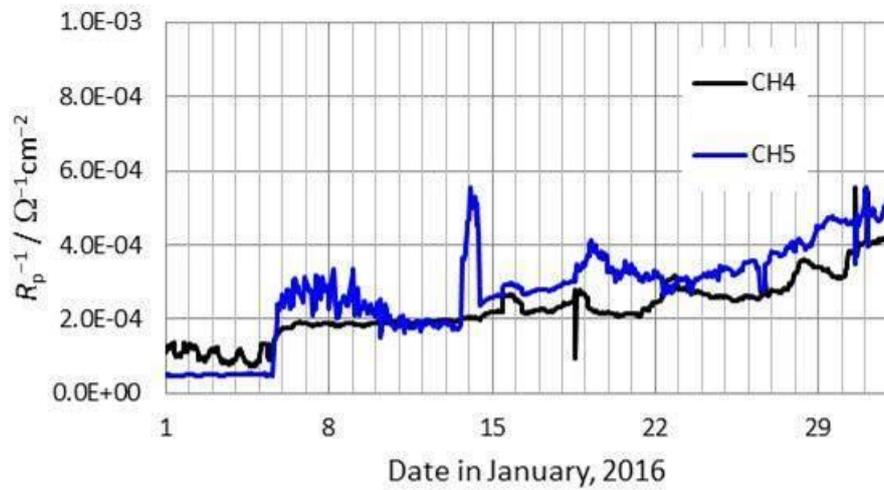


図 3.7.4-17 炭素鋼の腐食計測結果 (第2回目 2015年12月)  
 上図: 腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$ : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図: 溶液抵抗 ( $R_s$ : 10kHz のインピーダンス)

大洗第2回モニタリング(2016年1月) 腐食速度



大洗第2回モニタリング(2016年1月)溶液抵抗

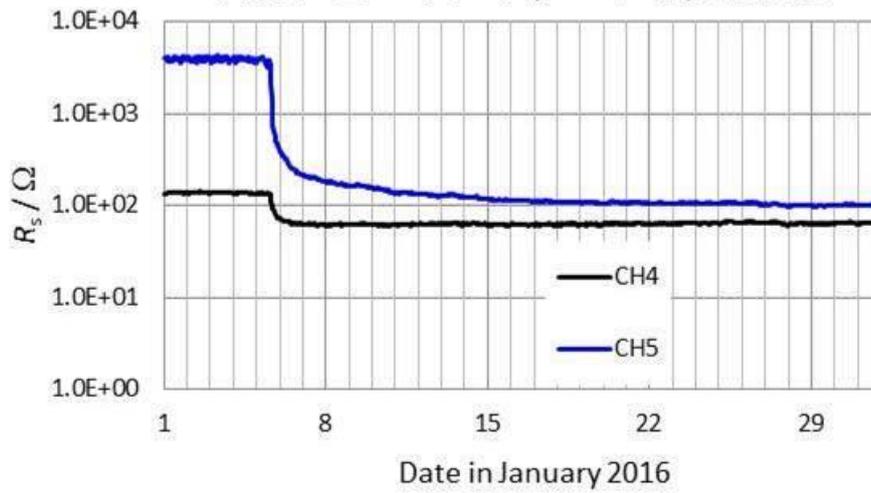
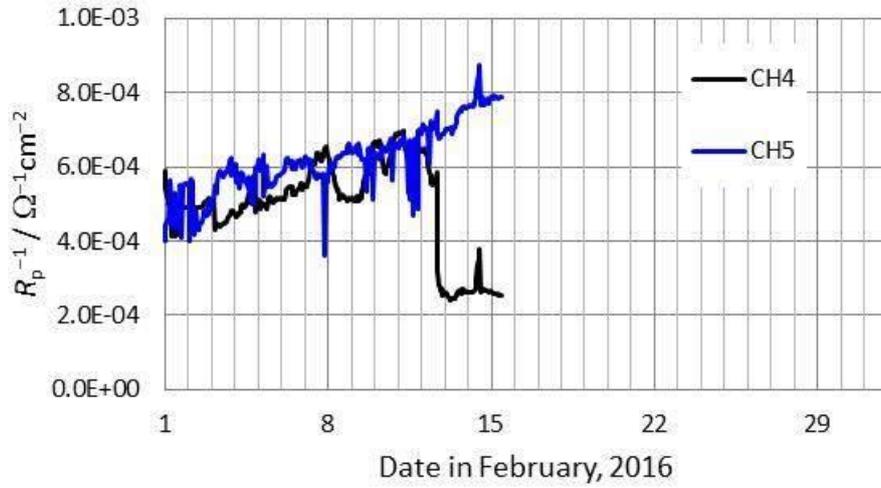


図 3.7.4-18 炭素鋼の腐食計測結果 (第2回目 2016年1月)  
 上図：腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$  : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図：溶液抵抗 ( $R_s$  : 10kHz のインピーダンス)

大洗第2回モニタリング(2016年2月) 腐食速度



大洗第2回モニタリング(2016年2月)溶液抵抗

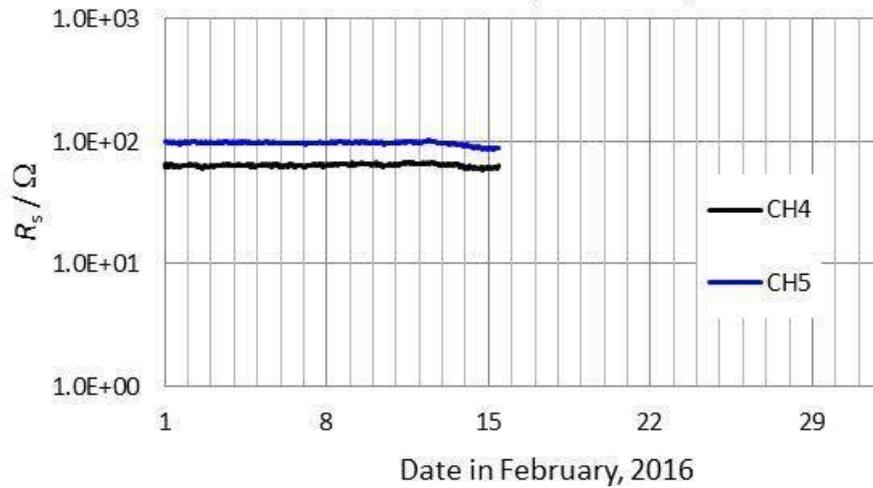
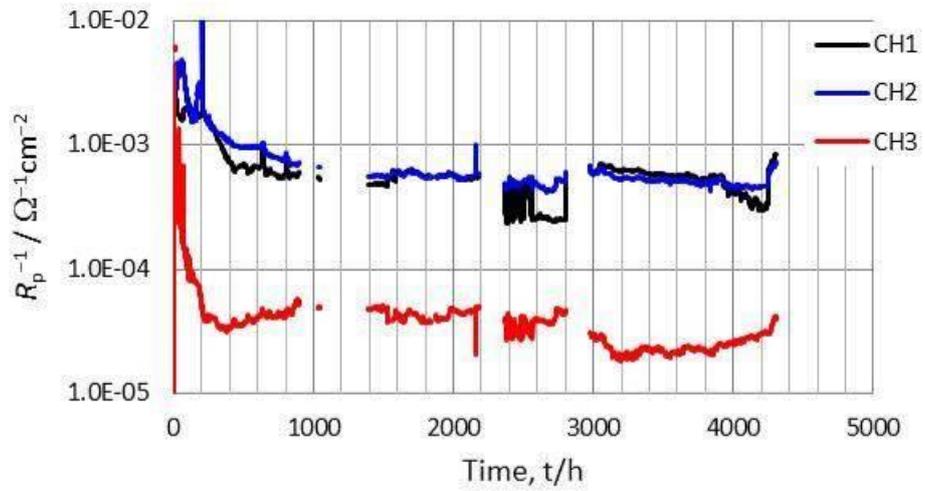


図 3.7.4-19 炭素鋼の腐食計測結果 (第 2 回目 2016 年 2 月)  
 上図：腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$  : 10mHz のインピーダンスの逆数)  
 下図：溶液抵抗 ( $R_s$  : 10kHz のインピーダンス)

大洗第1回モニタリング腐食速度



大洗第1回モニタリング溶液抵抗

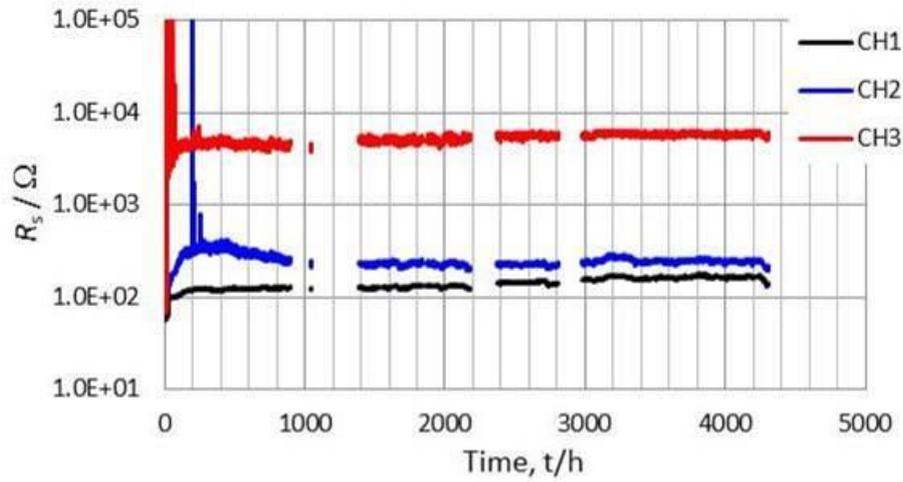
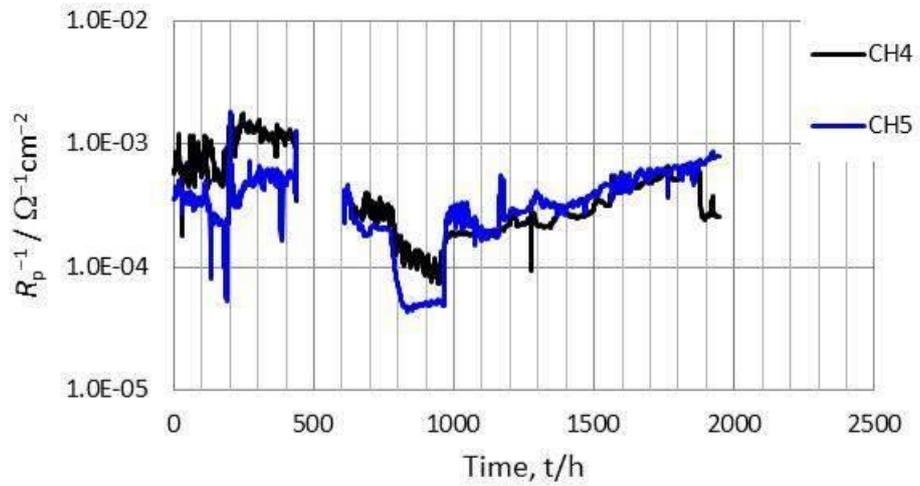


図 3.7.4-20 炭素鋼の腐食計測結果 (第1回目 全体)

上図：腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$  : 10mHz のインピーダンスの逆数)

下図：溶液抵抗 ( $R_s$  : 10kHz のインピーダンス)

大洗第2回モニタリング腐食速度



大洗第2回モニタリング溶液抵抗

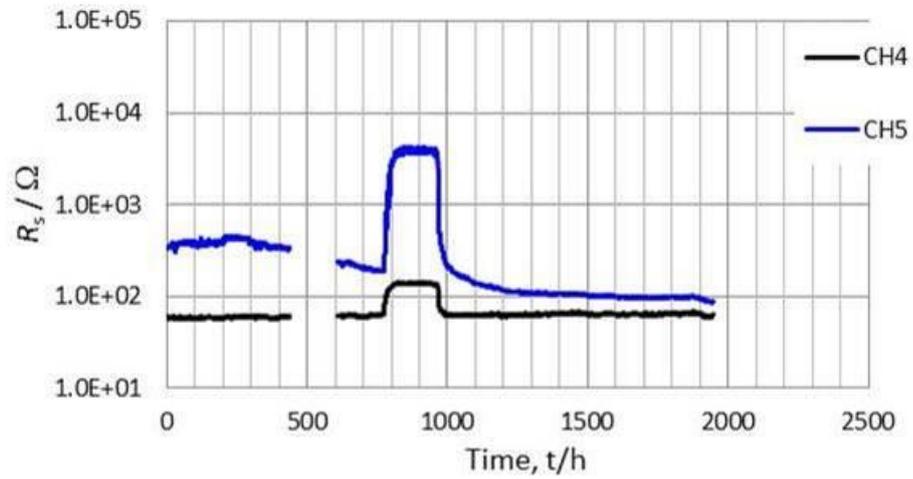


図 3.7.4-21 炭素鋼の腐食計測結果 (第2回目 全体)

上図：腐食速度の指標 ( $R_p^{-1}$  : 10mHz のインピーダンスの逆数)

下図：溶液抵抗 ( $R_s$  : 10kHz のインピーダンス)

### 3.8 まとめ

工学規模試験、小規模要素試験、地上ラボ試験、腐食計測技術の適用性について検討を行った。

工学規模試験は平成 26 年度に引き続き、複雑系でのオーバーパック溶接部の腐食健全性を検討した。本年度は複雑系における溶接部の耐食性を評価するための工学規模試験のうち、幌延 URL での試験を継続して実施するとともに地上施設での試験を開始した。

幌延 URL での試験では、ガラス固化体からの発熱を想定したオーバーパックの表面温度の 80°C の状態を再現するために、模擬オーバーパック内部へのヒーター設備の設置を行い、入熱を開始した。また、現地の環境状況（ガス発生等）を考慮して試験装置の一部を改造した。具体的には試験系内部に気体が蓄積しないように上蓋を改造、3 箇所のベントを取り付けた。

腐食速度を計測するために設置した 3 電極センサーと ACM センサーから想定される腐食速度は、約 0.2mm/y となった。今後は流入する地下水の溶存酸素濃度を計測し、その物質収支を確認する必要がある。

地上施設での工学規模試験では幌延 URL での試験を補完するための地上での工学規模試験装置を組立、実験を実施した。また、測定方法や基準電極の耐久性を調査する腐食計測技術検証試験、工学規模試験で使用する模擬オーバーパック溶接試験体と同様の試験体を用いた。

腐食速度を測定するために設置した 3 電極センサー、ACM センサー、交流インピーダンスセンサーから求めた腐食速度は 3 つのセンサーの初期の腐食速度は概ね 0.2mm/y 程度となり、その後、腐食速度に差が生じている。これらの挙動については、今後、さらに引き続いて計測を行い、傾向を把握する必要がある。

小規模要素試験として経時変化確認試験と不均質条件試験を実施した。小規模要素試験のための試験装置の設計を実施し、別途業務でそれらの製作及び組立を行い、製作された装置を用いた試験を実施した。これらの試験を継続して実施し、工学規模試験の試験期間中の腐食状況を想定、腐食挙動の評価に資するデータを継続的に蓄積している。また地上ラボ試験として 3 電極式腐食センサーの性能確認試験を実施した。

腐食計測技術の適用性として in-situ な腐食計測が実施可能な腐食計測技術について、地層処分事業への適用性の調査を実施した。具体的には腐食レジストリー法、直流電位差法、インピーダンス(EIS)法である。

### 第3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次とりまとめ 分冊2 地層処分の工学技術, 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 16 年度 地層処分技術調査等 バリア機能総合調査－人工バリア特性体系化調査－報告書 (2005).
- [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 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).
- [6] 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).
- [7] 核燃料サイクル開発機構：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 (2003).
- [8] 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 人工バリア品質評価技術の開発 報告書(1/2) (2013).
- [9] 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 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－報告書(1/2) (2010).
- [10] 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 22 年度 人工バリア品質評価技術の開発報告書(1/2)
- [11] 小田治恵、柴田雅博、油井三和：JNC TN8400 99-078、1999.
- [12] 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 人工バリア品質評価技術の開発 報告書(1/2) (2009)
- [13] 松山晋作：遅れ破壊、日刊工業新聞社 (1989).
- [14] 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－報告書 (2008).
- [15] 谷口直樹、甲川憲隆、前田一人、幌延地下水環境における炭素鋼腐食挙動の予察的検討、JAEA-Research 2006-051 (2006).
- [16] 例えば、加藤、兵藤、高尾、竹ヶ原、池田：閉鎖指標に関わる定置品質の検討 (3)建設、操業、閉鎖における定置品質の摂動抽出、原子力学会 2008 年秋の大会 (2008).
- [17] 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 (2006).
- [18] 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 25 年度 原子力発電施設広聴・広報等事業地層処分実規模設備整備事業 報告書 (2014).
- [19] 久野義夫、笹本広、地下水中のコロイドの特性評価に及ぼす水質擾乱影響の予察的検討、

- JAEA-Research 2008-016 (2008).
- [20] 磯貝武司、笹本広：幌延地下水を用いたベントナイトー地下水反応試験；バッチ試験の結果とモデル化、JAEA-Research 2009-059 (2009).
- [21] 例えば、日本防食工業製、CP チェッカー  
(<http://www.nitibo.co.jp/sale/monitorkit.html#02>) .
- [22] G. Nakayama, M. Akashi: Electrochemical Society Proceedings, Volume97-26, p.45, ECS (1997).
- [23] 中山元：水中に設置されたステンレス鋼製溶接構造物の腐食モニタリング、第 54 回材料と環境討論会講演予講集、A307、腐食防食協会 (2007).
- [24] 例えば、ナカボーテック製、照合電極  
(<http://www.nakabohtec.co.jp/products/deni.html>).
- [25] 日本工業標準調査会：JIS G0580-2003 ステンレス鋼の電気化学的再活性化率の測定方法 (2003).
- [26] 埋設式照合電極、特開平 7-174727.
- [27] 腐食防食協会編：材料環境学入門、丸善、p.33 (1993).
- [28] 日本材料学会 腐食防食部門委員会編：実験で学ぶ腐食防食の理論と応用、p.364、晃洋書房 (1999).
- [29] 中山元、松川徹、横山弘善、千葉幸憲、玉田明宏、坂本秀樹、高橋和夫、田中和嗣、辻川茂男：第 48 回材料と環境討論会講演予講集、C-109、腐食防食協会 (2001).
- [30] 明石正恒：海水中におけるステンレス鋼の腐食電位、防食技術、Vol.32、No.4 (1983).
- [31] 腐食防食協会編：材料環境学入門、p.264、丸善 (1993).
- [32] 樽林光一、中山元：CO<sub>2</sub>吸収アミン環境下における炭素鋼の腐食モニタリング、材料と環境 2012 講演予稿集、p.135、腐食防食学会 (2012).
- [33] G. Nakayama, Y. Sakakibara, T. Kouketsu: Evaluation of the corrosion behavior of carbon steels under buried conditions, Proceedings of EUROCORR2014, No.7176, EFC (2014).
- [34] 例えば、安住和久：材料と環境 2008 講演予稿集、B-309、腐食防食協会 (2008).
- [35] 核燃料サイクル開発機構：我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－総論レポート、JNC-TN1400-99-020 (1999).

## 第4章 溶接部の限界き裂寸法

### 4.1 背景および目的

平成 24 年度までに、オーバーパックの製作・施工性に関する検討を実施し、溶接封入技術や非破壊検査技術の適用性を示すとともに、溶接部の腐食評価および封入技術として溶接手法の妥当性を示した[1]。平成 26 年度は、落とし蓋形状のオーバーパックを対象として、超音波探傷試験で定量すべき欠陥寸法および許容される脆化量を把握することを目的として、溶接欠陥を応力状態の最も厳しくなるき裂とみなし、有限要素解析によりオーバーパックが破壊しない溶接深さおよび限界き裂寸法を求めた[2]。

本章では、平成 24 年度までに実施した平蓋形状のオーバーパックの溶接施工試験の施工条件、および落とし蓋形状のオーバーパックの溶接残留応力低減効果の解析手法に準拠し、平蓋形状のオーバーパックを対象として、溶接残留応力低減後の応力を解析で求め、さらに、平成 26 年度の落とし蓋形状のオーバーパックを対象とした限界き裂寸法の解析手法に準拠し、平蓋形状のオーバーパックが破壊しない溶接深さおよび限界き裂寸法を求めることを目的とする。

#### 4.2 平成 26 年度までの実施概要

炭素鋼製オーバーパックの落し蓋構造を対象として、有限要素解析により溶接部にモデル化したき裂先端の応力拡大係数を算出し、溶接部の限界き裂寸法を調べた。オーバーパックに作用する負荷としては、外圧（軸方向、径方向にそれぞれ 10.7 MPa）と溶接部残留応力を想定した。オーバーパックの板厚は、強度層の 110 mm とし、溶接部のき裂は半楕円の開口き裂（最大で板厚の半分の深さのき裂）とした。その結果、外圧による応力拡大係数の変化は相対的に小さく、き裂を起点とする破損は残留応力が存在する場合に生じる可能性があることがわかった。

現状では、き裂が存在する場合の破壊抵抗値である破壊靱性値が、放射線の照射や水素吸収による脆化によりどの程度低下するか予測できないため、限界き裂寸法と許容残留応力の関係を破壊靱性値毎に求めて、図に整理した。

### 4.3 平成 27 年度の検討手順

図 3.7.4-1 に平蓋形状のオーバーパック溶接部の限界き裂寸法に関する検討手順を示す。残留応力に関しては、平蓋形状オーバーパックに対する溶接で発生する溶接部残留応力を解析により求め、この溶接残留応力を初期条件とした溶接残留応力低減解析を実施する。一方、限界き裂寸法については、溶接深さに関する解析および限界き裂寸法に関する解析を実施し、許容残留応力との関係を整理する。ここでは、溶接残留応力低減に関する解析で得られた値も考慮した検討を実施する。

平蓋形状のオーバーパックの溶接部の欠陥の評価方法としては、次に示す残留応力評価手法、限界き裂寸法の解析手法である落し蓋形状のオーバーパックで実施した手法とする。

- ① 落し蓋形状のオーバーパックで実施した溶接部残留応力解析や溶接部残留応力低減効果の解析の手順、方法や条件設定について、これまでの報告書に準拠する。
- ② 落し蓋形状のオーバーパックを対象としたオーバーパックが破壊しない溶接深さおよび限界き裂寸法の解析手法について、これまでの報告書に準拠する。

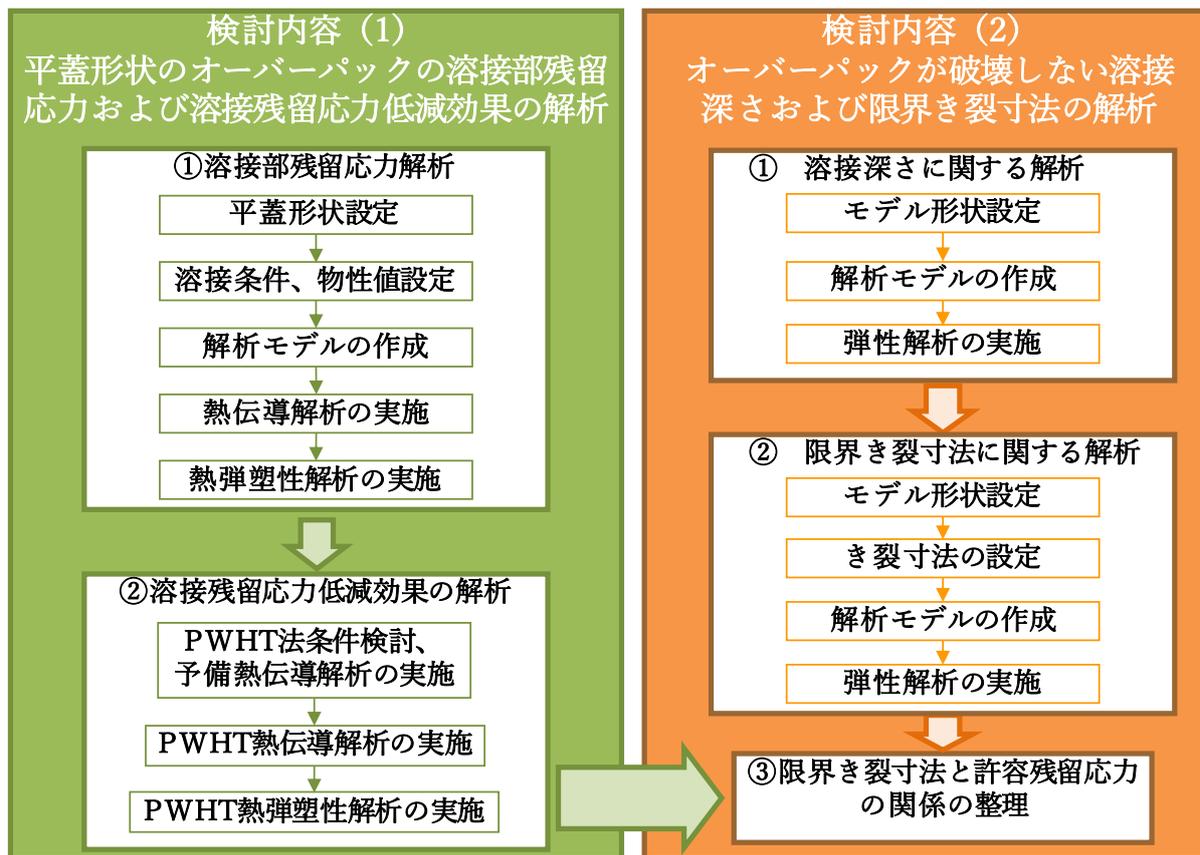


図 3.7.4-1 溶接部の限界き裂寸法（平蓋形状）に関する検討手順

#### 4.4 平蓋形状のオーバーパックの溶接部の残留応力解析

平成 24 年度までに実施した平蓋形状のオーバーパックの溶接施工試験の施工条件[3]、および落し蓋形状のオーバーパックの溶接残留応力低減効果の解析手法[4][5][6]に準拠し、平蓋形状のオーバーパックを対象として、溶接残留応力および残留応力低減後の応力を求める。

残留応力解析および残留応力低減後の応力解析では、解析コードとして **Abaqus** を用い、また残留応力低減手法は **PWHT** (Post Welding Heat Treatment) 法とした。

##### 4.4.1 溶接部残留応力の解析

###### (1) 解析条件

###### 1) 平蓋オーバーパック形状

解析対象となる平蓋オーバーパックとしては、平成 17 年度報告書[7]で示された図 4.4.1-1 に示す形状・寸法を基本とし、本形状・寸法に基づき解析モデルを作成する。また、オーバーパックに封入されているガラス固化体の制限温度を考慮して解析を実施する。

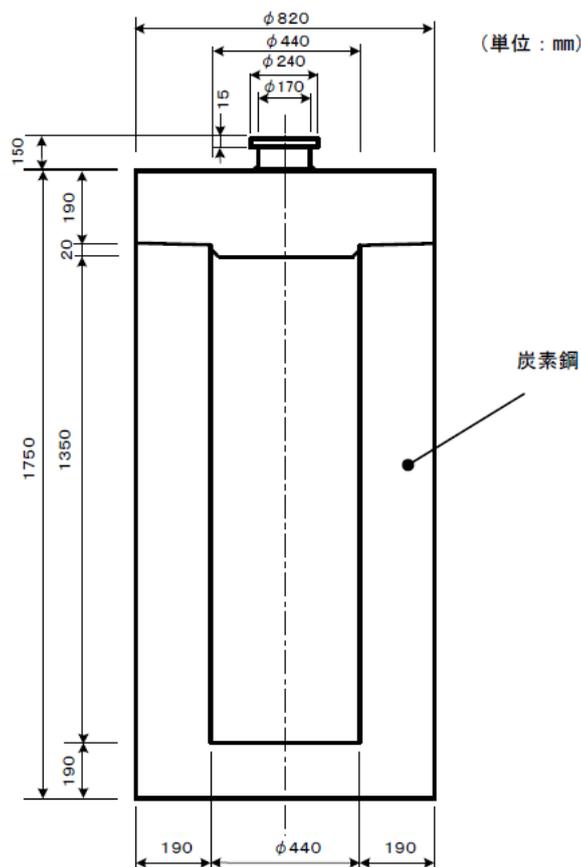


図 4.4.1-1 平蓋形状のオーバーパック概念図[7]

###### 2) 平蓋オーバーパックの溶接条件

溶接施工条件と積層概念を図 4.4.1-2 に示す。平成 14 年度の溶接試験で実施した開先深さ 190mm の施工条件[3]を基本とした。

- ・溶接方法 : SEDAR・TIG 溶接
- ・材質 : SF340A
- ・溶材 : TGS-50
- ・開先形状 : 深さ 190mm、5R、4 度
- ・溶接施工条件 : 図 4.4.1-2 参照
- ・層数 : 38 層 54 パス (1～23 層で 1 層 1 パス、24～37 層で 1 層 2 パス、38 層目で 52～54 パス化粧盛り)

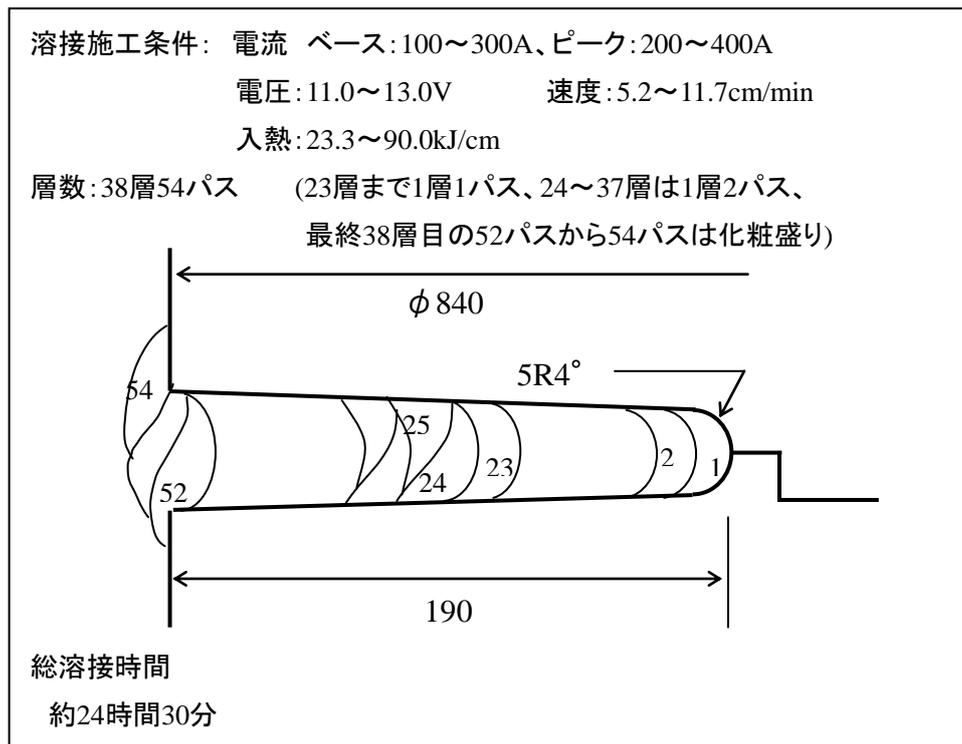


図 4.4.1-2 溶接深さ 190mm 溶接施工条件および積層図[3]

## (2) 溶接部残留応力計算

### 1) 解析手順

平成 21 年度人工バリア品質評価技術の開発(1/2)[4]で実施した解析手順と物性値に準拠した応力解析を実施する。

実施する解析手順を次に示す。

#### ① ガラス固化体の発熱を考慮したオーバーパックの初期温度解析

- ・ガラス固化体の発熱量 (3.67 kJ/s・m<sup>3</sup>) を考慮し、定常熱伝導解析で初期温度分布を算出
- ・ガラス固化体とオーバーパック間の空気層をモデル化し、熱授受を考慮
- ・解析に用いる空気の熱物性値および熱境界条件は表 4.4.1-1 に準拠

#### ② ガラス固化体の発熱と溶接施工条件を考慮した温度解析

- ・図 4.4.1-2 に示す溶接施工条件を模擬した非定常熱伝導解析の実施

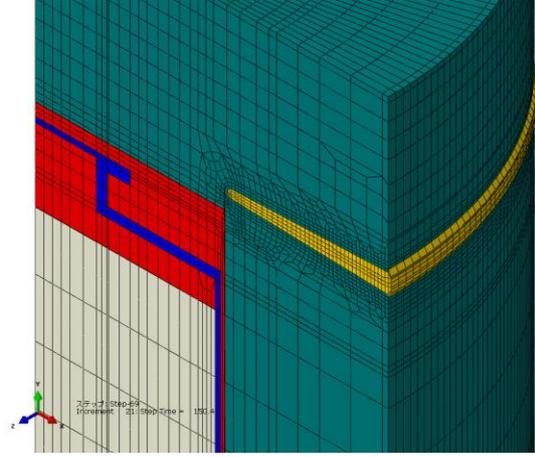
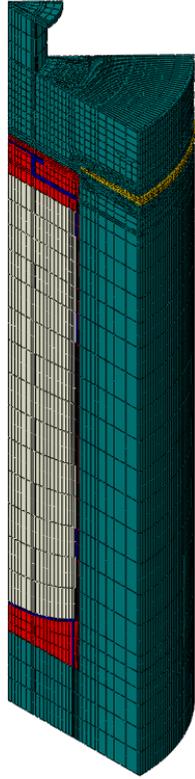
- ・積層手順は図 4.4.1-2 に示す積層図を模擬
  - ・溶接は中断せず、初層から最終層まで一気に溶接
- ③ ②の温度解析結果を用いた溶接残留応力解析
- ・積層時のアニールの効果を考慮  
(850°C以上になる領域の塑性ひずみをゼロにする)
  - ・解析に用いるオーバーパックの機械的特性値は、平成 19 年度の蓋部模擬溶接試験体の残留応力解析[8]に用いた値を使用した。

表 4.4.1-1 解析に用いた空気の物性値および熱境界条件[4]

項目	単位	ガラス		キャニスター内 上部空気層		キャニスター (SUS)		キャニスター/OP間 空気層		OP (SF340A)		OP外側	空気層
		温度 (°C)	値	温度 (°C)	値	温度 (°C)	値	温度 (°C)	値	温度 (°C)	値	温度 (°C)	値
輻射率	-	-	0.9	-	-	-	0.45	-	-	-	0.56	-	-
熱伝導率	kW/m・K	26.85	1.10E-03	26.85	2.61E-05	26.85	1.60E-02	26.85	2.61E-05	20.00	4.98E-02	-	-
		126.85	1.24E-03	126.85	3.31E-05	126.85	1.65E-02	126.85	3.31E-05	100.00	4.96E-02	-	-
		226.85	1.37E-03	226.85	3.95E-05	326.85	1.90E-02	226.85	3.95E-05	200.00	4.84E-02	-	-
		326.85	1.49E-03	326.85	4.56E-05	526.85	2.25E-02	326.85	4.56E-05	400.00	4.32E-02	-	-
		-	-	426.85	5.13E-05	726.85	2.57E-02	426.85	5.13E-05	600.00	3.86E-02	-	-
		-	-	526.85	5.69E-05	-	-	526.85	5.69E-05	800.00	3.24E-02	-	-
熱伝達率	kJ/s・m <sup>2</sup> ・K	-	-	-	1.00E+02	-	-	-	1.00E+02	-	-	26.85	2.73E-03
		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	126.85	6.63E-03
		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	226.85	7.88E-03
		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	326.85	8.65E-03
		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	426.85	9.08E-03
		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	526.85	9.40E-03
比熱	kJ/kg・K	26.85	0.73	26.85	1.007	26.85	0.499	26.85	1.007	20.00	0.463	-	-
		126.85	0.89	126.85	1.015	126.85	0.511	126.85	1.015	100.00	0.479	-	-
		226.85	1.02	226.85	1.031	326.85	0.556	226.85	1.031	200.00	0.504	-	-
		326.85	1.12	326.85	1.052	526.85	0.62	326.85	1.052	300.00	0.538	-	-
		-	-	426.85	1.076	726.85	0.644	426.85	1.076	400.00	0.584	-	-
		-	-	526.85	1.099	-	-	526.85	1.099	500.00	0.638	-	-
		-	-	-	-	-	-	-	-	600.00	0.713	-	-
		-	-	-	-	-	-	-	-	700.00	0.875	-	-
		-	-	-	-	-	-	-	-	730.00	0.964	-	-
		-	-	-	-	-	-	-	-	735.00	2.117	-	-
		-	-	-	-	-	-	-	-	765.00	0.975	-	-
		-	-	-	-	-	-	-	-	800.00	0.9	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	900.00	0.653	-	-		
-	-	-	-	-	-	-	-	1400.00	0.653	-	-		
発熱量	kJ/s・m <sup>3</sup>	-	3.67	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
密度	kg/m <sup>3</sup>	20.00	2.23E+03	26.85	1.176	26.85	7.92E+03	26.85	1.176	20.00	7.84E+03	-	-
		-	-	126.85	0.882	126.85	7.89E+03	126.85	0.882	-	-	-	-
		-	-	226.85	0.705	326.85	7.81E+03	226.85	0.705	-	-	-	-
		-	-	326.85	0.589	526.85	7.73E+03	326.85	0.589	-	-	-	-
		-	-	426.85	0.504	726.85	7.64E+03	426.85	0.504	-	-	-	-
		-	-	526.85	0.441	-	-	526.85	0.441	-	-	-	-

## 2) 解析モデル

解析モデルは、平成 21 年度人工バリア品質評価技術の開発 (1/2) [4]で示された落し蓋形状オーバーパックのモデルを参考として、温度解析は 45 度モデル、応力解析は中間の 30 度分を使用したモデルとした。図 4.4.1-3 に、平蓋オーバーパックの解析モデルを示す。また、参考として落し蓋形状オーバーパックの解析モデルを図 4.4.1-4 に示す。

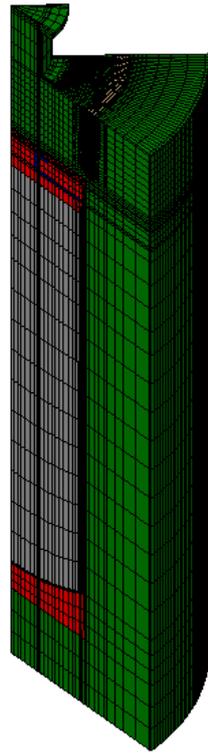


- 温度解析は 45 度モデル（上図）
- 応力解析は中間の 30 度分を使用

(a) モデル全体

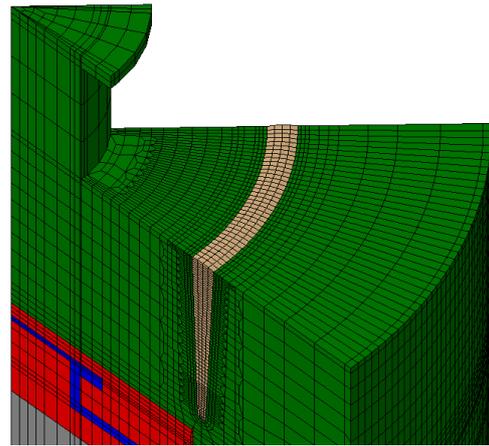
(b) 溶接部近傍拡大図

図 4.4.1-3 平蓋オーバーパック解析モデル要素分割図

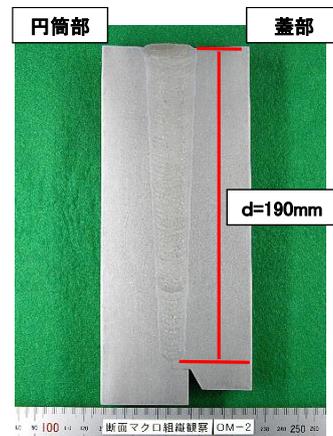


- ・ 温度解析は 45 度モデル（上図）
- ・ 応力解析は中間の 30 度分を使用

(a) モデル全体



(b) 溶接部近傍拡大図



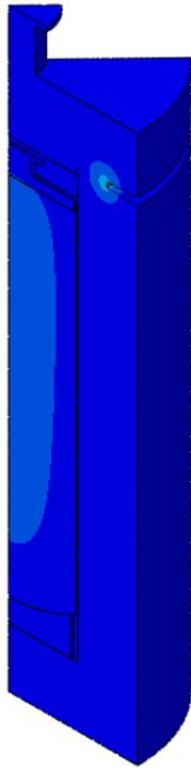
(c) オーバーパック溶接部断面

図 4.4.1-4 落とし蓋形状オーバーパック解析モデル要素分割図[4]

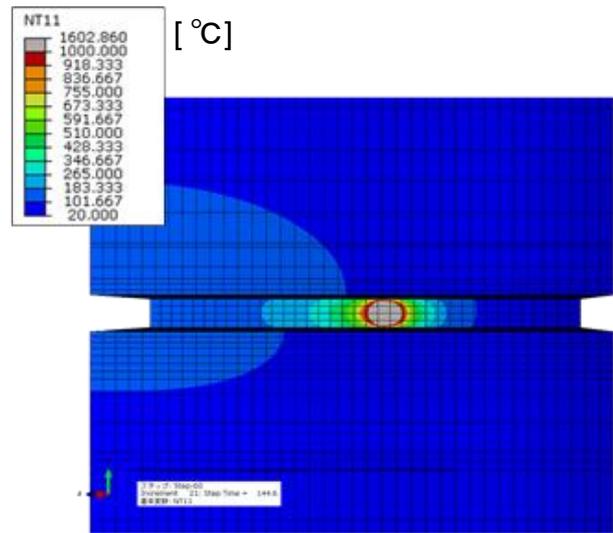
### (3) 解析結果

溶接施工条件を模擬した熱伝導解析結果のうち、20 パス目の溶接を行っている時の温度コンタ図を図 4.4.1-5 に示す。図に示すように、熱伝導解析においては溶接熱源の移動を考慮し、非定常解析により温度時刻歴を計算した。

応力解析は、熱伝導解析で求めた温度の時刻歴データを用いて、熱弾塑性解析により溶接残留応力を計算した。応力解析結果として、図 4.4.1-6 に溶接後の半径方向応力コンタ図、図 4.4.1-7 に周方向応力コンタ図、図 4.4.1-8 に軸方向応力コンタ図を示す。また、図 4.4.1-9 から図 4.4.1-11 に溶接金属部の残留応力を外表面から深さ方向にプロットしたグラフを示す。

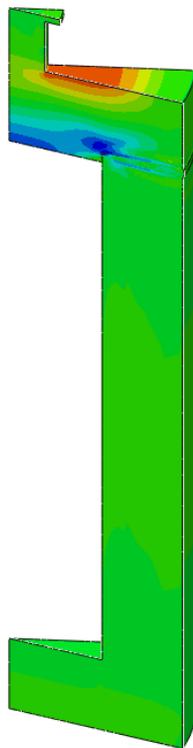


(a) 全体図

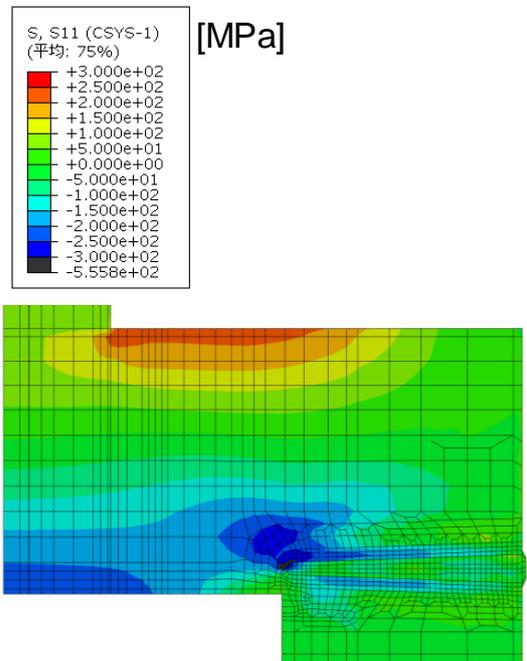


(b) 外面から見た溶接部近傍拡大図

図 4.4.1-5 温度コンタ図 (20 パス目溶接時)



(a) 全体図 (15 度断面)

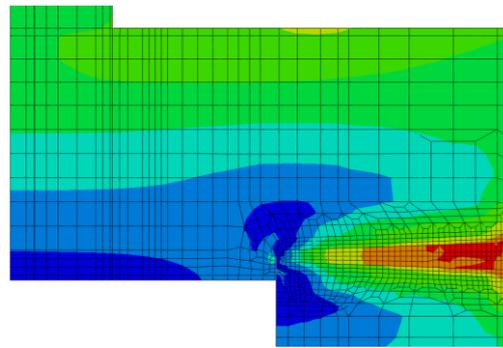
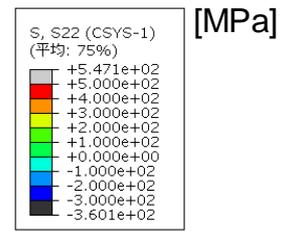


(b) 溶接部近傍拡大図 (15 度断面)

図 4.4.1-6 溶接残留応力コンタ図 —半径方向応力—

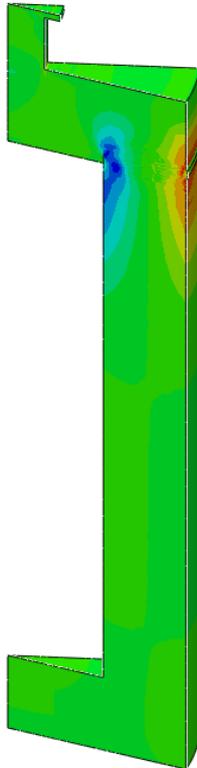


(a) 全体図 (15度断面)

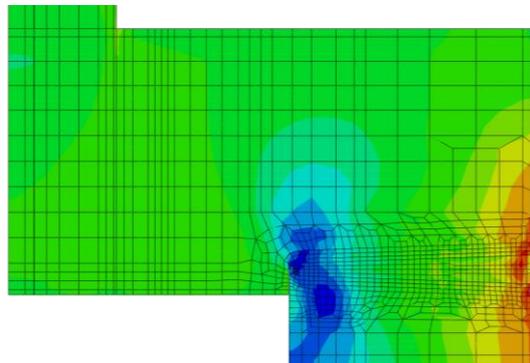
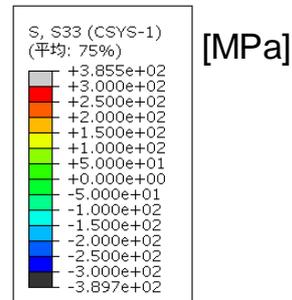


(b) 溶接部近傍拡大図 (15度断面)

図 4.4.1-7 溶接残留応力コンタ図 一周方向応力



(a) 全体図 (15度断面)



(b) 溶接部近傍拡大図 (15度断面)

図 4.4.1-8 溶接残留応力コンタ図 一軸方向応力

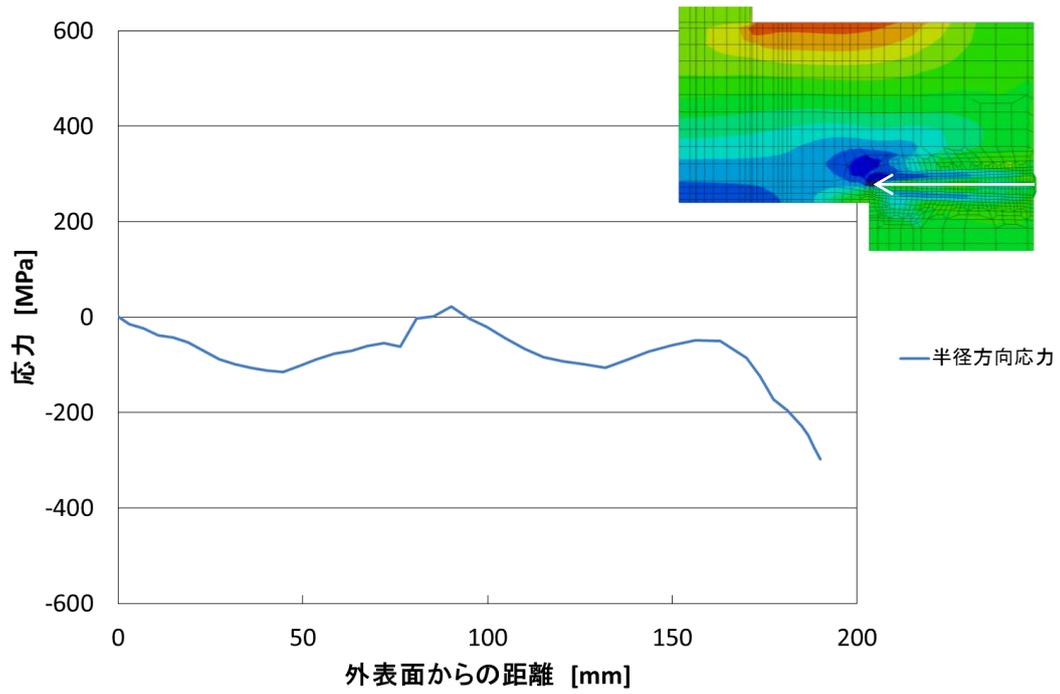


図 4.4.1-9 溶接金属部の深さ方向応力分布 —半径方向応力—

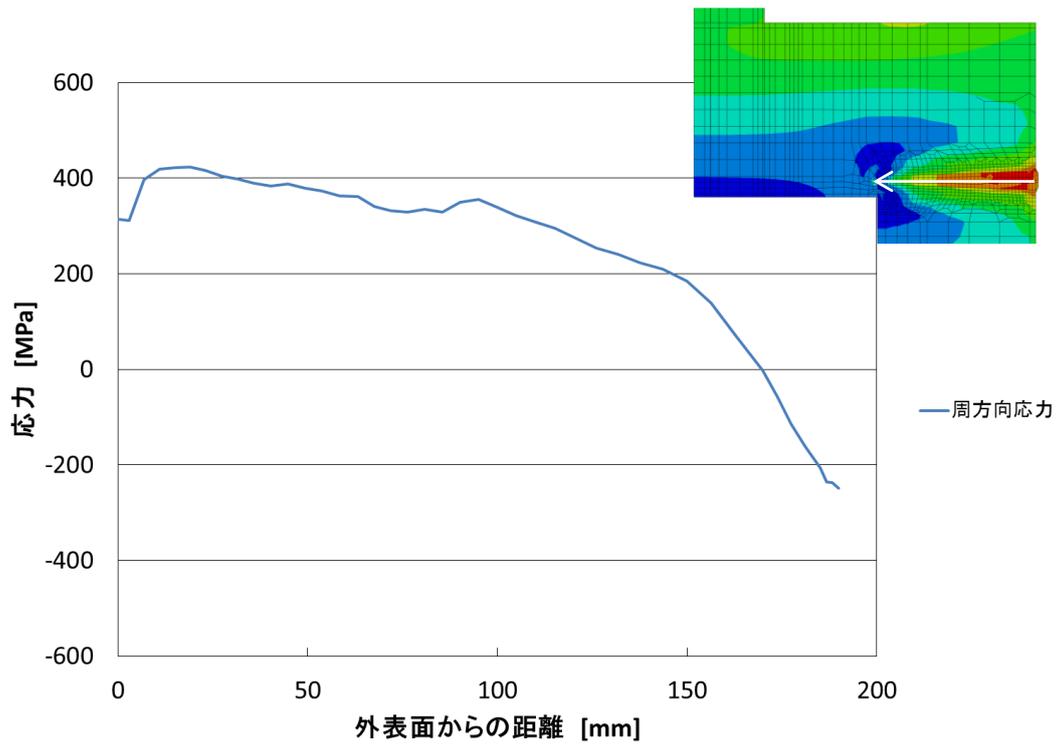


図 4.4.1-10 溶接金属部の深さ方向応力分布 —周方向応力—

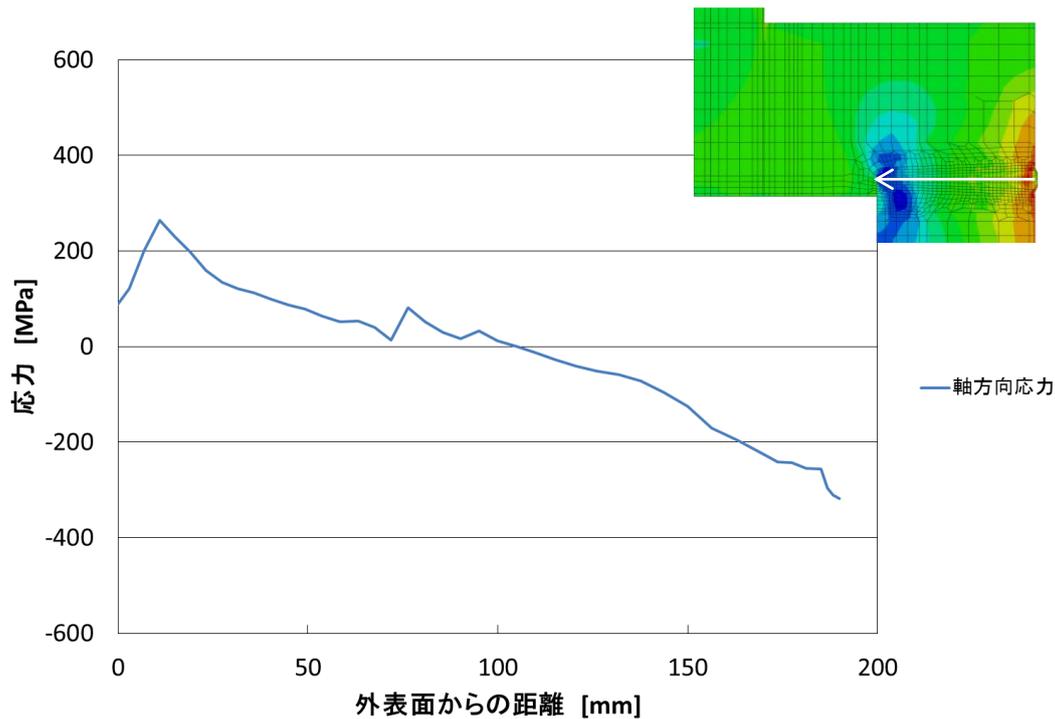


図 4.4.1-11 溶接金属部の深さ方向応力分布 一軸方向応力

#### 4.4.2 溶接部の残留応力低減解析

##### (1) 残留応力低減手法

溶接部の残留応力に対して、溶接後熱処理法（PWHT 法）を用いた残留応力低減効果の解析を行う。PWHT 法では、ガラス固化体の制限温度を考慮して平成 21 年度人工バリア品質評価技術の開発[4]において、オーバーパックの蓋溶接部近傍を部分的に加熱する方法とした。本検討においても、同様な概念を設定してガラス固化体温度への影響が少ない加熱方法とする。

施工条件の設定においては、以下を考慮して設定して解析を実施する。

- ・ 解析ケース : 1 ケース
- ・ 加熱部最高到達温度 : ガラス固化体表面で 500℃以下を考慮した温度の設定
- ・ 加熱範囲 : 溶接部近傍の部分的な加熱を想定。(図 4.4.2-1 参照)
- ・ 解析手順 : 溶接時残留応力、ガラス固化体の発熱を考慮

表 4.4.2-1 PWHT 法による施工条件の設定

ヒータ設置位置	施工パラメータとし下記温度条件を満足するよう	
断熱材設置範囲	に設定	
加熱部最高温度	600℃	「JIS Z 3700 溶接後熱処理方法」を参考として設定(落とし蓋方式の設定と同様)
最高温度保持時間	ガラス固化体温度が 500℃以下となる時間で設定	
昇温速度	～425℃ : 100℃/Hr 425℃～最高温度 : 55℃/Hr	
降温速度	落とし蓋方式に対する施工方法[4]を参考に設定	
ガラス固化体温度	落とし蓋方式における条件と同様とする	



- ・ガラス固化体の発熱および①で設定した PWHT 法施工条件を考慮した非定常熱伝導解析の実施
- ③ 溶接時残留応力および②の温度解析の結果を用いた PWHT 法残留応力低減解析
- ・5.4.1(3)で得られた溶接時残留応力解析結果をオーバーパックの初期値として設定
- ・保持温度への昇温過程から降温過程についてクリープの影響を考慮

### (3) 残留応力低減解析

#### 1) 2D 軸対称モデルを用いた PWHT 予備熱解析による施工条件の検討

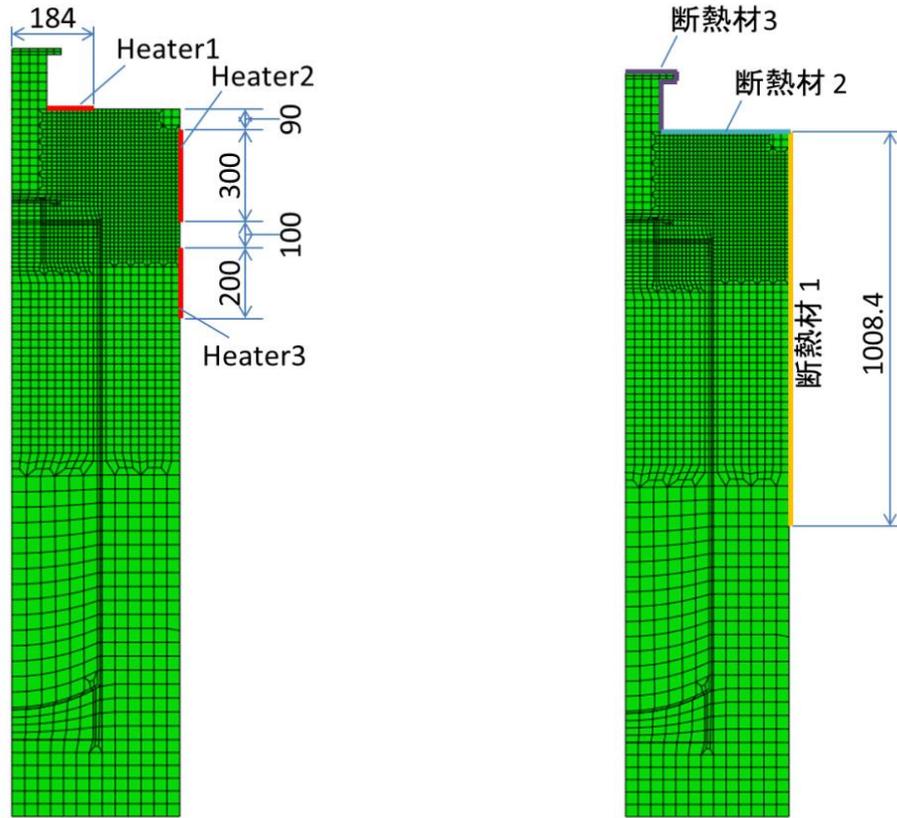
PWHT 法実施時のガラス固化体最高温度が 500°C以下になる熱処理条件（ヒータおよび断熱材配置、ヒータ入熱量）を設定するために、2D 軸対称モデルを用いて簡易的な温度解析を実施した。解析モデル図および PWHT 施工条件（ヒータおよび断熱材配置）を図 4.4.2-2 に、ヒータの加熱条件および断熱材の配置条件を表 4.4.2-2 および表 4.4.2-3 に示す。PWHT 予備熱解析で用いた熱境界条件は、表 4.4.2-1 に示した溶接残留応力解析時の条件と同じとしたが、断熱材位置の熱伝達条件のみ断熱条件に変更した。解析の結果得られた溶接金属部およびガラス固化体の温度履歴をおよびガラス固化体最高温度到達時の温度分布図を図 4.4.2-3 に示す。

表 4.4.2-2 ヒータの加熱条件

Step	Step の時間[s]		Heater 1	Heater 2	Heater 3
			[kW/m <sup>2</sup> ]		
Step1	14,580	開始時	25	18	10
		終了時	25	33	20
Step2	11,454.5	開始時	25	34	20
		終了時	0	21	20
Step3	10,800	開始時	0	7	12
		終了時	0	7	12
Step4	10,800	開始時	0	7	12
		終了時	0	7	0
Step5	180,000	開始時	0	0	0
		終了時	0	0	0

表 4.4.2-3 断熱材配置

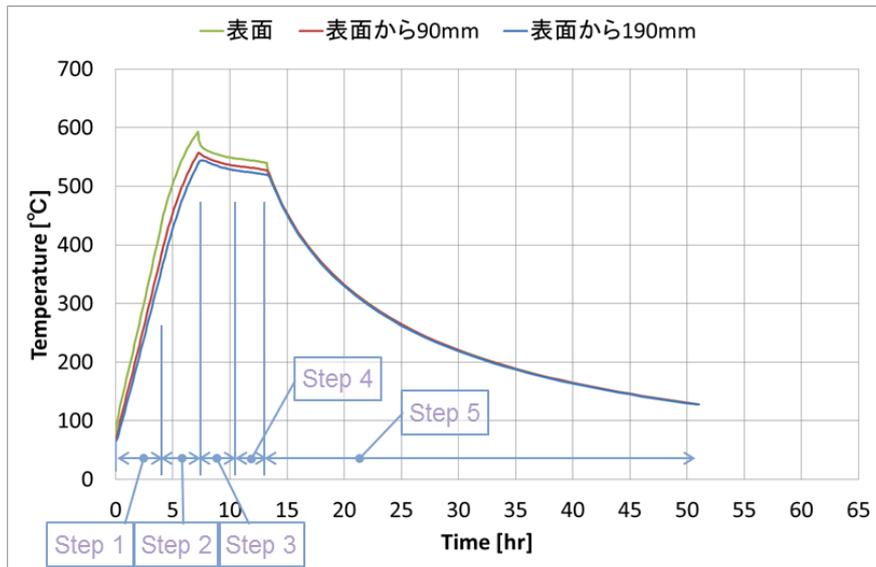
	断熱材 1	断熱材 2	断熱材 3
Step 1	有	有	有
Step 2	有	有	有
Step 3	有	有	無
Step 4	有	有	無
Step 5	有	無	無



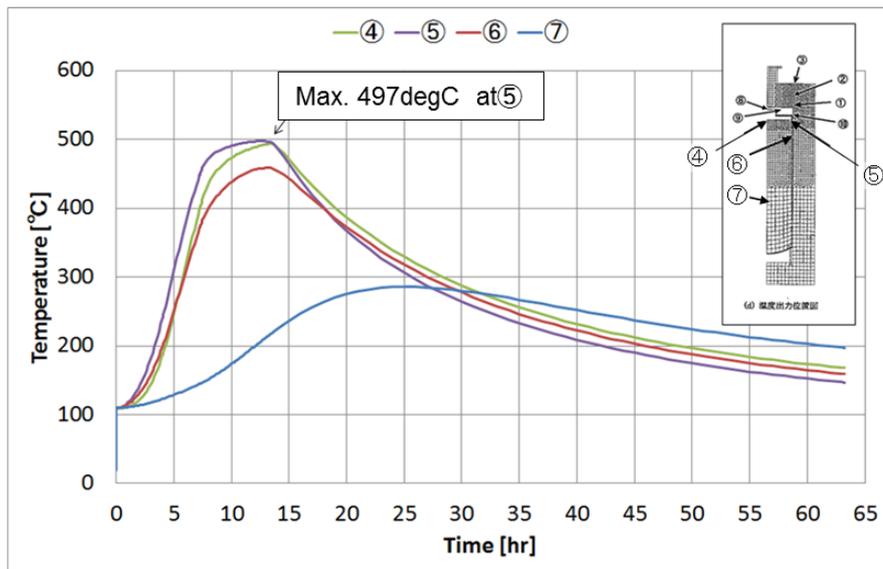
(a) ヒータ配置図

(b) 断熱材配置図

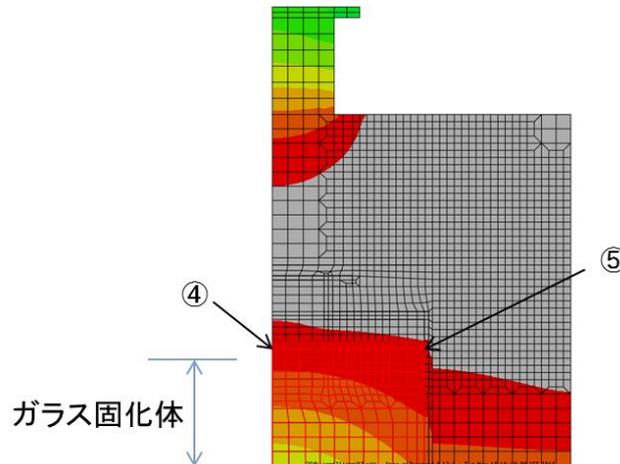
図 4.4.2-2 PWHT 施工条件 — ヒータおよび断熱材配置図  
(2D 軸対称 FEM モデルに図示)



(a) 溶接金属部の温度履歴



(b) ガラス固化体の温度履歴



(c) ガラス固化体最高温度到達時の温度分布

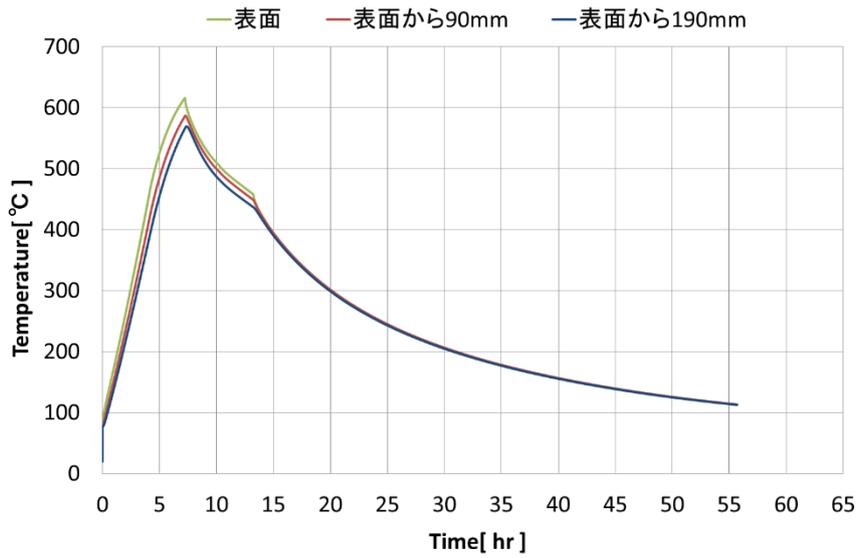
図 4.4.2-3 PWHT 予備熱解析結果

2) 3D 軸対称モデルを用いた PWHT 施工条件の検討

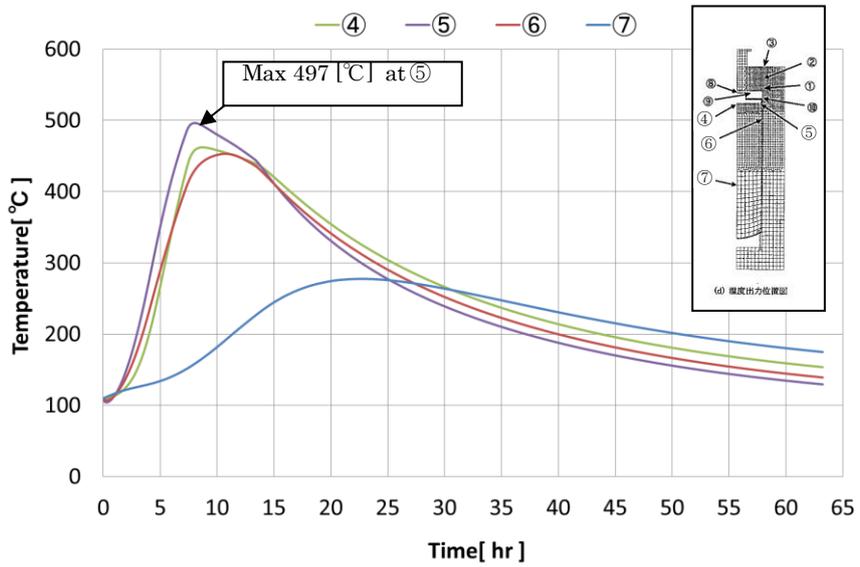
2D 軸対称モデルで設定した PWHT 施工条件を基に、ガラス固化体最高温度が 500°C以下になる熱処理条件を、3D 軸対称モデル（図 4.4.1-3）を用いた温度解析によって検討した。ヒータおよび断熱材の配置条件は図 4.4.2-1 のままとし、熱境界条件は表 4.4.1-1 に示した値を用いた。本検討によって得られた各ヒータの加熱条件を表 4.4.2-4 に示す。また、解析の結果得られた溶接金属部とガラス固化体の温度時刻歴を図 4.4.2-4 に、ガラス固化体最高温度到達時の温度分布図を図 4.4.2-5 に示す。

表 4.4.2-4 各ヒータの加熱条件（3D 軸対称モデル）

	Stepの時間		Heater1	Heater2	Heater3
	[sec]		[kW/m <sup>2</sup> ]		
Step 1	14,580	開始時	29.8	17.4	10.9
		終了時	29.8	39.1	21.7
Step 2	11,455	開始時	27.1	40.6	13.0
		終了時	27.1	15.5	13.0
Step 3	10,800	開始時	0.0	8.4	13.0
		終了時	0.0	8.4	13.0
Step 4	10,800	開始時	0.0	7.6	13.0
		終了時	0.0	7.6	0.0
Step 5	180,000	開始時	0.0	0.0	0.0
		終了時	0.0	0.0	0.0

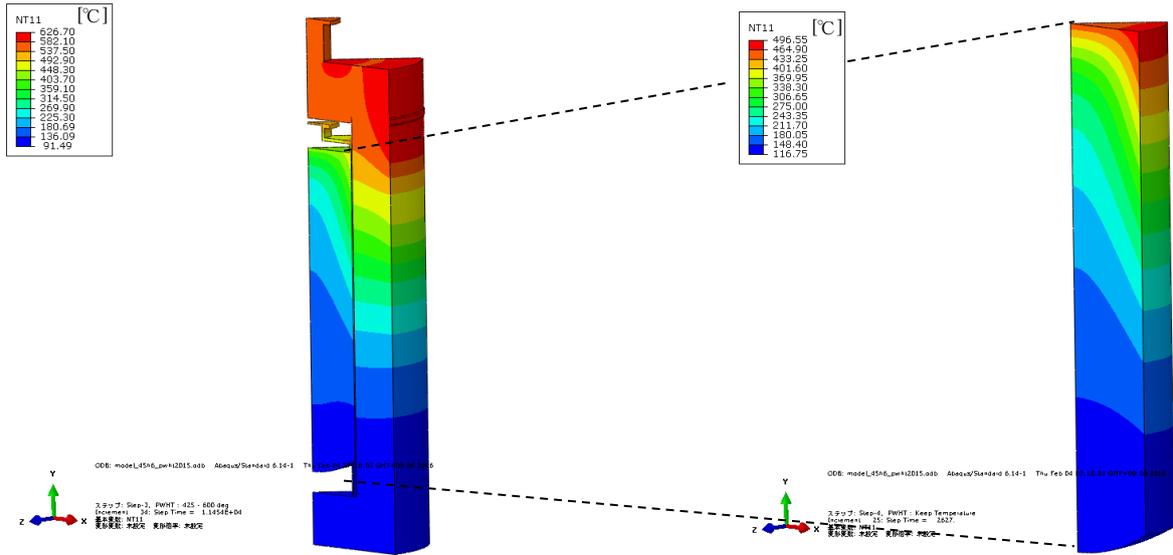


(a) 溶接金属部の温度履歴



(b) ガラス固化体の温度履歴

図 4.4.2-4 PWHT 熱解析結果 (溶接部とガラスの温度履歴)



(a) オーバーパック温度分布 (b) ガラス固化体温度分布  
 図 4.4.2-5 PWHT 熱解析結果 (ガラス固化体最高温度到達時の温度分布)

### 3) 解析結果

残留応力低減計算は、求めた溶接残留応力分布を PWHT 法による残留応力低減計算の初期応力とし、3D 軸対称モデルを用いて決定した熱処理条件を用いて計算した温度時刻歴変化を熱荷重として負荷し、表 4.4.2-5 に示すクリープ定数を用いて解析を行った[5]。解析の結果得られた半径方向応力、周方向応力および軸方向応力の分布図を図 4.4.2-6～図 4.4.2-8 に、溶接金属内部における残留応力分布を図 4.4.2-9～図 4.4.2-11 に示す。

表 4.4.2-5 解析に用いたクリープ定数[5]

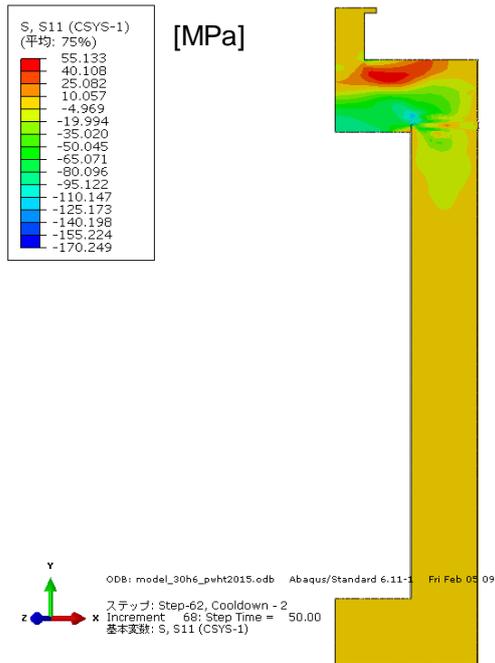
$$\dot{\epsilon}_c = B \cdot \sigma^n$$

Temp	母材		溶接金属	
	n	B	n	B
450	10.19858	2.66E-27	5.31596	7.00E-18
550	6.52831	3.87E-17	4.31347	3.53E-13
600	4.69317	4.67E-12	3.81222	7.03E-11

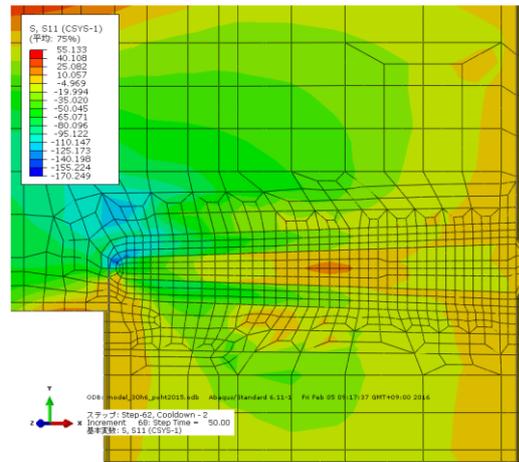
$$n = a1 * T + a2$$

$$\log(B) = b1 * T + b2 \quad (a1, a2, b1, b2: \text{係数}, T: \text{温度} [^{\circ}\text{C}])$$

	母材	溶接金属
a1	-0.0367	-0.01002
a2	26.71479	9.82718
b1	0.101636	0.04668
b2	-72.3122	-38.15972

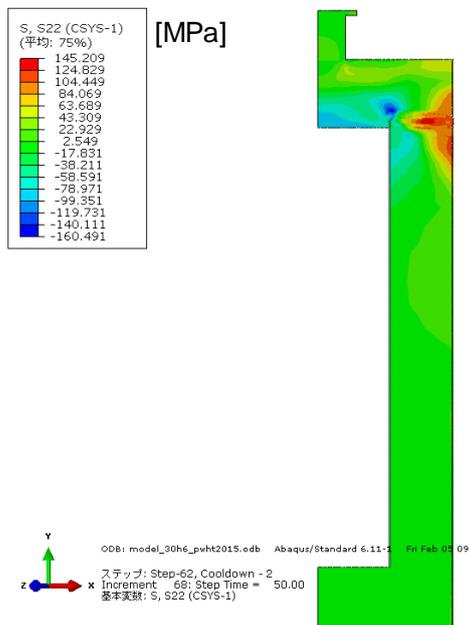


(a) 全体図 (15 度断面)

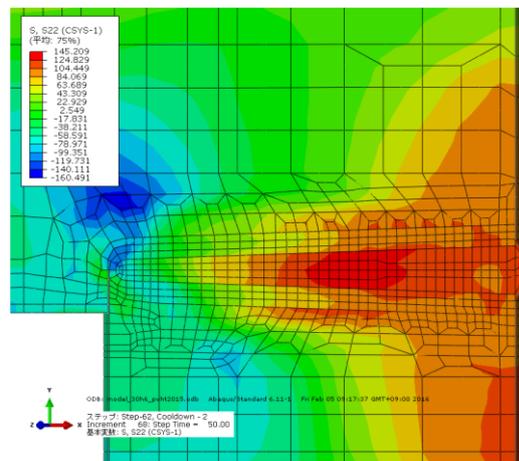


(b) 溶接部近傍拡大図 (15 度断面)

図 4.4.2-6 PWHT 後の溶接残留応力コンタ図 - 半径方向応力-

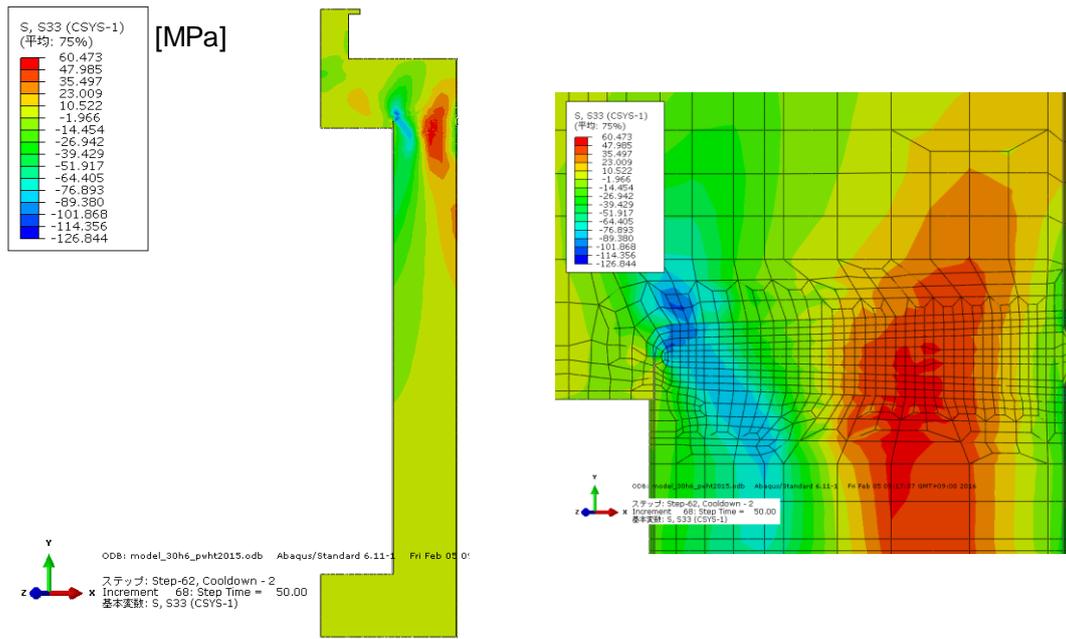


(a) 全体図 (15 度断面)



(b) 溶接部近傍拡大図 (15 度断面)

図 4.4.2-7 PWHT 後の溶接残留応力コンタ図 - 周方向応力-



(a) 全体図 (15度断面) (b) 溶接部近傍拡大図 (15度断面)

図 4.4.2-8 PWHT 後の溶接残留応力コンタ図 一軸方向応力

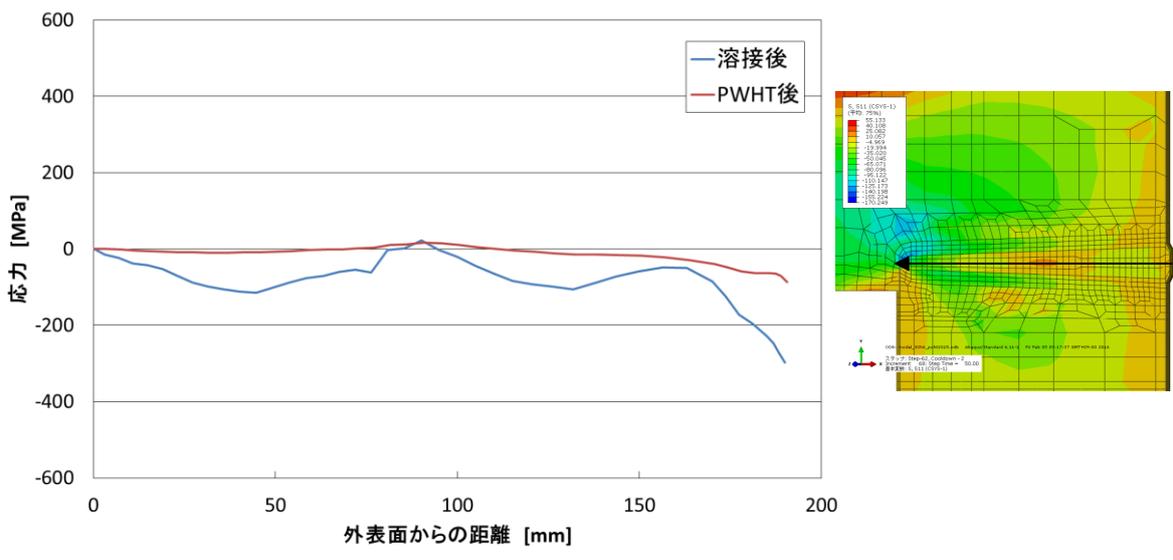


図 4.4.2-9 溶接金属部の深さ方向応力分布 一半径方向応力

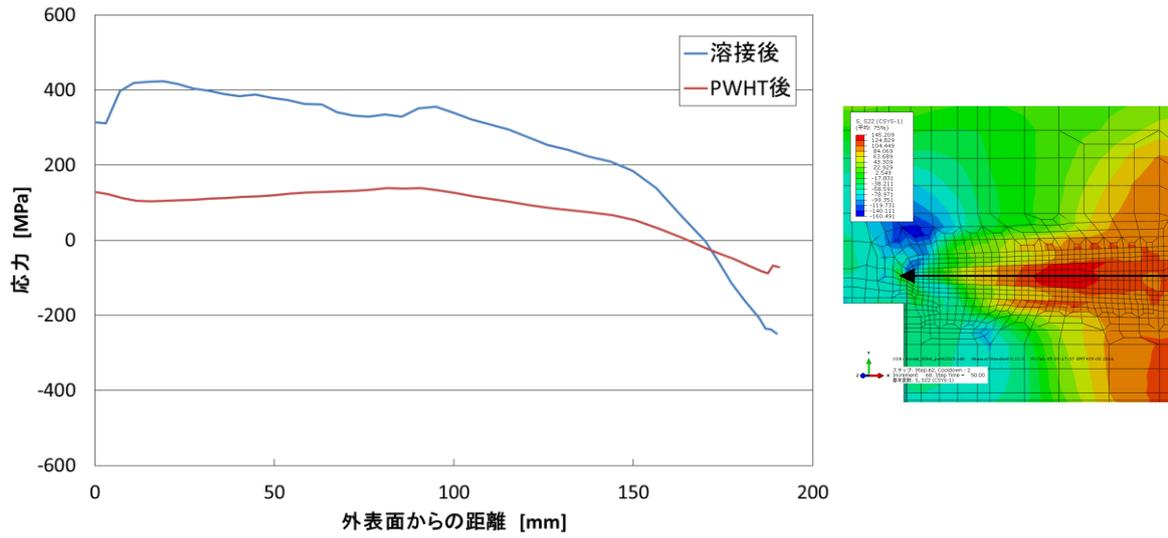


図 4.4.2-10 溶接金属部の深さ方向応力分布 一周方向応力

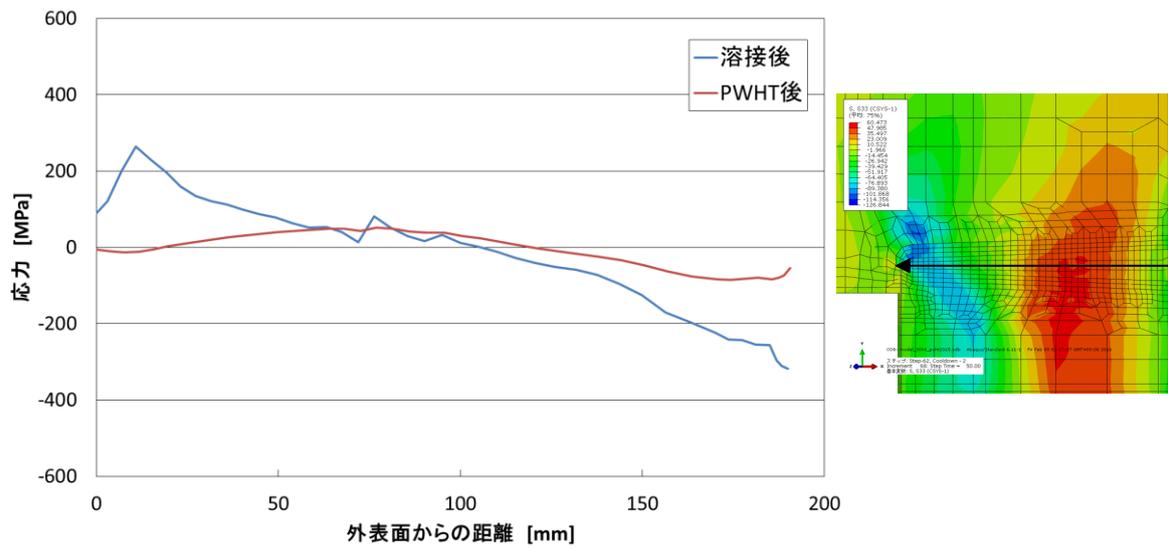


図 4.4.2-11 溶接金属部の深さ方向応力分布 一軸方向応力

## 4.5 平蓋形状のオーバーパックの溶接深さおよび限界き裂寸法

### 4.5.1 解析モデルおよび解析条件

オーバーパックが破壊しない溶接深さおよび許容き裂寸法を把握するために、有限要素法により溶接部先端およびき裂先端の応力拡大係数  $K$  を求める。解析コードは、**Abaqus** を使用する。解析は弾性解析とし、解析モデルの概要を図 4.5.1-1(a)に示す。容器に平蓋を載せて溶接を施工する。開先形状も図 4.5.1-1(b)に示した。軸方向荷重、周方向荷重はオーバーパックへ外表面に圧力として付与する。ガラス固化体については、有限要素モデルに含めないこととする。ただし、ガラス固化体とオーバーパックとの接触の有無を判断できるように、オーバーパックの変位を確認する。

最初に、溶接深さをパラメータとして、溶接部先端における  $K$  値を求める。次に、溶接部外表面に溶接部に沿った長さ  $a$  の半円状の開口き裂をモデル化し、き裂先端（最深部）の  $K$  値を算出する。この解析では、容器の厚さ  $t$  (図 4.5.1-1 では 110 mm としている) を変えたモデルについても検討する。解析に用いる物性値および解析条件をそれぞれ表 4.5.1-1、表 4.5.1-2 に示す。

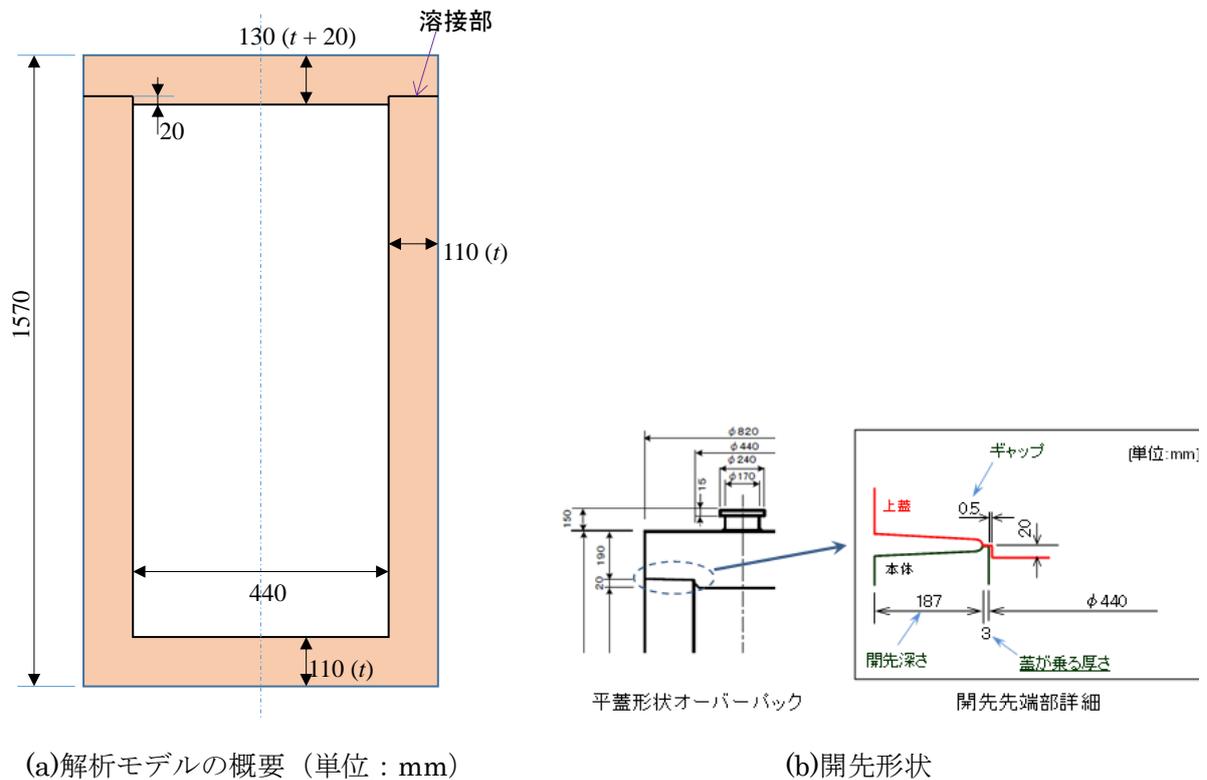


図 4.5.1-1 解析対象

表 4.5.1-1 解析に用いたオーバーパックの物性値

温度 (°C)	縦弾性係数 (GPa)	ポアソン比 (-)
90	200	0.3

表 4.5.1-2 解析条件

蓋形状	板厚 $t$ , (mm)	応力 ( $\sigma_T, \sigma_z, \sigma_R$ ), (MPa)
平蓋	110~ 190	(10.7, 0, 0)
		(0, 10.7, 0)
		(0, 0, 100)

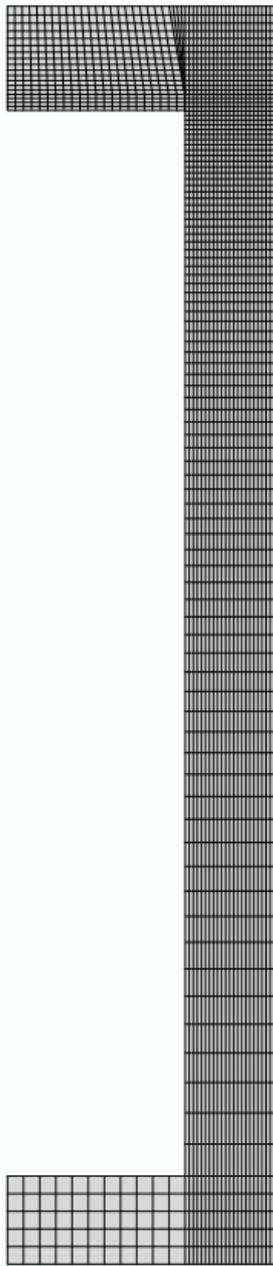
#### 4.5.2 溶接深さに関する解析

##### (1) 解析方法

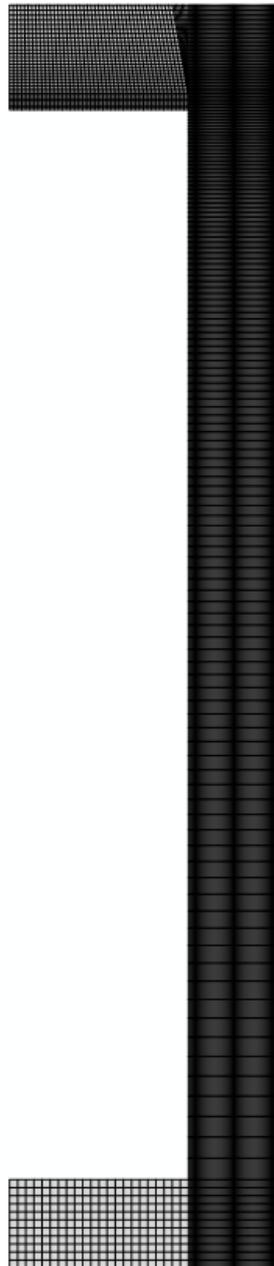
図 4.5.1-1 のモデルを、図 4.5.2-1 および図 4.5.2-2 に示すように軸対称要素（要素タイプ：CAX4）を用いて有限要素メッシュを作成した。板厚  $t$  は 110 mm とした。

メッシュの妥当性の検証では、相対的に粗い分割のメッシュ 1、細かい分割のメッシュ 3 とその中間であるメッシュ 2 の 3 種類の解析を実施した。き裂先端近傍の要素の大きさは、メッシュ 1、2 および 3 に対してそれぞれ 5 mm, 2 mm および 1 mm となっている。荷重はオーバーパック外側から円周方向に 10.7 MPa の外圧を負荷した場合と、オーバーパック上部から軸方向に 10.7 MPa の外圧を負荷した場合の解析を実施した。容器内表面からのき裂長さ  $a$  は  $0.5t$  とした。 $K$  値はき裂先端から 7 つの経路について算出した。

メッシュの妥当性を示した後、き裂長さ  $a$  を、 $0.1t$ 、 $0.2t$ 、 $0.3t$ 、 $0.4t$  および  $0.5t$  として  $K$  値を計算した。この際、先の外圧荷重に加え、残留応力を考慮した解析も実施した。残留応力は、き裂面に 100 MPa の面圧を一様に負荷することで模擬した。



(a)メッシュ1 (粗)

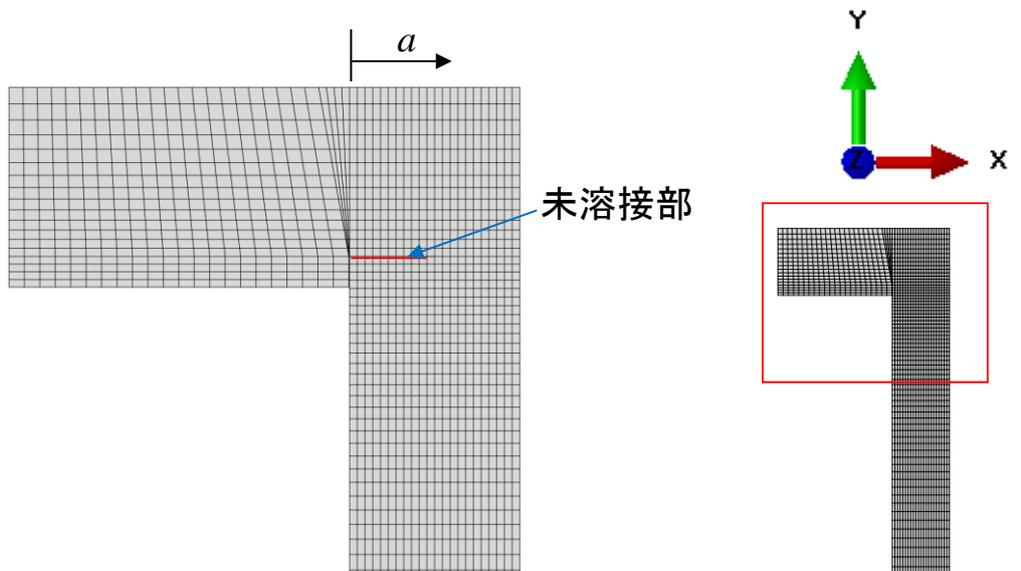


(b)メッシュ2 (中)

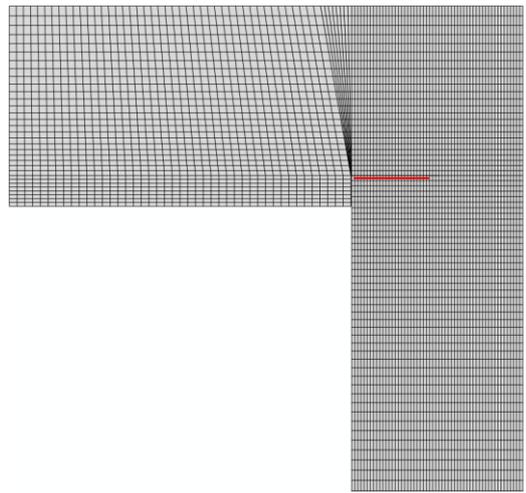


(c)メッシュ3 (密)

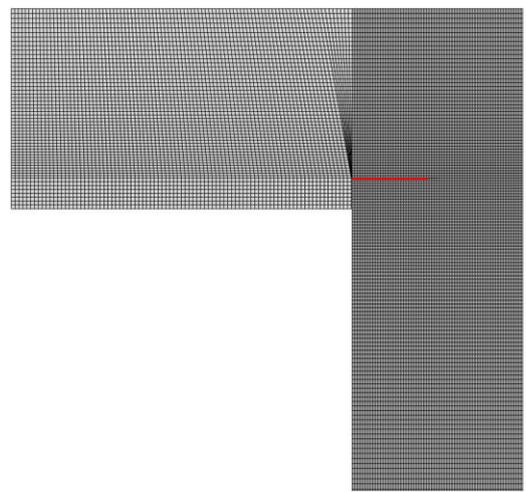
図 4.5.2-1 有限要素メッシュ



(a)メッシュ1 (粗)



(b)メッシュ2 (中)



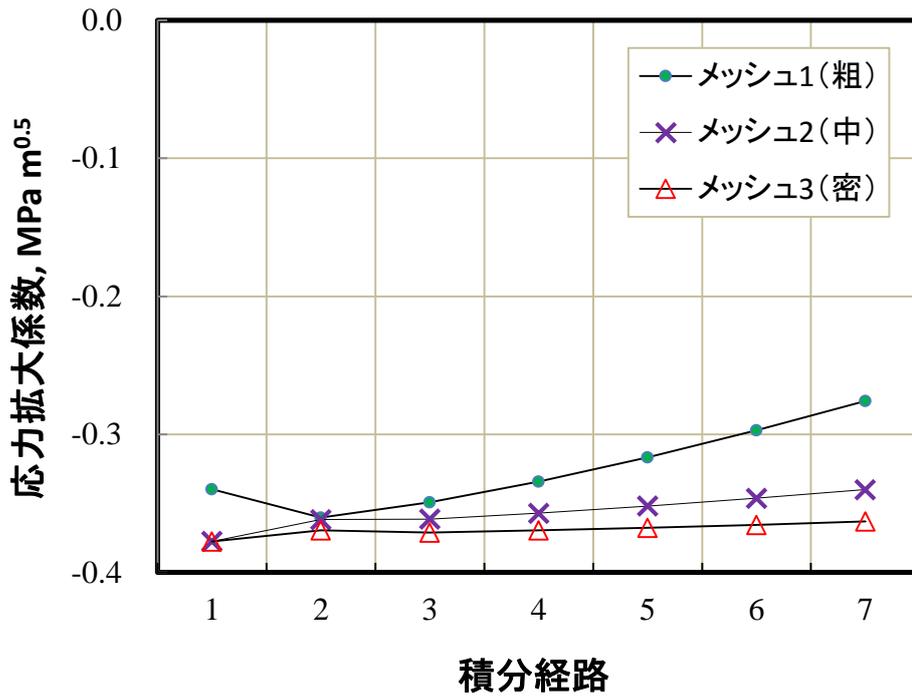
(c)メッシュ3 (密)

図 4.5.2-2 有限要素メッシュ (溶接部詳細)

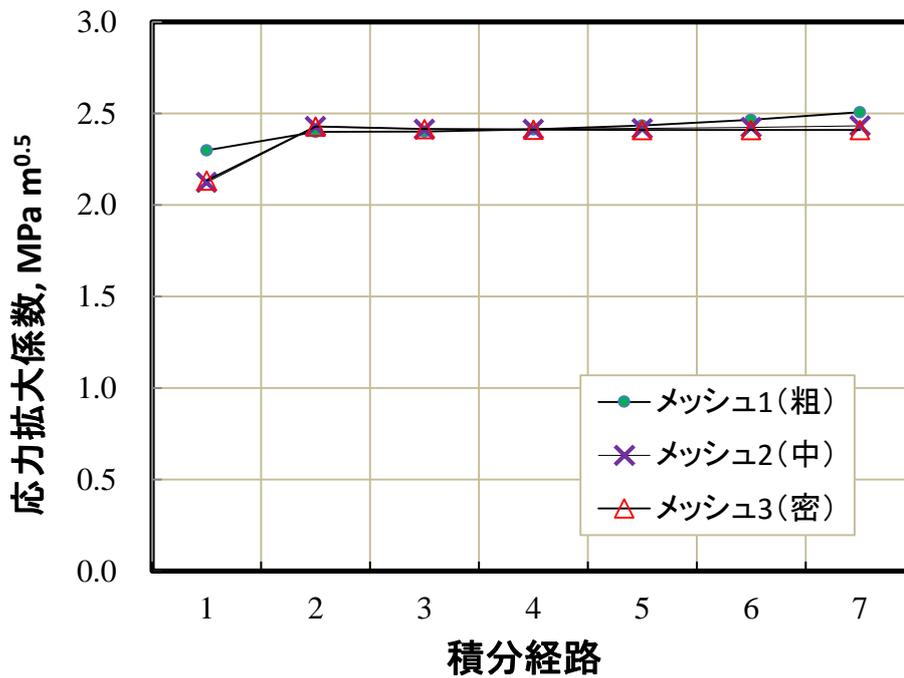
## (2) メッシュの妥当性の検証

き裂長さ  $0.5t$  の場合の  $K$  値の算出結果を図 4.5.2-3 に示す。オーバーパック外側から円周方向に  $10.7 \text{ MPa}$  の外圧を負荷した場合 ( $\sigma_r = 10.7$  と表記)、およびオーバーパック上部から軸方向に  $10.7 \text{ MPa}$  の外圧を負荷した場合 ( $\sigma_z = 10.7$  と表記) の結果を示す。いずれの場合も、モード I の  $K$  値は圧縮となった。モード II の場合の  $K$  値は  $2.5 \text{ MPa m}^{0.5}$  程度であり、絶対値は小さい。メッシュサイズが細くなるほど収束し、経路毎のばらつき小さくなっていることがわかる。ただし、 $\sigma_r = 10.7$  の場合のモード I (図 4.5.2-3(a))、 $\sigma_z = 10.7$  の場合のモード II (図 4.5.2-3(d)) は、メッシュ 2 とメッシュ 3 の結果に差があり、メッシュサイズの収束が十分でない。また、これらの条件では、経路独立性も必ずしも見られない。これは、 $K$  値が相対的に小さく、桁落ちによる影響や、誤差の影響が相対的に大きくなったことが要因になっていると考えられる。応力拡大係数が相対的に大きい図 4.5.2-3(b) および図 4.5.2-3(c) においては、経路独立性が見られ、メッシュ 2 とメッシュ 3 の結果がほぼ一致しており、メッシュサイズ依存性が収束していることが確認できる。

Abaqus の応力拡大係数の計算において、第 1 及び第 2 経路の解の精度が良くないことが知られている。以降の計算では、メッシュ 3 を用い、第 3 経路から第 7 経路の平均をその条件での  $K$  値として用いた。

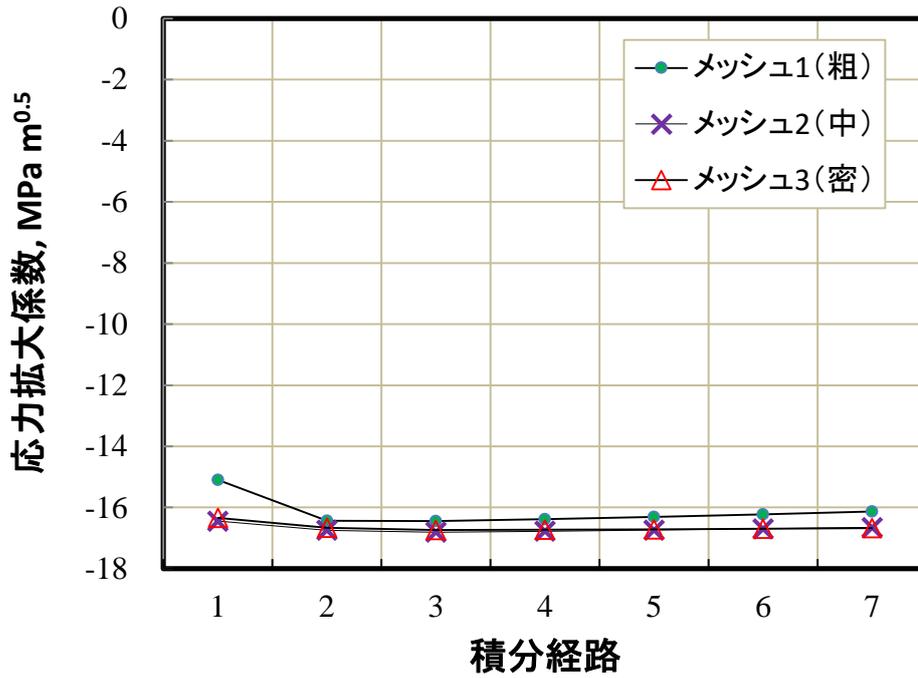


(a)モード I ( $K_I$ ) ( $\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R$ ) = (10.7, 0.0, 0.0)

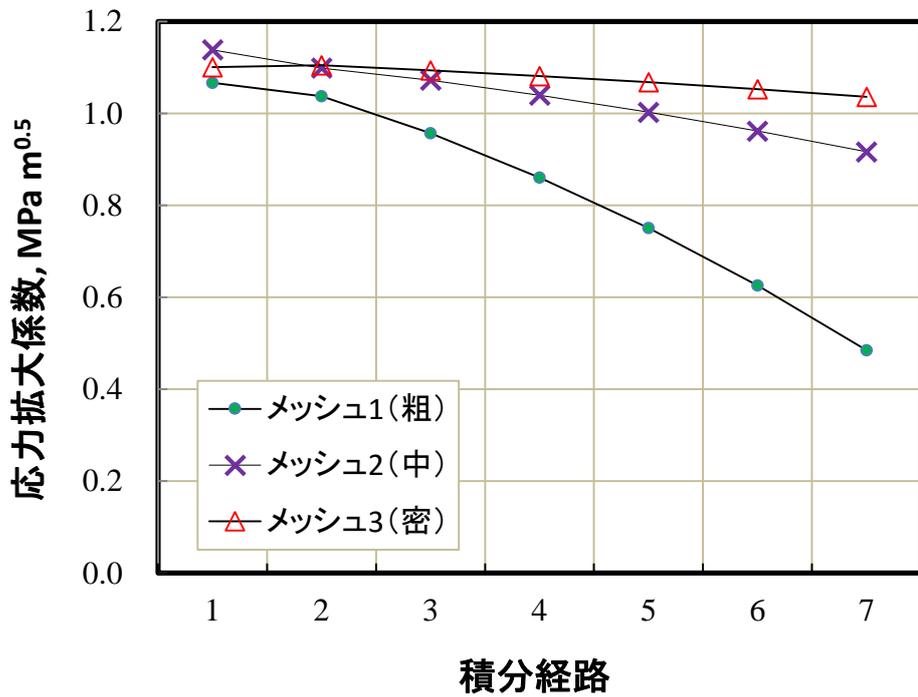


(b)モード II ( $K_{II}$ ) ( $\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R$ ) = (10.7, 0.0, 0.0)

図 4.5.2-3 応力拡大係数 ( $a/t = 0.5$ )



(c)モード I ( $K_I$ ) ( $\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R$ ) = (0.0, 10.7, 0.0)



(d)モード II ( $K_{II}$ ) ( $\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R$ ) = (0.0, 10.7, 0.0)

図 4.5.2-3 応力拡大係数 ( $a/t = 0.5$ ) (つづき)

### (3) 解析結果 (溶接深さの影響)

き裂長さ  $alt$  と  $K$  値の関係を図 4.5.2-4 に示す。  $\sigma_z = 10.7$  の荷重に対して、モード I の  $K$  値はき裂が深くなると単調増加したが、  $\sigma_r = 10.7$  の荷重に対しては、き裂深さに対して単調減少となった。いずれの場合も、  $K$  値はマイナスとなった。つまり、溶接深さが  $0.5t$  であっても、外圧に対する破壊は生じにくい。一方、  $100 \text{ MPa}$  の残留応力を負荷した場合 ( $\sigma_R = 100$  と表記) のモード I の  $K$  値は、外圧に対する  $K$  値と比べて大きくなっており、  $alt = 0.5$  では、  $50 \text{ MPa m}^{0.5}$  を超えている。ただし、本解析では未溶接部をき裂としてモデル化しているため、実際には当該部に作用する残留応力は小さいと考えられる。

モード II の  $K$  値は、外圧、残留応力に対してプラスの値となった。しかし、その絶対値は、  $4.0 \text{ MPa m}^{0.5}$  以下であり、破壊を引き起こす可能性は低いと判断できる。

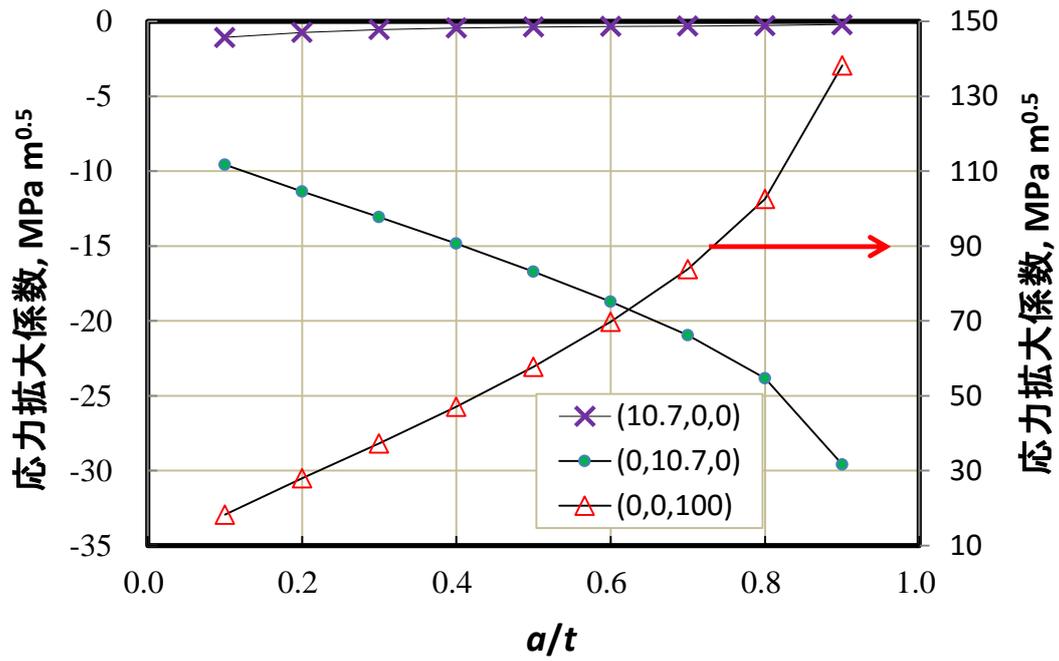
これらの解析では、周方向、軸方向の外圧、および残留応力を個別に算出したが、これらが同時に作用する場合は、表 4.5.2-1 に示した解析結果を単純に足し合わせればよい。また、異なる応力値の場合の  $K$  値は、表 4.5.2-1 の数値を比例倍することで求まる。

図 4.5.2-5 は  $alt = 0.5$  の場合の相当応力分布を示す。図 4.5.2-4 のモード I の  $K$  値と併せて見ると、  $K$  値の絶対値が大きいほどき裂先端に大きな応力集中が出現している。図では、変形を  $100$  倍強調して表示しているが、モード I の  $K$  値がマイナスの場合は、き裂面が交叉している。残留応力を負荷した場合の応力は、き裂部近傍のみが大きくなっている。そして、残留応力によりき裂が開口する方向に変形しており、この変形によりモード I の  $K$  値が大きくなった。

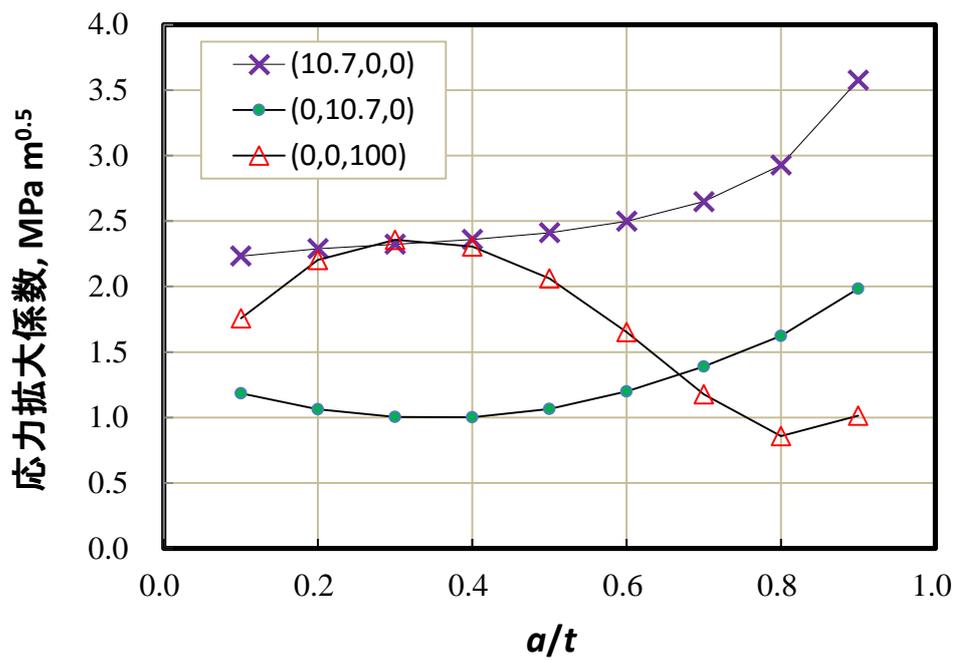
オーバーパックとガラス固化体の接触の有無を調べるために、水平方向変位の分布を図 4.5.2-6 に示す。軸方向の外圧に対する変位はオーバーパックが膨らむ側 (ガラス固化体からの距離が大きくなる側) に変位したため図は示していない。半径方向圧力に対する変位は最大 (マイナス X 方向) に  $0.0436 \text{ mm}$  となりガラス固化体とのギャップの  $5 \text{ mm}$  より十分小さい。また、残留応力のみを負荷した場合の変位は最大で  $0.160 \text{ mm}$  であった。

表 4.5.2-1 応力拡大係数 (解析結果) 一覧

き裂深さ $alt$	溶接部先端のK値 ( $\text{MPa m}^{0.5}$ )			き裂先端のK値 ( $\text{MPa m}^{0.5}$ )		
	$\sigma_r = 10.7$	$\sigma_z = 10.7$	$\sigma_R = 100$	$\sigma_r = 10.7$	$\sigma_z = 10.7$	$\sigma_R = 100$
0.1	-1.063	-9.563	18.26	0.138	-0.842	14.84
0.2	-0.731	-11.360	27.99	0.213	-1.635	20.88
0.3	-0.544	-13.064	37.28	0.238	-2.491	25.99
0.4	-0.432	-14.832	47.07	0.278	-3.454	31.13
0.5	-0.367	-16.710	57.79	0.340	-4.558	36.50

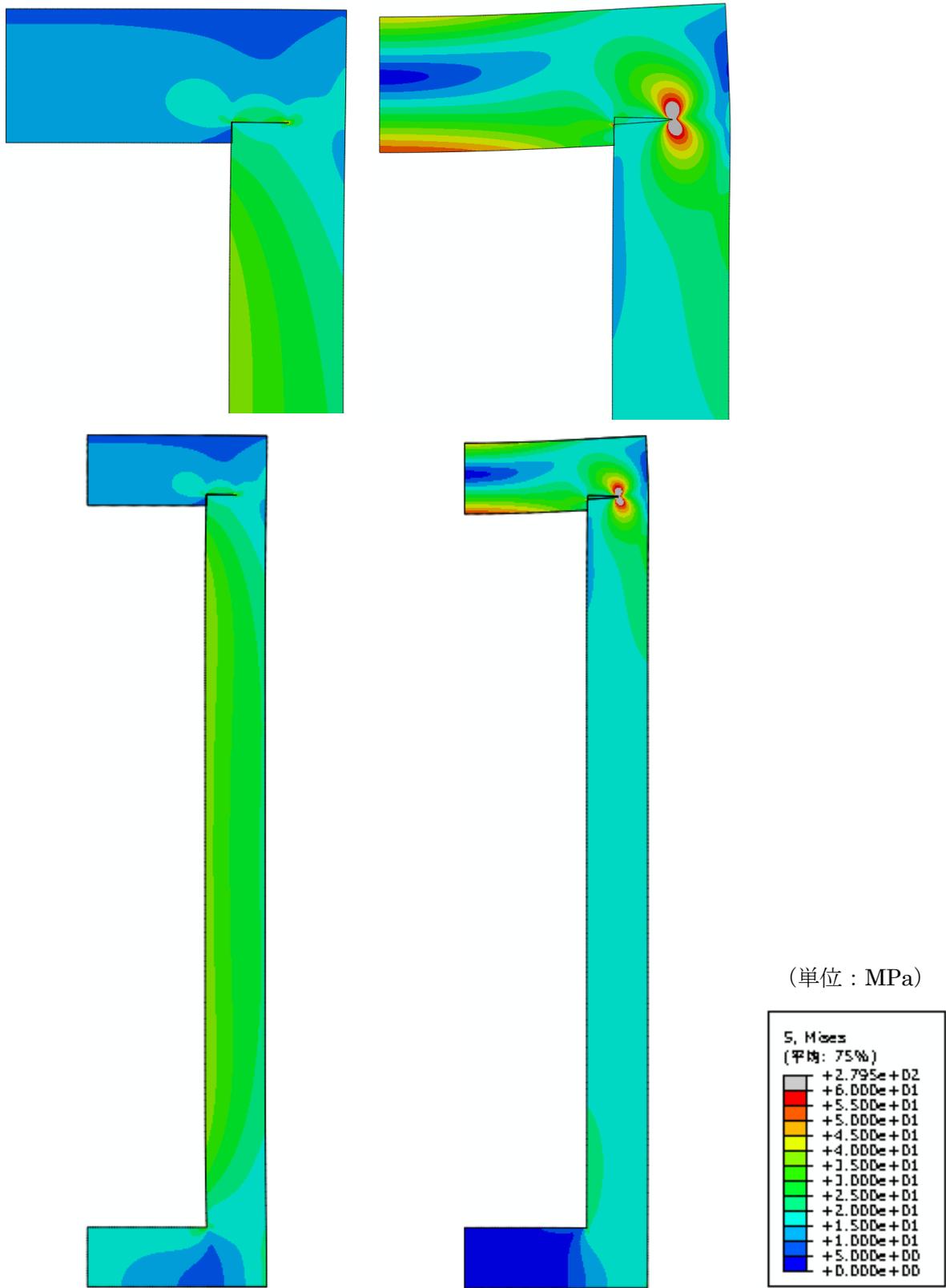


(a)モード I



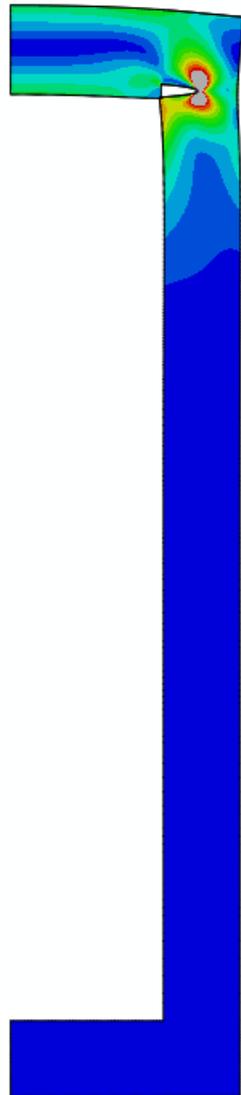
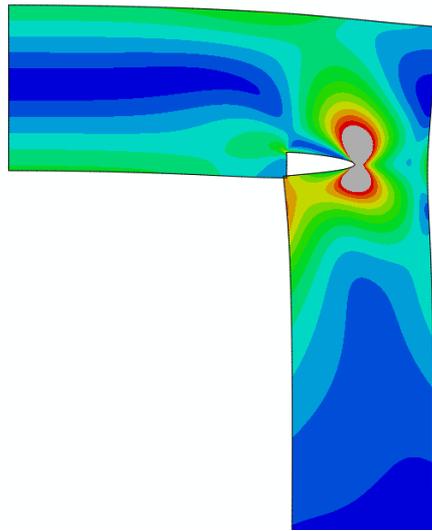
(b)モード II

図 4.5.2-4 応力拡大係数 (メッシュ 3)



(a)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (10.7, 0.0, 0.0)$       (b)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (0.0, 10.7, 0.0)$

図 4.5.2-5 相当応力分布 (メッシュ 3,  $a/t=0.5$ , 変形は 100 倍して表示)



(単位 : MPa)

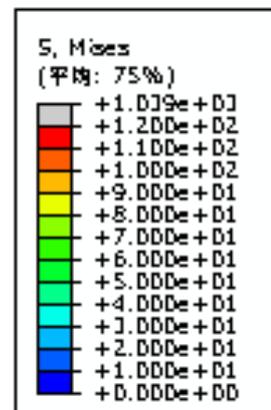
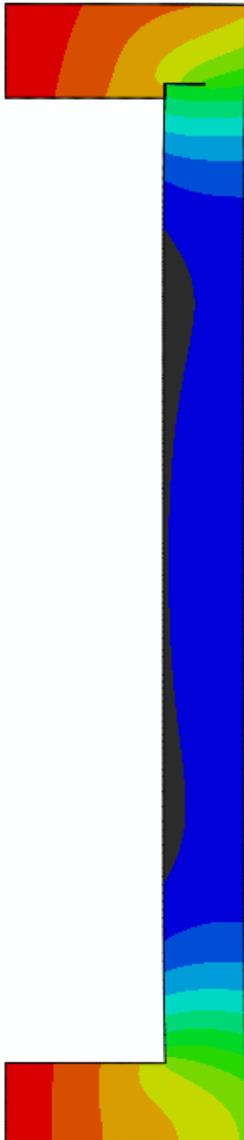
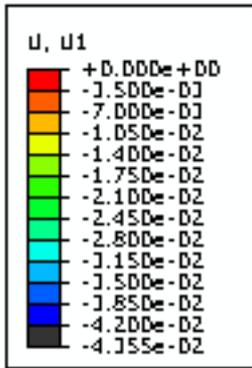
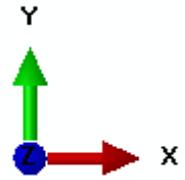
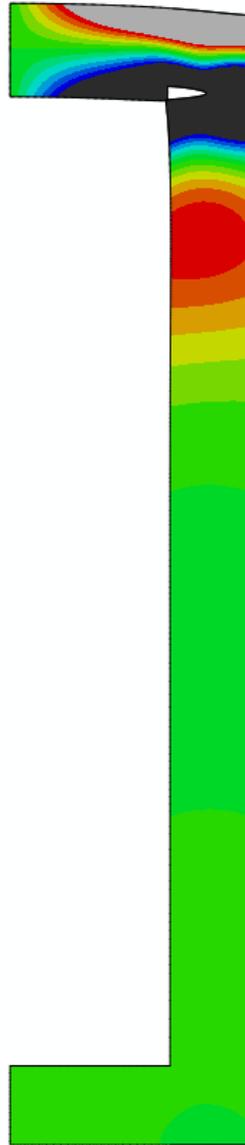
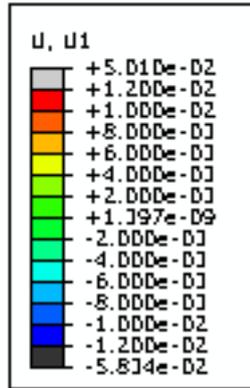


図 4.5.2-5 相当応力分布 (メッシュ 3、 $a/t=0.5$ , 変形は 100 倍して表示) (つづき)

(単位 : mm)



(単位 : mm)



(a)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (10.7, 0.0, 0.0)$

(b)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (0.0, 0.0, 100)$

図 4.5.2-6 水方向変位分布 (メッシュ 3,  $a/t = 0.5$ , 変形は 100 倍して表示)

#### (4) まとめ

- 次元軸対称モデルにより、溶接深さに対する  $K$  値の変化を調べ、以下の結果を得た。
- メッシュ 3 を用いることで、実用的な範囲の  $K$  値に対して、十分な精度で  $K$  値を算出できることを示した。
- モード II の  $K$  値は相対的に小さかった。
- 外圧に対するモード I の  $K$  値はマイナスとなり、外圧が破壊を引き起こす可能性の小さいことが示された。
- 残留応力に対するモード I の  $K$  値は相対的に大きく、その値はき裂が深くなるほど大きくなった。

#### 4.5.3 限界き裂寸法に関する解析

##### (1) 解析方法

図 4.5.1-1 の基本形状のオーバーパック溶接部の外表面に半円形のき裂を導入し、応力拡大係数を算出する。対称性を考慮し、全体の 2 分の 1 を図 4.5.3-1 に示すように 3 次元ソリッド要素（要素タイプ：C3D20）を用いてモデル化した。メッシュは相対的に粗い分割のメッシュ 1、細かい分割のメッシュ 3 とその中間であるメッシュ 2 の 3 種類を作成した。

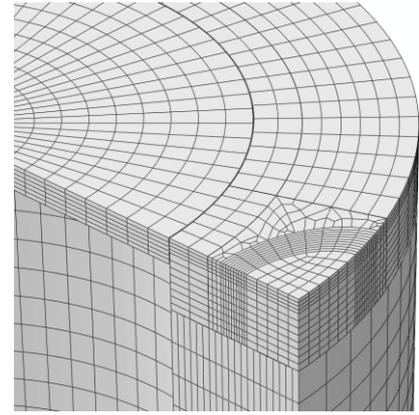
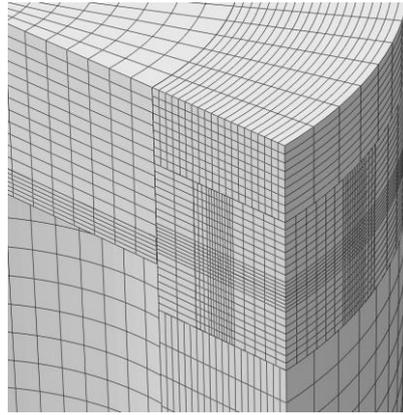
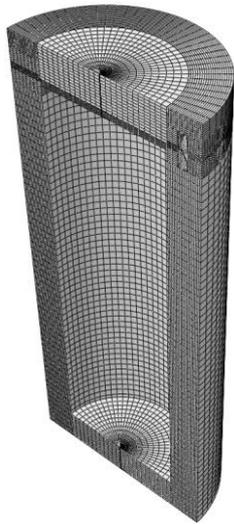
荷重は、先の溶接深さに関する解析同様、オーバーパック外側から円周方向に 10.7 MPa の外圧を負荷した場合（ $\sigma_r = 10.7$  と表記）、オーバーパック上部から軸方向に 10.7 MPa の外圧を負荷した場合（ $\sigma_z = 10.7$  と表記）、および一般的な 100 MPa の残留応力を負荷した場合（ $\sigma_R = 100$  と表記）とした。また、実際の残留応力  $\sigma_R$  の深さ方向の分布を考慮した解析を行うため、次式の多項式で表される残留応力分布についても解析した。

$$\sigma_R \left( \frac{a}{t} \right) = S_0 + S_1 \left( \frac{a}{t} \right) + S_2 \left( \frac{a}{t} \right)^2 + S_3 \left( \frac{a}{t} \right)^3 + S_4 \left( \frac{a}{t} \right)^4 + S_5 \left( \frac{a}{t} \right)^5 \quad \text{式(4.5.3-1)}$$

この多項式による残留応力近似は日本機械学会の発電用原子力設備規格 維持規格[9]などにおいて一般的に用いられている。解析において、残留応力はき裂面に面圧として負荷した。

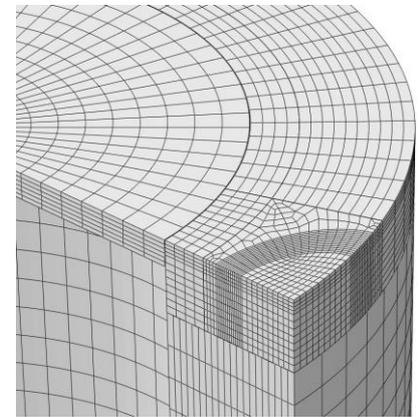
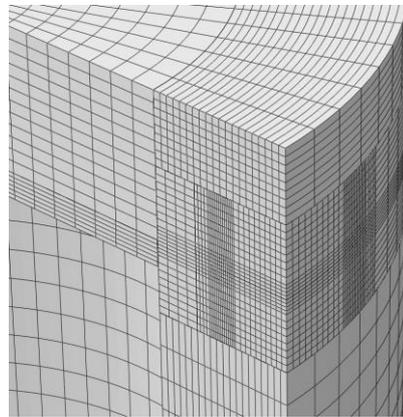
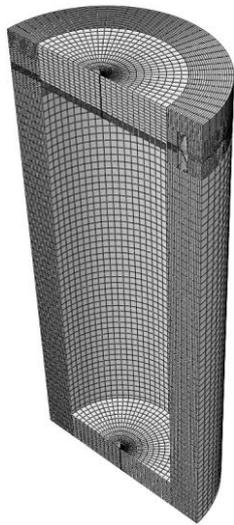
き裂形状は半円を、表面の湾曲に合わせて変形させた形状とし、側板外表面からのき裂長さを  $a$  として、 $a$  を変化させながら  $K$  値を計算した。 $K$  値算出の際の経路数は、5（メッシュ 1 の場合）、7（メッシュ 2 の場合）または 10（メッシュ 3 の場合）とした。

また、減肉量が変化することを想定し、容器の厚さを変化させたオーバーパック形状に対する解析も実施した。これまでの解析では、図 4.5.1-1 に示すオーバーパックの板厚を  $t = 110 \text{ mm}$  としたが、これ以外に  $t$  が 130 mm、150 mm、170 mm および減肉をしない 190 mm とした場合の解析を実施した。上蓋の厚さは  $t + 20 \text{ mm}$  となる。



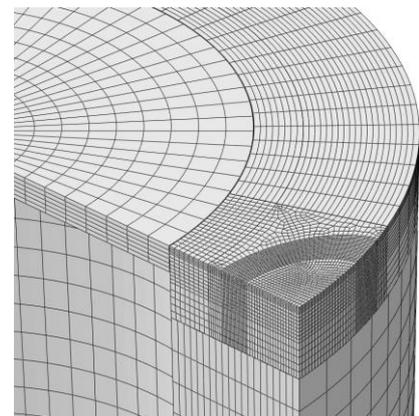
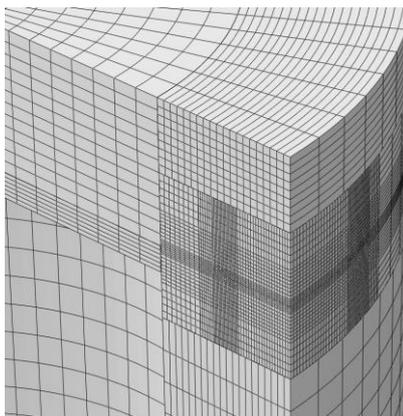
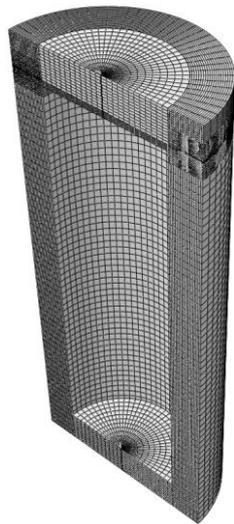
き裂断面

(a)メッシュ 1 (粗い)



き裂断面

(b)メッシュ 2 (中程度、解析に使用)



き裂断面

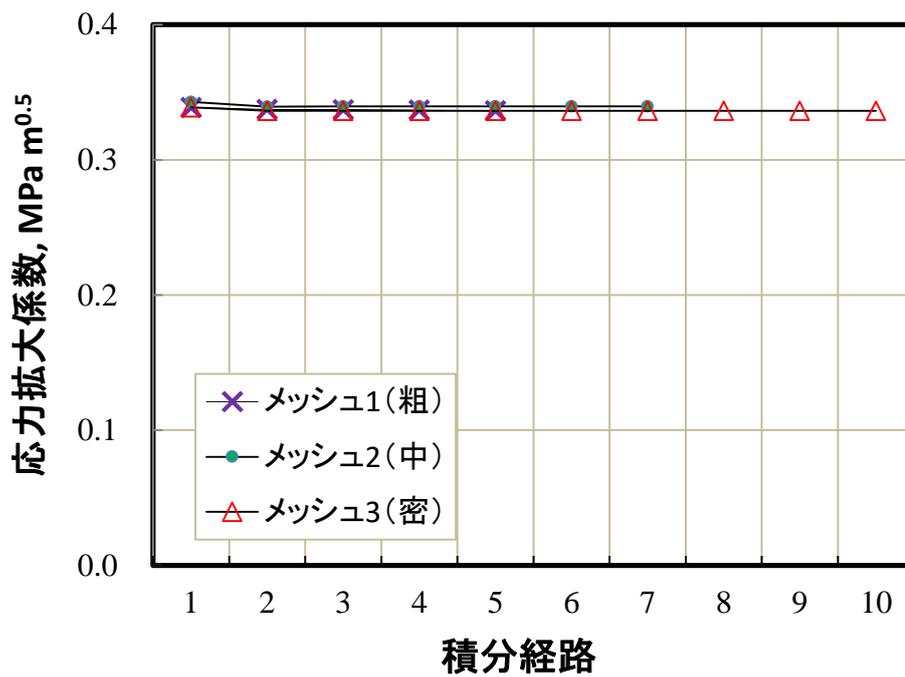
(c)メッシュ 3 (詳細)

図 4.5.3-1 3次元解析用メッシュ分割

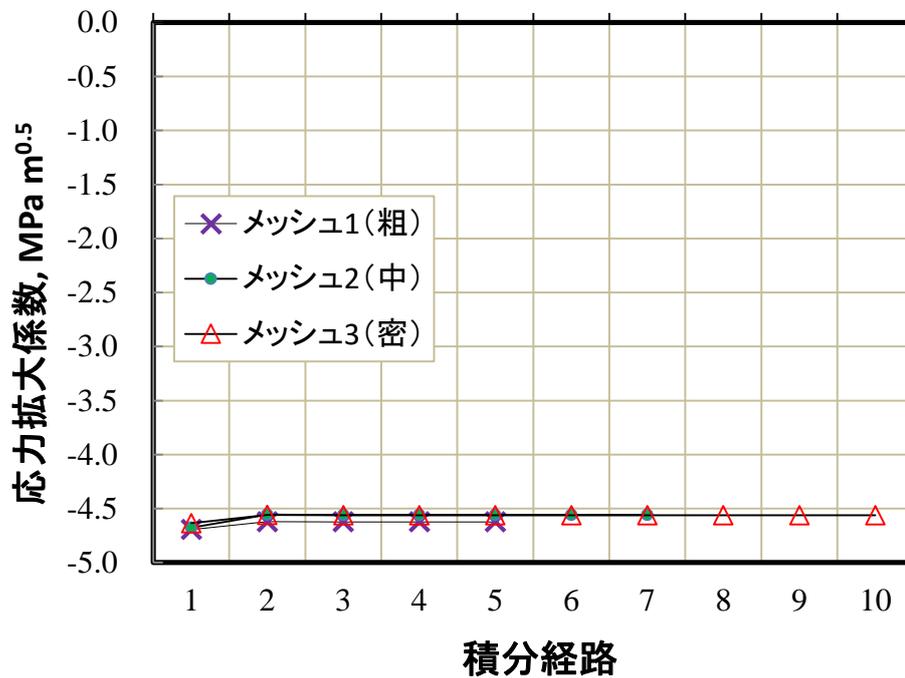
## (2) メッシュの妥当性検証

き裂長さ  $0.5t$  ( $t=110$  mm) の場合の  $K$  値の算出結果を図 4.5.3-2 に示す。 $\sigma_r=10.7$ 、 $\sigma_z=10.7$  および  $\sigma_R=100$  それぞれについて、経路毎の  $K$  値を算出している。メッシュによらず第 3 経路以降の経路毎の  $K$  値はほぼ同じであり、メッシュ分割数の影響は十分収束していることが確認できる。溶接深さに関する解析で示したとおり、外圧に対する  $K$  値は絶対値が小さく、 $\sigma_z=10.7$  の  $K$  値はマイナスとなった。経路毎のばらつきは十分小さいと判断できる。とくに、実用上重要と思われる残留応力に対する  $K$  値 ( $\sigma_R=100$ ) は、経路やメッシュによる変化はほとんど見られなかった。

以降の計算では、メッシュ 2 を用い、第 3 経路から第 7 経路の平均をその条件での  $K$  値として用いた。ちなみに、より詳細なメッシュであるメッシュ 3 は、分割が細かすぎるため、き裂の寸法が小さい場合 ( $alt=0.1$  など) に、計算機のメモリー (64GB) をオーバーしたため、本解析に用いることはできなかった。

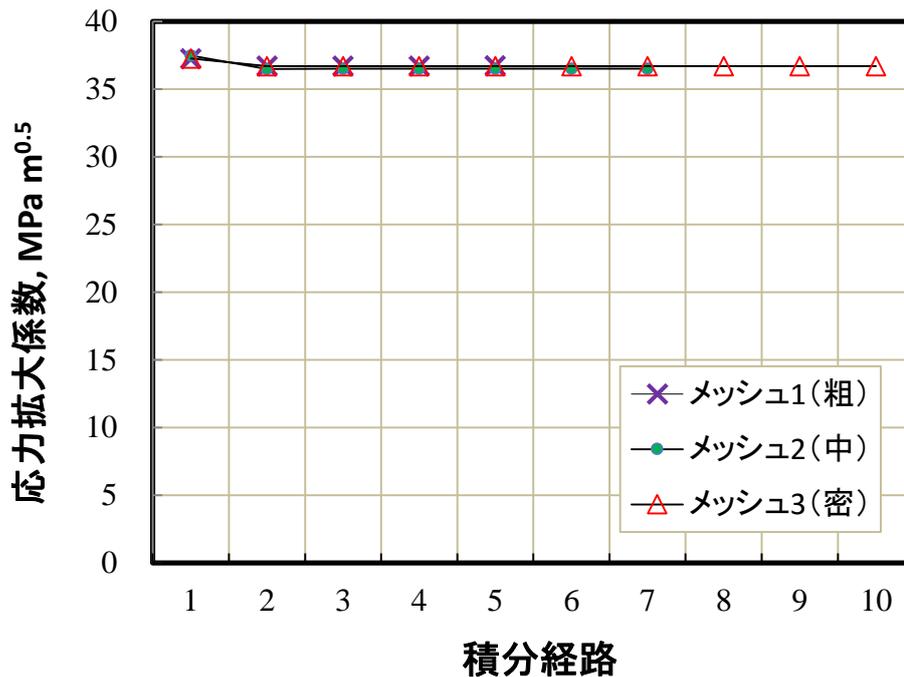


(a)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (10.7, 0.0, 0.0)$



(b)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (0.0, 10.7, 0.0)$

図 4.5.3-2 応力拡大係数 ( $t = 110 \text{ mm}$ ,  $a/t = 0.5$ )



(c)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (0.0, 0.0, 100)$

図 4.5.3-2 応力拡大係数 ( $t = 110 \text{ mm}$ ,  $a/t = 0.5$ ) (つづき)

(3) 解析結果 ( $t = 110 \text{ mm}$  の場合)

板厚  $t = 110 \text{ mm}$  の場合のモード I の  $K$  値とき裂深さの関係を図 4.5.3-3 に示す。外圧に対する  $K$  値は相対的に小さく、き裂深さ  $0.5t$  以下では  $1.0 \text{ MPa m}^{0.5}$  より大きくなることはなかった。一方、残留応力に対する  $K$  値は相対的に大きく、き裂深さに対して単調増加となった。そして、 $K$  値の最大は  $a/t = 0.5$  の場合に  $36.5 \text{ MPa m}^{0.5}$  となった。

図 4.5.3-4 は、残留応力負荷時の相当応力分布を示す。残留応力はき裂面に面圧を負荷することで模擬しているため、応力はき裂部分でのみ大きくなっている。そして、残留応力によりき裂が開口する方向に変形しており、この変形によりモード I の  $K$  値が大きくなっている。

オーバーパックとガラス固化体の接触の有無を調べるために、水平方向変位の分布を図 4.5.3-5 に示す。軸方向の外圧に対する変位はオーバーパックが膨らむ側（ガラス固化体からの距離が大きくなる側）に変位した。半径方向圧力に対する変位は最大で  $0.05798 \text{ mm}$  となりガラス固化体とのギャップの  $5 \text{ mm}$  より十分小さかった。また、残留応力に対する変位は最大で  $0.002379 \text{ mm}$  であった。

実際の溶接残留応力は板厚方向に変化する。一般に、残留応力分布は式(4.5.3-1)で表されるような 5 次の多項式で近似できることから、5 次多項式に対応した  $K$  値を求める。線形弾性解析においては、解の重ね合わせが成立する。たとえば、式(4.5.3-1)の係数  $S_3$  を 1,000 と置き、その他の係数を零とすると次式の応力分布となる。

$$\sigma_R \left( \frac{a}{t} \right) = 1000 \left( \frac{a}{t} \right)^3 \quad \text{式(4.5.3-2)}$$

この残留応力分布を付与した場合の  $K$  値  $K_{(S_3=1000)}$  を用いて、次式において係数  $G_3$  を算出する。

$$G_3 = \frac{K_{(S_3=1000)}}{S_3 \left( \frac{a}{t} \right)^3 \sqrt{\pi a}} \quad \text{式(4.5.3-3)}$$

係数  $G_3$  が求めれば、任意の値  $S_3$  に対して  $K$  値は

$$K = G_3 S_3 \left( \frac{a}{t} \right)^3 \sqrt{\pi a} \quad \text{式(4.5.3-4)}$$

として求まる。同様に、係数  $S_0$ 、 $S_1$ 、 $S_2$ 、 $S_4$ 、 $S_5$  に対して係数、 $G_0$ 、 $G_1$ 、 $G_2$ 、 $G_4$ 、 $G_5$  を求めると、式(4.5.3-1)の任意の係数  $S$  の応力分布に対応する  $K$  値は次式で求まることになる。

$$K = \left[ S_0 G_0 + S_1 G_1 \left( \frac{a}{t} \right) + S_2 G_2 \left( \frac{a}{t} \right)^2 + S_3 G_3 \left( \frac{a}{t} \right)^3 + S_4 G_4 \left( \frac{a}{t} \right)^4 + S_5 G_5 \left( \frac{a}{t} \right)^5 \right] \sqrt{\pi a} \quad \text{式(4.5.3-5)}$$

このようにして得られた係数  $G$  の値を図 4.5.3-6 に示す。確認のため、係数  $S$  がすべて 100 MPa の場合の次式の残留応力分布に対する  $K$  値を算出する。

$$\sigma_R \left( \frac{a}{t} \right) = 100 + 100 \left( \frac{a}{t} \right) + 100 \left( \frac{a}{t} \right)^2 + 100 \left( \frac{a}{t} \right)^3 + 100 \left( \frac{a}{t} \right)^4 + 100 \left( \frac{a}{t} \right)^5 \quad [\text{MPa}] \quad \text{式(4.5.3-6)}$$

図 4.5.3-7 に式(4.5.3-5)により求めた  $K$  値と、式(4.5.3-6)の残留応力を直接負荷した解析で算出した  $K$  値を比較する。両者は全く一致した。

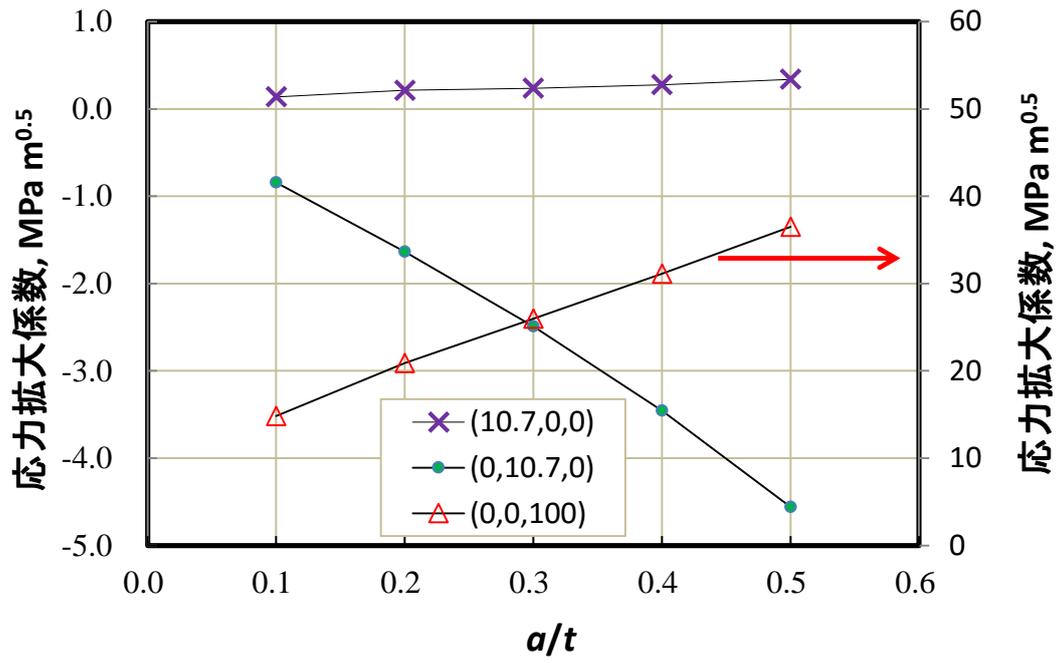
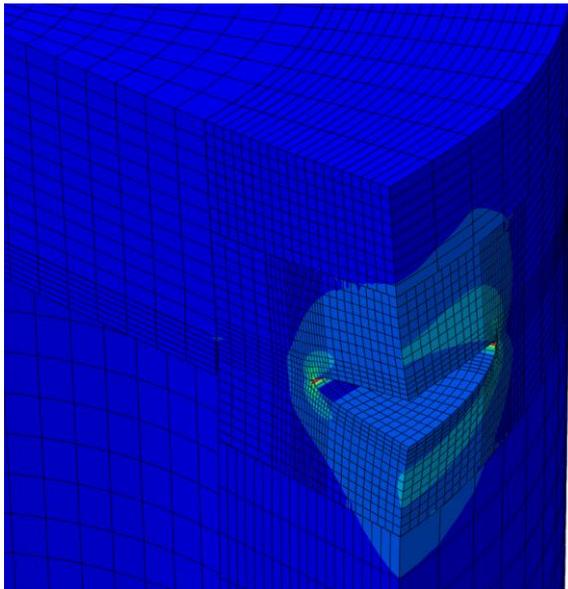
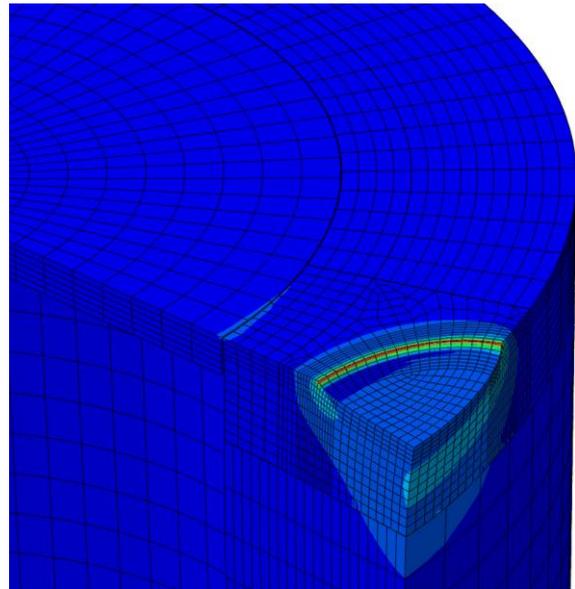


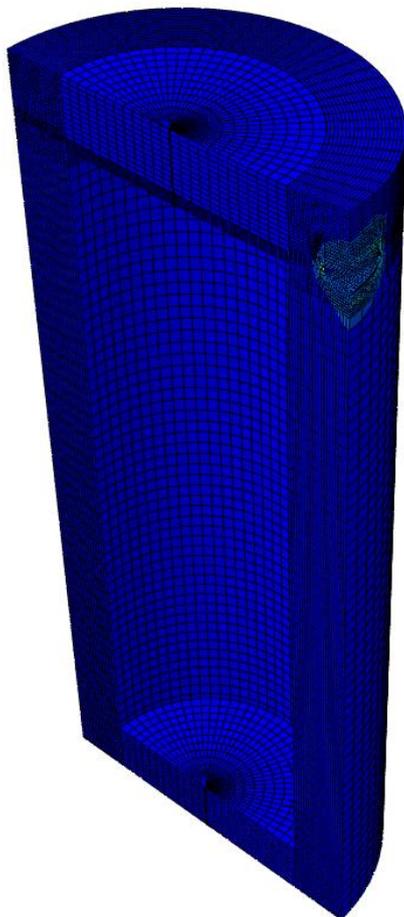
図 4.5.3-3 モード I の応力拡大係数 ( $t=110$  mm, メッシュ 2)



き裂部拡大



き裂断面



(単位 : MPa)

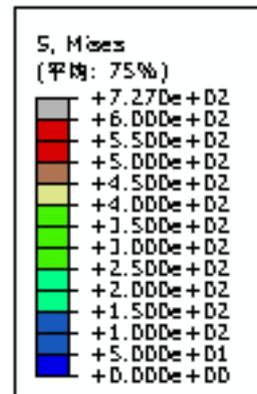
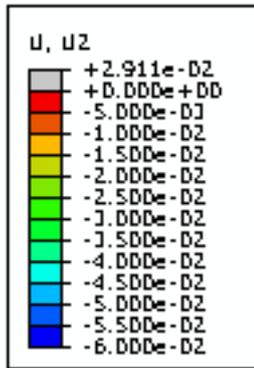
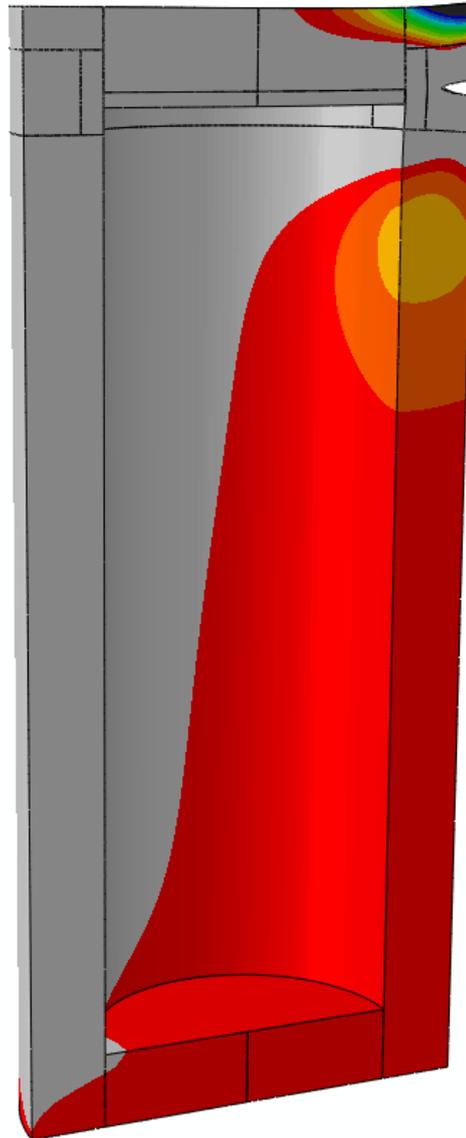
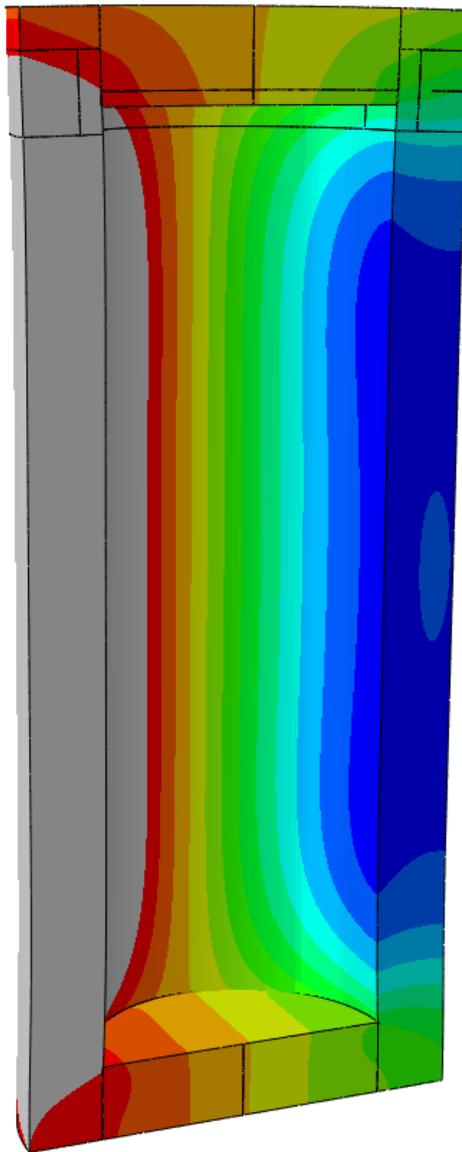
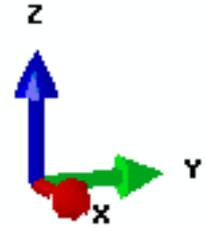
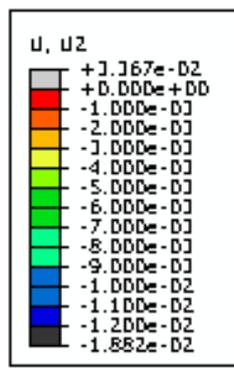


図 4.5.3-4 相当応力分布 ( $t=110$  mm,  $a/t=0.5$ , メッシュ 2)  
 (変形は 200 倍して表示) ( $\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R$ ) = (0.0, 0.0, 100)

(単位 : mm)



(単位 : mm)



(a)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (10.7, 0.0, 0.0)$     (b)  $(\sigma_r, \sigma_z, \sigma_R) = (0.0, 0.0, 100)$

図 4.5.3-5 水方向変位分布  
( $at = 0.5$ , 変形は 200 倍して表示)

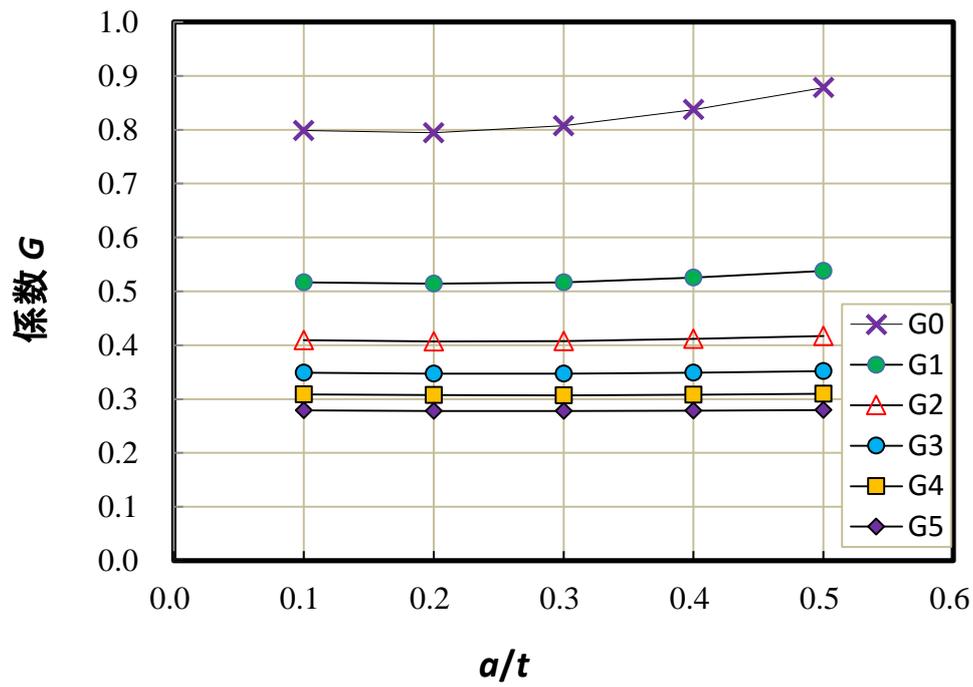


図 4.5.3-6 応力拡大係数における係数  $G$  ( $t = 110$  mm)

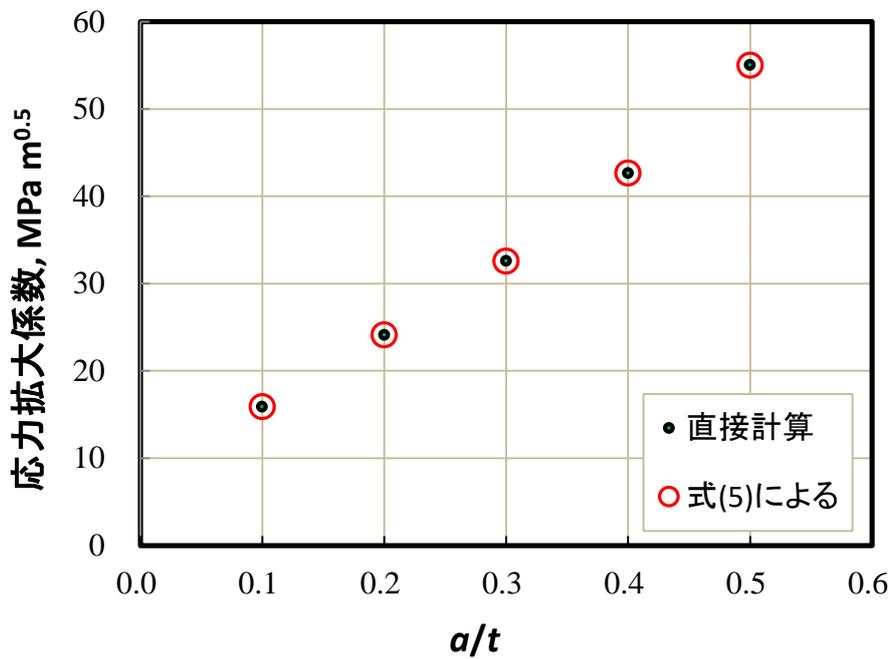


図 4.5.3-7 式(4.5.3-6)の残留応力分布に対する応力拡大係数 ( $t = 110$  mm)

(4) 解析結果 (t を変化させた場合)

容器の厚さ  $t$  を 110 mm 以外に、130 mm、150 mm、170 mm および 190 mm とした場合のモデルを図 4.5.3-8 に示す。オーバーパックのオリジナルの板厚は  $t=190$  mm で、これが減肉によって減少することを想定している。

解析は残留応力を負荷した場合に対して実施し、式(4.5.3-1)の多項式分布に対する係数  $G$  を表 4.5.3-1 のように求めた。

表 4.5.3-1 様々な板厚に対する係数  $G$

$t$ (mm)	$a/t$	$G_0$	$G_1$	$G_2$	$G_3$	$G_4$	$G_5$
110	0.1	0.798	0.517	0.409	0.349	0.309	0.279
	0.2	0.794	0.514	0.407	0.347	0.307	0.278
	0.3	0.807	0.517	0.408	0.347	0.307	0.278
	0.4	0.837	0.526	0.412	0.349	0.308	0.278
	0.5	0.878	0.538	0.417	0.352	0.310	0.279
130	0.1	0.820	0.526	0.415	0.353	0.312	0.282
	0.2	0.816	0.523	0.413	0.351	0.310	0.281
	0.3	0.833	0.528	0.414	0.352	0.310	0.281
	0.4	0.869	0.538	0.419	0.354	0.312	0.281
	0.5	0.917	0.553	0.425	0.357	0.314	0.283
150	0.1	0.843	0.536	0.421	0.357	0.315	0.284
	0.2	0.835	0.532	0.418	0.355	0.313	0.283
	0.3	0.858	0.538	0.420	0.356	0.314	0.283
	0.4	0.900	0.550	0.426	0.359	0.315	0.284
	0.5	0.955	0.567	0.434	0.363	0.318	0.286
170	0.1	0.860	0.544	0.425	0.360	0.317	0.286
	0.2	0.854	0.540	0.423	0.358	0.316	0.285
	0.3	0.882	0.548	0.426	0.360	0.317	0.285
	0.4	0.930	0.562	0.433	0.363	0.319	0.287
	0.5	0.993	0.582	0.442	0.368	0.321	0.289
190	0.1	0.879	0.552	0.430	0.364	0.320	0.289
	0.2	0.872	0.548	0.428	0.362	0.318	0.287
	0.3	0.905	0.557	0.432	0.364	0.319	0.288
	0.4	0.960	0.574	0.439	0.368	0.322	0.289
	0.5	1.031	0.596	0.449	0.373	0.325	0.291

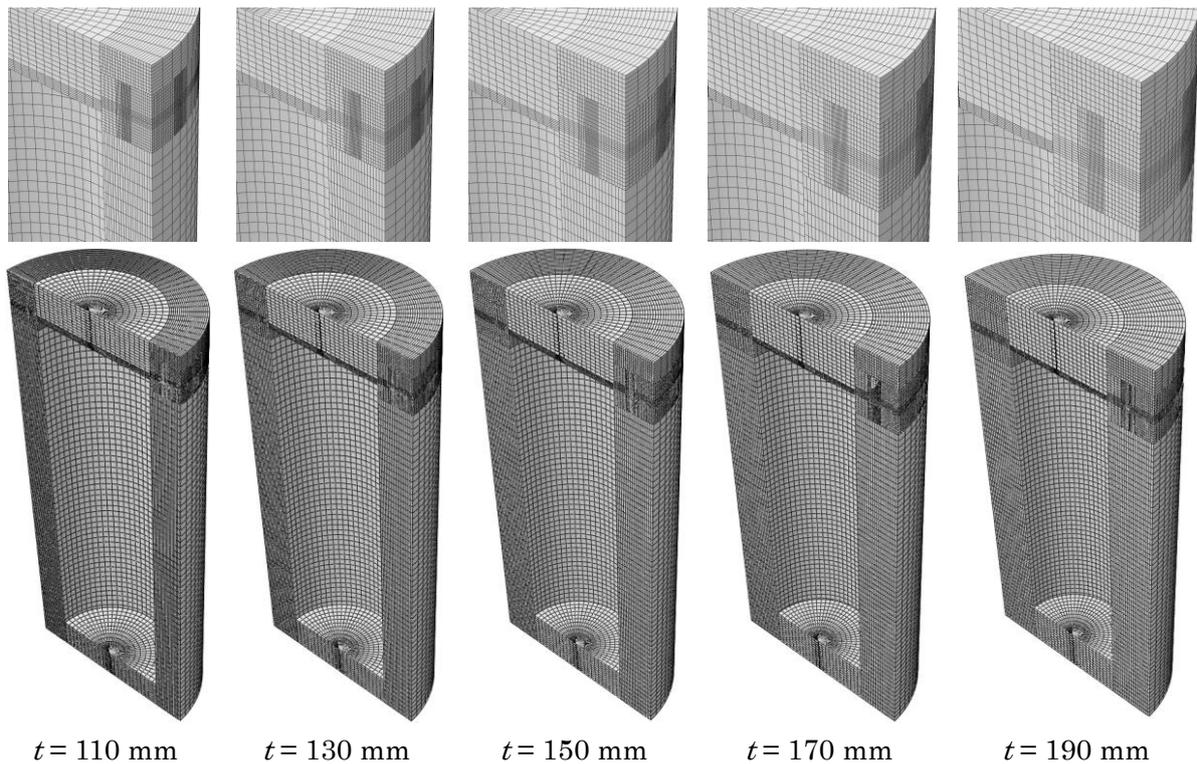


図 4.5.3-8 減肉量を変化させた場合の有限要素メッシュモデル( $alt=0.5$ )

(5) 解析による残留応力分布に対する応力拡大係数

解析で求めた残留応力分布をモデル化する。図 4.5.3-9 の残留応力分布のうち、軸方向に作用する応力のみ破壊に寄与するので、軸方向応力を 5 次の多項式で近似した。容器の減肉を想定して板厚を減少させる場合の残留応力は、例えば、20 mm の減肉 ( $t = 170$  mm) を想定する場合は、図 4.5.3-9 において 20 mm の位置を表面と想定した残留応力分布を用いた。減肉後の板厚が、110 mm、130 mm、150 mm、170 mm および 190 mm の場合の残留応力分布を 5 次多項式で近似した結果を図 4.5.3-10 に示す。得られた定数および分布を、表 4.5.3-2 および図 4.5.3-11 にそれぞれ示す。表面での残留応力は減肉量が大きくなるほど小さい。そして、 $t = 110$  mm では 50 MPa を下回り、圧縮荷重が支配的となっている。

表 4.5.3-2 に示した 5 次多項式の係数と、式(4.5.3-5)および表 4.5.3-1 の定数を用いて算出される  $K$  値を図 4.5.3-12 に示す。確認のため、 $alt = 0.5$  における 5 次多項式の応力分布を有限要素モデルに直接負荷した場合の解析結果と図 4.5.3-13 において比較した。両者は一致しており、式(4.5.3-5)による応力拡大係数算出、および得られた定数が妥当であることが確認できる。図 4.5.3-10 および図 4.5.3-11 に示した残留応力に対応して、板厚が小さくなるほど（減肉が進むほど） $K$  値が小さくなった。 $K$  値は  $t = 190$  mm のときに最も大きくなり、おおよそ 45 MPa  $m^{0.5}$  であった。そして、 $t$  が減少すると  $K$  値も小さくなり、 $t = 110$  mm においては  $alt < 0.3$  において  $K$  値はマイナスになった。また、 $K$  値はき裂深さに対する単調増加とはならなかった。これは、残留応力の深さ方向の応力勾配の影響による。

表 4.5.3-2 残留応力分布の5次多項式近似結果

$t$	0次	1次	2次	3次	4次	5次
110	3.858E+01	-2.847E+02	1.018E+03	-3.374E+03	3.649E+03	-1.373E+03
130	4.489E+01	9.388E+01	-1.107E+03	1.855E+03	-2.051E+03	8.454E+02
150	9.235E+01	-5.350E+02	2.425E+03	-5.881E+03	5.355E+03	-1.781E+03
170	1.605E+02	-9.111E+02	2.996E+03	-5.064E+03	3.139E+03	-6.407E+02
190	1.919E+02	2.227E+02	-6.095E+03	1.894E+04	-2.289E+04	9.325E+03

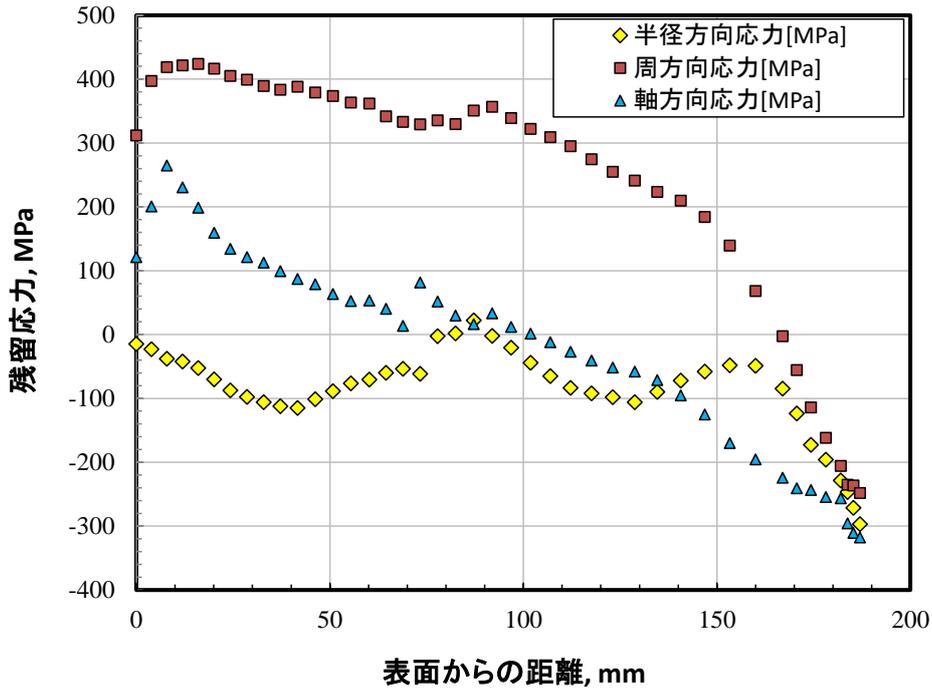


図 4.5.3-9 残留応力分布の解析結果  
 (図 4.4.1-9、図 4.4.1-10、図 4.4.1-11 より再掲)

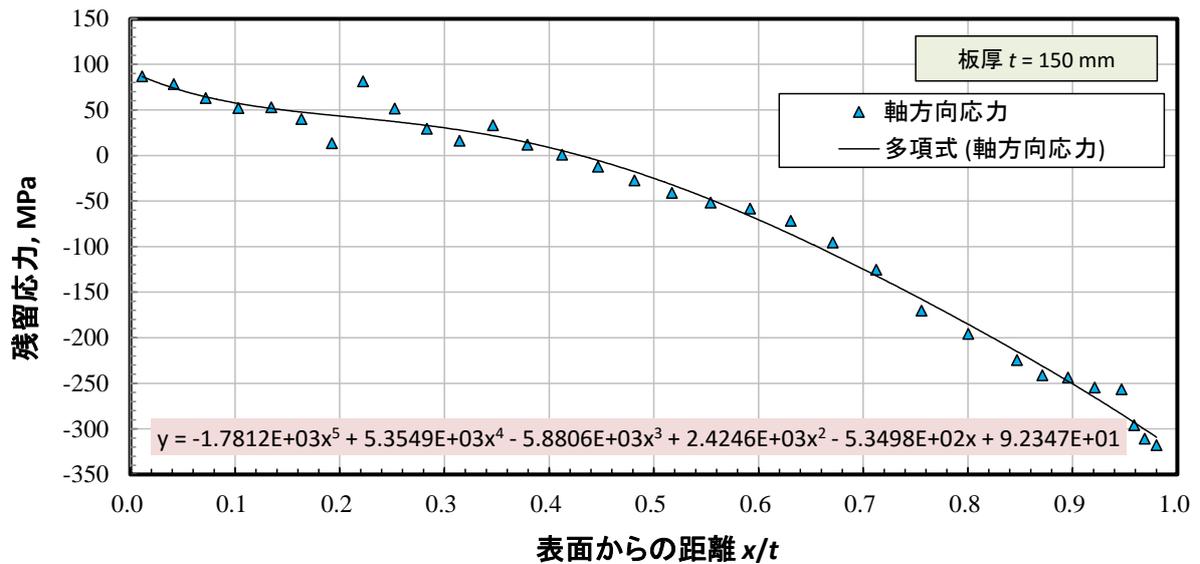
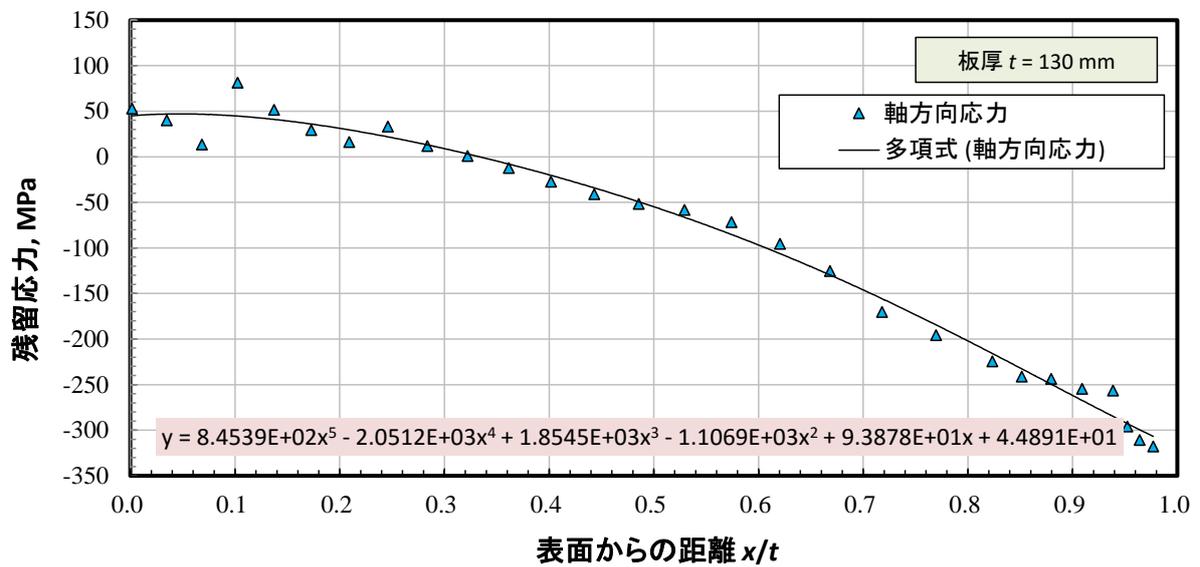
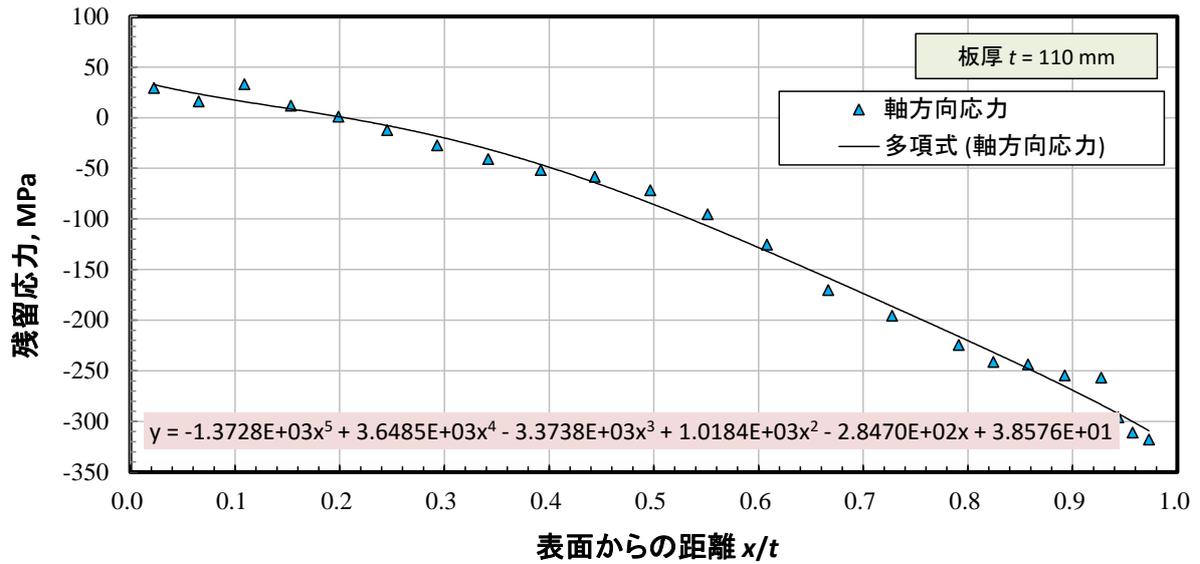


図 4.5.3-10 残留応力分布の近似

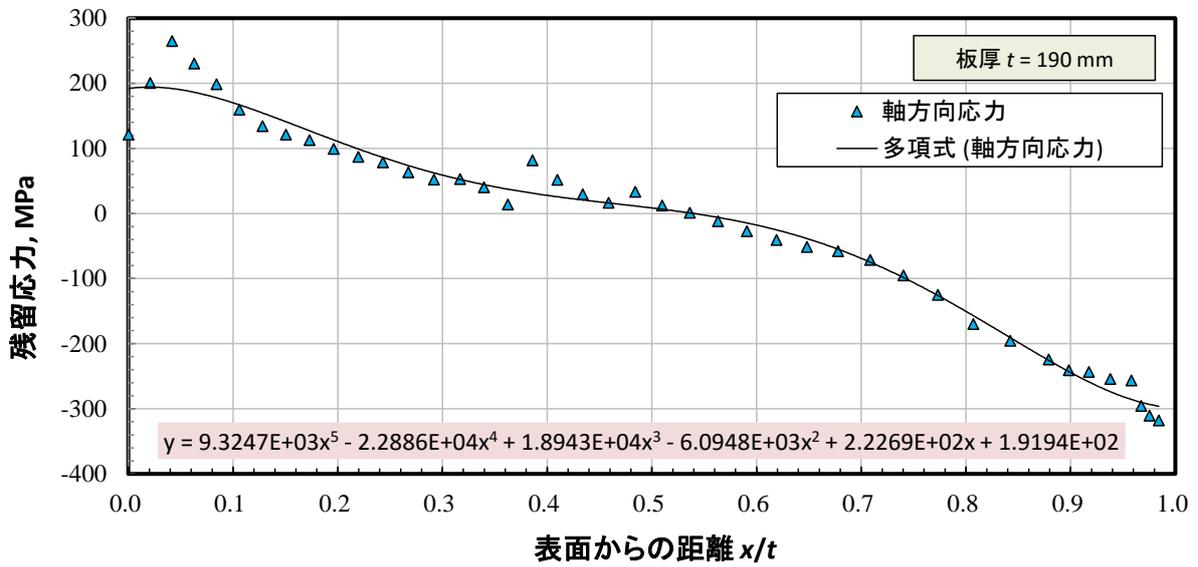
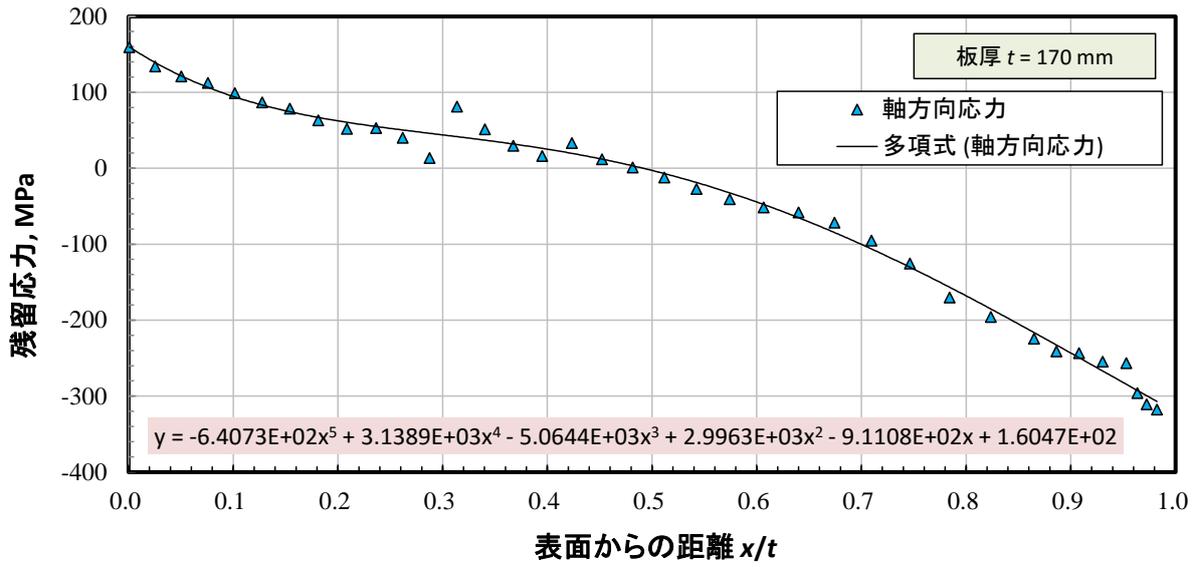


図 4.5.3-10 残留応力分布の近似 (つづき)

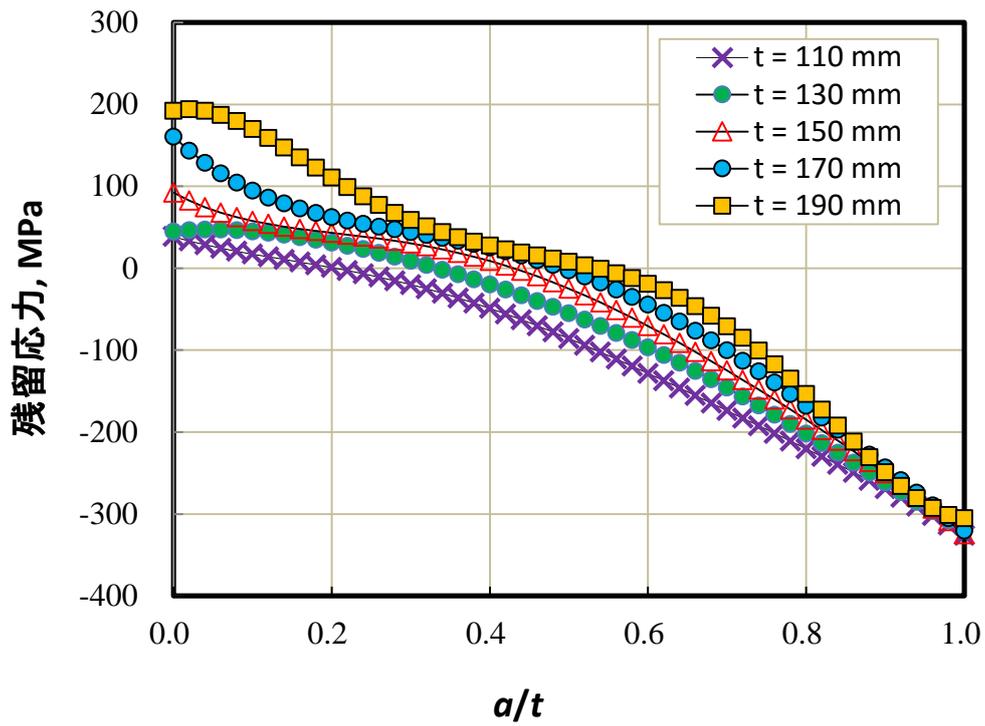


図 4.5.3-11 5次多項式近似した残留応力分布

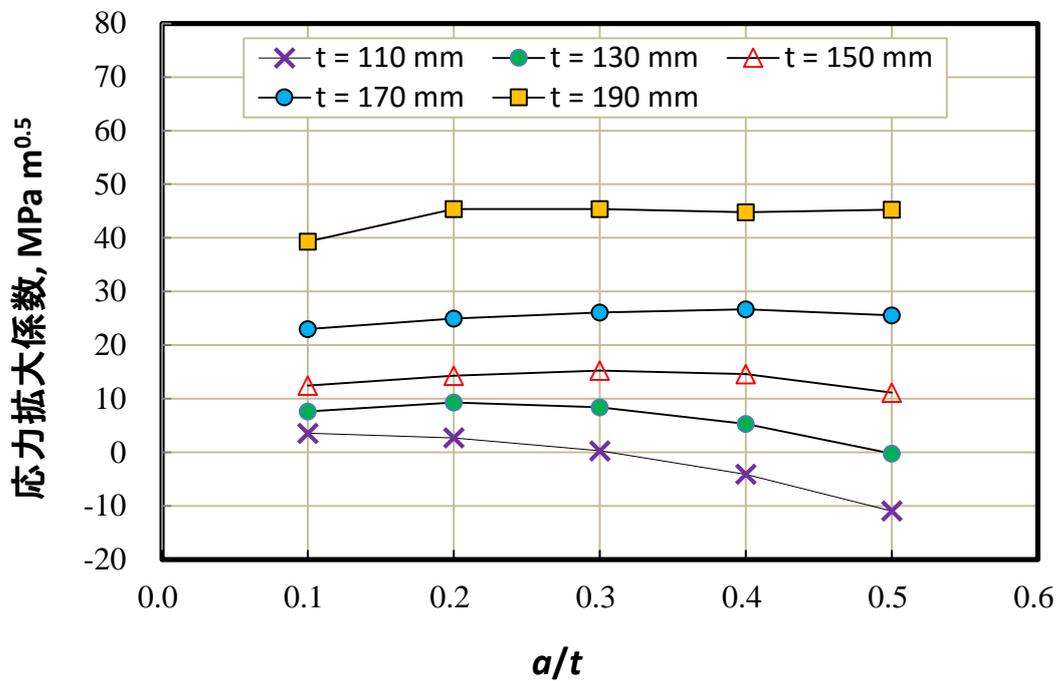


図 4.5.3-12 残留応力に対する応力拡大係数

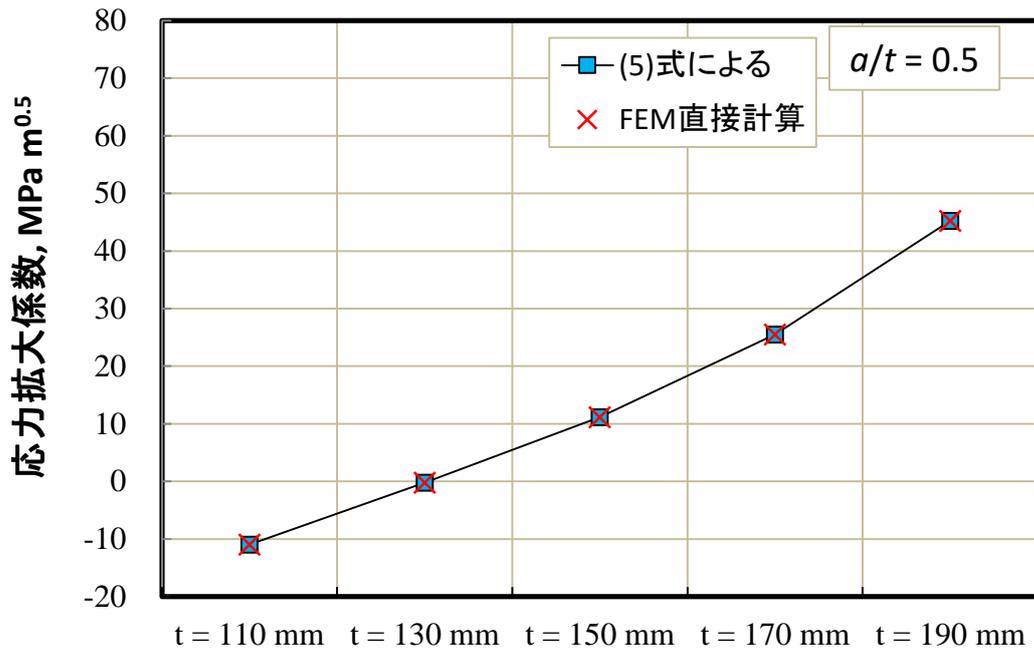


図 4.5.3-13 有限要素解析との比較

(6) 限界き裂寸法と許容残留応力の関係整理

き裂深さと  $K$  値の関係を図 4.5.3-14 に示す。図 4.5.3-12 でも示したように、 $K$  値はき裂深さに対して単調増加とはなっていない。したがって、き裂寸法（溶接欠陥）を小さくしても、破壊の防止に必ずしも寄与しない。一方、図 4.5.3-14 で示した計算結果では、き裂深さの最小値が 15 mm 程度であり、それ以下の深さでは  $K$  値が減少する傾向も見られる。そこで、 $t = 190$  mm に対して  $a/t$  が 0.02 および 0.05 の条件で追加の解析を実施した。き裂が浅くなると計算負荷が大きくなることから、これらの解析ではメッシュ 1（粗）を用いている。 $a/t = 0.1$  の条件で通常メッシュの解析と一致していることから、メッシュを粗くしたことの影響は限定的と考えられる。き裂深さが 20 mm 以下においては、応力係数はき裂深さに対して単調増加となっていることが確認できる。

図 4.5.3-14 では応力拡大係数は単調増加とならず、むしろき裂が深くなると減少する傾向になる。したがって、図 4.5.3-14 で得られた最大の  $K$  値は、すべてのき裂深さの中で最大の  $K$  値と考えられる。図 4.5.3-15 は最大の  $K$  値と容器の厚さの関係を示す。それぞれの減肉後の板厚に対して、図で示した破壊靱性値が確保できるならば、溶接欠陥によって破壊が生じる可能性はないと判断できる。

たとえば、深さ 20 mm のき裂の場合の応力拡大係数は図 4.5.3-14 の結果を内挿することによって得られる。そのようにして得られた  $K$  値とき裂先端における容器内表面からの距離の関係を図 4.5.3-16 に示す。容器の破壊靱性値が図の  $K$  値よりも大きければ、それに対応するき裂寸法は許容できることになる。照射脆化による破壊靱性の低下は容器の内表面からの距離に依存すると想定される。この図を用いることで、どの寸法の欠陥が許容できるかを決定することが可能となる。

これまでの検討では解析で得られた残留応力分布を用いたが、残留応力が一様であった場合（板厚方向に変化しない場合）はき裂深さに対する許容される残留応力、または残留応力に対する許容されるき裂深さを比較的簡便に算出することができる。図 4.5.3-17 に  $t = 110 \text{ mm}$  の場合の解析結果から得られる深さと残留応力の関係を示す。この図から、破壊靱性値が与えられれば、許容残留応力または許容き裂深さを算出することが可能となる。

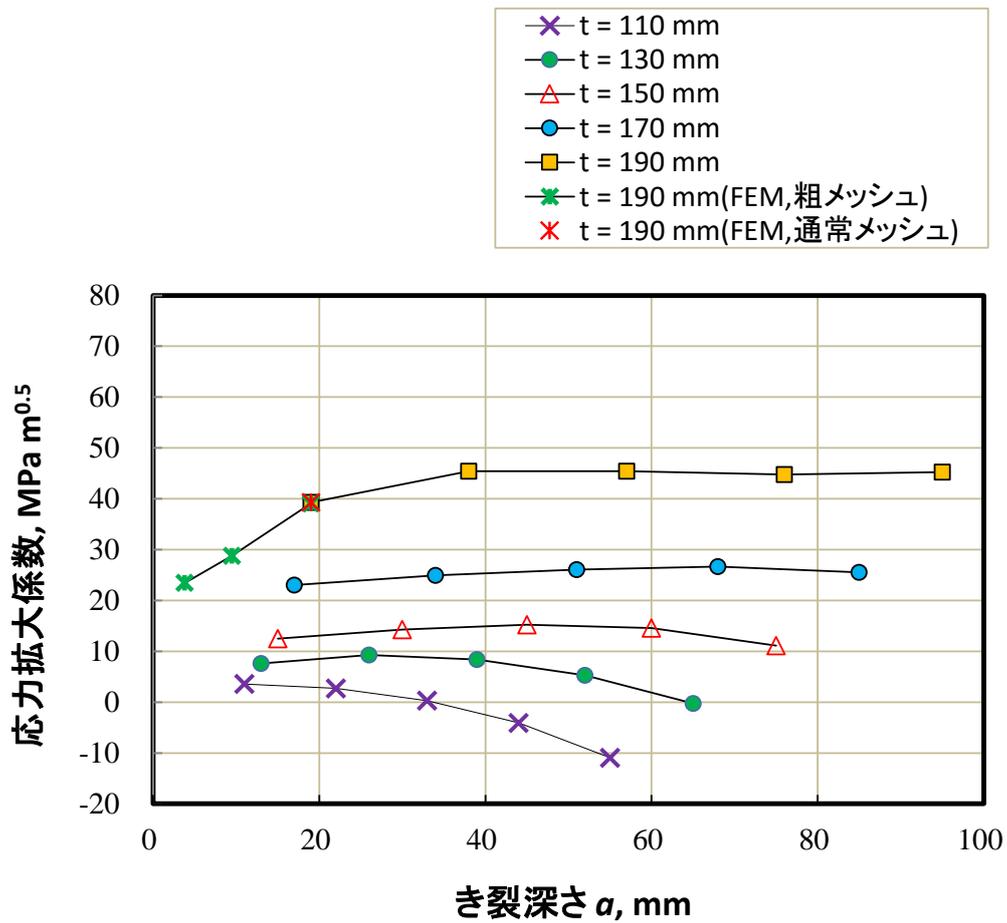


図 4.5.3-14 き裂深さ（絶対値）に対する応力拡大係数

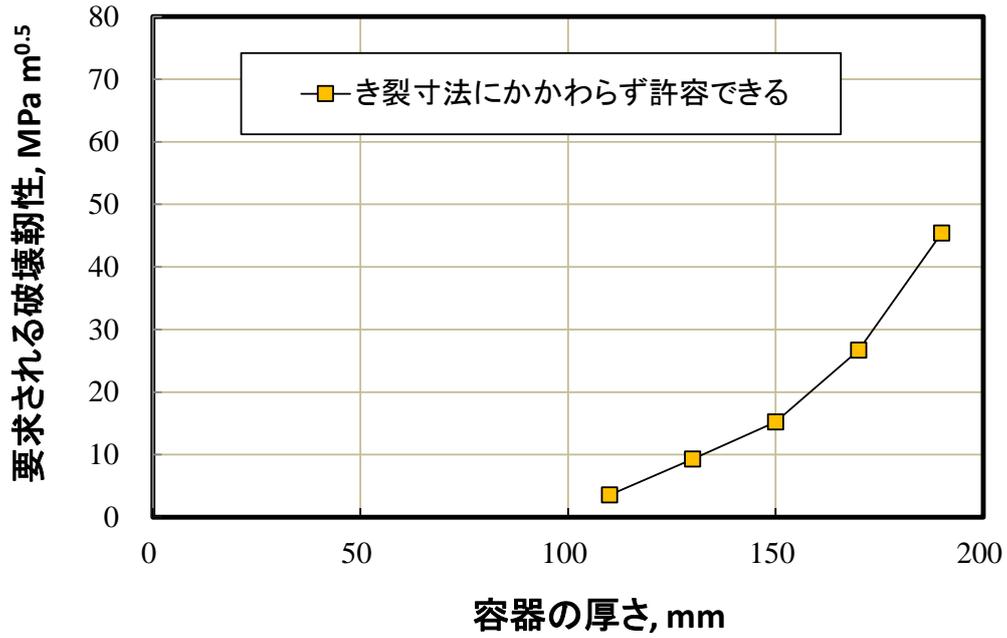


図 4.5.3-15 あらゆる寸法の欠陥が許容できる破壊靱性値

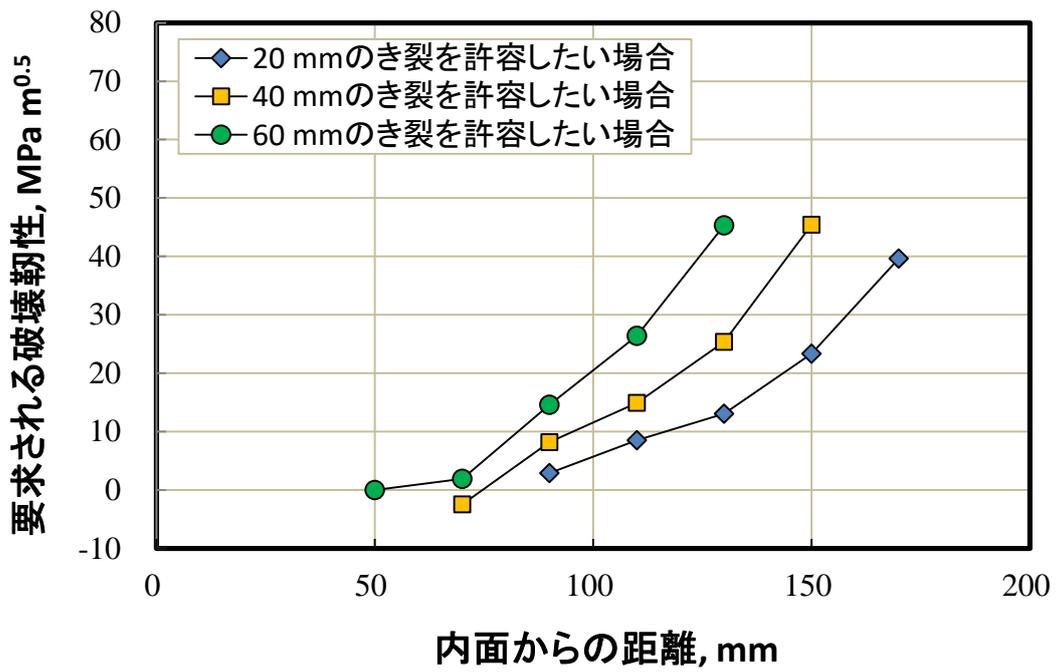


図 4.5.3-16 要求される破壊靱性値

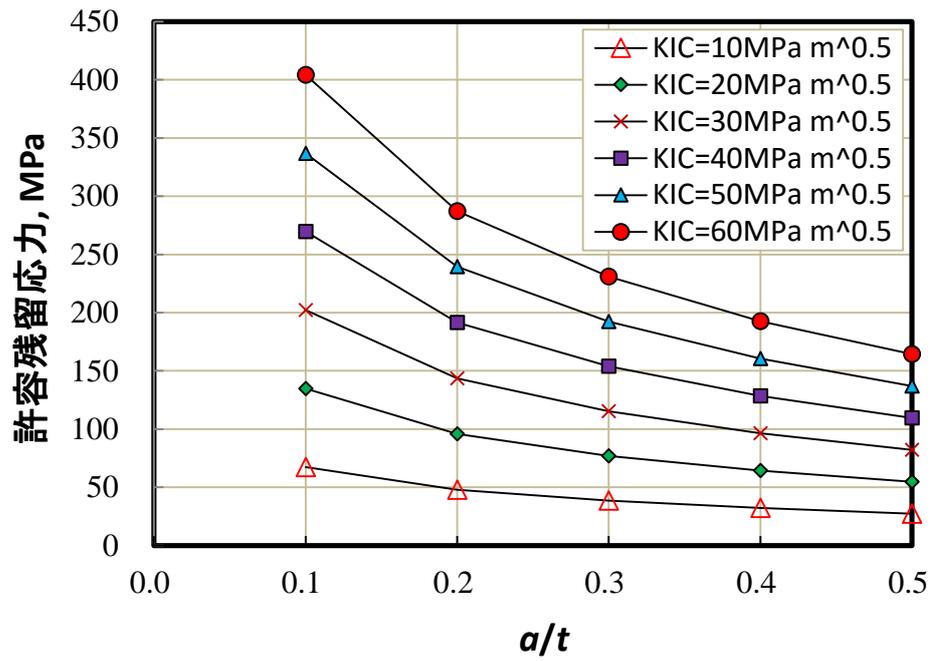


図 4.5.3-17 一様な残留応力が負荷された場合の許容き裂寸法 ( $t = 110$  mm)

## 4.6 まとめ

### 4.6.1 溶接部残留応力および低減効果の検討

平蓋オーバーパック形状に対する溶接残留応力解析を実施し、周方向応力で 400 MPa の引張応力値となった。同様の手法で解析した落し蓋形状のオーバーパックにおける溶接残留応力の結果[3]と比較すると、引張応力の最大値は同程度であった。

PWHT による残留応力低減解析の結果、残留応力の改善効果が見られ、最大応力で 100～150 MPa 程度の引張応力(周方向)に改善された。ガラス固化体の制限温度に注意する必要があるが、保持時間等を伸ばすことによる残留応力値のさらなる低減が期待できると考えられる。

### 4.6.2 溶接深さに関する解析

外圧に対する  $K$  値はマイナスか、無視できるくらい小さく、全板厚の溶接は必ずしも必要ないであろうことが推測された。溶接深さを浅くできれば、溶接の品質も向上し、残留応力低減や溶接欠陥の減少、さらには溶接後検査における欠陥検出性の向上が期待できる。

### 4.6.3 き裂先端の $K$ 値解析

同様に外圧に対する  $K$  値は小さいことが示された。一方、残留応力に対しては、 $K$  値が大きくなる場合も想定され、破壊に対する考慮が必要であると推測される。破壊を生じさせないために必要な容器の破壊靱性値を示すとともに、許容寸法に対する検討を行った。そして、破壊を生じさせないために必要となる容器の破壊靱性値、および破壊靱性値に対する許容き裂深さを算出した。

#### 第4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－平成 19 年度～平成 24 年度の取りまとめ報告書－ (2013).
- [2] 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 26 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 (第一分冊) (2015).
- [3] 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).
- [4] 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).
- [5] 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－ (1/2) (2011).
- [6] 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 2 分冊)－人工バリア品質評価技術の開発－ (1/2) (2012).
- [7] 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).
- [8] 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).
- [9] 日本機械学会：発電用原子力設備規格 維持規格、JSME S NA1-2012 (2012).

## 第5章 炭素鋼の脆化量予測に関する検討

### 5.1 背景および目的

第2章で埋設後のオーバーパックの強度に影響をおよぼす可能性のある材料劣化事象は、放射線照射と水素吸収による脆化であることを示した。材料は脆化すると脆くなるため、脆化量が大きい場合には、設計応力に到達する前に溶接欠陥などを起点とした破壊が生じる可能性がある。HLW 第2次取りまとめ[1]では、オーバーパックに照射される中性子線とγ線のエネルギースペクトルを解析により求め、鉄のはじき出し断面積から炭素鋼オーバーパックのはじき出し数を算出している。そして、鋼の中性子照射データの統計解析によって導出された式を用いて延性脆性遷移温度 (DBTT) の変化量が求められている。その結果、DBTT の変化量はオーバーパックの使用温度に対して十分に低いため、脆化量は無視できる程度と予想されている。

しかし、従来の照射試験とオーバーパックでは、線量率や照射期間、温度などの照射条件が大きく異なっている。Nagai ら[2]は、中性子照射量が同じ場合、線量率が低い条件の方が降伏応力の増加量が大きくなり、脆化が促進されることを報告している。これは、照射により材料内に形成される照射欠陥が、線量率により異なり、低線量率ほど溶質原子クラスターの析出量が多くなることが原因であると考察されている。オーバーパックの照射条件は、低照射速度、低温、長期間であり、照射試験により破壊靱性値の低下量を予測することは現実的でない。そのため、本章では、照射損傷に関するモデル解析および材料試験により、1000年後の炭素鋼の破壊靱性値の低下量を推定することを目的とする。

## 5.2 研究開発計画

オーバーパックの1000年後の破壊靱性値の低下量を推定するための研究開発フローを図4.6.3-1に示す。破壊靱性値の低下量の推定は、モデル解析と材料試験により実施する。モデル解析では、平成26年度に求めたオーバーパックの損傷速度および損傷量を入力条件とする。モンテカルロシミュレーションや第一原理計算などを用いたマルチスケールモデリングにより、反応速度論的に1000年間の照射によるマイクロ組織の変化を推定する。一方で、照射による炭素鋼の脆化因子や欠陥生成に対する照射速度依存性、温度依存性などは、電子線やイオンを用いた照射試験片を用いた分析により調査し、モデル解析に反映する。

破壊靱性値の低下量と降伏応力の増加量、降伏応力の増加量と硬さの増加量、硬さの増加量とマイクロ組織の変化量には相関があることが報告されている。そのため、照射した試験片を用いてマイクロ組織の変化量と硬さの増加量を取得する。また、照射材を模擬した冷間加工材を用いて、降伏応力の増加量と硬さの増加量、破壊靱性値と降伏応力の増加量の関係を調べる。モデル解析で推定したマイクロ組織の変化量と材料試験で取得した硬さ、降伏応力、破壊靱性値の関係から、1000年後のオーバーパックの破壊靱性値の低下量を推定する。

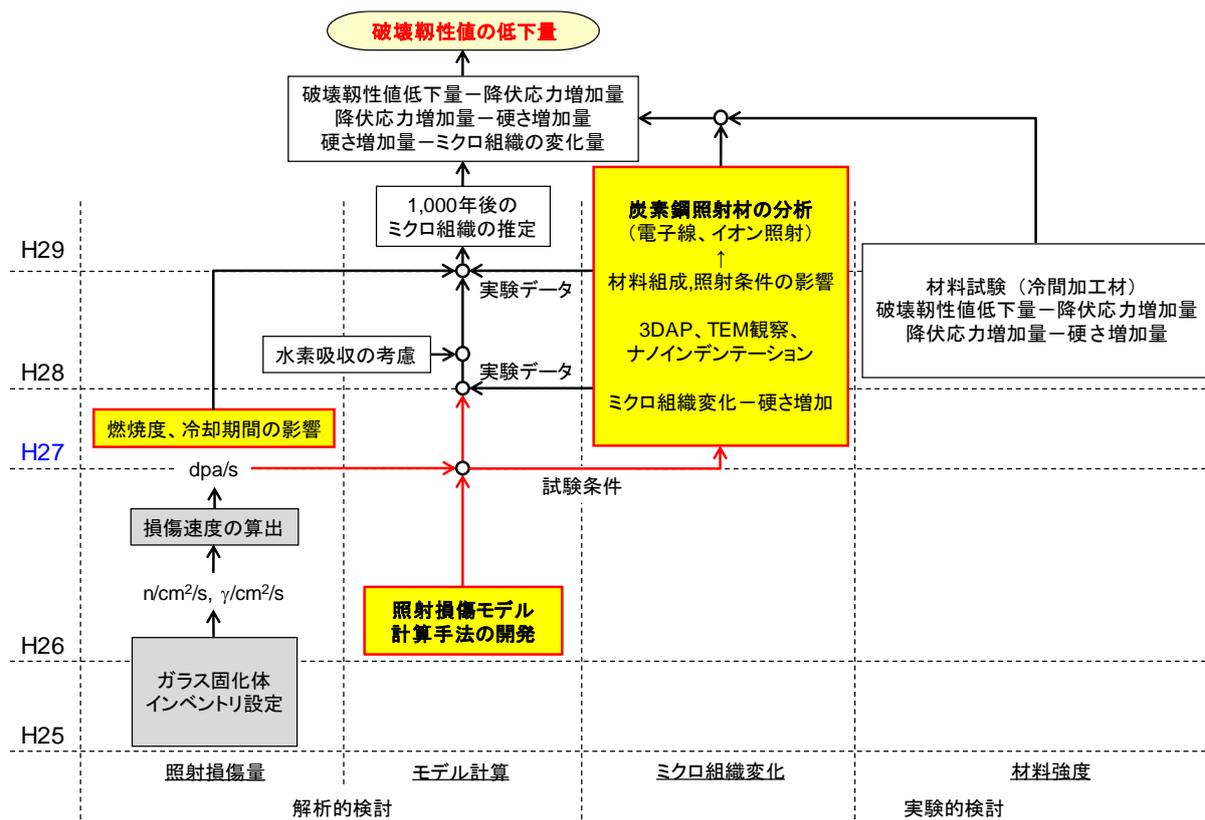


図 4.6.3-1 脆化量予測のための研究開発フロー

### 5.3 平成 26 年度までの実施概要

前年度は、オーバーパック材の照射脆化に関する研究の動向調査を行った[3]。ただし、オーバーパック材の照射脆化に関する先行研究はさほど多くないため、長年の研究実績のある軽水炉圧力容器鋼の照射脆化を調査の対象とした。

軽水炉圧力容器鋼の照射脆化を材料組織学的に見ると、照射により、ボイドや転位ループ、銅などの不純物元素の析出物がナノレベルの微小欠陥クラスタとして形成し、それが転位運動の阻害要因となって材料の応力応答性の低下(いわゆる硬化)、脆化に至るとされている(図 4.6.3-1)。最近の研究では、照射後期に材料中に形成するニッケル、マンガン、シリコン系(NiMnSi)の析出物も脆化要因のひとつとなることが明らかになってきた。このような微小欠陥クラスタ(脆化種)の形成をモデル化し、その発生を予測することができれば、照射によるオーバーパック材の脆化予測も可能になると考えられる。現在の日本の原子力規制においては、日本電気協会規程 JEAC4201-2007[4]-[7]に基づいた圧力容器鋼を対象とした脆化予測が行われている。

JEAC で規定されている脆化予測法は、脆化の機構論に基づいて作成された微分方程式を、国内の商業軽水炉および材料試験炉から得られた材料照射データにフィットさせるよう作られている。前年度の調査研究においては、この軽水炉圧力容器鋼の脆化予測法をそのままオーバーパックの照射環境にあてはめたが、表 4.6.3-1 に示すように、軽水炉の照射条件(照射温度約 290°C、中性子照射フラックス  $1.0 \times 10^{11}$  [n/cm<sup>2</sup>/s]、照射時間 40 年[7])とオーバーパックの照射条件(照射温度 90°C、中性子照射フラックス  $3.5 \times 10^3$  [n/cm<sup>2</sup>/s]、照射時間 1000 年[3][8])には大きな開きがある。この脆化予測法をオーバーパックの照射条件にそのまま当てはめることの適切性については、今のところ明らかになってはいない(参考のため、JEAC4201-2007 で規定されている照射脆化予測法の適用範囲を表 4.6.3-2 に示す。主に、使用した材料照射データの取得条件に基づいて決められている)。精度の良い脆化予測を、オーバーパック環境においても実現させようとするのであれば、現行の脆化予測法の外挿の妥当性を吟味し、必要に応じて脆化予測式の改良を施すことが不可欠となる。特に、中性子照射フラックスに関する外挿性の議論には注意が必要である。なぜなら一般的に、中性子照射フラックスの低い条件ほど、中性子照射量をそろえた場合の銅析出物(脆化種)の形成は相対的に促進されることが指摘されているからである[2]。すなわち、オーバーパックのようにゆっくりじっくり照射する方が、軽水炉照射のようにすばやく照射するよりも、脆化は進行すると考えられている。

こうした課題を解決するには、JEAC4201-2007 で規定された脆化予測法の外挿性を今一度、脆化の機構論に立ち返って議論し、オーバーパック条件での脆化予測のあいまいさを定量評価する、もしくは、オーバーパックの条件に対しても十分に適用可能な新たな脆化予測法を開発する必要がある。ちなみに、この外挿性について言うと、中性子照射フラックスや温度依存性のみならず、材料依存性(軽水炉圧力容器鋼は Mn-Ni-Mo 系の低合金鋼であるのに対し、オーバーパック材料は炭素鋼である)についても言及する必要がある。なぜなら、圧力容器鋼の照射条件では駆動しない脆化メカニズムがオーバーパック材料において発現する可能性も否定できないからである。これらのことを踏まえ、今年度の研究では、オーバーパック材の脆化の発生メカニズムをサブナノレベルで議論し、脆化種形成の予測に関する検討を行った。

以下に今年度の研究目的および具体的内容を示す。

- ①オーバーパック材の照射脆化を予測できるモデルの構築
- ②モデルの構築にあたって必要な予備計算とそのモデル化の検討

表 4.6.3-1 オーバーパック材および商業軽水炉(PWR 型)の圧力容器鋼の照射条件

	中性子照射 量[n/cm <sup>2</sup> ]	中性子束 [n/cm <sup>2</sup> /s]	照射量 <sup>1</sup> [dpa]	損傷速度 <sup>2</sup> [dpa/s]	温度
オーバーパック (1000 年)	1.1×10 <sup>14</sup>	3.5×10 <sup>3</sup>	10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-17</sup>	90℃以下
PWR 型軽水炉 圧力容器鋼 (40 年)	1.3×10 <sup>20</sup>	1.0×10 <sup>11</sup>	0.1	10 <sup>-10</sup>	290℃

表 4.6.3-2 JEAC4201-2007(パラメータセットは 2013 年版)の適用範囲

Cu	0.25 wt%以下
Ni	0.5-1.1 wt%
P	0.025 wt%以下
$\phi t$	1.0×10 <sup>17</sup> -1.3×10 <sup>20</sup> n/cm <sup>2</sup> (E > 1 MeV)
$\phi$	1.0×10 <sup>7</sup> -1.0×10 <sup>12</sup> n/cm <sup>2</sup> /s (E > 1 MeV)
Temperature	270 - 290℃

<sup>1</sup> dpa(displacement per atom): 照射領域に存在する格子原子数に対する照射によりはじき出された原子数の比。0.1dpa は照射領域に存在する原子の 10%が 1 回はじき出されることを意味する。実際、材料内において格子位置からはじき出された原子は元の格子位置もしくは別の格子位置で安定になることから、照射領域に存在する原子の 10%が必ず乱れているとは限らない。

<sup>2</sup> dpa/s: 単位時間中に生成するはじき出し原子の数であり、はじき出し過程の状態を示すことができる指標の一つである。照射場の照射能力の定量化にも使われるパラメータである。

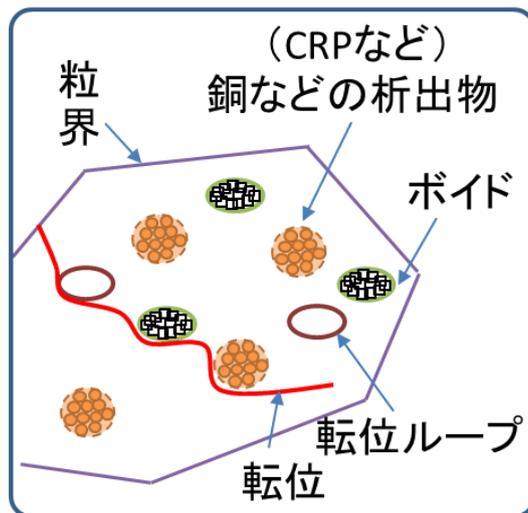


図 4.6.3-1 照射脆化の概略図

## 5.4 オーバーパック照射脆化予測モデルの構築

### 5.4.1 脆化予測モデル構築の方針

前年度の調査研究から、JEAC4201-2007 照射脆化予測式は現存する予測式の中で最も実績があることがわかった。しかし、予測の適用範囲はオーバーパックの照射条件と大きく乖離している。適用範囲を超えて予測を行うには、脆化予測式の外挿に関する正当性を担保しなければならない。正当性を向上させるには、照射脆化の機構論を詳細に取り入れることが重要となる。そこで、JEAC4201-2007 の考え方を念頭に置き、さらに照射脆化の機構論を組みこむことで、オーバーパック材の照射脆化予測モデルを構築する。特に、中性子フラックスおよび照射温度は軽水炉とオーバーパックで大きく乖離しているため、この2つに着目して外挿の精度を向上させる。

JEAC4201-2007 について簡単に説明すると、照射による材料内マイクロ構造変化とそれに伴う機械特性変化の2段階で照射脆化がモデル化されている（図 5.4.1-1）。オーバーパックの照射脆化を予測するにあたって、JEAC4201-2007 脆化予測モデルで明らかに外挿の範疇となるのは照射によるマイクロ構造変化の中性子フラックス依存性および照射温度依存性である。マイクロ構造変化によって生じる機械特性の変化については、JEAC4201-2007 で行われているモデル化をそのまま適用する。

本検討では、前年の調査研究で明らかになった照射脆化の大きな要因となる銅原子クラスタに着目し、クラスタの核生成についてシミュレーションを行う。それにより、照射によって形成される欠陥クラスタの数密度について議論を行う。

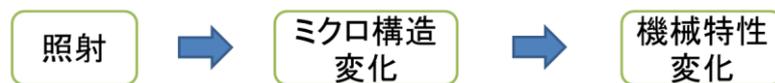


図 5.4.1-1 JEAC4201-2007 における照射脆化予測モデルの概要

### 5.4.2 照射欠陥の濃度の照射条件依存性

材料に照射された中性子などの粒子は材料原子と反応し、核変換反応や材料原子のはじき出し反応が生じる。原子はじき出しが生じることによって、材料内には空孔や格子間原子といった点欠陥が生成する。生成した点欠陥は拡散して、空孔集合体であるボイドおよび格子間原子集合体である転位ループを形成する。このようにして形成された欠陥クラスタが転位の運動を阻害することによって、材料が脆化する（図 5.4.2-1）。

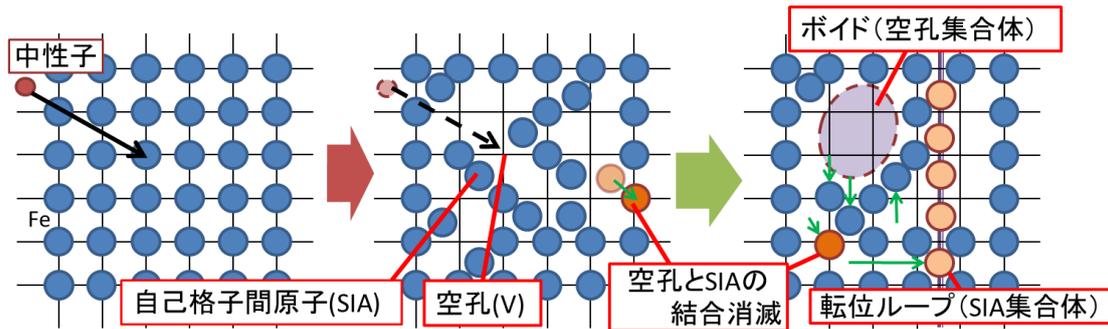


図 5.4.2-1 照射損傷の概略図

照射によって母相（マトリクス）中に生成する照射欠陥の濃度（数密度）を知ることは、微小欠陥クラスターの形成過程をモデル化する上で非常に重要である。照射欠陥である空孔と格子間原子の濃度は、3つの反応を取り扱う反応速度式により簡易的に求めることができる。3つの反応は、照射による欠陥（空孔と格子間原子）の生成反応、空孔と格子間原子の再結合消滅反応、点欠陥の転位や粒界といったシンクへの吸収消滅反応である。

$$\begin{cases} \frac{dC_I}{dt} = P(1 - C_V) - \frac{4\pi r_0}{\Omega} (D_I + D_V) C_I C_V - K_I D_I (C_I - C_I^{eq}) \\ \frac{dC_V}{dt} = P(1 - C_V) - \frac{4\pi r_0}{\Omega} (D_I + D_V) C_I C_V - K_V D_V (C_V - C_V^{eq}) \\ B = \frac{Z_I - Z_V}{Z_I} = \frac{K_I - K_V}{K_I} \end{cases} \quad \text{式(5.4.2-1)}$$

$P$ は損傷速度、 $r_0$ は原子半径、 $K$ はシンク強度、 $Z$ は転位線を想定したシンクの欠陥捕獲率、 $B$ は転位バイアスを表している。 $C^{eq}$ は熱平衡濃度である。反応速度式の右辺の第一項は欠陥生成反応、右辺の第二項は再結合消滅反応、右辺の第三項はシンク吸収消滅反応を表している。シンク消滅反応では、転位線のバイアス効果を表しており、格子間原子と空孔の転位への吸収消滅度の違いを表している[9][10]。熱平衡濃度は以下の式で求めることができる。

$$C^{eq} = \exp\left(-\frac{E_f}{kT}\right) \quad \text{式(5.4.2-2)}$$

ここで、 $E_f$ は欠陥の形成エネルギー、 $k$ はボルツマン定数、 $T$ は温度である。この反応速度式を数値解析的に解くことで、照射欠陥の濃度の時間履歴を得ることができる。必要なパラメータは表 5.4.2-1 に示すとおりとした。ここでは、欠陥濃度の時間変化がゼロとなる定常状態に達した時の欠陥濃度について議論する。

図 5.4.2-2 には空孔の定常欠陥濃度の照射温度および損傷速度依存性を示す。空孔の定常濃度

は損傷速度の増加とともに上昇し、その傾向は3つに分類できる。高フラックスの条件下では、空孔と格子間原子の再結合反応が優勢に生じるため、空孔の定常濃度は損傷速度の 1/2 乗に比例する。その損傷速度から低下させた場合、欠陥のシンク吸収反応が優勢になるため、空孔の定常濃度は損傷速度の 1 乗に比例する。低損傷速度の条件では、熱空孔濃度が照射で生じる空孔よりも多くなるため、空孔の定常濃度は損傷速度によらず一定になる。

図 5.4.2-3 には格子間原子の定常欠陥濃度の照射温度および損傷速度依存性について示す。格子間原子の定常濃度は、空孔より数桁低いものの、照射条件依存性はほぼ同じ傾向を示す。また、格子間原子の形成エネルギーは高いため、熱平衡濃度は低い。そのため、空孔で見られた熱平衡欠陥の寄与は、格子間原子では見られない。

なお、ここで求めた照射欠陥濃度は、銅原子クラスター核生成のモンテカルロシミュレーションにおいても使用している。

表 5.4.2-1 反応速度論式に含むパラメータ

材料	BCC-Fe
格子定数	2.8665 Å
格子間原子形成エネルギー	4.88 eV [11]
空孔移動エネルギー	1.70 eV [11]
格子間原子移動エネルギー	0.3 eV [12]
空孔移動エネルギー	1.0 eV [13] [14]
転位密度	$10^{13} \text{ m}^{-2}$
転位バイアス	0.22 [10]

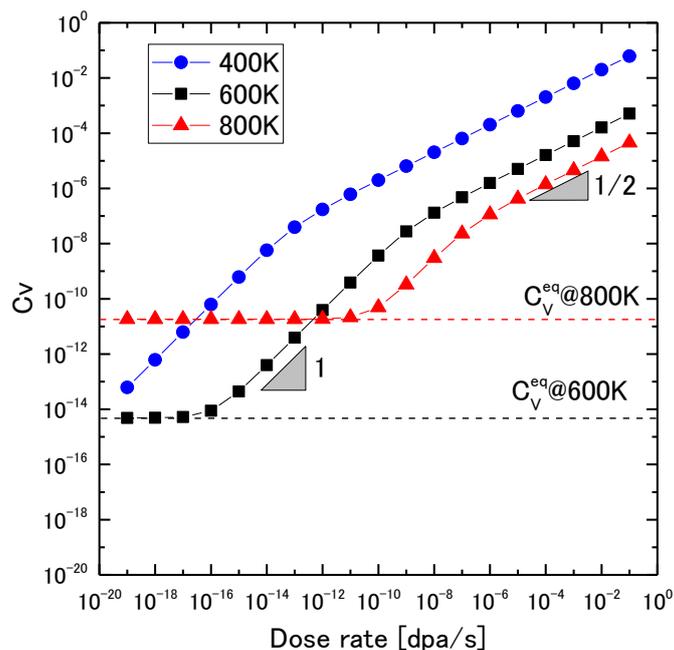


図 5.4.2-2 定常状態における空孔濃度の照射条件依存性

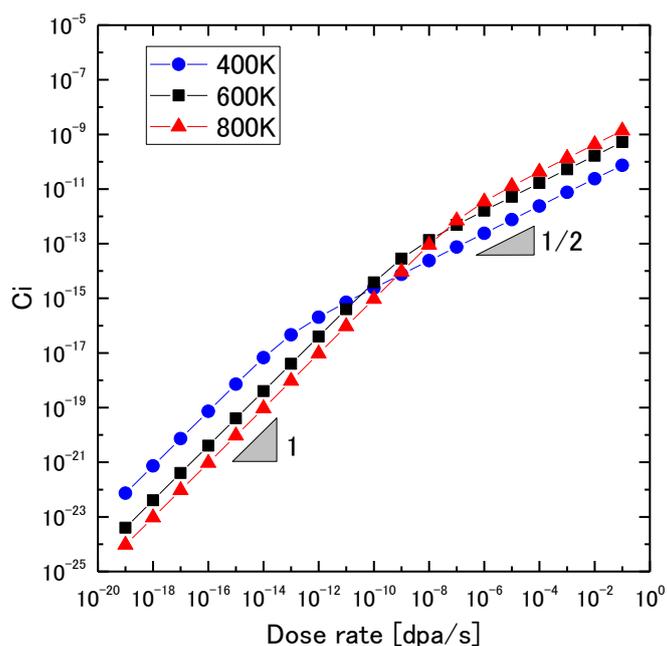


図 5.4.2-3 定常状態における格子間原子濃度の照射条件依存性

### 5.4.3 欠陥クラスターの熱的安定性

#### (1) 欠陥クラスターの核生成プロセスについて

照射脆化の要因である欠陥クラスターの形成過程は核生成理論を用いて表現されることが多い。核生成理論とは過飽和水蒸気から水滴が生成する現象および過冷却水が氷となる現象の詳細を扱う理論である。ここでは、系の自由エネルギーを液滴サイズの関数として記述し、あるサイズ

(臨界サイズ)まで成長すると核生成したと考え、臨界サイズ以上の液滴は安定に成長するという理論である。

JEAC4201-2007 脆化予測式や多くの照射欠陥形成のシミュレーションでも、欠陥クラスタの形成過程を核生成理論により表現している。しかし、その核生成プロセスの詳細は厳密に再現されておらず、様々な仮定の下でモデル化されることが多い。例えば、Yoshiie らの反応速度論モデル[15]では、2つの単空孔の集合体(サイズ2)が安定なボイド核(臨界サイズ)であると仮定されているが、ボイドの臨界サイズは照射条件によって変化することも知られている[16]。

図 5.4.3-1 に欠陥核生成エネルギーとクラスタサイズの関係を模式的に示す。クラスタサイズはクラスタの中に何個点欠陥が含まれているかを表している。核生成エネルギー $\Delta G$ は、欠陥がばらばらに点欠陥として存在した場合とクラスタとなって存在した場合のエネルギー差である。欠陥のサイズ増加に対して核生成エネルギーは極大値を持つ。極大値におけるクラスタのサイズを臨界サイズと呼ぶ。臨界サイズまで成長した欠陥は、クラスタから流出する欠陥のフラックスの平均 $\overline{J^{IN}}$ より流入する欠陥のフラックスの平均 $\overline{J^{OUT}}$ が大きくなるため、安定に成長する。臨界サイズよりも小さいクラスタは、 $\overline{J^{OUT}} > \overline{J^{IN}}$ であるため平均的には欠陥クラスタは収縮する。

したがって、核生成は平均的には見れば生じないことになるが、実際には生じる。これは“ゆらぎ”によるものである。例えば、空孔集合体であるボイドの臨界サイズを3とした場合について考える。空孔と格子間原子がある任意の点に拡散してくる確率が同じであるとき、ほとんどの時間で、「空孔→格子間原子→空孔→格子間原子→…」となり、ボイド核は生じないが、偶然に「空孔→格子間原子→空孔→空孔→空孔」となった場合には核生成が生じる。このように核生成にはゆらぎが重要な因子となる。核生成のプロセスをしっかりと取り扱い、欠陥クラスタ核生成の照射条件依存性を明らかにすることは、照射脆化をモデル化するうえで重要となる。

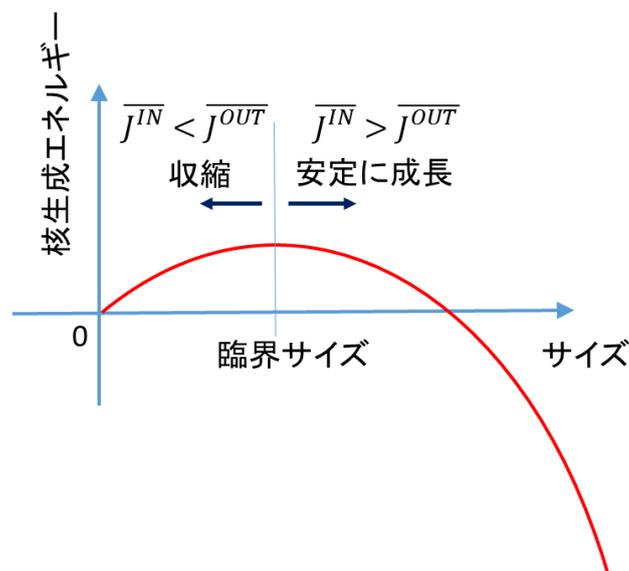


図 5.4.3-1 欠陥核生成エネルギーとクラスタサイズの関係

## (2) 欠陥クラスタの熱的安定性

照射脆化の原因となるボイド、転位ループおよび銅原子クラスタの核生成エネルギー $\Delta g$ の照射条件依存性について述べる。核生成エネルギー $\Delta g$ は、照射温度とマトリクス中の点欠陥濃度の2つのパラメータに依存する。5.4.2 からわかるように、空孔と格子間原子の濃度は照射条件により変化し、中性子フラックスの増加にしたがいそれらの濃度も増加する。したがって、空孔と格子間原子の濃度の高い条件は高中性子フラックスの条件と捉えることができる。

まず、空孔集合体であるボイドの核生成エネルギーについて述べる。核生成エネルギーを求めるために、分子動力学法で得られたボイドの形成エネルギー[11]を用いた。図 5.4.3-2 には温度を変化させたときのボイドの核生成エネルギー $\Delta g_{\text{void}}$ を示す。温度上昇につれ、臨界サイズは大きくなり、核生成エネルギーも増加している。温度上昇によってエントロピー項の寄与が高くなっているためである。図 5.4.3-3 には空孔濃度を変化させたときの核生成エネルギーを示す。空孔濃度の増加、つまり損傷速度が増加するにつれて、臨界サイズは小さくなる。これは、マトリクス中に空孔が多く存在するため、核生成しやすくなるのである。以上のことから、照射温度が高いほど、欠陥濃度が低い（低損傷速度の条件）ほど臨界サイズは大きくなる。このような臨界サイズが大きくなる照射条件では、核生成が生じにくいため、生成した点欠陥（空孔や格子間原子）はクラスタの核となるよりも、生成したクラスタ核に吸収されるほうが大きくなる。その結果、材料内部に形成される欠陥クラスタの数密度は低下し、直径は大きくなる。

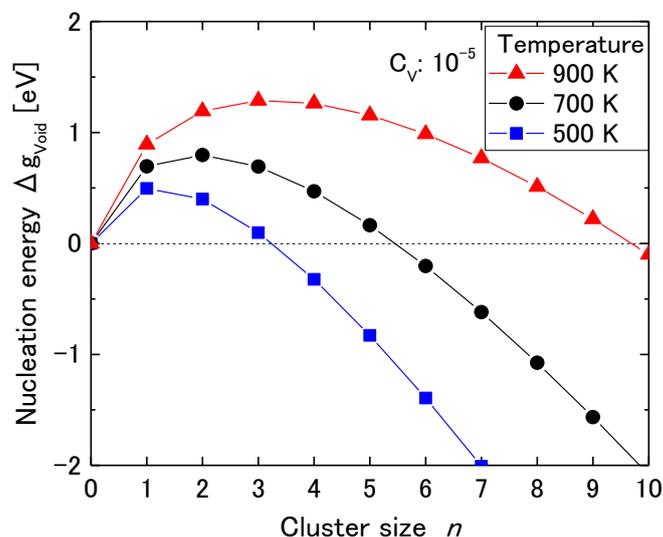


図 5.4.3-2 ボイド核生成エネルギーの照射温度依存性

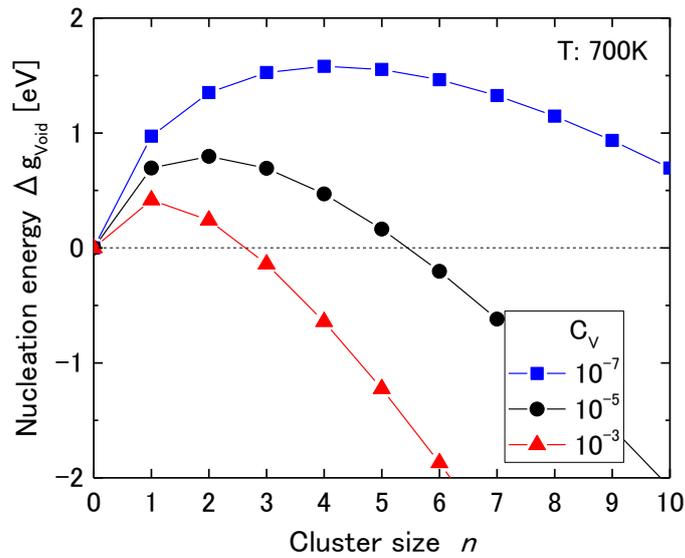


図 5.4.3-3 ボイド核生成エネルギーの空孔濃度依存性

次に、格子間原子集合体である転位ループの核生成エネルギー $\Delta g_{\text{Loop}}$ を求めた。核生成エネルギーを求めるために、分子動力学法で得られた転位ループの形成エネルギー[11]を用いた。図 5.4.3-4 には温度を変化させたときの格子間原子集合体の核生成エネルギー、図 5.4.3-5 には格子間原子濃度を変化させたときの格子間原子集合体の核生成エネルギーをそれぞれ示す。ここから、格子間原子集合体の核生成に関する臨界サイズは、照射条件によらず、2であることがわかる。すなわち、転位ループの核生成の照射条件依存性はほとんどなく、2つの格子間原子が出合う確率のみにより転位ループの核生成を記述できる。

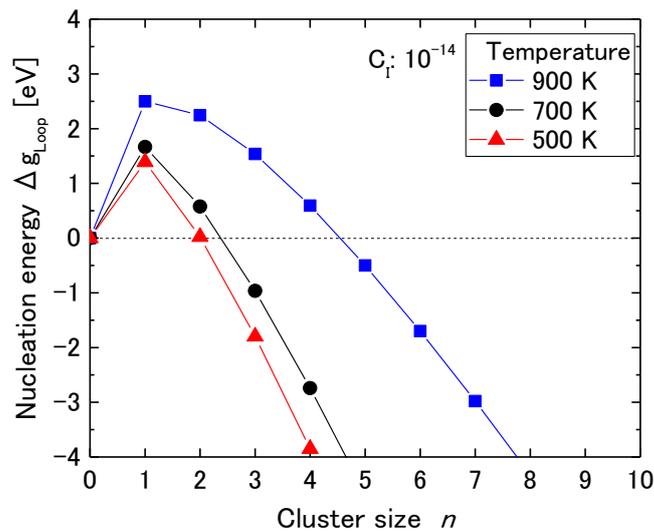


図 5.4.3-4 転位ループ核生成エネルギーの照射温度依存性

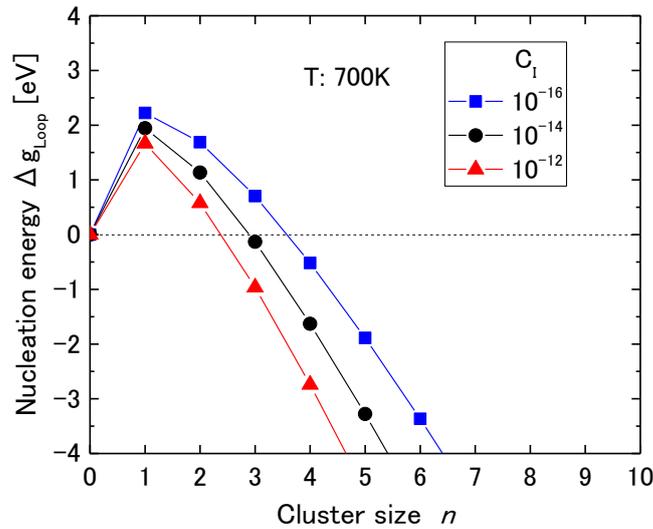


図 5.4.3-5 転位ループ核生成エネルギーの格子間原子濃度依存性

最後に、照射脆化に大きく影響を与える銅原子の核生成エネルギー $\Delta g_{Cu Cluster}$ を求めた。なお、銅原子クラスタは空孔と銅原子の複合体として形成することも考えられるが、ここでは余分な空孔を含まず、銅原子のみで構成されたクラスタを仮定した。分子動力学法で得られた銅原子クラスタの形成エネルギー[11]を用いた。図 5.4.3-6 には温度を変化させたときの銅原子クラスタの核生成エネルギーを示す。銅原子クラスタはボイドと同様に、照射温度によって臨界サイズが大きく変わり、高温ほど臨界サイズは大きくなる。図 5.4.3-7 には銅濃度を変化させたときの銅原子クラスタの核生成エネルギーを示す。銅濃度が高いほど臨界サイズは減少して、クラスタは核生成しやすくなる。

空孔と格子間原子は照射により形成されるため、それらの濃度は照射条件に強く依存する。一方で、銅原子は材料中の不純物原子であり、その濃度は材料の製造プロセスにより決定されるため、照射条件の影響を全く受けない。そのため、照射温度を一定とした場合、銅原子クラスタの核生成は、一見、照射条件の影響を受けないように思える。しかし、ここで議論した熱的安定性は分子動力学法で得られたエネルギー論のみに着目したときの核生成への影響である。銅原子はほとんどが鉄中に置換型で固溶することから、置換型固溶した銅原子が空孔メカニズムで拡散とした場合(図 5.4.3-8)、銅原子クラスタの核生成過程は、マトリクス中に存在する空孔の量の影響も受けることになる。例えば、いくら熱的安定性が不安定な欠陥クラスタであっても、空孔が存在しないと欠陥拡散は緩慢となり、クラスタの崩壊が起こらないため、結果として欠陥クラスタは安定に存在する。このような効果により、核生成は照射条件の影響を受ける可能性がある。この効果を明らかにするためには、拡散過程も含めた欠陥クラスタ核生成のシミュレーションが必要となる。

オーバーパック材の照射脆化を材料試験炉で模擬する場合、実際のオーバーパックの照射条件よりも高温での照射となるため、ボイドおよび銅原子クラスタの臨界サイズは大きくなり、核生

成しづらくなる。核生成しづらくなると、形成する欠陥クラスタの数密度は低下することになる。しかしながら、材料試験炉の方が中性子フラックスは高いため、ボイドの臨界サイズが小さくなる可能性もある。銅原子クラスタについては、空孔濃度が増加し、銅原子の拡散が活発に生じるのであれば、銅原子クラスタの臨界サイズは小さくなる。このように、欠陥クラスタの核生成は、照射温度と中性子フラックスの違いの兼ね合い、さらには置換型固溶する原子はその拡散についても考える必要がある。

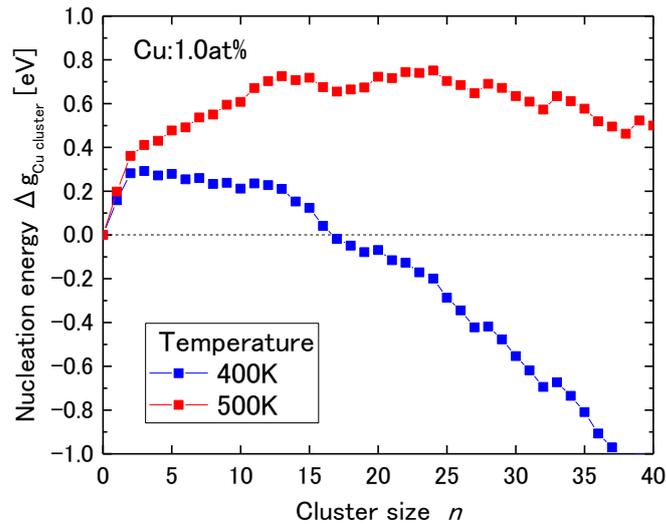


図 5.4.3-6 余剰空孔を含まない銅原子クラスタ核生成エネルギーの照射温度依存性

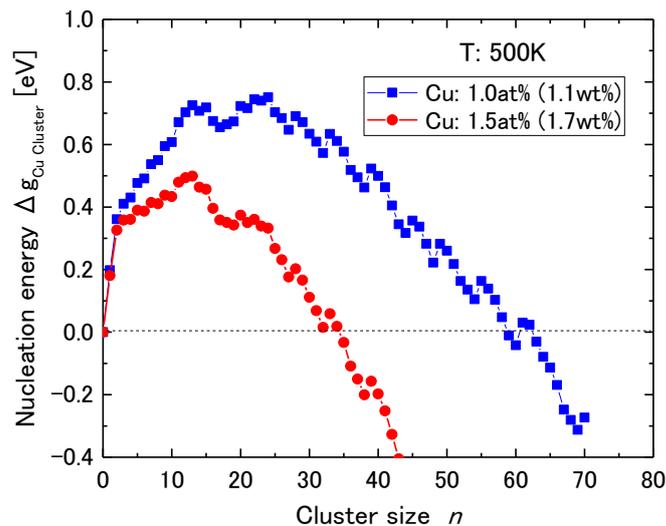


図 5.4.3-7 余剰空孔を含まない銅原子クラスタ核生成エネルギーの銅原子濃度依存性

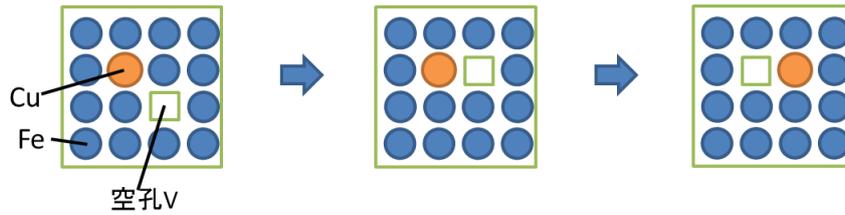


図 5.4.3-8 空孔拡散機構による銅原子の拡散

欠陥集合体の形成エネルギーの情報をもとに欠陥集合体と点欠陥の結合エネルギーを算出した。ここでいう結合エネルギーとは、欠陥集合体の中から点欠陥を1個取り除いてマトリクス中に置くために必要なエネルギーであり、集合体と点欠陥の結合の強さを示すものである。なお、ここでも銅原子クラスタには余分な空孔が含まれていないという仮定をおいた。図 5.4.3-9 に結合エネルギーのサイズ依存性を示す。すべての欠陥クラスタで結合エネルギーは正の値となっていることから、マトリクス中に点欠陥としてバラバラに存在するよりも集合体として存在するほうが安定であることが分かる。また、欠陥集合体サイズが大きくなるほど結合エネルギーが高く、安定であることから、核生成した欠陥は成長することもわかる。また、転位ループと SIA の結合エネルギー  $E_{I-Loop}^{bind}$  はボイドと空孔の結合エネルギー  $E_{V-Void}^{bind}$  および銅原子クラスタと銅原子の結合エネルギー  $E_{Cu-Cu\ cluster}^{bind}$  よりも非常に高く、転位ループの方が材料中に安定に存在する。このような分子動力学法によって評価された欠陥エネルギー論の情報を取り入れることで、核生成プロセスを理論的に取り扱うことが出来るモデルを構築することが可能である。

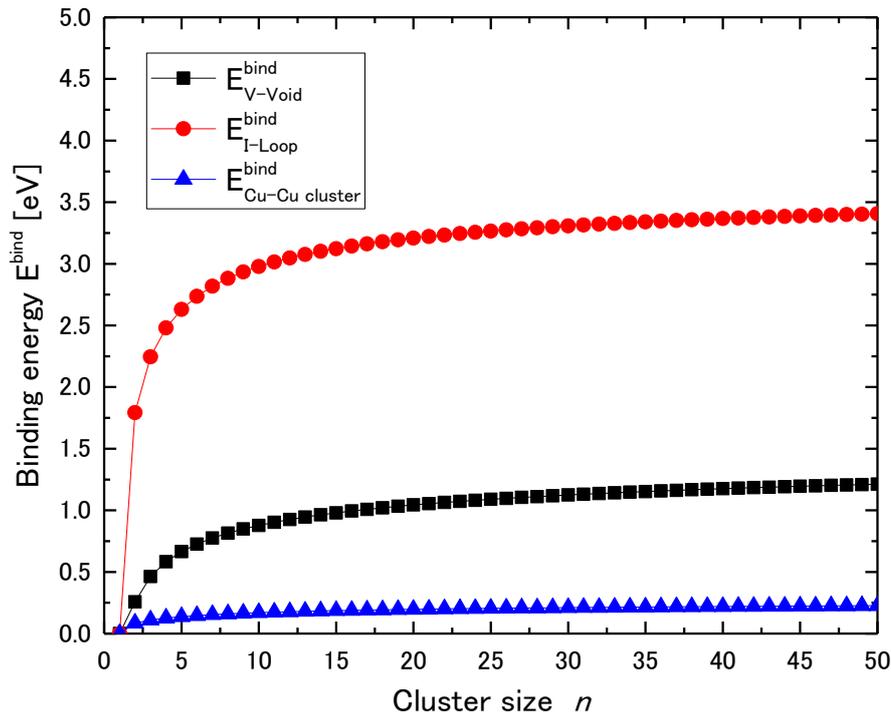


図 5.4.3-9 各欠陥の結合エネルギーのサイズ依存性

#### 5.4.4 銅原子クラスタ核生成プロセスのモンテカルロシミュレーション

##### (1) 数値解析モデル

分子動力学法で得られた欠陥エネルギー論をもとに構築した銅クラスタの核生成プロセスを取り扱うモンテカルロモデルについて説明する。照射環境下では、照射により材料中に空孔や格子間原子、核変換生成物などの非平衡欠陥が存在する。このような非平衡欠陥を一様に取り扱い、追跡することは困難である。ここで用いたモデルでは、1つの銅原子に着目して、銅原子クラスタに対する銅原子、空孔、格子間原子の流入と流出を考慮することで、銅原子クラスタの核生成を詳細に追うことができる。モデルに含まれる仮定は以下のとおりである。

- ・ 銅原子クラスタの成長と収縮は銅原子、空孔、格子間原子の流入と流出によって決まる。
- ・ 流入と流出のフラックスは、クラスタから無限遠に離れたマトリクス中とクラスタ近傍の欠陥濃度の勾配によって決まる。
- ・ マトリクス中の照射欠陥（空孔と格子間原子）は定常濃度に達している。ここでは、2.2節で得られた濃度を用いた。
- ・ 銅原子クラスタは球体を仮定する。
- ・ 銅原子の拡散機構は空孔拡散機構とする。その時の拡散の活性化エネルギーは空孔の移動エネルギーと同じと仮定した。他の必要なエネルギー値は表 5.4.4-1 に示すとおりである。

これらの仮定をもとに、クラスタへの銅原子、空孔、格子間原子の流入・流出フラックスから、銅原子クラスタの成長と収縮およびクラスタの組成を乱数によって逐次決定する。また、クラスタへの欠陥の流入・流出の時間進展についても乱数により決定する。成長と収縮はクラスタ内に存在する欠陥の数（サイズ）を追跡する。

追跡しているクラスタが核生成した場合、試行を1回とカウントした後、再びサイズ1から計算を開始する。また、クラスタが単空孔のときに、格子間原子が流入した場合は、そのクラスタは消滅したものとして、試行をやめる。この作業を銅原子クラスタ核が10000回生成するまで繰り返し、潜伏期間や核生成率等を算出した。このモンテカルロシミュレーションから核生成の潜伏期間を求め、単位時間あたりに核生成したクラスタの個数を示す核生成速度を求めた。

表 5.4.4-1 モンテカルロシミュレーションにおけるパラメータ

格子間原子移動エネルギー	0.3 eV [12]
空孔移動エネルギー	1.0 eV [13] [14]
銅原子の拡散の活性化エネルギー	1.0 eV
銅と単空孔の結合エネルギー	0.03967 eV [11]

## (2) 計算結果および考察

### 1) 銅原子クラスタ核生成速度の照射温度、損傷速度依存性

図 5.4.4-1 に 1 dpa あたりに発生する核の数を意味する核生成速度について示す。図 5.4.4-1 中には各損傷速度の条件について示している。ここから、損傷速度が減少するほど、核生成率は増加する傾向が分かる。これは、損傷速度の低い条件ほど銅析出物が多く形成され脆化が進行するという、損傷速度の低い商業軽水炉と損傷速度の高い照射実験炉で得られた脆化データの結果と一致する[2]。特に、オーバーパックの照射条件 ( $10^{-16}$  dpa/s) では、材料試験炉 ( $10^{-7}$  dpa/s) やイオン加速器、電子線照射 ( $10^{-4}$  dpa/s) の条件と比較して3桁ほど高くなるのが分かる。

また、照射温度に対して核生成率はピークを持つ。これは、低温では欠陥が動きにくいいため核生成しづらくなり、高温では臨界サイズが大きくなり熱的解離が生じて核生成しづらくなるためである。

図 5.4.4-2 には核生成速度について、横軸を損傷速度で整理した。ここから、核生成率は損傷速度のおおよそ $1/2$ 乗に比例することが分かる。この結果は、前年度の調査研究において提案した銅クラスタ形成の損傷速度依存性と一致した。

これらの結果から、オーバーパックで生じる照射脆化を材料試験炉や電子線照射により模擬する場合は、同じ照射量まで照射したとしても核生成するクラスタの数は少なくなる。そのため、脆化は進行せず、非安全側の評価となることに注意が必要である。

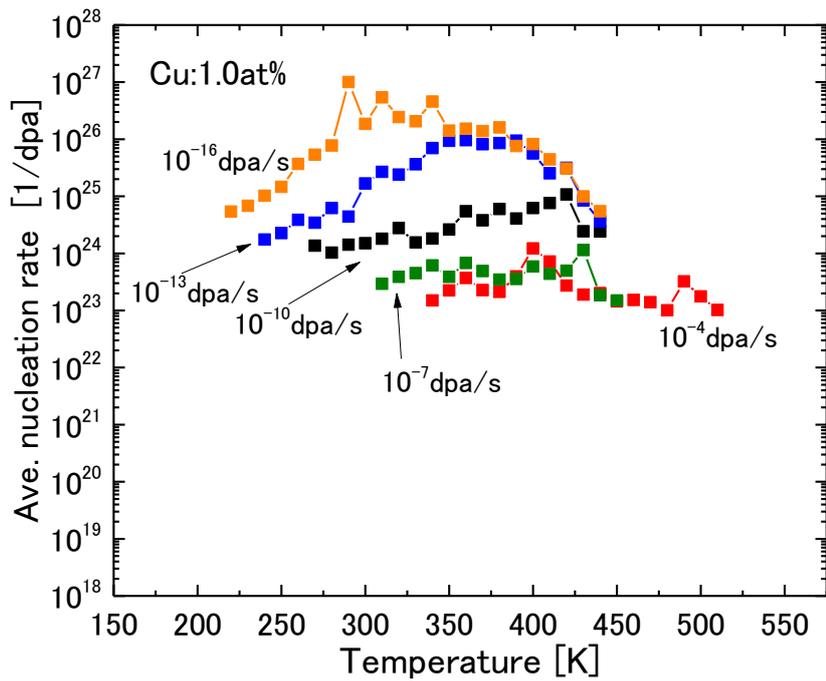


図 5.4.4-1 銅原子クラスター核生成速度の照射条件依存性

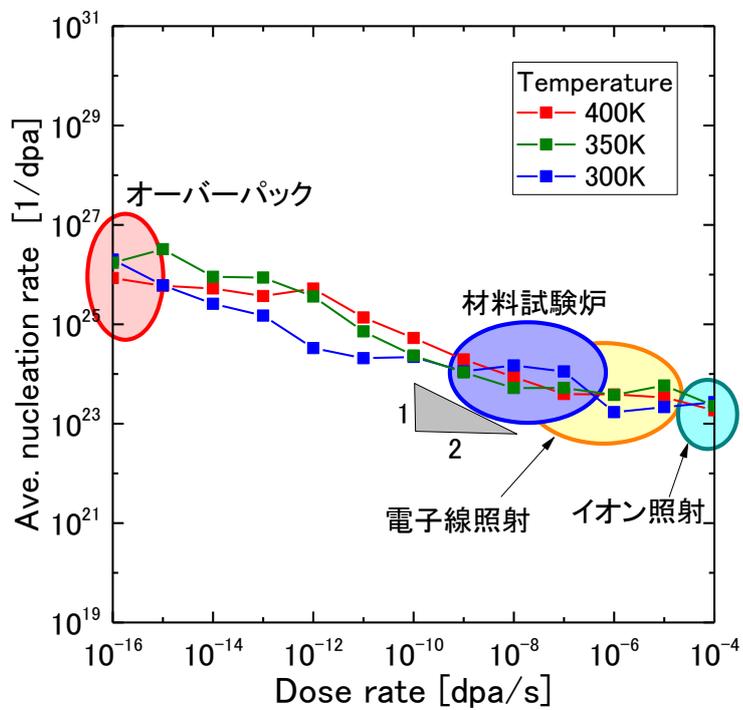


図 5.4.4-2 銅原子クラスター核生成速度の損傷速度依存性

図 5.4.4-3 には、核生成したクラスタの組成の照射条件依存性を示している。図 5.4.4-3 の縦軸は、核生成したクラスタ内に含まれる銅原子の割合の平均値である。照射温度が高くなるほどクラスタ内の銅原子の割合は増え、損傷速度が低くなるほど同じ照射温度でもクラスタ内の銅原子の割合は増加する。クラスタ組成の照射温度依存性は Nagai らの照射実験で得られた陽電子消滅の結果と一致する[17]。

図 5.4.4-4 には核生成したクラスタの組成の損傷速度依存性を示す。損傷速度が高くなるほど、銅原子クラスタに含まれる空孔の割合は高くなる。すなわち、オーバーパックの照射脆化を原子炉や電子線照射で模擬しようとした場合、オーバーパック材内に形成する欠陥クラスタは、原子炉や電子線による照射で形成されるクラスタと異なる。それにより機械特性変化も異なってくる可能性があるため、本研究のような材料シミュレーションの結果も加味して、照射実験結果の解釈を行うことが重要である。

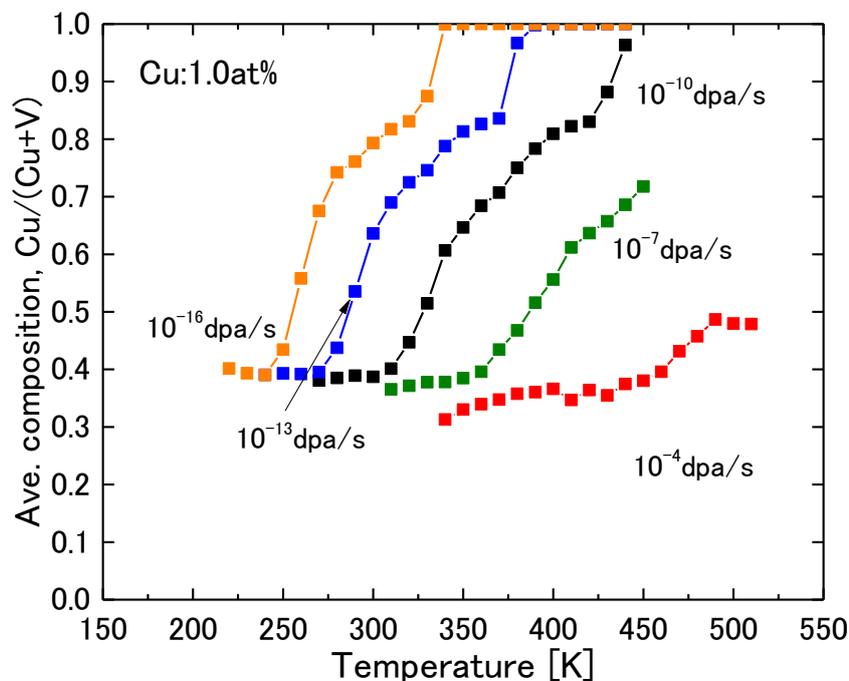


図 5.4.4-3 核生成した銅原子クラスタの組成の照射条件依存性

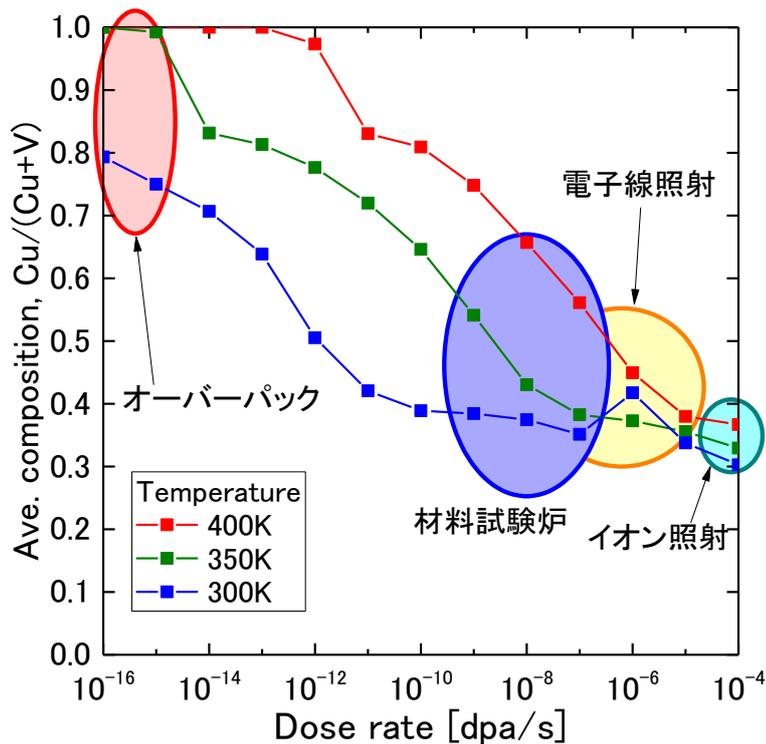


図 5.4.4-4 核生成した銅原子クラスタの組成の損傷速度依存性

## 2) 照射試験へのフィードバック

本検討の結果から、オーバーパック材の照射脆化をイオン照射施設などの加速照射試験により得るときの注意点について説明する。

今回のモンテカルロシミュレーションにおいて、銅原子クラスタの核生成速度の照射条件依存性を得た。この結果から、オーバーパックと材料試験炉の照射や電子線照射では核生成速度が約3桁異なり、オーバーパックの方が脆化の進行が早いことが分かった。このずれを補正するためには、材料試験炉や電子線による照射実験において、オーバーパックの照射条件（1000年間で $10^{-7}$ dpa）よりも多く照射することが考えられる。得られた核生成速度を用いて、核生成したクラスタの個数が同じになる照射量について検討した。オーバーパックが1000年間（ $10^{-7}$ dpa）で $1 \times 10^{26}$ 個析出物が核生成するとしたとき、他の照射施設で必要な照射量（dpa）について図 5.4.4-5 に示す。この結果から、材料試験炉では $10^{-5}$ dpa から  $10^{-4}$ dpa の照射量まで照射する必要があることが分かった。 $10^{-5}$ dpa から  $10^{-4}$ dpa の照射量については、RTNS-II (Rotating Target Neutron Source-II)を用いた照射実験結果[18][19]と中性子フラックスと損傷量 dpa の換算式[16]から、照射による機械特性の変化が生ずる閾値付近である。そのため、オーバーパックが1000年間照射を受けたとしても、その機械特性変化は微量であると現段階では推測できる。

なお、ここでの検討は銅原子クラスタの核生成のみに着目しているため、核生成したクラスタの組成は考慮していない。形成されるクラスタの組成は図 5.4.4-3 および図 5.4.4-4 で示したように照射条件によって変化する。同じ照射温度のもとでは、損傷速度が高いほどクラスタ中に空

孔を多く含む。銅と空孔の複合体の組成が脆化に与える影響がある可能性もあるが、ここでは、影響がないものとして評価を行った。

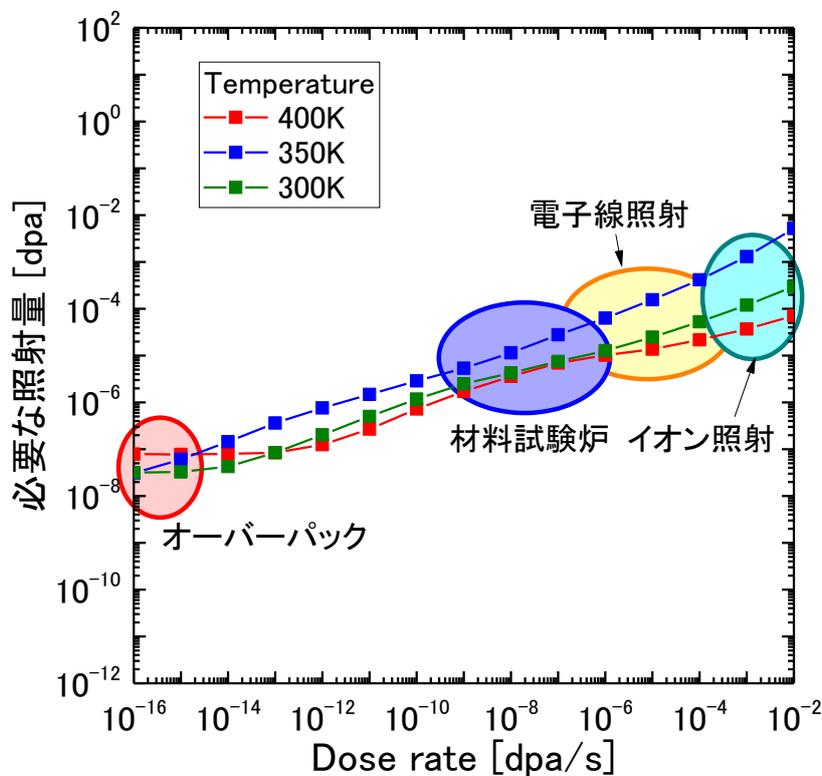


図 5.4.4-5 1000 年間 ( $10^{-7}$ dpa) で炭素鋼内に核生成する銅原子クラスター数と同数を核生成させるために必要な照射量

### (3) まとめ

本年度は、オーバーパックスの照射脆化を予測するための脆化予測モデルを構築することを目的に研究を行った。軽水炉圧力容器鋼の脆化予測式は存在するものの、適用範囲はオーバーパックから大きく外れている。そのため、脆化予測モデルの構築の方針は、既存の脆化予測モデルを外挿したときの正当性を向上させることとした。特に、損傷速度（中性子フラックス）および照射温度に着目して、外挿性向上の検討を行った。

ここでは脆化予測モデルの構築に必要な予備モデルとして、モンテカルロ法を用いて銅原子クラスターの核生成プロセスのシミュレーションモデルを構築した。このシミュレーションモデルでは、照射脆化の機構論を詳細に取り入れているため、広い照射条件の範囲で、脆化を表現できることが期待される。計算結果の比較を現存する照射脆化のデータを用いて行ったところ、データの傾向を再現することができた。特に、中性子フラックスが低く、損傷速度が低い照射場では銅原子クラスターが多く形成され、脆化が進むという傾向を再現することができた。また、オーバーパックスの照射脆化を材料試験炉や電子線照射で模擬する場合は、形成される欠陥クラスターの組成が異なることが分かった。シミュレーションで得られた結果も加味して、照射実験の結果を解釈することが重要である。

今後は、銅原子クラスターだけでなく、転位ループやボイドも併せて、それらの核生成と成長を追い、照射によるマイクロ構造変化を表現する。シミュレーション方法としては、反応速度論モデルを用いる予定である。反応速度論モデルとは、照射によって生じた欠陥のシンク吸収や再結合、クラスタリングなどの欠陥拡散過程で生じる反応を化学反応と同様に扱い、それらの反応速度式を解いて欠陥濃度の時間履歴を追跡するモデルである。反応速度論モデルを用いることにより、数分から数百年間におよぶ、銅原子クラスター、転位ループやボイドの数密度とサイズ分布といった材料内マイクロ構造変化を追うことができる。文献調査や別実験で得られた析出物および照射欠陥の直径や数密度などのマイクロ構造の情報から、反応速度論モデルの定量評価を行う予定である。

本年度は軽水炉圧力容器鋼で得られた知見をもとに、照射脆化のモデル化を行ってきた。しかしながら、オーバーパックは炭素鋼で製作される予定であり、脆化の要因となる新しい微小欠陥クラスターが発現する可能性もある。新たな脆化種が見つかった場合、そのクラスターの熱的安定性（形成エネルギー、結合エネルギー等）を第一原理計算手法等で求め、反応速度論に組み込み、モデルの改良を行う。このようにして、オーバーパックの照射脆化予測モデルを構築し、予測精度を高める予定である。

## 5.5 炭素鋼の脆化因子に関する試験

### 5.5.1 試験計画の立案

#### (1) 試験の目的

地層処分では、長期間に渡って放射性廃棄物を人間環境から隔離するため、ガラス固化体、オーバーパック、緩衝材からなる人工バリアによる放射性廃棄物の閉じ込めが検討されている。これらの内、オーバーパックには、現状、埋設後の発熱が激しい1000年間、ガラス固化体と地下水の接触を防止する機能が要求されている。しかし、ガラス固化体封入後に、オーバーパックの材料劣化により機械的強度が変化することが考えられる。例えば、原子力発電所では、中性子の照射により原子炉圧力容器が脆化することが知られている。オーバーパックについても、ガラス固化体から放出される放射線によって脆化し、その健全性に影響を及ぼす可能性がある。

オーバーパックの埋設後の環境は、温度が $\sim 90^{\circ}\text{C}$ であり、放射線環境は表3.1-1のように評価されている。オーバーパック内表面の中性子束は $3.5 \times 10^3 \text{ n/cm}^2/\text{s}$  ( $E > 1 \text{ MeV}$ )であり、1000年間での照射量は $1.1 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2$  ( $E > 1 \text{ MeV}$ )になる。また、 $\gamma$ 線も $3 \times 10^{10} \text{ } \gamma/\text{cm}^2/\text{s}$ あり、中性子と $\gamma$ 線を合わせた損傷は弾き出し損傷量 (displacement per atom、dpa) の単位で表すと、損傷速度が $\sim 9 \times 10^{-16} \text{ dpa/s}$ 、損傷量が $\sim 10^{-6} \text{ dpa}$ と推定されている。この条件に相当する照射データはなく、オーバーパックの機械的性質の変化をデータに基づいて直接予測することは難しい。照射脆化の評価法として原子炉圧力容器鋼の脆化予測式[4]が確立されているが、原子炉圧力容器の照射環境は中性子束が $1.0 \times 10^7 \text{ n/cm}^2/\text{s}$  ( $E > 1 \text{ MeV}$ )以上で、温度が $270 \sim 290^{\circ}\text{C}$ であり、オーバーパックの照射環境と大きく異なるため、原子炉圧力容器の脆化予測式をそのまま拡張して適用することは困難である。このため、オーバーパックの脆化量 (破壊靱性や遷移温度の変化量) を予測するためには、原子炉圧力容器鋼の知見を活用しつつ、以下の手順で脆化量を推定する方法が考えられる。

- ① オーバーパックの照射条件において脆化因子となるマイクロ組織変化を、実験と解析モデルにより推定する。
- ② そのマイクロ組織変化から、硬化量を推定する。
- ③ その硬化量から、破壊靱性等の変化量を推定する。

①に関しては、原子炉圧力容器鋼の知見によると[20][21]、照射脆化の因子はナノ析出物あるいは溶質原子の集合体 (溶質クラスタ) や点欠陥の集合体 (転位ループやマイクロボイド) および粒界P偏析である。粒界偏析以外の脆化因子は転位運動の障害物として働くために硬化型の脆化因子であり、偏析は非硬化型の脆化因子に分類される。脆化に対するこれらの寄与は、材料組成や照射量によって異なり、照射速度や温度にも依存することが報告されている。すなわち、脆化量は、材料組成や照射量、照射速度や温度に依存する。例えば、Cu含有量の高い鋼材では、Cuリッチのナノ析出物や溶質クラスタが最も脆化に寄与する因子となるが、その寄与は低照射量で飽和する傾向にある。Cu含有量の少ない場合には、Mn, Si, Niからなるクラスタの形成が知られている。また、マトリクス損傷 (主に転位ループやマイクロボイド等の点欠陥集合体の形成) は照射量の1/2乗に比例して脆化に寄与し、Cu含有量の低い鋼材では脆化を支配していると考えら

れている。粒界偏析については、照射硬化に比べて脆化に対する寄与は高くないが、P の粒界被覆率が 0.3 以上になるような条件では、P 偏析による顕著な脆化の加速が生じることが報告されている。

オーバーパックの候補材料として検討されている炭素鋼については、イギリスのマグノックス炉の炭素鋼容器について照射脆化が調べられているが[21][22]、マイクロ組織に関する詳しい報告はほとんどなく、脆化因子の詳細は良く分かっていない。

オーバーパックの脆化量を推定するためには、まずはオーバーパック材料の脆化因子を明らかにする必要がある。溶質クラスタやマトリクス損傷の性状を確認し、原子炉圧力容器鋼との類似性や違いを把握することが重要である。そして、照射によるマイクロ組織変化を正しく推定するためには、脆化因子に対する材料組成と照射速度および照射温度の影響を把握し、解析モデルに組み込む必要がある。また、オーバーパックの溶接部では母材と比べて組成や組織が異なることから、照射によるマイクロ組織変化が母材と異なる可能性がある。脆化因子に対する溶接の影響として、溶接金属や溶接熱影響部 (HAZ) のマイクロ組織を調べ、母材との違いについて検討する必要がある。

②、③に関しては、オーバーパックで形成される脆化因子と硬化量 ( $\Delta Hv$ ) との関係を調べるとともに、原子炉圧力容器鋼と同様にクラスタの体積率等から  $\Delta Hv$  や降伏応力の増加量 ( $\Delta \sigma_y$ ) を評価し、さらに破壊靱性の変化量 ( $\Delta K$ ) や遷移温度の変化量 ( $\Delta T$ ) を評価する方法を検討する必要がある。

本試験では、手順の①に着目し、オーバーパックのマイクロ組織変化を推定する解析モデルの構築に資する知見を得ることを目的とする。このため、炭素鋼について脆化因子を同定するとともに、脆化因子に対する材料組成、照射速度、照射温度および溶接の影響を実験により把握する。

表 5.5.1-1 オーバーパックの放射線環境  
 オーバーパック内表面における線量率（中性子）

	ガラス固化体封入後の経過年数（年）			
	0	50	450	950
$E > 1 \text{ MeV}$	$3.52 \times 10^4$	$1.52 \times 10^4$	$6.50 \times 10^3$	$3.24 \times 10^3$
$E \leq 1 \text{ MeV}$	$8.84 \times 10^3$	$4.53 \times 10^3$	$2.05 \times 10^2$	$9.83 \times 10^2$
合計	$4.41 \times 10^4$	$1.97 \times 10^4$	$8.55 \times 10^3$	$4.22 \times 10^3$

(n/cm<sup>2</sup>sec)

オーバーパック内表面における線量率（ガンマ線）

	ガラス固化体封入後の経過年数（年）			
	0	50	450	950
$E > 1 \text{ MeV}$	$3.01 \times 10^{10}$	$9.44 \times 10^9$	$3.83 \times 10^6$	$2.81 \times 10^6$
$E \leq 1 \text{ MeV}$	$2.73 \times 10^7$	$3.89 \times 10^6$	$2.84 \times 10^3$	$2.34 \times 10^3$
合計	$3.01 \times 10^{10}$	$9.44 \times 10^9$	$3.83 \times 10^6$	$2.81 \times 10^6$

(γ/cm<sup>2</sup>sec)

オーバーパック内表面における損傷速度（中性子）

	ガラス固化体封入後の経過年数（年）		
	0～50	50～450	450～950
$E > 1 \text{ MeV}$	$4.35 \times 10^{-18}$	$1.91 \times 10^{-18}$	$8.61 \times 10^{-19}$
$E \leq 1 \text{ MeV}$	$6.85 \times 10^{-18}$	$3.39 \times 10^{-18}$	$1.57 \times 10^{-18}$
合計	$1.12 \times 10^{-17}$	$5.30 \times 10^{-18}$	$2.43 \times 10^{-18}$

(dpa/sec)

オーバーパック内表面における損傷速度（ガンマ線）

	ガラス固化体封入後の経過年数（年）		
	0～50	50～450	450～950
$E > 1 \text{ MeV}$	$8.56 \times 10^{-16}$	$2.05 \times 10^{-16}$	$1.44 \times 10^{-19}$
$E \leq 1 \text{ MeV}$	$9.05 \times 10^{-18}$	$1.13 \times 10^{-18}$	$1.65 \times 10^{-21}$
合計	$8.65 \times 10^{-16}$	$2.06 \times 10^{-16}$	$1.46 \times 10^{-19}$

(dpa/sec)

## (2) 試験内容の検討

本試験では、オーバーパックのマイクロ組織変化を推定する解析モデルの構築に資するため、炭素鋼の脆化因子を同定するとともに、脆化因子に対する材料組成、照射速度、照射温度および溶接の影響を実験により把握する。以下に試験の必要性和着眼点について検討した結果を述べる。

### 1) 脆化因子の同定

炭素鋼では原子炉圧力容器鋼と同様に照射脆化が生じることが知られているが、その脆化因子のマイクロ組織を系統的に調べた報告はほとんどなく実態についてはあまり良く分かっていない。英国のマグノックス炉で使用されている炭素鋼(C-Mn鋼)の脆化因子はCuリッチクラスタとマトリックス損傷と考えられている[21]。炭素鋼の組成は原子炉圧力容器鋼と大きく変わらないことから、照射によるマイクロ組織変化としても、固溶度の低いCuの析出、転位ループ等の点欠陥クラスタの形成が起こると考えられる。また、Cu含有量の低い原子炉圧力容器鋼で知られているMn, Si等の溶質クラスタも形成されることが予想される。本試験ではまず、Cu等の不純物組成が分かっている炭素鋼を対象として脆化因子を明らかにする。

微細な脆化因子の形成状況は、溶質クラスタについては3次元アトムプローブ(APT: Atom Probe Tomography)で、転位ループについては透過型電子顕微鏡(TEM: Transmission Electron Microscopy)によるマイクロ組織観察で調べる。形成が確認された照射欠陥については、サイズと数密度を測定する。また、各脆化因子の硬化への寄与については、超微小硬さ試験機等を用いて照射に伴う硬化量を測定し、硬化量とマイクロ組織(照射欠陥のサイズや密度等)との関係を調べ検討する。

### 2) 材料組成の影響

#### a Cu濃度の影響

原子炉圧力容器鋼の知見によると、照射脆化に最も強く影響する成分はFeへの固溶度の小さい不純物のCuであることから、炭素鋼についてもCu濃度の影響を検討する。供試材としては炭素鋼(SM400)のCu濃度を確認し、Cu濃度の異なる炭素鋼やFe-Cu等の単純な化学組成をもつモデル合金の使用を検討する。

モデル合金は、組成が単純であるために組成の影響を明確に調べることができるため、原子炉圧力容器の照射脆化研究においてもしばしば用いられている。また、試験データを解析モデル構築の際の参照データとして用いる場合に、モデル合金は単純体系であるために解析パラメータ(溶質元素の移動エネルギー等)の調整が行い易い利点があり、解析モデルの構築に資する試験データを提供できる。CuとMn等の他の元素の複合効果などもモデル合金では検討が容易である。

本検討により、炭素鋼におけるCu等の量に関する仕様の検討に反映できる知見が得られる可能性がある。

#### b MnとSi等の影響

MnとSiは鉄鋼材料では基本的な脱酸材として必ず含まれている。原子炉圧力容器鋼で観察される溶質クラスタはCuとMn, Si, Niなどとの複合クラスタであることが知られている。また、

Mnは転位ループの形成を促進して硬化を促進することが知られている[23]。このため、Cuに加えて、炭素鋼の主要元素であるMnやSiの影響についても検討する。また、実際に使用される炭素鋼にNiが添加される可能性がある場合は、NiがCuクラスタの形成を促進することから[20]、Niについても調べる必要がある。

溶質元素の影響の検討には、モデル合金(Fe-Mn-Si, Fe-Mn-Si-Cu等)を使用する。なお、Cも炭素鋼の主要元素であり、照射損傷に影響する重要な元素であるが、Cを添加することで組織がフェライト単相からフェライト相とパーライト相の二相構造に複雑化し、モデル合金の利点である単純体系ではなくなることから、合金組成には加えないこととする。

なお、この検討により、炭素鋼におけるCu等の量に関する仕様の検討に反映できる知見が得られる可能性がある。

### 3) 照射温度の影響

オーバーパックの使用温度は、埋設から1000年の間に90°C程度を最高温度とした経時変化が想定されている。炭素鋼について照射脆化の温度依存性を35~335°Cの範囲で調べた報告例がある[24]。鋼種によって異なるが、100~200°Cの範囲で脆化量が大きくなる傾向が認められている。このため、オーバーパックの使用温度に相当する試験の温度として、少なくとも安全側の結果が得られることを考慮して、照射温度としては想定される最高温度である90°Cを選定する。

一方、原子炉圧力容器の使用温度は270~290°Cであり、照射脆化に関しては270~290°Cを照射温度とした試験結果が多く報告されている。これらのデータを比較検討用に用いることで、オーバーパックの脆化因子の理解を深めることや解析モデルのパラメータ調整に役立てることができる。このためには、オーバーパックの使用温度(90°C)との違いが脆化因子に及ぼす影響を把握しておく必要がある。このため、照射温度の影響を調べる試験としては、90°Cと290°Cを照射温度として検討する。

### 4) 照射速度の影響

オーバーパックと原子炉圧力容器における照射速度と照射量の関係を図5.5.1-1に示す。図中には、照射研究の手段として多用されている重イオン照射と電子線照射により、現実的に達成できる照射速度と照射量の範囲を合わせて示している。照射量は弾き出し損傷量で表した。1 dpaは、中性子照射量で $10^{20} \sim 10^{21} \text{ n/cm}^2$  ( $E > 1 \text{ MeV}$ )相当である。オーバーパックと原子炉圧力容器には、照射速度で4桁以上の違いがあり、照射量では2~5桁異なる。重イオン照射や電子線照射と比較すると、7桁以上の照射速度の違いが生じている。原子炉圧力容器の照射脆化の知見を参考にする場合、また、損傷を与える手段として加速器からのイオンや電子を用いる場合には、脆化因子に対する照射速度の影響を把握しておくことが重要である。

中性子照射以外の加速器等による照射試験で達成できる照射速度の範囲はおよそ $10^{-4} \sim 10^{-9} \text{ dpa/s}$ の範囲であるが、重イオン単独や電子線単独では照射速度を一桁以上変えた試験をすることは難しいため、重イオンと電子線を組み合わせて照射速度の影響を検討する必要がある。イオン照射では $10^{-4} \text{ dpa/s}$ を、電子線照射では $10^{-8} \text{ dpa/s}$ を基本的な照射速度として照射速度の影響を検討することが現実的と判断される。

試験で目標とする照射量については、脆化因子を明確に検出できる必要がある。脆化の原因となる溶質クラスタなどは照射量とともに増加するが、原子炉压力容器鋼の場合には、1 mdpa 程度では十分に発達せず観察されない場合がある。表 5.5.1-2 は、Cu を 0.12wt% (表中の A 材) と 0.16wt% (表中の B 材) 含む A533B 鋼の電子照射材と中性子照射材のアトムプローブによる分析例であり、1 mdpa の電子照射材ではクラスタが検出されていない[25][26]。Cu リッチクラスタの形成には空孔拡散が重要であり[27]、空孔拡散は温度が高いほど大きいことを考慮すると、原子炉压力容器に比べて低温度で照射されるオーバーパックでは、溶質クラスタが形成されにくいことが予想される。このため、照射量についてはマイクロ組織変化を明確に捉えることを目的として、比較的高い 1 dpa までの照射量で検討する。

表 5.5.1-2 A533B 鋼に形成された Cu リッチ析出物の測定例[25]  
(A 材 : 0.12wt%Cu、B 材 : 0.16wt%Cu)

照射	損傷速度 dpa/s	損傷量 mdpa	組成 (at%)					直径 nm	密度 ×10 <sup>23</sup>	
			Fe	Cu	Mn	Ni	Si			
A材	電子	1	-	-	-	-	-	N.D.	N.D.	
		10	93	3	2	1	1	2	0.5	
	中性子	22	87-95	2-6	1-3	0-2	0-6	1~2	5	
		2×10 <sup>-10</sup>	58	67-72	14-16	7-8	3-4	3-4	2.6	4
B材	電子	8×10 <sup>-9</sup>	99	84-85	9-13	3-4	0-1	0-1	2.1	10
		22	86-93	3-7	3-6	0-2	0-3	1~2	16	
	中性子	4×10 <sup>-9</sup>	54	80-82	10-12	2-6	1-3	0-3	2.1	11
		8×10 <sup>-9</sup>	94	80-84	7-11	3-7	1-2	2-3	2.1	13

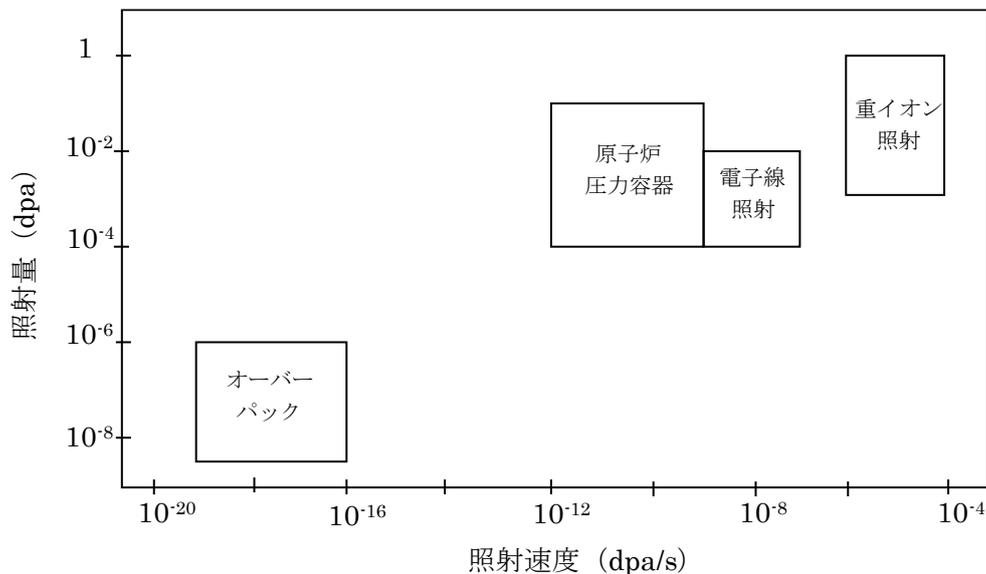


図 5.5.1-1 オーバーパック、原子炉压力容器等の照射条件

## 5) 溶接の影響

溶接の影響については、溶接時の入熱による組織変化や溶接材料による母材との組成の相違に着目して検討を進める。ただし、オーバーパックの溶接方法として、TIG 溶接や電子ビーム溶接等が検討されているがどれを採用するかは未定とされている。溶接金属や HAZ の組織や組成は溶接方法に依存するため、オーバーパックの溶接方法に関する検討の進捗状況を踏まえながら、本項目の検討内容の詳細を決定する。また、溶接金属の Cu や Ni 量は溶接材料の仕様によるので、組成の影響も考慮する必要がある。

### (3) 試験方法の検討

5.5.1(2)で検討した試験内容を実現するためには、試験対象とする試験材、照射損傷を与える手段とその利用可能性などから具体的な試験方法を設定する必要がある。試験材、照射方法、分析方法について検討した結果を述べる。

#### 1) 試験材

表 5.5.1-3 は平成 25 年度のオーバーパックの溶接試験の試験材の例であり、溶接材料（JIS G3201 と JIS Z3312）では溶接ワイヤーの Cu めっきも含めて 0.50%の制限が設定されている。表 5.5.1-3 に示した実績値では、溶接金属の Cu は 0.24%であり、溶接金属（溶着金属）の Cu は 0.20～0.25%と報告されている[28]。オーバーパックの照射環境は、原子炉压力容器に比較して温度と照射量が低く脆化因子の発達が小さく検出しづらいことを考慮して、本試験における Cu 濃度としては溶接材料の上限である 0.5%とすることが現実的と考えられる。

炭素鋼については入手する炭素鋼の Cu 濃度が低い可能性があるので、その場合はできるだけ Cu 濃度の高い母材の入手を試みるとともに、Cu 濃度の高い溶接金属や溶着金属の使用も考慮する必要がある。

単純合金については、Fe-0.5%Cu を基本として、Mn と Si の複合効果等を調べるため Fe-Cu-Mn-Si や Fe-Mn-Si 等を対象とする。

表 5.5.1-3 オーバーパックの炭素鋼の試験材の組成の例[28]

溶接方法	部位	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	備考
TIG	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>&lt;0.01</u>	
	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	—	
MAG	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>&lt;0.01</u>	
	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	—	—	
EBW	溶着金属	<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>	
	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 規格	JIS Z3316 (YGT50)	≤0.15	≤1.00	≤1.90	≤0.030	≤0.030	≤0.50 *	—	—	TIG 用**
	JIS Z3312 (YGW16)	≤0.15	0.40~1.00	0.85~1.60	≤0.030	≤0.030	≤0.50 *	—	—	MAG 用

注 単位：mass%，下線付き：化学分析値（JIS G1211(1996), G1215(1994), G1253(2002)準拠）、その他の値はミルシートからの抜粋

\*：メッキの層を含む，\*\*：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

## 2) 照射方法

本試験では、重イオン照射と電子線照射を使用して照射した試験材を作製するが、そのために利用可能な施設と方法について検討した。

### a 重イオン照射

重イオン照射には、炭素鋼の主成分である Fe イオンを使用することとする。Fe イオンを用いることで炭素鋼に打ち込んだイオン自体の影響が小さくできる。具体的な利用施設の候補としては、東京大学の重イオン照射施設 HIT (High Fluence Irradiation Facility) [29]と京都大学のイオン照射施設 DuET (Dual-Beam Facility for Energy Science and Technology) [30]が考えられる。加速器はいずれもタンデム型加速器であり、2~6 MeV の Fe イオンの照射が可能である。いずれの施設も原子力材料の照射研究に多く利用されており、高温照射のための加熱ホルダーが利用でき温度制御や測定の実績も多い。照射速度は  $10^{-5} \sim 10^{-4}$  dpa/s であり、照射温度は室温から 1000°C 程度まで制御可能である。

### b 電子線照射

加速器照射施設は、滅菌や改質等の工業利用を目的として 5~10 MV の電子ビームを照射できる施設であり国内には複数機関の施設があるが、材料照射の経験を持つのは原子燃料工業の施設 [31]のみであるので、この施設の利用可能性について検討した。なお、超高圧電子顕微鏡を使用した電子線照射試験も多く行われているが、損傷速度が  $10^{-4}$  dpa/s 程度でイオン照射と同程度で高いこと、試料が TEM 観察用で非常に小さく硬さ等が測定できないことから検討から除外した。

#### ・加速器

電子加速器は表 5.5.1-4 に示す諸元のロードトロン加速器で 5 MeV と 10 MeV が可変である。加速器本体の外観を図 5.5.1-2 に示す。電子ビームを移動する照射トレイ上の対象物に照射する

ため、スキャンホーンと呼ばれる部分から垂直下向きに照射される。スキャンホーンではトレイの幅方向約 1 m に走査されながら均一に照射される。図 5.5.1-3 は照射室の状況を示す。

#### ・試験片の照射方法

これまでに鉄鋼材料の照射試験に実績のある材料照射装置は、アルミニウム製の角管の中に試験片を固定した試験片固定治具をいれ、冷却水を流しながら上方から電子ビームを照射する装置である。図 5.5.1-4 に材料照射装置の概観を示す。図 5.5.1-5 は試験片固定治具の外観を示しており、入り口と書かれた板（約 75×45×1~2 mm）が板状の試験片であり、4本のねじで治具に固定されている。この治具を図 5.5.1-6 に示すように材料照射装置に挿入し、材料照射装置を図 5.5.1-7 に示すようにスキャンホーン（5 MeV 用）の直下に固定し、冷却水を流し照射を行う。なお、300°C 付近の高温で照射する場合は試料を角管の上に固定する方法となる[26]。

試験片は冷却水中で照射されるので腐食の可能性があるため、耐食性が劣る試験材を照射する場合には事前に Cr めっき等を行う必要がある。材料試験片寸法は変更可能であり、その場合は固定治具等も寸法も変更する必要がある。

#### ・試験条件の検討

電子線照射では試験片内部での発熱が極めて大きいため、試験片の温度は、電子ビームのエネルギーと強度や試験片板厚で決まる発熱量と、冷却水の温度と流量や接液面積で決まる冷却能力のバランスにより調整される。したがって、電子ビーム強度に比例する損傷速度と照射温度が独立には制御できず、目標とする温度で電子ビーム強度に制限があり、稼働時間との関係で到達可能な損傷量が決まることとなる。

まず、試験片位置での電子ビームのエネルギーと強度を推定するため、材料照射装置の角管内面と試験片（厚さ 1.5 mm）の間隔を 2 mm としたときの、電子ビームエネルギーと相対線量（エネルギー付与量）を計算した結果（横軸は角管外面からの距離）を図 5.5.1-8 に示す。試験片表面の電子ビームのエネルギーは 3 MeV で、相対強度は 0.5~2.0 となっている。

次に 90°C 付近の温度で  $10^{-8}$  dpa/s の損傷速度で照射する可能性と、可能な場合の必要時間を検討した。 $10^{-8}$  dpa/s は  $10^{14}$  e/cm<sup>2</sup>/s に相当する（1 dpa =  $10^{22}$  e/cm<sup>2</sup>）。電子ビームは点状線源であるためビーム強度は 2 次元ガウス分布に近い分布をもっており、材料照射装置の長手方向（スキャンホーンの幅方向）の約 1 m の範囲では約 100 Hz でビームがスキャンされている。このような場合の照射範囲でのビーム強度が測定されており、その実績を図 5.5.1-9 に示す。長手方向は 944 mm 以上にわたりほぼ均一な分布であるが、幅方向は半値幅が 20.8 mm のガウス分布となっている。幅方向には試験片内部に損傷速度と損傷量の分布が生ずることとなるので、分析を行う試料を採取する場合には位置の確認が重要となる。

照射面積として、長手方向均一長さ半値幅の範囲（ $94.4 \times 2.08 = 196.35$  cm<sup>2</sup>）とすると、1 mA の電子ビームに相当する電子数は  $6.24 \times 10^{15}$  e/s であるので、照射面積内の平均の電子密度は  $3.18 \times 10^{13}$  e/cm<sup>2</sup>/mA/s となる。実績のあるビーム強度 10 mA で照射した場合、1 hr で到達できる損傷量は次のようになる。

$$10 \text{ mA} \times 3.18 \times 10^{13} \text{ e/cm}^2/\text{mA/s} \times 3600 \text{ s} / 10^{22} \text{ e/cm}^2 = 0.115 \text{ mdpa/hr}$$

10 mdpa の照射には約 87 時間が必要となる。なお、10 mA の時の平均の損傷速度は  $3 \times 10^{-8}$  dpa/s である。

図 5.5.1-10 は 10 mA で材料照射装置を使用して照射したときの試験片と照射装置の温度の測定例である。この例は材料照射装置の角管内面と試験片（厚さ 1.5 mm）の間隔は 2 mm の場合である。試験片温度は 40～50°C となっており、ビーム強度や冷却水流量の調整により 90°C 付近の照射は可能と考えられる。しかし、実際の照射に当たっては、実物の試験片を用いた予備試験等で制御可能範囲などを正確に確認しておく必要があり、場合によっては試験片形状や固定治具の変更が必要となる可能性がある。

表 5.5.1-4 電子線加速器の諸元

型 式	Rhodotron TT300
製 造 者	Ion Beam Applications, s.a. (ベルギー)
ビームエネルギー	5MeV または 10MeV
最大ビーム電流	5MeV: 27 mA, 10MeV: 19 mA
最大ビーム幅	100 cm
ビーム照射方向	下方向

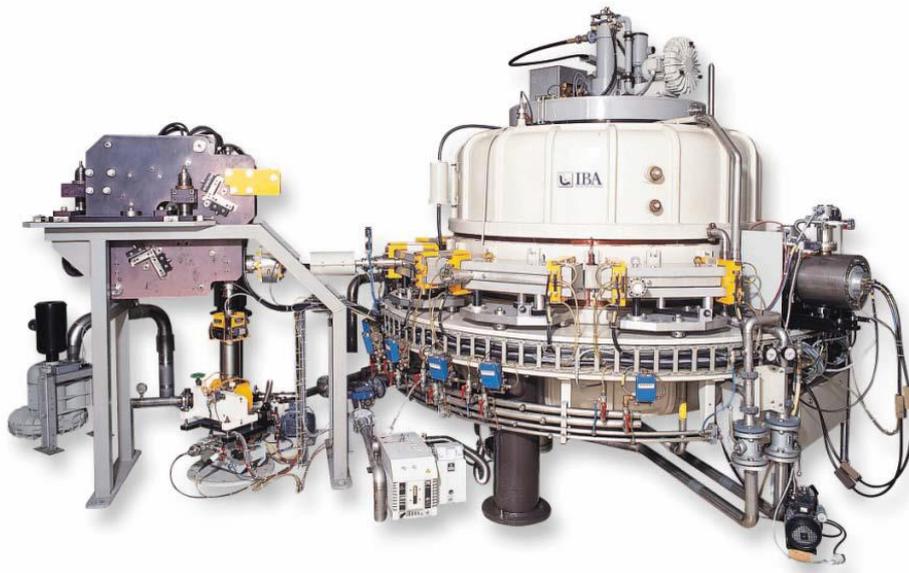


図 5.5.1-2 電子加速器の外観

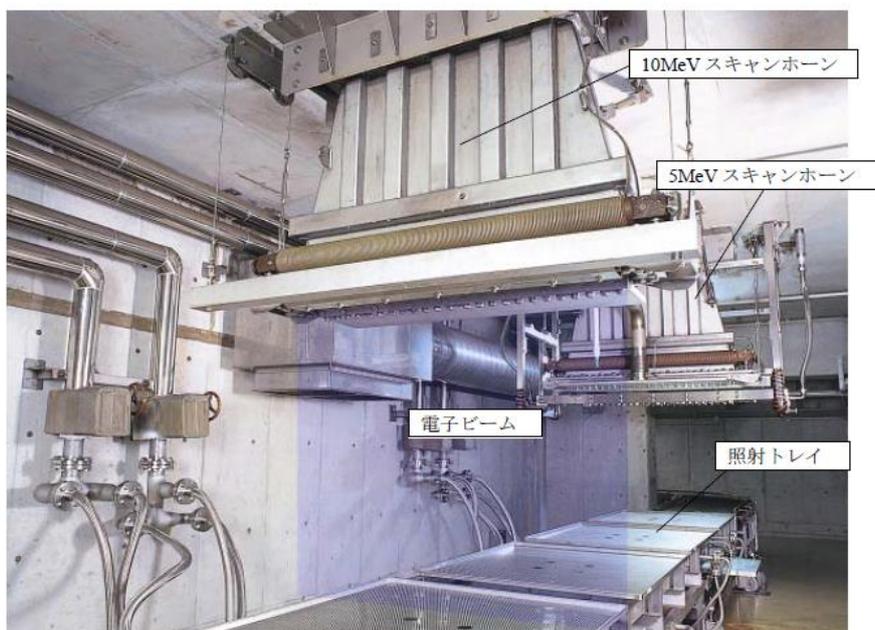


図 5.5.1-3 電子ビーム照射室の状況

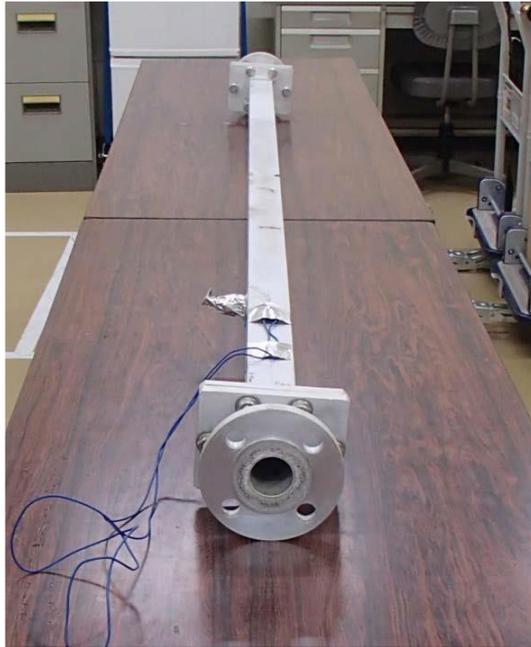


図 5.5.1-4 材料照射装置の外観



図 5.5.1-5 試験片固定治具の外観

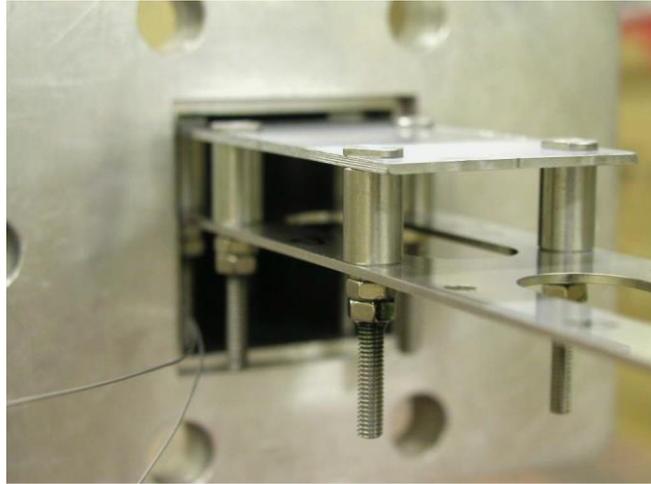


図 5.5.1-6 試験片固定治具の材料照射装置への挿入状況

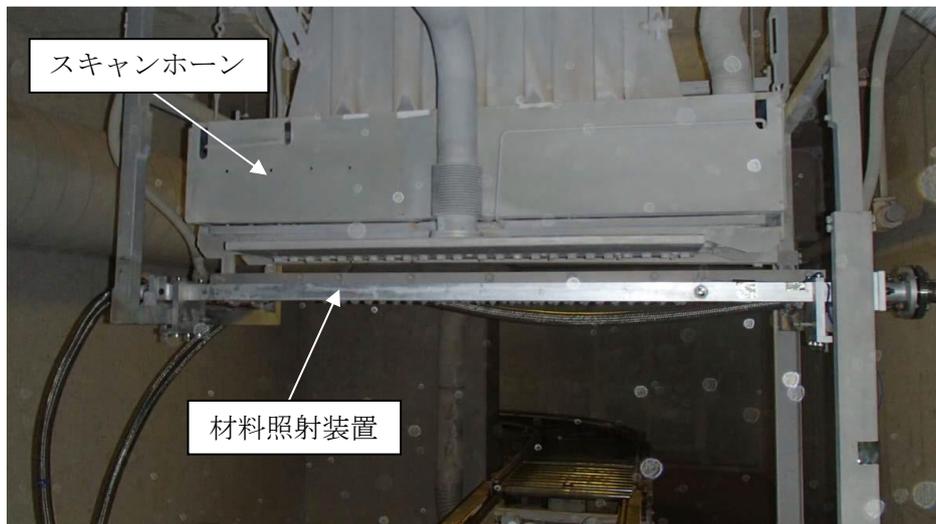
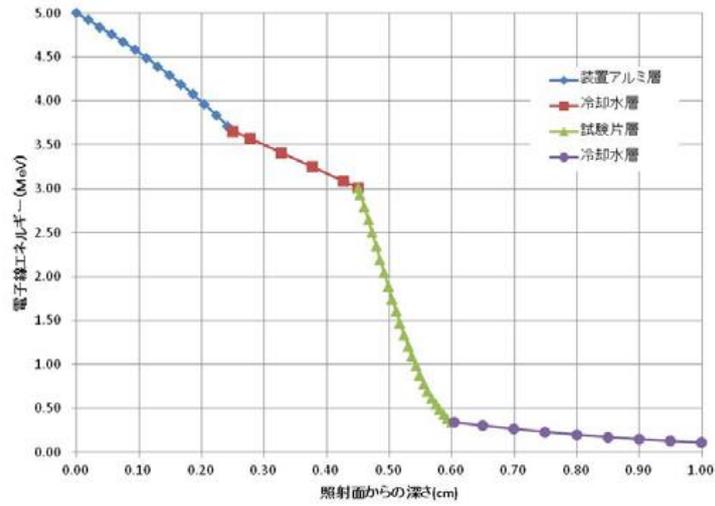
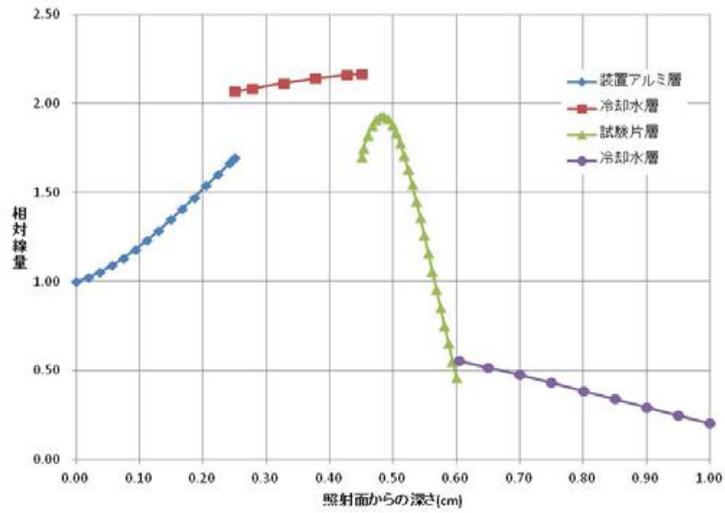


図 5.5.1-7 材料照射装置のスキャンホーンへの取付け状況

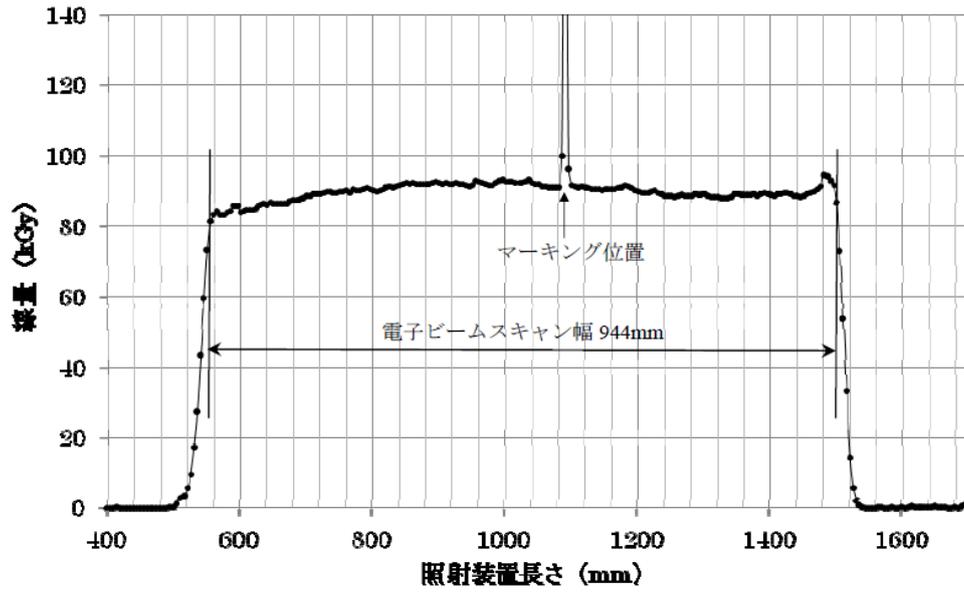


(a)電子ビームエネルギー

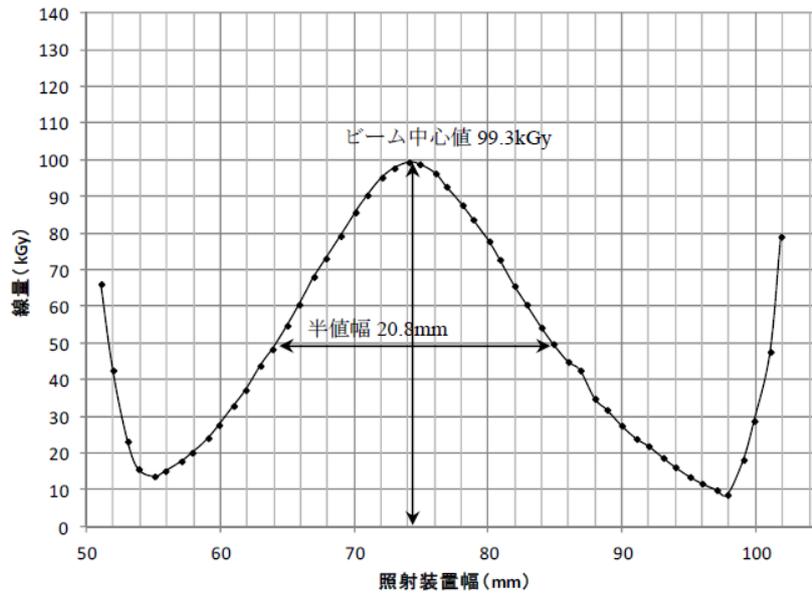


(b)相対強度

図 5.5.1-8 試験片近傍の電子ビームのエネルギーと相対強度の計算結果



(a) 材料照射装置の長手方向の電子ビームの強度分布



(b) 材料照射装置の幅方向の電子ビームの強度分布

図 5.5.1-9 材料照射装置付近の電子ビームの強度分布の測定例

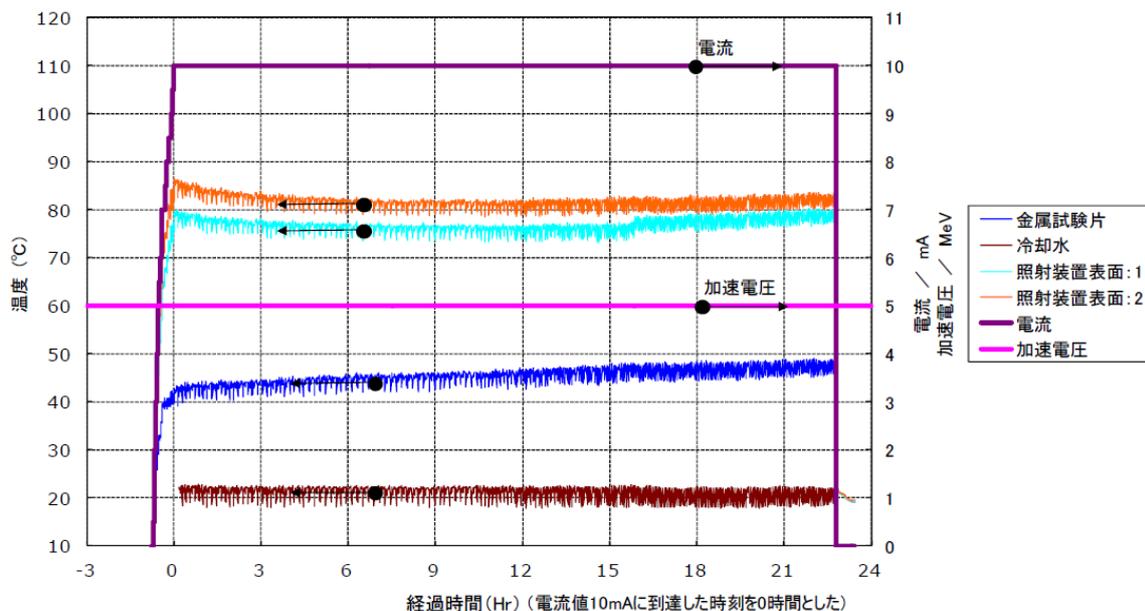


図 5.5.1-10 10 mA で照射した場合の試験片と照射装置の温度の測定例

### 3) 分析方法

#### a 分析試料の作製

オーバパックの炭素鋼はフェライト相とパーライト相からなる組織であり、その位置や割合等を電子後方散乱回折 (EBSD: Electron Backscatter Diffraction) による測定で把握する。炭素鋼はフェライト組織より、Fe-Cu 合金は任意の粒内より、マイクロ組織分析用の試料を集束イオンビーム (FIB: Focused Ion Beam) 加工で作製する。試料は照射領域より加工し、APT 用には先端が曲率 50 nm 程度の針状の試料を作製し、TEM 用には厚さ 100 nm 未満の薄膜試料を作製する。

#### b ミクロ組織分析

APT と TEM を用いて、溶質クラスターや転位ループ等の照射欠陥の形成状況を調べ、欠陥ごとにサイズと数密度を測定する。重イオン照射材では表面からの深さ方向に損傷分布があるため、分析する深さに注意する必要がある。図 5.5.1-11 は 2.8 MeV Fe<sup>2+</sup>イオン照射の場合の例であるが、3 MeV 付近のエネルギーの場合は深さ 300 nm のマイクロ組織を分析対象とするのが適切である。APT では照射条件ごとに 2 本以上を分析する。TEM では照射条件ごとに 2 視野以上を観察する。

APT 分析には日本原子力研究開発研究機構の原子炉廃止措置研究開発センター内の高経年化分析室に設置された CAMECA 社の LEAP3000HR を使用する。TEM 観察には原子力安全システム研究所内の HF3000 を使用する。

#### c 硬さ測定

押し込み深さを制御した超微小硬さ試験機で、照射に伴う硬化量を測定する。超微小硬さ試験では、一般に広く用いられているビッカース硬さ試験と同様に、押し込み深さの 4 倍程度の深さまでの領域について平均的な硬さが評価される。照射領域が表面から深さ 1 μm 程度の範囲であるこ

とから、図 5.5.1-11 に示したとおり、試料表面より押し込み深さを 150 nm に制御して圧子を打ち込み、照射領域の硬さを測定する。なお、測定点は 100 点以上とし、炭素鋼についてはフェライト組織に対して測定を行う。

硬さ測定にはエリオニクス社の ENT-2100 を使用する。

#### d ミクロ組織と硬さの関係の評価

超微小硬さ試験で測定した硬さとミクロ組織分析で測定した照射欠陥の形成状況との関係を調べる。クラスタについては体積率と硬さ、転位ループ等についてはサイズや密度と硬さとの関係を検討する。硬化モデルとしては Orowan モデル等を用いる。このモデルでは、欠陥の数密度を  $N$ 、平均直径を  $d$  とすると、降伏応力の増加  $\Delta\sigma_y$  は

$$\Delta\sigma_y = \alpha\mu b\sqrt{Nd} \quad \text{式(5.5.1-1)}$$

のように表される。 $\Delta\sigma_y$  については、 $\Delta\sigma_y$  と概ね比例関係にある硬化量 ( $\Delta H$ ) で検討する。 $\alpha$  は欠陥の種類やサイズにより異なる硬化係数であり、0.2~1 の値をとる。微細な転位ループの場合は 0.2、析出物については大きなものでは 1 が用いられ、微細なものでは 1 以下の値が用いられる。 $\mu$  はせん断係数であり、 $b$  はバーガースベクトルの大きさである。

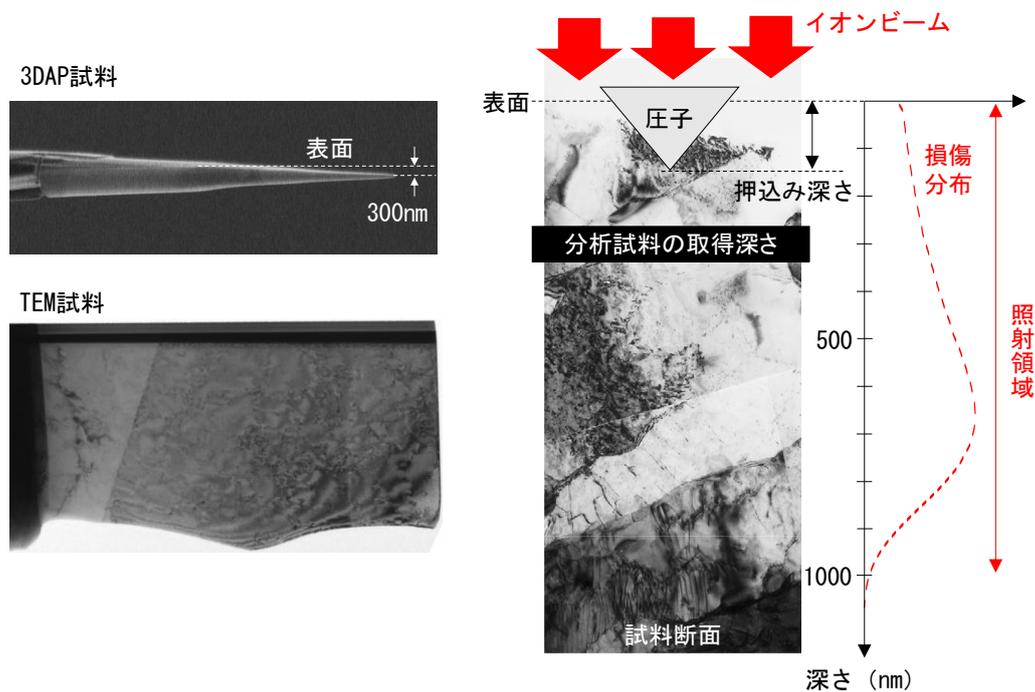


図 5.5.1-11 照射領域と分析試料の取得深さおよび圧子の押し込み深さとの関係

#### (4) 試験計画

##### 1) 試験計画

以上の検討に基づき作成した試験計画を以下に示す。

##### a 脆化因子の同定

材料：炭素鋼 (SM400)

照射方法：Fe イオン照射

内容：炭素鋼を供試材として、Fe イオン照射を温度 90°C、照射速度  $10^{-4}$  dpa/s で、照射量 0.1 dpa と 1 dpa の 2 条件で H27 年度に実施する。脆化因子として、溶質クラスタや転位ループ等の形成が予想されるため、溶質クラスタについては 3 次元アトムプローブ (3DAP) で、転位ループについては透過型電子顕微鏡 (TEM) で形成状況 (サイズと数密度) を調べる。また、超微小硬さ試験機で照射に伴う硬化量を測定し、マイクロ組織との関係を評価する。

##### b 材料組成の影響

材料：炭素鋼 (SM400、他)、モデル合金

照射方法：Fe イオン照射、電子線照射

内容：炭素鋼 (SM400) の他に、Cu 濃度の異なる実用炭素鋼と Cu, Mn, Si, Ni 等を変化させたモデル合金 (Fe-Cu, Fe-Mn-Si, Fe-Mn-Si-Cu 等) を使用する。H27 年度は、既存の Fe-0.5Cu 合金 (wt%) を試験に用いる。

##### c 照射温度の影響

材料：炭素鋼 (SM400)、モデル合金

照射方法：Fe イオン照射

内容：90°C と 290°C における照射試験を検討する。電子線照射については照射温度の精緻な調整が難しいため、照射温度の影響は Fe イオン照射で検討する。照射速度は  $10^{-4}$  dpa/s (あるいは  $10^{-5}$  dpa/s)、照射量は 0.1 と 1 dpa を中心に検討する。平成 27 年度は炭素鋼で 90°C と 290°C の試験を行うが、平成 28 年度以降でモデル合金での温度影響の調査も検討する。

##### d 照射速度の影響

材料：炭素鋼 (SM400、他)、モデル合金

照射方法：Fe イオン照射、電子線照射

内容：Fe イオン照射と電子線照射を組み合わせで検討する。照射試験は H28 年度以降で実施し、温度は 90°C、照射速度は Fe イオンで  $10^{-4}$  dpa/s (あるいは  $10^{-5}$  dpa/s)、電子線で  $10^{-8}$  dpa/s を検討する。供試材には、Cu 濃度の異なる炭素鋼 2 種とモデル合金を検討する。照射量は、Fe イオン照射は 0.1 と 1 dpa を中心に検討し、電子線照射については 0.01 dpa 以上を目標に、照射費用等を考慮して検討する。

e 溶接の影響

材料：炭素鋼（母材、溶接金属、HAZ）

照射方法：Fe イオン照射

内容：炭素鋼の母材、溶接金属、HAZ について、同じ照射条件での試験を検討する。母材と溶金の組成は同等とする。照射には、Fe イオン照射の利用を検討する。試験は H29 年度に実施する。

5.5.2 試験スケジュール

平成 27 年度は、炭素鋼の脆化因子を同定するとともに脆化因子に対する材料組成と照射温度の影響を調べる。

図 5.5.1-1 に示した通り、現実的な範囲で、可能な限りオーバーパック条件と近い照射速度を達成するためには、電子線照射を用いることが有効である。しかし、低損傷速度で電子線の材料照射試験を行った例は極めて少なく、温度等を調整した照射試験を行うためには照射用ステージ等の調整を行う必要があり、照射試験の準備に時間を要する。

重イオン照射は比較的照射速度の高い照射方法であるが、温度等の照射条件を精緻に調整できる特徴があり、照射損傷の基礎研究では広く用いられている。平成 27 年度は、電子線照射の検討を行うとともに、照射試験にはイオン照射を用いることとする。

平成 28 年度には、脆化因子に対する材料組成、照射温度の検討を継続するとともに、照射速度および溶接の影響の検討を開始する。電子線照射は低照射速度で時間を要するため、照射費用が高額となることを考慮して、イオン照射と電子線照射を組み合わせ、マトリクスを作成する。

表 5.5.2-1 に 3 カ年の試験スケジュール案を示す。

表 5.5.2-1 試験スケジュール案

項目	H27年度	H28年度	H29年度
炭素鋼の脆化因子の同定	■		
脆化因子に対する材料組成の影響	■	■	
脆化因子に対する照射温度の影響	■	■	
脆化因子に対する照射速度の影響		■	■
脆化因子に対する溶接の影響			■
総合評価			■

1) H27 年度の詳細計画

H27 年度は、脆化因子に対する材料組成の影響と脆化因子に対する照射温度の影響に関する試験を対象として、試験体作製と炭素鋼の脆化因子の同定を実施する。試験マトリクスを表 5.5.2-2 に示す。

表 5.5.2-2 H27 年度の試験マトリクス

材料	照射温度	0.1dpa	1dpa
炭素鋼	90°C	○	○
	290°C	○	○
Fe-0.5Cu	90°C	○	○

a 試験体作製

炭素鋼 (SM400) と Fe-0.5Cu 合金を供試材とする。炭素鋼については、Cu, Ni 等の含有量を調べ、Cu の多い材料を供試材として使用する。φ3 mm ディスク形状等の試料を、供試材から放電加工により作製する。試料表面は湿式機械研磨とコロイダルシリカ (溶液状の研磨砥粒) による機械研磨を施した後、ナイタール (5%硝酸+95%エタノール) 等で化学研磨して加工層を除去する。

b 照射試験

東京大学重照射研究設備のタンデトロン加速器等を用いて、Fe イオンを試料表面に照射する。図 5.5.2-1 に、弾き出しエネルギーを 40 eV、試料組成を Fe とし、損傷計算コード SRIM-2013[32] を用いて計算した 2.8 MeV Fe<sup>2+</sup>イオン照射による損傷量 (dpa) の深さ方向の分布を示した。なお、損傷量は最大値を 1 として規格化した。重イオン照射では、照射領域が表面から深さ 1 μm 程度の領域に限られる。損傷量は深さ方向に沿って変化する特徴があり、本照射では深さ 300 nm における損傷量で照射量を定義する。

照射条件は、表 5.5.2-2 に示したように、温度が 90°C と 290°C とし、照射速度は 10<sup>-4</sup> dpa/s とする。照射量は、0.1 dpa と 1 dpa の 2 条件とする。

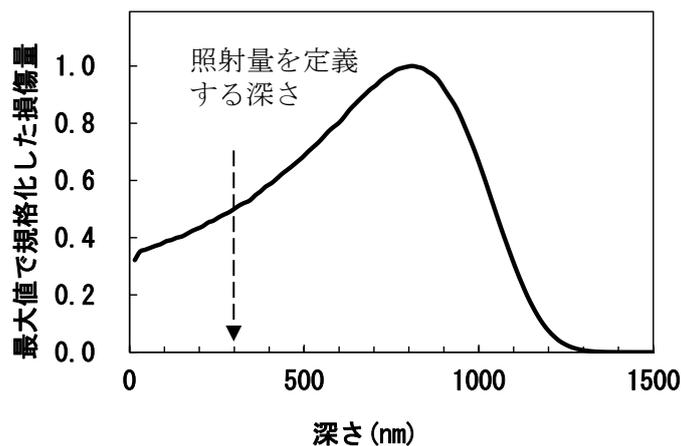


図 5.5.2-1 2.8 MeV Fe イオン照射での損傷量の深さ方向分布

c 分析

照射した試験体について、TEM 観察、APT 分析、微小硬さ測定を行う。

2) 想定される成果

図 5.5.2-2 に最終年度に想定される成果を示した。炭素鋼の脆化因子が同定され、脆化因子の形成に対する材料組成、照射温度、照射速度および溶接の影響が明らかとなることで、解析モデルの構築に資する知見が得られる。また、脆化因子の形成と硬化量との関係を明らかにすることで、解析モデルから推定されたマイクロ組織変化から硬化量、破壊靱性の変化を推定するための基礎知見が得られる。

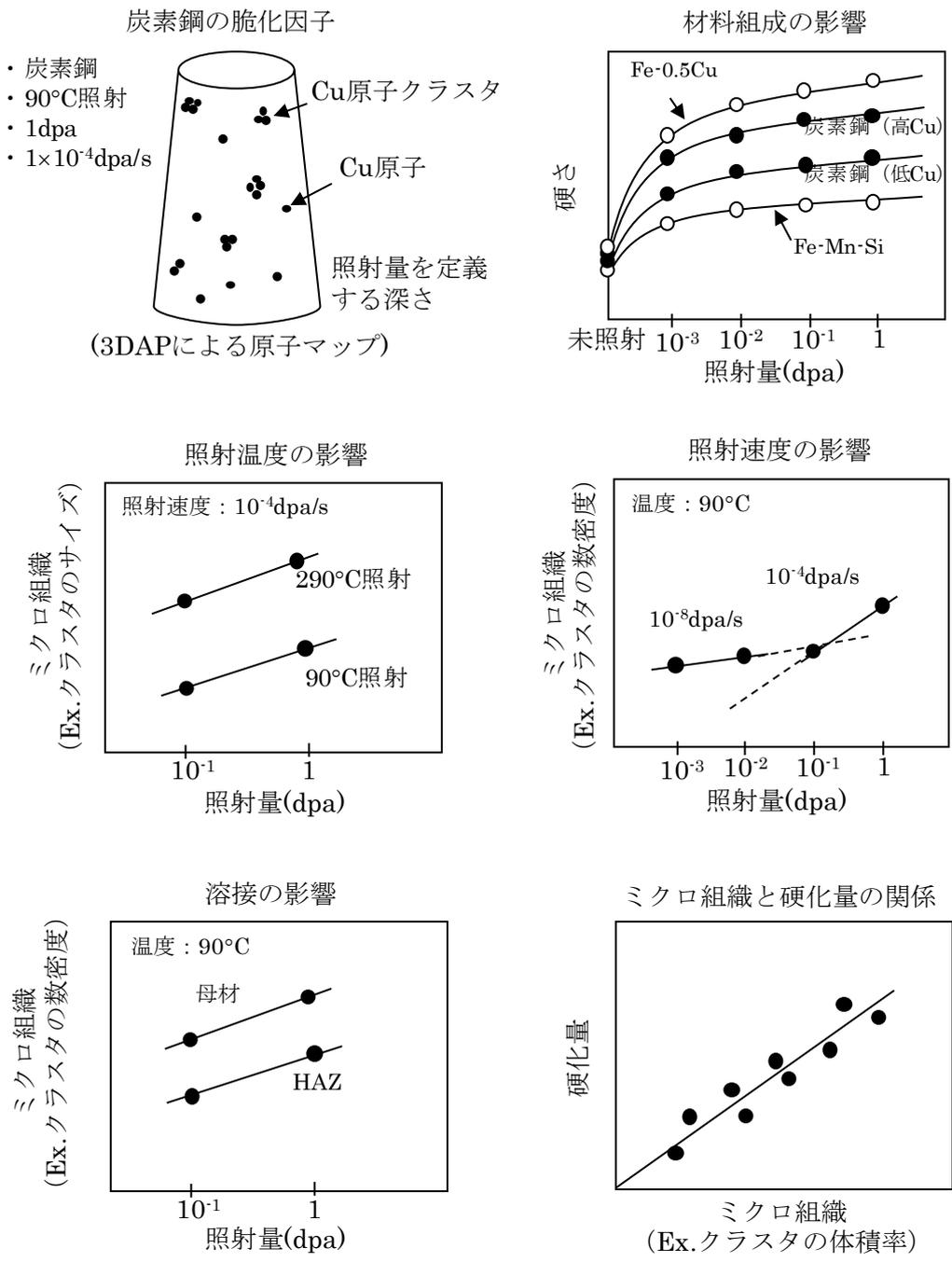


図 5.5.2-2 最終年度に想定される成果のイメージ図

### 5.5.3 試験体の作製

#### (1) 試験材（炭素鋼）

供試材は JIS 規格 SM400B の炭素鋼であり、寸法は 200×50×100t mm である。図 5.5.3-1 に炭素鋼の外観を示す。40×10×10t mm の試料を放電加工により切り出し、試料表面を 500 番の SiC 研磨紙で湿式機械研磨した後、化学組成の分析に供した。表 5.5.3-1 に化学組成を示す。SM400B の規格を満たす組成[33]であることが確認されるとともに、照射脆化に関する Cu や Ni の含有量は極めて少ない材料であることが分かった。

表 5.5.3-1 炭素鋼の化学組成 (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni
0.14	0.21	1.12	0.016	0.004	0.01	0.01
Cr	Mo	Al	N	V	Nb	Fe
0.02	<0.01	0.032	0.003	0.001	<0.002	bal.

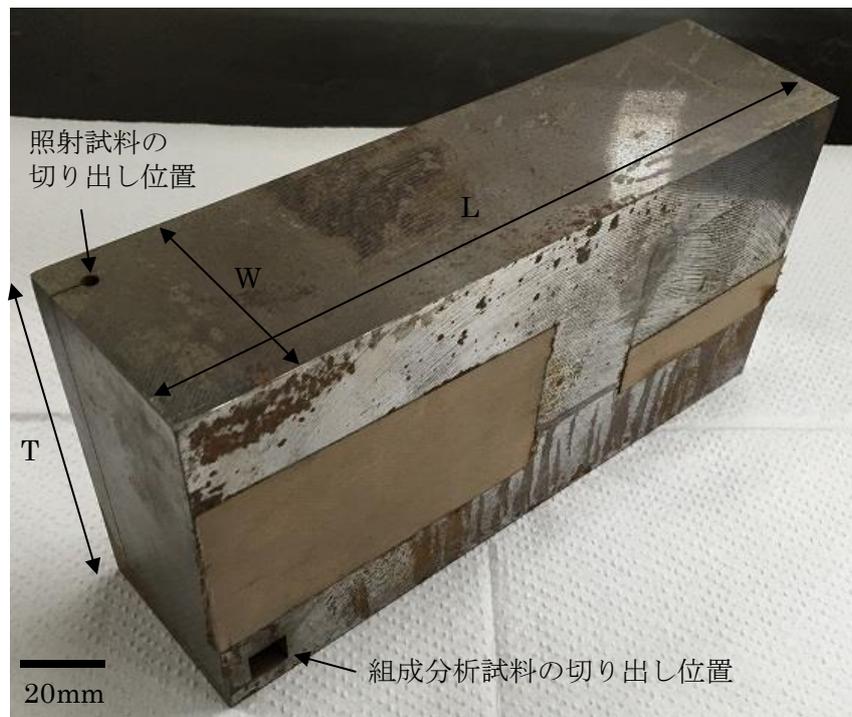


図 5.5.3-1 炭素鋼および照射試料の切り出し位置

#### (2) 試験材（Fe-Cu 合金）

Fe-Cu 合金 (55×28×43t mm) を試験材として用いた。Fe-Cu 合金は、真空溶解炉により铸造した鑄塊を 1100°C で鍛造した後、850°C で 2 時間保持から水冷する固溶化熱処理を施している。表 5.5.3-2 に Fe-Cu 合金の化学組成を示した。0.48wt% の Cu を含み、他の不純物が極めて少ない材料である。また、照射試料の切り出し位置を図 5.5.3-2 に示した。

表 5.5.3-2 Fe-Cu 合金の化学組成 (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni
0.001	<0.01	<0.01	<0.001	0.001	0.48	<0.01
Cr	Mo	Al	N	V	Nb	Fe
<0.01	<0.01	-	0.0019	-	-	bal.

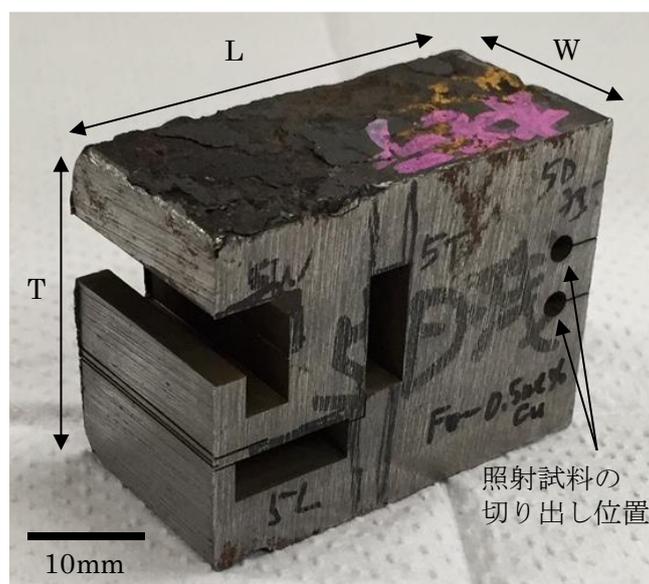


図 5.5.3-2 合金および照射試料の切り出し位置

### (3) 照射試料の作製

炭素鋼の図 5.5.3-1 に示した位置より、 $\phi 3 \times 100$  mm の棒状試料を板圧方向に放電加工により切り出し、側面を 500 番の SiC 研磨紙で湿式機械研磨した後、厚さ 1 mm の円盤状試料を放電加工により 30 個切り出した。円盤状試料の片面を 1200 番までの SiC 研磨紙で湿式機械研磨を施した後、他方の面に 1200 番までの SiC 研磨紙による湿式機械研磨と粒径  $3 \mu\text{m}$  のダイヤモンドパウダーおよびコロイダルシリカ（溶液状の研磨砥粒）による鏡面研磨を施した。その後、ナイトール（3%硝酸+97%エタノール）中に 1 秒間浸漬させて化学研磨により最表面の加工層を除去した。鏡面研磨を施した面を照射用の試料表面とした。光学顕微鏡で観察した試料表面の金相写真を図 5.5.3-3 に示した。低倍の観察写真で筋状に見える組織がパーライト（フェライトとセメンタイト）あり、試料表面に占める面積率は 10%未満であった。パーライトは非常に硬い組織であるが、試料の大部分はフェライト相となっているため、照射脆化挙動を把握するためにはフェライト相での硬化とマイクロ組織変化を調べるのが肝要である。

Fe-Cu 合金の図 5.5.3-2 に示した位置より、 $\phi 3 \times 28$  mm の棒状試料を板幅方向に放電加工により 2 本切り出し、側面を 500 番の SiC 研磨紙で湿式機械研磨した後、厚さ 1 mm の円盤状試料を放電加工により 30 個切り出した。円盤状試料の片面を 1200 番までの SiC 研磨紙で湿式機械研磨を施した後、他方の面に 1200 番までの SiC 研磨紙による湿式機械研磨と粒径  $3 \mu\text{m}$  のダイヤモンドパウダーおよびコロイダルシリカによる鏡面研磨を施した。その後、ナイトール中に 1 秒間浸漬さ

せて化学研磨により最表面の加工層を除去し、鏡面研磨を施した面を照射用の試料表面とした。光学顕微鏡で観察した試料表面の金相写真を図 5.5.3-4 に示した。

図 5.5.3-5 に代表的な照射試料の外観を示した。炭素鋼の表面に白く筋状に見えるのはパーライト組織が化学研磨された跡であり、やや偏在している傾向が見られる。後述の照射試験には表面状態の良い試料を選定して用いた。

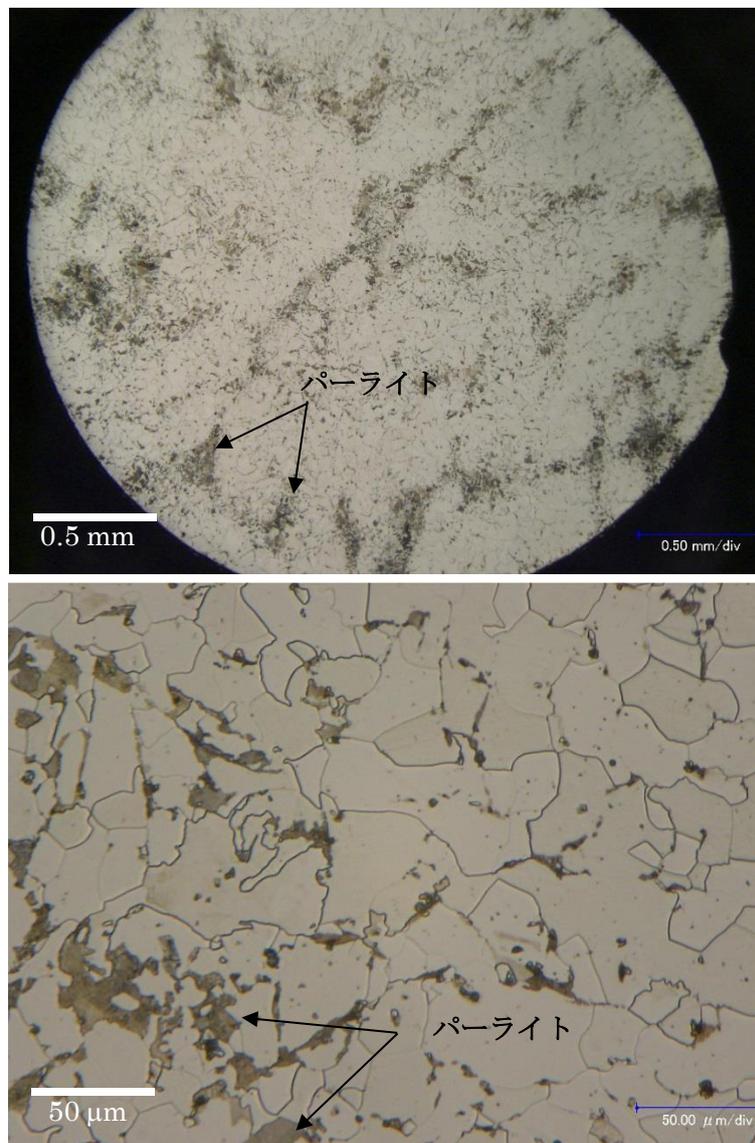


図 5.5.3-3 炭素鋼の金相観察結果

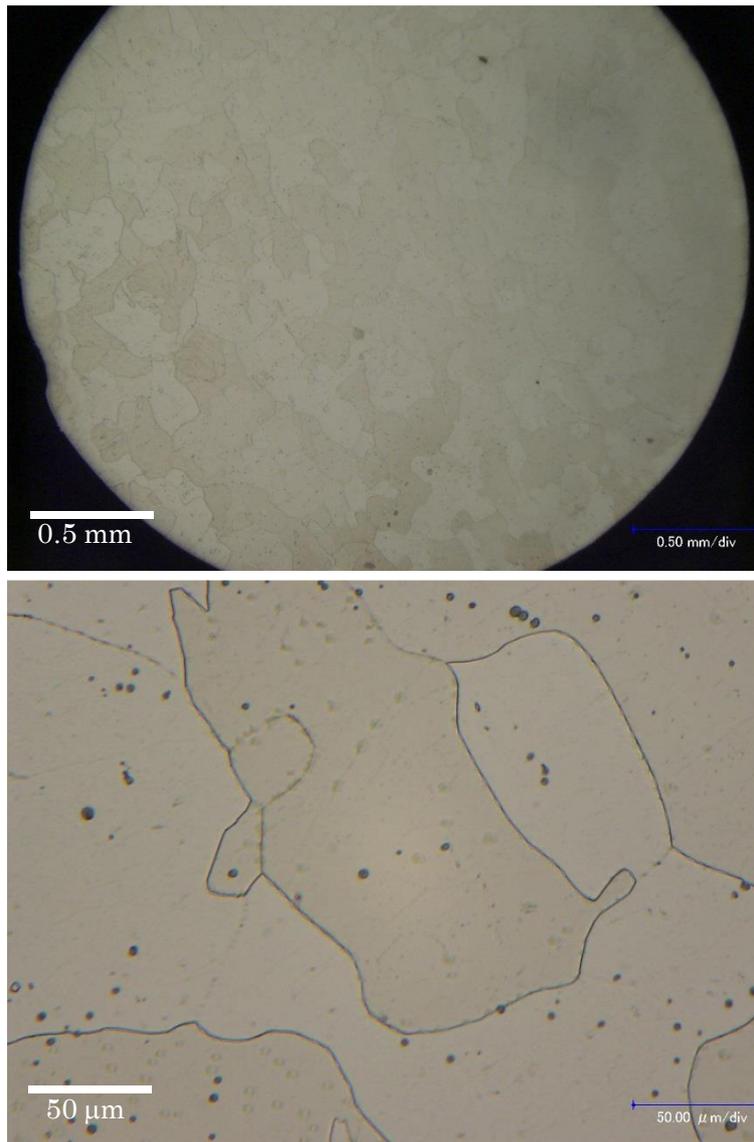
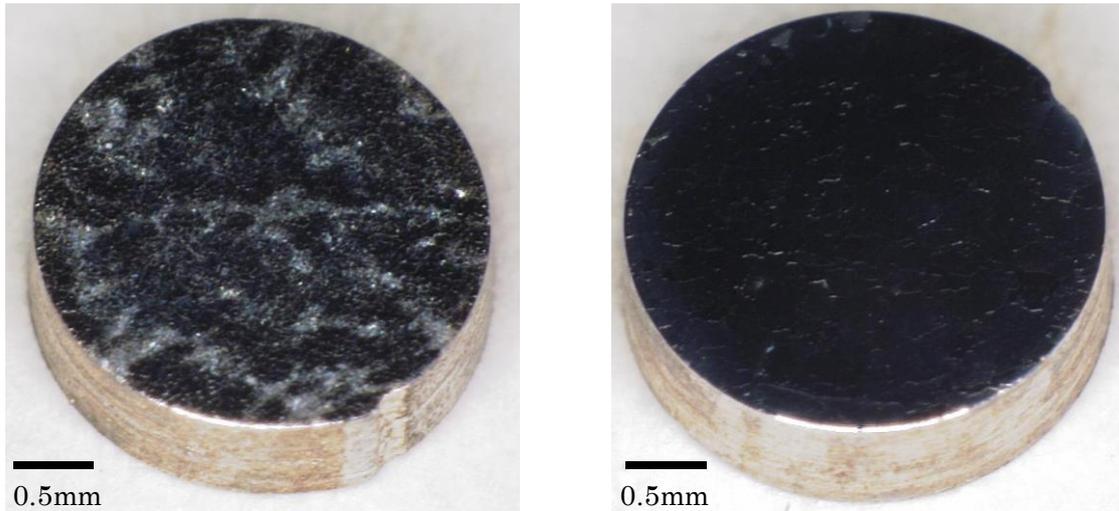


図 5.5.3-4 Fe-Cu 合金の金相観察結果



(a) 炭素鋼

(b) Fe-Cu 合金

図 5.5.3-5 照射試料の外観

#### (4) イオン照射

東京大学重照射研究設備のタンデム加速器を用いて、試料表面に加速電圧 2.8 MeV で  $\text{Fe}^{2+}$  イオンを照射した。図 5.5.3-6 に、試料組成を Fe 単体とし、原子の弾き出しが生じるしきいエネルギーを 40 eV として損傷計算コード SRIM2013[32]を用いて計算した損傷量の深さ分布を示した。なお、損傷量は最大値を 1 として規格化した。重イオン照射では、照射領域が表面から深さ 1  $\mu\text{m}$  程度の領域に限られ、損傷量は深さ方向に沿って変化する特徴がある。本照射では深さ 300 nm における損傷量と損傷速度で照射量および照射速度を定義した。照射条件は、温度が 90°C と 290°C とし、照射速度は  $1 \times 10^{-4}$  dpa/s とした。照射量は 0.1 dpa と 1 dpa の 2 条件とした。表 5.5.3-3 に照射試験のマトリクスを示した。

図 5.5.3-7 に試料を取り付けた照射ステージの外観を示した。照射中の試料温度は、サンプルフォルダ裏側に設置されたヒーターで昇温し、ダミー試料にスポット溶接した熱伝対とサンプルフォルダに取り付けた熱伝対により所定の温度 $\pm 1^\circ\text{C}$ 未満に制御した。

照射は試料温度を所定の温度まで上げて一定になった後、イオンビームを当てて行った。イオン電流量は、試料の取り付け位置に対応して配置された直径 2 mm のファラディカップで測定した。イオン電流量を測定するため一定間隔ごとに照射を短時間中断し、ファラディカップによる測定を行った。なお、 $1 \times 10^{-4}$  dpa/s に対応するイオン電流量はファラディカップあたり 1.9 nA である。

図 5.5.3-8 から図 5.5.3-13 に、イオン電流量から算出した照射中の照射速度の履歴とステージ正面から見た試料の取り付け位置を照射試験ごとに示した。なお、各照射試験について 2 個もしくは 3 個の試料を照射した。図 5.5.3-13 に示した 1 dpa 照射した Fe-Cu 合金については、照射中の照射速度の変化が比較的大きく、目標値の  $1 \times 10^{-4}$  dpa/s から最大 3 割程度のずれが生じている場合があったが、その他の照射試験ではイオンビームの出力が安定しており、目標値からのずれは 10%以下であった。

表 5.5.3-4 に各試料の照射実績をまとめて示した。照射速度の実績は照射試験中の平均値を記載しており、ほぼ 2%の誤差範囲内で所定の照射条件を満足した。

表 5.5.3-3 照射試験のマトリクス

材料	照射温度	照射量
炭素鋼	90°C	0.1dpa, 1dpa
	290°C	0.1dpa, 1dpa
Fe-0.5Cu	90°C	0.1dpa, 1dpa

表 5.5.3-4 各試料の照射実績

	目標値	実績
炭素鋼 (90°C 照射)		
Ch.12	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $9.8 \times 10^{-5}$ dpa/s)
Ch.13	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $9.9 \times 10^{-5}$ dpa/s)
Ch.14	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $9.8 \times 10^{-5}$ dpa/s)
炭素鋼 (90°C 照射)		
Ch.12	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	1.00dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Ch.13	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	1.00dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Ch.14	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.99dpa ( $9.9 \times 10^{-5}$ dpa/s)
炭素鋼 (290°C 照射)		
Ch.8	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Ch.9	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
炭素鋼 (290°C 照射)		
Ch.12	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	1.00dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Ch.13	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	1.00dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Ch.14	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.99dpa ( $9.9 \times 10^{-5}$ dpa/s)
Fe-Cu 合金 (90°C 照射)		
Ch.12	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $9.9 \times 10^{-5}$ dpa/s)
Ch.13	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Ch.14	0.1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	0.10dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Fe-Cu 合金 (90°C 照射)		
Ch.8	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	1.00dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)
Ch.9	1dpa ( $1 \times 10^{-4}$ dpa/s)	1.00dpa ( $1.0 \times 10^{-4}$ dpa/s)

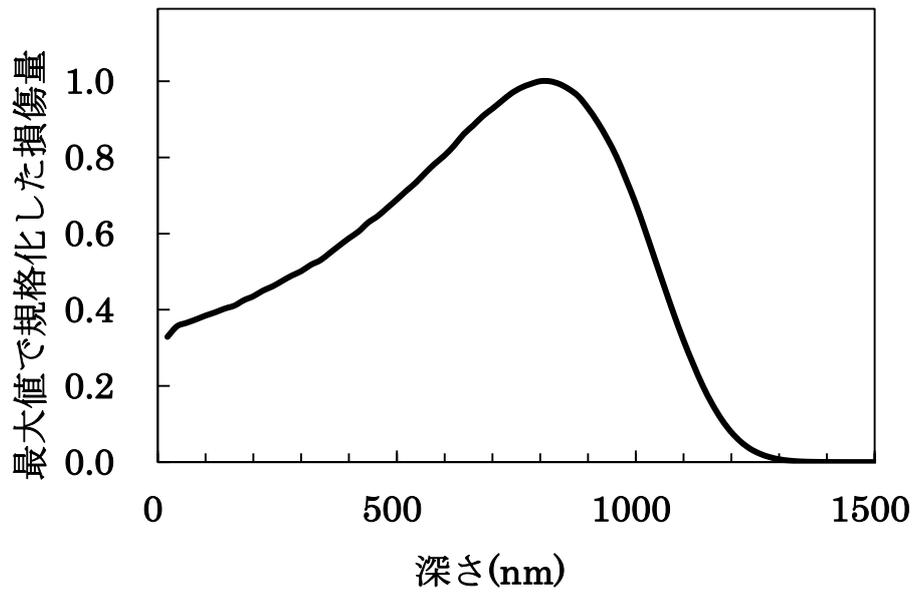


図 5.5.3-6 規格化した損傷量の深さ分布

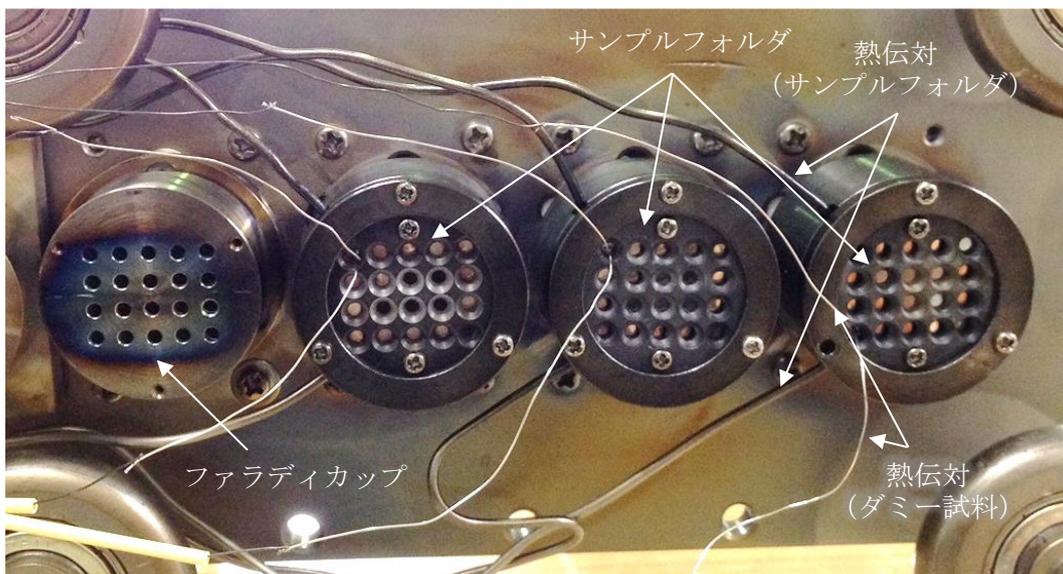
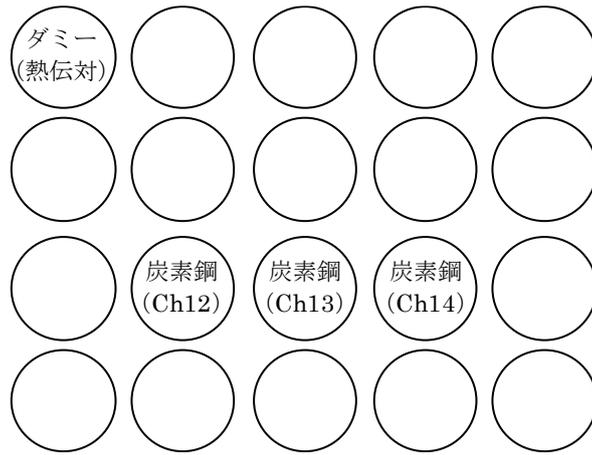


図 5.5.3-7 試料を取り付けた照射ステージの外観



ステージ正面から見た試料の取り付け位置

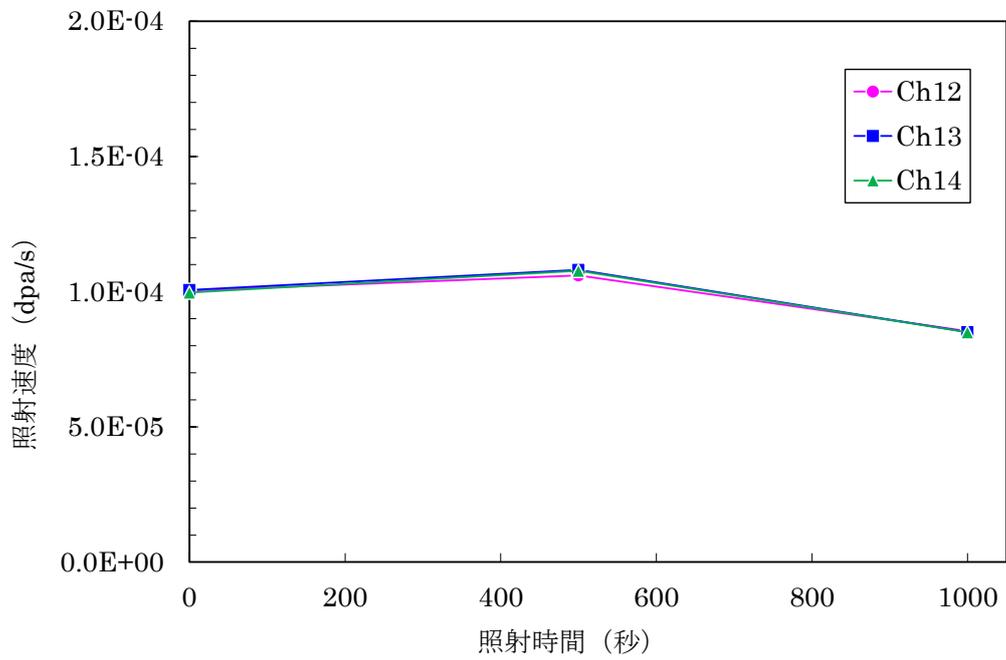
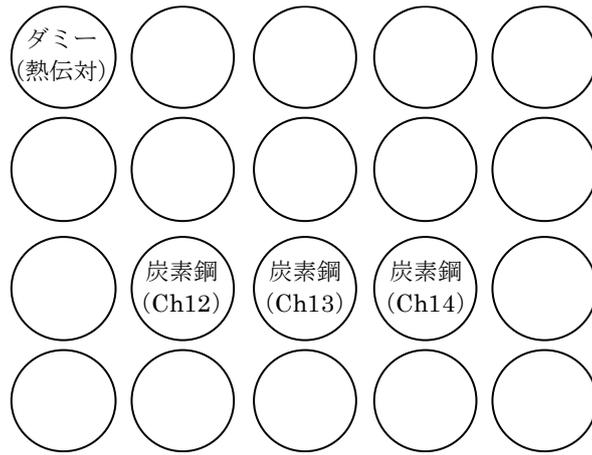


図 5.5.3-8 照射速度の履歴 (炭素鋼、90°C 照射、目標照射量 : 0.1 dpa)



ステージ正面から見た試料の取り付け位置

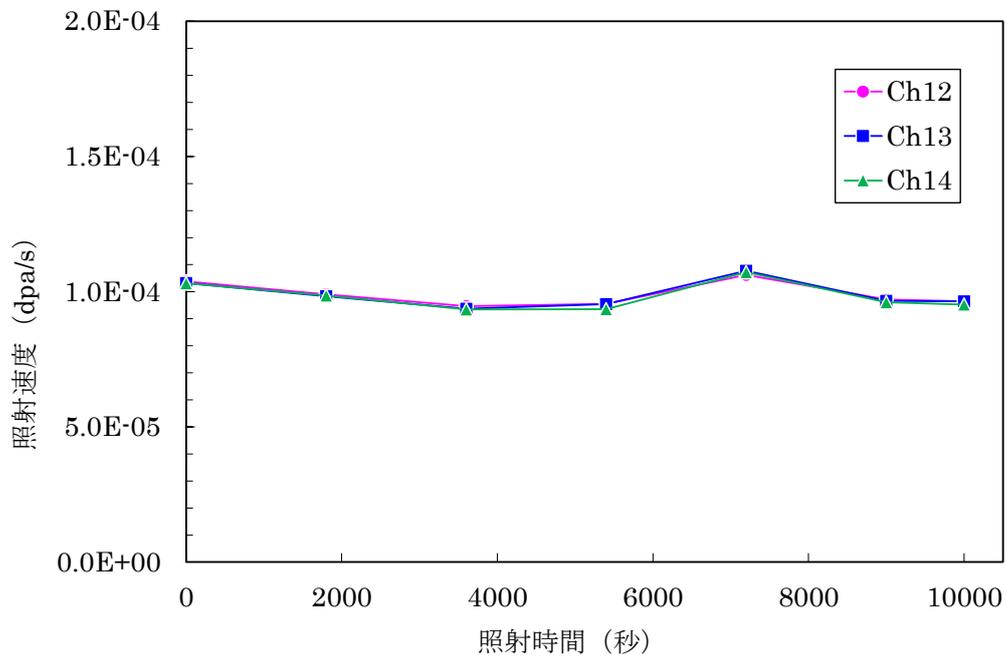
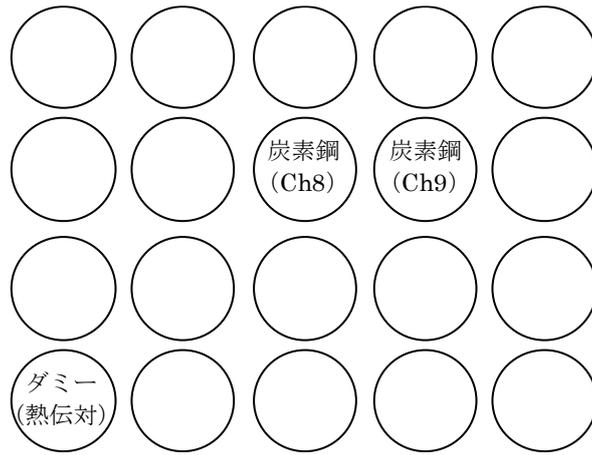


図 5.5.3-9 照射速度の履歴 (炭素鋼、90°C 照射、目標照射量 : 1 dpa)



ステージ正面から見た試料の取り付け位置

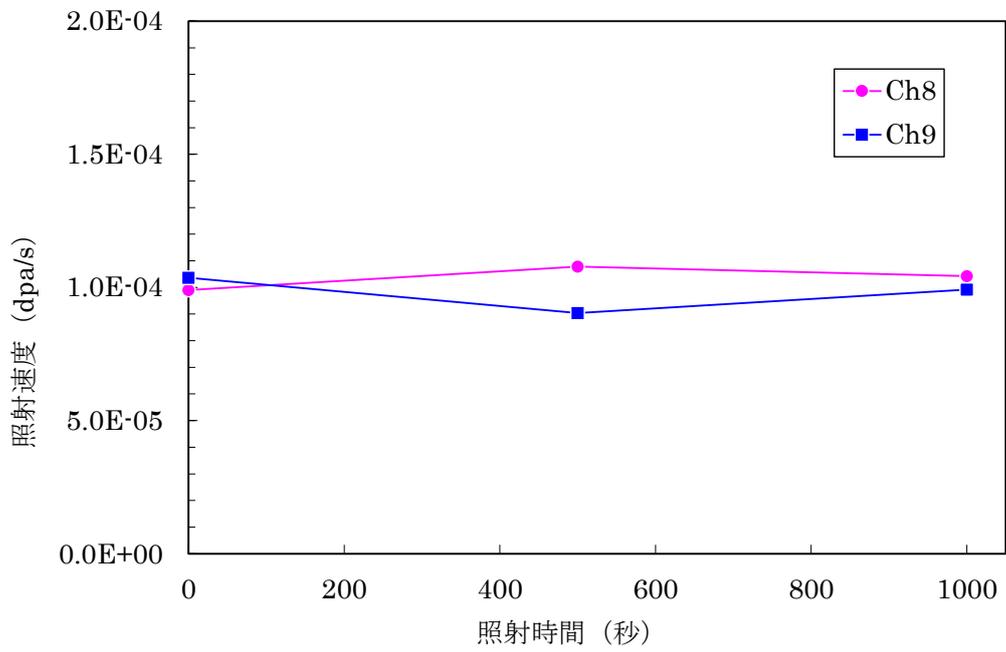
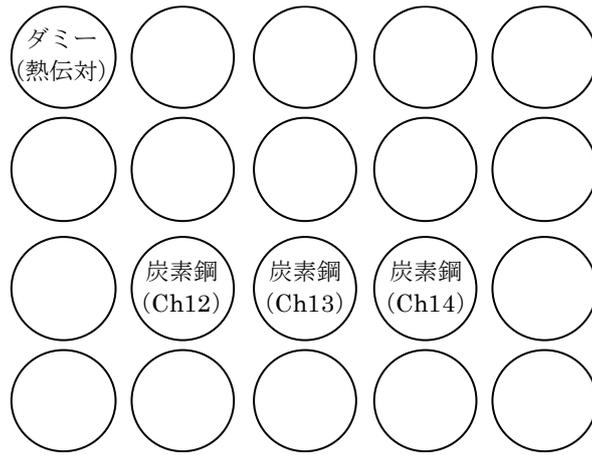


図 5.5.3-10 照射速度の履歴 (炭素鋼、290°C 照射、目標照射量 : 0.1 dpa)



ステージ正面から見た試料の取り付け位置

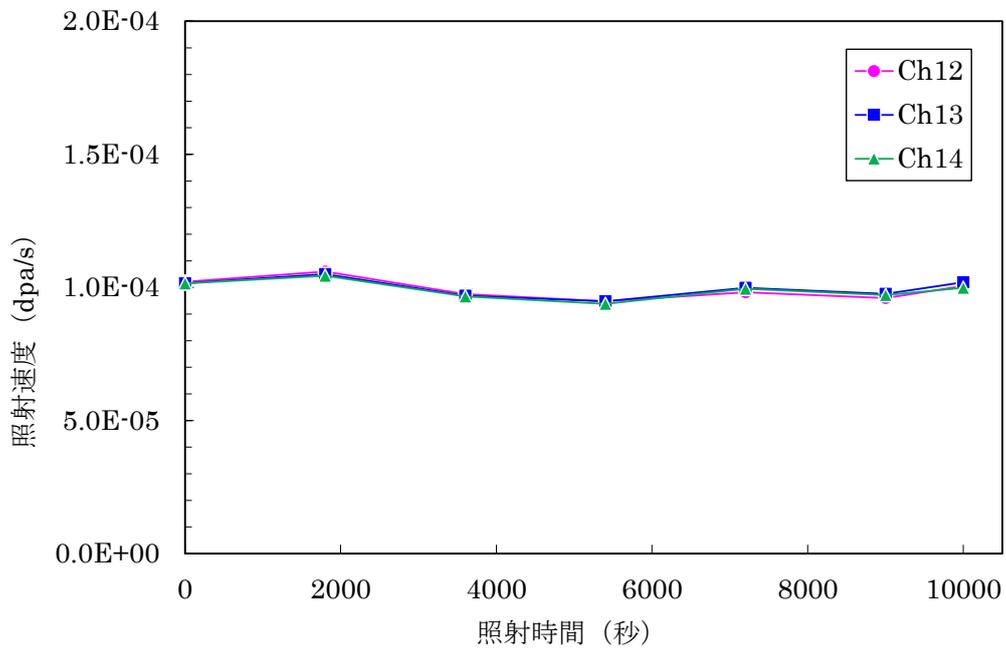
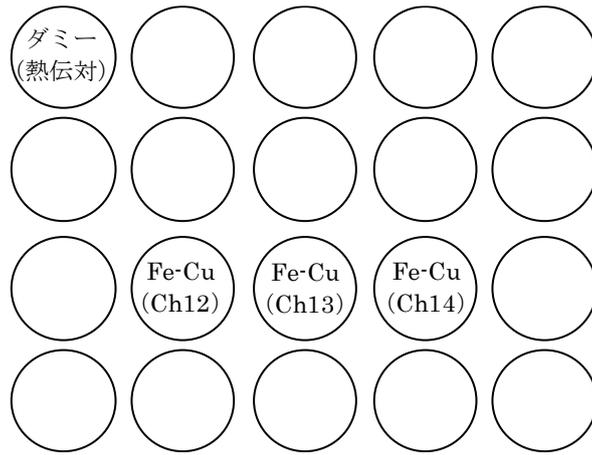


図 5.5.3-11 照射速度の履歴 (炭素鋼、290°C 照射、目標照射量 : 1 dpa)



ステージ正面から見た試料の取り付け位置

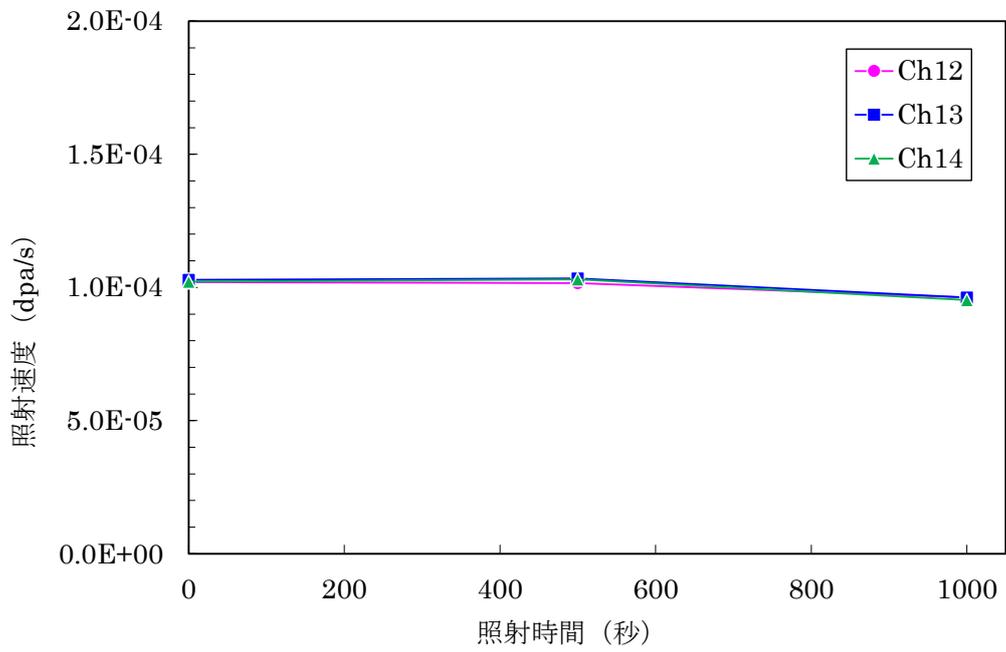
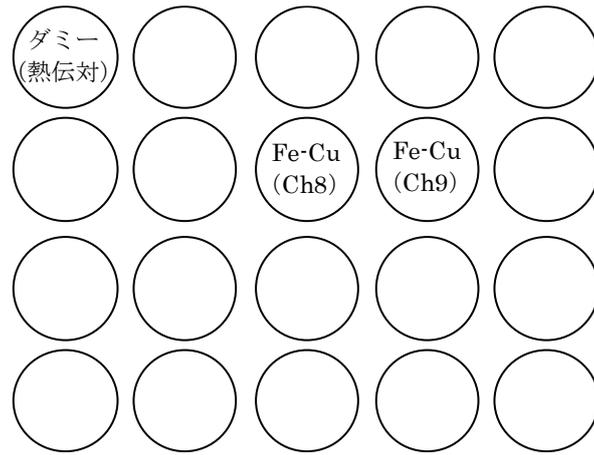


図 5.5.3-12 照射速度の履歴 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、目標照射量 : 0.1 dpa)



ステージ正面から見た試料の取り付け位置

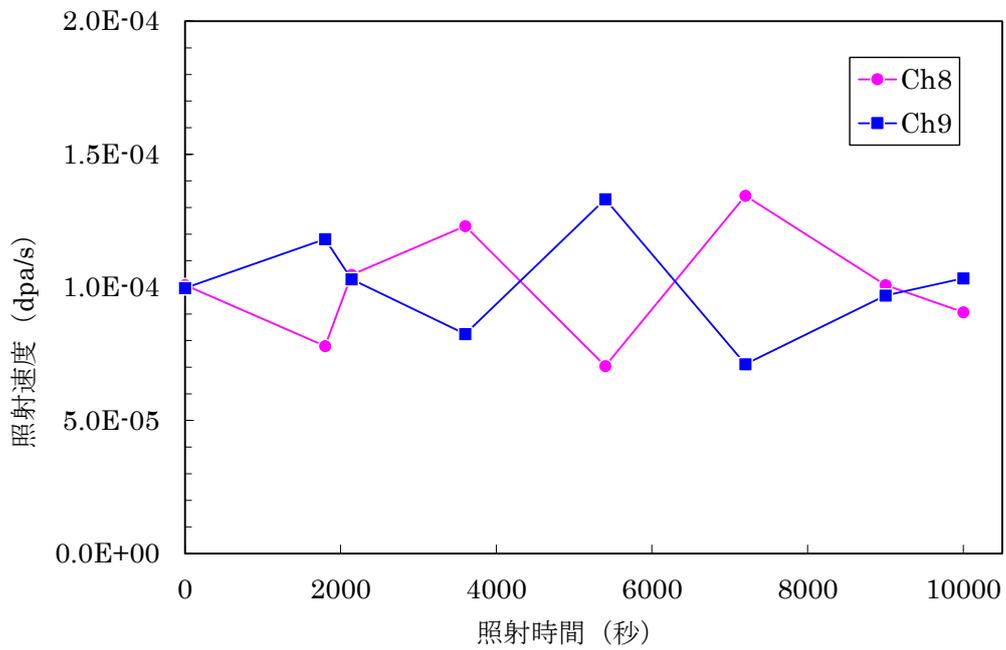


図 5.5.3-13 照射速度の履歴 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、目標照射量 : 1 dpa)

#### 5.5.4 炭素鋼の脆化因子の分析

##### (1) 硬さ測定

###### 1) 測定方法

超微小硬さ試験機（エリオニクス社製 ENT-2100）を用いて、硬さを測定した。圧子は、三角錐形状であるバーコビッチ型を用いた。損傷量が深さ方向に分布を持つため、照射欠陥の形成は深さ方向に一様ではなく、硬さも深さ方向に異なると考えられる。超微小硬さ試験では、一般に広く用いられているビッカース硬さ試験と同様に、押し込み深さの 4 倍程度の深さまでの領域について平均的な硬さが評価される[34]。試験では、試料表面より押し込み深さを 150 nm に制御して圧子を押し込み、硬さを測定した。また、硬さは圧痕形成面の結晶方位の影響を受けるため、100 以上の結晶粒について測定し、平均値を求めた。なお、炭素鋼についてはフェライト相について測定を行った。

###### 2) 測定結果

炭素鋼についての硬さの測定結果を図 5.5.4-1 と図 5.5.4-2 に示した。未照射材では 2.1 GPa に硬さの頻度分布のピークが存在しているが、照射量が増すにつれてピークは 3.1 GPa まで変化した。90°C 照射では 0.1 dpa 照射材と 1 dpa 照射材の硬さ分布に大きな違いは認められず、0.1 dpa 以上の照射で硬化が飽和していることがわかった。また、290°C 照射では 0.1 dpa の照射で硬化は飽和していないが、1 dpa 照射では 3.0 GPa までピークが変化しており、90°C 照射の 1 dpa 照射材と同程度まで硬化した。硬さの頻度分布の幅は、90°C 照射に比べて 290°C 照射の方が広い傾向があった。

Fe-Cu 合金についての硬さの測定結果を図 5.5.4-3 に示した。炭素鋼と同様に未照射材では 2.1 GPa 辺りに硬さの頻度分布のピークが存在し、照射に伴って 3.0 GPa にピークが変化した。0.1 dpa 照射で硬化が飽和する傾向は認められなかった。

硬さの平均値と硬さの増加量（未照射材の硬さとの差分）を図 5.1-4 に示した。図中のエラーバーは測定値の最大と最小を示した。炭素鋼については、照射による硬化量は 290°C 照射よりも 90°C 照射の方が大きい傾向があった。この傾向は、照射温度が 100°C から 200°C の範囲で炭素鋼の照射脆化が大きくなる傾向[24]と一致した。Fe-Cu 合金については、炭素鋼の 90°C 照射材と 290°C 照射材の中間の硬化であった。

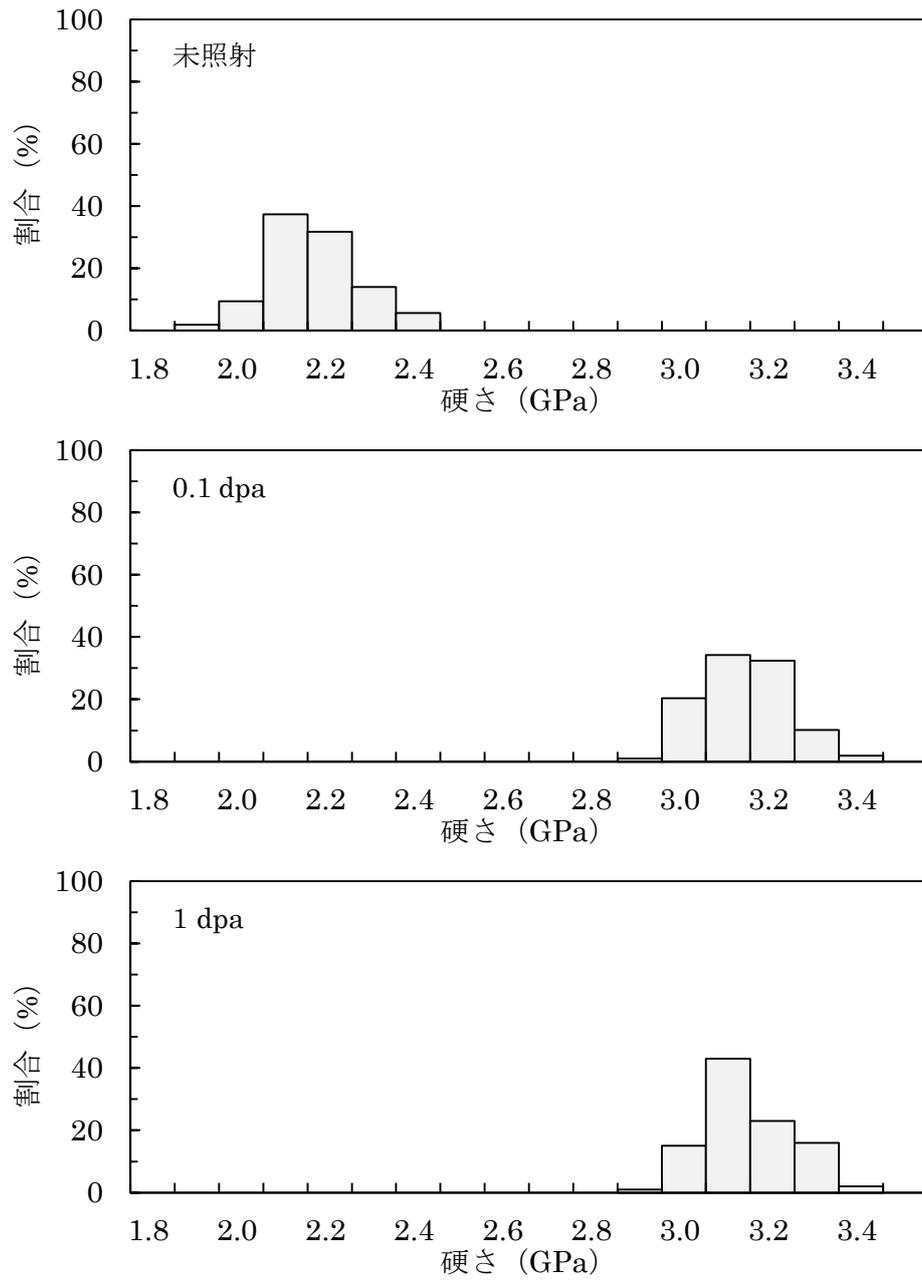


図 5.5.4-1 90°C で照射した炭素鋼のフェライト相の硬さ

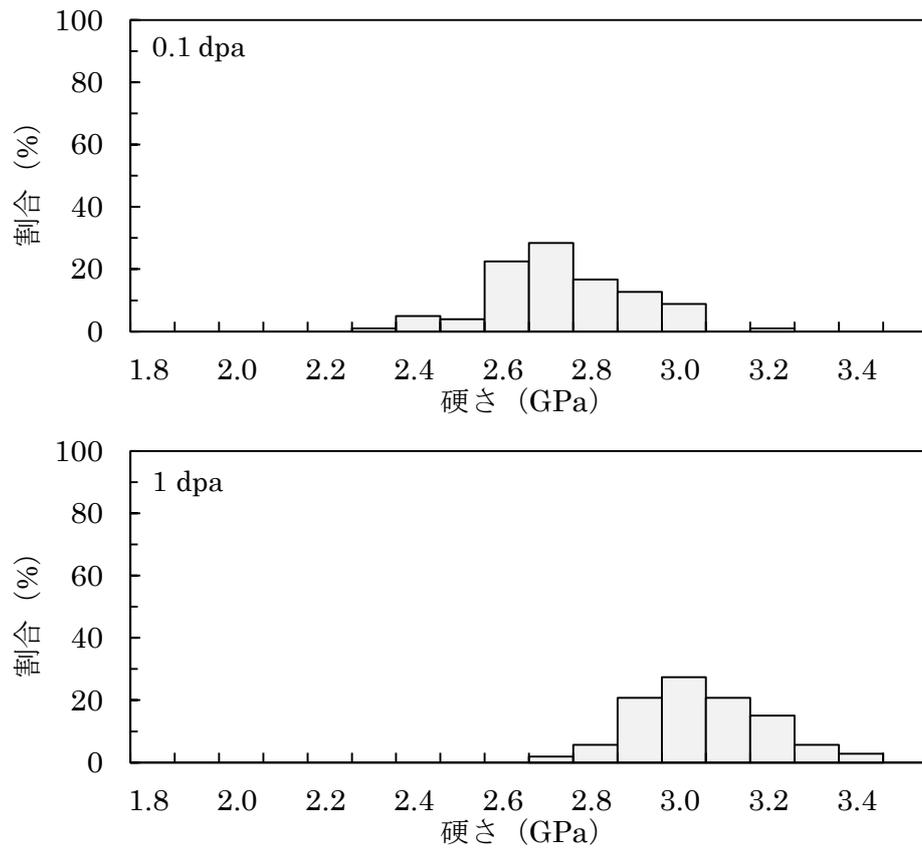


図 5.5.4-2 290°C で照射した炭素鋼のフェライト相の硬さ

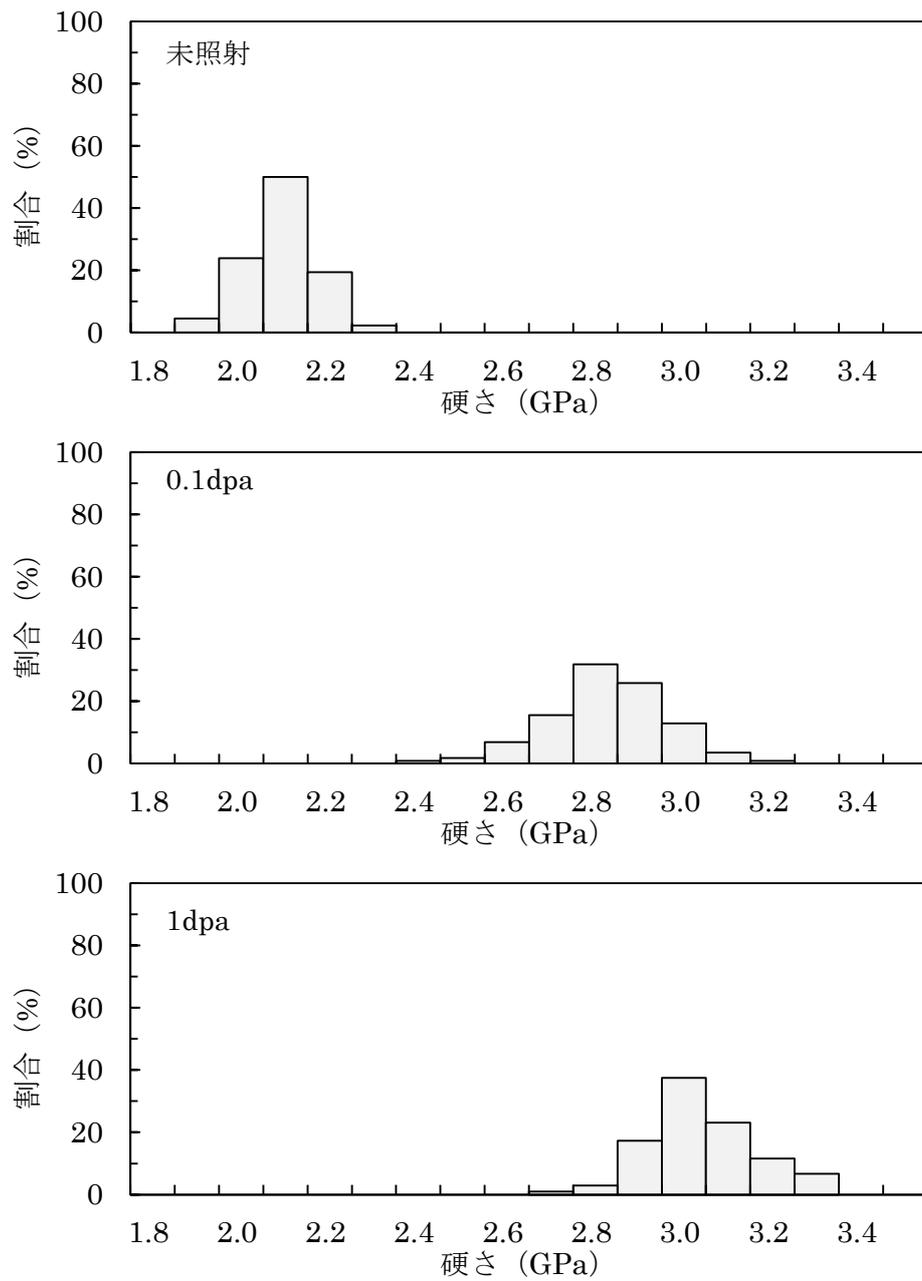


図 5.5.4-3 90°で照射した Fe-Cu 合金の硬さ

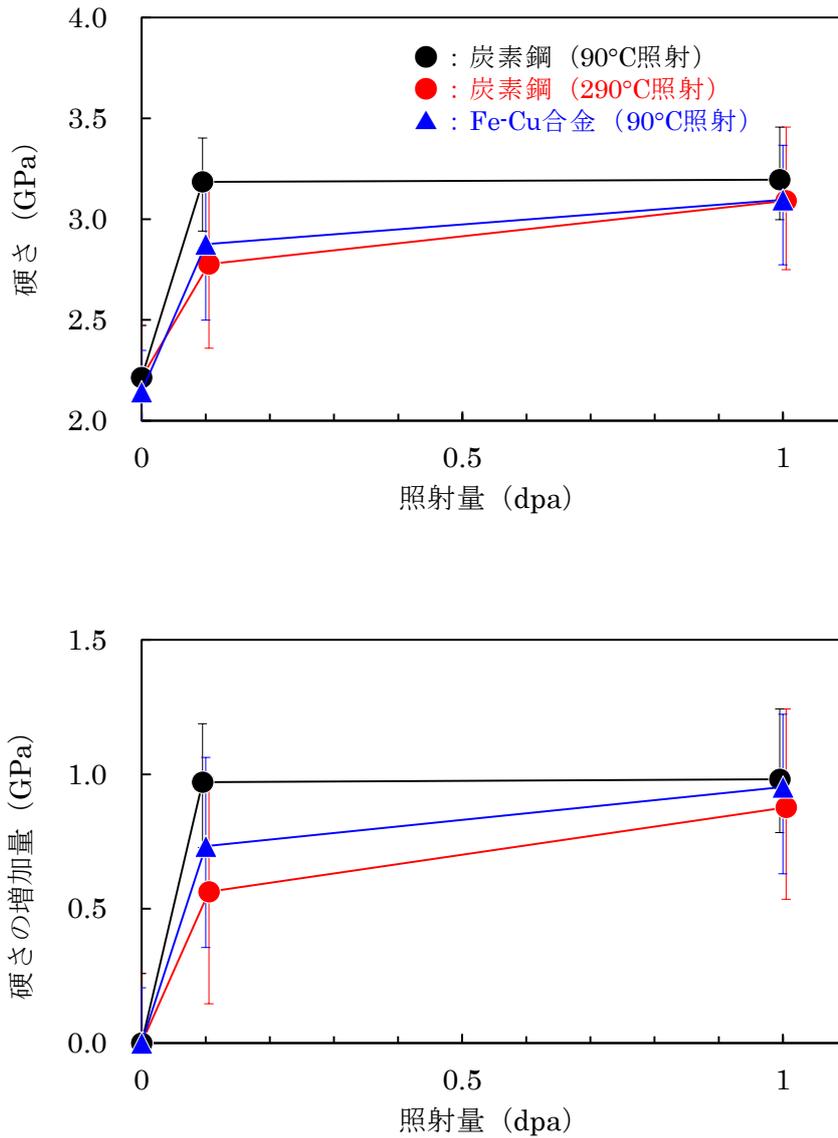


図 5.5.4-4 イオン照射に伴う硬さの変化

## (2) TEM 観察

### 1) 観察試料の作製

TEM 観察用の試料を作製するため、EBSD 測定で試料表面の結晶方位と粒界の位置を特定した。試料表面の結晶方位と粒界位置を図 5.5.4-5～図 5.5.4-10 に示す。装置は TSL 社製 OIM (Orientation Imaging Microscopy) を使用し、測定範囲は  $500 \mu\text{m} \times 500 \mu\text{m}$  とし、測定間隔は  $1 \mu\text{m}$  とした。なお、図中の色は試料表面の垂直方向の結晶方位を示している。図中左上の「Γ」状の跡は FIB 加工装置 (日立ハイテクノロジーズの FB2000A) で作製したマーキングである。炭素鋼試料では、パーライトが存在する箇所が黒く表示されている。

EBSD 測定結果を元に、試料表面から結晶方位が  $\langle 011 \rangle$  方向に近い結晶粒 2 個を含む  $10 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$  の領域を FIB 加工で切り出し、モリブデン製のメッシュに固定した後、深さ  $300 \text{nm}$  の領

域が残るように FIB 加工で厚さ 100 nm 以下に薄膜化した。TEM 試料の薄膜部に残った FIB 加工によるダメージ層は精密イオン研磨装置（Gatan 製 PIPS 691）を用いて 0.5~2 kV の電圧条件で除去した。TEM 試料は試料ごとに 1 個作製した。図 5.5.4-5~図 5.5.4-10 に示した EBSD マップ中に TEM 試料の切り出し位置を示した。なお、炭素鋼試料についてはフェライト相から TEM 試料を作製した。

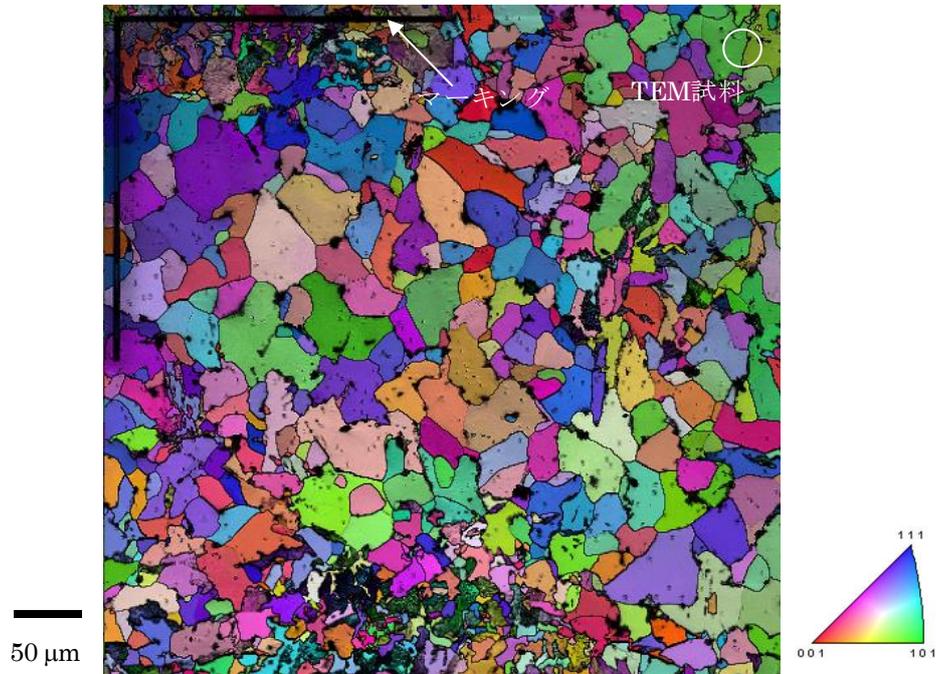


図 5.5.4-5 EBSD 測定結果（炭素鋼、90°C 照射、0.1dpa）



図 5.5.4-6 EBSD 測定結果（炭素鋼、90°C 照射、1dpa）

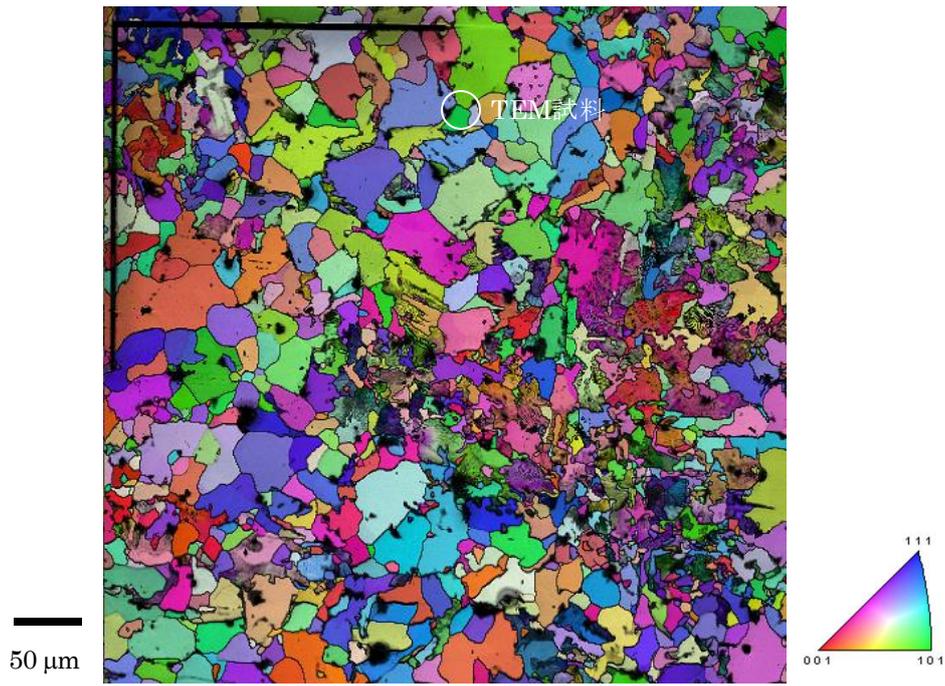


図 5.5.4-7 EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、0.1dpa)

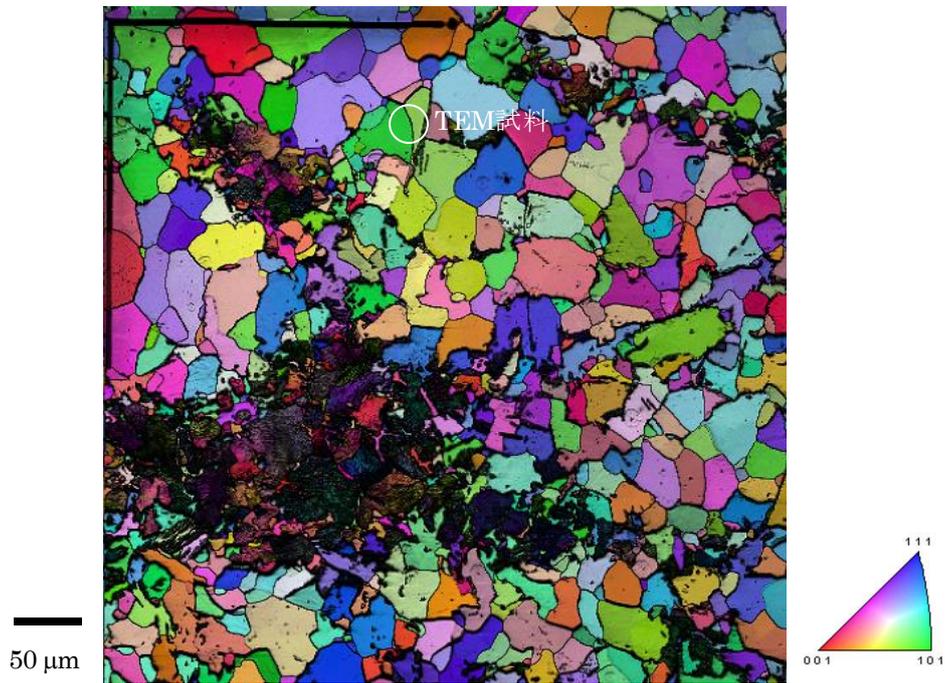


図 5.5.4-8 EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、1dpa)

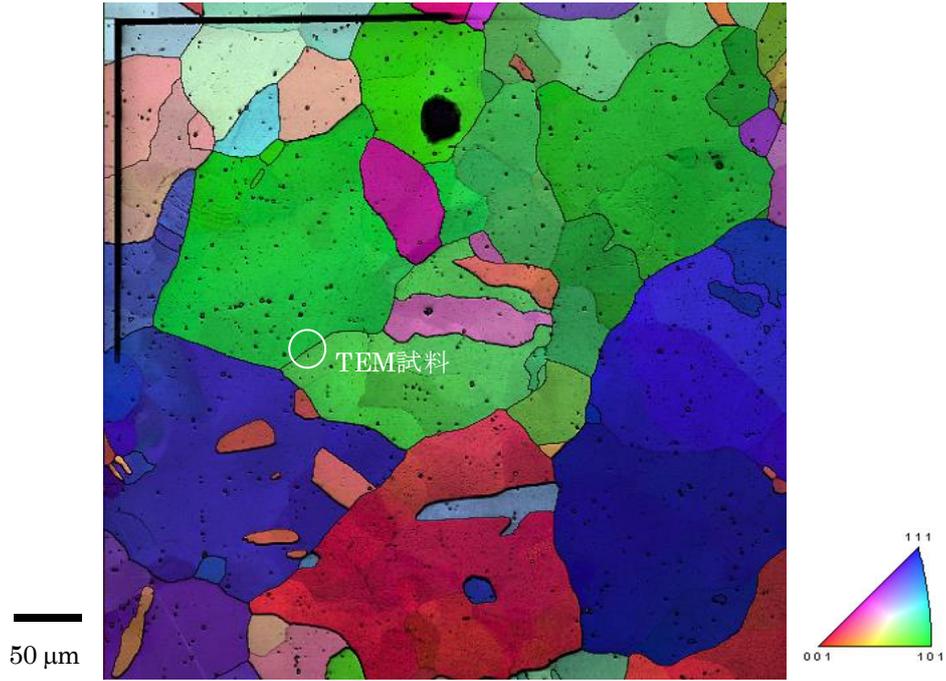


図 5.5.4-9 EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、0.1dpa)

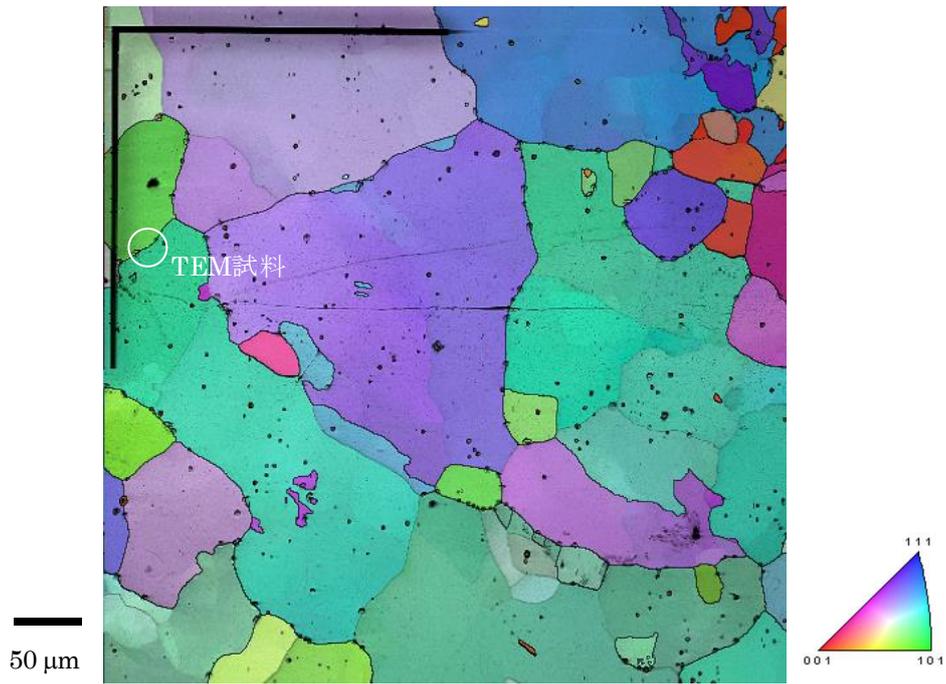


図 5.5.4-10 EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、1dpa)

## 2) 観察方法

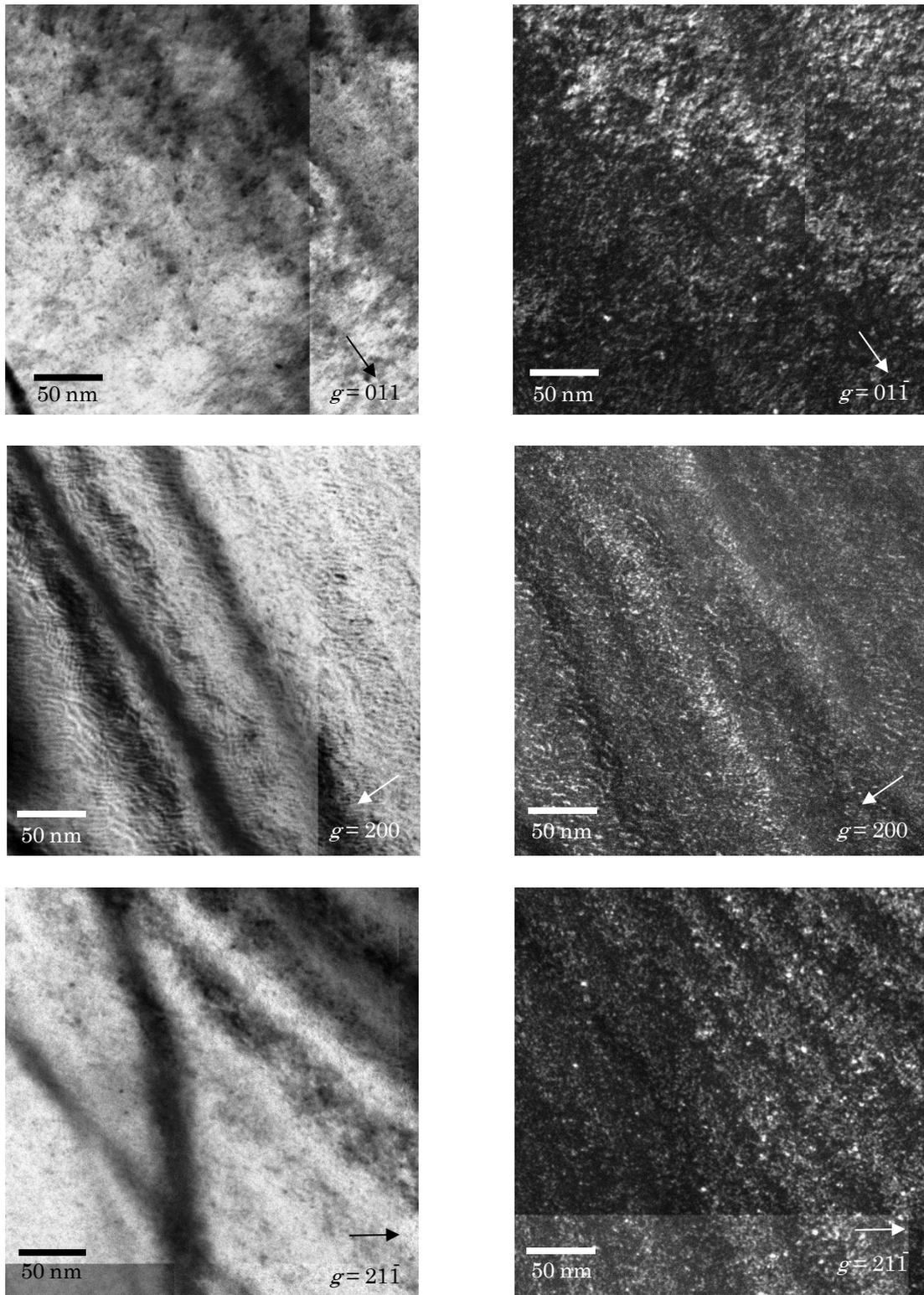
低合金鋼で微細な転位ループの観察に用いられる方法[35]により、転位ループを観察した。表 5.5.4-1 は逆格子ベクトル  $g$  と転位ループのバーガスベクトル  $b$  の関係による転位ループのコントラストの変化をまとめたものである。表中の  $|g \cdot b|$  の値は数字が大きいほど明るく、0 では観察されないことを示す。90°C で 0.1 dpa 照射した炭素鋼を例として説明する。電子線入射方向  $B = [011]$  で  $g$  ベクトルを 3 通りに変えて同じ位置で撮影したマイクロ組織の明視野像と暗視野像を図 5.5.4-11 に示した。明視野像で黒いドット状に観察されるコントラストが転位ループであり、暗視野像では白いドット状のコントラストで観察される。図 5.5.4-12 には  $g = [011]$  と  $g = [200]$  の暗視野像の拡大図を示した。白色と黄色の丸枠で示した箇所が転位ループの例を示しており、白枠の転位ループはそれぞれの  $g$  ベクトルでしか観察されないが、黄色の枠の転位ループについては両方の  $g$  ベクトルで観察された。図 5.5.4-12 で観察された転位ループは、 $g = [200]$  で観察されるループに比べて  $g = [011]$  で観察されるループの数が多く、両方の  $g$  ベクトルに共通して観察されるループがほぼないことから、主に  $b = a(100)$  の転位ループであったと考えられる。炭素鋼と組成が似ている A533B 鋼の実用材をイオン照射した場合に  $b = a(100)$  の転位ループが形成したことが報告されており[35]、炭素鋼についても  $b = a(100)$  の転位ループが主に形成したと推察された。

転位ループの平均直径と数密度の評価には、 $g = [011]$  で観察される転位ループの像を用いることとした。主に  $b = a(100)$  の転位ループが形成されていたことから、観察される転位ループは全て  $b = a(100)$  の転位ループであると仮定し、観察された転位ループの数を 3/2 倍して数密度を評価した。なお、試料の薄膜部の膜厚は、試料傾斜させた際に試料中の粒界のコントラストの変化から算出した。

表 5.5.4-1 転位ループのバーガスベクトル  $b$  と逆格子ベクトル  $g$  の組み合わせによる転位ループのコントラストの変化

$g$ $b$	$[01\bar{1}]$	$[21\bar{1}]$	$[200]$	$[2\bar{1}1]$
$(a/2)[01\bar{1}]$	1	1	0	1
$(a/2)[011]$	0	0	0	0
$(a/2)[\bar{1}10]$	1/2	1/2	1	3/2
$(a/2)[110]$	1/2	3/2	1	1/2
$(a/2)[101]$	1/2	1/2	1	3/2
$(a/2)[\bar{1}\bar{1}\bar{1}]$	1	0	1	2
$(a/2)[\bar{1}11]$	0	1	1	1
$a[100]$	0	2	2	2
$a[010]$	1	1	0	1
$a[001]$	1	1	0	1

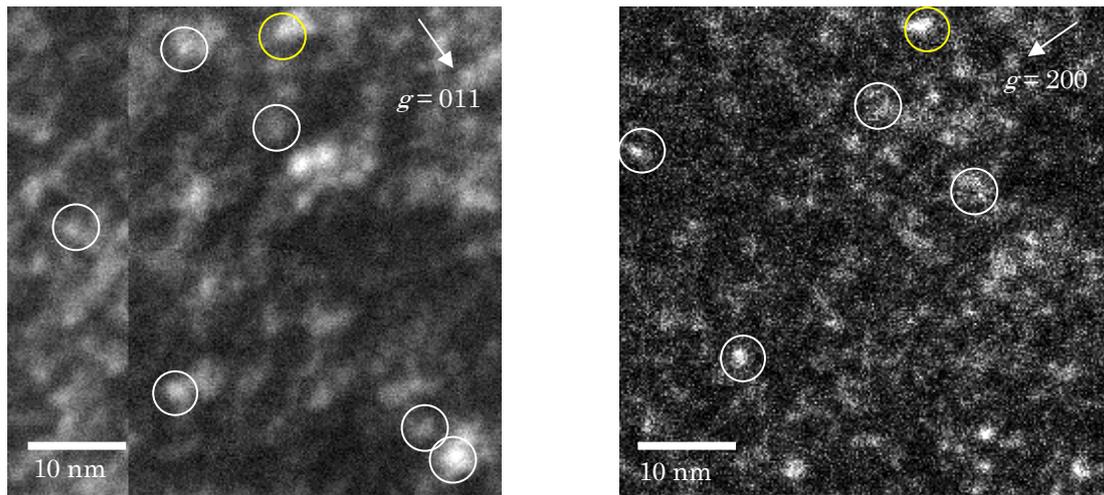
値は  $|g \cdot b|$  を示す。  $|g \cdot b| = 0$  でコントラストなし。



(a) 明視野像

(b) 暗視野像

図 5.5.4-11 90°C で 0.1 dpa 照射した炭素鋼のマイクロ組織の明視野像と暗視野像  
電子線の入射方向は  $B = [011]$



(a)  $B=011, g=01\bar{1}$

(b)  $B=011, g=200$

図 5.5.4-12 90°C で 0.1 dpa 照射した炭素鋼の暗視野像の拡大図

### 3) 観察結果

図 5.5.4-13～図 5.5.4-18 に TEM 観察結果を示した。これらは  $B=[011]$ 、 $g=[011]$  で観察した明視野像であり、異なる 2 つの結晶粒について観察した。いずれの試料においても転位ループの形成が認められた。観察された転位ループの平均直径と数密度の評価結果を表 5.5.4-2 にまとめた。また、図 5.5.4-19 に転位ループの平均直径と数密度の照射に伴う変化を示した。図中の値は、試料ごとに 2 視野の平均値を用いた。

炭素鋼については、0.1 dpa 照射では 90°C 照射に比べて 290°C 照射の方が転位ループの平均直径が大きい傾向が認められたが、数密度については 90°C 照射と 290°C 照射で明確な違いは認められなかった。また、照射量の増加に対して、平均直径が増加し、数密度が減少する傾向が 90°C 照射と 290°C 照射で共通して認められた。ただし、照射量の増加に伴う数密度の変化は小さく、TEM 試料の膜厚等の測定誤差を考慮すると有意ではない可能性が考えられる。

Fe-Cu 合金については、炭素鋼に比べて転位ループの平均直径が大きい傾向が認められたが、数密度については 0.1 dpa 照射ではより少なく、1 dpa 照射ではより多くなった。照射量の増加に対しては、平均直径は顕著に変化せず、数密度は増加する傾向が認められたが、炭素鋼と同じく、照射量の増加に伴う数密度の変化は小さく、有意ではない可能性が考えられる。

表 5.5.4-2 転位ループの平均直径と数密度

材料	照射温度	照射量	平均直径 (nm)	数密度 (/m <sup>3</sup> )
炭素鋼	90°C	0.1 dpa	1.8	5×10 <sup>22</sup>
			1.9	5×10 <sup>22</sup>
		1 dpa	2.2	4×10 <sup>22</sup>
			2.5	5×10 <sup>22</sup>
	290°C	0.1 dpa	2.3	6×10 <sup>22</sup>
			1.8	4×10 <sup>22</sup>
1 dpa		2.0	4×10 <sup>22</sup>	
		2.5	5×10 <sup>22</sup>	
Fe-Cu 合金	90°C	0.1 dpa	2.4	4×10 <sup>22</sup>
			2.3	5×10 <sup>22</sup>
		1 dpa	2.3	6×10 <sup>22</sup>
			2.4	4×10 <sup>22</sup>

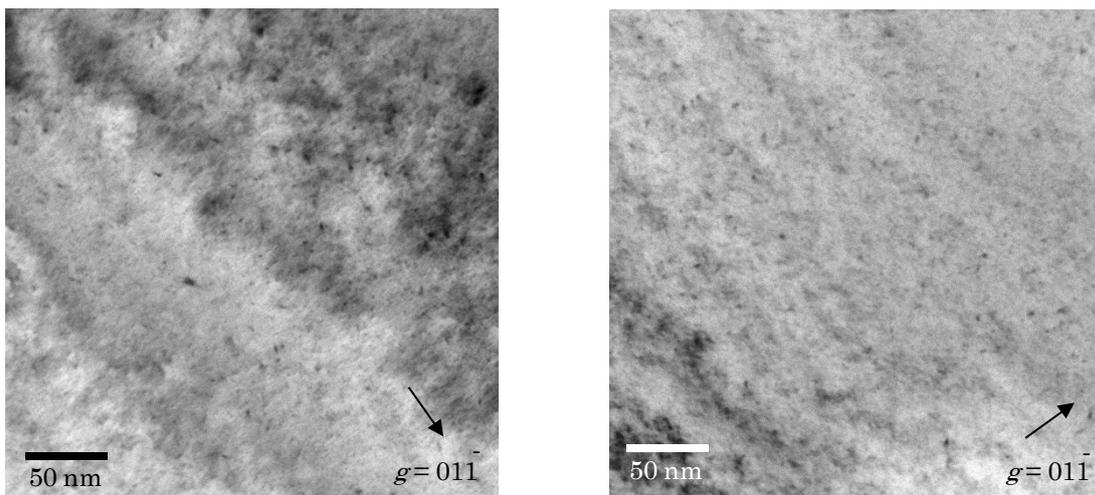


図 5.5.4-13 転位ループの明視野像 (炭素鋼、90°C 照射、0.1 dpa)

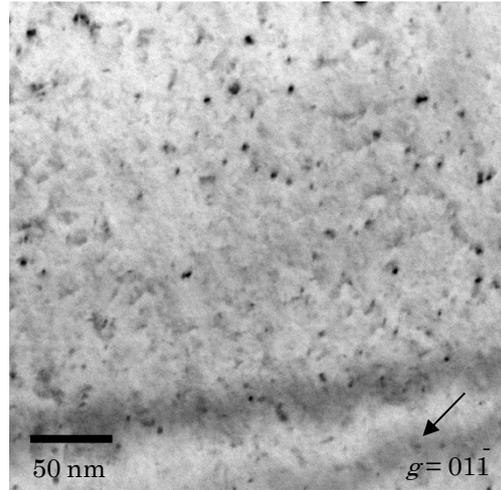
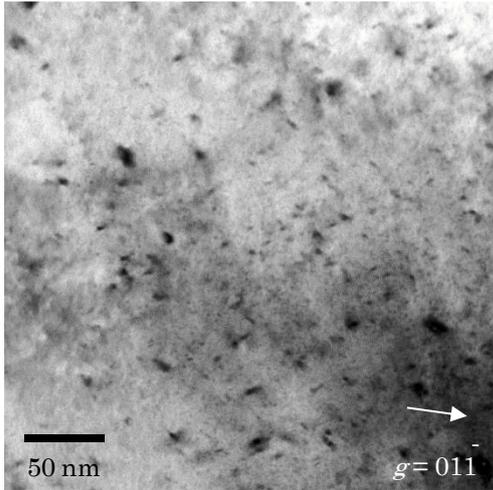


図 5.5.4-14 転位ループの明視野像 (炭素鋼、90°C 照射、1 dpa)

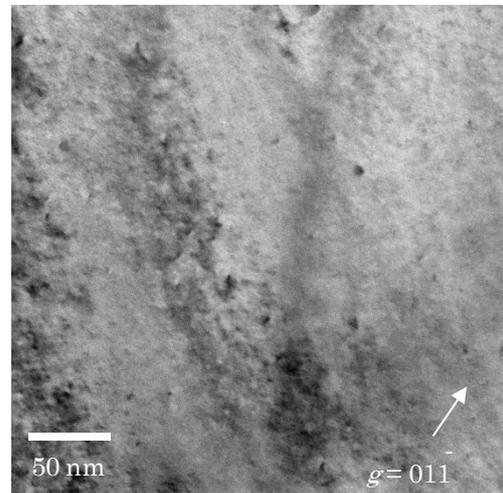
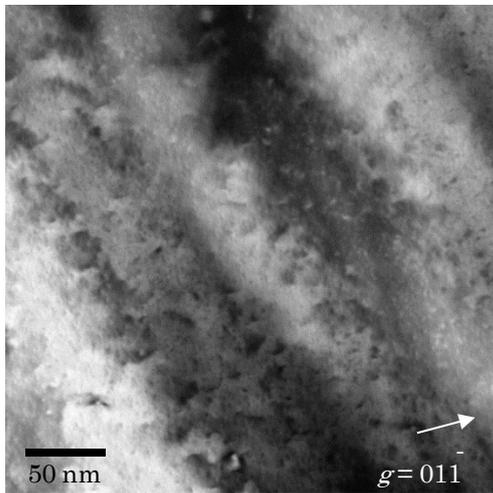


図 5.5.4-15 転位ループの明視野像 (炭素鋼、290°C 照射、0.1 dpa)

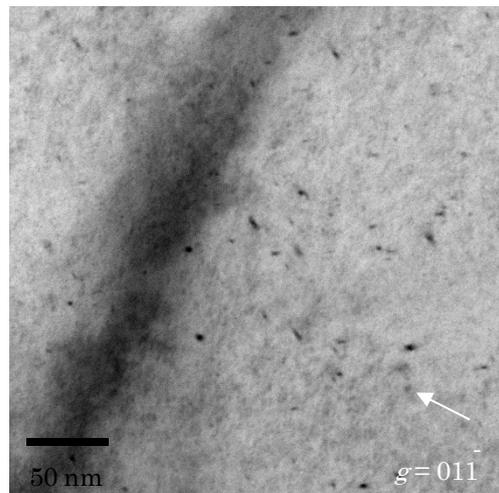
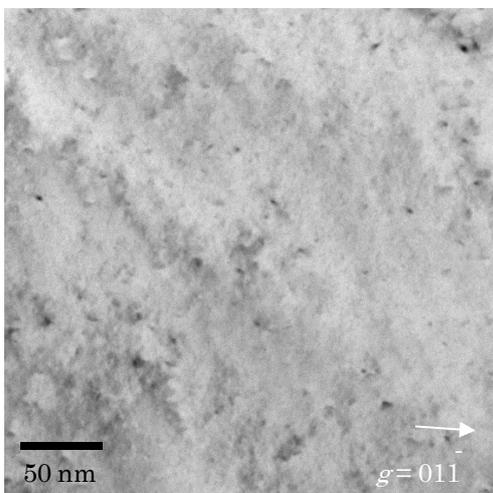


図 5.5.4-16 転位ループの明視野像 (炭素鋼、290°C 照射、1 dpa)

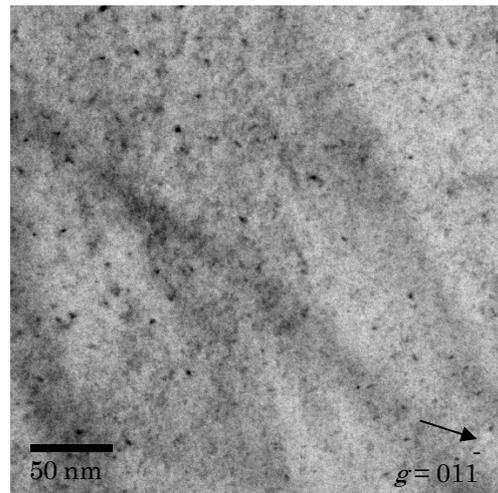
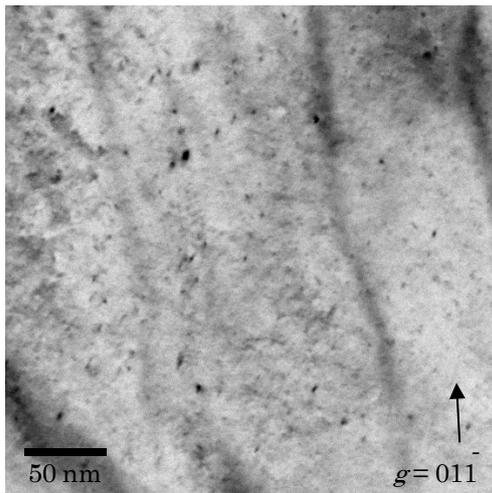


図 5.5.4-17 転位ループの明視野像 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、0.1 dpa)

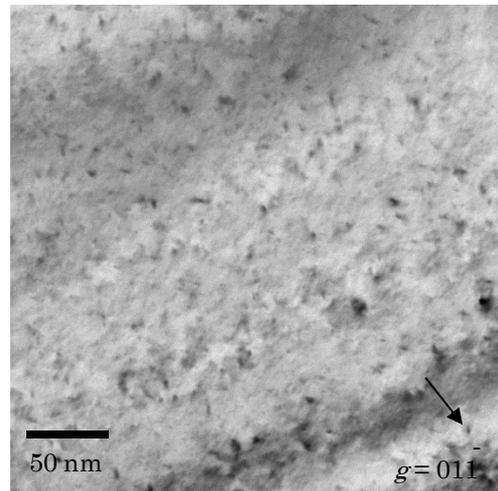
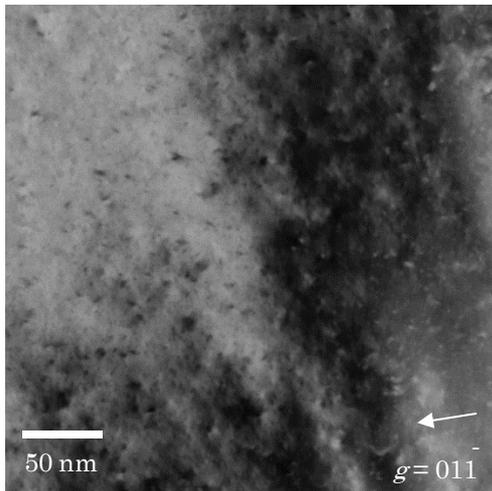


図 5.5.4-18 転位ループの明視野像 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、1 dpa)

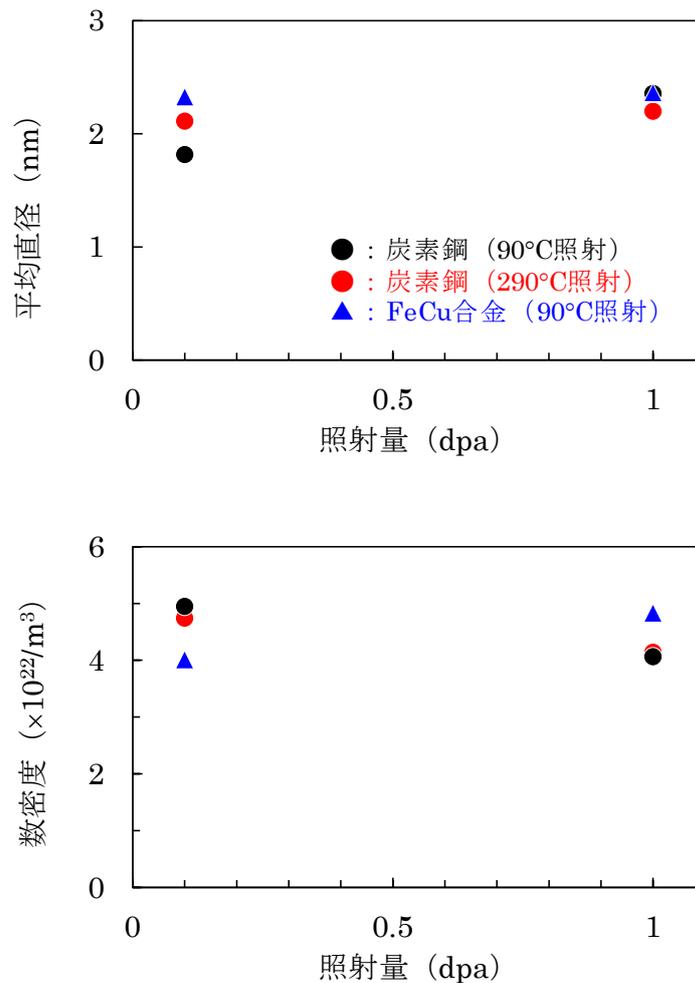
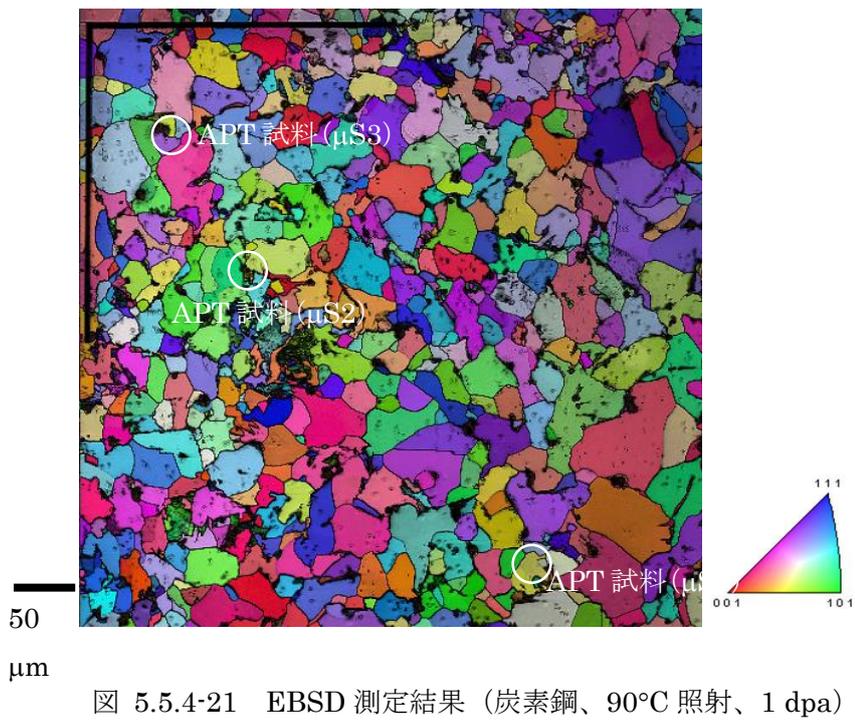
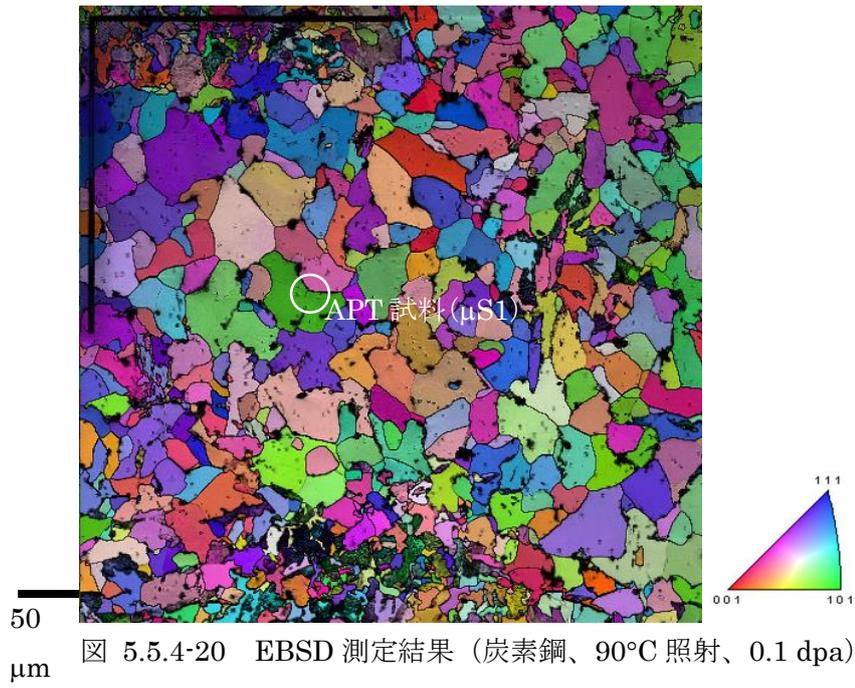


図 5.5.4-19 転位ループの平均直径と数密度の照射に伴う変化

### (3) アトムプローブ分析

#### 1) 分析試料の作成

オーバパックの炭素鋼はフェライト相とパーライト相からなる組織であり、本試験では APT 分析の対象はフェライト相とした。このため、フェライト相を EBSD 測定により確認して、APT 分析試料を作製した。図 5.5.4-20 から図 5.5.4-25 には、イオン照射後の試験体の表面を EBSD で観察した結果を示した。結晶方位が示されている粒がフェライト相であり、黒い粒がパーライト相に相当する。炭素鋼のフェライト相および Fe-Cu 合金試験体から FIB 加工により試料を採取して、APT 分析試料を作製した。図 5.5.4-20 から図 5.5.4-25 中に各試料の採取位置を示した。以下に、試料作製の手順を詳述する。



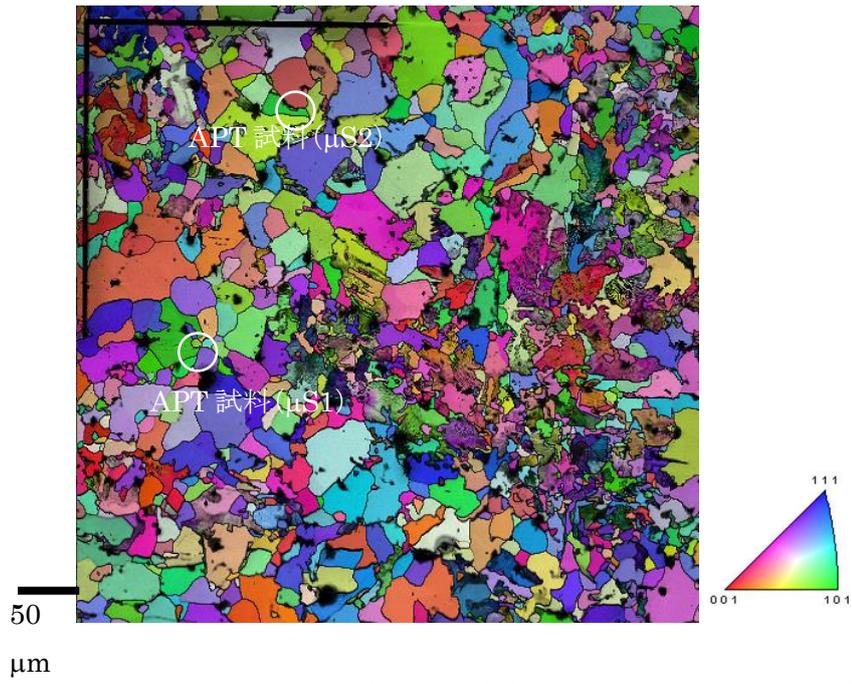


図 5.5.4-22 EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、0.1 dpa)

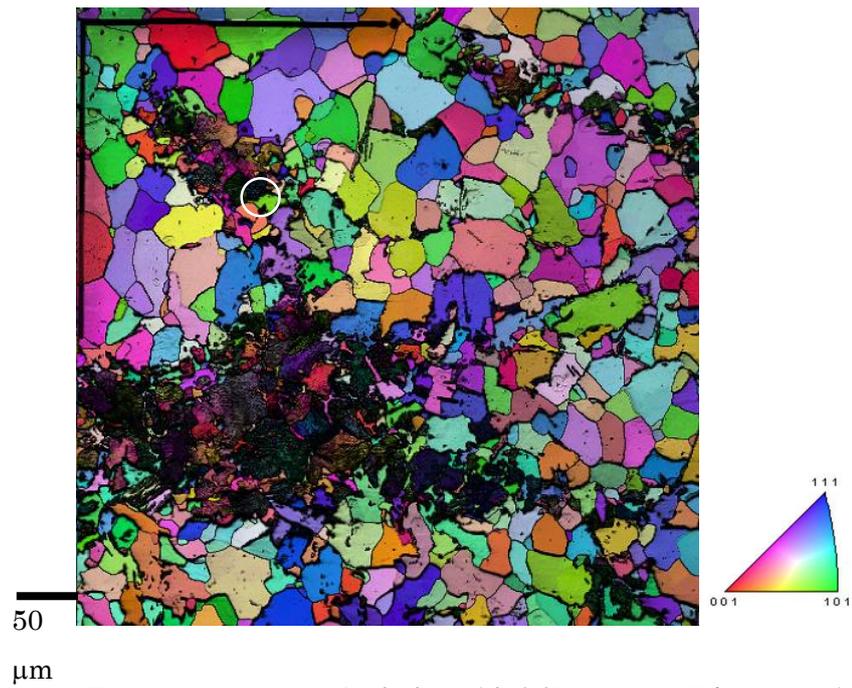


図 5.5.4-23 EBSD 測定結果 (炭素鋼、290°C 照射、1 dpa)

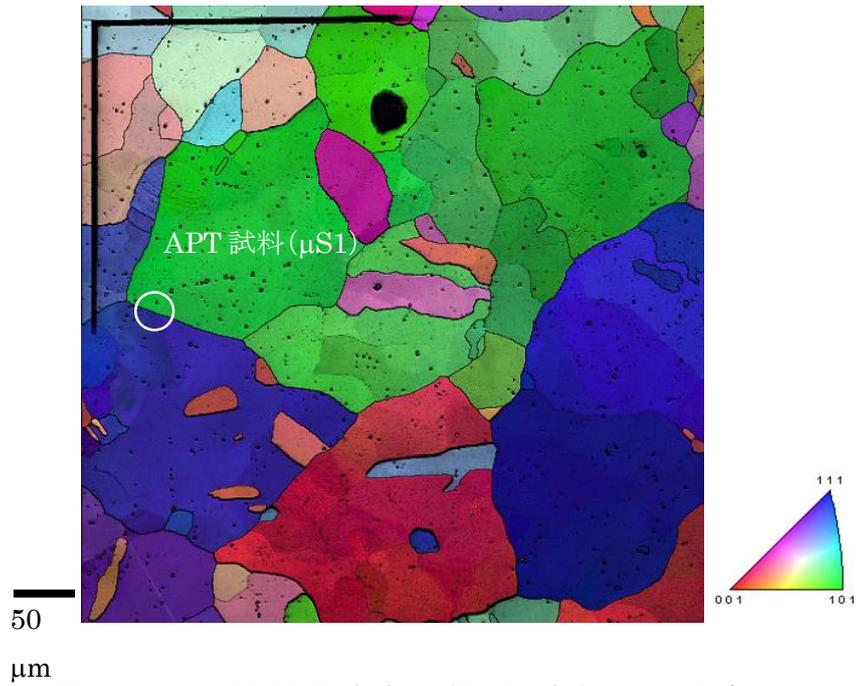


図 5.5.4-24 EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、0.1 dpa)

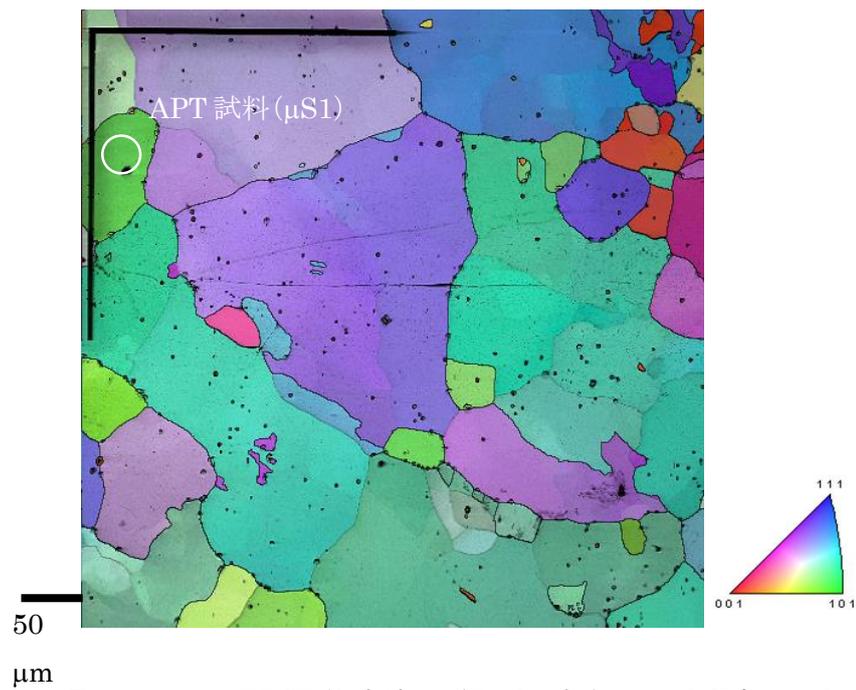


図 5.5.4-25 EBSD 測定結果 (Fe-Cu 合金、90°C 照射、1 dpa)

a 試験片採取部位のマーキングおよびサンプリング

試料の採取位置を FIB のタングステン・デポジッション (W デポ) 機能を利用してマーキングした。使用した装置は日立ハイテクノロジーズの FB-2000A である。それぞれのサンプルに対して管理用の ID として、以下を設定した。

CS-01dpa-90C-uS1

CS-1dpa-90C-uS1, uS2, uS3

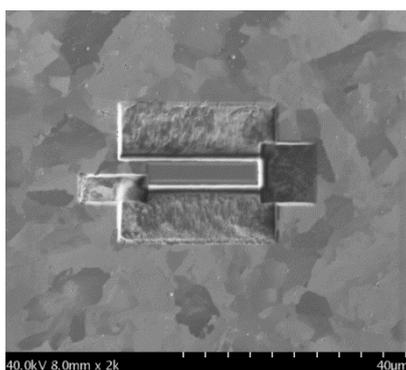
CS-01dpa-290C-uS1, uS2

CS-1dpa-290C-uS1

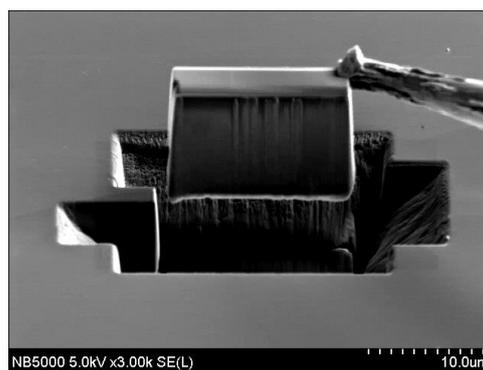
FeCu-01dpa-90C-uS1

FeCu-1dpa-90C-uS1

FIB を用いて W デポによるマーキング部をサンプリングした。図 5.3-2 に例を示したように、厚さ約 3  $\mu\text{m}$ 、幅約 20  $\mu\text{m}$ 、高さ約 10  $\mu\text{m}$  の微小試験片の周囲を Ga イオンビームによるスパッタリング加工で掘り下げた後、マイクロサンプリング機構を用いて微小試験片をピックアップした。



(a) 周囲を掘り下げた様子



(b) ピックアップされた微小試験片

図 5.5.4-26 FIB による微小試験片の採取の例

#### b 微小試験片の分割

図 5.5.4-27 に例を示すように、微小試験片の端部にタングステン製の針状試料台 (W ニードル) の先端を W デポで仮固定した後、イオンビームによるスパッタリング加工で微小試験片を分割した。なお、分割後に試料と W ニードルの接合部に対して追加の W デポを行い十分な接合強度が得られるようにした。同様な作業を繰り返すことで、1 個の微小試験片から複数個の試料を作製することが可能である。なお、それぞれの試料に対して管理用の試料 ID として、末尾に AP1、AP2…を追加設定した。

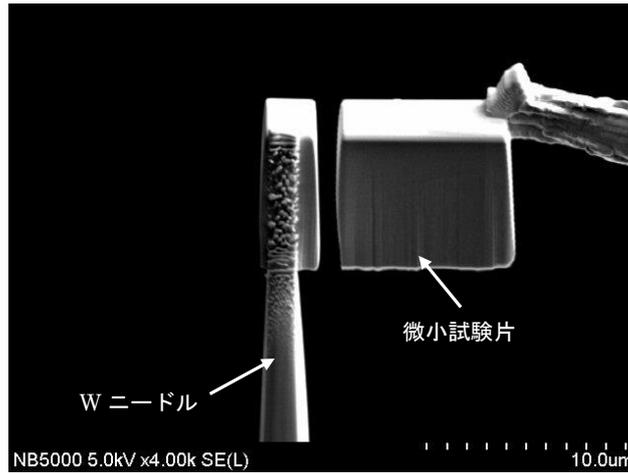
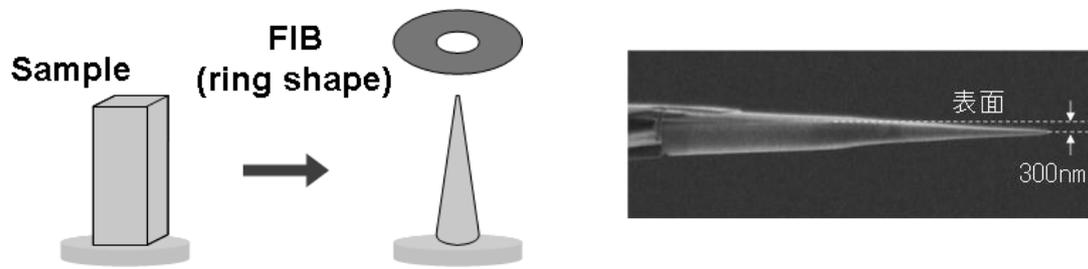


図 5.5.4-27 微小試験片の分割の例

c 試験の形状加工

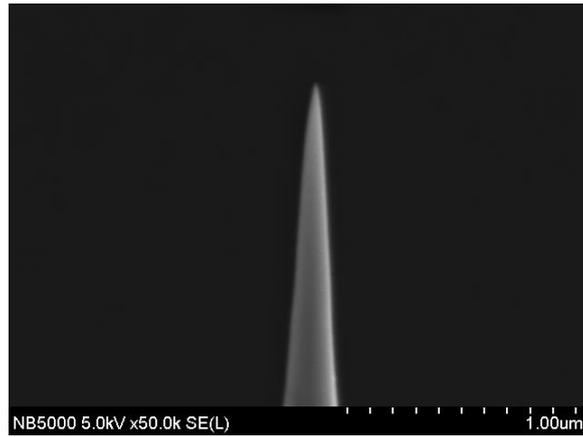
APT では観察する部分を曲率 50 nm 程度の針状に加工する必要がある。今回は FIB/SEM の任意形状加工機構を使用して APT 分析試料を針状に加工した。使用した装置は日立ハイテクノロジーの NB5000 である。図 5.5.4-28 に加工方法を示した。加工にはリング形状に操作したイオンビームを用い、加工の進行に伴いリングの大きさとイオンビームの強度を小さくすることで、加工ビームの影響を極力排除しつつ曲率 50 nm 程度の針状に加工して試料を作製した。また、針は試料表面に平行に、かつ針の先端が深さ 300 nm に位置するように作製した。作製した APT 分析試料の SEM 写真を図 5.5.4-29 から図 5.5.4-35 に示した。



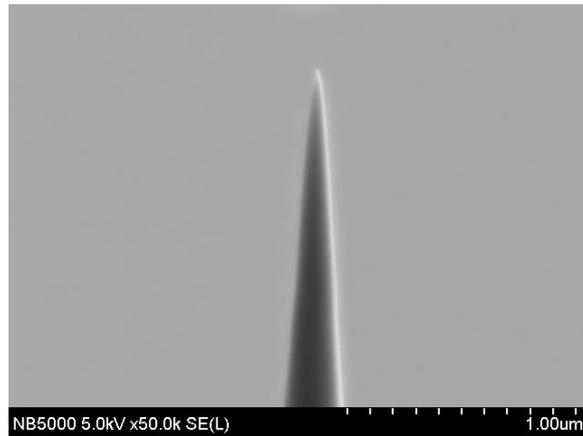
(a) リング状のイオンビームを用いた加工

(b) 試料の形状と照射面との関係

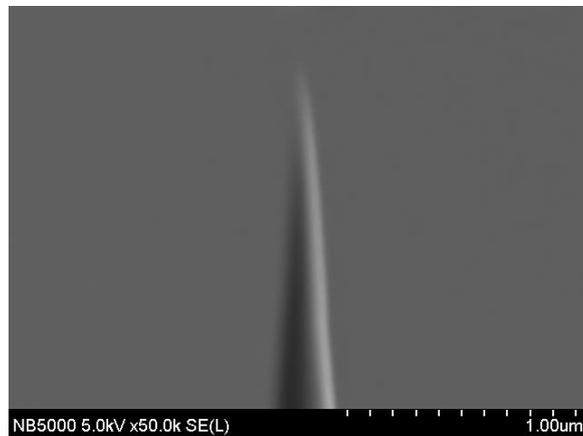
図 5.5.4-28 試料の針状加工の方法



(a) CS-01dpa-90C-uS1-AP1

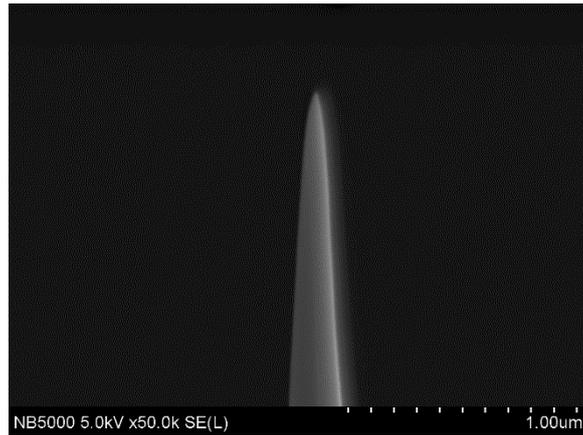


(b) CS-01dpa-90C-uS1-AP2

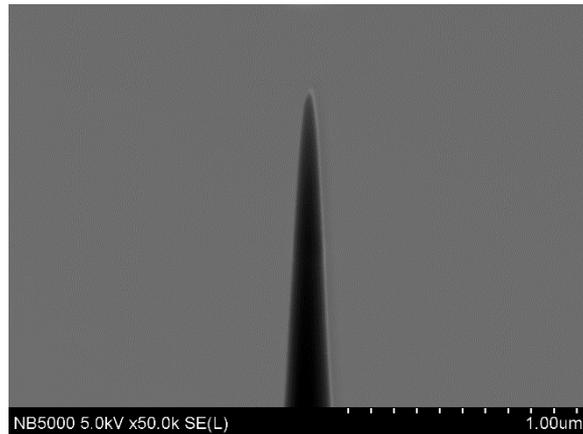


(c) CS-1dpa-90C-uS1-AP3

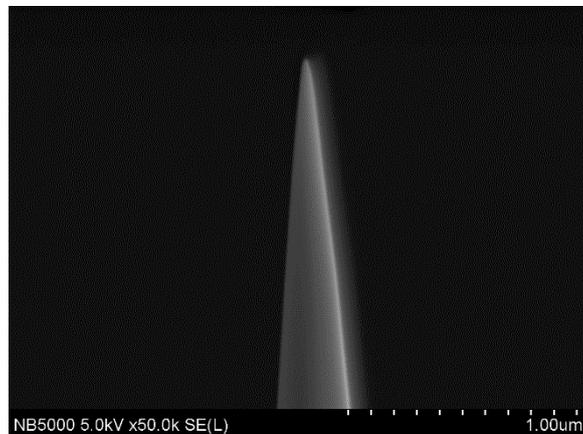
図 5.5.4-29 FIB 加工した APT 分析試料



(a) CS-1dpa-90C-uS2-AP1

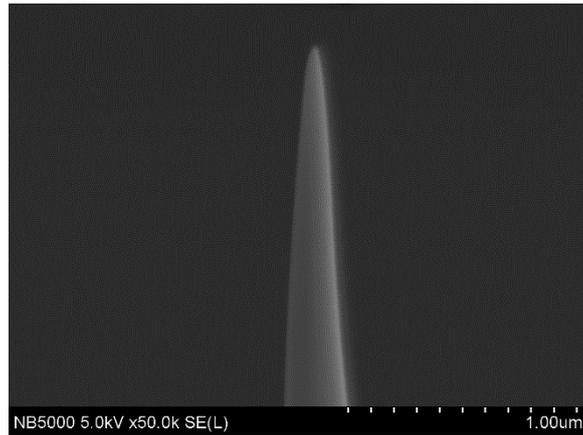


(b) CS-1dpa-90C-uS2-AP2

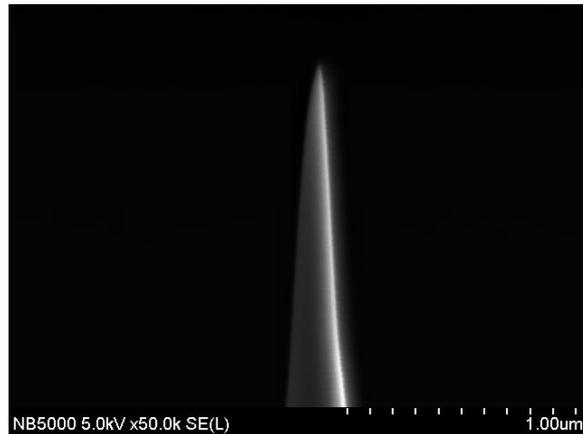


(c) CS-1dpa-90C-uS2-AP3

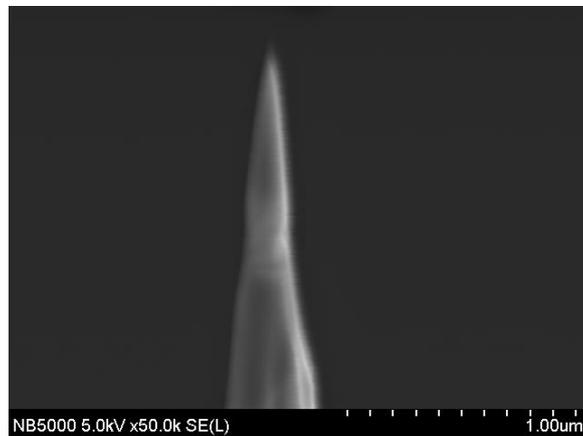
図 5.5.4-30 FIB 加工した APT 分析試料



(a) CS-1dpa-90C-uS2-AP4

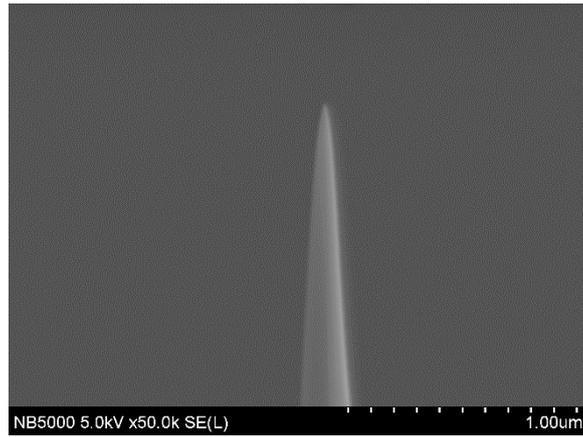


(b) CS-1dpa-90C-uS3-AP2

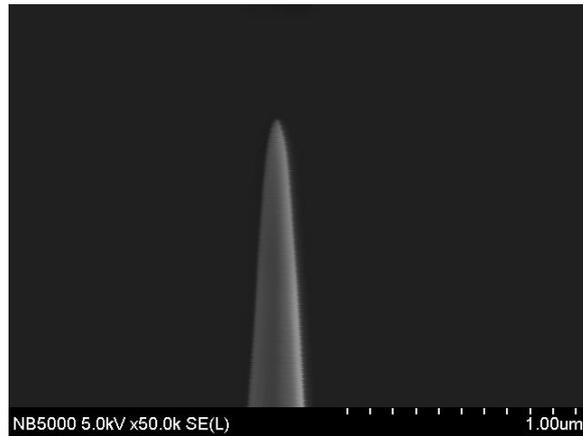


(c) CS-1dpa-90C-uS3-AP3

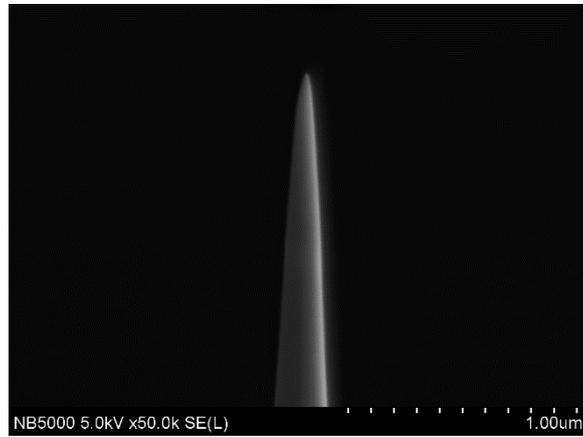
図 5.5.4-31 FIB 加工した APT 分析試料



(a) CS-01dpa-290C-uS1-AP1

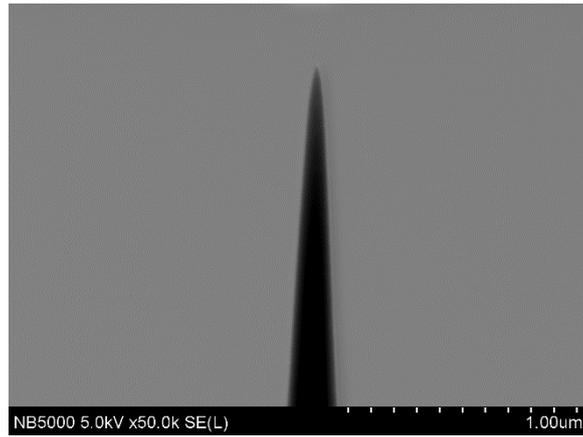


(b) CS-01dpa-290C-uS1-AP2

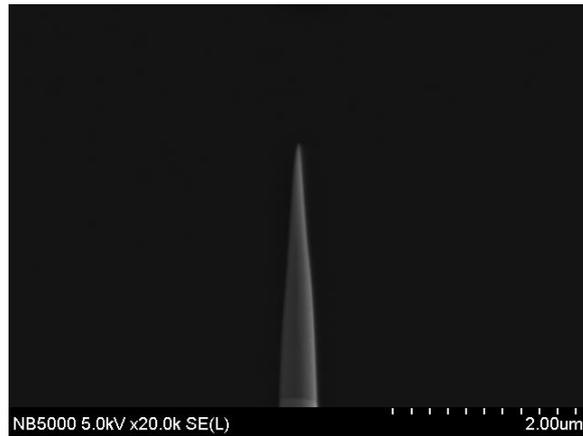


(c) CS-01dpa-290C-uS2-AP1

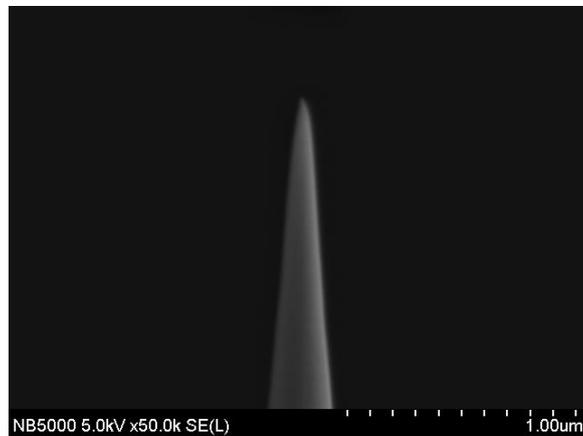
図 5.5.4-32 FIB 加工した APT 分析試料



(a) CS-01dpa-290C-uS2-AP2

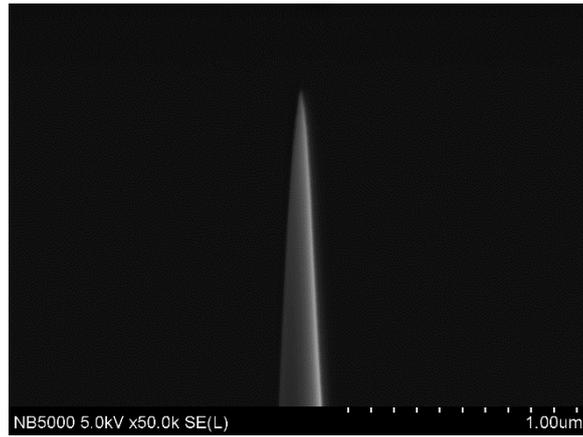


(b) CS-1dpa-290C-uS1-AP1

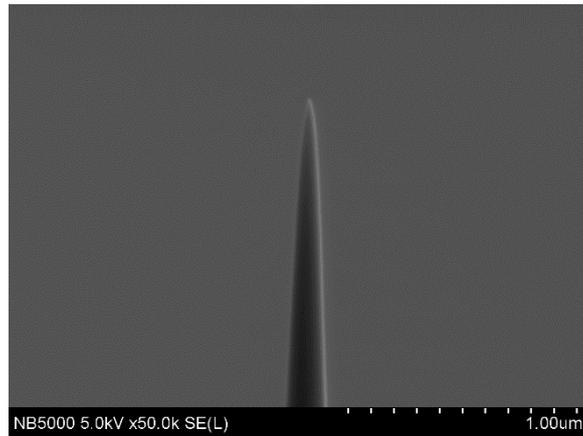


(c) CS-1dpa-290C-uS1-AP2

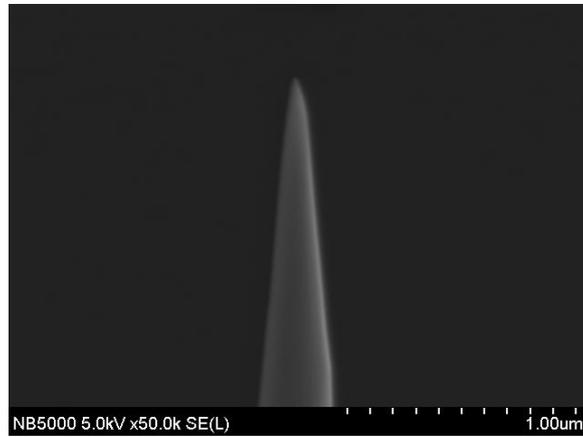
図 5.5.4-33 FIB 加工した APT 分析試料



(a) FeCu-01dpa-90C-uS1-AP1

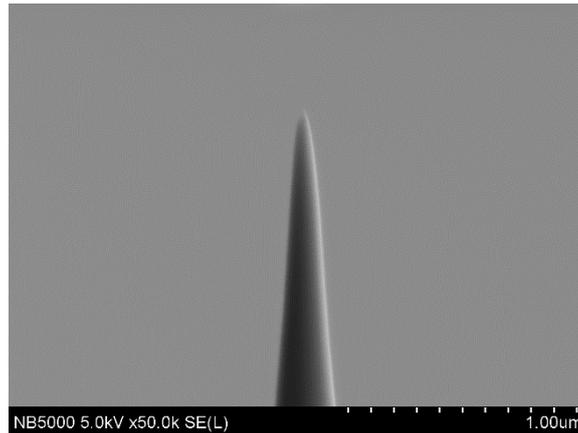


(b) FeCu-01dpa-90C-uS1-AP2



(c) FeCu-1dpa-90C-uS1-AP1

図 5.5.4-34 FIB 加工した APT 分析試料



(a) FeCu-1dpa-90C-uS1-AP2

図 5.5.4-35 FIB 加工した APT 分析試料

## 2) 測定方法

米国 Imago 社（現 CAMECA 社）製の局所電極型 3 次元アトムプローブ（LEAP 3000X HR）を用いた。測定は電圧パルスモードで実施した。標準の測定条件は、試料温度 50K、パルス比 0.15 である。

収集したデータは、質量／電荷比ごとに元素の種類を決定し、3 次元像形成処理（測定したデータからアトムマップを再構築するコンピュータ処理）を行った。なお、3 次元像形成処理においては、アトムマップの z 方向長さを最適化するために、Evaporation Field = 30.0 V/nm と Image Compression Factor = 1.0 を用いた。

アトムプローブでは元素を決定する際に、イオンの質量／電荷比を用いる。多くの元素において、質量／電荷比は元素固有の値となるが、いくつかの元素では、異なる元素が同じ質量／電荷比を持つ。鉄鋼に含まれる元素の場合、質量数 58 の鉄とニッケルが同じ質量／電荷比を持つことになり、アトムプローブデータからは個々の原子がどちらの元素であるかを決定することは不可能である。バルク組成を調べる場合には、同じ質量／電荷比を持つ元素の濃度を同位体の存在比を基に配分することで値を求めることができるが、個々の元素を分離して評価する場合にはこの方法は妥当でない。今回研究に使用した炭素鋼は化学分析の結果、Ni 含有量 0.01 wt% と非常に低いため、質量数 58 は Fe として取り扱った。

## 3) 測定結果

図 5.5.4-36 から図 5.5.4-43 に、炭素鋼について得られたアトムマップを示した。Fe、Cu、Mn、Ni、Si、P、C、Cr、Al、Ga についてマップを示した。なお、Ga については FIB 加工に使用した Ga イオンビームによる影響を確認するために示した。

炭素鋼に対する 90°C の 0.1 dpa 照射では溶質クラスタは観察されなかった。これに対して、1 dpa 照射では Mn に揺らぎが観察され、溶質クラスタの形成が示唆された。

290°C の 0.1 dpa 照射では Mn と P に揺らぎが観察され、溶質クラスタの形成が示唆された。290°C の 1 dpa 照射では明確な Mn と Si、P が集積したクラスタの形成が観察された。

図 5.5.4-44 から図 5.5.4-47 には、Fe-Cu 合金について得られたアトムマップを示した。Fe、Cu についてマップを示した。

Fe-Cu 合金に対する 90°C の 0.1 dpa 照射では Cu に揺らぎが観察され、溶質クラスターの形成が示唆された。さらに、1 dpa 照射では明確な Cu が集積したクラスターの形成が観察された。

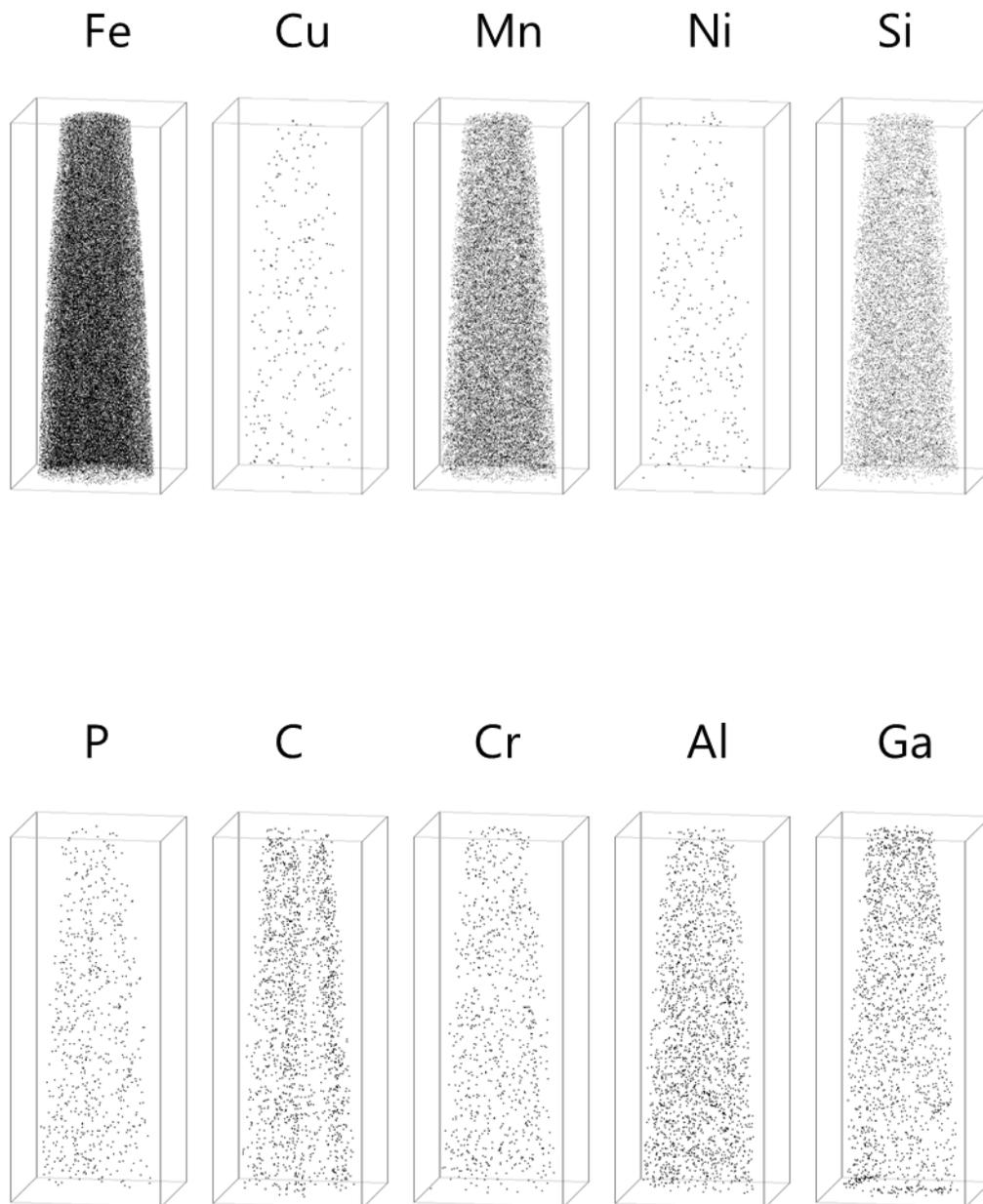


図 5.5.4-36 CS-01dpa-90C-uS1-AP1 試料のアトムマップ (118×48×46 nm)

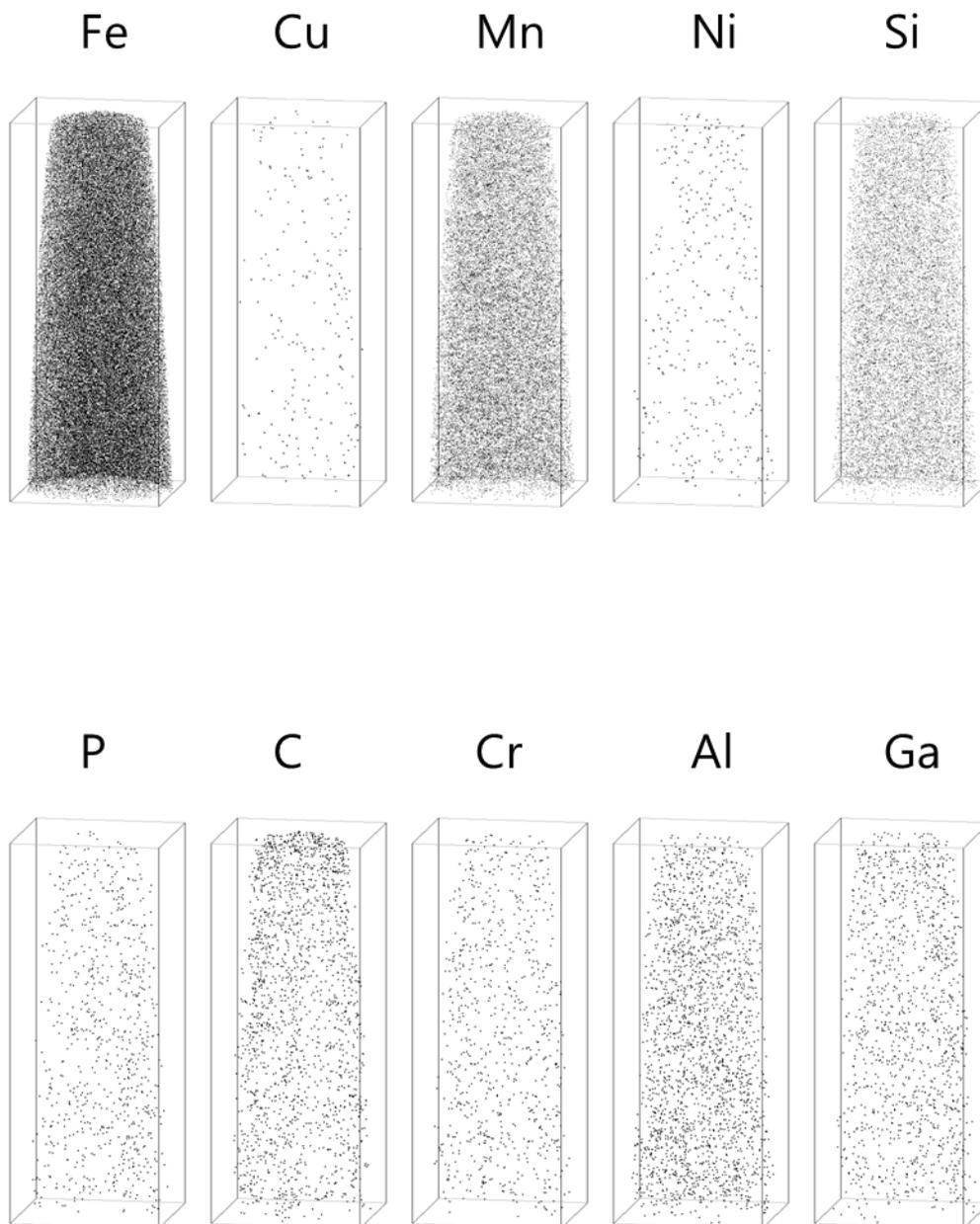


図 5.5.4-37 CS-01dpa-90C-uS1-AP2 試料のATOMマップ (100×39×39 nm)

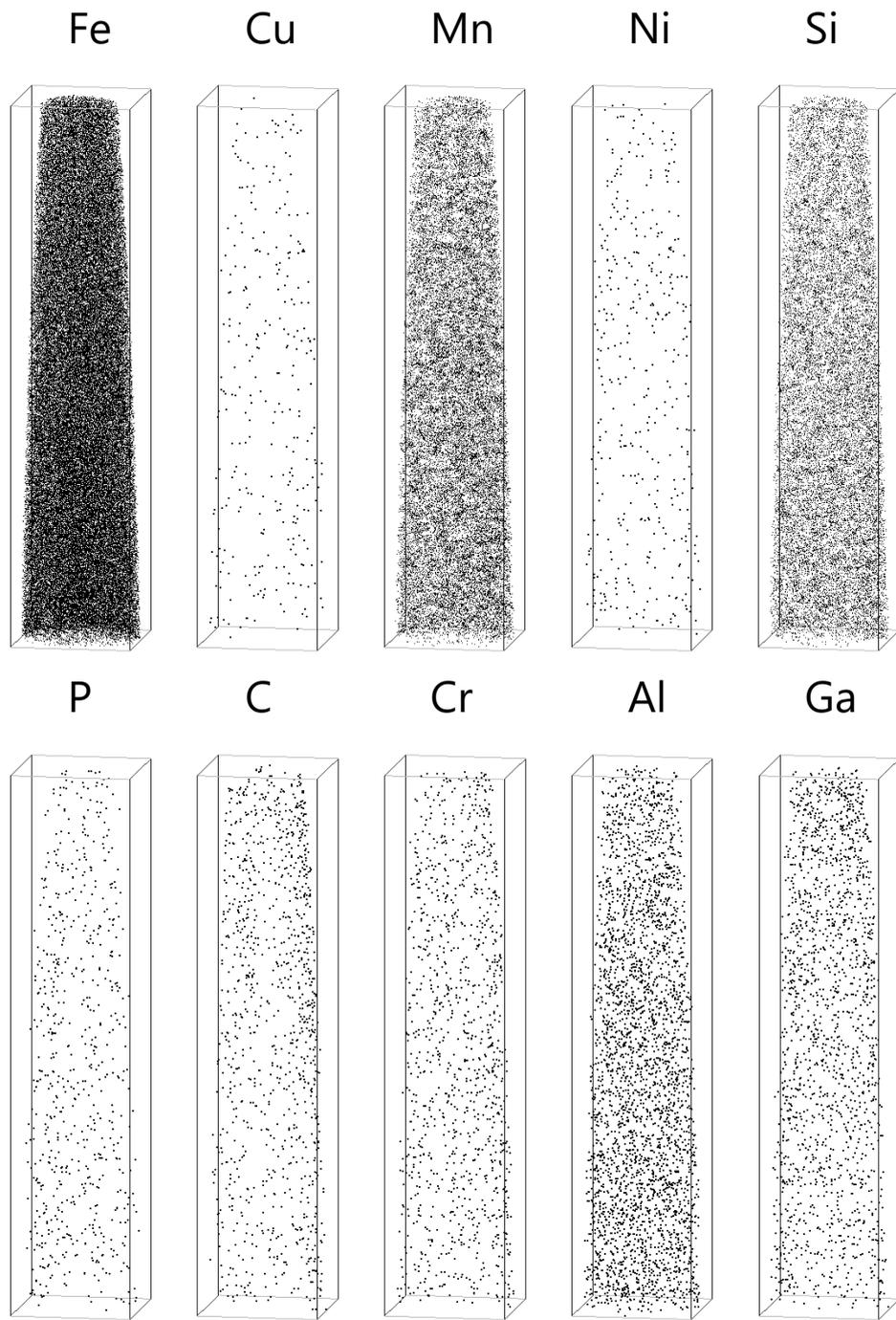


図 5.5.4-38 CS-1dpa-90C-uS3-AP2 試料のATOMマップ (153×33×34 nm)

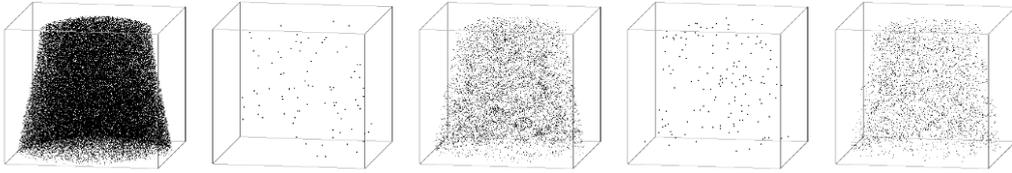
Fe

Cu

Mn

Ni

Si



P

C

Cr

Al

Ga

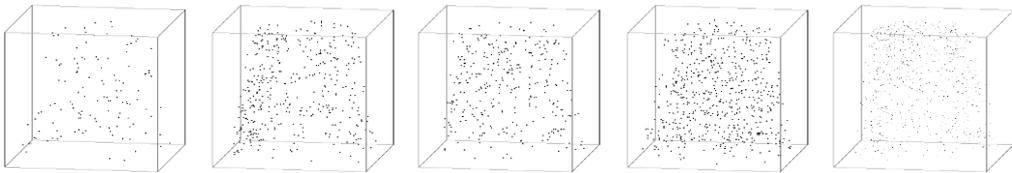


図 5.5.4-39 CS-1dpa-90C-uS3-AP3 試料のATOMマップ (32×36×37 nm)

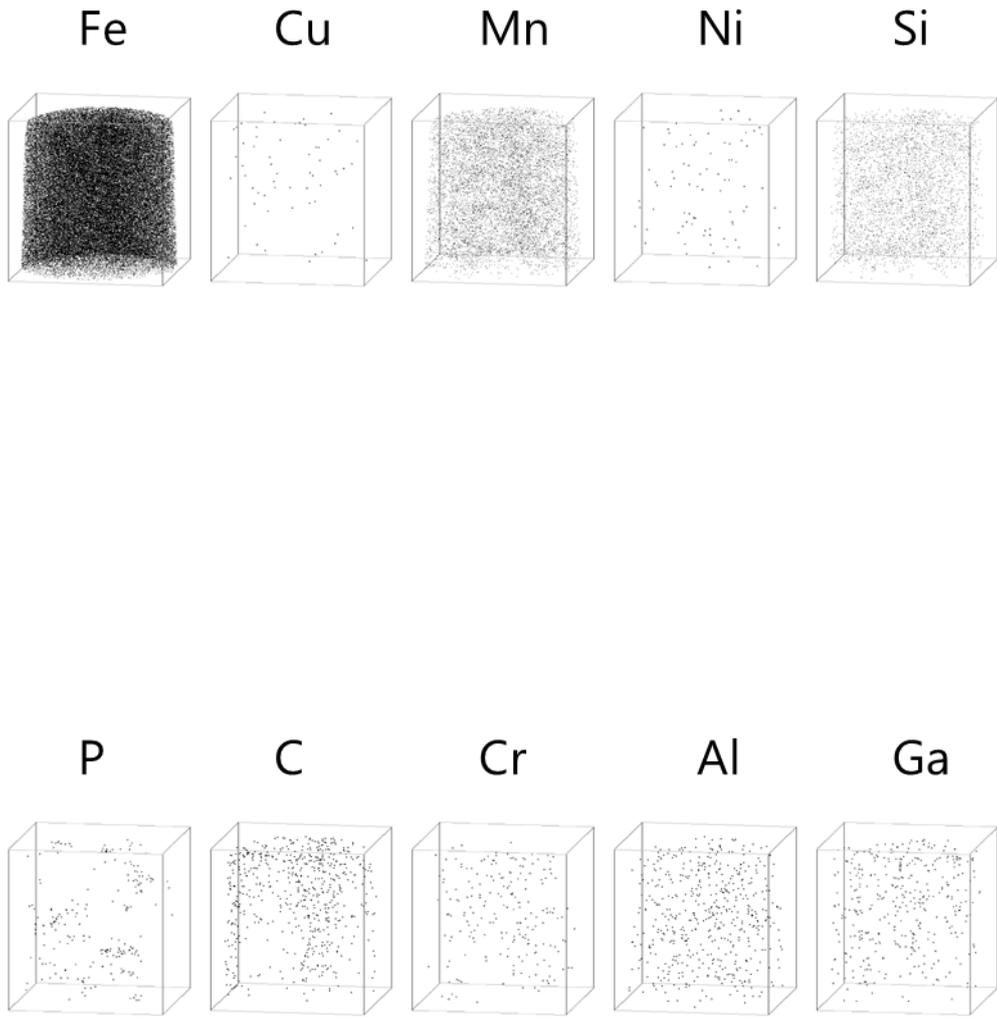


図 5.5.4-40 CS-01dpa-290C-uS1-AP1 試料の原子マップ (32×30×31 nm)

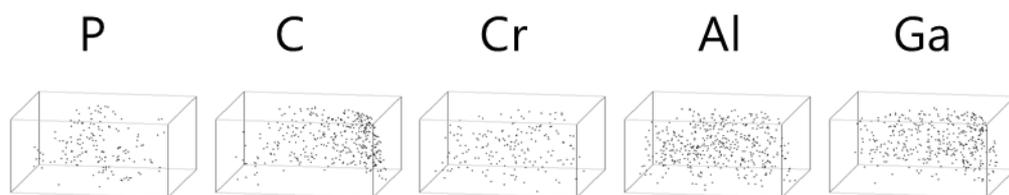
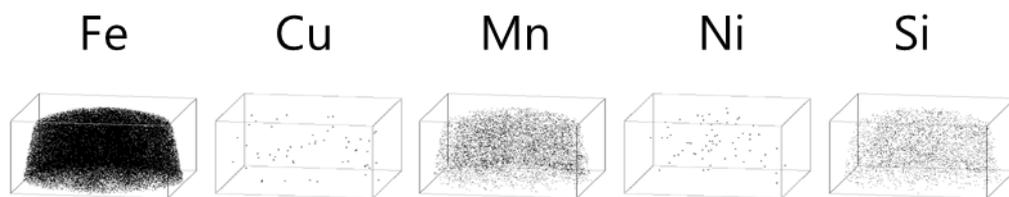


図 5.5.4-41 CS-01dpa-290C-uS2-AP1 試料の原子マップ (21×44×46 nm)

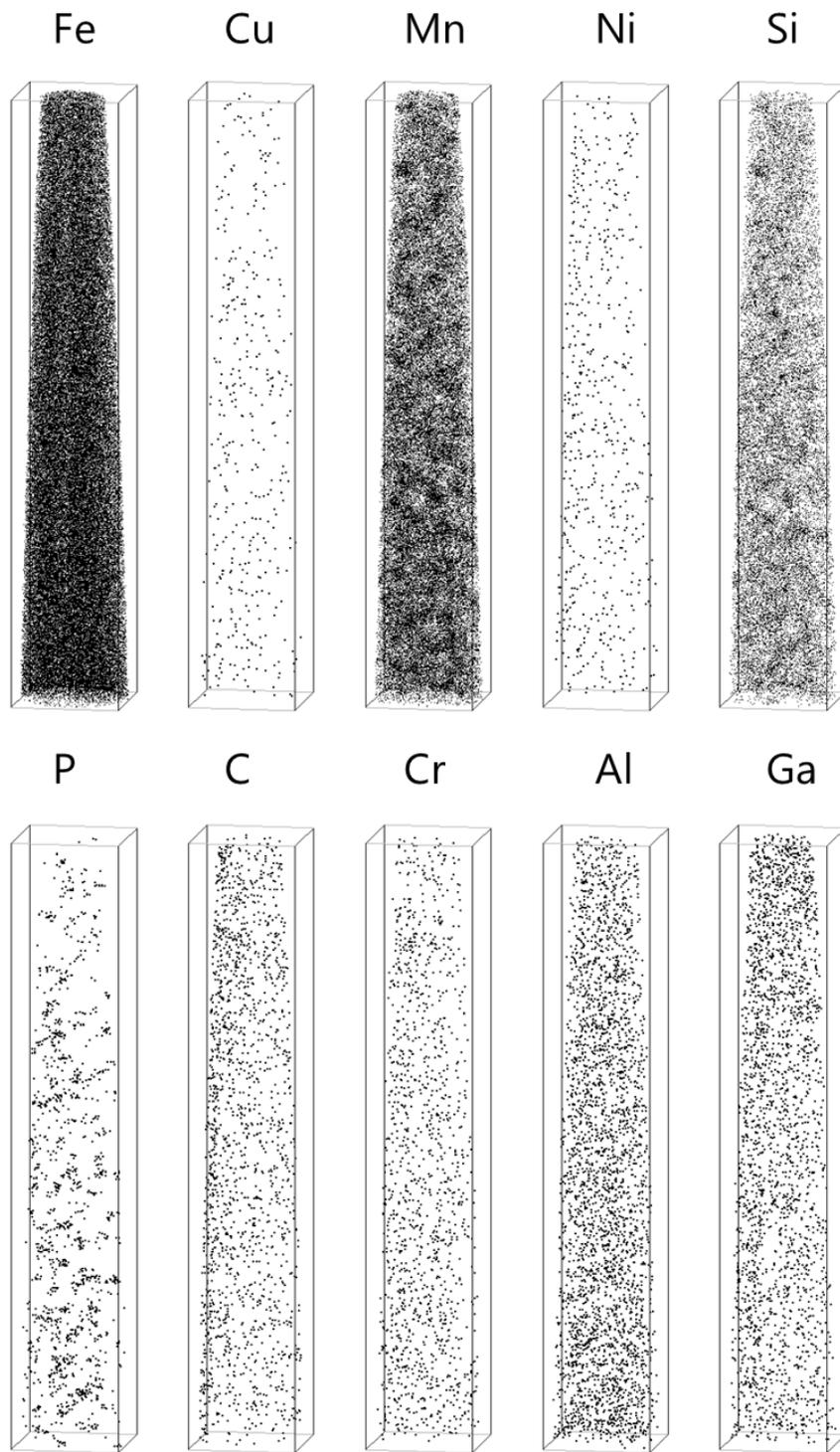


図 5.5.4-42 CS-1dpa-290C-uS1-AP1 試料のATOMマップ (200×35×35 nm)

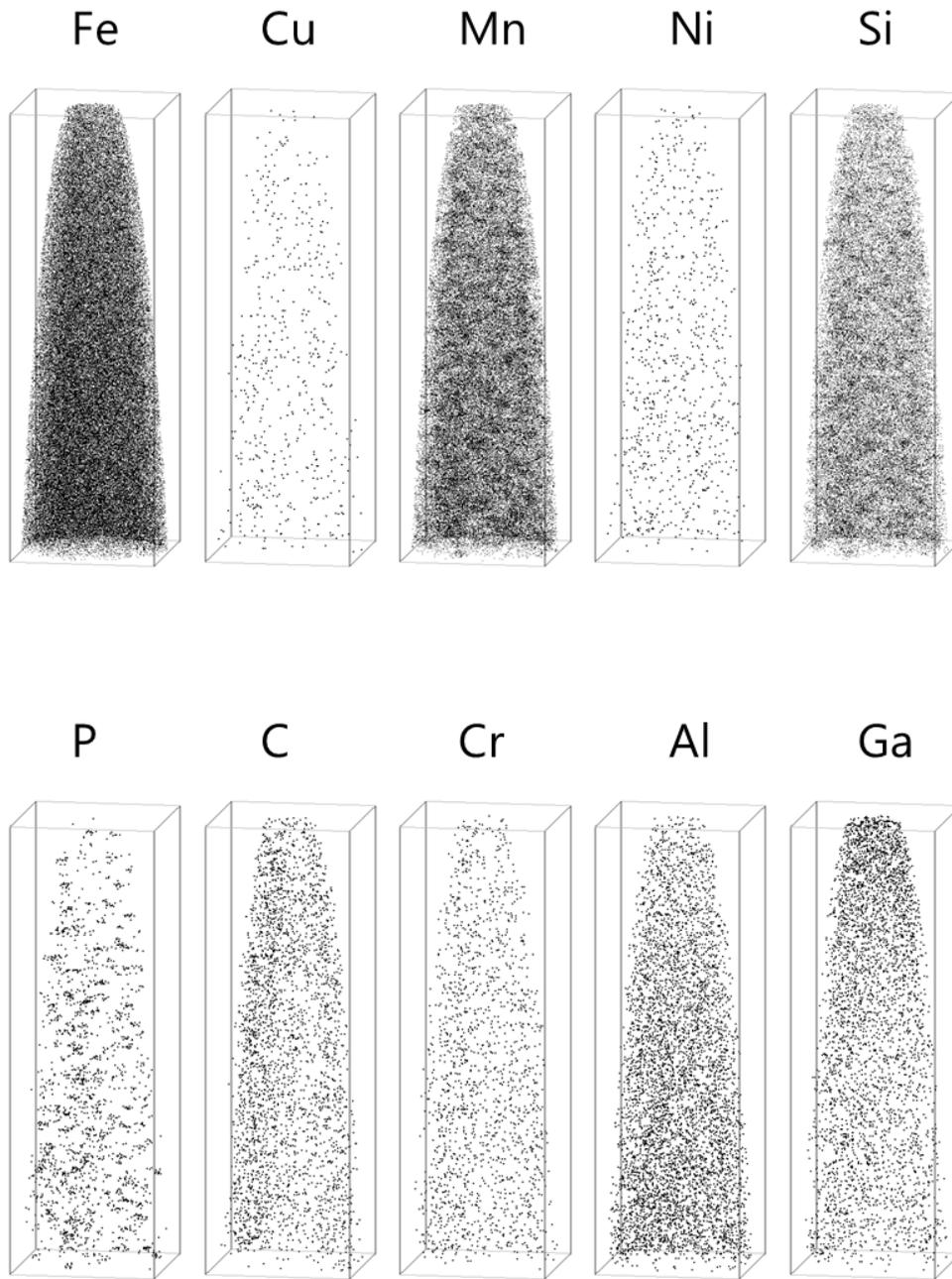


図 5.5.4-43 CS-1dpa-290C-uS1-AP2 試料のATOMマップ (152×49×50 nm)

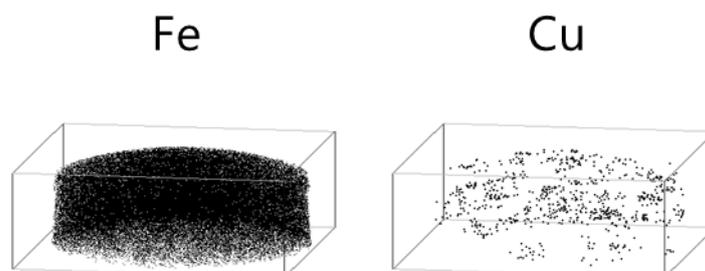


図 5.5.4-44 FeCu-01dpa-90C-uS1-AP1 試料のATOMマップ (12×34×36 nm)

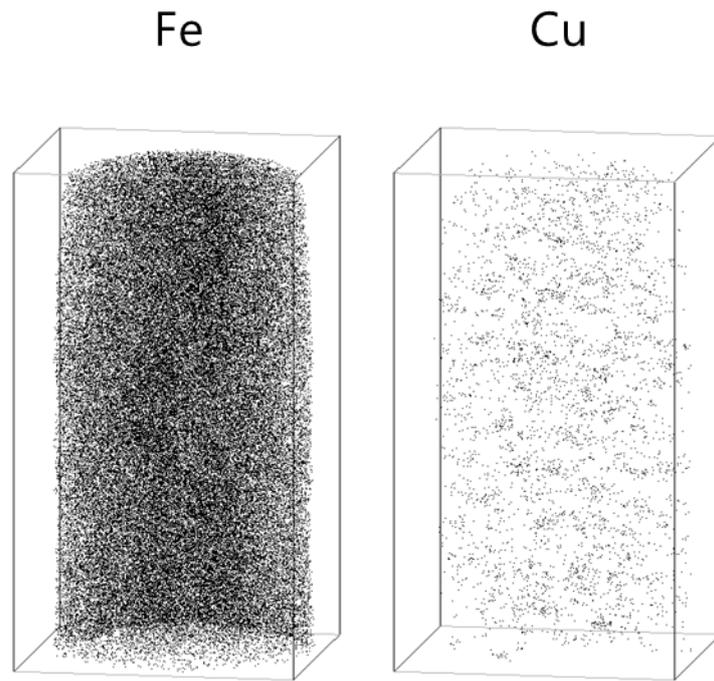


図 5.5.4-45 FeCu-01dpa-90C-uS1-AP2 試料のATOMマップ (59×33×31 nm)

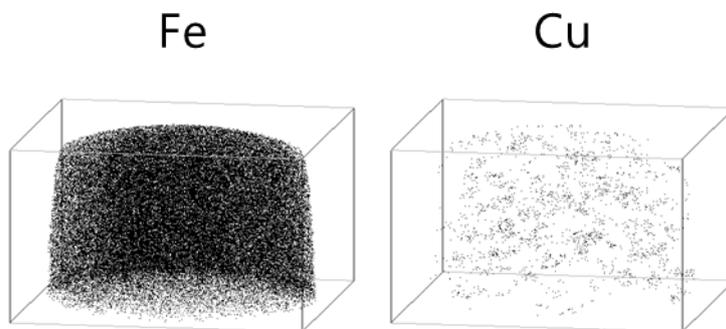


図 5.5.4-46 FeCu-1dpa-90C-uS1-AP1 試料のATOMマップ (23×39×39 nm)

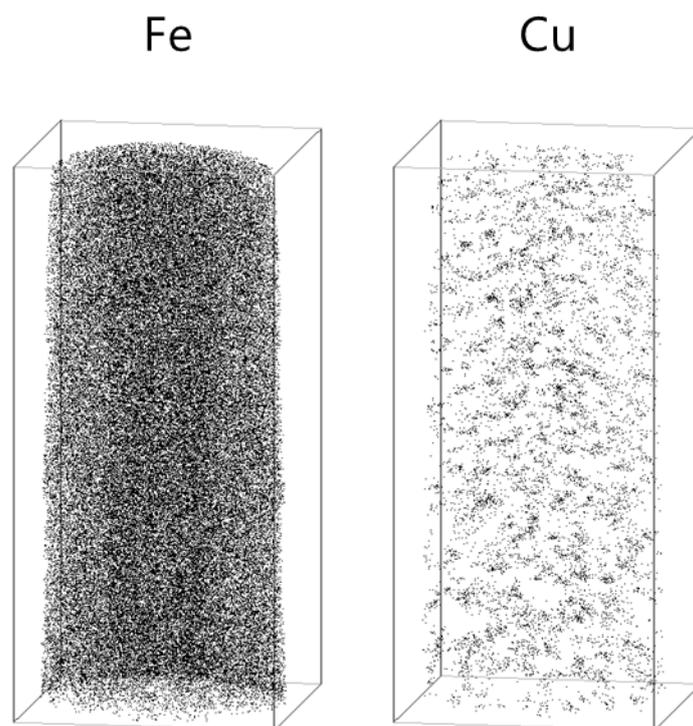


図 5.5.4-47 FeCu-1dpa-90C-uS1-AP2 試料のATOMマップ (85×40×41 nm)

#### 4) クラスタ解析

炭素鋼には Mn/Si/P クラスタの形成が観察され、Fe-Cu 合金には Cu クラスタの形成が観察されたため、溶質原子のクラスタリングを定量的に検討するために、再帰的探索アルゴリズムに基づくクラスタ解析を行った。この方法は、原子炉圧力容器に中性子照射で形成する Cu リッチ析出物等の溶質クラスタの解析に使用される方法である。

本解析の手順は、(1) 溶質クラスタを構成するコア原子を定義し、設定した距離 (以下、コア原子連鎖距離と呼ぶ) 以内にあるコア原子の連鎖から溶質クラスタのコアを抽出する、(2) 溶質クラスタを構成するコア原子から設定した距離 (以下、周辺原子抽出距離と呼ぶ) 以内にあるその他の原子 (以下、周辺原子と呼ぶ) を抽出する、(3) 周辺原子のうち設定した条件 (一定の距離内にあるコア原子の数) に満たないものを取り除く。設定が必要なコア原子連鎖距離、周辺原子抽出距離、周辺原子の一部の除去条件の各パラメータについては、先の研究[36][37]で使用されたパラメータを参考にして、溶質クラスタが適切に抽出できる値を設定した。炭素鋼については、コア原子を Mn、Si、P とし、コア原子連鎖距離と周辺原子抽出距離は 0.6 nm とし、周辺原子の一部の除去条件については 0.5 nm 以内に 2 個以下しかコア原子を含まない場合とした。また、溶質クラスタとして扱うコア原子の最小数は 20 個とした。Fe-Cu 合金については、コア原子を Cu とし、コア原子連鎖距離と周辺原子抽出距離は 0.7 nm とし、周辺原子の一部の除去条件については 0.5 nm 以内に 2 個以下しかコア原子を含まない場合とした。また、溶質クラスタとして扱うコア原子の最小数は 10 個とした。

溶質クラスタの大きさはギニエ半径で定義した。n 個の原子で構成される溶質クラスタのギニエ半径 (rs) は次式で計算される。

$$r_g = \sqrt{\frac{5}{3}} \cdot \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \{(x_i - x_0)^2 + (y_i - y_0)^2 + (z_i - z_0)^2\}}{n}}$$

ここで、xi、yi、zi はそれぞれ各原子の x、y、z 座標であり、x0、y0、z0 は溶質クラスタの重心位置である。なお、解析により抽出された溶質クラスタのうち溶質クラスタの重心から原子マップの外周までの距離がギニエ半径以下のものは、溶質クラスタの一部しか原子マップに含まれない可能性があるために溶質クラスタの大きさの評価には使用しなかった。また、回転楕円体形状のクラスタについては長軸方向にコア原子濃度分布を求めて 2 個以上のピークがある場合にも大きさの評価には使用せずデータ精度向上を図った。

クラスタ解析は、アトムマップに明確な溶質クラスタの形成が認められた試験体の炭素鋼 290°C 1 dpa 照射材、Fe-Cu 合金 90°C 0.1 dpa 照射材、および Fe-Cu 合金 90°C 1 dpa 照射材について実施した。

図 5.5.4-48 に炭素鋼 290°C 1 dpa 照射材の P マップとクラスタマップの比較を示すとともに、図 5.5.4-49 に Fe-Cu 合金照射材の Cu マップとクラスタマップの比較を示した。溶質クラスタをよく抽出できていることが分かる。

表 5.5.4-3 に溶質クラスタの解析結果をまとめて示した。図 5.5.4-50 には、炭素鋼 290°C 1 dpa 照射材の溶質クラスタのサイズ分布を示した。また、図 5.5.4-51 には、Fe-Cu 合金照射材の溶質クラスタのサイズ分布を示した。Fe-Cu 合金では、クラスタ直径の平均値には大きな違いは認められなかったが、サイズ分布を見ると照射量の増加に伴い大きな溶質クラスタの数が増えており、溶質クラスタの形成と成長が起こっていることが分かった。

表 5.5.4-3 クラスタ解析結果のまとめ

試料	平均直径 (nm)	数密度 (1/m <sup>3</sup> )	体積率	平均組成 (at%)
炭素鋼 290°C 1 dpa	2.30	9.7×10 <sup>23</sup>	0.062	Fe-15.5Mn- 7.2Si-1.7P
Fe-Cu 合金 90°C 0.1 dpa	1.60	1.4×10 <sup>24</sup>	0.030	Fe-33.2Cu
Fe-Cu 合金 90°C 1 dpa	1.64	4.0×10 <sup>24</sup>	0.091	Fe-31.7Cu

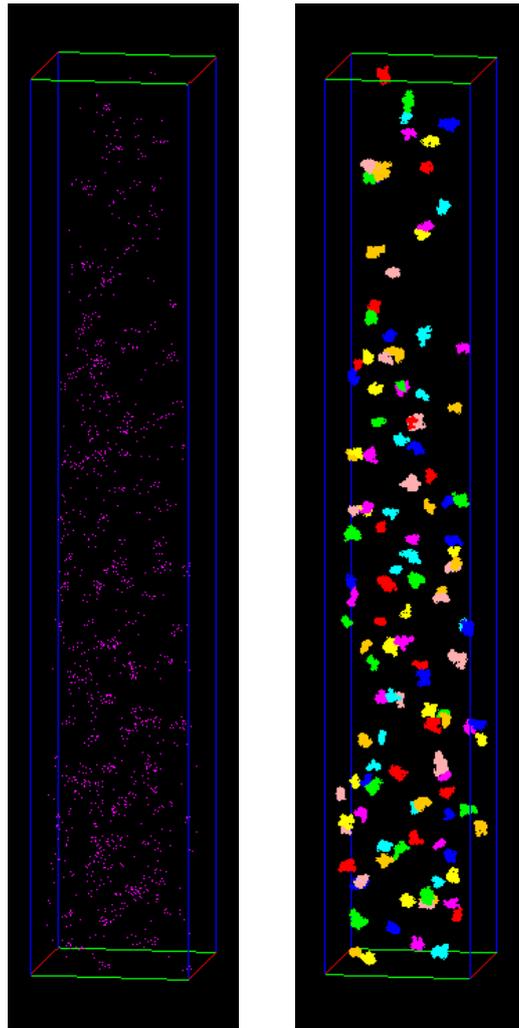
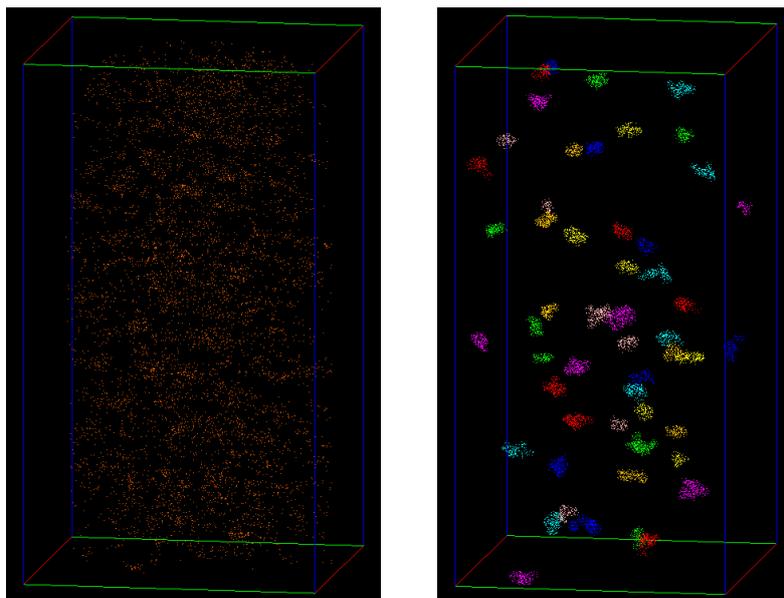
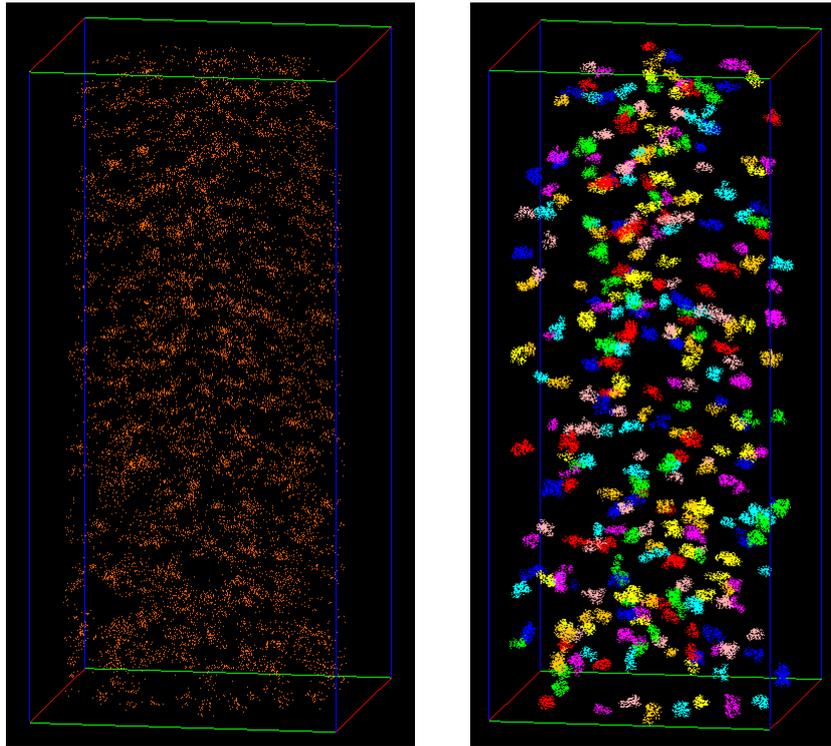


図 5.5.4-48 炭素鋼 290°C 1 dpa 照射材の P マップ (左) とクラスタマップ (右) の比較



(a) 0.1 dpa 照射材



(b) 1 dpa 照射材

図 5.5.4-49 Fe-Cu 合金照射材の Cu マップ (左) とクラスタマップ (右) の比較

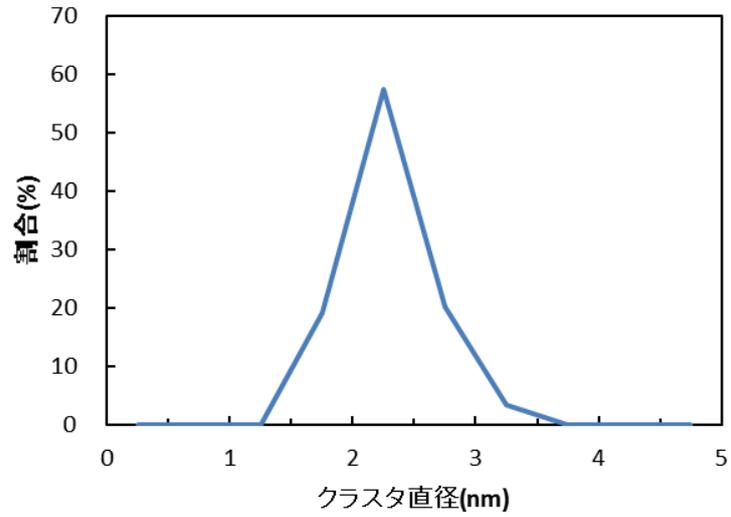


図 5.5.4-50 炭素鋼 290°C 1 dpa 照射材の溶質クラスタのサイズ分布

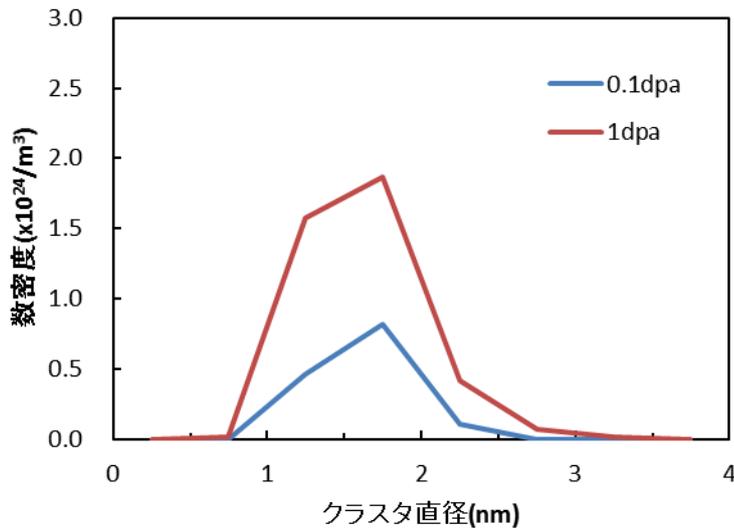


図 5.5.4-51 Fe-Cu 合金照射材の溶質クラスタのサイズ分布

#### (4) ミクロ組織と硬さの関係

イオン照射により炭素鋼と Fe-Cu 合金は硬化し、ミクロ組織には転位ループと溶質原子クラスタの形成が認められた。表 5.5.4-4 に硬さとミクロ組織をまとめて示した。硬化量は 90°C 照射した炭素鋼が最も高く、次いで 90°C 照射した Fe-Cu 合金であり、290°C 照射した炭素鋼は最も低い硬化量となった。TEM 観察により転位ループの形成が確認され、転位ループ形成による硬化の指標である  $\sqrt{Nd}$  ( $N$ : 数密度、 $d$ : 平均直径) について図 5.5.4-52 に示した。 $\sqrt{Nd}$  は数密度の変化と同様に变化しているが、照射量の増加に伴う変化は小さく、転位ループが硬化に対する寄与は 0.1 dpa 照射と 1 dpa 照射では大きな差はないことが示唆された。また、材料や照射温度でも  $\sqrt{Nd}$  に大きな差は認められなかった。APT 分析により溶質の揺らぎや溶質クラスタの形成が確認された。溶質クラスタについては、炭素鋼では 290°C 1 dpa 照射で明確な形成が認められたが、90°C 照射では 1 dpa 照射でも Mn の分布に揺らぎが認められた程度であり、明確な形成は認められなかった。溶質クラスタの形成には空孔の移動が関係しているため、照射温度が低い場合には空孔の移動が小さく、溶質クラスタが形成しなかったと考えられる。Fe-Cu 合金については 90°C 0.1 dpa 照射から明確なクラスタ形成が認められた。また、炭素鋼と Fe-Cu 合金ともに照射量が増すにつれてクラスタ形成が促進される傾向が認められた。

図 5.5.4-53 に硬さの増加量と転位ループの  $\sqrt{Nd}$  との関係を示した。また、原子炉压力容器の照射脆化研究では溶質クラスタの体積率  $V_f$  の平方根と硬さの増加量が関係することが知られているので、同様に整理して図 5.5.4-54 に示した。90°C 照射の炭素鋼については、明確なクラスタ形成が認められなかったことから、転位ループの形成が硬化の主要因と考えられる。硬化量は 0.1 dpa と 1 dpa で差がほぼなく、転位ループの  $\sqrt{Nd}$  の照射量に対する変化と定性的に一致する。290°C 照射の炭素鋼については、0.1 dpa 照射では明確なクラスタ形成が認められていないことから転位ループが硬化の主要因と考えられるが、1 dpa 照射では転位ループの 10 倍程度の数密度の溶質クラスタが形成しており、高照射量では溶質クラスタが硬化に影響すると考えられ

る。0.1 dpa 照射と 1 dpa 照射の硬化量の違いはクラスタ形成によるものと考えられる。Fe-Cu 合金については、転位ループに比べて大きさは小さいが 10 倍程度の数密度の溶質クラスタが 0.1 dpa 照射から形成しており、溶質クラスタが Fe-Cu 合金の硬化に影響していると考えられる。0.1 dpa から 1 dpa にかけて溶質クラスタの体積率が増加しており、クラスタ形成が硬化量の増加の原因と考えられる。

複数の硬化因子が存在する場合に硬化に対するそれらの寄与の合算は、オロワンモデルによると次式で表す二乗和の平方根で記述される。

$$\Delta\tau = \sqrt{(\Delta\tau_i)^2 + (\tau_j)^2} = \sqrt{(\alpha_i \mu b \sqrt{N_i d_i})^2 + (\alpha_j \mu b \sqrt{N_j d_j})^2}$$

ここで $\Delta\tau$  は硬化因子  $i$  と  $j$  によるせん断強度の増加値で降伏応力の増加量に相当する。 $\Delta\tau_i$  と  $\Delta\tau_j$  はそれぞれ因子による寄与分である。 $\alpha$  は欠陥の種類やサイズにより異なる硬化係数であり、微細な転位ループについては 0.2、析出物については大きい物では 1 が用いられ、微細な物では 1 以下の値が用いられる。 $N$  と  $d$  はそれぞれの欠陥の数密度と平均直径である。 $\mu$  は剛性率で、 $b$  はバーガースベクトルの大きさである。本式を用いて、硬さの増加量と転位ループおよび溶質クラスタの形成によるせん断強度の増加値 $\Delta\tau$ との関係を検討した。なお、硬化係数については転位ループと溶質クラスタのサイズから判断して、それぞれ 0.2 と 0.4 とした。また、剛性率は 80 GPa とし、バーガースベクトルの大きさは 0.25 nm とした。図 5.5.4-55 に硬さの増加量と転位ループおよび溶質クラスタの平均直径と数密度より求めたせん断強度の増加値との関係を示した。90°C 照射の炭素鋼と 290°C 0.1 dpa 照射の炭素鋼については、溶質クラスタの形成が明確には認められなかったため、転位ループのみでせん断強度の増加値を計算した。290°C 照射の炭素鋼と Fe-Cu 合金については、計算したせん断強度と硬さの増加に関係が認められたが必ずしも十分ではない。硬化とマイクロ組織変化との定量関係を明らかにするためには、分析と検討を継続し、マイクロ組織変化をより精緻に把握することや他の硬化因子の存在の有無等を確認する必要がある。

表 5.5.4-4 硬さの増加量とマイクロ組織

試料	硬さの増加量 (GPa)	転位ループ		溶質クラスタ		
		平均直径 (nm)	数密度 (/m <sup>3</sup> )	平均直径 (nm)	数密度 (/m <sup>3</sup> )	体積率
炭素鋼 90°C 0.1 dpa	0.97	1.8	5×10 <sup>22</sup>			
炭素鋼 90°C 1 dpa	0.98	2.4	4×10 <sup>22</sup>			
炭素鋼 290°C 0.1 dpa	0.56	2.1	5×10 <sup>22</sup>	2.30	9.7×10 <sup>23</sup>	0.062
炭素鋼 290°C 1 dpa	0.88	2.2	4×10 <sup>22</sup>			
FeCu 合金 90°C 0.1 dpa	0.73	2.3	4×10 <sup>22</sup>	1.60	1.4×10 <sup>24</sup>	0.030
FeCu 合金 90°C 1 dpa	0.95	2.4	5×10 <sup>22</sup>	1.64	4.0×10 <sup>24</sup>	0.091

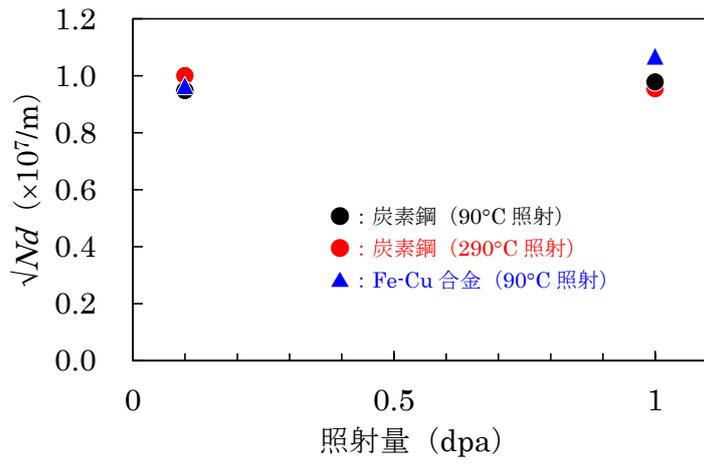


図 5.5.4-52 転位ループの $\sqrt{Nd}$ の照射に伴う変化

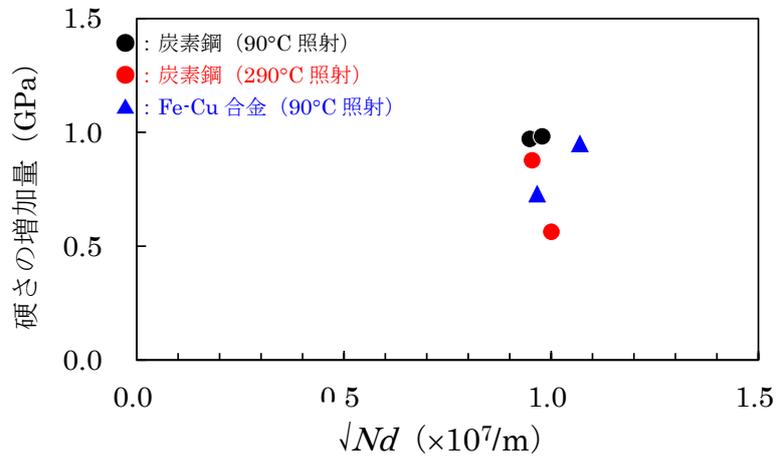


図 5.5.4-53 硬さの増加量と転位ループの $\sqrt{Nd}$ との関係

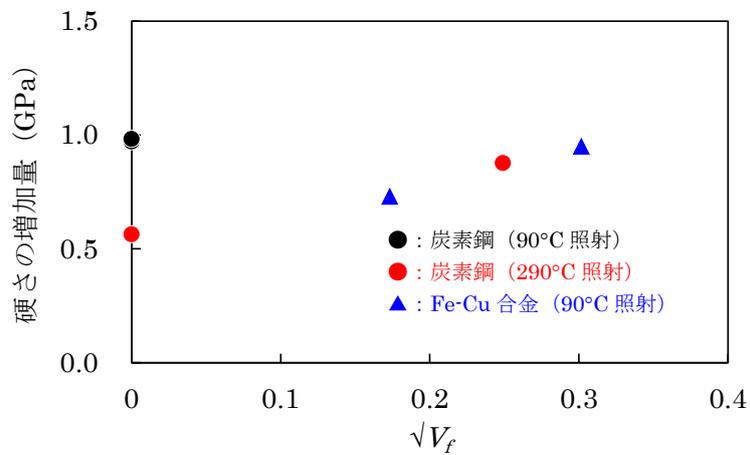


図 5.5.4-54 硬さの増加量と溶質クラスターの $\sqrt{V_f}$ との関係

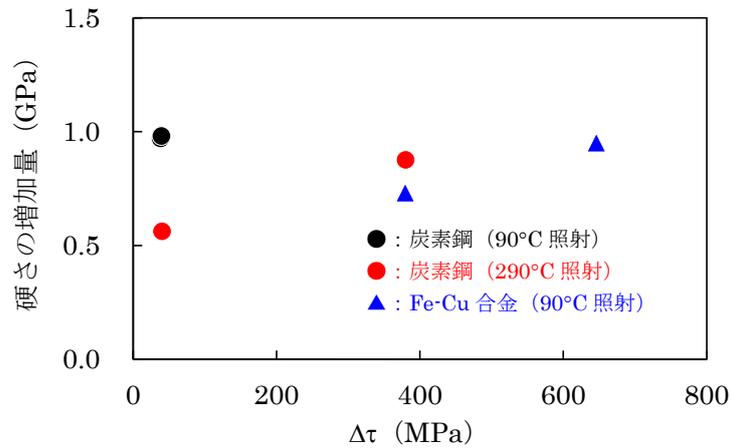


図 5.5.4-55 硬さの増加量と転位ループおよび溶質クラスタによるせん断強度の増加値 $\Delta\tau$ との関係

(5) まとめ

炭素鋼の脆化因子の同定と脆化因子に対する材料組成、照射温度、照射速度および溶接の影響を実験により把握する3カ年の試験計画を立案した。

Fe-Cu合金にFeイオン照射を実施し、炭素鋼の脆化因子の同定と脆化因子に対する材料組成と照射温度の影響に関する試験に用いる試験体を作製した。超微小硬さ試験で硬化量を測定するとともに、TEMとAPTを用いてマイクロ組織変化を評価した。炭素鋼の脆化因子として、転位ループと溶質クラスタの形成が認められた。転位ループおよび溶質クラスタの形成が硬化に寄与することがわかった。硬化挙動をマイクロ組織変化で完全に説明するためには、さらに詳細な分析と検討を継続して行う必要がある。

## 5.6 オーバーパックの照射線量の検討

第2次取りまとめでは、原子炉停止後4年の冷却期間を経過した $\text{UO}_2$ の使用済燃料を再処理して発生するガラス固化体をオーバーパックに封入して地層処分することになっている。しかし、現状では、4年を超える冷却期間の使用済燃料が発生している。使用済燃料の冷却期間が長くなると、短半減期核種が崩壊するため、ガラス固化体の廃棄物含有率を高くすることができると考えられる。しかし、ガラス固化体への含有率を高くすることによりオーバーパックの照射線量が増加する可能性がある。そこで、燃焼度や冷却期間の異なる $\text{UO}_2$ 使用済燃料から製造されるガラス固化体を対象として、その放射能を求め、オーバーパックの照射線量を把握することを目的とする。

### 5.6.1 オーバーパック照射線量におよぼす使用済燃料の冷却期間の影響

#### (1) 解析方法および解析条件

##### 1) 計算コードおよび核データライブラリ

使用済燃料中の核種の生成、崩壊計算にはORIGEN-ARP (Automatic Rapid Processing) を用いた。ORIGEN-ARPは米国オークリッジ国立研究所で開発された燃焼計算コードである。一般的な炉型を仮定し、あらかじめ中性子輸送計算を行い、それぞれの炉系に対して実行断面積がライブラリ化されているため、簡便に精度よく燃焼計算をおこなうことができる。核データライブラリはENDF/B-VIを、崩壊ライブラリはENSDFを使用した。

##### 2) 炉型と炉心構造

炉型は加圧水型軽水炉を対象とした。燃料集合体の燃料タイプは $17 \times 17$ とし、炉型仕様を表2.1.1に、炉心構造を図2.1.1に示す。

表 5.6.1-1 炉型仕様

Assembly lattice Model	W 17×17 Standard
Enrichments (wt % <sup>235</sup> U)	1.5-6
Maximum burnup (MWd/kgU)	72
No. rods per assembly	264
No. water holes	25
Rod pitch (cm)	1.259
Assembly pitch (cm)	21.40
Fuel rod data	
Fuel density (g/cm <sup>3</sup> )	10.41
Pellet diameter (cm)	0.8050
Clad material	Zircaloy-4
Clad inner diameter (cm)	0.8220
Clad outer diameter (cm)	0.9500
Fuel temperature (K)	900
Clad temperature (K)	622
Guide tube data	
Inner radius (cm)	0.5715
Outer radius (cm)	0.6121
Guide tube material	Zircaloy-4
Moderator data	
Average density (g/cm <sup>3</sup> )	0.7230
Average boron concentration (ppm)	630
Moderator temperature (K)	575
References	A.5, A.8, A.14

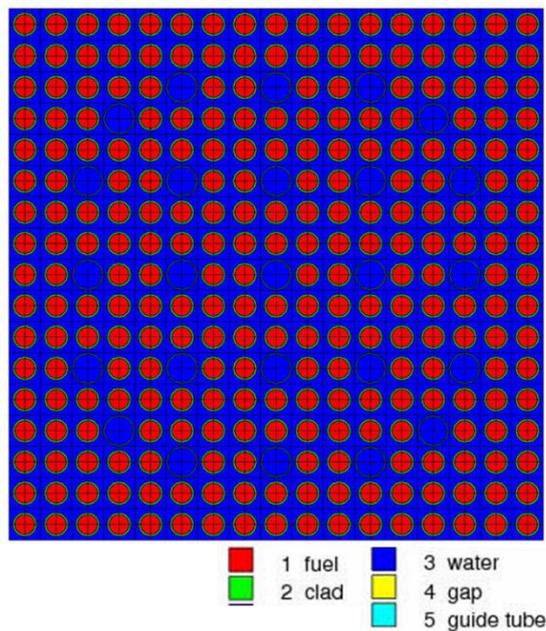


図 5.6.1-1 炉心構造

### 3) 燃料構成

燃料ペレット中の不純物の組成およびウランの同位体組成を表 5.6.1-2、表 5.6.1-3 に示す。

表 5.6.1-2 燃料ペレット中の不純物組成

原子番号	元素名	含有量 [g/MTU]	原子番号	元素名	含有量 [g/MTU]
3	Li	1.0	25	Mn	1.7
5	B	1.0	26	Fe	18.0
6	C	89.4	27	Co	1.0
7	N	25.0	28	Ni	24.0
8	O	134,454.0	29	Cu	1.0
9	F	10.7	30	Zn	40.3
11	Na	15.0	42	Mo	10.0
12	Mg	2.0	47	Ag	0.1
13	Al	16.7	48	Cd	25.0
14	Si	12.1	49	In	2.0
15	P	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			

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

表 5.6.1-3 燃料ペレット中のウラン同位体不純物

同位体	規定値
U-232	0.0001 $\mu\text{g/gU}$
U-234	$10 \times 10^3 \mu\text{g/g}^{235}\text{U}$
U-236	250 $\mu\text{g/gU}$
Tc-99	0.01 $\mu\text{g/gU}$

・ 出典 : ASTM (1996), ASTM C-996-96.

### 4) 再処理条件

溶解／抽出プロセスにおいて、U および Pu は高レベル放射性廃液にそれぞれ 0.422%、0.548% 移行する。また、揮発性成分 (H、C、I、Cl、希ガス : He、Ne、Ar、Kr、Xe、Rn) は全量回収され、オフガス系統で処理されるものとした。構造材起源の放射化生成物は考慮しない。

### 5) ガラス固化体への廃棄物含有率の計算方法

使用済燃料は再処理後に直ちにガラス固化すると仮定した。ガラス固化体中の廃棄物含有率は、以下の条件を満足するように設定した。

ガラス固化体製造時のガラスの流下性を考える上で酸化ナトリウム ( $\text{Na}_2\text{O}$ ) 量は非常に重要であり、一般に  $\text{Na}_2\text{O}$  含有量が多いほど、ガラスの粘性が低下する。そのため、 $\text{Na}_2\text{O}$  の量は 10wt% となるように、使用済燃料中の Na 成分を補填し、補填分の  $\text{Na}_2\text{O}$  量は廃棄物成分として考慮した。ガラス固化体の廃棄物含有率の上限は、発熱量、酸化モリブデン ( $\text{MoO}_3$ ) 含有率および白金

族元素（PGM：Platinum Group Metal）含有率で決定される[38]。本検討では、文献[38]の制限値を参照して①発熱量 2.3kW/本以下、②MoO<sub>3</sub>含有率 1.5wt%以下、③白金族元素含有率 1.25wt%以下の全てを満足するように廃棄物含有率を決定した。なお、白金族元素含有率は金属パラジウム、金属ロジウムおよび金属ルテニウムの総和を用いた。

## (2) 再現計算による計算コードの妥当性確認

### 1) 計算条件

計算コード ORIGEN-ARP による燃焼計算結果の妥当性を確認するため、第2次取りまとめの解析条件[39]で再現計算を実施し、解析結果を比較した。解析条件を表 5.6.1-4 に示す。ORIGEN-ARP の入力条件の制限から、構造材からのインベントリの寄与は考慮していない。原子炉取り出し後の使用済み燃料冷却期間は4年とし、その後再処理する条件として計算した。

表 5.6.1-4 ガラス固化体インベントリの解析条件

		文献値*1	計算値	
燃焼条件	炉型	-	PWR	
	濃縮度	[%]	4.5	
	比出力	[MW/MTU]	38	
	燃焼度	[MWd/MTU]	45000	
	運転日数	[日]	1184.21日連続	
再処理条件	炉取り出しから再処理までの冷却期間	[年]	4	
	燃料中の核種の移行率	U	[%]	0.422
		Pu	[%]	0.548
		H, C, I, Cl	[%]	0
		希ガス	[%]	0
		その他	[%]	100
構造材の移行率	全核種	[-]	1.0/264.5	
固化条件	再処理から固化までの冷却期間	[年]	0	
	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]	50	

\*1 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400-99-085, 1999年11月

\*2 構造材からのインベントリの寄与は無しとした

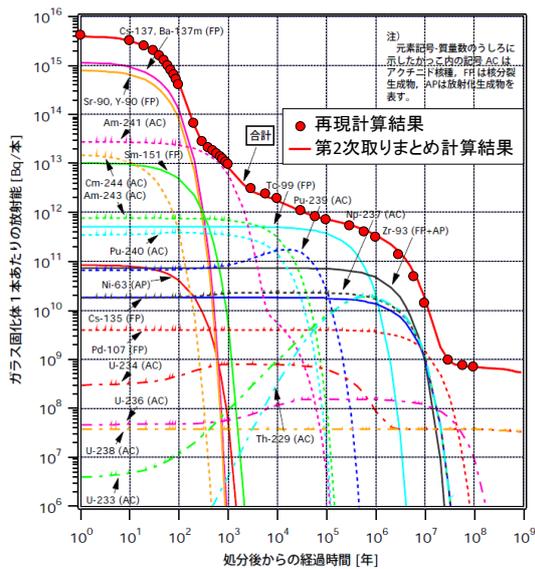
### 2) 計算結果

ORIGEN-ARP で求めたガラス固化体の放射能および発熱量の経時変化を図 5.6.1-2 に示す。図には、第2次取りまとめの計算結果も併せて示した。再現計算と第2次取りまとめの結果は良く一致しており、ORIGEN-ARP でガラス固化体の放射能の計算ができていることがわかる。また、処分後 1000 年時点におけるガラス固化体 1 本当たりの放射能を核種ごとに表 5.6.1-5 に示す。表中の文献値は、第2次取りまとめの結果である。Nb-94 や Se-79 の相対誤差が大きい、その他の核種の結果はほぼ一致した。再現計算と第2次取りまとめの結果に差が生じたことの原因の一つとして、使用した核データライブラリの違いが考えられる。

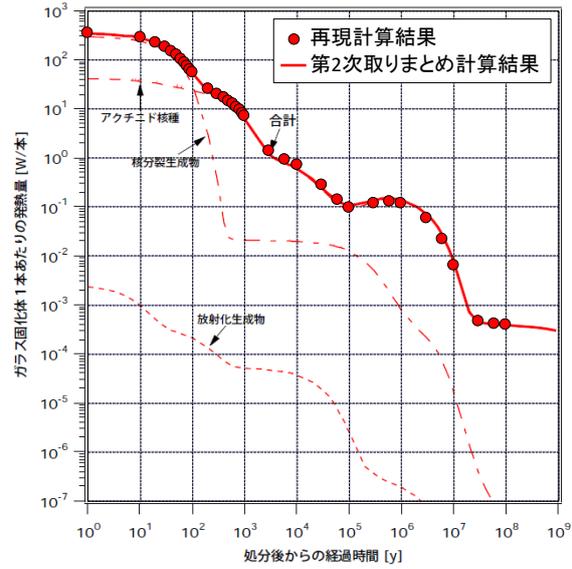
表 5.6.1-5 処分後 1000 年時点におけるガラス固化体 1 本当たりの放射能

核種	計算値 m	文献値 <sup>*1</sup> n	相対誤差 $ m-n /n$	核種	計算値 m	文献値 <sup>*1</sup> n	相対誤差 $ m-n /n$
	放射能 [Bq/本]				放射能 [Bq/本]		
Ac227	1.01E+06	8.98E+05	0.123	Pu241	1.22E+10	1.13E+10	0.079
Am241	6.55E+12	5.75E+12	0.140	Pu242	4.80E+08	3.82E+08	0.256
Am242m	2.15E+09	5.04E+09	0.573	Ra226	2.03E+06	2.16E+06	0.060
Am243	9.29E+11	7.18E+11	0.294	Se79	2.92E+09	1.64E+10	0.822
Cm245	1.22E+10	1.13E+10	0.077	Sm151	4.81E+09	4.71E+09	0.022
Cm246	1.80E+09	2.32E+09	0.225	Sn126	2.04E+10	2.97E+10	0.314
Cs135	1.94E+10	1.83E+10	0.058	Tc99	5.34E+11	5.14E+11	0.039
Nb93m	7.21E+10	7.02E+10	0.027	Th229	3.53E+06	4.52E+06	0.219
Nb94	4.48E+06	1.83E+08	0.976	Th230	8.29E+06	9.23E+06	0.102
Np237	2.02E+10	2.31E+10	0.124	Th232	6.25E+00	6.13E+00	0.019
Pa231	1.01E+06	8.99E+05	0.123	U233	8.26E+07	9.75E+07	0.152
Pb210	1.94E+06	2.07E+06	0.060	U234	6.48E+08	8.14E+08	0.204
Pd107	4.33E+09	4.16E+09	0.042	U235	3.02E+06	2.74E+06	0.100
Pu238	4.70E+09	9.79E+09	0.520	U236	6.08E+07	5.94E+07	0.024
Pu239	9.04E+10	8.79E+10	0.028	U238	3.88E+07	3.89E+07	0.003
Pu240	3.76E+11	3.59E+11	0.048	Zr93	7.21E+10	7.39E+10	0.025

\*1 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400-99-085, 1999年11月



(a) ガラス固化体放射能の経時変化



(b) ガラス固化体発熱量の経時変化

図 5.6.1-2 再現計算と第2次取りまとめの結果の比較

(3) ガラス固化体インベントリに対する燃焼度の影響

1) 解析条件

解析条件を表 5.6.1-6 に示す。燃焼度は 28、33、45 GWd/MTU とし、比出力を 37 MW/MTU で一定として運転日数を変化させて燃焼解析を実施した。炉取り出しから再処理までの冷却期間は 4 年とし、再処理条件は 6.6.1 項と同じとした。

表 5.6.1-6 燃焼解析条件 (燃焼度変化)

燃焼条件	炉型	-	PWR 17×17		
	濃縮度	[%]	2.6	3.3	4.5
比出力	[MW/MTU]	37			
燃焼度	[MWd/MTU]	28000	33000	45000	
運転日数	[日]	756.76	891.89	1216.22	
再処理条件	炉取り出しから再処理までの冷却期間	[年]	4		
	燃料中の核種の移行率	U	[%]	0.422	
		Pu	[%]	0.548	
		H, C, I, Cl	[%]	0	
		希ガス	[%]	0	
	その他	[%]	100		
構造材の移行率	全核種	[-]	-		

2) 4年冷却後の使用済燃料の発熱量およびMo、白金族の生成量

4年冷却後の使用済燃料1トン当たりの発熱量を図5.6.1-3に示す。燃焼度の増加にともない、使用済燃料の発熱量が増加した。また、使用済燃料中に生成されるMoおよび白金族元素の質量を図5.6.1-3に示す。燃焼度の増加にともない、Moおよび白金族元素の生成量が増加した。Moは、ガラスへの溶解度が低く、ガラスへの含有率が大きくなるとイエローフェーズを形成しガラス固化体の性能を低下させる。また、白金族元素は、六ヶ所再処理工場で採用されている液体供給式直接通電型セラミックメルタ (LFCM : Liquid Fed Joule-heated Ceramic Melter) のガラス溶融炉の底部に堆積し、溶融炉の寿命を低下させるなどの影響をおよぼすことが報告されている。そのため、Moおよび白金族元素の量は、ガラス固化体製造時に制限される。

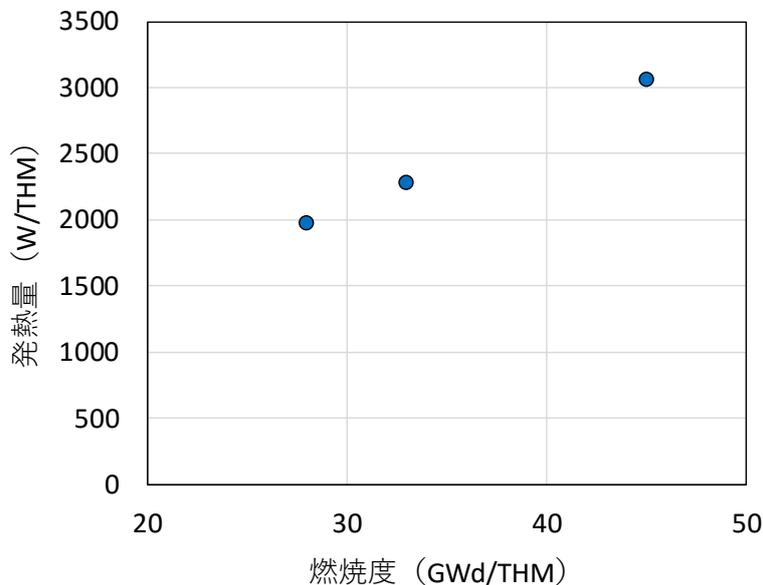


図 5.6.1-3 4年冷却後の使用済燃料1トン当たりの発熱量

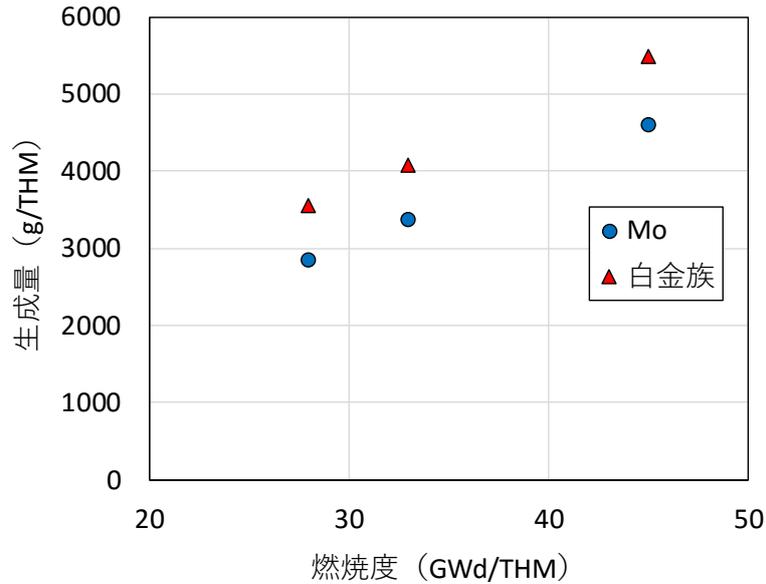


図 5.6.1-4 4年冷却後の使用済燃料1トン当たりのMoおよび白金族元素の質量

### 3) ガラス固化体の発生量

燃焼度とガラス固化体発生本数の関係を図 5.6.1-5 に示す。ガラス固化体の発生本数は、発熱量および  $\text{MoO}_3$ 、白金族元素の重量パーセント濃度で制限され、制限値はそれぞれ 2.3kW/本、1.50wt%、1.25wt%と設定した[38]。使用済燃料の冷却期間が4年の場合、ガラス固化体の発生数は発熱量で決まり、燃焼度 28、33、45 GWd/THM では、それぞれ 0.82、0.94、1.25 本/THM となった。

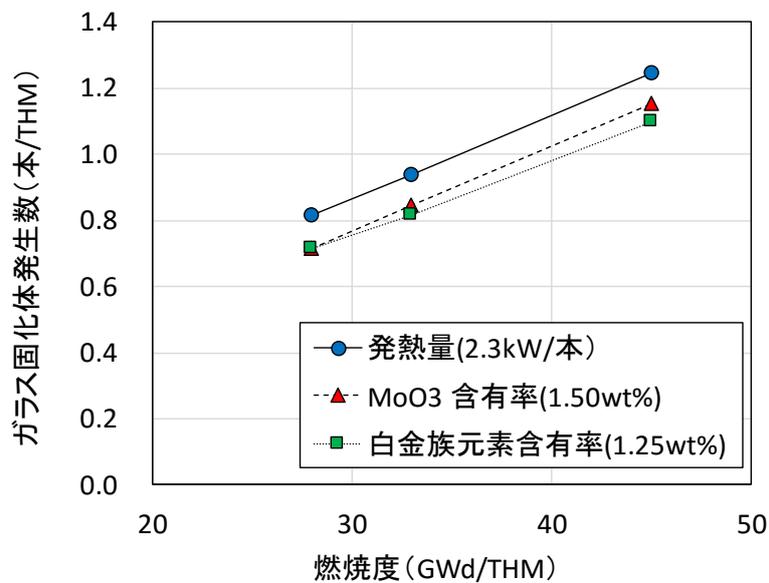


図 5.6.1-5 使用済燃料1トン当たりのガラス固化体発生数 (冷却期間4年)

#### (4) ガラス固化体インベントリに対する冷却期間の影響

現状では、4年を超える冷却期間の使用済燃料が発生している。使用済燃料の冷却期間の増加がオーバーパックの照射線量におよぼす影響を調べるため、燃焼計算を行いガラス固化体のインベントリを調べた。

##### 1) 解析条件

解析条件は表 5.6.1-6 と同じとして、使用済燃料の炉取り出しから再処理までの冷却期間を10、20、30年とした。

##### 2) 冷却期間が発熱量におよぼす影響

使用済燃料の冷却期間と再処理後の高レベル廃液の放射能および発熱量の関係を図 5.6.1-6 に示す。冷却期間の増加にともない短半減期の核種が減衰するため、放射能および発熱量は低下した。燃焼度が大きくなるほど、冷却期間の増加による放射能および発熱量の低下の幅が大きくなった。

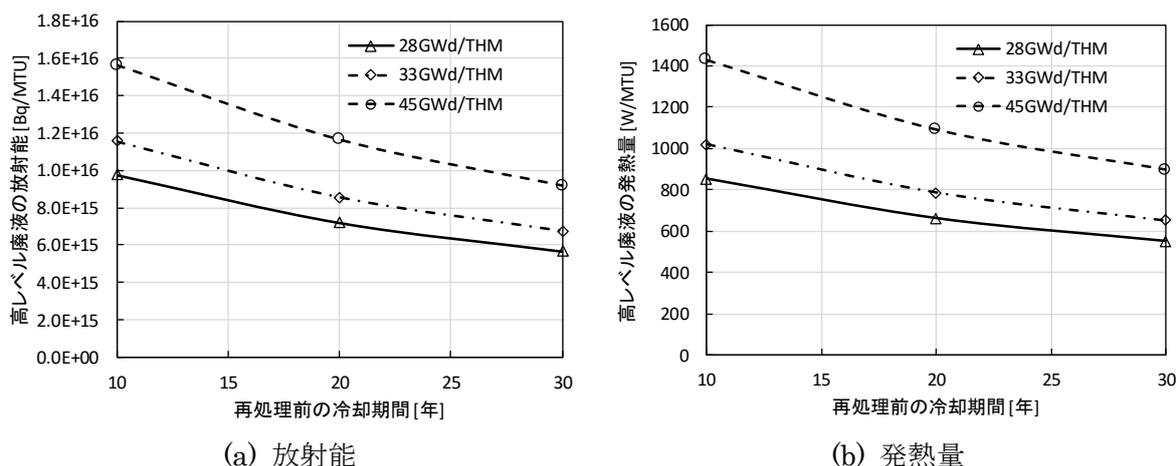


図 5.6.1-6 使用済燃料の冷却期間と高レベル廃液の放射能および発熱量の関係

##### 3) ガラス固化体の発生量および発熱量の時間変化

燃焼度とガラス固化体発生本数の関係を図 5.6.1-7 に示す。ガラス固化体の発生本数に対する制限値は、6.6.3(3)と同様に発熱量 (2.3kW/本)、 $\text{MoO}_3$  (1.50wt%) 白金族元素 (1.25wt%) と設定した。使用済燃料の冷却期間が増加すると、核種の減衰にともない発熱量が減少するため、 $\text{MoO}_3$  の含有率でガラス固化体の発生本数が制限されることがわかる。使用済燃料の冷却期間が10年を超えると、冷却期間によらずガラス固化体の発生本数はそれぞれ0.71、0.84、1.15本/THMとなった。

使用済燃料の冷却期間とガラス固化体の放射能の関係を図 5.6.1-8 に示す。図 5.6.1-8 (a)には、ガラス固化体製造直後の放射能、図 5.6.1-8 (b)には、ガラス固化体製造後50年経過時点の放射能を示した。使用済燃料の冷却期間が同じならば、燃焼度によらずガラス固化体1本当たりの放射能はほぼ等しくなった。燃焼度が低いとFPやMAの生成量が少ないため、より多くの使用済

燃料の再処理にともない発生する高レベル廃液をガラス固化体に充填することができる。つまり、ガラス固化体 1 本当りのウラン等価量が大きくなる。図 5.6.1-7 に示したように、ガラス固化体の発生本数は Mo 量で決まるため、例えば、燃焼度 28 GWd/THM の場合、ウラン等価量は  $1 / 0.71 = 1.40$  THM/本となる。つまり、ガラス固化体 1 本当り、使用済燃料 1.40 THM の再処理により発生する高レベル廃液を充填することができる。その結果として、以下に示すように燃焼度によらずガラス固化体の放射能は一定になる。

冷却期間 10 年の場合のガラス固化体製造直後の放射能

$$28 \text{ GWd/MTU} : 9.75 \times 10^{15} \text{ Bq/THM} \times 1.40 \text{ THM/本} = 1.37 \times 10^{16} \text{ Bq/本}$$

$$33 \text{ GWd/MTU} : 1.16 \times 10^{16} \text{ Bq/THM} \times 1.18 \text{ THM/本} = 1.37 \times 10^{16} \text{ Bq/本}$$

$$45 \text{ GWd/MTU} : 1.56 \times 10^{16} \text{ Bq/THM} \times 0.87 \text{ THM/本} = 1.36 \times 10^{16} \text{ Bq/本}$$

以上の結果から、使用済燃料の冷却期間が長期化しても、4 年冷却の使用済燃料よりもガラス固化体 1 本当りの放射能が大きくなることはないと考えられる。現状では、オーバーパックの脆化量予測は、45GWd/THM の 4 年冷却の使用済燃料から製造されるガラス固化体を対象とすれば十分であると考えられる。

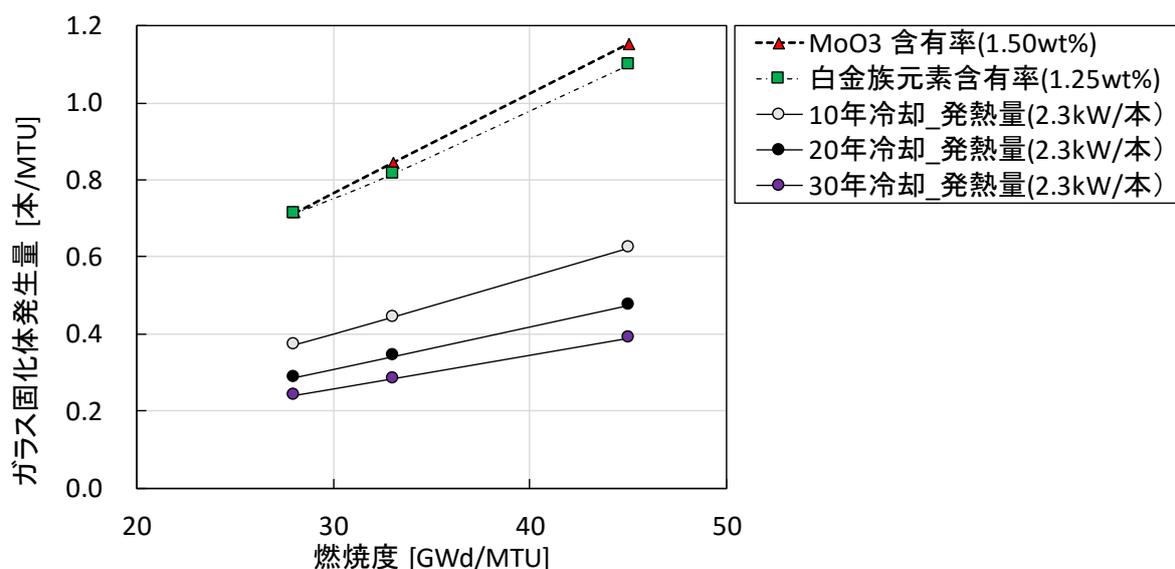
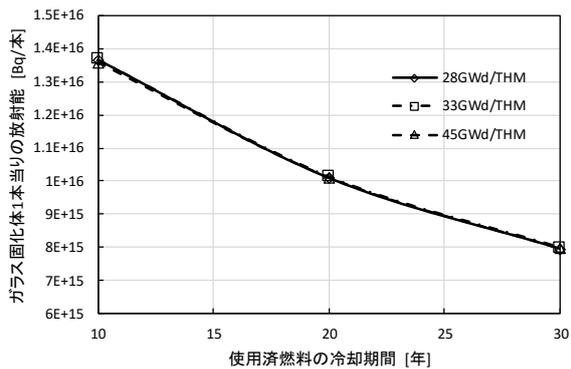
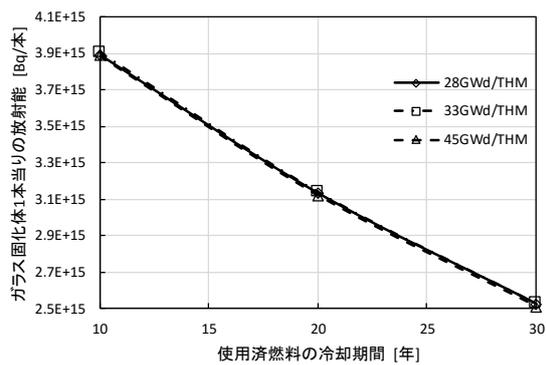


図 5.6.1-7 使用済燃料 1 トン当たりのガラス固化体発生数  
(冷却期間 10、20、30 年)



(a) ガラス固化体製造直後の放射能



(b) ガラス固化後 50 年貯蔵時点の放射能

図 5.6.1-8 使用済燃料の冷却期間とガラス固化体の放射能の関係

## 5.7 まとめ

### 5.7.1 オーバーパック脆化予測モデルの構築

照射によるオーバーパックの損傷量を予測するための解析モデルを構築することを目的に研究を行った。とくに、損傷速度（中性子フラックス）および照射温度に着目して、外挿性向上の検討を行った。

ここでは脆化予測モデルの構築に必要な予備モデルとして、モンテカルロ法を用いて銅原子クラスタの核生成プロセスのシミュレーションモデルを構築した。このシミュレーションモデルでは、照射脆化の機構論を詳細に取り入れているため、広い照射条件の範囲で、脆化を表現できることが期待される。計算結果の比較を現存する照射脆化のデータを用いて行ったところ、データの傾向を再現することができた。特に、中性子フラックスが低く、損傷速度が低い照射場では銅原子クラスタが多く形成され、脆化が進むという傾向を再現することができた。また、オーバーパックの照射脆化を材料試験炉や電子線照射で模擬する場合は、形成される欠陥クラスタの組成が異なることが分かった。シミュレーションで得られた結果も加味して、照射実験の結果を解釈することが重要である。

今後は、銅原子クラスタだけでなく、転位ループやボイドも併せて、それらの核生成と成長を追い、照射によるマイクロ構造変化を表現する。シミュレーション方法としては、反応速度論モデルを用いる予定である。反応速度論モデルとは、照射によって生じた欠陥のシンク吸収や再結合、クラスタリングなどの欠陥拡散過程で生じる反応を化学反応と同様に扱い、それらの反応速度式を解いて欠陥濃度の時間履歴を追跡するモデルである。反応速度論モデルを用いることにより、数分から数百年間におよぶ、銅原子クラスタ、転位ループやボイドの数密度とサイズ分布といった材料内マイクロ構造変化を追うことができる。文献調査や別実験で得られた析出物および照射欠陥の直径や数密度などのマイクロ構造の情報から、反応速度論モデルの定量評価を行う予定である。

### 5.7.2 炭素鋼の脆化に関する試験

炭素鋼の脆化因子の同定と脆化因子に対する材料組成、照射温度、照射速度および溶接の影響を実験により把握する3カ年の試験計画を立案した。

Fe-Cu合金にFeイオン照射を実施し、炭素鋼の脆化因子の同定と脆化因子に対する材料組成と照射温度の影響に関する試験に用いる試験体を作製した。超微小硬さ試験で硬化量を測定するとともに、TEMとAPTを用いてマイクロ組織変化を評価した。炭素鋼の脆化因子として、転位ループと溶質クラスタの形成が認められた。転位ループおよび溶質クラスタの形成が硬化に寄与することがわかった。硬化挙動をマイクロ組織変化で完全に説明するためには、さらに詳細な分析と検討を継続して行う必要がある。

### 5.7.3 オーバーパック照射線量におよぼす使用済燃料の冷却期間の影響

使用済燃料の冷却期間の長期化が、ガラス固化体の放射能におよぼす影響を調べるために、使用済燃料の燃焼解析を行い、ガラス固化体の放射能を求めた。使用済燃料の冷却期間の長期化にともない、放射性核種の減衰により発熱量が低下するため、ガラス固化体の廃棄物含有率を高くすることが期待されたが、ガラス中でイエローフェーズを形成するMo量により含有率は制限

された。その結果、使用済燃料の冷却期間が長期化しても、4年冷却の使用済燃料よりもガラス固化体1本当たりの放射能が大きくなることはないため、現状では、オーバーパックの脆化量予測は、45GWd/THMの4年冷却の使用済燃料から製造されるガラス固化体を対象とすれば十分であると考えられる。今後、高燃焼度化した $\text{UO}_2$ 燃料やMOX燃料からの使用済燃料が発生するため、将来的には、それらの使用済燃料から発生するガラス固化体を対象としたオーバーパックの照射線量を調べる必要がある。

## 第5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] 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).
- [3] 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 26 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 (2015).
- [4] (社) 日本電気協会：原子炉構造材の監視試験方法、JEAC 4201-2007 (2007).
- [5] (社) 日本電気協会：原子炉構造材の監視試験方法、JEAC 4201-2007[2013 年追補版] (2013).
- [6] 曾根田直樹、土肥謙次、野本明義、西田憲二、石野葉：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、研究報告：Q06019 (2007).
- [7] 曾根田直樹、中島健一、西田憲二、土肥謙次：原子炉圧力容器鋼の照射脆化予測法の改良－高照射試験データの予測の改善－、電力中央研究所報告書、研究報告：Q12007 (2013).
- [8] H. ASANO and 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.47-1, pp.70-83 (2010).
- [9] K. M. Miller: Dislocation bias and point-defect relaxation volumes, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 84 (1-2), pp. 167-172 (1979).
- [10] Y. Watanabe, K. Morishita, Y. Yamamoto, D. Hamaguchi and H. Tanigawa: Displacement damage rate dependence of defect cluster formation in  $\alpha$ -Fe during irradiation, *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research B*, Vol. 303, pp. 100-103 (2012).
- [11] K. Morishita, R. Sugano, B.D. Wirth and T. Diaz de la Rubia: Thermal stability of helium-vacancy clusters in iron, *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research B*, Vol. 202, pp. 76-81 (2015).
- [12] Chu-Chun Fu, F. Willaime, and P. Ordejón: Stability and Mobility of Mono- and Di-Interstitials in  $\alpha$ -Fe, *Physical Review Letters*, vol. 92, 175503 (2004).
- [13] N. Hashimoto, J. Tanimoto, T. Kubota, H. Kinoshita and S. Ohnuki: Analysis of helium and hydrogen effect on RAFS by means of multi-beam electron microscope, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 442, pp. S796-S799 (2013).

- [14] N. Hashimoto, H. Tanigawa, H. Kinoshita and S. Ohnuki: Multiple-beam irradiation effects in electron-beam-welded F82H joint, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 417, pp. 1009-1012 (2011).
- [15] T. Yoshiie, K. Sato, Q. Xu and Y. Nagai: Reaction kinetic analysis of reactor surveillance data, *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research B*, Vol. 352, pp. 125-129 (2015).
- [16] T. Nakasuji, Y. Yamamoto and K. Morishita: Numerical Evaluation of Material Degradation under Various Irradiation Conditions, *E-Journal of Advanced Maintenance*, Vol.7-2, pp.160-165 (2015).
- [17] Y. Nagai, Z. Tang, M. Hasegawa, T. Kanai and M. Saneyasu: Irradiation-induced Cu aggregations in Fe: An Origin of Embrittlement of Reactor Pressure Vessel Steels, *Physical Review B* 63, 134110 (2001).
- [18] Y. Aono, E. Kuramoto and N. Yoshida: The effect of 14 MeV neutron irradiation on the mechanical properties of high-purity iron and molybdenum single crystals, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 155–157, pp.1164-1168 (1988).
- [19] T. Kinoshita, Y. Aono, E. Kuramoto and K. Abe: The effect of 14 MeV neutron irradiation on the mechanical properties of Fe and stainless steels, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 155–157, pp.893-898 (1988).
- [20] K. Fukuya: Current understanding of radiation-induced degradation in light water reactor structural materials, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol.50, pp.213-254 (2013).
- [21] Eds., N. Soneda: *Irradiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessels (RPVs) in Nuclear Power Plants*, Woodhead Publishing (2015).
- [22] R.B. Jones and T.J. Williams: The dependence of radiation hardening and embrittlement on irradiation temperature, *Effects of Radiation on Materials: 17th International Symposium*, ASTM STP 1270, ASTM, p.569 (1996).
- [23] H. Watanabea, S. Masaki, S. Masubuchi, N. Yoshida and K. Dohi: Effects of Mn addition on dislocation loop formation in A533B and model alloys, *Journal of Nuclear Materials*, Vol.439, pp.268-275 (2013).
- [24] R.J. McElroy, T.J. Williams, F.M.D. Boydon and B. Hemsworth: Low Temperature Embrittlement of LWR RPV Support Structure, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.54, pp.171-211(1993).
- [25] 藤井克彦、福谷耕司：電子照射による低合金鋼のミクロ組織変化、*INSS JOURNAL*、Vol.10、pp.186-197 (2003).
- [26] K. Fujii, H. Nakata, K. Fukuya, T. Ohkubo, K. Hono, Y. Nagai, M. Hasegawa and T. Yoshiie: Hardening and microstructural evolution in A533B steels under neutron irradiation and a direct comparison with electron irradiation, *Journal of Nuclear*

- Materials, Vol.400, pp.46-55 (2010).
- [27] N. Soneda, S. Ishino, A. Takahashi and K. Dohi: Modeling, the microstructural evolution in bcc-Fe during irradiation using kinetic Monte Carlo computer simulation” Journal of Nuclear Materials, Vol.323, pp.169-180 (2003).
- [28] 原子力環境整備促進・資金管理センター：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（2014）.
- [29] 東京大学原子力専攻 重照射研究設備（HIT）のホームページより、  
<http://www.nuclear.jp/~hit/>
- [30] 京都大学 複合ビーム材料照射装置（DuET）のホームページより、  
<http://admire.iae.kyoto-u.ac.jp/facilities.html>
- [31] NFI 照射サービスのホームページより、<http://www.nfi.co.jp/NFIS/>
- [32] J.F. Ziegler, J.P. Biersak, SRIM 2006, <http://www.srim.org/>.
- [33] 日本規格協会：JIS ハンドブック 鉄鋼 2 (2007).
- [34] 「微小試験片材料評価技術」研究専門委員会編：微小試験片材料評価技術の進歩、日本原子力学会 (1992).
- [35] K. Fujii and K. Fukuya: Characterization of defect clusters in ion-irradiated A533B steel, Journal of Nuclear Materials, Vol.336, pp.323-330 (2005).
- [36] K. Fujii, K. Fukuya and T. Hojo: Concomitant formation of different nature clusters and hardening in reactor pressure vessel steels irradiated by heavy ions, Journal of Nuclear Materials, Vol.443, pp.378-385 (2013).
- [37] K. Fujii, K. Fukuya, R. Kasada, A. Kimura and T. Ohkubo: Effects of tensile stress on Cu clustering in irradiated Fe-Cu alloy, Journal of Nuclear Materials, Vol.458, pp.281-287 (2015).
- [38] Y. Inagaki, T. Iwasaki, S. sato, T. Ohe, K. Kato, S. Torikai, Y. Niibori, S. Nagasaki and K. Kitayama: LWR High Burn-Up Operation and MOX Introduction; Fuel Cycle Performance from the Viewpoint of Waste Management, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.46, Issue 7, pp.677-689 (2009).
- [39] 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).

## 第6章 溶接部非破壊検査技術の信頼性向上に関わる開発

### 6.1 背景および目的

平成 24 年度までにオーバーパックの製作・施工に関する検討を実施し、封入技術や非破壊検査技術の適用性を示すとともに、封入技術として溶接手法の妥当性を示した[1]。そして平成 25 年度から、オーバーパックが想定される期間の閉じ込め機能を有することを判断するための指標の提示に向けた研究開発を実施している[2]。

オーバーパックの健全性に影響をおよぼす要因の一つとして、溶接時に発生する可能性のあるボイドなどの溶接欠陥<sup>3</sup>が考えられる。その溶接欠陥の寸法がオーバーパックの破壊に寄与しない欠陥寸法（許容欠陥寸法）よりも大きければ、要求される閉じ込め期間が終了する前にオーバーパックが破損する可能性がある。日本機械学会原子力設備規格設計・建設規格では、溶接部は溶接規格に適合することが要求されている[3]。溶接規格では、溶接部の厚さに応じて欠陥寸法に対する判定基準が設定されており、欠陥寸法が判定基準以下であれば適合と判断される[4]。また、維持規格では、非破壊検査で測定した欠陥寸法の進展予測を行い、次の検査までに許容欠陥寸法より小さければ、溶接部は健全でありその欠陥は無害と判断される[5]。板厚 190 mm のオーバーパックの場合、第 2 章で述べたように、溶接欠陥を起点としたき裂<sup>4</sup>の発生・進展は生じないと判断できるため、ガラス固化体封入後に溶接欠陥の寸法や位置を測定し、その寸法が許容できる欠陥寸法よりも小さければ、その欠陥は無害と判断することができる。

溶接部の非破壊検査手法の一つとして、超音波探傷法がある。超音波探傷法は、原子炉圧力容器や配管などの溶接部の非破壊検査手法としての実績がある。ただし、超音波探傷法により測定される欠陥寸法および位置には測定誤差が含まれるため、欠陥寸法の測定値が実際の欠陥寸法より小さい、すなわち過小評価する場合には非保守側の評価となる。逆に、測定値を過大評価する場合には保守側の評価となるが、実際よりも欠陥寸法が大きく評価されるため、その結果として、測定値が許容される欠陥寸法を超えたと判断され、不合格となるオーバーパックが増える可能性がある。したがって、オーバーパックの健全性を確保する上で、超音波探傷による測定の精度と信頼性を確認することが必要である。

本検討では、超音波探傷による指示値に対して、信頼性が高く説明性のある定量化方法を提示することを目的とする。

<sup>3</sup> 日本機械学会 発電用原子力設備規格 維持規格では、「構造物の寿命期間中、その欠陥が成長しても構造物の機能に影響を与えない欠陥」を「無害な欠陥」と定義されている[5]。また、JIS Z 2300:2009 では、「きず」とは「非破壊検査の結果から判断される不完全部又は不連続部。注記 きずには合格となるものと、不合格となるものがある。」と定義されている[6]。また、「欠陥」とは、「規格、仕様書などで規定された判定基準を超え、不合格となるきず。注記 総合した大きさ、形状、方向性、位置又は特性が規定された合格基準を満足しない、一つ又はそれ以上のきずを指し、不合格とみなされる。」と定義されている。本報告書では「きず」という用語は使用せず、維持規格の定義に基づき「欠陥」という用語を用いる。

<sup>4</sup> 「き裂」とは、「欠陥先端の局所的な領域で原子面の分離が生じた破壊の状態」であり、き裂先端の曲率半径はゼロとみなせる[7]。

## 6.2 平成 26 年度までの研究開発成果

平成 24 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を対象とした欠陥検出に関する試験を実施した。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、各探傷方法による欠陥の検出確率 (POD: Probability of detection) を調べた。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 6.2-1 に示す。また、PhA 法による欠陥高さとの検出確率の関係および欠陥高さの判定結果を図 6.2-2 に示す。PhA 法によるオーバーパック溶接部の 100%検出限界寸法 (欠陥高さ) は 2~3 mm であった。また、PhA 法により測定される欠陥寸法は、実際の欠陥寸法に対してばらつきを有することがわかった。

平成 26 年度までの超音波エコーシミュレーションによる検討において、オーバーパックの形状や構造上の制約を考慮して測定上避けられない誤差の絶対値は最大で 1.6 mm と推定されたが、実際の測定結果では、欠陥高さ測定誤差の標準偏差が約 4.5 mm であり、誤差の要因として主に二つの要因が抽出された。一つは欠陥形状に依存する要因であり、扁平した欠陥では、形状に起因して超音波のモード変換等の影響で遅れて生じるエコーが誤差の原因と推定された。もう一つの要因は、近接した欠陥の分離が難しく近接した欠陥も含めて測定したため誤差が生じたと推定された。

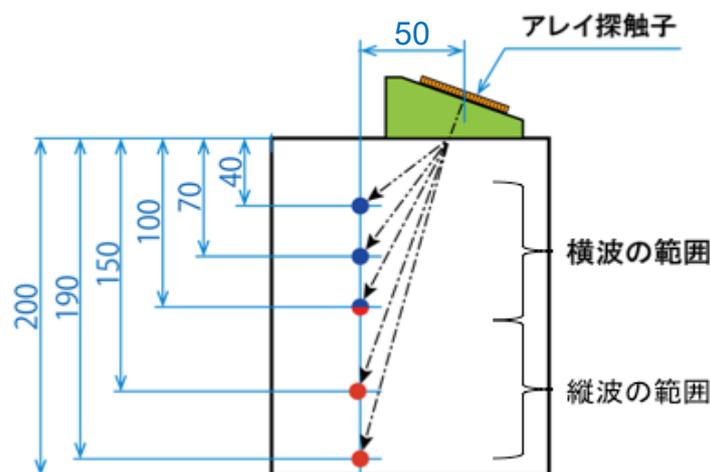


図 6.2-1 欠陥深さ位置と波の種類の関係

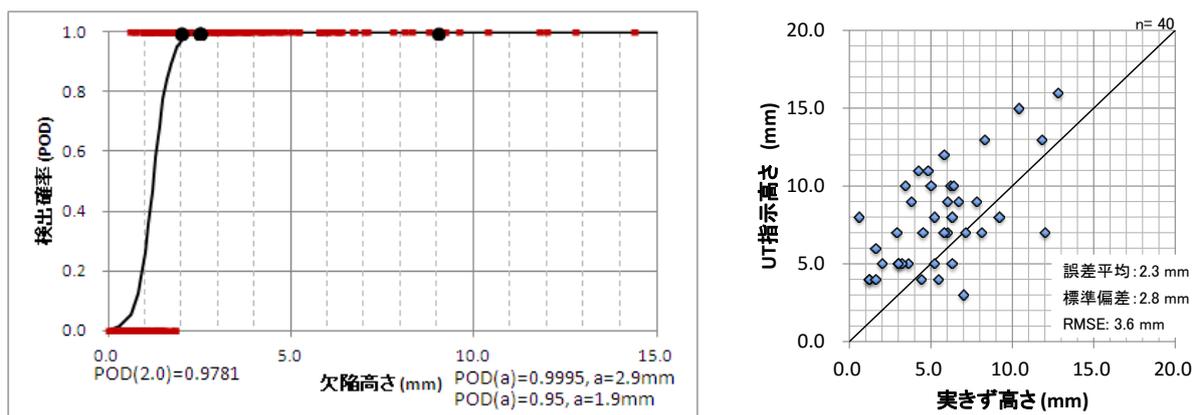


図 6.2-2 PhA 法の POD 曲線と欠陥高さの判定

## 6.3 研究開発計画

### 6.3.1 研究開発計画の改定

平成 25 年度に策定した研究開発計画に対して、平成 26 年度までの研究開発結果[8]を考慮し、オーバーパックの溶接部の欠陥寸法および位置を定量化するための研究開発計画を更新した。研究計画の更新において、他分野における超音波探傷技術の研究開発や実用化（規格化）の動向も考慮した。

本検討の最終的な目的は、超音波探傷により測定される欠陥寸法および位置に対する測定誤差を把握して、欠陥寸法および位置を定量化することである。欠陥寸法測定誤差のイメージを図 6.3.1-1 に示す。測定誤差の指標として測定誤差を統計的に処理した誤差の平均値、誤差の標準偏差 ( $\sigma$ ) および回帰定数等が考えられる。健全性評価へ反映する指標値の候補と評価の考え方の一つとして、誤差の予測限界あるいは下限値 (図 6.3.1-2) が考えられる。この場合は、オーバーパックの健全性評価法の検討において、測定誤差を考慮しても裕度が確保されていることが前提となる。もう一つの指標値の候補と評価の考え方として、測定誤差を考慮して指示値を補正する方法が考えられる (図 6.3.1-3)。指標値の選定は健全性評価の検討で行うため、非破壊検査では、健全性評価へ反映するための指標の候補として、測定誤差を統計的に処理して得られる、誤差の平均値、誤差の標準偏差、回帰定数等を整理して提示することを最終目的とする。また、誤差発生要因の分析を踏まえて誤差低減方法を検討することが重要と考えられ、誤差を低減することも目的とする。ただし、誤差低減の目標として、平成 25 年度に実施した超音波シミュレーションを用いた机上検討の結果[2] (幅ゼロのスリット状の欠陥形状の場合に誤差の絶対値が最大で 1.6 mm) を目安とする。

研究開発計画へ反映する項目として、平成 25 年度以降の研究開発の成果および今後の課題等 (表 6.3.1-1) についても考慮し、研究開発計画を更新した。超音波探傷における測定誤差の定量化と測定誤差の低減等に向けた研究開発項目について、平成 29 年度までの改定した研究開発計画を表 6.3.1-2 に示す。これらは表 6.3.1-1 の検討が必要な項目について、平成 29 年度までの各年度の工程案を示し、最終的には裕度の検討に各成果が反映される計画とした。

表 6.3.1-1 研究開発項目の例

項目	平成26年度までに得られた成果等
超音波探傷試験	位置測定誤差の解析 解析評価により、潜在的な誤差の大きさを把握 (精度向上結果の評価や欠陥評価等へ活用が必要)
	寸法測定誤差の解析 解析評価により、潜在的な誤差の大きさを把握 (精度向上結果の評価や欠陥評価等へ活用が必要)
	誤差低減方法の検討 寸法定量の主な誤差要因はオーバーパック構造に起因する探傷条件の制約によるものと推定 (探傷器材および探傷データ処理の改良等による誤差低減方法を検討が必要)
	模擬オーバーパック試験体の溶接欠陥寸法測定(断面マクロ撮影) 寸法定量誤差のデータが拡充されるとともに誤差要因の分析評価のためのデータを蓄積
	測定精度向上に関する検討 欠陥位置や形状に起因する誤差の大きさを評価し、健全性評価における欠陥評価の検討に資する知見を取得中 (探傷方法(機材およびデータ処理方法等)、探傷技術者の技量等の影響や具体的な探傷手順を検討が必要)
	近接欠陥の測定分解能に関する検討 検討が必要な項目 (欠陥評価手法の検討と連携しながら、探傷器材および探傷データ処理の改良等による測定分解能向上策を検討するとともにその性能評価が必要)
	安全率の検討(欠陥寸法) 検討が必要な項目 (測定精度のデータを拡充し、統計処理等により精度と信頼度を評価し安全率の指標の検討が必要)
	複数欠陥の検討 検討が必要な項目 (複数欠陥の評価方法の確立とその性能評価が必要)
	複数欠陥のモデル化 検討が必要な項目 (複数欠陥の測定性能を踏まえ、健全性評価における欠陥モデル化方法の検討が必要)
	検査手順の検討 検討が必要な項目 (健全性を確保できる信頼ある指標値を得るための標準的な非破壊試験要領・手順を検討作成が必要。仮に技術者の技量要求が必要な場合は、技量向上又は確認のための制度に関する提言等をまとめる)

表 6.3.1-2 平成 29 年度までの研究開発計画案

項目	H25	H26	H27	H28	H29	実施内容		
						H27	H28	H29
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	■	■						
模擬 OP 試験体の溶接欠陥寸法測定 (断面マクロ調査)	■							
測定精度向上に関する検討		■	■	■	■	改良 UT 要領作成、模擬 TP 製作、探傷試験実施	探傷試験実施	
							切断等による欠陥寸法等調査、誤差の評価	
近接欠陥の分解能に関する検討			■			探傷機器を開発し、探傷試験に適用		
安全率の検討 (欠陥寸法)				■	■		精度を評価し指標を検討	指標の提示
複数欠陥の検討				■			探傷試験又は数値解析の実施と結果の評価	
複数欠陥のモデル化					■			モデル化方法の検討
検査手順の検討					■			必要に応じて、非破壊検査要領・手順の検討など

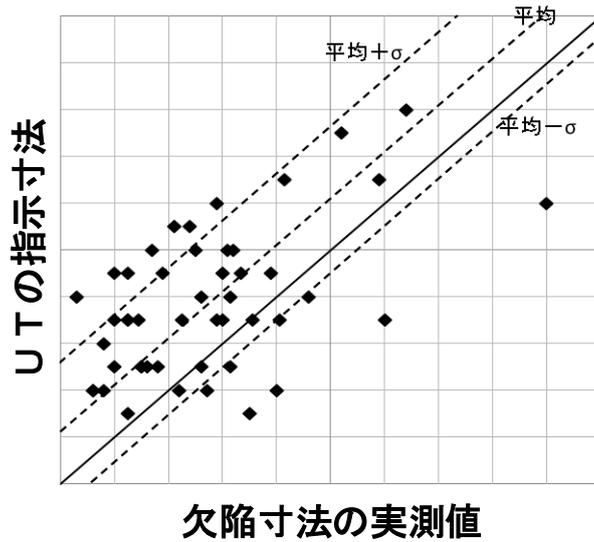


図 6.3.1-1 欠陥寸法測定誤差の統計的な整理・分析の例

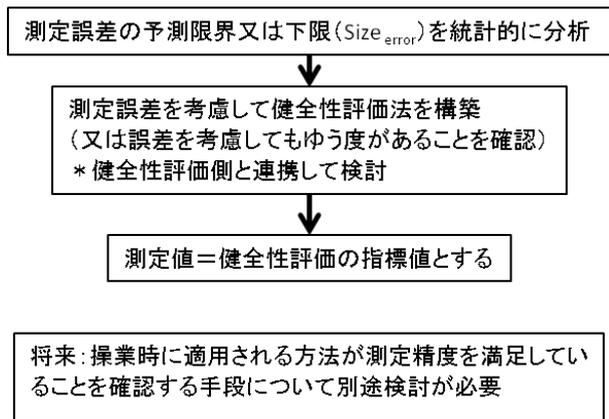
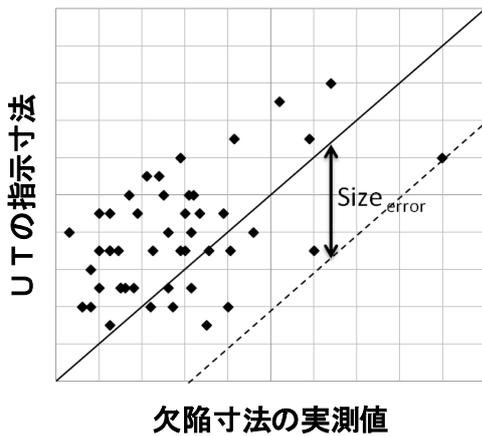


図 6.3.1-2 誤差の予測限界あるいは下限値を指標値とする方法の例

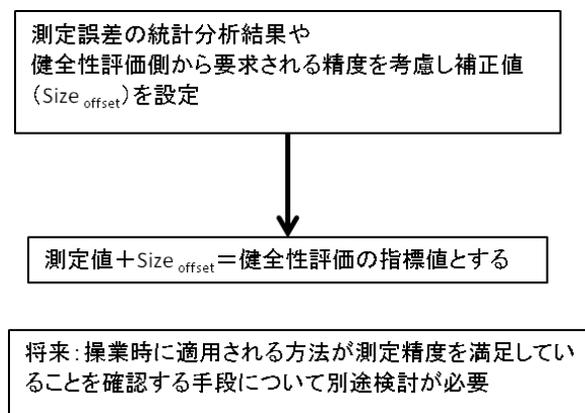
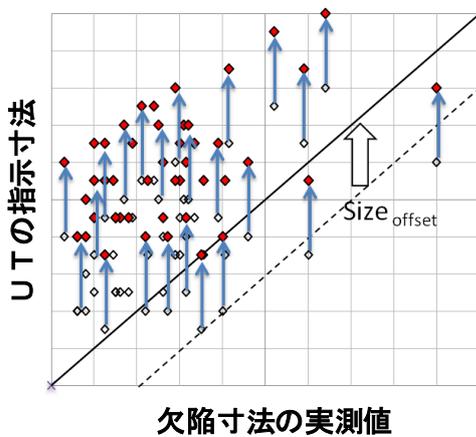


図 6.3.1-3 測定誤差を考慮して指示値を補正して指標値とする方法の例

### 6.3.2 平成27年度の実施内容

平成27年度は、測定精度向上に関する検討および近接欠陥の分解能向上に関する検討を行う。適用する超音波探傷試験法は、フェーズドアレイ法およびフェーズドアレイ - TOFD 法を基本に、最新技術動向を考慮して、全波形収録開口合成法（FMC-SAFT：Full matrix capture - synthetic aperture focusing technique）等のデータ解析方法の適用性も検討する。検討では、超音波シミュレーション解析を活用し、適正な測定条件を設定したうえで、探傷試験による適用性を確認する。

## 6.4 欠陥寸法および位置の測定精度向上に関する検討

### 6.4.1 目的

策定した計画に基づいて、欠陥寸法および位置の測定精度向上に関する検討を行う。平成26年度までに、溶接部の全層溶接を想定した深さ190 mmの欠陥に対して超音波シミュレーションを実施し、理想的な探傷条件における高さ測定誤差は、最大で1.6 mmであることを確認した。一方、これまでに取得済みの探傷データの測定誤差について、欠陥の位置や形状等の誤差要因と考えられる要因について詳細に分析した結果、実際の欠陥高さよりも小さい寸法と評価される過小評価については、近接した複数の欠陥の分離が難しく、同一の欠陥として合体して評価すべき欠陥指示を誤って別の欠陥と評価したためであることがわかった[8]。また、過大評価の主な原因は、欠陥形状に起因するものであり、板厚方向に平行な皿状の欠陥に別の欠陥が近接した場合に、個々の欠陥が分離できないことや実際の欠陥の存在範囲より大きい範囲に欠陥の指示が出現するといった、欠陥形状に起因する誤差が主な要因であることが判明している。

測定精度向上のためには、一つ一つの欠陥を適切に分離して識別し、欠陥の位置ならびに上端部と下端部の位置を精度よく測定することが重要であり、平成26年度までの測定誤差低減方法の検討結果を踏まえ研究開発を行う。

### 6.4.2 実施概要

測定精度向上に関する検討では、平成26年度までの検討において主な誤差要因として抽出された欠陥形状に起因する誤差の低減方法について検討する。具体的には超音波探傷において、欠陥端を特定する手法を検討し、これまで検討されてきたフェーズドアレイ法およびフェーズドアレイ - TOFD 法を基本に、欠陥端の分解能を向上させるための測定条件やデータ処理方法を検討する。

検討の進め方は、超音波探傷試験に先行して超音波シミュレーションを実施し、適した測定条件の絞り込みと測定条件の妥当性等を理論的又は超音波伝搬の可視化により客観的に確認する。そして絞り込んだ条件に対して超音波探傷試験で適用性を確認する。

### 6.4.3 解析条件および解析モデル

データ処理方法については、超音波探傷技術の最新動向を考慮して、例えば図 6.4.3-1 に示す FMC-SAFT 法（FMC: Full Matrix Capture - SAFT: Synthetic Aperture Focusing Technique）[9]、[10]などのデータ処理方法による端部識別性向上を検討する。通常のフェーズドアレイ法で

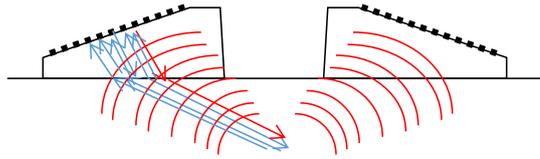
は、送信に使用する振動子群と受信に使用する振動子群は同一であり、主に欠陥で反射する超音波を使用する。フェーズドアレイ-TOFD法は対向して配置した探触子を各々送信または受信のみに使用する。これに対して図 6.4.3-2 に示す様に FMC は、1 つの振動子から超音波を送信して、全ての振動子で受信する送受信方法であり、送信振動子を切り替えて多数のデータを取得し、それらを合成して映像化する方法である。測定後のデータ処理の条件を変えることで、集束距離を変えることができ、図 6.4.3-3 のような全ての位置に集束できるデータ処理方法 (TFM: Total Focus Method) も適用することができる。

なお、FMC-TFM の個々の要素技術は 1990 年前後に開発されているが、当時の計算処理能力ではリアルタイム処理が困難であり研究段階であった。近年の計算機の高速化にともない、実際の探傷に FMC-TFM が適用され始めつつあり、厚さ 25 mm 程度の鋼材溶接部の探傷に適用され始めているが、厚さ 100 mm を越える鋼材に対する有効性等の検討について、現時点で報告された文献等はみあたらない。

検討に用いる解析モデルの例を図 6.4.3-4 に示す。深さを変えて設置した横穴に対して、指示の強度や広がり进行评估して探傷の条件を絞り込むこととする。超音波の送受信のモデルは、図 6.4.3-5 に示すように従来から実施しているフェーズドアレイ法やフェーズドアレイ-TOFD法をベースにしたモデルや溶接ビード上から超音波を送受信することを想定した配置、溶接ビードを避けてフェーズドアレイ-TOFD法を応用した配置などについても、シミュレーション解析を用いて最適条件を検討する。表 6.4.3-1 に検討する条件を示す。

表 6.4.3-1 測定精度向上に関する検討における測定条件 (シミュレーション解析)

測定条件		周波数	開口寸法	集束距離	探触子配置
フェーズドアレイ法		2 MHz	64 mm	150 mm 200 mm 225 mm 275 mm 300 mm	溶接ビードを避けた斜角法
FMC-TFM	斜角法	2 MHz	64 mm	— (全体)	同上
	溶接部上 (垂直)	2 MHz	64 mm	— (全体)	溶接ビード上
	フェーズドアレイ TOFD 法想定	2 MHz	64 mm×2	— (全体)	溶接ビードを避けた斜角法



フェーズドアレイ法：  
 送信と受信は同じ素子群  
 ⇒左右に配置した探触子の一部のみ使用

**全波形収録開口合成法(FMC-SAFT\*)：**  
 送信は1素子、受信は全素子  
 +再構成データ処理  
 ⇒左右に配置した探触子の**全ての情報**を使用

図 6.4.3-1 全波形収録開口合成法の概念例

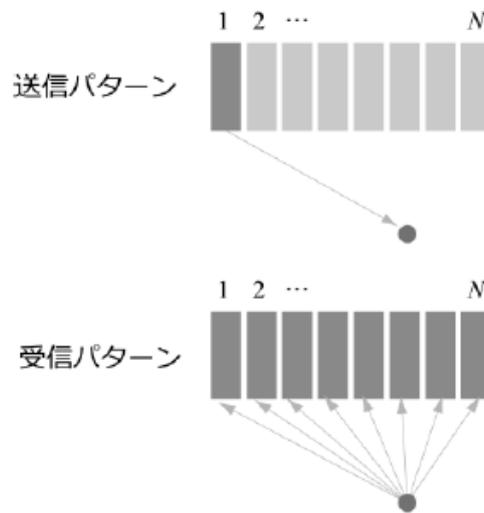
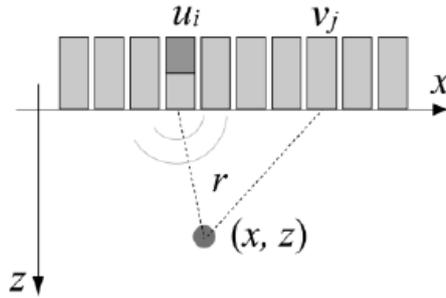


図 6.4.3-2 FMC の概念図

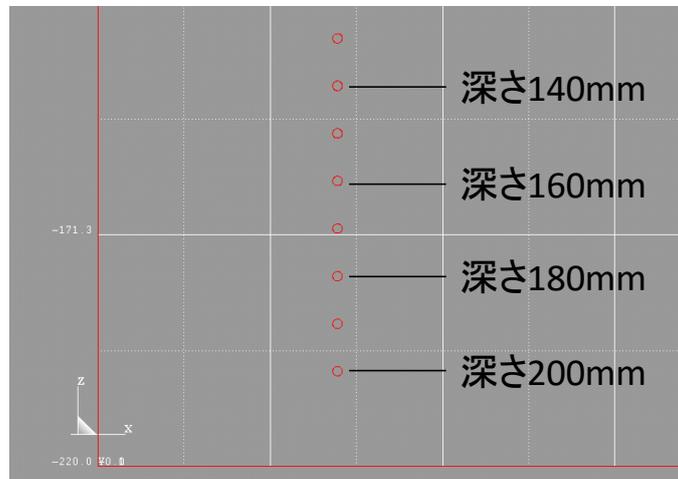


$$o(x, z) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N y \left( \frac{r_1 + r_2}{c}, u_i, v_j \right) \quad \dots(1)$$

$$r_1 = \sqrt{(x - u_i)^2 + z^2} \quad \dots(2)$$

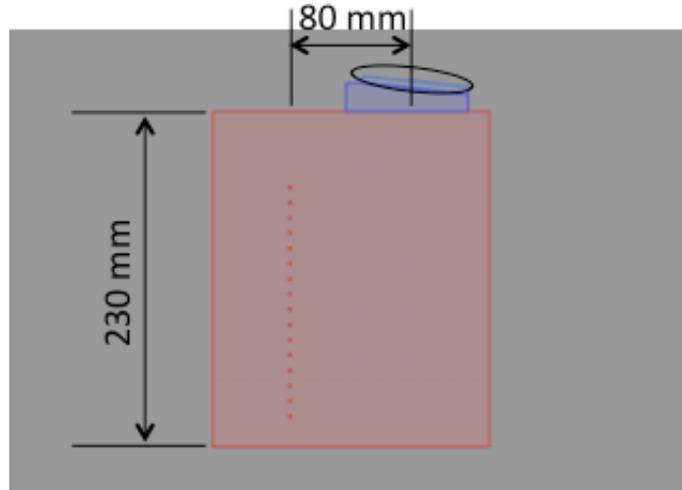
$$r_2 = \sqrt{(x - v_i)^2 + z^2} \quad \dots(3)$$

図 6.4.3-3 TFM におけるデータ処理方法の概念図

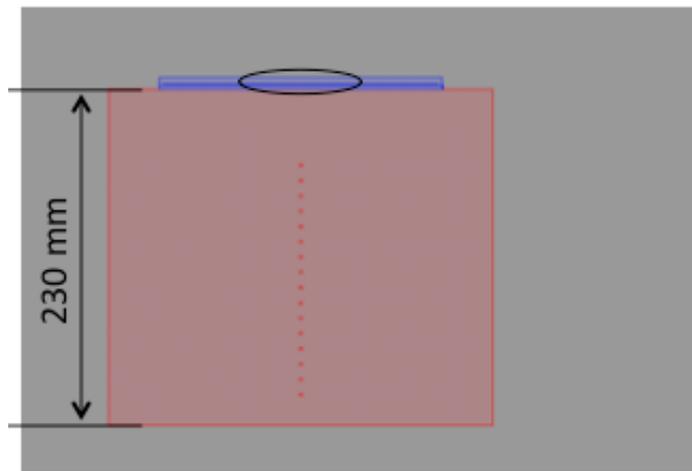


横穴(φ2mm) 探傷面から深さ  
200mmまで10mm刻みで設定

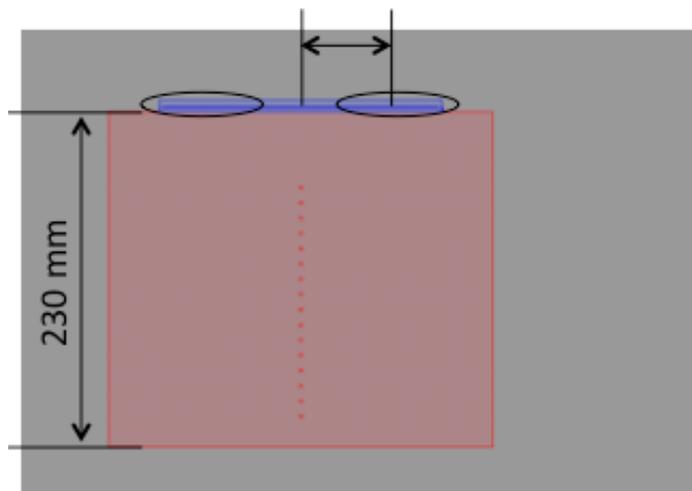
図 6.4.3-4 反射源位置の測定精度把握のための複数個横穴設置モデル



(a) フェーズドアレイ法（フェーズドアレイ TOFD 法）をベースにしたモデル



(b) 溶接上からの送受信を想定したモデル



(c) 溶接ビードを避けフェーズドアレイ TOFD 法の配置を応用したモデル

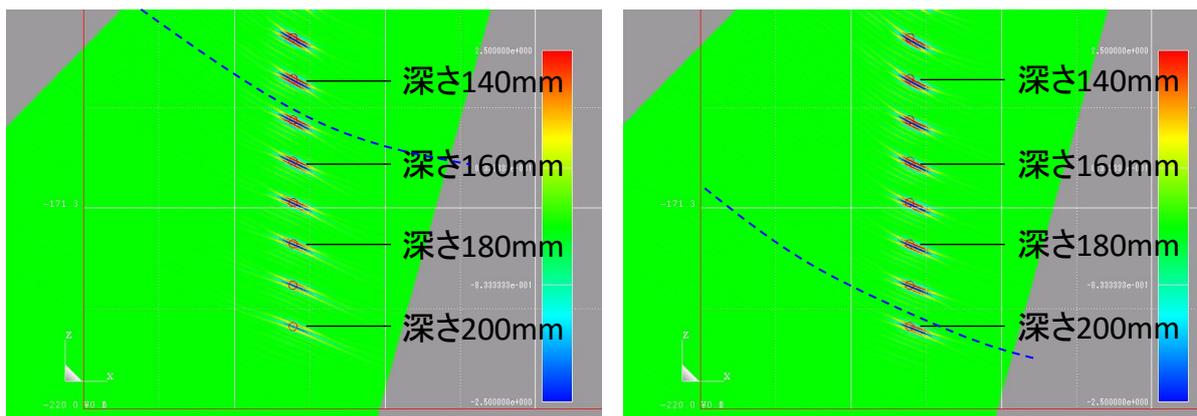
図 6.4.3-5 送受信モデル

#### 6.4.4 超音波エコーシミュレーション結果

図 6.4.4-1 に開口寸法 64 mm のフェーズドアレイ法で集束距離を変化させたときの超音波シミュレーション結果を示す。集束距離は 150 mm、200 mm、225 mm、250 mm、275 mm および 300 mm に設定して解析した結果である。図中には、集束距離の目安を青点線で示す。図 6.4.4-1 (a)に示す集束距離 150 mm の結果では、深さ 180 mm より深い横穴の指示の色合いが緑色の近く、強度が低下していることがわかる。一方で、青点線付近の深さ 130 mm から 160 mm の位置にある横穴からの指示の強度が大きく、超音波ビームの収束効果が得られていると考えられる。図 6.4.4-1 (b)に示す集束距離 200 mm の結果では、深さ 200 mm の指示の強度も大きく、ほぼ設定した収束距離に対応して収束位置付近の強度が大きくなる効果が得られている。図 6.4.4-1 (c)から(f)に示すように集束距離を 200 mm より深く設定すると深さ 150 mm より浅い横穴の指示の強度が低下し、横穴の指示の広がりが増大して分解能が低くなるが、深さ 200 mm の指示については横穴の指示の強度ならびに指示の広がりともに変化はなかった。これらの結果より、集束条件を変えて精度向上を図ることは限界に達したものと考えられる。

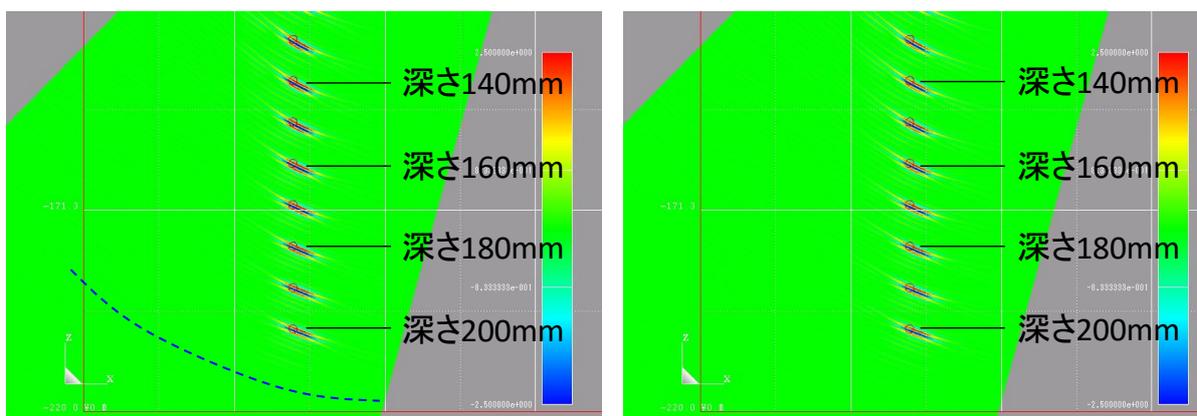
次に FMC-TFM の測定精度向上への適用性を確認するため、シミュレーション解析を行った。図 6.4.4-2 はフェーズドアレイ法と同様の配置で、斜角法の TFM により全ての位置で集束するようにデータ処理をした結果であり、解析モデルの領域である幅 180 mm×高さ 230 mm 内を 0.2 mm 四方の空間で分割して映像化した結果を解析モデルと重ねて表示したものである。FMC-TFM のシミュレーション解析は試作段階であるため、座標原点の補正ができず横穴の位置と指示の位置が若干異なるものの、ほぼ横穴の設定位置に指示が確認された。これらの結果より、FMC-TFM では深さ 120 mm から 200 mm の全ての横穴に対してほぼ同じ強度で指示が確認され、指示の広がりも同程度であった。指示の広がりについては、フェーズドアレイ法で適正な集束条件を設定した図 2.4 12(b)及び(c)に示す結果と同様であった。斜角法すなわち片側からの探傷だけでは FMC-TFM を適用しても測定精度向上を図ることは限界に達したものと考えられる。

図 6.4.4-3 は、仮にオーバーパック溶接部のビードを仕上げで溶接線上から探傷できる場合を想定して、溶接線上から超音波を送受信する条件で FMC-TFM の解析を行った結果である。この条件では、下側の横穴ほど上部の横穴の陰になるため識別が困難になると予想したが、図 6.4.4-3 に示すように、下側の強度低下はあるものの、指示の広がり、ほぼ横穴と同様の範囲であり、分解能の向上が期待できる。図 6.4.4-4 は、フェーズドアレイ・TOFD 法を想定して溶接のビードの位置を避けて、溶接部の両側から超音波を送受信する条件で FMC-TFM の解析を行った結果である。この条件では下側の横穴であっても強度の低下は小さく、指示の広がりも横穴の範囲と同程度であった。ただし、横穴からの指示の左右にも指示が確認されており、この指示の発生原因を確認した上での対応策の検討が必要であるものの、溶接部の上部あるいは溶接部の左右両側から FMC-TFM による探傷を行うことで測定精度向上が図れる可能性が確認された。



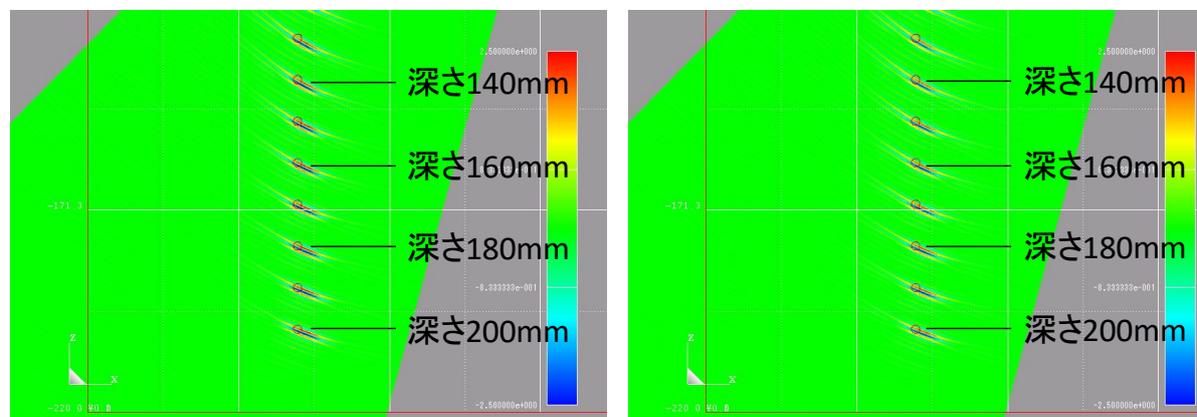
(a)集束距離 150mm

(b)集束距離 200mm



(c)集束距離 225mm 設定

(d)集束距離 250mm



(e)集束距離 275mm 設定

(f)集束距離 300mm

図 6.4.4-1 集束距離の違いによる横穴からの指示の違い  
(周波数 2MHz 開口寸法 64mm)

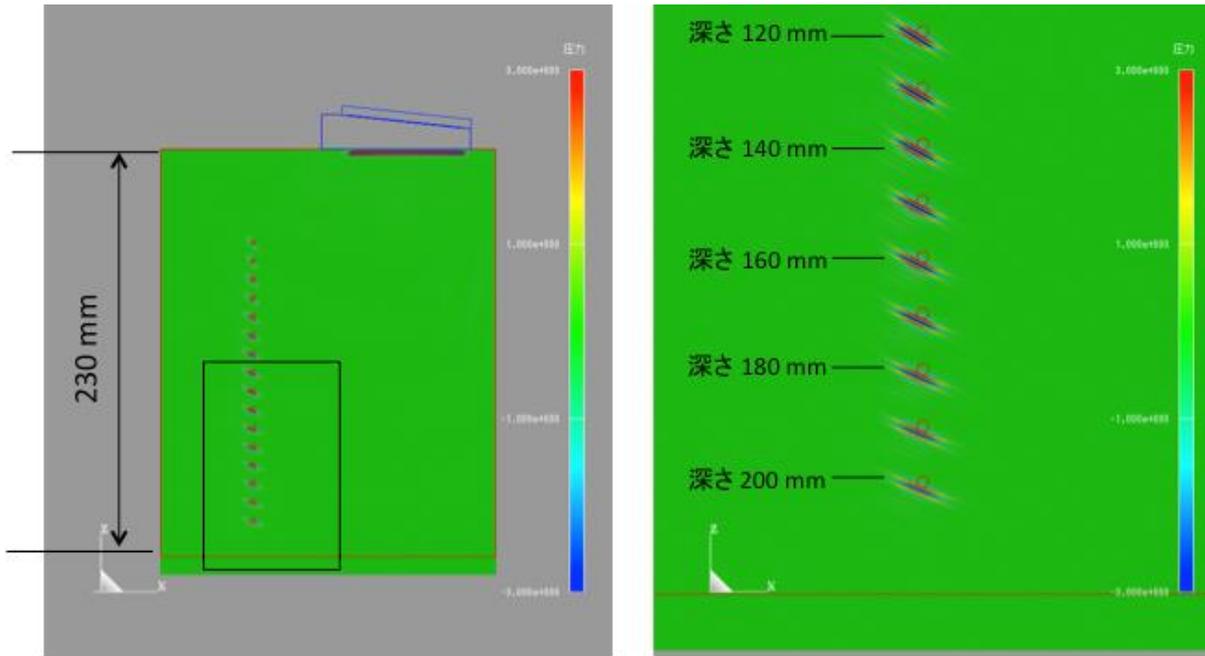


図 6.4.4-2 横穴モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果斜角法  
(周波数 2MHz 開口寸法 64mm)

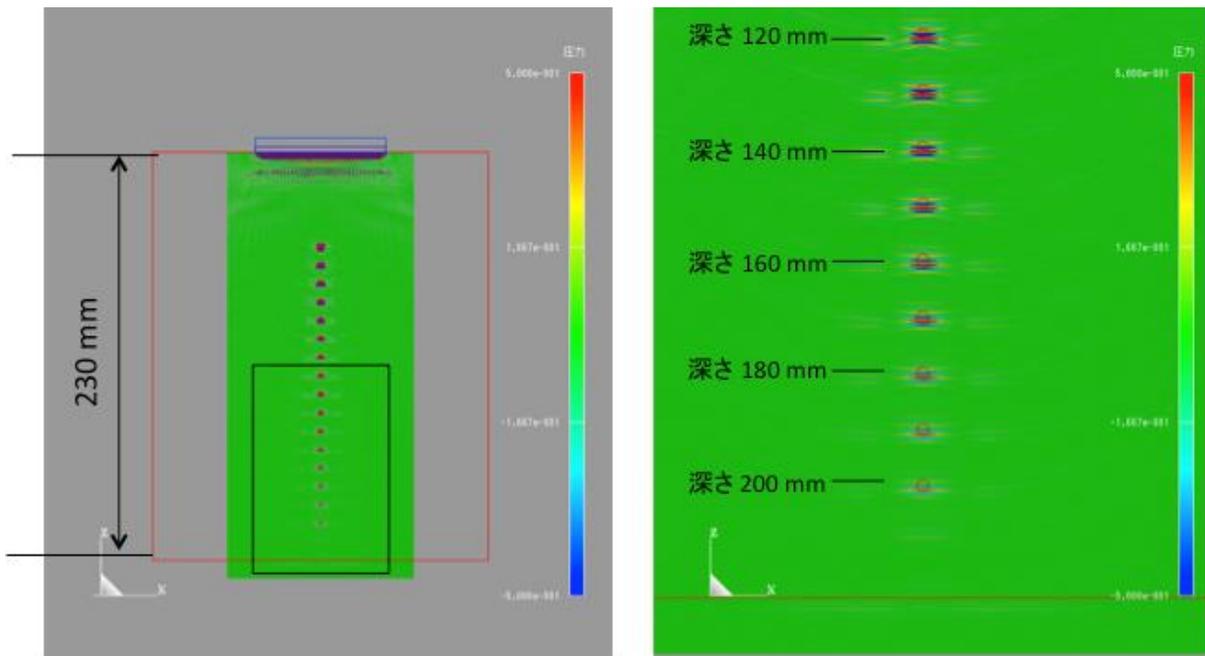


図 6.4.4-3 横穴モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果溶接部上  
(周波数 2MHz 開口寸法 64mm)

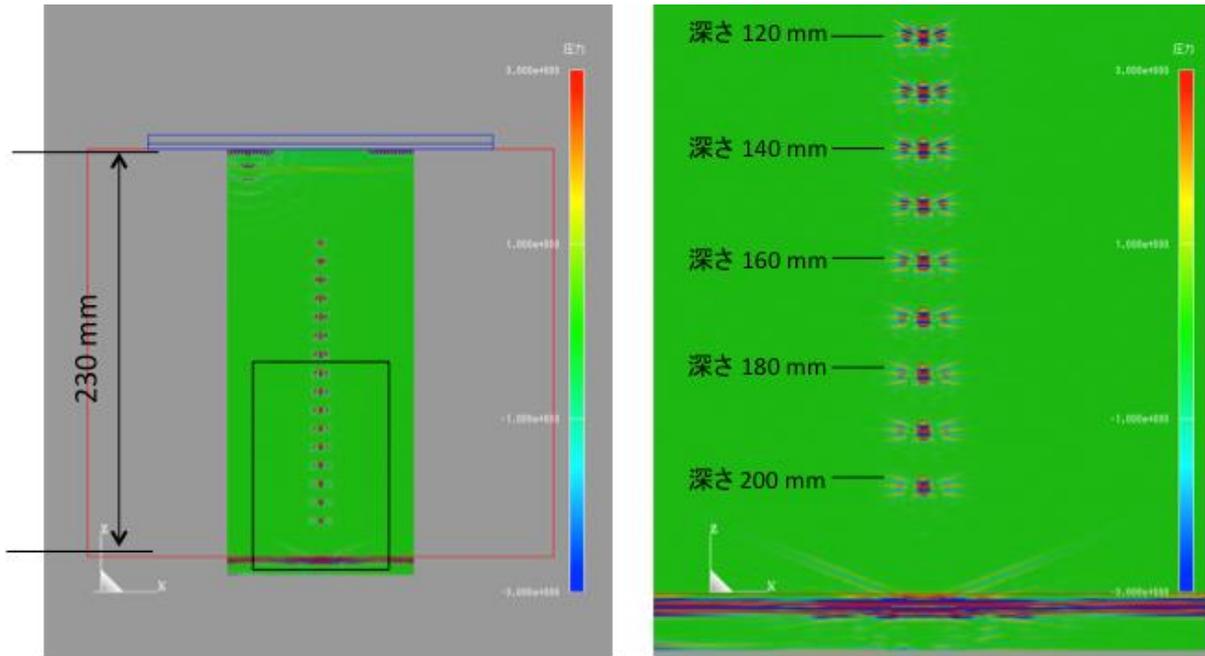


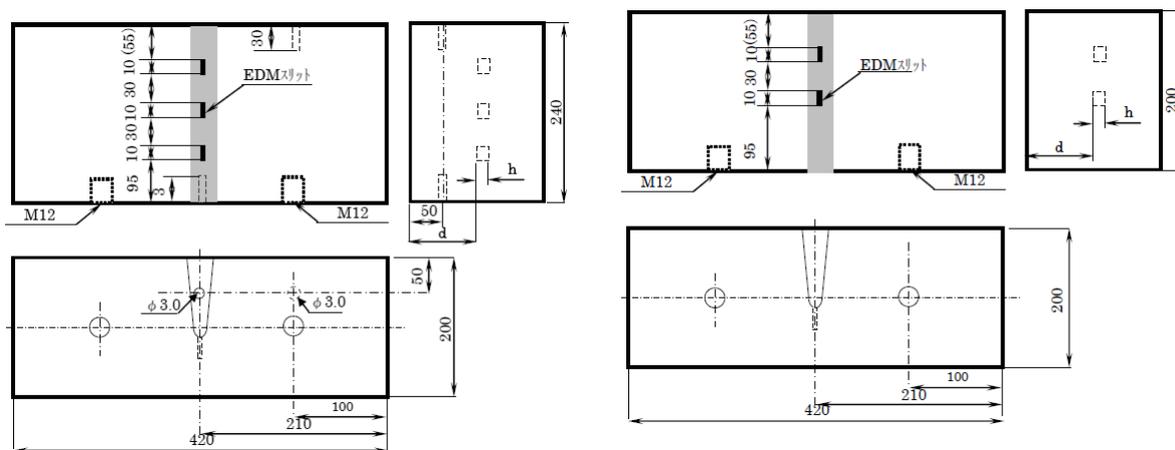
図 6.4.4-4 横穴モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果  
(周波数 2MHz 開口寸法 64mm×2)

#### 6.4.5 超音波探傷試験条件

図 6.4.5-1 に測定試験に用いる試験体の寸法・形状を示す。材質は炭素鋼 (SF340A)、付与欠陥の深さは 110 mm、150 mm および 190 mm であり、欠陥高さは 8 mm、5 mm である。深さ 110 mm と 190 mm では、高さ 2 mm の欠陥も付与されている。測定方法は、図 6.4.3-5(a)および(b)に従った方法、すなわち図 6.4.5-2 に示す斜角入射および垂直入射とした。フェーズドアレイ探傷器は AOS 社の OEM-PA64/64 (同時送受信素子数 64 個、AD クロック 100 MHz、量子化ビット数 8)、ソフトウェアは Inspection Ware 社の市販品を使用した。超音波探傷試験の実施状況を図 6.4.5-3 に示す。測定したデータは画像化し、ビットマップ形式で保存する。測定の条件を表 6.4.5-1 に示す。探触子の周波数は 3 MHz と 5 MHz の 2 種類とし、各々素子ピッチと素子数は 2 mm×32、1 mm×64 である。本測定の目的を FMC-TFM の有効性の把握とするため、測定を実施した技術者は超音波探傷技術の資格の有無には関係なく、フェーズドアレイ法ならびに FMC-TFM による測定試験の知識ならびに経験を有する者とした。

表 6.4.5-1 測定精度向上に関する検討における FMC-TFM 測定条件

測定条件		周波数	開口寸法	集束距離
FMC-TFM	斜角配置	5MHz (1mm×64) 3 MHz (2mm×32)	64 mm	— (全体)
	垂直配置 (溶接部上)	5MHz (1mm×64) 3 MHz (2mm×32)	64 mm	— (全体)



(a)欠陥数 3 個の試験体寸法  
(深さ 110mm、190mm)

(b)欠陥数 2 個の試験体寸法  
(150mm)

図 6.4.5-1 測定試験に使用する人工欠陥付与試験体

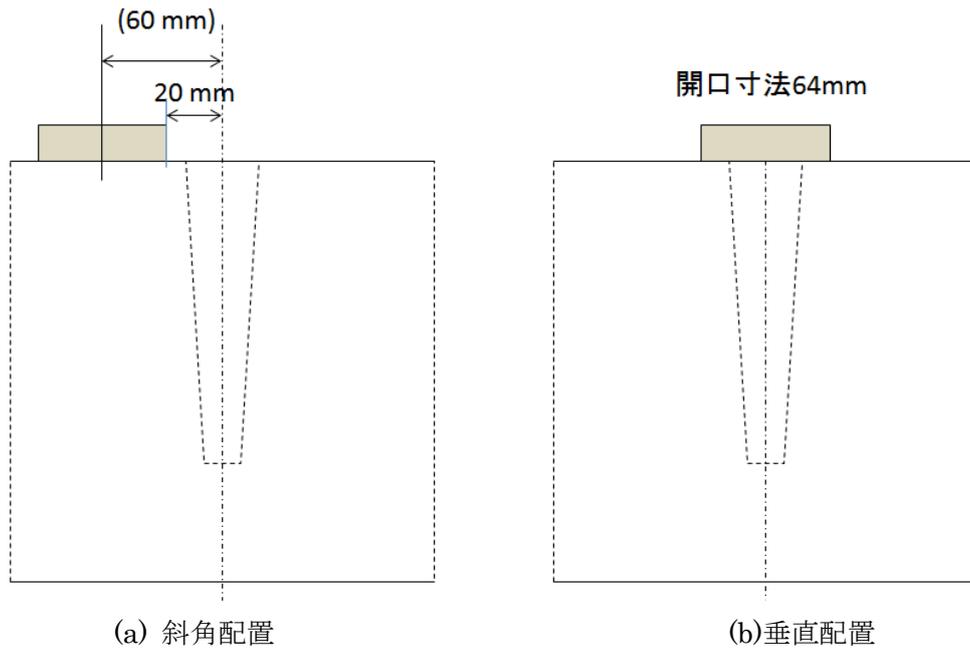
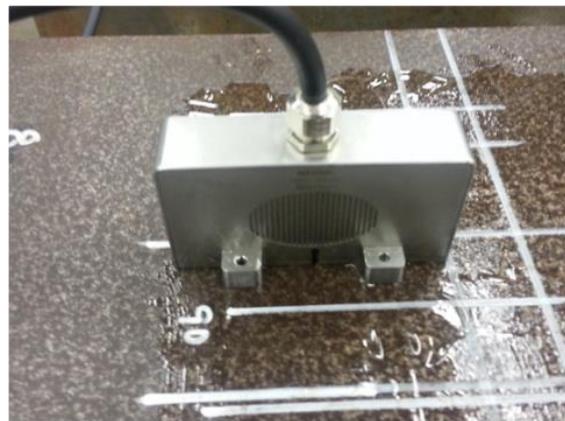


図 6.4.5-2 探触子の配置



(a) 測定装置および試験体等



(b) 探触子拡大図（斜角配置の例）

図 6.4.5-3 測定試験状況の例

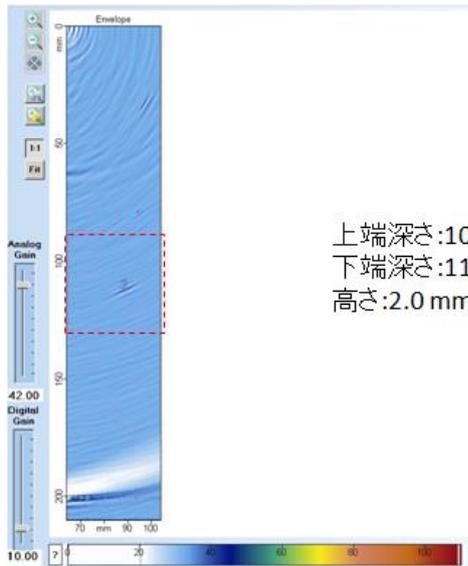
#### 6.4.6 超音波探傷試験結果

溶接部の左右両側から超音波を送受信する条件については、波形解析のためのソフトウェアが対応できていないため、溶接部の上部および比較のために片側からの斜角法の2条件で探傷試験を実施した。また、この測定試験では測定対象の欠陥（人工欠陥）の大まかな深さ位置と寸法（人工欠陥の設計値）を開示したが、測定値の根拠となる画像上の評価位置を示すことで測定の妥当性を示す根拠とした。図 6.4.6-1 から図 6.4.6-32 に周波数 5 MHz での斜角配置、3 MHz での斜角配置、5 MHz での垂直配置および 3 MHz での垂直配置による測定結果を示す。図中の白線は欠陥の上端部と下端部の位置を示し、各々の深さ位置と高さも図中に示す。図中に溶接欠陥と記した指示は、溶接試験体製作時に意図せず発生した計画外の溶接欠陥を検出したものである。測定試験では測定対象欠陥の大まかな位置と寸法を開示しており、溶接欠陥を評価対象外とした。しかし、190mm 深さの高さ 8mm 欠陥については近接した溶接欠陥を測定していた。この測定結果は評価対象から除いた。各図の(a)は板厚全体の測定データであり、図中の点線枠内を拡大して

表示したものが各図の(b)である。図 6.4.6-1 から図 6.4.6-16 に示す斜角配置では、シミュレーション結果と同様に斜めの指示がでており、高さ 2mm の欠陥に対しても欠陥の上端からの指示と下端からの指示が分離してあらわれている。図 6.4.6-17 から図 6.4.6-32 に示す垂直配置でも欠陥の上端部と下端部からの指示が分離してあらわれている。表 6.4.6-1 に欠陥の上端および下端の深さ測定結果を示す。190mm 深さの 8mm 高さ欠陥に対しては、近傍に存在する溶接欠陥を誤って測定し、また周波数 3MHz での斜角配置において 190mm 深さの欠陥が測定できなかったものの、全体的な結果は高さ測定誤差が 1mm 以内であり、周波数 5MHz では高さ測定誤差が±0.5mm 未満であった。

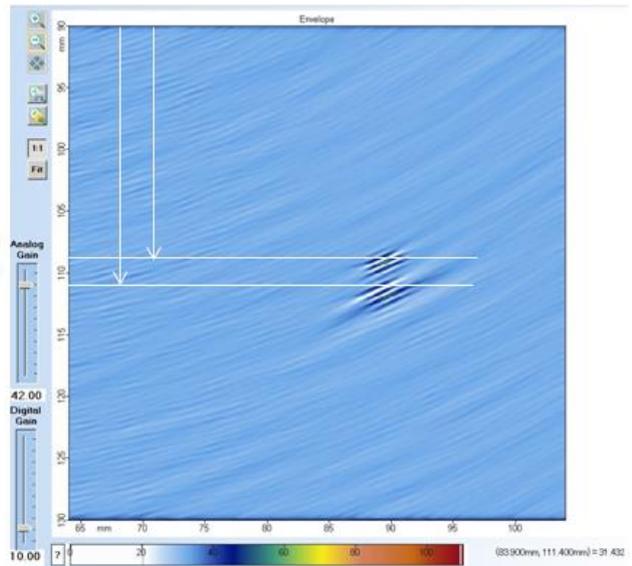
表 6.4.6-1 人工欠陥付与試験体に対する FMC-TFM 測定結果

測定条件			試験体(設計値)		測定結果 (mm)			高さ測定誤差 (mm)	備考		
周波数	測定方法	配置	深さ(d)	高さ(h)	上端深さ	下端深さ	高さ				
5MHz	FMC-TFM	斜角配置	110 mm	2 mm		108.9	110.9	2.0	0.0		
				5 mm		108.9	114.0	5.1	0.1		
				8 mm		108.9	117.1	8.2	0.2		
			150 mm	5 mm		148.6	153.8	5.2	0.2		
				8 mm		148.1	156.2	8.1	0.1		
				2 mm		188.2	190.4	2.2	0.2		
			190 mm	5 mm		188.2	193.6	5.3	0.3		
				8 mm		183.8	188.2	4.4		溶接欠陥	
				2 mm		108.4	110.9	2.4	0.4		
3MHz		斜角配置	110 mm	5 mm		109.6	114.4	4.9	-0.1		
				8 mm		109.3	117.6	8.2	0.2		
				5 mm		149.3	154.0	4.7	-0.3		
			150 mm	8 mm		149.1	157.1	8.0	0.0		
				2 mm							測定不可
				5 mm							測定不可
			190 mm	8 mm							測定不可
				110 mm	2 mm		108.2	110.4	2.2	0.2	
					5 mm		109.1	114.0	4.9	-0.1	
8 mm		109.1	117.1		8.0	0.0					
5MHz	垂直配置	150 mm	5 mm		148.2	153.6	5.3	0.3			
			8 mm		148.2	156.7	8.4	0.4			
			2 mm		187.8	190.0	2.2	0.2			
		190 mm	5 mm		188.2	193.1	4.9	-0.1			
			8 mm		183.3	187.8	4.4		溶接欠陥		
			2 mm		108.2	111.3	3.1	1.1			
3MHz	垂直配置	110 mm	5 mm		109.1	114.9	5.8	0.8			
			8 mm		109.1	117.6	8.4	0.4			
			5 mm		148.7	154.4	5.8	0.8			
		150 mm	8 mm		148.7	157.6	8.9	0.9			
			2 mm		188.2	191.3	3.1	1.1			
			190 mm	5 mm		188.7	194.0	5.3	0.3		
		8 mm			183.8	188.7	4.9		溶接欠陥		



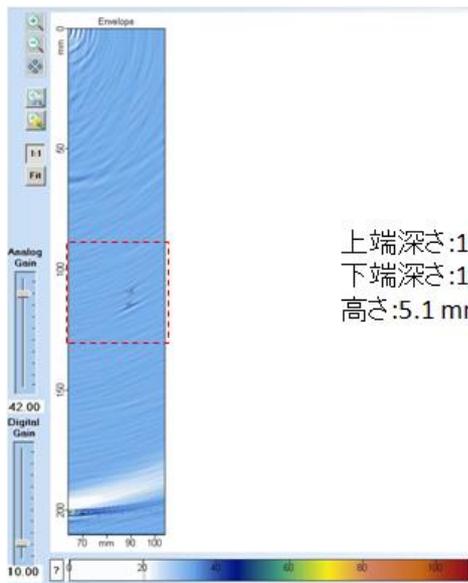
上端深さ:108.9 mm  
 下端深さ:110.9 mm  
 高さ:2.0 mm

(a) 全体(0-200mm)



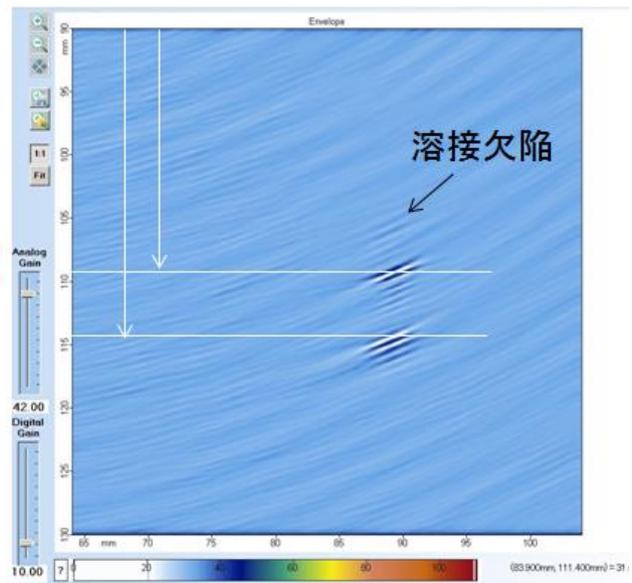
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-1 深さ 110mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 5MHz, 斜角配置)



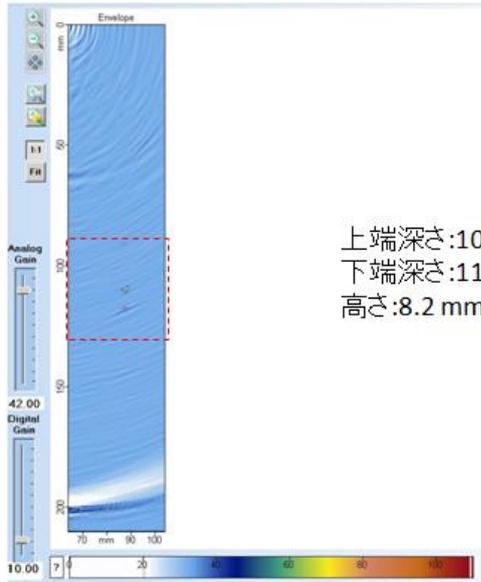
上端深さ:108.9 mm  
 下端深さ:114.0 mm  
 高さ:5.1 mm

(a)全体(0-200 mm)



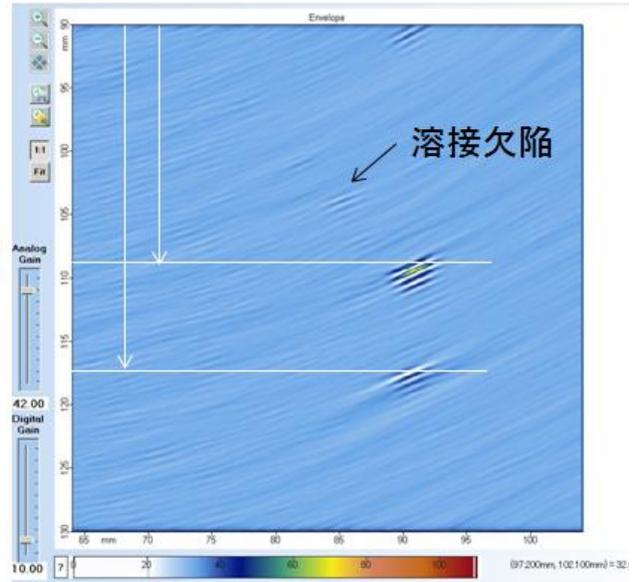
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-2 深さ 110mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 5MHz, 斜角配置)



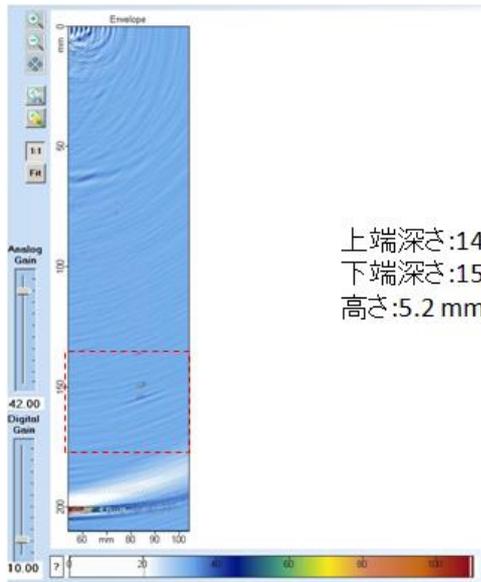
上端深さ:108.9 mm  
 下端深さ:117.1 mm  
 高さ:8.2 mm

(a) 全体(0-200mm)



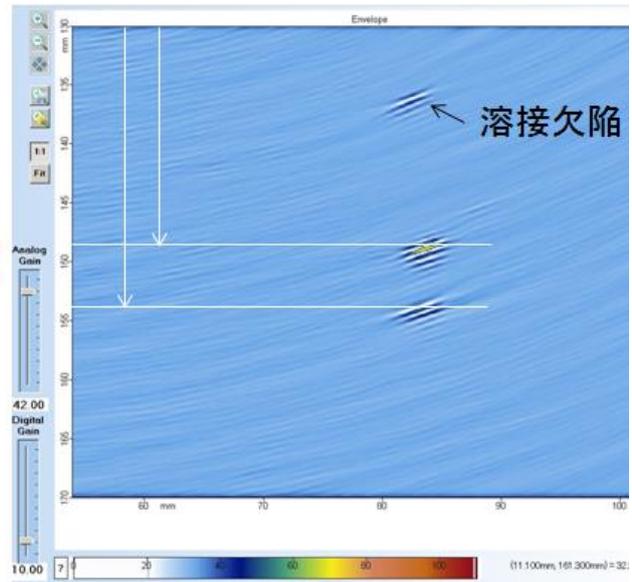
(b) 欠陥部拡大

図 6.4.6-3 深さ 110mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 5MHz, 斜角配置)



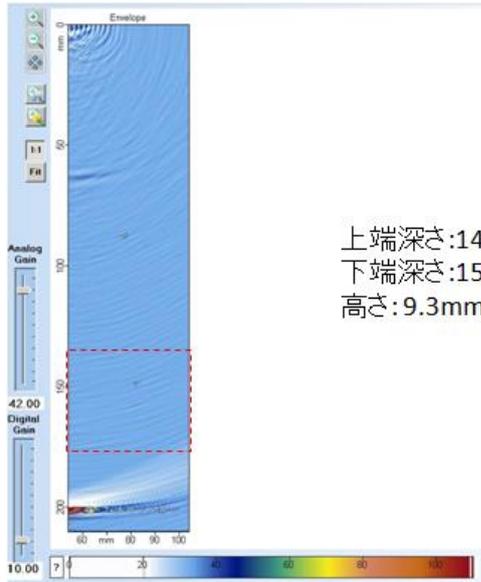
上端深さ:148.6 mm  
 下端深さ:153.8 mm  
 高さ:5.2 mm

(a) 全体(0-200mm)

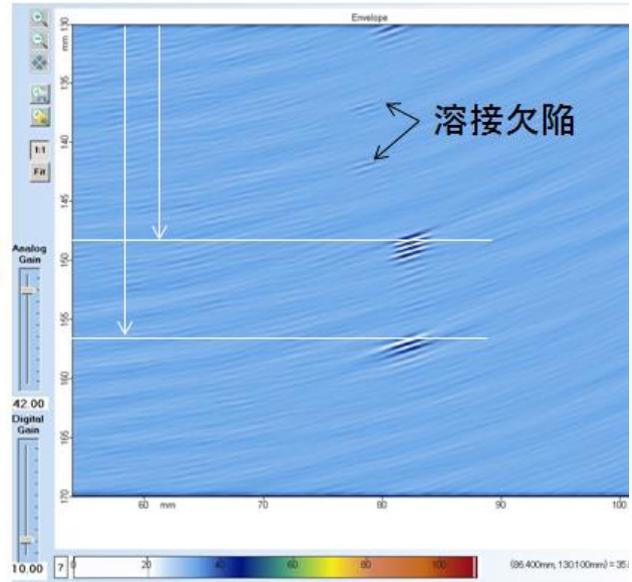


(b) 欠陥部拡大

図 6.4.6-4 深さ 150mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 5MHz, 斜角配置)

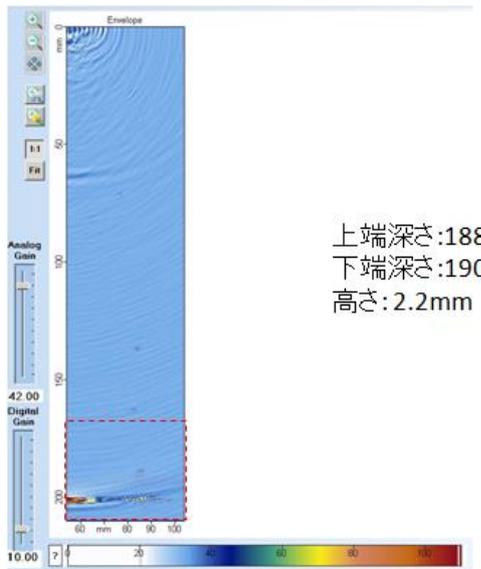


(a) 全体(0-200mm)

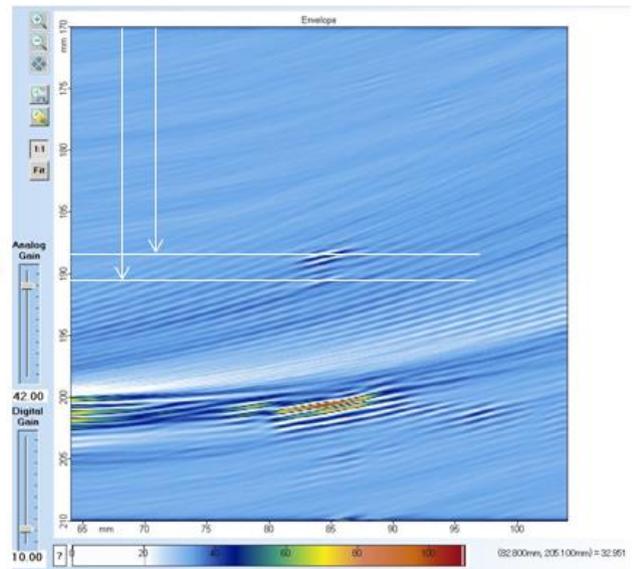


(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-5 深さ 150mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
(周波数 5MHz, 斜角配置)

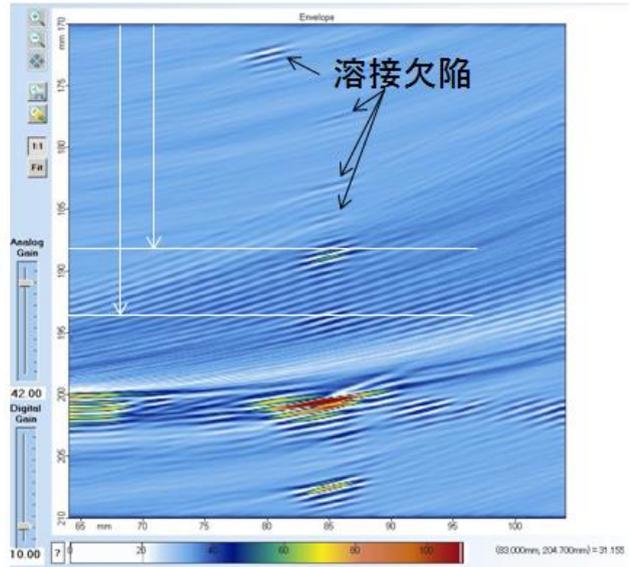
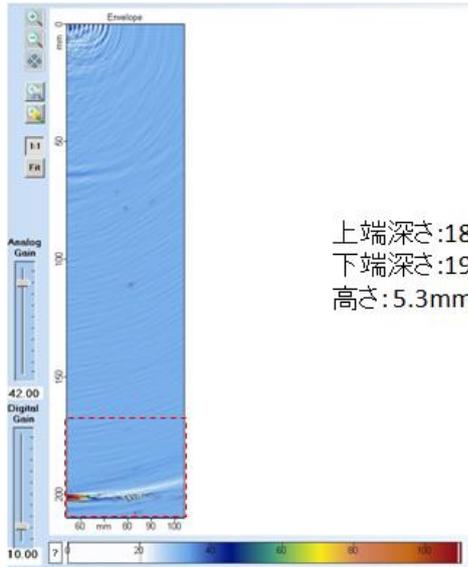


(a) 全体(0-200mm)



(b)欠陥部拡大

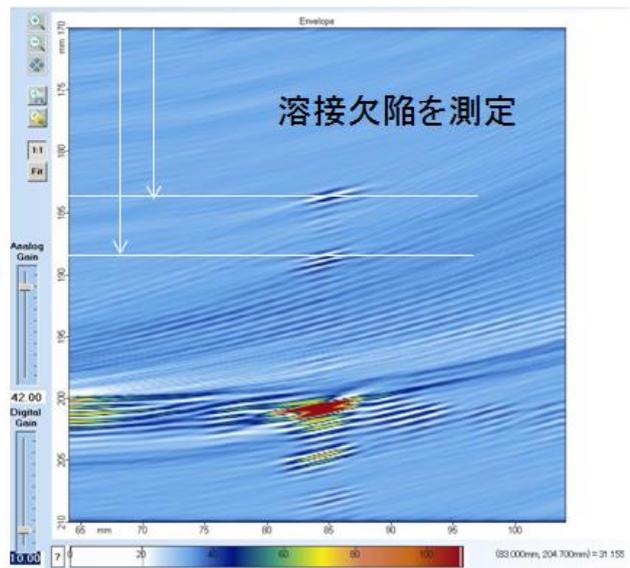
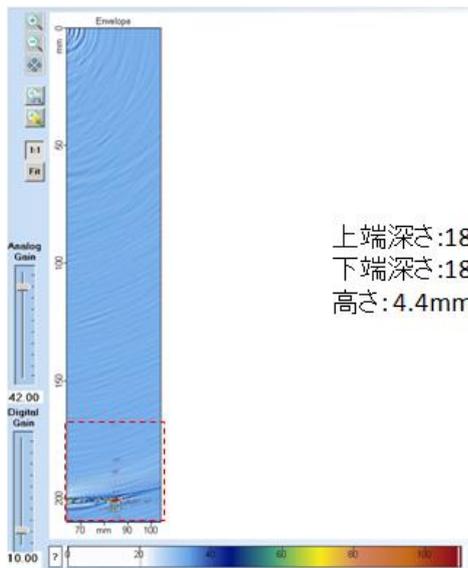
図 6.4.6-6 深さ 190mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
(周波数 5MHz, 斜角配置)



(a) 全体(0-200mm)

(b)欠陥部拡大

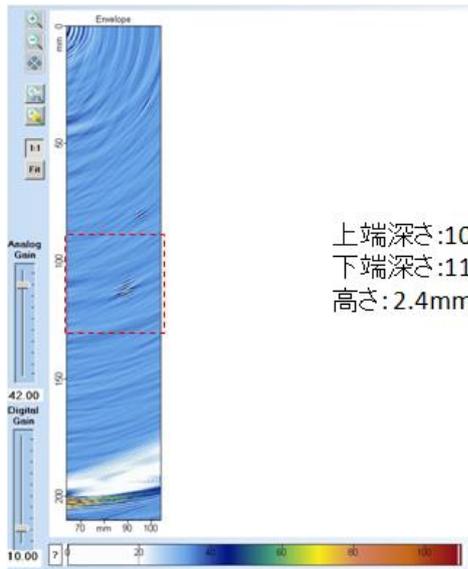
図 6.4.6-7 深さ 190mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 5MHz, 斜角配置)



(a) 全体(0-200mm)

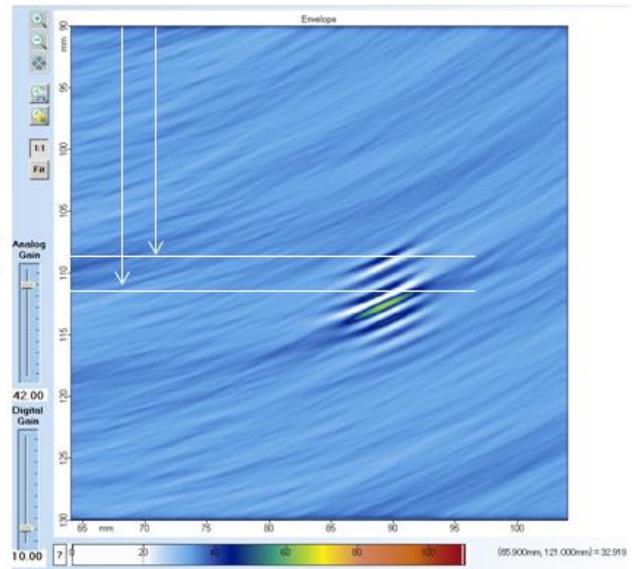
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-8 深さ 190mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 5MHz, 斜角配置)



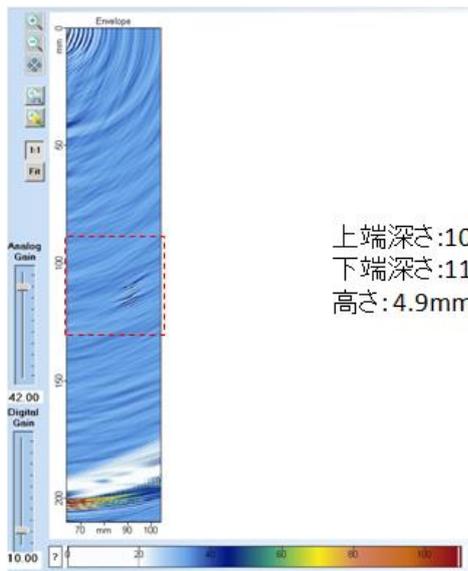
上端深さ:108.4 mm  
 下端深さ:110.9mm  
 高さ:2.4mm

(a) 全体(0-200mm)



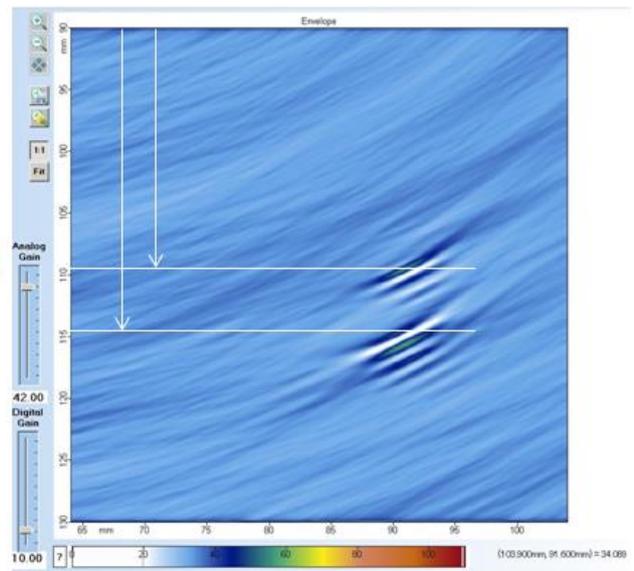
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-9 深さ 110mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 3MHz, 斜角配置)



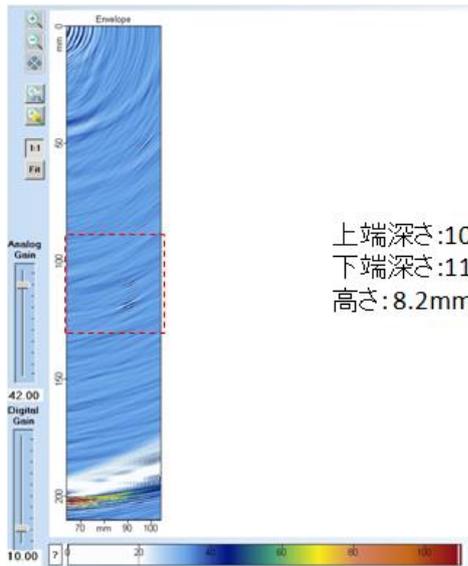
上端深さ:109.6mm  
 下端深さ:114.4mm  
 高さ:4.9mm

(a) 全体(0-200mm)



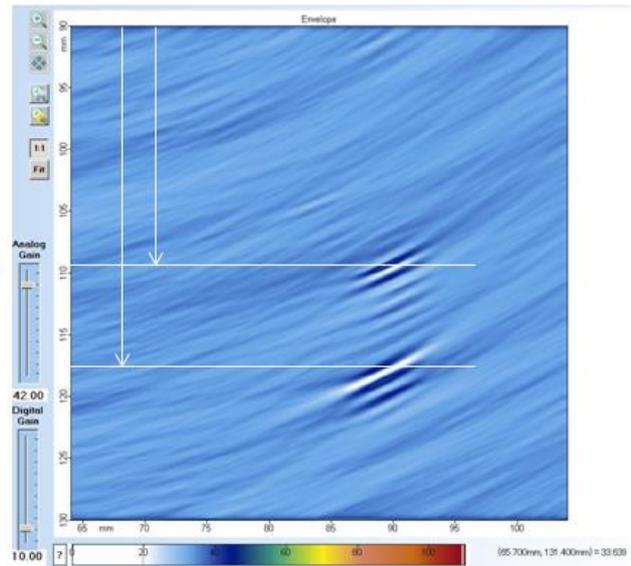
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-10 深さ 110mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 3MHz, 斜角配置)



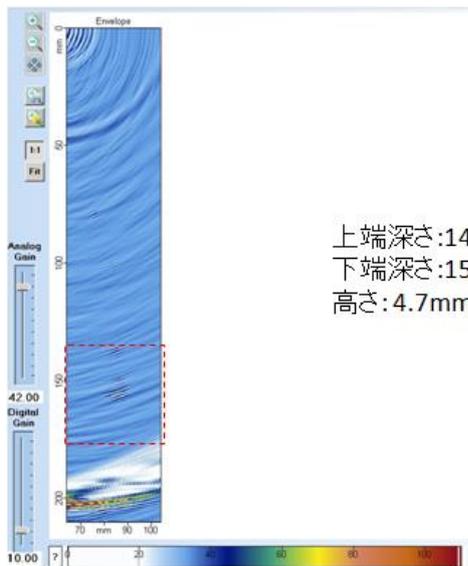
上端深さ:109.3mm  
 下端深さ:117.6mm  
 高さ:8.2mm

(a) 全体(0-200mm)



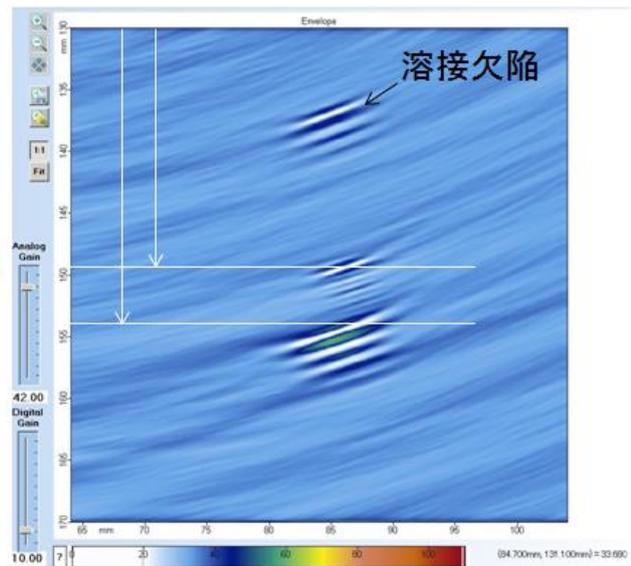
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-11 深さ 110mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 3MHz, 斜角配置)



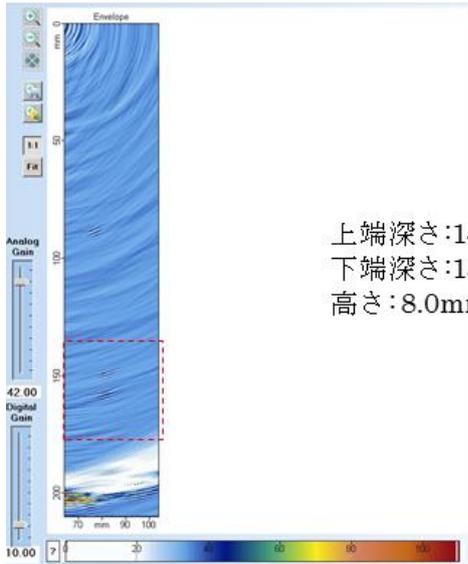
上端深さ:149.3mm  
 下端深さ:154.0mm  
 高さ:4.7mm

(a) 全体(0-200mm)

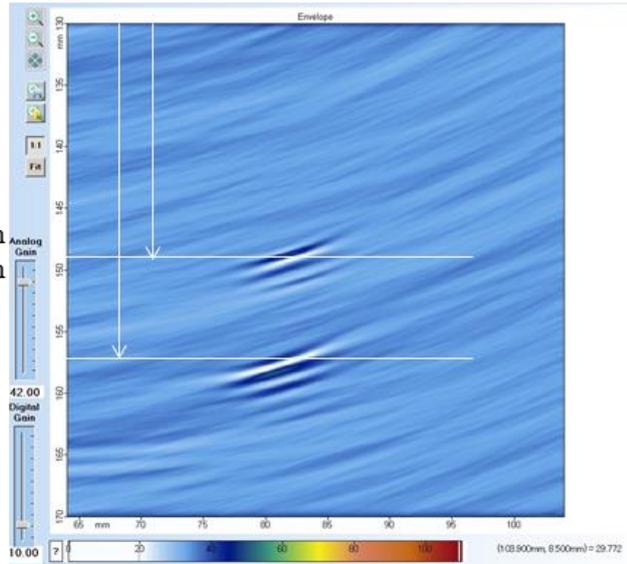


(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-12 深さ 150mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 3MHz, 斜角配置)



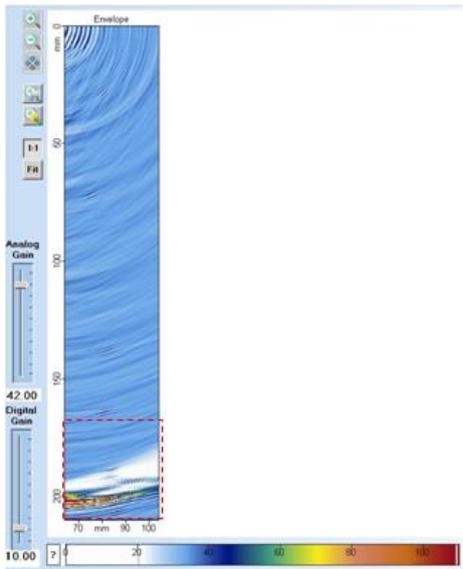
上端深さ:149.1mm  
 下端深さ:157.1mm  
 高さ:8.0mm



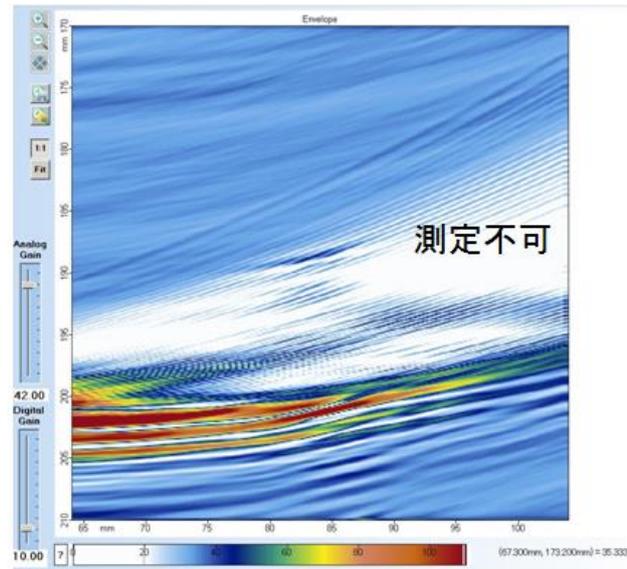
(a) 全体(0-200mm)

(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-13 深さ 150mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 3MHz, 斜角配置)

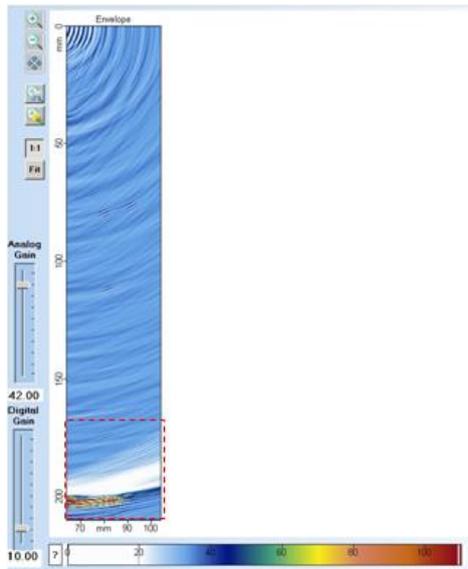


(a) 全体(0-200mm)

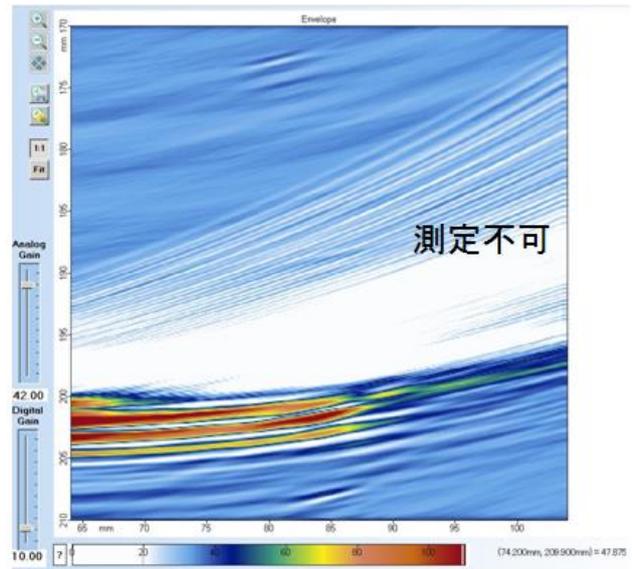


(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-14 深さ 190mm、高さ 2mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
 (周波数 3MHz, 斜角配置)

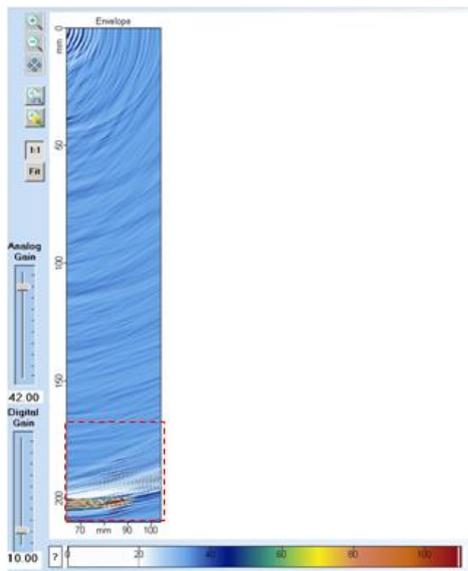


(a) 全体(0-200mm)

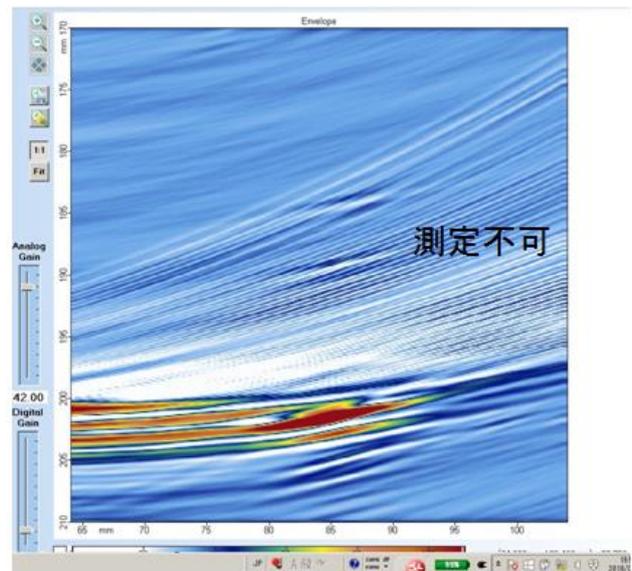


(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-15 深さ 190mm、高さ 5mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
(周波数 3MHz, 斜角配置)

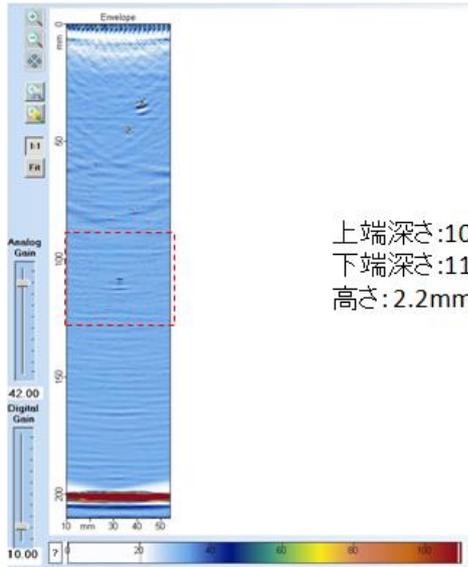


(a) 全体(0-200mm)



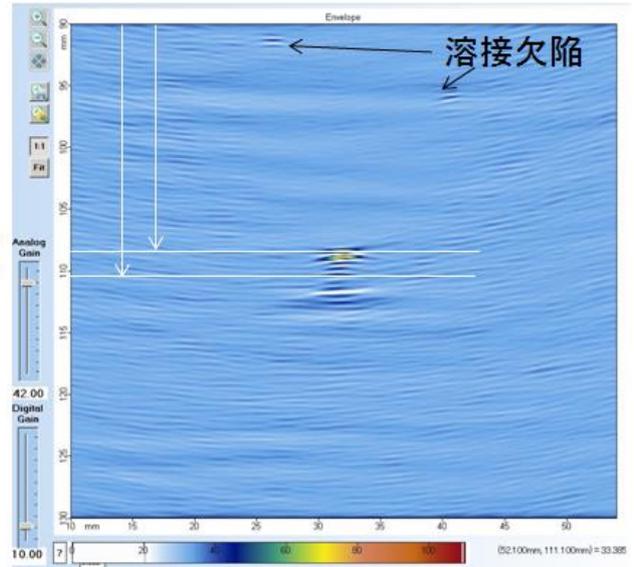
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-16 深さ 190mm、高さ 8mm スリットの FMC-TFM 測定結果  
(周波数 3MHz, 斜角配置)



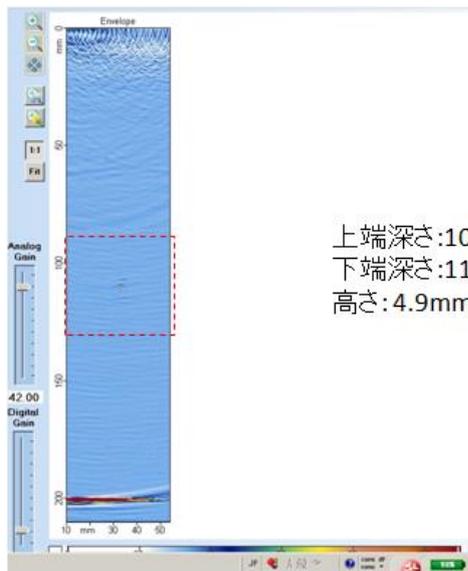
上端深さ:108.2 mm  
 下端深さ:110.4mm  
 高さ:2.2mm

(a) 全体(0-200mm)



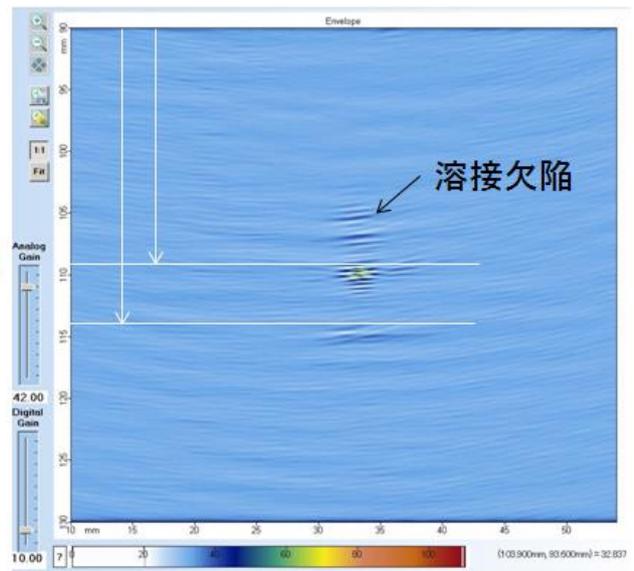
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-17 深さ 110mm、高さ 2mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



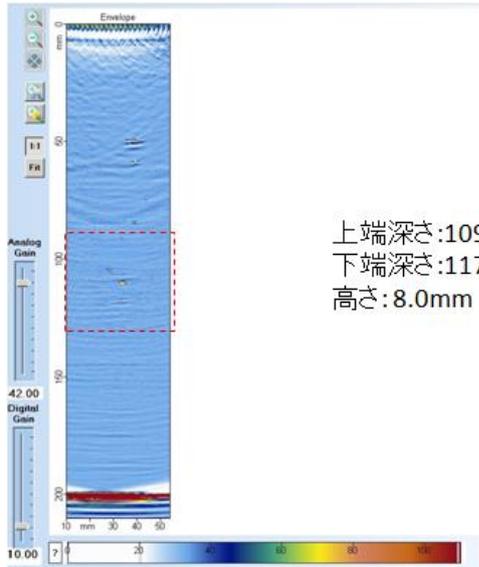
上端深さ:109.1mm  
 下端深さ:114.0mm  
 高さ:4.9mm

(a) 全体(0-200mm)



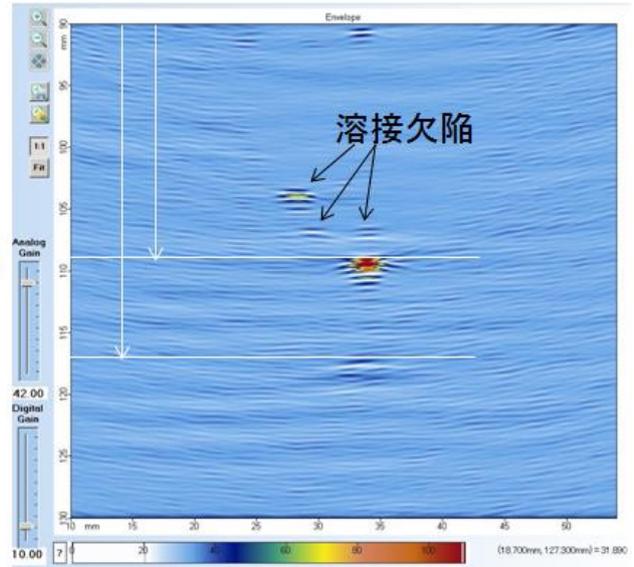
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-18 深さ 110mm、高さ 5mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



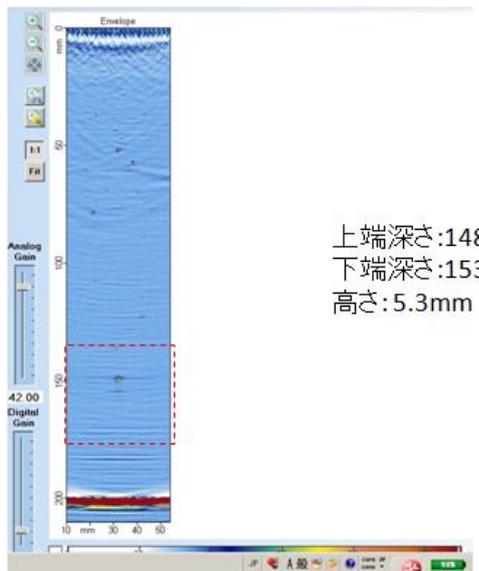
上端深さ:109.1mm  
 下端深さ:117.1mm  
 高さ:8.0mm

(a) 全体(0-200mm)



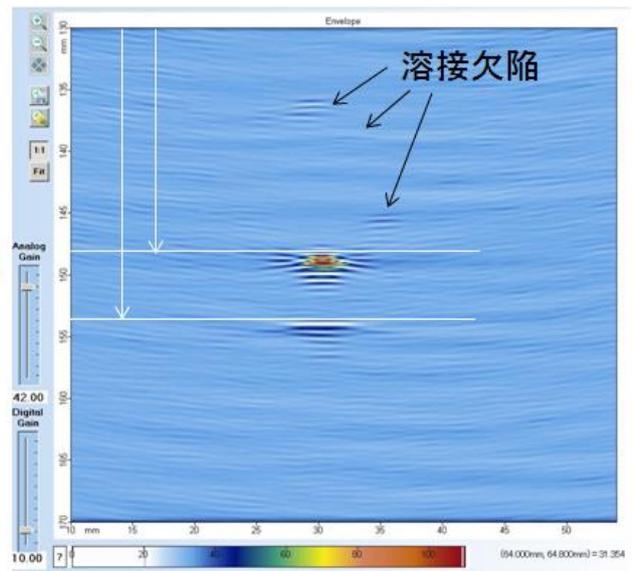
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-19 深さ 110mm、高さ 8mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



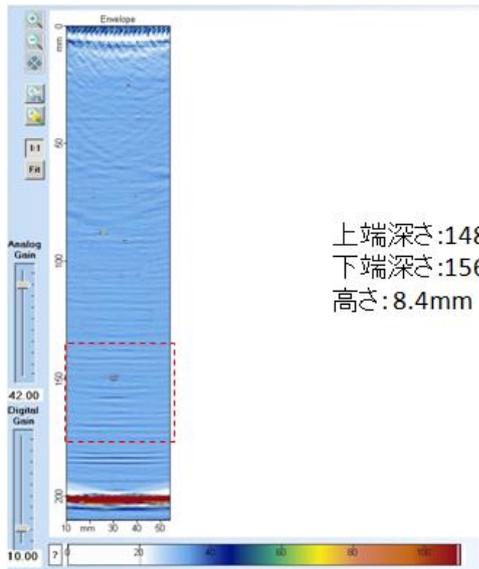
上端深さ:148.2mm  
 下端深さ:153.6mm  
 高さ:5.3mm

(a) 全体(0-200mm)



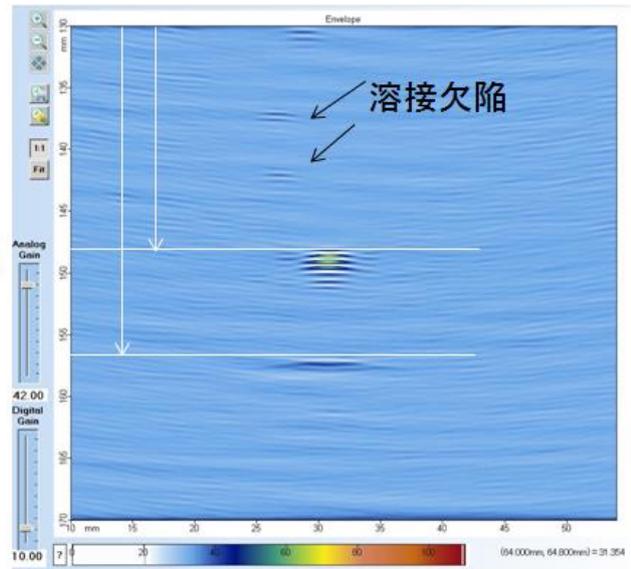
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-20 深さ 150mm、高さ 5mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



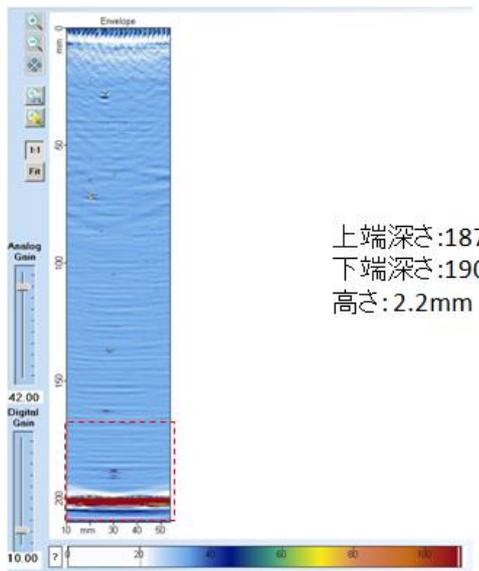
上端深さ:148.2mm  
 下端深さ:156.7mm  
 高さ:8.4mm

(a) 全体(0-200mm)



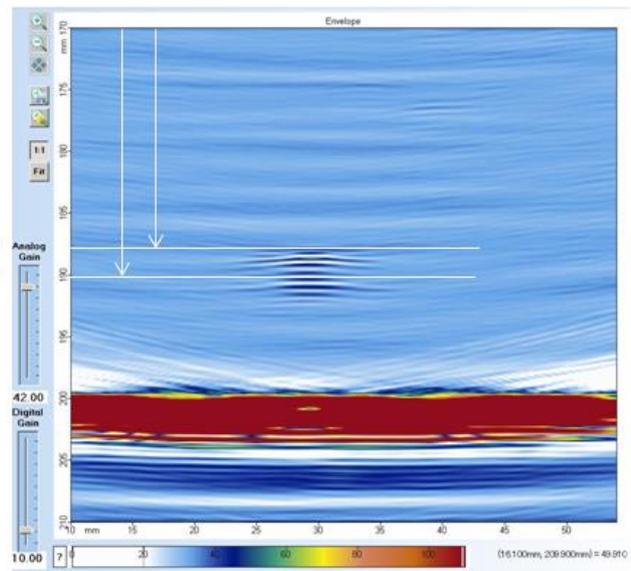
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-21 深さ 150mm、高さ 8mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



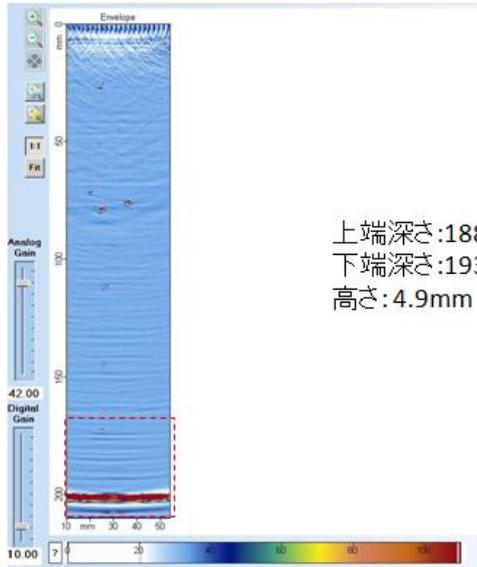
上端深さ:187.8 mm  
 下端深さ:190.0mm  
 高さ:2.2mm

(a) 全体(0-200mm)



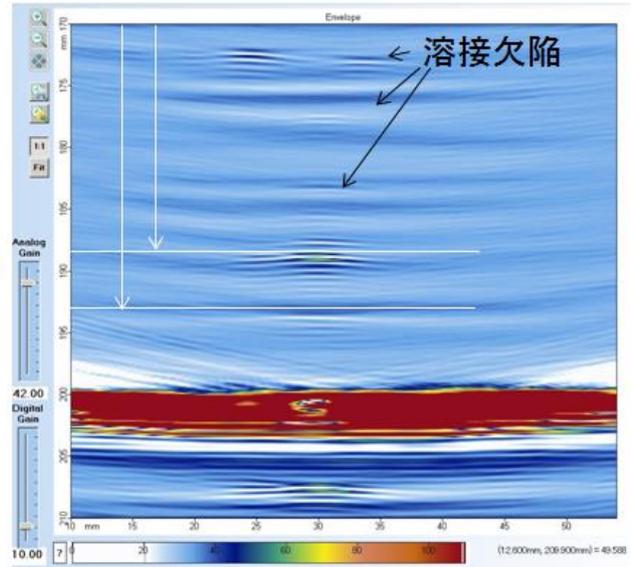
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-22 深さ 190mm、高さ 2mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



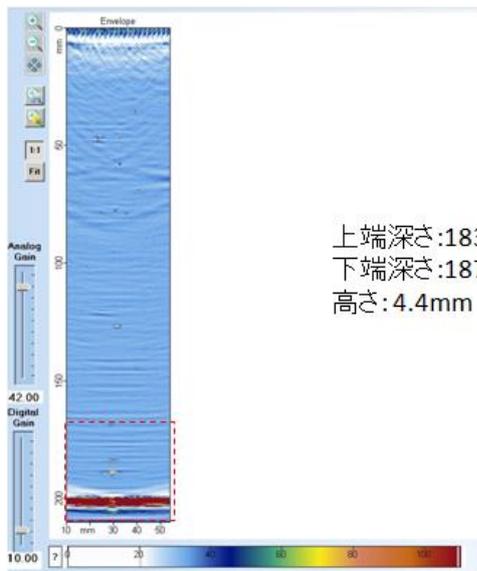
上端深さ:188.2mm  
 下端深さ:193.1mm  
 高さ:4.9mm

(a) 全体(0-200mm)



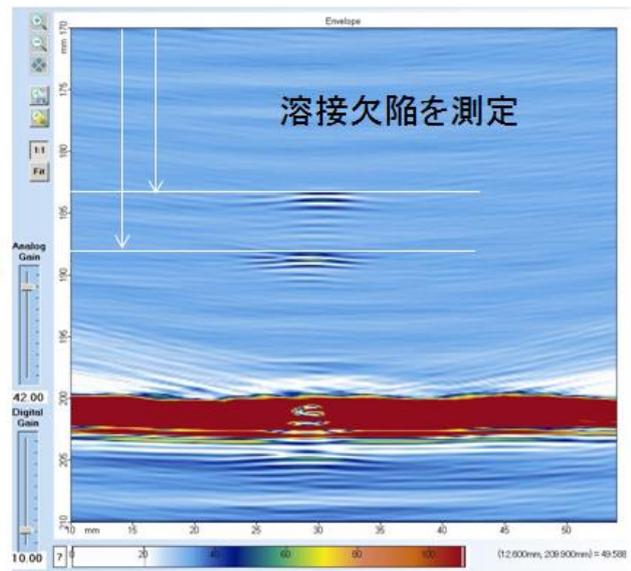
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-23 深さ 190mm、高さ 5mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



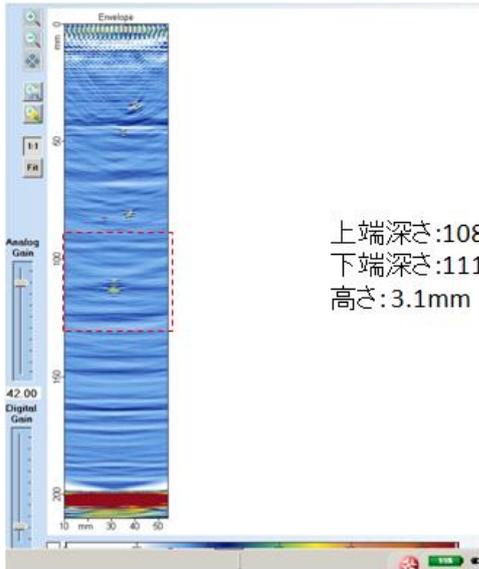
上端深さ:183.3mm  
 下端深さ:187.8mm  
 高さ:4.4mm

(a) 全体(0-200mm)



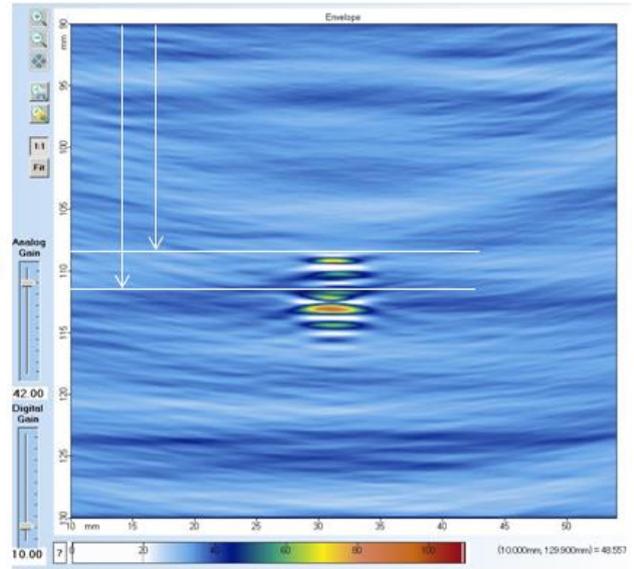
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-24 深さ 190mm、高さ 8mm スリットの測定結果  
 (周波数 5MHz, 垂直配置)



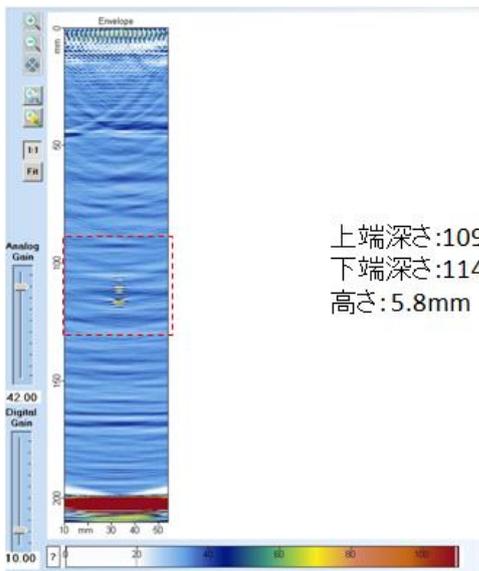
上端深さ:108.2mm  
 下端深さ:111.3mm  
 高さ:3.1mm

(a) 全体(0-200mm)



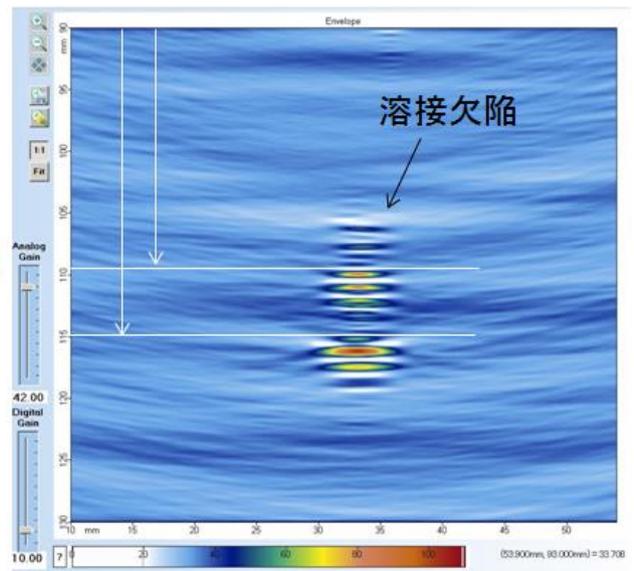
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-25 深さ 110mm、高さ 2mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)



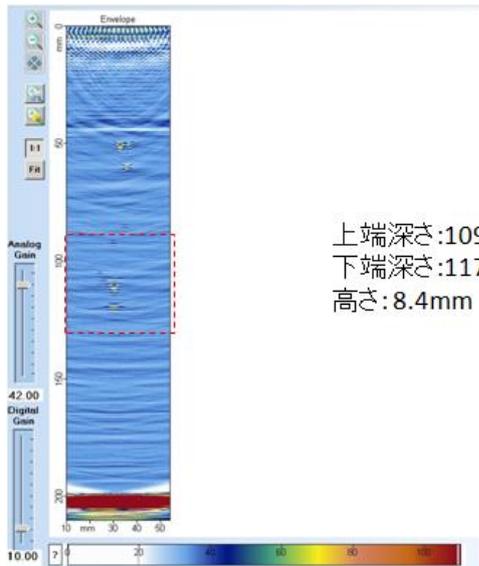
上端深さ:109.1mm  
 下端深さ:114.9mm  
 高さ:5.8mm

(a) 全体(0-200mm)



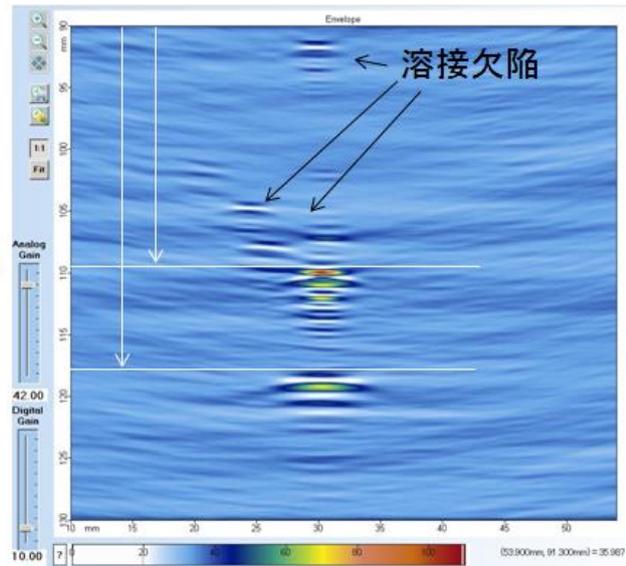
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-26 深さ 110mm、高さ 5mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)



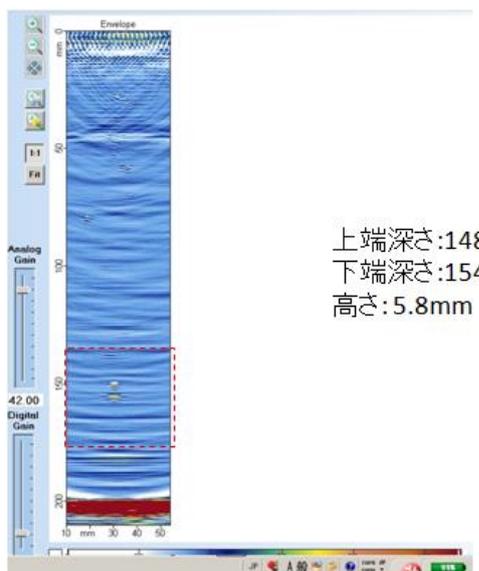
上端深さ:109.1mm  
 下端深さ:117.6mm  
 高さ:8.4mm

(a) 全体(0-200mm)



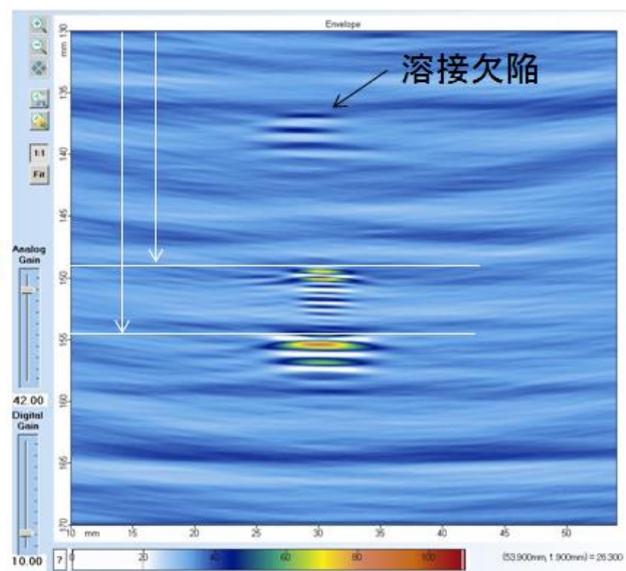
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-27 深さ 110mm、高さ 8mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)



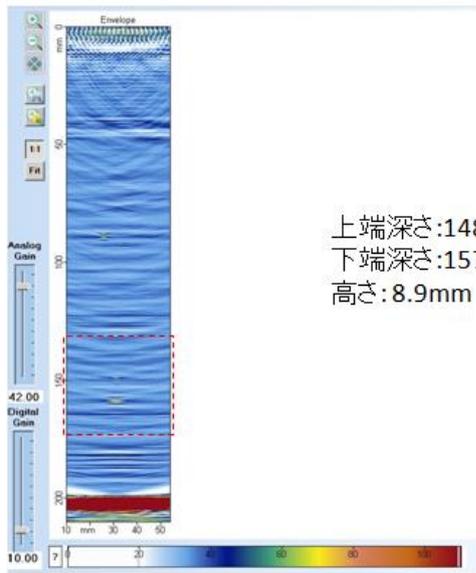
上端深さ:148.7mm  
 下端深さ:154.4mm  
 高さ:5.8mm

(a) 全体(0-200mm)



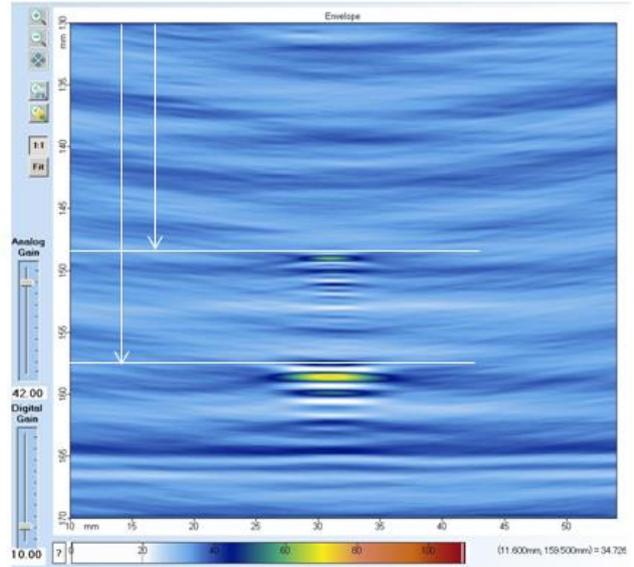
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-28 深さ 150mm、高さ 5mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)



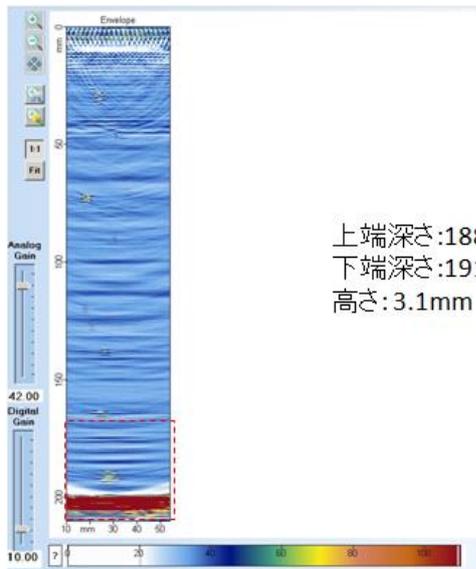
上端深さ:148.7mm  
 下端深さ:157.6mm  
 高さ:8.9mm

(a) 全体(0-200mm)



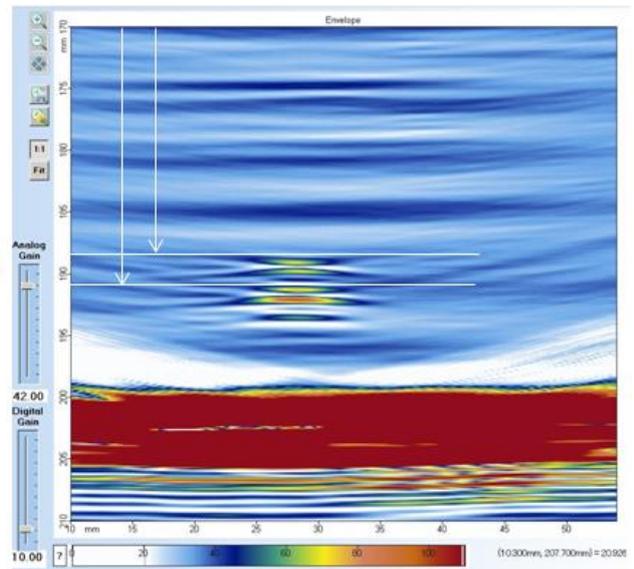
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-29 深さ 150mm、高さ 8mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)



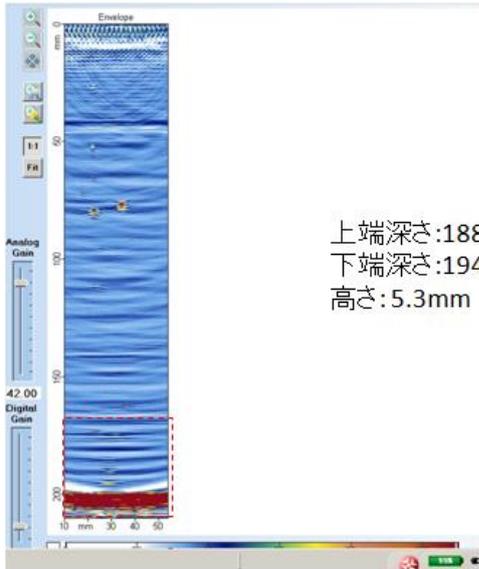
上端深さ:188.2mm  
 下端深さ:191.3mm  
 高さ:3.1mm

(a) 全体(0-200mm)



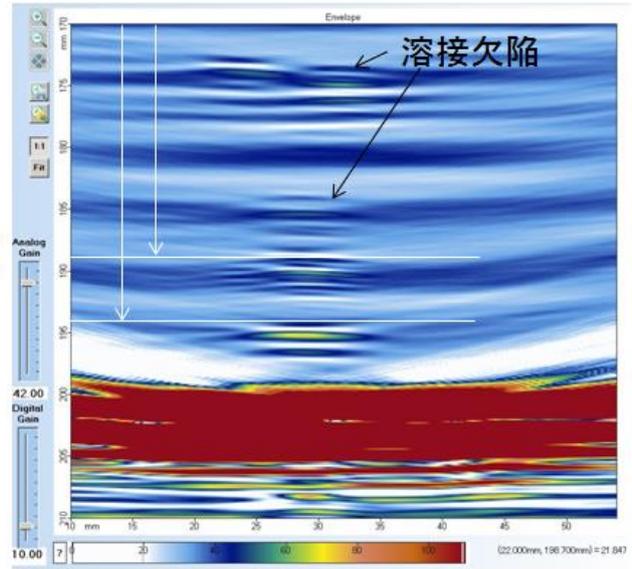
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-30 深さ 190mm、高さ 2mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)



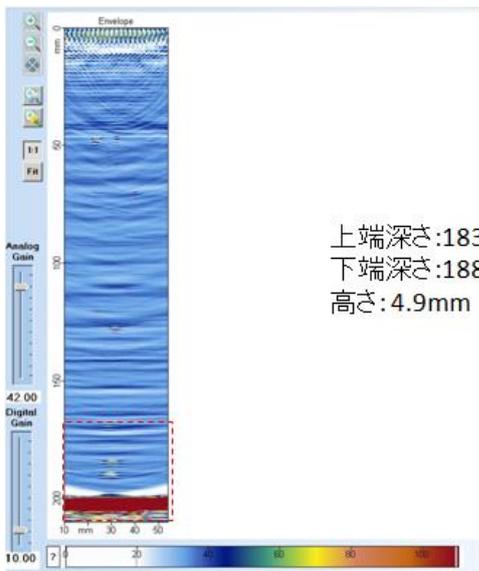
上端深さ:188.7 mm  
 下端深さ:194.0mm  
 高さ:5.3mm

(a) 全体(0-200mm)



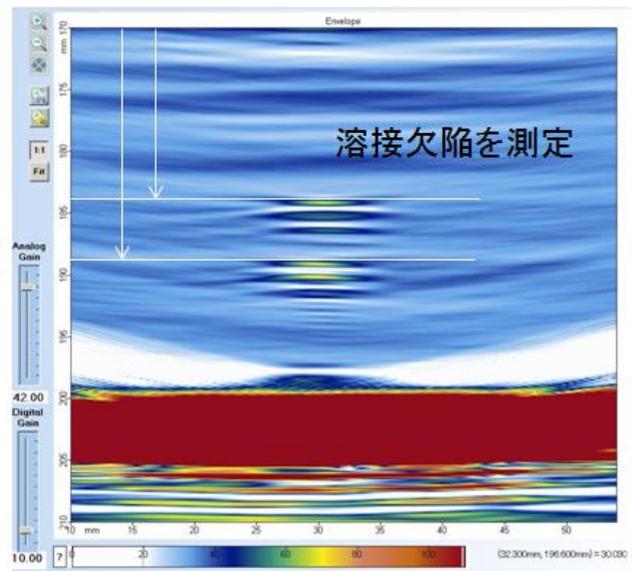
(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-31 深さ 910mm、高さ 5mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)



上端深さ:183.8 mm  
 下端深さ:188.7mm  
 高さ:4.9mm

(a) 全体(0-200mm)



(b)欠陥部拡大

図 6.4.6-32 深さ 190mm、高さ 8mm スリットの測定結果  
 (周波数 3MHz, 垂直配置)

#### 6.4.7 測定精度向上策に対する評価

平成26年度までの測定精度向上に関する検討で最適化された開口寸法(64mm)において、フェーズドアレイ法による集束条件の最適化による測定精度向上策を検討した結果、集束条件に応じて感度の向上は図れるものの、欠陥指示の広がりや狭める効果を改善することは困難であり、フェーズドアレイ法による精度向上策は限界に達したものと考えられる。そこで、最新の技術動向を反映しFMC-TFMという最新の手法の適用を検討した。まず、シミュレーション解析で効果の可能性を見極めたうえで試験により有効性を確認した結果、誤差は1mm程度以内であり条件が良ければ±0.5mm以内の精度が期待できることから、FMC-TFMにより精度向上が見込まれる可能性は確認された。ただし、いずれの条件においても、FMC-TFMを適用する上では、測定条件の決め方やデータをどのように解釈するのかといった要領の検討やデータ蓄積が今後重要になると考えられる。

今後、自然欠陥に対する測定精度を把握することが重要と考えられる。

### 6.5 近接欠陥の分解能に関する検討

#### 6.5.1 目的

平成26年度までに行った測定誤差要因の分析において、近接した複数の欠陥を一つの欠陥と評価することが誤差要因の一つになることが確認された[8]。その対策方法として、前述の単独の欠陥に対して、欠陥からの指示の広がりや狭めて識別性や分解能を向上させることが重要になるが、一方で、複数の欠陥における欠陥同士の干渉等に起因する誤差低減も重要である。ここでは、近接した欠陥に対して、それぞれの欠陥の分解能を向上させて測定誤差を低減する方法について検討する。

#### 6.5.2 実施概要

平成26年度までに欠陥寸法の測定誤差に対する主な誤差要因である、近接欠陥の分解能に関して、その向上策を検討する。近接した欠陥の分解能向上の検討方法としては、7.4 欠陥寸法および位置の測定精度向上に関する検討の進め方とほぼ同じであるが、ここでは、健全性評価において近接した欠陥をどの様にモデル化して評価するかを考慮して、分離すべき欠陥と一体となる欠陥を適切にモデル化できるような測定方法を検討する。

欠陥のモデル化方法については、日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格[5]等の国内外の文献を参考にすると、欠陥の間隔(S)が欠陥高さ(a)と同じか、それ以下( $S/a \leq 1$ )の場合または欠陥高さの1/2以下( $S/a \leq 0.5$ )の場合に合体して評価することが規定されている。このような条件は、超音波探傷試験の性能等を踏まえて設定されており、オーバーパックの溶接部を対象としたフェーズドアレイ法の条件でも、近接欠陥として分離して評価すべき欠陥を十分に分離できると考えられる。前述の検討結果においても、シミュレーション解析で深さ10mm刻みで設定した横穴を分離して指示が得られており、間隔が半分の5mmであっても十分に分離できる見込みがある。一方、それよりも狭く欠陥の高さと間隔が同じかそれ以下の間隙では、評価上合体した一つの欠陥とする必要があり、せまい間隔で近接する欠陥に対しては分離が困難な場合であっても、少なくとも合体した一つの欠陥として、その寸法を精度良く測定する必要がある。しかし、

平成26年度までの調査結果では、U字あるいはL字型に近接した欠陥では、極端な過大評価になる場合があることが確認されている。本検討では、FMC-TFMによる近接欠陥の寸法評価についての検討を行う。

検討の進め方は、欠陥の位置を任意に設定できる超音波シミュレーションを活用して適切な測定条件を把握した上で、探傷試験を行う。

### 6.5.3 解析方法および解析モデル

図 6.5.3-1 に解析モデルを示す。図 6.5.3-1 (a)は、高さ2 mmのスリット状の欠陥モデルを1 mmの間隙で縦方向に均一に配置したものであり、図 6.5.3-1 (b)はU字型の近接欠陥モデルである。これらの欠陥モデルに対してFMC-TFMのシミュレーション解析を行う。シミュレーション解析の条件は前述の表 6.4.3-1と同様とする。

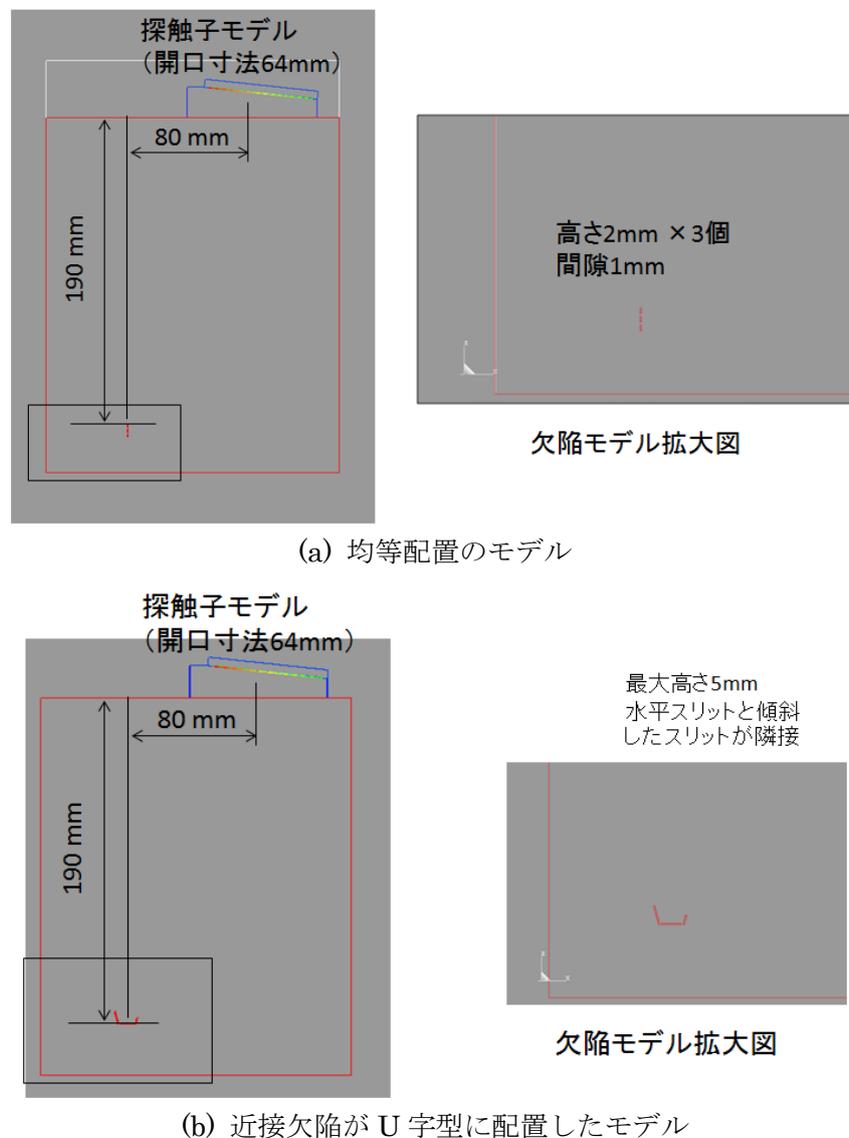


図 6.5.3-1 近接欠陥モデルとシミュレーション条件 (斜角法の例)

#### 6.5.4 超音波エコーシミュレーション結果

図 6.5.4-1 に均等に配置した欠陥モデルに対するシミュレーション解析結果を示す。図 6.5.4-1 (a)および(b)は各々フェーズドアレイ法と斜角法による FMC-TFM の結果である。どちらのモデルも個々の欠陥を分離することは困難であるが、これらの欠陥は近接欠陥の間隔が高さよりも小さいため、評価上は合体した欠陥としてもよい。実際に図 6.5.4-1 では高さ 8 mm として評価でき、一つの欠陥として識別することは可能と考えられる。

一方、図 6.5.4-2 から図 6.5.4-4 には U 字型の近接欠陥モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション解析結果を示す。各々斜角配置、溶接部上（垂直）およびフェーズドアレイ TOFD を想定した配置であるが、設定した欠陥の指示は分離あるいは形状に沿ってあらわれるものの、図中の矢印で示す様な欠陥がない部分からも指示があらわれる結果であった。設定した欠陥から得られる 3 か所の指示は高さ 5mm 程度であるが、全ての指示を一つの欠陥として評価すると 15mm 程度の高さとして評価される。これは、平成 26 年度までにフェーズドアレイ法の誤差要因として指摘されているものであり、U 字型の欠陥で多重反射することで生じる遅れエコーが原因と推定されている。FMC-TFM を適用した場合でも、この誤差要因を低減することは困難と考えられる。

FMC-TFM の適用により測定精度向上の可能性が確認されたため、近接欠陥の分解能向上も期待されたが、超音波の多重反射等に起因する遅れエコーが原因の誤差は改善が困難であった。

このような誤差要因を改善する方法の一つとして、図 6.5.4-5 に示す様に溶接部の横から超音波を送受信する方法が考えられる。図 6.5.4-6 はそのシミュレーション解析結果であり、図 6.5.4-2 から図 6.5.4-4 で欠陥モデルの下側に生じる指示はあらわれていない。このデータから高さ（図の縦方向の寸法）を評価すると 5mm 程度となり、ほぼ設定どおりの高さを評価できると考えられる。近接欠陥を適切に評価するためには、超音波を送受信する方向（探傷面）を複数選定することが重要と考えられる。

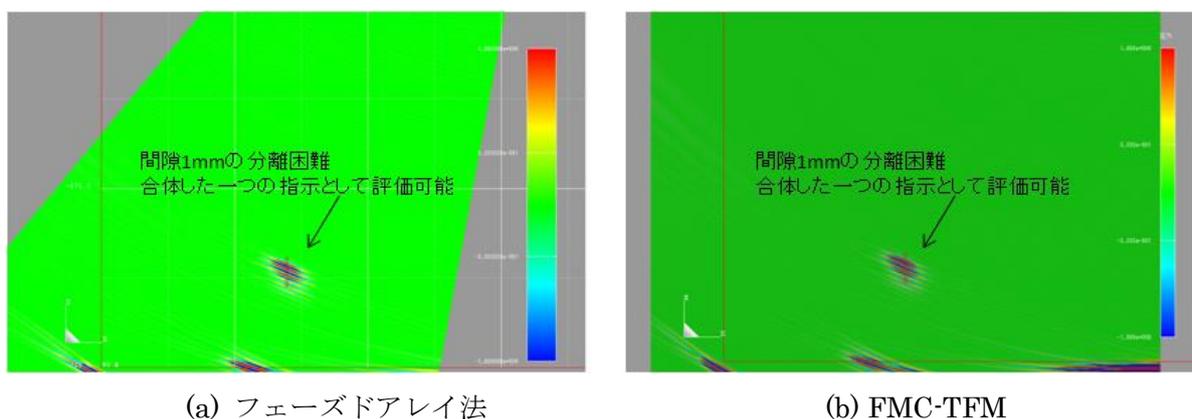


図 6.5.4-1 均等配置の近接欠陥モデルに対するシミュレーション結果  
斜角法（周波数 2MHz 開口寸法 64mm）

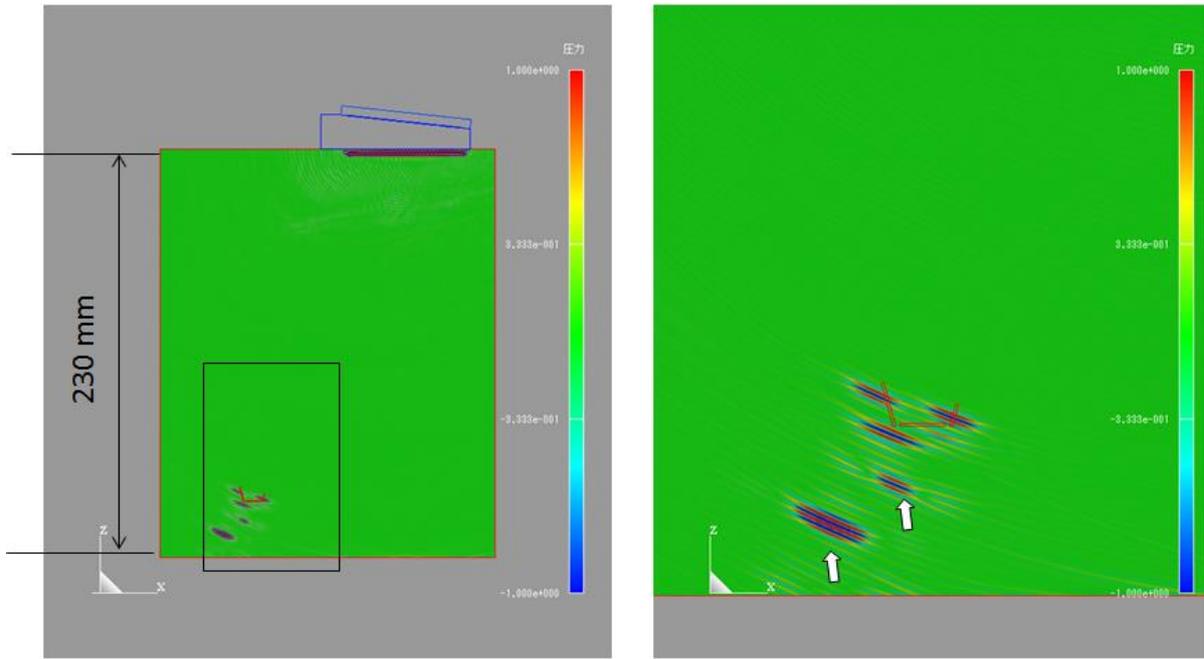


図 6.5.4-2 U字型欠陥モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果  
斜角法 (周波数 2MHz 開口寸法 64mm)

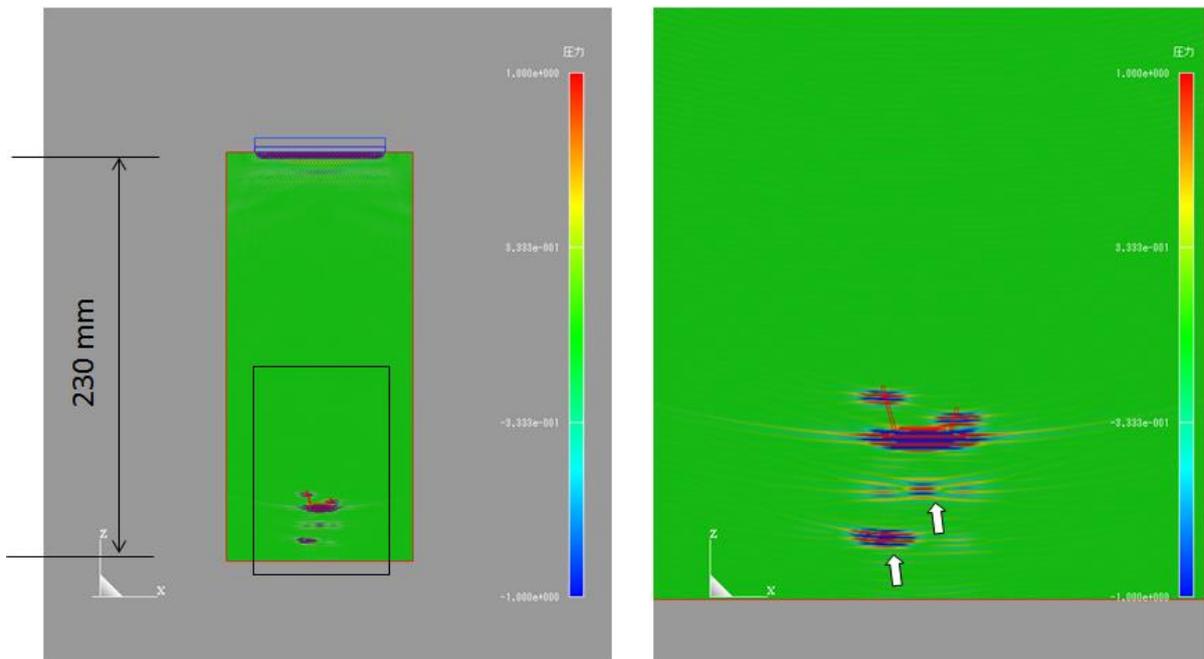


図 6.5.4-3 U字型欠陥モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果  
溶接部上 (垂直) (周波数 2MHz 開口寸法 64mm)

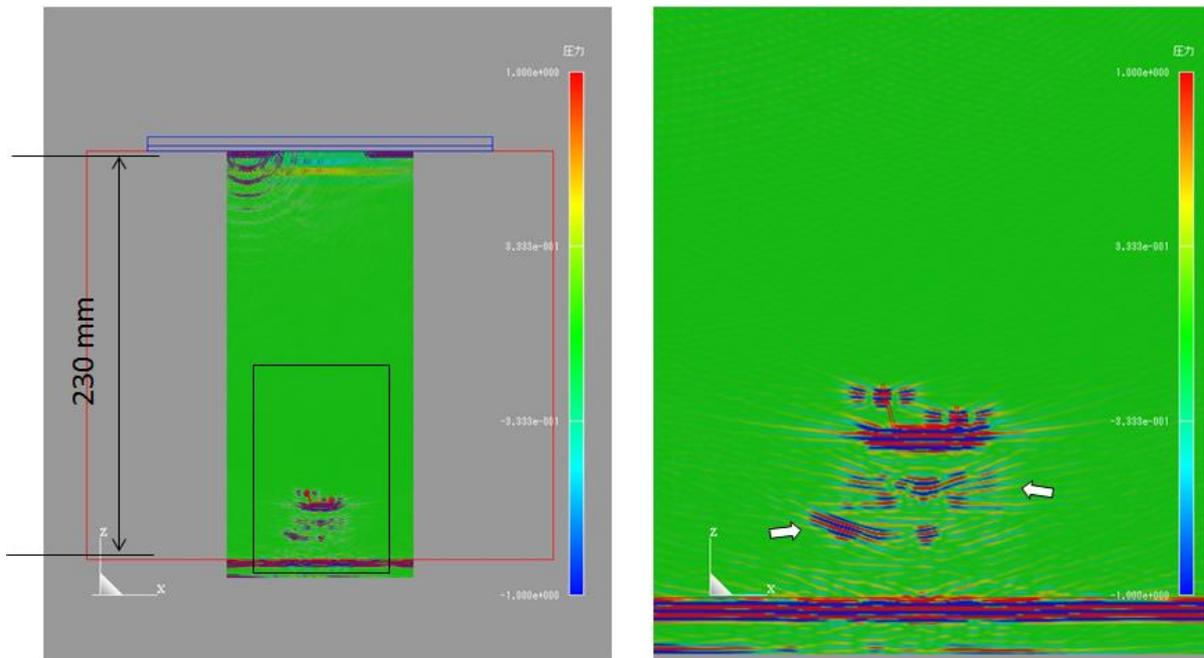


図 6.5.4-4 U字型欠陥モデルに対する FMC-TFM のシミュレーション結果  
フェーズドアレイ TOFD 法想定 (周波数 2MHz 開口寸法 64mm×2)

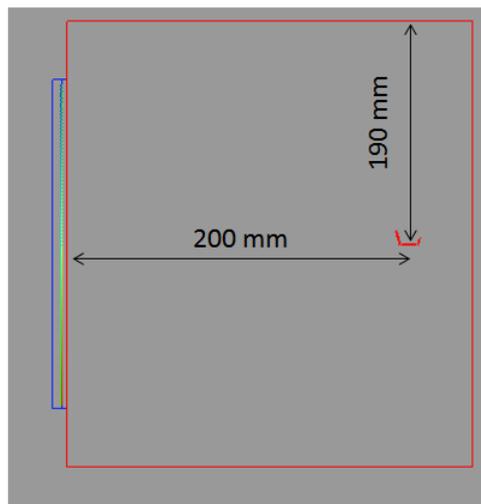


図 6.5.4-5 U字型欠陥モデルに対する側面からの送受信の解析モデル  
(周波数 2MHz 開口寸法 64mm)

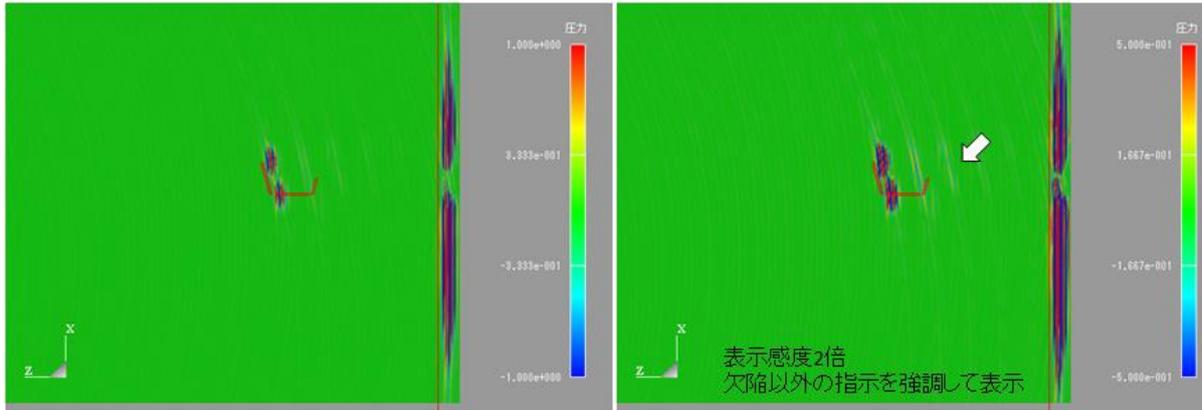


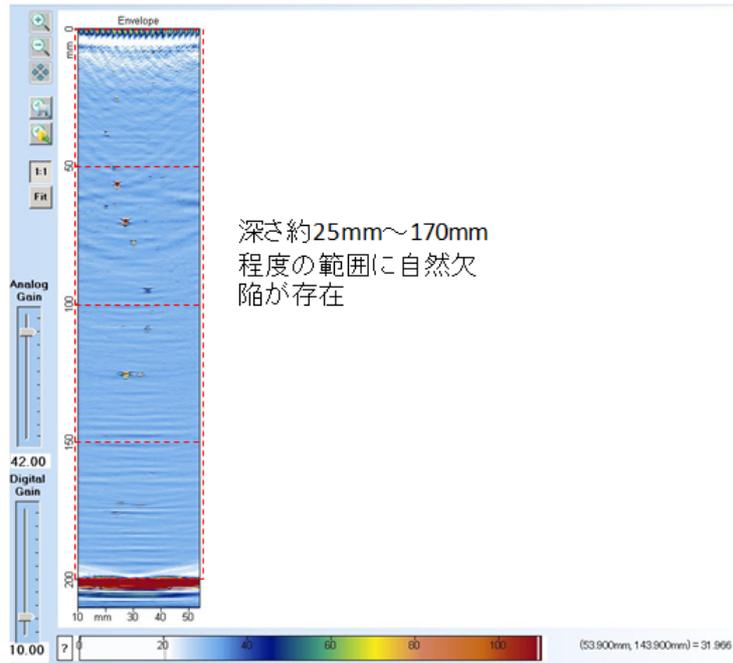
図 6.5.4-6 U字型欠陥モデルに対する側面からの送受信のシミュレーション結果  
(周波数 2MHz 開口寸法 64mm)

### 6.5.5 超音波探傷試験方法

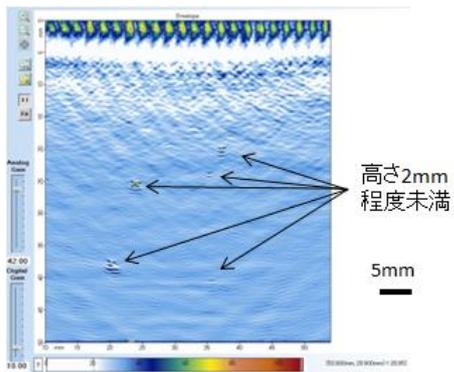
探傷試験は、図 6.4.5-1 に示した人工欠陥付与模擬試験体内の自然欠陥に対して測定を行う。

### 6.5.6 超音波探傷試験結果

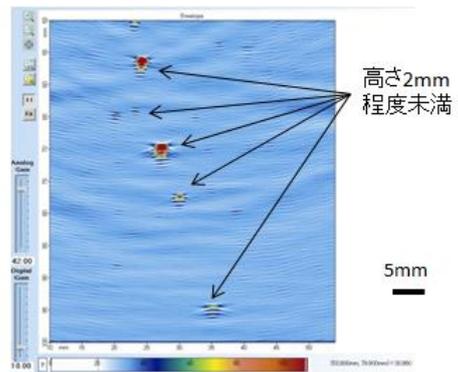
FMC-TFM による近接欠陥分解能向上に対する適用性を確認するため、自然欠陥の測定を行った。試験体は図 6.4.5-1 に示した人工欠陥付与模擬試験体を用い、人工欠陥を付与していない 2箇所（計画外の溶接欠陥が発生した箇所）(X=90 および X=165 と呼ぶ) を対象とした。図 6.5.6-1 および図 6.5.6-2 に測定結果を示す。測定結果は、(a)に板厚全体の測定結果と(b)–(e)に深さ 50 mm の範囲毎に拡大表示した結果を示した。(a)には、深さ 20 mm 程度から 170 mm 程度までの欠陥が一画面で検出され、各々最大でも高さ 2 mm 程度の欠陥が複数個確認できる。同程度の深さ位置で近接した指示の間隔は 3 mm から 5 mm 程度であった。したがって、5 mm 程度の間隔以上の間隔であれば分離して測定できると考えられる。これらの欠陥は、意図して付与した欠陥ではないため、測定結果の妥当性については現時点で判断することはできないが、図(a)から(d)は条件を変えずに測定しており、FMC-TFM により表面近傍から深さ 190 mm 程度までの範囲に対して、5 mm 程度の近接した欠陥を分離して評価できることが確認された。今後、切断調査等により実際の欠陥寸法や位置を調査し、FMC-TFM の適用性を検証することが重要と考えられる。



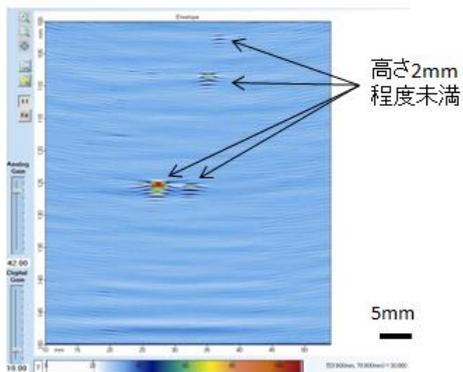
(a) 全体 (0-200mm)



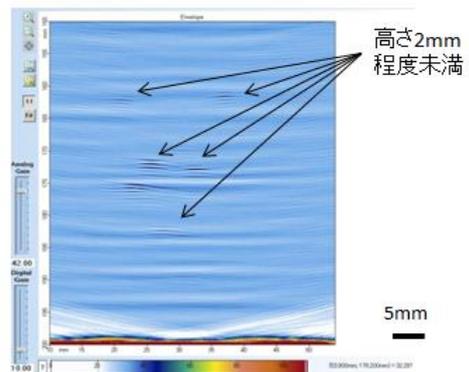
(b)0-50mm



(c)50-100mm

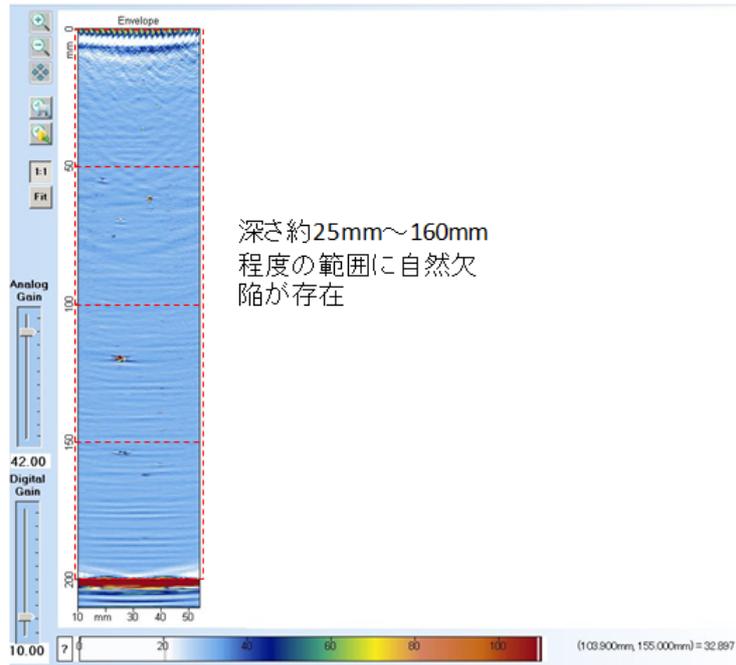


(d)100-150mm

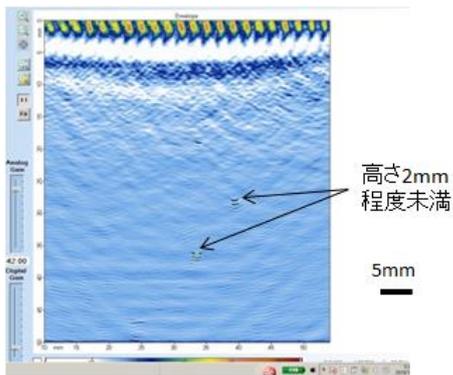


(e)150-200mm

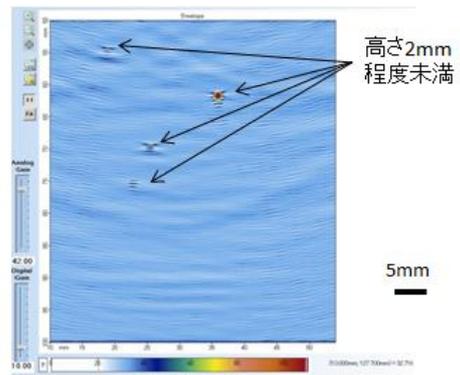
図 6.5.6-1 自然欠陥に対する FMC-TFM による測定例 溶接部上 (垂直)  
(人工欠陥付与模擬試験体の欠陥付与部以外 X=90 の例 周波数 5MHz 開口寸法 64mm)



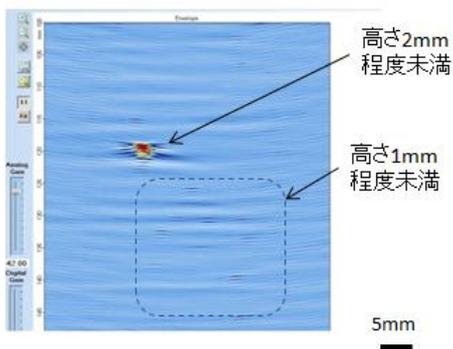
(a) 全体 (0-200mm)



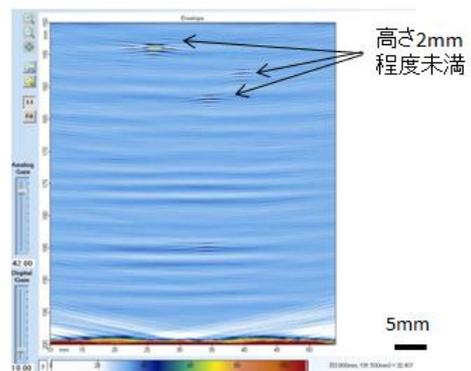
(b) 0-50mm



(c) 50-100mm



(d) 100-150mm



(e) 150-200mm

図 6.5.6-2 自然欠陥に対する FMC-TFM による測定例 溶接部上 (垂直)  
(人工欠陥付与模擬試験体の欠陥付与部以外 X=165 の例 周波数 5MHz 開口寸法 64mm)

### 6.5.7 近接欠陥の分解能向上に関する評価

近接欠陥の分解能向上に関する検討において、FMC-TFM を適用することで、表面近傍から深さ 190 mm までの分解能の向上が図れる可能性があることを確認した。ただし、近接欠陥の形状や位置等の影響により超音波が多重反射するなどによって生じる遅れエコーに起因する誤差は、FMC-TFM であっても低減困難である。このような欠陥が検出された場合には、蓋の上部と胴体の側部など異なる探傷面から超音波を送受信する方法等を用いることで、欠陥寸法の測定結果に対する信頼性を向上させることができると考えられる。自然欠陥に対する測定についても、FMC-TFM による分解の向上の効果を確認できたが、今後、実際の欠陥寸法や位置の調査結果と対比した適用性の検証が重要と考えられる。

## 6.6 まとめ

平成 26 年度までの研究開発結果を考慮して、研究開発計画の策定、測定精度向上に関する検討および近接欠陥の分解能に関し計画通りに検討を行った。測定精度向上に関する検討では、FMC-TFM により測定精度向上の可能性が確認された。今後は、自然欠陥に対する測定精度を把握することが重要であると考えられる。また、近接欠陥の分解能に関する検討では、FMC-TFM の適用で表面近傍から深さ 190 mm までの板厚全体に対して、分解能が向上する可能性が示唆された。今後、実欠陥の調査結果と対比した適用性の評価を行うことが重要である。

## 第6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 処分システム工学要素技術高度化開発報告書ー平成19年度～平成24年度の取りまとめ報告書ー(2013).
- [2] 原子力環境整備促進・資金管理センター：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)ー人工バリア品質／健全性評価手法の構築ーオーバーパック(2014).
- [3] 日本機械学会、発電用原子力設備規格 設計・建設規格、JSME S NC1-2012(2012).
- [4] 日本機械学会、発電用原子力設備規格 溶接規格、JSME S NB1-2012(2012).
- [5] 日本機械学会、発電用原子力設備規格 維持規格、JSME S NA1-2012(2012).
- [6] 日本工業標準調査会：JIS Z 2300:2009 非破壊試験用語(2009).
- [7] 小林英男：破壊力学、共立出版(1993).
- [8] 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成26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)ー人工バリア品質／健全性評価手法の構築ー オーバーパック(2015).
- [9] 山口剛司、Patrick Tremblay、Daniel Richard：FMC(フルマトリックスクャプチャ)手法の開発と検証、非破壊検査協会、平成24年度秋季大会講演概要集、pp.135-136(2012).
- [10] 村井純一、ブラコニエゴミック、横濱信也：アレイ型超音波探触子を用いたリアルタイム開口合成法と高速化、非破壊検査協会、第23回超音波による非破壊評価シンポジウム講演論文集(2016).

## 第7章 まとめ

### 7.1 オーバーパック健全性評価手法の構築

炭素鋼オーバーパックの腐食評価では、期待される寿命を達成するための腐食代の設定、およびその根拠を提示することが目的となる。そのためには埋設環境下で全面腐食挙動を示すこと、その際の腐食総量または腐食速度が把握できることの2つが重要である。金属材料の腐食は環境因子と材料因子の組み合わせで生じる。しかしながら、実処分環境はサイトが決まっていないことから、環境条件は **Generic** なものをリファレンスとして検討を行った。一方、材料因子については、母材の成分、溶接材料の有無、溶接材料の成分、入熱を支配する溶接手法などが設計・製作工程で制御可能であることから、材料の選定や入熱の観点から腐食評価を実施し、溶接部の仕様や製作技術の選択に資する知見を整備することとした。

オーバーパック構造評価では、荷重条件、破損要因、材料劣化要因について整理した。破損要因としては、通常時には延性破壊、崩壊、溶接欠陥を起点とした破壊の3つを防止する必要があることを示した。巨大地震などの異常時には、断層運動にともなうせん断負荷による弾塑性破壊の発生が考えられるため、想定されるせん断負荷に対して裕度を考慮して板厚を設定しておく必要がある。材料劣化事象としては、埋設後の長期間を考えてもガラス固化体からの放射線照射および腐食により発生する水素の吸収による脆化のみであり、脆化による材料強度の低下について検討する必要があることを示した。

荷重条件、破損要因、材料劣化事象を考慮して、埋設後の検査や補修を必要とせずにオーバーパックが健全性であることを判断するための構造評価方法について検討した。オーバーパックの破損について、破壊の駆動力と破壊抵抗の観点から検討し、強度評価および欠陥評価のフローチャートを作成した。その結果から、構造評価に関する研究開発課題を抽出し、研究開発課題を設定した。

### 7.2 現象理解の腐食試験

実験室規模の単純系の腐食試験では低酸素雰囲気下での浸漬試験の維持管理を実施した。低酸素雰囲気の炭素鋼溶接部の浸漬試験は、現在5年および10年間の長期のデータ取得特にに向けた試験を実施中である。また、ガラスアンブル法によるチタンの浸漬試験については、6年目の浸漬試験片の分析を行った。Ti および Ti+0.15Pb の母材と溶接部の腐食速度は、6年目で全ての試験片で  $10^{-2} \mu\text{m/y}$  を下回った。母材に比べて溶接部の腐食速度は遅いという結果が得られている。

複雑系における溶接部の耐食性を評価するための工学規模試験のうち、幌延 URL での試験を継続して実施中し、腐食に関する試験データを取得している。幌延 URL での試験では、ガラス固化体からの発熱を想定して、オーバーパック表面で  $80^{\circ}\text{C}$  の状態を再現するために、模擬オーバーパック内部にヒーターを設置し、加熱を開始した。また、地上施設での工学規模試験では、幌延 URL と同様の溶接部付き模擬オーバーパックを試験体として腐食試験を開始し、試験データを取得している。幌延 URL および地上施設での腐食試験で3電極センサーと ACM センサーから想定される腐食速度は、約  $0.2\text{mm/y}$  となった。今後は流入する地下水の溶存酸素濃度を計測し、そ

の物質収支を確認する必要がある。

小規模要素試験として経時変化確認試験と不均質条件試験を実施した。小規模要素試験のための試験装置を設計し、腐食試験を実施した。これらの試験を継続して実施し、工学規模試験の試験期間中の腐食状況を想定、腐食挙動の評価に資するデータを継続的に蓄積する。また地上ラボ試験として3電極式腐食センサーの性能確認試験を実施した。

腐食計測技術の適用性として in-situ な腐食計測が実施可能な腐食計測技術として、腐食レジストリー法、直流電位差法、インピーダンス(EIS)法について、地層処分事業への適用性の調査を実施した。

### 7.3 溶接部の限界き裂寸法

炭素鋼製オーバーパックの平蓋形状を対象として有限要素解析を実施し、溶接部の残留応力分布および限界き裂寸法を求めた。溶接部の残留応力解析では、軸方向の最大値で約 270 MPa の引張応力が発生した。求めた残留応力分布に対して残留応力低減解析を実施した結果、軸方向の最大値で約 50 MPa の引張応力に改善できることが確認できた。ガラス固化体の制限温度に注意する必要があるが、温度の保持時間を伸ばすなどにより、残留応力のさらなる低減が期待できると考えられる。

溶接深さに関する検討では、外圧に対する K 値はマイナスまたは無視できるくらいに小さく、溶接部の全層溶接は必ずしも必要ないことがわかった。溶接深さを浅くすることにより、溶接の品質向上、残留応力の低減、溶接欠陥の減少、さらに溶接後の非破壊検査における欠陥寸法や位置の測定精度の向上が期待できる。また、き裂先端の K 値の解析では、K 値に対する外圧の寄与は小さく、残留応力の寄与が支配的であることがわかった。解析の結果から、破壊靱性値をパラメータとして、許容残留応力と限界き裂寸法を算出した。

### 7.4 炭素鋼の脆化量予測

照射によるオーバーパックの損傷量を予測するための予備モデルとして、モンテカルロ法を用いた銅原子クラスターの核生成プロセスのシミュレーションモデルを構築した。その計算結果と既存の照射データを比較して、データの傾向を再現することができた。とくに、中性子フラックスが低く、損傷速度が低い照射条件では、銅原子クラスターが多く形成され、脆化が進むという傾向を再現することができた。今後は、銅原子クラスターだけでなく、転位ループやボイドも併せて、それらの核生成と成長を考慮し、照射によるナノスケールの構造の変化を表現する。

また、炭素鋼の脆化因子に対する材料組成、照射温度、照射速度および溶接の影響を調べるために、Fe イオンを用いて試験片に照射し、ナノスケールの組織の分析を実施した。炭素鋼の脆化因子として、転位ループと溶質クラスターの形成が認められた。また、超微小硬さ試験で硬化量を測定し、転位ループおよび溶質クラスターの形成が硬化に寄与することがわかった。照射損傷による脆化量の増加をマイクロ組織の変化で説明するためには、さらに詳細な分析と検討を継続して行う必要がある。

使用済燃料の冷却期間の長期化が、ガラス固化体の放射能におよぼす影響を調べるために、使用済燃料の燃焼解析を行い、ガラス固化体の放射能を求めた。その結果、使用済燃料の冷却期間

が長期化しても、4年冷却の使用済燃料よりもガラス固化体1本当たりの放射能が大きくなることはないと考えられるため、現状では、オーバーパックの脆化量予測は、45GWd/THMの4年冷却の使用済燃料から製造されるガラス固化体を対象とすれば十分であると考えられる。今後、高燃焼度化した $\text{UO}_2$ 燃料やMOX燃料からの使用済燃料が発生するため、将来的には、それらの使用済燃料から発生するガラス固化体を対象としたオーバーパックの照射線量を調べる必要がある。

#### 7.5 超音波探傷試験による欠陥寸法の定量化

平成26年度までの研究開発結果を考慮して、研究開発計画の策定、測定精度向上に関する検討および近接欠陥の分解能に関し計画通りに検討を行った。測定精度向上に関する検討では、FMC-TFMにより測定精度向上の可能性が確認された。今後は、自然欠陥に対する測定精度を把握することが重要であると考えられる。また、近接欠陥の分解能に関する検討では、FMC-TFMの適用で表面近傍から深さ190 mmまでの板厚全体に対して、分解能が向上する可能性が示唆された。今後、実欠陥の調査結果と対比した適用性の評価を行うことが重要である。