

平成26年度安全研究成果調査票  
(事後評価)

平成27年7月

## 目次

番号	プロジェクト名	ページ
A13	原子炉水質管理技術高度化対策事業	1
A16	海水腐食評価事業	10
B02	アクシデントマネジメントの知識ベース整備	20
B04	シビアアクシデント晩期の格納容器閉じ込め機能の維持に関する研究	30
D05	福島第一事故を踏まえた震源極近傍の地震動評価の高度化	40

A：主担当 安全技術管理官（システム安全担当）付

B：主担当 安全技術管理官（シビアアクシデント担当）付

D：主担当 安全技術管理官（地震・津波担当）付

※上記以外のプロジェクトについては、中間評価又は年次評価の調査票を参照

## (A13)原子炉水質管理技術高度化対策事業

担当：安全技術管理官(システム安全担当)付

## 1. 研究概要（実施期間：平成 24 年度～平成 26 年度）

国内軽水炉の 3 分の 1 以上は既に 30 年以上の長期供用がなされている。新規制基準では、供用期間が 30 年及び 40 年目に重要設備の高経年化対策の状況を確認することを目的として高経年化技術評価を行い、必要な高経年化対策については保安規定に反映させることが求められている。高経年化に係る劣化事象のうち応力腐食割れ（Stress Corrosion Cracking。以下「SCC」という。）の防止対策の一つとして、炉水の溶存酸素濃度を低減させ SCC を抑制する技術の適用が進められている。SCC については、原子炉冷却材中の材料の電気化学的腐食電位（Electro-chemical Corrosion Potential。以下「ECP」という。）を腐食環境の評価指標とすることができる。本事業は、加圧水型原子炉（Pressurized Water Reactor。以下「PWR」という。）及び沸騰水型原子炉（Boiling Water Reactor。以下「BWR」という。）を対象に、水の放射線分解による水質変化の定量的把握とそれに伴う腐食電位の変化を評価する手法を構築することを目的として、軽水炉の水質管理に関する現在の動向を整理し、その結果に基づき、腐食環境を評価する指標である ECP を用いた放射線場での腐食環境を評価するための ECP 解析コードを作成した。

平成 24 年度及び 25 年度に、PWR 及び BWR の水質管理に関して国内外の現在の動向を整理した。特に $\gamma$ 線、中性子線等による水の放射線分解（以下「ラジオリシス」という。）解析に関する最近の研究成果を調査し、ECP を用いて放射線場での腐食環境を評価することとした。

平成 25 年度及び 26 年度に ECP を指標として腐食環境の変化を評価できるツールとして ECP 解析コードの作成を行った。また、平成 26 年度には、ECP 解析コードにより得られる ECP 計算値が実験で得られた値（ECP 実験値）と合致しているかを、非放射線場及び放射線場での ECP 測定結果及び放射線場で形成された酸化皮膜の分析により多面的に確認した。加えて、PWR 環境下における応力腐食割れ（Primary Water Stress Corrosion Cracking。以下「PWSCC」という。）について、溶存水素濃度との関係を中心に文献調査を実施した。また PWR 一次系への亜鉛注入の有無における SCC 試験及び ECP 測定試験を実施し、微量の亜鉛の注入が SCC 及び ECP に影響を与えないことを確認した。以上より、ECP 解析コードによって水の放射線分解による水質変化の定量的把握とそれに伴う腐食電位の変化を評価する手法を構築した。

## 2. 研究期間を通じた主要成果

## 2.1 計画の検討・試験準備

## 2.1.1 PWR 及び BWR の水質管理とラジオリシス解析に関する調査

PWR 及び BWR における水質管理の現状を整理するとともに、ラジオリシス解析に関する最近の研究成果を調査した。

PWR の運転中は比較的高濃度の水素が注入されているため、溶存水素濃度が高く溶存酸素濃度が非常に低く維持されている。PWR における一次冷却材（以下「炉水」という。）の溶存水素濃度の基準値は 15～50 cc-STP/kg-H<sub>2</sub>O であり、25～35 cc-STP/kg-H<sub>2</sub>O に管理さ

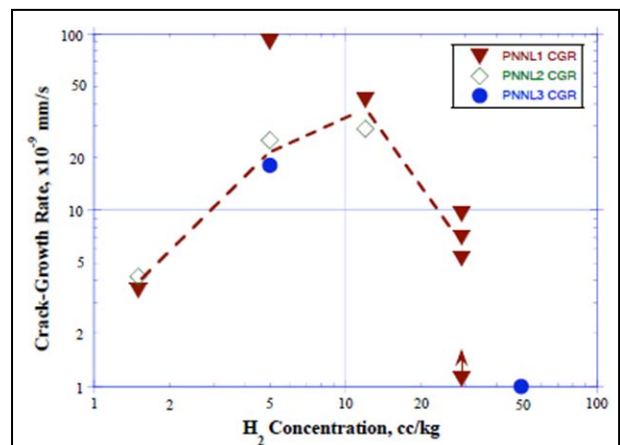


図1 水素濃度と亀裂進展速度の関係<sup>1)</sup>

Fig.1 Summary of current measurements showing a maximum in SCC growth rates in alloy182 weld metal at intermediate H<sub>2</sub> concentrations.

れている。しかし、PWSCC の亀裂進展速度が溶存水素濃度に対してピークを示すことが報告 (図 1)<sup>1)</sup>、されており、現状の管理値より高い溶存水素濃度又はより低い溶存水素濃度での管理が国内外で検討されている。我が国では、低い溶存水素濃度領域での PWSCC の発生の抑制効果が報告されている<sup>2)</sup> (図 2) ことから、溶存水素濃度を低下させることにより、炉水中での酸化剤の生成を抑制しつつ PWSCC 発生時間を長時間化させること、また、放射性核種である Co-58 を減少させることが期待されている。なお、PWR 炉水水質と ECP との関係についてはこれまであまり着目されていない。

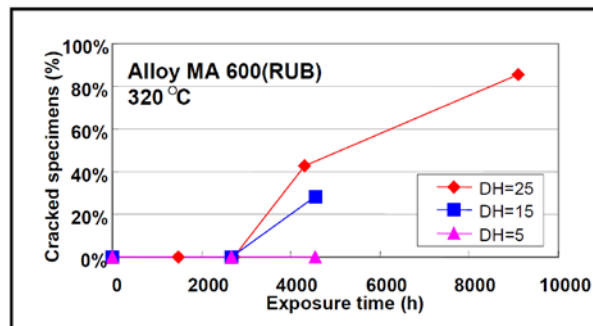


図 2 320℃における PWSCC 発生試験の結果<sup>2)</sup>  
Fig.2 Results of PWSCC Initiation Test at 320 deg C  
(DH: Dissolved Hydrogen)

BWR では炉水中の溶存酸素濃度がラジオリシスによる酸素の生成と気相への移行とのバランスで決定されるが、給水から水素を注入することにより炉内での溶存酸素濃度を低減させることが可能であり、構造材料の SCC 対策として国内外の BWR で連続的な水素注入が行われるに至っている。しかし、水素注入量の増加に伴う主蒸気系の線量率の増大を考慮すると水素の注入量には限界があり、PWR と比較して溶存酸素濃度が高い環境となっている。また、BWR では SCC を評価する指標として ECP が用いられており、SCC と ECP との相関、酸素濃度や過酸化水素濃度等と ECP との相関が多くの研究により検討されている。例えば、鋭敏化ステンレス鋼の IGSCC と ECP との関係が調べられており、ECP が -230mV vs SHE 以下では SCC の発生が認められないという研究結果<sup>3)</sup>が報告されている。

以上の調査結果に基づき、ECP を用いて放射線場での腐食環境を評価する場合に必要な放射線場での腐食環境を評価するに当たってラジオリシス評価に関する調査を行い、PWR 及び BWR における解析に用いる  $\gamma$  線、高速中性子線及び  $\alpha$  線に対する各分解生成物の G 値 (収率)、反応速度定数、活性化エネルギー等を整理した。

### 2.1.2 試験計画の立案

BWR については、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が所有する材料試験炉 (Japan Materials Testing Reactor、以下「JMTR」という。) の炉心の放射線場にて構造材料の ECP を測定して ECP 解析コードの妥当性の確認を行うことを想定し、JMTR 照射孔における水の吸収線量率の評価及び水質変化に係る予備的な解析を行った。その結果から、BWR 炉内各部と対応する照射孔を評価し、ECP 解析コードの妥当性を確認する試験に用いる照射キャプセルの基本計画を立案した。

PWR については、ノルウェーのハルデン炉の炉心に PWR 炉水を模擬した高温高压水を通水する圧力フラスクを装荷し、その内部で ECP 測定を行うことで ECP 解析コードの妥当性の確認を行う計画を立案した。

## 2.2 ECP 解析コードの作成

2.1.1 に基づき、ECP を用いて放射線場での腐食環境を評価する手法を作成した。炉内ではラジオリシスによって過酸化水素等の酸化剤が発生し水質が変化するため、ラジオリシスによる水質の変化を解析する「ラジオリシス解析モジュール」及びラジオリシス解析モジュールの出力結果に基づいて ECP を算出する「ECP 解析モジュール」で構成される ECP 解析コードを作成した (図 3)。ECP 解析コードは、任意に入力した放射線量、初期水質、温度等の条件下で ECP を評価することが可能なものとした。ECP 解析コードが対象とする合金は、BWR でステンレス鋼の SCC 事例が報告されていることを踏まえ、ステンレス鋼とした。

### 2.2.1 ラジオリシス解析モジュールの作成

ラジオリシス解析モジュールは、JMTR にて妥当性が確認されているモジュールである「WRAC-JM」<sup>4)</sup> を基に作成した。本プロジェクトでは、PWR 炉水中に添

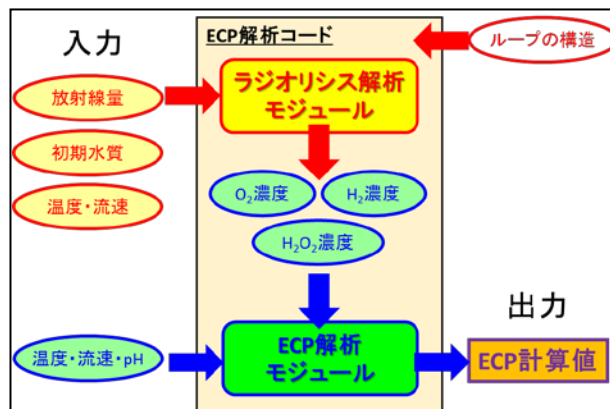


図 3 ECP 解析コードの計算方式  
Fig.3 Procedure of ECP calculation code

加されたホウ素が中性子を受けると  $^{10}\text{B}(n,\alpha)^7\text{Li}$  反応により  $\alpha$  線を放出することを考慮するため、WRAC-JM に  $\alpha$  線による放射線分解の効果を導入し、流路の合流及び分岐に対応できるよう当該モジュールに改良を加えた。

解析では、評価対象のループを複数のノードに分割し、水の流れに沿って各ノードにおける化学種濃度を式(1)により計算し、ノードごとに溶存水素濃度、溶存酸素濃度及び過酸化水素濃度を出力した。式(1)の右辺の第一項は  $\gamma$  線、第二項は中性子線、第三項は  $\alpha$  線の照射による化学種  $i$  の生成、第四項は化学種  $m$  と  $n$  による化学種  $i$  の生成、第五項は化学種  $i$  と化学種  $s$  による化学種  $i$  の消失、第六項及び第七項は金属表面での反応項並びに第八項及び第九項は隣接ノードとの接続項である。なお第四項から第七項は、12 種類の化学種 ( $\text{H}_2$ 、 $\text{O}_2$ 、 $\text{H}_2\text{O}_2$ 、 $\text{H}_2\text{O}$ 、 $\text{H}^+$ 、 $\text{OH}^-$ 、 $\text{H}$ 、 $\text{OH}$ 、 $\text{O}_2^-$ 、 $\text{HO}_2$ 、 $\text{HO}_2^-$  及び  $e^-$ ) による 30 種類の反応に基づいて算出する。さらに各反応における反応速度定数については、アレニウス式により温度影響の補正を行う。また第八項及び第九項については、隣接ノードとの接続の際に温度差に由来するノード同士の密度の差を考慮して各化学種濃度を算出する。

$$\frac{\partial C_i^j}{\partial t} = \frac{\rho}{100N_A e} (g_i^\gamma Q^{\gamma j} + g_i^n Q^{nj} + g_i^\alpha Q^{\alpha j}) + \sum_{m,n} k_{mn}^i C_m^j C_n^j - C_i^j \sum_s k_{is} C_s^j + \sum_{m,n} k_{mn}^{wi} C_m^j C_n^j - C_i^j \sum_s k_{is}^w C_s^j + C_i^{j-1} \frac{G_{in}^j}{V^j} - C_i^j \frac{G_{out}^j}{V^j} \quad (1)$$

$C$ : 化学種濃度(mol/l)  $\rho$ : 水の密度(kg/l)  $N_A$ : アボガドロ数(1/mol)  $e$ : 1V の電位による電子のエネルギー(J/eV)  
 $g$ : G 値(1/100eV)  $Q$ : 水のエネルギー吸収量(Gy/s)  $k$ : 反応速度定数(1/mol/s)  
 $G$ : 流量( $\text{m}^3/\text{s}$ )  $V$ : 水の体積( $\text{m}^3$ )  $i, m, n, s$ : 添字 (化学種)  $w$ : 添字 (壁面)  $\gamma$ : 添字 ( $\gamma$  線)  
 $n$ : 添字 (中性子線)  $\alpha$ : 添字 ( $\alpha$  線)  $j$ : 添字 (ノード番号)

BWR では沸騰時に、放射線分解で生成した分子状生成物の蒸気への移行が生じる。この気液移行を考慮するため、式(1)により化学種濃度を計算した後に、そのノードの液相及び気相の化学種濃度を計算可能な「気液移行プログラム」を作成し、ラジオリシス解析モジュールに組み込んだ。気液移行プログラムを含んだラジオリシス解析モジュールの計算方式を図4に示す。液相濃度は、液相の濃度変化が気相との間の増減量に等しいとする式(2)<sup>5)</sup>により算出する。気相濃度は、気相の流速が液相の流速よりも速いことを考慮し、ある領域における気相のモル数が液相との間の増減量を積分したものと等しいとする式(3)<sup>5)</sup>により算出する。ただし式(3)では、系が定常状態であり、かつ気相で当該化学種の生成及び消失の反応が無いことを仮定している。

$$\frac{dC^l}{dt} = \frac{V_f}{1-V_f} (-\varepsilon C^l + \varepsilon^* C^g) \quad (2)$$

$$C^g = \frac{\int_0^t V_f (\varepsilon C^l - \varepsilon^* C^g) S_0 U_l dt}{U_g S_g} \quad (3)$$

$C^l$ : 化学種液相濃度(mol/l)  $C^g$ : 化学種気相濃度(mol/l)  
 $\varepsilon$ : ガス放出係数(1/s)  $\varepsilon^*$ : ガス吸収係数(1/s)  
 $V_f$ : ボイド率  $U_l$ : 液相の流速(cm/s)  $U_g$ : 気相の流速(cm/s)  
 $S_0$ : 流路断面積( $\text{cm}^2$ )  $S_g$ : 気相の断面積( $\text{cm}^2$ )  
 $t$ : 時間(s)

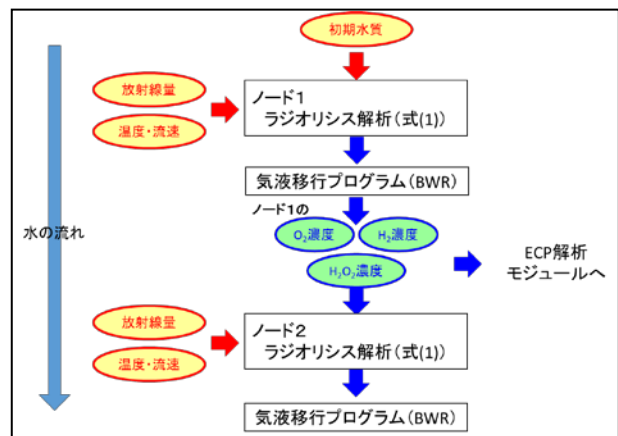
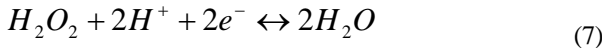
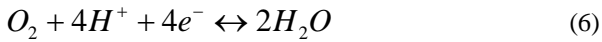


図4 ラジオリシス解析モジュールの計算方式  
 Fig.4 Calculation flow of radiolysis analysis module

### 2.2.2 ECP 解析モジュールの作成

ECP 解析モジュールは、それぞれのノードについてラジオリシス解析モジュールの出力結果である溶存水素濃度、溶存酸素濃度及び過酸化水素濃度並びに温度等を入力して、ECP を出力するモジュールである。ECP の算出に当たっては、混成電位モデルを採用した。混成電位モデルの概念図を図5に示す。混成電位モデルでは、材料表面のアノード反応によるアノード電流とカソード反応によるカソード電流の絶対値が等しくなる電位を ECP として算出した。本 ECP 解析モジュールでは、アノード

反応としてステンレス鋼の溶解反応及び水素の酸化反応 (式(4)及び式(5)) を、カソード反応として酸素及び過酸化水素の還元反応 (式(6)及び式(7)) を考慮して ECP を出力した。



ただし、ステンレス鋼のアノード分極曲線には参考文献<sup>6), 7)</sup>に示される曲線を用い、水素のアノード分極曲線には式(8)に示す Butler-Volmer の式を用いた。また、酸素及び過酸化水素のカソード分極曲線には Butler-Volmer の式を用いた。なお酸素と過酸化水素が混在する環境については、図6のように酸素のカソード分極曲線と過酸化水素のカソード分極曲線の電流密度を足し合わせた曲線をカソード分極曲線として ECP を算出する。

式(8)中の交換電流密度、限界電流密度及びターフェル勾配については、Macdonald により報告された値<sup>8)</sup>を用い、2.3.1 で実施する試験による実測値と比較して必要に応じて修正を検討することとした。ECP 解析モジュールの計算方式を図7に示す。

$$i_{R/O}(E) = \frac{\exp\left(\frac{\eta(E)}{b_a}\right) - \exp\left(-\frac{\eta(E)}{b_c}\right)}{\frac{1}{i_{R/O}^0} + \frac{1}{i_{l,a}} \exp\left(\frac{\eta(E)}{b_a}\right) - \frac{1}{i_{l,c}} \exp\left(-\frac{\eta(E)}{b_c}\right)} \quad (8)$$

$i_{R/O}(E)$  : 電流密度(A/m<sup>2</sup>)     $i_{R/O}^0(E)$  : 交換電流密度(A/m<sup>2</sup>)

$i_l$  : 限界電流密度(A/m<sup>2</sup>)     $b$  : ターフェル勾配(V)

$\eta(E)$  : 電位と平衡電位の差(V)

$a$  : 添字 (酸化反応)     $c$  : 添字 (還元反応)

## 2.3 ECP 解析コードの妥当性の確認

### 2.3.1 非放射線場での ECP 測定結果による妥当性の確認

2.2.2 で作成した ECP 解析モジュールによって算出された ECP と、その環境で実測される値とを比較することにより ECP 解析モジュールの妥当性を確認するため、環境に応じた ECP センサーを準備し、同センサーの出力を表示・記録する腐食電位測定装置を整備し、非放射線場で種々の水質下におけるステンレス鋼の ECP を測定する試験を実施した。

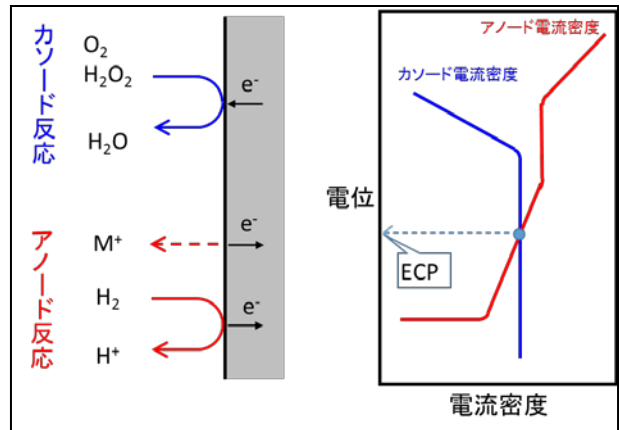


図5 混成電位モデルの原理(1)

Fig.5 Principle of the mixed potential model (1)

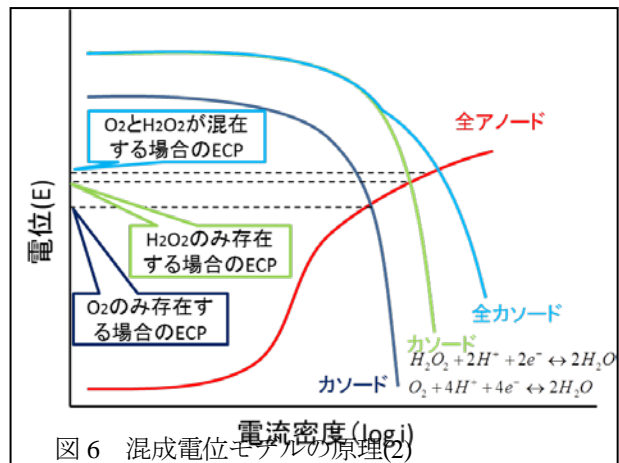


図6 混成電位モデルの原理(2)

Fig.6 Principle of the mixed potential model (2)

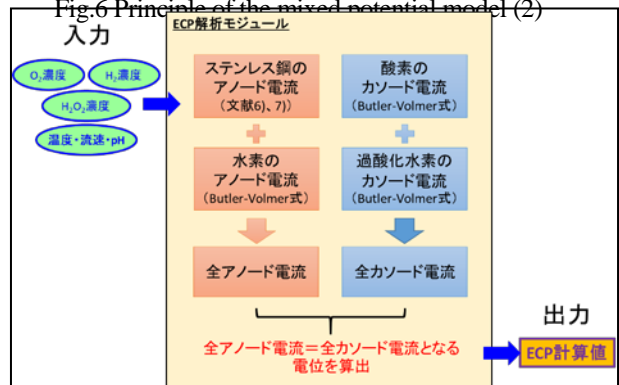


図7 ECP 解析モジュールの計算方式

Fig.7 Calculation flow of ECP analysis module

ECP 測定試験は、異なる流速 (0.01m/s 及び 0.13m/s) の二つの試験装置を用いて、それぞれの試験装置で BWR 模擬環境 (温度 288℃、圧力 8MPa、純水)、PWR\*環境 (温度 320℃、圧力 15MPa、純水 (温度及び圧力のみ模擬)) 及び PWR 模擬環境 (温度 320℃、圧力 15MPa、ホウ素 1000ppm 及びリチウム 3ppm を注入) で行った。BWR 模擬環境では、水素注入条件、酸素注入条件並びに水素及び酸素の両方を注入した条件で試験を実施した。

水素注入条件については、水素濃度が 20ppb から 2500ppb までの広い範囲の条件で試験を実施した。酸素注入条件については、一般的に酸素濃度の変化に伴って ECP が大きく変化し始めるとされる 20ppb から酸素濃度が増加しても ECP の値が大きく変化しない領域となる 7000ppb までの条件で試験を実施した。水素及び酸素注入条件は、水素濃度を 10ppb として酸素濃度が 100ppb 又は 200ppb とする 2 条件とした。PWR\*環境では、水素注入条件で試験を行い、その濃度を現在の PWR における基準値を下回る 200ppb から 3000ppb まで (2600ppb を含む) とした。PWR 模擬環境は水素濃度 2600ppb (30 cc-STP/kg-H<sub>2</sub>O) の 1 条件とした。ECP の測定には、参照電極として水素注入条件では Pt 型 ECP センサー又は Ag/AgCl 型 ECP センサーを用い、酸素注入条件並びに水素及び酸素注入条件では ZrO<sub>2</sub> 型 ECP センサーを用いた。なお、計測上の外乱の影響を低減するために複数のセンサーを設置し、それらの出力値の平均を ECP 実験値とした。

全ての測定条件における酸素及び水素濃度と ECP 実験値を図 8 に示す。水素注入条件では、いずれの溶存水素濃度においても ECP 実験値が -500mV vs SHE を下回り、濃度の上昇と共に緩やかに ECP が低下することが確認された。また、ホウ酸及び水酸化リチウムを添加した場合は、ECP が低下した。BWR の酸素注入条件では、溶存酸素が低濃度の条件では溶存酸素の増加に伴い ECP 実験値が大きく上昇している傾向が確認できた。水素及び酸素注入条件では、水素が注入されていない同酸素濃度条件と比較すると ECP がやや低い値となることが確認できた。

試験結果から、ECP 解析モジュールの式(8)における交換電流密度、限界電流密度及びターフェル勾配を検討した結果、Macdonald により報告された値を採用しても ECP 実験値をよく再現できると判断し、これらの修正は行わなかった。全ての条件の ECP 実験値と ECP 計算値を比較したグラフを図 9 に示す。BWR 模擬環境で酸素濃度が 20ppb である条件を除いて、実験値と計算値が大きく相違するデータは見られない。図 6 から、酸素濃度が 20ppb である条件は酸素濃度の微少な変化に対して ECP が大きく変化する領域であると考えられる。試験結果から、酸素濃度の微少な変化に対して ECP が大きく変化するとされる領域以外では ECP 解析コードの出力が実験値とおおむね一致すると判断した。

### 2.3.2 放射線場での ECP 測定結果による妥当性の確認

2.2 で作成した ECP 解析コードについて、ラジオリシス解析モジュールを含めてその妥当性を確認するため、ハルデン炉における放射線場での ECP 測定データを収集・整理し、測定時の条件を ECP 解析コードに入力して得られる ECP 計算値とハルデン炉の照射リグ内に設置した ECP センサーにより測定された ECP 実験値との比較を行った。

放射線場での ECP 測定データは、過去にハルデン炉の試験ループにて照射試験を行った際のもので、BWR 模擬環境 (温度 288℃、圧力 8MPa 及び流速 0.02m/s) の水素注入条件及び酸素注入条件並びに PWR 模擬環境 (温度 320℃、圧力 15MPa 及び流速 0.26m/s) の水素注入条件 (ホウ素濃度 1000ppm 及びリチウム濃度 3ppm を注入) とした。

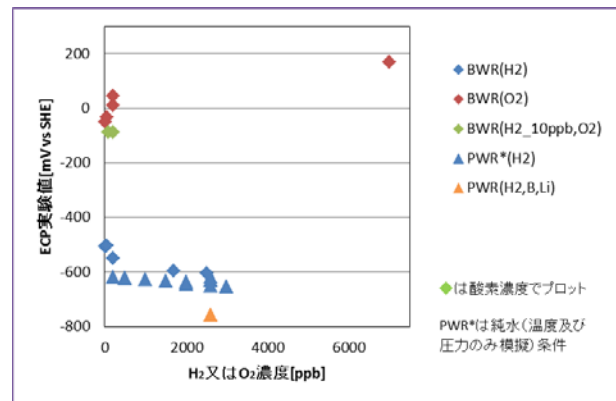
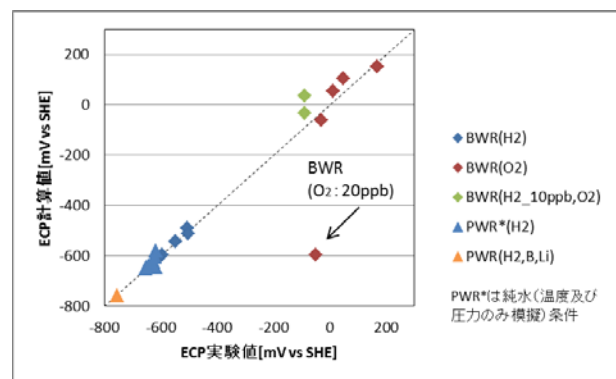


図 8 非放射線場での ECP 測定結果  
Fig.8 Measured ECP in non-irradiation loop system



ラジオリシス解析モジュールの入力条件を取得するために、照射試験ループを複数のノードに分割し（図10）、各ノードの体積、接液面積等の構造データを整理した。また、リグ内の $\gamma$ 線及び中性子線の線量率の分布を解析により求めた。

BWR 模擬環境（酸素注入条件）での照射リグにおけるラジオリシス解析モジュールの出力結果を図11に示す。このように水素、酸素及び過酸化水素の濃度を解析し、その解析結果を ECP 解析モジュールに入力することでセンサーを設置しているノードの ECP 計算値を算出した。全ての条件について、ECP 計算値と ECP センサーによる ECP 実験値とを比較して図11に示す。全ての条件についてハルデン炉における ECP 実験値と ECP 解析コードによる ECP 計算値とを比較して図12に示す。過酸化水素を含んだ放射線場についても、ECP 実験値と ECP 計算値が大きく相違する試験データは見られないことを確認した。

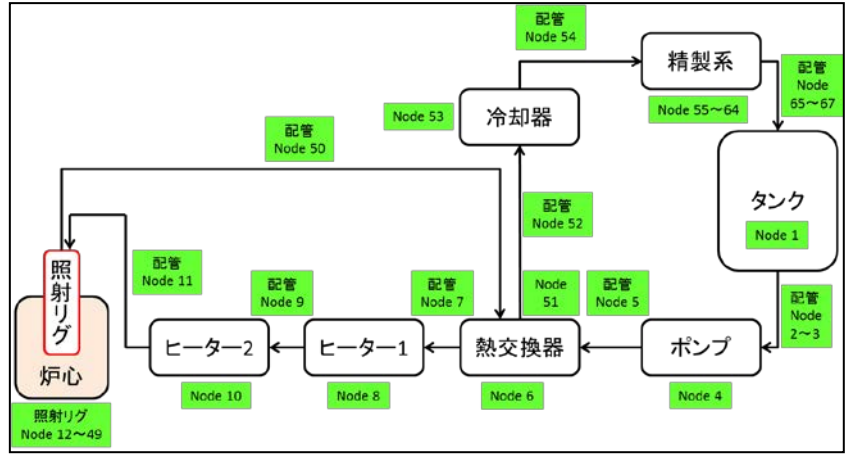


図10 試験ループの計算モデル（BWR 模擬環境）  
Fig.10 Calculation model for the loop system under BWR condition

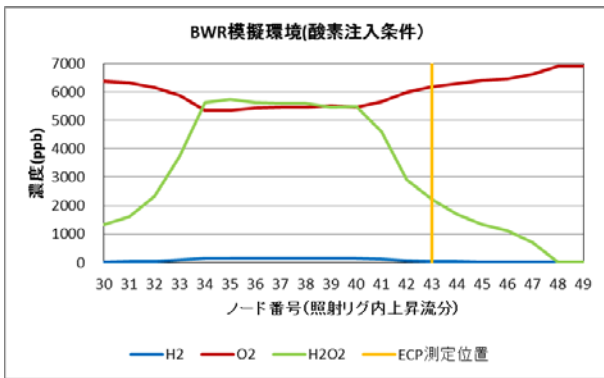


図11 BWR 模擬環境（酸素注入条件）照射リグ内のラジオリシス解析結果  
Fig.11 Results of radiolysis calculation in test rig under BWR oxidizing condition

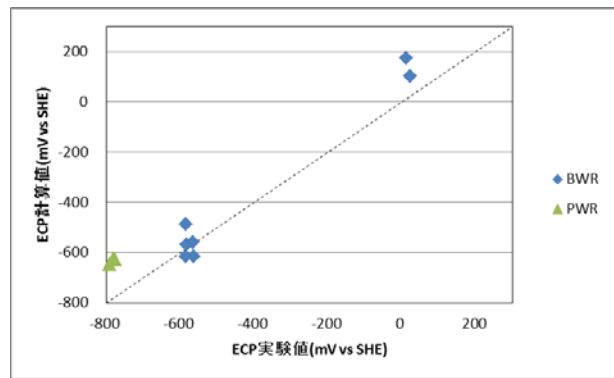


図12 放射線場での ECP 実験値と ECP 計算値の比較  
Fig.12 Comparison between measured ECP and calculated ECP in irradiation loop system

### 2.3.3 放射線場で形成された酸化皮膜の分析結果からの腐食電位の推定

ハルデン炉において高温水中で照射された試験片の表面酸化皮膜の分析を行い、その高温水条件と照射条件を入力として ECP 解析コードにより出力される ECP が、その酸化皮膜が熱力学的に安定な電位域と一致するかを確認した。試験片は SUS316L とし、BWR を模擬した水質条件（温度 287°C、溶存酸素濃度 2000ppb）下で、中性子束が約  $3 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s であり浸漬時間が 2233 時間である平板試験片並びに中性子束が約  $3 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>/s であり浸漬時間が 528 時間、864 時間及び 1181 時間である平板試験片の四つとした。これらの試験片の表面を走査型電子顕微鏡で性状観察した上で比較的均一な皮膜状態の部分を選定してレーザ光を入射し、分子振動エネルギー分だけエネルギーがシフトして散乱される現象を利用したレーザラマン分光法により酸化物の種類を分析した。

中性子束が約  $3 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>/s で 1181 時間浸漬した試験片のラマンスペクトルの例を図13に示す。また、標準試薬粉末により得られるラマンスペクトルを図14に示す。各試験片と試薬粉末のラマンスペクトルとを比較し、

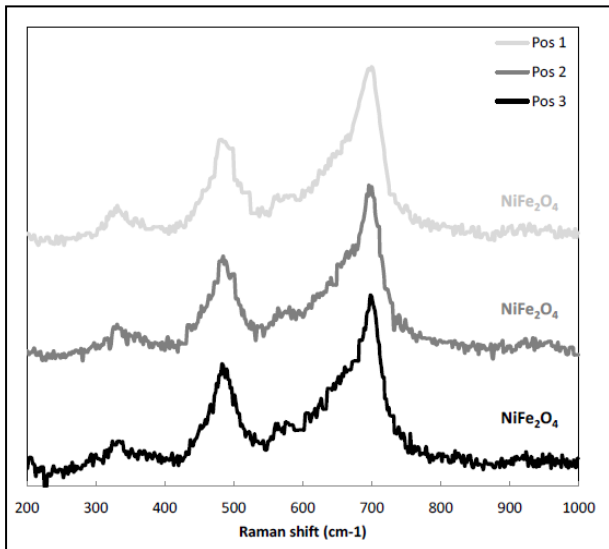


図13 中性子束約 $3 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>/sで1181時間浸漬した試験片のラマンスペクトル  
 Fig.13 Result of Raman spectrum(about  $3 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>/s, 1181h)

表面の皮膜が主に NiFe<sub>2</sub>O<sub>4</sub>であると推定した。試験環境温度 (287°C) 及び元素の濃度 (Fe、Cr 及び Ni 濃度 :  $1 \times 10^{-6}$  mol/l) に基づき Fe-Cr-Ni 三元系合金の電位-pH 図 (図15) を作成したところ、NiFe<sub>2</sub>O<sub>4</sub>が平衡状態となる電位領域は、試験環境の pH が 5.6 であるとして -200mV vs SHE から 500 mV vs SHE までの範囲にある。測定時の条件を ECP 解析コードに入力した ECP 計算値はいずれも約 200 mV vs SHE であり、酸化物の分析結果と矛盾しないことが確認できた。

## 2.4 腐食環境パラメータ、ECP と経年劣化事象に関する文献調査等

PWSCC について、溶存水素濃度との関係を中心に既往研究成果の調査と整理を実施した。また、PWR 一次系については、一部のプラントにおいて被ばく線量の低減を目的として亜鉛が注入されており、亜鉛注入の有無に関する PWSCC 試験及び ECP 測定試験を実施した。

### 2.4.1 溶存水素濃度と PWSCC に係る文献調査

文献調査では、600 系合金の PWSCC 亀裂進展速度が Ni/NiO の平衡水素濃度近傍に感受性のピークを持つこと及び溶存水素濃度が低濃度であるほど亀裂発生時間が長くなる傾向<sup>1), 2)</sup>を示すことについて、研究開始以降これと異なる知見は得られていない。2.3 で実施した水素注入条件での ECP 測定結果では水素濃度の変化に伴う ECP の変化は小さいことから、PWSCC と ECP の間には明確な相関が見られないことが示唆された。

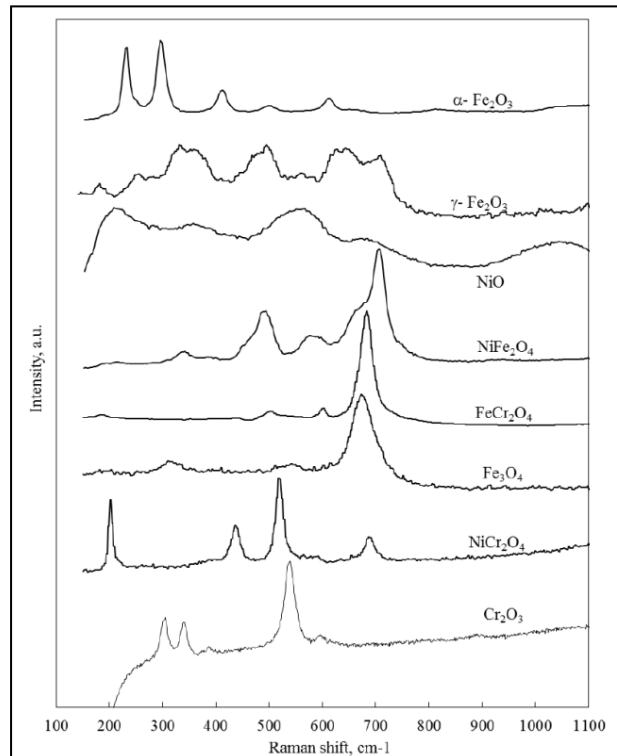


図14 標準試薬粉末により得られるラマンスペクトル  
 Fig.14 Raman standard spectra

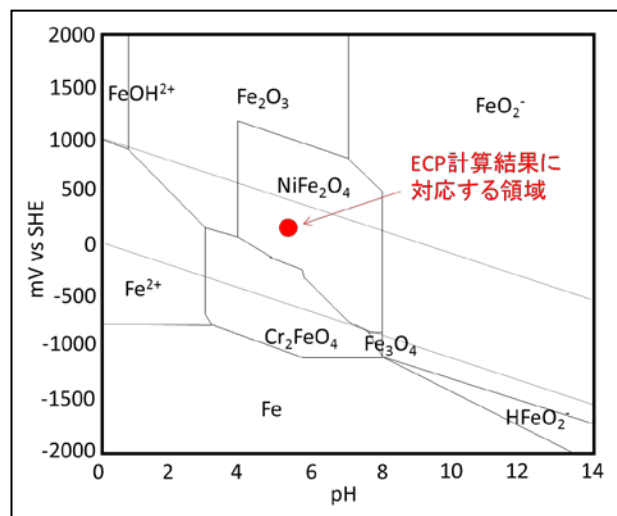


図15 試験環境における電位-pH 図と ECP 計算値  
 Fig.15 Potential/pH diagram and calculated ECP

## 2.4.2 PWR一次系における亜鉛注入の影響の検討

600合金の0.7TCT試験片を用いて、亜鉛の注入の亀裂進展速度への影響を調べた。試験温度を360℃とするPWR加速条件とし、水素濃度を2600ppb、ホウ素濃度を1800ppm及びリチウム濃度を3.5ppmとして、亜鉛注入無し及び亜鉛注入有り（亜鉛濃度5～10ppb）の環境の2条件で亀裂進展試験を実施した。計測及び評価については、「平成17年度Ni基合金応力腐食割れ（SCC）進展評価技術調査（定荷重試験）に関する報告書<sup>9）</sup>（（独）原子力安全基盤機構）」に基づいて実施した。試験結果を図16に示す。試験結果からは、微量の亜鉛の注入が亀裂進展を促進する傾向は見られなかった。また、SUS316及び600合金について、亜鉛の注入の有無のECPへの影響を調べた。温度を320℃とし、水素濃度を2600ppb、ホウ素濃度を1000ppm及びリチウム濃度を3ppmとして、亜鉛濃度を0ppb及び10ppbの2条件でECPを測定した結果（表1）、微量の亜鉛の注入はECPにほとんど影響を及ぼさなかった。

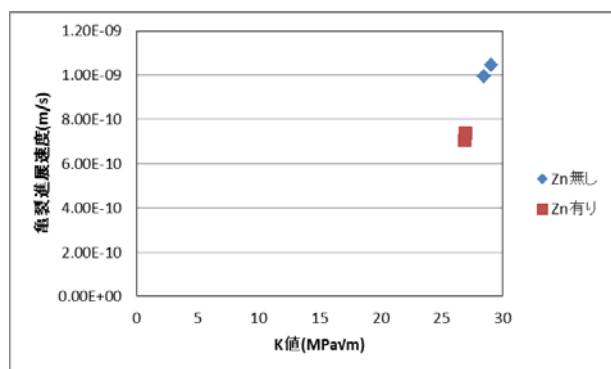


図16 亜鉛の注入による600合金の亀裂進展速度への影響

Fig.16 Measured crack growth rates under Zn/non-Zn condition (Alloy 600)

表1 亜鉛の注入の有無のECPへの影響

Table 1 Measured ECP under Zn/non-Zn condition

	Zn 0ppb	Zn 10ppb
SUS316	-757mV	-760mV
600合金	-756mV	-754mV

## 3. まとめ

軽水炉のSCCを考慮した水質管理に関する現在の動向を整理し、放射線場での腐食環境を評価する手法としてECPに着目し、ECP解析コードを作成した。また、非放射線場及び放射線場でのECP測定結果並びに放射線場で形成された酸化皮膜の分析結果よりECP解析コードの妥当性を確認した。ECP解析コードによって、放射線量、流動条件、水質等を任意に入力して、ECPを指標として水の放射線分解による水質変化の定量的把握とそれに伴う腐食電位の変化を評価する手法を構築した。

## 4. 今後の成果の活用について

### 4.1 ECP解析コードによる放射線場での腐食環境の把握

BWRについては、高経年化対策等で採用される水質変更の影響の概略を解析的に予測、評価するツールとして放射線場での腐食環境を把握するために活用する。またPWRについては、溶存水素濃度の変化によるECPの顕著な変化が認められないことを踏まえて経年劣化事象の評価に活用していく。

## 5. 成果の公表等

### 5.1 原子力規制委員会・検討チーム等

なし

### 5.2 NRA 技術報告

なし

### 5.3 論文投稿

なし

#### 5.4 学会発表

なし

#### 5.5 表彰・受賞

なし

### 文 献

- 1) S.M.Bruegger, J.S.Vetrano and M.B.Toloczko, Microstructure and SCC Crack Growth of Nickel-Base Alloy 182 Weld Metal in Simulated PWR Primary Water, 13th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, 2007年8月
- 2) N.Nagata, H.Ichige, K.Dozaki and H.Takiguchi, Study on Optimum Concentration Band of Dissolved Hydrogen in PWR Primary System –In Core Measurement of Electrochemical Corrosion Potential in Tsuruga-2, 6th International Symposium on Contribution of Materials Investigations Improve the Safety and Performance of LWRs, 2006年9月
- 3) R.L.Cowan, Experience with Hydrogen Water Chemistry in Boiling Water Reactor, Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems 4, 1986年10月
- 4) S.Hanawa, T.Satoh, Y.Mori, J.Oogiyonagi, Y.Kaji and S.Uchida, A water radiolysis code for the irradiation loop system, Journal of Power and Energy System, Vol.1, No.2, pp.123-133, 2007年4月
- 5) E.Ibe, M.Sakagami and S.Uchida, Theoretical Model Analyses for Effects of Hydrogen Injection on Radiolysis of Coolant Water in BWR, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.23, No.1, pp.11-28, 1986年1月
- 6) M. Hishida, J. Takabayashi, T. Kawakubo and Y. Yamashina, Polarization Curve Measurement in High Purity Water at Elevated Temperatures, Corrosion, Vol.41, No.10, pp.570-574, 1985年10月
- 7) Y.WADA, A.Watanabe, M.Tachibana, N.Uetake, S.Uchida and K.Ishigure, Effects of Hydrogen Peroxide on Intergranular Stress Corrosion Cracking of Stainless Steel in High Temperature Water, (III), Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.37, No.10, pp.901-912, 2000年10月
- 8) D.D.Macdonald, Viability of Hydrogen Water Chemistry for Protecting In-Vessel Components of Boiling Water Reactors, Corrosion, Vol.48, No.3, pp.194-205, 1992年3月
- 9) (独)原子力安全基盤機構、平成17年度Ni基合金応力腐食割れ(SCC)進展評価技術調査(定荷重試験)に関する報告書、pp.303-307、2006年7月

## (A16) 海水腐食評価事業

担当：安全技術管理官(システム安全担当)付

### 1. 研究概要（実施期間：平成 24 年度～平成 26 年度）

平成 23 年 3 月に発生した東京電力株式会社福島第一原子力発電所（以下、「1F」という）事故では原子炉及び使用済燃料プール（以下、「SFP」という）に海水が注入された。また、平成 23 年 5 月には、中部電力株式会社浜岡原子力発電所 5 号機において主復水器細管損傷に伴い原子炉への海水流入事象が発生した。

本事業は、原子力発電所で海水に晒された機器・設備の材料（具体的には、炭素鋼、ステンレス合金及びアルミニウム合金）において懸念される腐食事象の発生や進展に係る知見を取得するとともに、腐食評価手法を整備して、特定原子力施設等の検査等の原子力安全規制への技術的支援を行うことを目的としている。

平成 24 年度は、調査により海水に晒された機器・設備の材料において懸念される腐食事象について広く可能性を評価し、本事業で評価すべき腐食事象を選定した。併せて、Type304 鋼の局部腐食の発生感受性評価を実施し、1F の SFP ライニングの局部腐食発生の可能性が小さくなっていることを確認した。

平成 25 年度は、SFP の冷却浄化系配管の健全性を確認するために、必要な腐食量に係る知見を取得することを目的とした炭素鋼配管の腐食試験により腐食試験データの一部を取得した。また、既存の炭素鋼腐食進展モデルの適用について検討を開始した。腐食試験データの一部から 1F の SFP の冷却浄化系配管に局部腐食の発生可能性があることを指摘した。併せて、アルミニウム合金の腐食試験データを取得するとともにステンレス合金の局部腐食進展挙動に関する検討に着手した。

平成 26 年度は、炭素鋼配管の腐食試験データについて取得を完了し、既存の炭素鋼腐食進展モデルを基本として、水質環境の適用範囲を拡張し、炭素鋼の腐食進展予測手法の高度化を実施した。また、ステンレス合金の局部腐食進展評価手法に係る研究を実施するとともにアルミニウム合金の腐食評価手法を検討した。

上記の結果により、原子力発電所で海水に晒された機器・設備の材料において懸念される腐食現象の発生や進展に係る判断指標、腐食評価にあたり考慮すべき観点についての知見を整備した。これらの知見は、原子力発電所の高経年化技術評価にも活用可能なものである。

### 2. 研究期間を通じた主要成果

#### 2.1 研究対象とする腐食現象の選定

既存の知見に基づき、1F における使用環境（温度、溶存酸素濃度、塩化物イオン濃度、pH、流速等）から想定される腐食現象について網羅的に想定し、それらの発生と進展の可能性について検討を行い、本事業で研究対象とする腐食現象を選定した。本選定過程は、1F に限らず様々な環境において想定される腐食現象の抽出方法としても活用可能なものである。なお、1F における原子炉圧力容器及び原子炉格納容器の内部の詳細な環境は未だ明らかではないため、現状知り得る条件を基に研究を実施することとした。今後継続的に情報収集を行い、必要に応じて腐食研究の実施を検討することとした。

表 1 に 1F において腐食環境で使用されている金属材料と腐食現象の選定結果を示す。炭素鋼については均一腐食と炭素鋼の不動態化に伴う局部腐食を、ステンレス合金については局部腐食（発生感受性と進展継続性）を、アルミニウム合金についてはアルカリ腐食、孔食及びガルバニック腐食を研究対象とした。

## 2.2 炭素鋼板及び炭素鋼配管の腐食評価

原子炉格納容器等に用いられている炭素鋼及び使用済燃料プール冷却浄化系配管に用いられている炭素鋼配管について、均一腐食及び局部腐食の観点から腐食挙動を評価することにより腐食評価手法について検討した。

### 2.2.1 静止水環境での炭素鋼板の不動態化挙動<sup>1)</sup>

炭素鋼の均一腐食については、既存の知見により腐食量評価が可能<sup>2)</sup>であることから、本事業ではホウ酸塩投入に伴う自己不動態化挙動について検討した。

炭素鋼試験片を人工海水、淡水、及び淡水に五ホウ酸ナトリウムを添加した水溶液(50°C)に21日間浸漬した後、試験片表面の腐食状況を観察した。表2に腐食試験溶液の水質分析結果を示す。

得られた結果について、文献データ等を参照して、自己不動態化条件について検討した。

図1は、試験後の試験片の観察結果を示す。試験環境のA、B及びFは均一腐食を呈した。一方、試験環境のC、D、E及びGには、発錆が認められず、また、孔食も確認されなかった。これらの結果から、C、D、E及びGの水溶液環境では炭素鋼は不動態化したと判断された。

炭素鋼の自己不動態化傾向は、水質条件に依存し、重炭酸イオン(以下、 $\text{HCO}_3^-$ という。)は不動態化を促進<sup>3-4)</sup>し、硫酸イオン(以下、 $\text{SO}_4^{2-}$ という。)及び塩化物イオン(以下、 $\text{Cl}^-$ という。)はそれを抑制<sup>3,5)</sup>する。Larsonらは、炭素鋼腐食に及ぼす水質因子の影響は、Larson-skold指数(以下、LSIという。LSI= $[\text{SO}_4^{2-}] + [\text{Cl}^-]/[\text{HCO}_3^-]$ )で整理されることを示した<sup>6)</sup>。Larsonらの実験結果から、腐食速度が0 mdd( $\text{mg dm}^{-2} \text{ day}^{-1}$ )であるか否か、即ち自己不動態化するか否かの境界濃度は $[\text{HCO}_3^-]$ に対して、 $[\text{SO}_4^{2-}]/2$ と $[\text{Cl}^-]$ がほぼ等価な効果を有すると見なし得る<sup>7)</sup>ことから自己不動態化傾向は、不動態化指数(Self-Passivation Index, 以下SPIという。)として、下記の式で表現できると仮定した。

$$\text{SPI} = \frac{[\text{SO}_4^{2-}]/2 + [\text{Cl}^-]}{[\text{HCO}_3^-]}, \quad (1)$$

一方、深谷らは、五ホウ酸ナトリウム( $\text{Na}_2\text{B}_{10}\text{O}_{16}$ )を添加した水溶液で腐食試験を行い、ホウ酸塩に炭素鋼を不動態化する働きがある<sup>8)</sup>ことを示している。そこで、五ホウ酸イオン(以下、 $\text{B}_{10}\text{O}_{16}^{2-}$ という。)について、 $\text{HCO}_3^-$ と等価に不動態化を促進する働きがあ

表1 東京電力株式会社福島第一原子力発電所において腐食環境で使用されている金属材料と腐食現象の選定結果

Table1 Concerned corrosions by seawater in Fukushima dai-ichi nuclear power station.

No.	対象部位	材料	環境	腐食現象
1	SFP冷却浄化系配管、給水系配管など	炭素鋼 ・配管 STPG370S(A135A) ・格納容器 ASME SA-516 Gr.70	・中性 ・溶存酸素有 ・低流速	均一腐食
2	格納容器		・アルカリ性 ・高流速 ・ホウ酸塩投入	均一腐食又は局部腐食
3	使用済燃料貯蔵ラック	ステンレス合金	・塩化物イオンの混入	局部腐食 ・すぎま腐食 ・応力腐食割れ
4	SFP内張	・使用済燃料貯蔵ラック、SFP内張、原子炉圧力容器内張、炉内構造物、配管		
5	原子炉圧力容器内張	Type304鋼、高ニッケル合金等		
6	炉内構造物			
7	使用済燃料貯蔵ラック	アルミニウム合金 A5083, AC4C, A6063	・アルカリ性 ・塩化物イオン	均一腐食 孔食
			・ステンレス鋼等との電氣的導通 ・高電気伝導率	ガルバニック腐食

表2 試験溶液の水質分析結果

Table 2 Compositions of the corrosion test solution.

Conditions	analytical results				compounded	
	$[\text{SO}_4^{2-}]$	$[\text{Cl}^-]$	$[\text{M-alk}]$	$\kappa$	$[\text{HCO}_3^-]$	$[\text{B}_{10}\text{O}_{16}^{2-}]$
	(epm)	(epm)	(epm)	( $\text{mS m}^{-1}$ )	(epm)	(epm)
A Substitute ocean water	56.4	553	2.578	5110	2.578	---
B Atsugi City water	0.437	0.197	0.899	17.8	0.899	---
C "B" + $\text{Na}_2\text{B}_{10}\text{O}_{16}$	0.458	0.197	14.140	116	0.899	13.9
D "B" + $\text{Na}_2\text{B}_{10}\text{O}_{16}$	0.437	0.226	28.174	204	0.899	27.8
E "B" + $\text{Na}_2\text{B}_{10}\text{O}_{16}$	0.437	0.226	41.163	285	0.899	41.7
F "B" + $\text{NH}_4\text{HCO}_3$	0.437	0.197	1.159	20.9	1.159	---
G "D" + $\text{NH}_4\text{HCO}_3$	0.458	0.197	29.373	207	0.899	27.8

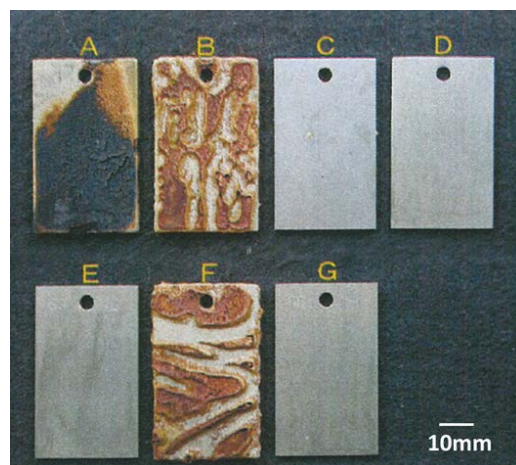


図1 腐食試験後の試験片の腐食状況  
Fig.1 Corrosion status of the specimen after the tests.

ると仮定して、拡張 SPI (以下、SPI\*という。) を下式のとおり表現した。

$$SPI^* = \frac{[SO_4^{2-}]/2 + [Cl^-]}{[M-alkalinity]} \quad (2)$$

ここで、[M-alkalinity]は、M-アルカリ度 (酸消費量 (pH=4.8)) である。腐食試験溶液を分析した結果、試験溶液における重炭酸アンモニウム (NH<sub>4</sub>HCO<sub>3</sub>) と Na<sub>2</sub>B<sub>10</sub>O<sub>16</sub> との調合濃度と M-アルカリ度がほぼ一致する傾向を示したことから、ここで、M-アルカリ度は下記のとおり定義した。

$$[M-alkalinity] = [HCO_3^-] + [B_{10}O_{16}^{2-}] + [B(OH)_4^-] \quad (3)$$

図 2 に、上記深谷らのデータ及び本試験結果、並びにホウ酸塩を含まない文献データ<sup>3, 8-9)</sup>と (2) 及び (3) 式により計算した SPI\* を併せて示す。ここで、Solid marks は均一腐食が観察された

水質を、Open Marks は不動態化又は局部腐食が観察された水質をそれぞれ示している。不動態化傾向は、SPI\* で概ね整理できることが分かった。ただし、HCO<sub>3</sub><sup>-</sup> と B<sub>10</sub>O<sub>16</sub><sup>2-</sup> の不動態化傾向に及ぼす程度が現在のところ不明確であるので、今後も継続的な検討が必要である。

### 2.2.2 流水環境における炭素鋼配管の腐食挙動<sup>10)</sup>

供試体を 1F の SFP の冷却浄化系配管で使用されている圧力配管用炭素鋼鋼管と同規格の STPG370 で代表的な口径の 150A (Sch40) と 200A (Sch40) として、流水環境での腐食評価試験を実施した。

試験環境は、1F の SFP が経験したと想定される [Cl<sup>-</sup>] 2000ppm と 100ppm を目標値として、表 3 に示す条件とした。試験条件は、溶液化学の知見を用いて 1F の水質観測データからシミュレーションした結果に基づいて設定した<sup>11-12)</sup>。

前述のとおり、炭素鋼の腐食挙動は、環境の LSI で整理されることが知られている<sup>6)</sup>。図 3 は試験水質と 1F の SFP 水質<sup>13)</sup> から評価した LSI の比較を示す。試験環境は、LSI を基準にして [Cl<sup>-</sup>]、[SO<sub>4</sub><sup>2-</sup>] 及び [HCO<sub>3</sub><sup>-</sup>] により調整した。なお、試験環境①は 1F の SFP

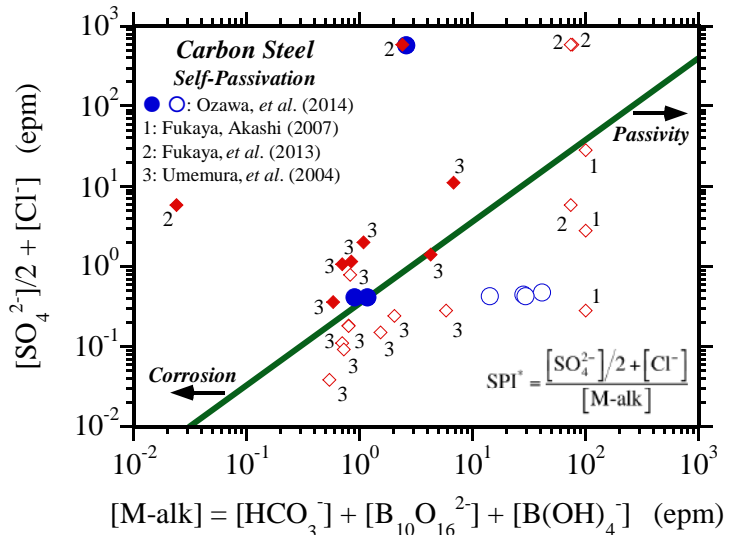


図 2 炭素鋼の自己不動態化条件の SPI\* による整理。

Fig.2 Passivation conditions of carbon steel by SPI\* (Open marks mean passivity or localized corroded condition, and solid marks mean uniform-corroded condition.).

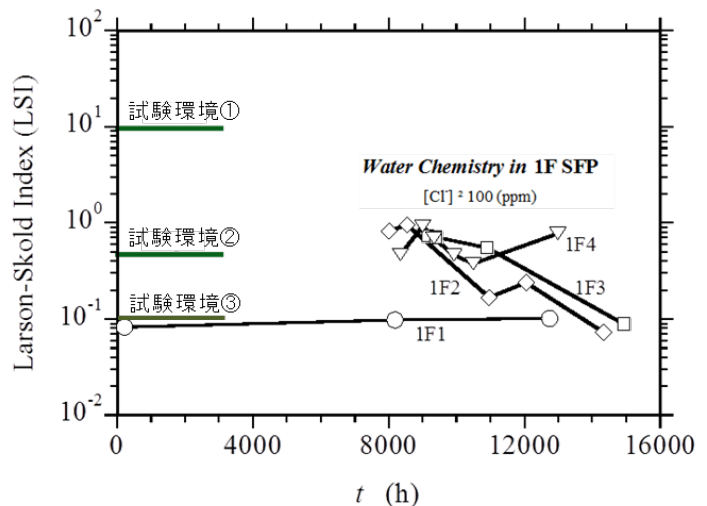


図 3 試験環境条件と 1F の SFP 水質で想定される LSI の比較

Fig.3 Comparison between the test conditions and simulated LSI values of 1F-SFP.

表 3 炭素鋼配管の腐食試験条件

Table 3 Conditions of the carbon steel piping corrosion test

試験環境	配管口径	流速 (m/s)	[Cl <sup>-</sup> ] (ppm)	[SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup> ] (ppm)	[HCO <sub>3</sub> <sup>-</sup> ] (ppm)	LSI	温度 (°C)	試験時間 (h)
①	150A	1.55	2075	200	400	9.6	40	3000
	200A	0.885						
②	150A	1.55	100	9.98	395	0.47		3000及び6000
	200A	0.885						
③	150A	1.55	20	2.08	376	0.10		6000
	200A	0.885						

が経験した[Cl<sup>-</sup>]が最も高い条件約 1800ppm を考慮して[Cl<sup>-</sup>]2000ppm、試験環境②は保安規定の制限値[Cl<sup>-</sup>]100ppm、試験環境③は脱塩処理後の各号機の分析値([Cl<sup>-</sup>] $<$ 10ppm)より若干高めの[Cl<sup>-</sup>]20ppm とした。試験温度は、現状の 1F の SFP の水温の最高温度より、若干高い 40℃ とした。

表 4 は 3000 時間の腐食試験結果を示す。試験環境①([Cl<sup>-</sup>]=2075 ppm, LSI=9.6)の腐食減肉量は、試験環境②([Cl<sup>-</sup>]=100ppm, LSI=0.47)に比較して、平均で 2 倍以上大きかった。

試験環境①では均一腐食の傾向が認められ、流速が高い 150A と低い 200A の平均減肉量はほぼ同等であったが、最大減肉量は 150A の方が大きかった。

試験環境②では、流速の高い 150A の方が 200A に比べて減肉量が小さかった。

図 4 は、試験期間中の腐食試験水の pH の時間変化を示す。LSI の大きい試験環境①の条件では、pH の上昇傾向は終始継続した。一方、試験環境②の条件では、pH 上昇は初期の数百時間で一定値に飽和する傾向が見られた。

炭素鋼の腐食過程では Fe のアノード溶解と等量の OH<sup>-</sup> が生成されるから、溶液の pH は上昇する。従って、本試験による pH の上昇は腐食の進行を示していると考えられる。

前述の SPI\* で評価すると試験環境②の環境は、図 2 の緑の実線上にあり、均一腐食(Corrosion)と不動態化(Passivity)環境の境界にある。藤井らは、炭素鋼配管の腐食に及ぼす流速の影響を検討し、高流速条件での腐食量の減少について不動態化の影響を示唆している<sup>14)</sup>。藤井らの試験水質は、[SO<sub>4</sub><sup>2-</sup>]/2+[Cl<sup>-</sup>] $\approx$ 1.3epm、[HCO<sub>3</sub><sup>-</sup>] $\approx$ 0.7epm であり、図 2 で評価すると、均一腐食(Corrosion)環境であるが、その腐食挙動は不動態化傾向を示した。本事業の試験環境では、同様に試験水の流動の影響で不動態化が実現したものと考えられる。深谷<sup>3)</sup>らは、不動態化に要する時間は不動態化臨界条件に近づくほど長くなることを示しており、上述のように当初均一腐食を示したのは、試験環境が均一腐食と不動態化環境の境界にあったためと考えられる。また、流速が高い 150A の方が 200A に比べて減肉量が小さかったことは、流速が高いほど不動態化傾向が大きいかと対応していると考えられる。

また、試験環境②及び③の 150A の配管においては、6000 時間の試験後、不動態化による局部腐食(孔食)が観察された。

現状、1F の SFP 冷却浄化系の循環ポンプが定格流量で運転されている場合、炭素鋼配管のうち 150A 以下の口径の配管については不動態化が実現している可能性があり、さらに孔食が発生している可能性があると考えられる。

### 2.2.3 炭素鋼の腐食進展モデルの高度化<sup>15-16)</sup>

明石によって提案されていた、中性自然水環境における炭素鋼配管の均一腐食進展予測式<sup>17-18)</sup>について、本事業で得られた試験データを用いて水質依存性と温度依存性等を考慮した高度化を図り、炭素鋼の均一腐食について、腐食進展予測モデルを検討した結果、経験式として下記の腐食進展予測式を得た。

$$a_A = \left( \frac{2r_0^2}{k} t + \frac{r_0^2}{k^2} \right)^{1/2} - \frac{r_0}{k}, \quad (4)$$

表 4 腐食試験結果(3000 時間)

Table4 Results of the carbon steel piping corrosion test for 3000h.

試験体	試験環境①		試験環境②		
	150A	200A	150A	200A	
流速(m/s)	1.55	0.885	1.55	0.885	
[Cl <sup>-</sup> ] (ppm)	2075		100		
LSI	9.6		0.47		
減肉量 (mm)	平均	0.28	0.30	0.05	0.11
	最大	0.72	0.53	0.17	0.35
	最小	0.08	0.10	-0.05	0.03
腐食速度 (mm/y)	平均	0.80	0.86	0.14	0.32
	最大	2.1	1.5	0.49	1.0

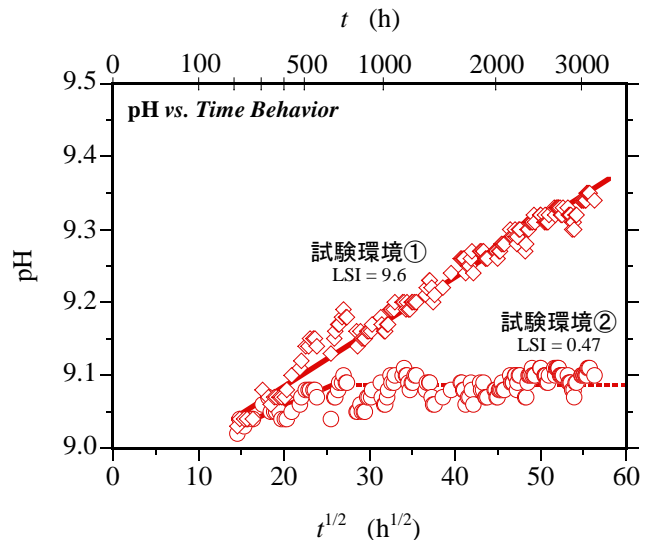


図 4 試験期間中の腐食試験水の pH の時間変化

Fig.4 Time dependencies of pH during the corrosion test.

ここで、 $a_A$ は平均腐食進展深さ (mm) である。鉄の溶解反応において、腐食速度  $1\text{mm}^{-1} \equiv \text{電流密度 } 1\text{Am}^{-2}$  の換算が成り立つことが知られている<sup>19)</sup>。静止水中の  $r_0$ は初期腐食速度 ( $\text{mm}^{-1}$ ) で式(5)により、流動水の初期腐食速度 ( $\text{mm}^{-1}$ )は式(6)により、 $k$ は皮膜抵抗 ( $\text{y}^{-1}$ )で式(7)により与えられる。

$$r_0 \equiv [i_L^{O_2}]_0 = 398[O_2 - aq]_T \exp(-1756/T), \quad (5)$$

$$[i_L^{O_2}]_F = 9.07[i_L^{O_2}]_0 v^{1/6} L_P^{-2/3} u^{1/3}, \quad (6)$$

$$k = (6.372/LSI + 1.346) \times 10^{-14} \exp(10300/T), \quad (7)$$

ここで、 $[O_2 - aq]$ は溶存酸素濃度 ( $\text{mol m}^{-3}$ )、 $T$ は温度(K)、 $[i_L^{O_2}]_0$ は静止水中の溶存酸素拡散限界電流密度、 $v$ は動粘性係数 ( $\text{m}^2\text{s}^{-1}$ )、 $L_P$ は管径(m)、 $u$ は流速 ( $\text{ms}^{-1}$ )である。なお、 $[O_2 - aq]$ はBenson近似式<sup>20)</sup>で求められ、 $[i_L^{O_2}]_0$ は式(5)で評価できる。

図5は、平均腐食進展深さの予測値と観測値の関係を示す。観測値としては、本事業成果に加え、深谷ら<sup>21)</sup>及び石岡ら<sup>22)</sup>の静止水ビーカー試験、並びに小玉ら<sup>23)</sup>による水道用炭素鋼鋼管の一過式通水試験の結果を参照した。

図中の●は本事業における静止水試験結果<sup>1)</sup>、○は本事業における炭素鋼配管腐食試験結果(試験環境①)<sup>10)</sup>を示す。予測値と観測値は、概ね0.5~2倍の範囲に収まっており、良い対応関係が得られた。

ここで、静止水腐食データ (Solid marks) は極めて良い対応関係が認められるが、通水試験データ (Open marks) はばらつきが大

きい。その一因としては本モデル式では層流条件を前提としているが、実際の実験では乱流条件になっていることが挙げられる。

### 2.3 ステンレス合金の腐食評価

炉内構造物等に用いられているステンレス合金について局部腐食の発生・進展に係る試験を実施し、試験方法の確立を図るとともに、局部腐食データを取得し海水注入の影響を評価した。

#### 2.3.1 Type304 鋼の局部腐食発生感受性評価<sup>24)</sup>

Type304 鋼の局部腐食(すきま腐食)の発生可能性についての判断指標としてすきま腐食発生境界条件を求め、1FのSFPライニング材(Type304 鋼)のすきま腐食発生感受性を評価した。

実験は、JIS G 0592<sup>25)</sup>を基本として、表5に示す試験環境で腐食すきま再不動電位(以下、 $E_{R,CREV}$ という。)を測定した。試験環境は1FのSFPが晒された環境を模擬する条件とした。ここで測定した $E_{R,CREV}$ とは、進展しつつある腐食すきまの進展停止電位であり、その値はすきま腐食が生じなくなる下限電位とされ、すきま腐食の発生感受性を判断する目安となるものである。なお、JIS G 0592は、試験温度50℃、塩化物イオン濃度200ppm

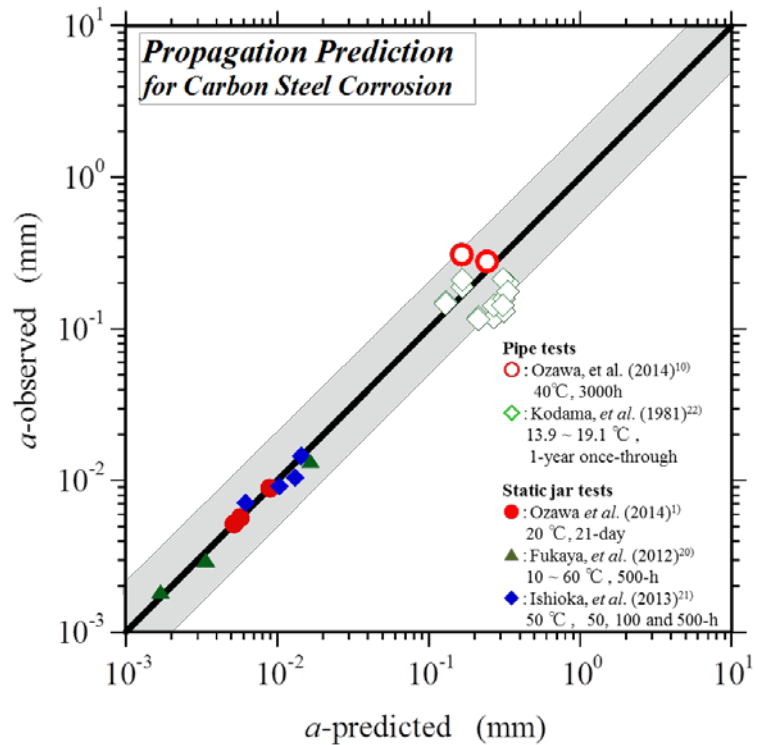


図5 炭素鋼の腐食試験における平均腐食進展量観測値 (a-observed)とモデル予測値(a-predicted)の関係

Fig.5 Relationships between results of corrosion tests (a-observed) and model predicted values (a-predicted).

表5 腐食すきま再不動電位測定条件

Table 5 Test conditions for measurement of  $E_{R,CREV}$ .

塩化物イオン濃度(ppm)	25℃	40℃	65℃	90℃
2000(人工海水希釈)	○	○	—	○
1000(人工海水希釈)	○	○	—	○
100(人工海水希釈)	○	○	○	○
50(人工海水希釈)	○	○	○	—

という限定された条件について検証された試験方法であるため、本実験における温度と[Cl<sup>-</sup>]の条件について、試験初期の腐食すきま成長条件を最適化した後、 $E_{R, CREV}$  を測定した。

図6に1Fの2及び4号機の使用済燃料プール水の塩化物イオン濃度、温度の推移と実験結果から得たすきま腐食発生境界条件を示す。すきま腐食発生境界条件は、明石が既存の文献データから求めたType304鋼の浸漬電位(水中に浸漬したときの電位)と本事業で取得した $E_{R, CREV}$  データの比較により求めた。すきま腐食発生境界条件は環境中の[Cl<sup>-</sup>]や温度がそれに比較して低い場合に、その環境がすきま腐食に対して発生感受性が低いことを示している。

浄化処理が行われた1F2~4号機の使用済燃料プールの現在の水質環境(温度約313K(40°C)以下、[Cl<sup>-</sup>]100ppm以下(保安規程の制限値))では、Type304鋼のすきま腐食発生感受性は低いと評価された。

### 2.3.2 Type304鋼の局部腐食の進展継続性に関する検討<sup>26)</sup>

Type304鋼に一度発生した局部腐食(すきま腐食)について環境浄化(塩化物イオン濃度の低下)における進展・停止挙動を電気化学的に検討した。

その結果、ある特定の条件におけるステンレス鋼すきま試験片上で進展しつつある腐食すきまは、発生臨界電位(379mV vs. SHE)よりも約200 mVも低い電位域までその進展持続が可能であることが示された。同様な実験をより幅広い条件下で実施し、実験データを蓄積する必要があると考えられるが、この結果は一度発生したすきま腐食の進展が環境の浄化によっても停止しない場合があることを示唆している。

### 2.4 アルミニウム合金の腐食評価手法

使用済燃料ラックに用いられているアルミニウム合金に想定される腐食現象について、従来知見が少ない、1FのSFPが晒されている環境(炭素鋼配管の腐食による鉄イオン流入及びコンクリート混入)における腐食挙動を検討し、評価手法の構築を図った。

#### 2.4.1 アルミニウム合金の局部腐食発生感受性評価

JIS G 0577<sup>27)</sup>に準じて、アルミニウム合金の孔食の発生臨界電位(以下、孔食電位という。)を測定して孔食の発生感受性を評価した。供試材はアルミニウムラックで用いられている、AC4C、A5083及びA6063とした。試験温度は現状の1FのSFPの最高水温より、若干高い40°Cとした。孔食電位に影響を及ぼすことが知られている[Cl<sup>-</sup>]は20、100及び2000ppmとした。SFP冷却浄化系炭素鋼配管の腐食を考慮し、鉄イオン(Fe<sup>2+</sup>)を約17~300ppm添加して試験を実施した。

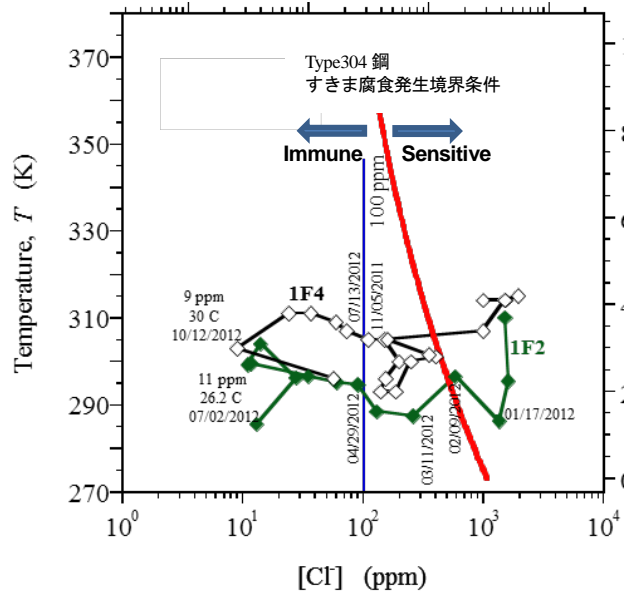


図6 1Fの2及び4号機の使用済燃料プールの塩化物イオン濃度と温度の推移、すきま腐食発生境界条件

Fig.6 Relationship between [Cl<sup>-</sup>] and Temp. to prevent crevice corrosion and history of water condition of SFP in Fukushima Dai-ichi NPP

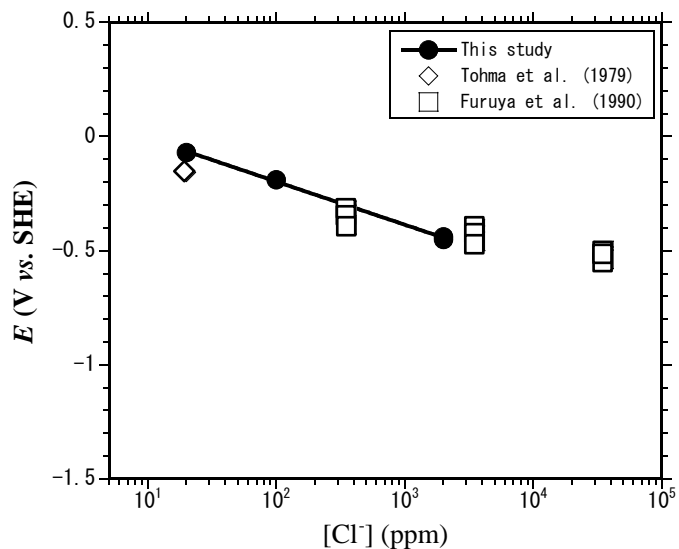


図7 塩化物イオン濃度とA5083の孔食発生臨界電位の関係

Fig.7 Relationship of chloride ion concentration and pitting critical potential of A5083 alloy

図7はA5083について、[Cl<sup>-</sup>]と実験により得られた孔食電位の関係を、文献値<sup>28-29)</sup>と併せて示す。孔食電位は[Cl<sup>-</sup>]の増加とともに低下しており、その値は文献値とほぼ同等であった。このことは、A5083の孔食電位に及ぼす鉄イオンの影響が小さいことを示している。

海水中におけるA5083の自然浸漬電位は、約-0.8~-0.7(V vs. SHE)であるとの報告がある<sup>30)</sup>。この自然浸漬電位は前述の孔食電位より低いので、従来文献によると孔食感受性は小さいと判断される。しかし、本プロジェクトで得た自然浸漬電位の最高値は-0.2~-0.1(V vs. SHE)であった。[Cl<sup>-</sup>]が100ppm以上の環境で、この浸漬電位は孔食電位より高くなるので孔食発生感受性があると考えられる。まだ試験データ数は少ないがFe<sup>2+</sup>の添加が自然浸漬電位を増加させる可能性がある。他のアルミニウム合金についてもほぼ同等の孔食電位を得た。

#### 2.4.2 アルミニウム合金のガルバニック腐食評価

ステンレス鋼(Type304 鋼)と電氣的に導通しているAC4C、A5083について、ガルバニック腐食試験を行った。試験は、温度40℃及び70℃、[Cl<sup>-</sup>]と[Fe<sup>2+</sup>]は上述の孔食の発生感受性評価試験と同一にした。試験はアルミニウム合金とType304 鋼を1cmの距離で対面させて電氣的に導通させることにより行った。試験時間は350時間とした。70℃の試験では、pH調整剤としてCa(OH)<sub>2</sub>とコンクリートの2種類を用いて、コンクリートの効果を評価した。

図8は、Type304 鋼とA5083の40℃におけるガルバニック腐食速度測定結果を示す。腐食速度は総アニオン当量と相関関係が認められた。総アニオン当量と電気伝導率はほぼ線形関係があることが確認されている<sup>1)</sup>。電気伝導率が高いほどガルバニック腐食が促進される傾向があることは知られており、そのため、このような結果が得られたと考えられる。

温度70℃、[Cl<sup>-</sup>]2000ppm、pH11の条件でpH調整をCa(OH)<sub>2</sub>とコンクリートで行い、ガルバニック腐食挙動への影響を検討した。A5083においては、コンクリート添加の腐食速度は0.4(mm<sup>y</sup><sup>-1</sup>)、Ca(OH)<sub>2</sub>添加の腐食速度は0.1(mm<sup>y</sup><sup>-1</sup>)となり、前者が後者より、約4倍の腐食速度となった。一方、AC4Cにおいては、両者はほぼ同等であった。試験データ数が少ないが、アルミニウム合金の種類により影響の程度に差がある可能性があることが示唆された。

なお、本事業では、Type304 鋼とアルミニウム合金を1cmの間隔で対面させて腐食試験を行っており、本腐食評価は、このような限定された試験環境におけるガルバニック腐食の定性的評価である。実際の構造物では、ガルバニック電流は三次元的な分布を持ち、ガルバニック腐食は構造物の配置等の影響を受けるため、それらを考慮した解析等により評価する必要がある。

#### 2.4.3 アルミニウム合金の腐食評価手法

図9は、アルミニウム合金の腐食評価手法の概要を示す。アルミニウム合金の腐食には、均一腐食、局部腐食、ガルバニック腐食が想定され、どのような環境で発生するかについては従来の知見を利用できる。

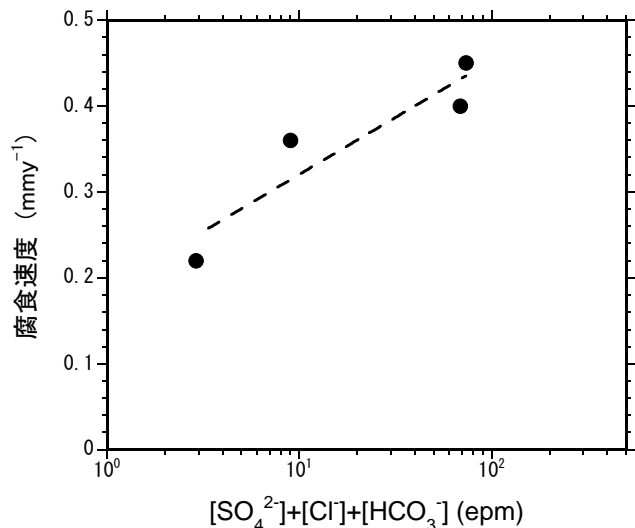


図8 Type304 鋼とA5083のガルバニック腐食試験結果(40℃)

Fig.8 Galvanic corrosion test results of the Type304 steel vs. A5083 alloy at 40°C.

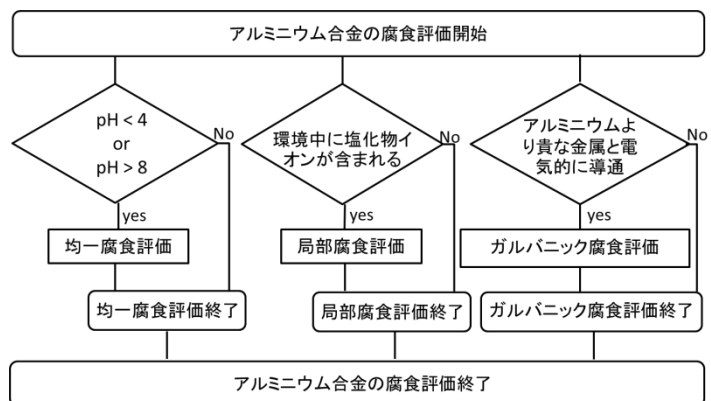


図9 アルミニウム合金の腐食評価手法の概要

Fig.9 Overview of corrosion evaluation method of aluminum alloy

実際の構造物では、ガルバニック電流は三次元的な分布を持ち、ガルバニック腐食は構造物の配置等の影響を受けるため、それらを考慮した解析等により評価する必要がある。

例えば、均一腐食は、pHが4以下或いは8以上で発生が想定される。また局部腐食は、塩化物イオンが含まれる環境で発生が想定される。一方、ガルバニック腐食は、アルミニウム合金より貴な金属、例えばステンレス鋼やチタン合金などと電氣的導通がある環境で発生が想定される。

本事業では、環境中の鉄イオンがアルミニウム合金の浸漬電位を上昇させ、結果として孔食発生感受性を高める可能性があること、環境へのコンクリート混入がガルバニック腐食を促進させる可能性があることを確認した。1Fのアルミニウム腐食評価は、従来知見に加えて、本事業成果を考慮して行われる必要がある。

### 3. まとめ

原子力発電所で海水に晒された機器・設備の材料において懸念される腐食現象の発生や進展に係る判断指標、腐食評価にあたり考慮すべき観点についての知見を下記のとおり整備した。

- 炭素鋼の不動態化傾向を判断する指標として、拡張自己不動態化指数（以下、拡張 SPI）を提案した。また、併せて、炭素鋼の不動態化時のすきま腐食発生条件について評価を行った。これらの成果は、今後計画されている1Fでのデブリの取り出し時に、冠水工法を採用する場合、再臨界の防止と炭素鋼材料の経年健全性を確保するために必要な水質管理方法の妥当性判断に活用できる。
- 既存の炭素鋼の均一腐食進展モデルを高度化した。このモデルは、パラメータとしてLSIを取り入れていることから、炭素鋼の使用環境について淡水から海水まで広くカバーできる。この成果は、様々な使用環境における炭素鋼の均一腐食進展予測を可能とするものであり、1F以外にも原子力発電所等の高経年化対策等の妥当性評価を行う際の知見として活用できる。
- Type304 鋼のすきま腐食感受性について検討し、すきま腐食発生境界条件を明らかにした。この成果により、1FのSFPライニング等Type304 鋼の使用環境におけるすきま腐食の発生感受性評価が可能となった。本成果は原子力発電所の高経年化対策等の妥当性評価を行う際の知見としても活用できる。また、一度Type304 鋼に発生したすきま腐食が環境が浄化した後でも進展が継続しうる可能性を示した。
- ステンレス合金(Type316 鋼、ニッケル基合金)のすきま腐食発生感受性評価方法<sup>31)</sup>、及び一度発生した局部腐食進展継続性について評価手法<sup>32)</sup>を創案した。これらの結果は、海水に一度晒された機器のすきま腐食や応力腐食割れの進展継続性評価に資するものである。
- アルミニウム合金の腐食評価手法を構築した。環境中の鉄イオンが孔食発生感受性を高める可能性があることや、腐食評価試験における pH 調整方法の影響について知見を得た。この成果は、現状の東京電力株式会社の腐食評価方法の妥当性評価に活用可能なものである。

### 4. 今後の成果の活用について

#### 4.1 特定原子力施設の検査への技術的支援

必要に応じて、特定原子力施設の検査に対して、炭素鋼の不動態化傾向とそれに伴う局部腐食発生感受性評価手法、炭素鋼の均一腐食進展挙動、ステンレス合金の局部腐食発生と進展に関する知見及びアルミニウムの腐食に係る技術情報を提供する。

#### 4.2 原子力規制委員会の浜岡原子力発電所5号機の海水流入事象に関する監視・評価検討会への技術的支援

必要に応じて、浜岡原子力発電所5号機の海水流入事象に関する監視・評価検討会に、炭素鋼の不動態化傾向とそれに伴う局部腐食発生感受性評価手法、炭素鋼の均一腐食進展挙動、ステンレス合金の局部腐食発生と進展に関する知見及びアルミニウム合金の腐食に係る技術情報を提供する。

#### 4.3 運転期間延長認可制度及び高経年化対策制度に係る技術支援

運転期間延長認可制度及び高経年化対策制度に係る規制活動に炭素鋼の不動態化傾向とそれに伴う局部腐食発生感受性評価手法、炭素鋼の均一腐食進展挙動及びステンレス合金の局部腐食発生と進展に関する知見を提供する。

## 5. 成果の公表等

### 5.1 原子力規制委員会・検討チーム等

なし

### 5.2 NRA 技術報告

なし

### 5.3 論文投稿

なし

### 5.4 学会発表

- (A) Water-Chemistry Prediction of 1F Spent Fuel Pool and the Corrosion Response of Carbon Steel Piping, ICG-EAC2013, 日本、2013.5
- (B) Propagation Sustainability of Localized Corrosion of Type 304 Stainless Steel in 1F Spent Fuel Pool Environments, ICG-EAC2013.5
- (C) 福島第一原子力発電所への海水注入影響評価のための Type304 鋼の腐食すきま発生臨界条件の検討、腐食防食学会第 60 回材料と環境討論会、2013.9
- (D) 福島第一発電所への海水／淡水注入に伴う使用済み燃料プールの水質変化挙動の解析-1、腐食防食学会第 60 回材料と環境討論会、2013.9
- (E) 福島第一発電所への海水／淡水注入に伴う使用済み燃料プールの水質変化挙動の解析-2、腐食防食学会第 60 回材料と環境討論会、2013.9
- (F) 福島第一原子力発電所廃炉計画に臨む炭素鋼の腐食進展予測モデル、腐食防食学会材料と環境 2014、2014.5
- (G) 福島第一原子力発電所廃炉計画に臨む炭素鋼の腐食寿命の信頼性評価、腐食防食学会材料と環境 2014、2014.5
- (H) 淡水環境における炭素鋼の不動態化／局部腐食挙動に及ぼす五ホウ酸ナトリウムの影響、腐食防食学会材料と環境 2014、2014.5
- (I) SUS304L 鋼の局部腐食発生条件および進展継続性評価、保全学会第 11 回学術講演会、2014.7
- (J) Ni 基 600 合金を対象とした腐食すきま再不動態化電位測定方法の検討、保全学会第 11 回学術講演会、2014.7
- (K) 福島第一原子力発電所廃炉計画に臨む炭素鋼の腐食進展予測モデル（その 2：水質依存性のモデル化）、第 61 回材料と環境討論会、2014.11
- (L) 海水注入による炭素鋼配管の腐食評価、第 61 回材料と環境討論会、2014.11
- (M) ステンレス鋼の塩化物局部腐食の進展持続性に関する検討、第 61 回材料と環境討論会、2014.11
- (N) SUS304L 鋼におけるすきま腐食発生条件及び進展継続性評価、第 61 回材料と環境討論会、2014.11
- (O) Ni 基 600 合金における腐食すきま再不動態化電位測定方法の提案、第 61 回材料と環境討論会、2014.11

## 文 献

- 1) 小澤正義、今井智康、明石 正恒：淡水環境における炭素鋼の不動態化／局部腐食挙動におよぼす五ホウ酸ナトリウムの影響、材料と環境 2014 講演集、p.397、2014.
- 2) 例えば、腐食防食協会、材料環境学入門、p.273、丸善、1993.
- 3) 深谷祐一、明石正恒：炭酸塩水溶液環境における炭素鋼の自己不動態化、材料と環境、Vol.56、p.521、2007.
- 4) T. Fukuda, M. Akashi: "Effect of  $[\text{HCO}_3^- + \text{CO}_3^{2-}]$  on Corrosion Crevice Repassivation Potential of Carbon Steel in Simulated Bentonite Environment," Mat. Res. Soc. Symp. Proc., Materials Research Society, Vol. 412, p. 597, 1996.
- 5) 深谷祐一、中山 元、明石正恒：自然水環境における普通鋼の不動態化／局部腐食条件、第 43 回材料と環境討論会講演集、p.247、1996.
- 6) T.E. Larson, R.M. King: Corrosion by Water at Low Flow Velocity, Journal American Water Works Association, Vol.46, No.1, p.1, 1954.
- 7) 明石正恒：中島ダイアグラムとは何か、腐食防食学会建築設備小委員会配布資料、2013 年 1 月.
- 8) 深谷祐一、平崎敏史、高守謙郎：ホウ酸塩による炭素鋼の不動態化・局部腐食挙動、第 60 回材料と環境討論会講演集、p.27、2013.

- 9) 梅村文夫、額賀考訓、熊谷克彦：炭素鋼の淡水腐食試験結果と多変量解析を用いた評価、第 51 回材料と環境討論会講演集、腐食防食協会、No. B-310、2004.
- 10) 小澤正義、明石正恒：海水注入による炭素鋼配管の腐食評価、第 61 回材料と環境討論会講演集、p. 199、2014.
- 11) 明石正恒、小澤正義：福島第一発電所への海水／淡水注入に伴う使用済み燃料プールの水質変化挙動の解析-1、第 60 回材料と環境討論会講演集、腐食防食学会、p. 39、2013.
- 12) 明石正恒、小澤正義：福島第一発電所への海水／淡水注入に伴う使用済み燃料プールの水質変化挙動の解析-2、第 60 回材料と環境討論会講演集、腐食防食学会、p. 43、2013.
- 13) 東京電力(株)：Web site 情報、www.tepco.co.jp/.
- 14) 藤井哲雄、小玉俊明、馬場晴雄：炭素鋼管の腐食に及ぼす淡水水質及び水流条件の影響、防食技術、Vol. 31、p. 637、1982.
- 15) 明石正恒、小澤正義：福島第一原子力発電所廃炉計画に臨む炭素鋼の腐食進展予測モデル、材料と環境 2014、p. 389、2014.
- 16) 明石正恒、小澤正義：福島第一原子力発電所廃炉計画に臨む炭素鋼の腐食進展予測モデル（その 2：水質依存性のモデル化）、第 61 回材料と環境討論会、p. 163、2014.
- 17) 明石正恒：自然水環境における炭素鋼配管の均一腐食進展予測（その 1）溶存酸素濃度及び温度依存性、材料と環境 2012 講演集、p. 73、2012.
- 18) 明石正恒：自然水環境における炭素鋼配管の均一腐食進展予測（その 2）流速依存性、材料と環境 2012 講演集、p. 75、2012.
- 19) 例えば、腐食防食協会、金属の腐食・防食 Q&A、p. 250、丸善、2002.
- 20) B.B. Benson, D. Krause, Jr.：The concentration and isotopic fractionation of oxygen dissolved in freshwater and seawater in equilibrium with the atmosphere, Limnol. Oceanogr., Vol. 29, No. 3, 620-632, 1984.
- 21) 深谷祐一、平崎敏史、熊谷克彦、高守謙郎：第 59 回材料と環境討論会講演集、No. A-102、2012.
- 22) 石岡真一、藤井和美、後藤靖之、田中徳彦、金子哲治、正木 洋、横山裕、梅原隆司、深谷祐一：第 60 回材料と環境討論会講演集、腐食防食学会、No. A-104、2013.
- 23) 小玉俊明、藤井哲雄、馬場晴雄：防食技術、Vol. 30、p. 462、1981.
- 24) 小澤正義、篠田修和、明石正恒：福島第一原子力発電所への海水注入影響評価のための Type304 鋼の腐食すきま発生臨界条件の検討、第 60 回材料と環境討論会講演集、p. 35、2013.
- 25) JIS G 0592：ステンレス鋼の腐食すきま再不動態化電位測定方法.
- 26) 小澤正義、篠田修和、明石正恒：SUS304L 鋼におけるすきま腐食発生条件及び進展継続性評価、第 61 回材料と環境討論会講演集、p. 203、2014
- 27) JIS G 0577：ステンレス鋼の孔食電位測定方法
- 28) 当摩 健、竹内 庸：希薄 NaCl 水溶液におけるアルミニウム合金の電気化学的分極挙動、軽金属、Vol. 29、No. 11、p. 498、1979.
- 29) S. Furuya and N. Soga: A measuring Method for the Pitting Potential and Repassivation Potential in Crevice Corrosion of Aluminium Alloys, Corrosion, Vol. 46, No. 12, p. 989, 1990.
- 30) 腐食防食協会：材料環境学入門、p. 100、丸善、平成 5 年.
- 31) 岩金弘樹、関口智大、阿部博志、渡邊豊：Ni 基 600 合金における腐食すきま再不動態化電位測定方法の提案、第 61 回材料と環境討論会講演集、p. 211、2014.
- 32) 関口智大、岩金弘樹、阿部博志、渡邊豊：SUS304L 鋼におけるすきま腐食発生条件及び進展継続性評価、第 61 回材料と環境討論会講演集、p. 207、2014.

## (B02) アクシデントマネジメントの知識ベース整備

担当：安全技術管理官(シビアアクシデント担当)付

## 1. 研究概要（実施期間：平成 15 年度～平成 26 年度）

原子力発電所の安全性の向上のためには、最新の科学技術的知見を積極的に取り入れ、安全規制活動に反映させる継続的な取組が重要である。シビアアクシデントにおいては、図 1 に示すように、格納容器内において発生し、格納容器破損をもたらす可能性のある重要現象について、国際協力プロジェクトによる実験及び解析コードを用いたベンチマークが進められてきた。

本研究は、原子炉施設において想定されるシビアアクシデント現象、シビアアクシデントの発生防止、拡大防止及び環境影響緩和の各段階に対応する対策について着目し、現象に関する知見の集積と評価手法の整備を主目的として実施してきた。具体的アプローチとしては、国際的に重要課題として認識されているシビアアクシデント現象及び対策の有効性に係る国際協力実験に参加することにより実験的知見を取得し、これらを基に重大事故対策の妥当性評価に必要な解析モデルの開発・改良・整備と解析評価を行い、これらを総合してアクシデントマネジメント知識ベースとして整備することを念頭に置いて実施項目を選定してきた。

ここで得られた成果は、原子力規制委員会が行う原子炉施設等の新規規制基準におけるシビアアクシデント規制要件化の検討、適合性審査、原子力防災対策の高度化、リスク情報等を活用した規制行政等、幅広い活動において活用していく予定である。

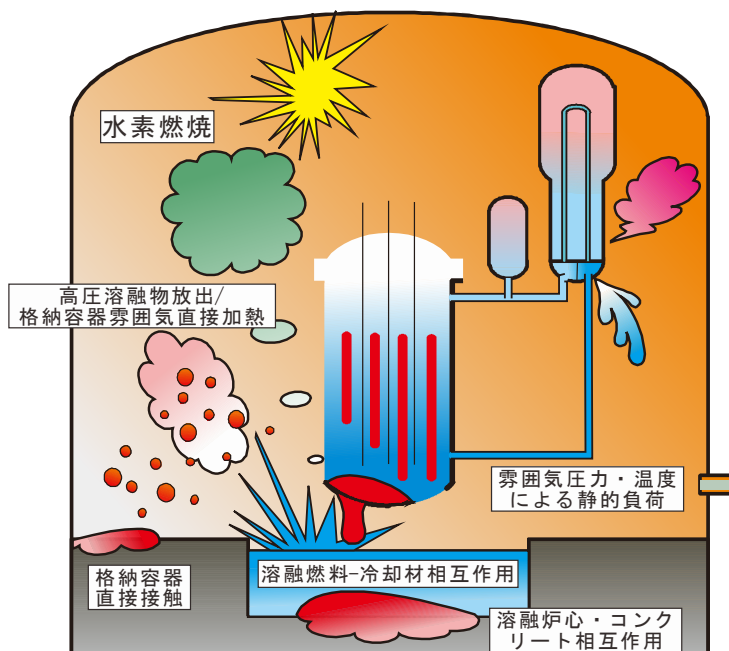


図 1 原子炉施設において想定されるシビアアクシデント現象  
Fig. 1 Severe accident phenomena in nuclear power plant

## 2. 研究期間を通じた主要成果

## 2.1 重大事故対策及び重大事故発生時に

## 想定される事象進展の把握に係る技術的知見の整備

## 2.1.1 水素リスク評価に関する実験的及び解析的知見の整備

## (1) 目的

原子炉施設において事故が発生し炉心損傷が発生した場合は、金属-水反応により水素が発生する。また、著しい炉心損傷に至り、格納容器内へ溶融燃料が放出され、溶融炉心・コンクリート相互作用が発生することによっても水素が発生する。大量の水素が格納容器内で発生し濃度が高まると、水素燃焼、爆燃又は爆轟が発生する可能性がある。格納容器の閉じ込め機能に対する水素リスクを評価するため、実験的及び解析的知見を整備する。

## (2) 実施内容

## ① ISP-47 (International Standard Problem No.47) に関する取組

## a ISP-47 の概要

ISP (International Standard Problem; 国際標準問題) は、OECD/NEA /CSNI (Organization for Economic Co-operation and Development/Nuclear Energy Agency / Committee on the Safety of Nuclear Installations; 経済協力開発機構/原子力機関/原子力施設安全委員会) が主催し、原子力発電プラントの安全評価に適用する数値解析モデルの高度化を目的

として共通問題の解析評価を行う一連の取組である。ISP-47 (2002~2005 年)<sup>1)</sup> は、格納容器内における水素等の多次元多成分ガスの混合挙動を解析することを目的として、数値流体力学 (以下「CFD」という。) コードの適用性確認のための計測項目を含んだ実験に基づく格納容器内の熱流動挙動に関する標準問題として設定された。本問題では、放射線防護・原子力安全研究所 (Institute de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire。以下「仏 IRSN」という。) による TOSQAN 実験、原子力・代替エネルギー庁 (Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives。以下「仏 CEA」という。) による MISTRA 実験、及び独 Becker Technologies による ThAI 実験を扱い、TOSQAN/MISTRA 実験を対象とした Step1 解析及び ThAI 実験を対象とした Step2 解析から構成された。本研究では、ISP-47 に参加し、大型実験装置である MISTRA と ThAI を対象として DEFINE コードによる解析的検討を通じて以下の知見を得ている。

- 実機評価の観点から、水蒸気凝縮、水素成層化及びジェット注入による流れ場への影響に注目すべきである。
- ヘリウム成層化の実験結果を解析により再現するには、壁面及び成層界面での低レイノルズ数領域の乱流現象の精度向上などのモデルの高度化が必要である。
- 集中定数系解析コードであっても適切なノード分割を行えば比較的精度の良い解析が可能である。
- 高品質の妥当性確認データを得るには、速度及び乱れの測定技術の解像度向上が必要である。
- 計測技術の高度化に伴い、複雑な流動、成層化した流れと凝縮が連成した流動に関する実験が必要である。
- ユーザ効果の低減のためのガイドラインの充実が必要である。

#### b Step1 MISTRA 実験解析

MISTRA 実験は、三つの水蒸気凝縮壁を容器内に有する自由体積 99.5 m<sup>3</sup> (直径 4.25 m、高さ 7.38 m) の円筒容器を用いて実施された。凝縮壁内を流れる冷却水によって温度が制御され、容器底部から 1.295 m の高さに設けられた直径 200 mm のノズルから水蒸気及びヘリウムが注入された。実験の結果から得られた知見として、実験期間中に注入された水蒸気の十数%が凝縮器以外の場所で凝縮する傾向が見られた。この時、凝縮器の表面温度が 115°C であるのに対し、容器壁面温度は 118°C から 123°C であり、バルクとの温度差が生じて容器内の過飽和状態による霧の発生が観測されている。解析コードにより実験結果を詳細に再現するためには、雰囲気ガスの相変化を考慮する必要があり、相変化を考慮しない場合は、水滴となるべき水蒸気が気体として存在することによる圧力の過大評価と、相変化による潜熱を気体が保持することによる温度の過大評価を招くことを確認した。

#### c Step2 ThAI 実験解析

ThAI 実験は、内部シリンダ及び水平トレイを容器内に有する高さ 9.2 m、直径 3.2 m の円筒容器を用いて実施された。本実験では、初期空気環境の実験容器にヘリウム及び水蒸気を順次注入することにより、重大事故時の格納容器内の熱流動挙動が模擬され、図 2 に示すように、水蒸気凝縮、ヘリウムの成層化及び容器壁面での温度分布等の現象が解析対象となった。

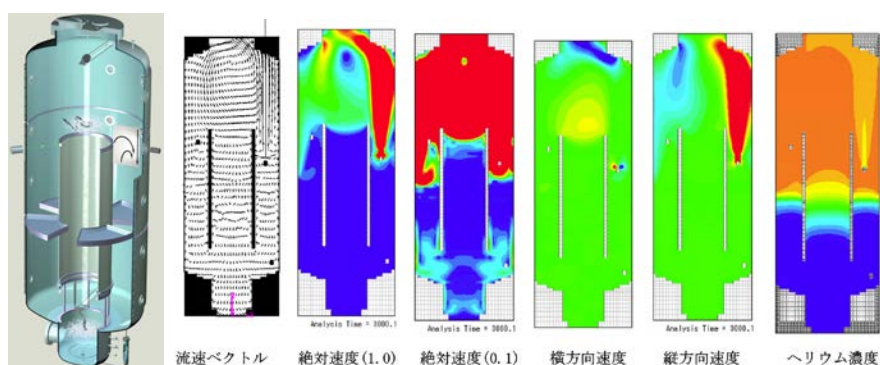


図 2 ThAI 実験の概要図(左)と CFD 解析結果(右)  
Fig. 2 ThAI facility (left) and CFD analyses (right)

多くの参加機関の解析では、実験後半に見られる長時間のヘリウムの成層化挙動の再現性に課題が残った。ISP-47 における議論によれば、主に適用された標準 k-ε などの 2 方程式型乱流モデルによる乱流効果の過大評価が成層化を十分に予測できなかったことが原因と考えられている。また、同一の解析コードを用いた異なる参加

機関の解析結果に相違が見られたことから、ユーザ効果低減のための解析ガイドラインの充実が必要であることが提言された。

② 多次元熱流動解析手法に係る解析的知見の整備

a NUPEC 水素混合実験解析

格納容器内での熱流動現象解析における汎用 CFD コード FLUENT により（財）原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）が実施した実験の解析により検討した。NUPEC 実験は格納容器内における水素分布挙動に関する実験であり、特に多区画体系による雰囲気ガスの混合効果に着目している。<sup>2)</sup> その結果、実機格納容器形状及び放出条件を模擬した本実験条件では、格納容器内における空気-水蒸気混合ガス組成及びガス温度は均一に分布し、流れの淀み及び成層化は形成されにくいことを確認した。また、成層化現象のような多次元の空間分布が支配的となる現象の解析に集中定数系コードを適用する場合には、格納容器領域を多区画単位に分割したモデル化では、雰囲気ガスの混合挙動及び壁面伝熱量を過大に評価し、温度分布が均一化される傾向があることを確認した。

b エアロゾル挙動に関する知見の整備

格納容器内に放出されたエアロゾル粒子の挙動を確認するため、上記の水素分布挙動解析で整備した CFD モデルにより得られた速度場に基づき、重力沈降等を考慮したラグランジュ粒子法解析を実施し、一次系から放出された水蒸気-水素混合ガス及びエアロゾル状放射性物質の格納容器内多区画内の詳細な流動挙動を把握した。解析体系は NUPEC 実験体系モデルとした。その結果、格納容器内に放出されたエアロゾル粒子は比較的早期に格納容器全体に拡散する傾向を示し、拡散したエアロゾル粒子は主に重力沈降により壁面近傍の床面に付着する傾向を確認した。雰囲気ガスが混合されにくいとされる加圧器室内破断の場合、格納容器内に放出されたエアロゾル粒子は約 10 分程度で格納容器内に拡散することを確認した。

c 自然対流冷却アクシデントマネジメントに係る解析的知見の整備

水素挙動を含む格納容器内での重要な熱流動現象の解析技術を高めるため、OECD/NEA/CSNI が主催する国際協力 PANDA プロジェクトにおいて実施されたヘリウム混合実験に対する解析を実施した。同実験は、スイスポールシェーラー研究所（PSI）に設置された SBWR を模擬した PANDA 装置により、水蒸気及びヘリウム（水素を模擬）の混合流動現象を把握するものである。

この知見を活かして、実機 PWR 格納容器内の重大事故対策の一つである自然対流冷却に着目し、自然対流冷

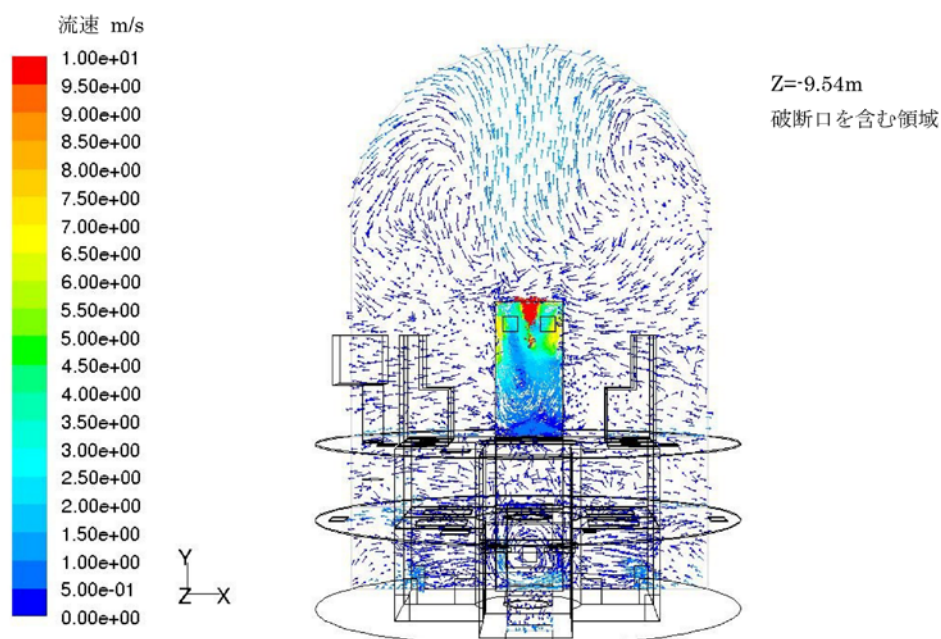


図 3 解析例：PWR 格納容器内の自然対流冷却による速度分布  
Fig. 3 EX: Velocity profiles due to natural convection in PWR containment

却を誘引する凝縮器の効果と特性を解析的に検討した。その結果、図3に示すように、格納容器自然対流冷却による重大事故対策により、格納容器内での大局的な自然対流を促進し大きな冷却効果が期待でき、この自然対流が成層化構造を崩壊させることから、水素成層化対策としても有効であることを確認した。凝縮器による除熱効果は、凝縮器の設置位置及び雰囲気ガス成分毎の分布に依存し、雰囲気ガスの混合に影響を与えるが、凝縮器自体のダクトを通らない流れによる冷却も効果的であること等を確認した。

## 2.1.2 蒸気発生器破断事故に関する実験的及び解析的知見の整備

### (1) 目的

蒸気発生器伝熱管破損時の放射性物質の挙動と対策の効果を解明するための国際協力プロジェクト ARTIST 計画に参加し、実験データを取得するとともに、実機プラント評価に必要な解析モデルの開発及び改良を行った。ARTIST 計画とは、格納容器バイパス事象で放射性物質の早期大量放出のおそれのある蒸気発生器伝熱管破損時の放射性物質の挙動並びにこれに対する対策とその有効性を究明するための国際協力プロジェクトであり、スイス PSI の ARTIST 実験装置を用いた蒸気発生器内エアロゾル-液滴挙動実験を実施した。<sup>3)</sup>

### (2) 実施内容

蒸気発生器二次側は、多数の伝熱管、伝熱管支持板、気水分離器及び湿水分離器等の構造物から構成され、流路形状は複雑であり、内部流れは三次元的に複雑な流動様式を有する。ここでは、蒸気発生器内の流動及びエアロゾル挙動に係る実験データの取得及び FLUENT を使用した多次元詳細解析を実施し、これらを基に、実炉評価のためのモデルを作成することを目的とする。さらに、ARTIST 実験計画の策定に加わるとともに、技術的貢献として気水分離器及び湿水分離器のモデル化を担当し、当該領域における流動及びエアロゾル挙動の詳細解析による把握と、これらに基づく一点集中型定数近似コード MELCOR のモデルの改良を行った。

#### ① ARTIST 蒸気発生器 CFD 多次元解析

##### a 蒸気発生器内流動解析

FLUENT を使用し、PWR の蒸気発生器を模擬した ARTIST 実験体系における 2 次元及び 3 次元解析を行い、SGTR 発生時の蒸気発生器 2 次系内におけるキャリアガスの流動挙動を把握するとともに、エアロゾル粒子挙動の解析手法について検討し、キャリアガスに随伴するエアロゾル粒子の移行沈着挙動の詳細解析を行った。これにより、気水分離器及び湿水分離器内の流動挙動及びエアロゾル挙動を把握した。

また、図4に示すモデル体系において、レイノルズ応力モデル (Reynolds Stress Model。以下「RSM」という。)、k- $\omega$  モデル及び k- $\epsilon$  モデルの3種の乱流モデルによる流動解析を実施し、スワールペーンによる旋回流の効果を反映した複雑形状を有する上部構造物における詳細な流動挙動を把握するとともに、各乱流モデルによる予測精度を比較した。これにより、気水分離器のスワールペーンにより形成される旋回流は非等方的であり、気水分離器及び湿水分離器からなる上部構造物での流れを支配することが分かった。

また、サイクロン領域の詳細な体系モデルを作成した。これらに基づき、上述の三種類の乱流モデルを用いた流動解析により、気水分離器、湿水分離器及び伝熱管内の CFD 解析を実施し、スワールペーンによる旋回流、サイクロンのバイパス流の効果を伴う複雑形状上部構造物での詳細な流動、単管の伝熱

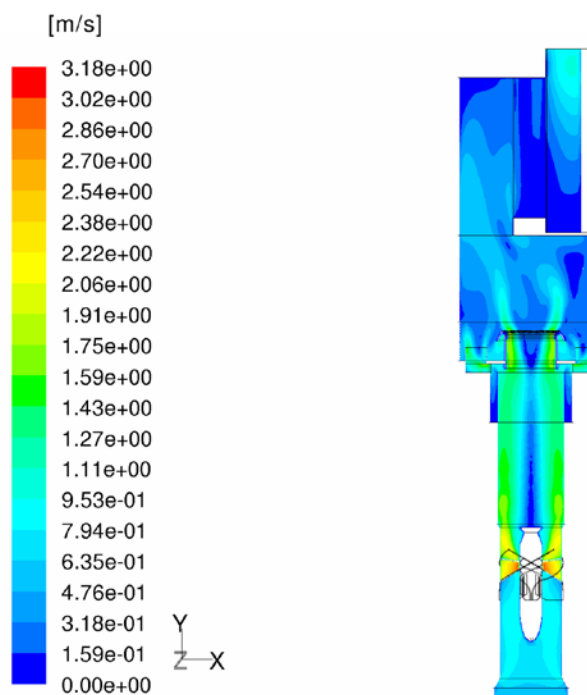


図4 解析例：PWR 蒸気発生器スワールペーンでの速度分布

Fig. 4 Ex.: Velocity profiles in SG of the PWR

管内流動に適した乱流モデルについて検討した。これらの結果より、図5に代表されるように、スワールベーン下流領域のように旋回流に支配された非等方性乱流流れ場に対する予測性能に優れた RSM モデルを標準モデルとして採用した。

#### b エアロゾル挙動解析

エアロゾル粒子の沈着挙動に関して、構造材表面へのエアロゾル沈着挙動予測の精度を高めつつ、これを実用的な計算時間で予測するために、構造材壁面近傍のメッシュ分割を調整した。ARTIST 実験で計測された上部構造部内の詳細な流れ場との比較により本モデルの適用性を確認した。その結果、壁面近傍メッシュ分割は、エアロゾル沈着挙動のみならず流動挙動に対しても重要であることが明らかとなった。また、このモデルを用いてエアロゾル粒径及び流速をパラメータとしたエアロゾル挙動解析を行い、上部構造部のエアロゾル除去特性に関する相関式を作成した。

RSM モデルに基づき計算した湿分分離器及び気水分離器内の流れ場に基づき、エアロゾル粒子の飛跡、慣性衝突及び乱流拡散等による沈着挙動を解析し、蒸気発生器上部構造物領域における除去係数を評価し、これを図6のように粒径ごとに整理した。これらの結果から、各部の除去係数（Decontamination Factor. 以下「DF」という。）はエアロゾルに関する粒径に対する依存性が顕著であることが分かった。

湿分分離器に関しては、メッシュ数の制限からパネル部を簡素化しているため、エアロゾル沈着を過大評価している可能性があることから、パネル部メッシュサイズを小さくした場合の影響を確認した。

このように、気水分離器及び湿分分離器からなる上部構造物のCFDモデルを改良した結果、ARTIST 実験において得られた除去係数を良好に再現していることを確認した。また、二次元CFD詳細解析モデルにて、パラ

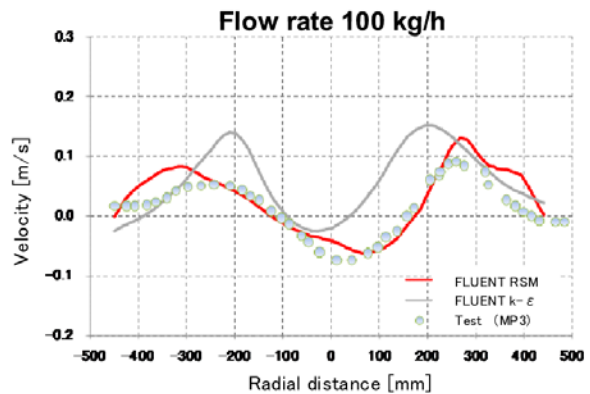


図5 解析例：気水分離器内流速の解析結果と実験結果の比較  
Fig. 5 Ex.: Comparison of velocity in separator between calculation and experiment

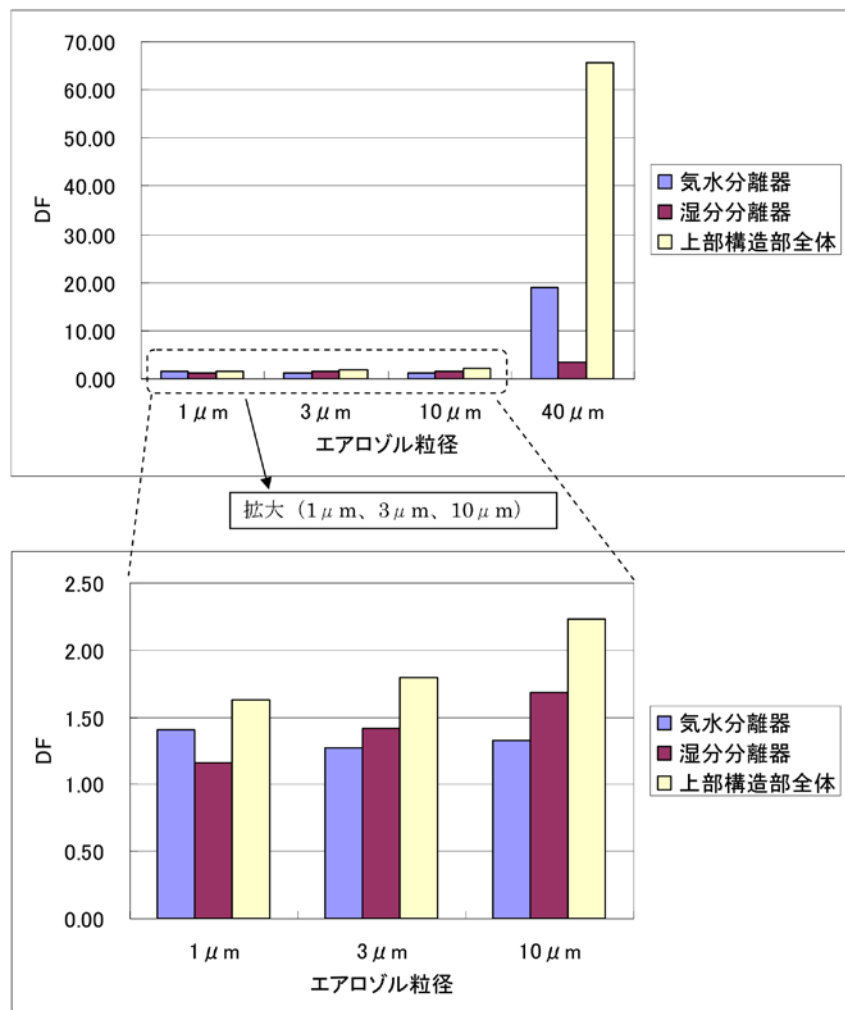


図6 解析例：気水分離器及び湿分分離器のエアロゾル除去係数  
Fig. 6 Ex.: Aerosol decontamination factor on separator and dryer

メータ解析を行い、湿水分離器パネル部の粒径及び流速をパラメータとしたエアロゾル沈着相関式を作成した。

## ② MELCOR の蒸気発生器捕集モデルの検討

多次元詳細解析により明らかにされた ARTIST 実験体系における詳細なエアロゾル挙動を基に、気水分離器領域におけるエアロゾル沈着モデルを検討し、一点集中型定数近似コード MELCOR を使用した実炉評価に必要な慣性衝突及び乱流拡散による壁面への沈着を模擬した解析モデルを作成した。

### 2.1.3 炉心溶融落下に関する実験的及び解析的知見の整備

#### (1) 目的

原子炉圧力容器を外側から冷却することにより、下部プレナムにおいてデブリを安定して冷却し保持する対策 (In-vessel Retention, 以下「IVR」という。) について実験的知見を調査するとともに、この対策の有効性評価手法を整備した。IVR は特に小型炉における有力な対策であり、フィンランドの Loviisa プラント (VVER-440 型炉) において設置されている。一方、OECD 国際協力プロジェクトの MASCA 実験において、金属相が酸化物相の下に配置して成層化する現象 (以下「逆成層化」という。) などの新たな知見が得られた。本研究では、MASCA 計画に参加してデブリ挙動に関するデータを収集するとともに、現象の理解に基づく実炉の評価手法を構築することの一環として、デブリの成層化挙動を解析的に評価する熱力学データベースを開発・整備した。さらに、IVR の成立性を評価する上で必要となる逆成層化時の原子炉圧力容器への熱負荷を伝熱流動解析により求める手法を整備した。

#### (2) 実施内容

##### ① MACA 実験の調査

MASCA 計画の代表的な実験である MA 実験では、約 2kg の実コリウムを溶融保持する実験体系にて 6 ケースの実験が実施された。<sup>4)</sup> 図 7 に示す実験後のインゴットの分析結果から、逆成層化現象は、装填時に  $\text{UO}_2$ 、 $\text{ZrO}_2$ 、Zr 及び Fe の混合物であった実験材料が、溶融に伴い  $\text{UO}_2$  が Zr によって還元され U 金属となり、この U と残りの Zr が Fe とともに金属層を形成し、酸化物相の密度より高くなったために下方に移動したために発生するものと推論した。



図 7 MASCA における MA 実験後のインゴット  
Fig.7 Ingot after MA Test in MASCA

##### ② 熱力学データベース整備

溶融デブリの相分離を解析的に求めるために U-Zr-Fe-O-B-C-FP 系の熱力学データベースを開発した。データベースは、汎用の SGTE (Scientific Group Thermodata Europe) データベース等を基に、液相データをイオン性液体 2 サブラティスモデルにより作成し、主として酸化物の相互作用に関するデータを、既存状態図を再現するように評価して加え、制御材の影響も考慮できるように U-Zr-Fe-O-B-C 系とした。また、主として放射性物質の代表核種の酸素との相互作用を含めることで各相の放射性物質分配を解析することが可能である。

酸化度 33% のコリウムに約 10wt% のスチールを加えた MA1 実験について、上記データベースを用いた熱力学平衡計算により溶融時の相状態を解析した。解析では実験と同様に酸化物と金属の 2 相に分離することが示され、図 8(a) の酸化物と金属相の質量割合、図 8(b) の各相成分の質量割合ともに、実験データを 10% 未満の誤差で予測できた。また、放射性物質の相分配についても、放射性物質の模擬物質を含めた MA 実験と良好に一致することが示された。

##### ③ 溶融デブリ伝熱流動解析

汎用 CFD コード PHOENICS により IVR 時の溶融デブリを模擬した高レイリー数の自然対流実験を解析することにより、逆成層化現象に対する適用性を確認し、熱流動解析により逆成層化時の熱負荷を評価する手法を構築した。IVR 時の溶融デブリは、内部発熱があり上面及び側面が冷却される浮力支配の不安定な高レイリー数の流

れであるため、コルモゴロフの速度スケールを用いた温度場 2 方程式  $k-\epsilon$  モデル (ANK, MKC モデル) 及び LES の浮力乱流に非等方性を考慮した Mason-Derbyshire モデル (以下「MD-Smag.」という。) を組み込み、実験解析により妥当性を確認した。対象とした実験は仏 CEA で実施された BALI 実験で、スライス 1/4 円筒形状において水を用いて  $1 \times 10^{17}$  までのレイリー数における壁面熱伝達及び温度分布が測定された。その結果、図 9 に示すように、これらの浮力乱流を考慮したモデルにより、壁面での熱流束分布を実験誤差+10%程度で解析できることが確認できた。

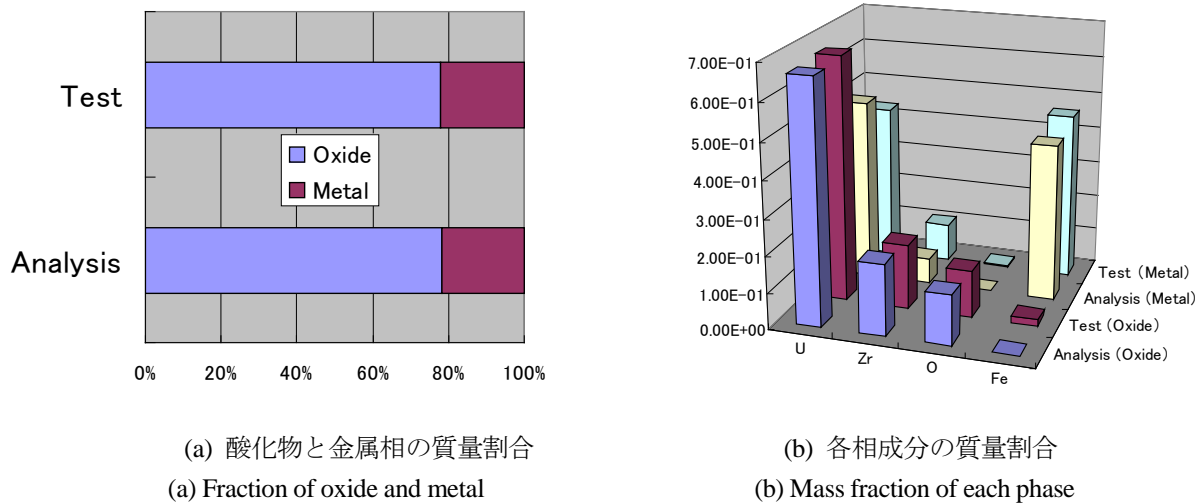


図 8 熱力学データベースに基づく評価結果  
Fig.8 Evaluation based on Thermophysical Database

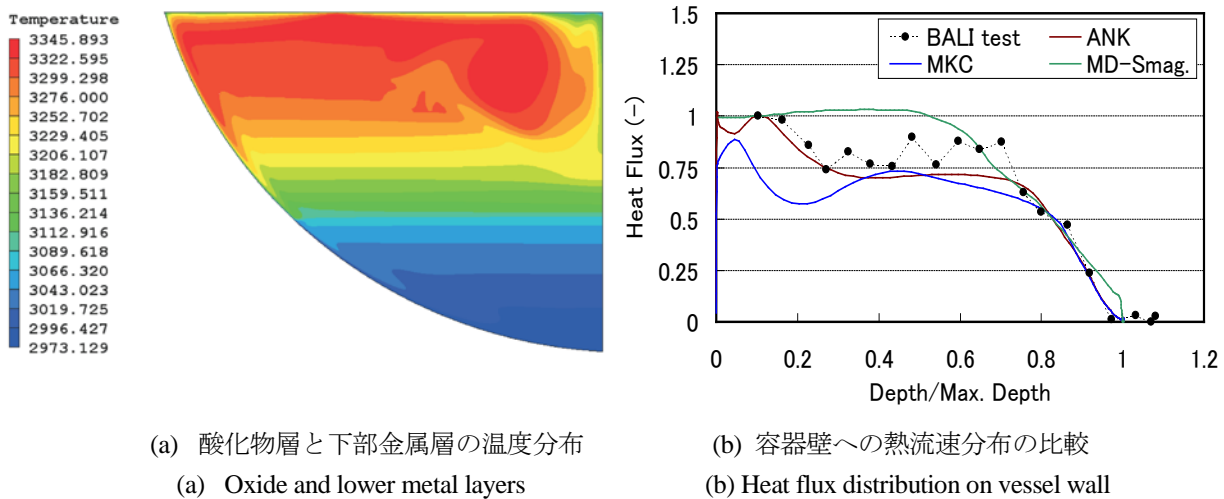


図 9 溶融デブリ伝熱流動解析結果  
Fig.9 Analytical results of molten debris heat transfer fluid dynamics

## 2.1.4 シビアアクシデントに関する多次元熱流動解析手法の活用

### (1) 目的

原子炉一次系及び原子炉格納容器内の温度分布及び濃度分布を詳細に検討するため、原子炉一次系及び原子炉格納容器の FLUENT による多次元熱流動解析モデルを整備した。

## (2) 実施内容

### ① 原子炉冷却系

一次系内の熱流動解析に適用することを念頭に、高圧で推移するリフラックス冷却時の高温側配管及び蒸気発生器内の流動挙動及び温度分布を検討した。

図 10 に示す解析結果により、全交流電源喪失等の高圧でリフラックス冷却モードが継続するようなシビアアクシデント事象では、温度に誘発される SGTR (Thermally Induced SGTR。以下「TISGTR」という。) に至る可能性があることが示された。ただし、加圧器逃がし弁の開操作等の重大事故対策を想定した場合及び加圧器逃がし弁の開閉を伴う事象では、加圧器サージラインの温度は原子炉容器出口温度に近づくことから、TISGTR は回避されるものと推察される。

### ② 原子炉格納容器系

多区画からなる実炉の格納容器体系の多次元解析 CFD モデルを整備し、シビアアクシデント時の格納容器内の水蒸気-空気-水素混合ガスの流動挙動及びクーラー作動時の流れ場への影響を把握した。また、図 11 に示すように、エアロゾル粒子トラッキングモデル及びエアロゾル沈着挙動モデルを組み込むことにより格納容器内ソースターム評価手法を整備し、格納容器内のエアロゾル粒子のふるまい及び沈着挙動を把握した。さらに、原子炉容器下部ヘッド破損時の熔融デブリの格納容器内飛散現象に対して本モデルを適用し、デブリ飛散時の格納容器内粒子分布及び温度分布を評価した。

格納容器内には自然対流の大きな循環流パスが形成され、この自然対流により、放出された水蒸気は格納容器内で均一に混合し、温度分布は均一となった。また、クーラー作動により、自然対流は更に促進され、格納容器内自然対流冷却対策は格納容器内雰囲気温度を効果的に低減させることがわかった。

水蒸気-水素混合ガス放出では、水素が加わることにより自然対流とガスの混合が促進され、クーラー冷却の促進及び格納容器内雰囲気温度、ガス濃度の均一化が促進された。また、加圧器室内破断の場合は、格納容器内は成層化するが、クーラーの働きにより成層化領域の高温ガス層が冷却された。

格納容器内に放出されたエアロゾル粒子は、区画内で対流しながら時間をかけて区画間を移行した。また、格納容器内のエアロゾル粒子の沈着は重力沈降が主体で、壁近傍の床面及びクーラー出口近傍に大量に沈着した。

原子炉下部ヘッドが破損し熔融デブリが飛散しても、大部分はキャビティ床及

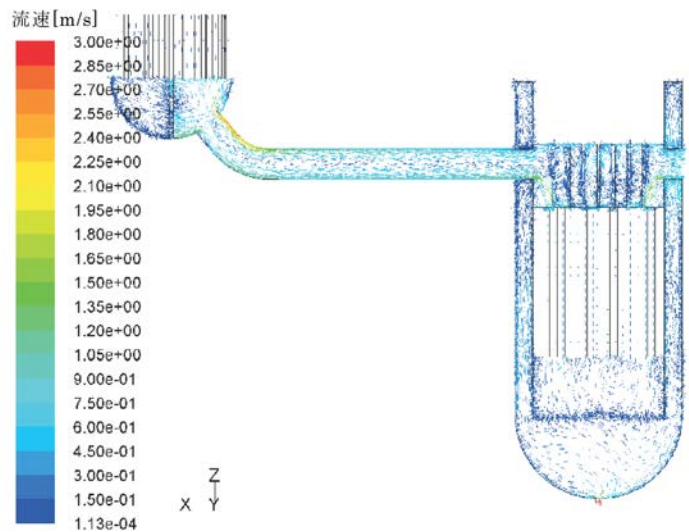


図 10 解析例：PWR 原子炉冷却系のリフラックス冷却モードでの流速分布  
Fig.10 Ex.: Velocity profiles in reflux cooling mode in RCS of the PWR

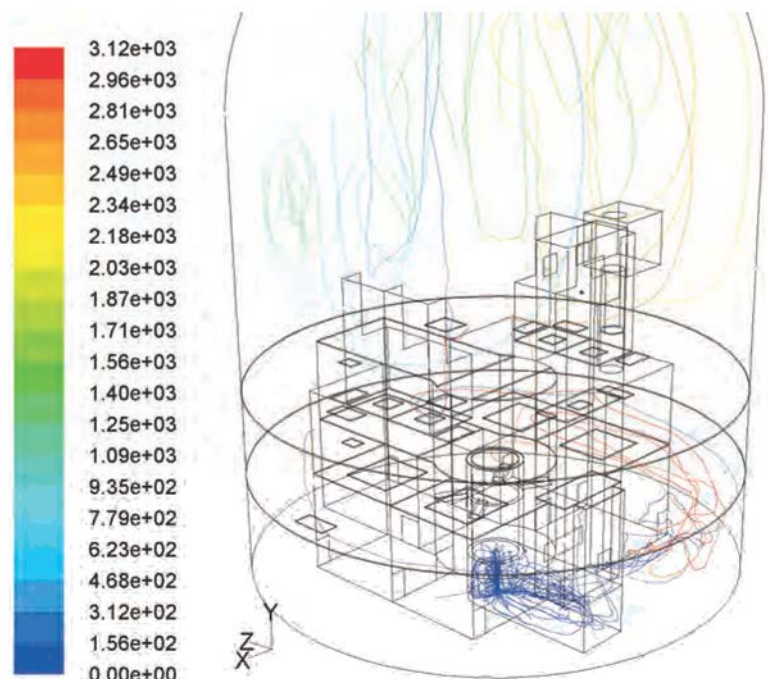


図 11 解析例：PWR 格納容器内のエアロゾルの軌跡  
Fig.11 Ex.: Aerosol trajectory in the PWR containment

び壁表面に捕獲され、格納容器雰囲気中へは飛散しなかった。また、原子炉キャビティ外に飛散するデブリ粒子量は、粒径が  $20\mu$  以下であったとしても 5%程度であった。なお、原子炉容器破損時の一次系の圧力は、原子炉キャビティ及び下部区画の温度に大きく影響することから、高圧で破損した場合には、格納容器の下部区画の温度は著しく上昇し格納容器の健全性に脅威を及ぼす可能性がある。

## 2.2 審査に役立つ知見の整備

### 2.2.1 アクシデントマネジメントに係る知識ベースのデータベース構築

#### (1) 目的

原子炉施設の状況に応じた重大事故対策を策定するためには、プラントの状況に応じたシビアアクシデント時のプラントの挙動に関する解析結果をデータベースとして整備し、これを適切に引用できる状態にすることが重要である。これらの解析結果データベースを管理することにより、重大事故対策の有効性評価及び防災計画等に有効に活用するとともに、国内外における安全研究等から得られる重大事故対策に関する最新知見を解析モデルに反映する。

#### (2) 実施内容

シビアアクシデント発生防止・拡大防止に関する解析結果データベースは、多数の事故シーケンス解析を高速で効率よく計算が可能なシビアアクシデント総合解析コードを用い、確率論的リスク評価のイベントツリーにより抽出された全事故シーケンスについて解析した結果を基に構築されている。一方で、これまで述べたように、国内外にて対策の研究が進められ、多くの新たな知見が得られている。本研究では、これらの既存のシビアアクシデント発生防止・拡大防止の知識ベースに関して、代表 PWR プラントの主要な事故シーケンスを対象に、シビアアクシデント総合解析コード MELCOR による事故進展解析を行い、新たにデータを加えてシビアアクシデント発生防止・拡大防止に係る知識ベースを充実させ信頼性の向上を図るとともに、環境影響緩和に係る国内外の実験及び解析等の研究成果を継続して収集し、知識ベースの一部として蓄積した。

## 3. まとめ

原子炉施設で著しい炉心損傷に至った場合に生じる種々の物理化学現象について、国際共同実験に参画して各種データを取得するとともに、解析評価モデル及び知識ベースを整備した。シビアアクシデント時に生じる現象は様々であり、複合的な影響も考慮する必要があるが、本研究では、炉心損傷後の下部プレナムでの熔融燃料の挙動、蒸気発生器伝熱管でのエアロゾル捕集挙動、格納容器内の流動・蒸気凝縮・エアロゾルの沈着等について、CFD を用いた解析手法を整備した。同時に解析で得られた知見をデータベース化して知識ベースの一部として蓄積した。

## 4. 今後の成果の活用について

シビアアクシデント時の事象進展、ソースターム評価等における不確かさの評価及び定量的な評価手法の精度を高めるために、本研究で整備した解析手法は、「(B01)発電炉の重大事故に係る解析及び実験的知見の整備」、「(B02)発電炉の重大事故の重要物理化学現象に関する実験」及び「(B03)発電炉の国産シビアアクシデント解析コードの開発」において活用する。

## 5. 成果の公表等

### 5.1 原子力規制委員会・検討チーム等

なし

### 5.2 NRA 技術報告

なし

### 5.3 論文投稿

- (a) M. Fukasawa, S. Tamura, M. Hasebe, Development of Thermodynamic Database for U-Zr-Fe-O-B-C-FPs System, J. Nucl. Sci. Technol., Vol.42 [8], 2005.
- (b) M. Fukasawa, S. Tamura, Thermodynamic Analysis for Molten Corium Stratification Test MASCA with Ionic Liquid U-Zr-Fe-O-B-C-FPs Database, J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 44 [9], 2007.
- (c) M. Fukasawa, S. Hayakawa, M. Saito, Thermal-Hydraulic Analysis for Inversely Stratified Molten Corium in Lower Vessel, J. Nucl. Sci. Technol., Vol.45 [7], 2008.
- (d) M. Fukasawa, S. Tamura, M. Saito, Analysis for B4C Effect on Thermodynamic Properties and Stratification of Molten Corium with Ionic Liquid U-Zr-Fe-O-B-C-FPs Database, J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 46 [7], 2009.

### 5.4 学会発表

- (e) 荻野等、蒸気発生器伝熱管破損過酷事故時の CFD エアロゾル挙動解析、日本原子力学会 2007 年秋の年会、北九州市、H19 年 9 月 27 - 29 日.
- (f) 荻野等、蒸気発生器伝熱管破損過酷事故時の 気水分離器 / 湿水分離器内 CFD 流動及びエアロゾル挙動解析、日本原子力学会 2008 年秋の年会、高知工科大学、平成 20 年 9 月 4~6 日.
- (g) 深澤等、コリウム・コンクリート系熱力学データベースの構築、日本原子力学会 2009 年秋の大会、東北大、2009 年 9 月 16 日-18 日.
- (h) H. Hoshi, Severe Accident Analysis of Fukushima-Daiichi Units 1 to 3, Briefing on the TEPCO Fukushima Daiichi Nuclear Power Station Accident — The situation after the accident, the current status and further efforts (a side event by GOJ at 56th IAEA General Conference), Vienna, Austria 2012/9/17.
- (i) H. Hoshi, Severe Accident Analyses of Fukushima. Daiichi Units 1 to 3, Briefing on TEPCO's Fukushima Dai-ichi NPS accident, a side event of The Fukushima Ministerial Conference on Nuclear Safety, IAEA, ビッグパレット ふくしま (郡山), 2012/12/16.

### 文 献

- 1) H. J. Allelein, K. J. Fischer, J. J. Vendel, J. J. Malet, E. J. Studer, S. J. Schwarz, M. J. Houkema, H. J. Paillère and A. J. Bentaib, "INTERNATIONAL STANDARD PROBLEM ISP-47 ON CONTAINMENT THERMAL HYDRAULICS," 2007.
- 2) (財) 原子力発電技術機構, "平成 6 年度 溶接部等熱影響部信頼性実証試験 (原子炉格納容器) に関する報告書," 1995 年 3 月.
- 3) S. Güntay, A. Dehbi, D. Suckow, J. Birchley, ARTIST: An International Project Investigating Aerosol Retention in a Ruptured Steam Generator, ICAPP, 2002.
- 4) D. F. Tsurikov, V. F. Strizhov, S. V. Bechta, et al., OECD MASCA integrated report, 2007.

## (B04) シビアアクシデント晩期の格納容器閉じ込め機能の維持に関する研究

担当：安全技術管理官(シビアアクシデント担当)付

### 1. 研究概要（実施期間：平成 17 年度～平成 26 年度）

本プロジェクトでは軽水炉でのシビアアクシデント（以下「SA」という。）晩期<sup>1</sup>における格納容器閉じ込め機能の維持に関する研究を進めた。東京電力福島第一原子力発電所事故では、アクシデントマネジメント（以下「AM」という。）策が有効に働かず格納容器の健全性が損なわれたが、本プロジェクトでは、緩和の AM 策によって格納容器破損を防止した後の格納容器内の状態を対象としている。具体的には、炉心冷却に失敗し、原子炉压力容器が破損し、溶融炉心が格納容器ペDESTALに移行するものの、原子炉压力容器破損後に緩和策としてペDESTAL注水が開始されて格納容器床上に落下したデブリを冷却し、溶融炉心・コンクリート反応に伴う非凝縮性ガスの発生を抑制し、残留熱除去系（以下「RHR」という。）が復旧して定格流量での格納容器スプレイによって除熱された場合を検討する。このように格納容器の破損を防止し、大量の放射性物質の放出を防止した場合でも、格納容器圧力は事故時に発生した多量の水素ガスによって大気圧より高く保たれたままである可能性がある。また圧力抑制プール水内に閉じ込められているヨウ化セシウム等が放射線場の影響でガス状ヨウ素に変化すると、格納容器空間部に蓄積される可能性がある。具体的には下記について検討した。

- 1) SA 晩期の格納容器内ソースタームを評価するために、最新知見を集約した。過度な保守性を排除した最適評価に基づく現実的な格納容器内ソースタームを評価するために、解析モデルを整備し、既往実験の解析を実施してモデルの妥当性を確認した。
- 2) 事故時の被ばく線量評価に影響が大きく、その挙動の複雑さから定量的な評価手法が確立されていないヨウ素の挙動について、OECD/NEA/CSNI-BIP 試験に参加しデータを取得するとともに、国際共同試験を補完する国内試験を実施した。実験で得られた知見を蓄積し、評価手法を整備した。
- 3) 原子炉压力容器破損後に、従来想定された AM 策が有効に働いて、溶融炉心の安定した冷却が継続され、格納容器破損が防止された場合について、窒素で不活性化された BWR 格納容器内に残存する過剰水素を処理する方法を検討した。格納容器の閉じ込め機能を維持するために格納容器内に蓄積した水素を化学反応で処理し、格納容器の圧力を低下させるための手段として、工学的な実現性を評価した。SA 環境下で想定される温度、湿度、水素濃度等の条件下における水素処理効率の評価モデルを構築するために、工学規模での基礎データを取得した。また、SA 環境下では、燃料から放出された放射性物質による被毒の影響を考慮する必要があるため、代表的な無機及び有機ヨウ素の被毒に対する耐性について試験を実施した。

### 2. 研究期間を通じた主要成果

#### 2.1 現実的格納容器ソースターム評価

##### 2.1.1 目的

SA 晩期の格納容器内の放射性物質の挙動及びソースターム量を現実的に評価することは、原子力防災（避難・退避の解除時期の判断等）の観点から重要である。現実的ソースタームの評価のために、米国 Peach Bottom プラント（BWR Mark I 型格納容器）及び米国 Zion プラント（PWR ドライ型 PCCV 格納容器）を対象に、NUREG-1465 [1]で参照される事故シーケンスに対して、シビアアクシデント総合解析コード MELCOR 及び MAAP コードを用いて、パラメータ感度解析及び事故進展解析を実施し、解析結果を比較した。また、MELCOR コードの放射性物

<sup>1</sup> シビアアクシデントが収束した後の期間を指す

質化学モデルについて、諸化学反応式の数値定数及び無機ガス状ヨウ素生成に関する係数を見直し、pH 算出モデルを改良した。改良した放射性物質化学モデルを組み込んだ MELCOR コードを用いて、検証解析を実施した。

## 2.1.2 実施内容

### (1) 現実的ソースターム評価

本研究のもと、日本原子力学会において「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」特別専門委員会を平成 18 年 10 月から平成 22 年 3 月まで設置し、ソースターム評価の現状調査を行い、放射性物質のエアロゾル挙動とそれに及ぼす熱流動現象の影響を中心に報告書 [2]として取りまとめた (図 1)。

また、産業界で利用される SA 総合解析コード MAAP と規制行政で利用される MELCOR コードの放射性物質の挙動に関するモデルを比較検討し、以下の知見を得た。

- ・ Phebus FPT-1~3 試験を MAAP コードにより解析し、燃料温度、放射性物質の移行量について比較した。炉心の損傷についてはほぼ妥当な結果を与えるが、放射性物質の放出は過大に評価する傾向がある。
- ・ 同じ事故条件の下、MELCOR と MAAP で Zion プラントの SA 解析を実施し、格納容器内ソースタームを比較した (図 2 は MELCOR の解析例)。両コードのソースタームは、NUREG-1465 とほぼ同様かそれより小さいことから、共に矛盾のない結果であることを確認した。
- ・ CsI は全量が炉心から放出されるが、水相へ溶解又は压力容器内壁等に沈着し、格納容器内ソースタームは NUREG-1465 及び MAAP の解析結果とほぼ同等と評価された。

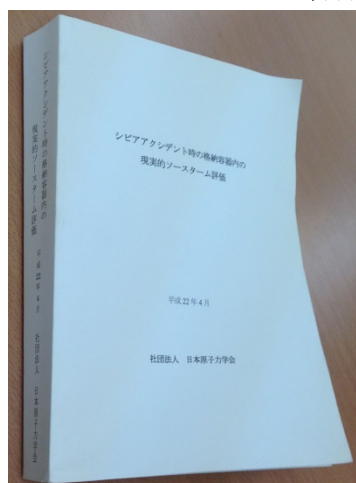


図 1 「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」報告書  
Fig. 1 Report on SA Source Term

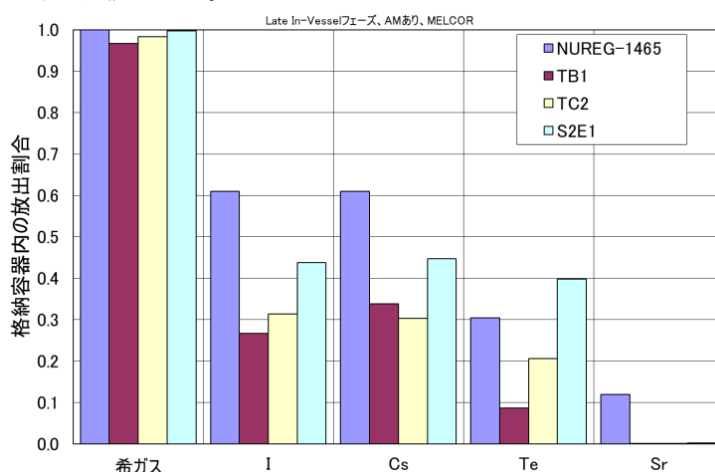


図 2 格納容器ソースタームの比較  
Fig. 2 Comparison of source term

### (2) MELCOR コードの放射性物質化学モデルの改良

NRC (Nuclear Regulatory Commission ; 原子力規制委員会 (米国)) が開発する SA 総合解析コード MELCOR には、事故時のヨウ素挙動を評価するプール化学モデルが含まれている。ただし、これらのモデルは MELCOR コードに組み込まれた他のモデルと比較すると開発途上であり、オプションで選択可能である。また、これらのモデルは、事故時に複雑な挙動を示すヨウ素の評価モデルであり、モデルの妥当性を確認するとともに、国内外の新規知見に基づきモデルを改良した。ここでは、モデルの妥当性確認のために、Phebus-FPT 試験 [3, 4, 5](表 1)、RTF 試験 [6, 7, 8]及び OECD/NEA/CSNI-BIP 試験 [9]を解析した。

図 3 に示す Phebus 試験の解析では、燃料からの放射性物質の放出挙動に関するモデルの妥当性を検討するため、図 4 に示すノード分割とした。図 5 に示す炉心温度及び図 6 に示す燃料からの放射性物質の放出割合の解析結果は、共に炉心がヒートアップする過程では実験結果を定量的に再現している。ただし、実験では燃料温度が 3000 K 付近まで上昇し、放射性物質の放出が継続されるのに対し、解析では概ね 2500 K を超えると燃料のリロケーションによって燃料デブリが下方に落下することにより、温度が上がりきらず冷却されるため、放射性物質の放出も停止している。

プール中のヨウ素化学モデルについて、OECD/NEA の国際標準問題、OECD/BIP 試験で取得したデータに基づき、検証解析を実施し、ヨウ素の吸脱着反応等のモデルの妥当性を検討した。図 7 にプール水中の、図 8 に気相中のヨウ素濃度の解析結果を示す。プール水中のヨウ素濃度は実験値と概ね一致するものの、気相中のヨウ素挙動については定性的には傾向が一致しているが、定量的な評価が可能な精度には至っていない。これは、試験では系内のヨウ素全体の挙動は把握されているが、種々のヨウ素化学種の反応については明らかでない部分が多く、解析モデルの構築に必要なデータが不足していることが原因である。

MELCOR コードの放射性物質化学モデルについて、諸化学反応式の数値定数及び無機ガス状ヨウ素生成に関する係数を見直し、pH 算出モデルを改良した。MELCOR コードのヨウ素モデルの pH 計算部分をソースコードから全面的に改訂し、プロトン化合物に加え、ナトリウム化合物も取り扱えるように改良を行った。その結果、図 9 に示すように弱酸・弱塩基を含む系での pH 計算精度が飛躍的に向上し、米国環境省の開発する解析コード [10] とほぼ同等の結果が得られた。

表 1 Phebus FPT 試験概要  
Table 1 Summary of Phebus FPT experiment

試験	FPT-0	FPT-1	FPT-2	FPT-3	FPT-4
燃料		BR3 <sup>(a)</sup> 燃料	BR3 <sup>(a)</sup> 燃料	BR3 <sup>(a)</sup> 燃料	デブリベッド <sup>(b)</sup> 形状燃料
燃焼度	新燃料	~23GWd/tU	~32GWd/tU	~24.4GWd/tU	~33GWd/tU
再燃焼	9 日間燃焼	7 日間再燃焼	8 日間再燃焼	9 日間再燃焼	再燃焼せず
制御棒	Ag-In-Cd	Ag-In-Cd	Ag-In-Cd	B <sub>4</sub> C	
燃料バンドル試験対象	水蒸気過剰雰囲気での溶融進展と放射性物質の放出	照射燃料に対して FPT-0 と同様試験	水蒸気枯渇雰囲気での FPT-1 と同様	水蒸気制限期間で溶融進展と B <sub>4</sub> C の影響下での放射性物質の放出	溶融条件でのデブリベッドからの低揮発性放射性物質とアクチニド放出
1 次系試験対象	SG で非凝縮条件での放射性物質化学と沈着	FPT-0 と同様	ホウ酸(水蒸気に含有)影響下で FPT-1 と同様	B <sub>4</sub> C の影響下での放射性物質化学と沈着	フィルタにより捕集サンプルを試験後分析
格納容器試験対象	エアロゾル沈着 pH=5 でのヨウ素化学	FPT-0 と同様	H <sub>2</sub> 再結合 pH=9 サンプル蒸発	H <sub>2</sub> 再結合 pH=5~7 サンプル蒸発	
試験実施日	1993 年 12 月 2 日	1996 年 7 月 26 日	2000 年 10 月 12 日	2004 年 11 月 17 日	1999 年 7 月 22 日

(a) ベルギーの BR3 炉

(b) PWR 燃料ペレット破片と酸化ジルカロイ被覆管破片の混合物による固形デブリベッド

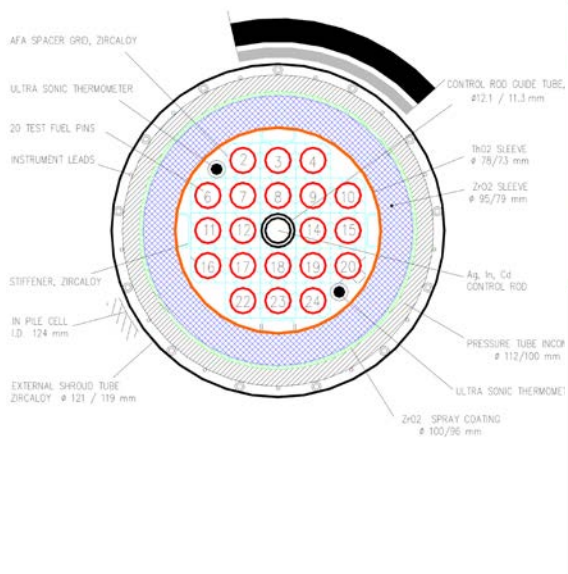


図 3 FPT1 試験の炉心構成  
Fig. 3 Core configuration of FPT1

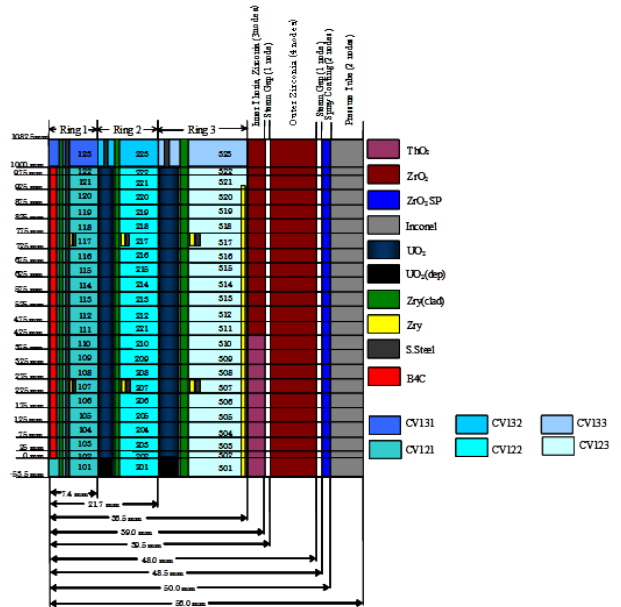


図 4 FPT1 試験解析のノード分割  
Fig. 4 Nodalization for analysis of FPT1

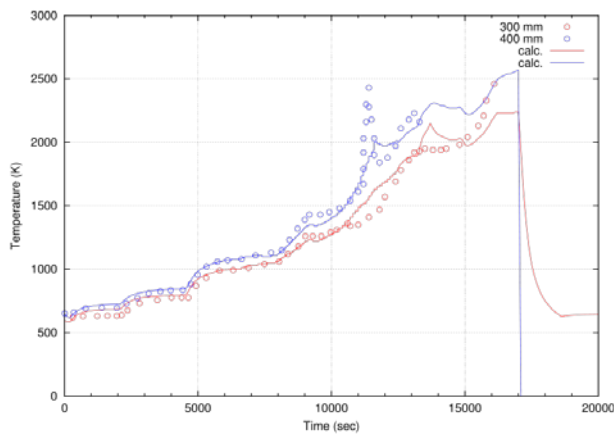


図 5 FPT1 試験での炉心温度の解析結果  
Fig. 5 Core temperature of FPT1 exp.

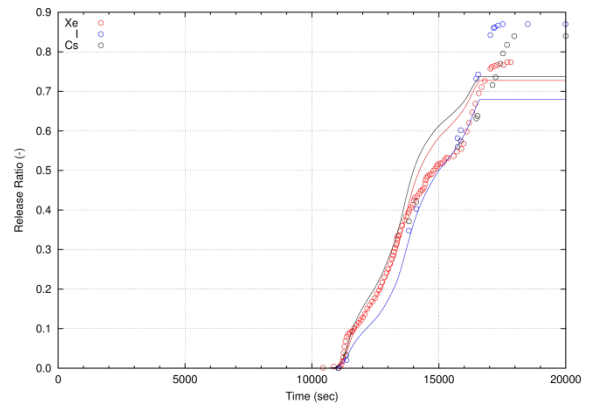


図 6 FPT1 試験での放射性物質放出割合  
Fig. 6 Radioactive substance release ratio of FPT1

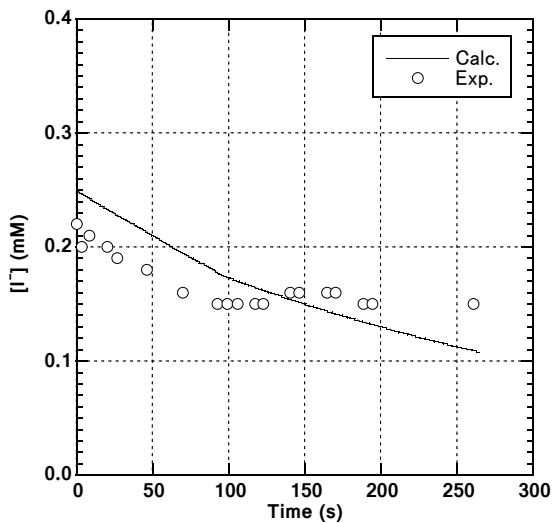


図 7 プール水中のヨウ素濃度(P9T2 試験)  
Fig. 7 Iodine concentration in the pool (P9T2 exp.)

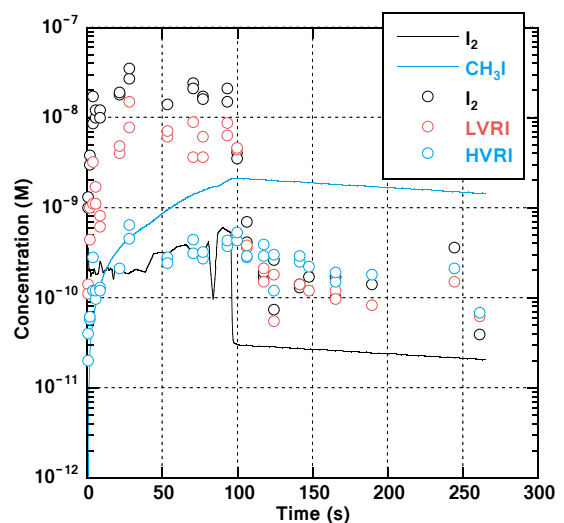


図 8 気相中のヨウ素濃度(P9T2 試験)  
Fig. 8 Iodine concentration in gas phase (P9T2 exp.)

## 2.2 ガス状ヨウ素再放出試験

### 2.2.1 目的

軽水炉のSA時には、損傷した炉心から放出される放射性物質のほとんどが格納容器内に移行し、事故後の短期には沈着するかプール水に溶存する。しかしながら、事故後の晩期においては、放射線的作用やプール水のpH変化などによりガス状ヨウ素が格納容器気相部へ再放出され、格納容器内空間部のソースタームに影響を与える。一方、ヨウ素の再放出挙動の評価に関しては、SA時の格納容器内環境として予想される高温・高放射線照射下や種々の不純物を含む条件下での挙動に関する知見が依然として不足し、ソースターム評価での大きな不確かさ因子となっている。本研究の目的は、ガス状ヨウ素の再放出挙動に関するパラメータ試験を実施し基礎データを得るとともに、ヨウ素生成移行挙動モデルの整備を行うことである。

### 2.2.2 実施内容

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構は、平成17～19年度に独立行政法人原子力安全基盤機構からの委託により、事故収束期における現実的なソースタームの評価、防災対策上の判断（住民の避難解除の基準等）や追加的なAM策の検討に必要な技術的知見の整備を目的とし、「ガス状ヨウ素基礎試験」（試験装置の概要を図10に示す）を実施し、平成20～22年度には、基礎試験で得られた成果と試験技術等に基づき、更に拡張した試験装置等を用い、「ガス状ヨウ素放出抑制に関する試験」として照射下の水溶液からのガス状ヨウ素放出に関わるパラメータ試験及び解析的検討を実施した。本試験では $^{60}\text{Co}$ - $\gamma$ 線源（半減期5.3年）を用いており、平成18年に線源を更新したが、試験が約5年に渡っていることから、最終試験では線量率がほぼ半減している。年度ごとに取得したデータ間の整合を取るため、ここでは試験での積算線量を考慮し、ヨウ素の放出率は単位線量当たりの放出率として算出した。

図11に示すように、無機ヨウ素の放出率は水相のpHに依存し、水中に含まれる不純物等の影響を受ける結果については、総線量で規格化し、pHと放出率の相関式を得た。また、事故時に格納容器内のケーブル等から塩化物が生成されることが予想されるため、塩化物の影響を調べた。図12に示すように、水相のpHが7の場合で評価して比較すると、塩化物イオン濃度の影響はほとんどないことを確認した。さらに、事故時には金属-水反応等により多量の水素が格納容器内では発生することから、水素濃度の影響を調べた。図13に示すように、水素濃度が上昇すると無機ヨウ素の放出率が低下した。これは、還元性の水素により、放射線分解で生じるラジカルが消費されることで、無機ヨウ素の生成が抑制されることによる。

なお、本試験では、ヨウ素挙動評価モデルの構築に資することを目的として、気相を連続的に掃気した場合のヨウ素の放出率を測定した。従って、本試験で得られた放出率は閉じた空間での放出率とは合致しない。

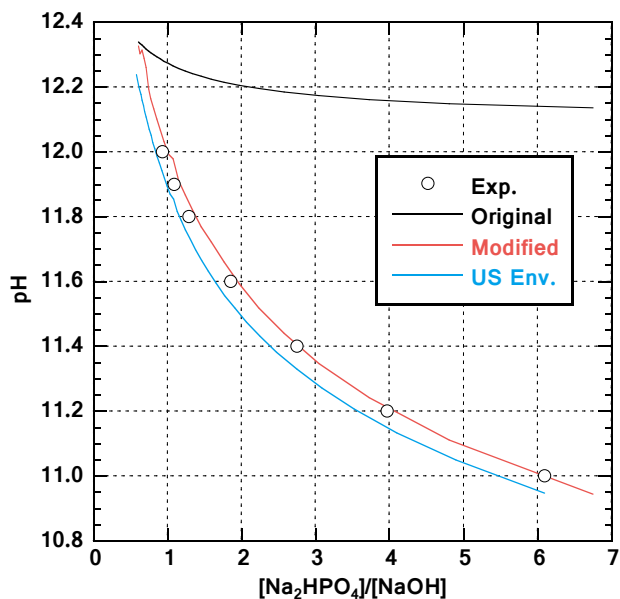


図9 プール水pHの解析結果  
Fig. 9 Calculation of pH

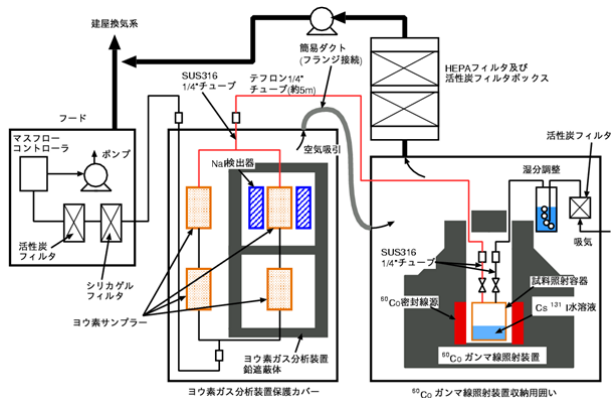


図 10 ガス状ヨウ素再放出試験装置  
Fig. 10 Apparatus for iodine resuspension experiment

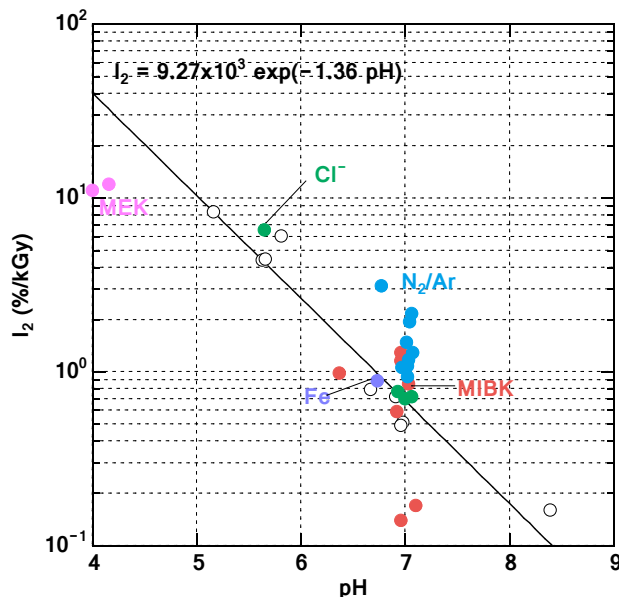


図 11 無機ヨウ素の放出率  
Fig. 11 Release ratio of inorganic iodine

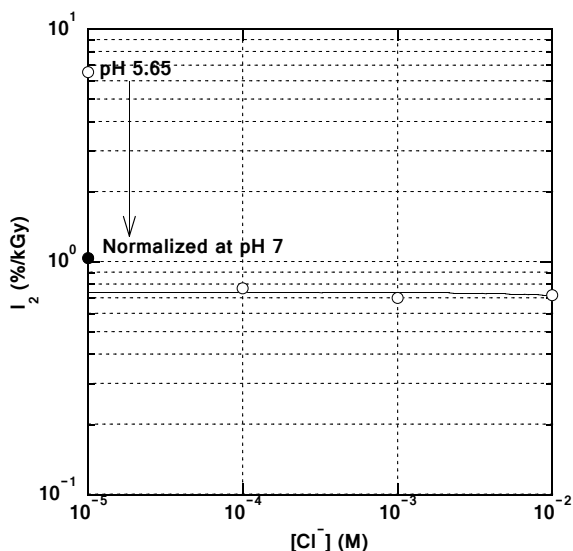


図 12 塩化物イオン濃度の影響  
Fig. 12 Effect of chlorine concentration

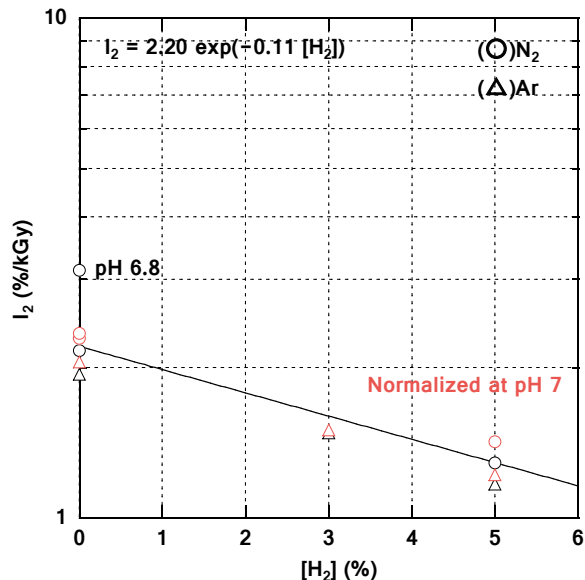


図 13 水素濃度の影響  
Fig. 13 Effect of hydrogen concentration

## 2.3 過剰水素処理試験

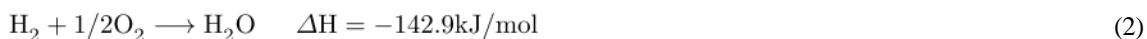
### 2.3.1 目的

SA 時には、事故が収束するまではフェイズ II の AM 策により格納容器の健全性を確保する。しかしながら、その後残留熱除去系が復旧しても、BWR では格納容器の体積が小さいため、格納容器の圧力は多量の水素ガスの発生により大気圧より高く保たれたままである<sup>2</sup>。格納容器ベントによる水素放出は、高放射能の希ガスの放出も伴い、さらにベント配管内での水素爆轟発生の可能性がある。従って、SA 晩期の格納容器内の過剰水素処理による AM 策の可能性を判断するためのデータベースを得ることが本試験の目的である。

<sup>2</sup> ここでは、格納容器ベントは回避される場合を想定している

### 2.3.2 実施内容

窒素ガスで置換されている BWR 格納容器に対して現状の過剰水素ガス処理対策の適用可能性と問題点を整理し、表 2 に示すように水素処理方法を比較した結果、水素・窒素触媒反応におけるアンモニア合成による過剰水素処理が有望であることを確認した。また、アンモニア合成反応で発生する反応熱は下式で示すように水の合成反応よりも低く、格納容器に対する熱負荷も小さい。



水素・窒素触媒反応の問題点として、低温度・高湿度条件等での性能低下を回避するための方策を検討した。触媒基礎試験の結果、SA 時には水素/窒素比が化学量論比 ( $\text{H}_2/\text{N}_2=3$ ) より小さく、水蒸気を含むことから、活性炭担持 Ru 系触媒 (図 14) が有利であることが分かった。基礎試験の結果を参考に、アンモニア合成に適した温度、湿度等の条件を整えるため、図 15 に示す 3 層構造の反応システムの適用性を検討した。アンモニア合成触媒の活性向上及び放射性物質の被毒影響を評価した。図 16 に CsI の被毒影響を調べた結果を示す。モル比 10% 程度の被毒では、触媒の活性に対してほとんど影響が無いことを確認した。また、図 17 に示すように、ヨウ化メチルの被毒に対しても、触媒の活性に対してほとんど影響が無いことを確認した。

また、図 18 及び図 19 に示す大型装置 (過剰水素処理試験装置) を用いて、実験室規模の試験結果と比較した。実機で想定される矩形断面の触媒充填容器を設計・製作し、反応容器試験部の全体の圧力損失をできるだけ少なくするため、反応容器の入口部と出口部の形状を低圧損化した。反応モデル構築のためのアンモニア合成速度に関する基礎データを取得し、触媒性能を低下させる水蒸気を除去する吸着材は SrO よりも高純度 CaO が適していることが明らかになった。加えて、実機への適用性を予備解析を実施した結果、RCCV 格納容器プラントでは、1 週間以内に格納容器圧力は大気圧近傍まで低下するという見通しを得た。

表 2 水素処理方法の比較  
Table 2 Comparison of hydrogen treatment

方法	長所	短所
燃焼	<ul style="list-style-type: none"> <li>・単純な構成</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・酸素の供給が必要</li> <li>・水素・酸素の混合が必要</li> </ul>
水素吸蔵合金	<ul style="list-style-type: none"> <li>・動的機器不要</li> <li>・空きスペースに設置可</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・物量大</li> </ul>
水素・酸素再結合触媒	<ul style="list-style-type: none"> <li>・動的機器不要</li> <li>・低酸素濃度で処理可</li> <li>・空きスペースに設置可</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・酸素の供給が必要</li> <li>・水素・酸素の混合が必要</li> </ul>
水素透過金属	<ul style="list-style-type: none"> <li>・水素のみを除去</li> <li>・パッケージ化により可搬可</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・300°C以上の高温で使用</li> <li>・低温では水素脆化</li> </ul>
アンモニア合成	<ul style="list-style-type: none"> <li>・酸素不要</li> <li>・空きスペースに設置可</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・高温で使用 (初期活性要)</li> <li>・処理速度が遅い</li> </ul>

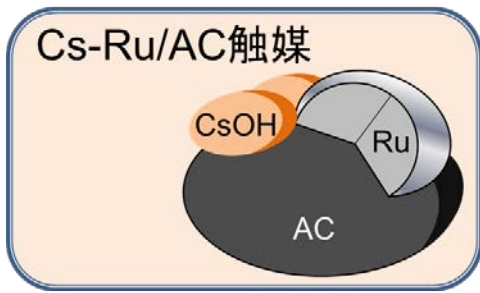


図 14 ルテニウム触媒  
Fig. 14 Ruthenium catalyst

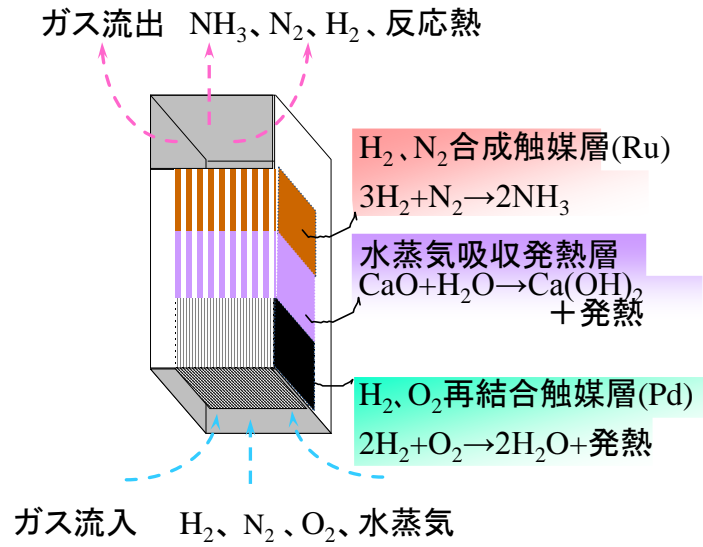


図 15 水素処理触媒システム  
Fig. 15 System for hydrogen recombination

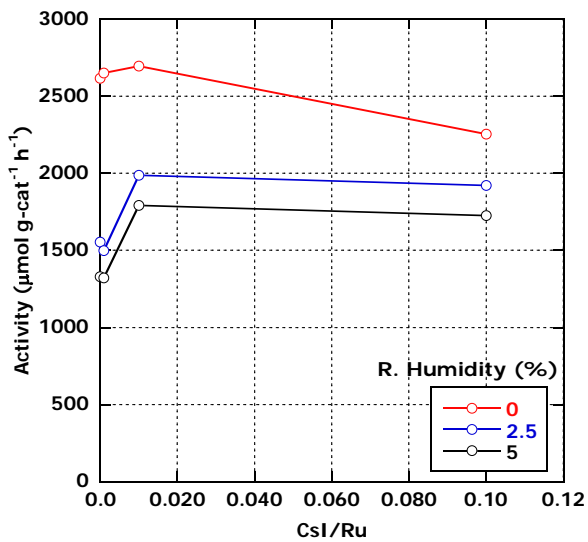


図 16 ヨウ化セシウムの被毒の影響  
Fig. 16 System for hydrogen recombination

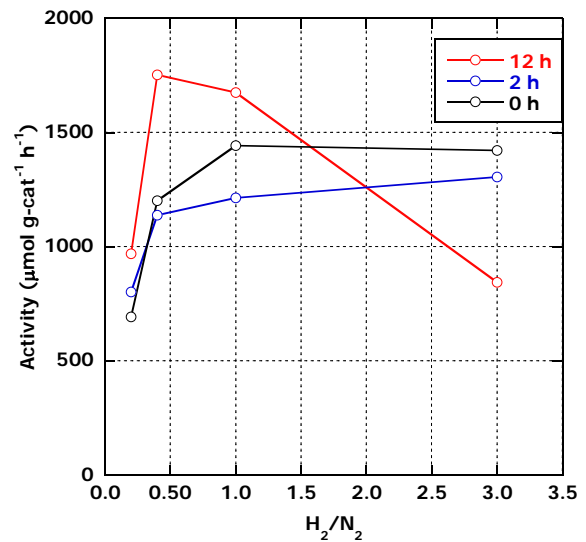


図 17 ヨウ化メチルの影響  
Fig. 17 Effect of methyl iodide

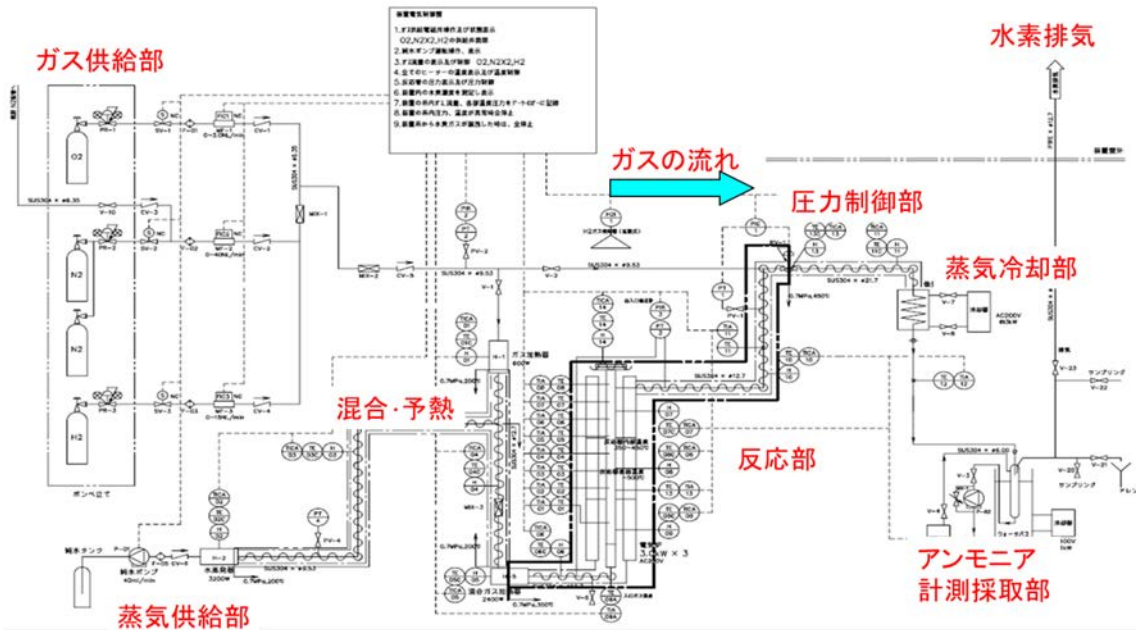


図 18 大型試験装置の系統図  
 Fig. 18 Schematic diagram of large equipment for hydrogen recombiner

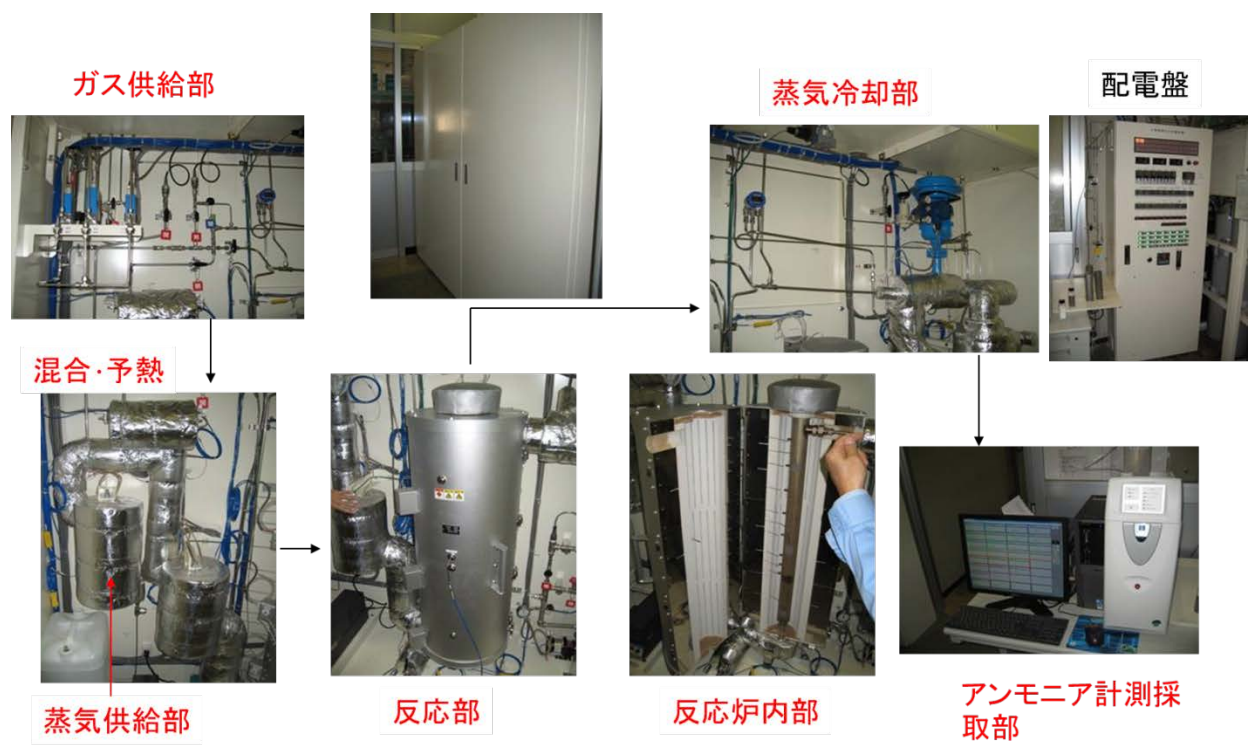


図 19 大型試験装置  
 Fig. 19 Large equipment for hydrogen recombiner

3. まとめ

軽水炉の SA 時の格納容器内ソースタームに関する国内外の最新知見を取りまとめ、「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」を日本原子力学会から発行した。また、代表的な SA 総合解析コードである MELCOR コードと MAAP コードの格納容器内の放射性物質の挙動に関するモデルを比較検討し、両者に大きな相違がないことを確認した。さらに、Phebus 試験の結果を用いて、MELCOR コードの放射性物質の挙動モデルの妥当性を確認し、解析結果は試験結果と定量的に概ね一致することがわかった。

SA 時のヨウ素挙動について、OECD/NEA/CSNI の国際共同プログラム BIP 計画に参画し、放射線場での無機・有機ヨウ素の挙動に関する試験結果を取得した。得られた試験結果を用い、MELCOR コードのプール化学モデルをベースにヨウ素化学モデルを改良した。また、BIP 計画を補完する条件で、ヨウ素の再浮遊に関する分離効果試験を実施した。

窒素で不活性化した格納容器内での水素処理方法について、アンモニア合成による水素処理方法の工学的実現性を確認した。Ru を担持した触媒を用いることで、水蒸気雰囲気においても水素処理活性が維持されること、ヨウ素やセシウム等の放射性物質の被毒の影響がほとんどないことを確認した。また、大型試験装置を用いた試験においても、所定の処理能力を確認した。

#### 4. 今後の成果の活用について

上述のように、MELCOR コード 1.8.5 のヨウ素化学モデルをベースとして、国内外の試験結果等の最新の知見を取り入れて放射性物質化学モデルを改良した。本研究で開発した解析モデルは、今後、別途進める「(B01)シビアアクシデント試験と国産解析コード開発」において活用する。

#### 5. 成果の公表等

##### 5.1 原子力規制委員会・検討チーム等

なし

##### 5.2 NRA 技術報告

なし

##### 5.3 論文投稿

- (A) Current R&D Activities on Fission Products and Hydrogen Risk after the Fukushima Daiichi Accident, Nucl. Eng. Technol. 47(1) 1-10, 2015 、 等

##### 5.4 学会発表

- (B) 社団法人日本原子力学会, “シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価,” 2010 年 4 月  
(C) 事故後長期安定化に対応する水素処理、日本原子力学会 2015 年春の年会、2015 年 3 月、 等

#### 文 献

- [1] L. Soffer, S. B. Burson, C. M. Ferrell, R. Y. Lee and J. N. Ridgely, "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants," 1995.
- [2] 社団法人日本原子力学会, “シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価,” 2010 年 4 月.
- [3] N. Hanniet-Girault and G. Repetto, "Phebus FPT0 Final Report," Feb, 1999.
- [4] A. GREGOIRE, P. MARCH, F. PAYOT, G. RITTER, M. ZABIEGO, A. D. BRE- MAECKER, B. D. BIARD, G. D. GREGOIRE and S. D. SCHLUTIG., "FPT2 final report," 2008.
- [5] P. CHAPELOT, A. C. GREGOIRE and G. C. GREGOIRE, "FPT4 final report.," 2004.
- [6] OECD/NEA, "ISP 41 - Containment Iodine Computer Code Exercise Based on a Radioiodine Test Facility (RTF) Experiment (Main Report)," 2000.
- [7] OECD/NEA, "ISP 41 - Containment Iodine Computer Code Exercise Based on a Radioiodine Test Facility (RTF) Experiment - Appendices -," 2000.
- [8] OECD/NEA, "AECL International Standard Problem ISP-41 FU/2 Follow-up exercise (Phase II): Iodine Code Comparison Exercise against CAIMAN and RTF Experiments," 2004.
- [9] G. A. Glowa and C. J. Moore, "Behavior of Iodine Project Final Summary Report," Jan 11, 2012.
- [10] A. Felmy, D. Girvin and E. Jenne, "MINTEQA-A COMPUTER PROGRAM FOR CALCULATING AQUEOUS GEOCHEMICAL EQUILIBRIA," Washington D.C., 1984.
- [11] K. MORIYAMA, Y. MARUYAMA and H. NAKAMURA, "Kiche: A simulation Tool for Kinetics of Iodine Chemistry in the Containment of Light Water Reactors under Severe Accident Conditions," 2011.

## (D05) 福島第一事故を踏まえた震源極近傍の地震動評価の高度化

安全規制管理官（地震・津波安全対策担当）付  
安全技術管理官（地震・津波担当）付

### 1. 研究概要（実施期間：平成 25 年度～平成 26 年度）

原子力規制委員会は、福島第一原子力発電所事故を踏まえ、平成 25 年 7 月に新規制基準及び「基準地震動及び耐震設計方針に係わる審査ガイド」（以下「審査ガイド」という。）を施行した。新規制基準では、内陸地殻内地震における震源が敷地に極めて近い場合の地震動評価に当たって、地表に変位を伴う断層全体を考慮するとともに震源極近傍での地震動の特徴に係る最新の科学的・技術的知見を踏まえること等が規定されている。また、審査ガイドでは、長大な活断層について、断層の長さ、地震発生層の厚さ、断層傾斜角等に関する最新の研究成果を十分考慮して、地震規模や震源断層モデルを設定することが求められている。本研究では、震源極近傍の地震動及び長大な内陸地殻内地震の地震動の評価手法に関して、動力学的知見を取り込むため、以下の項目の安全研究を実施した。

- (1) 震源極近傍の地震動評価（平成 25 年度～平成 26 年度）：震源極近傍の地震動評価手法を整備するため、強震動生成領域（以下「アスペリティ」という。）を地震発生層に設定した上で、地表までの断層全体の破壊を再現する動力学的破壊シミュレーションを実施した。そして、その解析結果を基にすべり時間関数等の特徴を分析するとともに、それらの結果を用いた強震動評価を行い、表層地盤の震源域による地震動解析への影響を評価した。
- (2) 長大な内陸地殻内地震の地震動評価（平成 25 年度～平成 26 年度）：長大な逆断層による内陸地殻内地震を対象とした断層モデルの設定方法を検討した。具体的には、アスペリティ等の応力不均質を考慮するとともに、アスペリティ位置を変えた動力学的断層破壊シミュレーション結果や既往地震データを基に断層モデルのパラメータ間の関係式を見直し、長大な逆断層における断層モデルのパラメータの設定手法を提案した。さらに、提案した設定手法に基づき断層モデルを設定して行った地震動評価結果と距離減衰式による評価結果等との比較により、提案した設定手法の妥当性を確認した。また、横ずれ断層と逆断層が混在した長大断層に関して、本研究で検討した設定手法を適用し、地震動の試算を実施した。

### 2. 研究期間を通じた主要成果

#### 2.1 震源極近傍の地震動評価

内陸地殻内地震を対象とした断層モデルを用いた手法（以下「断層モデル法」という。）による地震動評価に際しては、活断層の長さや地震発生層の厚さを始め、各種断層パラメータ間の理論的又は経験的關係式に基づき、深さが数 km～15km 程度の地震発生層における震源断層のモデルが設定されている。一般的に、構造物等に被害を与える強震動は地震発生層の断層破壊に支配されると考えられるため、それよりも浅い地盤（以下「表層地盤」という。）から放出される地震波を考慮することがなかった。

しかし、新規制基準では、内陸地殻内地震について選定した検討用地震のうち震源が敷地に極めて近い場合の地震動評価に当たっては、「地表に変位を伴う断層全体を考慮した上で、震源モデルの形状及び位置の妥当性、敷地及びそこに設置する施設との位置関係、並びに震源特性パラメータの設定の妥当性について詳細に検討すること及び「震源の極近傍での地震動の特徴に係る最新の科学的・技術的知見を踏まえた上で、さらに十分な余裕を考慮して基準地震動を策定する」ことが規定されている。ただし、参考となる震源極近傍での地震観測記録は乏しいため、定量的評価を解析的に実施し、震源極近傍の地震動の特徴を理解することが望まれる。

本研究は、はじめに鉛直横ずれ断層と傾斜 60 度の逆断層を対象として、アスペリティを地震発生層に設定した上で、地表までの断層全体の破壊を再現する動学的断層破壊シミュレーションを実施した。次いで、その分析結果を用いた強震動評価を行い、表層地盤の震源域による地震動解析への影響を評価した。

### 2.1.1 横ずれ断層を対象とした震源極近傍の地震動評価

#### (1) 地震動と地表断層変位の統一断層モデルの構築

動学的断層モデルを構築するには断層面の形状と位置、断層面での境界条件となるべき摩擦構成則と初期応力分布、更に断層を含む媒質の構成関係と媒質内部のひずみ分布や自由表面との位置関係等の外部制約条件が必要である。ここでは、断層面の形状と位置に関して、長さ 25km、幅 18km の矩形断層面 (図 1 (a) と (b)) を与条件として設定する。摩擦構成則に関しては、臨界すべり量  $D_c$  を 0.4m としたすべり弱摩擦則 (図 1 (c)) を用いた。また、断層モデル法における特性化震源モデルと同じくアスペリティ領域と背景領域を設けて、領域別に異なる応力分布を設定した。さらに、アスペリティの面積と応力降下量は、入江他 (2010) <sup>1)</sup> の方法により下記の経験式 (1) 及び (2) を満たすように繰り返し計算で求めた (図 2)。

$$M_o = (S/4.24 \times 10^{11})^2 \times 10^{-7} \quad (1)$$

$$A = 2.46 \times 10^{17} \times (M_o \times 10^7)^{1/3} \quad (2)$$

ここに、(1) 式は入倉・三宅 (2001) <sup>2)</sup> による地震モーメント  $M_o$  [Nm] と地震発生層中の断層破壊面積  $S$  [km<sup>2</sup>] の経験式 ( $M_o \geq 7.5 \times 10^{18}$  Nm)、(2) 式は壇他 (2001) <sup>3)</sup> による短周期レベル  $A$  [Nm/s<sup>2</sup>] と地震モーメント  $M_o$  の経験式である。

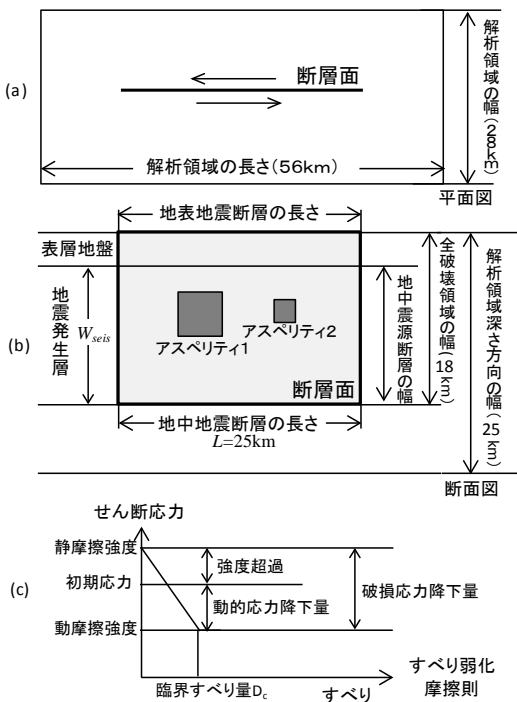


図 1 解析領域図 (a)、震源断層モデル (b) 及びすべり弱摩擦則 (c) の概念図

Fig. 1 Schematic diagrams of (a) the analysed region, (b) source model and (c) slip weakening friction law.

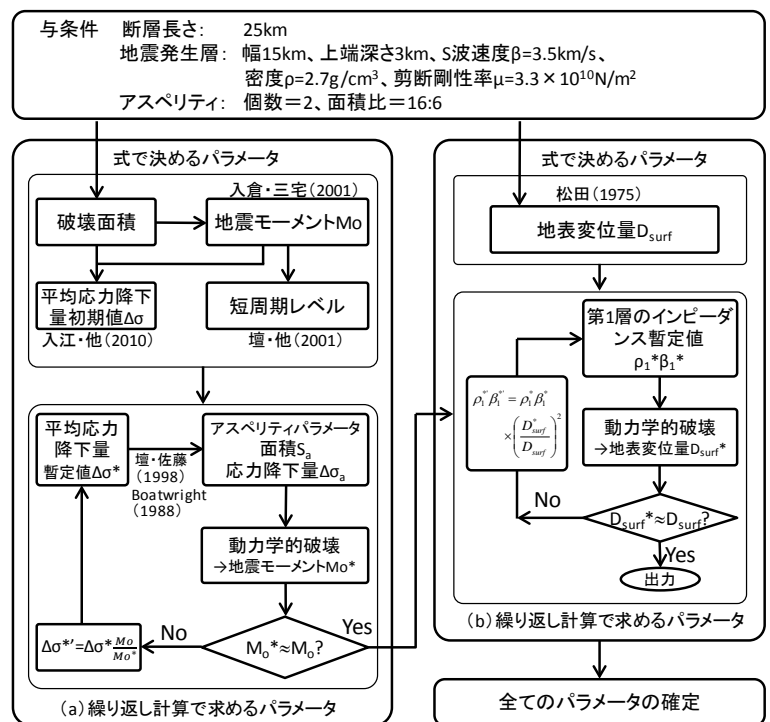


図 2 動学的断層モデルパラメータの設定手順  
Fig. 2 Flowchart of parameter determination for the dynamic rupture model.

解析領域の地盤モデルは、厚さ 3km の表層地盤と厚さ 15km の地震発生層から構成される水平成層モデルとし、前者を更に 5 層に等分割した。地震発生層 (6 層目) の S 波速度を 3.5 km/s とし、2~5 層目の S 波速度は、地表地盤 (1 層目) から地震発生層へ段階的に増加するように内挿した。その他の地盤定数である P 波速度  $\alpha$  及び密度  $\rho$  は、図 3 に示す Ludwig et al. (1970) <sup>4)</sup> の P 波速度と密度との関係及び S 波速度と密度との関係により、各層

のS波速度からそれぞれ読み取ることができる。よって、第1層のS波速度の値を与えれば、表層地盤の全ての物性値を決めることができる。

表層地盤の断層破壊による地震動解析への影響を評価するためには、前述のとおり地震発生層におけるアスペリティの面積や応力降下量のパラメータを求めるほか、表層地盤における断層のすべり量等のパラメータも算定する必要がある。ただし、表層地盤の断層破壊進展、特に地表の断層変位量は地盤物性に影響されるため、地表断層の観測事実と整合する地盤モデルの設定が重要である。入江他(2010)<sup>1)</sup>は、松田(1975)<sup>5)</sup>の地震規模と断層長さの経験式及び地震規模と地表断層変位量の経験式を用いて関係式(3)を地表断層変位量の拘束条件として提案した。

$$D_{surf} = 0.0794L_{surf} \quad (3)$$

ここに、 $D_{surf}$  [m] は地表断層の変位量、 $L_{surf}$  [km] は地表断層の長さである。本研究では、入江他(2010)<sup>1)</sup>の方法を用いて(3)式を満たすように繰り返し計算を行い、表層地盤の物性値を決めた(図2(b))。

図2に示す手順に従って、地震動評価に関する経験式(1)及び(2)並びに地表断層変位量の関係式(3)を同時に満たす物理モデルの全てのパラメータを算出することにより、地震動と地表断層変位の統一断層モデルを構築できる。ここで、入江他(2010)<sup>1)</sup>を参照してアスペリティを地震発生層の中央に配置した「ケース1」及び不確かさを考慮してアスペリティを浅く配置した「ケース2」を設定した。2ケースのモデルの主なパラメータを表1に示す。これらに基づく動学的断層破壊シミュレーションで得られたすべり分布を図4(上段)に示す。最大地表変位量は、両ケースとも、地表断層の長さの経験式による変位量とほぼ同じ値(2m)となった。さらに、破壊領域内の全グリッド点で得られたすべり速度時間関数を代表的に数か所抜粋してケースごとに図4(下段)に示す。同図から、アスペリティではすべり速度が大きくなる一方、表層地盤はすべり速度値が比較的小さく、継続時間が比較的に長くなることが明らかになった。

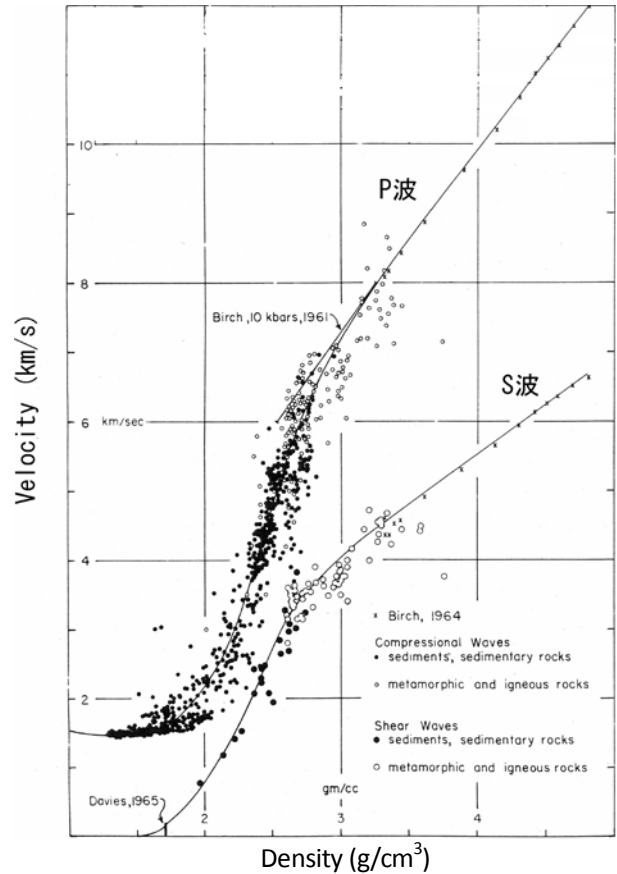


図3 P波速度と密度、S波速度と密度の関係【Ludwig et al. (1970)<sup>4)</sup>に加筆】

Fig. 3 Empirical relationships of density with P and S-wave velocities (Modified from Ludwig et al. (1970)).

表1 動学的断層モデルの主なパラメータ  
Table 1 Parameters used for dynamic rupture simulations.

パラメータ	ケース1	ケース2
第1層S波速度 (km/s)	0.5	1.28
第6層S波速度 (km/s)	3.5	
臨界すべり量 (m)	0.4	
アスペリティ (共通)		
初期せん断応力 (MPa)	91.5	93.5
初期法線応力 (MPa)	120	120
強度超過 (MPa)	10	10
動的応力降下量 (MPa)	29	31
アスペリティ1		
上端深さ (km)	8.5	5
水平位置 (km)	6.0~10	6.15~9.85
面積	4km×4km	3.7km×3.7km
アスペリティ2		
上端深さ (km)	9.3	5
水平位置 (km)	15.8~18.2	15.85~18.15
面積	2.4km×2.4km	2.3km×2.3km
背景領域		
初期せん断応力 (MPa)	62.5	
初期法線応力 (MPa)	120	
強度超過 (MPa)	0.01	
動的応力降下量 (MPa)	0	

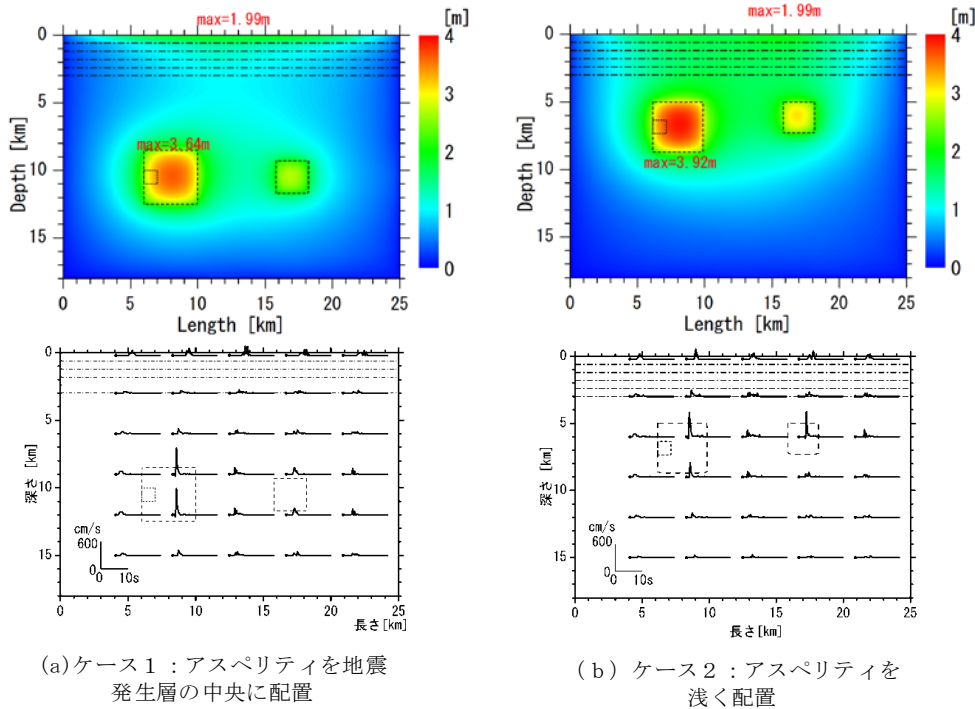


図4 解析結果における最終すべり量（上段）及びすべり速度時間関数（下段、2Hz Lowpass 処理）分布  
 Fig. 4 Slip (upper) and slip rate function (lower: samples and low-passed at 2Hz) distribution on the fault plane.

(2) 波数積分法による震源極近傍の地震動評価

(1) では動力的破壊シミュレーションにより地表面各部の地震動の計算を行い、地中深くの震源域の破壊が生じた地震動と表層地盤の震源域の破壊が生じた地震動とが足し合わされた地震動を得た。ここでは動力的破壊シミュレーションで得られた断層面上のすべり速度時間関数を利用して、波数積分法により表層地盤と地震発生層におけるそれぞれの震源域の寄与に分けて、断層近傍の評価地点における理論波形の解析を行った。また、理論波形を計算する際には、(1) の動力的断層破壊シミュレーションと同じ地下構造モデルを用いた。

表層地盤のすべり速度は、アスペリティと比べて小さいため表層地盤の震源域が寄与する地表面各部の地震動の割合はさほど大きくないが、地表断層の極近傍では局所的にある程度大きさになる場合があると考えられる。そこで、図5に示す a、b 及び c 測線上において、地表断層のすぐ横から徐々に遠ざかっていく位置にそれぞれ8点、合計24点の評価地点を設けて、表層地盤のすべりが地表面部の地震動に及ぼす影響を調べた。図6には、断層中央 (Y=12.5km) に設けた測線 a 上の評価地点 a1、a5 及び a6 における、断層直交成分、平行成分及び鉛直成分 (以下、それぞれを「FN」、「FP」及び「UD」という。) の加速度時刻歴波形 (ケース1) の比較を示した。図中の ALL は表層を含む断層全体、Fault は 3km 以深の地震発生層の震源域 (以下「深い震源域」という。)、及び Shallow Layer は 3km 以浅の表層地盤の震源域に起因する地震動である。

表2 断層直交方向 (X 方向) の評価地点位置

Table 2 Locations of evaluation points in the fault-normal direction.

No.	log d	d (m)	差 (m)
1	1.69897	50.000	-
2	2.02769	106.583	56.583
3	2.35641	227.199	120.616
4	2.68513	484.313	257.113
5	3.01384	1032.391	548.079
6	3.34256	2200.710	1168.319
7	3.67128	4691.173	2490.463
8	4.00000	10000.000	5308.827

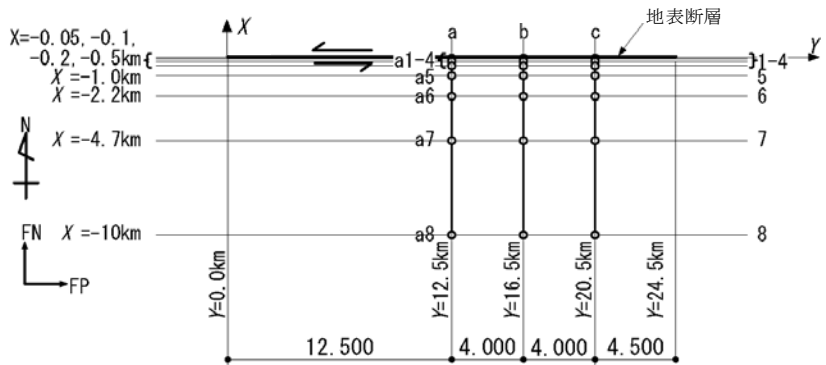


図5 地表地震断層と評価地点の配置図 (平面)  
 Fig. 5 Surface transect and deployment of evaluation points.

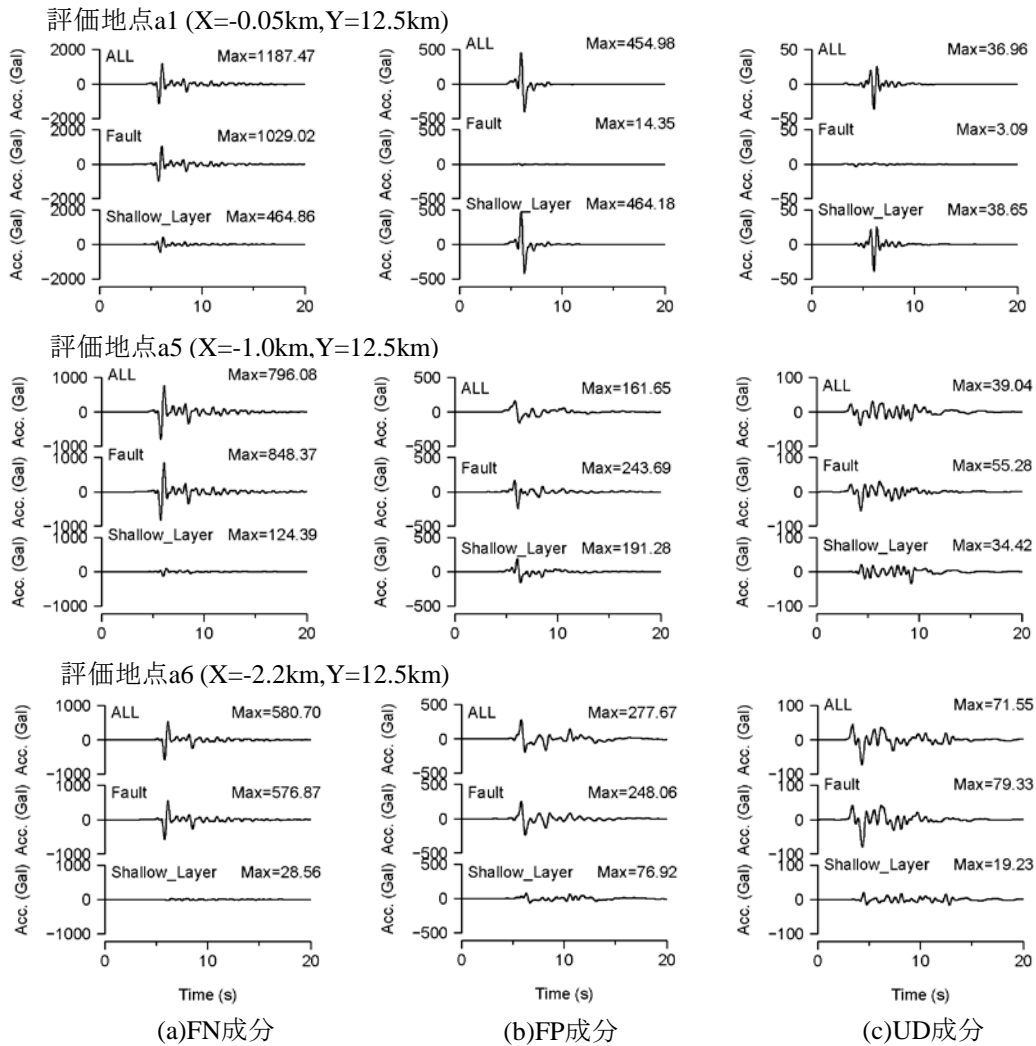


図 6 ケース 1 による加速度時刻歴波形の比較

Fig. 6 Comparison of acceleration waveforms synthesized at evaluation points a1, a5 and a6 from the Case 1 model.

断層の極近傍では、FN 成分の地震動が大きく、深い震源域に起因する成分が支配的であるが、表層地盤の震源域に起因する成分は 2 割弱程度ある。一方、FP 成分については、深い震源域の寄与は小さく表層地盤の震源域の寄与がほとんどである。これは、断層直上付近で断層を挟む両側の地盤からの波が相殺されるために、深い震源域からの放射係数が小さいことで説明される。表層地盤の震源域が寄与する割合は、断層から離れるにつれ低下する。図 7 に示すように、断層から 1km 離れた地点 a5 における FN 成分については、表層地盤の震源域の影響は、ほぼ無視できる程度に小さくなる。同地点の FP 成分についてははまだ表層の影響が大きいが、更に離れた a6 地点 (X=-2.2km) では表層地盤の震源域の影響が無視できる程度に下がることが分かる。ケース 2 における地震動評価結果からも、同じ傾向が認められる。震源域別の寄与度計算の結果、断層極近傍において、FN 成分においては地震発生層の地震動が全体の 90% 程度を占め、FP 成分は表層地盤の震源域の地震動が全体のほぼ 100% を占めることが分かった。また、断層から 2km 以上離れると、表層地盤の震源域による影響は無視できる程度に下がることが分かる。上下成分は FP 成分とほぼ同じ傾向にあるが、地震動の大きさは小さい。

### 2.1.2 逆断層を対象とした震源極近傍の地震動評価

逆断層タイプの地震は、横ずれ断層タイプの地震と比べて震源の放射特性などが異なることから、断層極近傍の地震動の傾向は横ずれ断層と同じであるとは限らない。本研究は、逆断層を対象として、2.1.1 での横ずれ断層と同様に、地表地震断層と地中震源断層の経験式に整合した動学的断層モデルを設定し、動学的断層破壊シミュレーションで得られるすべり速度時間関数を用いて、波数積分法により表層部分の地震動による影響の検討を行った。

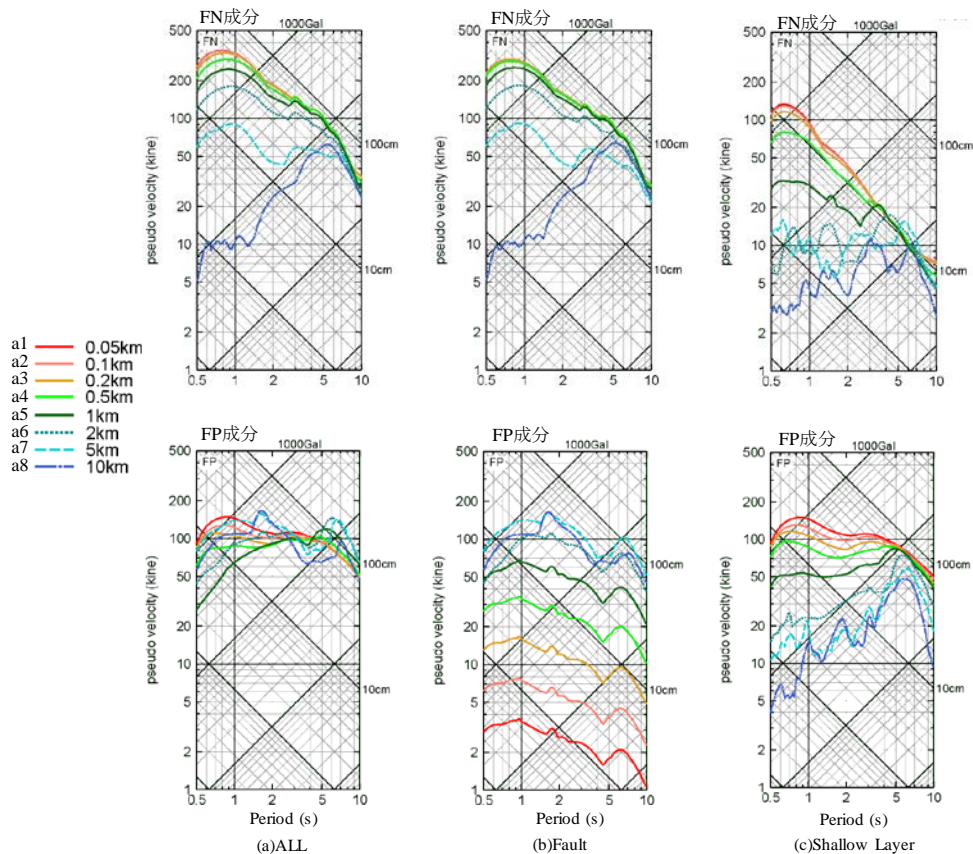


図7 ケース1による評価地点 (a1~a8) における水平成分の応答スペクトルの比較

Fig. 7 Comparison of FN and FP response spectra calculated at evaluation points a1- a8 from the Case 1 model.

### (1) 地震動と地表断層変位の統一断層モデルの構築

ここでは、長さ 25km、傾斜角 60 度の逆断層を対象とし、断層上端が地表に達するモデルを設定した。深さ方向において、2.1.1 と同じく表層地盤を深さ 0~3 km、地震発生層を深さ 3~18 km の範囲に仮定した。さらに、2.1.1 で検討した「ケース 2」と同様にアスペリティの上端深さを 5 km とし、アスペリティ面積を調整して計算地震動を距離減衰式 (司・翠川, 1999) <sup>6)</sup> と整合させた断層モデルを設定した。その結果、アスペリティの大きさは 5.8 km×5.8 km と 3.4 km×3.4 km、動的応力降下量は 11 MPa、地表地盤の S 波速度は 1.55 km/s となった。動力学的断層破壊シミュレーションより破壊領域内の全グリッド点で得られたすべり速度時間関数を数か所抜粋して図 8 に示す。

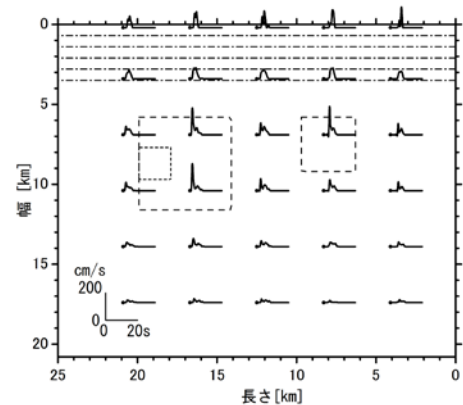


図8 すべり速度時間関数分布

Fig. 8 Surface trace and deployment of evaluation points.

### (2) 波数積分法による震源極近傍の地震動評価

図 5 と同じ配置の各地点に対して、(1) で得られたすべり時間関数を用いて波数積分法に基づく理論波形を計算し、表層地盤と地震発生層におけるそれぞれの震源域による地震動の寄与度を調べた。図 9 に示すように、断層近傍評価地点における地震動は、FN 成分が最も大きい。FN 成分は、地表断層からの距離に関わらず深い震源域からの地震動が支配的であり、表層地盤の震源域からの地震動の影響は無視できる程度である。FP 成分では、地表断層からの距離が 0.2~1km の範囲で表層地盤からの地震動に比べて、おおむね深い震源域からの地震動が支配的となっている。UD 成分について、地表断層からの距離が 2km 以下では、表層地盤の震源域からの地震動が深い震源域からの地震動を部分的に上回っているが、地表断層から 2km 以上離れると、表層地盤の震源域による影響は無視できる程度に下がる。逆断層における震源極近傍の地震動は、横ずれ断層と異なり、表層地盤の震源域による地震動の影響が小さいと言える。

## 2.2 長大断層による内陸地殻内地震の地震動評価

### 2.2.1 長大な逆断層による地震動評価

本研究では、長大な逆断層による内陸地殻内地震を対象とし、動学的解析結果や実際の地震のデータに基づき、特性化震源モデルにおける各パラメータの設定方法を提案することを目的とする。

#### (1) 平均動的応力降下量の算定式

断層モデル法による地震動評価に当たっては、従来、円形クラックの応力降下量の理論式 (Eshelby, 1957)<sup>7)</sup> 等からアスペリティを設定して断層モデルを構築してきた。一方、内陸地殻内地震のうち、その震源断層が極めて長い場合、従来の円形クラックの理論式等からのアスペリティ設定ができなくなる。これを受けて、地震調査研究推進本部では、既往研究結果を参照した平均応力降下量やアスペリティ面積の割合を固定した震源モデルの特性化手法を推奨した。ただし、こうして固定した両物理量は、それぞれが独立な研究結果であり、両者を合わせて用いることの妥当性又は短周期レベルと地震モーメントの経験式との整合性が検証されていない。

これに対して、壇他(2011)<sup>8)</sup>は、(4)式に示す平均動的応力降下量 $\Delta\sigma^{\#}$ の算定式を用い、実際の地震のデータからアスペリティの動的応力降下量等を求めることにより、長大な横ずれ断層による地震の震源断層の特性化手法を提案した。

$$\Delta\sigma^{\#} = c \frac{M_0}{LW_{seis}^2} = c \frac{M_0}{S_{seis}W_{seis}} \quad (4)$$

ここに、 $L$ は断層長さ、 $W_{seis}$ は地震発生層における断層幅、 $c$ は応力形状係数を示す。ただし、対象地震が鉛直横ずれ断層タイプのみであるため、入江他(2013)<sup>9)</sup>は傾斜60度の逆断層を対象として、動学的断層モデルから以下の応力形状係数 $c$ を求めた。

$$c = 0.45 + 0.7 \exp(-L/W_{seis}) \quad (5)$$

ここで、検討断層モデルにおけるアスペリティの位置は断層の左上端のみであり、本研究は、入江他(2013)<sup>9)</sup>と同様の逆断層タイプの検討を、アスペリティの位置を変えて実施し、アスペリティ位置の違いによる応力形状係数 $c$ への影響度を検討した。具体的には、動学的断層モデルの断層長さ $L$ を15、20、25、30、35、50、100及び300 kmの8パターン、アスペリティの位置として、断層左上端、断層左下端、断層中心、断層中央上端及び断層中央下端の4パターンを設定し、断層幅 $W_{seis}$ は、15 kmの地震発生層厚さと断層傾斜角60度を想定して、 $W_{seis} = 17.4$  kmとした。さらに、断層長さが50 kmを超えた断層において、長さ25 kmごとのセグメントに分割し、各セグメントにアスペリティを設けた動学的断層モデルを検討した。各モデルの動学的断層破壊シミュレーション結果から算出された応力形状係数 $c$ の値と断層規模(アスペクト比 $L/W_{seis}$ )の関係を図10に示す。同図より、アスペリティの位置又はセグメント分割を考慮した場合においても、多少のばらつきはあるものの、応力形状係数 $c$ は、(5)式におおむね整合していることが分かる。

#### (2) 平均動的応力降下量及びアスペリティの動的応力降下量の算定

本研究では、既往研究のうち、地震モーメントが $2 \times 10^{19}$  N・m以上の長大断層を対象とした13個の地震データを収集し、マグニチュード、震源断層長さ、断層幅、断層面積、地震モーメント及び短周期レベルを調査した。調査した断層面積 $S$ は地震発生層以浅の部分を含める断層全体の面積である。一方、(4)式に用いた $S_{seis}$ は地震震

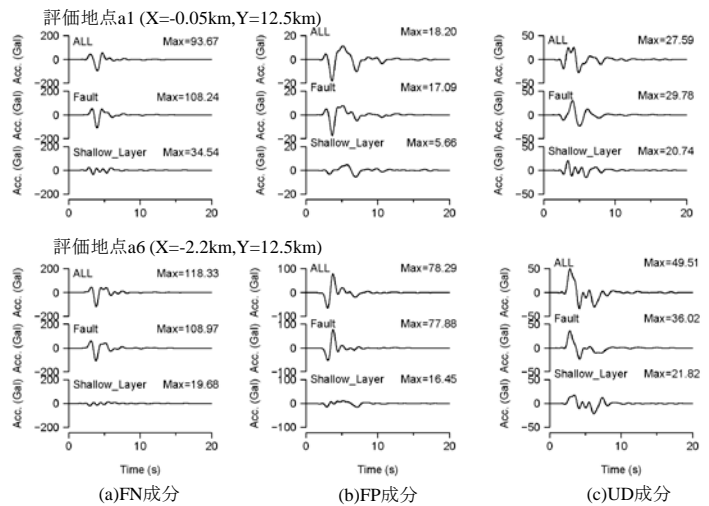


図9 加速度時刻歴波形の比較

Fig. 9 Comparison of acceleration waveforms synthesized at evaluation points a1 and a6.

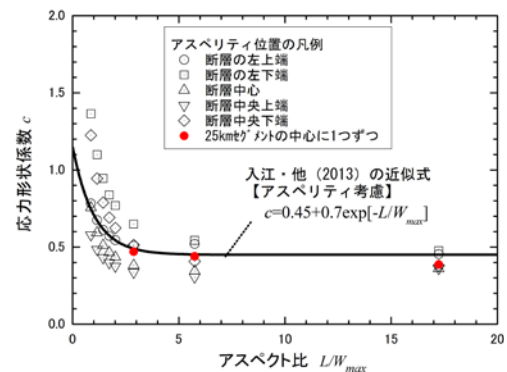


図10 断層のアスペクト比との比例定数 $c$ の関係

Fig.10 Relationship between the fault aspect ratio ( $L/W_{seis}$ ) and the coefficient  $c$ .

生層に位置する部分の震源断層の面積であり、断層面積 $S$ から、 $S_{seis}$ を推定する必要がある。ここで、既往の事例（地震調査研究推進本部, 2005）<sup>10)</sup>を参考に地震発生層の上端深さを3 km、下端深さを18 kmとして、整理した断層面積 $S_{all}$ から $S_{seis}=(15/18) S_{all}$ で推定した。また、震源断層の幅 $W_{seis}$ については、個々の地震では不明なため、入江他 (2013)<sup>9)</sup>による動学的断層破壊シミュレーションのモデルを参考に平均的な値として $W_{seis}=17$  kmと仮定した。こうして整理したデータから (4) と (5) 式を用いて各地震の $\Delta\sigma^{\#}$ を算出した。その結果、 $\Delta\sigma^{\#}$ の相乗平均が2.4MPa、常用対数標準偏差が0.24となった。

アスペリティの面積 $S_{asp}$ 及び動的応力降下量 $\Delta\sigma^{\#}_{asp}$ を算定するため、 $\Delta\sigma^{\#}=\Delta\sigma^{\#}_{asp} S_{asp}/S_{seis}$  の関係式、壇他 (2001)<sup>3)</sup>の短周期レベル理論式及び (4) 式の組合せにより、 $\Delta\sigma^{\#}_{asp}$ を実際の地震の短周期レベル $A$ と地震モーメント $M_0$ から以下の式で求めた。

$$\Delta\sigma^{\#}_{asp} = A^2 W_{seis} / (16\pi\beta_{seis}^4 c M_0) \quad (6)$$

ここに、 $\beta_{seis}$ は地震発生層におけるS波速度 (3.46 km/s) である。上式に $W_{seis}=17$  km、地震モーメント $M_0$ 及び短周期レベル $A$ を代入した結果、個々の地震のアスペリティの動的応力降下量 $\Delta\sigma^{\#}_{asp}$ が求まり、その相乗平均として $\Delta\sigma^{\#}_{asp}=18.7$ MPaが得られた。また、 $S_{asp}/S_{seis}=\Delta\sigma^{\#}/\Delta\sigma^{\#}_{asp}$ より、アスペリティの面積比は約13%となっている。

### (3) 断層パラメータの算定手順

本研究では、逆断層タイプの長大活断層の地震による強震動予測のための断層パラメータの設定手順において、活断層の長さ $L_{act}$ と傾斜角 $\delta$ 及び地震発生層の上端深さ $dep_1$ と下端深さ $dep_2$ を与条件とした。そして、(2)で述べた平均動的応力降下量及びアスペリティの動的応力降下量から、(4)と(5)式により地震モーメントを計算し、アスペリティや背景領域における各パラメータを算定した。図11に各パラメータの算定手順を示す。

### (4) 長大な逆断層による内陸地殻内地震の地震動試算例

図12に示した手順に従って、活断層長さが25 km、50 km、100 km、200 km、400 kmの五つの場合のアスペリティモデルのパラメータを算定し、円形クラック理論式を用いた従来の方法によって設定したパラメータと比較した結果を表3に示す。表3より、従来方法では、活断の長さが200 km、400 kmの二つの場合は、アスペリティ面積の割合が大きすぎて、アスペリティモデルが設定できなくなることが分かる。

表3 断層パラメータの設定例  
Table 3 Examples of fault parameter estimation.

活断層長さ $L_{act}$ [km]	断層面積 $S$ [km <sup>2</sup> ]	震源断層の面積 $S_{seis}$ [km <sup>2</sup> ]	地震モーメント $M_0$ [N·m]	規模 $M_w$	短周期レベル $A$ [N·m/s <sup>2</sup> ]	平均応力降下量		アスペリティ		背景領域	
						$\Delta\sigma$ [MPa]	$S_{asp}$ [km <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{asp}$ [MPa]	$D_{asp}$ [m]	$D_{back}$ [m]	
円形クラックの式による方法											
25	520	433	1.04E+19	1.9	1.16E+19	2.8	80	15.2	1.49	0.58	
50	1039	866	4.17E+19	2.3	1.84E+19	4.0	254	13.6	2.98	0.87	
100	2078	1732	1.67E+20	2.7	2.92E+19	5.6	807	12.1	5.96	0.38	
200	4157	3464	6.67E+20	3.1	4.63E+19	8.0	2563	10.8	11.92	-11.00	
400	8314	6928	2.67E+21	3.6	7.35E+19	11.3	8138	-	-	-	
本研究による方法											
25	520	433	2.93E+19	2.2	1.18E+19	2.4	56	18.7	4.18	1.78	
50	1039	866	7.36E+19	2.5	1.67E+19	2.4	111	18.7	5.26	2.24	
100	2078	1732	1.59E+20	2.7	2.37E+19	2.4	222	18.7	5.69	2.43	
200	4157	3464	3.20E+20	2.9	3.35E+19	2.4	445	18.7	5.72	2.44	
400	8314	6928	6.40E+20	3.1	4.73E+19	2.4	889	18.7	5.72	2.44	

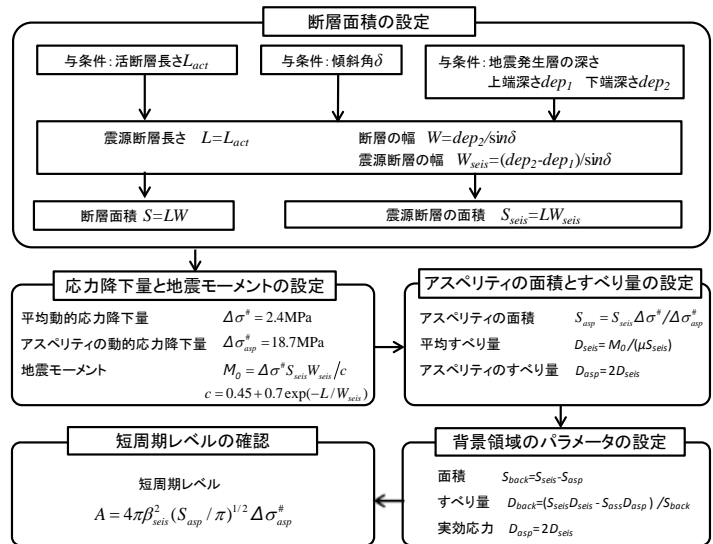


図11 長大な逆断層による内陸地殻内地震の地震動評価のための断層パラメータ算定手順  
Fig. 11 Procedure of fault parameter estimation for ground motion evaluation from large inland crustal earthquakes.

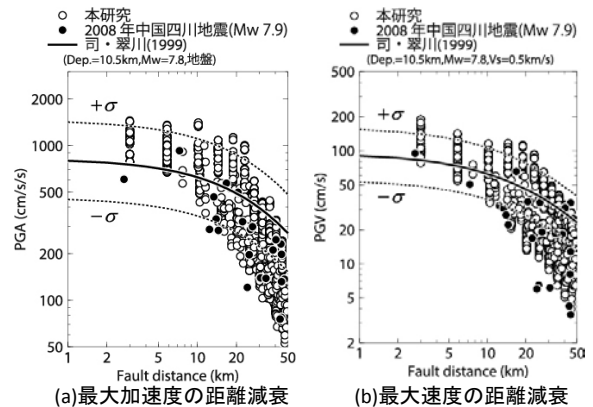


図12 断層長さが400kmのときの地震動の計算結果  
Fig. 12 Ground motions calculated from the earthquake occurring on a 400km-long faults.

断層長さが 50km、100km、400km の 3 ケースに関して、表 3 に示す本研究の設定方法によって設定したアスペリティモデルを基に、統計的グリーン関数法により強震動を試算した。各断層モデルに対して、長さ 25 km ほどのセグメントに分割し、各セグメントにアスペリティを二個ずつ配置した。図 12 に 400km ケースにおける地震動の評価結果を示す。図 12 には、白丸は地震動の試算値、黒丸は断層長さが 279 km の 2008 年中国四川地震 ( $M_w$  7.9) の観測値を示す。図 12 に示した試算地震動の最大加速度又は最大速度に対して、司・翠川 (1999) <sup>6)</sup> による距離減衰式がやや大きくなっているが、司・翠川 (1999) <sup>6)</sup> による距離減衰式の平均値±標準偏差の範囲とほぼ整合している。また、図より、試算強震動の最大加速度と最大速度は観測記録とも整合していることが分かる。

### 2.2.2 横ずれ断層と逆断層が混在した長大断層における地震動評価

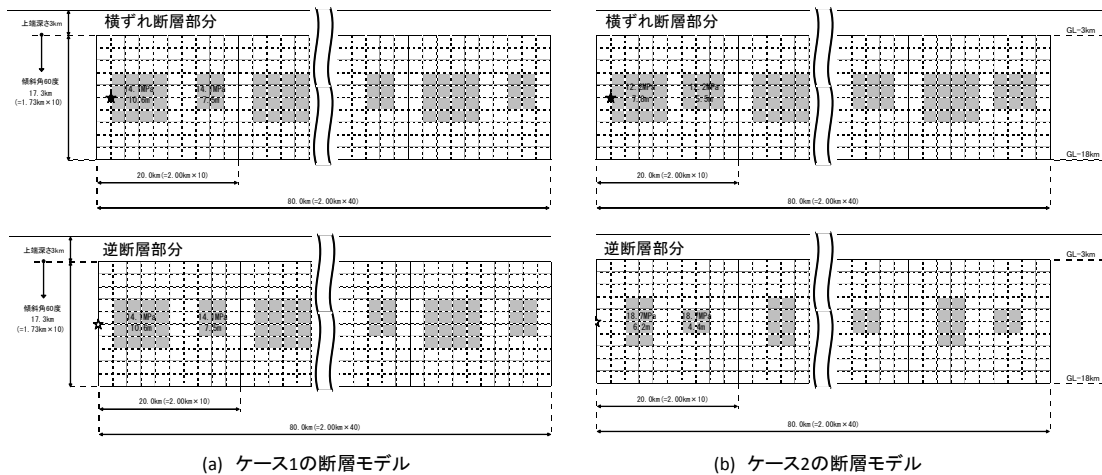


図 13 混在型長大断層による地震の断層モデル

Fig. 13 The fault rupture model for the earthquake on a fault combined with strike-slip and reverse fault segments.

横ずれ断層と逆断層が混在した長大断層における地震動の評価手法を検討するため、地震発生層の深さは 3 ~ 18km とした上で、傾斜角が 60 度、長さ 80km の横ずれ断層と長さ 80km の逆断層が混在した全長 160km の長大断層の断層モデルを設定し検討した。ここで、平均応力降下量に Fujii and Matsu'ura(2000) <sup>11)</sup> による 3.1MPa を採用する方法を「ケース 1」として、更に横ずれ断層部分には壇他 (2011) <sup>8)</sup> によって提案されている手法を、逆断層部分には 2.2.1 で提案した手法を「ケース 2」として、2 ケースの断層モデル (図 13) を設定して、統計的グリーン関数法により強震動を試算した。その結果、両ケースとも、司・翠川 (1999) <sup>6)</sup> による最大加速度と最大速度の距離減衰式とおおむね整合する結果が得られた (図 14)。地震動評価の観点からみると、両設定手法とも妥当であるが、「ケース 2」は「ケース 1」と比べて物理モデルとして一貫性を有する長所がある。

### 3. まとめ

本研究では、動力的知見に基づく震源極近傍の地震動評価手法を整備した。はじめに地震動と地表断層変位の統一断層モデルを構築し、地表までの断層全体の破壊を再現する動力的破壊シミュレーションを実施した。次いで、シミュレーション結果のすべり速度時間関数を用いて波数積分法による地震動評価を行い、震源域別による地震動の寄与度を調べた。その結果、横ずれ断層の場合、断層極近傍において断層直交成分は地震発生層の震源域に、断層平行成分は表層地盤の震源域に支配されることが分かった。地震動に与える震源域の影響として、本検討の設定条件で断層から 2km 程度以上離れると、表層地盤の震源域による影響は無視できる程度に下がるこ

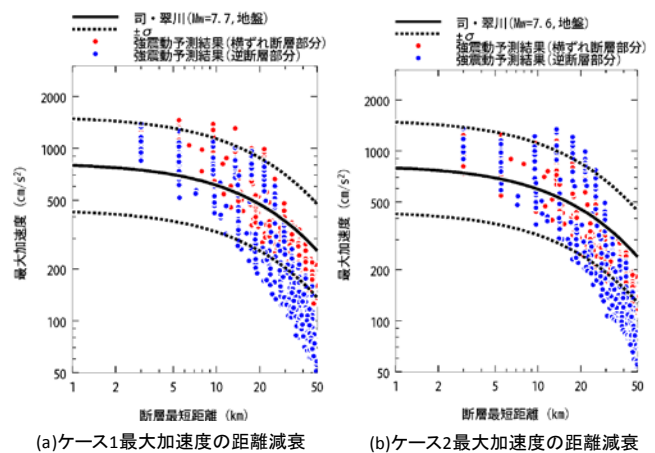


図 14 混在型長大断層の強震動の計算結果

Fig. 14 Ground motions calculated from the earthquake on a fault combined with strike-slip and reverse fault segments.

と、逆断層の場合は、おおむね地震発生層の震源域からの地震動が支配的であり、表層地盤の震源域からの影響が小さいことが示された。

また、長大な内陸地殻内地震を対象に、動力学的数値解析で得られた平均動的応力降下量の算定式を用いて、実際の地震のデータに基づき、平均動的応力降下量とアスペリティの動的応力降下量を求め、特性化震源モデルにおけるアスペリティの面積や応力降下量等のパラメータの設定方法を提案した。提案した方法を用いて長大断層の地震動を評価した結果、既往の距離減衰式や観測地震動と整合している地震動が得られ、本手法の妥当性が確認された。

#### 4. 今後の展開

地震動評価に影響を及ぼすパラメータには、本研究で検討したアスペリティ位置のほか、強度超過、動的応力降下量又は臨界すべり量等も挙げられる。今後、これらのパラメータの検討により、震源極近傍の地震動評価の精度向上を図る。

#### 5. 今後の成果の活用について

今後は、基準地震動策定に係わる強震動評価手法の精度向上等に関する各調査研究課題について、震源極近傍又は長大断層の地震動評価手法を提案するとともに、新規制基準適合性に係る審査マニュアルの整備に役立てる。

#### 6. 成果の公表等

##### 6.1 論文投稿

(A) 長大な逆断層による内陸地震の断層モデルのパラメータの設定方法の提案、日本建築学会構造系論文集、80、707、pp.47-57、平成 27 年 1 月

##### 6.2 学会発表

(B) 地震発生層より浅い部分から放出される地震動の定量的評価、第 14 回日本地震工学シンポジウム、平成 26 年 12 月

#### 文 献

- 1) 入江紀嘉・壇一男・生玉真也・入倉孝次郎、地中震源断層と地表地震断層の断層パラメータ間の経験的關係を拘束条件とした動力学的断層破壊モデルの構築—強震動予測のための運動学的断層モデルの高度化をめざして—、日本建築学会構造系論文集、657、1965-1974、2010
- 2) 入倉孝次郎・三宅弘恵、シナリオ地震の強震動予測、地学雑誌、110、849-875、2001
- 3) 壇一男・渡辺基史・佐藤俊明・石井透、断層の非一様すべり破壊モデルから算定される短周期レベルと半経験的波形合成法による強震動予測のための震源断層のモデル化、日本建築学会構造系論文集、645、51-62、2001
- 4) Ludwig, W. J., J. E. Nafe and C. L. Drake, Seismic refraction, Maxwell, A. ed., The Sea, Vol. 4, Wiley Interscience, New York, pp. 53-84, 1970
- 5) 松田時彦、活断層から発生する地震の規模と周期について、地震、第 2 輯、第 28 卷、269-283、1975
- 6) 司宏俊・翠川三郎、断層タイプ及び地盤条件を考慮した最大加速度・最大速度の距離減衰式、日本建築学会構造系論文集、523、pp. 63-70、1999
- 7) Eshelby, J. D., The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems, Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Vol. 241, 376-396, 1957
- 8) 壇一男・具典淑・入江紀嘉・アルズペイマサマン・石井やよい、長大横ずれ断層による内陸地震の平均動的応力降下量の推定と強震動予測のためのアスペリティモデルの設定方法への応用、日本建築学会構造系論文集、第 670 号、2041-2050、2011
- 9) 入江紀嘉・壇一男・鳥田晴彦・加瀬祐子、長大断層を対象とした逆断層型内陸地震の動的応力降下量の算定式の検討、日本地震工学会第 10 回年次大会梗概集、375-376、2013
- 10) 地震調査研究推進本部、「全国を概観した地震動予測地図」報告書(平成 17 年 3 月 23 日公表、平成 17 年 4 月 13 日更新、平成 17 年 12 月 14 日更新)、分冊 2、震源断層を特定した地震動予測地図の説明、2005
- 11) Fujii, Y. and M. Matsu'ura, Regional Difference in Scaling Laws for Large Earthquakes and its Tectonic Implication, Pure and Applied Geophysics, 157, 2283-2302, 2000