

INSS

JOURNAL

Journal of the Institute of Nuclear Safety System

Vol.25 2018



株式会社 原子力安全システム研究所
Institute of Nuclear Safety System, Incorporated

目 次

巻 頭 言

F-1	プロ意識が欠かせない	中村 政雄	1
-----	------------------	-------	---

論 文

社会システム研究所

SR-1	職場風土改善のための方策に関する研究 - コミュニケーションコーナー設置の試み -	後藤 学 ほか	2
SR-2	原子力産業の安全風土調査へのマルチレベル分析の適用	藤田 智博	17
SR-3	スパース判別分析による属性別安全風土の特徴抽出	西田 豊	25
SR-4	ノンテクニカルスキルに着目した緊急時対応訓練の開発 (3) - 「たいかん訓練」における評価に向けた課題 -	彦野 賢 ほか	31
SR-5	原子力発電に係る情報提供方法に関する一考察	古寺 良臣	46

技術システム研究所

NT-1	実力基準保全による検査頻度の合理化 (確率論的破壊力学による機器破損確率への影響評価)	釜谷 昌幸	51
NT-2	T字配管合流部における壁面温度変動の数値シミュレーション	歌野原 陽一 ほか	63
NT-3	オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属のマイクロ組織への熱時効と照射の影響	藤井 克彦 ほか	75
NT-4	SUS630の高温水中のSCC進展挙動 (第2報) - 熱時効, 温度, 応力の影響 -	山田 卓陽 ほか	91
NT-5	中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部の破壊特性の評価	三浦 照光 ほか	102

NT-6	海外及び国内で発生した原子力発電所のトラブル原因の分析	小松 輝雄 ほか	110
NT-7	米国原子力発電所における熱交換器本体の不具合発生傾向	徳久 聡	117
NT-8	運用上の介入レベルに基づく被ばく線量計算手法の検討 - OIL1, 2用再浮遊係数の評価 -	吉田 至孝 ほか	120
NT-9	シビアアクシデント演習ツールの改良	川崎 郁夫 ほか	137
NT-10	ATWS事象のRELAP5-3Dによる解析	柳 千裕 ほか	143

資 料

R-1	2017年度美浜町小中学校エネルギー環境教育質問紙調査結果	大磯 真一	149
R-2	T字配管の高低温水合流部における 流体・構造熱連成数値シミュレーション手法の検証用データ	三好 弘二 ほか	156

解 説

C-1	鉛直管と加圧器サージ管における気液対向流制限	村瀬 道雄 ほか	174
C-2	TT690合金のSCCに関する知見と今後の課題	寺地 巧 ほか	187
C-3	ステンレス鋳鋼超音波探傷試験システムの開発と実機適用	石田 仁志	209
C-4	長期運転に関する知識伝承について	田中 秀夫	214

CONTENTS

Foreword

F-1	Are you professional?	Masao Nakamura	1
-----	--------------------------------	----------------	---

Articles

Institute of Social Research

SR-1	Action Research on Improvement of the Workplace Climate - Trial Attempt to Establish a Communication Corner -	Manabu Goto et al.	2
SR-2	Applying Multi-Level Modeling to Safety Climate Research in the Japanese Nuclear Industry	Tomohiro Fujita	17
SR-3	Extracting Features of Attribute-specific Safety Climate via Sparse Partial Least Squares Discriminant Analysis	Yutaka Nishida	25
SR-4	Development of emergency response training focusing on Non-Technical Skills (3) - Review and prospects for building a more effective training system (ECOTEC) -	Masaru Hikono et al.	31
SR-5	Considering a way to provide information to the general public about nuclear power generation	Yoshimi Kodera	46

Institute of Nuclear Technology

NT-1	Optimization of inspection interval by applying performance based maintenance concept (Assessment of change in failure probability by probabilistic fracture mechanics)	Masayuki Kamaya	51
NT-2	Conjugate Numerical Simulation of Wall Temperature Fluctuation at a T-junction Pipe	Yoichi Utanohara et al.	63
NT-3	Influence of long-term thermal aging and irradiation on microstructure of austenitic stainless steel welds	Katsuhiko Fujii et al.	75
NT-4	SCC Growth Behavior of SUS630 in High-Temperature Water (2nd report) - The effects of thermal aging, temperature and applied stress on SCC -	Takuyo Yamada et al.	91
NT-5	Characterization of fracture behavior of oxidized grain boundary in neutron-irradiated stainless steel	Terumitsu Miura et al.	102

NT-6	Analysis of trouble cause of nuclear power plant occurred in overseas and domestic	Teruo Komatsu et al.	110
NT-7	Trend Analysis of heat exchanger Failure Events at U.S. Nuclear Plants	Satoshi Tokuhisa	117
NT-8	Study on Dose Calculation Method for Operational Intervention Level - Evaluation of the Resuspension Factor for OIL1 and OIL2 -	Yoshitaka Yoshida et al.	120
NT-9	Improvement of the severe accident practice tool	Ikuo Kawasaki et al.	137
NT-10	Analysis and Evaluation for ATWS Event by RELAP5-3D	Chihiro Yanagi et al.	143

Reference

R-1	Energy Environmental Education Questionnaire Survey Results Obtained by Mihama Town Targeting the Elementary and Junior High School Pupils in 2017	Shinichi Oiso	149
R-2	Data for validation to improve fluid-structure thermal coupled simulation methods at a mixing tee	Koji Miyoshi et al.	156

Commentary

C-1	Counter-Current Flow Limitation in Vertical Pipes and a Pressurizer Surge Line	Michio Murase et al.	174
C-2	Current Knowledge and Future Challenges on SCC in Alloy 690 TT	Takumi Terachi et al.	187
C-3	Development of ultrasonic testing system for cast stainless steel and application in the fields	Hiroshi Ishida	209
C-4	Knowledge Transfer for Long Term Operation	Hideo Tanaka	214

— 巻頭言 —

プロ意識が欠かせない

Are you professional?

中村 政雄 (Masao Nakamura) *1



1996年5月1日夜、ナゴヤ球場での巨人-中日戦をテレビ観戦していたら乱闘騒ぎが起きた。ピッチャーの投球が打者の頭をかすめたのである。よけなければ直撃だった。前日の試合でもデッドボールを食らっていた打者はカーッと化した。ピッチャーも「何を」と反応した。

プロのスポーツで、頭に血がのぼることがあるのは仕方がない。問題はその後だ。長嶋監督は守備についていたナインを引き揚げ試合は32分間中断した。そのころ球場は今のような屋根付きドームではなかった。冷たい雨の中、満員の観客はその間放置された。

観客を楽しませるのがプロの務めだ。腹が立とうが、理不尽であろうが、それは内側の論理だ。観客に対するサービスを怠っていい理由にはならない。

その後プロ野球側は反省し、試合進行のスピードアップに努力するようになったが、選手もチームも個人記録や責任に拘泥するせいか、やたらダラダラしたゲームを見せることがある。1960年代までの野球全盛時代、プロ野球の試合は1時間30分か40分だった。甲子園の高校選抜野球は2時間かかるので長いと感じていた。サッカーの人気が高まるにつれ野球の試合運びののろさがいっそう気にかかる。

見る側からはテンポの早い試合が面白い。やる側からは、見て面白いより自分の責任の方が重要なのだろう。責任は給料に直結しているからである。しかし、面白くなければ観客は減る。減れば、職業自体が成り立たなくなるではないか。

ソニー中央研究所長だった菊池誠さん（故人）が米マサチューセッツ工科大学（MIT）のドクター論文審査に立ち合ったことがある。ある論文がはねられた。日本なら、どう見てもパスする優秀な内容である。菊池さんの疑問に、審査を担当した教授はこう答えたという。

「文章が難しすぎる。ドクターを与えるということは、この人が社会に貢献できる能力を保証することだ。こんなに難しい表現しかできないようでは社会に貢献できない」

若い時に聞いたこの言葉は、今でも心の中に強く残っている。

私はこれまでアメリカでずいぶん取材したが、どこの役所も研究所も大学も日本からの新聞記者に親切だった。自分たちの仕事は社会に貢献するためにあるのだという姿勢がにじみ出ていた。

新聞記事でも、記者が楽をして書くと読者が苦勞する。書く側が苦勞して楽しく読めるように書けば読む側は楽だ。どちらも楽で双方ハッピーなどあり得ない。研究者の論文も他人さまに読んで頂くために書くのなら、それなりの工夫がいる。プロ野球と同じだ。

研究や開発にはスピードも大事だ。人類が初めて月面に到着し無事生還した米国のアポロ計画は、大統領の公約通り10年で実現し世界を熱狂させた。日本の巨大国家プロジェクト高速増殖炉「もんじゅ」は40年かかっても完成せず、開発を放棄した。時間がかかり過ぎ、世間の支援が薄れた。責任者にプロ精神が欠けていた。

*1 (株)原子力安全システム研究所 最高顧問
科学ジャーナリスト、元読売新聞論説委員

職場風土改善のための方策に関する研究*¹ – コミュニケーションコーナー設置の試み –

Action Research on Improvement of the Workplace Climate
 – Trial Attempt to Establish a Communication Corner –

後藤 学 (Manabu Goto) *² 金山 正樹 (Masaki Kanayama) *²
 河合 学 (Manabu Kawai) *² 藤野 秀則 (Hidenori Fujino) *³

要約 職場内でのインフォーマルコミュニケーションの活性化を目的としたアクションリサーチを行った。ある職場を対象に平日の1時間限定でコミュニケーションコーナーを設置し、その後、一層のコミュニケーションの活性化を図るため3つの取り組み(①ラジオ体操の放送, ②情報ディスプレイの設置, ③持ち寄りイベントの開催)を行った。2回のアンケート調査でコーナーの利用状況を調査したところ、上司-部下間、異世代間の会話と比較すると、部門・部署の垣根を越えた会話がよく経験されていた。また、職位別でみると、管理職では全般的に会話がよく経験されていること、一般職では調査1よりも調査2で「仕事を進めるヒント/頭の整理」を経験する人の割合が増えていることがわかった。今回の介入を通じて、同種の方策を職場で実施する場合の意義や課題について考察した。

キーワード 職場風土, インフォーマルコミュニケーション, アクションリサーチ

Abstract We conducted action research for the purpose of activating informal communication in the workplace. A tea corner for employees where they could communicate with each other was established in a cafeteria of a company, and three types of interventions were made. A questionnaire survey was conducted two times to investigate the usage of the tea corner. As a result, three findings were obtained. 1) There was not much conversation between the boss and his subordinates, but there were many conversations between members belonging different departments. 2) Many conversations were held among persons in managerial positions. 3) Among non-managerial workers, more people gained tips about work than before. The importance and issues of this research were considered.

Keywords workplace climate, informal communication, action research

1. はじめに

本研究では、職場風土改善のための方策の一つとして、コミュニケーション活性化の試みを取りあげる。職場におけるコミュニケーションは、その性質によって大きくフォーマルコミュニケーションとインフォーマルコミュニケーションとに分けられる(松原, 1990)。フォーマルコミュニケーションは、組織目標の効果的な達成を主眼とし、職制に対応して垂直方向、水平方向に分け隔てなくなされる。

一方、インフォーマルコミュニケーションは、従業員の個人的な欲求に基づいて、自発的に発生する対人関係ネットワークを通じて行われる。そこでの会話内容には、会社や仕事に関わること、個人的なこと、噂話、その他雑談など様々なものが含まれる。

メイヨー(Mayo, G.E.)らは、一連のホーソン実験^{*4}のなかで、職場の生産性やモラルにとってインフォーマルな集団の影響が大きいことを指摘した。また、以降の多くの研究が、インフォーマルな人間関係と、そこで交わされるコミュニケーション

*1 本研究の一部は、産業・組織心理学会第34回大会にて報告した(藤野・後藤・金山, 2018)。

*2 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

*3 福井県立大学 経済学部

が集団活動に多大な影響を及ぼすことを明らかにしてきた。

その後、インフォーマルコミュニケーションの重要性が一般に周知・理解されるにつれて、オフィス空間にも変化が見られるようになった（三幸エステート, 2018）。1980年代までの日本では、オフィスは、執務室とフォーマルなミーティングを行う会議室という2つの要素で構成されていた。それが1990年代以降、新たな要素として多目的なテーブル席を設けたり、休憩スペース（リフレッシュエリア）の導入が進むなど、インフォーマルコミュニケーションを産み出すためのエリアが次々に設置された（野中・梅本, 2001）。

2000年代に入ると、IT化が進み、職場でのコミュニケーションスタイルが一変した。電子メールの登場は、私たちが相手と面と向かってコミュニケーションをとる機会を減らし、特に一方的な報告や連絡においては、対面のコミュニケーションにとってかわるほどの存在となった。さらに各職場に時間的な余裕がなくなったことで、業務を進めることに精一杯で、いろいろな職場の仲間と雑談をするような時間を惜しむような風潮も出てきた。

これと並行するように、オフィスでは健康志向の高まりにより分煙化が進み、各企業はいわゆる休憩スペースとは独立して、喫煙スペース（喫煙室）を確保する必要性が生じた。スペースが限られているオフィスの場合には、かつてのリフレッシュエリアのスペースを喫煙室に充てるような事態も生じている。そのため、喫煙室の設置は、喫煙者同士のインフォーマルコミュニケーションを活性化させたものの、喫煙者と非喫煙者との間のインフォーマルコミュニケーションを阻害している面もあることが指摘されている。

このような背景もあって、現在多くの企業では、職場全体でのインフォーマルコミュニケーションを再び活性化させるべく様々な取り組みが進められている。代表的な取り組みとしては、企業が従業員に対して、交流の「機会」を提供する取り組みと、交流の「場」を提供する取り組みとに整理できる（岸本,

2011）。交流の「機会」の提供とは、中止していた社内運動会を復活させたり、普段の部署とは異なる従業員同士がサークルを作って仕事以外の活動に励んだり、会社負担で懇親会を実施したりといった形式の取り組みである。一方、交流の「場」の提供とは、オープン型の喫煙コーナーの設置、従来の休憩スペースの見直し、そのほか共有のコピー機、プリンタなどの設置場所を人の集まりやすい場所にするなどの取り組みがある。加えて、大企業でよくみられるオープンアドレスなど、オフィス空間を劇的に変えるようなやり方も偶発的な交流の場を作り出す取り組みの一つといえる。

本研究では、IT化によるコミュニケーションレスに加え、従業員同士の交流が図られにくいといった、多くの職場と共通の問題を抱えた一事業所を対象にコミュニケーション活性化の取り組みを行った。具体的には新たな出会い・交流の場、また知識共有・技術伝承の場、アイデアなどの共創の場となることを目的にコミュニケーションコーナーを設置し、利用状況を見ながら、いくつかの取り組みを行った。

職場内コミュニケーションを活性化するためには、いつも決まった相手、知っている相手とコミュニケーションをとるだけでなく、自分にとって異質の相手とコミュニケーションをとることが重要であると考えられる。たとえば、これまで話しくそくに感じていた相手との出会い・会話がきっかけとなって、新たな対人関係の輪が広がり、仕事をより円滑に進められるようになることがある。また、自分とは大きく年の離れた年長者に悩みを相談することで、仕事で感じていた困難の打開策や、仕事のやり方のコツ、仕事との向き合い方などを示してもらえることもある。ときには、自分とは考え方や価値観の異なる人が、自分には到底考えの及ばないアイデアを出してくれることがある。

ただ、私たちは一般的に異質の相手とのコミュニケーションが得意ではない。自分と同じような背景を持った相手とは、あらかじめ前提（文脈、背景知識）を多く共有しており、コミュニケーションがと

*4 1924年、長距離電話会社AT&Tの製造部門であったウェスタン・エレクトリック社は、イリノイ州ホーソンにある工場で、科学的管理法に基づいて生産効率の改善を目的とした大規模な実験を開始した。1927年には、ハーバード大学のメイヨーやレスリスパーガーらの研究者が加わり、新たな実験が開始され、作業時間や休憩時間などの労働条件を変化させて生産性との関係を検討した。それらの実験のうちの一つは、職場から選抜された6人の女性工員を被験者としたもので、様々な条件の下で、部品の組立作業が観察記録された。ときに不利な労働条件が設定されても、被験者たちの作業量は観察されている間上昇し続けた。この結果に影響した要因として、会社が行っている重要な研究に協力しているという誇りや、誰かの成績が悪くなれば他のメンバーがそれをカバーするといった仲間関係の形成が関わっていることが指摘されている（大橋・竹林, 2008）。

りやすい（池田，2000）．その一方で，異質の相手とは前提をあまり共有できていないため，コミュニケーションのきっかけがつかみづらく，その後の進展も覚束ない．

そこで今回の介入では，職場における代表的な異質な相手として，①上司-部下間，②異世代間，③異部門・異部署間の関係を取り上げ，そういった相手とのコミュニケーションがどの程度活性化されるのかに特に注目した．

本研究はアクションリサーチであり，実際の職場の中でのコミュニケーション活性化を試みるものである．ただし，そこでの介入の方法については，この職場にとって仮に適切な方法であったとしても，他の職場に即座に適用できるような知見を提供できるとは限らない．ただ，今回の介入には，同様の問題を抱えた他職場に適用可能なエッセンスが含まれていると考えられ，その助けとなることを目指している．

2. 目的

本研究は，職場風土改善の一環として，ある事業所で試みられた介入（コミュニケーションコーナーの設置とその後の取り組み）が職員のコミュニケーションの活性化に寄与するのかを検討することにある．そして，コミュニケーションコーナーの運用に伴う課題を抽出し，今後の介入方法の手がかりとする．

具体的な手順としては，2017年4月にコミュニケーションコーナーを設置，その後運用を続け，約半年後にあたる10月に，利用状況の調査（調査1）を実施した（表1）．

その結果をふまえ，コミュニケーション活性化の観点で不十分な点を抽出し，いくつかの新たな取り組みを検討した．2018年1月から順次それらに組み込み，3月の時点でコミュニケーションコーナーの利用状況と追加した取り組みの効果を確認するための調査（調査2）を実施した．

3. フィールド

本研究が対象とした事業所は，管理部門と2つの現業部門（部門A，部門B）の3部門から構成されている．管理部門は，事業所全体の庶務と事業所運営の中核を担っており，部門Aと部門Bは，業務

内容が異なり，それぞれが独立して業務を行っている．そのため，管理部門と部門A，Bとは業務上の連携が不可欠であるが，部門Aと部門Bは連携がしにくい状況にある．また，各部門内の各部署単位でも担当業務が個別化しており，他部署の人とコミュニケーションをとる機会が少ない．そのため，職場が静か過ぎるといった懸念の声は以前から幹部を中心にあがっていた．

4. 介入1

4.1. コーナーの設置

そういった状況を受け，職員のさらなる交流を図ることを目的に，2017年4月19日に「コミュニケーションコーナー」が設置された（表1）．コミュニケーションコーナーとは，3階建ての事業所（1F：実験室，2F：執務室，3F：会議室，図書室，食堂，喫煙室）の3階にある食堂内の喫茶カウンターを活用して，平日の14:30～15:30までの時間限定で置かれるセルフサービスのコーヒー・ティーコーナーのことを指す．コーヒーメーカーや湯沸しポットなどの設備，ドリップコーヒーやティーパック，カップ，シュガー，フレッシュなどの消耗品については会社が支給した．職員には，設置前にコミュニケーションコーナーの運用方法と設置目的（「セルフサービスのコーヒー・ティーコーナーですので，職場の仲間との意思疎通や連携，業務遂行に関する意見交換，ひらめきや発想の場にご活用ください．」）等がメール周知された．

なお，この事業所の食堂は，飲料の自動販売機や給茶器が併設されていて，昼食時以外であっても職員が出入りしている．ただし，職員が必要なときに飲料を購入したり，お茶を汲みに行ったりするだけで，昼食時以外の時間帯に多くの職員が集まったり，

表1 コミュニケーションコーナーに関する出来事

年	月日	主な出来事
2017	4/19	コミュニケーションコーナー開設
	10/12～20	アンケート調査（調査1）
2018	1/9	ラジオ体操放送開始
	2/1	情報ディスプレイ設置
	2/14	持ち寄りイベント①
	3/14	持ち寄りイベント②
	3/19～4/3	アンケート調査（調査2）

滞留することは以前にはなかった。一方で食堂の向かい側には喫煙室が設けられており、昼食時以外でも喫煙目的に職員の一部が集まり、会話を交わす姿がみられる。

4.2. 検証アンケート（調査1）

コミュニケーションコーナー設置から約半年にあたる2017年10月12日～20日に、コーナー（以下、コミュニケーションコーナーを、単に「コーナー」と略記することがある）の利用状況を把握することを目的にアンケート調査を実施した（調査1）。調査方法はWebアンケートで、従業員80名に事前にアンケートサイトにログインするためのIDを配布し、回答を求めた。77名から回答を得た（回収率96.3%）。77名の職位・雇用形態別の内訳は、正社員一般職が56%（43名）を占め、正社員管理職25%（19名）、派遣社員18%（14名）であった（未回答1名）。

アンケートの質問項目については、表2に示した。回答形式は多くの質問で択一の選択式、質問Q10についてのみ自由記述式であった。ただし、択一式の質問で「その他」を選択した場合にも自由記述で回答したデータが含まれる。

表2 調査の質問内容

問	質問の概要	回答形式
Q1	コーナーの利用有無	選択式（2件法）
Q2	利用頻度	選択式（5件法）
Q3	過ごし方	選択式（4件法）
Q4	会話相手	選択式（4件法）
Q5	会話内容	選択式（4件法）
Q6	利用を通じた経験	選択式（4件法）
Q7	利用する理由意見への当否	選択式（4件法）
Q8	利用を控える理由意見への当否	選択式（4件法）
Q9	コーナーへの期待	選択式（4件法）
Q10	コーナーへの意見や改善案	自由記述式

4.3. 結果

4.3.1. 利用状況

コーナーの利用有無（Q1）を問うたところ、「利用あり」が84%（65名）であった。「利用あり」の回答割合を管理職、一般職、派遣社員別で集計した結果を、図1に示す。

次に、Q1で「利用あり」と答えた65名（調査1）に利用頻度（Q2）を問うた。全体と職位・雇用形態別の割合を図2に示した。

利用率、利用頻度ともに管理職で高かった。管理職は多くの人でコーナーの利用経験があり、利用頻度も高かった。一般職では利用経験は高かったものの、利用頻度は最も低かった。

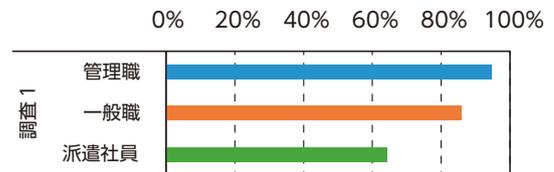


図1 利用率の職位・雇用形態による比較

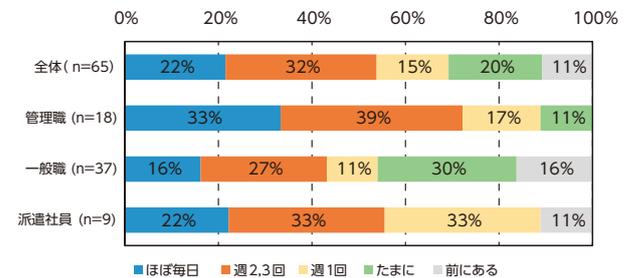


図2 コーナーの利用頻度（調査1）

4.3.2. 会話相手と会話内容

コーナーの利用者58名^{*5}に、コーナーでの会話相手（Q4）、会話内容（Q5）について問うた。

選択肢の相手と「よく話す」「たまに話す」と回答した人を合わせた割合（以下、肯定率）に注目した（図3）。「他の部門^{*6}の人」「異なる部署^{*6}の人」「同じ部署の同僚」と会話している人が約8割にのぼった。その一方で「ラインの上司」「幹部」と会話している人は5割前後であった。所属（部門や部

*5 Q1で「利用あり」と回答した65名から、Q2で「以前は利用したことがあるが、現在は利用していない」と回答した7名を除いた。

*6 ここでは、「部門」とは一般的な会社の部のことを、「部署」とは一般的な会社の課やグループのことを指しており、各部門の下にそれぞれ複数の部署が存在する。

署)の垣根を越えた相手との会話については多くの人が経験していたが、それと比較すると異職位の相手(上司や幹部)との会話は半数程度の人で経験されるにとどまった。

次に、会話内容について「よく話す」「たまに話す」と回答した人を合わせた割合(以下、肯定率)に注目した(図4)。「あいさつ程度」「天気やニュース」を話題に会話している人が多く、約8割を占めた。続いて「事業所の行事」で約6割であった。これに対し「仕事の報連相」「職場の人間関係」「プライベート(自分や家族、友人の話)」の話題は肯定率が4割程度であった。多くの利用者にとって、コーナーは、仕事の話や個人的な話をする場というよりも、当たり障りのない日常的な会話の場であった。

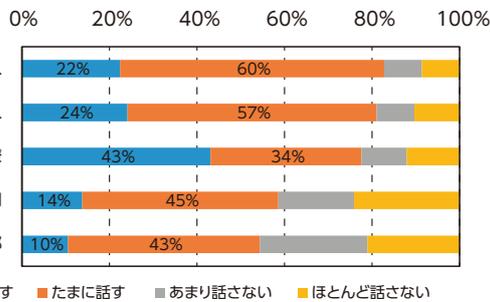


図3 コーナーでの会話相手(調査1)

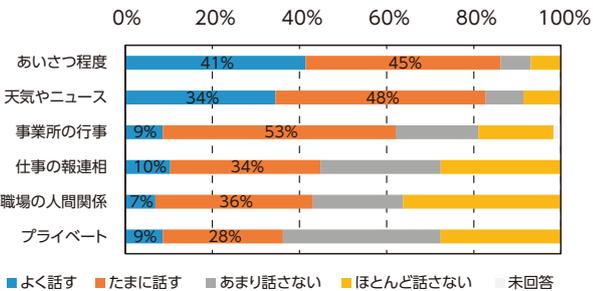


図4 コーナーでの会話内容(調査1)

4.3.3. コーナー利用を通じた経験

コーナーの利用者58名に、コーナー利用を通じて経験されたことについて問うた(Q6)。回答分布を図5に示す。

肯定率の高い順に並べると、「違う部署の人と話せた」「顔見知り、知り合いが増えた」「普段と違った一面を見られた」で5割を上回っていた。反対に、「自分と違う見方や考え方を得た」「他職場と連携しやすくなった」「仕事を進めるヒントが得られたり、頭の整理ができた」では4割に達しなかった。

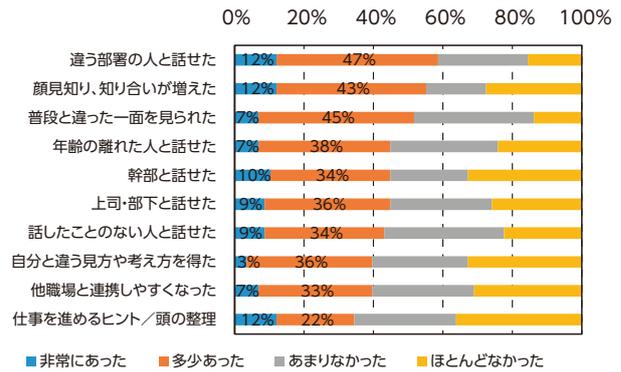


図5 コーナー利用を通じた経験

4.3.4. コーナーを利用する理由／しない理由

利用者58名に、コーナーを利用する理由意見9つをあげ、それぞれにあてはまる程度について回答を求めた(Q7)。回答分布を図6に示す。

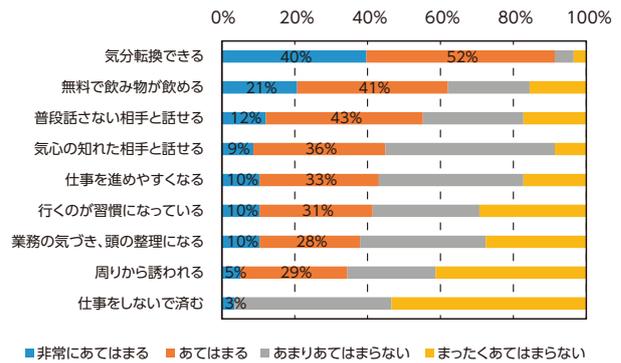


図6 利用者がコーナーを利用する理由

「自席から離れて気分転換できる」が他の理由と比べて圧倒的に支持された。また「無料で飲み物が飲める」「普段話さない相手と話せる」で肯定率が5割を超えた。多くの利用者がリフレッシュと飲み物を目的にコーナーを利用しており、コミュニケーションをとることは副次的な理由であるといえる。

次に、全回答者にコーナーを利用しない(もしくは利用を控えさせる)16の理由意見をあげ、あてはまる程度について回答を求めた(Q8)。ここでは、コーナーの非利用者が、なぜ利用しないのかを明確にするため、非利用者19名の回答に限定して集計した。回答分布を図7に示す。

肯定率が5割を超えている回答として「コミュニケーションの必要性を感じない」「特に行く理由がない」「仕事に集中したい」「忙しく時間がない」「コミュニケーションを強制されている」があった。非

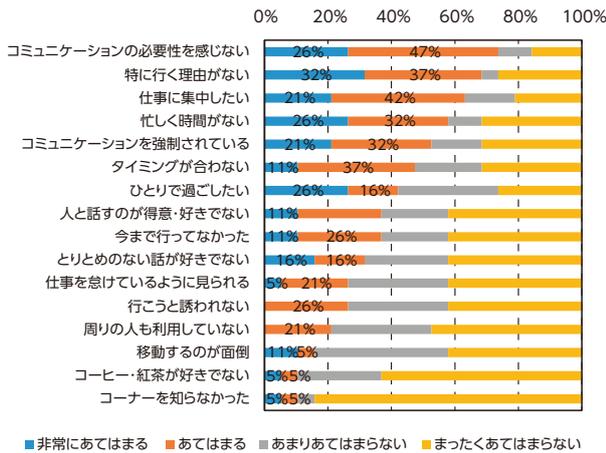


図7 非利用者がコーナーを利用しない理由

利用者が利用しない共通の理由は、コーナーでのコミュニケーションを特に求めていることや、仕事に専念したいことであるといえる。

5. 介入2

5.1. 調査1をふまえた取り組み

5.1.1. コーナー名の変更

調査1の結果、コミュニケーションコーナーを利用していない職員や、すぐに利用をやめてしまった職員が全体の2割程度いることがわかった。コーナーを利用することで、対人関係ネットワークが広がったり、仕事を進める上で約に立つヒントが得られたりするとすれば、まずは利用してもらわなければはじまらない。そこで、コーナーを利用しない・利用を控えさせている理由意見への当否(Q8)をさらに分析した。

コーナーを利用しない・利用を控えさせている理由の潜在因子を探るため、回答者全員(77名)の16の理由意見への当否の回答について探索的因子分析(最尤法, promax回転, カイザー基準)を行い、5因子を抽出した。第1因子は「コミュニケーションを強制されている」「コミュニケーションの必要性を感じない」「特に行く理由がない」「とりとめのない話が好きでない」で負荷量が高く、「被強制・不必要」因子と命名した。第2因子は「休憩はひとりで過ごしたい」「タイミングや時間帯が合わない」「移動するのが面倒」「人と話すのが得意でない、好きでない」で負荷量が高く、「ひとり志向」因子と命名した。第3因子は「周りの人も利用していない」

「行こうと誘われない」「仕事を怠けているように見られる」で負荷量が高く、「周囲配慮」因子と命名した。第4因子は「コーナーを知らなかった」「コーヒーや紅茶が好きでない」「今まで行ってなかった」で負荷量が高く、「関心なし」因子と命名した。第5因子は「忙しく時間がない」「仕事に集中したい」で負荷量が高く、「仕事優先」因子と命名した。

次に、利用者58名と非利用者19名の間で、5因子の評定値がどのように異なるのかを検討した。各因子で負荷量が高かった項目の評定値を平均化し、尺度得点を算出した(尺度得点は、それぞれの意見にあてはまるほど評定値が高くなるよう変換した)。その結果を図8に示した。

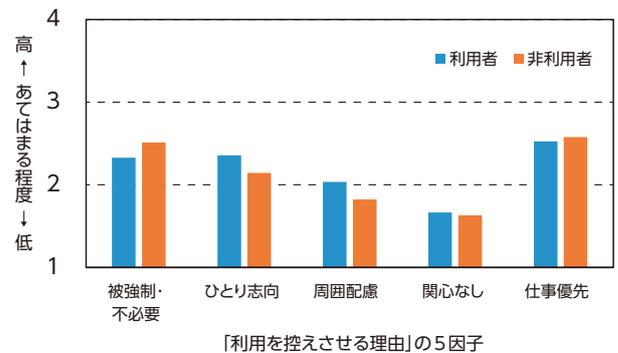


図8 利用/非利用者にとって利用を控えさせる理由

「被強制・不必要」因子では、利用者よりも非利用者で意見を肯定した。非利用者は利用者よりもコミュニケーションを強制されていると感じており、コーナーを利用する必要性を感じていなかった。反対に「ひとり志向」「周囲配慮」因子では、利用者のほうが意見を肯定した。利用者は非利用者よりも、コーナーを利用しないことが休憩をひとりで過ごしたいという気持ちと関連しており、周りの人がコーナーを利用していないと自分も利用しにくいのではないかと推測した。「関心なし」「仕事優先」因子では、利用者と非利用者の回答に大きな差は認められなかった。非利用者がなぜコーナーを利用しないのかに焦点を当てれば、コミュニケーションの必要性を感じていないこと、コミュニケーションを強制されているように感じていることが強く影響していた。

また、利用を控えさせている理由(Q8)についてのその他の意見や、コーナーへの意見や改善案(Q10)の回答の中にもこれと関連する記述がみられた。例を挙げれば「行くことによって、自分にとっ

で特に得となることやメリットが感じられない、行かないことによって、自分にとって特に不利なことや支障が感じられない」「自分が何度か利用して、設置目的や趣旨に沿う過ごし方ができなかった」など、コーナーの必要性に疑問を投げかける意見や、「喫煙室で十分息抜きと業務外情報交換が出来る」「休憩時間を設けると残業時間が長くなる」などの意見もあった。また「自由であるため、利用しなくても良いと考える人がいるのは自然ではないのか」「コミュニケーションコーナーという名前が良くない。コミュニケーションを押し付けているように感じる」といったコーナーの利用自体やそこでのコミュニケーションを強制されているとの指摘や、「ただのお茶する時間だと思っている。それ以外に利用しようと思うのは会社に謙虚さがなくなっている」「こういったものは、副次的な仕事にも役に立つとか、そういうものを求めすぎない方が良く、そういう匂いが出始めたら、来る人が減る」といったコーナーに期待することについての会社（運営側）と利用者とのずれを指摘する意見もあった。

コーナーを運営する側がインフォーマルコミュニケーションを増やしたいという、このコーナーの本来の目的を強く押し出してしまうと、利用者はコミュニケーションを押し付けられているように感じ、利用しにくくなる可能性があることがわかった。そこで、当初はこのコーナーを「コミュニケーションコーナー」と呼んでいたが、調査1の終了後からは、公式には「コーヒーコーナー」と呼ぶようにした。なお、呼称の変更については大々的に周知するのではなく、管理部門等から出される諸連絡（例：コーナーに海外出張のお土産が差し入れられた、今日はコーヒー豆が切れている）等でさりげなくそう呼ぶようにした。

5.1.2. ラジオ体操の放送

自由記述意見の中には「仕事に集中しているとき、気付くと利用時間を過ぎてしまっている」「気が付いたらコーナーの利用時間が過ぎていることが多いので、15:00にチャイムを鳴らしてもらえると気が付いて、より利用しやすくなる」という趣旨の意見が多くあった。コーナーを利用するつもりがある人でも、思うように利用できていない人がいることが推測されたため、対応を検討した。その結果、職員に時間の目安を提示すれば、コーナーに足を運ぶ

きっかけになるのではないかと考え、15時にラジオ体操の斉放放送を流すことにした。ラジオ体操の放送は、2018年1月9日から開始した。放送自体はラジオ体操第1を流すのみで、数分で終わるものである。

5.1.3. 情報ディスプレイの設置

その他の自由記述意見として「集まって自由に話したり、情報交換したり、オープンに議論したりする雰囲気になっていない」「同じ場所でコーヒーや紅茶を飲むだけでは、（中略）日頃あまり話したことのない誰かと会話するきっかけになりにくい」などの意見がみられた。このことからコーナーに来て、話すきっかけや共通の話題に困っている人がいるものと推測された。そこでデジタルサイネージを利用して、ディスプレイに情報を提示し、利用者が共通の話題として活用できるようにした。

デジタルサイネージは、もともと広告・宣伝用に開発されたツールで、待ち合わせ場所や休憩所のような公共のスペースで利用者に情報を提示することを目的としている。これを利用者同士のコミュニケーションが期待される場に持ち込めば、雑談を誘発する可能性がある（藤野ら、2017）。

実際にコーナーに設置した情報ディスプレイは、福井県立大学と（株）原子力安全システム研究所で共同開発し、2018年2月1日からコーヒーサーバーなどが置かれている喫茶カウンター横に配置・導入した（図9）。基本画面はタッチパネルディスプレイの画面が4分割されていて、各分割画面にタッチすることで、詳しい情報が別ウィンドウで拡大表示される。4分割された画面に配置された情報は、



図9 情報ディスプレイ

①世界の「絶景写真」、②事業所所在地域のおすすめの飲食店を集めた「グルメ情報」、③生活習慣病や労働災害などについて取り上げた「健康情報」、④事業所の行事写真や利用者の「自由投稿」となっており、いずれも画像と文字情報によって構成された。④については、新たな行事写真が撮れたり、職員から投稿があったりした場合は、それに応じて情報を更新した。

また、情報ディスプレイにはそれ以外に「ミニゲーム」「笑顔になろう!」「ホワイトボード」の機能を盛り込んだ。いずれの機能も、コーナー利用者の気分転換・リラックスを意図したものである。そしてこれらのコンテンツを情報ディスプレイの大画面で行うことにより、周りにいる他の利用者との会話が誘発されることも期待される。「笑顔になろう!」は、笑顔認識システムを応用したもので、情報ディスプレイに設置したカメラに向かって利用者同士ペアになって笑顔を作り、一定時間笑顔を維持すると写真が撮影される仕掛けである。写真が撮影され登録すれば、情報ディスプレイの自由投稿欄に掲載できるようにした。

5.1.4. 持ち寄りイベントの開催

非利用者の多くがコーナーを利用しない理由意見として肯定したものに「特に行く理由がない」があった。わざわざ仕事を中断してコーナーに足を運ぶからには、飲み物が飲めるという直接的なメリット以外にも魅力が必要ではないかと考えられた。自由記述回答の中にも「飲み物しか準備されていないなど、環境設定として中途半端」「つまめる菓子があるといい」「コーヒーや紅茶が苦手な方のために飲み物の選択肢を増やしてほしい」といった声があった。普段はコーヒーや紅茶を飲む場でしかないが、たまにもう少し豪華な日があれば足を運んでみようという人が増える可能性はある。そこで、今回は試行的に2018年の2月14日と3月14日の両日、コーナーの開設時間中に、有志によるお菓子の持ち寄りイベントを開催した。このイベントの開催案内は、開催の約1週間前から情報ディスプレイ(図9)に表示し、それ以外の周知・宣伝はしなかった。また、お菓子の持ち寄りは、あくまで利用者がボランティアに行った。

5.2. 検証アンケート(調査2)

調査2は、コーナーの利用状況の変化と、調査1をふまえた取り組みの効果を把握することを目的に2018年3月19日～4月3日に実施した。調査方法は調査1と同様で、従業員80名に事前にログインIDを配布し、68名から回答を得た(回収率85.0%)。68名の職位・雇用形態別の内訳は、正社員一般職56%(38名)、正社員管理職22%(15名)、派遣社員22%(15名)であった。

アンケートの質問項目の多くは調査1に準じ、Q7～Q9については取り組みへの評価を求めた(表3)。

表3 調査2の質問内容

問	質問の概要	回答形式
Q1	コーナーの利用有無	選択式(2件法)
Q2	利用頻度	選択式(5件法)
Q3	過ごし方	選択式(4件法)
Q4	会話相手	選択式(4件法)
Q5	会話内容	選択式(4件法)
Q6	利用を通じた経験	選択式(4件法)
Q7	ラジオ体操の放送	選択式(2～4件法)
Q8	情報ディスプレイの設置	選択式(2～4件法)
Q9	イベントの開催	選択式(2～4件法)
Q10	コーナーへの期待	選択式(4件法)
Q11	コーナーへの意見や改善案	自由記述式

5.3. 結果

5.3.1. 利用状況

コーナーの利用有無(Q1)を問うたところ、「利用あり」は93%(63名)であった。利用あり(Q1)の回答を管理職、一般職、派遣社員別で集計した結果を、図10に示す。調査2では派遣社員の利用率が調査1の時点(図1)よりも上昇した。

次に、Q1で「利用あり」と答えた63名に利用頻度(Q2)を問うた。図11に利用頻度の分布を示した。

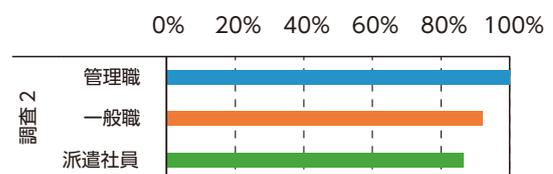


図10 利用率の職位・雇用形態による比較

2度の調査でコーナーの利用者数に大きな変化はないが、調査2では調査1と比べて「ほぼ毎日」利用する人の割合が増え、「週1回」利用する人の割合が減った。調査1の時点では、週に複数回利用する人は5割強であったが、調査2では7割近くに増加した。利用者に占める週複数回利用者の割合を職位・雇用形態別でみると、調査1では管理職72%、一般職43%、派遣社員56%であったが、調査2では管理職93%、一般職57%、派遣社員62%と軒並み増加した。ただ管理職ではほとんどが週に複数回利用しているが、一般職や派遣社員では利用頻度の多くない人も相当数いた。

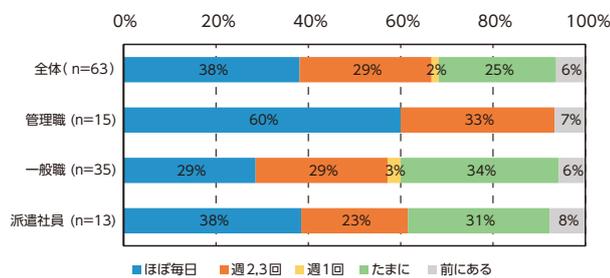


図11 コーナーの利用頻度 (調査2)

5.3.2. コーナーでの会話相手と内容

調査2のコーナー利用者59名^{*7}に、コーナーでの最も多い過ごし方について4つの選択肢からひとつを選ぶよう求めた (Q3)。図12に回答分布を示した。

全体では、利用者の7割がコーナーで会話をして過ごすことが多いと回答した。また、管理職や一般職の多くは立ち話をしているが、派遣社員の多くは座って話をしていた。管理職・一般職の多くは男性で占められ、派遣社員は女性の比率が高いことから、過ごし方に性差がある可能性がある。

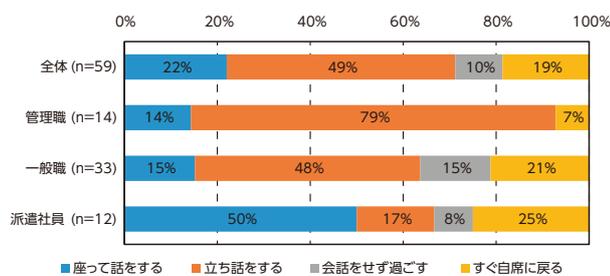


図12 コーナーでの過ごし方

利用者59名に、コーナーでの会話相手 (Q4)、会話内容 (Q5) について問うた。

選択肢の相手と「よく話す」「たまに話す」と回答した人を合わせた割合 (以下、肯定率) に注目した (図13)。「他の部門の人」「異なる部署の人」「同じ部署の同僚」と会話している人の割合が高水準で維持されたものの、調査1 (図3) から多少低下した。「ラインの上司」「幹部」と会話している人は変化なく5割前後であった。

次に、会話内容について、「よく話す」「たまに話す」と回答した人を合わせた割合 (以下、肯定率) に注目した (図14)。調査1 (図4) からの変化は小さく、「あいさつ程度」「天気やニュース」を話題に会話している人が圧倒的に多かった。「プライベート (自分や家族、友人等の話)」の割合がやや増加したことについては、派遣社員の利用が増えたことが影響した可能性がある。

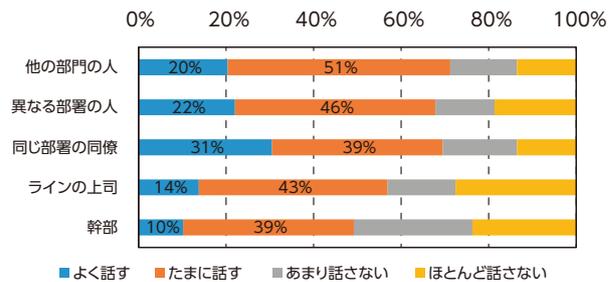


図13 コーナーでの会話相手 (調査2)

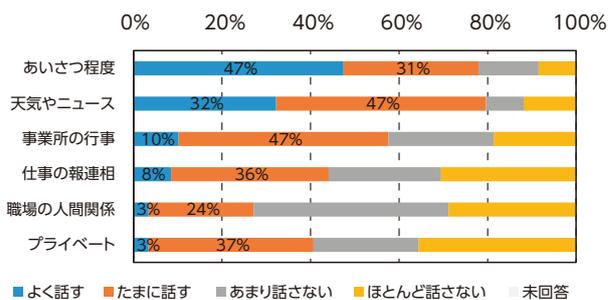


図14 コーナーでの会話内容 (調査2)

5.3.3. コーナー利用を通じた経験

利用者59名に、コーナーの利用を通じて経験されたことについて問うた (Q6)。調査1と調査2の肯定率の比較を図15に示す。

図15は、左から調査1で肯定率の高かった順に結果を並べたものである。「違う部署の人と話せた」

*7 Q1で「利用あり」と回答した63名から、Q2で「以前は利用したことがあるが、現在は利用していない」と回答した4名を除いた。

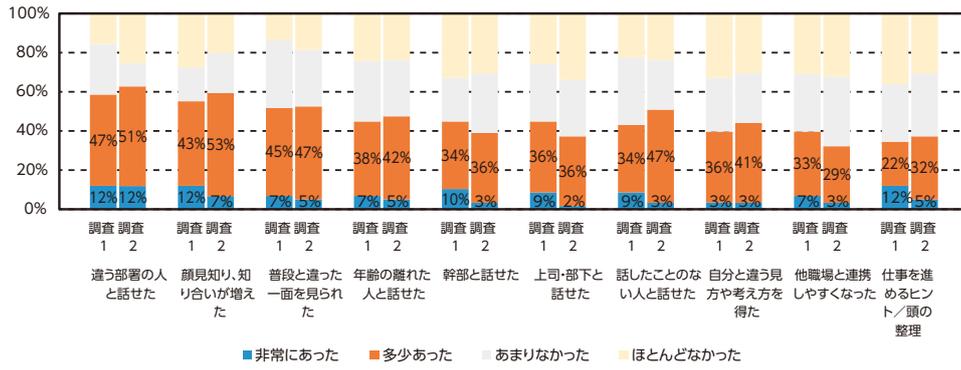


図15 コーナー利用を通じた経験の肯定率の変化

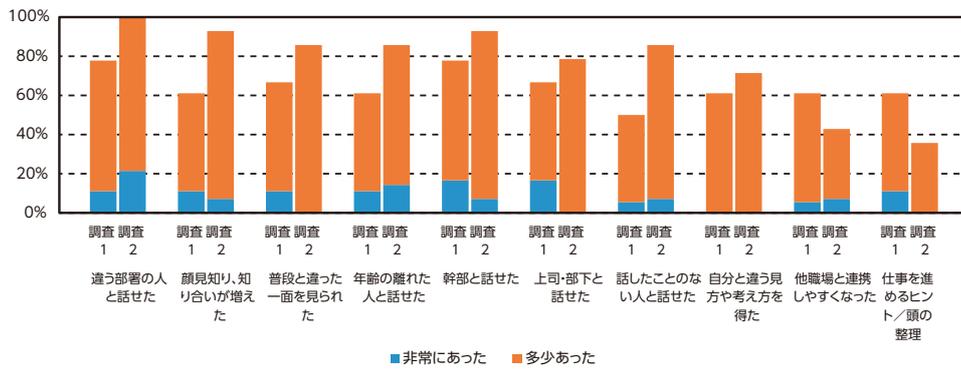


図16 コーナーでの経験の肯定率の変化 管理職

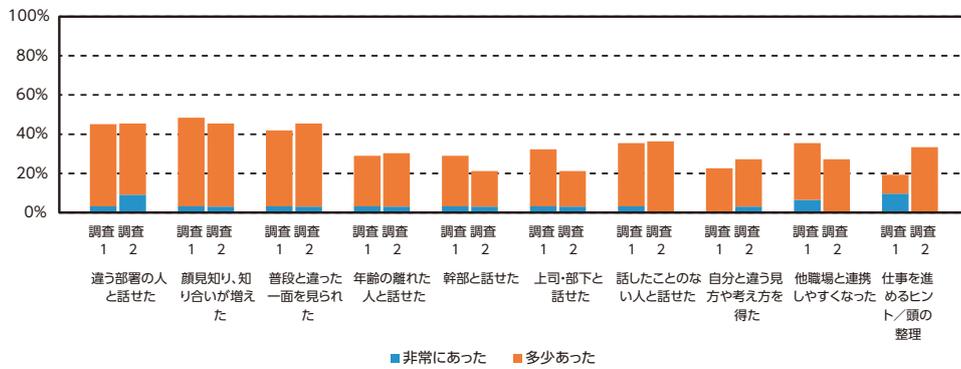


図17 コーナーでの経験の肯定率の変化 一般職

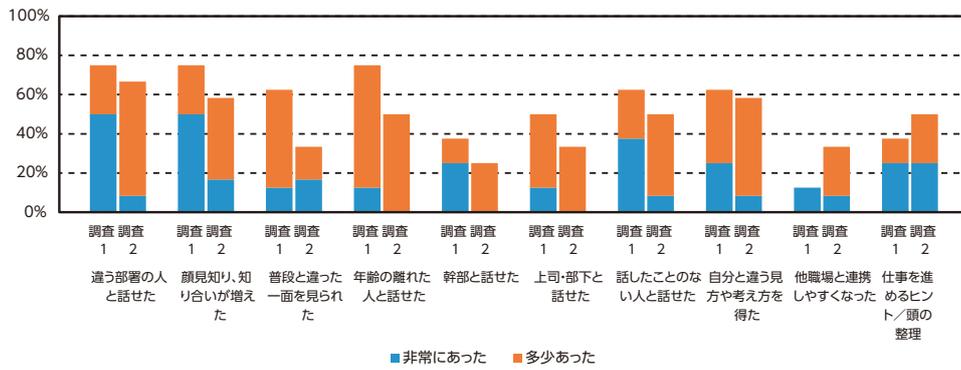


図18 コーナーでの経験の肯定率の変化 派遣社員

「顔見知り、知り合いが増えた」「普段と違った一面を見られた」「年齢の離れた人と話せた」「話したことの無い人と話せた」の5経験は、いずれも調査2で肯定率が増す傾向にあった。特に「話したことの無い人と話せた」で大きく上昇した。これらの経験は、コーナーの利用によって対人関係が広がったり、深まったりした経験といえる。

これに対し「上司・部下と話せた」「幹部と話せた」「他職場と連携しやすくなった」の3経験は、いずれも調査2で肯定率がやや低下した。コーナーにおいて異なる職位間で会話する経験はそれほど多くなく、コーナーでの会話が仕事における他職場との連携にはつながらなかったものと思われる。

「自分と違う見方や考え方を得た」「仕事を進めるヒントが得られたり、頭の整理ができた」の2経験の肯定率は、ほぼ横ばいか、わずかに上昇傾向であった。コーナーの利用によって、仕事における新しい視点やヒントが得られるような経験は、多くはないがあったものと考えられる。

続いて、コーナーでの経験についてより詳しく検討するため、職位・雇用形態別で違いを検討した。管理職の結果を図16、一般職の結果を図17、派遣社員の結果を図18にそれぞれ示した。

管理職では、対人関係を広げ・深めるような経験は、調査2で軒並み増加した。なかでも「顔見知り、知り合いが増えた」「話したことの無い人と話せた」の経験率は大きく増加した。その一方で「他職場と連携しやすくなった」「仕事を進めるヒント／頭の整理」は低下した。

一般職では、全般的に肯定率の変化は非常に小さかった。比較的变化の大きかったものとしては、「仕事を進めるヒント／頭の整理」で肯定率が上昇傾向に、反対に「幹部と話せた」「上司・部下と話せた」「他職場と連携しやすくなった」の肯定率は低下傾向にあった。

派遣社員では、コーナー利用を通じた対人関係の広がりや深まりについては多くの要因で肯定率が低下した。しかしながら「他職場と連携しやすくなった」「仕事を進めるヒント／頭の整理」については経験率が上昇した。調査1から調査2の肯定率の変化に注目すると、管理職と派遣社員の肯定率の変化の仕方は正反対であった。

一般職で最も肯定率が上昇した「仕事を進めるヒント／頭の整理」、派遣社員で最も肯定率が上昇した「他職場と連携しやすくなった」について、

肯定率の上昇の背景にどのようなことがあるのかを探るためさらに分析した。一般職のうち、コーナーで「仕事の報連相」をしていた群では、10名中8名(80%)が「仕事を進めるヒント／頭の整理」を経験していたが、「仕事の報連相」をしていない群では、23名中3名(23%)が「仕事を進めるヒント／頭の整理」を経験するにとどまった。同様に、派遣社員のうち、「他の部門の人」と話している群では、7名中4名(57%)が「他職場と連携しやすくなった」経験をしていたが、「他の部門の人」と話をしていない群では、「他職場と連携しやすくなった」経験をした者はいなかった(5名中0名)。したがって、コーナーで積極的に「仕事の報連相」を行った一般職や、積極的に「他の部門の人」と話をした派遣社員は、非常に高い確率で「仕事を進めるヒント／頭の整理」「他職場と連携しやすくなった」の経験をしていることになる。

5.4. その他の質問の分析結果

調査2では、調査1の質問項目の多くを継続して質問したが、ここでは調査2独自の項目である、(1)ラジオ体操、(2)情報ディスプレイ、(3)持ち寄りイベントに関する質問について分析した。

5.4.1. ラジオ体操

全員に15時のラジオ体操を実施しているのかを問うた(Q7)。68名のうち「体操している」が63%(43名)、「していない」が37%(25名)で、職位・雇用形態別で「体操している」人の割合(人数)は、管理職60%(9名)、一般職61%(23名)、派遣社員73%(11名)であった。利用者の39%(23名)が15時のラジオ体操の終了後に、その流れでコミュニケーションコーナーに足を運んでいた。

実際の様子を観察した限りでは、各職場・各職員によって体操への取り組み方は様々であった。放送が始まるとそろって体操に取り組む人々もあれば、放送が始まって黙々と仕事を続ける姿もみられた。また、わざわざ席を立ててまで作業を中断しないものの、椅子に座ったままでストレッチをするような人もいた。

5.4.2. 情報ディスプレイ

全員に情報ディスプレイの認知度を問うた(Q8). 68名のうち、99%(67名)がその存在を知っていた。

図19に情報ディスプレイを見たり触ったりした経験、ディスプレイの表示内容をきっかけとした利用者同士のコミュニケーション、「笑顔になろう!」をきっかけとしたコミュニケーションについて整理した。

「画面をタッチして切り替えた」「表示内容を話題に話をした」の肯定率は利用者の約6割であった。頻度は多くはないものの、情報ディスプレイを通じたコミュニケーションは利用者の半数超で経験されていた。

「笑顔になろう!」については、このゲームを一度でも体験したことのある人が利用者の約4割に留まり、違う部署の人とゲームに挑戦した人は、そのさらに半分の2割、あまり話さない人と挑戦したに至っては利用者の1割以下であった。

情報ディスプレイに関する自由記述回答では、「共通の時間・場所・ツールを設けるという意味で、今回の試みは非常に大切である」など、肯定的な評価が多く認められた一方で、「業務内容の議論のきっかけになるような話題を入れて欲しい」「各自のパソコンから、書き込み、アップロードできればいい」「情報がきわめて少なく、関心の持てるもの、新しいもの、魅力的なものがほとんどない」などのコンテンツに関する指摘、「基本操作などが感覚的に分からずうまく動かなかったので、ミスタッチで他の方の設定を変えてはいけなかなと思って触れなくなった」「タッチパネルの反応が悪かったり、クリックしてから切り替わるまで時間がかかったりするのが残念」「情報ディスプレイを見るだけだと問題は

ないが、みんなの前で使うのには抵抗がある」など、操作性の悪さに関する指摘、皆の前で操作することへの抵抗感などもあげられた。

5.4.3. 持ち寄りイベント

全員に持ち寄りイベントへの参加度を問うた(Q9). 68名のうち、2回のイベントに両方とも参加した人は38%(25名)、どちらか一方に参加した人を合わせると64%(42名)であった。職位・雇用形態別で一度でも参加した人の割合(人数)を比較すると、管理職で80%(12名)、一般職で56%(20名)、派遣社員で67%(10名)であった。

参加者42名に尋ねたところ、イベントの日は普段より利用者が多く(肯定率100%,42名)、長い時間を過ごし(肯定率90%,38名)、いろいろな相手と話げできた(肯定率74%,31名)と報告した。総じてイベント参加者からの評価は非常に高かった。

ただし、イベント参加者の2~3割、不参加者の8~9割は事前にイベントが開催されることを知らなかったと回答しており、イベント開催に関する案内方法については再検討する必要がある。

イベントに関する自由記述回答では、主に「イベントは活気があって、すごく楽しかった。今後も続けてほしい」といった肯定的な意見が多数を占めた。その一方で「あまり負担のかからない範囲で続けてほしい」「手間がかかっていたので準備が大変だったと思うが、あれで良いのかよくわからない」など、一部の人の負担に頼っていることに対する疑問の声もあった。

お菓子の持ち寄りは、出張先からのお土産や単身赴任者の地元のおすすめなどが多かった。また一部は個々の職員の手づくりであったり、職員数名が協力して事前準備したスイーツがふるまわれたりもした。

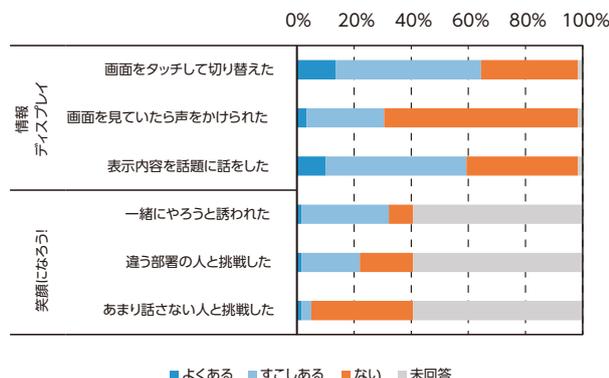


図19 情報ディスプレイを通じたコミュニケーション

6. 全体考察

6.1. コミュニケーションの活性化

6.1.1. 上司-部下間のコミュニケーション

会話相手を問う質問(Q4)では、同じラインの上司との会話の肯定率は約6割で、2回の調査を通じて大きな変化は認められなかった。経験を問う質

問(Q6)では、「上司・部下と話せた」「幹部と話せた」の肯定率はいずれも4割前後であった。ただし、職位・雇用形態別でみると、管理職が上司や幹部と話せたことについての肯定率は7割以上であるのに対し、一般職の肯定率は2～3割程度に限られていた。

管理職の肯定率が一般職のそれを大きく上回っていた背景には、いくつかの可能性が考えられる。一つには、コーナー設置の取り組みがもともと事業所の幹部主導で行われたもので、管理職のほうがコーナーの運営に対して協力的、積極的であった。そのため、コーナーへの思い入れが強く、部下とコミュニケーションをとったことが印象に残りやすかった可能性が考えられる。二つ目に、上司にとっての部下の存在と、部下にとっての上司の存在は、非対称な関係にあることがあげられる。上司は通常、複数の部下を抱えており、コーナーでその部下のいずれかと会話をすれば、コミュニケーションをとったことになる。しかし、部下の場合には、直属の上司は一人しかおらず、まさにその相手とコミュニケーションをとらなければ、上司とコミュニケーションをとったとはみなせないことがあるだろう。

6.1.2. 異世代間のコミュニケーション

経験を問う質問(Q6)では「年齢の離れた人と話せた」の肯定率が4割を超え、コーナー利用者の約半数は、コーナーを利用することで異世代とのコミュニケーションを図ることができた。ただし、ここでも職位・雇用形態別でみると、管理職では6割(調査1)～8割(調査2)であるのに対し、一般職では約3割と職位間で肯定率の差が大きかった。情報ディスプレイの導入により、異世代間で共通の話題について話をしてもらえよう意図したが、現状では思うような効果は認められなかった。

その原因としては、第一に情報ディスプレイへの接触率、それを通じたコミュニケーション経験がいずれも低く、情報ディスプレイが気軽にタッチできるツールになっていなかったことが挙げられる。情報ディスプレイの設置場所が妥当であったのかといった検証はもとより、複数の画面を重ねて開くとシステムが固まることがあるなど、操作性の問題を解消する必要がある。第二に情報ディスプレイに提示される情報が、継続的に興味・関心をひくようなものになっていなかったことがある。情報が先述の4種類に限られていたことに加え、リアルタイムで

情報更新できるシステムでなかったため、情報を閲覧し尽くしてしまうと、新鮮な情報は得られなくなってしまった。ほぼ無限といっているようなインターネット環境に慣れている私たちにとっては、物足りなく感じたものと推測される。また、いわゆる雑談を引き出すような話題を中心としたため、仕事のヒントにつながるような深い会話に進展しにくかったことも原因の一つに挙げられる。第三に、コーナーでよく知らない異世代の人に話しかけることは、特に下の立場の職員にとっては、相当に勇気のいることであったと思われる。自然発生的に会話を誘発するには、現在のような話題提供の段階まででは不十分で、そこから会話が始まるまでのもうワンステップ踏み込んだ支援が必要だったかもしれない。

なお、こういったアイスブレイキング的な役割を期待して「笑顔になろう!」を導入してみたが、最初の数日を除くとほとんど利用されなかった。利用するにはどうしても気恥ずかしさを伴うこと、仮に利用しても新鮮さがすぐに薄れてしまうことなどが影響し、利用頻度が高まらなかったと思われる。どのようにすれば、コーナー利用者にすすんでそして継続的に利用してもらえるのか、今後の運用については再検討が必要である。

6.1.3. 異部門・異部署間のコミュニケーション

会話相手を問う質問(Q4)では、「他の部門の人」「異なる部署の人」でともに肯定率が7～8割であった。また、実際の経験を問うた質問(Q6)でも「違う部署の人と話せた」の肯定率は約6割と高かった。ただし、管理職、派遣社員では肯定率が7～8割あるのに対し、一般職では4割強であった。

上司・部下間、異世代間のコミュニケーションと比較すると、異部門・異部署間のコミュニケーションでは利用者の肯定率が高かった。したがって、コーナーの設置によって異部門・異部署間のコミュニケーションは比較的多く発生していたものと推測される。しかしながら、職位・雇用形態別では、管理職や派遣社員と比較すると、一般職の肯定率はあまり高まらなかった。

管理職は一般職と比べ、職場でのキャリアが豊富であることから、異質の相手と話すための話題のレパートリーを多く持っているものと推測される。ま

た、キャリアを通じて、インフォーマルコミュニケーションの重要性を経験的に理解しており、一見無駄であるように思われるコミュニケーションにも労を惜しまないようになってきているのかもしれない。その一方で一般職は話題の引き出しに乏しく、その重要性についても実感を伴っていない可能性がある。仮にそうであるとするならば、コーナーでの他部門・他部署の人とのやりとりが確かに有用なものと実感するようなことが今後、実際に経験されれば、その後の異質な相手とのコミュニケーションへの向き合い方は変わっていくものと予想される。そういった意味では、コーナーでインフォーマルコミュニケーションを繰り返すことが職員にもたらす肯定的な影響は、短期的なスパンで期待されるものではなく、より長期的な視点で見ていく必要がある。また、他部署の人と交わす話が単なる雑談であるよりは、異なる業務間に通底する事柄であったほうが、会話することの有用性について実感しやすいはずである。コミュニケーションコーナーは、新たな関係の入り口として雑談を誘発する場であったが、またそれとは別に業務に直結した話で盛り上げられる場もあるとよいのかもしれない。

6.2. 組織風土変革への効果

コミュニケーションコーナーを設置したことが、自然発生的な会話を生じさせ、コミュニケーションを活性化させたことは、利用者の一部に対してではあるが確認できた。それに加えて、調査1の自由記述回答や観察から、こうした取り組みが組織の雰囲気や風土の変革につながると期待させる3つの効果が示唆された。

1つ目は、職員同士の交流が進むことによって職場に活気が生まれ、職場の雰囲気が明るくなるという点が挙げられる。実際に「職場の雰囲気がよくなるのが、もっとも必要でよい効果だと思う」「会社自体が明るい雰囲気になる」といった声が寄せられている。また、利用者からも「会話の声がかつてよりも大きくなったと感じる」「以前より笑い声が聞かれ、賑やかになった」といった声がある。

2つ目は、会社組織が業務時間中にもかかわらず、自由に利用できるようなインフォーマルコミュニケーションの場を設置し、それを現時点で1年以上にわたって維持し続けている姿勢が評価されている点が挙げられる。例えば「10年以上前からこのよ

うな場所を作ったらどうかと何回か提案したことがあるが、(中略)たばこをやめてからほとんど話をしなくなっていた。今のコーナーを作っていただいたのは良いことだと思う」「自分自身の効果というより、コミュニケーションコーナーのような試みを実現できたことは、会社の懐の深さを広げる良い効果となったと思う」などの声があった。こういったコーナーを設置した事業所や幹部に対する評価は、職員ひとりひとりの組織に対する満足感やコミットメントの醸成につながるものであると考えられる。

3つ目は、コミュニケーションコーナーの利用者の中からコーナーを自分たちで盛り上げ、維持していこうという動きが出てきたことが挙げられる。2度試験的に持ち寄りイベントを実施したが、その後、新たな企画の提案・実施や、コーナーへのお土産の差し入れ、自由投稿の提供などが利用者によって継続して行われている。会社から用意されたものに満足するのではなく、自分たちがくつろぎやすいように場を作り変えていく風土が出てきたことは、コミュニケーションコーナーを継続させていく大きな原動力となっている。

6.3. 今後の取り組みに向けて

職場風土改善のためのコミュニケーション活性化の施策として、今回のような介入を考えると、まず冷静に見極めておくべきことがあるように思う。私たちの職場は、コミュニケーションが少ないことによって、現実の業務にどういった支障があるのか。また、以前よりコミュニケーションが増えることによって、現実の業務にどういったメリットがあるのか。今回のような取り組みをいざ始動させてしまうと、コミュニケーションを積極的にとることこそが正で、黙々と仕事に取り組むことが悪であるように考えてしまいそうになるが、それが正しいとは限らない。

また、コミュニケーションコーナーに足を運ばない人もいるが、その人たちの中でも足を運ばない理由は様々であった。休憩時はひとりで過ごしたい人、知らない人と話すかもしれないと思うと億劫に感じる人、休憩中に仕事の話などしたくない人、相性の良くない相手と会うのは避けたい人、どうしても業務上席を空けられない人など。こういった人すべてにコミュニケーションコーナーのような一つの取り組みが役立てるわけではない。このコーナーで

はやりとりができない、またやりとりを望まない人には、その他の懇親・福利厚生・交流の「機会」「場」でその分を埋め合わせてもらえばよいわけで、このコーナーはいくつもあるオプションの一つとして位置づけられるべきである。

7. まとめ

以下に本研究から得られた知見を整理する。

- ① 公認のインフォーマルコミュニケーションの場を職場に設けたことによって、ある程度のメンバーはそこに集まりコミュニケーションをとった。
- ② 週に複数回利用する者の割合が増加した。管理職ではほとんどの人がコーナーを積極的に利用していたものの、一般職以下では定常的な利用者は6～7割程度であった。
- ③ 業務に関する会話をするメンバーも一定数おり、そのようなメンバーでは業務に役立つ知識や情報のやり取りが起っていた可能性がある。
- ④ メンバーにとってはあくまで主目的は気分転換であり、知識や情報のやり取りは副次的であった。
- ⑤ こういう場を設け、それをメンテナンスし続けることによって職場の雰囲気や風土の変革につながる可能性がある。

ただし、すべての職員のインフォーマルコミュニケーションを活性化するためには、一つの方法では限界がある。リーダーの姿勢とフォロワーの行動、それらを総合的に見て常にPDCAをまわすことこそに意義があるものと考えられる。今後も引き続き、職場風土改善につながる処方について研究が必要である。

引用文献

- 藤野秀則・後藤学・金山正樹 (2018). 職場内コミュニケーション活性化にむけた介入研究 産業・組織心理学会第34回大会発表論文集, 115-118.
- 藤野秀則・北村尊義・下田宏・石井裕剛・浦山大輝・大倉杏菜・西口幸太・棟友優香 (2017). 業務における知識継承・情報共有を促す「休憩所での雑談」を生み出す仕掛け 第31回人工知能学会全国大会論文集, 4B2-OS-23b-2.

池田謙一 (2000). コミュニケーション 東京大学出版会.

岸本章弘 (2011). NEW WORKSCAPE – 仕事を変えるオフィスのデザイン – 弘文堂.

松原敏浩 (1990). 企業組織におけるコミュニケーション 原岡一馬 (編) 人間とコミュニケーション ナカニシヤ出版.

野中郁次郎・梅本勝博 (2001). 知識管理から知識経営へ – ナレッジマネジメントの最新動向 – 人工知能学会誌, 16, 1, 4-14.

大橋昭一・竹林浩志 (2008). ホーソン実験の研究 同文館出版.

三幸エステート (2018). インフォーマル・コミュニケーション・エリア大研究 https://www.sanko-e.co.jp/download_file/view/541/332.

原子力産業の安全風土調査へのマルチレベル分析の適用

Applying Multi-Level Modeling to Safety Climate Research in the Japanese Nuclear Industry

藤田 智博 (Tomohiro Fujita) *1

要約 本稿は、国内の原子力関連産業の複数の事業所を対象とした安全風土にかかわる調査データに対し、マルチレベル分析を適用する。分析課題として、安全風土調査から得られた回答が同一の事業所内で一定のまとまりを有しているのか否か、職位や年齢といった個人属性の影響が事業所間で異なっているのかどうか、さらに、安全風土の諸次元が仕事の満足といったより一般的な意識に対して影響を及ぼすのか否かを検討する。22の事業所に属する約10,000人の回答者のデータに対し、マルチレベル分析を行って、以上の点を検討したところ、級内相関係数は必ずしも大きくはないものの、デザインインフェクトは一定の水準を満たしており、同一事業所内にまとまりを仮定することに無理はないこと、また、職位の影響は事業所間でそれほど差異はないのに対し、年齢の影響は事業所間で差異があること、そして、安全風土の諸次元は仕事の満足にも影響を及ぼしており、安全風土が副次的な影響を有することが明らかになった。本稿から得られた知見は、安全風土調査や安全文化調査の知見を、組織や事業所単位で展開する施策に活用していくことの妥当性を一定程度支持するものといえる。

キーワード 安全風土 マルチレベル分析 組織

Abstract This study applied a multi-level modeling approach to surveys targeting the safety climate around employees from multiple organizations and facilities of the Japanese domestic nuclear industry. More than 10,000 employees from 22 organizations and facilities of the domestic nuclear industry were surveyed to investigate three research questions, whether or not: (i) individual responses have a similar tendency within an organization or a facility; (ii) influences on safety climate are the same among organizations and facilities regarding individual attributes such as job position and age; and (iii) the safety climate contributes to better individual job satisfaction beyond typical safety outcomes. As a result, although intra-class correlations were not so high, design effects exceeded the level needed to satisfy the condition. Then, the influences of job position on the safety climate were not so different among organizations and facilities, however, those of age were different. In addition, the safety climate also contributed to better individual job satisfaction. These results indicated that an independent safety policy and procedures carried out by organizations and facilities based on the safety climate or safety culture research have some level of importance.

Keywords safety climate; multi-level analysis; organization

1. 問題の所在

組織研究では、組織風土について、調査を用いた定量的研究が行われてきた。組織風土の概念は安全性にも拡張され、安全風土にかかわる研究が、Zohar (1980) 以降、蓄積されてきた。ここで、風土 (climate) とは、温度や湿度といった自然の特性ではなく、組織成員の知覚を介した組織にかかわ

る特性を意味し、組織風土であれ、安全風土であれ、組織成員の行動は、こうした風土の影響を受けていることが明らかにされている (Neal & Griffin 2006)。

安全風土とは、組織において、安全面における方針や実践にかかわり、従業員に共有された知覚であると定義される。そして、安全風土は、安全にかかわる諸行動やパフォーマンスを高めることから、

*1 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

安全風土を良好なものにすることによって事故や怪我を防止していく成果が期待される。背景には、事故の教訓等から得られた組織要因への関心の高まり等もあると考えられるが (Reason 1997), 安全性が求められる原子力産業に関連する組織や事業所に対しても安全風土を測定する調査が実施されてきた (福井・吉田・山浦 2000; 福井・吉田・吉山 2001; 福井 2012)。

他方で、安全風土という概念については、いくつか留意しておかなければならない点がある。一つは、組織であれ、事業所であれ、安全風土調査の対象となるのは個人であることから、同じ組織や事業所であっても、個人の回答によってばらつきが生じることがあるという点である。実際、表1に示したように、同じ組織あるいは同じ事業所、職場であったとしても、安全に関する質問に対して回答が一致しない、つまりばらつきが生じることが十分に考えられる。たとえば、表1は架空のデータの例だが、Q1に関し、事業所Aのaさんと同じ事業所Aのbさんの回答は一致していない。

表1 架空のデータ

事業所	個人	Q1	Q2
A	a	3	4
A	b	4	5
A	c	3	3
A	d	2	4
A	e	4	4
A	f	2	3
...
B	n	3	3
B	o	1	4
B	p	4	2
B	q	2	3
B	r	3	1
...

このばらつきが同一事業所内であまりにも過大であるならば、組織や事業所の安全性を評価していくうえで懸念材料となりうる。なぜならば、回答が単に個人の意見でしかないならば、それは心理風土 (psychological climate) (Drexler 1977) となってしまう、組織単位や事業所単位で有効な対策

や施策へとつなげていくための根拠が乏しくなってしまうからである (Huang, Zohar, Robertson, Garabet, Lee, & Murphy 2013)。それゆえ、調査から得られたデータが、個人による回答のばらつきを内包しつつも、組織や事業所単位で一定の均質性やまとまりを保持しているのか否かの確認は、安全風土調査や安全文化にかかわる調査やアンケートの結果を適切に解釈し、活用していくうえでも重要であると考えられる*2。

また、すでに先行研究でも指摘されていることが、回答者個人の属性が、組織や職場を評定する際にバイアスをもたらすことも十分に考えられる。同じ組織や事業所においても、職位 (仕事上の地位) が高いことや特定の年齢層であることによって、評定値に差が生じることがよく知られているが、原子力発電所やライフライン産業を対象とした安全風土調査に限定したとしても、具体的には、役職者で評定値が高くなる傾向や、同様に、若年層において評定値が高くなる傾向 (福井 2012)、職場の同僚の安全配慮行動に対する評定値が若年層において高くなる傾向が指摘されている (藤田 2017)。また、一般的に、組織や事業所内で何らかの施策を行うに際しても、組織内のグループの違いを考慮し、実態を踏まえることによってより有効な施策になるという指摘もなされており (Findley, Smith, Gorski, & O'neil 2007)、それを踏まえるならば、個人属性が評定値に与える影響の把握にも一定の意義があるといえよう。他方で、この個人属性の評定への影響の仕方が組織や事業所によって相違がある可能性については十分に明らかにされておらず、改めてこの点を検討することは必要な作業だろう。

さらに、近年では、安全風土の評定が、一見して安全とは直接かかわりのない仕事の満足にも影響するといった知見が提出されている (Huang, Lee, McFadden, Murphy, Robertson, Cheung, & Zohar 2016)。この指摘は、安全風土を良好なものにすることによって事故や怪我を防止するのみならず、副次的な影響が得られることを示すものであり、安全風土を良好なものにすることの好ましい影響を、これまでとはやや異なる角度から明らかにする魅力的な仮説である。

そこで、以上のような点を踏まえ、本稿では、国

*2 安全風土と安全文化はしばしば混同されるが、安全風土という概念は心理学や組織研究とのかかわりが強く、安全文化という概念はチェルノブイリ原子力発電所の事故後に注目され、広まった。その出自や概念的な整理については福井 (2012) や西田 (2017) を参照されたい。

内の複数の原子力関連産業の事業所を対象とし、また、表1のように、個人と集団が入れ子になった（ネストされた）階層的データに対し、個人レベルと事業所レベルを峻別する統計的アプローチであるマルチレベル分析を適用する。そして、安全風土の評定が組織や事業所単位でまとまりを持っているのか否か、持っているとするならば職位と年齢の影響が安全風土の評定にもたらす影響が組織や事業所によって異なっているのか否か、さらに、安全風土がより一般的な仕事の満足感等に影響を及ぼすのか否かを検討していく。

2. マルチレベル分析と先行の議論

マルチレベル分析は、個人と集団が入れ子になっている階層的なデータに対し、双方の次元を考慮した分析を可能にする統計的アプローチであり（清水2014）、安全風土の研究に限られない定量的な調査データに対しても用いられる。風土調査が組織や事業所内部で均質性を有しているか否かは以前から関心がもたれ（Drexler 1977）、安全風土のみならず、組織風土の研究においても引き続き議論が行われてきたが（北居 2014）、上で指摘した本稿の目的に合致したアプローチだと考えられる。

しかし、風土調査において、「マルチレベル」という概念は、必ずしも統計的な分析手法に限られない多義性を有しており、その点を区別しておくことにも一定の意義がある。たとえば、風土調査においては、同一組織内に存在する階層性を「マルチレベル（複数の水準）」という概念で指示してきた経緯がある。その際の水準（level）の複数性は、尺度や質問文によって担保されてきた。たとえば、組織においてトップの経営者と直属上司は概念的に区別することが可能であるのみならず、安全についての取り組みが異なっている可能性もある。それゆえ、従業員の認識も異なっていることが明らかにされているが、この場合、調査に際し、「トップの経営者にあてはるのか否か」、「直属の上司にあてはるのか否か」を複数の質問で従業員に尋ねることによって、すなわち、異なる尺度によって測定することによって、階層性が把握される。そして、しばしば、前者を「組織レベル」、後者を「グループレベル」という概念で指示してきた（Zohar 2000; Zohar 2008）。

このような同一組織内の階層性を異なる尺度によって把握する試みは、近年においても、アメリカ

のトラック運転手の安全風土の研究においてさかんに探究されている。トラック運転手は、スピード制限をはじめとする交通ルールがあるなか、安全運転での物資の輸送が求められることに加え、オンタイムの配達や一定の生産性が求められる。しかし、仕事の特性として上司や同僚との相互行為が乏しい。もちろん、電子機器等を用いて直属の上司等と連絡をとりあうことはあるものの、対面的な接触がそれほど頻繁にあるわけではない。それゆえ、組織レベルやグループレベルにおいて安全風土の均質性が観察されるか否かに関心が注がれ、それにもかかわらず、少なくとも個人の安全風土の良好な評定は安全にかかわるパフォーマンスに影響を及ぼしていると考えられる（Zohar, Huang, Lee, & Robertson 2015; Huang, Lee, McFadden, Rineer, & Robertson 2017）。

このように、同一組織内の階層性を「組織レベル」「グループレベル」として概念化し、異なる尺度を開発して測定する試みもあるなかで、本稿が照準を合わせているのは、あくまでも統計的な分析ユニットとしての個人と事業所との階層性であり、統計的な分析モデルとしてのマルチレベル分析である。それゆえ、組織内の階層性は、上で述べたような質問文や尺度においてではなく、表1に示したように、データ構造に担保されている。もちろん、近年では、両者を統合するアプローチも採用されており（Zohar, D. & Luria 2005; Petitta, Probst, Barbaranelli, & Ghezzi 2017）、分析の幅は広がりつつあるが、本稿では、あくまでも統計的な分析モデルとしてのマルチレベル分析に照準を合わせていく。

3. データと方法

それでは、先に述べた三つの点を検証するために、2015年の5月から12月にかけて国内の原子力関連事業所を対象に実施した調査票調査のデータを使用する。そのうち以下の分析の対象とするのは、100人未満の事業所から1000人を超える事業所まで原子力産業にかかわる22の事業所であり、以下の質問について欠損値を有しない10246人のデータを用いる。このデータは、すべての回答者が22の事業所のどれかと入れ子になっていることから、マルチレベル分析に適している。

まず、福井（2012）が用いている質問項目を中心

表2 因子分析から得られた因子負荷量 (0.4以上を太字)

第一因子：直属上司の部下配慮 ($\alpha=0.88$)						
あなたの直属上司は、安全性の向上に貢献した部下が、会社から認められるように努力している	0.70	0.04	0.06	0.02	-0.05	0.03
あなたの職場では、直属上司から仕事（業務）の内容について納得のいく説明がなされている	0.87	0.01	-0.08	-0.02	0.05	0.02
あなたの直属上司は、部下の職場環境や現場の状況に常々注意を払っている	0.90	-0.02	-0.09	-0.01	0.05	-0.01
安全に対する姿勢や取り組みを直属上司は認めてくれる	0.72	0.02	0.06	0.04	0.02	0.00
第二因子：垂直的コミュニケーションの円滑性 (2項目 $\alpha=0.66$)						
あなたは、あなたの所属している部署のありのままの情報が経営層に伝えられていると感じる	0.14	0.27	0.22	0.00	-0.11	0.17
会社から当然あなた方に知らされているべき事柄であるのに、それが知らされていないことがある	-0.02	0.75	-0.02	0.01	0.02	-0.06
あなたの意見やアイデアが途中でたち消えてしまって、上の方まで届いていないと思われるような場合がある	0.10	0.64	0.00	-0.02	0.09	-0.13
上位組織と第一線職場の関係について、双方に相手の相談を受け入れる姿勢が感じられる	0.02	0.31	0.27	0.00	-0.08	0.12
第三因子：職場内の安全性向上意欲 (3項目 $\alpha=0.86$)						
あなたの職場では、安全について難しいことも話し合うという雰囲気がある	0.04	-0.01	0.66	0.02	0.07	-0.01
あなたの職場では、事故や安全性の問題が率直に話し合われている	0.00	0.00	0.78	0.01	0.06	-0.05
あなたの職場では、安全性・作業性向上に役立つ改善提案が提起されている	-0.06	-0.05	0.88	-0.03	0.01	0.01
あなたの職場では、安全確保のための意見やアイデアが活かされている	-0.02	0.03	0.78	0.02	0.00	0.01
第四因子：職場内の安全配慮行動 ($\alpha=0.85$)						
職場の仲間は、能率の良い作業方法を思いついた場合でも実行する前に安全性を確認している	0.01	0.03	0.33	0.39	0.08	-0.04
職場の仲間は、作業エリアに危険が存在しないか、事前に確認している	0.01	-0.03	-0.06	0.93	-0.04	0.00
職場の仲間は、安全上の問題がないか現場に出向いて注意を払っている	0.02	-0.03	-0.06	0.91	-0.01	-0.01
職場の仲間は、仕事量の多い時期でも安全性の確保を優先している	-0.02	0.06	0.10	0.62	0.04	0.05
第五因子：職場のチームワーク ($\alpha=0.90$)						
あなたの職場の仲間はチームワークがとれている	0.04	0.04	0.05	-0.01	0.82	-0.06
あなたは今の職場の仲間の一員でいたい	0.01	-0.05	-0.05	-0.02	0.75	0.28
あなたの職場では、お互いがベストをつくすように励まし合う	-0.02	-0.02	0.12	0.02	0.74	0.08
仕事上のことで必要なとき、職場の仲間はあなたを助けてくれる	0.05	0.09	0.02	0.01	0.72	-0.06
第六因子：仕事の満足 (3項目 $\alpha=0.80$)						
あなたは、今の職場での業務遂行において達成感を味わうことができる	0.09	-0.15	0.16	-0.01	0.02	0.74
あなたは、今の職場で働いていることを誇りに思っている	0.06	-0.18	0.05	0.01	0.05	0.92
あなたは、これからの人生をあれこれと考えてみて「将来なんとなく不安だ」というような気がする	-0.08	0.38	-0.13	-0.01	-0.03	0.39
あなたは今の会社をやめてしまいたいと思うことがある	-0.07	0.26	-0.14	0.02	0.10	0.54

に安全風土に関連する24項目を選択し、探索的因子分析を行った。質問に対する回答は、すべて1から5までのリッカート式の5件法で得ている。そして、6因子を仮定して最尤法（プロマックス回転）による探索的因子分析を行ったところ、表2に示すような結果が得られた。

続いて、質問の内容を考慮し、第一因子を直属上司の部下配慮、第二因子を垂直的コミュニケーションの円滑さ、第三因子を職場内の安全性向上意欲、第四因子を職場内の安全配慮行動、第五因子を職場のチームワーク、第六因子を仕事の満足とそれぞれ命名する（表2）。第一因子から第五因子までが職場や同僚の評定であり、主に安全風土の諸次元にかかわっているとすれば、第六因子は個人について尋ねており、仕事の満足にかかわっていると考えられる。

さらに、各因子からの負荷量が0.4を上回っている項目をピックアップし、内的一貫性を確認するために、因子別に α 係数を算出したところ、表2に示したように、おおむね高い数値が得られた。それゆえ、これらを足し合わせて質問項目数で除して用いることとする*³。また、負荷量が0.4を上回っている項目を取り上げ、確認的因子分析を行ったところ、CFIが0.969、RMSEAが0.049であり、モデルのデータへのあてはまりは悪くなかった。確認的因子分析から得られた各因子間の共分散と足し合わせて求められた平均値は表3に示すとおりである。

4. 結果

以下では、安全風土の諸次元として、直属上司の部下配慮、垂直的コミュニケーションの円滑さ、職場内の安全性向上意欲、職場内の安全配慮行動、職場のチームワークに、また、個人の仕事の満足に対

してもマルチレベル分析を適用していく。それでは、安全風土の諸次元、仕事の満足は、事業所内でまとまりを有しているのだろうか。

事業所内部でまとまりがあるのか否かを確認するために、級内相関係数（intra-class correlation）とそれに基づくデザインインフェクトを算出する。級内相関係数が0.1を上回っているのか否か、0.1を下回っている場合でもデザインインフェクトが2を上回っているのか否かがデータに階層性を仮定するのか否かを判断する際の基準になる（清水 2014）。仮に表1のように、データの構造それ自体が階層性を示していたとしても、実際に得られた数値が示す事業所間のばらつきが無視しうるほど小さいならば、階層性を仮定することの意味はなくなるため、この点を確認しておく必要がある。

そこで、上記データについて、級内相関係数とデザインインフェクトを算出したところ、級内相関係数は直属上司の部下配慮が0.03、垂直的コミュニケーションの円滑さが0.05、職場内の安全性向上意欲が0.03、職場内の安全配慮行動が0.03、チームワークが0.02、職務満足が0.05であり、いずれも0.1を下回っており、必ずしも高くなかった。他方で、集団内の平均的な人数を考慮するデザインインフェクトを算出したところ、すべて2を上回っていたことから、データに個人と集団の階層性を仮定する、すなわち、同一事業所内にまとまりを仮定することに必ずしも無理はないことが明らかになった。

続いて、職位・仕事上の地位や年齢といった属性の影響に事業所間で相違があるのか否かを、マルチレベル分析を用いて検討していく。まず、職位については、役職者において評定値が高くなるといった知見が得られていることから（福井 2012）、組織によって相違はあるものの、管理職と一般職に大きく二分し、管理職を1とコード化するダミー変数を

表3 各因子間の共分散と平均値

	平均値	第一因子	第二因子	第三因子	第四因子	第五因子	第六因子
第一因子	4.02	-	-	-	-	-	-
第二因子	3.40	0.35	-	-	-	-	-
第三因子	4.03	0.34	0.29	-	-	-	-
第四因子	4.18	0.26	0.21	0.30	-	-	-
第五因子	4.06	0.38	0.31	0.35	0.29	-	-
第六因子	3.50	0.39	0.38	0.35	0.26	0.48	-

*3 垂直的コミュニケーションの円滑さは0.66とやや低いものの、項目数の少なさを考慮して、このまま分析に用いることとする。

作成し、分析を行う。また、年齢の影響については若年層において高い（中高年齢層において低い）という線形の負の効果も仮定できるものの、加齢にしたがい、単調に減少するのみならず、30歳代や40歳代といった中堅層で凹むU字型になることや、逆に凸型、「逆U字」型になる可能性もありうることから、2乗項も考慮する。

年齢や職位の影響の事業所間に相違はあるのだろうか。そこで、切片に加え、職位の影響が事業所間で異なると仮定したモデル（モデル1）、切片に加え、年齢の影響が事業所間で異なると仮定したモデル（モデル2）、さらに、切片に加え、職位の影響と年齢の影響が事業所間で共に異なるモデル（モデル3）を推定し、BICを算出し、モデルを比較することとする。

表4に示したように、BICを確認したところ、切片に加え、年齢に事業所間の相違を仮定したモデル2が、安全風土の諸次元、また、仕事の満足においてももっとも低いことが明らかになった。また、そのモデル2に基づいて得られたパラメータ推定値を表5に示した。

これらの結果から、安全風土への個人属性の影響に関して、職位の影響は事業所間で相違はないものの、年齢の影響は事業所間で異なっていると考えたほうがよさそうである。すなわち、管理職が一般職よりやや高い評価をする傾向はおおむねどの事業所においてもみられるものの（約0.2ポイントから0.4ポイント高い）、年齢が評価に与える影響について

は事業所によって異なっているというわけである。それゆえ、組織や事業所の特徴を、他の事業所との相違から考えるとすれば、年齢が安全風土の評価に与える影響に、組織や事業所の独自性がみられると考えられる。

最後に、安全風土の諸次元は、個人の仕事の満足に影響を及ぼしているのだろうか。及ぼしているとするならば、それはいかなる次元だろうか。そこで、上の5つの諸次元について、事業所別の平均値を算出し、その平均値を集団レベルの特性とみなしたうえで、仕事の満足を被説明変数とするマルチレベル分析に投入した。各次元はそれぞれ一つずつモデルに投入することとし、その結果を表6に示す。

表6から、いずれの要因も仕事満足を高めていることが明らかになった。職場内の安全配慮行動の影響は0.83と相対的には小さいけれども仕事の満足を高める影響を有しており、とりわけ職場のチームワークは1.51と数値も大きく、その傾向がはっきりしている。これらの結果から、安全風土の各次元は、個人の働く環境にも好影響を及ぼしていると考えられ、先行研究が示唆しているように、安全風土の副次的な影響が明らかになった。

5. 議論

以上の結果から、次の点を指摘できそうである。まず、本稿では、安全風土の評価値について、事業所単位で一定のまとまりがあるか否かを検討してき

表4 各モデルのBIC

	直属上司の 部下配慮	垂直的コミュニ ケーション の円滑さ	職場内の 安全性向上意欲	職場内の 安全配慮行動	職場の チームワーク	仕事の満足
モデル1	23424.74	24302.34	22341.36	20702.46	24494.13	28513.76
モデル2	23398.41	24280.11	22299.06	20675.72	24469.29	28492.44
モデル3	23422.25	24291.87	22323.75	20700.99	24496.90	28514.20

表5 マルチレベル分析から得られたパラメータ推定値（固定効果）

	直属上司の 部下配慮	垂直的コミュニ ケーション の円滑さ	職場内の安全 性向上意欲	職場内の 安全配慮行動	職場の チームワーク	仕事の満足
切片	3.96 ***	3.37 ***	3.97 ***	4.12 ***	3.98 ***	3.45 ***
管理職ダミー	0.29 ***	0.29 ***	0.24 ***	0.21 ***	0.34 ***	0.37 ***
年齢	-0.07 ***	0.03	-0.06 ***	-0.05 ***	-0.07 ***	0.05 *
年齢2乗	0.02 **	0.04 ***	0.04 ***	0.03 ***	0.03 **	0.02 *

* $p < .05$, ** $p < .01$, *** $p < .001$

表6 仕事の満足を被説明変数とするマルチレベル分析

切片	-1.64	-0.27	-1.43	0.00	-2.70 *
管理職ダミー	0.37 ***	0.37 ***	0.37 ***	0.37 ***	0.37 ***
年齢	0.05 *	0.05 **	0.05 *	0.05 *	0.05 *
年齢2乗	0.02	0.02 *	0.02	0.02 *	0.02 *
直属上司の部下配慮	1.26 ***				
垂直的コミュニケーションの円滑さ		1.08 ***			
職場内の安全性向上意欲			1.21 ***		
職場内の安全配慮行動				0.83 *	
職場のチームワーク					1.51 ***

* $p < .05$, ** $p < .01$, *** $p < .001$

たが、級内相関係数はそれほど大きくなかったものの、デザインイフェクトは一定の水準を満たしており、調査から得られた回答に事業所内部で類似性を仮定することに無理はないことが明らかになった。この点は、安全風土や安全文化といった各種調査に基づく組織や事業所単位の施策や対応が無意味ではないこと、調査結果を事業所や組織単位で還元していくことに一定の意義があることを示唆している。

また、安全風土の評定に、個人属性が影響を及ぼしうることは指摘されていたものの、本稿では、その影響の仕方が事業所間で異なっている点を示した。具体的には、管理職において評定値が高くなる傾向は事業所横断的にみられるものの、年齢の影響は必ずしも一定しておらず、事業所によって異なっていることが示された。それゆえ、年齢の安全風土の評定に与える影響には、事業所の特徴が反映される可能性がある。ただし、年齢の影響の事業所間の相違がただちに安全にかかわる結果に帰結するわけではなく、その点について早計はできない。たとえば、若年層の評定が良い事業所であっても、それがただちに安全性の水準が高いことを意味するわけではない。

さらに、安全風土の諸次元は、仕事の満足にも好影響を及ぼしうることを示された。それはすでに先行研究においても示唆されていた点であるが (Huang, Lee, McFadden, Murphy, Robertson, Cheung, & Zohar 2016)、それを本稿では国内の原子力関連産業にまで拡張し、示すことができた。

以上の結果は、国内の原子力関連産業の調査から得られた知見であり、それを超えて一般化することには限界がある。また、一時点の調査であることから厳密な意味での因果関係の確定には限界を抱えている。それにもかかわらず、事業所単位での一定の

まとまりが確認されており、安全風土や安全文化といった観点からの調査データの活用に資するものだと考えられる。

謝 辞

本稿の調査と分析は、原子力安全推進協会 (JANSI)、各事業所のご協力によって可能になりました。感謝を申し上げます。

引用文献

- Drexler, J. A., (1977). Organizational climate: Its homogeneity within organizations, *Journal of Applied Psychology*, 62, 38-42.
- Findley, M., Smith, S., Gorski, J. & O'neil, M., (2007). Safety climate differences among job positions in a nuclear decommissioning and demolition industry: Employees' self-reported safety attitudes and Perceptions, *Safety Science*, 45, 875-889.
- 藤田 智博 (2017). 安全確認が抑制されるメカニズム——知識・技能への自信に注目して—— INSS JOURNAL, 24, 48-57.
- 福井 宏和 (2012). 原子力発電所の安全風土に関する質問紙調査 集団力学, 29, 69-86.
- 福井 宏和・吉田 道雄・山浦 一保 (2000). 原子力発電所職員の安全確認行動と組織風土の因果モデル INSS JOURNAL, 7, 2-14.
- 福井 宏和・吉田 道雄・吉山 尚裕 (2001). 原子力発電所における安全風土に関する研究 INSS JOURNAL, 8, 2-13.
- Huang, Y., Zohar, D., Robertson, M. M., Garabet, A.,

- Lee, J., & Murphy, L. A. (2013). Development and validation of safety climate scales for lone workers using truck drivers as exemplar, *Transportation Research Part F*, 17, 5-19.
- Huang, Y., Lee J., McFadden, A. C., Murphy, L. A., Robertson, M. M., Cheung J. H., & Zohar, D. (2016). Beyond safety outcomes: An investigation of the impact of safety climate on job satisfaction, employee engagement and turnover using social exchange theory as the theoretical framework, *Applied Ergonomics*, 55, 248-257.
- Huang Y., Lee J., McFadden A. C., Rineer J., & Robertson M. M., (2017) . Individual employee's perceptions of " Group-level Safety Climate" (supervisor referenced) versus " Organization-level Safety Climate" (top management referenced) : Associations with safety outcomes for lone workers. *Accident Analysis & Prevention*, 98, 37-45.
- 北居 明 (2014). 学習を促す組織文化——マルチレベル・アプローチによる実証研究—— 有斐閣.
- Neal, A., & Griffin, M. A. (2006) A study of lagged relationships among safety climate, safety motivation, safety behavior, and accidents at the individual and group levels. *Journal of Applied Psychology*, 91, 946-53.
- 西田 豊 (2017). 安全風土と安全文化——概念, 測定と理論, 醸成について—— INSS JOURNAL, 24, 21-31.
- Petitta, L., Probst, T. M., Barbaranelli, C., & Ghezzi, V. (2017). Disentangling the roles of safety climate and safety culture: Multi-level effects on the relationship between supervisor enforcement and safety compliance, *Accident Analysis and Prevention*, 99, 77-89.
- Reason, J. (1997). *Managing the risks of organizational accidents*, Ashgate Publishing
- (リーズン, J. 塩見 弘 (監訳) (1999). 組織事故日科技連).
- 清水 裕士, (2014). 『個人と集団のマルチレベル分析』ナカニシヤ出版.
- Zohar, D. (1980). Safety climate in industrial organizations: theoretical and applied implications. *Journal of Applied Psychology*, 65, 96-102.
- Zohar, D. (2000). A group-level model of safety climate: Testing the effects of group climate on microaccidents in manufacturing jobs, *Journal of Applied Psychology*, 85, 587-596.
- Zohar, D. (2008). Safety climate and beyond: A multi-level multi-climate framework. *Safety Science*, 46, 376-387.
- Zohar, D. & Luria, G. (2005) A multilevel Model of Safety Climate: Cross-level relationships between organization and group-level climates. *Journal of Applied Psychology*, 90, 616-28.
- Zohar, D., Huang, Y., Lee, J., & Robertson, M. M. (2015). Testing extrinsic and intrinsic motivation as explanatory variables for the safety climate-safety performance relationship among long-haul truck drivers. *Transportation Research Part F*, 30, 84-96.

スパース判別分析による属性別安全風土の特徴抽出

Extracting Features of Attribute-specific Safety Climate via Sparse Partial Least Squares Discriminant Analysis

西田 豊 (Yutaka Nishida) *1

要約 安全風土調査において発電所、職位、世代といった属性により回答傾向が異なることが示されている。先行研究においてこの回答傾向の差異は安全風土尺度の下位尺度レベルでの検証がされているが、属性を識別可能な特徴を特定することが安全風土調査の精緻化に必要と考えられる。本研究では、職位、世代、職種といった個人の各属性を識別するために有用な質問項目を特定し、属性別の安全風土の特徴抽出を試みた。変数選択と多重共線性の問題を解決するため、正則化による変数選択と次元削減を同時に行う Sparse Partial Least Squares Discriminant Analysis を用いた。

キーワード 安全風土、安全文化、判別分析、次元削減、変数選択、スパースモデル

Abstract Safety climate surveys show that the response tendency differs among attributes such as power plant, job title and generation (i.e. age). In previous research, this difference in the response trend was verified at the subscale level of the safety climate scale; but identifying features that distinguish attributes is necessary to refine safety climate surveys. In this study, we identified useful question items to identify individual attributes such as position, age, and occupation, and we attempted to extract features of the attribute-specific safety climate. In order to solve the problem of variable selection and multiple collinearity, we used sparse partial least squares discriminant analysis, which performs variable selection by regularization method and dimension reduction simultaneously.

Keywords safety climate, safety culture, discriminant analysis, dimension reduction, variable selection, sparse modeling

1. はじめに

1.1. 安全文化および安全風土

近年の組織における安全意識の高まりにともなう安全文化、安全風土の醸成が注目されている。安全文化・安全風土は質問紙調査によってその程度が測定されることが多い。定番と呼べるような質問紙はなく目的に合わせ設計、更新され、実施されている状況である。

安全文化と安全風土は類似しつつも異なる概念であると言われており(西田, 2017), それぞれの代表的な定義は次のようなものである。福井(2014)において安全風土は, Zohar(1980)の安全風土と Litwin & Stringer(1968)の組織風土の定義を基

に、「組織成員が、直接的にあるいは間接的に知覚し、彼らを安全への配慮や安全行動へ導く、一連の組織環境の測定可能な特性」と定義される。

一方、安全文化は「原子力の安全の問題には、その重要性にふさわしい注意が最優先で払われなければならない。安全文化とは、そうした組織や個人の特性と姿勢の総体である」と定義されている(INSAG, 1991)。

このように、安全文化と安全風土の定義を与えることは、理論的研究を進めていく上では必要不可欠である。しかしながら、定義は操作的に与えることも可能である。本研究では、プラグマティズムの立場に立ち、安全文化と安全風土を組織もしくはその成員の安全に関する特性と考え、特に区別しない。

安全に関する特性の測定を試みる時重要である

*1 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

のは、信頼性と妥当性を持って測定可能な質問項目が設定されていることであろう。本研究では、安全文化や安全風土を測定する尺度をより洗練させるため質問項目とそこから抽出される特徴に着目したい。

1.2. 属性別安全風土の特徴

個人の属性によって安全風土の程度に差異が生じる可能性がある。例えば福井（2012）では、発電所、職位、世代に層別して比較した場合、これらの層別が測定尺度によって弁別されるかどうかによって測定尺度の妥当性を検証している。安全風土尺度の6つの下位尺度（「組織の安全姿勢」、「直属上司の姿勢」、「安全の職場内啓発」、「安全配慮行動」、「モラル」、「知識・技能の自信」）について検討されている。

発電所の主効果が見られたのは、「安全の職場内啓発」、「安全配慮行動」、「モラル」、「知識・技能の自信」であった。職位の主効果は6つ全ての下位尺度で見られた。すなわち、職位が高くなると評定値も高くなる特徴が認められる。世代の主効果は「組織の安全姿勢」「安全の職場内啓発」「モラル」「直属上司の姿勢」で見られた。すなわち、年齢が高くなるほど評定値が低くなる傾向が認められる。

このように安全風土調査において組織やその成員の属性で評定値が異なることがわかってきている。福井（2012）では、下位尺度レベルの検討がなされたが、更に詳細なレベルでどのような質問項目が属性によって異なる評定値になっているか、言い換えればどのような特徴によって属性間の差異が生じているのかを把握しておくことは重要である。

2. 目的

本研究の目的は、安全風土における各属性を識別する特徴を抽出することである。具体的には判別分析を用いて各属性を判別するにはどの質問項目（変数）が有効かを検討する。更に判別に有用な質問項目を要約することで属性を識別する特徴を抽出する。

判別分析が行うのは、所属する属性が既知である個体の集合を用いて、その属性に所属する個体の情報を用いて判別ルールを抽出することである。しかしながら、この判別ルールに全ての質問項目が寄与するとは限らない。また、質問項目間の（重）相関

が高い場合には多重共線性が生じる可能性もある。つまり、ある属性に本質的に関連している質問項目はごく少数である事が考えられる。判別に寄与する質問項目は、すなわち判別対象の属性の特徴を示す質問項目であると考えられる。

本研究では、個人の属性として職位、世代、職種を取り上げ、どのような特徴を有しているかを検討する。おそらく抽出される質問項目は判別対象（各属性）によって異なるはずである。各属性が持つ特徴を把握することにより、さらなる安全文化の向上に資する事が可能となる。また、有用な質問項目を特定することにより、今後の調査の精緻化に貢献できる。

3. 方法

3.1. データ

安全に関する組織の状態や従業員の意識について、2015年度に実施されたアンケート調査のデータを用いる。この調査では大きく7つの要因（「安全最優先の価値観」、「リーダーシップ」、「安全確保の仕組み」、「円滑なコミュニケーション」、「個人・組織の姿勢」、「潜在的リスクの認識」、「活気のある職場環境」）があり、各質問項目は5件法のリッカートスケールによって測定される。

本研究では、特に発電所に焦点をあて17発電所のデータのみを抽出し、算出した属性別発電所平均値を分析対象のデータとしている。使用した項目は、組織の状態を測定する目的で設定された76項目である。

3.2. 分析手法

データセットは、質問項目が多く変数選択が必要であり、多重共線性の問題を避けるため、本研究では一般によく使用されるステップワイズ法を用いた変数選択による線形判別分析ではなく、近年開発が盛んなスパースモデルを利用する。

通常、多重共線性の問題を避けるためには、AICやF値などの基準を用いて変数を選択する方法や、主成分分析を用いて次元削減を行う方法が考えられる。近年では推定の安定化とともに変数選択も行うことができるとして、 L_1 正則化などを用いたスパースモデリングによる変数選択が注目を集めている

(廣瀬, 2016; 川野・松井・廣瀬, 2018; Tibshirani, 1996).

本研究では、正規化による変数選択と次元削減を同時に行う Sparse Partial Least Squares Discriminant Analysis (sPLS-DA; Lê Cao, Boitard, Besse, 2011) を用いて、多重共線性と変数選択の問題を解決する。

4. 結果と考察

4.1. 職位別の特徴抽出

職位が高くなると評定値も高くなることが知られている (福井, 2012)。職位の2カテゴリ「担当者」もしくは「役職者」を判別するために有効な質問項目を抽出する。

成分数を1、変数数を10としてsPLS-DAを実行したところ、係数絶対値が大きい項目は順にQ7, Q8, Q1, Q75, Q80などとなった(表1)。

表1 職位の判別に有用な質問項目とその成分に関する係数

	成分1
Q7	- 0.50
Q8	- 0.48
Q1	- 0.48
Q75	- 0.35
Q80	- 0.32
Q24	- 0.18
Q2	- 0.13
Q19	- 0.11
Q44	- 0.04
Q33	- 0.03

この成分は安全に関する知識についての項目であったり、職場の雰囲気についての項目から構成されていると考えられる。これらの項目については特に職位の差が付きやすい項目と言える。具体的には以下のような質問項目から構成されている。

- Q7 : あなたは、自分が担当している業務・設備で、発電所の安全性に影響する弱み・課題について十分に説明できる
- Q8 : あなたは、発電所で起りうる事故の中で安全上の最悪のシナリオを他者に十分に説明できる
- Q1 : 発電所の幹部が示した安全最優先に基づ

き、あなたは職場で取るべき具体的な行動を知っている

Q75 : あなたの職場では、個人的な感情や利害を職場に持ち込んでいる人がいる

Q80 : あなたの職場では、自分では「こうすべき」という意見でも言い出しにくいことがある

4.2. 世代別の特徴抽出

世代が高くなるほど評定値が低下することが知られている (福井, 2012)。世代の4カテゴリ「29歳以下」、「30歳代」、「40歳代」、および「50歳以上」を判別するために有効な質問項目を抽出する。本分析では、職位の影響を取り除くため、担当者のみを対象としている。

成分数を3、各成分の変数数を10として解析を実行したところ、係数の絶対値が大きい項目は順にQ74, Q58, Q18, Q27, Q34, Q3, Q80, Q8, Q7などとなった(表2)。

世代と成分との関連を表3に示す。成分1は職場の仲間、上司の質問項目から構成され、29歳以下と関連が強い。具体的には以下のような質問項目から構成されている。

Q74 : 仕事上のことで必要なとき、職場の仲間はあなたを助けてくれる

Q58 : 職場の仲間は常に問いかける姿勢をもち、業務上の問題点や不具合がないか確認している

Q18 : あなたの直属上司は、部下の職場環境や現場の状況に常々注意を払っている

成分2は安全確保の仕組み、コミュニケーション、安全最優先の価値観の質問項目から構成され、50歳以上と関連が強い。具体的には以下のような質問項目から構成されている。

Q27 : あなた自身の業務に関する規則・ルールに運用しにくい内容がある

Q34 : 上位組織と第一線職場の関係について、双方に相手の相談を受け入れる姿勢が感じられる

Q3 : あなたは、あなたの所属している部署のありのままの情報が経営層に伝えられていると感じる

表2 世代の判別に有用な質問項目とその成分に関する係数

	成分1	成分2	成分3
Q74	0.71	0	0
Q58	0.43	0	0
Q18	0.29	0	0
Q17	0.27	0	0
Q71	0.14	0	0
Q5	0.10	0	0
Q16	0.09	0	0
Q60	0.07	0	0
Q27	-0.19	-0.62	0
Q34	0	-0.60	0
Q3	0	-0.28	0
Q11	0	-0.22	0
Q12	0	-0.21	0
Q77	0	-0.16	0
Q21	0	-0.16	0
Q69	0	-0.11	0
Q4	0	-0.10	0
Q47	0	-0.08	0
Q80	0	0	-0.67
Q8	0	0	-0.45
Q7	-0.28	0	-0.37
Q44	0	0	-0.22
Q75	0	0	-0.22
Q1	0	0	-0.21
Q28	0	0	-0.20
Q2	0	0	-0.17
Q78	0	0	-0.08
Q33	0	0	-0.01

表3 世代と成分に関する係数

	成分1	成分2	成分3
29歳以下	0.79	0.44	0.68
30歳代	0.04	0.41	-0.57
40歳代	-0.31	-0.04	-0.38
50歳以上	-0.52	-0.80	0.27

成分3は職場環境や安全に関する知識を問う質問項目から構成され、29歳以下と30歳代との関連が強い(ただし、29歳以下と30歳代では逆の回答傾向)。具体的には以下のような質問項目から構成されている。

- Q80 : あなたの職場では、自分では「こうすべき」という意見でも言い出しにくいことがある
- Q8 : あなたは、発電所で起りうる事故の中で安

全上の最悪のシナリオを他者に十分に説明できる

- Q7 : あなたは、自分が担当している業務・設備で、発電所の安全性に影響する弱み・課題について十分に説明できる

4.3. 職種別の特徴抽出

業務内容が異なる職種によって評定値にも差異が出てくることが予想される。職種の3カテゴリ「保修」、「運転」、および「管理(技術)」を判別するために有用な質問項目を抽出する。

成分数を3、各成分の変数数を10として解析を実行したところ、係数の絶対値が大きい項目は順にQ71、Q74、Q73、Q27、Q19、Q3、Q36、Q6、Q37などとなった(表4)。

職種と成分との関連を表5に示す。成分1は活気のある職場環境に関する質問項目となっており運転との関連が強い。具体的には以下のような質問項目から構成されている。

- Q71 : あなたの職場の仲間はチームワークがとれている
- Q74 : 仕事上のことで必要なとき、職場の仲間はあなたを助けてくれる

成分2は安全確保の仕組みやリーダーシップに関する項目であり管理との関連が強い。具体的には以下のような質問項目から構成されている。

- Q27 : あなた自身の業務に関する規則・ルールに運用しにくい内容がある
- Q19 : 安全に対する姿勢や取り組みを発電所の幹部は認めてくれる

成分3はコミュニケーションや安全最優先の価値観に関する項目であり保修との関連が強い。具体的には以下のような質問項目から構成されている。

- Q36 : あなたの職場では、協力会社の方々から仕事で見えられた不具合やリスクに関する情報を伝えてもらっている
- Q6 : あなたの職場では、安全に関わる設備・機器の保守について、重要度に応じた予算が確保されている

表4 職種の判別に有用な質問項目とその成分に関する係数

	成分1	成分2	成分3
Q71	-0.62	0	0
Q74	-0.46	0	0
Q73	-0.40	0	0
Q58	-0.34	0	0
Q72	-0.24	0	0
Q18	-0.15	0	0
Q64	-0.14	0	0
Q52	-0.13	0	0
Q17	-0.07	0	0
Q5	-0.03	0	0
Q27	0	-0.85	0
Q19	0	-0.33	0
Q3	0	-0.32	0
Q21	0	-0.19	0
Q46	0	-0.13	0
Q35	0	-0.10	0
Q47	0	-0.07	0
Q44	0	-0.06	0
Q80	0	-0.02	0
Q45	0	-0.01	0
Q36	0	0	-0.78
Q6	0	0	-0.53
Q37	0	0	-0.24
Q59	0	0	-0.22
Q32	0	0	-0.04
Q13	0	0	-0.03
Q57	0	0	-0.02
Q55	0	0	-0.02
Q8	0	0	0.02
Q25	0	0	0.00

表5 職種と成分に関する係数

	成分1	成分2	成分3
保修	0.30	0.57	-0.81
管理	0.51	-0.79	0.31
運転	-0.81	0.23	0.50

5. まとめ

本研究では、sPLS-DAを用いて、個人の属性を判別する質問項目を特定し、特徴抽出を行った。選択された質問項目は、対象の属性を判別するために有用であると判断されたものである。このような質問項目は判別対象（各属性）によって異なり、各属

性の特徴を抽出していると考えられる。

職位の判別では2つの属性を判別し、1つの成分を抽出した。この成分は、安全最優先の価値観や活気のある職場環境に関する質問項目が特徴となっている。

世代の判別では4つの属性を判別し、3つの成分を抽出した。1つ目は、職場の仲間や上司に関する質問項目が特徴として抽出され、「29歳以下」と関連が強いことが確認された。2つ目は、安全確保の仕組み、コミュニケーション、安全最優先の価値観に関連する質問項目が特徴として抽出され、「50歳以上」と関連が強い。3つ目は、職場環境や安全に関する知識を問う質問項目が特徴として抽出され、「29歳以下」と「30歳代」との関連が強い。ただし「29歳以下」と「30歳代」は逆の回答傾向になっている。

職種の判別では3つの属性を判別し、3つの成分を抽出した。1つ目は、活気のある職場環境に関する質問項目となっており「運転」との関連が強い。2つ目は、安全確保の仕組みやリーダーシップに関する項目であり「管理」との関連が強い。3つ目は、コミュニケーションや安全最優先の価値観に関する項目であり「保修」との関連が強い。

以上のように各属性は、個別に関連の強い質問項目があり、それぞれ安全風土の特徴を反映している。福井（2012）においては、下位尺度レベルで属性が識別されることが示されたが、本研究においてはどのような特徴によって差異が生じているのかが明らかとなった。

安全風土とも関連が深く、近年研究が進められているワークモチベーション（藤田, 2017; 池田・森永, 2017）についても属性別の特徴が存在するかもしれない。

本研究で選択された質問項目は、あくまでも、ある属性に属するか否かを判別するために有用であるということであり、別の観点から見れば、今回選択されなかった質問項目が重要であることも考えられる。

例えば、ある質問項目に対して、ある特性値を持った回答者はどの評定値を回答するか、といった観点から項目を評価する方法もある。このような評価には項目反応理論（池田, 1994; 村木, 2011; 豊田, 2012）を用いる事ができる。高い特性値を持つ回答者は高い評定値を回答し、低い特性値を持つ回答者は低い評定値を回答するような質問項目が望ましく、特性値が高くて低くても、同じような評定値

を回答する質問項目は望ましくない。

従来項目を除外するか、そのままにするかなど、今後、質問項目を精査するにあたっては、あらゆる角度から質問項目の性質を考慮する必要がある、本研究の結果はその判断材料になると考える。

謝 辞

本研究は一般社団法人原子力安全推進協会 (JANSI) と各事業所のご協力のもとに実施できたものである。厚く感謝申し上げる。

引用文献

- 藤田智博 (2017). 安全確認を抑制するメカニズム - 知識・技能への自信に注目して-. INSS JOURNAL, 24, 48-57.
- 福井宏和 (2012). 原子力発電所の安全風土に関する質問紙調査. 集団力学, 29, 69-86.
- 福井宏和 (2014). 安全風土調査の充実に関する検討 - 海外の安全文化の視点を参考として-. INSS JOURNAL, 21, 2-12.
- 廣瀬慧 (2016). スパースモデリングとモデル選択. 電子情報通信学会誌, 99 (5), 392-399.
- 池田央 (1994). 現代テスト理論. 朝倉書店.
- 池田浩・森永雄太 (2017). 我が国における多側面ワークモチベーション尺度の開発. 産業・組織心理学研究, 30, 171-186.
- International Nuclear Safety Advisory Group (1991). Safety culture. IAEA Safety Series No.75-INSAG-4, Vienna: International Atomic Energy Agency.
- 川野秀一・松井秀俊・廣瀬慧 (2018). スパース推定法による統計モデリング. 共立出版.
- Lê Cao, K.-A., Boitard, S. and Besse, P. (2011). Sparse PLS Discriminant Analysis: biologically relevant feature selection and graphical displays for multiclass problems. BMC Bioinformatics, 12: 253.
- Litwin, G. H., & Stringer, R. A. Jr. (1968). Motivation and Organizational Climate, Boston: Harvard Business School, Division of Research (占部都美 (監訳)・井尻昭夫 (訳) (1974). 経営風土 白桃書房).
- 村木英治 (2011). 項目反応理論. 朝倉書店.
- 西田豊 (2017). 安全風土と安全文化 - 概念, 測定と理論, 醸成について -. INSS JOURNAL, 24, 21-31.
- Tibshirani, R. (1996). Regression shrinkage and selection via the lasso, Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Statistical Methodology), 58 (1), 267-288.
- 豊田秀樹 (2012). 項目反応理論 [入門編] (第2版). 朝倉書店.
- Zohar, D. (1980). Safety climate in industrial organizations: Theoretical and applied implications. Journal of Applied Psychology, 65, 96-102.

ノンテクニカルスキルに着目した緊急時対応訓練の開発(3) - 「たいかん訓練」における評価に向けた課題 -

Development of emergency response training focusing on Non-Technical Skills (3)
- Review and prospects for building a more effective training system (ECOTEC) -

彦野 賢 (Masaru Hikono) *1

松井 裕子 (Yuko Matsui) *1

金山 正樹 (Masaki Kanayama) *1

吉元 怜毅 (Reiki Yoshimoto) *2

富士岡 加純 (Kasumi Fujioka) *2

要約 2011年に発生した東日本大震災の反省から、現場の緊急時対策本部内で指揮命令をとりしきる職員の対処能力の向上が課題とされたことから、INSSでは、状況付与型ロールプレイ演習を取り入れた訓練（通称：「たいかん訓練」）を開発し、現場の職員に対し実施してきた。本稿では、これまでの取り組みを概観するとともに、参加者の訓練効果をより高めるべく、今後の課題を整理することを目的とする。特に、参加者・チームの評価に向け、行動指標による観察、質問紙による主観評価、事後討議運営、そして発話記録の分析の4つに焦点を当てた。

キーワード 緊急時対応訓練, ノンテクニカルスキル, 訓練評価

Abstract Regarding the Great East Japan Earthquake of 2011, various reports have stated that it is necessary to improve the competence to cope with accidents for the officials who take command orders in the emergency response team. In consideration of this, at INSS we developed an emergency response exercise curriculum (taikan exercise, ECOTEC*) and carried it out in a test with on-site staff at a nuclear facility. This report organizes the previous steps and reviews potential future issues in order to further enhance the training effects for participants. In particular, we focused on four viewpoints for evaluation of participants and teams: observation using behavior markers, analysis of speech data, subjective assessment by a questionnaire, and analysis of speech data.

Keywords Emergency response, Non-technical skills, Training evaluation

1. はじめに

高度な安全性が求められる産業（航空、医療、船舶、鉄道、石油ガス掘削プラント、電力プラント等）では、緊急事態に対処する職員の能力向上に不可欠な社会的および認知的スキル（以降、NTS：ノンテクニカルスキルと記す）の訓練が、共通の課題となっている。NTSは「CRMスキル」や「ソフトスキル」と呼ばれることもあるが、操作手順（マニュアル）など業務に直結した専門知識や技量であるテクニカルスキルを補って、十分にテクニカルスキルを発揮させるための「状況認識」「コミュニケーション」「リーダーシップ」などのスキルと定義され（Flin,

O'Connor, & Crichton, 2008 小松原訳 2012）、多くの作業現場で専門技能の実践には欠かせないスキルであると考えられている。これらのNTSは、個人の資質もさることながら、訓練カリキュラムを通じ向上させることができるという認識は現在では広く共有されており（Thomas, 2018, p.39）、本研究もこの立場をとる。

2011年に発生した東日本大震災については、多くの組織により報告書がまとめられた。そのひとつである日本原子力学会（2015）は、当時の緊急対策室や本社、現場運転員の状況認識や情報共有などの人的要因にも問題があったと指摘している。このため、産業界では現場の緊急時対策本部内で指揮命令

*1 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

*2 (株)三菱総合研究所

をとりしきる幹部クラス職員の対処能力を向上させるための訓練が開発実施され（例えば、久郷（2015）など）であり、従来にはない訓練として高い評価を受けている。その一方で、受講者である現場職員からは、自所内で比較的短時間に繰り返し実施できる、緊急時対策本部員を対象としたNTS向上のための訓練カリキュラム開発を求める声も高まっていた。そこで、INSSでは、NTSを向上させることを目的とし、緊急時の初期対応を行うプラント職員を対象とする、現場にて繰り返し実施可能な訓練カリキュラム「たいかん訓練」*³を開発した（彦野・松井・金山，2017）。

「たいかん訓練」のベースは、公開された現場指揮者のヒアリング記録「吉田調書」（内閣官房，2014）である。彦野・作田・松井・後藤・金山（2016）は、この記録は現場の指揮者および緊急時対応チームがおかれた厳しい状況を知るうえで貴重な経験を記した資料であり、訓練開発に活用できると考えて、現場指揮者に焦点をあてた教訓の抽出を行った。その結果、現場指揮者に求められる教訓は、「コミュニケーション」「ストレス下の意思決定」「ストレス下の人間特性」「権限委譲」「状況把握」「状況評価（認識）」「組織管理」「非常事態への事前準備」の8分類（以後、NTS 8分類と記す）に集約され、Flin（1996）によるNTS分類と概ね重なることが示された。「たいかん訓練」は、このNTS 8分類を向上させるためのシナリオブラインド型の訓練カリキュラムとなっている。

「たいかん訓練」の主な流れを、以下に記す（より具体的な内容は彦野他（2017）を参照のこと）。まず、①参加者（6名前後）に対して、緊急対策本部が立ち上がるきっかけとなる起回事象（地震や火災など）についての時系列情報と現時点での状況が知らされる（事前の情報付与；5分）。次に、②緊急時対策本部に参加者が移動し、起回事象への対応と、コントローラーから電話で与えられる様々な阻害事項（負傷者や現場支援要請など）への対応が求められる（演習；40分）。参加者の様子は360°カメラで録画されるとともに、リアルタイムの行動観察も行われる。演習終了後に、③ファシリテータの元で演習中のNTSの実践状況に関する反省や良好な

行動について議論を行い、NTSの重要性や自らの遂行状況について考えを深める（振り返り；60分）。

この訓練カリキュラムは、2016年度より現場の幹部クラス職員を対象に実践され、2017年度末までに延べ67名が参加した。参加者からは、振り返りにおいて、改めてNTSの重要性や必要性について多くの気づきを得たとの発言が得られ、訓練後に実施した質問紙調査では、訓練に参加した意義が高く評価されている（5段階評定で4.6）。さらに、再稼働したプラントが規制機関に提出することが法律で求められている安全性向上計画書（関西電力株式会社，2018）の一項目にも挙げられた。

これまでの「たいかん訓練」では、訓練カリキュラムが参加者のNTSの向上に寄与するものとなっているかどうか評価することを主な目的として、演習中の参加者の行動観察や、演習後の質問紙調査（彦野他，2017）、演習中や事後討議中の映像・音声記録から得られるデータの分析（松井・彦野・岩崎・森田，2017）を試行してきた。一方で、より効果的な訓練カリキュラムへとスパイラルアップさせるために、参加者あるいは参加チームのNTSを評価・判定することについての要望も現場から高まってきた。これまで訓練カリキュラムの評価に活用していたデータは、参加者や参加チームの行動や主観的な評価をとらえたものであり、訓練参加によるNTS向上の程度を評価するための指標としても活用できる見込みがある。

ただし、航空や医療の分野では、既にNOTECHS（Non-Technical Skills; Flin, et al., 2003）、ANTS（Anaesthetists' Non-Technical Skills; Flethcer et al., 2003）やNOTSS（Non-Technical Skills for Surgeons; Jung, Borkhoff, Juni, & Grantcharov, 2018）などの評価システムが用いられているものの、あらゆる局面を把握できない、めったに起きない行動を観察する機会は限定される、観察者自身にも負荷バイアスなどの限界があるとの指摘（Flin, et al., 2008 小松原訳 2012）もある。そもそも緊急時対応のような不確実性の高い状況での意思決定や行動は、一つの正解を追及できるものではなく、評価が難しい領域と考えられる。したがって、評価手法も、正解・不正解のような判別的な評価ではなく、

*3 「たいかん訓練」の名称には、以下の3つの意味が込められている。一つは実践演習を通じた「体感」による気づきを得る訓練（Experience training）、二つ目に緊急時対応の核すなわち「体幹」となる人間力の鍛錬（Core training）、そして広い視野とチーム全体を掌握する「大観」を持つための訓練（Oversight training）である。英語表記の「ECOTEC」は、これらの「Experience/Core/Oversight Training for Emergency Commanders」の頭文字をとったものである。

個人あるいはチームの相対的な向上やある時点での特徴を明確化するようなものを目指して、試行錯誤を重ねながら継続的に改良を重ねていく性質のものである。このことをふまえた上で、本報告では、まず現段階の「たいかん訓練」で用いられている評価手法を整理した後、今後の訓練評価方法開発につながるための課題の抽出と改善の方向性について論ずる。

2. たいかん訓練における評価方法

2.1. 概要

現在行われている「たいかん訓練」は、上述のように、①事前情報付与、②演習、③振り返りの流れとなっている。その中で行われている評価は、次のようなものである。まず、演習中は、演習室の様子を録画するとともに、行動観察者が行動指標に基づいて行動観察を行い、NTSの実践状況を把握する（行動指標による観察）。演習終了後には質問紙法によって、参加者自身の演習終了時点での状況認識、演習中の行動の振り返り、作業負荷などを把握する（質問紙による主観評価）。その後、振り返りで良好事例や反省点について議論する（事後討議）。

加えて、訓練終了後には、360°カメラで録画された映像と音声を用いて行動観察者が再びビデオ観察を行い、より詳細なNTSの実践状況を再確認する（行動指標によるビデオ観察）。また、発話を書き起こしてチーム内コミュニケーションの様子の可視化も試行している（発話データの分析）。さらに後日、これらの分析結果とあわせ、チームの状況についてコメントする（フィードバック）。以下で、それぞれの詳細を記す。

2.2. 行動指標による観察

2.2.1. 行動指標の開発

演習中の行動観察で用いる行動指標は、初期の演習のビデオ観察（松井他、2017）で見出されたNTSのうち、以下の4条件を満たす比較的基本的な要素（エレメント）43個で構成された。

- ・吉田調書からの教訓（NTS 8分類）と関連した行動（訓練目的に合致すること）
- ・職場実態に照らして難易度の低い行動（頻度が高

いこと）

- ・シナリオ依存度が低い行動（異なるシナリオでも観察可能であること）
- ・外部から観察しやすい行動（多様な評価者が観察可能であること）

また、エレメントは、緊急時対策チームが事態に対応する過程で経験する以下の6つの場面（カテゴリ）に整理された（Hikono, Matsui, Iwasaki & Morita, in press）。

- ・チームワークを高める
- ・情報を入手し、確実にする
- ・他者に配慮する
- ・多様性をもつ
- ・工夫して情報や意思を伝える
- ・よいブリーフィングを行う

2.2.2. 行動観察ツールの開発

行動指標を用いた行動観察を行う場合、一般的には行動指標を紙媒体のチェックリストにして用いるが、たいかん訓練において行動観察を重ねる中で、行動観察者や事後討議のファシリテータから、①紙媒体チェックリストは使いづらい、②演習直後の事後討議で観察結果を生かすには記録の残し方の工夫が必要であるとの意見が出された。そこで、行動観察者の記録作業を支援し、事後討議にも生かせる行動観察ツールを開発した（彦野・松井・谷川・北村、2018）。

開発段階で想定した観察ツールの基本的な使用方法は、以下のようなものであった。

- ・ツールは、演習中のリアルタイム観察と訓練後のビデオ観察の両方で使用する。将来的には、現場職員も観察を行う。
- ・観察項目は行動指標を基本とするが、その他の行動や特定の難しい行動は、自由記述として記録できるようにする。
- ・被観察者と観察者とは1対1で固定することが望ましいが、手配上困難な場合もあるため、入力の都度、被観察者を選択できるようにする。
- ・事後討議では失敗事例だけでなく良好事例にも着目することが重要であり、ファシリテータが、それぞれの事例を一目で分かるような結果表示ができるようにする。

これらの想定に従い、現場での演習でも持ち運びが容易なタブレット（画面サイズ10インチ）を用

いた行動観察ツールを開発した。行動観察中に入力する情報は、被観察者（参加者）、観察された（あるいはされなかった）行動に該当する行動指標（カテゴリとエレメント）、およびその行動に対する評価（4段階）とした。観察者は、NTSが発揮された、あるいは発揮されるべきであった場面に遭遇したら、それぞれの情報について用意された複数の入力ボタンから適切なものを選択してタップすることにより記録した。入力ボタンの選択が難しい行動は音声で録音できるようにした。あわせて、入力開始時点の時刻を自動保存し、演習終了後に入力データを時系列で一覧表示できるようにした。これにより、事後討議の参考に使ったり、後日のビデオ観察時の映像の頭出しが可能になる。

2.2.3. 行動観察ツールの試用

2017年11月に行った「たいかん訓練」（3班分）に本ツールを試用した。観察者は事前に入力練習を行い、使用方法および指標について理解した。観察者は、被観察者に影響を与えないよう、別室の観察者用モニターで演習室の様子を観察した。その結果、観察者が入力した気づき箇所数は3班全体で234箇所だった。班毎では第3班についての気づき箇所が最も多くなったことから、観察経験の蓄積につれて、気づき箇所が増した可能性も考えられた。本部役割別の気づき箇所数は、本部指揮者が35～47%と最も高く、以下、ユニット指揮者、通報連絡者、現場調整者であった。本部指揮者は、対策本部運営の主導者であり、他の役割より観察者の注目も高く、気づき箇所が多いと考えられる。6分類の場面別に気づき箇所数をみると「チームを作る」、「情報入手・把握する」、「情報や意志を伝える」の3つの場面ではより多く気づき、逆に、「他者に配慮する」、「選択肢を持つ」、「ブリーフィングする」の3場面では気づいた箇所数は少なかった。また、43項目の行動指標は全て気づき箇所として入力した。指標として選択できなかった（音声で入力した）気づき箇所は2箇所であった。

一方で、行動観察者からは、ノンストップで進行する演習でリアルタイムに評価を行おうとすると、記録操作が間に合わない、という意見が出された。複数のタブやボタンから、自分の入力したい行動に見合った指標を探し出したり、決定することに時間を要するようであった。したがって、行動観察ツ

ルについては、行動観察者が素早く明快に入力操作ができるように、インタフェースや行動指標を改善する必要があると考えられる。

2.3. 質問紙による主観評価測定

2017年度に実施した「たいかん訓練」では、演習実施直後に6項目（状況認識、演習ポイントに関する自身・チームの評価、演習中の気づき、精神的作業負荷、全般の印象、訓練への意見）で構成される質問紙を用い、参加者の内観や主観の評価を求めた（表1）。以下に各項目の詳細を記す。

表1 質問紙に含まれる質問項目

項目構成	内 容
状況認識	訓練終了時点の個人の状況認識を問う設問（運転状況、侵入者の所在、対策本部の優先対応事項等）
基本スキルポイントに関する自身・チームの評価	事前に配布した10の基本スキルポイントについて、参加者自身とチーム全体の二つにわけて選択式で回答 ※「1：できた」から「5：できなかった」の5段階
演習中の気づき	他者のNTSについて、印象に残った行為を自由記述（誰が、どのような場面で、どのような行動をしたことが良かったか）
演習中の精神的作業負荷	演習中の参加者自身の精神的作業負荷（MWL）について、きつさの度合いを評価（知的・知覚的要求、身体的要求、タイムプレッシャー、作業成績、努力、フラストレーション、全体的負荷）
研修全般の印象	演習に参加した意義をどの程度感じたかを問う設問 ※「1：感じた」から「5：感じられなかった」の5段階
訓練のあり方に対する意見	今後、この訓練を実施する際の、訓練のあり方について自由記述（対象者、開催頻度、開催方法、講師、シナリオ、副読本等）

(1) 状況認識

観察者によるビデオ観察では把握が難しかった訓練参加者の状況認識（松井他、2017）を把握するために、SAGAT（Situation Awareness Global Assessment Techniques; Endsley, 1995）を参考に、演習終了時点での各参加者の状況認識について問う質問紙を作成した。質問項目は、主にコントローラーから付与された阻害事項（プラントの状況、けが人

の情報、イベントの進行状況)の現状認識とチームの優先順位の認識などを問うものであった。

試行の結果、チーム内の状況認識が一致する項目も多かったが、一部の阻害については、役割分担に応じて認識されている状況が異なる場合も見られた。

これらの質問項目に回答することにより、訓練参加者はチーム内の状況認識の重要性についてより気づきやすくなると考えられる。今後、演習直後の事後討議でも、この回答結果を活用することが課題である。

(2) 基本スキルポイントに関する自身・チームの評価

事前に配布した10の基本スキルポイント(後述)に書かれたNTSを演習中に実践できたか否かを、参加者自身とチーム全体のそれぞれについて評価を求めた。いずれも5段階評定とし、結果をグラフで表示した。図1の例では、基本スキルポイントの中で、「問い返し」は比較的良好に行動できた(3.71)一方で、「ブリーフィング」(2.64)、「選択肢」(2.64)は、あまりできなかったと評価されたことになる。

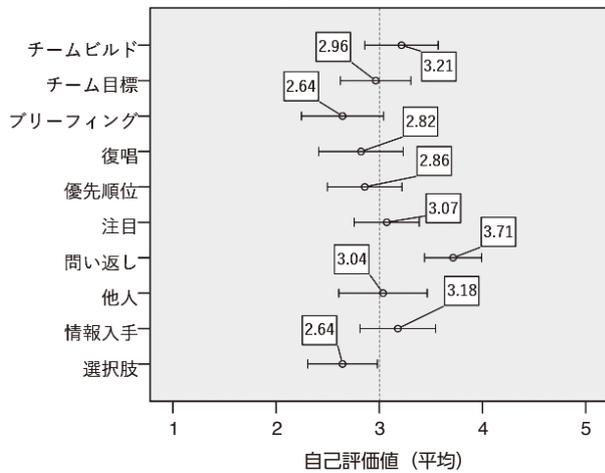


図1 基本スキルポイントの評価結果の例

(3) 演習中の気づき

印象に残った他者のNTS行動について、自由記述を求めた。この質問項目は、事後討議の議論のきっかけとすることを意図したもので、事後討議の冒頭に参加者に対して訓練についての感想を求める際の発言の材料としてももらった。これにより、事後討議に際してスムーズな発言を促すことが可能となった。

実際の記述内容としては、特に本部指揮者の

NTSについての言及が多かった。

(4) 精神的作業負荷

演習シナリオが訓練参加者に与える負荷の高さを把握するために、日本語版NASA-TLX (NASA Task Load Index) (芳賀・水上, 1996)を用いて作業負荷評価を行った。この方法は、6つの下位尺度(知的・知覚的要求, 身体的要求, タイムプレッシャー, 作業成績, 努力, フラストレーション)および全体的負担感を0-100(0:負担なし~100:負担あり)のアナログスケールで評定を求めるものである。この項目により、シナリオごとの負荷の高さおよびメンバー間の負荷の高さの差異や偏りを視覚的に表示することができる(図2)。

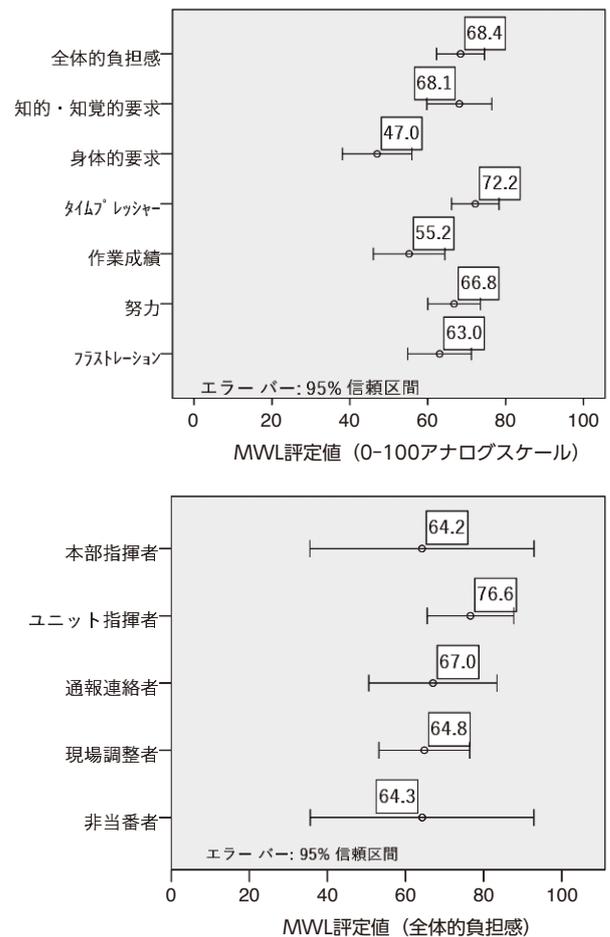


図2 精神的作業負荷 評価結果の一例(上図はNASA-TLXの下位尺度ごとの評定値, 下図は役割ごとの全体的負担感評定値)

(5) 全般の印象

訓練カリキュラム全体の印象として、訓練に参加した意義についての回答を求めた。質問項目は「あ

なたはこの演習に参加した意義を感じましたか」の1項目（5段階評定）とした。全参加者（n=67）の平均評定値は4.6(SD=0.624)であり、訓練カリキュラムは概ね好意的に受け止められたといえる。

(6) 訓練への意見

現場で訓練を継続的に実施する際にあたっての改善点や要望を自由記述で求めた。訓練企画側が訓練カリキュラムをブラッシュアップするために有益な意見があげられた。

2.4. 事後討議

状況付与型のロールプレイ演習では、事後討議の時間は、演習の中核に位置づけられている (Bracco et al., 2017)。事後討議を通じて、演習参加者は演習中に気づいた自身の経験を、今後の業務に関連づけることができるとされる。しかし、事後討議におけるフィードバックに関する方法論は確立しているとは言い難い。

「たいかん訓練」では、多くの場合、ヒューマンファクターの専門家にファシリテータとして参加を求めることにより、参加者がNTSの側面からの気づきを得やすくなるような議論進行を企図してきた。具体的には、司会とファシリテータは、「参加者自身で気づいてもらう」「良好事例を共有する」という方針で事後討議を進めるよう計画した。議論を円滑に進めるために、あらかじめ、質問紙で演習中に印象に残った良好事例を記述するように求め、その間に、ファシリテータと観察者とで参加者に紹介した良好なNTS事例を抽出した。討議開始後は、ファシリテータは、参加者が発表した良好事例に対するコメント、議論を進めるためのヒントや注意喚起を与えた。これまでの演習では、特に、チームビルド、ブリーフィング場面に焦点を当てて解説しよう心掛けた。

2.5. 発話データの分析

訓練中のチームの特徴を把握するために、発話の分析を試行した。まず、訓練中のすべての発話を書き起こし、ビデオ映像から発話者と受話者を特定した。次に、チーム内のメンバー間の関係性を把握するために各メンバーの発話回数（出次数）と受話回数（入次数）を計数し、グラフ化した（図3）。あ

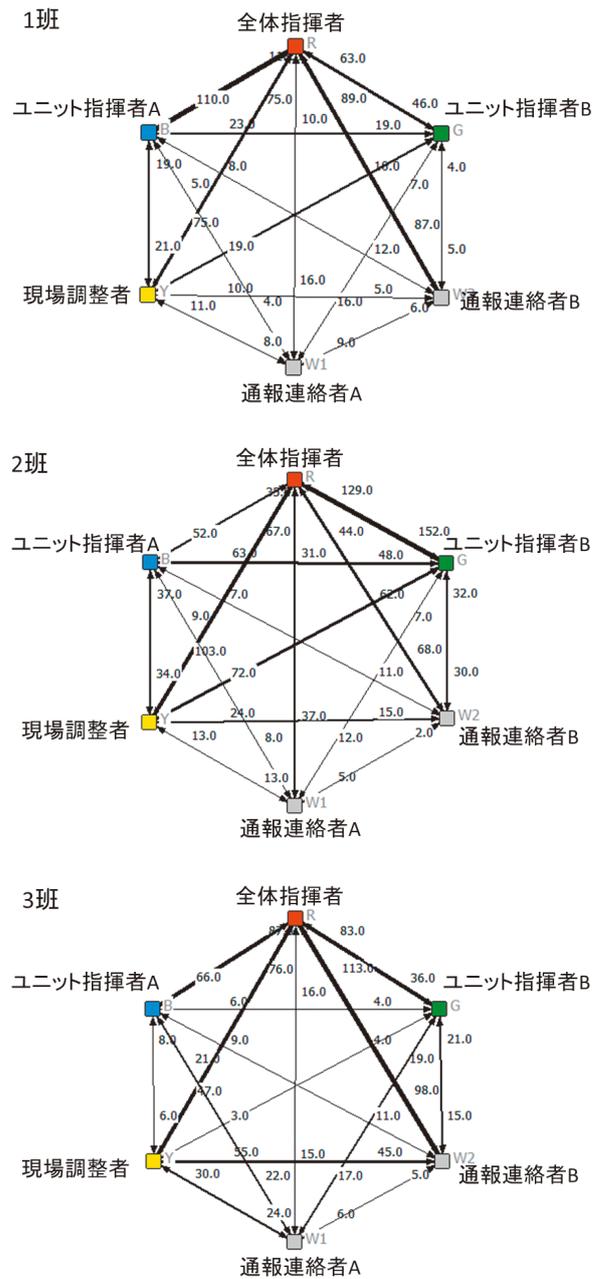


図3 各チームのメンバー間の発話回数

わせて、回数による中心性を算出した。3チームに分析を試行した結果、いずれのチームも全体指揮者の中心性が最も高かったが、他にも中心性の高いメンバーがいるチームと全体指揮者の中心性のみが高いチームとがあることが示された。

さらに、発話内容を分析するために、KHcoderを用いて対応分析を行った。対応分析では、似通った使われ方をする語、チームや役割による語の使われ方の異同を探索的に見ることが出来る (樋口, 2014)。上記と同じ3チームの発話を分析し、結果を二次元の散布図 (図4) に表したところ、3チー

表2 行動指標の改善案

カテゴリ	エレメント	エレメント定義
他者に対する行動	参加・行動を促進	個人になにか意見がないか問いかけるなどして積極的な参加・行動を促進する行動
	様子の確認・フォロー	他者個人の様子を把握する行動、また様子に応じて指示を出す、声をかけるなどしてフォローする行動
	役割の把握・フォロー	チーム全体における他者の役割を把握する行動、また役割や状況に応じて補佐する、変更するなどしてフォローする行動
	その他	その他の他者やチームに対する行動
情報に関する行動	復唱・問い返し	情報を受ける時に受けた内容を復唱する行動、また受けた内容をより詳しく問い返して聴取する行動
	情報を明確に伝達	情報を与える時に、いつ誰が何をどうしたのかなど明確に伝達する行動
	情報の目視による確認	適時、紙やホワイトボードに書かれた情報を確認する行動
	情報の能動的なやり取り	情報を受ける時には自分の持つ情報を与え、情報を与える時には相手の持つ情報を引き出すなど、能動的に情報のやり取りを促す行動
	その他	その他の情報の適切な受け方、与え方とみられる行動
状況把握・意思決定	わからないことの特定	わかっている/わかっていない状況・情報を特定し、また意思決定にどんな状況・情報が必要かを検討する行動
	ない情報・見えない状況への想像	わかっていない状況・情報に対し、どんな状況か想像し、また想像し得ない状況になっていることも想定する行動
	意思決定の判断材料整理	意思決定をするために必要・重要な情報を整理する行動、また取りうる行動について優先順位を検討する行動
	注意喚起	起こっている・起こりうるリスクや他者の状況に応じて注意を喚起する行動
	その他	その他状況把握・意思決定に関する行動
ブリーフィング	ブリーフィング実施の提案	ブリーフィングが必要だと考えられる時に、自らブリーフィングの実施を提案する行動
	注意を引いてブリーフィング開始	ブリーフィングを開始する時に、チームの注意を引いてから開始しようとする行動
	ブリーフィングへの集中	ブリーフィング時に、チームのメンバーを集中させる、また自分自身が集中している
	ブリーフィング終了の明確化	ブリーフィングを終了する時に、チームにブリーフィングの終了と対応に戻ることを明確に伝える行動
	その他	その他ブリーフィングに関する行動
その他	—	

要がある。具体的には、ツールに表示するカテゴリ、エレメントの数を減らしながら、より実際の行動と結びつけやすく明確な区分にする。それにより、観察者によるばらつきが抑えられた適切な評価とともに、迅速な評価が実現可能と考えられる。

以上の観点から、従来の行動指標との対応関係も保ちながら、整理し直した結果を表2に示す。カテゴリは、従来の7個のカテゴリから、他者に対する行動、情報に関する行動、状況把握・意思決定、ブリーフィング、その他の5個とし、それぞれ、その他を除き3、または4個のエレメントで構成した。

今後、この新しい行動指標を実装した行動観察ツールの試行を行い、行動観察者の負荷を軽減しながら、よりの確にNTSの実践状況を把握できるツ-

ルとなるように、改善を図っていく予定である。

4.2.2. 質問紙の活用

現状の質問紙では前述の6つの質問項目（表1）が設定されているが、その結果の活用は、演習中の気づきを事後討議で述べてもらうことが中心で、他の項目については参加者にフィードバックできていないのが実状である。今後、結果を参加者に見える形で提示するための工夫を行っていく必要があると考える。それぞれの質問項目の活用に関する課題と方向性について、以下に述べる。

(1) 状況認識

演習終了直後の各訓練参加者の状況認識を質問紙

で把握するものである。メンバー間の状況認識にずれの多かった項目は、事後討議の論点となる可能性があるが、現状では活用されていない。活用のためには、演習直後に結果を集計する必要がある。また、ずれのある項目に焦点をあてて、映像・音声分析により原因を分析する、あるいは、各基本スキルポイントの評価とのクロス分析によって、状況認識の正誤と相関の高い基本スキルポイントを特定し、訓練参加者にフィードバックすることも可能と考えられる。

(2) 基本スキルポイント／演習中の気づき

10の基本スキルポイントごとに自己評価とチーム評価を行う項目と、訓練全体で得られた気づきについて自由記述を行う項目である。現在の質問紙では、両者は独立の項目となっており、基本スキルポイントの評価理由を自由記述から把握することがやや困難であった。したがって、2つの項目を統合し、基本スキルポイントごとに評定を求め、あわせてその理由（自身またはチームとしてどのような判断・行動が良かったのか／悪かったのか）を自由記述で捕捉するようにしたほうが、各スキルポイントについて参加者に具体的に考えてもらいやすく、より多くの気づきにつながる可能性があると考えられる。

また、自己評価とチーム評価のギャップが大きい項目や、参加者間でチーム評価のばらつきが大きい項目は、振り返りの素材になるだろう（図7）。ギャップには、参加者の役割（通報連絡、本部指揮等）に応じた特徴も現れるはずであり、ギャップの存在自体に良し悪しがあるわけではなく、チーム内に認識のギャップがあること自体を参加者が知ることが重要であると思われる。ギャップを目に見える形で示されることにより、自らが思うよりも参加者

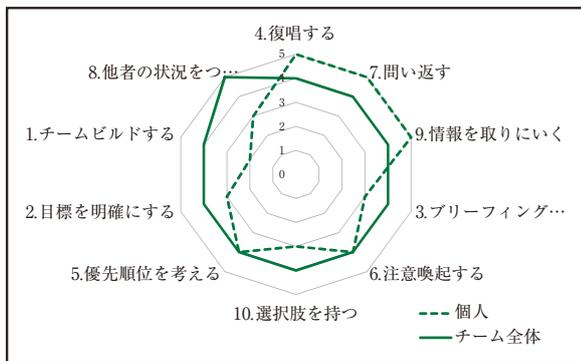


図7 スキルポイント評定の個人とチーム全体の評価のギャップのイメージ

間で認識を共有することが難しいと気づけば、情報収集や情報伝達の仕方も自ずと変化するのではないだろうか。

基本スキルポイントの評価は、個人の訓練受講効果の把握にも活用できるだろう。図8のように、各回の評価を重ねて表示することにより、受講継続によるNTSの習得・実践状況の変化を可視化して示すことが可能になる。これにより、参加者自身のスキル向上度が把握でき、受講目標の設定やモチベーション維持に役立つと思われる。

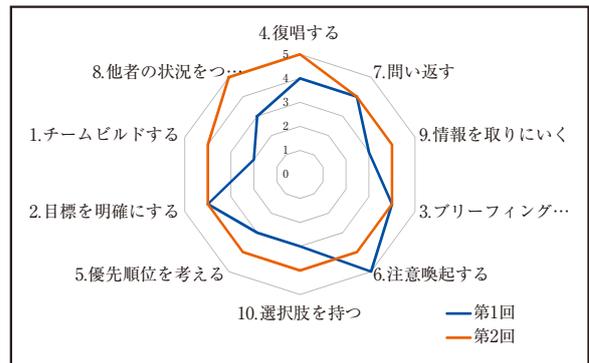


図8 スキルポイント評定を用いた受講効果表示のイメージ

上記のように事後討議で質問紙の回答結果を活用するためには、結果の集計を素早く行う必要がある。例えば、質問紙を電子データ化し、タブレット上で回答を求めるようにすれば、集計・表示を迅速にすることもできる。

(3) その他の項目

その他の、精神的作業負荷、訓練全般の印象、訓練のあり方に関する意見については、訓練参加者の評価よりも訓練そのものの評価としての活用が主となる。したがって、本稿の検討範囲から外す。

4.2.3. 事後討議の充実

現在の事後討議は「行動観察結果に基づく映像確認」及び「質問紙（演習中の気づき）」に基づき、ファシリテータと参加者の対話形式で行われている。しかし、事後討議の本来のねらい（参加者による判断・行動プロセスの深掘り、期待する事項のフィードバック）が達成できていないという問題点があった。特に、意思決定につながる思考プロセスの把握は難しい課題である。

これらの問題点に対しては、事前の論点整理、す

なわち、シナリオ作成段階で論点を特定しておくことが必要と考えられる。訓練シナリオを作成する際には、参加者のNTS発揮への期待（タイミング・主体・内容）を連動させて検討している。その中から、重要となる場面（判断・行動の分岐点、演習ポイントと合致する判断・行動）、行動観察では把握困難な事項（思考プロセス等）を整理し、事後討議の論点候補としてあらかじめ抽出しておくことが必要である。具体的には、例えば、表3に示すように、シナリオ上、ある時刻に期待される参加者の行動を特定し、基本スキルポイントの観点からのその行動に関する論点をリスト化しておくことが考えられる。特に、行動指標のうち発言や動作からは観測困難な思考プロセス等は、事後討議の中で確認することが不可欠である。

4.2.4. 発話分析の充実

発話分析を試行した結果、発話回数の分析からは、グループ内のメンバー間のつながり方（リーダーシップの型やサブリーダーの存在）を、発話内容の分析からは、チームとしての注意配分の偏りや役割分担の明確さを知ることができる可能性があると考えられる。今後は、分析対象チームを増やす（データの充実）ことによって、チーム内のメンバー間の関係性や注意配分の傾向のパターン化や、それらと参加者の職歴、NTSの発揮状況などとの関係を明らかにすることが必要と考える。

4.3. フィードバック

(1) 後日の詳細なフィードバック

米国防省では、軍を率いる将校・兵士に効果的な反省を促すことのできるプログラムとして、専門的第三者による自己（組織）評価支援システムAAR（After Action Review）が採用されている（Meliza, 1996）。このプログラムでは、専門的第三者の支援をうけ、参加者自身が「実際に何が何故起こったか」を理解し、それを基に計画を再検討したり、教訓を把握したりできるようになっている。そして、同じ環境で同じ失敗を繰り返さないようにするための教訓データベースを充実させることを目標としている。

たいかん訓練では、参加者のNTSの引き出しを増やすことが重要な目的の一つである。そのためには、AARと同様に、演習後少し時間を空けてから、演習中に何が起こっていたのか、それに対して自分たちはどのように対応していたのかを詳細に見直ることが有効と考えられる。現在行われている直後の事後討議では、時間が限られていることもあり、シナリオが要求するすべてのNTSの発揮状況について議論することはできない。また、当日の行動観察では、全体指揮者や動きの多い参加者に観察者の注意が向きやすく、その他の参加者の様子を知ることも難しい。そのため、後日に行っているビデオ観察や発話分析のような詳細な行動分析結果を活用し、参加者自身が再度演習中の出来事や、それらに対する自分たちの意思決定や行動を振り返るための後日のフィードバックが必要になるであろう。

表3 事後討議の進行例

時刻	対象者	期待される基本スキルポイント	討議のポイント
1分後	メンバー全員	チームビルディング、 目標を明確に	訓練開始直後の指揮者による役割分担の割り振り、活動環境の整備等において、良好／改善事項としてどのような事があったか。
X分後	通報連絡者 メンバー全員	問い返す、他の人の状況をつかむ、情報を自ら取りにいく	外部からの入電（住民・侵入者・上位機関等）の際、どのようなことを考えながら、対応していたか。
XX分後	指揮者 メンバー全員		当該時点までに判明している複数の状況（火災、水位低下、相手が電話に回答しない等）から、現況と今後の事態進展をどのように評価・認識したか。
・・・	指揮者 メンバー全員	優先順位、選択肢をもつ	状況の急変（機動隊による構外退避指示⇒銃撃戦）に対し、現況と今後の事態進展をどのように評価・認識したか。
・・・	指揮者 メンバー全員		対立問題（従業員の安全確保／プラントの安定停止、外部対応等）について、どのような価値基準に基づきそちらを優先することとしたのか。
・・・	メンバー全員	ブリーフィング、 他の人の状況をつかむ	組織運営（チームビルディング、ワークロード管理）において、良好／改善事項としてどのような事があったか。

(2) 評価指標間の関連付け

これまで述べてきたように、たいかん訓練の評価方法として活用可能な情報は多様にある（行動観察（ビデオ観察を含む）、質問紙、発話分析）が、現在はそれぞれのデータについての分析にとどまっている。有効なフィードバックのためにも、これらの評価結果を組み合わせる改善提案をできる仕組みを整えることが課題といえる。

また、行動指標によって、観測可能な方法が異なることもある。例えば「状況認識」などの認知的スキルの側面が強いスキルは行動観察で把握することが難しく、質問紙や事後討議で参加者に尋ねる必要があるだろう。そのような、行動指標と観測方法との関係を整理し、多様な観測方法の組み合わせによって行動指標全体を網羅するよう計画していく必要があるだろう。

4.4. たいかん訓練評価モデルの目指す形

前節に述べた評価方法の確立に向けた、現段階における評価モデルの目指す形を、図6の現状モデルを元に図9に示した。まず、訓練参加者に対する期待事項となる基本スキルポイントについて、ベースとなるNTS 8分類との再整理を行うことが必要になる。あわせて、個々の演習で提示される基本スキルポイントは、演習の実績や参加者のNTSの実践レベルの向上に応じて、NTS 8分類全体をカバーするように拡充することが求められる。

行動指標、質問紙、事後討議については、求めら

れる基本スキルポイントを適切に観察できる方法を選択できるように拡充することが必要となる。そのために、基本スキルポイントごとに測定方法を整理しておくことが求められる。また、行動指標はシナリオ上で考え得る基本スキルポイントから選択し、訓練後のビデオ解析や発話分析を通じて、基本スキルポイントの実践事例を蓄積していくことにより、行動指標のバリエーションを増やすことができる。

このように、「たいかん訓練」評価モデルは、吉田調書から得られた教訓であるNTS 8分類を、できるだけ様々な形で基本スキルポイントとして演習シナリオに組み込み、多様な評価手法を用いて、その実践状況を把握していくことを目指すことになると考えられる。

5. まとめ

以上、本研究では、「たいかん」訓練で試行してきた4種類の評価方法（行動指標による外観、発話記録の分析、質問紙による主観評価と内観、および事後討議運営）を整理するとともに、参加者の訓練効果をより高めるための評価に向けた今後の研究課題について検討した。

ロールプレイ演習は様々な高リスク産業でのNTS学習によく使われている方法であり、詳細に再現するシミュレータを利用したものから、比較的成本のかからない方法での状況提示まで様々な演習が開発されてきた（Thomas, 2018, p. 83）。また、事後討議のプロセスはNTS学習効果を最大限に引

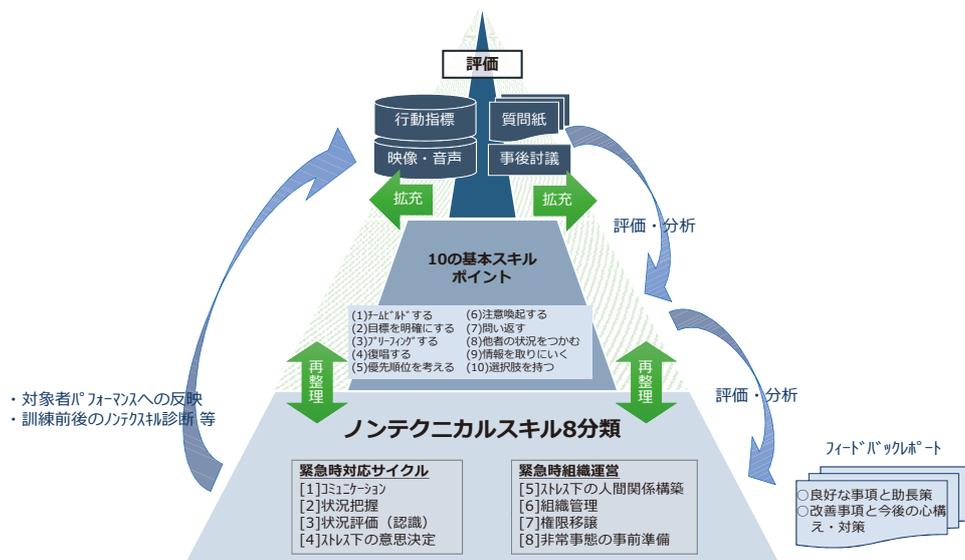


図9 たいかん訓練の評価モデル（将来像）

き出すことができるとされている (Thomas, 2018, p.78) ことから、測定データを迅速に事後討議で活用するための課題を述べてきた。今回開発した「たいかん訓練」は、状況付与型のロールプレイ演習と事後討議を中核としているが、このような訓練カリキュラムについての有効性を調べる研究は航空分野で先行しており、他の高リスク産業での有効なアプローチはまだ始まったばかりといえよう。

本研究が狙いとする訓練評価は、訓練カリキュラムの重要な要素であり、参加者の知識、技能、または態度を測定するプロセスである。従来、評価には主に総括的評価 (summative assessment) と形成的評価 (formative assessment) の2つの評価形式があるとされる (Thomas, 2018, p.93)。前者は、訓練カリキュラムの終了時に行われ、参加者が知識と技能を取得した程度を評価する一方、訓練カリキュラムの過程では後者の形成的評価が行われ、どちらも通常、学習の測定とフィードバックに使用される。しかしNTSの評価において直面する課題の1つは、技術的スキルよりも測定することが困難なことである (Thomas, 2018, p.93)。状況認識や意思決定などの認知領域内のNTSの場合に特にその問題は顕著となり、従来の評価手法では、パフォーマンス結果からの評価は可能だが、その結果をもたらすプロセスには簡単に外部から観察できない場合が多く、事後討議等で直接参加者に確認するしか術はないと感じている。本訓練では、参加者の評価にはリアルタイム評価と、事後の俯瞰的 (振り返りの) 評価が必要という立場を取っている。しかし両者のそれぞれに、大きな困難がある。リアルタイム評価では、どうしても観測 (着目) 内容が限定されるし、気づき情報の記録 (またはツールへの入力) にも時間を要する。事後評価では、録画情報の内容観察と解釈に膨大な労力を要する。本研究の段階で実施できるNTS評価の枠組みは、すでに前年度までの試行経験を踏まえているものの、基本的には想定される行動 (Work-as-Imagined: WAI) を前提としている。しかし実際に演習でみられる行動は、多くの変動要因が影響してWAIとは異なったもの、すなわち実際になされた行動 (Work-as-Done: WAD) となる (Nemeth, & Hollnagel, 2014 北村監訳 2017)。この違いに対処する方策を事前に策定することは困難であり、現実的には再生録画を視聴しつつ評価者が意見交換することを通じて解決せざるを得ない。しかし、この違いを以降の訓練実施内容や評価の視点に

反映させることによって、評価のあり方を検討できると考えられ、これらの困難の解消策を見出ししていくことも、本研究の大きな役割であるといえる。

最後に、本訓練への参加により、参加者 (チーム全体) のNTS向上のさまは、図10に示す対数的な上昇曲線になると予想される。このNTS向上モデルの前提は、同一構成員チームからなる同じシナリオを繰り返し訓練した場合を想定しており、現実には、異動により新たなチーム編成になることも考えられ、さらに、より負荷を高めた異なるシナリオ (阻害) による演習内容に変更することもあることから、その変更の都度、NTSレベルは多少なりとも下がることが容易に推察される。したがって、評価手法も、個人またはチームの相対的な向上やある時点での特徴を明確化できるものがふさわしい。今後も、試行錯誤を重ねながら、現場の安全性向上に寄与できるように、継続的に改良を重ねながら現場を支援していく予定である。

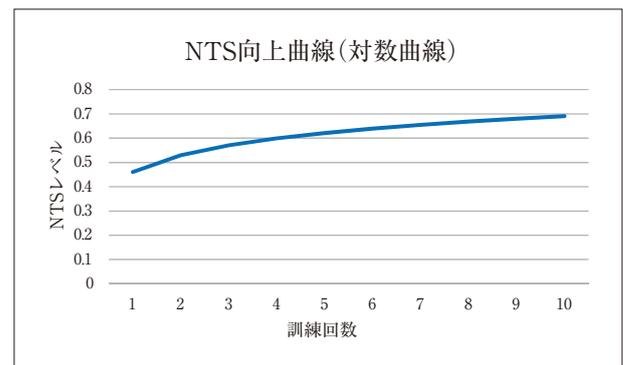


図10 スキル向上曲線

謝辞

本研究の遂行にあたり、(株) テムス研究所、(有) インタークエスト、(株) ジョーソンドキュメンツのご協力をいただいたことを、記して感謝いたします。

引用文献

- Bracco, F., Masini, M., Tonetti, G.D., Brogioni, F., Amidani, A., Monichino, S., Maltoni, A., Dato, A., Grattarola, C., Cordone, M., Torre, G., Launo, C., Chiorri, C., & Celleno, D. (2017) . Adaptation of non-technical skills behavioural markers for delivery room simulation. BMC pregnancy and childbirth. doi: 10.1186/s12884-017-1274-z.
- Endsley, M. R. (1995) . Toward a theory of situation awareness in dynamic systems. *Human Factors*, 37, 32-64.
- Fletcher, G., Flin, R., McGeorge, P., Glavin, R., Maran, N., & Patey, R. (2003) . Anaesthetists' Non-Technical Skills (ANTS) : evaluation of a behavioural marker system. *British Journal of Anaesthesia*, 90, 580-588.
- Flin, R., O'Connor, P., & Crichton, M. (2008) . Safety at the sharp end: a guide to non-technical skills. UK: Ashgate. (フィリン, R.・オコンナー, P.・クリトウン, M. 小松原明哲・十亀洋・中西美和 (訳) (2012). 現場安全の技術－ノンテクニカルスキル・ガイドブック 海文堂出版).
- Flin, R. (1996) . *Sitting in the Hot Seat: Leaders and Teams for Critical Incident Management*. UK: John Wiley & Sons.
- Flin, R., Martin, L., Goeters, K. M., Hörmann, H. J., Amalberti, R., Valot, C., & Nijhuis, H., (2003) . Development of the NOTECHS (non-technical skills) system for assessing pilots' CRM skills. *Human Factors and Aerospace safety*, 3, 95-117.
- Graham, J., Hocking, G., & Giles, E. (2010) . Anesthesia Non-Technical Skills: Can anesthetists be trained to reliably use this behavioral marker system in 1 day? *British Journal of Anaesthesia*, 104, 440-445.
- 芳賀 繁・水上直樹 (1996). 日本語版NASA-TLXによるメンタルワークロード測定：各種室内実験課題の困難度に対するワークロード得点の感度 *人間工学*, 32(2), 71-79.
- 樋口耕一 (2014). 社会調査のための計量テキスト分析 内容分析の継承と発展を目指して ナカニシヤ出版.
- Hikono, M., Matsui, Y., Iwasaki, M., & Morita, M. (in press) . Development of behavior markers for emergency response training. IEA2018.
- 彦野 賢・松井裕子・金山正樹 (2017). ノンテクニカルスキルに着目した緊急時対応訓練の開発－(1)「たいかん訓練」の開発と試行－ *INSS Journal*, 24, 32-41.
- Hikono, M., Matsui, Y., & Kanayama, M. (2017) . Development of Emergency response Training Program for On-Site Commanders (1) . 2017 International Congress on Advances in Nuclear Power Plant (Kyoto, JAPAN) , 17382.
- 彦野 賢・松井裕子・谷川裕基・北村正晴 (2018). タブレットを用いたノンテクニカルスキル演習観察ツールの開発 日本人間工学会第59回大会, 2F1-4.
- 彦野 賢・作田 博・松井裕子・後藤 学・金山正樹 (2016). 政府事故調聴取記録からのノンテクニカルスキル教訓の抽出 *INSS Journal*, 23, 153-159.
- Jung, J. J., Borkhoff, C. M., Juni, P., & Grantcharov, T. P. (2018) . Non-Technical Skills for Surgeons (NOTSS) : Critical appraisal of its measurement properties. *The American Journal of Surgery*: <https://doi.org/10.1016/j.amjsurg.2018.02.021>.
- 関西電力株式会社 (2018) . 高浜発電所3号機の安全性向上評価届出書の提出について, Retrieved from http://www.kepco.co.jp/corporate/pr/2018/0110_1j.html. (2018年7月6日).
- 久郷明秀 (2015). 原子力発電におけるリーダーシップの必要性 *火力原子力発電*, 66, 451-460.
- 松井裕子・彦野 賢・岩崎真理・森田瑞穂 (2017). ノンテクニカルスキルに着目した緊急時対応訓練の開発－(2)ノンテクニカルスキルの抽出－ *INSS Journal*, 24, 42-47.
- Meliza, L. L. (1996) . *Standardizing Army after Action Review Systems (No. ARI-RR-1702)* . Army Research Inst For The Behavioral And Social Sciences Alexandria VA.
- 内閣官房 (2014) . 政府事故調査委員会ヒアリング記録, Retrieved from http://www8.cao.go.jp/genshiryoku_bousai/fu_koukai/fu_koukai_2.

html. (2018年7月6日).

Nemeth, C. P., & Hollnagel, E. (2014) . Resilience Engineering in Practice Volume 2: Becoming Resilient. UK: Ashgate. (北村正晴 (監訳) (2017). レジリエンスエンジニアリング応用への指針－レジリエントな組織になるために日科技連出版社).

日本原子力学会ヒューマンマシンシステム研究部会 (2015). ヒューマンファクターの観点からの福島第一原子力発電所事故の調査, 検討.

Thomas, M. J. W. (2018) . Training and Assessing Non-Technical Skills. Boca Raton, FL: CRC Press.

原子力発電に係る情報提供方法に関する一考察

Considering a way to provide information to the general public
about nuclear power generation

古寺 良臣 (Yoshimi Kodera) *1

要約 2011年に発生した東京電力株式会社 福島第一原子力発電所の事故以降、原子力発電の利用に対して人々の不安や懸念が高まっていることを踏まえ、原子力発電に係る情報提供方法について検討した。目的としては、原子力発電に関するリスク情報とベネフィット情報を提供する際の提供順による効果の違いについて検討し、情報提供における留意点を示すことをめざした。その結果、リスク情報を提供した後、ベネフィット情報を提供することで効果が変わった。また、原子力発電を安全に運転する能力についての信頼が、原子力発電に対する受容を高めるカギとなるものであることが示唆された。

キーワード 原子力発電, 情報提供方法, 質問紙調査

Abstract Since the accident at TEPCO's Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant that occurred in 2011, the anxieties held by the general public against nuclear power generation have increased. Based on this situation, we examined a way to provide information to them about nuclear power generation. The study focused on the difference in effects depending on the order of providing information. By examining this difference, we aimed at showing what points should be noted in providing information about nuclear power generation. As a result, it was found that the effects were different when providing benefit information after providing risk information. People's trust in a power company's ability to operate nuclear power plants safely was a key to enhancing acceptance for nuclear power generation.

Keywords nuclear power, the way to provide information, questionnaire survey

1. はじめに

2011年3月11日に発生した東日本大震災により、東京電力株式会社の福島第一原子力発電所で事故が起きた。この事故以降、原子力発電の利用に対して人々の不安や懸念が高まったままであり、変化の兆しは見えない。一方、国産のエネルギー資源に乏しいわが国において、原子力発電は電力の安定供給と地球温暖化防止に寄与するなどの効用を有しているため、日本のエネルギー供給の中で重要な役割を担っており、2015年7月に政府が作成した長期エネルギー需給見通しにおいて安全性の確保を大前提に、エネルギー需給構造の安定性に寄与する重要なベースロード電源として位置付けられている（経済産業省、2015）。原子力発電の利用が、広く人々に

より安心感をもって受け入れられるように努力していくことが重要な課題となっており、人々への適切な情報提供がその前提となる。しかし、原子力発電に係る情報提供を実際に行うにあたっては、様々な課題がある。具体的には、「情報の受け手にとって、原子力発電について、その有用性や必要性を先に説明した方が良いのか、それとも安全性や放射線などの懸念や不安を抱く情報を先に説明した方が良いのか、どちらにすべきなのか。」などといったものである。

本稿では、情報提供を行う際に、実務者が抱える課題として考えられる原子力に関する情報をどのような順番で提供することで情報に対する理解がより進むのか、そして原子力発電の受容につながるのかについて検討を行ったので、その結果を報告する。

*1 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所 (現 関西電力(株))

2. 調査方法

2.1. 調査協力者

調査会社にモニター登録している関西地域在住の20代および30代の男性・女性 193名を調査協力者とした。

2.2. 調査実施方法

2つの群（A群94人，B群99人）を設定し，193人を振り分けた。各群の位置づけおよび調査の手続きは以下のとおりである。なお，調査実施方法の全体像は，図1のとおりである。

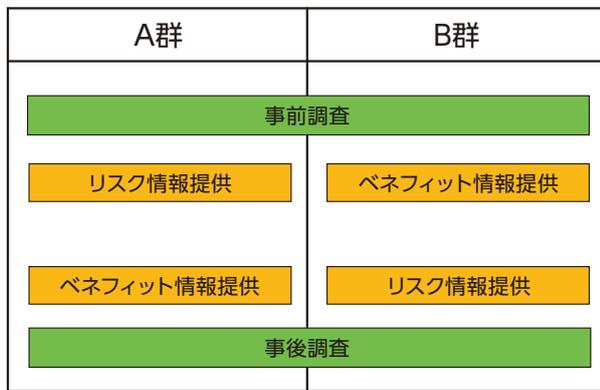


図1 調査実施方法の全体像

2.2.1. 各群の位置づけ

ベネフィット情報とリスク情報の提供順を変える群としてAおよびBの2群を設定した。具体的には以下のとおりである。

A群：リスク情報を提供後，ベネフィット情報を提供。

B群：ベネフィット情報を提供後，リスク情報を提供。

2.2.2. 調査手続き

2017年10月1日に集合した調査協力者に対して，以下の事前調査，情報提供，事後調査を実施した。

2.2.2.1. 事前調査

調査に先立ち，調査協力者に対して情報提供前の

原子力発電に関する知識および態度などを質問紙により確認した。

2.2.2.2. 情報提供

原子力発電に関するベネフィット情報およびリスク情報を提供した。具体的には以下のとおりである。

a. ベネフィット情報

3E（エネルギーの安定供給，経済性，環境）の観点から原子力発電の有用性，必要性についての情報をベネフィット情報とした。

b. リスク情報

原子力発電について人々が知りたいこととして，安全性，放射能の影響，廃棄物の処理処分対策などが報告されている（北田，2015）。これらの中から，人々が懸念や不安を抱くものとして考えられる原子力発電所の安全性，放射線，高レベル放射性廃棄物処理の3項目をリスク情報とした。

2.2.2.3. 事後調査

調査協力者に対して，情報提供後の原子力発電に関する知識や態度などを質問紙により確認した。

2.3. 質問項目の設計

質問紙における質問項目については，以下のとおり考え，設定した。（図2のとおりで）

- ・情報提供によりベネフィット情報およびリスク情報に関する「知識」が向上する。
- ・ベネフィット情報やリスク情報からなる「知識」が「態度」に影響を及ぼし，ベネフィット情報に対する「態度」およびリスク情報に対する「態度」の双方を勘案したうえで，原子力発電を「受容」するかどうかを判断する。
- ・また，情報提供を通じて，情報提供者に対する「信頼」が生まれ，それが「知識」，「態度」，「受容」

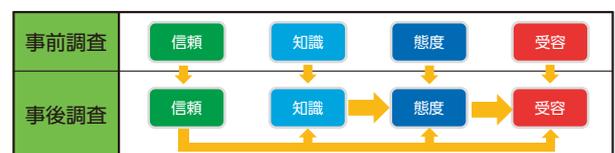


図2 質問項目設計時の想定

に影響を与える。

ここで挙げた4項目(「知識」,「態度」,「受容」,「信頼」)の変化を確認することで、リスク情報とベネフィット情報を提供する際の提供順による理解および受容の変化の度合いの違いを把握することとした。

2.4. 質問項目

「知識」,「態度」,「受容」,「信頼」についてそれぞれの質問を作成した。

原子力発電のベネフィット情報に関する知識を確認するための質問《ベネフィット》を作成し、それに紐づく態度として、原子力発電の必要性に対する態度を確認する質問《必要性》を作成した。リスク情報は、原子力発電所の安全性、放射線、高レベル放射性廃棄物処理の3項目となるため、それぞれ知識を確認する質問《リスク〈安全〉,リスク〈放射線〉,リスク〈HLW〉》を作成し、それらに紐づく態度として原子力発電所が安全と思うかどうかを確認するための質問《安全性》,事業者が原子力発電を安全に運転する能力を保有していると思うかどうかを確認するための質問《運転管理能力》,放射線に対する不安を確認する質問《放射線への不安》,そして

高レベル放射性廃棄物を安全に処分できるかどうかを確認する質問《HLW安全処分》を作成した。

受容については原子力発電の再稼働および今後の利用についての賛否を確認する質問《受容》を、信頼については情報提供者に対してどのように感じたかを確認する質問《信頼》を作成した。具体的な質問内容については、表1のとおりである。

「受容」,「態度」および「知識」に関する質問については、5段階(そう思う~そう思わない)で、「信頼」に関する質問については、7段階(非常に信頼できる~まったく信頼できない)で確認した。なお、調査結果では、各質問において、否定的な意見から肯定的な意見の順に1~5(1~7)の点数を与えた。

3. 調査結果

3.1. 情報提供の効果と 情報提供順による効果

情報提供による効果の確認を行うため、事前調査と事後調査の結果について、対応のあるt検定を実施したところ、表2のとおり、各項目とも有意な差が認められた。つまり、情報提供後に、「知識」に

表1 質問内容

質問項目	質問内容	
受容	<ul style="list-style-type: none"> あなたは、安全審査に合格した原子力発電所のプラントは、運転を再開してもよいと思いますか。それとも運転を再開すべきでないと思いますか。 あなたは、今後も原子力発電を利用した方がよいと思いますか。それとも利用すべきでないと思いますか。 	
態度	必要性	あなたは、原子力発電を必要なものだと思いますか。それとも必要でないものだと思いますか。
	安全性	あなたは、原子力発電を安全なものだと思いますか。それとも危険なものだと思いますか。
	運転管理能力	あなたは、日本の電力会社には、原子力発電所を安全に運転し、管理する能力があると思いますか。それとも、能力はないと思いますか。(ここでは、福島で事故を起こした東京電力は除いて考えてください。)
	放射線への不安	あなたは、放射線をどの程度恐ろしいと思いますか。
HLW安全処分	あなたは、高レベル放射性廃棄物を安全に最終処分できると思いますか。	
知識	ベネフィット	<ul style="list-style-type: none"> 主要国の中で日本のエネルギー自給率は低い。 原子力発電はエネルギー自給率の改善に役立つ。 原子力発電の利用により、石油や天然ガスなどの資源を節約できる。 原子力発電は、地球温暖化防止に役立つ。 原子力発電がないと、電気料金が上がる。
	リスク〈安全〉	<ul style="list-style-type: none"> 原子力発電所では、安全を守るために設計の工夫が行われている。 原子力発電所では、福島第一原子力発電所の事故を教訓に、安全対策がしっかりと行われている。 電力会社は、原子力発電所で万が一事故が起きた場合に備え、対応能力向上に努めている。
	リスク〈放射線〉	<ul style="list-style-type: none"> 私たちは日常生活の中で常に自然の放射線を受けている。 きわめて微量な放射線を身体に受けた場合でも、健康に悪い影響がある。 食品などと一緒に体内に取り込まれた放射性物質は、体内ですべて蓄積されていく。
	リスク〈HLW〉	<ul style="list-style-type: none"> 核燃料サイクルには、ウラン燃料を再利用するメリットがある。 高レベル放射性廃棄物の最終処分方法として、地層処分が現在で最も確実性・実現可能性が高い。 科学的特性マップの提示は、高レベル放射性廃棄物の最終処分場選定の第一段階である。 高レベル放射性廃棄物の最終処分場の調査や選定にあたっては、地域住民の方との対話活動が行われる。
信頼	原子力に関する情報を提供した原子力安全システム研究所に対してどのように感じられましたか。	

表2 情報提供の効果の確認結果

	事前調査		事後調査		自由度	t値	
	平均値	標準偏差	平均値	標準偏差			
受容	3.15	0.81	3.83	0.92	192	-13.72 **	
態度	必要性	3.56	0.89	4.08	0.90	192	-9.10 **
	安全性	1.98	0.76	2.80	1.07	192	-12.78 **
	運転管理能力	2.98	1.06	3.66	0.98	192	-10.60 **
	放射線への不安	1.25	0.54	1.56	0.74	192	-7.77 **
	HLW安全処分	1.99	0.88	3.13	1.06	192	-16.48 **
知識	ベネフィット	3.85	0.59	4.45	0.54	192	-15.45 **
	リスク〈安全〉	3.37	0.83	4.31	0.70	192	-14.90 **
	リスク〈放射線〉	3.25	0.65	4.04	0.71	192	-14.45 **
	リスク〈HLW〉	3.45	0.53	4.21	0.57	191	-17.07 **
信頼	4.27	0.95	5.17	1.08	191	-12.55 **	

** p<.01

については向上し、「態度」および「受容」については肯定的な意見に変化しており、「信頼」についても向上していたことから、今回提供した情報には効果があったと考える。

次に、情報提供を実施した直後における情報提供順の効果を確認するため、A群とB群のどちらがより効果が表れたのかを確認した。項目ごとに事前調査における数値から事後調査における数値への変化量について、対応のないt検定を実施したところ、表3のとおり、「必要性」と「ベネフィット」、そして「信頼」の3項目において、有意な差が見られたことから、トピックスによって異なるものの、A群（リスク情報を提供後、ベネフィット情報を提供）に高い効果があることが認められた。

3.2. 項目間の関係性の確認

各質問項目間の関係性については、図3のとおり、情報提供により「知識」が向上し、それが「態度」に影響を及ぼし、原子力発電を「受容」するかどうかの判断につながると設計している。また、情報提供を通じて、情報提供者に対する「信頼」が生まれ、それが、「知識」、「態度」、「受容」に影響を与えていると考えている。

これをもとに、情報提供直後における項目間の関係を階層的に整理するため、パス解析を実施したところ、図4（GFI = .974, AGFI = .939, CFI = 1.000, RMSEA = .008）のとおりとなり、このことから、以下3点が考えられる。

まず、原子力発電の「必要性」がより認識され

表3 情報提供順の効果の確認結果

	A群		B群		自由度	t値	
	平均値	標準偏差	平均値	標準偏差			
受容	0.77	0.67	0.61	0.72	191	1.55 n.s.	
態度	必要性	0.67	0.77	0.37	0.79	191	2.64 **
	安全性	0.84	0.87	0.81	0.92	191	0.25 n.s.
	運転管理能力	0.78	0.84	0.59	0.93	191	1.49 n.s.
	放射線への不安	0.32	0.61	0.30	0.50	191	0.20 n.s.
	HLW安全処分	1.20	0.93	1.08	0.99	191	0.88 n.s.
知識	ベネフィット	0.68	0.47	0.53	0.59	191	2.01 *
	リスク〈安全〉	1.01	0.88	0.87	0.86	191	1.10 n.s.
	リスク〈放射線〉	0.81	0.77	0.76	0.74	191	0.41 n.s.
	リスク〈HLW〉	0.78	0.60	0.76	0.65	190	0.30 n.s.
信頼	1.05	0.88	0.76	1.08	186.18	2.09 *	

n.s. 非有意, * p<.05, ** p<.01

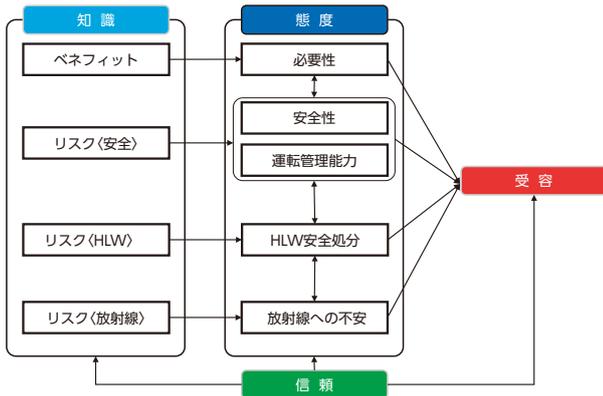


図3 項目間の関係 (質問項目設計時の仮説)

ることは、受容の向上につながる。次に、「運転管理能力」は、「必要性」、「安全性」、「HLW安全処分」の3つの項目を高めるのに寄与する。最後に、情報提供者に対する「信頼」は、「放射線への不安」を除く各項目の態度向上に寄与する効果が認められた。

4. 考察

情報提供後では、各項目とも向上しており、情報提供による効果は認められた。「原子力発電の必要性」、「ベネフィットに関する知識」および「情報提供者への信頼」については、リスク情報を提供した後、ベネフィット情報を提供したA群の方がより高い結果が得られた。

これは、人々は自身が抱く懸念や不安が払拭されることで、原子力発電のベネフィットに関する情報を受け入れ、理解し、そして原子力発電の必要性について考えることができるということを示していると考えられる。また、リスク情報を先に説明したことが、人々の懸念や不安を解消したいという要望に合致したと考え、情報の受け手の立場にたって情報提供を行う姿勢が評価され、情報提供者に対する信頼が高くなったと考えられる。

そして、項目間の整理からは、「原子力発電の必要性」に対する認識が、「原子力発電の受容」の向上に最も寄与することが認められた。また、「原子力発電を安全に運転し管理する能力を有している」と認識されることは「原子力発電の必要性」、「原子力発電の安全性」、「高レベル放射性廃棄物の安全処分」といった3つの項目に寄与することが認められた。これは、人々が必要性を感じない限り、再稼働を含めた原子力発電の今後の利用を認めないという

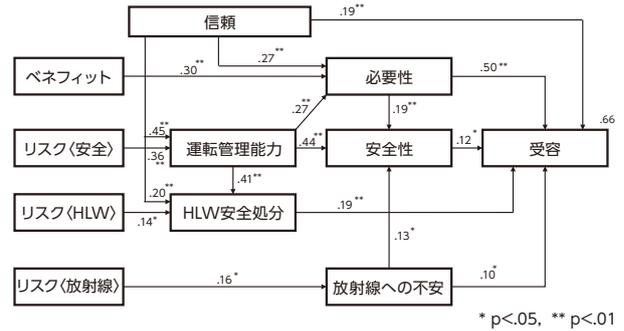


図4 項目間の関係

ことを示している。また、原子力発電を安全に運転する能力を有する、つまり原子力発電の安全性についてのリスクに対処する事業者の能力が信頼するに値すると判断できて初めて、原子力発電の必要性などについて考えることができるということが示されていると考える。

以上のことから、原子力発電の利用について、広く人々により安心感をもって受け入れてもらえるようにするためには、まず原子力発電に対して人々が抱くであろう不安や懸念する事項に対して丁寧な説明を行い、そして事業者が安全性向上に対して真摯に取り組み、原子力発電の運転を遂行する能力を有していることを示していくことが望まれる。

なお、本稿では、原子力発電に対するベネフィットやリスクに関する情報を一方向的に提供する形で実施した。しかし、提供した情報に対して、人々が抱く疑問などに丁寧に答え、議論を深めるといった対話を積み重ねる場を設けることにより、さらに高い効果が得られた可能性もあると考える。

謝辞

本研究の実施にあたって、大阪学院大学 情報学部 田中豊教授にご助言をいただきました。ここに深く感謝申し上げます。

引用文献

経済産業省 (2015). 長期エネルギー需給見通し <http://www.meti.go.jp/press/2015/07/20150716004/20150716004_2.pdf> (2015年7月16日).
 北田淳子 (2015). 再稼働への賛否と原子力発電についての認識 - 2014年のINSS 継続調査から, INSS JOURNAL Vol. 22, 27-46.

実力基準保全による検査頻度の合理化^{*1} (確率論的破壊力学による機器破損確率への影響評価)

Optimization of inspection interval by applying performance based maintenance concept
(Assessment of change in failure probability by probabilistic fracture mechanics)

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya) ^{*2}

要約 本報は、実力基準保全の考え方を検査間隔の決定に適用することを目的とした。原子力発電プラント構造物には、従来、時間基準保全の考え方が適用されてきた。実力基準保全では、検査の間隔を運転期間に応じて決定する。もし、長期間亀裂が発見されなければ、次回の検査までの間隔を長く設定できる。本報では、実力基準保全を適用することによる構造信頼性の変化を確率論的破壊力学解析で調べた。漏洩または破壊の確率（破損確率）を計算するため、加圧水型原子炉一次冷却材管に発生した疲労き裂を対象に、降伏強度、引張強さ、疲労亀裂進展速度、初期亀裂形状などのばらつきを考慮した疲労亀裂進展シミュレーションを行った。時間基準による定期的な点検により破損確率を減少させることができた。この際、検査の性能よりも検査の頻度が、破損確率の減少に対する寄与が大きかった。実力基準保全を適用することで、破損確率を増加させることなく、検査の数量を減らせることが示された。実力基準保全は検査スケジュールを最適化できる有効な手段であることが示された。

キーワード 実力基準保全, 検査間隔, 確率論的破壊力学, 維持規格, 疲労亀裂進展, 時間基準保全

Abstract This study is aimed at applying the performance-based maintenance (PBM) concept to determine inspection schedule. Previously, the time-based maintenance concept has been applied to determine the inspection schedule for nuclear plant components. In the PBM concept, frequency of inspection is determined by operation time before the inspection. Duration before the next inspection is extended if the component indicates no cracking for a long time. In this study, the change in structural reliability due to applying the PBM concept was investigated by probabilistic fracture mechanics analyses. In order to calculate the probability of leakage or fracture (failure probability), growth of fatigue cracks initiated at the primary coolant pipe of pressurized water reactor nuclear power plants was simulated considering variations in yield and tensile strengths, fatigue crack growth rate, initial crack shape and so on. It was demonstrated that the failure probability was reduced by performing inspections according to the time-based maintenance concept. Frequency rather than detectability of inspection had a larger impact on reducing the failure probability. It was shown that, by applying the PBM concept, the number of inspections could be reduced significantly without increasing the failure probability. It was concluded that the PBM concept could optimize the inspection schedule.

Keywords Performance based maintenance, Inspection interval, Probabilistic fracture mechanics, Fitness-for-service, Fatigue crack growth, Time based maintenance

1. 緒言

国内の原子力発電プラントにおいては、日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格⁽¹⁾（以後、維持規格）の規定にしたがって検査が実施される。維持規格では、標準検査と個別検査の2種類の検査が規

定されている。標準検査では、劣化モードを限定することなく、経験的に決められた頻度と数量にしたがって検査が実施される。一方、個別検査では、劣化モードを応力腐食割れなどに限定することで、亀裂成長予測に基づき検査頻度を設定している⁽²⁾。具体的には、初回の検査は、亀裂が検出可能な大きさ

*1 日本機械学会論文集, Vol. 83, No.856 (2017) (DOI: 10.1299/transjsme.17-00316) より転載

*2 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

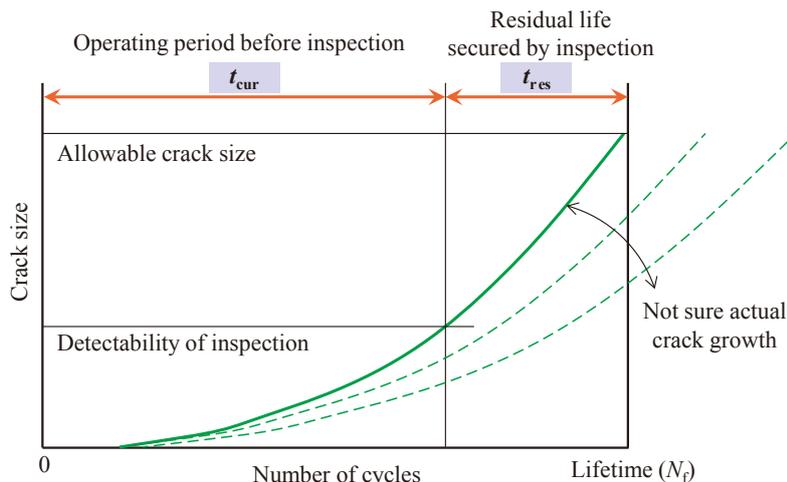


Fig. 1 Schematic drawing representing how to reflect inspection results to future maintenance (concept of performance based maintenance).

に成長すると想定される時期に設定され、以降の検査頻度は、亀裂が許容寸法を超えないよう決定されている。いずれの検査においても、亀裂が発見されなければ検査頻度の変更されることはない。つまり、予め決められたスケジュールにしたがって検査を行う時間基準保全 (Time-based maintenance) を基本としている。

実際の検査では、亀裂などの欠陥が検出されることはほとんどない。長期間にわたる繰り返しの検査において亀裂が検出されなければ、検査の頻度を減らすことも現実的な対応として考えられる。著者は、過去の検査結果から、亀裂の発生・成長の可能性が低いと判断された部位に対して将来の検査の頻度を見直す実力基準保全 (Performance-based maintenance) の概念を提案している⁽³⁾。たとえば、個別検査において、初期亀裂からの成長予測によって10年目に初回の検査を行うように規定された部位において、20年目の検査でも亀裂が検出されない場合、実際の亀裂成長は当初の想定より遅いと判断できる。つまり、検査によって、実際の成長速度が想定よりも遅いという「実力」を示したことになる。この場合、以後の検査間隔は、当初に予定していたものよりも緩和できる可能性がある。実力基準保全は、このような過去の運転年数と検査結果から現実的な亀裂成長 (劣化の進展) を想定することで、実態に合わせた検査の間隔を決定する考え方となる。

実力基準保全を適用することの主たる目的は、検査頻度を減らすことにある。そして、一般的に機器の破損リスクと検査頻度はトレードオフの関係にあ

る。したがって、実力基準保全の適用においては、機器破損リスクの増加が許容できる程度であることを確認しておく必要がある。本報では、加圧水型原子炉 (Pressurized Water Reactor, PWR) 一次冷却材管の疲労劣化を対象に、実力基準保全の適用方法を示すとともに、それによる機器破損リスクの変化を調べた。当該部位には、 casting ステンレス鋼が用いられており、非破壊検査により亀裂を検出することが比較的困難であることから、検査で亀裂を見逃す可能性が高い。また、疲労亀裂の成長速度や強度特性などもばらつくことが想定される。そこで、確率論的破壊力学解析により、亀裂検出確率や種々のばらつき要因を考慮した。本報では、まず、実力基準保全の考え方について概説した。次に、一次冷却材管を対象に、与えられた亀裂深さに対する条件付き破壊確率を予測する破壊確率予測モデルを作成した。そして、60年間の運転期間を想定した亀裂成長を予測し、配管が破壊または漏洩する確率 (以後、破損確率とよぶ) を算出するシミュレーションモデルを作成した。このモデルを用いて、時間基準保全にしたがった定期的な検査が破損確率に及ぼす影響を考察するとともに、実力基準保全を適用した場合の検査頻度と破損確率の変化を調べた。

2. 実力基準保全の考え方

亀裂寸法と繰り返し数の関係は模式的に図1のように表すことができる。疲労亀裂を対象とした場合、微小な疲労亀裂が発生するまでの潜伏期間は相対的に短く、寿命の大部分は微小な亀裂が破壊また

はリークに至るまでの成長期間と解釈できる⁽⁴⁾。亀裂成長予測により亀裂寸法と繰返し数の関係が推定できれば、寿命 N_f に到達するまでの期間（余寿命）を予測することができる。しかし、一般的に、亀裂成長予測に用いる荷重や亀裂成長速度は安全側に想定されるため、実際の成長が予測と一致することはない。

検査などで亀裂寸法が特定できれば、その情報をもとに荷重や成長速度を補正することで、予測精度を改善することができる。また、亀裂が検出できず、亀裂寸法が特定できない場合でも、検査で検出できる亀裂の検出限界寸法から、 N_f に到達するまでの最小期間（図中の t_{res} に相当）が推定できる。つまり、検査直後には検出限界ぎりぎりの亀裂が存在し、その後のプラント運転中に亀裂が成長し破損を引き起こすまでの期間として余寿命を安全側に予測できる。そして、 t_{res} を超えない時期に検査を実施すれば破損を防止することができる。この予測では、検査を行う時点での運転期間（図中の t_{cur} ）が重要となる。図1において、亀裂がパリス則などの一般的な力学則にしたがって成長し、荷重の大きさが比例的に変化する場合、余寿命 t_{res} と運転期間 t_{cur} の比率は荷重の大きさ（成長速度）に依存しない⁽⁵⁾。したがって、 t_{cur} から t_{res} を推定する場合、運転期間が長くなるほど予測される余寿命が長くなる。このように、機器の実力を反映して推定された余寿命を用いて次回の検査の時期を決定する考え方を実力基準保全と呼んでいる。検査で亀裂が検出されない場合でも、その検査が1年目に実施された場合と、40年目に実施された場合では意味が異なる。一般的には着目されることのない亀裂がないという検査結果も、有用な情報として活用されることも実力基準保全の特徴となる。

図1の寿命 N_f で正規化した繰返し数 N/N_f と亀裂寸法の関係を仮想亀裂成長曲線とよび⁽⁶⁾、ここではP-curve (Postulated crack growth curve) と称する。実力基準保全では、亀裂成長予測で求めたP-curveを用いて t_{res} は t_{cur} の比から余寿命を予測する。P-curveは荷重の大きさ、成長速度（の比例項）などの影響がない、または小さいので^{(7),(8)}ある程度一般化することができる。

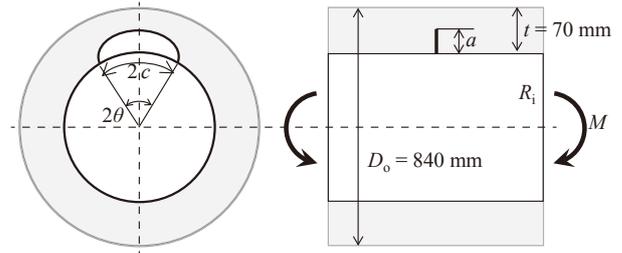


Fig.2 Model for primary coolant straight pipe with a circumferential surface crack.

3. 解析モデル

3.1. 概要

実力基準保全をPWR一次冷却材管（ casting stainless steel）に適用した場合の破損リスクの変化を調べるため、確率論的破壊力学解析によって破損確率を算出した。解析には著者によって開発された確率論的破壊力学コードp-CRESTA (probabilistic CRack Evaluation code for SStructural Assessment) を用いた。本コードは主に配管に発生した亀裂の成長予測や破壊解析を行うために用いられてきた欠陥評価プログラムCRESTA⁽⁸⁾を確率論的な評価を行えるように拡張したもので、ベンチマーク解析⁽⁹⁾によってVerificationが完了している。

解析では、欠陥（亀裂）の存在を仮定し、その成長と、破損の有無を予想した。確率論的に考慮するばらつき要因としては、降伏強度、応力・ひずみ曲線などの材料の変形特性や、疲労亀裂成長速度や破壊靱性などの強度特性、そして、初期亀裂の形状と検査を実施する際の亀裂検出確率とした。

まず、与えられた亀裂深さに対する破損確率を予測する破損確率予測モデルを作成した。次に、想定した初期亀裂の成長、破損確率予測モデルによる破壊の発生、漏洩の発生、検査による亀裂の検出を模擬することで、破損確率を算出した。

3.2. 基本条件

PWR一次冷却材管を想定した外径840 mm、厚さ $t = 70$ mmの直管を対象に、図2に示すような深さ a 、角度 2θ の周方向の半楕円亀裂が管内面で成長することを想定した。材料は熱時効した casting stainless steel (SCS14A) で、ヤング率 E は175 GPa、ポアソン比 ν は0.3とした。その他の材料特性については、次章以降で説明する。

Table 1 Mean values of material strength parameters predicted by TSS and H3T models (Kawaguchi et al., 2005).

	Mean value	Variation
0.2% proof strength σ_y	168 MPa	Standard deviation : 9.450
Flow stress σ_f	327 MPa	Standard deviation : 7.226
Constant n	5.12	Standard deviation : 0.552
Constant α	2.46	Standard deviation : 0.577
Fracture toughness J_{Ic}	578 kJ/m ²	See Kawaguchi et al., 2005

亀裂は325℃、PWR一次系環境下において、熱過渡応力によって生じる変動荷重により成長させた。そして、実機で想定される曲げ荷重に対して破壊解析を実施し、破壊の有無を判断した。成長予測および破壊解析に用いる応力拡大係数には、維持規格の添付E-5.3(2)a. 円筒中の周方向半楕円表面欠陥非線形応力分布に記載の値を適用した。

4. 破壊確率予測モデルの作成

亀裂深さ a に対して、材料の強度特性にばらつきを考慮したモンテカルロ計算によって破壊確率を算出した。このとき、亀裂の表面長さは亀裂深さの4倍 ($a/c = 0.5 : c$ は表面長さの2分の1) と仮定した。一様な応力下において a/c はおおよそ0.88となることから⁽¹⁰⁾、深さ方向の応力勾配を考慮して $a/c = 0.5$ とした。想定する破壊モードは延性亀裂の発生で、想定荷重下でのJ積分 J と破壊靱性 J_{Ic} を比較し、 $J \geq J_{Ic}$ となった場合に破壊が発生するとした。また、 J が J_{Ic} を上回っていても、極限荷重が流動応力を超えた場合は、塑性崩壊によって破壊すると判断した⁽¹¹⁾。 J の算出には以下の参照応力法⁽¹²⁾を用いた。

$$J = \frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \left\{ \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{E} \right\} \quad (1)$$

$$\sigma_{ref} = \frac{M}{M_c} \sigma_y \quad (2)$$

$$M_c = 2\sigma_y R_m^2 t \left[2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right] \quad (3)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \pi \left[1 - \frac{\theta a}{\pi t} - \frac{P_m}{\sigma_y} \right] \quad (4)$$

σ_{ref} 、 ε_{ref} がそれぞれ参照応力と参照ひずみとなる。 K は応力拡大係数、 σ_y は0.2%耐力、 M は負荷する曲げモーメント、 R_m は管の平均半径を示す。 P_m は軸方向応力で、内圧15.4 MPaとキャップ効果による軸力42.4 MPaの和を適用した。

4.2. 材料特性

参照応力と参照ひずみの関係は次式で近似した。

$$\frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_y} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} \right)^n \quad (5)$$

ここで α と n は材料定数を示す。式(5)は応力・ひずみ曲線と等価であり、本解析ではKawaguchiら⁽¹³⁾により提案された予測モデル (TSSモデル) を適用した。破壊靱性についても、同様にKawaguchiら⁽¹³⁾によって提案されているモデル (H3Tモデル) を適用した。これらのモデルは、鋳造ステンレス鋼を対象としており、特性は時効量とフェライト量に依存する。本解析では時効温度を320℃とし、時効時間として運転期間40年×利用率80% = 280,000時間を適用した。また、材料の化学成分は文献(13)で参照されているCF8M (SCS14A) の代表材であるA-A材 (フェライト量10.3%) の値を用いた。予測された各パラメータの平均値は表1のようになった。いずれの定数もばらつき標準偏差が与えられており、これらを解析において考慮した。

4.3. 荷重条件

破壊を引き起こす曲げ荷重として、原子力発電所の高経年化技術評価の規制審査 (平成26年3月17日と平成26年10月17日に実施) において提示された値を用いた。一次冷却材管に作用する荷重として、川内1号機に対してはホットレグ直管で152 MPaが示されている⁽¹⁴⁾。一方、高浜3号機に対する値として、ホットレグ直管で138 MPa、蓄圧タンク注入ライン管台で165 MPaとの記載がある⁽¹⁵⁾。これらの値を参考に、160 MPaを解析に用いた。

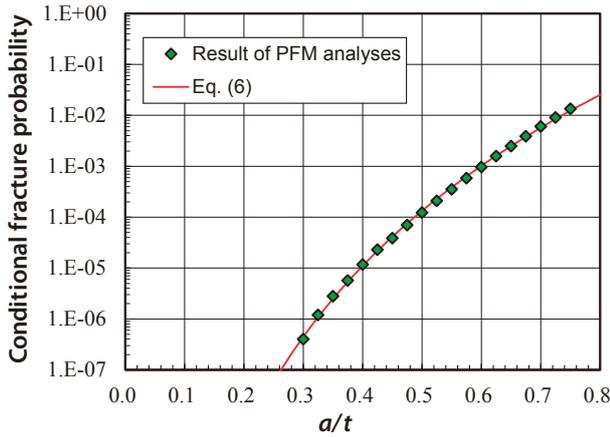


Fig. 3 Fracture probability for given crack depth obtained by Monte Carlo analyses. Prediction model Eq.(6) was derived by a regression of obtained probabilities.

4.4. 解析結果

各亀裂深さに対して 10^7 回のモンテカルロ計算から得られた亀裂深さと破壊確率(条件つき破壊確率)の関係を図3に示す。亀裂が深くなるにしたがって破壊確率が増加した。亀裂深さが $a/t = 0.5$ において破壊確率は 10^{-4} 、 $a/t = 0.7$ では 10^{-2} 程度であった。

適用したTSSモデル、H3Tモデルは比較的複雑ではらつき要因が多い。そのため、層別化によって計算効率を向上させることが困難で、亀裂の成長と併せてモンテカルロ計算を実施することは計算時間の観点から現実的でない。そこで、本解析では破壊の有無の判断に、都度破壊評価を実施するのではなく、図3の結果を式(6)で近似した破壊確率予測モデル $P_f(a/t)$ を用いて破壊の有無を判断した。式(6)はアスペクト比 $a/c = 0.5$ の亀裂の破壊確率を与える。本来はアスペクト比毎に異なる式を用いられるべきであるが、後に示すように式(6)を用いて得られる破壊確率の影響は相対的に大きくない。本報では、近似的に式(6)をアスペクト比に関係なく適用した。

$$P_f\left(\frac{a}{t}\right) = 0.3057\left(\frac{a}{t}\right)^{11.16} \tag{6}$$

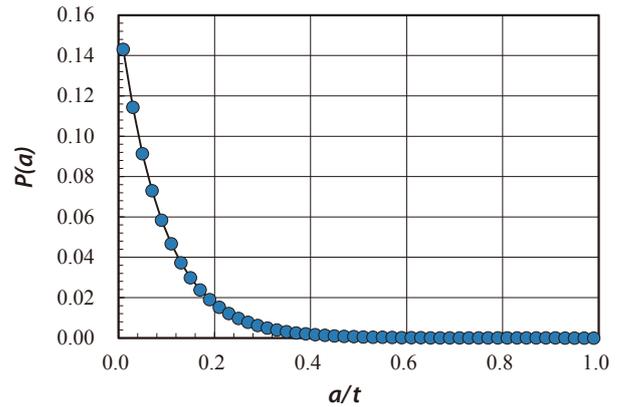


Fig. 4 Crack depth distribution used to determine initial depth in the Monte Carlo crack growth simulation.

5. 破損確率の算出

5.1. 解析条件

(1) 初期亀裂形状

初期の亀裂深さ a の確率分布関数 $P(a)$ として、文献(16)において鋳造ステンレス鋼に適用されている次式を適用した。

$$P(a) = \frac{\exp\left(-\frac{a}{\mu}\right)}{\mu\left\{1 - \exp\left(-\frac{t}{\mu}\right)\right\}} \tag{7}$$

ここで、 μ は平均値で6.248 mm (0.246 in) が与えられている。この式は、原子炉压力容器の欠陥分布関数であるMarshall分布をもとに、亀裂が肉厚を貫通しないように補正したものとなっている。鋳造ステンレス鋼に適用する場合には保守的であるとの記載がある⁽¹⁶⁾。この式から再現される分布を図4に示す。浅い亀裂ほど存在確率が大きくなっている。数字上は貫通亀裂の確率 $P(a)$ は 10^{-6} 程度となっている。

初期亀裂のアスペクト比 (a/c) の決定には次式のモデル⁽¹⁶⁾を用いた。

$$P(c/a) = \frac{\alpha}{\frac{c}{a}\gamma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{\ln^2\left(\frac{c}{a\beta}\right)}{2\gamma^2}\right) \tag{8}$$

(ただし、 $c/a > 1$)

鋳造ステンレス鋼に対しては $\alpha = 1.419$ 、 $\beta = 1.336$ 、 $\gamma = 0.5382$ が適用されている⁽¹⁶⁾。この式で得られるアスペクト比の分布は図5のようになる。相

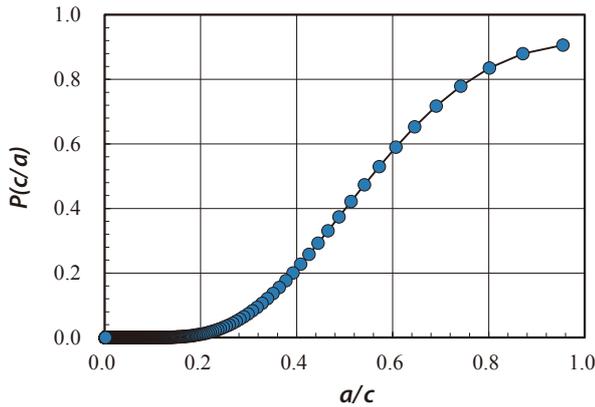


Fig. 5 Distribution for crack shape (aspect ratio a/c) used for the Monte Carlo crack growth simulation.

対的に a/c が大きい場合の確率が大きくなっている。

(2) 亀裂成長速度

PWR一次系環境におけるステンレス鋼の疲労亀裂成長速度を予測するために維持規格で規定されている式（日本機械学会，2012）を比例倍した次式を用いた。

維持規格の予測式は安全係数として2.7（標準偏差 s , $10^{2s} = 2.7$ に相当）が乗じられている⁽¹⁷⁾ため、式(9)では安全係数で除した比例係数 1.61×10^{-13} を使用している。つまり、式(9)は実験結果を最適近似した速度式に相当する。 T_c は温度（単位： $^{\circ}\text{C}$ ）、 t_r は負荷上昇時間（単位： s ）で値は表2に示している。 R は応力比で、本解析では $R = 0$ とした。

$$\frac{da}{dN} = 1.61 \times 10^{-13} T_c^{0.63} t_r^{0.33} \frac{(\Delta K)^{3.0}}{(1-R)^{1.56}} \quad (9)$$

(3) 荷重条件

亀裂成長予測に用いる荷重として、プラントの起動停止などに伴う流体の温度の過渡変化に起因する熱応力を想定したHojoら⁽⁹⁾の荷重条件を適用した。この条件は、本解析と同様にPWR一次冷却材管で発生する熱応力を想定しており、下式と表2によって与えられる。

$$\Delta \sigma(x) [\text{MPa}] = 12 + 104 \left(\frac{x}{t} \right) - 55 \left(\frac{x}{t} \right)^2 + 2 \left(\frac{x}{t} \right)^3 \quad (10)$$

$$\Delta \sigma(x) [\text{MPa}] = 81 - 106 \left(\frac{x}{t} \right) + 59 \left(\frac{x}{t} \right)^2 - 4 \left(\frac{x}{t} \right)^3 \quad (11)$$

Table 2 Applied load conditions for crack growth analyses.

No.	Stress distribution	Number of cycles (/years)	T_c ($^{\circ}\text{C}$)	t_r (s)	σ_{bg} (MPa)	p (MPa)
#1	Eq. (10)	4	175	1000	75	15.4
#2	Eq. (11)	4	175	1000	75	15.4
#3	Eq. (12)	2.5×10^3	325	100	20	15.4

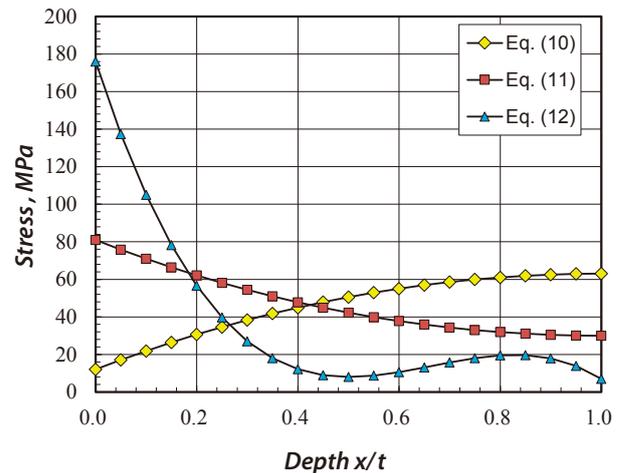


Fig. 6 Thermal stress distributions in the depth direction used for crack growth analyses. The number of cycles for each distributions is given in Table 2.

$$\Delta \sigma(x) [\text{MPa}] = 176 - 838 \left(\frac{x}{t} \right) + 1339 \left(\frac{x}{t} \right)^2 - 670 \left(\frac{x}{t} \right)^3 \quad (12)$$

ここで、 x は内表面からの距離で、 $\Delta \sigma$ と x/t の関係を図6に示した。曲げ応力 σ_{bg} と内圧 p も熱応力と比例的に負荷されると仮定した。荷重の極小状態では熱応力、曲げ応力、内圧を零と置いて、荷重変動幅を算出した。

解析では、過渡#1を1サイクル、#2を1サイクル、そして#3を625サイクルの順に負荷し、これを1バッチとする。そして、60年に相当する240バッチ分の成長を予測した。

(4) 検査による亀裂検出確率

解析で検査を模擬する場合は、亀裂検出確率 (Probability of detection, 以後POD) を次式のロジスティック関数で考慮した⁽¹⁸⁾。

$$POD(a) = \left[1 + \exp \left\{ -\frac{\pi}{\sqrt{3}} \left(\frac{\ln a - \mu_{POD}}{\sigma_{POD}} \right) \right\} \right]^{-1} \quad (13)$$

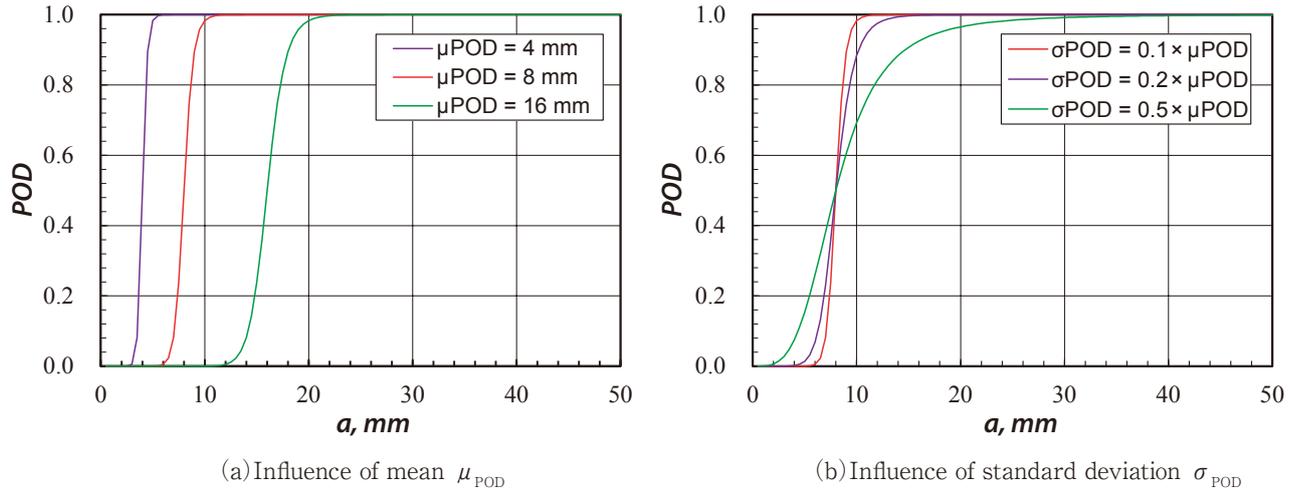


Fig. 7 Probability of detection (POD) curves assumed in the Monte Carlo simulations. The shape of the POD is determined by the mean μ_{POD} and standard deviation σ_{POD} .

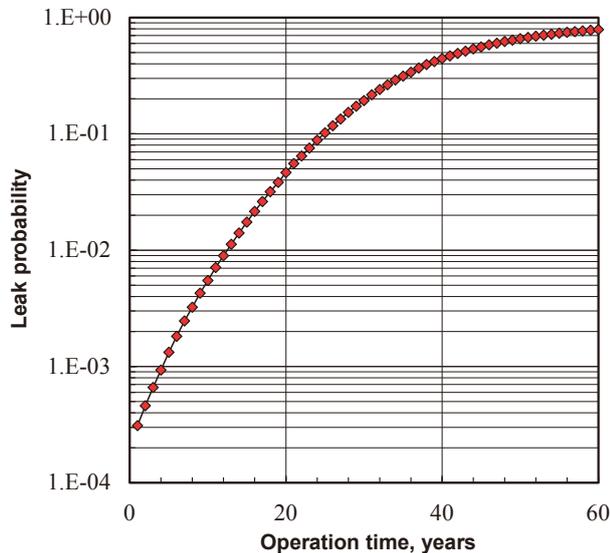


Fig. 8 Leak probability obtained by the Monte Carlo simulation in which fracture and inspections are not considered.

ここで、 μ_{POD} と σ_{POD} はそれぞれ平均と標準偏差となる。配管の肉厚70 mmの10%に近い $\mu_{\text{POD}} = 8$ mmと $\sigma_{\text{POD}} = \mu_{\text{POD}} \times 0.1$ を基本条件とし、図7に示すように μ_{POD} と σ_{POD} を系統的に変化させた。亀裂深さが30 mmに到達するとほとんどの亀裂を検出できることになる。

5.2. 解析手順

初期欠陥形状 (a と a/c) からの成長を模擬した。成長速度のばらつきには、実験結果より $10^{2s} = 2.7$ 相当の標準偏差 s を考慮した。10年毎に、式(6)の破壊確率予測モデルにしたがって破壊の有無を判断

した。破壊しない場合でも、亀裂が肉厚の75%に到達した場合は漏洩（貫通）と判断した。そして、破壊と漏洩を併せた損傷確率を算出した。検査を模擬した場合は、亀裂が検出されれば、その亀裂は破損も漏洩もしないと判断した。

計算を効率的に実施するため、層別サンプリング手法を適用した。感度解析の結果、 a と a/c に対してそれぞれ20分割（合計400分割）した各セルに対して250回のモンテカルロ計算を実施することで、十分収束した破損確率を得ることができた。

5.3 解析結果

検査を実施せず、亀裂進展のみを生じるとした（破壊確率を $P_f(a/t) = 0$ と設定した）場合の、運転年数毎の漏洩確率（肉厚の75%の到達する確率）を図8に示す。60年の運転によって、79%の亀裂が漏洩している。初期亀裂の平均深さは6.248 mmとなっており、実際よりも大きな想定となっていると考えられる。検査を実施せずに、式(6)の $P_f(a/t)$ を用いたときの破壊確率（破損確率ではないことに注意）を図9に示す。先に述べたように、破壊の有無は10年毎にその時の亀裂深さ (a/t) を式(6)に代入することで判断しているので、破壊確率は10年毎に不連続に変化している。60年の運転によって、破壊する確率は0.1%程度で、漏洩確率と比較して小さい。図8および図9の漏洩および破壊する確率と初期亀裂深さとの関係を図10に示す。亀裂深さが $a/t = 0.075$ (5.25 mm) 以上の亀裂では60年の運転中に漏洩か破壊のいずれかを引き起こしている。

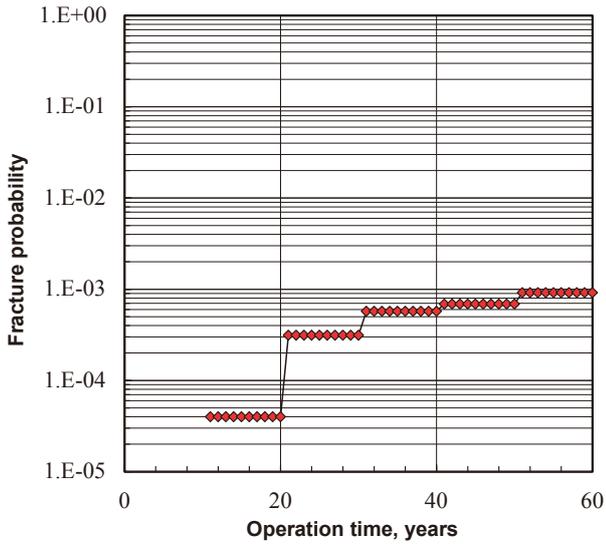


Fig. 9 Fracture probability obtained by the Monte Carlo simulation in which inspections are not considered.

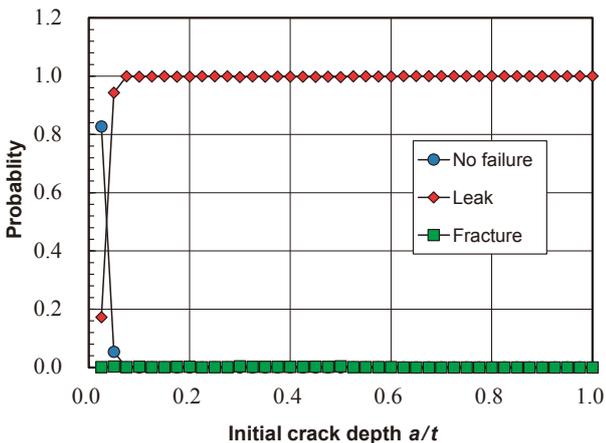


Fig. 10 Effect of initial crack depth on probability of leakage or fracture during 60 years operation. The crack deeper than $0.075t$ caused leakage or fracture.

破壊の確率は漏洩の1/1000程度で相対的に小さく、破損モードとしては漏洩が主となる。

時間基準保全の考え方にしたがって、定期的に検査を行うことを模擬した。予め定められた年数毎に検査を実施し、亀裂が検出されれば、以後の計算を中止し、その亀裂は破損に至らなかったと判断した。亀裂検出確率PODを $\mu_{POD} = 8 \text{ mm}$ 、 $\sigma_{POD} = \mu_{POD} \times 0.1$ とした場合の破損確率を図11に示す。破損確率は、検査をしない場合の破損確率で正規化している。つまり、検査を実施することで減少した破損確率の割合を示している。破壊確率は漏洩確率より小さいことから、破壊と漏洩を合わせた破損確率の減少率は、ほぼ漏洩確率の減少率と一致している。正規化

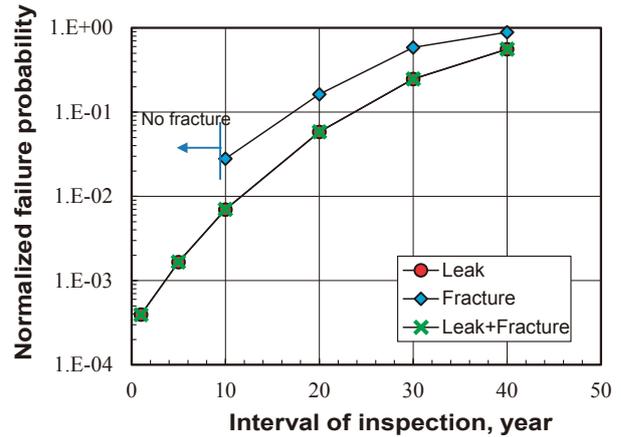


Fig. 11 Change in failure probability by conducting periodical inspection of $\mu_{POD} = 8 \text{ mm}$ and $\sigma_{POD} = \mu_{POD} \times 0.1$. The failure probability is normalized by value obtained assuming no inspection.

破損確率は検査間隔が短くなるほど小さくなった。20年毎に検査することで、破損確率は、検査をしない場合の6%程度まで抑えることができる。検査間隔が30年および40年では60年の運転で実質的に1回の検査しか実施されない。破損確率は検査間隔が30年の方が40年より短いことから、運転期間中に検査を1回のみ実施する場合は、40年目よりも30年目に実施した方が、破損のリスクは低く抑えることができる。計算結果(図示はしていない)では、検査をしない場合に40年目以降に破損する確率は0.345であった。これに対し、30年目に検査した場合は、 3.67×10^{-4} 、40年目に検査した場合は零になった。つまり、40年目の検査で亀裂が検出されなければ、60年目まで破損しないことになる。

検出確率の平均 μ_{POD} を4 mmまたは16 mmとした場合、または標準偏差 σ_{POD} を $\mu_{POD} \times 0.2$ または $\mu_{POD} \times 0.5$ とした場合の結果を図12に示す。検査精度を変えても破損確率は大きく変化しないことがわかる。亀裂の検出可能寸法を小さくしたり、検査の見逃し確率を小さくしたりするよりは、検査頻度を増やした方が、破損確率の減少には効果的であると考えられる。 casting stainless steel pipe に対しては、超音波検査で検出可能な亀裂の最小寸法は比較的大きくなるが、検出性の低さは検査頻度で補うことができる。

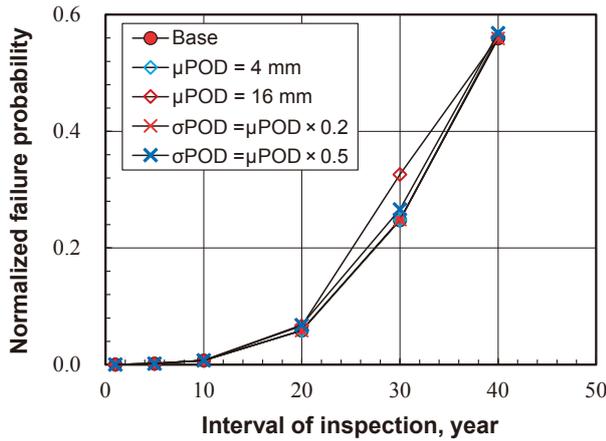


Fig. 12 Normalized failure probability obtained for various inspection conditions.No significant difference was caused by change in the POD curve.

6. 実力基準保全の適用

6.1. 検査間隔の決定方法

図1でも説明したように、検査で検出できる亀裂の最小寸法がわかっているならば、寿命 N_f に到達するまでの最小期間 (t_{res}) は、検査を行った時点での運転期間 (t_{cur}) に対する比率として推定できる。例えば、20年目に検査で亀裂が検出できなかった場合の破損までの余寿命は ($20 \times t_{res}/t_{cur}$) 年となる。この余寿命を超えないタイミングで次の検査を実施すれば、亀裂が限界寸法を超えることはない。余寿命算出のための比率 t_{res}/t_{cur} はP-curveを策定することで算出できる。

熱荷重下での疲労亀裂成長を想定したP-curveを図13に示す。亀裂発生までの潜伏期間を零、初期亀裂深さ a_i を0.1 mmとおいて⁽¹⁹⁾、式(9)の速度式にしたがい亀裂成長を予測した。初期表面長さは $a_i/0.4$ とした。実力基準保全を実際に運用する際、P-curve策定における初期の亀裂深さと長さは疲労試験などから想定する。荷重条件としては、一般化したP-curveとするために、表2は用いずに配管内面流体の線形な温度変化によって発生する熱応力を算出して用いた⁽⁸⁾。熱応力の算出で用いる流体温度変化幅は、最終的に得られるP-curveには影響せず、流体の温度変化率の影響も小さいことが示されている⁽⁸⁾。図13は温度変化率を保守的に想定して得られた。亀裂が肉厚の75%に到達した時点をも寿命 N_f とした。亀裂が浅い場合は、亀裂成長速度は成長とともに大きくなるが、深さが30 mmを超えると亀

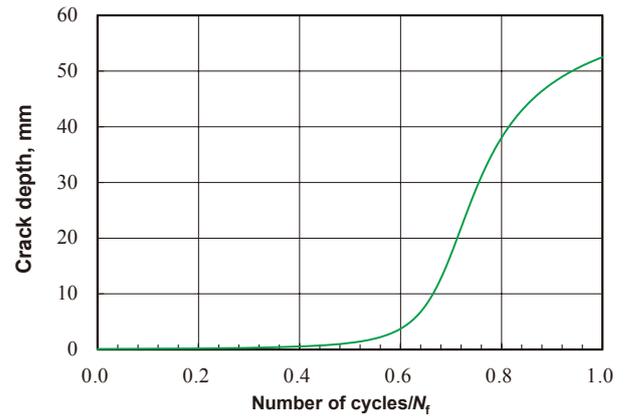


Fig. 13 Postulated crack growth curve (P-curve) obtained for fatigue crack growth under thermal stress and initial crack depth of 0.1 mm. The fatigue life N_f was defined by leakage, which corresponds to crack growth to 75% of pipe thickness.

裂成長の加速は飽和した。熱応力は表面で最大となり深くなるほど減少するため、亀裂が深くなると亀裂の成長駆動力が低下する。

P-curveの横軸の繰返し数は N_f で正規化しているが、これによりP-curveが式(9)の定数項や荷重の大きさに依存しなくなる。また、熱応力算出に用いた熱伝達係数、伝熱係数、温度変化率にも依存しないか、ほとんど依存しない⁽⁷⁾。P-curveに影響する因子としては、初期亀裂寸法の他に、亀裂成長速度における指数定数(式(9)の定数3.0)となる。P-curveを用いて算出される t_{res} と t_{cur} の関係を図14に示す。検査の亀裂検出限界 $\mu_{(insp)}$ を1, 2, 5, および8 mmとした場合の結果を示した。POD曲線の検出限界の平均 μ_{POD} とは異なり、 $\mu_{(insp)}$ は決定論的に定義される検出限界となることに注意されたい。 $\mu_{(insp)}$ を8 mmとした場合の余寿命 t_{res} は次式で表される。

$$t_{res} = 0.538 t_{cur} \tag{14}$$

前回の検査間隔を $\Delta t_{insp}^{(i)}$ とすると、実力基準保全に従う次の検査間隔 $\Delta t_{insp}^{(i+1)}$ は次式で決定される。

$$\Delta t_{insp}^{(i+1)} \leq \text{Max} \left\{ t_{res}^{(i)}, \Delta t_{insp}^{(i)} \right\} \tag{15}$$

この式では、次回検査までの運転時間は、これまでの検査間隔 $\Delta t_{insp}^{(i)}$ より短くなることは許容していない。このように、実力基準保全では過去の運転実績 t_{cur} が将来の検査間隔に反映されることになる。

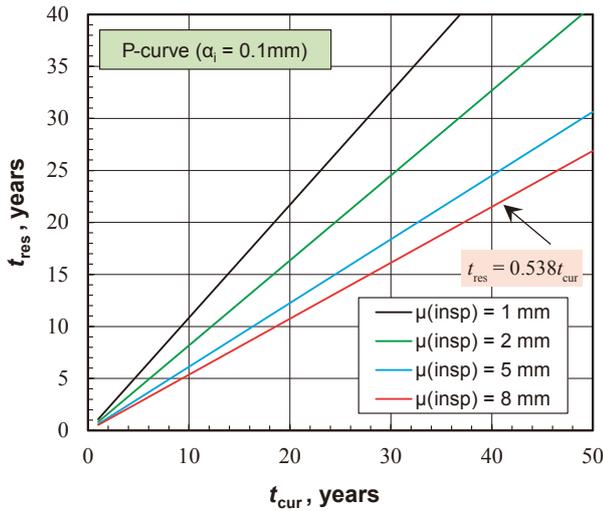


Fig. 14 Residual life t_{res} for given operating time t_{cur} determined by the P-curve. Detectability of inspection was represented by $\mu_{(insp)}$.

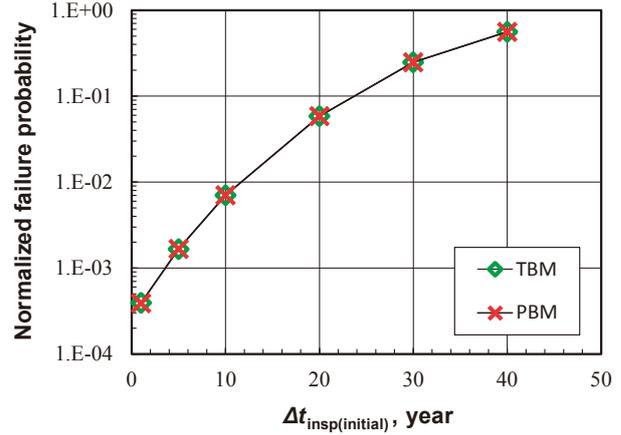


Fig. 15 Change in normalized failure probability with interval of inspection $\Delta t_{insp(initial)}$. The interval $\Delta t_{insp(initial)}$ was kept constant for whole life in the time based maintenance (TBM) concept whereas the interval was extended according to operation time for the performance based maintenance (PBM) concept.

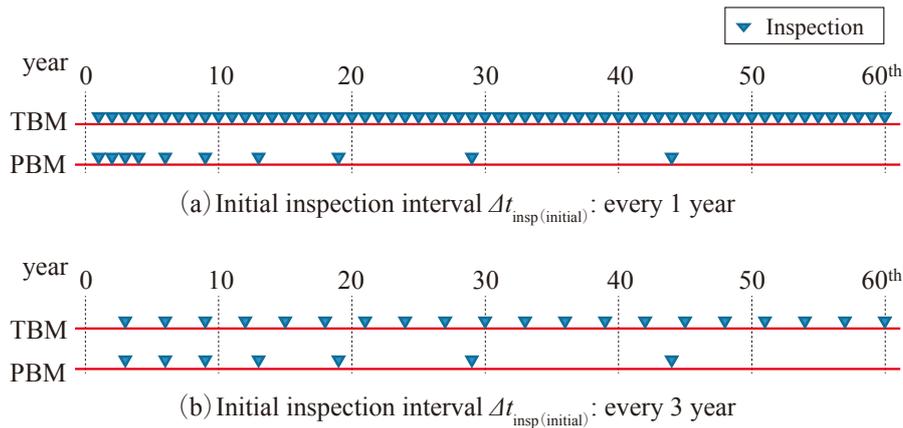


Fig. 16 Inspection schedule determined by time based maintenance (TBM) concept and performance based maintenance (PBM) concept. The number of inspection is reduced by applying PBM.

6.2. 解析結果

図15に実力基準保全を適用した場合の正規化破損確率 (図中でPBMと表示) を示す. 併せて時間基準保全 (図中のTBM) の結果も示す. 最初の検査間隔を $\Delta t_{insp(initial)}$ は, 実力基準保全も時間基準保全も同じとなる. 2回目からの検査間隔は, 式(14) および式(15)で決定される. 実力基準保全を適用しても破損確率の変化はほとんど見られない. 実力基準保全を適用した場合の検査スケジュールを図16に示す. 最初の検査間隔 $\Delta t_{insp(initial)}$ が1年の場合と3年の場合を示している. 実力基準保全では, 運転年数が経過するごとに検査間隔が長くなっていることがわかる. これにより, 検査の数量を削減することが可能となる.

破断, リーク, または亀裂検出までに実施された検査数の平均と正規化破損確率の関係を図17に示す. この図は, 破損確率を達成するための検査数量を示していると解釈することができる. 実力基準保全を適用することで, とくに, 破損確率を低く抑えたい場合 (検査間隔が短く, 検査頻度が大きい場合) に検査数量を減らせることがわかる.

機器の破損リスクの観点からは, 実力基準保全を適用する方が, 検査数量を少なくすることができる. 逆に, 同じ検査数量ならば, より懸念のある部位 (たとえば運転期間, 使用期間の短い部位) に検査を集中させることで, 機器の破損リスクを低減させることが可能となる.

維持規格の個別検査は, 劣化モードを限定して, 成長予測により検査間隔を決定している. 実力基準

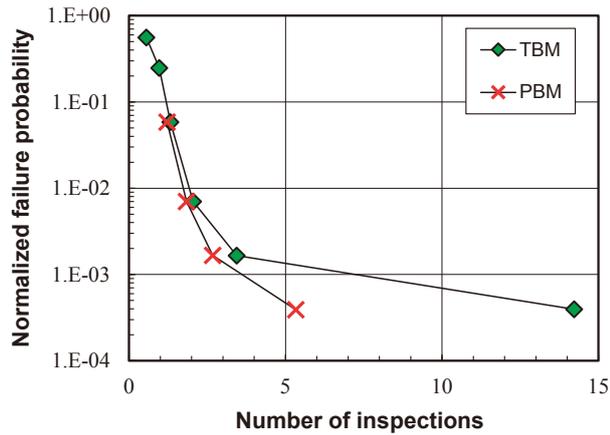


Fig. 17 Relationship between the normalized failure probability and average of number of inspections. By applying the PBM, the number of inspection can be reduced for the same failure probability.

保全も、個別検査と同様に、亀裂成長予測により検査頻度を合理化している。つまり、個別検査が有効であるという前提では実力基準保全の考え方は合理的で、個別検査の考え方と矛盾することなく適用できると考えられる。

7. 結 言

実力基準保全を適用することで、条件によっては検査頻度を減らすことができる。本報では、確率論的破壊力学コード p-CRESTA コードを用いて、一次冷却材管（鋳造ステンレス鋼）を対象に、実力基準保全を適用した場合の検査頻度の変化と、機器の破損確率への影響を調べた。まず、評価のための破損確率予測モデルを作成した。次に、亀裂成長予測のための解析モデルを作成し、材料特性や初期亀裂形状のばらつきを考慮した解析を行った。また、検査における亀裂検出確率も考慮した。そして、亀裂が貫通または破壊を引き起こす確率を算出し、その確率が検査の方法によってどのように変化するかを調べた。得られた結果は以下のように要約できる。

- (1) PWR一次冷却材管（鋳造ステンレス鋼）の疲労劣化を対象に、破損確率を評価するための確率論的破壊力学解析モデルを構築した。解析を効率的に実施するため、予め破損確率予測モデルを作成する手順を提案した。
- (2) 検査を実施することで破損確率が減少する様子を解析上で模擬した。本解析条件では、20年毎の検査で破損確率は、検査しない場合の6%

程度に低減できること、60年間に1回のみの検査を行うのであれば、40年目に実施するより、30年目に実施した方が破損リスクを小さく抑えられることが示された。

- (3) 破損確率を低減させるためには、検出可能な亀裂寸法を小さくしたり、検査の見逃し確率を小さくしたりするよりは、検査頻度を高くした方が効果的であることが示された。
- (4) 実力基準保全を適用するためのP-curveを作成し、余寿命予測式（式(14)と式(15)）を導出した。
- (5) 実力基準保全を適用することで、破損確率が大きく低下することはなかった。一方、検査頻度を大きく低下させることができ、実力基準保全の有効性を示すことができた。

文 献

- (1) 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) .
- (2) 原子力安全推進協会, 炉内構造物等点検ガイドラインについて（第5版）, JANSI-VIP-21-第5版 (2017).
- (3) Kamaya, M., Performance based maintenance concept to optimize inspection schedule, E-Journal of Advanced Maintenance, Vol. 9-2 (2017) , pp.118-125.
- (4) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Strain-based modeling of fatigue crack growth - An experimental approach for stainless steel, International Journal of Fatigue, Vol.44 (2012) , pp.131-140.
- (5) Kamaya, M., Fatigue crack tolerance design for stainless steel by crack growth analysis, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 177 (2017) , pp.14-32.
- (6) Kamaya, M. and Nakamura, T., A flaw tolerance concept for plant maintenance using virtual fatigue crack growth curve, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Division Conference (2013) , paper no. 97851.
- (7) 釜谷昌幸, 川久保政洋, 亀裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価（成長予測モデルの構築とその適用例）, 日本機械学会論文集A編,

- Vol. 78, No. 795 (2012) , pp.1518-1533.
- (8) Kamaya, M., Assessment of thermal fatigue damage caused by local fluid temperature fluctuation (part I: characteristics of constraint and stress caused by thermal striation and stratification) , Nuclear Engineering and Design, Vol. 268 (2014) , pp.121-138.
- (9) Hojo, K., Hayashi, S, Nishi, W., Kamaya, M., Katsuyama, J., Masaki, K., Nagai, M., Okamoto, T., Takada, Y. and Yoshimura, S., Benchmark analyses of probabilistic fracture mechanics for cast stainless steel pipe, Mechanical Engineering Journal, Vol. 378, No. 4 (2016) DOI:10.1299/mej.16-00083.
- (10) Kamaya, M., Stress intensity factors of surface crack with undulated front, JSME International Journal, Series A, Vol. 49, No. 4 (2006) , pp.529-535.
- (11) 釜谷昌幸, 維持規格における曲げ荷重を受ける管の極限荷重評価方法 (設計・建設規格との比較と破壊試験の結果からの考察) , 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 79, No. 801 (2013) , pp.657-671.
- (12) Kamaya, M. and Machida, H., Reference stress method for evaluation of failure assessment curve of cracked pipes in nuclear power plants, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 87 (2010) , pp.66-73.
- (13) Kawaguchi, S., Nagasaki, T. and Koyama, K., Prediction method of tensile properties and fracture toughness of thermally aged cast duplex stainless steel piping, Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2005) , paper no.71528.
- (14) 原子力規制委員会, 第 3 回原子力発電所の高経年化評価等に係る審査会合配布資料 (online) (2014) , available from <http://www.nsr.go.jp/data/000049187.pdf> , (参照日 2017年 9月 7日).
- (15) 原子力規制委員会, 第 7 回原子力発電所の高経年化評価等に係る審査会合配布資料 (online) (2014) , available from <http://www.nsr.go.jp/data/000049229.pdf>).
- (参照日 2017年 9月 7日).
- (16) Harris, D. O., Lim, E. Y. and Dadhia, D. D., Probabilistic pipe fracture in the primary coolant loop of a PWR plant, NUREG/CR-2189, UCRL-18967 Vol. 5 (1981).
- (17) Nomura, Y., Tsutsumi, K., Kanasaki, H., Chigusa, N., Jotaki, K., Shimizu, H., Hirose, T. and Ohata, H., Fatigue crack growth curve for austenitic stainless steels in PWR environment, Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP-Vol. 480 (2004) , pp.63-70.
- (18) Frédéric, J., Ekaterina, I. and Christophe, R., Assessment of inspection performance using simulation supported POD curves, Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2009) , paper no. 77675.
- (19) Kamaya, M., Flaw tolerance assessment for low-cycle fatigue of stainless steel, Journal of Pressure Vessel Technology, (2017) , Vol. 139, Issue 4 (2017) DOI: 10.1115/1.4036141.

T字配管合流部における壁面温度変動の 数値シミュレーション^{*1}

Conjugate Numerical Simulation of Wall Temperature Fluctuation at a T-junction Pipe

歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara) ^{*2}

三好 弘二 (Koji Miyoshi) ^{*2}

中村 晶 (Akira Nakamura) ^{*2}

要約 T字合流配管にて温度差のある流体が混合する場合、合流部下流の配管で温度変動に伴う熱疲労が生じることがある。熱疲労評価手法の開発の一環として、筆者はこれまでT-Cubic実験装置でT字合流配管を対象とした熱流動実験を行ってきた。本研究では、T-Cubic実験を対象に配管金属まで計算領域に含めて流体構造熱連成計算を行い、流体温度や管内面温度変動の再現精度を検討した。時間平均速度分布および時間平均温度分布は計算領域全体でよい再現精度を示した。流体領域の速度変動強度に関しては、壁面から離れた箇所では過小評価の傾向はあったが、壁面近傍ではピーク値を含め実験データの傾向を再現できた。熱疲労評価において管内面の温度変動強度は最も重要な評価パラメータの1つであり実験データを20%程度過大評価したが、分布の傾向はある程度定性的に再現することができた。

キーワード 熱疲労, T字合流配管, 温度変動, 数値シミュレーション, ラージエディシミュレーション

Abstract Thermal fatigue cracks may occur in a T-junction pipe due to the mixing of hot and cold fluids. To develop an evaluation method for thermal fatigue, the authors previously performed a mixing tee experiment called the T-Cubic experiment. In this study, a fluid-structure coupled simulation for conjugate heat transfer was carried out to investigate the predictive performance of the flow and temperature fields and temperature fluctuation on the pipe inner surface at a mixing tee of the T-Cubic experiment. The computational domain included 304 type stainless steel pipe as well as the working fluid of water. Time-averaged velocity and temperature were reproduced well over the entire computational domain. Although velocity fluctuation intensity at a distance from the wall was relatively smaller than experimental data, the simulation could reproduce the trend of the experimental data, especially the velocity fluctuation intensity peak near the wall. The temperature fluctuation intensity was also larger than the experimental data, though the tendency could be reproduced by the simulation. The temperature fluctuation intensity on the pipe inner surface is the most important parameter for thermal fatigue and though it was 20% to 36% larger than the experimental data at its peak, the tendency was reproduced to a certain extent.

Keywords Thermal fatigue, T-junction pipe, Temperature fluctuation, Numerical simulation, Large eddy simulation

1. はじめに

T字合流配管は火力や原子力などの発電所においてなくてはならない配管要素である。配管合流部において高低温水が合流する場合、高サイクル熱疲労が発生することがある。熱疲労によるき裂はT字合流配管下流で度々発生している。例えば、1998年フランスCivaux発電所でのき裂発生に伴う冷却水

漏洩事象⁽²⁾や近年の米国の原子力発電所でのき裂発生事例⁽³⁾などはT字合流配管下流で発生している。熱疲労は発電所における主要な配管劣化メカニズムであり、プラント設計や保全において考慮しなければならない現象である。

日本機械学会では熱疲労に関する評価指針として、2003年に「配管の高サイクル熱疲労評価指針」(以後JSME指針)⁽⁴⁾を策定した。JSME指針での配

*1 本原稿はMechanical Engineering Journal (2018), Vol.5, No.3, Paper No.18-00044⁽¹⁾に対し一部加筆・省略したものである。

*2 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

配管合流部評価フローは図1の通りで、実験データベースに基づき、高低温水合流による温度差の低減効果を考慮した温度ゆらぎ幅や熱応力評価式を用いて熱疲労発生の可能性が判定される。JSME指針では、4つの評価ステップのうちいずれかのステップを満足すれば評価終了となる。いずれのステップも満足しなかった場合は、「詳細評価」というパスが残されており、適切な方法により評価を実施することが認められている。JSME指針は実験データに基づき作成されており、広範囲の実験条件（入口流速および主管と分岐管の管径比）をカバーしているが、全ての運転条件を詳細にカバーしているわけではない。また、実際の現象が不明な部分は、JSME指針では保守的に評価するように設計されている。例えば、配管内の熱応力振幅は流体温度変動に対して周波数依存性を持つが、JSME指針では周波数依存性を考慮せず、最大の熱応力振幅を計算している。よって、JSME指針で保守的に考慮している周波数依存性などの事象を、実験および数値シミュレーションによってより精緻に評価することが望ましく、保守性の低減も期待できる。

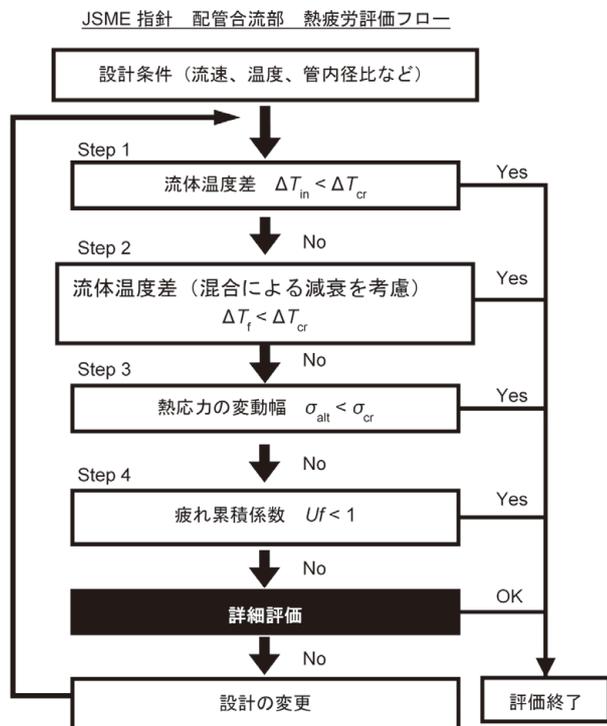


Fig. 1 JSME 指針による配管合流部熱疲労評価フロー⁽⁴⁾，図中 ΔT_{in} は合流前の流体温度差， ΔT_{cr} は判定温度差， ΔT_f は合流後の温度ゆらぎ幅（両振幅）， σ_{alt} は熱応力振幅， σ_{cr} は平均応力の効果を考慮した疲労限， Uf は疲れ累積係数である。

熱疲労のメカニズムを理解するために、これまで様々な実験が行われてきている。実機プラントでの温度条件（高温水200℃以上，低温水20～40℃）で配管合流部下流の流体温度，壁面温度を測定した実験が実施されている^{(5)~(7)}。日本原子力研究開発機構（Japan Atomic Energy Agency, JAEA）が実施したWATLON実験⁽⁸⁾では、透明なアクリル試験体を用いているため主管と分岐管温度差は15℃と低いが、合流部下流の流速分布と温度分布を計測することができている。そのため、WATLON実験を対象とした数値計算が多く実施されている^{(9)~(12)}。著者らもWATLON実験を対象とした数値計算を実施し^{(13)~(18)}、前述のJSME指針における「詳細評価」手法の開発を行ってきた。数値計算による「詳細評価」が取り扱う範囲は、数値流体計算（CFD）による局所流体の温度変動，流体から壁面への熱伝達，壁面内の熱伝導，そして構造解析による熱応力分布算出までを想定している。よって、壁面内の温度変動を数値計算で捉えるためには、流体と構造を連成させて計算を行う必要がある。また、数値計算の妥当性を検討するには、壁面温度の実験データが必要となる。これまで、配管合流部下流における壁面温度を計測した事例はあるが^{(5),(19)}、計測点数が数点程度と壁面温度の妥当性を検討するには十分でなかった。

そこで、著者らのグループでは実験ループ（T-Cubic, Transient Temperature measurement equipment at a T-junction pipe）を用いて^{(20)~(24)}、148点の熱電対で壁面表面の温度変動分布を計測した。計測データは数値計算で算出した壁面温度の妥当性検証用のデータとして使用可能である。また、実験で得られた壁面温度データをもとに構造解析を行い、熱応力分布の算出も可能である⁽²⁴⁾。

本研究の最終的な目標はJSME指針における熱疲労評価を一部もしくは全部を置きえ可能な「詳細評価」手法の開発であるが、そのために本稿では、T-Cubicの実験データとの比較を通して計算結果の妥当性検討を行う。特に、熱疲労評価で最も重要な点である壁面温度変動の再現精度について検討する。そして、流体から壁面への熱伝達による温度変動の減衰特性についても検討を行う。

2. 数値計算方法

2.1. 計算対象

数値計算はT-Cubic実験ループ^{(22)~(24)}を対象とする。装置の模式図を図2に示す。実験装置は主に高温水タンク、低温水タンク、混合水タンク、高温水ポンプ、低温水ポンプから構成されている。流れ場の乱れは試験体上流に設置された整流器で低減した。T字配管合流部の試験体形状を図3に示す。試験体はSUS304ステンレス鋼で作成している。主管内径 D_m および分岐管内径 D_b はそれぞれ150 mm, 50 mmである。試験体形状はJAEAのWATLON実験⁽⁸⁾とほぼ同様である。

実験条件を表1に示す。詳細は既報⁽²³⁾に示す通りである。流動様式は主管と分岐管の運動量比で決定されるが⁽⁸⁾, 合流部下流で最も壁面の温度変動が大きくなる壁面噴流となるように、主管と分岐管の

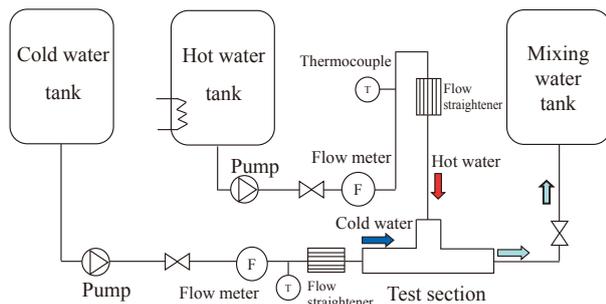


Fig. 2 T-Cubic実験装置

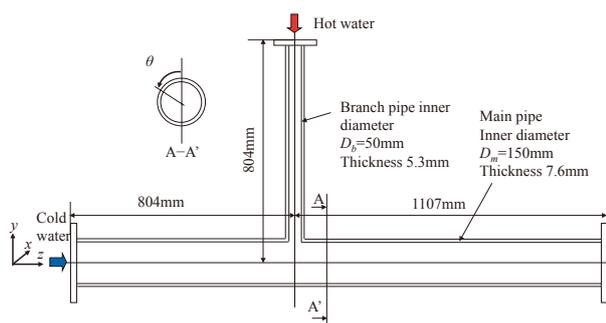


Fig. 3 T字配管合流形状の試験体 (SUS304で作成)

Table. 1 実験条件

項目 [単位]	主管	分岐管	備考
管断面平均速度 [m/s]	1.0	0.65	流動様式が壁面噴流となるよう設定
温度 [°C]	25.7	59.8	
管内径 [m]	0.15	0.05	
Reynolds数 [-]	1.7×10^5	7.1×10^4	

流入速度を設定した。

2.2. 温度測定

流体温度を測定するための熱電対ツリーを図4に示す。16本のシース付き熱電対を並べて設置し、主管中心軸に対して回転および平行移動して流体温度分布が計測できるようになっている。また、主管内面の温度分布は図5に示すように配管に埋め込んだ熱電対(148点)で計測した。計測に関する詳細は既報⁽²³⁾に示した通りである。

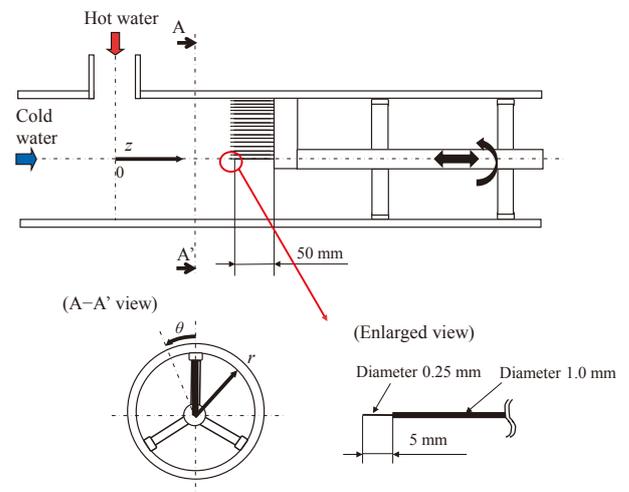
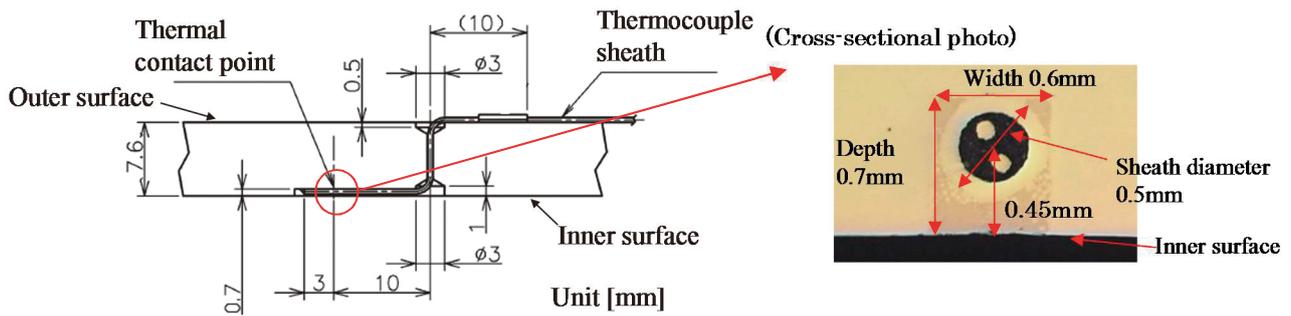


Fig. 4 流体温度測定用の熱電対ツリー

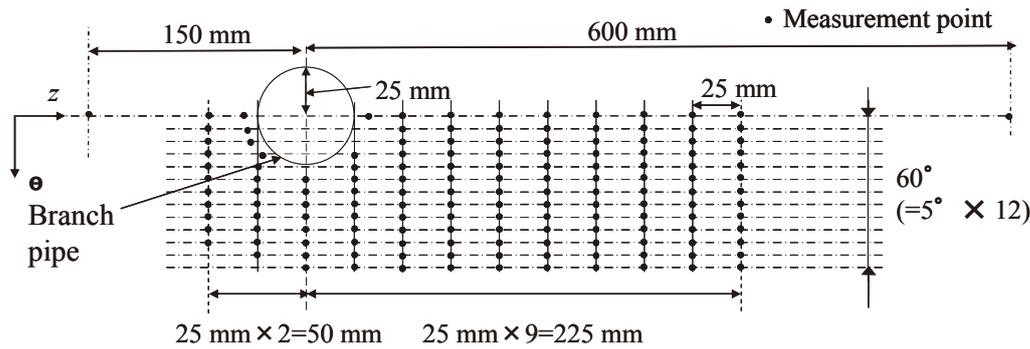
図4, 5の熱電対で計測した温度は、厳密に言えばシースや埋め込み金属の影響を受けており、流体温度もしくは管内面温度の変化に対して時間遅れが生じる。よって、温度は多少誤差を持つことになるので、誤差を補正するための伝達関数(振幅比, 位相遅れ)を作成し、計測データの誤差を補正した。伝達関数の作成は有限要素法による熱伝導解析を別途行い、温度変動周波数に応じた振幅比, 位相遅れの式を作成した⁽²³⁾。

2.3. 流速測定

流速測定は図6に示す専用の試験体を用いて温度測定とは別に行った⁽²⁰⁾。レーザドップラ流速計(LDV, KANOMAX, Model 8739-S)を用い、試験体はレーザ光を通すよう透明なアクリル製とした。管の周囲は壁面でレーザ光の屈折が和らぐよう水ジャケットで取り囲んでいる。トレーサ粒子には平均粒径 $4.1 \mu\text{m}$, 密度 1020 kg/m^3 のナイロン粒子を



(a) 内面から計測点までの深さ



(b) 温度測定点

Fig. 5 管内面温度測定用の熱電対の取付位置

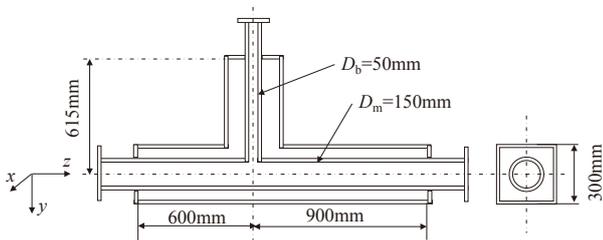


Fig. 6 流速測定用アクリル試験体

用いた。サンプル数は約3万である。流速の条件は表1に示す通りであるが、流体温度は室温とした。

3. 数値計算方法

数値計算領域を図7に示す。上流側長さは配管合流部から $2D_m$ (主管), $2D_b$ (分岐管), 下流側長さは $5D_m$ である。配管金属も計算領域に含めた流体構造熱連成計算とし、流体からの熱伝達、配管内の熱伝導も計算している。

計算条件を表2に示す。主な計算条件は既往の研究結果^{(14),(18)}に従い決定した。流入境界条件はT-Cubic実験の測定値を適用している。図8に流入境界における時間平均流速分布を示す。ここで、 w は速度の z 方向成分であり、 w_{ave} は時間平均値である。図では実験データ(白抜き丸)と計算値(実線)

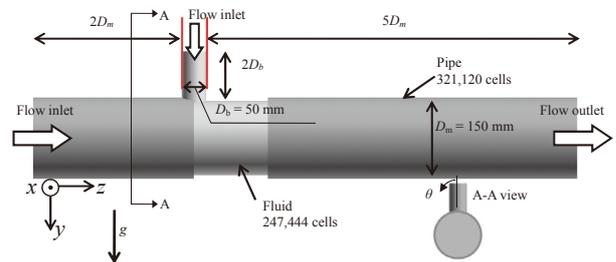


Fig. 7 数値計算領域 (流体および配管金属)

にずれが生じているが、入口流量で実験データと計算結果を比較して両者が一致することを確認している。流入境界での速度変動 u'_{rms} もVortex法⁽²⁵⁾で考慮している。 u'_{rms} の定義は次の通りである。

$$u'_{rms} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (u_i - u_{ave})^2}{N}} \quad (1)$$

ここで、 u_i は瞬時の速度、 u_{ave} は時間平均速度、 N はサンプル数である。なお、T-Cubic実験で測定した速度変動 u'_{rms} の分布を流入境界で反映するために、 u'_{rms} の値からVortex法の中で指定可能な乱流エネルギー k とエネルギー消散率 ϵ に換算して指定している⁽¹⁾。図9に流入境界における速度変動強度分布を示す。計算値(実線)が実験データ(白抜き丸)

Table. 2 計算条件

ソフトウェア		FLUENT 15.0	
流体 (水)	密度	991.0 kg/m ³ (42.75℃) プシネスク近似使用	
	粘性係数	温度依存, 温度の多項式で計算	
	比熱		
	熱伝導率		
	体膨張係数	3.99 x 10 ⁻⁴ 1/K (42.75℃)	
構造 (SUS304)	密度	7916.3 kg/m ³ (42.75℃)	
	比熱	温度多項式	
	熱伝導率		
乱流モデル		LES dynamic (Smagorinsky-Lilly)	
境界条件	流入境界	主管入口	管断面平均値 $U_m = 1.0$ m/s, $T_m = 25.7$ °C
		分岐管入口	管断面平均値 $U_b = 0.65$ m/s, $T_b = 59.8$ °C
		流速分布	測定結果を使用
		速度変動	Vortex法で乱流強度分布を指定
	流出境界	圧力境界	
	管内面	運動量	粘着条件もしくは対数則 (壁面 y^+ の値に応じて切替)
		エネルギー	フーリエの法則もしくは温度対数則 (壁面 y^+ の値に応じて切替)
	管外面	断熱	
時間	時間刻み	0.0002 s	
	初期条件	標準 $k-\epsilon$ 計算結果	
	統計量 (時間平均および変動値)	10~101 sの値で算出	
計算メッシュ	流体	247,444セル	
	構造	321,120 セル	
	壁面 y^+	60以下	

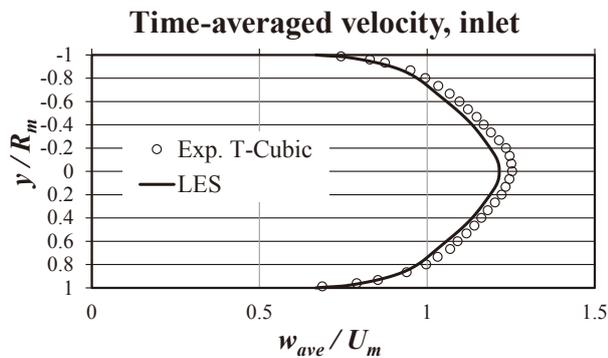


Fig. 8 流入境界における時間平均速度分布 (R_m は主管半径, w_{ave} は時間平均速度の z 方向成分)

を多少過小評価する箇所もあるが、実験データに沿うよう設定できており、速度変動強度を一定値で与えるよりは実験条件に近づけることができているものと考えられる。

なお、本計算では壁面境界条件として壁関数を使用している。配管合流部のように、大きく乱れた流れ場で壁関数を使用することには議論の余地があるが、本研究では壁面近傍の計算メッシュ数を低減させるため壁関数を用いた。これまでの研究^{(9),(16)}か

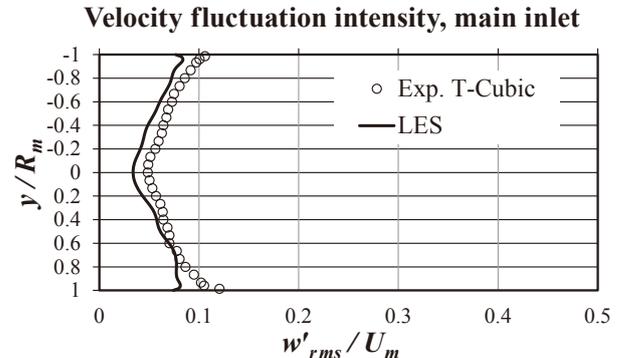


Fig. 9 流入境界における速度変動強度分布 (R_m は主管半径, w'_{rms} は速度変動強度の z 方向成分)

ら、壁関数を用いても、配管合流部下流の壁面近傍の流体温度変動は妥当に再現できることが確認されている。ただし、流体構造計算において、壁関数が壁面伝熱にどのような影響をおよぼすかは不明である。ちなみに、FLUENTでは y^+ の値(しきい値約10)に応じて粘着条件と壁関数の使用を切り替えている。本計算では合流部上流で小さくても約5、合流部下流で大きくても約60程度であった。

計算メッシュを図10に示す。メッシュ数は流体

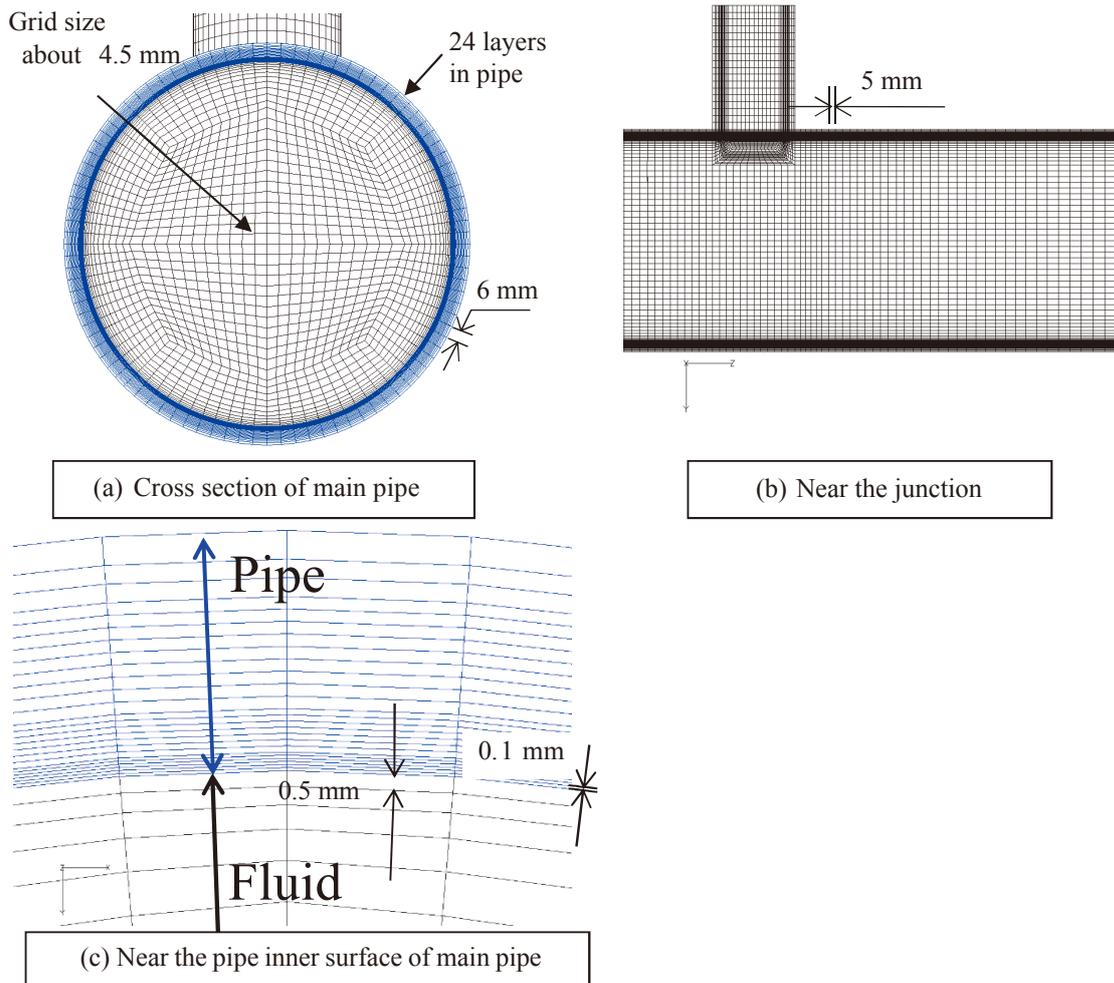


Fig. 10 計算格子

部で約25万セル，配管構造部で約32万セルである。メッシュは管内面に沿うようにし，壁から第1層の厚さは流体側で0.5 mm，構造側で0.1 mmである。なお，計算結果のメッシュ依存性を考慮して，WATLON実験を対象とした数値計算⁽¹⁸⁾の計算メッシュを流用している。T-Cubic実験は試験体形状，実験条件ともにWATLON実験と類似しており，流用可能と判断した。

4. 数値計算結果

以下で示す計算結果において， x ， y ， z 座標は水平方向，鉛直方向，流れ方向とした。座標原点は主管中心軸と分岐管中心軸の交差点とする。

4.1. 時間平均速度

時間平均速度分布の数値計算結果を図11に示す。

描画している値は速度の絶対値の時間平均値で，主管の流入境界速度 U_m で無次元化している。流れ場の傾向は既往研究⁽¹⁸⁾とほぼ同じであり，合流部下流の分岐管側壁面近傍には速度がよどむ領域が現れ，その領域を避けるように主管・分岐管の混合流が流れ，局所的に流速が増加している。

図12は時間平均速度分布（流れ方向成分 w_{ave} ）を実験データと計算結果で比較したものである。分布は合流部下流 $z = 0.5D_m$ での鉛直 y 方向に沿ったも

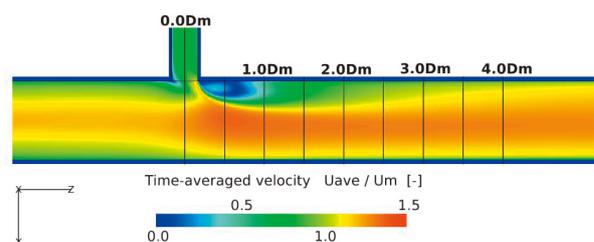


Fig. 11 時間平均速度分布の数値計算結果
(描画断面は管中心軸を通る鉛直断面)

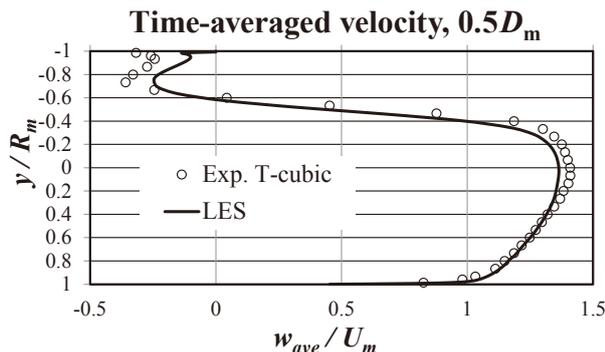


Fig. 12 時間平均速度分布の実験データと数値計算結果の比較 ($z = 0.5D_m$)

のである。逆流が壁面近傍付近 ($y / R_m < -0.6, R_m = D_m/2$) で現れており、管中央に近づくにつれ流速が増加している。計算結果は逆流領域も含め、実験データを精度よく再現している。

4.2. 速度変動強度

図13に速度変動強度の計算結果を示す。描画している値は流れ方向速度変動強度 w'_{rms} を U_m で無次元化したものである。速度変動はよどみ領域付近、特に主管流れと分岐管流れの境界で強くなっている。両者の境界で自由せん断層が形成されるためだと考えられる。図14は $z = 0.5D_m$ における速度変動強度 w'_{rms} を実験データと計算結果で比較したものである。計算結果は実験データの分布の傾向を定性的に再現しているが、ピーク値 ($y/R_m = -0.5$) で13.8%の過小評価となった。また、主流側 ($y/R_m > 0$) でも実験データよりも計算値が小さくなった。

著者らは既報⁽²⁶⁾にて流入境界条件がT字合流部の流れ場に与える影響について検討しており、合流部下流の速度変動の再現には、流入境界で速度変動を考慮する必要があることを確認している。本計算でも図9に示すように流入境界で速度変動を考慮しているので、図14の過小評価の原因は他に要因があると考えている。しかしいずれにせよ、合流部

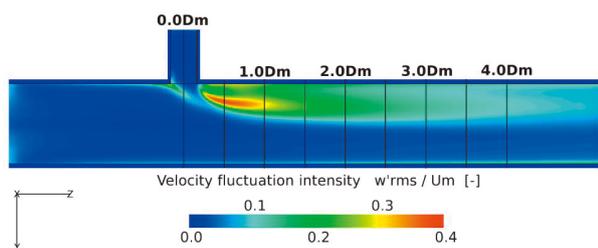


Fig. 13 速度変動強度の数値計算結果

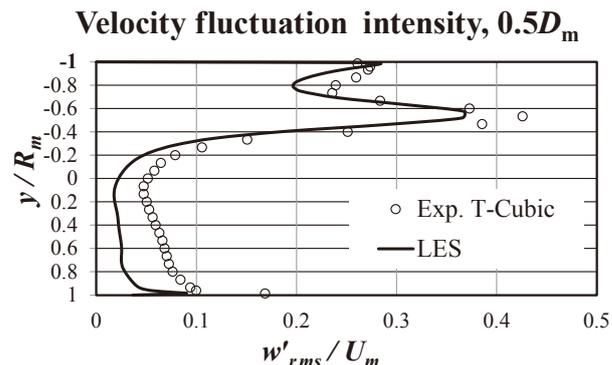


Fig. 14 速度変動強度の実験データと数値計算結果の比較 ($z = 0.5D_m$)

壁面近傍 ($y/R_m = -1$) の速度変動に関しては、十分実験データに見合う予測精度を示せたと考えている。

4.3. 流体温度分布

図15に管中心軸を通る鉛直断面における時間平均温度分布 T_{ave} を示す。温度は主管温度 T_m 、分岐管温度 T_b で、 $(T_{ave} - T_m) / (T_b - T_m)$ のように無次元表示している。分岐管から合流した高温水が主管の流れに押し流され分岐管側の壁面近傍に沿う、いわゆる壁面噴流の流動様式を形成している。高温水の領域は下流に進むに従い温度が低下し、周囲の低温水と混合していく様子がわかる。図16に合流部下流 $z = 0.5D_m$ の管断面における時間平均温度分布を

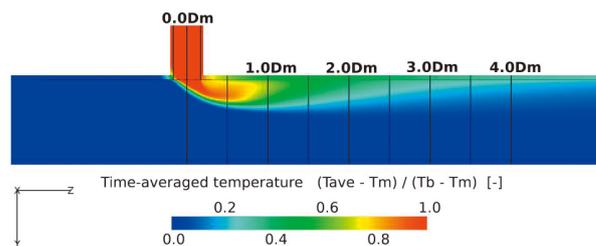
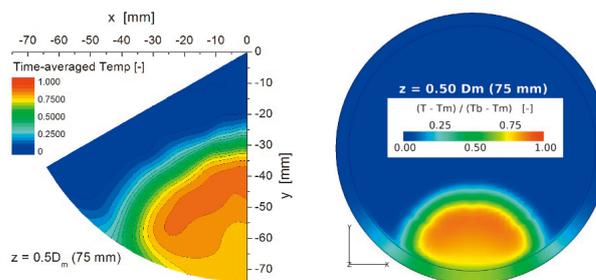


Fig. 15 時間平均温度分布



(a) 実験データ (b) 計算結果(配管も含む)

Fig. 16 時間平均温度分布 (描画断面は合流部から $z = 0.5D_m$ 下流の管断面)

示す。図16(a)は熱電対ツリーで計測した実験データで、 $0^\circ \sim 60^\circ$ を 5° ごとに計測し、208点の計測値をコンター表示している。分岐管からの高温水が壁面近傍に位置することが確認できるが、図16(b)の数値計算結果でも同様な温度分布を再現することができている。

図17に、より定量的な実験データと計算結果の比較を示した。温度分布は、鉛直y軸から 30° 傾いた半径方向に沿ったもので、高低温水の境界付近を通る線分上である。計算結果は実験データを精度よく再現できている。

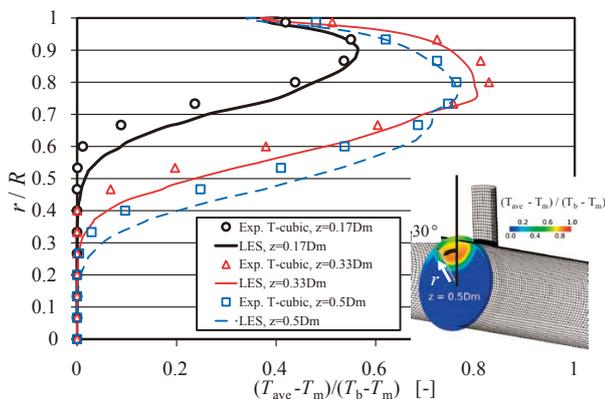


Fig. 17 時間平均流体温度の実験データと数値計算結果の比較 ($z = 0.17D_m, 0.33D_m, 0.5D_m$)

4.4. 流体温度変動強度

温度の変動強度を図18, 図19に示す。ここで示した温度変動強度 T_{rms}^* は次式で無次元化した量である。

$$T_{rms}^* = \frac{T_{rms}}{T_b - T_m} \quad (2)$$

$$T_{rms} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_i - T_{ave})^2}{N}} \quad (3)$$

ここで、 T_i は瞬時の温度、 N はサンプル数である。 T_{rms}^* が大きくなる領域は速度変動強度(図13)が大きくなる領域と類似しており、主管・分岐管流れの境界付近である。このことは図19をみるとよりはっきりわかる。 T_{rms}^* が大きくなる領域は分岐管からの流れを覆うように存在している。

図20は T_{rms}^* の分布を実験データと計算結果で比較したものである。数値計算では実験データの分布傾向を再現しているが全体的に過大評価であり、特

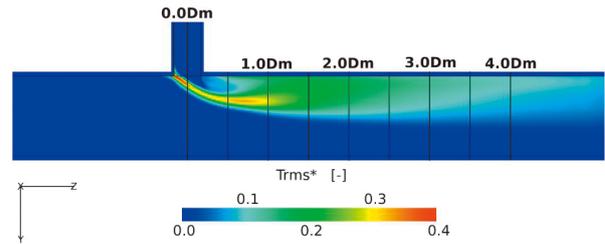
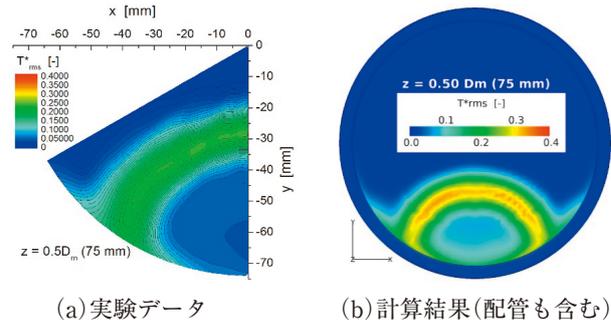


Fig. 18 温度変動強度分布
(描画断面は管中心軸を通る鉛直断面)



(a) 実験データ (b) 計算結果(配管も含む)

Fig. 19 温度変動強度分布
(描画断面は合流部から $z = 0.5D_m$ 下流の管断面)

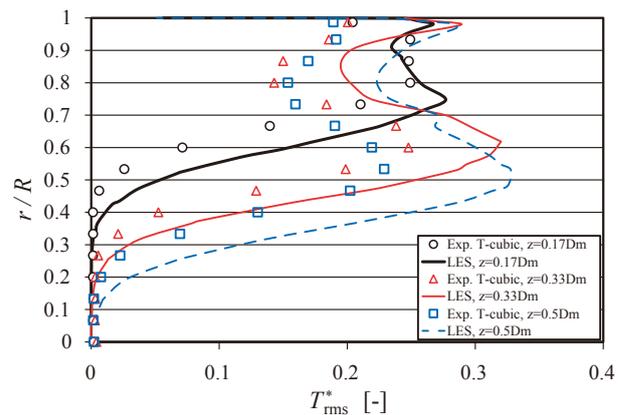
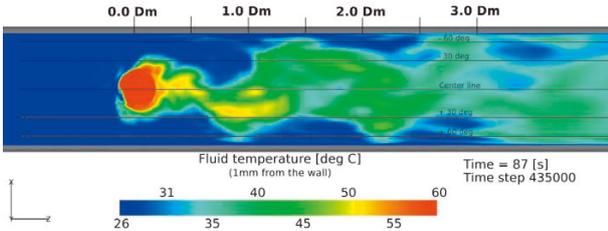


Fig. 20 流体の温度変動強度分布の実験データと数値計算結果の比較 ($z = 0.17D_m, 0.33D_m, 0.5D_m$)

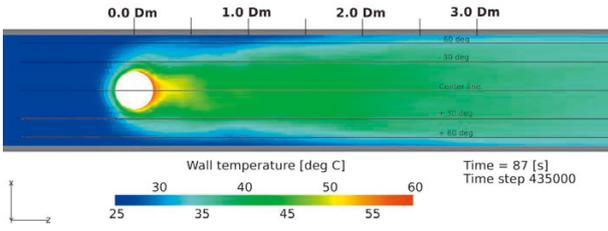
に、 $z = 0.5D_m$ の壁面近傍では50%の過大評価となった。この過大評価の理由は現在のところ不明であり、今後改善する必要がある。

4.5. 管内面における温度分布

壁面近傍における瞬時の温度分布を図21に示す。図は流体側から壁面を俯瞰した図である。図21(a)は管内面から1 mm離れた地点の流体温度分布、図21(b)は管内面上の温度分布である。図中の水平方向の線は 30° ごとに引いたもので、分岐管からの高温水領域の混合・拡散する範囲がわかるように示した。高温水領域は合流部下流 $1.0D_m$ 辺りまでは大体



(a) Fluid temperature (1 mm from the wall).



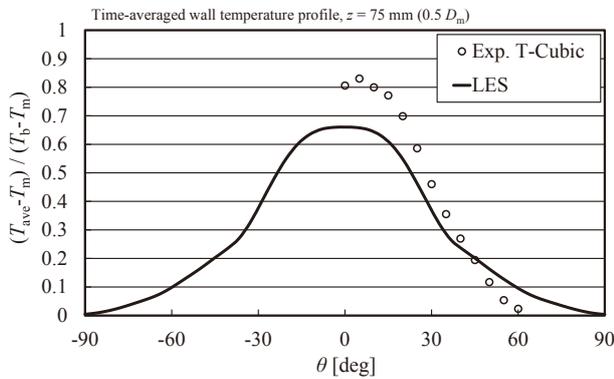
(b) Temperature on the pipe inner surface.

Fig. 21 壁面近傍における瞬時の温度分布

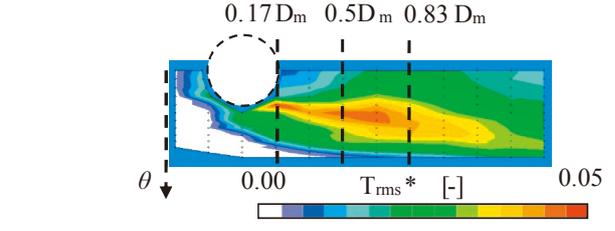
± 30° の範囲にあるが、徐々に範囲が広がり 3.0D_m 付近では ± 90° 程度まで達している。図 21 (a) の流体温度は図 21 (b) の管内面温度に比べ強く変動している。同様な流体温度の変動は、既往の研究^{(8), (9), (13)}でも観察されており、変動の主要因は馬蹄形の渦の周期的な揺動・放出によるもので、変動周波数もカルマン渦列の場合の St = 0.2 とほぼ同様であることがわかっている。ここで、St は変動周波数 *f* を無次元表示した Strouhal 数であり以下の式で与えられる。

$$St = \frac{fD_b}{U_m} \quad (4)$$

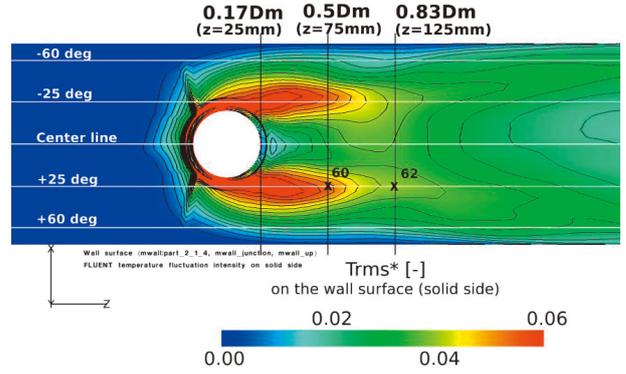
一方、図 21 (b) の管内面温度は流体温度と比べあまり変動しておらず、時間平均値のように分布している。このことから、比較的高周波な流体温度変動は壁面へ伝熱する際に減衰し、低周波な変動だけが



(a) 時間平均温度



(a) 実験データ (Miyoshi et al., 2014b)



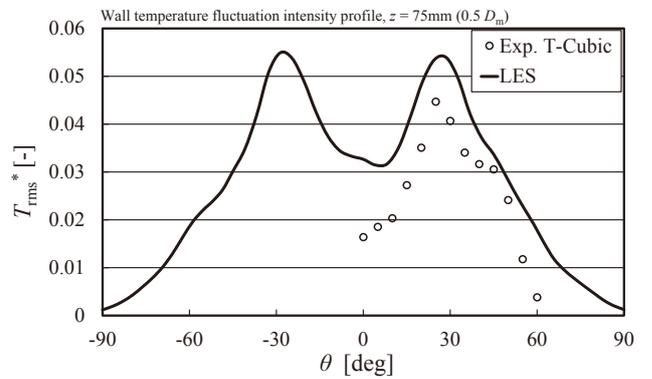
(b) 計算結果

Fig. 22 管内面における温度変動強度の比較

管内面上に伝わるのがわかる。

4.6. 管内面温度の再現精度

図 22 に管内面温度変動強度分布を示す。図 22 (a) は実験データ⁽²²⁾であり、図 22 (b) は数値計算結果である。実験では分岐管出口から下流 1.0D_m までの $\theta = 20^\circ \sim 30^\circ$ の範囲で大きな温度変動が現れた。数値計算でも定性的な傾向は再現されているが、大きな変動が現れる領域は実験データに比べ狭くなった。より定量的な比較を図 23 に示す。図 23 (a) は $z = 0.5D_m$ における時間平均温度、図 23 (b) は温度変動強度で、水平軸は図 7 で定義した周方向角度である。時間平均温度は 0° で最も大きく、角度が大き



(b) 温度変動強度

Fig. 23 管内面の時間平均温度と温度変動強度 ($z = 0.5D_m$)

くなるとともに温度が低下する。数値計算結果は分布の傾向を再現しているが、 0° での最大値を18%過小評価した。図23(b)の温度変動強度についても、数値計算は約 30° にあるピーク値の出現を捉え、分布の傾向を再現できているが、 0° での値を2倍程度、 30° での値を20%過大評価した。

以上のように、数値計算は熱流動場をある程度再現できているが、定量的には実験データとの間に差が生じている。管内面での温度変動強度は、熱応力の変動に直接結びつくため、熱疲労評価において重要な物理量である。管内面の温度変動強度の過大評価は、流体の温度変動強度の過大評価と関連すると考えられる。図20では、 $z = 0.5D_m$ における壁面近傍の流体温度変動は50%程度過大評価であった。一方、 $z = 0.5D_m$ における管内面での温度変動強度(ピーク値)は20%の過大評価となる。流体に比べ壁面上では温度変動の過大評価の割合が低減しているが、壁面境界条件として壁関数を使用したことが原因の1つとして考えられる。そもそも、壁関数の使用は流れ場が完全に発達していること想定しているが、T字配管下流は混合やはく離の影響で壁面近傍が乱され、速度境界層、温度境界層も乱されると想定される。よって、壁面近傍の温度勾配は実際には局所的に急峻となり、壁面熱流束も増加するものと考えられる。しかし、壁関数ではそのような局所的な温度勾配の増加が表現できないため、壁面熱流束を過小評価し、壁内面での温度変動も小さくなるものと考えられる。

以上、壁内面における温度変動強度の計算結果には、流体温度変動の過大評価と壁関数適用による壁面熱流束の過小評価が影響すると考えられる。今後の課題としては、流体温度変動の予測精度向上と、壁内面における壁関数の適用性について検討の必要がある。

これまで、壁内面における温度分布の再現性は、実験データが存在しないため確認できなかった。しかし、T-Cubic実験により管内面の温度データが取得されたため、本研究において数値計算の再現精度を確認することができた。定量的な再現精度にはまだ課題が残るが、管内面の温度の定性的な傾向は数値計算により再現できていることが確認できた。これにより、流体の挙動から配管内の温度変動まで、数値計算を用いた熱疲労評価方法開発の見通しを得ることができた。管内面の温度分布は有限要素法による熱応力解析の入力条件として使用可能である。

よって、著者らは本計算結果を用いて応力解析を実施し、応力分布の再現精度を実験データ⁽²⁴⁾と比較する予定である。

5. 結論

T字合流配管における熱疲労研究の一環として、T-Cubic実験を対象とした数値計算を実施した。数値計算では配管金属まで計算領域に含めて流体構造熱連成計算を行い、管内面温度変動の再現精度を検討した。

流体領域では、時間平均速度分布と時間平均温度分布を精度よく再現できた。速度変動強度に関しては、壁面から離れた箇所では過小評価の傾向はあったが、壁面近傍ではピーク値を含め実験データの傾向を再現できた。温度変動強度は分布の傾向は再現したが、全体的に過大評価となった。

管内面においては、時間平均温度と温度変動強度をある程度の精度で再現することができた。ただし、合流部下流 $z = 0.5D_m$ で温度変動強度のピーク値を20%過大評価し、また、温度変動強度が大きくなる領域は実験データに比べ狭くなった。定量的な再現性に課題は残るが、管内面の温度の定性的な傾向は数値計算により再現できることが確認できた。これにより、熱疲労発生過程の一部である流体温度変動から管内面の温度変動までの一連の流れを、数値計算を用いて評価できる見通しを得ることができた。

6. 参考文献

- (1) Utanohara, Y., Miyoshi, K. and Nakamura, A., Conjugate numerical simulation of wall temperature fluctuation at a T-junction pipe, Mechanical Engineering Journal, Vol.5, No.3 (2018), Paper No.18-00044.
- (2) Chapuliot, S., Gourdin, C., Payen, T., Magnaud, J.P. and Monavon, A., Hydrothermal-mechanical analysis of thermal fatigue in a mixing tee, Nuclear Engineering and Design, Vol. 235, Issue 5 (2005), pp. 575-596.
- (3) McDevitt, M., Hoehn, M., Childress, T. and McGill, R., Analysis and impact of recent U.S. thermal fatigue operating experience, Fourth International Conference on Fatigue

- of Nuclear Reactor Components (2015) , No. 27.
- (4) 日本機械学会, 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針, JSME S 017, (2003).
 - (5) Braillard, O., Quemere, P. and Lorch, V., Thermal fatigue in mixing tees impacted by turbulent flows at large gap of temperature: the FATHER experiment and the numerical simulation, Proceedings of the 15th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 15) (2007) , Paper No. ICONE15-10805.
 - (6) Kuschewski, M., Kulenovic, R., Laurien, E., Experimental setup for the investigation of fluid-structure interactions in a T-junction, Nuclear Engineering and Design, Vol. 264 (2013) , pp. 223-230.
 - (7) Zhou, M., Kulenovic, R., Laurien, E., Kammerer, M. C., Schuler, X., Thermocouple measurements to investigate the thermal fatigue of a cyclic thermal mixing process near a dissimilar weld seam, Nuclear Engineering and Design, Vol. 320 (2017) , pp. 77-87.
 - (8) Kamide, H., Igarashi, M., Kawashima, S., Kimura N. and Hayashi, K. Study on mixing behavior in a tee piping and numerical analyses for evaluation of thermal striping, Nuclear Engineering and Design, Vol. 239 (2009) , pp. 58-67.
 - (9) Tanaka, M., Ohshima, H. and Monji, H., Thermal mixing in T-junction piping system concerned with high-cycle thermal fatigue in structure, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 47, No. 9 (2010) , pp.790-801.
 - (10) Tanaka, M. and Miyake, Y., Numerical simulation of thermal striping phenomena in a T-junction piping system for fundamental validation and uncertainty quantification by GCI estimation, Mechanical Engineering Journal, Vol. 2, No. 5 (2015) , p. 15-00134.
 - (11) Qian, S., Kanamaru, S. and Kasahara, N., High-accuracy analysis methods of fluid temperature fluctuations at T-junctions for thermal fatigue evaluation, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference (ASME-PVP) (2012) , Paper No. PVP2012-78159.
 - (12) Qian, S., Kanamaru, S. and Kasahara, N., High-accuracy CFD prediction methods for fluid and structure temperature fluctuations at T-Junction for thermal fatigue evaluation, Nuclear. Engineering and Design, Vol. 288 (2015) , pp. 98-109.
 - (13) Nakamura, A., Oumaya, T. and Takenaka, N., Numerical investigation of thermal striping at a mixing tee using detached eddy simulation, Proceeding of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13) (2009) , Paper No. N13P1074.
 - (14) Nakamura, A., Ikeda, H., Qian, S., Tanaka, M. and Kasahara, N., Benchmark simulation of temperature fluctuation using CFD for the evaluation of the thermal load in a T-junction pipe, Proceeding of the Seventh Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS-7) (2010) , Paper No. N7P-0011.
 - (15) Nakamura, A., Utanohara, Y., Miyoshi, K. and Kasahara, N., Simulation of thermal striping at T-junction pipe using LES with Smagorinsky constants and temperature diffusion schemes, Proceeding of the Experimental Validation and Application of CFD and CMFD Codes in Nuclear Reactor Technology (CFD4NRS-4) (2012) , Paper No.PS2-P2#3.
 - (16) Nakamura, A., Utanohara, Y., Miyoshi, K. and Kasahara, N., A review of evaluation methods developed for numerical simulation of the temperature fluctuation contributing to thermal fatigue of a T-junction pipe, E-Journal of Advanced Maintenance, Vol. 6, No. 4 (2015) , pp.118-130.
 - (17) Kamaya, M., Utanohara, Y. and Nakamura, A., Thermal fatigue analysis at a mixing tee by a fluid-structural simulation, Proceeding of the ASME 2011 Pressure Vessels &

- Piping Division Conference (ASME-PVP) (2011) , Paper No. PVP2011-57585.
- (18) Utanohara, Y., Nakamura, A., Miyoshi, K. and Kasahara, N., Numerical simulation of long-period fluid temperature fluctuation at a mixing tee for the thermal fatigue problem, Nuclear Engineering and Design, Vol. 305 (2016) , pp. 639-652.
- (19) Kimura, N., Ono, A., Miyakoshi, H. and Kamide, H., Experimental study on high cycle thermal fatigue in T-junction - effect of local flow velocity on transfer of temperature fluctuation from fluid to structure -, Proceedings of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13) (2009) , Paper No. N13P1169.
- (20) 三好弘二, 中村晶, 歌野原陽一, T字配管部の熱疲労評価手法高度化に向けた管壁温度特性の解明, INSS JOURNAL (2013) , Vol. 20, pp. 45-55.
- (21) Miyoshi, K., Nakamura A. and Takenaka, N., Numerical evaluation of wall temperature measurement method developed to estimate thermal stress at T-junction pipe, Mechanical Engineering Journal (2014a) , Vol. 1, No. 2, pp. tep0006.
- (22) Miyoshi, K., Nakamura, A. and Utanohara, Y., An investigation of wall temperature characteristics to evaluate thermal fatigue at a T-junction pipe, Mechanical Engineering Journal (2014b) , Vol. 1, No. 5, pp. tep0050.
- (23) 三好弘二, 中村晶, 歌野原陽一, T字配管部の流体温度ゆらぎによる熱応力特性の解明, INSS JOURNAL (2014) , Vol. 21, pp. 86-98.
- (24) Miyoshi, K., Kamaya, M., Utanohara, Y. and Nakamura, A., An investigation of thermal stress characteristics by wall temperature measurements at a mixing tee, Nuclear Engineering and Design (2016) , Vol. 298, pp. 109-120.
- (25) ANSYS Inc., ANSYS FLUENT Theory Guide, Release 15.0 (2013) , Chap. 4.14.2, Standard Wall Functions, ANSYS, Inc.
- (26) 歌野原陽一, 中村晶, 三好弘二, 笠原直人,

T字合流配管の温度ゆらぎ現象の数値解析－その3：上流境界条件が温度変動におよぼす影響－, INSS JOURNAL (2015) , Vol. 22, pp. 71-83.

オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属のミクロ組織への熱時効と照射の影響

Influence of long-term thermal aging and irradiation on microstructure of austenitic stainless steel welds

藤井 克彦 (Katsuhiko Fujii) *¹ 福谷 耕司 (Koji Fukuya) *¹

要約 オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属への熱時効と照射の影響を明らかにすることを目的に、長期熱時効させた316Lおよび308L溶接金属をイオン照射して硬さの変化とミクロ組織の変化を調べた。その結果、熱時効により増加したフェライト相の硬さは照射により減少することを確認するとともに、その原因は熱時効によるスピノーダル分解、すなわちCr濃度の局所的な変化が減少することであることが分かった。イオン照射のように速い損傷速度条件下では照射がスピノーダル分解への熱時効影響を加速しないことが確認された。一方、照射は熱時効により形成した溶質原子クラスタを成長させる傾向が見られたが、未時効材でも同様なクラスタ形成が認められ、クラスタ形成に対する熱時効と照射の重畳影響は小さいことが示唆された。また、Moはスピノーダル分解を抑制する効果があるのに対して、クラスタ形成を促進する効果があることが分かった。

キーワード オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属、脆化、熱時効、イオン照射、スピノーダル分解、G相析出、アトムプローブ

Abstract Austenitic stainless steel weld specimens embrittled by long-term temperature-accelerated thermal aging were irradiated with 6.4 MeV iron ions at 300°C to study effects of irradiation on the steels. The microstructural change was examined by an atom probe tomography observation and the hardness change was measured with an ultra-micro hardness tester. The hardening of the ferrite phase by thermal aging was found to reduce with irradiation. The spinodal decomposition of the ferrite phase into an iron-enriched α phase and a chromium-enriched α' phase and G-phase precipitation occurred after the long-term thermal aging. The modulation of the chromium density was found to reduce with irradiation. Ni/Si enriched clusters related to G phase precipitates were also observed in ferrite phases of thermal-aged and irradiated specimens. Formation of these clusters was enhanced by irradiation. The effects of Mo on the microstructure of ferrite phases were reducing spinodal decomposition and enhancing cluster formation under thermal aging and irradiation.

Keywords austenitic stainless steel weld, embrittlement, thermal aging, ion irradiation, spinodal decomposition, G-phase precipitation, atom probe tomography

1. はじめに

加圧水型原子炉 (PWR) の1次系主冷却材配管等で使用されている铸造オーステナイトステンレス鋼 (フェライト相とオーステナイト相からなる2相ステンレス鋼。以下、铸造ステンレス鋼と呼ぶ。) の熱時効脆化は重要な劣化事象の一つである⁽¹⁾。熱時効脆化は、時間と温度に依存したミクロ組織変化により生じる延性の低下や靱性と衝撃特性の劣化で

ある。また、機械的特性の変化として耐力や引張強さ、硬さの増加を伴う。このため、非常に多くの研究が行われ、PWR温度条件 (350°C以下) では熱時効脆化を起す主なミクロ組織変化は、フェライト相に生じるスピノーダル分解 (クロム (Cr) が濃化した α' 相と鉄 (Fe) が濃化した α 相への相分離) と析出相 (ニッケル (Ni) リッチなケイ (Si) 化合物であるG相 ($M_6Ni_{16}Si_7$, M=マンガン (Mn), モリブデン (Mo)) などの) の形成であることが認められており、析出相

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

の形成は材料組成に依存することが知られている⁽²⁾~⁽⁴⁾。

PWR構造物材料のうちフェライト相とオーステナイト相の2相組織からなるステンレス鋼は、鋳造ステンレス鋼以外にも、その溶接部とオーステナイト系ステンレス鋼（以下、ステンレス鋼と呼ぶ。）の溶接部がある。ステンレス鋼の溶接部は、鋳造ステンレス鋼と同様に熱時効により経年変化を起こす。例えば、延性脆性遷移温度の上昇やフェライト相のスピノーダル分解とG相の析出が報告されている^{(5),(6)}。ただし、鋳造ステンレス鋼中のフェライトの体積率が10~25%であるのに対して、ステンレス鋼の溶接部は5~15%とフェライト相の含有量が少ないため、軽水炉で想定される温度条件下ではステンレス鋼の溶接部における熱時効脆化の影響は小さいと考えられている。

一方、中性子照射により引き起こされる脆化現象として照射脆化があり、原子炉容器鋼のように 10^{17} n/cm² ($E > 1$ MeV) 程度の低照射量から生じる場合がある。鋳造ステンレス鋼は軽水炉炉心の高中性子束の領域では使用されていないが、炉心の周辺部では下部炉心支持構造物等に使用されている場合があり、 10^{20} n/cm² ($E > 1$ MeV) オーダーの中性子照射を受ける。このため、米国では、運転ライセンス更新に際して熱時効に伴う破壊靱性値の低下に照射効果を加味する必要があるかどうかの検討が原子力規制委員会 (NRC) を中心に進められつつある⁽⁷⁾。これに対して、オーステナイト鋼の溶接部は数dpaの高照射量の中性子に曝される炉心槽に存在しており、現在は破壊靱性の低下が問題とはなっていないが、照射の影響を把握しておくことは重要である。このため、米国電力研究所 (EPRI) を中心に加速熱時効した鋳造ステンレス鋼を高速実験炉BOR-60で中性子照射して照射効果を調べる研究が進められている⁽⁸⁾。

そこで、著者らは2相ステンレス鋼の照射効果を明らかにすることを目的に研究を進めてきた。長期熱時効させた鋳造ステンレス鋼をイオン照射して硬さの変化とマイクロ組織の変化を調べ、照射効果によりフェライト相の時効硬化が小さくなることを確認するとともに、その原因としてスピノーダル分解によるCr濃度の変調が小さくなることを報告している⁽⁹⁾。また、イオン照射のように高い損傷速度条件下では、照射は脆化の促進因子ではなく、熱時効のみの場合に比べてスピノーダル分離を抑制するこ

とで脆化を低減する可能性が考えられることを提案した。

また、PWR実機環境で長時間熱時効と照射されたステンレス鋼溶接金属のフェライト相におけるマイクロ組織変化を調べることを目的に、PWRで類似の熱時効条件下にて使用されたステンレス鋼溶接金属のうち中性子照射を受けた材料 (304系溶接金属) と受けない材料 (316系溶接金属) についてフェライト相のアトムプローブ (APT) 測定結果が報告している⁽¹⁰⁾。スピノーダル分解とG相もしくはその前駆体の析出物の形成を共通して確認したが、調べた低中性子束条件 (1×10^{13} n/cm²·s ($E > 0.1$ MeV)) では、照射によるCr濃度変化の促進は認められず、析出物の成長が認められた。ただし、比較した材料でMo濃度が異なっており、Moの影響も含めて照射の影響についてはさらにデータを拡充して検討する必要があることが分かった。

そこで本研究では、長時間熱時効と照射されたステンレス溶接金属のフェライト相におけるマイクロ組織変化に関する理解を深めることを目的に、イオン照射試験を実施した。400℃で熱時効した316Lおよび308L溶接金属を対象として、軽水炉温度条件を念頭にして300℃で照射を行い、熱時効組織の照射による変化をAPTで測定し、熱時効により生じたマイクロ組織変化がイオン照射によりどのように変化するかを調べるとともに、硬さの変化との関係を調べた。また、316Lおよび308L溶接金属を比較することでMoの影響を検討した。

2. 実験方法

2.1 供試材

400℃で100時間、1,000時間、10,000時間それぞれ時効した316Lおよび308L溶接金属とその未時効材を供試材として用いた。以下、それぞれ100h時効材、1kh時効材、10kh時効材、未時効材と呼ぶ。表1に化学組成を示すとともに、図1に308L溶接金属を例として未時効材の代表的な金相組織を示した。フェライト相の含有量は12~15%である。フェライト相はオーステナイト下地に幅数 μm で樹枝状に分散しており、連続的に存在していた。また、316L溶接金属も同様な組織であり、フェライト相の含有量は約15%である。なお、400℃の時効による金相組織の変化はともに認められていない。

表1 308Lおよび316L溶接金属の化学組成 (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
308L	0.032	0.35	1.45	0.024	0.002	9.79	19.53	-	Bal.
316L	0.024	0.42	1.56	0.025	0.002	12.11	19.26	2.20	Bal.

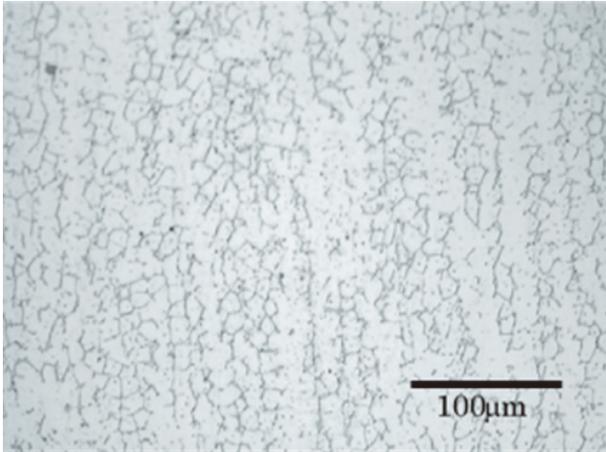


図1 溶接金属のマイクロ組織の例 (308L溶接金属)

2.2 イオン照射

京都大学イオン照射設備DuETでイオン照射試験を実施した。照射には、6.4 MeVの Fe^{3+} イオンを用いた。照射温度は300℃であり、深さ600 nmでの照射量0.2 dpa (損傷速度 3.3×10^{-5} dpa/s)、照射量1 dpa (損傷速度 1.0×10^{-4} dpa/s)、照射量5 dpa (損傷速度 3.3×10^{-4} dpa/s)の照射を行った。なお、損傷量の計算にはSRIM2006を用い⁽¹¹⁾、はじき出しエネルギーを $E_d = 40$ eVとして行った。なお、注入されたFeイオンの600 nm深さ位置での量は最大0.005 at%であり、無視できる量であった。なお、時効材と未時効材に対してイオン照射した試料をそれぞれ時効0.2dpa照射材、時効1dpa照射材、時効5dpa照射材、未時効0.2dpa照射材、未時効1dpa照射材、未時効5dpa照射材と呼ぶ。

2.2 APT測定

集束イオンビーム加工装置を用いてフェライト相とオーステナイト相を含む試験片を採取し、APT測定用の針状の試料を作製した。針状の試料は軸がイオン照射面に平行で、深さ600 nmになるように作製した。これにより、APT測定された領域はほぼ一定の照射量と見なすことができる。

APT測定には、CAMECA社製のLEAP3000XHRを用いた。測定には電圧パルスモードを用い、試料

温度50K、パルス比0.15とした。

APT測定で収集したデータは、質量/電荷比ごとに元素の種類を決定し、Fe, Cu, Ni, Fe/Ni-58, Mn, Siなどの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成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、電圧パルスモードではEvaporation Field = 33.0 V/nmとImage Compression Factor = 1.1を用いた。また、FeとNiの化学組成の割合から質量58の原子の多くがNiと考えられることから、以下の評価では質量58の原子はNiとして取り扱った。

3. 結果

3.1 硬さ測定

図2には、時効材のフェライト相とオーステナイト相のナノインデンテーション硬さの測定結果を時効時間に対して示した。時効時間0のデータは未時効材のものである。また、図3には、時効照射材のフェライト相とオーステナイト相のナノインデンテーション硬さの測定結果を照射量に対して示した。熱時効により316Lおよび308L溶接金属のフェライト相はともに著しく硬さが増加して1000時間以上で飽和する傾向を示すのに対して、オーステナイト相では明確な硬さの変化は認められない。また、308L溶接金属に比べて316L溶接金属の方が、短い時効時間から硬化するとともに硬化の飽和値は大きい傾向がある。照射の効果についてみると、未時効材および硬さの増加量が500 MPa程度の時効材のフェライト相ではイオン照射により硬さが増加した。一方、硬化量の大きな時効材では硬さが一旦減少する傾向を示し、0.2 dpaの照射で硬さが1000 MPa以上減少し熱時効による硬化が大きく回復するが、照射量が増加すると硬さの回復量は小さくなり、5 dpaの照射では照射前以上の硬さまで増加した。ただし、硬さの回復量の変化は熱時効条件に依存する傾向が認められた。すなわち、熱時効時間が短い試料ほど硬さの回復量の減少が低い照射量から

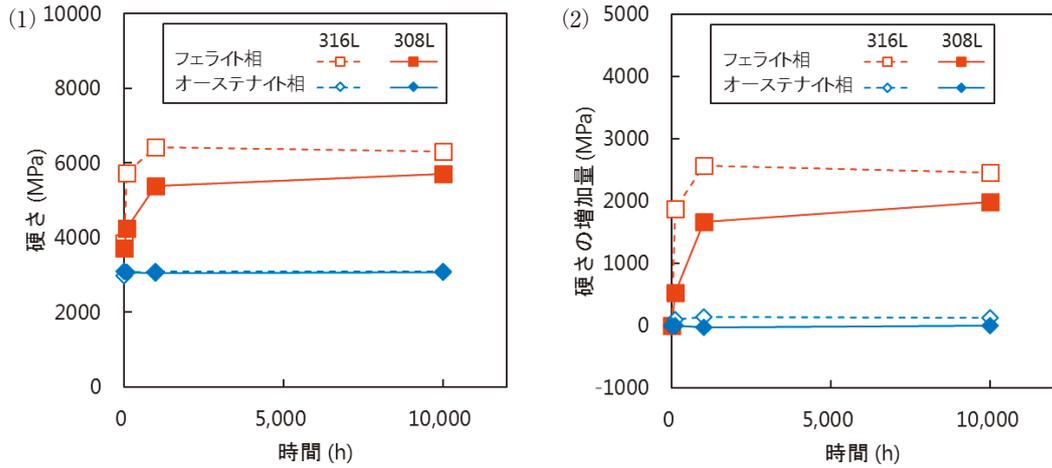


図2 溶接金属の熱時効による硬さの変化. (1) 硬さ, (2) 硬さの増加量

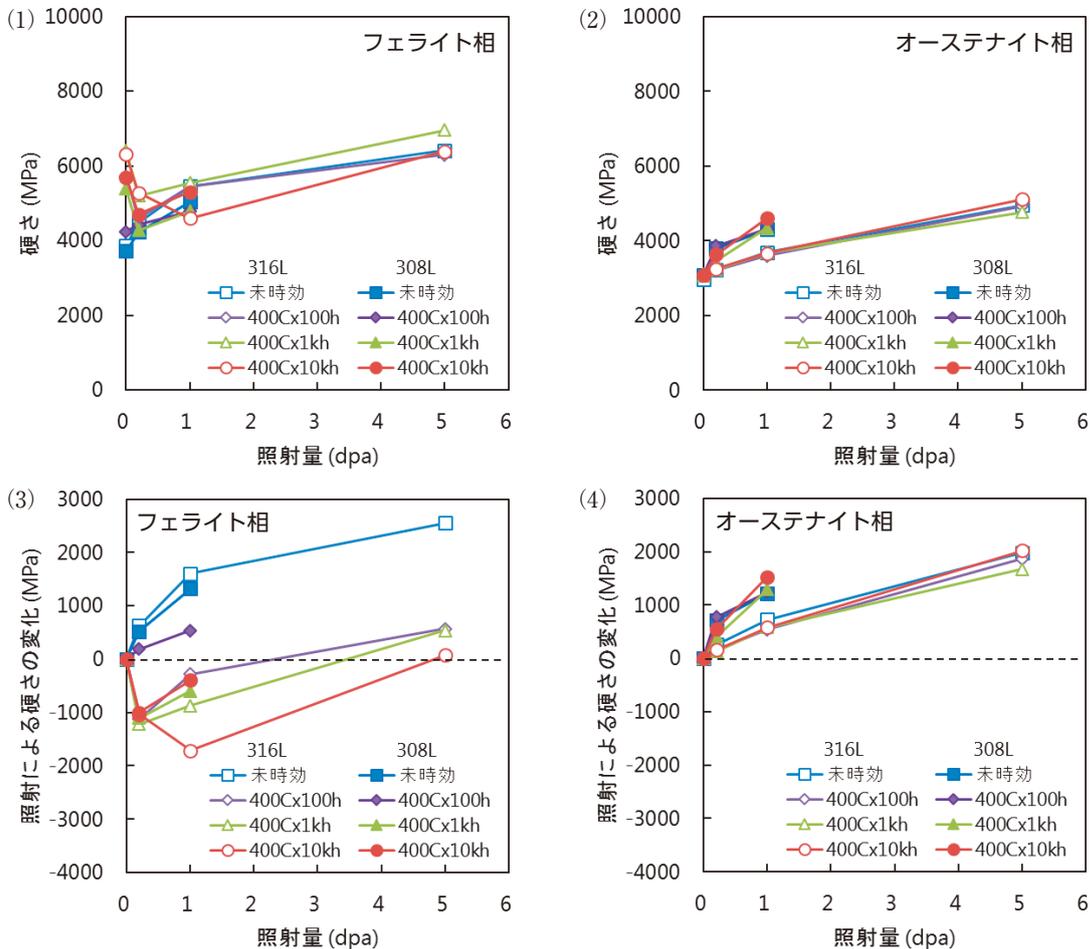


図3 溶接金属の照射による硬さの変化. (1) フェライト相の硬さ, (2) オーステナイト相の硬さ, (3) フェライト相の硬さの変化, (4) オーステナイト相の硬さの変化

始まる傾向があった. これは, 熱時効によるスピノーダル分解や析出相や溶質原子クラスタの形成といったマイクロ組織変化が, イオン照射により一旦何らかの回復を示すが, もとの熱時効マイクロ組織変化の程度と照射量の増加によりマイクロ組織変化が進み, 再

び硬化してゆくことを示唆する. なお, 316Lおよび308L溶接金属の違いは明確ではない.

これに対してオーステナイト相では時効によらず照射により硬さは増加する傾向を示した. 照射硬化量は316L溶接金属に比べて308L溶接金属の方が大

きい傾向が認められた。得られた硬さに対する熱時効と照射の影響は、鑄造ステンレス鋼（フェライト量25%）を熱時効してイオン照射した研究により得られている結果⁹⁾と類似していた。

3.2 APT測定

308L溶接金属、316L溶接金属ともに未時効未照射材のフェライト相では各元素の分布は均一であり、溶接時の熱影響によるCr濃度の揺らぎやG相析出物等の形成は認められなかった。未時効未照射材以外ではNi, Si, Mn, Mo, Pが集積した微小なクラスタが高密度に観察された。また、一部の試料にCr濃度の揺らぎが観察され、スピノーダル分解によるCrが濃化した α' 相の形成が示唆された。

図4に、熱時効および照射されたフェライト相の

アトムマップの例を示した。316Lおよび308L溶接金属の10kh時効未照射材のものと未時効1dpa照射材のものである。各アトムマップの大きさはスケールを統一しており、クラスタのサイズ等を直接比較することができる。Fe, Cr, Mn, Ni, Mo, Si, Pについて原子マップを示した。測定されたアトムマップについて化学組成を計算した結果、全ての試料でCr濃度は25 wt%以上であり、フェライト相が測定されていると判断された。熱時効した316Lおよび308L溶接金属ではCrのアトムマップに明確な揺らぎが観察され、400°Cでの熱時効によりスピノーダル分解が生じていることが確認された。また、Ni, Si, Mn, Pが集積した微小なクラスタが高密度に観察された。なお、316L溶接金属ではクラスタにMoが含まれ、308L溶接金属に比べてクラスタの数密度が大きい傾向がある。この結果は、308L

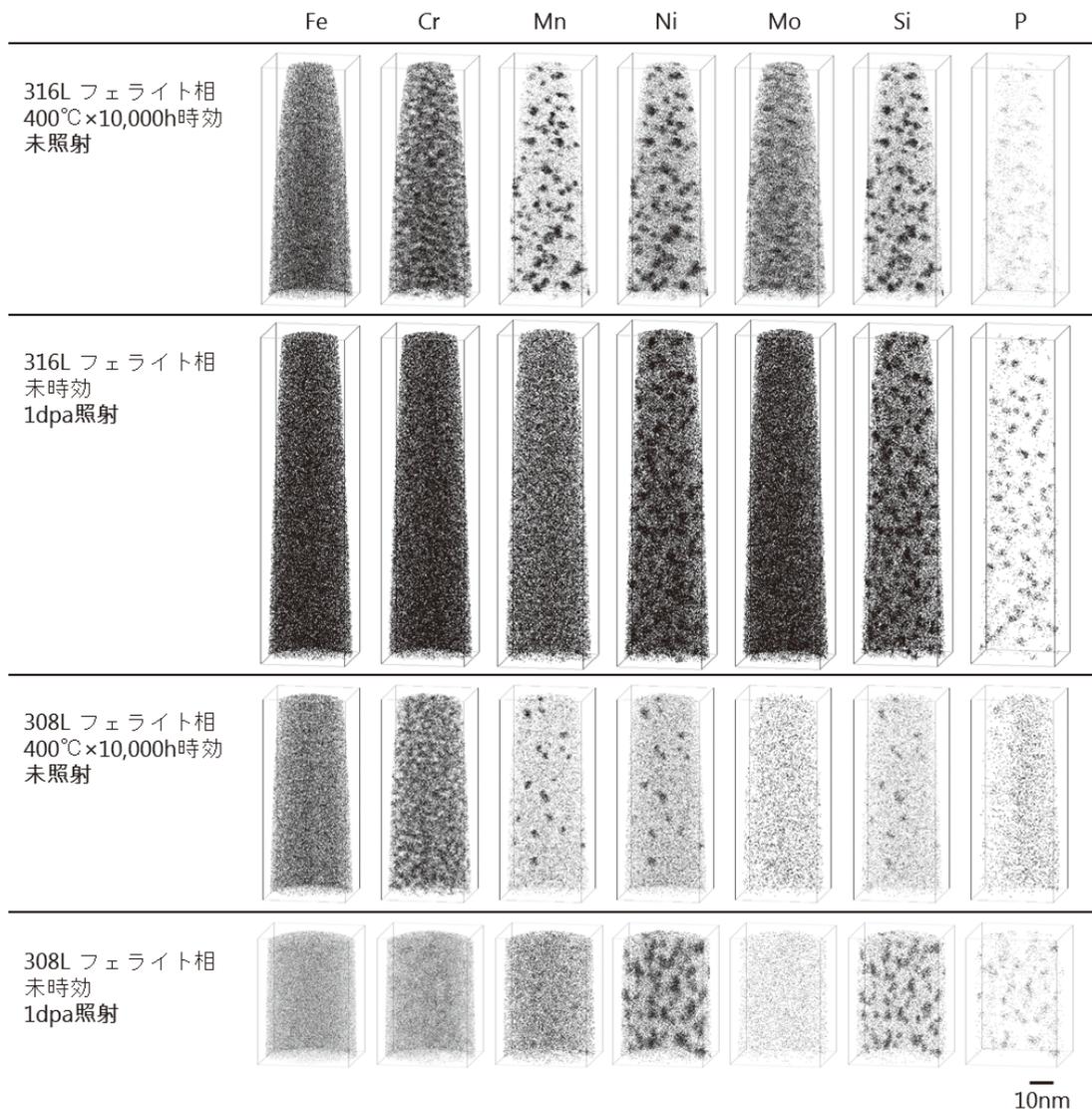


図4 溶接金属のフェライト相の原子マップの例

溶接金属に比べて316L溶接金属の方が熱時効に伴う硬化量が高い傾向と一致する。

未時効材に対して照射を行った試料ではCrの原子マップに明確な揺らぎは観察されず、300℃のイオン照射ではスピノーダル分解を生じがたいことが分かった。ただし、Ni, Si, Pが集積した微小なクラスタが高密度に観察され、これらが硬化の要因であることが示唆される。なお、照射により形成するクラスタにはMnの集積は認められず、熱時効と照射でクラスタの形成機構に違いがあることが示唆される。

図5と6には、316Lおよび308L溶接金属のフェライト相で測定された原子マップの一部を切り出し、Crの原子マップとNi, Si, Mnの原子マップを比較してそれぞれ示した。Crの局所的な濃度変化とNi-Si-Mnクラスタの形成に熱時効と照射の影響が認められる。Crの局所的な濃度変化については、308L溶接金属と316L溶接金属で非常に類似した変化を示した。熱時効時間の増加に伴い相分離が進行するが、照射により相分離が緩和される傾向が認められる。Ni-Si-Mnクラスタの形成については、316L溶接金属の方が308L溶接金属と比べて短

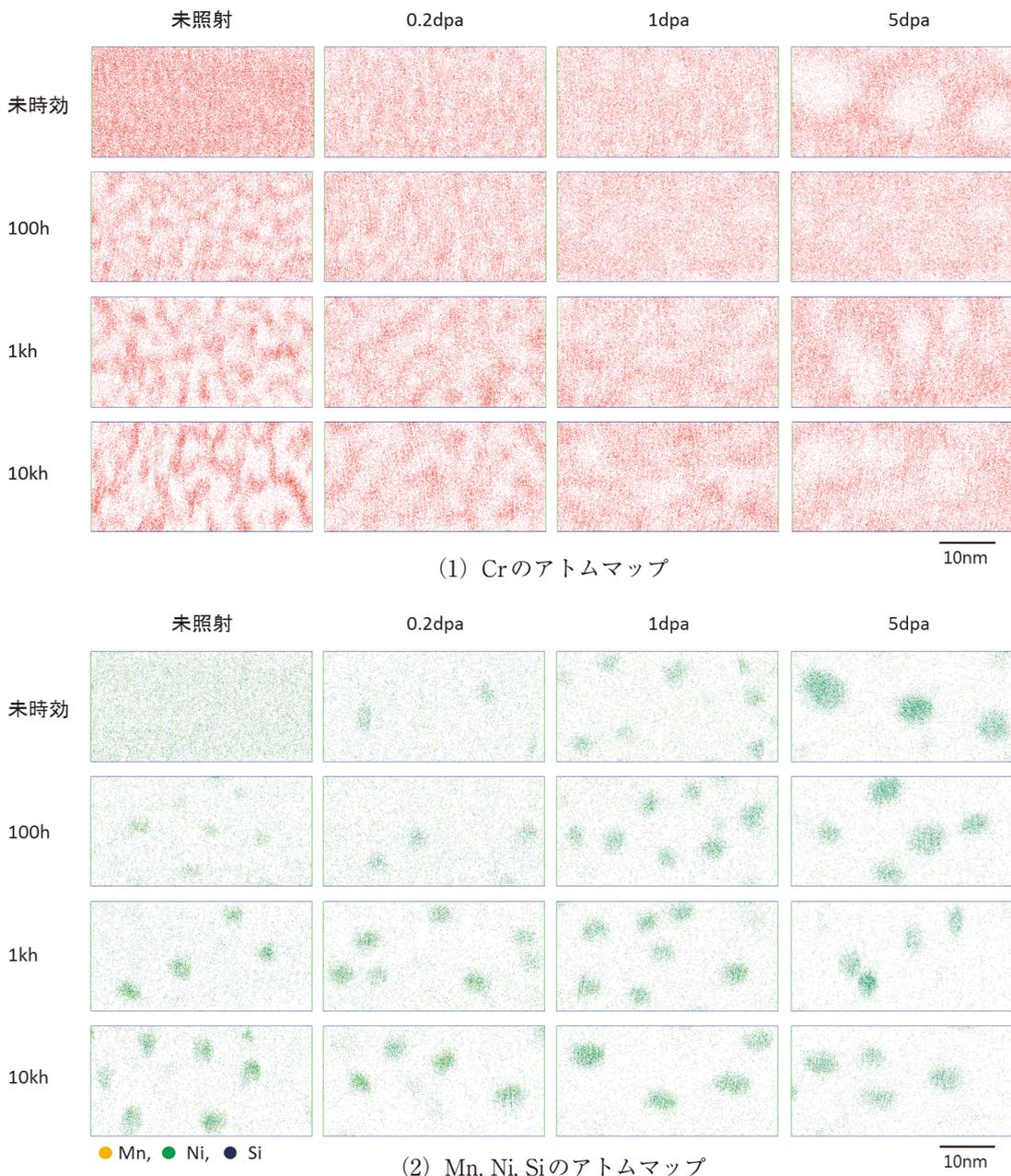


図5 316L溶接金属のフェライト相の原子マップの比較 (ボックスサイズ: 40×20×5nm)

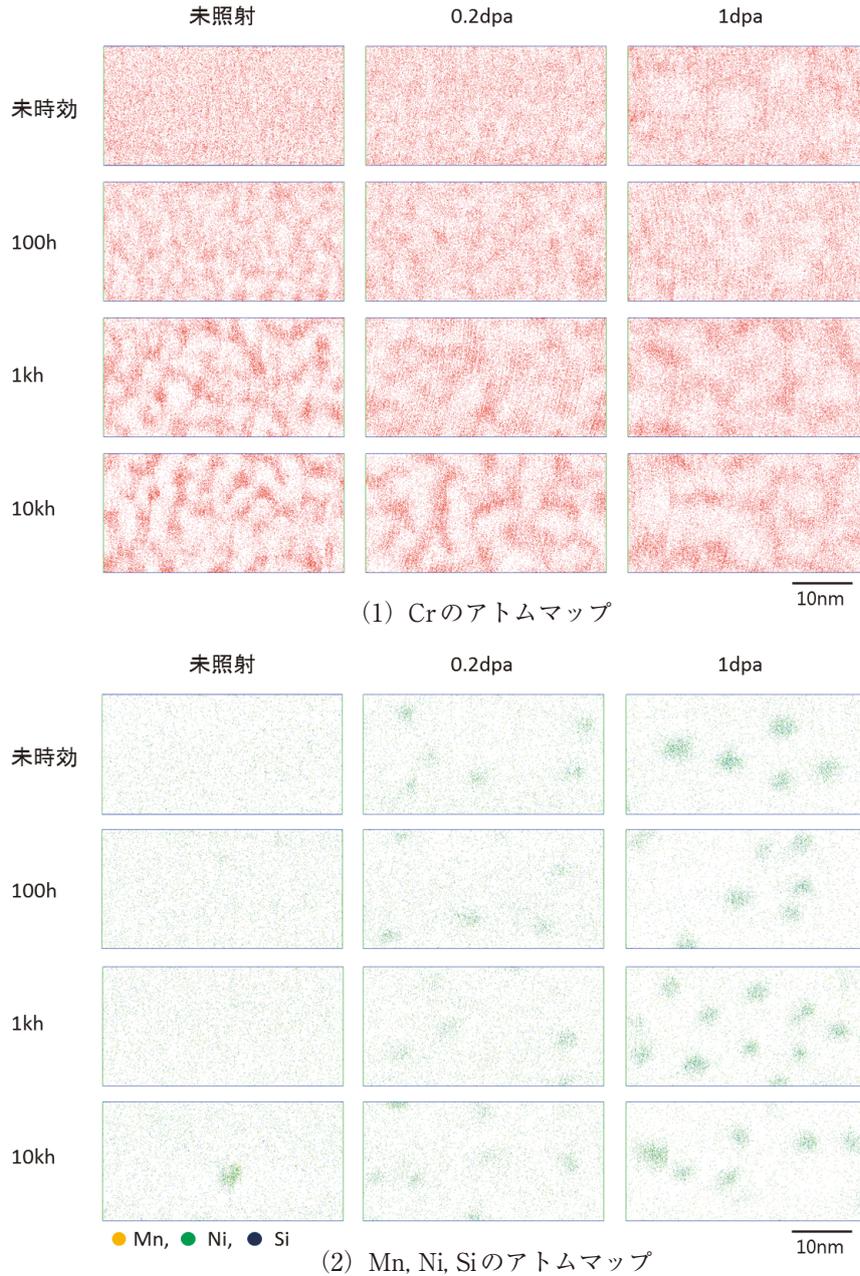


図6 308L溶接金属のフェライト相の原子マップの比較 (ボックスサイズ: 40 × 20 × 5nm)

い熱時効時間でクラスタを形成する傾向があり、照射による変化も大きい傾向が認められた。

表2にAPTで測定された元素比から求めたフェライト相の平均組成を316Lおよび308L溶接金属について示した。308L溶接金属のMo濃度が0.4 wt%であるのに対して316L溶接金属は4.3 wt%であり、大きな違いが認められる。ただし、NiやCr等の他の元素の濃度の違いは小さい。

オーステナイト相については、308L溶接金属、316L溶接金属ともに未時効未照射材と時効未照射材では各元素の分布は均一であり、溶接時の熱影響

表2 APTデータから算出した308Lおよび316L溶接金属のフェライト相の平均組成 (wt%)

	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	Fe
308L	0.4	1.1	4.5	27.2	0.4	Bal.
316L	0.8	1.3	5.8	25.3	4.3	Bal.

によるミクロ組成変化と熱時効による変化は認められなかった。この結果は、硬さが熱時効により変化しなかった結果と一致する。図7に熱時効後にイオン照射した試料の例として316L溶接金属の1kh時効5dpa照射材のSiのATOMマップを示した。直径が10 nm以下のSiクラスタが観察されるとともにルー

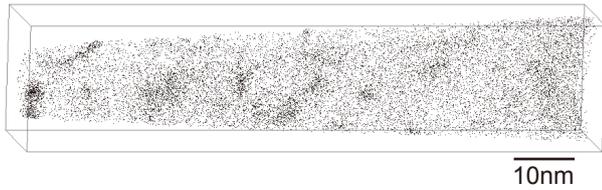


図7 316L溶接金属1kh時効5dpa照射材のオーステナイト相のSiのアトムマップ

ブ状のSiの集積が幾つも観察される。このようなSiの分布は、中性子照射された316ステンレス鋼でも観察されている⁽¹³⁾。ステンレス鋼の照射によるミクロ組織変化はフランクループやブラックドット、キャビティ、 γ' 析出物の形成によることが知られており、これらの評価には透過型電子顕微鏡による評価が必要である。また、オーステナイト相には熱時効の影響が確認されなかったことから、以下、フェライト相の変化に絞って議論する。

4. 考察

4.1 フェライト相のスピノーダル組織

スピノーダル分解の定量的な評価はCrの局所的な濃度変化を定量的に表すパラメータを用いて行われる。Fe-Cr合金のような2元系ではCrリッチな α' 相とFeリッチな α 相への相分離のみしか生じないため、Crの局所的な濃度変化を周期と振幅で比較することが可能である。しかし、溶接金属の場合には、図5と6に示したようにCrの局所的な濃度変化とNi-Si-Mnクラスタの形成が同時に生じる。クラスタがCrを含まない場合にはクラスタに対応したCr濃度が低い領域が観察されるが、これはスピノーダル分解とは関係しない。このように、Cr原子分布の解析においては、クラスタが影響する場合があることを考慮する必要がある。このような場合にはCrの濃度変化を周期と振幅で評価することは難しい。

Cr原子分布解析には、Vパラメータ法⁽¹⁴⁾と第一近接分布解析法⁽¹⁵⁾と呼ばれる方法も用いられるが、微細なクラスタを高密度に含む場合、Vパラメータ法ではVパラメータの変化にその影響を含む可能性がある。これは、Vパラメータ法では測定された全原子を例えば100個ずつのブロックに分けてその中のCr濃度を解析してCr濃度の頻度分布を求めため、クラスタが含まれる場合には見かけ上ランダ

ム分布とは異なる値となることによる。これに対して、第一近接分布解析法によるCr原子の“Short Range Ordering”（Cr原子が短い周期で配列するようになること）の解析では、その影響を含みにくい。そこで本研究では、Cr原子について第一近接間距離計算して頻度分布を求め、ランダム配置を仮定した分布と比較してスピノーダル分解の程度を評価した。なお、クラスタの影響を除くため、解析はクラスタ部分を除いた領域に対して行った。

図8(1)と(3)には、顕著なCrの局所的な濃度変化が認められた308L溶接金属と316L溶接金属の10kh時効材のフェライト相についてCr-Crの第一近接間距離の頻度分布を解析した結果を、ランダム配置を仮定した分布とともに示した。“Short Range Ordering”が生じるほどCr-Crの第一近接間距離が小さくなるため、分布は小さな値の方にシフトする。308L溶接金属と316L溶接金属ともに明確なピークのシフトが認められる。図8(2)と(4)には、第一近接間距離の頻度分布の解析結果とランダム配置を仮定した分布との差を示した。第一近接分布解析法ではこの差の積分値でINNパラメータの値が定義される。

図9には、INNパラメータの時効時間に対する変化を示した。INNパラメータは308L溶接金属と316L溶接金属ともに時効時間の増加に伴い増加し、飽和傾向を示した。また、316L溶接金属に比べて308L溶接金属の方がわずかに大きい傾向が確認された。

図10には、INNパラメータの照射に伴う変化を示した。308L溶接金属と316L溶接金属ともに未時効材ではほとんどINNパラメータは変化しないのに対して、時効材では照射により減少した。最も顕著なスピノーダル分解が生じていた10kh時効材については、308L溶接金属に比べて316L溶接金属の方が照射に伴う変化が大きい傾向が顕著に確認され、Moが照射下でのスピノーダル分解を低減する可能性を示唆する。また、5 dpa照射された316L溶接金属ではINNパラメータは熱時効条件によらず未時効材程度の小さい値まで回復した。これらの結果は、今回の照射条件においては照射によりスピノーダル分解が回復するとともに、照射後のスピノーダル分解の程度が照射のみによって決定されている可能性を示唆する。

熱時効した308L溶接金属に対して研究炉で中性子照射を行い、スピノーダル分解と溶質原子クラスタ

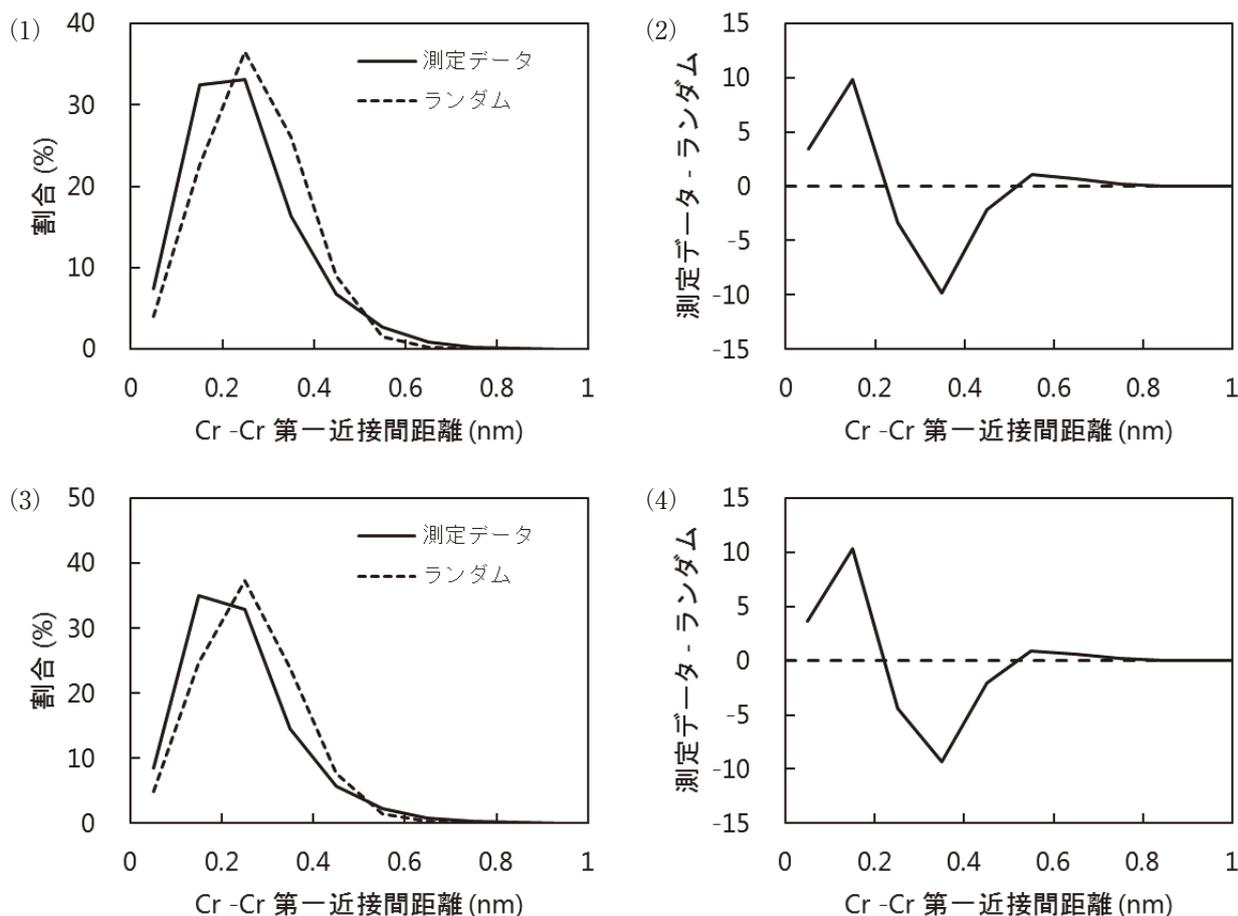


図8 (1),(2) 316L溶接金属と(3),(4) 308L溶接金属の10kh時効材のフェライト相のCr-Crの第一近接間距離の頻度分布およびランダム分布との差

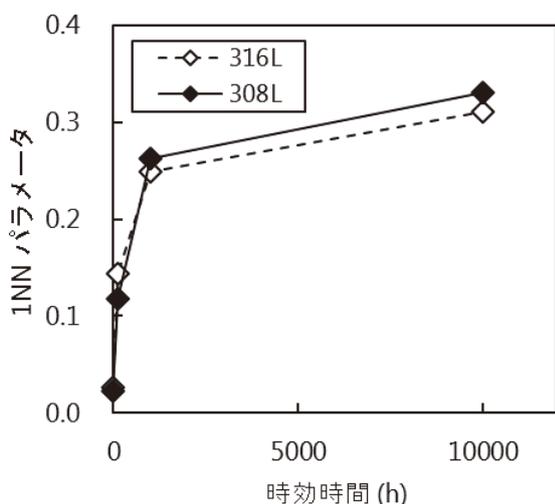


図9 溶接金属のフェライト相のCr原子INNパラメータと時効時間との関係

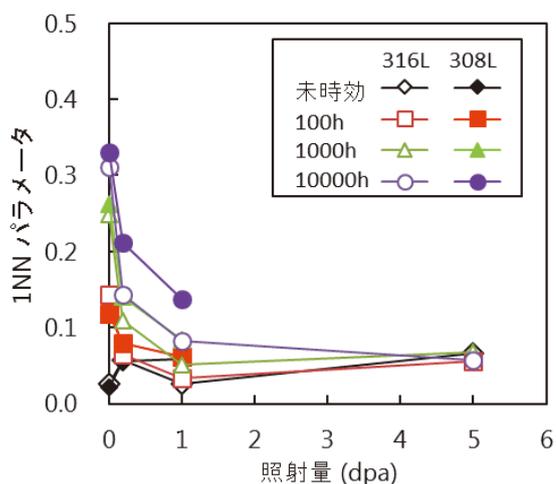


図10 溶接金属のフェライト相のCr原子INNパラメータの照射による変化

タの変化をAPTで調べた結果がLiらにより最近報告されている⁽¹⁶⁾。400℃で2222時間時効した材料をHalden炉にて315℃で0.08 dpa照射（照射時間は約4400時間）した場合、クラスタに対する影響は大

きいがスピノーダル分解に対する影響は非常に小さくわずかに進行したと報告している。本研究のイオン照射条件では300℃で5 dpa照射で約4時間である。未時効材を照射した場合にはクラスタについては明確に形成し、照射量の増加に伴い成長すると

もに密度が増加したが、スピノーダル分解についてはその指標の1NNパラメータがわずかに増加するのみでCr原子マップには認められるような変化は生じなかった。これらの結果は照射により導入される照射欠陥はスピノーダル分解よりむしろクラスタの形成・成長に対して影響することを示唆する。ただし、照射条件が限定されており、照射量依存性等の照射条件の影響は不明であり、さらに今後も検討が必要である。

材料の化学組成のスピノーダル分解に対する影響のうちMoの影響について、350℃の熱時効においてMoフリーの2相ステンレス鋼でスピノーダル分解の程度が小さいことがPareigeらにより報告されている⁽¹⁷⁾。溶接金属を400℃で熱時効した本研究の結果では、316L溶接金属に比べて308L溶接金属の方がわずかに大きい傾向が確認され、Pareigeらにより報告されているMo影響とは逆の傾向であった。本研究で測定した316Lおよび308L溶接金属の

フェライト相の組成はMoを除きほぼ等しいのに対して、Pareigeらの研究では材料のNi濃度が異なっており、Mo以外の影響を含む可能性が考えられる。

4.2 フェライト相の溶質原子クラスタ

溶質原子のクラスタリングを定量的に検討するため、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。本解析の手順は、(1)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クラスタのコアを抽出する、(2)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、周辺原子の一部を除

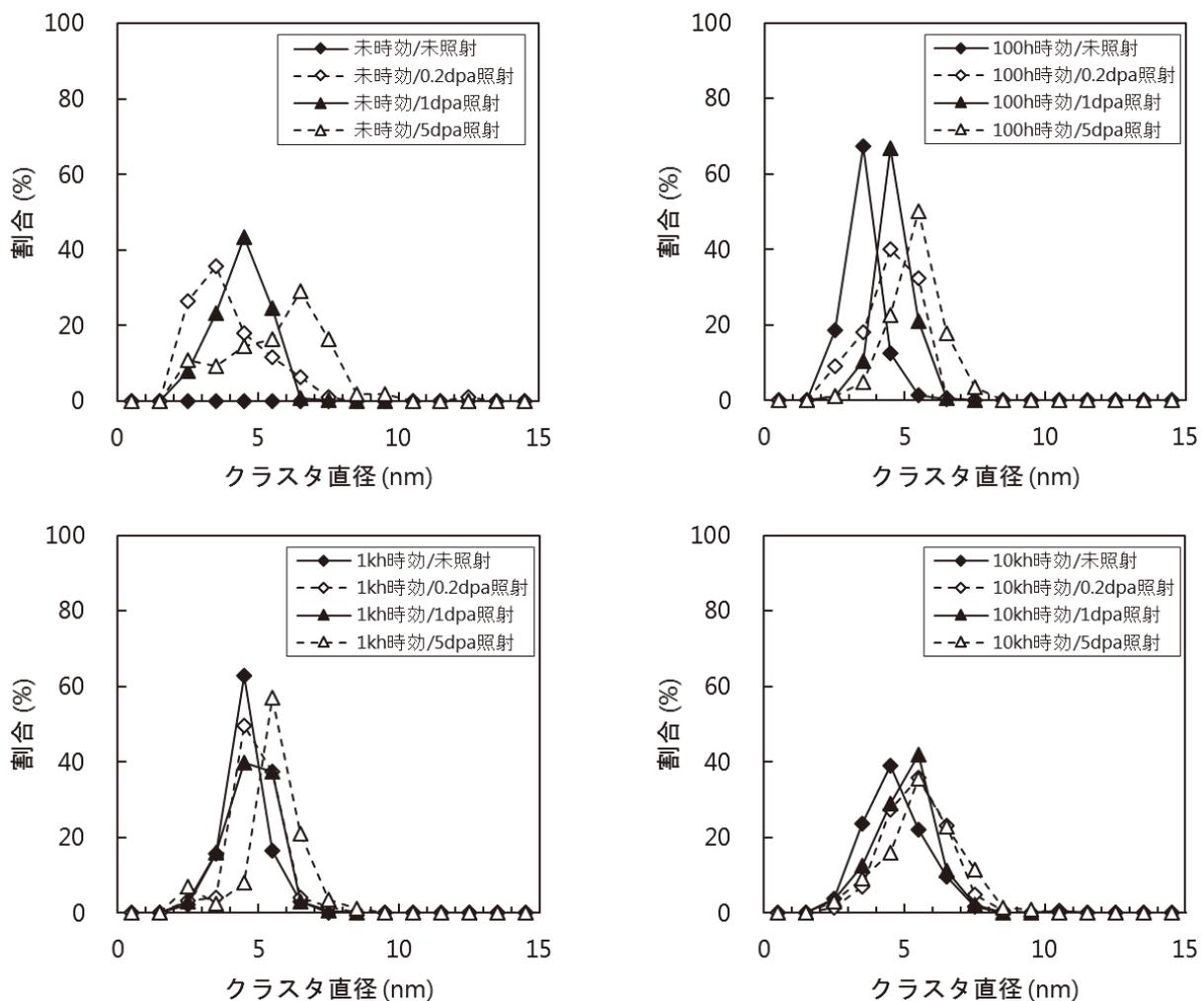


図11 316L溶接金属のフェライト相に形成したクラスタの直径分布の比較

去条件の各パラメータについては、先のステンレス鋼溶接金属を対象にした研究⁽¹⁰⁾ で使用したパラメータを参考にして、クラスタが適切に抽出できる値を設定した。ここでは、コア原子をNi, Si, Mnとし、コア原子連鎖距離と周辺原子抽出距離は0.5 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、クラスタとして扱うコア原子の最小数は50個とした。なお、クラスタの大きさはギニエ半径で定義した。

図11と12には、316Lおよび308L溶接金属のフェライト相で抽出されたクラスタのサイズ分布を示した。未時効材では照射によりクラスタが形成し、照射量の増加に伴い成長した。時効材では照射前からクラスタが形成しており、照射により幾分成長する傾向が認められた。長時間の時効材については、クラスタのサイズ分布に系統的な変化は認められない。これは照射前にすでにクラスタがほぼ飽和した

状態で存在しており、照射により一部のクラスタが分解する過程とクラスタが成長する過程が支配的となったためと考えられる。

図13には、316Lおよび308L溶接金属のフェライト相で抽出されたクラスタの平均直径と数密度、体積率の時効時間と照射による変化を示した。316L溶接金属と308L溶接金属ともに時効時間の増加に伴いクラスタの平均直径は増加する傾向があるが、1000時間以上の時効ではその変化は小さい。クラスタの数密度についても時効時間に伴い増加する傾向が認められるが、308L溶接金属の方が316L溶接金属に比べて数密度は一桁程度低い。MoのG相形成に対する影響については、350°Cの熱時効においてMoフリーの2相ステンレス鋼でG相の形成が少ないことがDanoixら⁽¹⁴⁾ と Pareigeら⁽¹⁷⁾ により報告されており、本研究結果と一致した。

また、クラスタの平均直径と数密度から算出したクラスタの体積率は時効時間に伴って増加すると

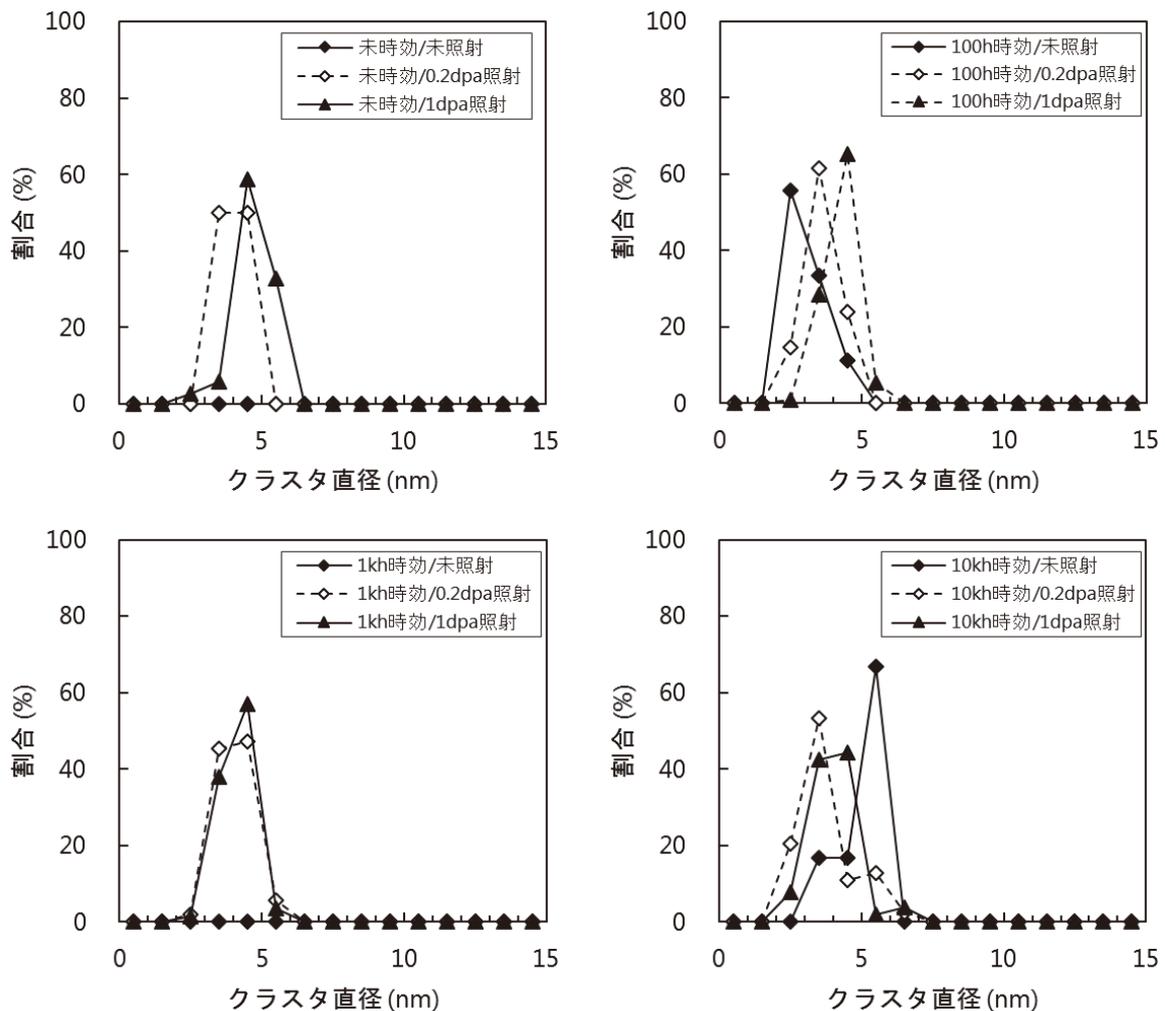


図12 308L溶接金属のフェライト相に形成したクラスタの直径分布の比較

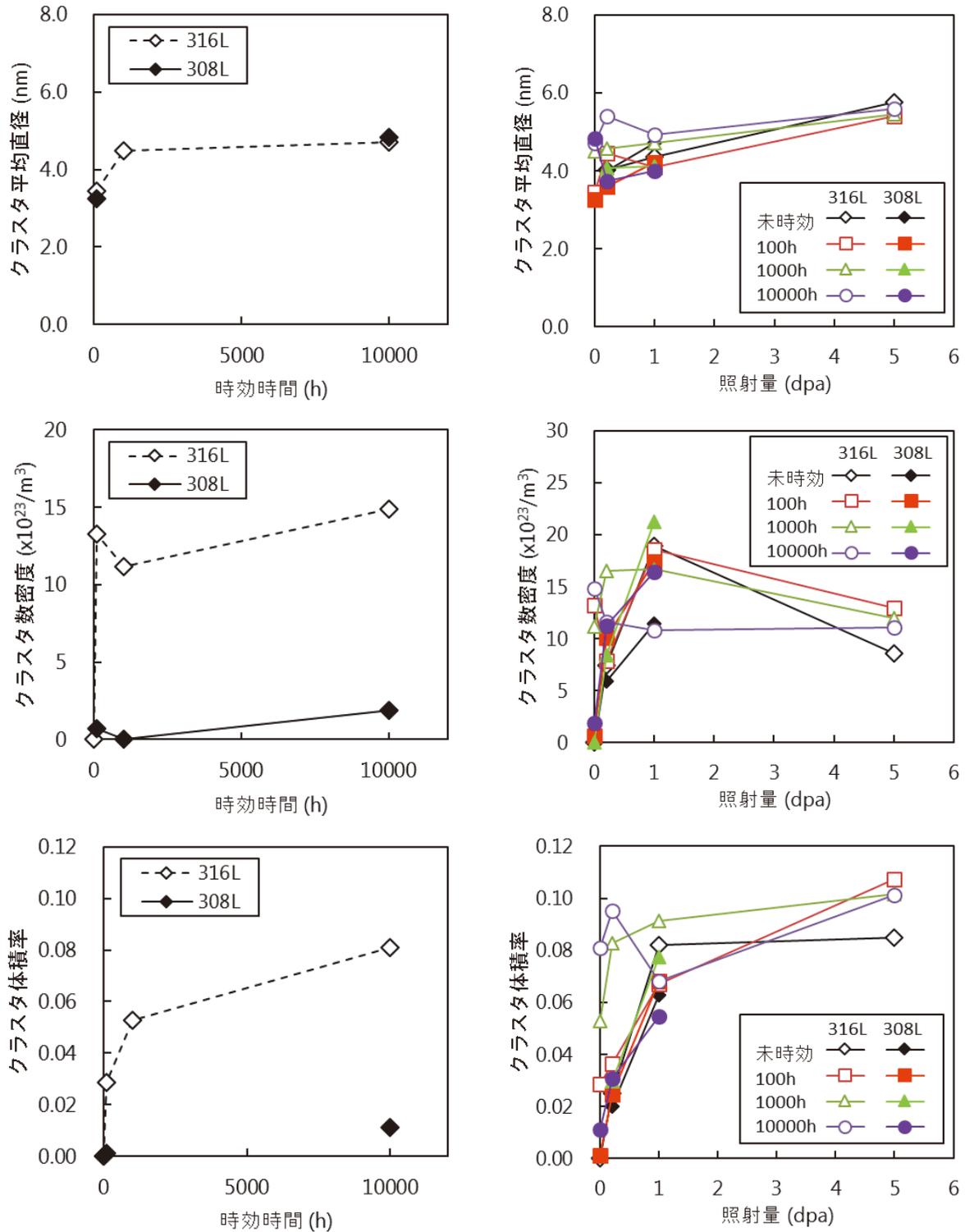


図13 溶接金属のフェライト相のクラスタの平均直径と数密度、体積率の時効時間と照射による変化

もに、308L溶接金属の方が316L溶接金属に比べて一桁程度低い。

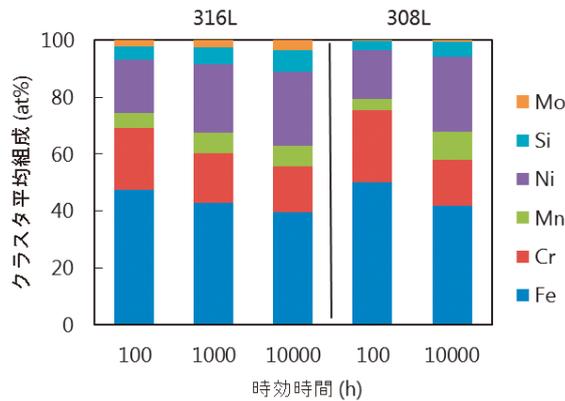
一方、照射の影響については、クラスタの平均直径、数密度、体積率ともに照射に伴い増加する傾向が認められる。また、316L溶接金属と308L溶接金属のクラスタの数密度の違いについては、照射に伴

い308L溶接金属の数密度が大きく増加することでその差は減少した。これは、 $10^{24} m^{-3}$ のオーダーで平均直径が5 nmのクラスタが形成している状態は平均すると一辺が10 nm以下の立方体内に1個のクラスタが分布する状態であり、ほぼ飽和状態にあるためと考えられる。

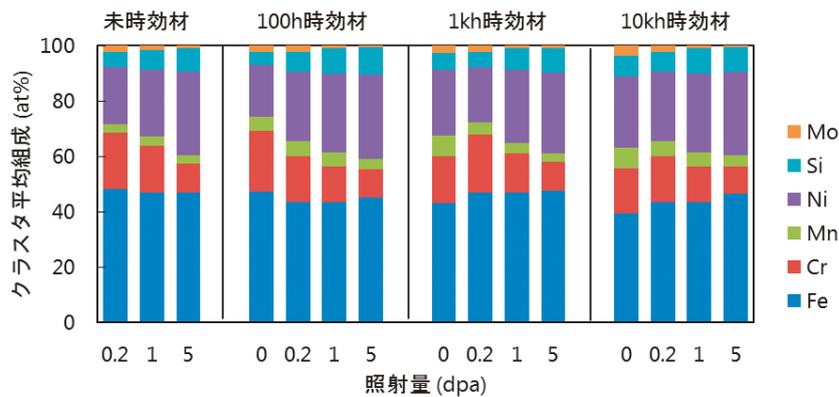
図14には、316Lおよび308L溶接金属のフェライト相で抽出されたクラスタの平均組成の時効時間と照射による変化を示した。熱時効により形成するクラスタの組成は、Ni、Si、Mnがバルクの組成と比較して5倍程度濃縮したもので、時効時間の増加に伴いMn、Ni、Si、Mo濃度は増加し、Fe、Cr濃度は減少する傾向を示した。316Lおよび308L溶接金属でクラスタの組成に316L溶接金属でMo濃度が高いことを除いて大きな違いは認められなかった。

これは、観察されたクラスタがともにG相もしくはその前駆体に相当するためと考えられる。

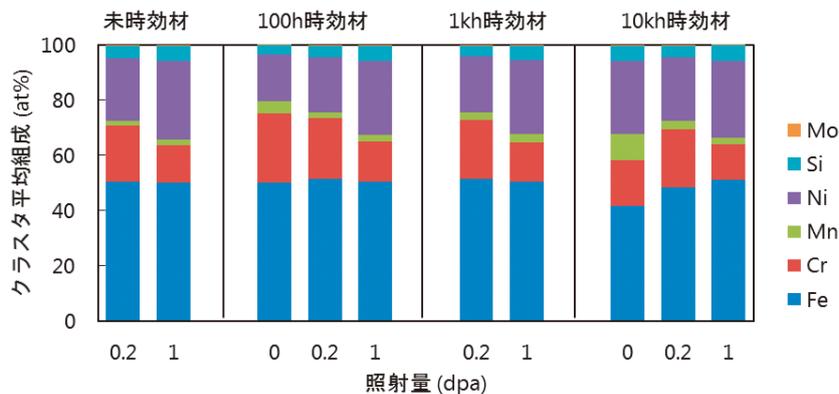
一方、照射の影響については、照射に伴いNi、Si濃度は増加し、Cr、Mo、Mn濃度は減少する傾向を示し、Fe濃度はほとんど変化しなかった。また、照射後に存在するクラスタの組成は初期の熱時効状態によらずほぼ一定であることが分かった。また、316L溶接金属においても照射後のクラスタはほとんどMoを含まない特徴があった。



(1) クラスタの平均組成の時効時間による変化



(2) クラスタの平均組成の照射による変化(316L 溶接金属)



(3) クラスタの平均組成の照射による変化(308L 溶接金属)

図14 溶接金属のフェライト相のクラスタの平均組成の時効時間と照射による変化

ステンレス鋼溶接金属を400℃程度で熱時効した場合、G相 ($M_6Ni_{16}Si_7$, $M=Mn, Mo$) 析出物が形成することが知られている。図15には、316L溶接金属10kh時効材のクラスタ中のSi原子数に対するNi原子数とMn+Mo原子数の関係を示した。Niについては、時効材、時効5dpa照射材ともにSiの数が増加するのに伴いNi/Si比が約3.3の割合で増加し、照射による違いは認められなかった。一方、MnとMoについては、時効材ではSiの数が増加するのに伴い(Mn+Mo)/Si比が1.4の割合で増加したのに対して、時効5dpa照射材では(Mn+Mo)/Si比が0.6に減少した。この違いについては、照射により熱時効とは異なるクラスタもしくは析出物が形成することを示唆する。図11に示した316L溶接金属10kh時効材の照射によるクラスタのサイズ分布には、照射により微小なクラスタが新たに形成す

ることは確認できない。また、中性子照射されたフェライト鋼でG相の照射促進析出が起こることがGellesとThomasにより報告されており、その機構としてアンダーサイズ元素のSiが照射欠陥と優先的に相互作用することが提案されている⁽¹⁸⁾。図14に示したようにイオン照射におけるクラスタの平均組成の変化でも照射に伴いSi濃度が高くなる傾向があり、中性子照射と同様な照射促進による析出および析出物の変化が生じていることが示唆される。このことから、熱時効材では新たにクラスタが形成するよりも熱時効で形成したクラスタが照射により誘起される照射欠陥やその移動により運ばれる溶質原子を吸収および放出することでクラスタの組成が変化する機構が支配的であることが示唆される。

これらの結果は、照射下で316Lおよび308L溶接金属のフェライト相に存在する溶質原子クラスタは熱時効により生じるクラスタとは異なっており、熱時効ではMo濃度の異なる316L溶接金属と308L溶接金属でクラスタの形成が異なるが、照射下ではMoを含まないクラスタが316Lおよび308L溶接金属でともに形成することでその差は減少することを示唆する。

4.3 フェライト相の硬化に対するスピノーダル組織と溶質原子クラスタの影響

熱時効により形成する溶質原子クラスタは硬化を引き起こす因子であり、高密度に形成した溶質原子クラスタはフェライト相の硬化に寄与していると考えられ、スピノーダル分解も含めたマイクロ組織変化と硬さの変化との関係の議論が必要である。照射では溶質原子クラスタ以外にも転位ループなどの欠陥クラスタの形成が考えられ、これらもフェライト相の硬化に寄与すると考えられる。ただし、本研究では透過型電子顕微鏡 (TEM) 観察による転位ループ等の欠陥クラスタの評価は行っていないため、ここでは溶質原子クラスタとスピノーダル分解に限定してフェライト相の硬化への寄与を検討した。

図16に316Lおよび308L溶接金属のフェライト相について未時効未照射材からの硬さの増加量とINNパラメータとクラスタ体積率の平方根 $\sqrt{V_f}$ との関係を示した。材料の硬化が分散した硬化因子のみで支配される場合には、硬化因子の体積率の平方根 $\sqrt{V_f}$ と硬化量は線形関係があることが知られている。図16(1)と(2)に示したようにINNパラメータ

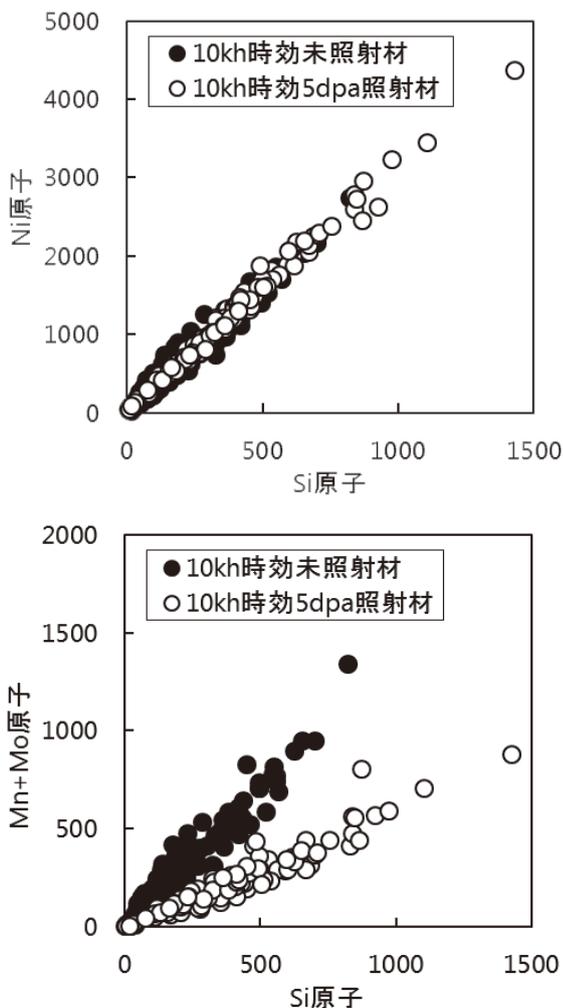


図15 316L溶接金属10kh時効材のクラスタ中のSi原子数に対するNi原子数とMn+Mo原子数との関係の照射による変化

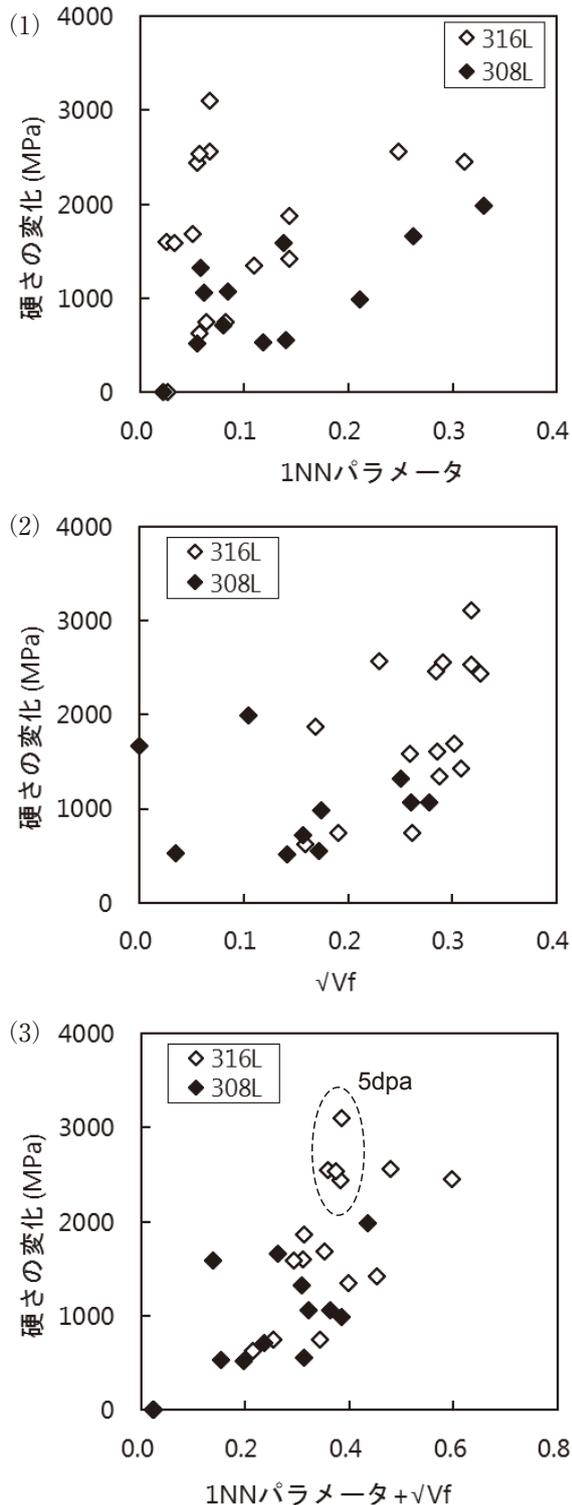


図16 未時効未照射材からの硬さの増加量と1NNパラメータとクラスタ体積率の平方根 $\sqrt{V_f}$ との関係

と $\sqrt{V_f}$ に対してそれぞれの増加に伴い硬さの増加量が大きくなる傾向が認められるが、データにばらつきが大きく線形に近い関係があるとは言い難い。これはフェライト相の硬化がスピノーダル分解もしくは溶質原子クラスタの形成のみで生じているのでは

なく、両因子が寄与していることを示唆する。スピノーダル分解と溶質原子クラスタの形成による硬化がそれぞれ1NNパラメータと $\sqrt{V_f}$ に比例すると仮定し、スピノーダル分解と溶質原子クラスタの形成による硬化が線形に加算できると仮定して、硬化とマイクロ組織変化の関係を検討した。図16(3)は1NNパラメータと $\sqrt{V_f}$ の硬化に対する比例定数を1と仮定した場合の結果である。1NNパラメータと $\sqrt{V_f}$ それぞれとの相関に比べて線形に近い関係が得られた。1NNパラメータと $\sqrt{V_f}$ の硬化に対する寄与は同程度であることが推察される。ただし、決定係数 R^2 は0.5であり $\sqrt{V_f}$ 、データのばらつきは大きい。図16(3)には、316L溶接金属の5dpa照射材を破線で囲んで示したが、硬化量が大きい傾向があることが分かる。これは、今回は検討に加えていない欠陥クラスタが硬化に対して寄与していることを示唆する。さらに、欠陥クラスタも含めて硬化因子について詳細な検討が必要である。

5. まとめ

オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属への熱時効と照射の影響を明らかにすることを目的に、長期熱時効させた316Lおよび308L溶接金属をイオン照射して硬さの変化とマイクロ組織の変化を調べた。その結果、熱時効により増加したフェライト相の硬さは照射により減少することを確認するとともに、その原因は熱時効によるスピノーダル分解が低減することであることが分かった。イオン照射のように速い損傷速度条件下では照射がスピノーダル分解への熱時効影響を加速しないことが示唆された。一方、熱時効によらず照射により形成するクラスタは類似しており、クラスタ形成に対する熱時効と照射の重畳影響は小さいことが示唆された。また、Moはスピノーダル分解を抑制する効果があるのに対して、クラスタ形成を促進する効果があることが示唆された。

文献

- (1) 例えば, O.K.Chopra, "Long-Term Embrittlement of Cast Duplex Stainless Steels in LWR Systems" NUREG/CR-4744, 1992.
H.M. Chung, "Aging and life prediction of cast duplex stainless steel components," Int. J. Pres. Ves. & Piping, 50 (1992) 179.
O.K.Chopra, "Estimation of Fracture Toughness of Cast Stainless Steels during Thermal Ageing in LWR systems-Revision 1" NUREG/CR-4513 Rev.1 1994.
- (2) A. Trautwein, W. Gysel, "Influence of long time aging of CF8 and CF8M cast steel at temperatures between 300 and 500 deg. C on the impact toughness and the structure properties," ASTM STP 756 (1982) 165.
- (3) H.M. Chung, O.K. Chopra, "Kinetics and mechanism of thermal aging embrittlement of duplex stainless steels," Proc. 3rd Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, PA, p. 359 (1988).
- (4) F. Danoix, P. Auger, "Atom probe studies of the Fe-Cr system and stainless steels aged at intermediate temperature: A review," Materials Characterization, 44 (2000) 177.
- (5) K.B. Alexander, M.K. Miller, D.J. Alexander, R.N. Nanstad, "Microscopical evolution of low temperature aging of type 308 stainless steel weldments," Mater. Sci. Technol., 6 (1990) 314.
- (6) S.A. David, J.M. Vitek, D.J. Alexander, "Embrittlement of austenitic stainless steel welds," J. Nondestr. Eval., 15, (1996) 129.
- (7) Generic aging lessons learned (GALL) report (NUREG-1801) , Rev. 2, US NRC (2010).
- (8) H.T. Tang, J.D. Gilreath, "Aging management of PWR internals components," Proc. SMiRT 18, SMiRT18-D06-1 (2005).
- (9) K. Fujii, K. Fukuya, "Effects of radiation on spinodal decomposition of ferrite in duplex stainless steel," J. Nucl. Mater., 440 (2013) 612.
- (10) K. Fujii, H. Nishioka, K. Fukuya, "APT measurement of stainless steel welds after long-term aging and irradiation," Proc. 17th Int.Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, August 9-13, 2015, Ottawa, Ontario, Canada.
- (11) J.F. Ziegler, J.P. Biersak, SRIM2006 (Stopping and Range of Ion in Materials) . Available from: <http://www.srim.org>.
- (12) Y. Katoh, T. Muroga, T. Iwai, O. Motojima, J. Japan Inst. Metals, 61, 191 (1997).
- (13) K. Fujii, K. Fukuya, "Atom probe tomography analysis of cold-worked 316 stainless steels irradiated in PWR," Proc. Fontevraud 9, SFEN, O-T02-058 (2018).
- (14) F. Danoix, B. Deconihout, A. Bostel, P. Auger, "Some new aspects on microstructural and morphological evolution of thermally aged duplex stainless steels," Surface Sci., 266 (1992) 409.
- (15) M. Kato, "Hardening by spinodally modulated structure in b.c.c. alloys," Acta Met., 29 (1981) 79.
- (16) Z. Li, Y. Chen, A.S. Rao, Y. Tang, "Effects of thermal aging and low dose neutron irradiation on the ferrite phase in a 308L weld," Proc. 18th Int.Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, 689 (2018).
- (17) C. Pareige, J. Emo, P. Pareige, C. Domain, S. Sallet, "Nano-scale study of phase separation in ferrite of long term thermally aged Mo-bearing and Mo-free duplex stainless steels: atom probe tomography and Monte Carlo simulation," Proc. Fontevraud 8, SFEN, O-T05-091 (2014).
- (18) D.S. Gelles, L.E. Thomas, "Effects of Neutron irradiation on microstructure in commercial and experimental ferritic alloys," Topical Conf. on Ferritic Alloys for Use in Nuclear Energy Technologies, June 19-23, 1983, Snowbird, UT.

SUS630の高温水中のSCC進展挙動（第2報） － 熱時効，温度，応力の影響 －

SCC Growth Behavior of SUS630 in High-Temperature Water (2nd report)
－ The effects of thermal aging, temperature and applied stress on SCC －

山田 卓陽 (Takuyo Yamada) *¹ 寺地 巧 (Takumi Terachi) *¹
岡本マキエ (Makie Okamoto) *¹ 有岡 孝司 (Koji Arioka) *¹

要約 SUS630 (17-4PHステンレス鋼) は、マルテンサイト系析出硬化型ステンレス鋼であり、析出硬化熱処理条件により硬度を制御することのできる高硬度で高強度の材料である。この材料は、良好な耐食性と高強度を兼ね備えていることから、軽水炉においても高強度が求められる弁棒等に用いられている。軽水炉での損傷事例では、比較的高温の使用条件で、高硬度の析出硬化熱処理条件や長期間使用後の場合にSCCが報告されている。また、長期間熱時効されると硬化が進むことが指摘されているが、そのSCC挙動への影響は解明されていない。前報ではSUS630の高温水中のSCC進展挙動に及ぼす熱時効の影響について調べ、400℃で3,000時間までの熱時効により、SCC進展が増加することを報告した。本報告では、引き続きSUS630のSCC進展挙動に及ぼす熱時効の影響について、より実使用温度に近い350℃の熱時効材を加えて評価した。併せて、試験温度と試験応力の影響について調べた。

その結果、比較的高靱性のH1100とH1150は、290℃以下であれば、高応力 ($K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) 条件であってもSCC進展が観察されなかった。しかし、400℃と350℃で10,000時間までの熱時効の影響を調べた結果、H1100とH1150は熱時効時間につれて硬化し、それに伴いSCC進展速度が増加した。

キーワード SUS630, 17-4PHステンレス鋼, 熱時効, 高温水中応力腐食割れ (SCC), SCC進展速度, 軽水炉

Abstract SUS630 (17-4 PH stainless steel) is martensitic precipitation hardened stainless steel, and its properties of high-strength and high-hardness can be controlled by the precipitation-hardening heat treatment conditions. SUS 630 has been widely used for valve stems in light water reactors, because the steel had high strength and good corrosion resistance. It is known from SCC failures experience of SUS630 in field, that higher hardness materials, exposure to high-temperature and long-term use affect SCC behavior of the materials. And age hardening of materials is known to occur for long-term thermal-aging at intermediate temperature, but the influence of thermal-aging on SCC is not clear. According to the author's previous report, the SCC growth rate of SUS630 (H1100 and H1150) was increased with aging at 400℃ for 3,000h. In this study, SCC growth rate measurements were performed using lower and longer aging materials which were aged at 350℃ for 10,000h to evaluate the influence of thermal aging on SCC for more details. In additions, the effects of test temperature and applied stress on SCC of the materials were investigated.

In unaged H1100 and H1150 (better toughness and lower hardness materials), even at a high applied stress condition ($K=30 \text{ MPa m}^{1/2}$), no SCC growth was observed in simulated PWR primary water at 290℃, which contained 500 ppm B, 2 ppm Li, and dissolved hydrogen (30cc STP $\text{H}_2/\text{kg-H}_2\text{O}$). On the other hand, after thermal aging at 350 and 400℃ for up to 10,000h of H1100 and H1150, the SCC growth rate and the hardness increased with aging.

Keywords SUS630, 17-4 PH stainless steel, thermal aging, stress corrosion cracking (SCC), SCC growth rate, light water reactor

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

1. はじめに

SUS630 (17-4 PH ステンレス鋼) は、基本成分が17%Cr-4%Ni-4%Cuのマルテンサイト系析出硬化型ステンレス鋼であり、1020~1060℃の固溶化熱処理後に析出硬化熱処理を施し、Cu-rich相などの微細な第2相粒子を析出させることで、高強度と高硬度を得る材料である⁽¹⁾。日本工業規格 (JIS, Japanese Industrial Standards) では硬度を重視するH900から高靱性を重視するH1150まで4段階の析出硬化熱処理、即ちH900 (470~490℃/空冷)、H1025 (540~560℃/空冷)、H1075 (570~590℃/空冷)、H1150 (610~630℃/空冷) が規定されている⁽²⁾。海外の鉄鋼メーカー (AK-steel)⁽³⁾ では、これに加えH925、H1100などさらに細かく規定されている。このH900~H1150は析出硬化熱処理記号であり、例えばH1150は熱処理温度の摂氏621℃を華氏に換算した時の温度に相当する。この鋼種は耐食性と高強度を兼ね備えていることから、軽水炉においても高強度が求められる弁棒等に用いられている。SUS630の軽水炉での実機損傷事例について、Olenderら⁽⁴⁾ がとりまとめた報告によると、析出硬化熱処理条件によって応力腐食割れ (SCC, stress corrosion cracking) の発生時期が異なること、推奨される析出硬化熱処理条件は、より靱性に有利なH1050以上であることを報告している。加えて、熱時効によりSCC感受性が増加すること、どのような熱処理条件においても、推奨される使用温度は316℃以下であることなどを報告している。一般に、硬化はSCCに関係するが、SUS630は300~450℃の温度で長期間時効すると硬化が生じる場合がある⁽⁵⁾。実験室における応力腐食割れ挙動評価については、Tsubotaら⁽⁶⁾ がBWR (boiling water reactor) の酸素を含む環境 (NWC, normal water chemistry) 条件で、SUS630を含む様々な高強度ステンレス鋼のSCC感受性をすきま付定み曲げ (CBB, creviced bent beam) 試験法により調査し、ビッカース硬さ340以上でSCC感受性が増加することを報告している。一方で、PWR (pressurized water reactor) の1次冷却材環境下でこの鋼種のSCC挙動を報告した例はほとんどなく、また熱時効のSCCに対する影響についてはよくわかっていない。

そこでINSSではPWR1次冷却材模擬水中のSUS630のSCC挙動について、長期間の熱時効による

影響評価に着手した。SUS630は、析出硬化熱処理によって硬さなど機械特性の異なる材料であることから、前報⁽⁷⁾ ではSUS630の高温水中のSCC進展挙動に及ぼす析出硬化熱処理 (H900, H1025, H1100, H1150) の影響もあわせて評価した。また、熱時効の影響評価にあたっては、加速熱時効条件である400℃で3,000時間までの熱時効材を製作し、320℃のPWR1次冷却材模擬水中、 $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の応力条件でSCC進展挙動を評価した。その結果、比較的高靱性のH1100とH1150のSCC進展速度は、より高硬度のH900とH1025にそれ比べて極めて遅かった。この結果は、Olenderら⁽⁴⁾ の推奨する「析出硬化熱処理条件H1050以上の高靱性材の使用」を支持する結果であった。また、400℃で3,000時間まで熱時効すると、比較的高靱性のH1100とH1150のSCC進展速度は、熱時効時間とともに増加し、熱時効による硬化がSCC挙動に悪影響を及ぼす可能性を報告した。

以上のように、SUS630のSCC進展速度が熱時効の影響を受ける可能性が明らかとなったので、より軽水炉の使用温度に近い350℃で10,000時間までの熱時効材を製作し、SCC進展速度に及ぼす熱時効の影響を評価することとした。なお、SCC進展挙動に及ぼす熱時効の影響評価にあたっては、より高靱性のH1100とH1150の熱時効材を用いてSCC進展試験を実施し、熱時効による硬さ変化との関連性を検討するとともに、ミクロ組織評価により各種硬化因子とSCC挙動の関係についても検討を開始した。

加えて、前報⁽⁷⁾ のSCC進展試験は比較的高温 (290, 320℃) で、高応力条件 ($K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) の結果のみであった。軽水炉における弁棒は、様々な温度条件で使用されており、また応力条件についても幅があると考えられる。そこで、SUS630のSCCについては、環境因子として試験温度の影響、応力因子として試験応力の影響を評価した。

2. 実験方法

2.1. 供試材

供試材は、市販のSUS630で図1に示すような直径100 mmの棒鋼に1038℃の固溶化熱処理後急冷の後、4種類の析出硬化熱処理H900 (500℃×7時間/空冷)、H1025 (550℃×7時間/空冷)、H1100 (600℃

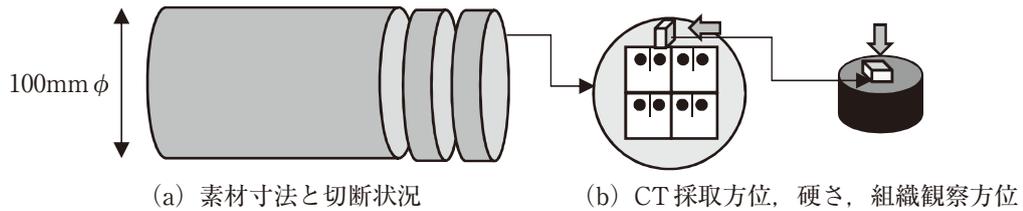


図1 SUS630 素材寸法, CT 採取方位, 組織観察方位

×6.5時間/空冷), H1150 (620℃×6時間/空冷)を施した。H900については、470℃~490℃/空冷のJIS規格から500℃/空冷の熱処理条件へ変更した。H1025, H1150については、JIS規格に規定されている析出硬化熱処理条件を満足した。H1100はJIS規格にはないが、海外での使用実績^{(3),(4)}を考慮し選定した。供試材の化学組成を表1に、析出硬化熱処理条件と機械試験結果を表2に示した。全ての析出硬化熱処理条件で、強度はJISあるいは海外規格を満足した。

これらの析出硬化熱処理材に熱時効処理を施した。熱時効温度は、350℃と400℃の2条件で10,000時間までの熱時効材を製作した。

2.2. 硬さ, 微細組織観察

金属組織および硬さ試験片は、図1に示すように棒鋼の軸方向断面とした。析出硬化熱処理および熱

時効による硬さ変化は、ビッカース硬さ(試験荷重1kg)で5点計測し平均値で評価した。

金属組織は、走査型電子顕微鏡(SEM, scanning electron microscopy)付属の電子線後方散乱回折(EBSD, electron back scattering diffraction)で実施した。測定のスレップサイズは、0.1μmとした。SUS630はマルテンサイト相と微量のフェライト相およびオーステナイト相が含まれるが、α'マルテンサイト相は炭素量によってbccあるいはbct構造になり⁽⁸⁾、いずれもbccフェライト相と格子定数がほぼ同じであるため、EBSDでは分離が困難であった。そこで、EBSD測定の解析相はマルテンサイト相とオーステナイト相として計測した。図2にSUS630の金属組織として、EBSDのイメージクオリティ(IQ, Image quality), 逆局点図(IPF, invers pole figure), 相分離図を示す。IQ図から、SUS630は典型的なマルテンサイト相の組織を呈し、またH900とH1025では1%未満、H1100とH1150では10%程

表1 供試材の化学組成 (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Nb	Fe
Spec.	≤0.07	≤1.00	≤1.00	Max0.040	Max0.030	3.00-5.00	3.00-5.00	15.00-17.50	0.15-0.45	Bal.
分析値	0.05	0.26	0.84	0.034	0.003	3.32	4.26	15.60	0.24	

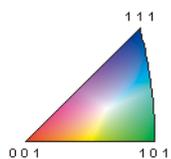
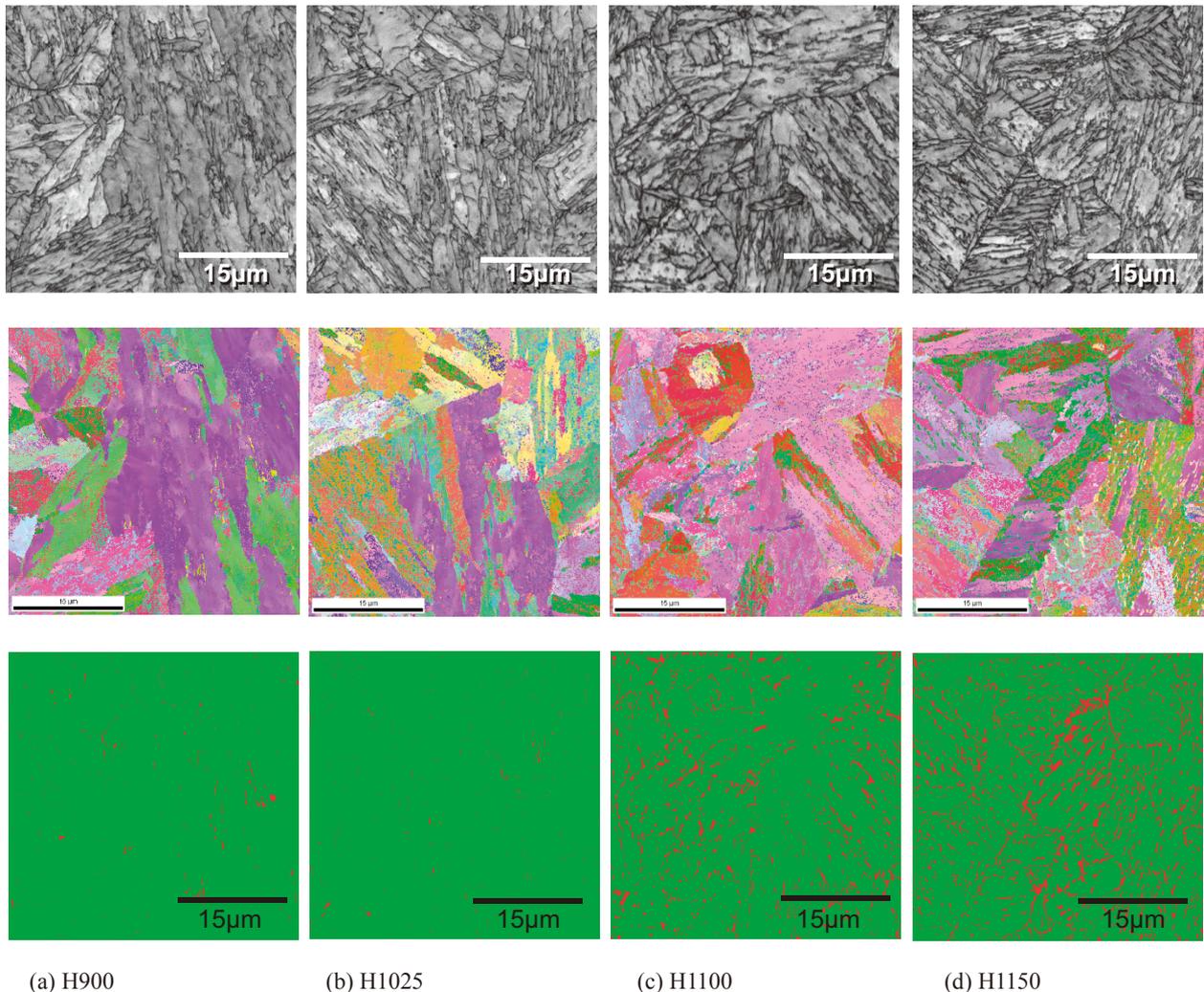
表2 供試材*1の機械的性質

	析出硬化熱処理条件	試験温度	耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	絞り (%)	硬さ HBW	硬さ HV1
H900	500℃×7時間, 空冷*2	RT	(1175)	(1310)	(10)	(40)	(375)	428
		RT	1195	1333	18	53	401	
		320℃	997	1088	9	41		
H1025	550℃×7時間, 空冷	RT	(1000)	(1070)	(12)	(45)	(331)	384
		RT	1097	1134	19	58	352	
		320℃	925	974	12	50		
H1100	600℃×6.5時間, 空冷	RT	976	1041	21	60	331	349
		320℃	807	854	13	57		
H1150	620℃×6時間, 空冷	RT	(725)	(930)	(16)	(50)	(277)	348
		RT	1000	1049	20	59	341	
		320℃	838	880	13	56		

*1: 溶体化熱処理条件は、全て1038℃/急冷

*2: H900は、470℃~490℃/空冷から500℃×7時間/空冷へ変更

()内, JIS規格値(全て下限値).



ステップサイズ：0.1 μm

図2 EBSDによるSUS630(未時効材)のマイクロ組織, 析出硬化熱処理毎の比較
IQ 図(上), IPF 図(中), 相分離図(下)(緑: マルテンサイト相, 赤: オーステナイト相)

度のオーステナイト相を含んでいた。

熱時効による微細組織の評価として, アトムプローブ(APT, Atom probe tomography)分析を行った。APT測定には, 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, レーザーパルスモードで行った。測定条件は, 試料温度35K, レーザー出力0.3nJ, パルス周波数200kHzである。収集したデータは, 専用ソフトウェア上で元素の種類を決定し, Fe, Cr, Cu, Ni, Si, Mn, Mo, C, Pの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 = 1.65を用いた。

2.3. SCC進展試験

SCC進展試験は0.5インチ厚さのCT(compact tension)試験片を用い, 標準的なPWR1次冷却材環境を模擬し500 ppm B+2 ppm Li+30cc/kg-DHの水中で, 一定荷重で実施した。試験片採取方位は図1中央図に示した通りとした。

SCC進展に及ぼす熱時効の影響評価には, 比較的高靱性材であるH1100およびH1150の熱時効材

を用いた。なお、試験温度は320℃、応力拡大係数 $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の条件で統一し、比較評価した。

試験温度の影響評価には、未時効のH900, H1025, H1100, H1150を用いて、温度範囲として250~320℃の範囲の試験温度とした。応力拡大係数については、 $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の条件で統一した。

試験応力の影響評価には、320℃で $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の応力条件で比較的速いSCC進展速度を示した未時効のH900とH1025を用いて、応力拡大係数 $K=10, 20, 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ で比較評価した。試験温度については、320℃で統一した。すべてのSCC進展試験の試験時間は、約1,000時間を目安とした。

SCC進展試験後、大気中疲労試験機にて破面開放し、破面開放後の試験片をSEMにより観察し、SCC深さ、破面形態を評価した。SCC進展速度(mm/sec)は、平均SCC深さ(mm)を試験時間(sec)で除すことで評価した。一部の試験片は、板厚の3mm位置で切断し、SCCの進展経路評価をSEM付属のEBSDで実施した。

3. 実験結果

3.1. SUS630のSCC進展速度に及ぼす熱時効の影響

図3に、H1100のSCC進展試験後の破面観察結果を、350℃の熱時効時間毎に比較して示す。H1100の未時効材は、ごく一部にSCC破面が観察されるのみで、ほとんどSCC進展は観察されなかった。350℃で3,000時間の熱時効材では、ごく浅いSCC破面が数か所確認され、350℃で10,000時間の熱時効材では403時間で破断し、ほぼ全面がSCC破面を呈した。以上から、350℃の熱時効においても、SCC進展速度が熱時効の影響を受けることが示唆された。

H1100とH1150の400℃および350℃の熱時効材の一連の破面観察結果からSCC進展速度を求め、熱時効時間に対してプロットしたものを図4に示す。H1100とH1150のSCC進展速度は、熱時効時間が長くなるにつれて増加する傾向が確認され、また400℃の方が350℃よりも早期にSCC進展速度が増加し、熱時効温度依存性が確認された。

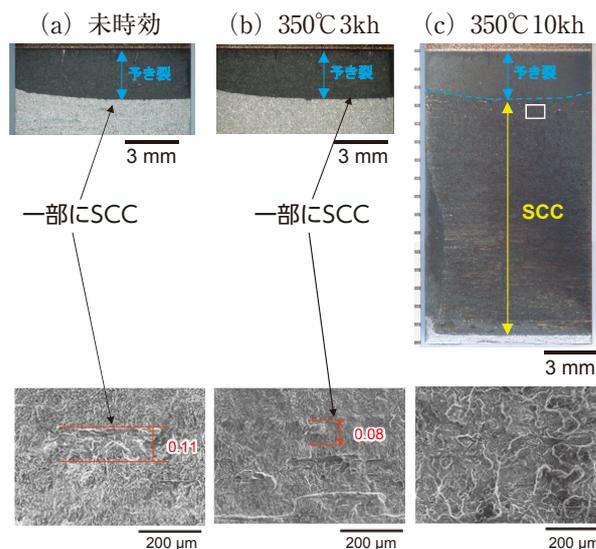


図3 H1100のSCC進展破面、熱時効条件毎の比較 320℃, 500ppmB+2ppmLi+30cc/kg-DH, $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

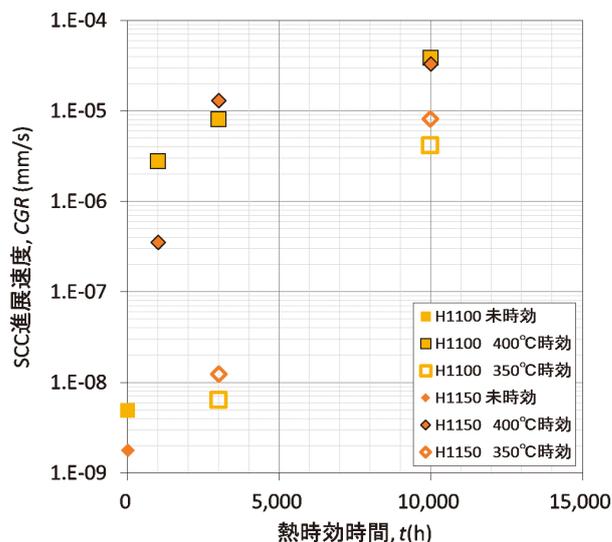


図4 H1100とH1150のSCC進展速度と熱時効時間の関係 320℃, 500ppmB+2ppmLi+30cc/kg-DH, $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

3.2. SUS630の硬さと微細組織変化に及ぼす熱時効の影響

図5に、硬さと熱時効時間の関係を示す。H1100とH1150の硬さは、熱時効時間が長くなるにつれて硬化する傾向が確認され、また400℃の方が350℃よりも早期に硬化し、熱時効温度依存性が確認された。以上から、硬さとSCC進展速度の熱時効時間依存性には、類似の傾向が確認された。

図6に、H1150の400℃で3,000時間熱時効材のAPT分析によるアトムマップを示す。アトムマップから、3種類の微細組織が観察された。一つ目は、

Cuマップ中に代表例を図中1と2と示した。この析出相1は、30nm程度の比較的大きなCu-rich相であり、同じ位置にNiとMnの濃化が観察されるが、Siは必ずしも濃化していなかった。これらのCu-rich相は、析出硬化熱処理によって生成したものと考えられる。Cuマップ中には、数nmサイズの比較的小さいCu-rich相（図中2と示した）も観察された。この数nmサイズのCu-rich相は、未時効のH1150では観察されていないため、400℃の熱時効において新たに数nmサイズのCu-rich相が生成することが示唆された。ただし、現状では分析数が少ないので、異なる析出硬化熱処理条件や熱時効条件のデータを蓄積・精査し、検証が必要である。

2つ目は図中3と示した析出相で、Cuの濃化の無い部分でSiの濃化が観察され、同じ位置にNiとMnの濃化が観察された。濃化した元素が、Si, Ni, Mnであることから、これらはステンレス鋼のフェライト相で長時間熱時効後に観察されるG相⁽⁹⁾と推定された。この析出相は大きいもので10nmサイズであり、400℃で10,000時間の熱時効後のフェライト相で報告されている4nm程度のG相⁽⁹⁾よりも若干大きい傾向であった。

3つ目の微細組織変化は、CrのマップにおいてCrの濃度変調が確認され、スピノーダル分解によ

るものと考えられた。

以上の観察結果は、Maruyamaらの既報⁽¹⁰⁾のように、マルテンサイト相中においても熱時効によるスピノーダル分解とG相の析出が起こるとした結果を支持する結果であった。また、彼らはSUS630の場合、G相はCu-rich相に隣接して生成することも報告⁽¹⁰⁾しており、その点も本報告は類似であった。

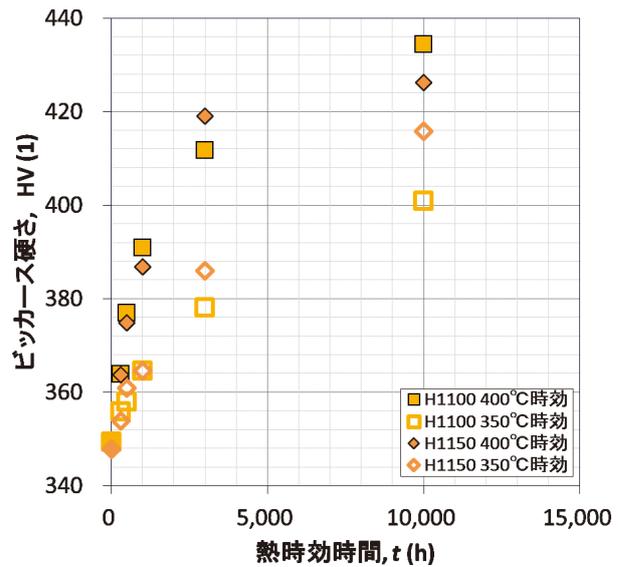


図5 H1100 と H1150 の硬さと熱時効時間の関係

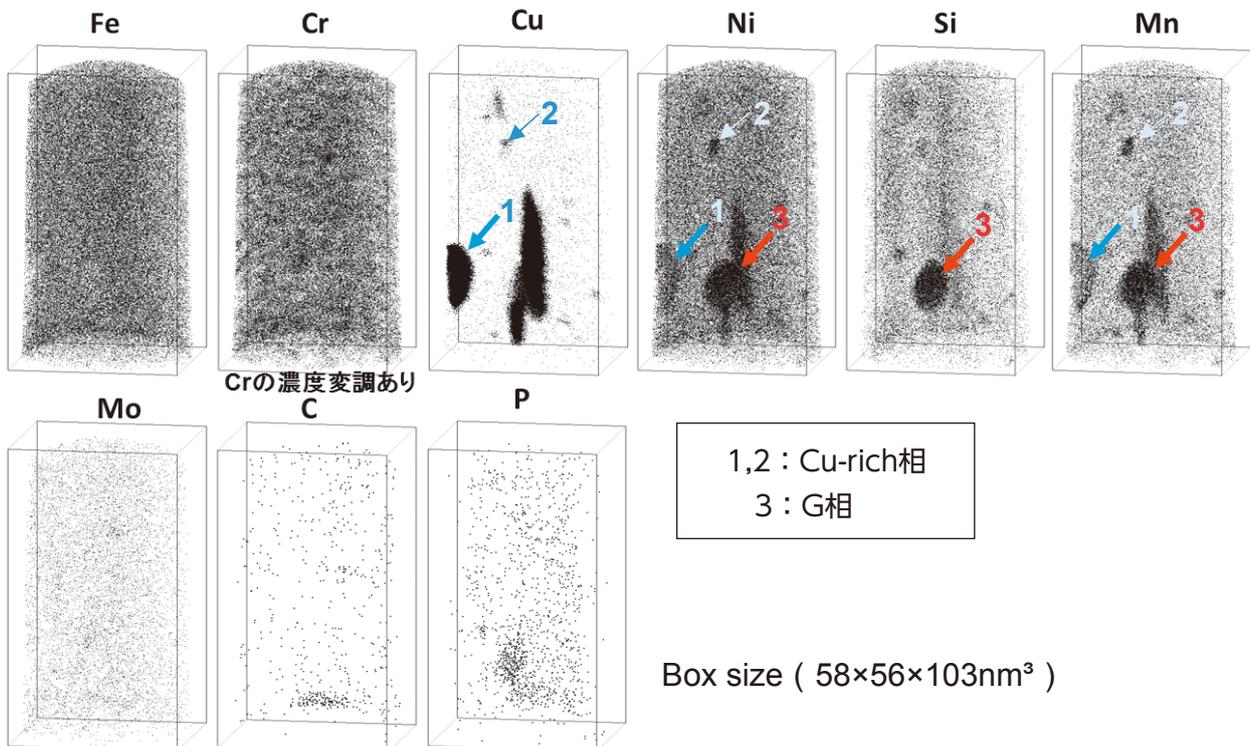


図6 H1150 の400℃で3,000 時間熱時効材のアトムマップ

3.3. SUS630のSCC進展挙動に及ぼす試験温度の影響

本項では、未時効のH900, H1025, H1100, H1150を用いて、250～320℃の温度範囲でSCC進展挙動に及ぼす試験温度の影響を検討した。なお、応力条件を全て $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とした。

図7に未時効H1025のSCC進展試験後の破面を、試験温度毎に並べて示す。比較的高硬度のH1025は、320℃と290℃の試験温度では、目標試験時間の1,000時間に到達する前に破断したが、270℃、250℃と試験温度が低くなるにつれて、SCC進展破面は明確に浅くなった。

図8に未時効H1150のSCC進展試験後の破面を、試験温度毎の比較を示す。比較的高靱性のH1150では、320℃でわずかなSCC破面が観察されるものの、290℃では約1,000時間の試験後も全くSCC破面が認められず、H1025ほど明瞭ではないが、低温度になるほどSCC進展が遅くなる傾向であった。

一連の破面観察結果からSCC進展速度を求め、試験温度の逆数との関係として、図9に示す。なお、破断した試験片のSCC深さは一律13mmとしてSCC進展速度を算出した。また、290℃のSCC進展試験で、H1100とH1150はSCC破面が全く観察されなかったため、下矢印を併記した。この図からSUS630のSCC進展速度は、試験温度が低いほど遅

いことがわかる。比較的高硬度のH900とH1025のSCC進展速度は250～320℃の温度範囲で1/T型の温度依存性であった。H1100とH1150では290℃でSCC進展が観察されなかったため、270℃以下の試験は実施していないが、H900とH1025の温度依存性と同様に、より低温ではSCC進展が遅いことが想定される。

図10に、未時効H1025の270℃試験におけるSCC進展経路の観察結果を示す。図10(b)に示したように、SCCは旧オーステナイトの粒内を進展し、またマルテンサイト相のラス状組織に対しては、直交方向に進展していた。図10(a)に示したように、予亀裂は亀裂進展方向に対して直線的であるが、SCC亀裂では断続的に進展していた。これは、SCCが何らかの優先経路を進展したことを示唆するが、その優先経路は旧オーステナイト粒界や、マルテンサイトのラス状組織の境界ではないようであった。今後、SCC進展経路については、さらなる検討が必要である。

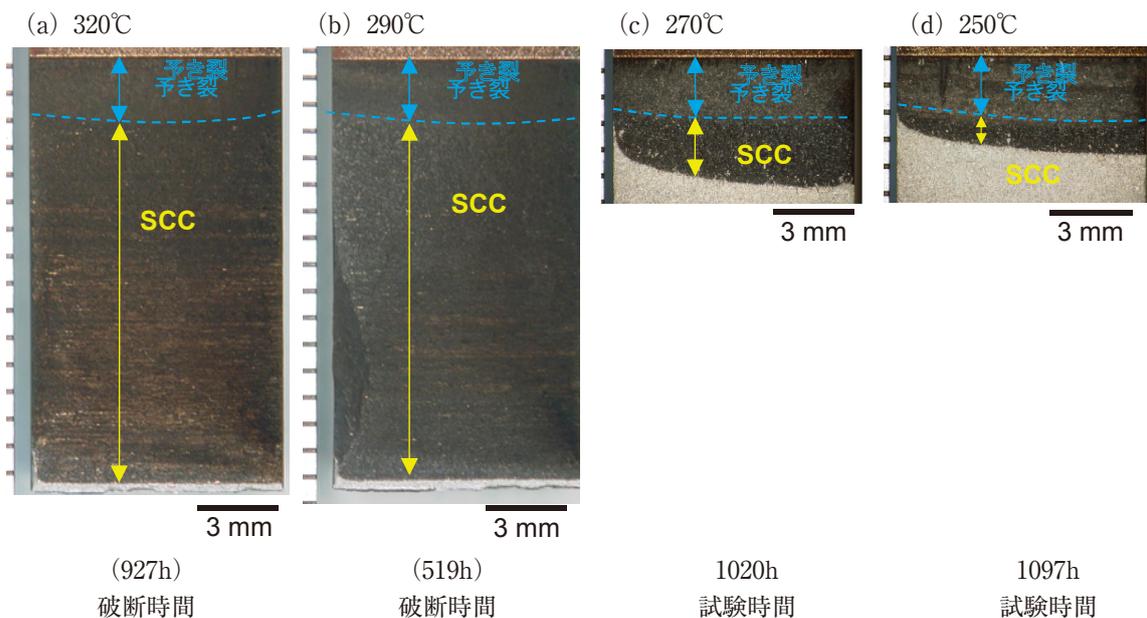


図7 未時効H1025のSCC進展破面、試験温度毎の比較
500ppmB+2ppmLi+30cc/kg-DH, $K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

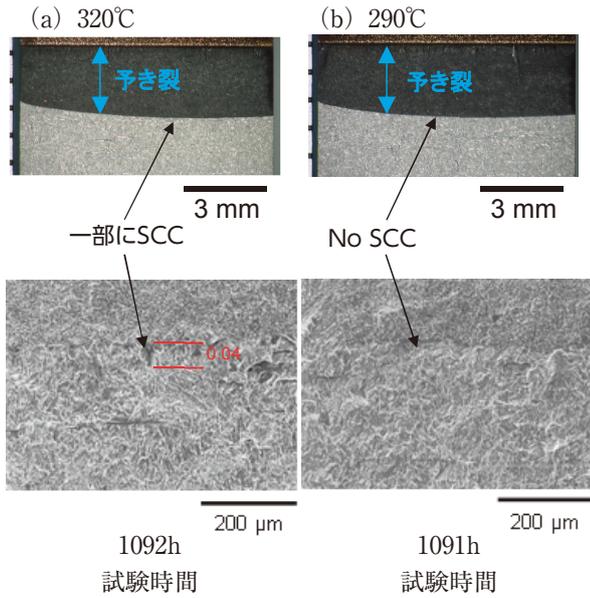


図8 未時効H1150のSCC進展破面，試験温度毎の比較
500ppmB+2ppmLi+30cc/kg-DH, K=30 MPa√m

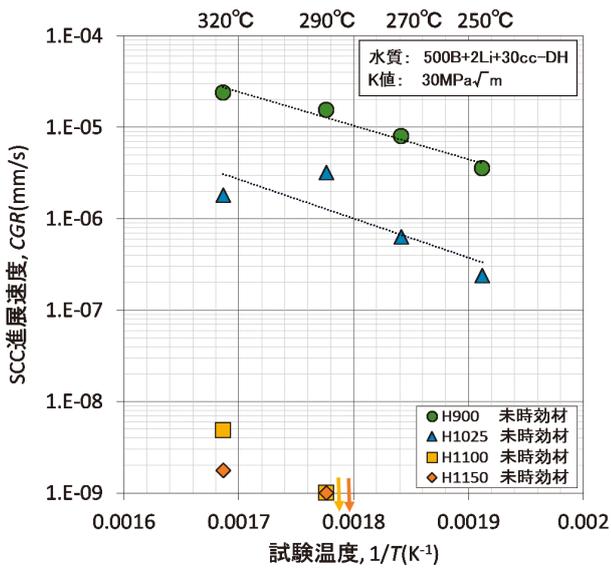


図9 未時効SUS630のSCC進展速度と試験温度の関係

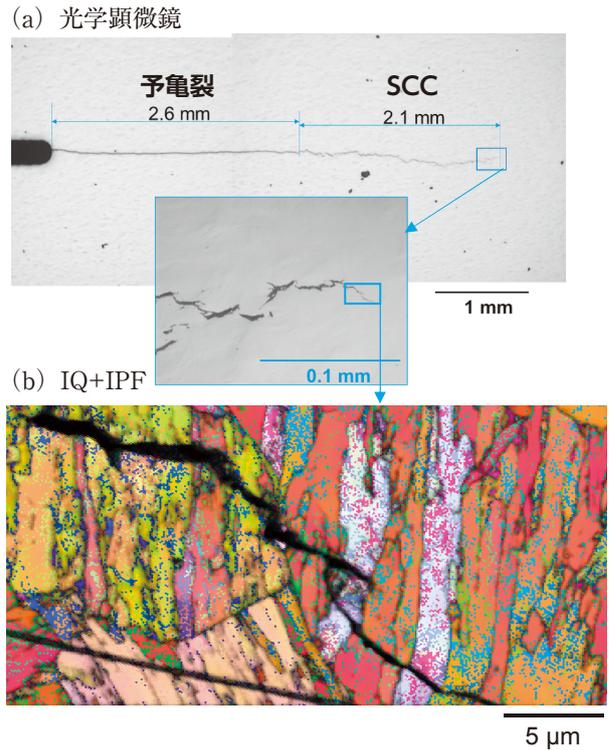


図10 未時効H1025のSCC進展経路観察結果
270°C, 500ppmB+2ppmLi+30cc/kg-DH, K=30MPa√m

3.4. SUS630のSCC進展挙動に及ぼす試験応力の影響

本項では、未時効のH900、H1025を用いて、試験応力 $K=10\sim 30\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲でSCC進展速度に及ぼす試験応力の影響を検討した。なお、試験温度は全て320°Cとした。

図11にH1025のSCC進展試験後の破面を応力条件毎に並べて示す。 $K=30\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ では、目標試験時間の1,000時間に到達する前に破断した。一方で、 $K=20$ と $10\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の低応力条件では、きわめて浅いSCCが観察されるものの、約1,000時間の試験後もほとんどSCC進展が観察されなかった。

図12に、未時効のH900とH1025のSCC進展速度と応力拡大係数の関係を示す。どちらの材料も、 $K=30\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ のような高応力条件では、有意なSCC進展を示すが、 $K=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以下の応力条件では、SCC進展速度が顕著に低下する傾向が確認された。

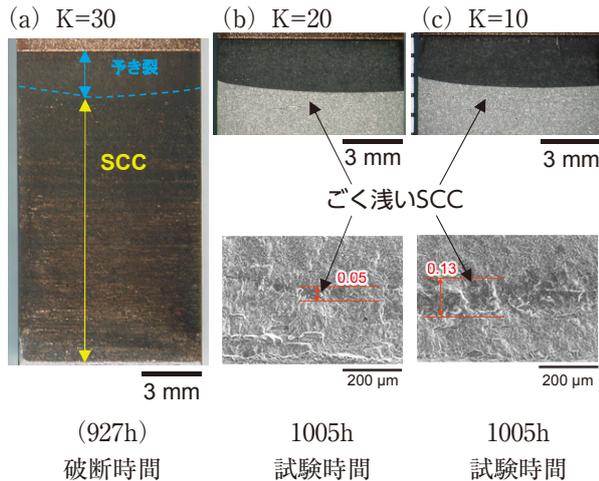


図11 未時効H1025のSCC進展破面、試験荷重毎の比較
320℃, 500ppmB+2ppmLi+30cc/kg-DH

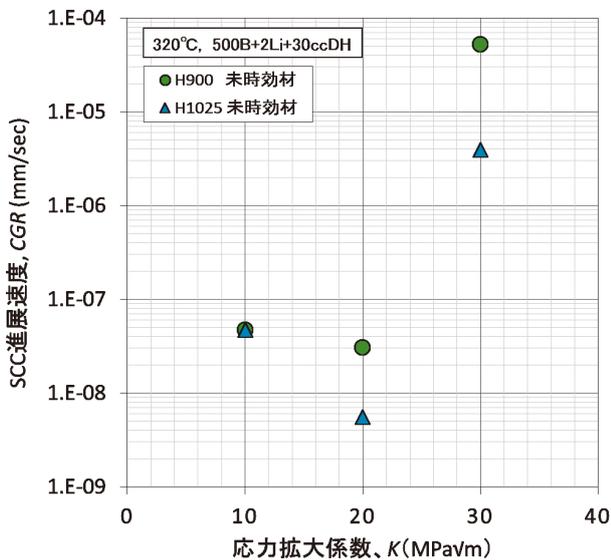


図12 H900とH1025のSCC進展速度と試験荷重の関係

4. 考察

熱処理により硬さを变化させたSUS630のSCC進展速度と硬さの関係を図13に示す。SUS630の硬さは析出硬化熱処理およびその後の熱時効により硬化するが、いずれも材料の硬さがHV1=380以上に硬化するとSCC進展速度が増加した。図では、析出硬化熱処理のみの未時効材を黒丸、400℃の熱時効材を赤四角、350℃の熱時効材を青三角で示した。SCC進展速度と硬さの関係は、わずかではあるが、硬化条件によって異なる。ここでは、SCC進展挙動に及ぼす熱時効の影響を、熱時効による硬さ変化とミクロ組織変化から考察し、今後の課題を含めて議論する。

図中黒丸で示した析出硬化熱処理材のみの未時効材でも、析出硬化熱処理の違いによるHV1=380以上の硬化によりSCC進展速度は増加した。SUS630の析出硬化熱処理では、主としてCu-richな微細析出相が生成され硬化する⁽¹⁾ことが知られている。本研究でも、APT分析によりCu-rich相の生成を確認しているため、Cu-richな微細析出相の生成による硬化は、SCC挙動に悪影響を及ぼすものと考えられる。

一方、400℃と350℃の熱時効材でも、共に熱時効による硬化に伴いSCC進展速度の増加が観察された。熱時効による微細組織変化として、マルテンサイト相中においてもスピノーダル分解とG相の析出が生じることが報告⁽¹⁰⁾されており、本報告でもH1150の400℃で3,000時間の熱時効条件では、APT分析によりこのスピノーダル分解とG相の析出を確認した。併せてこの熱時効条件では、微細なCu-rich相について、30nmサイズのものと同数nmサイズの2種類の大きさのものが観察され、析出硬化熱処理温度である470~620℃よりも低い400℃の熱時効でも、3,000時間のような長時間熱時効後であれば微細なCu-rich相が生成する可能性が示唆された。

析出硬化熱処理材のSCC進展速度と硬さの関係から、Cu-rich相はSCC挙動に悪影響を及ぼすものと考えられるが、400℃の3,000時間の熱時効でも微細なCu-rich相が生成する可能性があり、400℃の熱時効によるSCC進展の増加にはCu-rich相の生成が寄与している可能性がある。Cu-rich相のサイズ

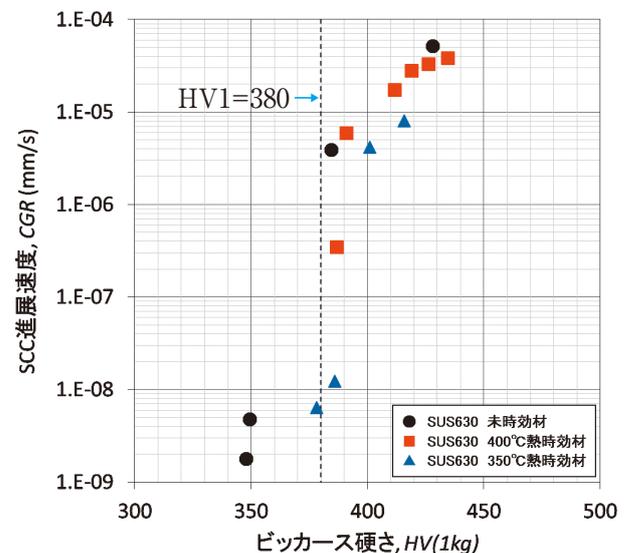


図13 SUS630のSCC進展速度と硬さの関係

や数密度が、硬さやSCC進展にどのように影響するかは、現状不明であり、今後詳細評価が望まれる。一方、スピノーダル分解とG相の析出は、ステンレス鋳鋼のフェライト相においても報告されているが、それらの材料は400℃で1万時間を超える長時間熱時効後も、PWR1次冷却材模擬環境下で優れた耐SCC性を示すことが報告されており⁽¹¹⁾、スピノーダル分解とG相の析出およびそれによる硬化が、単純にSCC進展速度の増加因子とはならない場合がある。

図5に、硬さと熱時効時間の関係を示したように、H1100とH1150は、400℃で10,000時間まで熱時効すると、HV1=430程度まで硬化した。未時効材の硬さが約HV1=350なので、硬化の増分としては $\Delta HV1 = 80$ 程度であった。ステンレス鋳鋼のフェライト相の熱時効硬化では、未時効材ではHV(25g) = 300程度のものが、同じ熱時効条件ではHV(25g) = 600程度まで硬化することが報告されている⁽⁹⁾。両者を比較すると、硬さの値、硬化の増分ともに、ステンレス鋳鋼に比べて、SUS630の熱時効硬化は少なかった。これらのことを考え合わせると、SUS630のSCC進展に及ぼす熱時効の影響を検討するためには、硬化因子以外の材料因子についても考慮する必要があると示唆された。例えば、ステンレス鋼の耐食性を担うCr濃度は、SUS630では17%Cr、ステンレス鋳鋼のフェライト相では25%Crと大きく異なる。さらに、マトリクス相が、マルテンサイト相とフェライト相で異なるので、相ごとの耐食性や耐SCC性が異なる可能性もあり、これらの材料のSCC挙動を考えるためには、金属組織やCr濃度の違いについても考慮すべきと考えられる。

硬さとSCC進展速度の関係は、わずかではあるが硬化熱処理条件によって異なった。SUS630は硬化因子が複数あるので、現状の加速熱時効材のデータから、実機運転温度である低温度側の挙動を予測するためには、各々の硬化因子である微細組織と硬さの関係およびSCC挙動の関係を慎重に検討することが望まれる。また耐食性を担う材料因子には、硬さの上昇以外にも金属組織やCr濃度等が考えられるので、それらを考慮に入れた総合的な検討が望まれる。

5. まとめ

SUS630のPWR1次冷却材を模擬した高温水中でのSCC進展挙動に及ぼす熱時効の影響を、SCC進展試験により評価した。併せて、試験温度、試験応力の影響についても調べた。

比較的高靱性のH1100とH1150は、290℃以下であれば、高応力($K=30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)条件であってもSCC進展が観察されなかった。しかし、400℃と350℃で10,000時間までの熱時効の影響を調べた結果、H1100とH1150は熱時効時間につれて硬化し、それに伴いSCC進展速度が増加した。したがって、高靱性材であっても、比較的高温条件での長期間使用と高応力が重畳した場合には、SCCで破損するリスクが増加する可能性があると考えられた。

SUS630の250～320℃の試験温度依存性は、1/T型の挙動を示し、低温側でSCC進展速度は遅くなった。H900とH1025の $K=10\sim 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲の試験応力依存性は、 $K=20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以下の応力条件で、顕著にSCC進展速度が遅くなった。以上の結果から、より低温でより低応力であれば、SUS630のSCC破損リスクは低いものと考えられた。

6. 謝辞

本研究を遂行するにあたり、各種実験準備や腐食試験等の実施にあたっては、(株)原子力安全システム研究所 材料グループ 村上公治氏、黒崎登氏、辻井康雄氏の多大な協力があった。この場を借りて謝意を表します。

参考文献

- (1) ステンレス鋼便覧, 日刊工業新聞社, p.642, (1976).
- (2) JIS G 4303 (2005), “ステンレス鋼棒”, JISハンドブック, 鉄鋼I, p.1099, (2007).
- (3) 17-4PH Stainless steel, Products Data Sheet, AK Steel, (2007).
- (4) A. Olender, J Gorman, C. Marks, G. Ilevbare, “Recent Operating Experience Issues with 17-4PH in LWRs”, Fontevraud 8, (2014).
- (5) B. Yrieix, M. Guttman, “Aging between 300 and 450℃ of wrought martensitic 13-17 wt%

- Cr stainless steels”, *Materials Science and Technology*, 9, pp.125-134, (1993).
- (6) M. Tsubota, K. Hattori, T. Kaneko, T. Okada, “Effect of Tempering Temperature on SCC Susceptibility of Martensitic Stainless Steels in High Temperature Water”, 4th Int. Conf. of Degradation of Materials in Nuclear Power Systems Water Reactor, pp.9-66-75, (1990).
- (7) 山田卓陽, 寺地巧, 岡本マキエ, 有岡孝司, “SUS630の高温水中のSCC進展挙動”, *INSS JOURNAL Vol.24*, pp.101-108, (2017).
- (8) 牧正志, “鉄鋼の相変態－マルテンサイト変態編 I－鉄合金のマルテンサイト変態の特徴－”, *まてりあ*, p.557, 第54巻, 第11号, (2015).
- (9) T. Yamada, S. Okano, H. Kuwano, “Mechanical property and microstructural change by thermal aging of SCS14A cast duplex stainless steel”, *Journal of Nuclear Materials*, 350, pp.47-55, (2006).
- (10) M.Maruyama, Y. Katayama and K. Hono, “Microstructural evolution in a 17-4 PH stainless steel after Aging at 400°C”, *Metall. Mater. Trans. A. Vol. 30A*, pp. 345-353, (1999).
- (11) T. Yamada, T. Terachi, T. Miyamoto and K. Arioka, *International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, ICAPP 2017*, 17432, (2017).

中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部の破壊特性の評価

Characterization of fracture behavior of oxidized grain boundary
in neutron-irradiated stainless steel

三浦 照光 (Terumitsu Miura) *¹

藤井 克彦 (Katsuhiko Fujii) *¹

福谷 耕司 (Koji Fukuya) *¹

要約 照射されたステンレス鋼では高温水中で結晶粒界が優先的に酸化することが知られており、その破壊特性を超微小引張試験で調べた。酸化した粒界を含む内層酸化膜を試験した結果、酸化した粒界に沿って割れが生じた。一方、酸化した粒界を含まない内層酸化膜では、酸化物自身の粒界で割れた。破断時の応力は、酸化した粒界を含む場合は1100MPaであり、酸化した粒界を含まない場合は1700MPaであった。酸化した粒界の引張強度は、周囲の内層酸化膜よりも低いことが分かった。また、報告済みの酸化していない粒界の破壊挙動と比較すると、酸化により粒界の引張強度が約1/3に低下することが分かった。多結晶体中の変形拘束や転位チャンネル変形による結晶粒界での応力集中を考慮すると、高温水中の照射されたステンレス鋼に引張応力が加わると酸化した結晶粒界で割れが発生し、照射誘起応力腐食割れ (IASCC) の起点となる可能性が推察された。粒界の酸化と破壊が繰り返されて粒界割れが進展する過程が、IASCCの発生機構の一つとして考えられる。

キーワード 照射誘起応力腐食割れ, 中性子照射, ステンレス鋼, 粒界酸化, 超微小引張試験

Abstract It is known that grain boundaries (GBs) in neutron-irradiated stainless steels are preferentially oxidized in high temperature water; hence, the fracture behavior of oxidized GBs was investigated by micro-tensile testing in the present study. The specimen fabricated with an inner oxide layer containing an oxidized GB failed along the oxidized GB, whereas the specimen with an inner oxide layer containing no oxidized GB failed along GBs of the oxide. The fracture stress was 1700MPa for the no oxidized GB specimen and 1100MPa for the oxidized GB specimen. It was found that the tensile strength of the oxidized GB was less than that of the inner oxide layer. It was also found that the tensile strength of the oxidized GB was approximately one third the tensile strength of the non-oxidized GB previously reported for neutron-irradiated stainless steel. Considering the stress concentration on GBs due to deformation constraint in polycrystalline material and dislocation channeling deformation, it was suggested that the oxidized GBs would be cracked and irradiation assisted stress corrosion cracking (IASCC) would occur when tensile stress is applied on neutron-irradiated stainless steels used in high temperature water. Intergranular cracking propagation by repetition of further GB oxidation and its fracture was thought as one of the initiation mechanisms of IASCC.

Keywords Irradiation assisted stress corrosion cracking, Neutron irradiation, Stainless steel, Grain boundary oxidation, Micro-tensile testing

1. はじめに

原子炉で使用される鉄鋼材料等は高温、放射線、腐食雰囲気等の過酷環境で使用されるため、脆性破壊や応力腐食割れ (stress corrosion cracking, SCC) を生じる場合がある。ステンレス鋼はSCC

を比較的起こし難い材料として、原子炉の炉内構造物や配管等に使用されているが、高温水と中性子照射の両方に曝される炉内構造物では粒界型のSCCである照射誘起応力腐食割れ (irradiation assisted stress corrosion cracking, IASCC) の発生が報告されている。国内のPWRでは発生事例は報告され

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

ていないが、海外ではフランスのBugey原子力発電所等でバッフルフォーマボルト (baffle former bolt, BFB) にIASCCの発生が報告されている⁽¹⁾。BFBは冷間加工した316ステンレス鋼等で作製されたボルトであり、炉内に600~1000本程度用いられている。BFBのIASCCは軽水炉の主要な高経年化課題の一つに位置付けられており、その保全是適切な時期での点検の実施と取替え等の管理により行われる。

点検時期を適切に設定するためには、BFBのIASCCの発生を予測する必要がある。IASCCの発生予測は、ボルト首下部にかかる応力とIASCC発生に要するしきい応力とを比較して行われる⁽¹⁾。IASCCの発生しきい応力は中性子照射ステンレス鋼を高温水中で定荷重SCC試験したデータに基づき策定される。IASCC発生しきい応力と照射量の関係 (IASCC発生しきい線) は、原子力安全推進協会の炉内構造物等点検評価ガイドライン検討会が発行するPWR炉内構造物点検評価ガイドライン⁽¹⁾に記載されている。照射量の増加に伴って発生しきい応力が低下するが、約40 dpa以上の照射量ではしきい応力の変化は小さい。海外の研究機関から報告されている発生しきい線^{(2)~(4)}についても類似の照射量依存性が認められるが、低照射量側での材料による違いや高照射量側の飽和傾向等については見解が異なる場合がある。IASCC発生しきい線の策定には、SCC試験に加えて、発生しきい応力の傾向を機構論的に説明することが重要であり、IASCCの発生と関係する材料特性について照射に対する変化を把握する必要がある。

IASCCの発生機構に定説はないが、筆者らは照射材特有の転位チャンネル変形によって結晶粒界に局所的に高い応力やひずみが生じることと、照射と腐食によるミクロ組織と組成の変化に伴って粒界の結合強度が低下して粒界割れを起こし易くなることが発生の主要因であると考えている⁽⁵⁾。最近の研究成果として、中性子照射された316ステンレス鋼を320℃のPWR一次系模擬水環境で腐食試験すると、未照射のステンレス鋼に比べて表面に形成される酸化膜が厚くなること、約1000時間の腐食で数100 nmの長さで粒界が優先酸化することを報告している⁽⁶⁾。照射量が増すと粒界酸化の長さも増す傾向が認められており⁽⁶⁾、高照射材では粒界がより酸化し易くなる。未照射のステンレス鋼についても頻度や長さはわずかであるが粒界酸化する例が確認されて

おり、Couvantら⁽⁷⁾は360℃のPWR一次系模擬水環境で腐食試験した316Lステンレス鋼を引張試験し、粒界酸化部が開口したことを報告している。粒界が酸化されると結合強度が低下し、高温水中で中性子照射ステンレス鋼に引張応力が加わった際に、割れの起点になると予想されることから、粒界酸化はIASCCの発生と関係する可能性が考えられる。しかし、照射されたステンレス鋼の粒界酸化部の破壊挙動はよく分かっておらず、周囲の内層酸化膜 (粒界のない部分) や酸化していない粒界との結合強度の違いについても明らかではない。

筆者らはこれまでに、照射量74dpaの中性子照射316ステンレス鋼中の粒界や360℃のPWR一次系模擬水環境で腐食試験した600合金の酸化した粒界を対象に超微小引張試験を行っており、照射と酸化が粒界部の結合強度を低下させることを報告している^{(8),(9)}。中性子照射ステンレス鋼については、試験部が大きく絞られ、20%程度伸びた後にほぼ全面が粒界破面で破断したが、未照射材では同様な引張試験では粒界で割れることはなかった。600合金については、酸化物と母材の界面で割れが生じ、腐食時間が増加すると酸化物/母材の界面がよりポーラスな構造になり、引張強度が低下することが確認された。また、Dohrら⁽¹⁰⁾は、PWR一次系模擬水環境で腐食試験した304ステンレス鋼と600合金の粒界酸化部の変形と破壊挙動を超微小曲げ試験で調べており、600合金については、筆者らの結果⁽⁹⁾と同様に酸化物と母材の界面で割れが生じること、304ステンレス鋼については酸化物が割れ、破壊挙動が600合金とは異なることを報告している。

本研究では、PWR一次系模擬水環境で定荷重SCC試験に供した中性子照射316ステンレス鋼の粒界酸化部の破壊挙動を超微小引張試験で調べ、粒界酸化とIASCCの発生との関係を検討した。

2. 試験方法

2.1. 供試材

供試材には320℃のPWR一次系模擬水環境で定荷重SCC試験に供した中性子照射量73 dpaの冷間加工316ステンレス鋼製の炉内計装用シンプルチューブ (flux thimble tube, FTT) 材⁽⁶⁾を用いた。供試材の化学組成と照射条件およびSCC試験の条件を表1から表3に示す。供試材はOリング試験

表1 供試材の化学組成 (wt %)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
0.04	0.62	1.63	0.022	0.006	12.61	16.94	2.22	balance

表2 供試材の照射条件

中性子照射量 (dpa)	照射速度 (dpa·s ⁻¹)	照射温度 (°C)
73	1.5 × 10 ⁻⁷	297

表3 SCC試験の条件

温度 (°C)	320
溶存水素濃度 (ppm)	2.7
ほう酸 as B (ppm)	500
水酸化リチウム as Li (ppm)	2
溶存酸素 (ppb)	< 1
浸漬時間 (h)	1149
負荷応力 (MPa)	900

片であり、図1に示すように、試験片表面から酸化した大傾角粒界を含む寸法25 × 10 × 10 μmのマイクロ試料を集束イオンビーム (focused ion beam, FIB) 加工により切り出した。

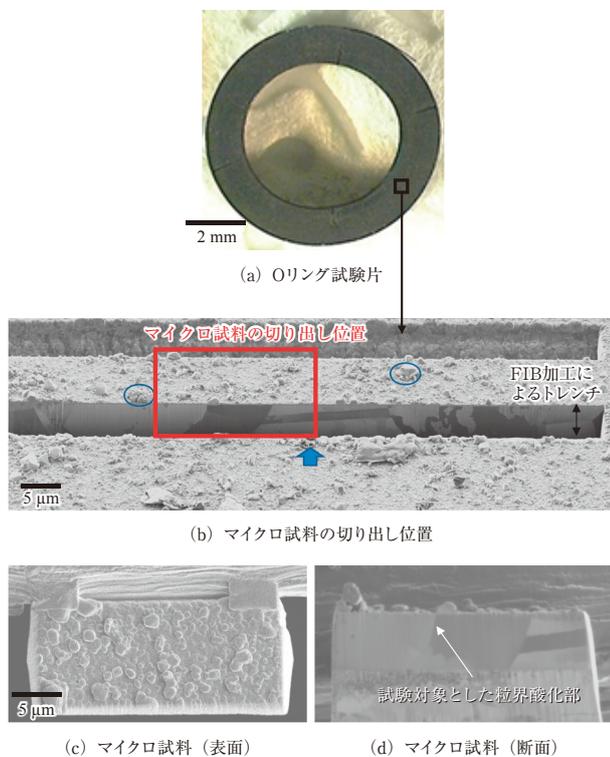


図1 供試材からFIB加工によるマイクロ試料の切り出し

2.2. 超微小引張試験

集束イオン/電子ビーム加工観察装置 (focused ion and electron beam system, FIB-SEM) 日立ハイテクノロジーズ社製NB5000を用いて、マイクロ試料より図2に示す形状の超微小引張試験片を作製した。試験片の寸法は8 × 4 × 2 μmであり、試験片中央の幅0.1 μmのスリットに挟まれた試験部に粒界を含まない内層酸化膜を配したものと粒界を含む内層酸化膜を配したものを1本ずつ作製した(以下、それぞれ粒界を含まない試験片および粒界を含む試験片とする)。粒界を含む試験片については、酸化した粒界面を試験片中央に引張応力軸に対して垂直に配している。なお、どちらの試験片も外層酸化膜は試験片加工前にFIB加工で除去した。また、試験片の一部をFIB装置のタングステン蒸着により作製しているが、試験部とその周辺には蒸着部を含まないようにした。

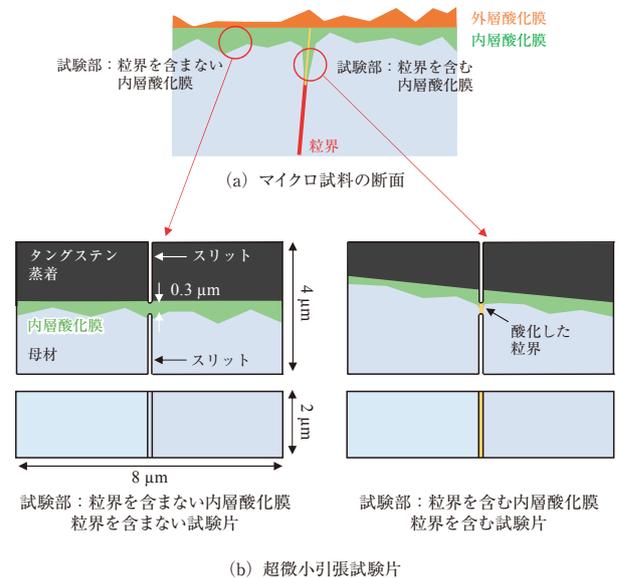


図2 超微小引張試験片の形状

超微小引張試験はFIB-SEM内、真空かつ室温環境で実施した。引張試験の概略図と試験前の試験片の走査イオン顕微鏡 (scanning ion microscopy, SIM) 像を図3に示す。試験片はマイクロ梁とFIB-SEM内で3軸方向に移動可能なマイクロプローブに固定されている。図3(a)中の右方向にマイクロ

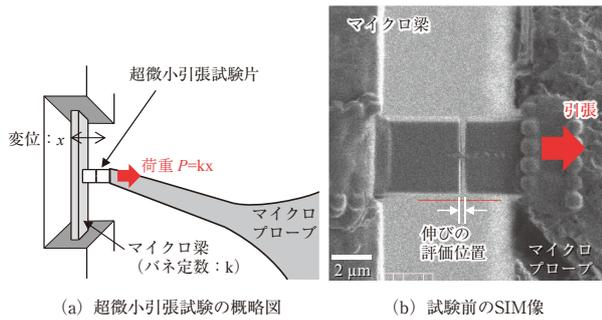


図3 超微小引張試験の概略図と試験前のSIM像

プローブを動かし、試験片が破断するまで引張試験を行った。試験片にかかる荷重はマイクロ梁の変位とバネ定数から線形弾性論により算出しており、バネ定数は超微小硬さ試験機（エリオニクス社製ENT-2100）を用いてマイクロ梁の中央部に1 mNまでの荷重を負荷して得た荷重-変位曲線から $582 \pm 25 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$ と決定した。試験中のSIM像を 512×512 ピクセル ($14.45 \times 14.45 \text{ }\mu\text{m}$) の解像度にて毎秒20コマで録画し、試験片の形状変化とマイクロ梁の変位を記録した。なお、本試験におけるSIM像の空間分解能は28 nmであり、マイクロ梁の変位から算出される荷重の分解能は $16 \text{ }\mu\text{N}$ ($582 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1} \times 28 \text{ nm}$) である。試験部の伸びは図3(b)に示したスリット幅の変化で評価した。試験部の長さは

SIM像で12ピクセルに相当しており、伸びの分解能は8%である。また、マイクロ梁の変位が $0.5 \text{ }\mu\text{m}$ 増すごとに試験片側面の傾斜像を走査電子顕微鏡 (scanning electron microscopy, SEM) で観察した。

2.3. 破面と断面の観察

破面をSEM観察して破壊の様子を調べた。また、粒界を含む試験片については、FIB加工により試験片を薄膜化し、断面のミクロ組織を走査透過電子顕微鏡 (scanning transmission electron microscopy, STEM) 日立ハイテクノロジーズ社製HD-2700で観察して、破壊様式を詳細に確認した。なお、加速エネルギーを2 kVまで低下させたFIBで薄膜部を最終加工し、FIB加工により薄膜に導入されるダメージ層を低減した。

3. 試験結果

3.1. 超微小引張試験

超微小引張試験の様子を図4と図5に示す。なお、試験片のSEM観察はマイクロ梁の変位が $0.5 \text{ }\mu\text{m}$ 増すごとに行っているため、破断直前におけるSEM像は撮影されていない。両試験片ともに、破断まで

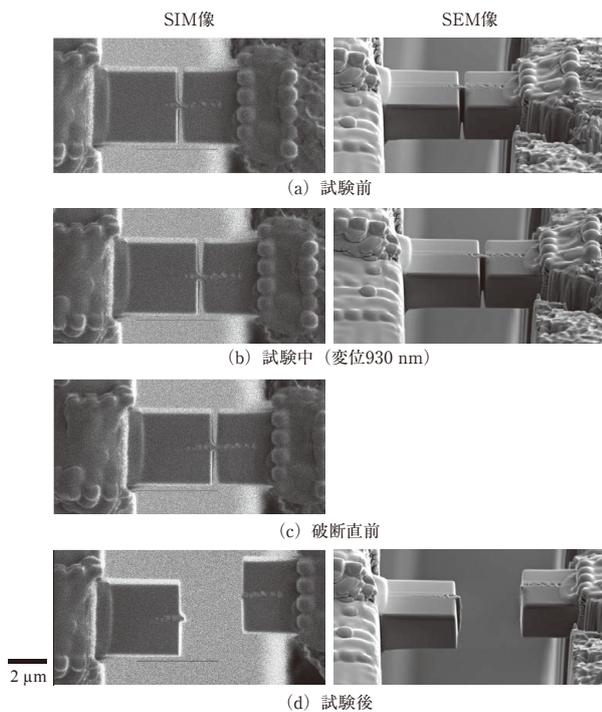


図4 粒界を含まない試験片の超微小引張試験中のSIM像およびSEM像

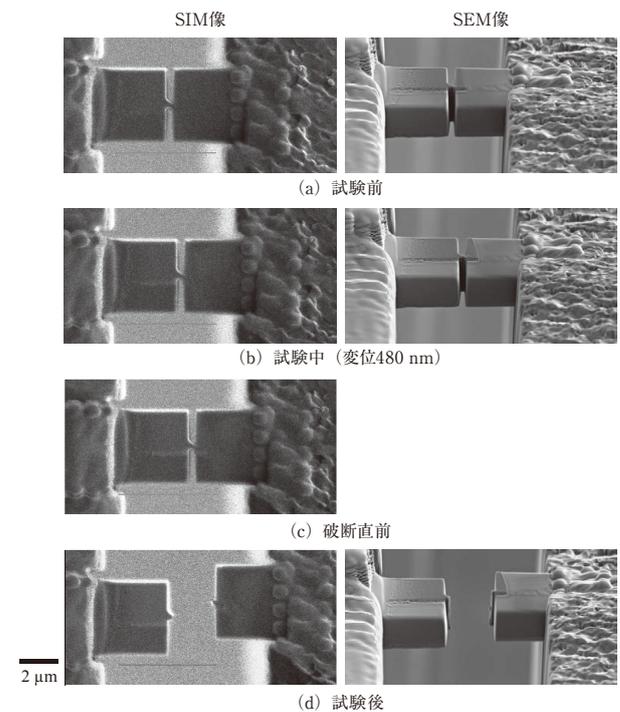


図5 粒界を含む試験片の超微小引張試験中のSIM像およびSEM像

に測定精度28 nm以上の明確な伸びは認められなかった。破断時の荷重は粒界を含まない試験片では950 μN であり、粒界を含む試験片では640 μN であった。

3.2. 破面と断面の観察

粒界を含まない試験片の破面のSEM像を図6に示す。破面には10 nm程度の微細な凹凸が多数認められ、破面上側では大きく絞られた部位が認められた。破面からは延性破壊の様相は認められず、脆性的に破壊したことが確認された。

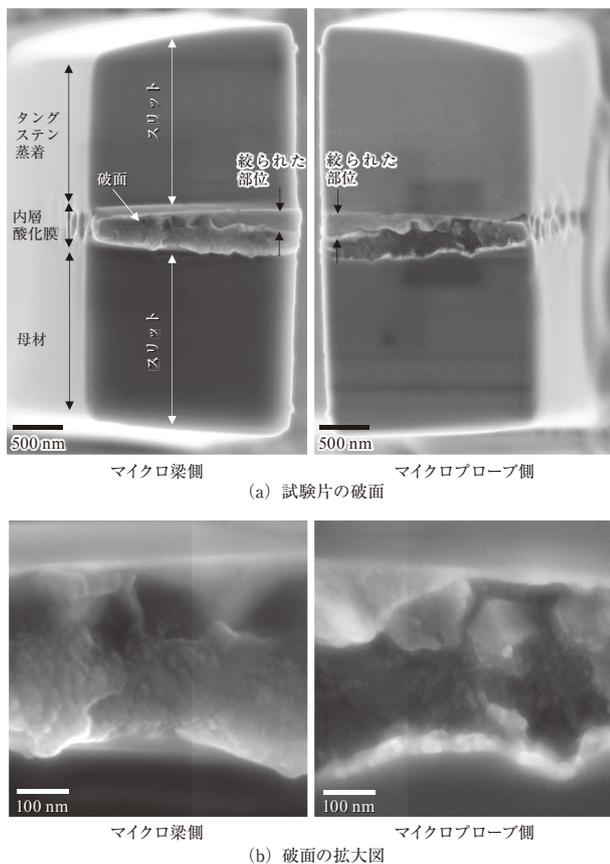


図6 粒界を含まない試験片の破面のSEM像

PWR一次系模擬環境水中でステンレス鋼に形成される内層酸化膜は、Feの外方拡散（溶出）と環境水からのOの内方拡散が同時に進行する過程で、OがFeやCrと化合して形成される。内層酸化膜はCrリッチなスピネル型の酸化物であり、微細粒から成る構造であることが分かっている⁽¹¹⁾。透過電子顕微鏡（transmission electron microscopy, TEM）によりアンダーフォーカス条件で酸化物を観察すると、微細粒の境界が網目状の模様で確認さ

れ、粒の大きさが10 nm程度であることが分かる。破面に認められた凹凸の大きさはスピネル酸化物の粒径に近く、酸化物自身の粒界に沿って割れが生じ、試験片が破断したと推察された。

試験部の断面積は、試験前は0.70 μm^2 であったが、試験後は0.56 μm^2 であった。破断荷重950 μN を試験前と後の試験部の断面積でそれぞれ除すと、試験片は公称応力1400MPa、真応力1700MPaで破断したことが分かった。

粒界を含む試験片の破面のSEM像を図7に示す。破面の下側については絞られた部位と伸びて延性破壊の様子が認められたが、破面の大部分は平滑であった。図7(a)に示した位置で薄膜加工し、観察した断面のマイクロ組織を図8に示す。図中の左右方向が試験時の引張方向に相当する。スリット（上側）の直下から破面の平滑部が生じているが、スリット（下側）の近傍では図中右方向に破壊の経路が変化している。スリット（下側）の近傍では電子線の回折斑点図より粒界が確認され、この位置では粒界は酸化していなかった。破面の平滑部は粒界の延長線上に位置しており、酸化した粒界に沿って破壊が生じたことが確認された。

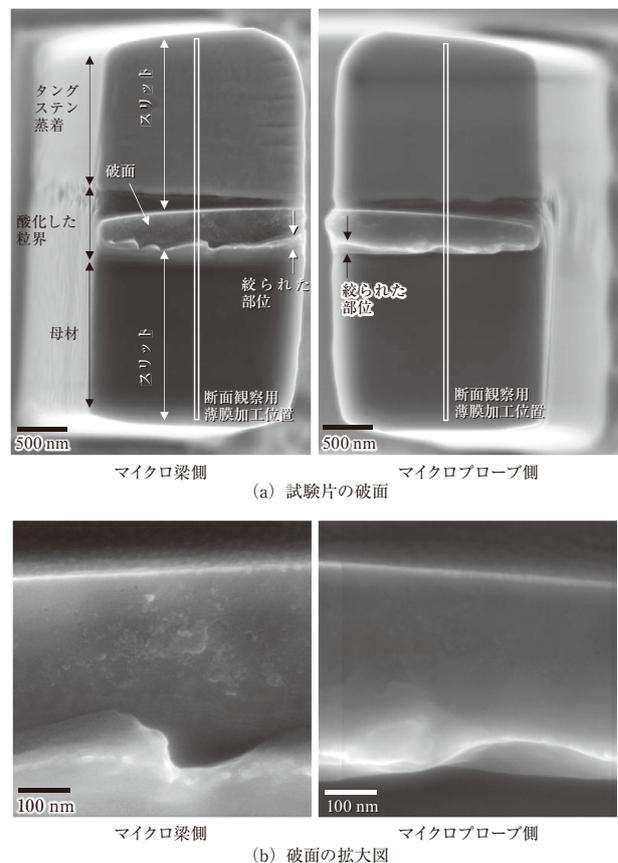
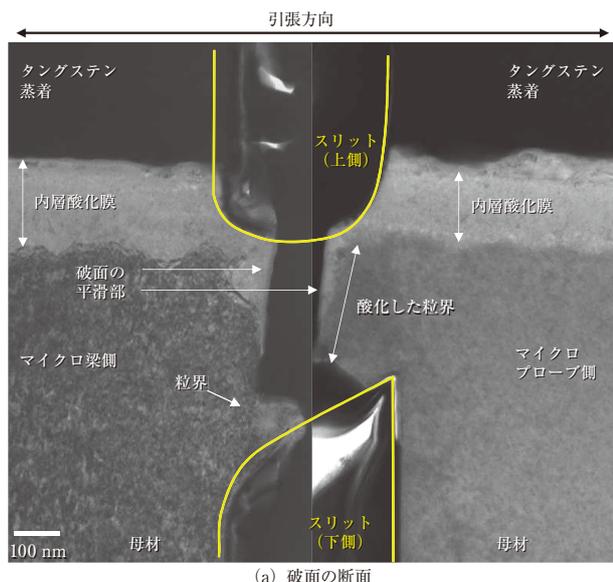
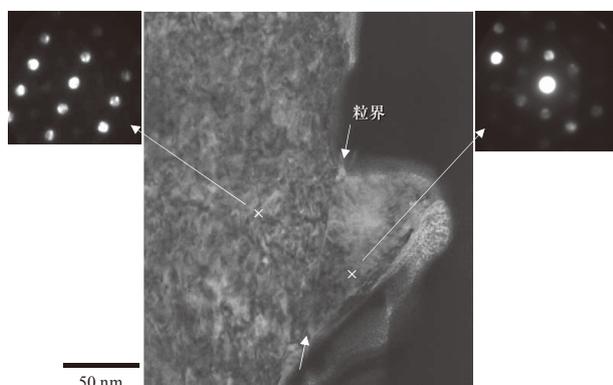


図7 粒界を含む試験片の破面のSEM像と断面観察位置



(a) 破面の断面



(b) スリット (下部) 近傍の拡大図と粒界近傍で撮影した回折斑点図

図8 粒界を含む試験片の破面の断面のマイクロ組織

粒界を含む試験片の破壊の模式図を図9に示す。引張により酸化した粒界が開口したが、スリット(下側)の近傍では粒界が酸化していなかったため、亀裂は母材側に進展方向を変え、せん断により試験片が破断したと推測された。Fukumuraら⁽⁶⁾によると、本試験で供試材として用いた照射量73 dpaの中性子照射ステンレス鋼のリング試験片では平均400 nmの長さで粒界酸化が生じており、酸化した粒界の前方では約200 nmの長さでNi濃化領域が

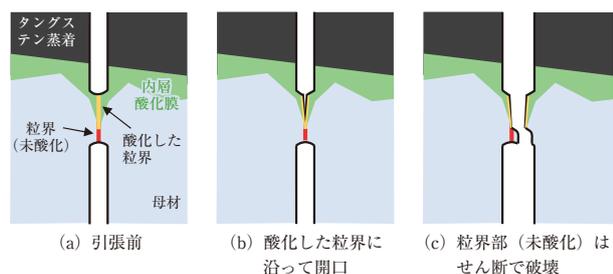


図9 粒界を含む試験片の破壊の模式図

形成されている。本研究で試験した酸化した粒界も報告されている平均値と同程度の酸化長さである。また、酸化した粒界の前方にあるNi濃化領域では割れずに、亀裂の進展経路は母材側へ変化しており、Niが25%近くまで濃化しても粒界の結合強度が大きく下がることはないことが示唆された。

試験部の断面積は、試験前は $0.72 \mu\text{m}^2$ であったが、試験後は $0.59 \mu\text{m}^2$ であった。破断荷重640 μN を試験前と後の試験部の断面積でそれぞれ除すと、試験片は公称応力900MPa、真応力1100MPaで破断したことが分かった。

4. 考察

(1) 酸化による粒界の結合強度の低下

PWR一次系模擬環境水中で腐食した照射量73 dpaの中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部の破壊挙動を超微小引張試験で調べた結果、内層酸化膜に粒界が含まれると、破壊は酸化した粒界に沿ったものとなり、内層酸化膜が破壊する応力も低くなることが分かった。この結果は、酸化した粒界の強度は周囲の内層酸化膜よりも低いことを示しており、高温水中で照射されたステンレス鋼に引張応力が加わると、酸化した粒界に沿って優先的に割れが生じる可能性を示唆する。

粒界酸化部をSTEMのZコントラスト像で観察した結果では、酸化した粒界に周囲の内層酸化膜と比べて暗い線状のコントラストが確認されている⁽⁶⁾。エネルギー分散型X線分析装置 (energy dispersive X-ray spectrometer, EDS) による元素分析を粒界酸化部について実施した結果、酸化した粒界上でX線の計数率が低下することが確認されており、Zコントラスト像での観察結果と合わせて、酸化した粒界は物質密度が低いポーラスな構造である可能性が指摘されている⁽¹²⁾。これが、酸化した粒界での優先的な破壊の理由になると考えられる。

照射量74 dpaのFTT材のバルクの粒界を超微小引張試験した際の破断時の真応力⁽⁸⁾との比較を図10に示す。破断時の真応力は、酸化した粒界 (1100MPa) < 粒界を含まない内層酸化膜 (1700MPa) < バルク粒界 (2700MPa) の順番であった。粒界が酸化されると粒界の引張強度が約1/3に低下することが確認された。

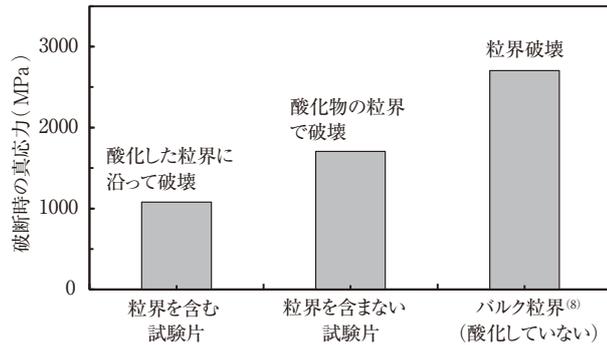


図10 超微小引張試験片の破断時の真応力の比較

(2) 粒界酸化とIASCC発生機構

Kamayaら⁽¹³⁾は、ランダムな結晶方位を有する100個の結晶粒からなる3次元多結晶体にかかる引張応力の分布を有限要素法 (finite element method, FEM) 解析で調べ、粒界三重点の近傍等では粒界面にかかる応力が結晶粒の変形拘束の影響で高くなる傾向があり、最大で平均応力の約2倍の応力が粒界面にかかる場合があることを報告している。酸化した粒界の破壊応力として1100MPaを想定すると、550MPaの平均応力が加わると局所的には酸化した粒界が開く応力が生じる可能性が考えられる。

照射ステンレス鋼では、変形は転位チャンネルに局所化される特徴がある。Evrardら⁽¹⁴⁾は、転位チャンネル変形で粒界に転位がパイルアップすると平均応力よりも数倍以上の高い垂直応力が粒界面に生じることをFEM解析により評価している。平均応力と粒界垂直応力の比は、これまでにFTT材で確認されている転位チャンネルの幅 (平均50 nm⁽¹⁵⁾) と長さ (10 μm, 結晶粒径に相当) の場合では4程度になると報告されている。照射量73 dpaのFTT材を320℃で $6.8 \times 10^{-8} \text{ s}^{-1}$ の変形速度で引張試験した場合、降伏応力は970MPaであることが報告されている⁽¹⁶⁾。高照射量でのIASCCの発生しきい応力は400~500MPaであり、この程度の応力が加わった際には、73 dpaのFTT材では粒界三重点の近傍等で塑性変形が生じる可能性がある。粒内に生じた転位チャンネルの先端が粒界酸化部に達した場合は約2000MPaの応力が粒界酸化部に加わる可能性が考えられ、この局所応力によって酸化した粒界が開き、IASCCの起点になる可能性が推察される。粒界部の酸化と破壊が繰り返されて粒界割れが進展する過程がIASCCの発生機構の一つとして考えられる。

5. まとめ

320℃のPWR一次系模擬水環境で定荷重SCC試験に供した照射量73 dpaの中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部の破壊挙動を超微小引張試験で調べた。

- ・粒界を含まない内層酸化膜では酸化物自身の粒界が割れて試験片が破断したが、粒界を含む内層酸化膜では酸化した粒界に沿って割れが生じた。粒界が含まれると内層酸化膜が破壊する応力は小さくなっており、酸化した粒界の引張強度は周囲の内層酸化膜よりも低いことが分かった。また、バルクの粒界と比べて、酸化した粒界では引張強度が約1/3に低下することが分かった。
- ・多結晶体中の変形拘束を考慮すると、粒界三重点の近傍等の粒界面で平均応力の約2倍の応力が生じる可能性が考えられる。IASCCの発生しきい応力は高照射量では400~500MPaであり、この程度の応力が加わった際に局所的に降伏する可能性が考えられる。降伏すると、転位チャンネル変形によって結晶粒界に局所的に平均応力の約4倍の応力 (1600~2000MPa) が作用する可能性がFTT材の場合にはあり、これは酸化した粒界に割れを誘発する応力である。
- ・高温水中で照射されたステンレス鋼に引張応力が加わると、酸化した粒界が優先的に割れ、更なる粒界の酸化と破壊が繰り返されて粒界割れが進展する過程がIASCC発生機構の一つとして推察された。

文 献

- (1) PWR炉内構造物点検評価ガイドライン [バッフルフォーマボルト] (第2版), 一般社団法人原子力安全推進協会 炉内構造物等点検評価ガイドライン検討会, (2014).
- (2) S. Fyfe, S. Davidsaver, K. Amberge, "Irradiation-Assisted Stress Corrosion Cracking Initiation Screening Criteria for Stainless Steels in PWR Systems," 18th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Portland, OR, August 13-17, 2017.

- (3) R. Pathania, R. Carter, A. Demma, "Contribution of Materials Investigations to Improve the Safety and Performance of LWRs," Int. Symp. FONTEVRAUD 7, Avignon, France, September 26-30, 2010.
- (4) V. Fedorova, B. Margolin, "Method for Estimation of Pressure Vessel Internals Lifetime on IASCC Criterion," the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conf. PVP2013, PVP2013-97949.
- (5) 福谷耕司, 西岡弘雅, 藤井克彦, "ステンレス鋼の軽水炉照射挙動," INSS MONOGRAPHS No.4, 株式会社原子力安全システム研究所, (2009).
- (6) T. Fukumura, K. Fukuya, K. Fujii, T. Miura, Y. Kitsunai, "Grain boundary oxidation of neutron irradiated stainless steels in simulated PWR water," 18th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Portland, OR, August 13-17, 2017.
- (7) T. Couvant, D. Haboussa, S. Meunier, G. Nicolas, E. Julian, K. Sato, F. Delabrouille, "A simulation of IGSCC of austenitic stainless steels exposed to primary water," 17th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Ontario, Canada, August 9-12, 2015.
- (8) T. Miura, K. Fujii, H. Nishioka, K. Fukuya, Y. Kitsunai, "Characterization of grain boundary fracture of neutron-irradiated austenitic stainless steel using micro-tensile testing," The Nuclear Materials Conference 2014, FL, USA, October 27-30, 2014.
- (9) K. Fujii, T. Miura, H. Nishioka, K. Fukuya, "Degradation of grain boundary strength by oxidation in alloy 600," 15th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Colorado Springs, CO, August 7-11, 2011.
- (10) J. Dohr, E. Tarleton, D. Armstrong, T. Couvant, S. Lozano-Perez, "Recent Insights in the Deformation and Fracture of Oxidized Grain Boundaries in Austenitic Alloys: A Synergistic Experimental and Finite Element Study," 17th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Ontario, Canada, August 9-12, 2015.
- (11) K. Fukuya, H. Nishioka, K. Fujii, Y. Kitsunai, "Characterization of surface oxides formed on irradiated stainless steels in simulated PWR primary water," Proc. Fontevraud 8: Contribution of Materials Investigations to Improve the Safety and Performance of LWRs, Avignon, September 14-18, (2014).
- (12) 福村卓也, 福谷耕司, 藤井克彦, 三浦照光, "PWR 一次系模擬水中における照射ステンレス鋼の腐食挙動その2," INSS JOURNAL, Vol.22, P.92 (2015).
- (13) M. Kamaya, Y. Kawamura, T. Kitamura, "Three-dimensional local stress analysis on grain boundaries in polycrystalline material," Int. J. Solids Struct. Vol.44, P.3267 (2007).
- (14) P. Evrard, M. Sauzay, "Modelling of the effect of dislocation channel on intergranular microcrack nucleation in pre-irradiated austenitic stainless steels during low strain rate tensile loading," J. Nucl. Mater., Vol.405, P.83 (2010).
- (15) H. Nishioka, K. Fukuya, K. Fujii, Y. Kitsunai, "Deformation Structure in Highly Irradiated Stainless Steels," J. Nucl. Sci. Technol., Vol.45, P.274 (2008).
- (16) K. Fukuya, H. Nishioka, K. Fujii, M. Kamaya, T. Miura, T. Torimaru, "Fracture behavior of austenitic stainless steels irradiated in PWR," J. Nucl. Mater., Vol.378, P.211 (2008).

海外及び国内で発生した原子力発電所のトラブル原因の分析

Analysis of trouble cause of nuclear power plant occurred in overseas and domestic

小松 輝雄 (Teruo Komatsu) *1

三木 秀夫 (Hideo Miki) *1

安藤 弘 (Hiroshi Ando) *1

要約 2009年1月から2017年12月までの9年間に発生した海外の原子力発電所のトラブル原因(原因総数30,595)と、2008年4月1日から2017年3月31日までの間に発生した国内の原子力発電所のトラブル原因(原因総数1,100)の整理・分析を行った。その結果、トラブルの原因は、海外・国内ともに「保守不良」が全体の45%程度を占め、最も多いことがわかった。「運転不良」については、海外が全体の15%を占めているのに対して、国内は10%と少ない。また、海外の「人的過誤」の割合は、23~31%の範囲で推移しているのに対して、国内は11~22%程度であり、約10ポイント低いことが判明した。一方、全体像をみると海外・国内ともに個々のトラブル原因の割合は極めて類似している。このことから、海外の原子力発電所のトラブル情報を収集・分析することにより、国内プラントの設備や運用方法の改善提言を行ったり、運転経験として参考となる情報を提供することは有益な活動であると考えられる。

キーワード 原子力発電所, トラブル原因, 人的過誤

Abstract Abstract The trouble causes (total causes is 30,595) which occurred in overseas nuclear power plants (NPPs) during past nine years (from Jan. 2009 to Dec. 2017) and the trouble causes (total causes is 1,100) which occurred in domestic NPPs during same duration (from Apr. 2009 to Mar. 2017) were classified and analyzed. As a result, the trouble causes was found to be "the maintenance failure" both domestically and domestically, accounting for about 45% of the total, the most frequent. Regarding "operation failure", overseas accounts for 15% of the total while domestic is as low as 10%. In addition, while the proportion of overseas "human error" has been in the range of 23 to 31%, domestic was found to be around 11 to 22%, which was found to be about 10 points lower. On the other hand, looking at the overall trend, the proportion of individual troubles in both overseas and domestic are very similar. From these, it is a useful activity to provide recommendations for improving the facilities and operation methods of domestic plants and to provide information to be useful as operating experiences by collecting and analyzing trouble information of overseas NPPs.

Keywords nuclear power plant, trouble cause, human error

1. はじめに

原子力安全システム研究所(以下「INSS」という)では、海外の原子力発電所のトラブル情報を収集し、これらを個別に分析することにより国内の加圧水型(PWR)発電所保有者へプラント設備や運用方法の改善提言を行ったり、運転経験として参考となる有益な情報を提供している。また、個々のトラブル情報について、プラントの運転状態、トラブル原因、トラブル発生機器、トラブルによる影響、対策等を分

類コード付けしてデータベース化することにより各種の傾向分析^{(1)~(23)}を行い、同種もしくは類似のトラブルの発生を未然防止するための活動を継続して実施しているところである。

これらの活動のうち、トラブル原因分類法及びトラブル原因の傾向分析結果については、INSSが2008年までに入手した事象まで報告している^{(1),(2)}が、それから9年が経過し、INSSにおける分析事象数もこの9年間で24,733件増加している。そこで、今回これらのデータの整理・分析を試みたのでここ

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

に報告する。

2. INSSの原因分類法

INSSでは、2006年より表1に基づく原因分類を適用しているが、これは発電所の実情にきわめて合致した分類体系となっている。

主な特長は、

(1) 大分類、中分類、小分類の体系

(2) 発電所のトラブルを「設備」と「運用」に大別

(3) 設備面のトラブルに「経年劣化」を設定

(4) 運用面のトラブルは発電所の一般的な管理項目で分類

(5) どの段階の誰の過誤かがわかるように「人的過誤」を設定

(6) 不可抗力的な原因を「軽微想定外不良」として区分

表1 原因分類表

大分類	中分類	小分類
設備	設計不良	設計時の基準・規格・仕様書の不備
		設計者過誤（設計時の人的過誤）
		現時点の基準に照らして不十分な設計
		その他
	製造不良	製造者過誤（製造時の人的過誤）
		軽微想定外不良（製造時の品質水準では許容範囲内）
		その他
	施工不良	施工者過誤（建設時の人的過誤）
		軽微想定外不良（建設時品質水準では許容範囲内）
	経年劣化	電気機械設備他の経年劣化（変形、摩耗、腐食、応力腐食割れ、水素脆化、疲労割れ、脆化割れ、絶縁低下、接触抵抗増加、静電容量低下、潤滑不良、ひび割れ等）
原因未特定		
偶発故障	偶発故障（耐用年数内のランダム故障）	
運用	保守不良	保守計画不良（要領書・作業手順書などの不備による保守作業不良）
		作業者過誤（組立て不良、調整不良等の保守作業時の人的過誤）
		周辺状況不良（機器・工具不備、作業環境不備、指示・連絡不備等による保守員の作業不良）
		軽微想定外不良（予知不可事象等）
		その他
	運転不良	運転計画不良（要領書・運転手順書などの不備による運転操作不良）
		操作者過誤（操作対象間違い等運転操作時の人的過誤）
		周辺状況不良（機器・工具不備、作業環境不備、指示・連絡不備等による運転員の操作不良）
		軽微想定外不良（想定外事象への対応不十分による運転操作不良）
		その他
	その他の管理不良	発電所運営不良
		性能管理不良
		燃料管理不良
		放射線管理不良
		廃棄物管理不良
		水質管理不良
		防災管理不良
出入管理不良		
その他		
外部要因	想定内（地震、雷、送電線事故などによる機器損傷等）	
	想定外（妨害行為、テロによる機器損傷等）	

(7) トラブル原因は一つとは限らないことから、原因を重複計上等であるが、分析実施者が選択しやすくなっている。

3. 今回の原因分析対象事象

今回の原因分析対象事象は以下のとおりである。

(1) 海外トラブル

2018年3月21日までに、米国原子力規制委員会や世界原子力発電事業者協会等から入手・分析した事象で、2009年1月1日から2017年12月31日までの間に発生したトラブル24,733件の原因30,595件。(不明等を除いたトラブル原因総数；原因は重複計上)

(2) 国内トラブル

2018年5月28日までにニューシアに登録された「法律に基づく報告」及び「保全品質情報」で、2008年4月1日から2017年3月31日までの間に発生したトラブル794件の原因1,100件。(不明等を除いたトラブル原因総数；原因は重複計上)

また、これらのニューシア登録情報は、INSSの原因分類法に基づき分類している。

なお、2011年3月11日に発生した東京電力(株)福島第一原子力発電所事故の影響で、長期停止プラントが多いことより、トラブル報告件数は減少している。

4. 分析結果 (海外・国内の比較)

(1) トラブル原因の全体像と推移

図1に、2009年1月から2017年12月までの9年間に発生した海外の原子力発電所のトラブル原因(原因総数30,595)並びに2008年4月1日から2017年3月31日までの間に発生した国内の原子力発電所のトラブル原因(原因総数1,100)を示す。

この図から、海外においては、トラブルは設備面よりも運用面が多く、運用面のトラブルが全体の69%を占めていることがわかる。

設備面のトラブルでは設計不良が10%と最も多く、以下経年劣化、製造不良、施工不良、偶発故障と続いている。

運用面のトラブルの内訳をみると、保守不良がトラブル原因全体の46%を占めている。また、運転不良は、全体の15%を占める。

一方、国内においても全体の傾向は海外とおおよそ同じであり、運用面のトラブルが63%を占め、そのうち保守不良が、トラブル原因全体では海外と同様に45%を占めていることがわかる。運転不良については、10%と海外より5ポイント少ない。

図2に、トラブル原因のうち、保守不良の内訳について、海外、国内別に分析した結果を示す。

海外では、計画不良が50%、作業者過誤が31%を占めているのに対して、国内では、計画不良が53%、作業者過誤が27%を占め、海外の結果と類似していることがわかる。

図3に、トラブル原因のうち、運転不良の内訳について、海外、国内別に分析した結果を示す。

海外は、操作者過誤が52%、計画不良が31%、周辺状況不良が13%となっているのに対して、国

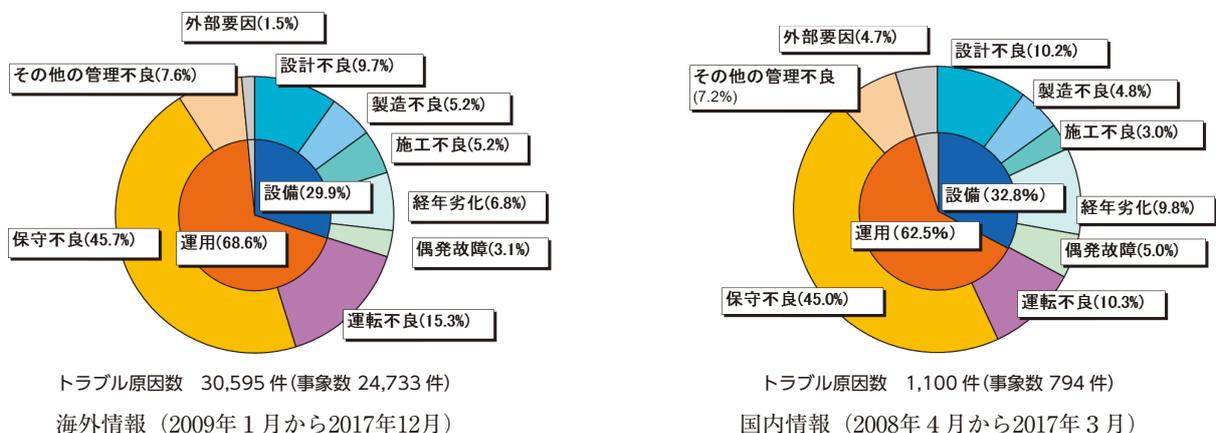


図1 原子力発電所で発生したトラブル原因

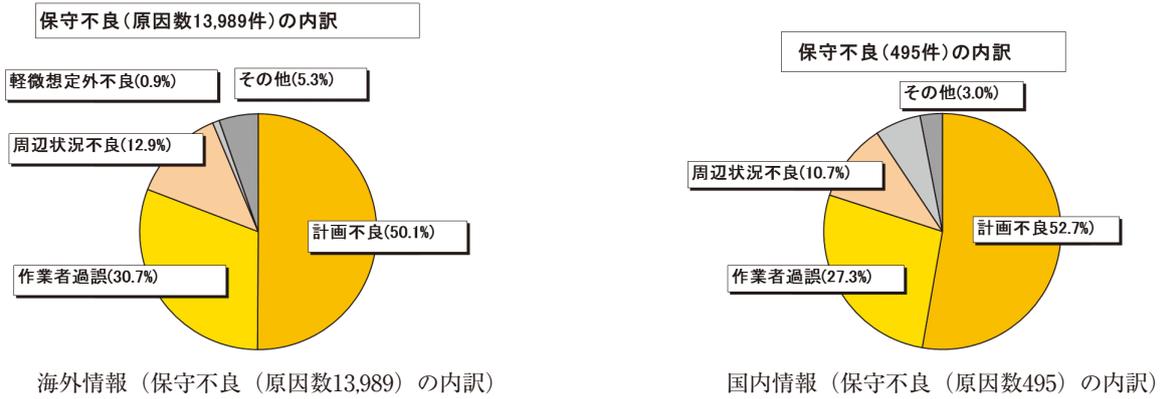


図2 トラブル原因のうち、保守不良の内訳

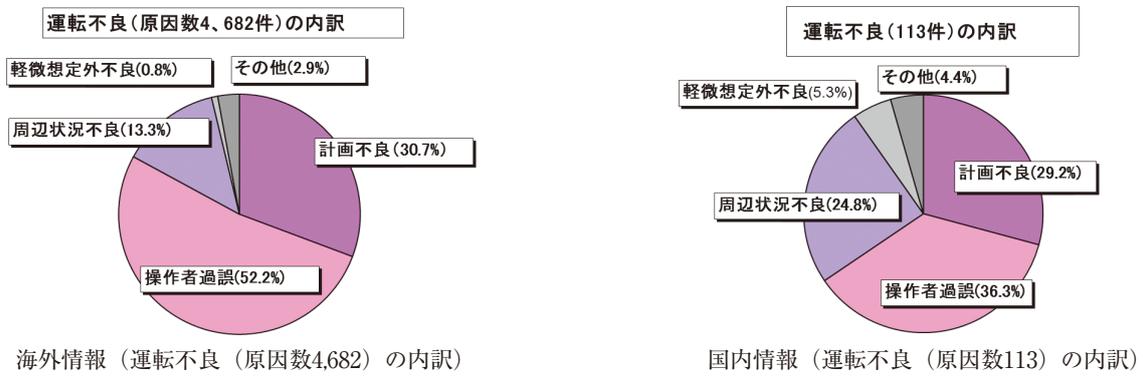


図3 トラブル原因のうち、運転不良の内訳

内は、操作者過誤が36%、計画不良が29%、周辺状況不良が25%であった。このように、国内の操作者過誤は、海外より16%低い。一方、周辺状況不良による運転員の操作不良は、海外の13%と比較すると倍程度の25%となっている。国内の周辺状況不良には、操作時の連絡不備や狭隘な操作空間による誤操作、操作レバー等に保護カバーが取り付けられていなかったことによる誤接触等が含まれる。

図4に、各年（国内は年度）に発生したトラブルの原因の推移を示す。海外はほぼ同じ傾向、国内は東京電力（株）福島第一原子力発電所事故に伴うトラブル報告件数の減少によりややバラツキが見られる。

また、図5、図6は、各年（国内は年度）に発生したトラブルの原因のうち、保守不良と運転不良の内訳の推移を示したものであるが、海外はほぼ同じ

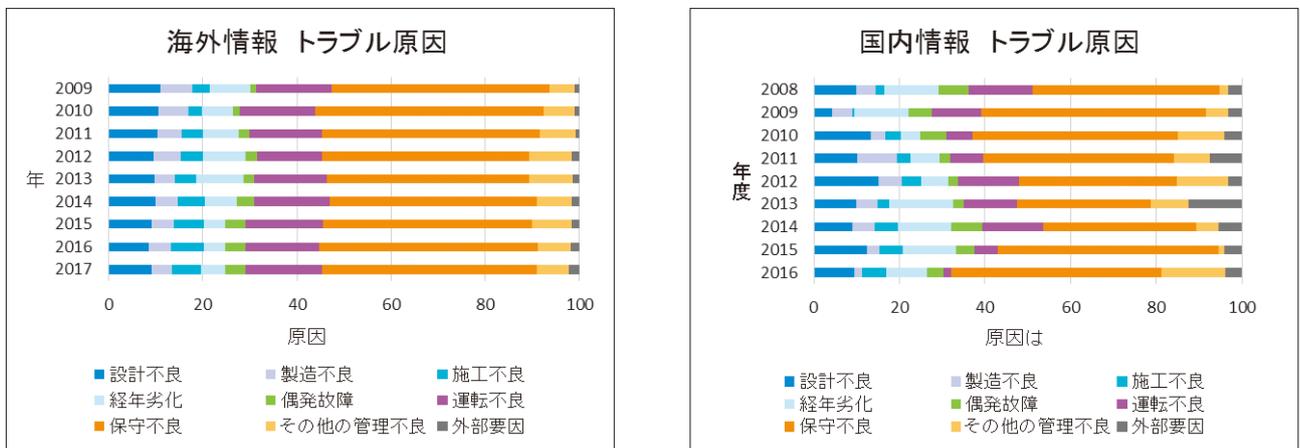


図4 各年（年度）に発生したトラブル原因の内訳

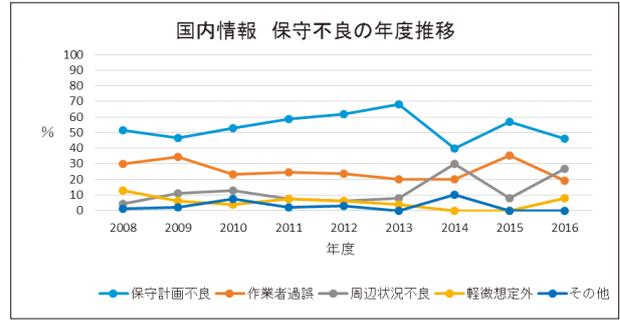
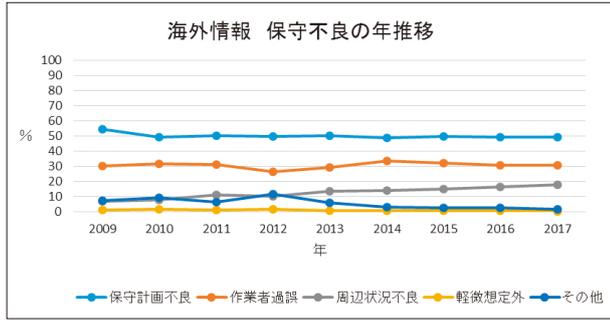


図5 保守不良の内訳の推移

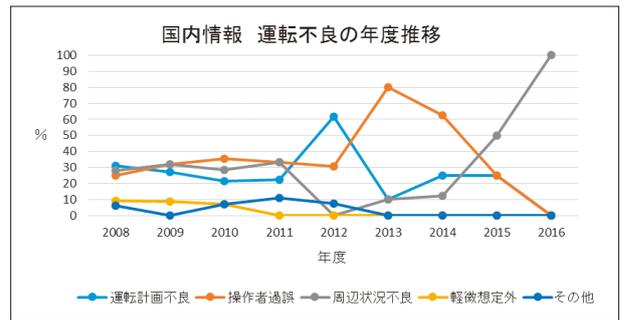
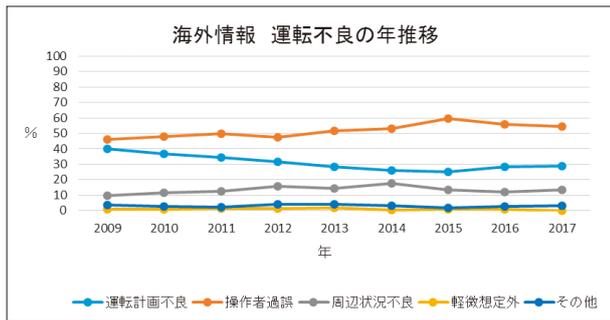


図6 運転不良の内訳の推移

傾向, 国内についても東京電力(株)福島第一原子力発電所事故前までのデータについては, 同じ傾向である。

(2) トラブル原因に占める人的過誤の状況

図7に, 各年(国内は年度)に発生したトラブル原因に占める人的過誤の割合の推移を示す。人的過誤の合計は, 海外が23~31%の範囲で推移しているのに対して, 国内は11~22%程度であり, 2008年度の22%から2016年度の16%と減少傾向を示している。

海外では, 作業者過誤が15%程度と最も多く, 次に多いのが操作者過誤となっている。

また, 近年, 施工者過誤がやや増加しているが,

設計者過誤, 製造者過誤とともに, 毎年ほぼ同じ推移を示している。

国内についても, 東京電力(株)福島第一原子力発電所事故以降のデータでは変動があるものの, 作業者過誤が多いのは同じである。

図8は, 原因分類表の中分類項目として分類している設計者過誤, 製造者過誤, 施工者過誤, 作業者過誤, 操作者過誤の発生割合を海外と国内で比較したものである。

その結果, 作業者過誤は, 海外が31%, 国内が27%とほぼ同様の割合を占めているのに対して, 操作者過誤は, 海外の52%に対して国内は36%と低い。また, 施工不良がトラブル原因に占める割合は低いものの施工者過誤は, 海外で44%, 国内では

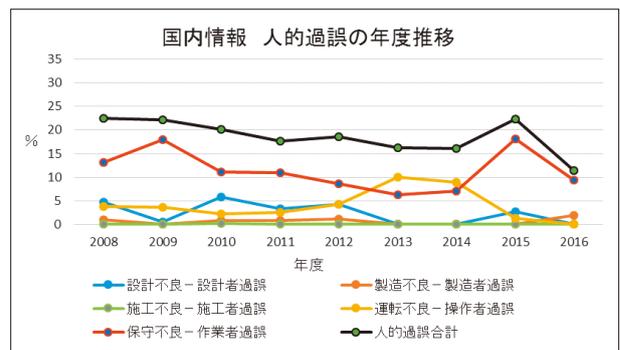
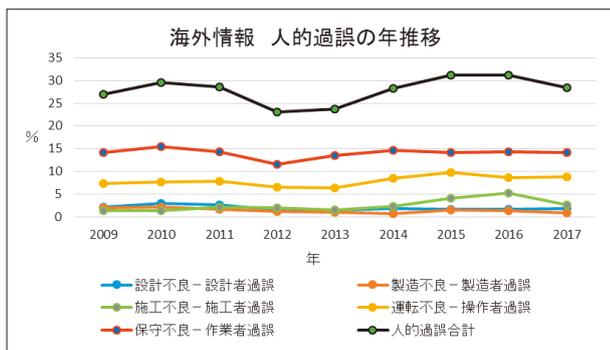


図7 人的過誤の内訳の推移

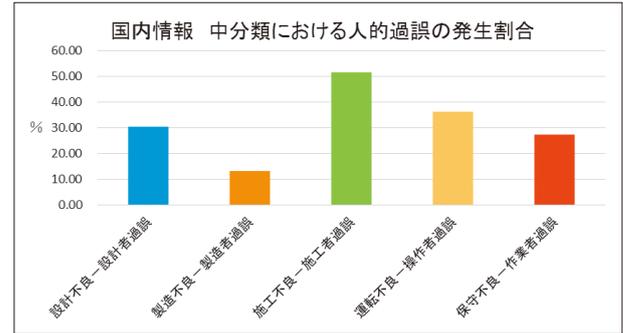
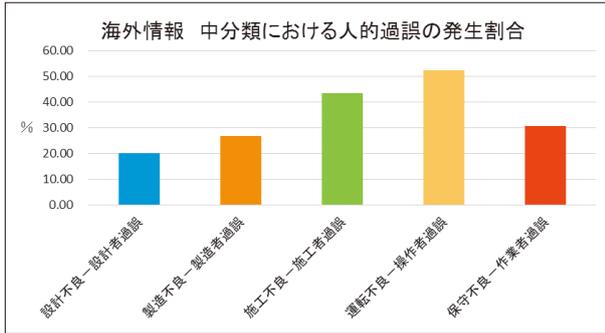


図8 中分類における人的過誤の発生割合

52%といずれも高いことは注目される。そして、製造者過誤は、海外の27%に対して国内は13%と半分以下となっていることがわかる。

5. まとめ

2009年1月から2017年12月までの9年間に発生した海外の原子力発電所のトラブル原因と、2008年4月1日から2017年3月31日までの間に発生した国内の原子力発電所のトラブル原因の比較を行った結果、以下が判明した。

(1) 「保守不良」

- トラブルの原因は、海外・国内ともに「保守不良」が全体の45%程度を占め、最も多い。このことから海外・国内を問わず、トラブルの防止には保守管理方法の改善が有効である。
- 「保守不良」の内訳は、海外・国内ともに「保守計画不良」が50%程度、「作業者過誤」が30%程度、「周辺状況不良」が10%程度を占めており、同じ傾向である。
- 9年間の変化傾向をみると、海外はほとんど変わらない。一方、国内は東京電力(株)福島第一原子力発電所事故の影響で2011年度以降のトラブル報告件数が減少していることから、バラツキがみられる。

(2) 「運転不良」

- 「運転不良」については、海外が全体の15%を占めているのに対して、国内は10%と少ない。
- 「運転不良」の内訳は、海外が「操作者過誤」が52%、「計画不良」が31%、「周辺状況不良」が11%を占めているのに対して、国内は、「操作者過誤」が36%、「計画不良」が29%、「周辺状況不良」が25%であり、「操作者過誤」の割合は低いが、「周辺状況不良」(作業環境、指示・

連絡不備)の割合が高い。

- 9年間の変化傾向は保守不良と同様である。

(3) 「人的過誤」

- 海外の「人的過誤」の割合が23~31%の範囲で推移しているのに対して、国内は11~22%程度であり、約10ポイント低い。また、国内は、2008年度の22%から2016年度の16%とやや減少傾向を示しているが、これには作業者過誤の減少が寄与している。
- 「設計者過誤」、「製造者過誤」、「施工者過誤」について比較してみたところ、「施工者過誤」については、海外が44%、国内では52%といずれも高いことは注目される。

(4) 全体像

以上の通り、海外・国内のトラブル原因については、多少の差異はあるものの、全体をみると類似していると言える。このことから、海外の原子力発電所のトラブル情報を収集・分析することでプラント設備や運用方法の改善提言を行ったり、運転経験として参考となる情報を提供することは有益な活動であると考えられる。INSSでは、本活動を継続実施し、トラブルの未然防止に貢献していく。

文 献

- 宮崎孝正, "経年劣化や人的過誤等を含めた原子力発電所不具合事象の新たな原因分類法とその適用結果", INSS JOURNAL, Vol.4, p.434 (2007).
- 高川健一, "原子力発電所の不具合原因の傾向分析", INSS JOURNAL, Vol.17, p.269 (2010).
- 高川健一, "海外の原子力発電所における運転員ヒューマンエラー事例の新しい分類

- と利用しやすい事例シートの作成”, INSS JOURNAL, Vol.11, p.95 (2004).
- (4) 高川健一, ”原子力発電所における人的過誤の新しい分析方法とこれを適用した国内発電所の保守不良の分析結果”, INSS JOURNAL, Vol.14, p.293 (2007).
- (5) 高川健一, ”米国原子力発電所における運転員の人的過誤による原子炉自動停止事象の傾向分析”, INSS JOURNAL, Vol.16, p.219 (2009).
- (6) 綾野輝芳, ”米国原子力発電所の高稼働実績と不具合事象の分析”, INSS JOURNAL, Vol.10, p.92 (2003).
- (7) 宮崎孝正, ”海外原子力発電所における不具合事象の傾向分析(2003年)”, INSS JOURNAL, Vol.11, p.86 (2004).
- (8) 島田宏樹, ”原子力発電所における火災事象の傾向分析”, INSS JOURNAL, Vol.14, p.326 (2007).
- (9) 塚本重信, ”最近の米国加圧水型原子力発電所の運転状況 - 高い設備利用率の要因に注目した調査 -”, INSS JOURNAL, Vol.15, p.262 (2008).
- (10) 小寺良雄, ”原子力発電所における原子炉自動停止事象の傾向分析”, INSS JOURNAL, Vol.15, p.269 (2008).
- (11) 嶋田善夫, ”確率論的安全評価による安全上重要な海外原子力発電所不具合情報抽出方法”, INSS JOURNAL, Vol.11, p.87 (2004).
- (12) 嶋田善夫, ”確率論的評価手法を用いた原子力発電所の重要な不具合情報の抽出方法”, INSS JOURNAL, Vol.12, p.118 (2005).
- (13) 嶋田善夫, ”信頼性ブロック図による発電機の不具合事象分析”, INSS JOURNAL, Vol.13, p.281 (2006).
- (14) 嶋田善夫, ”原子力発電所の装置, 機器毎の不具合発生頻度の日米比較”, INSS JOURNAL, Vol.14, p.316 (2007).
- (15) 嶋田善夫, ”米国原子力発電所におけるモータ不具合の傾向分析”, INSS JOURNAL, Vol.15, p.287 (2008).
- (16) 嶋田善夫, ”米国原子力発電所における変圧器不具合の傾向分析”, INSS JOURNAL, Vol.16, p.228 (2009).
- (17) 嶋田善夫, ”日米の原子力発電所における非常用ディーゼル発電機不具合の傾向分析”, INSS JOURNAL, Vol.18, p.267 (2011).
- (18) 嶋田善夫, ”原子力発電所の運転経験情報分析に係る定量的評価手法の開発と活用”, INSS JOURNAL, Vol.23, p.88 (2016).
- (19) 一木邦康, ”米国原子力発電所における安全文化改善活動に関する分析”, INSS JOURNAL, Vol. 16, p.233 (2009).
- (20) 小松輝雄, ”国内外原子力発電所における熱水力関連トラブル事例の傾向分析”, INSS JOURNAL, Vol.17, p.247 (2010).
- (21) 徳久聡, ”米国原子力発電所における電動弁駆動装置の不具合発生傾向”, INSS JOURNAL, Vol.22, p.165 (2015).
- (22) 徳久聡, ”米国原子力発電所におけるばね式主蒸気安全弁の不具合発生傾向”, INSS JOURNAL, Vol.23, p.96 (2016).
- (23) 徳久聡, ”米国原子力発電所におけるポンプの不具合発生傾向”, INSS JOURNAL, Vol.24, p.146 (2017).

米国原子力発電所における熱交換器本体の不具合発生傾向

Trend Analysis of heat exchanger Failure Events at U.S. Nuclear Plants

徳久 聡 (Satoshi Tokuhisa) *1

要約 原子力発電所では、多数の熱交換器が使用されている。本分析においては、原子力安全システム研究所の原子力情報データベースに登録されている米国原子力発電所の不具合事象から、熱交換器本体の不具合が扱われている25事象を抽出し、発生数の推移、不具合発生原因別、不具合発生対策別の分類を行った。その結果、熱交換器の不具合は保守不良によるものが多い。また、その対策として、手順書の改訂、補修が多い。

キーワード 原子力発電所、傾向分析、熱交換器

Abstract Many heat exchangers are used in nuclear power plants. In this study, 25 events related to the failure of the body of heat exchangers at nuclear power plants in the United States were selected from the nuclear information database owned by the Institute of Nuclear Safety System, and these events were analyzed in view of the history of occurrence, cause of failure, countermeasures and the other factor. As a result, it was found that the cause of heat exchanger failure was often poor maintenance. Also, among the countermeasures, the number of revisions of procedures and of repairs were seen to be large.

Keywords nuclear power plant, trend analysis, heat exchanger

1. はじめに

原子力安全システム研究所（以下「INSS」という）では、米国原子力発電所の不具合情報を収集し、その情報で述べられている事象から得られる教訓により、国内の加圧水型原子炉（PWR）に対策を必要とする項目がないか、分析を行っている⁽¹⁾。

本分析では、前述の分析の過程において、海外原子力発電所で発生した不具合情報を収集し構築した原子力データベースに登録されている熱交換器の不具合事象の傾向分析を行うことにより、国内電力に教訓となる項目の抽出ができないか検討を行った。

2. 傾向分析

2.1 分析対象とその抽出

INSS で構築している原子力情報データベースには、1994年以降に発行された米国原子力発電運転協会（Institute of Nuclear Power Operation：以下

「INPO」という）、世界原子力発電事業者協会（World Association of Nuclear Operators：以下「WANO」という）の運転経験情報、および米国原子力規制委員会（Nuclear Regulatory Commission：以下「NRC」という）のEvent Notification Report, Licensee Event Report, 2001年以降に発行された仏国原子力安全規制局（Autorité de sûreté nucléaire：以下「ASN」という）のMAGNUC情報、国際原子力機関（International Atomic Energy Agency：以下「IAEA」という）のIRS情報が登録されている。このうち、INPO, WANOの情報は非公開情報であり、会員間の情報交換、共有を目的として作成・発行されている。一方、NRCのEvent Notification Report, Licensee Event Report, ASNのMAGNUC情報、IRS情報等は公開情報であり、一定の基準を超える事象が発生した場合に、公衆へ通知することを目的として作成・発行されている。

したがって本分析では、原子力情報データベースに登録されているなかで、2008年から2017年の過去10年間に米国原子力発電所で発生した不具合事

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

象のうち、NRC のLicensee Event Reportの原文情報に「exchanger」が記載されている事象を抽出し、その内容から、蒸気発生器と復水器を除き、熱交換器本体の不具合が取り扱われると判定した事象25件を分析の対象とした。

2.2 全体傾向

原子力情報データベースに登録されている、2008年から2017年間の米国原子力発電所の公開情報で原文情報に「exchanger」が記載されていた不具合情報152件（2018年5月23日時点）のうち、熱交換器本体の不具合事象として25件を抽出した。

図1に米国原子力発電所で過去10年間の熱交換器本体の不具合事象の発生年毎の発生件数を示す。発生件数は毎年数件程度と少なく、同程度で推移していることがわかる。

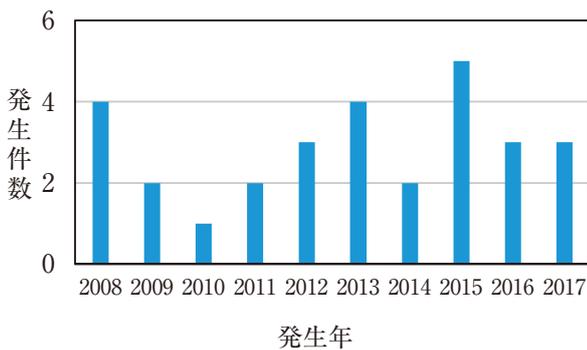


図1 熱交換器不具合発生件数の推移（米国）

熱交換器のような個別機器の場合、不具合事象として報告されるのは、熱交換器の不具合そのものが対象として取り扱われるのではなく、プラントへの影響の大きかった事象のうち、熱交換器が主原因となった場合であり、プラントへの影響の無かった事象は、報告されていないことも考えられる。

2.3 プラントへの影響別分類

2008年から2017年に発生した熱交換器本体の不具合25事象のうち出力運転中に発生した19事象について、プラントへの影響別に分類した結果を図2に示す。複数の影響があった場合は、そのうち最も影響が大きいと考えられるものを取り上げた。

計画外の手動停止といった原子力発電所の信頼性に直接影響を与えた事象は9件（47%）と多く、熱

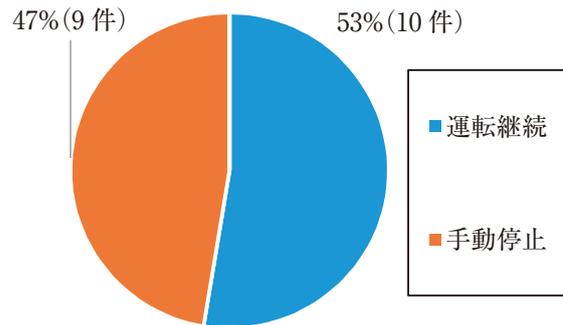


図2 プラントへの影響別分類（米国）

交換器本体の不具合発生を減少させること、すなわち信頼性を維持・向上させることがプラントの稼働率の維持・向上に寄与することがわかる。

2.4 不具合原因別の分類

2008年から2017年に発生した熱交換器本体の不具合事象25件について、不具合原因別に分類した結果を図3に示す。

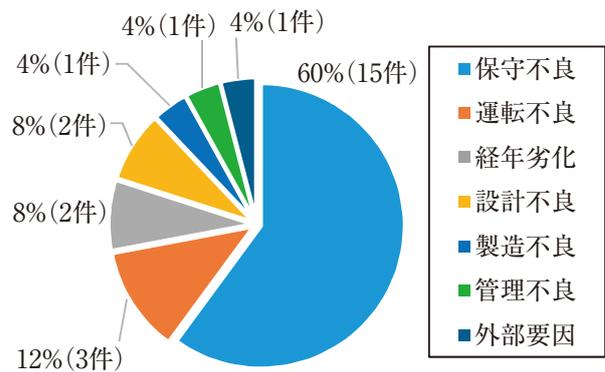


図3 不具合原因別分類（米国）

保守不良が15件（60%）と、半数以上を占め、保守に起因する不具合は多い。このことより、適切な保守を実施すれば不具合発生を低減できると考えられる。

2.5 不具合対策別の分類

前述の不具合事象25件の対策42件について、熱交換器本体の各不具合原因において不具合対策を分類した結果を図4に示す。なお、不具合事象と対策の件数が一致していないのは、1つの不具合事象に複数の対策があるためである。対策として、手順書の改訂（16件）、補修（14件）が多く、部品取替え（4件）、点検・解析（4件）、設計変更（4件）が少な

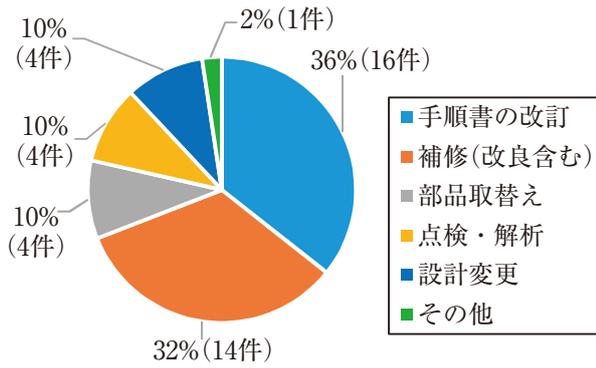


図4 不具合対策別分類 (米国)

かった。これらのことより、手順書の見直しの頻度を増やす等により不具合発生を削減することが可能となる。

2.6 わが国の事象の不具合抽出と分類

わが国の蒸気発生器および復水器を除く熱交換器本体に関係する不具合事象を原子力施設情報公開ライブラリー (NUCIA)⁽²⁾ で調査した (2018年6月27日現在) と、国内では2002年から2011年までの10年間で21件が報告された。米国と同様に熱交換器本体の不具合の分類を行った結果を図5に示す。設計不良が10件、保守不良が8件、施工不良が3件であった。米国と比較し設計不良の割合が高く、保守不良の割合が小さいことがわかる。

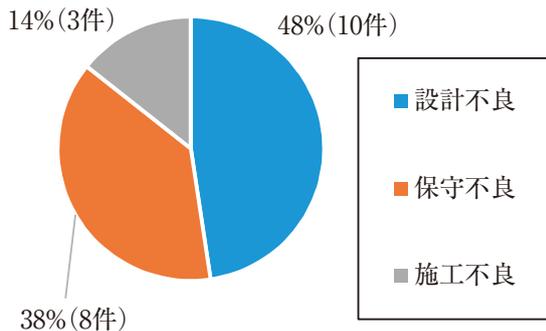


図5 不具合原因別分類 (日本)

3. まとめ

本分析では、公開情報に係る過去10年間に米国で報告された熱交換器本体の不具合について影響、原因、対策の3種類の切り口で分類を行い、考察を加えた。

- (1) 過去10年間に米国で報告された熱交換器本体の不具合は25件であった。発生件数は毎年数件程度と少なく、同程度で推移している。
- (2) 熱交換器の不具合発生原因のうち、保守不良の割合が米国で多かった。国内では不具合発生原因に関して、設計不良の割合が高く、保守不良の割合が小さかった。わが国では、メーカーと事業者がより一層連携し、設計、施工、保守を行っていく必要がある。

文献

- (1) 宮崎 孝正他, 「海外原子力発電所における不具合事象の傾向分析 (2004年) 」, INSS JOURNAL, Vol. 12, pp. 82 (2005).
- (2) 一般社団法人 原子力安全推進協会, 原子力施設情報公開ライブラリー, <http://www.nucia.jp/> (2018年6月4日現在).
- (3) 日本原子力産業会議, 「世界の原子力開発の動向 (各年) 」.
- (4) 米国NEI (原子力エネルギー協会) <http://www.nei.org/>
- (5) (独) 原子力安全基盤機構 原子力施設運転管理年報平成24年度版 (平成23年度実績), 平成24年10月 P36.

運用上の介入レベルに基づく被ばく線量計算手法の検討 - OIL1, 2用再浮遊係数の評価 -

Study on Dose Calculation Method for Operational Intervention Level
- Evaluation of the Resuspension Factor for OIL1 and OIL2 -

吉田 至孝 (Yoshitaka Yoshida) *1 高橋 俊佑 (Shunsuke Takahashi) *2

要約 運用上の介入レベル (Operational Intervention Level: OIL) は, 原子力災害対策指針において, 全面緊急事態 (General Emergency: GE) に該当してから数時間以降, 1週間以内に緊急時防護措置を準備する区域 (Urgent Protective Action Planning Zone: UPZ) およびUPZ外に対する防護措置を行う判断となる指標である。このうち緊急時防護措置 (OIL1) および早期防護措置 (OIL2) の被ばく経路は, 沈着した放射性物質によるグランドシャイン, 再浮遊による吸入, 不注意な経口摂取とされている。再浮遊係数は, 沈着した放射性物質の再浮遊による被ばく線量の計算に用いられ, 一般的に $10^{-4} \sim 10^{-10} \text{ (m}^{-1}\text{)}$ とされており, これまでは $10^{-4} \text{ (m}^{-1}\text{)}$ を用いてきたが, その根拠は明確でなかった。本研究では, チェルノブイリ事故ならびに福島第一原発事故時の再浮遊係数実測データを分析して, OIL1およびOIL2に基づく被ばく線量評価に用いる再浮遊係数を評価し, 試算を実施した。その結果, 再浮遊係数は, 事故からの経過時間と対数反比例関係にあり, かつ人的擾乱や火災による影響が認められ, OIL1用は $8.1 \times 10^{-5} \text{ (m}^{-1}\text{)}$, OIL2用は $6.2 \times 10^{-6} \text{ (m}^{-1}\text{)}$ と評価した。試算結果から, ヨウ素131によるOIL1被ばくにおける再浮遊物質吸入による影響が16~37%程度みられたが, セシウム137やOIL2被ばくにおける再浮遊物質吸入の影響は僅かであった。OIL2被ばくにおける再浮遊物質吸入の寄与割合は, これまで用いてきた再浮遊係数と比べて大きく低下した。

キーワード 原子力防災, 運用上の介入レベル, 被ばく線量, 再浮遊係数

Abstract In the guideline for nuclear disaster countermeasures, the operational intervention level(OIL)is an index for decision making of protective measures to be applied in an urgent protective action planning zone(UPZ)and in the zone immediately outside it, for the period starting several hours after a general emergency is declared to within a week after this. The significant pathways of exposure of the urgent protective actions(OIL1)and the early protective actions(OIL2)were the ground shine from radioactive materials deposited on the ground, inhalation due to the resuspension of deposited radioactive materials and the inadvertent ingestion of soil. The resuspension factor(RF)is used for dose calculation of an inhalation of resuspended radioactive materials and generally made in the range of $10^{-4} - 10^{-10} \text{ (m}^{-1}\text{)}$, we used $10^{-4} \text{ (m}^{-1}\text{)}$ up to now. But the technical basis for this was unclear. In this study, we evaluated the RF measured data of the Chernobyl accident and the Fukushima Daiichi accident collected from academic papers, estimated the RF for the dose calculation based on OIL1 and OIL2, and executed the test calculation. As a result, we found the RFs were an inverse proportion of logarithms by elapsed time from the accident. The RFs of human activities and fire were greater than those of stable condition. The estimated RF for OIL1 was $8.1 \times 10^{-5} \text{ (m}^{-1}\text{)}$, and that for OIL2 was $6.2 \times 10^{-6} \text{ (m}^{-1}\text{)}$. By the test calculation results, the percentage of resuspension substance inhalation dose (RSID) was about 16 - 37 % in the OIL1 dose by iodine 131, but the influence of RSID in the OIL1 dose by cesium 137 and that in the OIL2 dose were very small. The percentage of the RSID in the OIL2 dose decreased greatly compared with that calculated by the past RF.

Keywords nuclear emergency preparedness, operational intervention level, radiation dose, resuspension factor

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所 (現(一社)原子力安全推進協会)

*2 関西電力(株)

1. 緒言

運用上の介入レベル (Operational Intervention Level: OIL) は、原子力災害対策指針⁽¹⁾において、全面緊急事態 (General Emergency: GE) に該当してから数時間以降、1週間以内に緊急時防護措置を準備する区域 (Urgent Protective Action Planning Zone: UPZ) およびUPZ外に対する防護措置を行う判断となる指標であり、国際原子力機関 (IAEA) が示す基準⁽²⁾を参考に緊急時防護措置 (OIL1, OIL4), 早期防護措置 (OIL2), 飲食物摂取制限 (スクリーニング基準, OIL6) の初期設定値が定められている。

初報⁽³⁾では、OILに基づく被ばく線量計算式および使用する線量換算係数等について述べた。この中で、年間飲食物摂取量データの不確かさ、再浮遊係数の不確かさ、内部被ばく線量の評価期間の取り扱い、測定されない元素および同位体による影響の4項目について課題を提起した。前報⁽⁴⁾では、このうちOIL6に用いる年間飲食物摂取量データについて評価した。残された課題のうち、OIL1およびOIL2に用いる再浮遊係数については、JAEAが評価に使用している再浮遊係数評価式⁽⁵⁾に基づき設定していたが、その根拠は明確でなかった。また、米国では1990年にNUREG-1150で5つの原子力発電所のシビアアクシデントリスクが評価された際に、環境影響リスクを評価するためのパラメータとして再浮遊係数が示されている⁽⁶⁾。しかし、1980年以前の知見に基づくものであったため、チェルノブイリ事故の知見は反映されていない。その後、2012年にNUREG-1935でSOARCAプロジェクトの報告がまとめられた際においても、NUREG-1150で使用された再浮遊係数がそのまま使用されている⁽⁷⁾。よって、チェルノブイリ事故ならびに福島第一原子力発電所事故を踏まえ、過去に評価された再浮遊係数データが掲載された文献を収集して、再浮遊による被ばく線量への影響を確認しておく必要がある。

OIL1およびOIL2は、プルーム通過後の土壌沈着した放射性物質による被ばくを対象としており、汚染土壌からの外部被ばく、汚染土壌から再浮遊した放射性物質の吸入による内部被ばく、汚染土壌の不十分な経口摂取による内部被ばくを対象としている。再浮遊係数は、一般的に事故初期において $10^4 \sim 10^6$ (m^{-1})、その後は $10^8 \sim 10^{10}$ (m^{-1}) とされており、初報において、 10^4 (m^{-1}) を用いてOIL1お

よびOIL2に基づく被ばく線量を試算した結果、再浮遊物質吸入による内部被ばく線量が占める割合は、OIL1では最大42.4%、OIL2では最大33%になることがわかった。よって、再浮遊係数の桁が変化すると内部被ばく線量が大きく変化することから、設定根拠を明確にするとともに不確かさを把握しておく必要がある。

本報告では、チェルノブイリ事故ならびに福島第一原子力発電所事故時の再浮遊係数実測データに着目して、情報を収集するとともに、事故発生からの経過時間や他の要因による再浮遊係数への影響を調べ、OIL1およびOIL2に基づく被ばく線量評価に用いる再浮遊係数を評価したので、その成果と今後の課題について述べる。

2. 再浮遊係数データの評価

再浮遊係数とは、放射性物質放出源からの放出は無視できるような状況下において、土壌に沈着した放射性物質が再度空気中に浮遊する割合を、(1)式で求めたものである。

$$U(i) = \frac{B_{air}(i)}{B_{dep}(i)} \quad (1)$$

ここで、

U : 再浮遊係数 (m^{-1})

B_{air} : 浮遊放射能濃度 (Bq/m^3)

B_{dep} : 沈着放射能濃度 (Bq/m^2)

i : 核種

福島第一原子力発電所事故時に多くの環境モニタリングが実施され、原子力規制委員会ホームページ上で測定値が公開されているが、同一日時、同一地点において浮遊放射能濃度と沈着放射能濃度が測定され、再浮遊係数を求めることが可能なデータは殆どみあたらない。

そこで、学術論文を中心に再浮遊係数の実測データを収集することとした。

2.1. 文献調査の概要

文献調査では、再浮遊係数 (Resuspension Factor) をキーワードとして学術論文データベース等を検索した結果、実測データと思われる数値が記載された文献を41件抽出した。

抽出された文献を調査した結果、再浮遊係数は以下の5つの要因による影響があることが示唆された。

- ① 沈着からの経過時間（土壌浸透，有機化合物の生成など）

Garger (1995)⁽⁸⁾ らは、事故から117日後 10^{-7} m^{-1} 程度であった再浮遊係数は、1957日後には 10^{-10} m^{-1} 程度の値となることを示した。

- ② 人的擾乱（交通量，産業活動など）

一般的に、除染作業や車両の通過，農作業などの人的擾乱が再浮遊係数を上昇させる。Wagenpfeil (1999)⁽⁹⁾ らは、チェルノブイリ事故後の実測値から、人的攪乱によって再浮遊係数が1000倍近く上昇することを示した。Garger (1994)⁽¹⁰⁾ は、集中的な除染作業が行われていた地域は他の地域と比べて大気中濃度が高くなっていることを示した。GarlandとPomeroy (1994)⁽¹¹⁾ は、日に1～2時間しか利用されない駐車場でも、草原と比較すると再浮遊係数が20倍程度高いことを示した。飽本(2014)⁽²¹⁾ は、平日に利用の多い駐車場では、週末になると再浮遊係数が著しく低下することを示した。

- ③ 放射性物質が付着した粒子の特性（粒径，化学物質特性など）

一般的に、再浮遊係数は粒子径が大きくなるにつれて増加する。これは、揚力が風速および粒子面積に伴い上昇するためと考えられる。粒径が十分小さいと、風による動かす力に対する付着力の割合が大きくなり、急激に限界摩擦速度が上昇するためである。Garger (1996)⁽¹²⁾ らは、かなり耕作された地域では、直径 $15\mu\text{m}$ 以上の粒子の再浮遊係数が大きく、直径 $20\mu\text{m}$ 以下の粒子の場合、粒径と再浮遊係数との間に正の線形の相関関係があることを示した。

- ④ 沈着した土壌の特性（植生，有機物，水分量など）

一般的に、土壌が沼地のように湿分飽和しているかぎり再浮遊は起こらない。また、植生があると再浮遊係数は減少する。黒ボク土のような風食を受けやすい土壌は再浮遊係数が上昇する傾向にある。

- ⑤ 気象特性（風雨，湿度など）

一般的に、再浮遊係数は風速が増すに従い

上昇し、降水量が増加すると低下する。飽本(2014)⁽²¹⁾ は、福島事故後の計測において、降水量が湿度と共に減少し風が強まる冬から春にかけて再浮遊係数が増加し、降水量や湿度が増加する夏から秋にかけて減少することを示した。

これらの知見を踏まえて文献を精査し、データ出典元が同一である文献等を統合するとともに、再浮遊係数測定時における沈着後の経過時間が特定できない文献を除外することにより、最終的に13文献^{(8)~(20)}に整理した。再浮遊係数が測定された元素は8種類、データ数は321個であった。収集したデータを付録表に示す。

2.2. 再浮遊係数データの傾向分析

収集したデータは、チェルノブイリ事故又は福島第一原子力発電所事故の日を起点として、測定日までの経過日数を算出した。但し、測定日が年表示の場合は当該年の9月30日と仮定し、年月表示の場合は当該月の1日と仮定して算出した。測定日が期間で示されている場合は、測定開始日と測定終了日の中央値を使用した。

OILに基づく被ばく評価では、再浮遊に影響を与えると考えられる5つの要因のうち、粒子，土壌ならびに気象の特性は考慮することが困難であるため、事故発生後の経過時間と人的擾乱や火災の有無でデータを分類した。

図1に元素別に事故発生後の経過時間で整理した結果を示す。この図より、再浮遊係数はばらつきが大きいものの、経過時間と両対数で反比例関係にあることがわかる。ヨウ素の再浮遊係数は30日後で $10^{-5} \sim 10^{-6} (\text{m}^{-1})$ 、セシウムの再浮遊係数は30日後

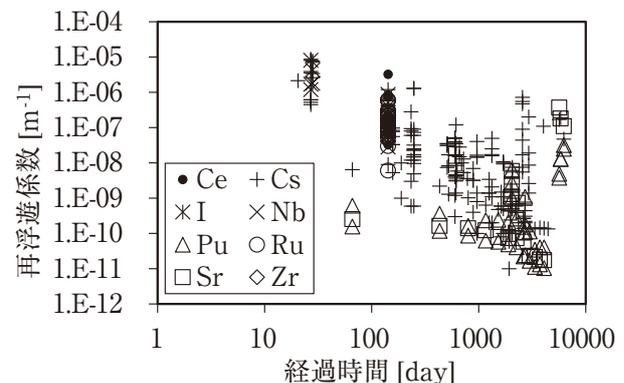


図1 元素別再浮遊係数

で $10^{-5} \sim 10^{-7} (\text{m}^{-1})$, 2700日付近では $10^{-7} \sim 10^{-11} (\text{m}^{-1})$ まで低下していた。セリウム, ニオブ, ルテニウム, ジルコニウムは150日程度で $10^{-5} \sim 10^{-8} (\text{m}^{-1})$ になり, プルトニウム, ストロンチウムは2000日程度で $10^{-8} (\text{m}^{-1})$ 未満となっている。

ばらつきの原因を分析するため, 人的擾乱や火災の有無でデータを分類した結果を図2に示す。この図より, 人的擾乱や火災発生時は, 安定状態と比べて1桁以上, 特に火災時は大きく上昇していた。地震等の自然災害によって火災が発生しているような状況下では再浮遊係数が最も大きく, 避難など人的擾乱がある場合は安定状態に比べて再浮遊係数が大きくなると推察される。

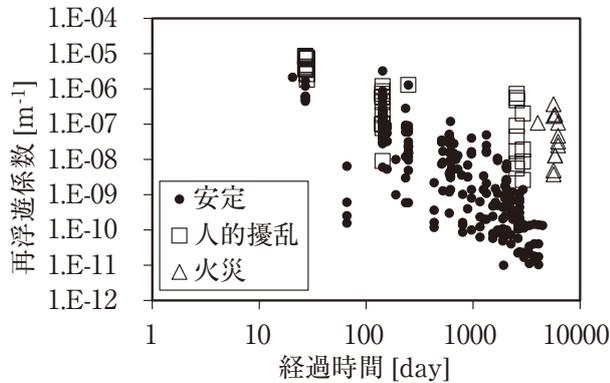


図2 人的擾乱等による再浮遊係数への影響

傾向分析結果から再浮遊係数は対数反比例関係にあることがわかった。そこで全データを用いて, 累乗近似式を作成した。図3に全データと累乗近似の結果を示す。累乗近似式は, 便宜的に1日経過時の再浮遊係数が $10^{-4} (\text{m}^{-1})$ を通過するよう設定した。(2)式に平均近似累乗近似式を, (3)式に上限近似累乗計算式を示す。

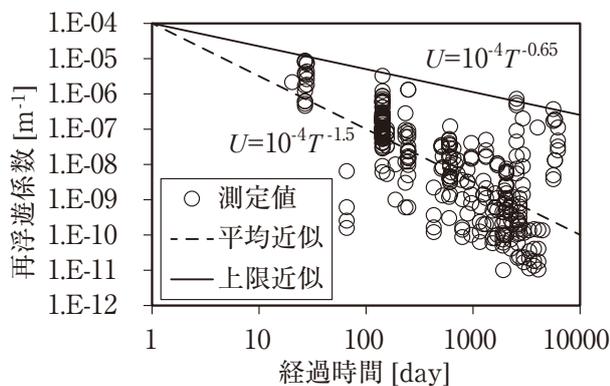


図3 再浮遊係数データの近似式

$$\text{平均近似累乗計算式 } U=10^{-4}T^{-1.5} \quad (2)$$

$$\text{上限近似累乗計算式 } U=10^{-4}T^{-0.65} \quad (3)$$

ここで,

U : 再浮遊係数 (m^{-1})

T : 経過時間 (day)

NUREG-1150およびSOARCAプロジェクトで使用された再浮遊係数計算式を(4)式に示す。MACCS2コードでは, 短期, 中期, 長期に分けて係数が与えられており, 短期は1週間, 中期は1年間, 長期はそれ以降とされている。SOARCAプロジェクトでそれぞれの計算式に与えられる係数を表1に示す。本計算式から得られた再浮遊係数と測定データとの比較結果を図4に示す。この図より, 短期および中期では中央値が, 長期では上限値が保守的な設定となっている。

$$U = \sum_{j=1}^3 K_j e^{-1.163 n(2) t / r_j} \quad (4)$$

ここで,

U : 再浮遊係数 (m^{-1})

K_j : j プロセスの再浮遊係数 (m^{-1})

r_j : j プロセスの再浮遊半減期 (s)

t : 経過時間 (s)

j : 評価時期 (1:短期, 2:中期, 3:長期)

表1 再浮遊係数計算式に与える係数

	下限値	中央値	上限値
K_1	10^{-6}	10^{-5}	10^{-4}
r_1	2.6×10^6	1.6×10^7	3.1×10^7
K_2	10^{-8}	10^{-7}	10^{-6}
r_2	3.1×10^7	1.6×10^8	3.1×10^8
K_3	10^{-10}	10^{-9}	10^{-8}
r_3	3.1×10^8	1.6×10^9	3.1×10^9

今回収集した再浮遊係数データは, 事故発生後短期間のものが少なく, OIL1に基づく被ばく評価では再浮遊係数のフィッティングは外挿となった。そこで, 事故直後の再浮遊係数を $10^{-4} (\text{m}^{-1})$ と仮定して累乗近似を行ったが, 今後, 福島第一原発事故時の環境モニタリングデータの分析等から事故直後の再浮遊係数データが公表されることを期待したい。

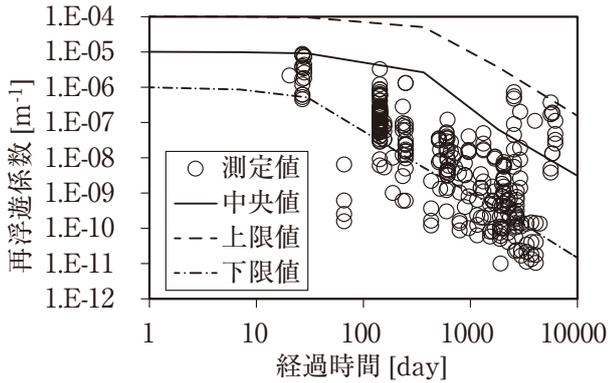


図4 NUREG-1150およびSOARCAプロジェクトで使用された再浮遊係数と測定値の比較

2.3. OIL1, 2用再浮遊係数の評価

再浮遊係数データの傾向分析結果より、元素別の再浮遊係数データの傾向には大きな違いは見られないこと、人的擾乱や火災によって再浮遊係数が上昇することがわかった。OILに用いる再浮遊係数は、当該場所において人が平常の活動を継続することを想定する必要があるため、人的擾乱があることを前提とする必要があり、自然災害起因や自然災害が重複する場合には火災も考慮しておく必要がある。そこで、再浮遊係数は(3)式を用いて、1週間平均の再浮遊係数(OIL1用)を(5)式により、1年間平均の再浮遊係数(OIL2用)を(6)式により求めた。その結果、OIL1用の再浮遊係数は $8.1 \times 10^{-5} \text{ (m}^{-1}\text{)}$ 、OIL2用の再浮遊係数は $6.2 \times 10^{-6} \text{ (m}^{-1}\text{)}$ となった。

$$U_{OIL1} = \frac{10^{-4}}{7} \int_0^7 T^{-0.65} dT = 8.1 \times 10^{-5} \quad (5)$$

$$U_{OIL2} = \frac{10^{-4}}{365} \int_0^{365} T^{-0.65} dT = 6.2 \times 10^{-6} \quad (6)$$

ここで、

U_{OIL1} : OIL1用の再浮遊係数 (m^{-1})

U_{OIL2} : OIL2用の再浮遊係数 (m^{-1})

3. OIL1, 2被ばく線量の試算

上記で算出したOIL1, 2用の再浮遊係数を用いてそれぞれのOIL判断基準の被ばく線量となるヨウ素131とセシウム137の沈着放射能濃度を算出し、初報⁽³⁾の結果と比較した。

3.1. OIL1被ばく線量計算式の概要

OIL1被ばく線量は、初報⁽³⁾に示したようにグラウンドシャイン、再浮遊吸入、不注意な経口摂取による被ばくを考慮して(7)式により算出した。再浮遊吸入は1週間あたりの呼吸量と再浮遊係数を、不注意な経口摂取は1週間あたりの不注意な経口摂取量を考慮した。その際、1週間毎日摂取する際に、土壤に沈着した放射性物質が崩壊によって体内に摂取されるまでに減少する効果および摂取時期が遅くなると1週間の中で被ばくする期間も短くなる効果(すなわち7日目に摂取した放射性物質は実質1日間の被ばくとなる)を摂取量調整係数で考慮した。この点については、OIL判断基準の設定根拠のうち、内部被ばく線量を預託線量とするかどうか議論を注意深く見ていく必要がある。

$$H_{OIL1}^B(j) = \sum_{i=1}^n (H_{OIL1}^{grd}(i) + H_{OIL1}^{inh}(i, j) + H_{OIL1}^{oral}(i, j))$$

$$H_{OIL1}^{grd}(i) = B_{dep}(i) F_{grd}^w(i)$$

$$H_{OIL1}^{inh}(i, j) = B_{dep}(i) F_{inh}^w(i, j) Q^w U$$

$$H_{OIL1}^{oral}(i, j) = B_{dep}(i) F_{oral}^w(i, j) M^w r$$

$$Q^w = q^w W_{adj}^w(i) \quad (7)$$

$$M^w = m^w W_{adj}^w(i)$$

$$W_{adj}^w(i) = \int_0^1 (1-t^w) e^{-\lambda^w(i)t^w} dt^w$$

$$= \frac{1}{\lambda^w(i)^2} (e^{-\lambda^w(i)} - 1) + \frac{1}{\lambda^w(i)}$$

ここで、

$H_{OIL1}^B(j)$: 沈着放射性物質濃度に基づくOIL1被ばく線量 (mSv)

$H_{OIL1}^{grd}(i, j)$: グラウンドシャインによるOIL1被ばく線量 (mSv)

$H_{OIL1}^{inh}(i, j)$: 再浮遊物質吸入によるOIL1被ばく線量 (mSv)

$H_{OIL1}^{oral}(i, j)$: 不注意な経口摂取によるOIL1被ばく線量 (mSv)

$B_{dep}(i)$: 沈着放射性物質濃度 (Bq/cm^2)

$F_{grd}^w(i)$: グラウンドシャイン1週間被ばく線量換算係数 ($(\text{mSv/w}) / (\text{Bq/cm}^2)$)

$F_{inh}^w(i, j)$: 再浮遊物質吸入1週間被ばく線量換算係数 ($(\text{mSv/w}) / (\text{Bq/cm}^3)$)

$F_{oral}^w(i, j)$: 経口摂取1週間被ばく線量換算係数 ($(\text{mSv/w}) / (\text{Bq/g})$)

- $V(i)$: グランドシャイン線量率換算係数
((mSv/h) / (Bq/cm²))
- Q^w : 補正後の呼吸量 (cm³/w)
- q^w : 呼吸量 (cm³/w)
- U : 再浮遊係数 (1/cm)
- M^w : 補正後の不注意な経口摂取量 (g/w)
- m^w : 不注意な経口摂取量 (g/w)
- ρ : 単位深さあたりの土壌密度 (g/cm²)
- $W_{adj}^w(i)$: 摂取量調整係数 (-)
- i : 測定核種
- j : 年齢区分
- t^w : 時間 (w)
- $\lambda^w(i)$: 測定核種の崩壊定数 (1/w)

3.2. OIL1 被ばく線量の試算

初報⁽³⁾と比較するため、OIL1の判断基準である空間線量率500 (μSv/h) が観測された時の被ばく線量84 (mSv) から、(7)式によりヨウ素131とセシウム137の沈着放射能濃度を求めた結果を表2および表3に示す。表2より、84 (mSv) となるヨウ素131沈着放射性物質濃度は、幼児が最小となり、再浮遊物質吸入による内部被ばくの影響が37%を占めた。一方、セシウム137については、表3に示すとおり、幼児、小児、成人の沈着放射性物質濃度はほぼ同じで、グランドシャインによる外部被ばくが97%以上を占め、内部被ばくの影響は小さい。

3.3. OIL2 被ばく線量計算式の概要

OIL2被ばく線量は、初報⁽³⁾に示したように(8)式により、グランドシャイン、再浮遊吸入、不注意な経口摂取による被ばくを考慮して算出した。グランドシャインについては屋内外で通常の生活を行っているものと仮定し、屋内生活割合と建屋遮へい係数を、再浮遊吸入は1年間あたりの呼吸量と再浮遊係数を、不注意な経口摂取は1年間あたりの不注意な経口摂取量を考慮した。その際、1年間毎日摂取する際に、土壌に沈着した放射性物質が崩壊によって体内に摂取されるまでに減少する効果および摂取時期が遅くなると1年間の中で被ばくする期間も短くなる効果(すなわち365日目に摂取した放射性物質は実質1日間の被ばくとなる)を摂取量調整係数で考慮した。この点については、OIL判断基準の設定根拠のうち、内部被ばく線量を預託線量とするか

表2 OIL1被ばく線量が84 (mSv) となるヨウ素131沈着放射性物質濃度

OIL1	幼児	小児	成人
沈着放射性物質濃度 (Bq/cm ²)	2.36E+04	2.80E+04	3.19E+04
グランドシャイン (mSv)	51.56 (61.4%)	61.1 (72.7%)	69.78 (83.1%)
再浮遊物質吸入 (mSv)	31.4 (37.4%)	22.59 (26.9%)	14.15 (16.8%)
不注意な経口摂取 (mSv)	1.04 (1.2%)	0.31 (0.4%)	0.07 (0.1%)

表3 OIL1被ばく線量が84 (mSv) となるセシウム131沈着放射性物質濃度

OIL1	幼児	小児	成人
沈着放射性物質濃度 (Bq/cm ²)	2.31E+04	2.32E+04	2.33E+04
グランドシャイン (mSv)	81.59 (97.1%)	81.81 (97.4%)	82.1 (97.7%)
再浮遊物質吸入 (mSv)	2.36 (2.8%)	2.17 (2.6%)	1.9 (2.3%)
不注意な経口摂取 (mSv)	0.05 (0.1%)	0.02 (0.0%)	0 (0.0%)

どうか議論を注意深く見ていく必要がある。

$$\begin{aligned}
 H_{OIL2}^B(j) &= \sum_{i=1}^n (H_{OIL2}^{grd}(i) + H_{OIL2}^{inh}(i, j) + H_{OIL2}^{oral}(i, j)) \\
 H_{OIL2}^{grd}(i) &= B_{dep}(i) F_{grd}^y(i) K_h \\
 H_{OIL2}^{inh}(i, j) &= B_{dep}(i) F_{inh}^y(i, j) Q^y U \\
 H_{OIL2}^{oral}(i, j) &= B_{dep}(i) F_{oral}^y(i, j) M^y \rho \\
 K_h &= (S_f O_f + (1 - O_f)) \\
 Q^y &= q^y W_{adj}^y(i) \\
 M^y &= m^y W_{adj}^y(i) \\
 W_{adj}^y(i) &= \int_0^1 (1 - t^y) e^{-\lambda^y(i)t^y} dt^y \\
 &= \frac{1}{\lambda^y(i)^2} (e^{-\lambda^y(i)} - 1) + \frac{1}{\lambda^y(i)}
 \end{aligned}
 \tag{8}$$

ここで、

- $H_{OIL2}^B(j)$: 沈着放射性物質濃度に基づくOIL2被ばく線量 (mSv)
- $H_{OIL2}^{grd}(i)$: グランドシャインによるOIL2被ばく線量 (mSv)
- $H_{OIL2}^{inh}(i, j)$: 再浮遊物質吸入によるOIL2被ばく線量 (mSv)
- $H_{OIL2}^{oral}(i, j)$: 不注意な経口摂取によるOIL2被ばく線量 (mSv)

- $B_{dep}(i)$: 沈着放射性物質濃度 (Bq/cm²)
- $F_{grd}^y(i)$: グランドシャイン 1 年間被ばく線量換算係数 ((mSv/w) / (Bq/cm²))
- $F_{inh}^y(i,j)$: 再浮遊物質吸入 1 年間被ばく線量換算係数 ((mSv/w) / (Bq/cm³))
- $F_{oral}^y(i,j)$: 経口摂取 1 年間被ばく線量換算係数 ((mSv/w) / (Bq/g))
- Q^y : 補正後の呼吸量 (cm³/y)
- q^y : 呼吸量 (cm³/y)
- U : 再浮遊係数 (1/cm)
- M^y : 補正後の不注意な経口摂取量 (g/y)
- m^y : 不注意な経口摂取量 (g/y)
- ρ : 単位深さあたりの土壤密度 (g/cm²)
- K_h : 被ばく低減係数 (-)
- S_f : 建屋遮へい係数 (-)
- O_f : 屋内生活割合 (-)
- $W_{adj}^y(i)$: 摂取量調整係数 (-)
- i : 測定核種
- j : 年齢区分
- t^y : 時間 (y)
- $\lambda^y(i)$: 測定核種の崩壊定数 (1/y)

3.4. OIL2 被ばく線量の試算

初報⁽³⁾と比較するため、OIL2の判断基準である空間線量率 20 (μSv/h) が観測された時の被ばく線量 105.12 (mSv) から、(8)式によりヨウ素 131 とセシウム 137 の沈着放射能濃度を求めた結果を表 4 および表 5 に示す。表 4 より、105.12 (mSv) となるヨウ素 131 沈着放射性物質濃度は、幼児、小児、成人でほぼ同じで、グランドシャインによる外部被ばくが98%以上を占め、内部被ばくの影響は小さい。セシウム 137 についても、表 5 に示すとおり、グランドシャインによる外部被ばくが96%以上を占め、内部被ばくの影響は小さい。これは、OIL1 に比べて再浮遊係数が 1 桁以上小さくなったためと考えられる。

4. 考察

本報にて試算した結果と、初報⁽³⁾にて再浮遊係数を 10⁻⁴ (m⁻¹) として試算した結果を比較した。OIL1 被ばく線量の比較結果を図 5 ~ 6 に示す。図 5 より、OIL1 被ばく線量が 84 (mSv) となるヨウ素 131 沈着放射性物質濃度は初報に比べて若干上

表 4 OIL2被ばく線量が105.12 (mSv) となるヨウ素 131 沈着放射性物質濃度

OIL2	幼児	小児	成人
沈着放射性物質濃度 (Bq/cm ²)	1446.4	1453.5	1458.8
グランドシャイン (mSv)	103.79 (98.7%)	104.3 (99.2%)	104.68 (99.6%)
再浮遊物質吸入 (mSv)	1.02 (1.0%)	0.73 (0.7%)	0.42 (0.4%)
不注意な経口摂取 (mSv)	0.31 (0.3%)	0.09 (0.1%)	0.02 (0.0%)

表 5 OIL2被ばく線量が105.12 (mSv) となるセシウム 131 沈着放射性物質濃度

OIL2	幼児	小児	成人
沈着放射性物質濃度 $B_{dep}(i)$ (Bq/cm ²)	945.2	946.7	949
グランドシャイン (mSv)	101.75 (96.8%)	101.9 (96.9%)	102.15 (97.2%)
再浮遊物質吸入 (mSv)	3.16 (3.0%)	3.04 (2.9%)	2.86 (2.7%)
不注意な経口摂取 (mSv)	0.22 (0.2%)	0.18 (0.2%)	0.11 (0.1%)

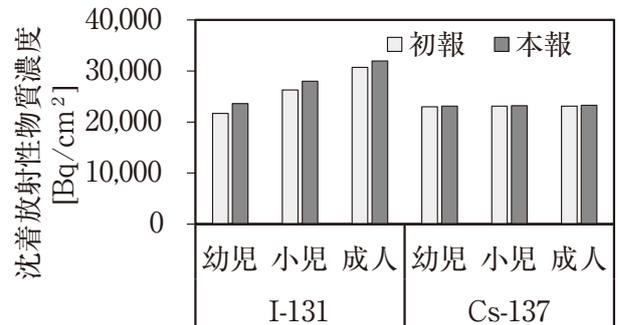


図 5 OIL1 被ばく線量が 84 (mSv) となる沈着放射性物質濃度

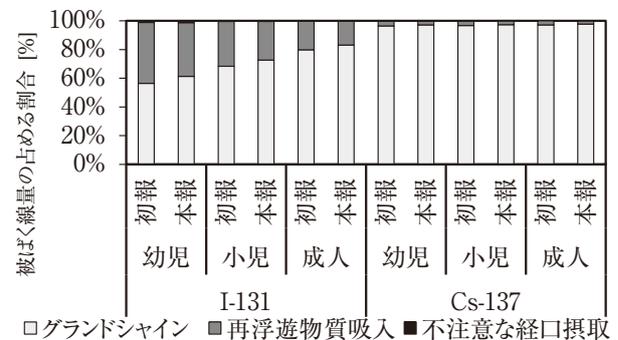


図 6 OIL1 被ばく線量が 84 (mSv) となる場合の被ばく線量の占める割合

昇したが、セシウム 137 の濃度はほぼ同じであった。図 6 より OIL1 被ばく線量の内訳を見ると、ヨウ素 131 は初報に比べてグランドシャインの割合が

増加し、再浮遊物質吸入の割合が減少した。これは、OIL1が対象とする1週間被ばくでは、ヨウ素131の内部被ばくによる影響が大きく、再浮遊係数が若干低下したことによるものである。

OIL2被ばく線量の比較結果を図7～8に示す。図7より、OIL2被ばく線量が105.12 (mSv)となる沈着放射性物質濃度は、ヨウ素131およびセシウム137ともに初報に比べて上昇した。図7よりOIL2被ばく線量の内訳を見ると、ヨウ素131およびセシウム137ともに初報に比べてグランドシャインの割合が増加し、再浮遊物質吸入の割合が大きく減少した。これは、再浮遊係数の違いによるものである。

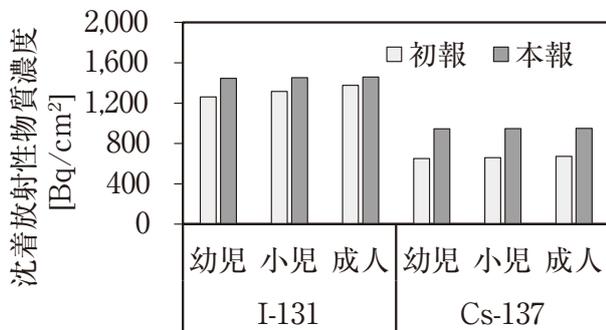


図7 OIL2被ばく線量が105.12 (mSv)となる沈着放射性物質濃度

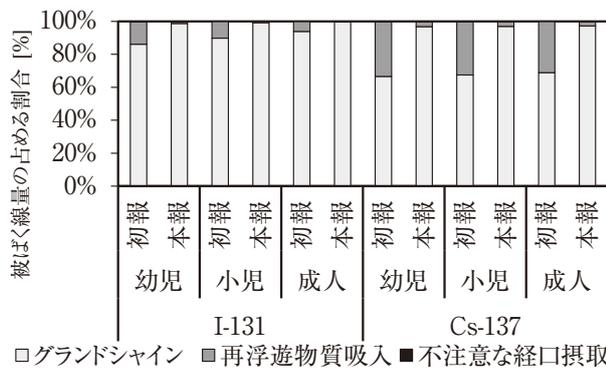


図8 OIL2被ばく線量が105.12 (mSv)となる場合の被ばく線量の占める割合

5. 結 言

本報告では、チェルノブイリ事故ならびに福島第一原子力発電所事故時の再浮遊係数実測データに着目して、情報を収集するとともに、事故発生からの経過時間や他の要因による再浮遊係数への影響を調べ、OIL1およびOIL2に基づく被ばく線量評価に用いる再浮遊係数を評価し、試算を実施した。

その結果、以下の知見が得られた。

- ① 再浮遊係数は、事故からの経過時間と対数反比例関係にあり、累乗近似できる。
- ② 再浮遊係数は、人的擾乱や火災により安定状態と比べて1桁以上、特に火災時は大きく上昇する。
- ③ OILに用いる再浮遊係数は、当該場所において人が通常の活動を継続すること、ならびに自然災害起因や自然災害と重複する場合は火災も考慮しておく必要があることから、上限累乗近似式を用いることが望ましい。
- ④ OILに用いる再浮遊係数は、OIL1用では $8.1 \times 10^{-5} (m^{-1})$ 、OIL2用では $6.2 \times 10^{-6} (m^{-1})$ となった。
- ⑤ 本報の再浮遊係数を用いてOIL被ばく線量を試算した結果、ヨウ素131によるOIL1(1週間)被ばくにおいて再浮遊物質吸入の影響が16～37%程度みられるが、セシウム137によるOIL1被ばくとOIL2(1年間)被ばくでは、再浮遊物質吸入による影響は僅かであった。
- ⑥ 初報の試算と比較した結果、特にOIL2被ばく線量の再浮遊物質吸入による寄与割合が大きく低下した。

本研究において以下の課題が見出された。

- ① 今回収集した再浮遊係数データは、事故発生後短期間のものが少なく、OIL1に基づく被ばく評価では再浮遊係数のフィッティングは外挿となった。今後、福島第一原発事故時の環境モニタリングデータの分析等から事故直後の再浮遊係数データが公表されることを期待したい。
- ② OIL判断基準の設定根拠のうち、内部被ばく線量はIAEA⁽²²⁾より預託線量とすることが明示されたので、線量換算係数データ等を見直していく必要がある。

今後も引き続き抽出された課題に対する検討を継続するとともに、具体的な活用方策に関する研究を推進していきたいと考える。

謝 辞

本研究にあたり、日本エヌ・ユー・エス(株)森山実氏、深谷友紀子氏には文献調査に協力いただいた。ここに厚く感謝します。

文 献

- (1) 原子力規制庁, 原子力災害対策指針, 原子力規制委員会ホームページ, <https://www.nsr.go.jp/data/000024441.pdf>, (2015).
- (2) IAEA, Criteria for Use in Preparedness and Response for a Nuclear or Radiological Emergency, IAEA GSG-2, (2011).
- (3) 吉田至孝, 岩崎良人他, “運用上の介入レベルに基づく被ばく線量計算手法の検討－計算式および線量換算係数等の整備－”, INSS JOURNAL, Vol.23, NT-9, pp.101-129, (2016).
- (4) 吉田至孝, 高橋俊佑, “運用上の介入レベルに基づく被ばく線量計算手法の検討－OIL6用飲食物摂取量の評価－”, INSS JOURNAL, Vol.24, NT-10, pp.150-166, (2017).
- (5) 木村仁宣, 木名瀬栄他, “福島第一原子力発電所事故の防護措置と線量再構築 (2) 吸入摂取による公衆の内部被ばく線量評価, 日本原子力学会2011秋の大会, K37, (2011).
- (6) J. L. Sprung, J. A. Rollstin, et. al., Evaluation of Severe Accident Risks: Quantification of Major Input Parameters MACCS Input, NUREG/CR-4551 vol.2 rev.1 part 7, US NRC, (1990).
- (7) Nathan Bixler, Joseph Jones, Doug Osborn, and Scott Weber, MACCS Best Practice as Applied in the State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses (SOARCA) Project, NUREG/CR-7009, US NRC, (2014).
- (8) E.K. Garger, L.R. Anspaugh, et. al., “A Test of Resuspension Factor Models against Chernobyl Data Environmental Impact of Radioactive Releases,” Proc. of an Int. Symp. Environ. Impact of Radioactive Releases (IAEA) , 8-12 May 1995, UCRL-JC-123712, (1995).
- (9) F. Wagenpfeil, H.G. Paretzke, et. al., “Resuspension of coarse particles in the region of Chernobyl,” Atmospheric Environment, 33 [20] , pp.3313-3323, (1999).
- (10) E. K. Garger, “Air concentrations of radionuclides in the vicinity of Chernobyl and the effects of resuspension,” J. Aerosol Sci., 75, pp.745-753, (1994).
- (11) J.A Garland, I.R Pomeroy, “Resuspension of fallout material following the Chernobyl Accident,” J. Aerosol Sci., 25, pp.793-806, (1994).
- (12) E. Garner, S. Gordeev, et. al., “Resuspension and Deposition of Radionuclides Under Various Conditions,” Proc. 1st Int. Conf. 'The radiological consequences of the Chernobyl accident', 18-22 Mar, (1996).
- (13) K W Nicholson, “The deposition, resuspension and weathering of Chernobyl derived material in the UK,” J. Radiol. Prot., 9, pp.113-119, (1989).
- (14) V. A. Kashparov, S. M. Lundin, et. al., “Forest fires in the territory contaminated as a result of the Chernobyl accident: radioactive aerosol resuspension and exposure of fire-fighters,” J. Environ. Radioactivity, 51, pp.281-298, (2000).
- (15) V.I. Yoschenko, V.A. Kashparov, et. al., Resuspension and redistribution of radionuclides during grassland and forest fires in the Chernobyl exclusion zone Part I. Fire experiments,” J. Environ. Radioactivity, 86, pp.143-163, (2006).
- (16) Werner Holländer, “Resuspension factors of Cs-137 in Hannover after the Chernobyl accident,” J. Aerosol Sci., 25 [5] , pp.789-792, (1994).
- (17) G. Rosner, R. Winkler, “Long-term variation (1986-1998) of post-Chernobyl Sr-90, Cs-137, Pu-238 and Pu-239, Pu-240 concentrations in air, depositions to ground, resuspension factors and resuspension rates in south Germany,” Sci. of The Total Environment, 273 [1-3] , pp.11-25, (2001).
- (18) 山口紀子, 江口定夫, 他, “農業環境技術研究所畑圃場における農作業に伴い巻き上がる土壌粒子に含まれる放射性物質,” 農環研報34,

- pp.33-41, (2015).
- (19) 赤田尚史, 柿内秀樹, 他, “福島県郡山市における放射性セシウムの粒径別大気中濃度と再浮遊率,” 原子力学会秋の大会予稿集, O2, (2012).
 - (20) Centers for Disease Control and Prevention, “Scenario R: Atmospheric Resuspension of Radionuclides,” <https://www.cdc.gov/nceh/radiation/brochure/pdf/Resuspension.pdf>, (2017).
 - (21) 飽本一裕, “福島第一原発事故が及ぼしたセシウム起源空間放射線量率の福島県における経時変化と場所依存性,” RADIOISOTOPES, 61, pp.373-378, (2012).
 - (22) IAEA, Operational Intervention Levels for Reactor Emergencies, IAEA EPR-NPP-OILs 2017, (2017).

付録表 対象13文献から抽出した再浮遊係数データ一覧

文献番号	再浮遊係数 [m ⁻¹]	元素	放出開始	測定期間	測定場所	備考
8	3.3E-08	Cs	1986/4/26	1986	ウクライナ Chernobyl	
8	8.2E-09	Cs	1986/4/26	1987	ウクライナ Chernobyl	
8	3.2E-09	Cs	1986/4/26	1988	ウクライナ Chernobyl	
8	1.4E-09	Cs	1986/4/26	1989	ウクライナ Chernobyl	
8	6.0E-10	Cs	1986/4/26	1990	ウクライナ Chernobyl	
8	8.0E-10	Cs	1986/4/26	1991	ウクライナ Chernobyl	
8	2.4E-10	Cs	1986/4/26	1991/9/25	ウクライナ Chernobyl	
8	4.3E-10	Cs	1986/4/26	1991/9/25	ウクライナ Chernobyl	
8	1.9E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17	ウクライナ Chernobyl	
8	1.7E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17	ウクライナ Chernobyl	
8	2.3E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17	ウクライナ Chernobyl	
8	2.0E-07	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17	ウクライナ Chernobyl	
9	1.0E-11	Cs	1986/4/26	1991/8	ウクライナ Pripyat-Beach	
9	6.0E-11	Cs	1986/4/26	1991/8	ウクライナ Pripyat-Beach	
9	1.0E-10	Cs	1986/4/26	1991/8	ウクライナ Pripyat-Beach	
9	5.5E-09	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	1.7E-08	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	4.7E-07	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	7.5E-09	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	4.4E-08	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	9.0E-08	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	5.5E-07	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	7.2E-07	Cs	1986/4/26	1993/5	ウクライナ Zapolie	人的擾乱
9	1.1E-10	Cs	1986/4/26	1993/7	ウクライナ Kopachi	
9	1.4E-10	Cs	1986/4/26	1993/7	ウクライナ Kopachi	
9	2.7E-10	Cs	1986/4/26	1993/7	ウクライナ Kopachi	
9	1.4E-09	Cs	1986/4/26	1994/5	ロシア Novozybkov	
9	2.6E-09	Cs	1986/4/26	1994/5	ロシア Novozybkov	人的擾乱
9	8.7E-09	Cs	1986/4/26	1994/5	ロシア Novozybkov	人的擾乱
9	1.9E-08	Cs	1986/4/26	1994/5	ロシア Novozybkov	人的擾乱
9	2.0E-07	Cs	1986/4/26	1994/5	ロシア Novozybkov	人的擾乱
9	4.0E-10	Cs	1986/4/26	1991/7～1993/5	ウクライナ Zapolie	
9	6.0E-10	Cs	1986/4/26	1991/7～1993/5	ウクライナ Zapolie	
9	6.3E-10	Cs	1986/4/26	1991/7～1993/5	ウクライナ Zapolie	
10	1.5E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	1.8E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	1.5E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	2.0E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	2.3E-07	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	1.0E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	1.9E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	1.7E-07	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Chernobyl	
10	7.2E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	人的擾乱
10	8.5E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	人的擾乱
10	5.8E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	人的擾乱
10	5.9E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	人的擾乱

付録表 対象13文献から抽出した再浮遊係数データ一覧

文献番号	再浮遊係数 [m ⁻¹]	元素	放出開始	測定期間	測定場所	備考
10	8.8E-07	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	
10	5.9E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	
10	6.0E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	
10	6.4E-07	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Kopachi	
10	1.0E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	2.3E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	4.2E-08	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	1.1E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	9.9E-08	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	1.0E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	2.8E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	1.1E-07	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Korogod	
10	1.6E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	3.2E-06	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	5.2E-08	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	4.2E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	1.8E-07	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	1.5E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	2.6E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	9.0E-08	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Lelev	
10	7.0E-08	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	9.0E-08	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	1.3E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	2.1E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	6.7E-08	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	5.6E-08	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	2.1E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	4.0E-08	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Opachichi	
10	9.7E-08	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	人的擾乱
10	1.0E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	人的擾乱
10	9.0E-09	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	人的擾乱
10	7.7E-08	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	人的擾乱
10	8.5E-08	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	
10	7.6E-08	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	
10	1.1E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	
10	8.7E-08	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Pripyat	
10	3.3E-08	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	7.5E-08	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	5.9E-08	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	1.6E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	2.8E-08	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	5.5E-08	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	2.6E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	4.1E-08	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Yampol	
10	1.0E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	
10	1.1E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	

付録表 対象13文献から抽出した再浮遊係数データ一覧

文献番号	再浮遊係数 [m ⁻¹]	元素	放出開始	測定期間	測定場所	備考
10	6.8E-08	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	
10	1.7E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	
10	9.2E-08	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	
10	1.0E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	
10	2.1E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	
10	5.5E-07	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zalecie	
10	9.0E-08	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	1.1E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	5.3E-08	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	1.0E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	6.5E-08	Nb	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	6.0E-09	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	3.0E-08	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	6.0E-08	Zr	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zapolie	
10	1.0E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zimovitshe	人的擾乱
10	1.8E-07	Ce	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zimovitshe	人的擾乱
10	4.2E-07	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zimovitshe	人的擾乱
10	1.2E-06	Cs	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zimovitshe	人的擾乱
10	2.2E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zimovitshe	
10	3.0E-07	Ru	1986/4/26	1986/9/14～17*	ウクライナ Zimovitshe	
11	3.0E-09	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Conlig	
11	1.5E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Eskmeals	
11	1.3E-06	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Harwell CM	人的擾乱
11	7.3E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Harwell FC	
11	6.0E-10	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Lerwick	
11	2.3E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	デンマーク Bornholm	
11	2.3E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	デンマーク Riso	
11	2.5E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	ドイツ Berlin	
11	1.7E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	ドイツ Braunschweig	
11	4.9E-09	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	ドイツ Neuherberg	
11	3.2E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	ノルウェー Skibotn	
11	1.5E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	ノルウェー Tromso	
11	9.6E-09	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	フィンランド Nurmijärvi	
11	1.2E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	ポーランド Warsaw	
11	6.0E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Chilton	
11	2.8E-07	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Compton	
11	1.2E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Eskdalemuir	
11	8.0E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Haven	
11	9.4E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Orfordness	
11	3.1E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1988/12	デンマーク Bornholm	
11	3.1E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1988/12	デンマーク Riso	
11	3.5E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1988/12	ドイツ Berlin	
11	7.4E-09	Cs	1986/4/26	1986/7～1988/12	ドイツ Neuherberg	
11	3.5E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1988/12	ノルウェー Skibotn	
11	5.9E-09	Cs	1986/4/26	1986/7～1988/8	イタリア Ispra	
11	2.8E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1989/10	ドイツ Braunschweig	

付録表 対象13文献から抽出した再浮遊係数データ一覧

文献番号	再浮遊係数 [m ⁻¹]	元素	放出開始	測定期間	測定場所	備考
11	1.5E-08	Cs	1986/4/26	1986/7~1989/10	ポーランド Warsaw	
11	1.0E-08	Cs	1986/4/26	1986/7~1989/12	フィンランド Nurmijärvi	
11	4.9E-08	Cs	1986/4/26	1986/7~1989/6	イギリス Chilton	
11	1.6E-08	Cs	1986/4/26	1986/7~1989/6	イギリス Eskmeals	
11	3.6E-09	Cs	1986/4/26	1987/1~1989/12	オーストリア Klagenfurt	
11	5.3E-09	Cs	1986/4/26	1987/1~1989/8	オーストリア Bregenz	
11	1.3E-08	Cs	1986/4/26	1987/1~1989/8	オーストリア Vienna	
11	4.5E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イタリア Ispra	
11	1.2E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Conlig	
11	3.1E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Eskmeals	
11	1.2E-07	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Harwell CM	
11	3.5E-08	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Harwell FC	
11	3.0E-10	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Lerwick	
11	4.5E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	デンマーク Bornholm	
11	4.5E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	デンマーク Riso	
11	8.5E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	ドイツ Berlin	
11	3.7E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	ドイツ Braunschweig	
11	1.4E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	ドイツ Neuherberg	
11	1.7E-08	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	ノルウェー Skibotn	
11	9.7E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	ノルウェー Tromso	
11	3.2E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	フィンランド Nurmijärvi	
11	4.5E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	ポーランド Warsaw	
11	5.2E-08	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Chilton	
11	2.9E-08	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Compton	
11	4.0E-09	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Eskdalemuir	
11	4.0E-08	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Haven	
11	3.6E-08	Cs	1986/4/26	1987/7~1988/6	イギリス Orfordness	
11	8.0E-10	Cs	1986/4/26	1988/7~1989/6	イギリス Conlig	
11	1.0E-10	Cs	1986/4/26	1988/7~1989/6	イギリス Lerwick	
11	1.65E-08	Cs	1986/4/26	1988/7~1989/6	イギリス Chilton	
11	1.51E-08	Cs	1986/4/26	1988/7~1989/6	イギリス Compton	
11	1.4E-09	Cs	1986/4/26	1988/7~1989/6	イギリス Eskdalemuir	
11	4.05E-08	Cs	1986/4/26	1988/7~1989/6	イギリス Haven	
11	1.4E-08	Cs	1986/4/26	1988/7~1989/6	イギリス Orfordness	
11	1.1E-09	Cs	1986/4/26	1989/7~1990/6	イギリス Conlig	
11	2.0E-10	Cs	1986/4/26	1989/7~1990/6	イギリス Lerwick	
11	2.5E-08	Cs	1986/4/26	1989/7~1990/6	イギリス Chilton	
11	1.73E-08	Cs	1986/4/26	1989/7~1990/6	イギリス Compton	
11	2.1E-09	Cs	1986/4/26	1989/7~1990/6	イギリス Eskdalemuir	
11	4.94E-08	Cs	1986/4/26	1989/7~1990/6	イギリス Haven	
11	1.6E-08	Cs	1986/4/26	1989/7~1990/6	イギリス Orfordness	
11	5.0E-10	Cs	1986/4/26	1990/7~1991/6	イギリス Conlig	
11	1.0E-10	Cs	1986/4/26	1990/7~1991/6	イギリス Lerwick	
11	1.08E-08	Cs	1986/4/26	1990/7~1991/6	イギリス Chilton	
11	1.0E-08	Cs	1986/4/26	1990/7~1991/6	イギリス Compton	
11	1.1E-09	Cs	1986/4/26	1990/7~1991/6	イギリス Eskdalemuir	

付録表 対象13文献から抽出した再浮遊係数データ一覧

文献番号	再浮遊係数 [m ⁻¹]	元素	放出開始	測定期間	測定場所	備考
11	9.4E-09	Cs	1986/4/26	1990/7～1991/6	イギリス Orfordness	
11	5.0E-10	Cs	1986/4/26	1991/7～1992/6	イギリス Conlig	
11	1.0E-10	Cs	1986/4/26	1991/7～1992/6	イギリス Lerwick	
11	7.5E-09	Cs	1986/4/26	1991/7～1992/6	イギリス Chilton	
11	6.1E-09	Cs	1986/4/26	1991/7～1992/6	イギリス Compton	
11	1.0E-09	Cs	1986/4/26	1991/7～1992/6	イギリス Eskdalemuir	
11	5.5E-09	Cs	1986/4/26	1991/7～1992/6	イギリス Orfordness	
12	4.4E-10	Cs	1986/4/26	1993	ウクライナ Zapolye	
12	1.8E-10	Pu	1986/4/26	1993	ウクライナ Zapolye	
12	2.2E-10	Cs	1986/4/26	1992～1994	ウクライナ Beach-Pripyat	
12	1.1E-10	Pu	1986/4/26	1992～1994	ウクライナ Beach-Pripyat	
12	2.0E-10	Cs	1986/4/26	1992～1994	ウクライナ Kopachi	
12	2.4E-11	Pu	1986/4/26	1992～1994	ウクライナ Kopachi	
12	6.3E-10	Cs	1986/4/26	1992～1994	ウクライナ Kovali	
12	1.1E-09	Pu	1986/4/26	1992～1994	ウクライナ Kovali	
12	3.1E-10	Cs	1986/4/26	1992～1994	ウクライナ Mikulich	
12	7.7E-10	Cs	1986/4/26	1992～1994	ロシア Novozybkov	
13	9.0E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Orfordness	
13	1.5E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Tromso	
13	6.0E-10	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Lerwick	
13	6.0E-08	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Chilton	
13	1.3E-06	Cs	1986/4/26	1986/7～1987/6	イギリス Harwell carpark	
14	1.1E-07	Cs	1986/4/26	1997/5	ウクライナ Kiev	火災
15	1.7E-07	Cs	1986/4/26	2001/10/10	ウクライナ Chernobyl	火災
15	3.8E-09	Pu	1986/4/26	2001/10/10	ウクライナ Chernobyl	火災
15	4.9E-09	Pu	1986/4/26	2001/10/10	ウクライナ Chernobyl	火災
15	3.7E-07	Sr	1986/4/26	2001/10/10	ウクライナ Chernobyl	火災
15	1.9E-07	Cs	1986/4/26	2002/4/18	ウクライナ Chernobyl	火災
15	1.3E-08	Pu	1986/4/26	2002/4/18	ウクライナ Chernobyl	火災
15	1.3E-08	Pu	1986/4/26	2002/4/18	ウクライナ Chernobyl	火災
15	1.8E-07	Sr	1986/4/26	2002/4/18	ウクライナ Chernobyl	火災
15	4.7E-08	Cs	1986/4/26	2003/5/15	ウクライナ Chernobyl	火災
15	2.5E-08	Pu	1986/4/26	2003/5/15	ウクライナ Chernobyl	火災
15	3.2E-08	Pu	1986/4/26	2003/5/15	ウクライナ Chernobyl	火災
15	1.1E-07	Sr	1986/4/26	2003/5/15	ウクライナ Chernobyl	火災
16	2.14E-06	Cs	1986/4/26	1986/5/1～6/1	ドイツ Hannover	
17	6.4E-09	Cs	1986/4/26	1986	ドイツ Nürnberg	
17	2.2E-09	Cs	1986/4/26	1987	ドイツ Nürnberg	
17	1.0E-09	Cs	1986/4/26	1988	ドイツ Nürnberg	
17	6.4E-10	Cs	1986/4/26	1989	ドイツ Nürnberg	
17	4.8E-10	Cs	1986/4/26	1990	ドイツ Nürnberg	
17	4.4E-10	Cs	1986/4/26	1991	ドイツ Nürnberg	
17	3.9E-10	Cs	1986/4/26	1992	ドイツ Nürnberg	
17	2.6E-10	Cs	1986/4/26	1993	ドイツ Nürnberg	
17	1.4E-10	Cs	1986/4/26	1994	ドイツ Nürnberg	
17	1.3E-10	Cs	1986/4/26	1995	ドイツ Nürnberg	

付録表 対象13文献から抽出した再浮遊係数データ一覧

文献番号	再浮遊係数 [m ⁻¹]	元素	放出開始	測定期間	測定場所	備考
17	1.5E-10	Cs	1986/4/26	1996	ドイツ Nürnberg	
17	1.4E-10	Cs	1986/4/26	1997	ドイツ Nürnberg	
17	1.3E-10	Cs	1986/4/26	1998	ドイツ Nürnberg	
17	6.1E-10	Pu	1986/4/26	1986	ドイツ Nürnberg	
17	3.6E-10	Pu	1986/4/26	1987	ドイツ Nürnberg	
17	1.6E-10	Pu	1986/4/26	1988	ドイツ Nürnberg	
17	2.3E-10	Pu	1986/4/26	1989	ドイツ Nürnberg	
17	2.4E-10	Pu	1986/4/26	1990	ドイツ Nürnberg	
17	2.1E-10	Pu	1986/4/26	1991	ドイツ Nürnberg	
17	2.6E-10	Pu	1986/4/26	1992	ドイツ Nürnberg	
17	1.1E-10	Pu	1986/4/26	1993	ドイツ Nürnberg	
17	1.1E-10	Pu	1986/4/26	1994	ドイツ Nürnberg	
17	3.4E-11	Pu	1986/4/26	1995	ドイツ Nürnberg	
17	4.0E-11	Pu	1986/4/26	1996	ドイツ Nürnberg	
17	4.0E-11	Pu	1986/4/26	1997	ドイツ Nürnberg	
17	1.6E-10	Pu	1986/4/26	1986	ドイツ Nürnberg	
17	1.2E-10	Pu	1986/4/26	1987	ドイツ Nürnberg	
17	8.6E-11	Pu	1986/4/26	1988	ドイツ Nürnberg	
17	6.3E-11	Pu	1986/4/26	1989	ドイツ Nürnberg	
17	5.8E-11	Pu	1986/4/26	1990	ドイツ Nürnberg	
17	4.9E-11	Pu	1986/4/26	1991	ドイツ Nürnberg	
17	4.0E-11	Pu	1986/4/26	1992	ドイツ Nürnberg	
17	2.2E-11	Pu	1986/4/26	1993	ドイツ Nürnberg	
17	1.7E-11	Pu	1986/4/26	1994	ドイツ Nürnberg	
17	1.1E-11	Pu	1986/4/26	1995	ドイツ Nürnberg	
17	1.3E-11	Pu	1986/4/26	1996	ドイツ Nürnberg	
17	1.0E-11	Pu	1986/4/26	1997	ドイツ Nürnberg	
17	2.5E-10	Sr	1986/4/26	1986	ドイツ Nürnberg	
17	1.6E-10	Sr	1986/4/26	1987	ドイツ Nürnberg	
17	1.4E-10	Sr	1986/4/26	1988	ドイツ Nürnberg	
17	1.2E-10	Sr	1986/4/26	1989	ドイツ Nürnberg	
17	8.0E-11	Sr	1986/4/26	1990	ドイツ Nürnberg	
17	7.4E-11	Sr	1986/4/26	1991	ドイツ Nürnberg	
17	7.4E-11	Sr	1986/4/26	1992	ドイツ Nürnberg	
17	5.8E-11	Sr	1986/4/26	1993	ドイツ Nürnberg	
17	2.3E-11	Sr	1986/4/26	1994	ドイツ Nürnberg	
17	2.1E-11	Sr	1986/4/26	1995	ドイツ Nürnberg	
17	1.8E-11	Sr	1986/4/26	1996	ドイツ Nürnberg	
17	1.7E-11	Sr	1986/4/26	1997	ドイツ Nürnberg	
18	4.5E-07	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	
18	5.2E-07	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	
18	6.1E-07	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	
18	6.2E-07	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	
18	3.6E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	人的擾乱
18	3.9E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	人的擾乱
18	8.1E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	人的擾乱

付録表 対象13文献から抽出した再浮遊係数データ一覧

文献番号	再浮遊係数 [m ⁻¹]	元素	放出開始	測定期間	測定場所	備考
18	8.7E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	人的擾乱
18	1.2E-06	I	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	
18	1.7E-06	I	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	
18	8.1E-06	I	2011/3/11	2011/4/7	茨城県つくば市	人的擾乱
18	2.6E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/8	茨城県つくば市	人的擾乱
18	3.4E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/8	茨城県つくば市	人的擾乱
18	7.1E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/8	茨城県つくば市	人的擾乱
18	7.7E-06	Cs	2011/3/11	2011/4/8	茨城県つくば市	人的擾乱
18	1.8E-06	I	2011/3/11	2011/4/8	茨城県つくば市	人的擾乱
18	4.3E-06	I	2011/3/11	2011/4/8	茨城県つくば市	人的擾乱
19	1.0E-09	Cs	2011/3/11	2011/8~11	福島県郡山市	
19	1.0E-08	Cs	2011/3/11	2011/8~11	福島県郡山市	
20	5.6E-08	Cs	1986/4/26	1986	ウクライナ Zapolie	
20	7.7E-08	Cs	1986/4/26	1986	ウクライナ Zapolie	
20	9.8E-08	Cs	1986/4/26	1986	ウクライナ Zapolie	
20	5.3E-09	Cs	1986/4/26	1986	ウクライナ Chernobyl	
20	3.3E-08	Cs	1986/4/26	1986	ウクライナ Chernobyl	
20	8.3E-08	Cs	1986/4/26	1986	ウクライナ Chernobyl	
20	1.3E-09	Cs	1986/4/26	1987	ウクライナ Chernobyl	
20	8.2E-09	Cs	1986/4/26	1987	ウクライナ Chernobyl	
20	1.7E-08	Cs	1986/4/26	1987	ウクライナ Chernobyl	
20	4.0E-10	Cs	1986/4/26	1988	ウクライナ Chernobyl	
20	3.2E-09	Cs	1986/4/26	1988	ウクライナ Chernobyl	
20	7.0E-09	Cs	1986/4/26	1988	ウクライナ Chernobyl	
20	2.0E-10	Cs	1986/4/26	1989	ウクライナ Chernobyl	
20	1.4E-09	Cs	1986/4/26	1989	ウクライナ Chernobyl	
20	3.4E-09	Cs	1986/4/26	1989	ウクライナ Chernobyl	
20	8.0E-11	Cs	1986/4/26	1990	ウクライナ Chernobyl	
20	6.0E-10	Cs	1986/4/26	1990	ウクライナ Chernobyl	
20	1.5E-09	Cs	1986/4/26	1990	ウクライナ Chernobyl	
20	1.0E-10	Cs	1986/4/26	1991	ウクライナ Chernobyl	
20	8.0E-10	Cs	1986/4/26	1991	ウクライナ Chernobyl	
20	1.8E-09	Cs	1986/4/26	1991	ウクライナ Chernobyl	
20	2.0E-10	Cs	1986/4/26	1992	ウクライナ Zapolie	
20	7.0E-10	Cs	1986/4/26	1992	ウクライナ Zapolie	
20	1.2E-09	Cs	1986/4/26	1992	ウクライナ Zapolie	
20	5.0E-10	Cs	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	1.5E-09	Cs	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	2.5E-09	Cs	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	1.0E-09	Pu	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	2.7E-09	Pu	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	6.4E-09	Pu	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	1.1E-09	Sr	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	2.4E-09	Sr	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	
20	5.9E-09	Sr	1986/4/26	1991/12	ウクライナ Kiev	

シビアアクシデント演習ツールの改良

Improvement of the severe accident practice tool

川崎 郁夫 (Ikuro Kawasaki) *¹

中村 晶 (Akira Nakamura) *¹

高橋 俊佑 (Shunsuke Takahashi) *²

要約 東京電力福島第一原子力発電所事故の教訓を踏まえて開発したシビアアクシデント (SA) 演習ツールにおいて、緊急時活動レベル (EAL) 判断基準の見直し等を反映して演習ツールの改良を行った。主な改良点は、EAL判断基準の変更点を含む演習シナリオの作成、演習シナリオ時間の延長および事象進展の早送り機能の強化等である。本演習ツールを用いてSA研修を実施し、研修受講者がEAL判断基準の変更点について理解を深めることができたことを確認した。

キーワード シビアアクシデント (SA) 演習ツール, シビアアクシデント (SA), 緊急時活動レベル (EAL), 警戒事象, 特定事象, 緊急事態事象, 原子力災害対策特別措置法 (原災法)

Abstract We developed the severe accident(SA)practice tool based on lessons learned in the accident at the Tokyo Electric Power Company Fukushima Daiichi Nuclear Power Station. Reflecting the review of EAL criteria, we utilized the developed SA practice tool. Major improvements include preparation of exercise scenarios including changes of EAL criteria, extension of exercise scenario time and enhancement of fast forward function of event progress. We conducted SA training using this practice tool and confirmed that the participants were able to deepen their understanding of the changes in EAL criteria.

Keywords severe accident practice tool, severe accident(SA), Emergency action level(EAL), Alert, Site Area Emergency, General Emergency, Act on Special Measures Concerning Nuclear Emergency Preparedness

1. 緒言

東京電力福島第一原子力発電所の事故の安全対策のうち、「事故時の判断能力の向上 (対策12)」⁽¹⁾ において、シビアアクシデント (SA) 教育の更なる充実が求められている。

また、平成25年度から原子力災害対策特別措置法 (以下、原災法という)⁽²⁾ 第6条の2第1項において定められた「原子力災害対策指針」⁽³⁾ において、原子力災害事前対策として緊急事態区分及び緊急時活動レベル (EAL) が定められた。緊急事態区分の設定は、レベル1「警戒事態 (AL)」, レベル2「施設敷地緊急事態 (SE)」, レベル3「全面緊急事態 (GE)」の3段階としている。「警戒事態 (AL)」は新規追加され、「施設敷地緊急事態 (SE)」は従来の原災法第10条、「全面緊急事態 (GE)」は従来

の原災法第15条、25条に該当する。原子力発電所において事故が発生した場合は、発電所の原子力緊急対策本部の構成員がそれぞれの事象判断 (EAL判断) を迅速かつ的確に実施して、関係各所に通報連絡を実施しなければならない。

これらを踏まえて、当該本部構成員がSA発生時に適切な対応ができるようになることを目的として、SA理解のための効果的・教育的教育・訓練ツールの検討を行い、当該本部構成員自らがプラント構成および応答、ならびにEAL判断基準等を知識として習得し、SA時の本部対応を模擬体験できるSA演習ツールを開発した。

SA演習ツールの訓練シナリオ用データは、過去の防災訓練シナリオ解析^{(4)~(7)} で実施した訓練データを加工して作成し、演習を効率的に行うため限られた時間で複数の事象を演習することを想定して、

*¹ (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

*² 関西電力(株)

1つのシナリオの事象進展時間は30分とし、訓練データの中から主要事象を含む30分間のデータを使用している。

平成29年度に原子力災害対策指針等の改正に伴い、EAL判断基準についても一部見直しされたことにより、従来の演習シナリオでは見直し後のEALに対応していないものがほとんどであり、新EALの判断に対応していないことから、演習シナリオを抜本的に見直す必要性が発生した。また、開発したSA演習ツールおよび演習シナリオを用いて関西電力のSA研修を実施して、これまでに有効性を確認^{(8),(9)}した結果、従来の1シナリオあたり30分間の演習では演習前後のプラント状況がつかみづらいという課題があった。それらを踏まえて、更に教育効果を上げるために演習ツールの改良を行った。

2. SA演習ツールの改良点

2.1. 演習シナリオの新規作成

平成29年度にEALの判断基準が一部見直しされた。代表的なものとして、原子炉冷却材漏えい時に、従来は非常用炉心冷却装置作動によりSE21（原子炉冷却材漏えいによる非常用炉心冷却装置作動）と判断していたが、今回の見直しにより非常用炉心冷却装置による一部注水不能や全注水不能が発生した時点でそれぞれSE21およびGE21と判断することになった。なお、恒設代替低圧注水ポンプ等のシビアアクシデント設備やアキュームレータによる注水が行なわれたとしても、設計基準事象対応設備（高圧注入ポンプ、余熱除去ポンプ）による一部注水不能や注水不能が発生した場合にはSE21、GE21と判断することになった。また、2次系給水喪失時に、従来は蒸気発生器狭域水位0%未満になった後、ECCS機器による注水不能でGE24（蒸気発生器給水機能喪失後の非常用炉心冷却装置注水不能）と判断していたが、今回の見直しにより全ての蒸気発生器広域水位が10%未満という条件等が新たに追加された。

これらの変更により、従来使用していた演習シナリオではEALの判断基準が異なるため、判断基準の変更点を含む演習シナリオを新規作成することとした。演習シナリオについては、SA研修の時間（2時間）を考慮して、今回は代表的な1次系の事象と

して原子炉冷却材漏えい、2次系の事象として2次系給水喪失を採用した。

今回のEAL見直し内容（判断基準）を演習に反映すべく、機器の故障タイミング等を検討し、原子炉冷却材漏えい事象のクロノロジ（表1）および2次系給水喪失事象のクロノロジ（表2）を作成した。なお、クロノロジは美浜、高浜、大飯発電所共通とした。それを基にして発電所ごとにSA解析コードMAAPによる解析を実施した。MAAP解析時間は、事象発生から放射性物質漏えいまで、一連の流れを追えるよう40時間とし、3発電所×2ケース、合計6ケースの安全重要パラメータ表示システム（SPDS）の演習用データを作成した。

SA教育ツールにセットするSPDSデータは、SA研修の時間（2時間）を考慮して、事象発生10分前から炉心損傷10分後までとした。

演習実施後の解説資料については今回のEAL見直し内容を踏まえて、演習の事象の概要、発生したEALの判断基準および解説、通報連絡票の記載例等を作成した。解説資料の一例として、美浜3号機原子炉冷却材漏えい（LOCA）事象のものを図1～5に示す。

表1 演習シナリオクロノロジ
（原子炉冷却材漏えい事象）

主要なイベント	事象発生からの経過時間		
	美浜3号機	高浜3号機	大飯3号機
LOCA発生	0分	0分	0分
原子炉トリップ	0分	0分	0分
ECCS作動(SI信号)	0分	0分	0分
A-B-非常用DG自動起動	0分	0分	0分
A-SIP起動失敗	0分	0分	0分
B-SIP起動	0分	0分	0分
A-RHRP起動	0分	0分	0分
B-RHRP起動	0分	0分	0分
2次系強制冷却開始	10分	10分	10分
A-RHRP停止	20分	20分	20分
A-B-非常用DG故障停止	30分	30分	30分
B-SIP停止	30分	30分	30分
B-RHRP停止	30分	30分	30分
炉心出口温度350℃超過	52分	56分	56分
被覆管破損	57分	1時間2分	59分
炉心損傷検知	1時間2分	1時間4分	1時間1分
CV最高使用圧力到達	13時間13分	11時間48分	24時間7分

表2 演習シナリオクロノロジ
(2次系給水喪失事象)

主要なイベント	事象発生からの経過時間		
	美浜3号機	高浜3号機	大飯3号機
原子炉トリップ	0分	0分	0分
外部電源喪失	0分	0分	0分
A,B-非常用DG自動起動	0分	0分	0分
主給水P停止	0分	0分	0分
A,B-M/D-AFW P起動	0分	0分	0分
T/D-AFW P起動	0分	0分	0分
A,B-M/D-AFW P停止	10分	10分	10分
T/D-AFW P不調により補助給水流量低下	20分	20分	20分
T/D-AFW P停止	30分	30分	30分
SG狭域水位0%未満	55分	57分	52分
A,B-非常用DG故障停止(SBO)	1時間	1時間	1時間
ECCS機器停止	1時間	1時間	1時間
全てのSG広域水位10%未満	2時間53分	2時間45分	2時間51分
炉心出口温度350℃超過	4時間23分	4時間1分	4時間8分
被覆管破損	5時間50分	5時間14分	5時間14分
炉心損傷検知	7時間45分	5時間47分	5時間49分
CV最高使用圧力到達	12時間45分	18時間14分	16時間44分

訓練内容の解説(1/5)

- これは美浜3号機 原子炉冷却材漏えい(LOCA)事象でした。
- 主な流れは以下の通りです。

主要なイベント	事象発生からの経過時間
LOCA発生	0分
原子炉トリップ	0分
ECCS作動(SI信号)	0分
A, B-非常用DG自動起動	0分
A-CH/SIP起動失敗	0分
B, C-CH/SIP起動	0分
A-RHRP起動	0分
B-RHRP起動	0分
2次系強制冷却開始	10分
A-RHRP停止	20分
A, B-非常用DG故障停止	30分
B, C-CH/SIP停止	30分
B-RHRP停止	30分
炉心出口温度350℃超過	52分
被覆管破損	57分
炉心損傷検知	1時間2分

図1 訓練内容の解説(1/5)

訓練内容の解説(2/5)

- この演習では、演習開始10分後にホットレグにて10インチLOCAが発生し、原子炉トリップとなります。A, B非常用ディーゼル発電機が自動起動し、ECCS機器が作動します。ここでAL42(単一障壁の喪失または喪失の可能性)と判断します。この時、A充てん/高圧注入ポンプが起動失敗します。従来であればECCS作動によりSE21(原子炉冷却材漏えいによる非常用炉心冷却装置作動)と判断していましたが、H29.10.30のEAL見直しに伴い、この時点ではSE21と判断しません。
- 演習開始20分後(事象発生から10分後)に2次系強制冷却を開始します。
- 演習開始30分後(事象発生から20分後)にA余熱除去ポンプが故障停止します。
- 演習開始40分後(事象発生から30分後)にA, B非常用ディーゼル発電機が故障停止(全交流電源喪失)し、B, C充てん/高圧注入ポンプ、B余熱除去ポンプが停止します。これによりGE21(原子炉冷却材漏えい時における非常用炉心冷却装置による注水不能)と判断します。
- また、同時にSE21(原子炉冷却材漏えい時における非常用炉心冷却装置による一部注水不能)も通報する必要があります。

図2 訓練内容の解説(2/5)

訓練内容の解説(3/5)

- なお、恒設代替低圧注水ポンプ等のSA設備やアキュムレータによる注水が行なわれたとしても、DB設備(高圧注入ポンプ、余熱除去ポンプ)による一部注水不能や注水不能が発生した場合にはSE21、GE21と判断します。
- 演習開始62分後(事象発生から52分後)に炉心出口温度が350℃を超過する(被覆管喪失のおそれ)ため、SE42(2つの障壁の喪失または喪失の可能性)と判断します。
- 演習開始70分後(事象発生から60分後)に全交流電源喪失から30分が経過するため、空冷式非常用発電機が起動できない場合にはSE25(全交流電源の30分以上喪失)を、さらに30分後にはGE25(全交流電源の1時間以上喪失)と判断します。
- 演習開始72分後(事象発生から62分後)に格納容器高レンジエアモニタ指示値が $1 \times 10^5 \text{mSv/hr}$ を超過し、既に炉心出口温度が350℃を超過しているため、GE28(炉心損傷の検出)と判断します。

図3 訓練内容の解説(3/5)

訓練内容の解説(4/5)

通報様式記載例(その1)

「警戒事態該当事象連絡」

原子力事業所の名称及び場所 : 関西電力(株)美浜発電所
 警戒事態該当事象の発生箇所 : 美浜発電所 3号機
 警戒事態該当事象の発生時刻 : 10:00
 警戒事態該当事象の種類/EAL番号 : 単一障壁の喪失または喪失のおそれ/AL42
 その他警戒事態該当事象の把握に参考となる情報 : 10:00「加圧器圧力低」による非常用炉心冷却装置の作動を必要とする原子炉冷却系の障壁が喪失したと判断した。

図4 訓練内容の解説(4/5)

訓練内容の解説(5/5)

通報様式記載例(その2)

「第10条通報」第10条事象発生、第15条事象発生

原子力事業所の名称及び場所 : 関西電力(株)美浜発電所
 特定事象の発生箇所 : 美浜発電所 3号機
 特定事象の発生時刻 : 10:30
 特定事象の種類/EAL番号 : LOCA時におけるECCS注入不能/GE21
 : LOCA時におけるECCS一部注入不能/SE21
 その他特定事象の把握に参考となる情報 : 10:00 LOCAによるSI信号作動、B, C充てん/高圧注入ポンプおよびB余熱除去ポンプが運転中であったが、10:30にA, B非常用ディーゼル発電機が故障停止したことにより、ECCS機器が全喪失した。

図5 訓練内容の解説(5/5)

2.2. 演習シナリオ時間の延長

従来は1つの演習シナリオを30分間としていたが、事象がある程度進んだ状況での演習シナリオでは、演習開始前のプラント状況の把握がかなり難しいとの意見があり、事象発生から事象収束までの事象進展およびEAL判断が確認できるように、演習

シナリオ時間の延長を可能にした。

演習シナリオの時間は、毎年実施されている防災訓練のSPDSデータのフルタイムを想定し、最大50時間の事象進展シナリオのデータおよびトレンドグラフを表示できるようにした。それに伴い、早送り機能の強化として、事象速度は従来の2倍速、4倍速に加えて、新たに8倍速、16倍速、32倍速、64倍速を追加した。(図6～10参照)

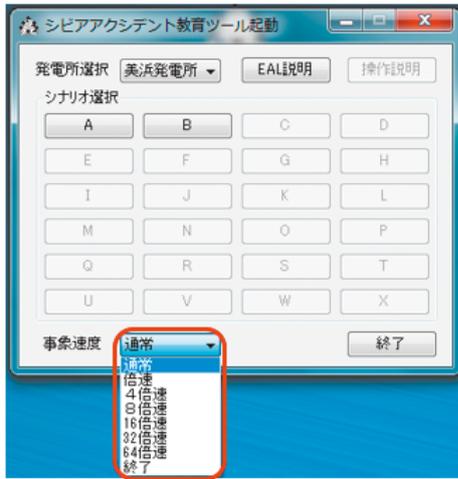


図6 シビアアクセシント教育ツール起動画面

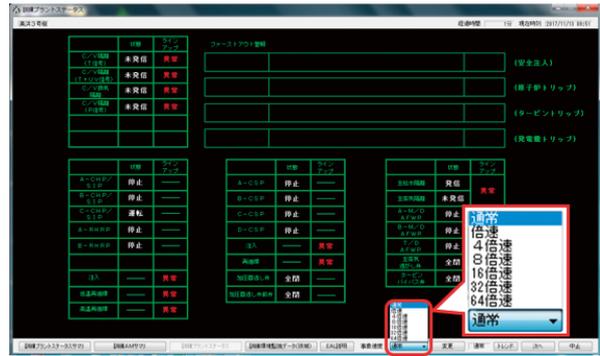


図9 訓練プラントステータス画面

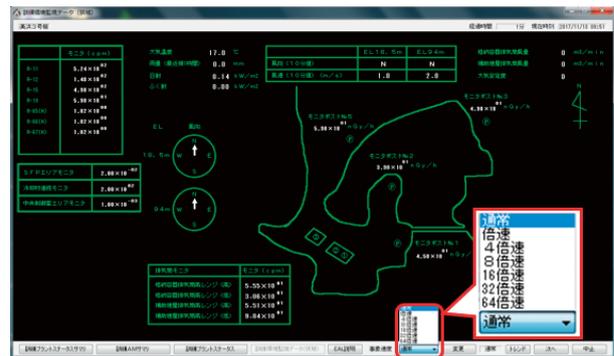


図10 訓練環境監視データ(狭域)画面

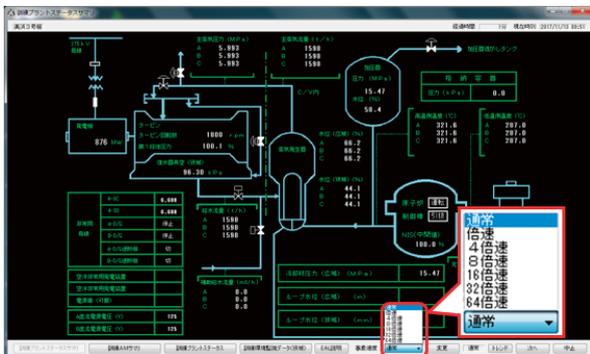


図7 訓練プラントステータスサマリ画面

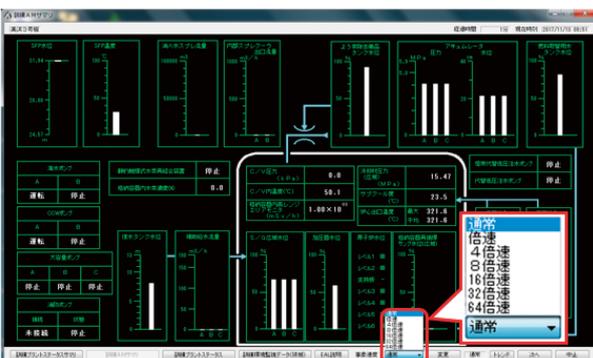


図8 訓練AMサマリ画面

演習において、事象発生時のプラント状況やパラメータの確認を行う際には通常速度を使用し、新たな事象発生までに時間がかかる場合には適宜事象速度を切り替えて早送りすることにより、効率的に演習を進められるようにした。

演習シナリオ時間の延長により、GE25（全交流電源の1時間以上喪失）のような従来の30分間では対応できないEAL判断についても演習可能となった。

2.3. トレンド表示画面の設定変更

演習シナリオ時間の延長に伴い、トレンド表示についても最大50時間としたので、演習中にトレンド表示画面の横軸（時間）のスパンを変更可能にした。横軸スパンはデフォルト設定30分とし、表示時間ボタンにて1時間、2時間、5時間、10時間、20時間、50時間に切り替えることにより変更可能とした。また、従来のトレンドグラフには縦軸・横軸の補助線がなく、当該パラメータがEAL判断基準を超えたのかどうか判断するのが難しかったので、縦軸・横軸に補助線を入れて確認しやすくした。(図11参照)



図11 トレンド表示画面（デフォルト設定30分）

グラフ表示の際に特定の期間を表示できるよう、表示時間および開始時間を任意に設定変更できるようにした。設定変更例として、表示時間を30分から2時間に変更したグラフ表示を図12に、表示開始時間を09:50から10:30に変更したグラフ表示を図13に示す。

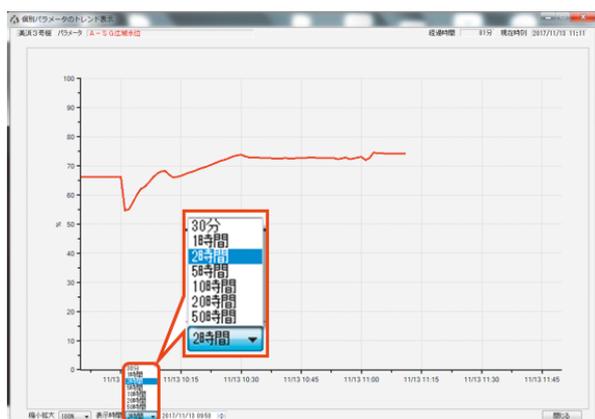


図12 トレンド表示の設定変更例1
(表示時間を2時間に変更)

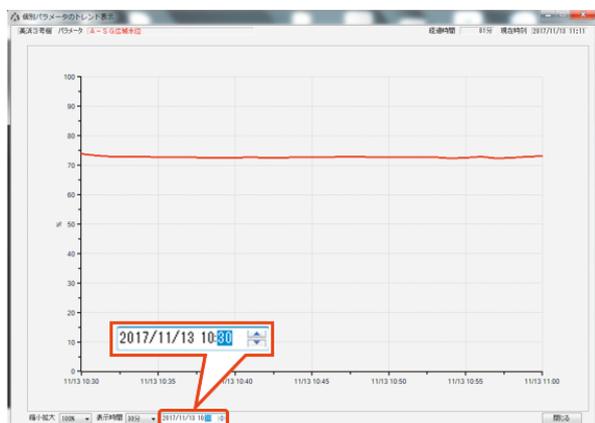


図13 トレンド表示の設定変更例2
(表示開始時間を10:30に変更)

3. SA演習ツールを活用した訓練の実施結果と今後の課題

今回改良したSA演習ツールを活用して、関西電力美浜、高浜、大飯の各発電所において、平成29年11月にSA研修を実施した。その結果、研修受講者はEAL判断基準の変更点について理解を深めることができたことを確認した。

今後の課題として、種々のEALを網羅するよう演習シナリオの充実を図る必要がある。また、関西電力でのSA研修の実施結果および受講者からの改善要望を踏まえた演習ツールの改善を継続して実施する必要がある。これらを実施し、SA演習ツールが更に効果的なものになるよう改善していく。

4. 結 言

東京電力福島第一原子力発電所事故の教訓を踏まえて開発した、シビアアクシデント（SA）時の本部対応を疑似体験できる演習ツールにおいて、緊急時活動レベル（EAL）判断基準の見直し等を反映して改良を行った。

主な改良点は、EAL判断基準の変更点を含む演習シナリオの作成、演習シナリオ時間の延長および事象進展の早送り機能の強化等である。本演習ツールを用いてSA研修を実施し、研修受講者がEAL判断基準の変更点について理解を深めることができたことを確認した。

今後さらに訓練後の反省点を踏まえてSA演習ツールを改善し、SA演習ツールが更に効果的なものになるように改善していく。

文 献

- (1) 経済産業省ホームページ，“東京電力株式会社福島第一原子力発電所事故の技術的知見について”，<http://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/10159415/www.meti.go.jp/press/2011/03/20120328009/20120328009.html>.
- (2) 内閣府ホームページ，“原子力災害対策特別措置法”，http://www8.cao.go.jp/genshiryoku_bousai/yosan_hourei/yosan_hourei.html.
- (3) 原子力規制委員会，“原子力災害対策指針（平成29年7月5日全部改正）”，（2017）。

- (4) 建部恭成, 南則敏, 吉田至孝, “平成21年度福井県原子力防災総合訓練のプラント事象進展シナリオ解析”, INSS JOURNAL, Vol.17, pp.308-316 (2010).
- (5) 米本幸弘, 川崎郁夫, 建部恭成, 吉田至孝, 南則敏, “平成23年度関西電力原子力総合防災訓練のプラント事象進展シナリオ解析”, INSS JOURNAL, Vol.19, pp.291-296 (2012).
- (6) 川崎郁夫, 吉田至孝, 山本泰功, 岩城隆則, “平成26年度福井県原子力防災訓練のプラント事象進展シナリオ解析”, INSS JOURNAL, Vol.22, pp.169-176 (2015).
- (7) 川崎郁夫, 中村晶, 山本泰功, 高橋俊佑, “平成28年度福井県原子力防災訓練のプラント事象進展シナリオ解析”, INSS JOURNAL, Vol.24, pp.167-174 (2017).
- (8) 川崎郁夫, 吉田至孝, 岩崎良人“シビアアクシデント演習ツールの開発と適用”, INSS JOURNAL, Vol.21, pp.196-204 (2014).
- (9) 川崎郁夫, 高橋俊佑“シビアアクシデント演習ツールの改良”, INSS JOURNAL, Vol.23, pp.135-144 (2016).

ATWS事象のRELAP5-3Dによる解析

Analysis and Evaluation for ATWS Event by RELAP5-3D

柳 千裕 (Chihiro Yanagi) *¹ 安藤 伸裕 (Nobuhiro Ando) *²
 馬場 巖 (Iwao Bamba) *³ 児玉 茂雄 (Shigeo Kodama) *³

要約 この研究では、原子力安全システム研究所で既にプラント情報がほぼ整備されているRELAP5-3Dコードを用い、原子炉停止機能喪失(ATWS, Anticipated Transient Without Scram)時の、炉心条件および解析条件の違いによるATWS緩和措置の有効性評価について検討した。起因事象は、主給水流量喪失事象および負荷喪失事象である。解析結果から、保守的な炉心条件に保守的な解析条件を設定した場合でも、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が損なわれることなく、事象は収束に向うことが分かった。

キーワード 加圧水型軽水炉, RELAP5-3D, ATWS, 主給水流量喪失, 負荷喪失

Abstract In this study, the RELAP5-3D code with well-maintained plant information was used to analyze the ATWS(anticipated transient without scram)incident for several combinations of reactor core conditions and transient analysis conditions. The condition influences on the predicted plant behavior were examined. The ATWS incidents analyzed occurred during a loss of main feed water accident and a loss of load. These analyses showed that these incidents progress towards convergence without any degradation of the reactor coolant pressure boundary under the conservative reactor core conditions and conservative transient analysis conditions.

Keywords pressurized water reactor, RELAP5-3D, ATWS, loss of main feed water, loss of load

1. はじめに

原子力安全システム研究所(以下「INSS」という)では、熱水力解析コードを用い、best estimateの解析による安全管理方法の充実・提言、事故時の炉心健全性の評価を目的に各種事象の解析を行ってきた。

一方、実用発電用原子炉の新規制基準で要求されている重大事故等対策の有効性評価では、原子炉の出力運転中に、原子炉トリップが必要な起因事象に原子炉停止機能喪失(ATWS, Anticipated Transient Without Scram)が重畳した事象が重要事故シーケンスとして新たに取り上げられている。

これに対し、電気事業者は、炉心が著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却を可能とするため、タービントリップ、主蒸気ライン隔離及び補助給水

ポンプを自動作動させるATWS緩和措置を整備することとしている。このATWS緩和措置に失敗した場合には、過渡変化発生時に原子炉出力が高いままに維持されるため、1次系が高温・高圧状態となり、加圧器安全弁等からの1次冷却材の放出が継続し、炉心損傷に至る可能性がある。

INSSでは、このATWS事象をRELAP5 (Mod. 3.2)を用い、ATWS緩和措置の効果を調べる目的で解析を実施⁽¹⁾してきた。本研究ではこのATWS事象に着目し、起因事象として主給水流量喪失事象と負荷喪失事象を対象とした。

主給水流量喪失事象は、原子炉の出力運転中に、主給水ポンプ、復水ポンプ又は給水制御系の故障等により、すべての蒸気発生器(SG)への給水が停止し、2次系除熱量が低下する事象を想定したものである。

*¹ (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所
 *² (株)シー・エス・エー・ジャパン
 *³ (株)原子力エンジニアリング

負荷喪失事象は、原子炉の出力運転中に、蒸気負荷の喪失と主給水の喪失が同時に起こる全主蒸気止弁誤閉止もしくは復水器の故障を想定したものである。

INSSではPWRプラントタイプ別に解析を実施してきたが、ここでは3ループ炉での解析を述べる。

本論文の解析では、INSSで既にプラント情報がほぼ整備されているRELAP5-3Dコード⁽²⁾を用いることとし、起因事象発生時にATWSが重なった場合、炉心条件および解析条件の違いによるプラント挙動への影響について検討した。

2. 解析モデルと解析条件等

2.1. 解析対象と解析モデル

RELAP5-3Dコードで用いるノード図の例を図1に示す。図1には対象としたPWR3ループ炉のうち2ループ分のみを示す。原子炉容器部分のモデルには過去実施した解析モデル⁽³⁾を使用した。

解析に先立ち、入力データのうち解析結果に大きな影響を与えるデータの妥当性を確認した。また、

解析体系全体の定常計算を実施し、炉出力や1次冷却材平均温度 (T_{avg}) といった主要なパラメータが目標値に収束する状況を確認した。

2.2. 解析ケースと過渡解析条件

解析ケースと主要過渡解析条件を表1に示す。ATWSが発生するケース1,2,3と、レファレンスとしてATWSが発生しないケース4,5を設定した。プラント状態は定格出力運転状態のほか、重大事故等対策の有効性評価と同じく、初期定常誤差として、炉心熱出力、1次冷却材温度、1次冷却材圧力が、それぞれ、定格値に対して+2%、+2.2℃、+0.21MPaを考慮したケース3を設定した。また、用いる炉心条件は、実炉心と同じ最確炉心条件のほか、定格出力運転時の減速材温度係数の初期値を-13pcm/℃、原子炉トリップ反応度を安全解析使用値である4% $\Delta k/k$ に設定した炉心条件(保守的炉心1)、さらにこの保守的炉心1を基にさらにドップラ特性を20%増しとした炉心条件(保守的炉心2)を設定した。その他の解析条件は重大事故等対策の有効性評価を参考に設定した。

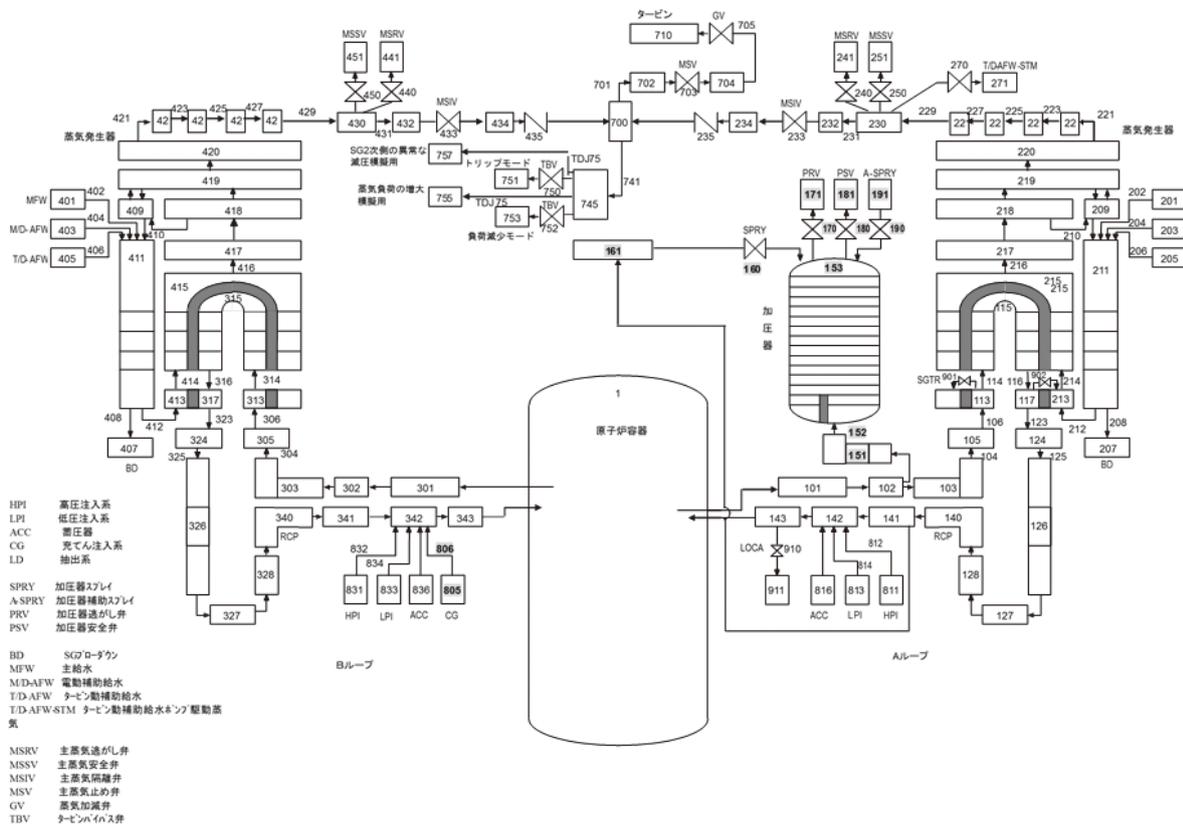


図1 対象としたPWR3ループプラントのノード図 (2ループのみ掲載、図中の番号はコンポーネント番号を示す)

表1 解析ケースと過渡解析条件

ケース	1	2	3	4	5
原子炉停止機能	喪失 (ATWS)			正常動作	
プラント状態	定格	定格	初期定常誤差を考慮	定格	定格
用いる炉心	最確炉心	保守的炉心 1	保守的炉心 2	最確炉心	保守的炉心 1
SG狭域水位低設定点	7%				
主蒸気逃がし弁	作動				
主蒸気安全弁	作動				
加圧器逃がし弁	作動				
加圧器安全弁	作動				
加圧器スプレイ	不作動				
加圧器ヒータ	不作動				
外部電源	あり				
補助給水作動遅れ	ATWS緩和措置作動設定点+60s			原子炉トリップ+60秒	
補助給水流量	3基のSGに合計190 m ³ /hr				

3. 解析結果

表2に事象のクロノロジーを示す。有効性評価では、主蒸気ライン隔離は、ATWS緩和設備作動設定点到達（すなわち表で原子炉トリップ信号発信）の17秒後とされており、補助給水はATWS緩和設備作動設定点到達から60秒後に解析条件に示す流量で注水とされている。各解析ケースについて、系全体の挙動に着目して述べる。

表2 (1/2) 事象のクロノロジー
(起因事象：主給水流量喪失)

ケース	1	2	3	4	5
主給水流量喪失	0秒				
SG狭域水位7%到達	33秒	33秒	33秒	32秒	32秒
原子炉トリップ信号発信	ブロック			32秒	32秒
主蒸気隔離弁閉止	50秒	50秒	50秒	49秒	49秒
補助給水ポンプ起動	93秒	93秒	93秒	92秒	92秒

表2 (2/2) 事象のクロノロジー
(起因事象：負荷喪失)

ケース	1	2	3	4	5
負荷喪失	0秒				
SG狭域水位7%到達	57秒	54秒	50秒	58秒	54秒
原子炉トリップ信号発信	ブロック			58秒	54秒
補助給水ポンプ起動	117秒	114秒	110秒	118秒	114秒

3.1. 各解析ケースの挙動

図2から図3に、それぞれ、主給水流量喪失事象と負荷喪失事象の炉出力、 T_{avg} 、1次冷却材圧力、SG2次側保有水量の時間推移を示す。

(1) ケース1, 2, 3 (ATWS事象)

a. 起因事象が主給水流量喪失の場合

主給水流量の喪失により、主給水流量と蒸気流量にミスマッチが生じ、SG狭域水位は低下する。時刻約33秒にSG狭域水位7%到達（図2(4/4)）、その17秒後の時刻約50秒（ケース1,2,3共）に主蒸気隔離弁は閉鎖される。主蒸気隔離弁閉鎖に伴い、2次側圧力は上昇し、2次側飽和温度の上昇により、2次系除熱量は低下する。このため、1次冷却材温度（図2(2/4)）及び1次冷却材圧力（図2(3/4)）は上昇する。1次冷却材温度の上昇は、減速材温度上昇による負のフィードバックにより原子炉出力が低下して抑制される（図2(1/4)）。1次冷却材圧力の上昇は、加圧器逃がし弁及び加圧器安全弁の作動、主蒸気逃がし弁及び主蒸気安全弁の作動、時刻約93秒に起動する補助給水ポンプからのSGへの注水により抑制される。

b. 起因事象が負荷喪失の場合

負荷喪失の起因となる主蒸気隔離弁の誤閉止に伴い、2次側圧力は上昇し、2次側飽和温度の上昇により、2次系除熱量は低下する。また、主蒸気隔離弁閉に伴い、SG2次側上昇部のボイドが潰れ、マノ

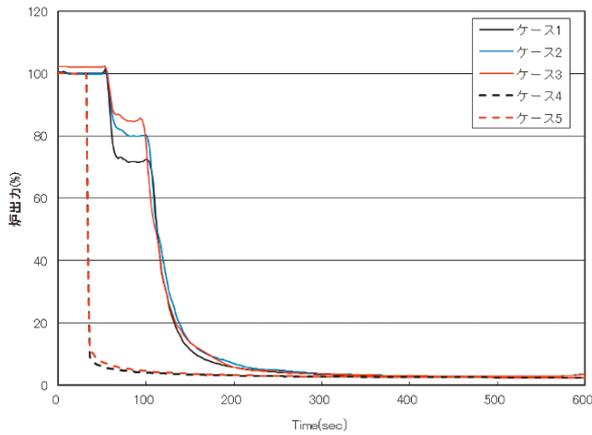


図2 (1/4) 炉出力の時間推移 (主給水流量喪失)

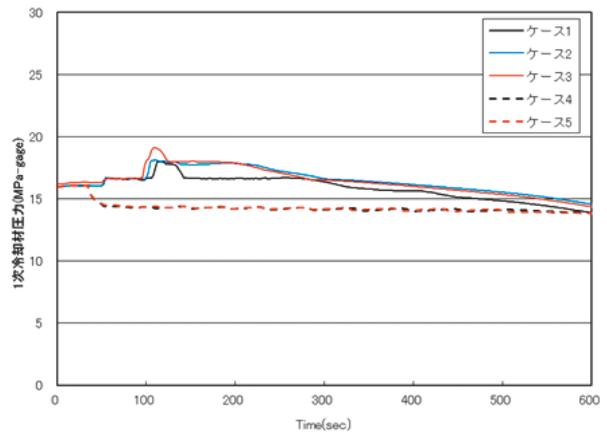


図2(3/4) 1次冷却材圧力の時間推移 (主給水流量喪失)

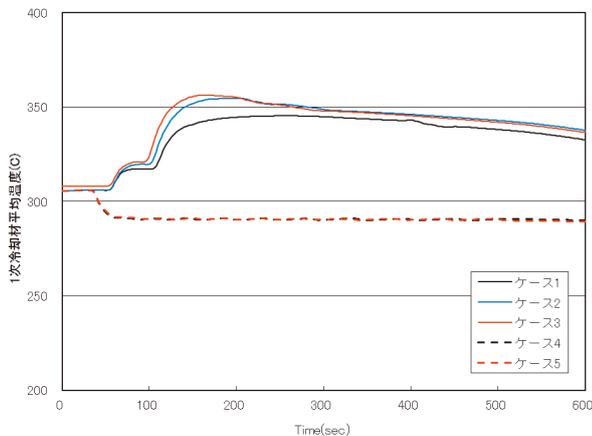


図2 (2/4) T_{avg} の時間推移 (主給水流量喪失)

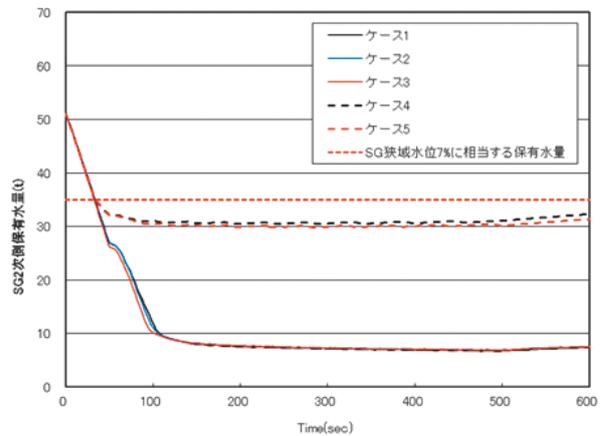


図2 (4/4) SG2次側保水水量の時間推移 (主給水流量喪失)

メータ効果によりSG狭域水位 (図3 (4/4)) は急降下する。ただし、主蒸気隔離弁は閉止されていることから、2次側圧力が主蒸気逃がし弁作動圧力に達するまで (時刻にして約10秒程度まで) は、SG2次側保水水量 (図3 (4/4)) に有意な差は見られないが、2次側圧力上昇に伴う主蒸気逃がし弁及び主蒸気安全弁の作動によりSG2次側保水水量は減少し、時刻約57秒 (ケース1の場合、ケース2では約54秒、ケース3では約50秒) にSG狭域水位7%到達となる。

2次系除熱量の低下により、1次冷却材温度 (図3 (2/4)) 及び1次冷却材圧力 (図3 (3/4)) は上昇する。1次冷却材温度の上昇は、減速材温度上昇による負のフィードバックにより原子炉出力 (図3 (1/4)) が低下して抑制され、時刻約120秒 (ケース1の場合、ケース2では約110秒、ケース3では約100秒) まで原子炉出力は約70% (ケース1の場合、ケース2では約78%、ケース3では約83%) に維持される。時刻約120秒 (ケース1の場合、ケー

ス2では約110秒、ケース3では約100秒) 以降の原子炉出力降下は、SG2次側保水水量低下に伴う2次系除熱量の低下によって1次冷却材温度上昇が激しくなり、これに伴い負のフィードバック効果が急激に増加することによる。1次冷却材圧力の上昇は、加圧器逃がし弁及び加圧器安全弁の作動、主蒸気逃がし弁及び主蒸気安全弁の作動、時刻約117秒 (ケース1の場合、ケース2では約114秒、ケース3では約110秒) に起動する補助給水ポンプからのSGへの注水により抑制される。

(2) ケース4, 5 (起因事象単独)

a. 起因事象が主給水流量喪失の場合

主給水流量の喪失により、主給水流量と蒸気流量に mismatch が生じ、SG狭域水位 (図2 (4/4)) は低下する。時刻約32秒にSG狭域水位7%到達、同時に原子炉はトリップ、蒸気加減弁及び主蒸気止め弁が閉鎖される。SG狭域水位7%到達17秒後

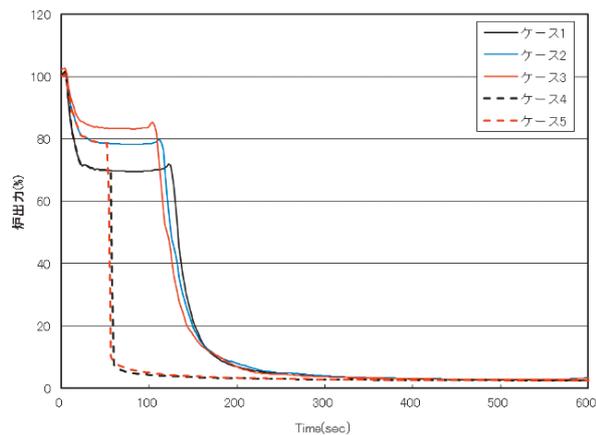


図3 (1/4) 炉出力の時間推移 (負荷喪失)

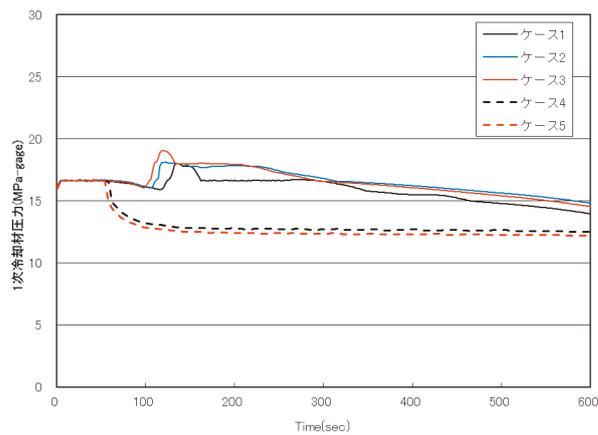


図3 (3/4) 1次冷却材圧力の時間推移 (負荷喪失)

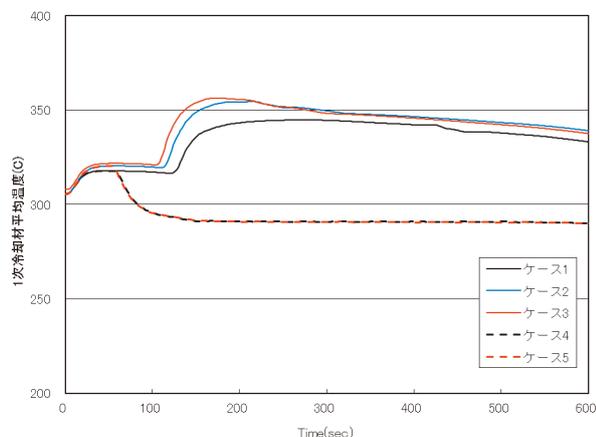


図3 (2/4) T_{avg}の時間推移 (負荷喪失)

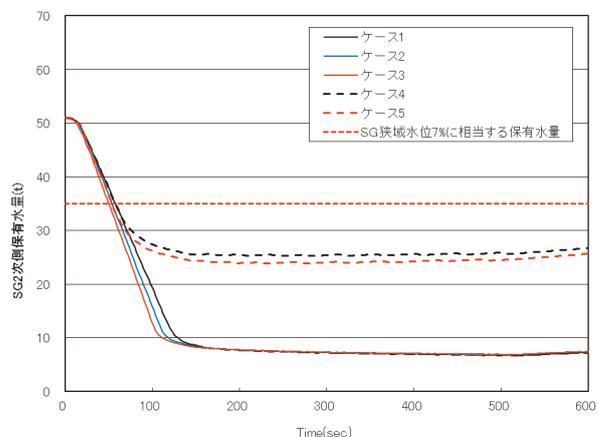


図3 (4/4) SG2次側保水水量の時間推移 (負荷喪失)

の時刻約49秒に主蒸気隔離弁は閉鎖され、SG狭域水位7%到達60秒後の時刻約92秒に補助給水ポンプ起動によるSGへの注水は開始される。原子炉トリップにより、原子炉出力(図2(1/4))は速やかに低下し、1次冷却材温度(図2(2/4))及び1次冷却材圧力(図2(3/4))の有意な上昇は見られない。

b. 起因事象が負荷喪失の場合

SG狭域水位(図3(4/4))7%到達までの挙動は、秒数を除き3.1(1)b.と同様である。SG狭域水位7%到達時刻(ケース1では約58秒、ケース2では54秒)に原子炉はトリップ、時刻約118秒(ケース4の場合、ケース5では約114秒)に補助給水ポンプ起動によるSGへの注水は開始される。

2次系除熱量の低下により、1次冷却材温度(図3(2/4))及び1次冷却材圧力(図3(3/4))は上昇するが、原子炉トリップにより、原子炉出力(図3(1/4))は速やかに低下することから、1次冷却材温度及び1次冷却材圧力の上昇量はATWS時の上

昇量より抑制される。

3.2. 健全性評価結果

表3に1次系圧力評価結果を、最高値を示した時刻とともに示す。

原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力の最高

表3 (1/2) 各解析ケースの圧力評価結果 (起因事象：主給水流量喪失)

解析ケース	1	2	3	4	5
1次系圧力の最高値(MPaG)	18.0 @112秒	18.1 @110秒	19.1 @110秒	16.1 @ 28秒	16.1 @ 28秒

表3 (2/2) 各解析ケースの圧力評価結果 (起因事象：負荷喪失)

解析ケース	1	2	3	4	5
1次系圧力の最高値(MPaG)	18.0 @134秒	18.1 @122秒	19.1 @120秒	16.7 @ 26秒	16.7 @ 50秒

値は、ATWS事象であるケース1から3まで、いずれも最高使用圧力の1.2倍(20.59MPaG)を下回っている。

解析では、燃料被覆管温度の時間推移も出力しており、表4に燃料被覆管最高温度を、最高値を示した時刻とともに示す。

燃料被覆管温度の最高値はいずれも1200℃以下

表4(1/2) 各解析ケースの燃料被覆管最高温度
(起回事象：主給水流量喪失)

解析ケース	1	2	3	4	5
燃料被覆管最高温度	351℃ @114秒	360℃ @112秒	365℃ @108秒	347℃ @ 24秒	349℃ @ 30秒

表4(2/2) 各解析ケースの燃料被覆管最高温度
(起回事象：負荷喪失)

解析ケース	1	2	3	4	5
燃料被覆管最高温度	350℃ @134秒	360℃ @124秒	365℃ @118秒	349℃ @ 10秒	353℃ @ 50秒

となり、燃料被覆管の健全性は確保出来ていることも解析により確認出来た。

3.3. 過渡解析結果の考察

評価結果から次のことが言える。

- ① 起回事象単独発生時に炉心の解析条件を保守的に設定しても、圧力バウンダリの健全性は確保できる(ケース4とケース5との比較)。
- ② 起回事象発生時にATWSとなった場合、到達最高圧力は上昇(ケース1とケース4との比較およびケース2とケース5との比較)する一方、炉心の解析条件を保守的に設定した場合(ケース1とケース2とケース3との比較)でも、圧力バウンダリの健全性は確保でき、ATWS緩和措置は有効であることを確認した。
- ③ 主蒸気隔離弁の動作(主給水流量喪失事象時のみ)および補助給水は、ATWS発生時に事象を取束に向かわせる有効な手段であることを確認した。

4. まとめ

重大事故等対策の有効性評価で取り上げられている事故シーケンスグループATWS事象に対し、ATWS緩和措置の有効性を確認する目的で解析を実施した。RELAP5-3Dを用いた結果から、以下の結論を得た。

- ・主給水流量喪失時または負荷喪失時にATWSが重なった場合、保守的な炉心条件や保守的な解析条件下においても到達最高圧力は上昇するものの、圧力バウンダリの健全性は確保でき、過渡事象は収束に向うことが確かめられ、ATWS緩和措置の有効性が解析により認められた。

文 献

- (1) 柳千裕, 富合一夫, ATWS事象のRELAP5 (Mod. 3.2) による解析, INSS JOURNAL, Vol.23, p.130 (2016).
- (2) The RELAP5-3D Code Development Team, RELAP5-3D Code Manual, INEL-EXT-98-00834 Revision 2.3, (2005).
- (3) 佐々木泰裕, 馬場巖, 前田俊哉, 志水孝司, RELAP5-3Dコードを用いた主蒸気管破断事故解析と評価, INSS JOURNAL, Vol.16, p.254 (2009).

2017年度美浜町小中学校エネルギー環境教育質問紙調査結果

Energy Environmental Education Questionnaire Survey Results Obtained
by Mihama Town Targeting the Elementary and Junior High School Pupils in 2017

大磯 眞一 (Shinichi Oiso) *1

要約 福井県美浜町では2017年度から同町のエネルギー環境教育体験館「きいばす」(2017年4月開館)で、町内の小中学校生を対象に、学校ごとに年3回のエネルギー環境教育の体験学習を実施している。2017年度に実施した町内の小中学校を対象としたエネルギー環境教育質問紙調査結果を過去の結果と比較してみても、エネルギー学習への意欲向上が見られるなど、その成果が表れている。

キーワード 福井県美浜町, エネルギー環境教育, 小中学校, 質問紙調査

Abstract A working study of energy environmental education, targeting the pupils of elementary and junior high schools in Mihama Town, Fukui Prefecture has been conducted. The education was done three times a year from fiscal year 2017 in the energy environmental education experience house "KIIPASU" in the town. The energy environmental education questionnaire survey results obtained from elementary and junior high schools in the town in fiscal year 2017 showed improvement of motivation towards energy learning compared to past results.

Keywords Mihama Town, Fukui Prefecture, energy environmental education, elementary and junior high school, questionnaire survey

1. はじめに

福井県美浜町は1970年の美浜発電所の運転開始以来、原子力とともに歩んできた歴史から、エネルギー環境教育で先進的な取り組みを行っている。2018年2月、美浜町エネルギー環境教育推進委員会が町内の小中学校(小学校3校の6年生51名、中学校1校の3年生79名、計130名)を対象にエネルギー環境教育に関する質問紙調査を実施し、結果分析について本稿筆者が担当した。同様の調査は過去数年にわたって実施されており、同町教育委員会の許可を得て、調査結果の一部について報告する。

2. 目的

美浜町の小中学生のエネルギー環境教育に関する意識動向ならびに2017年4月に開館した「きいば

す」での学習の成果を調べ、今後の同町でのエネルギー環境教育の推進に役立てることを主な目的としている。

3. 方法および結果

3.1. 方法

美浜町内の小学6年生51名および中学3年生79名を対象に、2017年度(2018年2月)にエネルギー環境に関する質問紙調査を行った。小学校については2014年度以降、中学校については2016年度の結果と比較した。本稿では、最初に小学校の結果について述べ(3.2. および 3.3.), 次いで中学校の結果について述べる(3.4. および 3.5.).

*1 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

3.2. 小学校（2017年度）

最初にどのような問題に関心を持っているかを聞いた。その結果、「地球環境問題に関心がある」と答えた児童は、男子50.0%、女子25.9%と、男子の方が多かった（図1）。

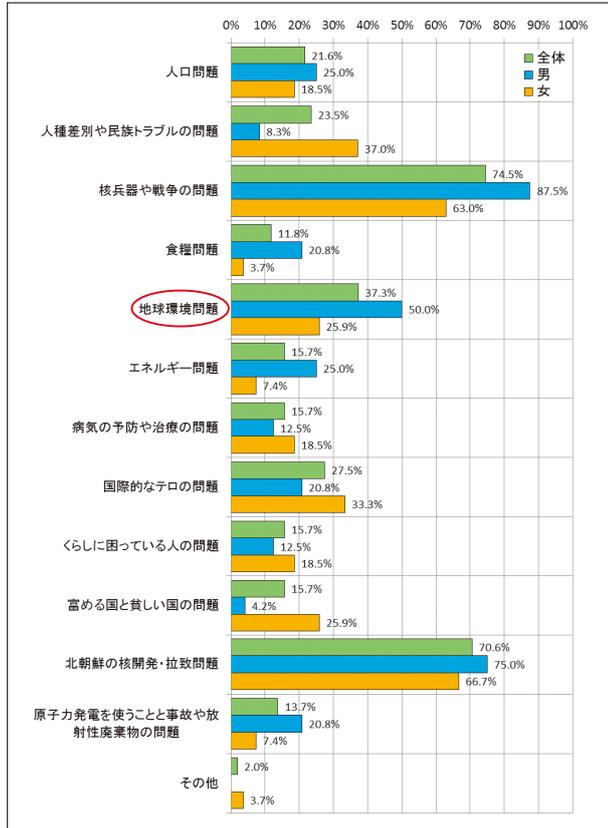


図1 関心を持っている問題（幾つでも）（小学校）

次にエネルギー環境教育の成果についての設問で、「テレビや新聞を見ていて、エネルギーや環境のニュースが目にとまることが多くなった」という児童は40%弱を占め、男子50.0%、女子29.6%と男子の方が多い。

逆に、「エネルギーや環境について学んだことを家の人に教えてあげている」という児童は、男子25.0%、女子59.3%と、女子の方が多（5%水準有意差）（図2）。また、図2の設問ではエネルギー問題に限定して質問を行っているので、図1では核兵器や北朝鮮の問題に比べて関心の低かった「海外の貧しい国の人たちのこと」への関心の度合いが、相対的に高くなっている。

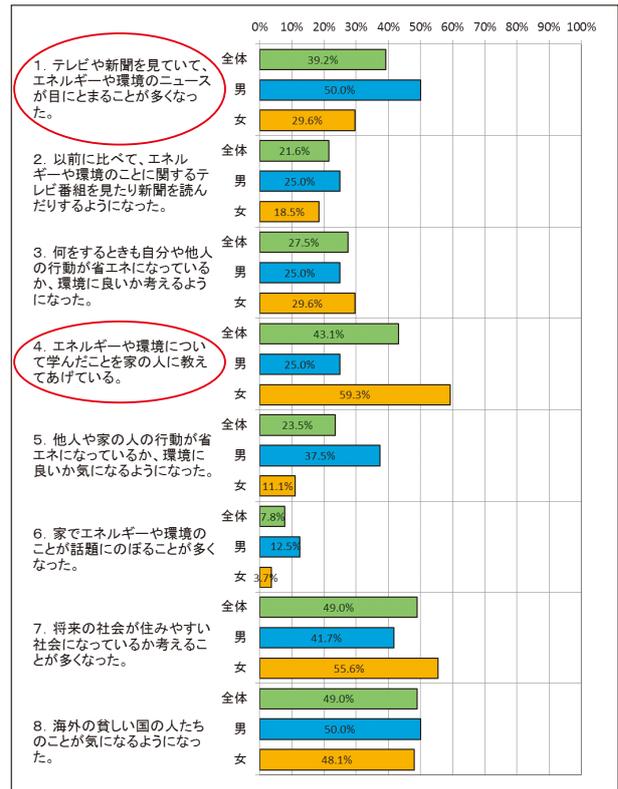


図2 自分自身の行動や生活の仕方の変容（小学校）

3.3. 小学校推移（2014年度－2017年度）

エネルギーと環境の問題を何から学んだかという質問では、①理科、②総合学習、③社会科という順になっている。総合学習をあげる児童は、2015年度76.1%、2016年度69.9%、2017年度60.8%と減少傾向にあるのに比べ、社会科の授業をあげる児童は、2015年度29.9%、2016年度43.4%、2017年度49.0%と増えてきている（図3）。

とくに関心をもっている問題として、「地球環境問題」（2016年度66.3%⇒2017年度37.3%）、「原子力発電を使うことと事故や放射性廃棄物の問題」（2016年度37.3%⇒2017年度17.3%）をあげる児童が減少してきている（図4）。

エネルギーと環境の問題に関する意見への考えで、「豊かで快適な生活を続けながら、エネルギーと環境の問題を解決できる方法があるはずだ」という児童は、2016年度79.5%⇒2017年度94.1%に増加している（図5）。

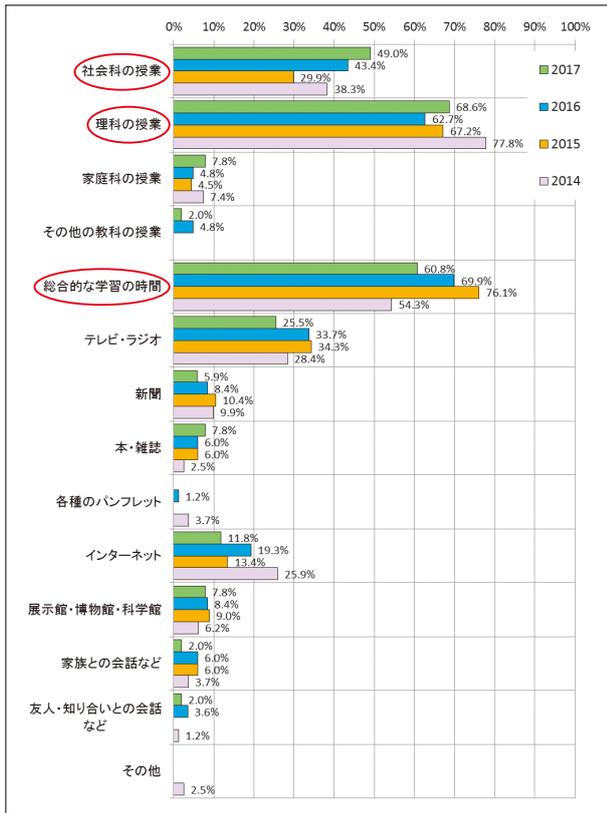


図3 エネルギーと環境の問題を何から学んだか (3つ選択) (小学校推移)

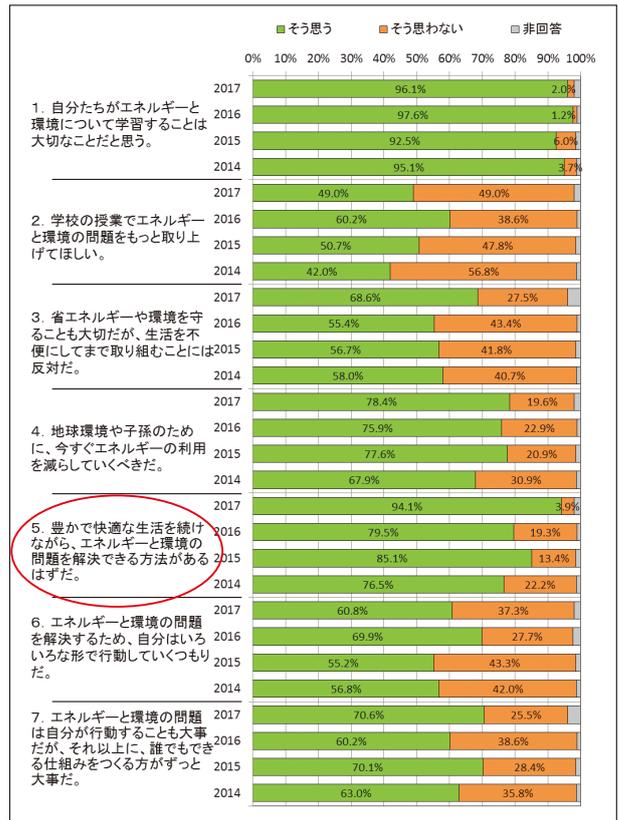


図5 エネルギーと環境の問題に関する考え (小学校推移)

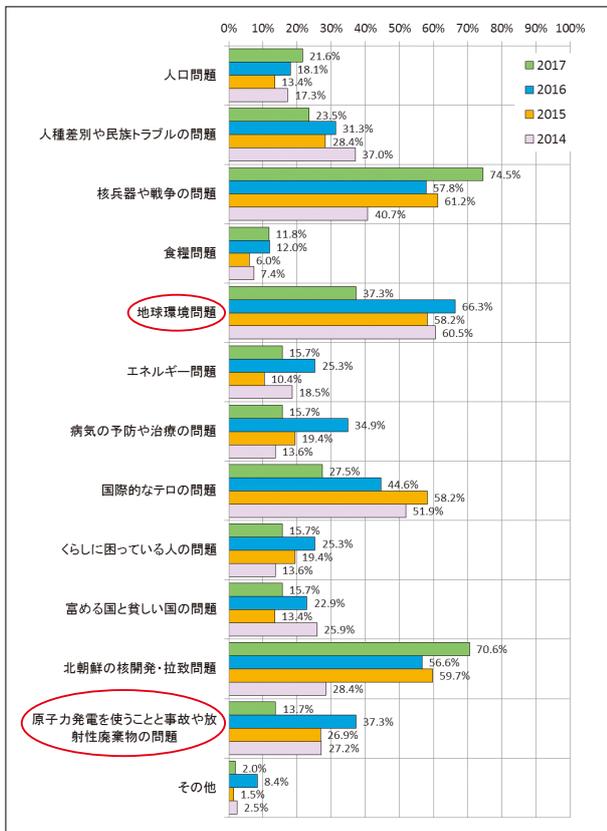


図4 とくに興味を持っている問題(幾つでも) (小学校推移)

3.4. 中学校 (2017年度)

次に中学校の結果について述べる。地球環境問題への関心は、男子40.0%、女子69.2%と女子の方が高い。小学校では地球環境問題への関心は男子の方が高かった(男子50.0%、女子25.9%)が、中学校では女子の方が高くなっている(図1)(図6)。

「原子力発電の増加は地球の温暖化を促進する」と誤解している生徒が41.8%(男子37.5%、女子46.2%)いる(図7)。

3.5. 中学校推移(2016年度-2017年度)

エネルギー環境問題を何から学んだかについては、①総合学習83.5%、②理科58.2%、③社会科39.2%の順になっている。小学校(60.8%)(図3)に比べて、中学校では総合学習をあげる生徒の比率が高くなっている。総合学習、理科には大きな変動はないが、社会科をあげる生徒は増えており、エネルギー環境教育における社会科の重要性が増していることを反映していると考えられる(2016年度23.7%⇒2017年度39.2%)(図8)。

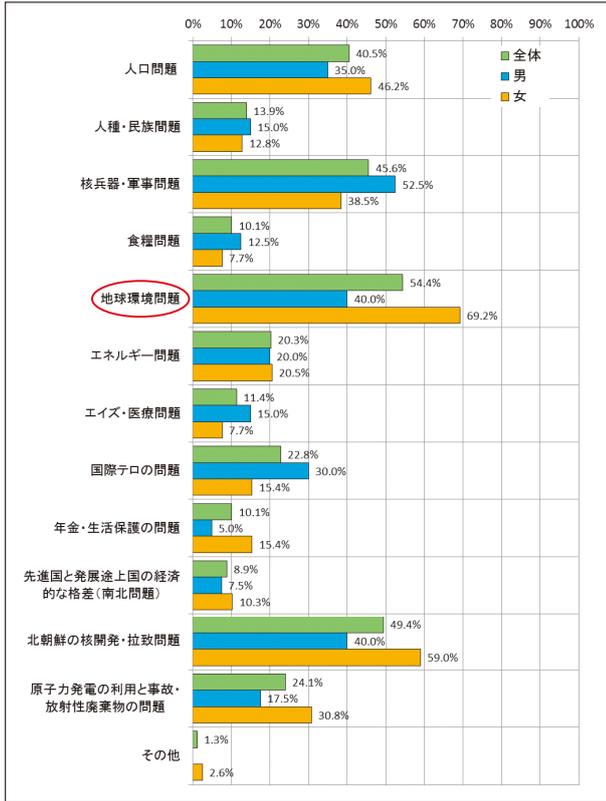


図6 とくに関心を持っている問題(幾つでも)(中学校)

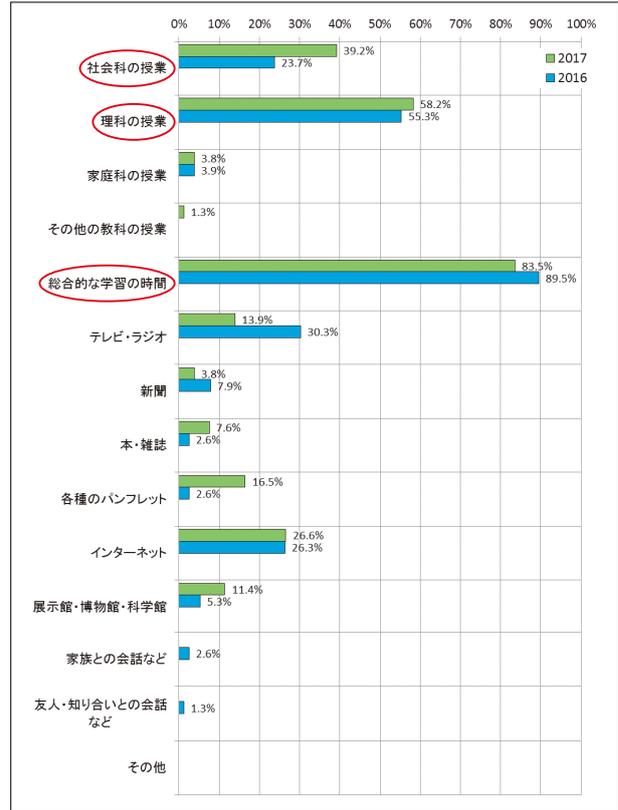


図8 エネルギーと環境の問題を何から学んだか(3つ選択)(中学校推移)

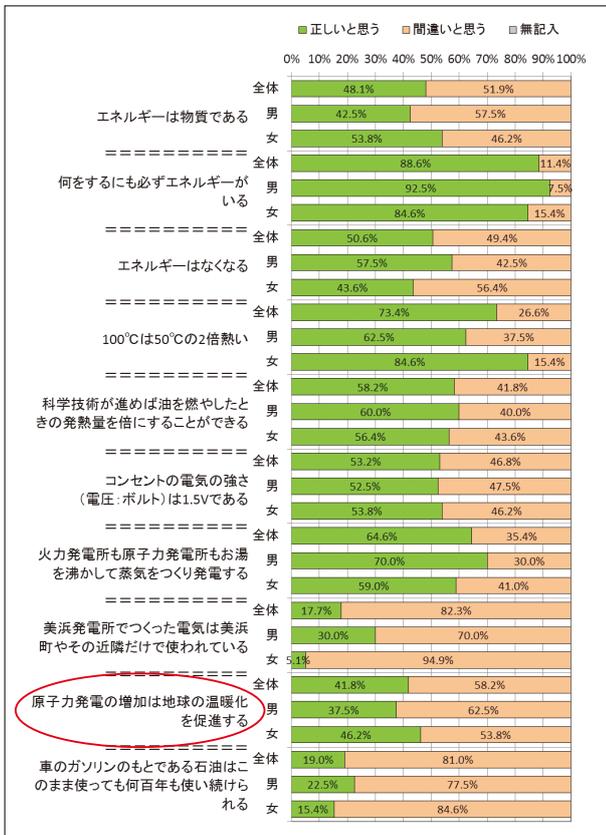


図7 エネルギー概念(中学校)

「ほうしゃせん見守り隊のメータ数字の意味を知っている、簡単な説明もできる」という生徒が増加している。(2016年度19.7%⇒2017年度46.8%) (図9)。ほうしゃせん見守り隊は、放射線量を示す大型計器で、値が高くなるとランプの色が緑から黄色に変わる。それを見た児童生徒は教員に伝え、教員は県に伝えることになっている。

また、「原子力施設周辺では他の地域に比べてより多い放射線を浴びる(そう思う+どちらかといえばそう思う)」という生徒が、2016年度65.8%⇒2017年度38.0%に減少した(図10)。

「自分たちがエネルギーと環境について学習することは大切なことだと思う」という生徒は、2016年度92.1%⇒2017年度96.2%と90%を超えている。「学校の授業でエネルギーと環境の問題をもっと取り上げてほしい」という意見が、2016年度35.5%⇒2017年度54.4%に増加した。また、「豊かで快適な生活が続けながら、エネルギーと環境の問題を解決できる方法があるはずだ」という意見も、2016年度67.1%⇒2017年度84.8%に増加した(図11)。

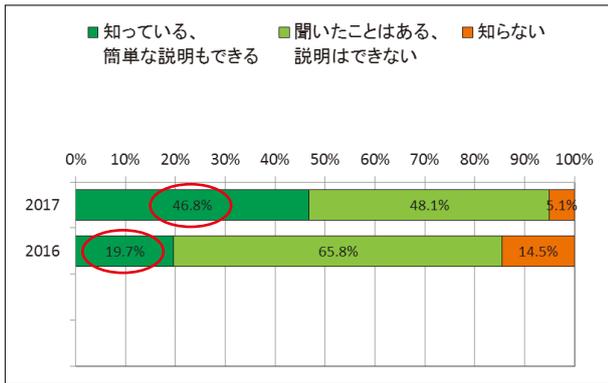


図9 「ほうしゃせん見守り隊」のメーターの数字の意味 (中学校推移)

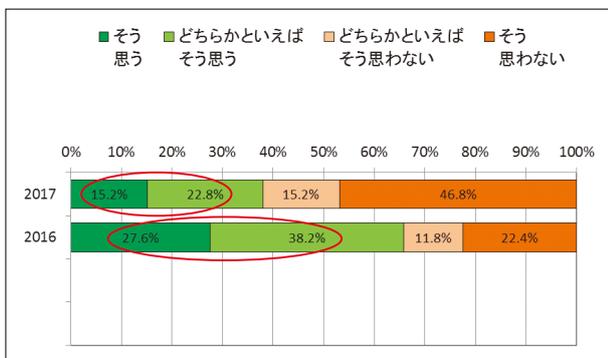


図10 原子力施設周辺では他地域に比べより多い放射線を浴びるか (中学校推移)

4. 考察

4.1. 小学生

「テレビや新聞を見ていて、エネルギーや環境のニュースが目にとまるが多くなった」という児童は男子の方が多くこと(図2の設問1)は、男子の方が社会問題に対する関心が高いことを示唆している可能性がある。逆に、「エネルギーや環境について学んだことを家の人に教えてあげている」という児童は女子の方が多くこと(図2の設問4)は、家庭では女子の方が家族との対話が多いことが考えられる。

エネルギーと環境の問題を何から学んだかという質問で、総合学習をあげる児童が減少傾向にあることは、総合学習の時間が減ってきていること、総合学習で教えるテーマが多様化してきていることなどが考えられる。社会科の授業をあげる児童が増えてきていること(図3)については、エネルギー環境教育を社会科的な側面からも教えようとする美浜町の姿勢が反映されているとみることができる。社会

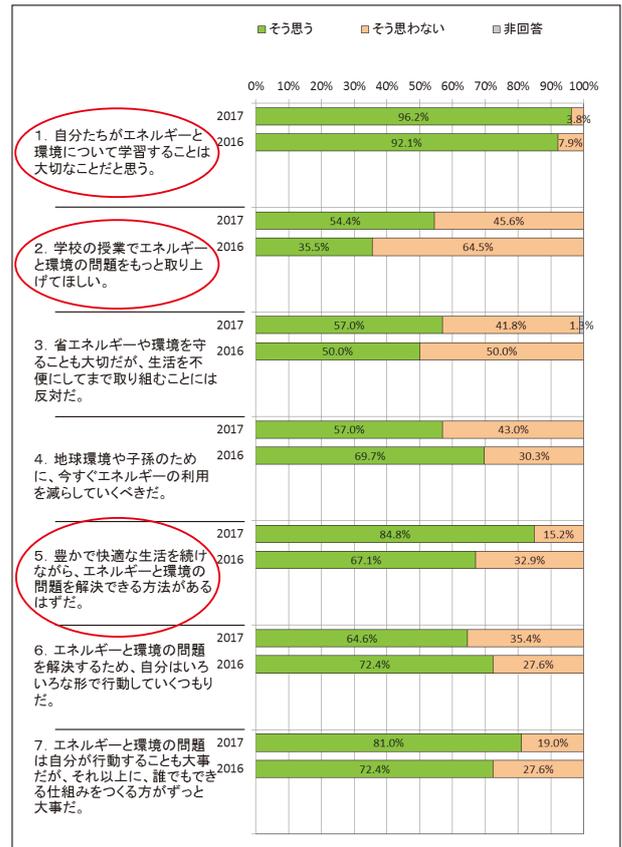


図11 エネルギーと環境の問題に関する考え (中学校推移)

科の授業をあげる生徒が増える傾向は中学校でもみられる(図8)。

とくに関心をもっている問題として、「地球環境問題」をあげる児童が減少してきていること(図4)については、学校の授業で取り上げられることが少なくなってきている可能性がある。また、「原子力発電を使うことと事故や放射性廃棄物の問題」をあげる児童が減少してきていること(図4)については、美浜町は町内に美浜発電所があって原子力と関わりが大きく関心も大きかったが、それが休止中であることも要因の一つであるかもしれない。

「豊かで快適な生活を続けながら、エネルギーと環境の問題を解決できる方法があるはずだ」という児童が増加したこと(図5の設問5)は、「きいばす」におけるエネルギー環境学習の効果が表れている可能性が考えられる(美浜町の小中学校は2017年度からそれぞれ年3回、「きいばす」でエネルギー環境学習を行っている)。なお、この設問に関しては、小学生の方が中学生より、「そう思う」という比率が高い(図5、図11の設問5)。

一方、「エネルギーと環境の問題を解決するため、自分はいろいろな形で行動していくつもりだ」とす

る児童は6割程度であり、2017年度は2016年度と比較して増加していない(図5の設問6)。小学校だけでなく中学校でも同様である(図11の設問6)。「いろいろな形」といった表現に具体性がなかったことが影響している可能性もあるが、今後、資源やリサイクルのことをより意識するなど、具体的にどのような行動を取りうるか、アドバイスを授業に取り入れていくことが課題である。

4.2. 中学生

地球環境問題への関心が、小学校では男子の方が高く、中学校では女子の方が高くなっているが、この理由についてははっきりしない(図1)(図6)。日本原子力文化振興財団(現:日本原子力文化財団)の先行調査(1999)では、「地球温暖化」や「川や海の水のよごれ」については、あまり大きな差はなかったが、「家庭からのゴミ」や「開発による自然破壊」については、男子中学生よりも女子中学生の関心が高く、逆に「自動車の排気ガス」や「酸性雨」については、女子中学生よりも男子中学生の関心が高くなっている。今回の調査で女子中学生は、地球環境問題をゴミや自然破壊と結びつけてとらえた可能性が考えられる。ただし、小学生ではそのような傾向は表れていない(図1)。

中学生において、「原子力発電の増加は地球の温暖化を促進する」と誤解している生徒が4割強となっていること(図7)については、原子力安全システム研究所の先行調査で一般の大人でもそのように考える人が少なくないことがわかっている(深江2004)。地球温暖化の原因は主に二酸化炭素を主体とする温暖化ガスの増加によると考えられることへの理解、ならびに原子力発電は発電時に二酸化炭素を排出しないことへの理解を一層深めていく必要がある。

また中学生で、「コンセントの電気の強さ(電圧:ボルト)は1.5Vである」を正解としている生徒が過半数を占めること(図7)なども、今後のさらなる指導が期待される。

「自分たちがエネルギーと環境について学習することは大切なことだと思う」という中学校生徒は男女とも9割以上を占めており(図11の設問1)、エネルギー環境教育の重要性が理解されている。また、エネルギー環境教育を何によって学んだかという問いに、「総合的な学習の時間」と答える生徒の割合

が8割以上と高く(図8)、美浜町では総合学習の時間が中学校でのエネルギー環境教育に有効活用されていることがわかる。

図5と図11は、小学校と中学校で同じ設問をしているので比較してみた。その結果、「地球環境や子孫のために、今すぐエネルギーの利用を減らしていくべきだ」とする児童・生徒は小学校の方が中学校より多い(図5、図11の設問4)。理由としては、中学生の方がより現実的な思考を行っていることが考えられる。また「エネルギーと環境の問題は自分が行動することも大事だが、それ以上に、誰でもできる仕組みをつくる方がずっと大事だ」とする児童・生徒は中学校の方が小学校より多い(図5、図11の設問7)。この理由としては、中学生の方がエネルギー環境問題をより社会的な問題として意識していることを示唆している。

最後に下記の3つの回答結果については、中学生において「きいばす」での学習効果が表れている可能性が高い。

- (1)「ほうしゃせん見守り隊のメータ数字の意味を知っている、簡単な説明もできる」という生徒が増加している(図9)。ほうしゃせん見守り隊は「きいばす」にも設置されており、生徒があらためてその機能を学習している。
- (2)「原子力施設周辺では他の地域に比べてより多い放射線を浴びると思う」という生徒が減少している(図10)。
- (3)「学校の授業でエネルギーと環境の問題をもっと取り上げてほしい」という意見および「豊かで快適な生活を続けながら、エネルギーと環境の問題を解決できる方法があるはずだ」という意見が大幅に増加している(図11の設問2、設問5)。

5. おわりに

エネルギー環境教育体験館「きいばす」での小中学生に対するエネルギー環境教育の実習が、児童生徒のエネルギー環境に対する理解促進や態度形成に大きく役立っている可能性を示すことができた。今後とも体験学習が、美浜町内外の幅広い学校を対象に実施されることが期待される。

謝 辞

貴重なデータを提供いただいた美浜町教育委員会
に感謝申し上げます。

引用文献

- (財)日本原子力文化振興財団 1999 「エネルギーと
環境」に関する中学生の意識調査報告書.
深江千代一 2004 原子力発電が地球温暖化の原因と
考える人々の認識 Journal of the Institute of
Nuclear Safety System, 11, 50-61.

T字配管の高低温水合流部における流体・構造熱連成 数値シミュレーション手法の検証用データ

Data for validation to improve fluid-structure thermal coupled
simulation methods at a mixing tee

三好 弘二 (Koji Miyoshi) *¹

中村 晶 (Akira Nakamura) *¹

歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara) *¹

要約 原子力発電所の配管合流部では温度差のある流体が混合することで局所的な温度変動が生じ、熱疲労が発生した事例がある。このような配管部に発生する熱応力や疲労寿命を数値シミュレーションにより予測するには、配管の温度変動を適切に再現する必要がある。しかしながら、このような複雑な流体混合現象に起因する配管の温度変動を予測することは困難であり、十分な実験データとの比較検証が不可欠である。よって、T字配管部の高低温水合流現象を対象に熱流動実験により計測した温度・流速を検証用データとして公開する。

キーワード 熱疲労, T字配管, 温度変動, 数値シミュレーション, 検証用データ

Abstract Thermal fatigue cracking has been found at the mixing tee pipes in nuclear power plants where high and low temperature fluids mix. It is important to simulate temperature fluctuations at the pipe inner surface appropriately by numerical simulations in order to predict thermal stress and fatigue life in the mixing tee. It is difficult, however, to simulate the temperature fluctuations at the tee pipe due to the complexity of the fluid mixing. Hence the simulated wall temperature has to be validated by using sufficient experimental data. The measured data for fluid velocity, fluid temperature and wall temperature in the mixing tee are reported in this paper.

Keywords thermal fatigue, T-junction pipe, temperature fluctuation, numerical simulation, validation data

1. はじめに

原子力発電所の配管合流部では温度差のある流体が混合することで局所的な温度変動が生じ、熱疲労が発生した事例がある。このような熱疲労を防止するためには、流体の混合による局所的な温度変動、熱伝達、配管の温度変動とそれに起因する応力といった複雑なプロセスを予測する必要がある。数値シミュレーションにより配管に発生する熱応力を予測するには、流体・構造熱連成シミュレーションを活用する方法がある。一方、T字配管合流部における流れの複雑さから精度よく配管の温度変動を予測することは困難であり、高精度の数値シミュレーション手法の開発に向けいくつかの研究が行われて

いる。しかしながら、構造側の温度変動予測については、十分な実験データとの比較検証が実施されていない状況である。

著者らはこれまで、T字配管の高低温水合流部における熱疲労現象を解明するため、熱流動実験を行ってきた⁽¹⁾⁻⁽⁴⁾。本報では、それらの実験で得られた測定データを数値シミュレーション手法の検証等に活用できるよう公開する。以下、熱流動実験の方法と高低温水合流部の流速、流体温度および管内表面温度の測定結果を示す。

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

2. 実験装置および方法

2.1. 実験ループ

図1に実験に使用した装置T-Cubic (Transient Temperature measurement equipment at a T-junction pipe) の概略図および外観写真を示す。実験装置は、高温水タンク、低温水タンク、混合水タンク、高温水ポンプ、低温水ポンプから構成され、タンク容量は各々7 m³, 8 m³, 20 m³, ポンプ容量はともに20 m³/hである。試験流体には水道水を使用した。高温水タンク内には電熱ヒータが設けられており約90℃までの高温水が生成でき、低温水タンクには15℃まで冷却可能な熱交換器で温度調節した低温水が供給できる。鉛直上方から流れてくる高温水と水平横方向から流れてくる低温水が試験部で合流した後、混合水タンクで受け入れるワンス・スルー方式となっている。

試験部上流側には低温水側で18D_mの位置に、高温水側で56D_bの位置に多孔板と細管の束を組み合わせた整流器を設置した。ここで、低温水側（主管

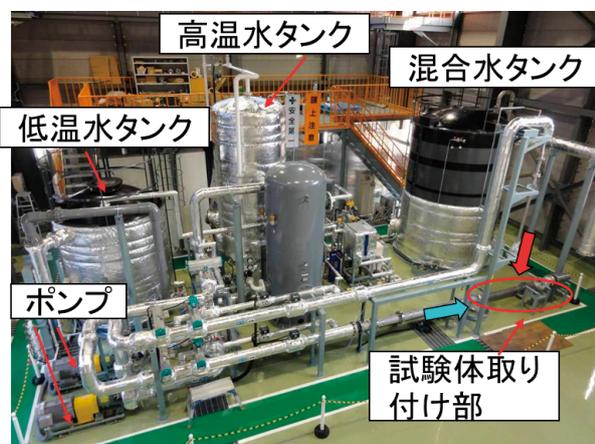
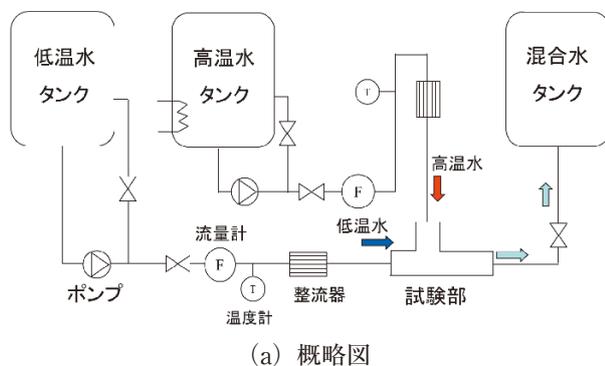


図1 実験ループ (T-Cubic)

側) 内径を D_m 、高温水側（分岐管側）内径を D_b とした。流量はポンプ出口に設けた弁で調整する。また、試験部入口の流体温度は整流器上流側に挿入した、非接地K型JISクラス1シース熱電対を用い測定した。

2.2. 試験部

2.2.1. 流速測定用試験体

図2に流速測定に使用する試験体の概略図を示す。試験体は透明なアクリル製であり、主管側、分岐管側の各々の管内径は $D_m = 150$ mm, $D_b = 50$ mmとした。主管側は、上流側600 mmの範囲、下流側は900 mmの範囲に、分岐管側は615 mmの範囲に、1辺300 mmの矩形のウォータージャケットを管の外周に取り付け、ジャケット内を水で満たすことで屈折率の違いが流速測定位置に与える影響を低減した。

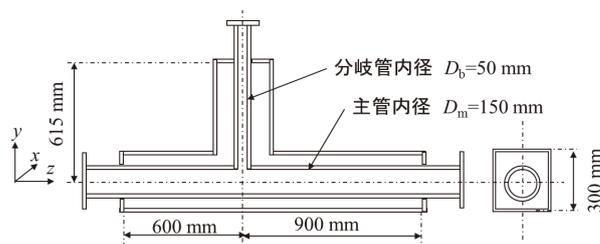


図2 流速測定用アクリル製試験体

2.2.2. 流体温度計測装置

図3に流体温度計測装置の概略図を示す。温度測定には、ツリー状に1列に並べたシース直径0.25 mmの非接地K型熱電対JISクラス1を使用した。その配列は $r = 0$ を主管中心として $r = 0 \sim 70$ mmまで5 mm間隔, $r = 74$ mmの16点とした。ツリーは、直径1 mm、長さ50 mmの筒にシースを差し込み、シース先端を長さ5 mmだけ筒から出して根元はロウ付けで固定した。装置は、試験部下流から挿入し、 z 方向への並進、 θ 方向への回転により計測する。

2.2.3. 管内面温度測定用試験体

図4に管内面温度測定用試験体の概略図を示す。試験部はステンレス製であり、低温水側を主管側、高温水側を分岐管側とし、各々の管内径は $D_m =$

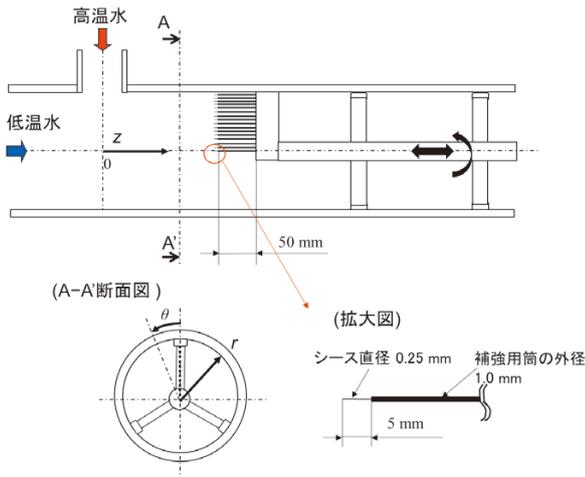


図3 流体温度計測装置

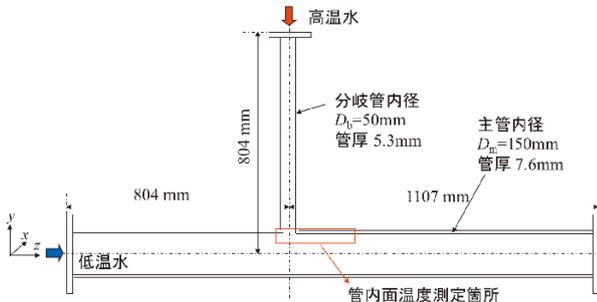


図4 管内面温度測定用試験体

150 mm, $D_b = 50$ mmである。また、管外面には断熱材を取り付けた。管内面温度の測定には、シース直径0.5 mmの非接地K型熱電対JISクラス1を使用した。熱電対は図5に示すとおり管厚7.6 mmの配管に穴をあけ外面から挿入し、内表面に加工した幅0.6 mm, 高さ0.7 mmの矩形溝に沿わせて後、Niロウ付けで固定した。ロウ付けした配管内表面は滑らかに仕上げた。図6に温度測定箇所を示す。

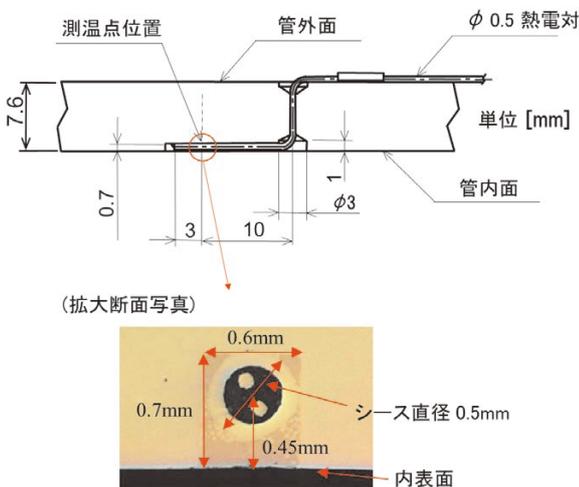


図5 熱電対取り付け概略図

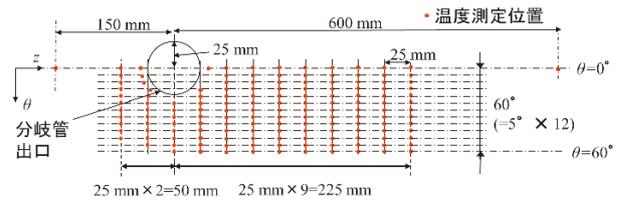


図6 管内面温度測定箇所

測定箇所を、図中の赤丸箇所に示す。 $z = -50$ mm ~ 225 mmの範囲に25 mm間隔, $\theta = 0^\circ \sim 60^\circ$ の範囲に5°間隔, $z = -150$ mm, 600 mmでは $\theta = 0^\circ$ の位置とした。測定総箇所数は148箇所である。ここで z は、主管と分岐管の管軸の交点を原点として、主管軸に沿った下流方向の距離で、 θ は分岐管の方向を 0° とする主管上流側からみて反時計周りの周方向角度とする。

2.3. 実験条件および方法

2.3.1. 流速分布測定

流速はレーザードップラー流速計(カノマックス製Smart LDV II, Model 8741-S)を使用して計測した。粒子には平均粒径4.1 μ m, 密度1.02 g/ccのナイロン粒子を用い、計測サンプル数はおよそ30,000とした。試験条件を表1に示す。座標系は図2に示すとおり、主管と分岐管の管軸の交点を原点として、分岐管の鉛直上方方向を y , 主管の下流方向を z , それらに垂直な方向を x とした。測定は主管側と分岐管側に温度差をつけず、室温の状態を実施した。表1に示す管断面平均流速は、流量を流路面積で割った値とした。case1-1, 1-2では主管側および分岐管側の入口流速分布をcase1-3, 1-4では、合流後下流域における流速分布を測定した。

本実験では、分岐管からの噴流が主管の中心部まで到達せず主管壁に沿って流れる壁面噴流状態になる入口流速比で実験を行った。Kamideらは⁽⁵⁾, 合流前の流れの運動量比により合流下流域における流

表1 流速分布測定試験条件

case	計測位置 [mm]	管断面平均流速 [m/s]	
		主管側	分岐管側
1-1	$z = -325$	1.00	-
1-2	$y = 175$	-	0.66
1-3	$z = 75$	0.98	0.67
1-4	$z = 150$	0.98	0.66

動様式を分類しており、壁面噴流状態では他の流動様式に比べ管壁温度変動が大きいことを示している。よって、本研究では、熱疲労評価の観点から厳しいと考えられるこの流動様式を試験条件に選定した。

2.3.2. 流体温度分布測定

流体温度測定の試験条件を表2に示す。管断面平均流速は、前節に示したとおり壁面噴流状態となるように設定した。その値は、流速分布測定条件 (case1-3, 1-4) とほぼ同じとした。また、入口流体温度については、主管側と分岐管側の温度差が約35℃になるように設定した。

熱電対からの測定データは、各チャンネル毎にA/D変換を備えた多チャンネルの同時サンプリングが可能なデータロガー (共和電業製, USB-500A, UCAM-500B) を用い、データ記録の同時性の確保に配慮した。その誤差は12.4 μ 秒であり、実験の目的からほぼ同時といえる。また、サンプリング周波数は50 Hzとした。

熱電対の記録データは、熱電対単体とデータロガーの誤差による総合誤差が含まれることになる。よって、その誤差を低減するため、白金測温抵抗体タイプの基準温度計を挿入し、静水状態で校正式を作成し、測定データを校正処理した。その誤差は、0.12℃以下であった。

シース熱電対を用いた流体温度測定では、測温位置とシース周囲の流体位置までは、熱電対シースの半径分は離れることとなる。その結果、シース半径の大きさによっては、温度振幅の減衰や位相遅れによる応答誤差が生じる可能性がある。しかしながら、シース直径0.25mmの熱電対に対し、熱伝導解析により誤差評価を行ったところ、温度変動振幅で0.10℃以下と小さかった⁽²⁾。よって、流体温度データは、熱電対の測定結果をそのまま用いた。

2.3.3. 管内面温度分布測定

管内面温度分布測定の試験条件を表3に示す。管断面平均流速は、前節に示した流体温度測定条件とほぼ同じとなるように設定した。温度測定用のデータロガーは、前節に示した流体温度測定と同じ装置を使用した。また、サンプリング周波数は50 Hzとした。

表2 流体温度測定試験条件

case	計測位置		入口流体温度 [°C]		管断面平均流速 [m/s]	
	z [mm]	θ [°]	主管側	分岐管側	主管側	分岐管側
2-1	25	15	25.5	60.4	0.99	0.67
2-2	25	20	14.0	48.6	0.95	0.65
2-3	25	25	25.5	61.1	1.00	0.66
2-4	25	30	25.5	60.2	0.99	0.67
2-5	25	35	25.2	59.9	0.99	0.66
2-6	25	40	25.9	59.9	1.00	0.67
2-7	25	45	25.5	59.6	0.99	0.67
2-8	25	50	25.1	59.7	1.01	0.67
2-9	25	55	25.9	59.0	1.00	0.67
2-10	25	60	26.0	58.9	0.98	0.67
2-11	50	0	14.4	50.9	1.02	0.67
2-12	50	5	26.0	59.0	0.99	0.66
2-13	50	10	25.7	60.6	0.99	0.67
2-14	50	15	25.6	59.8	0.97	0.66
2-15	50	20	25.6	59.6	0.99	0.66
2-16	50	25	26.7	61.1	1.00	0.67
2-17	50	30	26.4	61.3	1.00	0.66
2-18	50	35	26.2	61.6	0.99	0.66
2-19	50	40	28.0	59.8	1.01	0.67
2-20	50	45	26.8	60.8	0.99	0.67
2-21	50	50	26.5	62.3	0.99	0.67
2-22	50	55	26.0	61.2	0.99	0.67
2-23	50	60	25.4	61.1	0.99	0.67
2-24	75	0	14.6	49.9	0.99	0.66
2-25	75	5	15.6	48.8	0.98	0.66
2-26	75	10	16.0	49.5	1.00	0.66
2-27	75	15	16.1	48.8	0.98	0.66
2-28	75	20	15.9	50.3	0.97	0.66
2-29	75	25	15.9	50.4	1.00	0.66
2-30	75	30	15.8	49.6	1.00	0.66
2-31	75	35	16.9	50.2	0.98	0.66
2-32	75	40	17.3	50.5	0.98	0.65
2-33	75	45	17.0	51.7	0.99	0.67
2-34	75	50	17.1	53.2	1.01	0.66
2-35	75	55	17.4	51.9	0.99	0.67
2-36	75	60	18.1	51.6	1.00	0.66
2-37	100	0	15.0	49.1	0.99	0.66
2-38	100	5	18.6	53.4	1.00	0.66
2-39	100	10	18.6	53.7	1.00	0.66
2-40	100	15	18.8	53.3	0.97	0.67

表2 流体温度測定試験条件 (つづき)

case	計測位置		入口流体温度 [°C]		管断面平均流速 [m/s]	
	z [mm]	θ [°]	主管側	分岐管側	主管側	分岐管側
2-41	100	20	18.9	53.5	0.99	0.66
2-42	100	25	18.9	53.0	0.98	0.66
2-43	100	30	18.8	52.9	0.99	0.66
2-44	100	35	18.5	53.3	1.00	0.66
2-45	100	40	19.9	54.4	0.98	0.67
2-46	100	45	20.0	54.1	0.97	0.66
2-47	100	50	20.4	54.5	1.00	0.65
2-48	100	55	21.8	54.6	0.99	0.66
2-49	100	60	22.1	54.4	0.99	0.66
2-50	125	0	22.3	55.2	1.00	0.66
2-51	125	5	22.2	54.9	0.98	0.66
2-52	125	10	22.6	55.0	0.99	0.67
2-53	125	15	22.3	58.6	0.98	0.65
2-54	125	20	22.2	57.2	0.99	0.66
2-55	125	25	22.2	56.4	0.98	0.66
2-56	125	30	21.8	56.0	1.00	0.66
2-57	125	35	22.5	55.4	0.99	0.66
2-58	125	40	22.3	57.1	0.99	0.66
2-59	125	45	22.1	58.0	1.00	0.65
2-60	125	50	22.2	56.8	1.00	0.65
2-61	125	55	23.6	55.8	1.00	0.66
2-62	125	60	22.9	57.2	0.99	0.67
2-63	150	0	18.3	53.2	1.00	0.66
2-64	150	5	18.4	53.3	0.99	0.66
2-65	150	10	22.6	57.2	0.98	0.66
2-66	150	15	24.4	56.1	0.99	0.66
2-67	150	20	23.9	57.7	1.01	0.65
2-68	150	25	23.7	57.9	0.99	0.66
2-69	150	30	24.7	57.8	1.01	0.66
2-70	150	35	24.2	60.5	0.98	0.66
2-71	150	40	24.0	59.1	1.00	0.66
2-72	150	45	24.3	57.3	0.99	0.66
2-73	150	50	25.1	58.2	1.00	0.66
2-74	150	55	24.2	59.3	0.99	0.66
2-75	150	60	24.1	58.5	0.99	0.67

表3 管内面温度分布測定試験条件

入口流体温度 [°C]		温度差 [K]	管断面平均流速 [m/s]	
主管側	分岐管側		主管側	分岐管側
25.7	59.8	34.1	0.99	0.66

前節同様、白金測温抵抗体タイプの基準温度計を挿入し、静水状態で校正式を作成し、測定データを校正処理した。その誤差は、0.42 °C 以下であった。

図5の熱電対取り付け断面写真に示したとおり熱電対の測定点は管内表面より0.45 mm 離れており厳密には管内表面温度データではない。よって、ここでは、以下の手法で測定データから管内表面温度を算出した⁽⁶⁾。

- ① 熱電対で温度データを測定。
- ② ①で得られたデータをFFT (高速フーリエ変換) 解析し周波数領域に変換。
- ③ あらかじめ用意した配管内表面温度と熱電対測温点位置の温度に関する伝達関数を熱伝導解析で作成。
- ④ ③で作成した伝達関数の逆関数を用い②の結果に対し振幅・位相を処理。
- ⑤ ④で処理した温度変動値を逆FFT解析し時間領域に変換。

詳細は既報⁽⁶⁾を参照されたい。以降記載する実験結果の管内表面温度は、上記手法で計測データを処理した結果である。

3. 実験結果

3.1. 速度分布

図7に試験条件 case1-1,1-2 に対する合流前の入口流速分布測定結果を示す。主管側はz方向の時間平均流速wとその変動強度w'を、分岐管側は-y方向の時間平均流速vとその変動強度v'を示した。各々の分布は流れに垂直なy軸, x軸上の値である。変動強度はそのデータの標準偏差とした。値は各々管断面平均流速で無次元化した。図中にはあわせて次式で示す指数法則の値を実線で示した。

$$w = \frac{(n+1)(2n+1)}{2n^2} V_m \left(1 - \frac{|y|}{R_m} \right)^{1/n} \quad (1)$$

$$v = \frac{(n+1)(2n+1)}{2n^2} V_b \left(1 - \frac{|x|}{R_b} \right)^{1/n} \quad (2)$$

$$n = 3.45 Re^{0.07} \quad (3)$$

ここで、 R_m , R_b , V_m , V_b は、主管および分岐管の半径、管断面平均流速である。また、 n は、Nikuradse の式から算出した。測定結果から、合流

部上流の流速分布は主管，分岐管ともにほぼ発達した分布となっていることが確認できる。

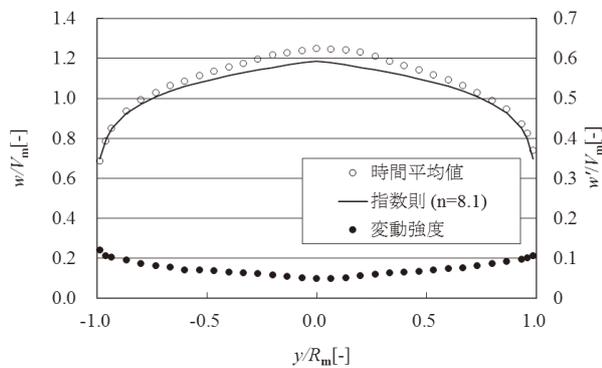
図8に試験条件case1-3,1,4の合流部下流 $z = 75, 150 \text{ mm}$ における y 軸上の時間平均流速分布を，図9にその変動強度を示す。値は合流後の管断面平均流速（ $= V_{mix}$ ）で無次元化した。

3.2. 流体温度分布

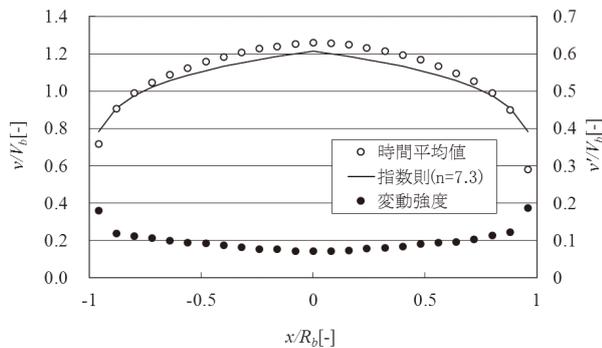
図10に $z = 25, 50, 75, 100, 125, 150 \text{ mm}$ における流体の時間平均温度の $\theta = 0^\circ \sim 60^\circ$ の範囲の分布を，図11にそれらの流体温度の変動強度分布を示す。ただし， $z = 25 \text{ mm}$ における $\theta = 0^\circ \sim 15^\circ$ の範囲の温度は，分岐管からの噴流による熱電対の破損の可能性があることから測定していない。座標系 r, θ, z の定義を，図3に示す。

時間平均温度は，次式で示すとおり，160秒間の時系列データの時間平均温度 $T_{f,ave}$ を無次元化して示した。

$$T_{f,ave}^* = \frac{T_{f,ave} - T_m}{T_b - T_m} \quad (4)$$

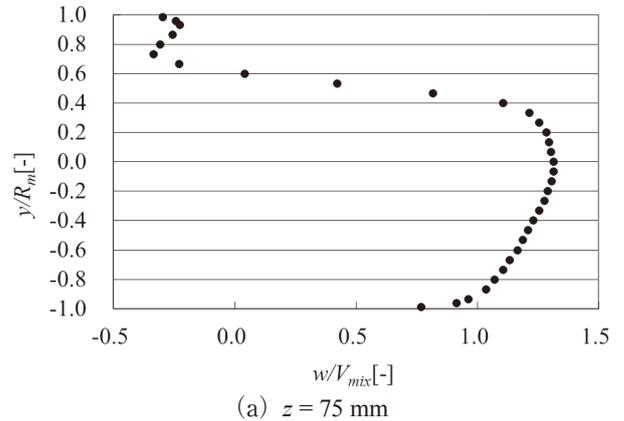


(a) 主管側 ($z = -325 \text{ mm}$)

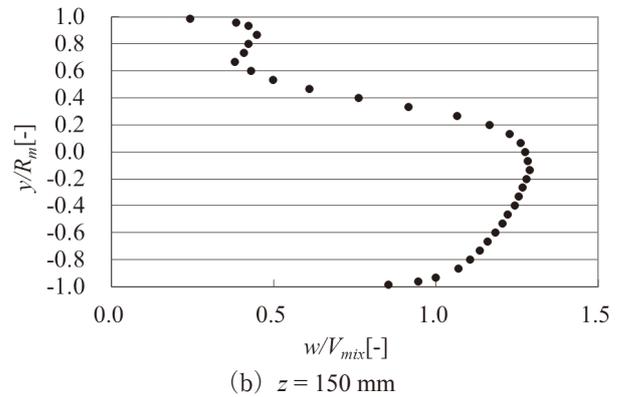


(b) 分岐管側 ($y = 175 \text{ mm}$)

図7 合流前入口流速分布

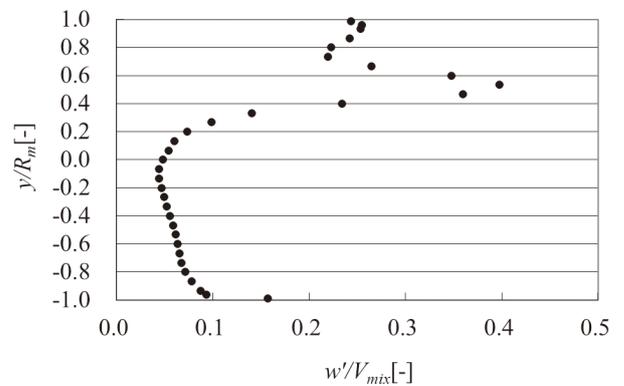


(a) $z = 75 \text{ mm}$

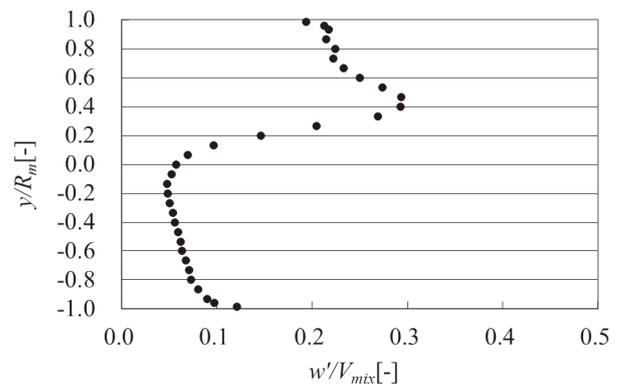


(b) $z = 150 \text{ mm}$

図8 合流部下流の時間平均流速分布



(a) $z = 75 \text{ mm}$ (case1-3)



(b) $z = 150 \text{ mm}$ (case1-4)

図9 合流部下流の流速変動強度分布

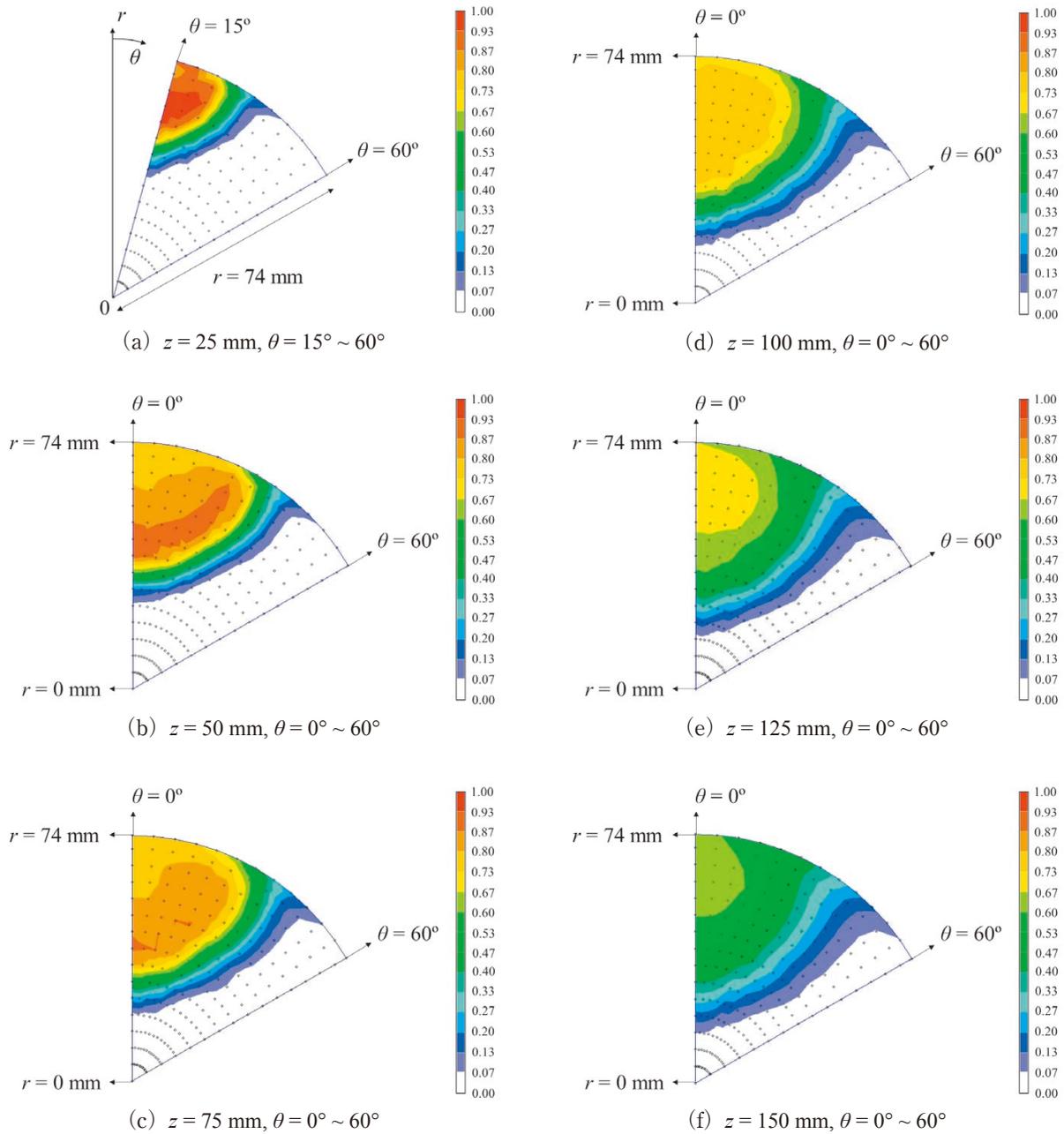


図10 流体の時間平均温度分布

ここで、主管の入口流体温度を T_m 、分岐管の入口流体温度を T_b とした。温度変動強度は、以下の式で定義した。

$$T_{f,rms}^* = \frac{T_{f,rms}}{T_b - T_m} \quad (5)$$

$$T_{f,rms}^* = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_{f,i} - T_{f,ave})^2}{N}} \quad (6)$$

160秒間の温度データを統計処理しており、測定サンプリング周期は0.02秒としたことから $N = 8000$ となる。

3.3. 管内面温度分布

図12に、 $z = 25, 50, 75, 100, 125, 150 \text{ mm}$ における主管内面温度の時間平均値の周方向分布を示す。時間平均温度は、次式で示すとおり、160秒間の時系列データの時間平均温度 T_{wave} を無次元化した。

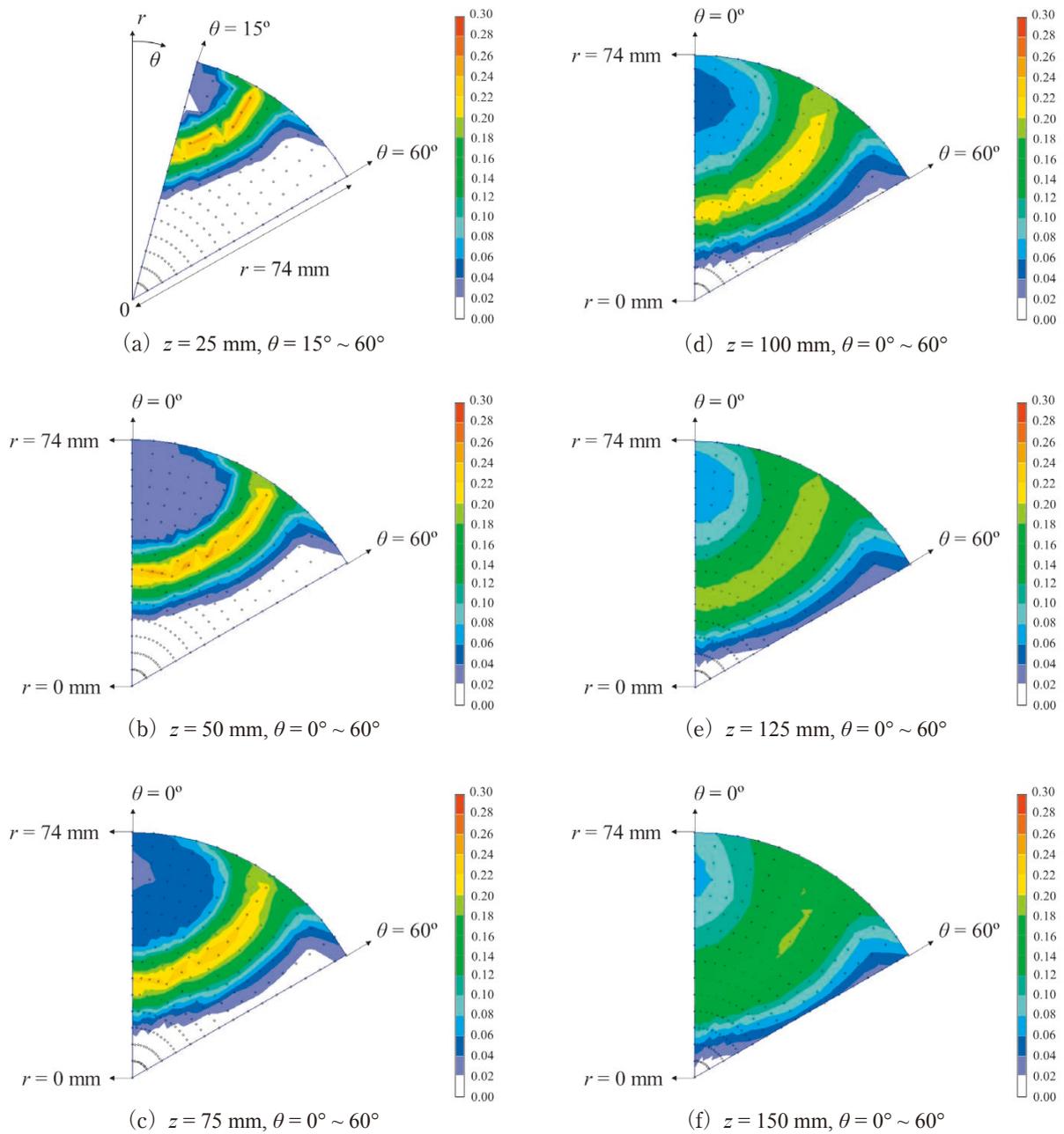


図11 流体の温度変動強度分布

$$T_{w,ave}^* = \frac{T_{w,ave} - T_m}{T_b - T_m} \quad (7)$$

図13に、 $z = 25, 50, 75, 100, 125, 150$ mmにおける主管内面温度の温度変動強度の周方向分布を示す。温度変動強度は、次式で定義した。

$$T_{w,rms}^* = \frac{T_{w,rms}}{T_b - T_m} \quad (8)$$

$$T_{w,rms}^* = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_{w,i} - T_{w,ave})^2}{N}} \quad (9)$$

160秒間の温度データを統計処理しており、測定サンプリング周期は0.02秒としたことから $N = 8000$ となる。

疲労評価では、発生する応力の変動範囲 (=最大値 - 最小値) を用いるため、管内面に発生する温度の変動範囲を適切に予測することが重要である。よって、ここでは温度変動強度だけでなく、次式で定義する無次元化した温度変動範囲の値も示した。

$$T_{w,max-min}^* = \frac{T_{w,max} - T_{w,min}}{T_b - T_m} \quad (10)$$

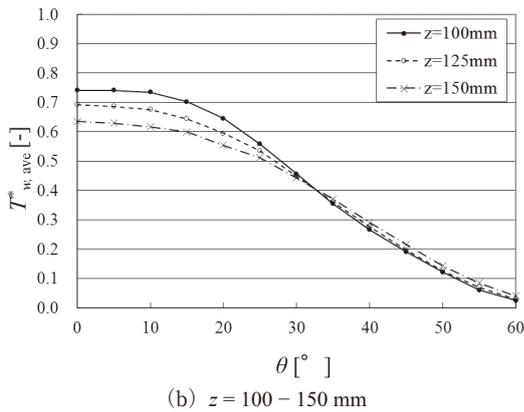
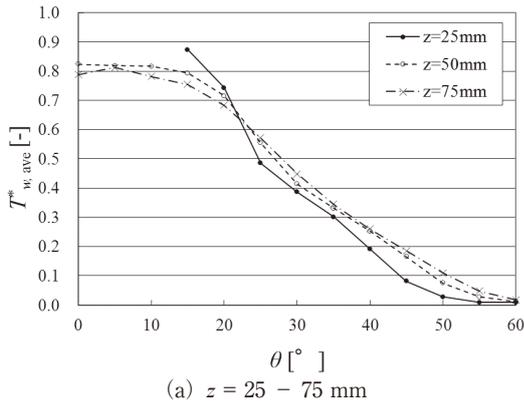


図12 管内面の時間平均温度分布

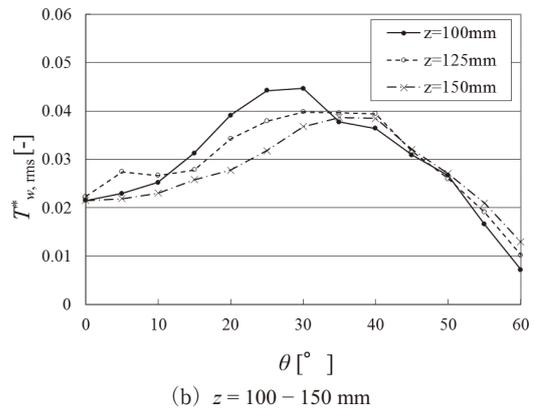
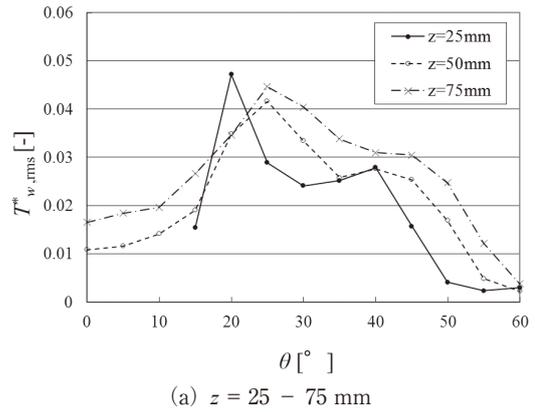


図13 管内面の温度変動強度分布

ここで、 $T_{w,max}$ および $T_{w,min}$ は160秒間の管内面温度変動の最大値と最小値とした。図14に $z = 25, 50, 75, 100, 125, 150$ mmにおける主管内面温度の温度変動範囲の周方向分布を示す。

4. データ使用時の注意事項

本データを使用した成果を公開する場合は、以下の文献を引用元とし明記されたい。

「三好弘二, 中村晶, 歌野原陽一, T字配管の高低温水合流部における流体・構造熱連成数値シミュレーション手法の検証用データ, INSS JOURNAL, Vol.25, (2018)」

付表のエクセルデータの送付を希望する場合は、当社ホームページ問い合わせ窓口の本資料のエクセルデータ送付希望の旨ご連絡願います。

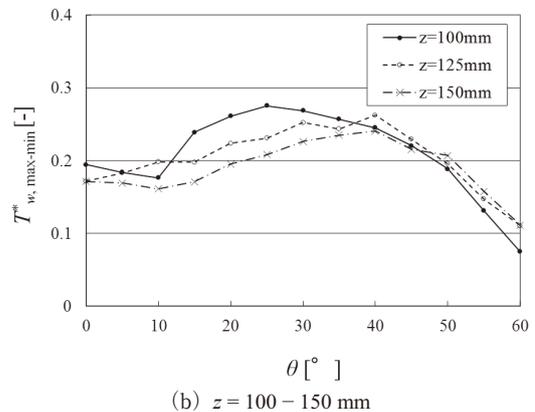
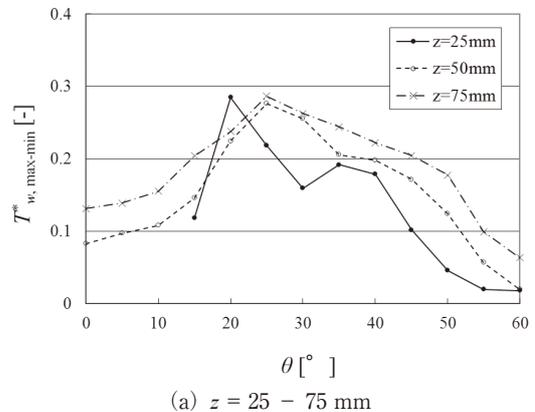


図14 管内面の温度変動範囲分布

文 献

- (1) 三好弘二, 中村晶, 歌野原陽一, T字配管部の熱疲労評価手法の高度化に向けた管壁温度特性の解明, INSS JOURNAL, Vol.20, (2013), pp.45-55.
- (2) 三好弘二, 中村晶, 歌野原陽一, T字配管部の流体温度ゆらぎによる熱応力特性の解明, INSS JOURNAL, Vol.21, (2014), pp.86-98.
- (3) Miyoshi, K., Nakamura, A., Utanohara, Y. and Takenaka, N., "An investigation of wall temperature characteristics to evaluate thermal fatigue at a T-junction pipe", Mechanical Engineering Journal, Vol.1, No.5, (2014), DOI:10.1299/mej.2014tep0050.
- (4) Miyoshi, K., Kamaya, M., Utanohara, Y. and Nakamura, A., "An investigation of thermal stress characteristics by wall temperature measurements at a mixing tee", Nuclear Engineering and Design Vol.298, (2016), pp.109-120.
- (5) Kamide, H., Igarashi, M., Kawashima, S., Kimura, N. and Hayashi, K., "Study on mixing behavior in a tee piping and numerical analyses for evaluation of thermal striping," Nuclear Engineering and Design, 239, (2009), pp.58-67.
- (6) Miyoshi, K., Nakamura, A. and Takenaka, N., "Numerical evaluation of wall temperature measurement method developed to estimate thermal stress at T-junction pipe", Mechanical Engineering Journal, Vol.1, No.2, (2014), DOI:10.1299/mej.2014tep0006.

付 録

本文中の図に記載した測定値を以下の付表に記す。

付表1 図7(a)の元データ

y/R_m	時間平均値	変動強度	y/R_m	時間平均値	変動強度
0.987	0.740	0.106	-0.067	1.24	0.0502
0.960	0.825	0.100	-0.133	1.23	0.0531
0.933	0.870	0.0969	-0.200	1.22	0.0568
0.867	0.945	0.0912	-0.267	1.20	0.0610
0.800	0.989	0.0855	-0.333	1.18	0.0635
0.733	1.03	0.0803	-0.400	1.16	0.0641
0.667	1.06	0.0746	-0.467	1.14	0.0681
0.600	1.09	0.0726	-0.533	1.11	0.0702
0.533	1.12	0.0689	-0.600	1.09	0.0701
0.467	1.14	0.0670	-0.667	1.06	0.0774
0.400	1.16	0.0640	-0.733	1.03	0.0803
0.333	1.18	0.0625	-0.800	0.992	0.0862
0.267	1.21	0.0594	-0.867	0.934	0.0945
0.200	1.23	0.0560	-0.933	0.849	0.102
0.133	1.24	0.0510	-0.960	0.786	0.105
0.067	1.25	0.0490	-0.987	0.684	0.120
0.000	1.25	0.0485			

付表2 図7(b)の元データ

y/R_m	時間平均値	変動強度	y/R_m	時間平均値	変動強度
0.960	0.579	0.187	-0.080	1.25	0.0722
0.880	0.900	0.123	-0.160	1.24	0.0760
0.800	0.989	0.114	-0.240	1.23	0.0761
0.720	1.05	0.103	-0.320	1.21	0.0825
0.640	1.10	0.0965	-0.400	1.18	0.0869
0.560	1.13	0.0943	-0.480	1.16	0.0931
0.480	1.17	0.0899	-0.560	1.12	0.0951
0.400	1.19	0.0837	-0.640	1.09	0.100
0.320	1.21	0.0795	-0.720	1.04	0.107
0.240	1.23	0.0778	-0.800	0.992	0.112
0.160	1.25	0.0725	-0.880	0.905	0.119
0.080	1.26	0.0724	-0.960	0.715	0.180
0.000	1.26	0.0714			

付表3 図8(a)の元データ

y/R_m	時間平均値	y/R_m	時間平均値	y/R_m	時間平均値
0.987	-0.296	0.333	1.21	-0.400	1.23
0.960	-0.241	0.267	1.26	-0.467	1.21
0.933	-0.226	0.200	1.28	-0.533	1.19
0.867	-0.255	0.133	1.30	-0.600	1.16
0.800	-0.307	0.067	1.30	-0.667	1.13
0.733	-0.335	0.000	1.31	-0.733	1.11
0.667	-0.228	-0.067	1.31	-0.800	1.07
0.600	0.040	-0.133	1.31	-0.867	1.04
0.533	0.422	-0.200	1.29	-0.933	0.962
0.467	0.818	-0.267	1.28	-0.960	0.914
0.400	1.11	-0.333	1.25	-0.987	0.770

付表4 図8(b)の元データ

y/R_m	時間平均値	y/R_m	時間平均値	y/R_m	時間平均値
0.987	0.243	0.333	0.916	-0.400	1.24
0.960	0.385	0.267	1.06	-0.467	1.22
0.933	0.423	0.200	1.17	-0.533	1.20
0.867	0.448	0.133	1.23	-0.600	1.18
0.800	0.422	0.067	1.26	-0.667	1.16
0.733	0.409	0.000	1.27	-0.733	1.13
0.667	0.380	-0.067	1.28	-0.800	1.10
0.600	0.430	-0.133	1.29	-0.867	1.07
0.533	0.498	-0.200	1.28	-0.933	0.999
0.467	0.610	-0.267	1.27	-0.960	0.944
0.400	0.762	-0.333	1.25	-0.987	0.854

付表5 図9(a)の元データ

y/R_m	変動強度	y/R_m	変動強度	y/R_m	変動強度
0.987	0.243	0.333	0.141	-0.400	0.0553
0.960	0.255	0.267	0.0983	-0.467	0.0587
0.933	0.253	0.200	0.0736	-0.533	0.0615
0.867	0.242	0.133	0.0602	-0.600	0.0636
0.800	0.223	0.067	0.0540	-0.667	0.0655
0.733	0.220	0.000	0.0480	-0.733	0.0677
0.667	0.264	-0.067	0.0441	-0.800	0.0711
0.600	0.348	-0.133	0.0441	-0.867	0.0782
0.533	0.397	-0.200	0.0469	-0.933	0.0874
0.467	0.359	-0.267	0.0492	-0.960	0.0930
0.400	0.234	-0.333	0.0525	-0.987	0.157

付表6 図9(b)の元データ

y/R_m	変動強度	y/R_m	変動強度	y/R_m	変動強度
0.987	0.194	0.333	0.269	-0.400	0.0557
0.960	0.212	0.267	0.204	-0.467	0.0589
0.933	0.217	0.200	0.146	-0.533	0.0619
0.867	0.214	0.133	0.0965	-0.600	0.0635
0.800	0.224	0.067	0.0693	-0.667	0.0671
0.733	0.222	0.000	0.0570	-0.733	0.0705
0.667	0.233	-0.067	0.0521	-0.800	0.0730
0.600	0.250	-0.133	0.0477	-0.867	0.0799
0.533	0.274	-0.200	0.0486	-0.933	0.0894
0.467	0.293	-0.267	0.0506	-0.960	0.0974
0.400	0.293	-0.333	0.0535	-0.987	0.121

付表7 図10(a)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	15	20	25	30	35
0	0.000				
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
20	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
25	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
30	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
35	0.00630	0.00636	0.000	0.000	0.000
40	0.113	0.0624	0.00843	0.000860	0.00288
45	0.399	0.243	0.0747	0.0115	0.000
50	0.799	0.596	0.276	0.0885	0.00692
55	0.962	0.893	0.586	0.237	0.0450
60	0.977	0.977	0.850	0.438	0.107
65	0.930	0.944	0.929	0.536	0.126
70	0.849	0.901	0.921	0.550	0.133
74	0.871	0.885	0.707	0.419	0.215
r [mm]	θ [°]				
	40	45	50	55	60
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
20	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
25	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
30	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
35	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
40	0.000590	0.000	0.00173	0.000	0.000
45	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
50	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
55	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
60	0.00676	0.000	0.000	0.000	0.000
65	0.00824	0.000	0.000	0.000	0.000
70	0.0177	0.000	0.000	0.000	0.000
74	0.113	0.0416	0.00607	0.000	0.000

付表8 図10(b)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.000				
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
20	0.00301	0.000	0.000	0.000	0.000
25	0.0444	0.0291	0.0221	0.0114	0.000590
30	0.205	0.198	0.167	0.121	0.0729
35	0.612	0.605	0.542	0.454	0.319
40	0.906	0.891	0.862	0.795	0.642
45	0.905	0.879	0.889	0.892	0.853
50	0.865	0.859	0.870	0.884	0.904
55	0.819	0.818	0.837	0.852	0.880
60	0.802	0.799	0.814	0.830	0.859
65	0.798	0.791	0.801	0.815	0.847
70	0.785	0.770	0.763	0.792	0.810
74	0.793	0.781	0.785	0.784	0.763
r [mm]	θ [°]				
	25	30	35	40	45
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
20	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
25	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
30	0.0204	0.000570	0.000	0.000	0.000
35	0.155	0.0673	0.0127	0.000	0.000
40	0.388	0.197	0.0675	0.0148	0.000
45	0.654	0.379	0.144	0.0305	0.000
50	0.848	0.604	0.271	0.0796	0.0103
55	0.892	0.756	0.387	0.120	0.0182
60	0.892	0.828	0.458	0.148	0.0238
65	0.887	0.811	0.428	0.128	0.0129
70	0.853	0.724	0.358	0.114	0.0191
74	0.690	0.513	0.306	0.181	0.0956
r [mm]	θ [°]				
	50	55	60		
5	0.000	0.000	0.000		
10	0.000	0.000	0.000		
15	0.000	0.000	0.000		
20	0.000	0.000	0.000		
25	0.000	0.000	0.000		
30	0.000	0.000	0.000		
35	0.000	0.000	0.000		
40	0.000	0.000	0.000		
45	0.000	0.000	0.000		
50	0.000	0.000	0.000		
55	0.000	0.000	0.000		
60	0.000	0.000	0.000		
65	0.000	0.000	0.000		
70	0.00114	0.000	0.000		
74	0.0483	0.00170	0.000		

付表9 図10(c)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.000				
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.00227	0.000	0.000	0.000920	0.00291
20	0.0533	0.0569	0.0370	0.0367	0.0294
25	0.245	0.252	0.191	0.163	0.128
30	0.534	0.535	0.459	0.394	0.316
35	0.802	0.798	0.752	0.698	0.606
40	0.879	0.872	0.868	0.842	0.783
45	0.863	0.851	0.867	0.864	0.838
50	0.835	0.833	0.856	0.868	0.869
55	0.801	0.801	0.831	0.847	0.860
60	0.791	0.785	0.815	0.835	0.852
65	0.785	0.782	0.810	0.825	0.838
70	0.764	0.757	0.776	0.787	0.787
74	0.763	0.755	0.770	0.750	0.702
θ [°]					
r [mm]	25	30	35	40	45
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
20	0.0116	0.00414	0.000	0.000	0.000
25	0.0638	0.0293	0.00931	0.00271	0.000
30	0.176	0.0968	0.0532	0.0202	0.0107
35	0.403	0.248	0.148	0.0660	0.0340
40	0.610	0.410	0.251	0.118	0.0576
45	0.739	0.538	0.329	0.149	0.0421
50	0.830	0.685	0.451	0.220	0.0824
55	0.851	0.746	0.511	0.248	0.0902
60	0.854	0.762	0.521	0.236	0.0844
65	0.835	0.723	0.456	0.202	0.0721
70	0.747	0.620	0.374	0.173	0.0741
74	0.626	0.480	0.326	0.216	0.138
θ [°]					
r [mm]	50	55	60		
5	0.000	0.000	0.000		
10	0.000	0.000	0.000		
15	0.000	0.000	0.000		
20	0.000	0.000	0.000		
25	0.000	0.000	0.000		
30	0.000	0.000	0.000		
35	0.00526	0.000	0.000		
40	0.0147	0.00638	0.00299		
45	0.000	0.000	0.000		
50	0.0127	0.000	0.000		
55	0.0125	0.000	0.000		
60	0.0130	0.000	0.000		
65	0.00831	0.000	0.000		
70	0.0197	0.001	0.000		
74	0.0734	0.0264	0.00358		

付表10 図10(d)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.000				
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.0238	0.0201	0.0140	0.0145	0.00202
20	0.126	0.121	0.0989	0.100	0.0486
25	0.342	0.331	0.280	0.273	0.164
30	0.560	0.549	0.494	0.476	0.336
35	0.729	0.717	0.683	0.665	0.538
40	0.787	0.784	0.766	0.758	0.669
45	0.778	0.756	0.754	0.745	0.699
50	0.769	0.777	0.784	0.783	0.757
55	0.762	0.773	0.781	0.783	0.770
60	0.763	0.743	0.783	0.772	0.774
65	0.762	0.766	0.775	0.767	0.759
70	0.733	0.750	0.742	0.732	0.714
74	0.713	0.715	0.710	0.673	0.646
θ [°]					
r [mm]	25	30	35	40	45
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.00235	0.00323	0.000	0.000	0.000
20	0.0434	0.0267	0.0138	0.00986	0.00205
25	0.135	0.0801	0.0448	0.0328	0.00792
30	0.278	0.181	0.108	0.0786	0.0326
35	0.465	0.329	0.210	0.147	0.0689
40	0.594	0.447	0.299	0.203	0.100
45	0.649	0.517	0.352	0.209	0.0889
50	0.711	0.594	0.421	0.264	0.122
55	0.726	0.618	0.443	0.268	0.121
60	0.692	0.613	0.433	0.253	0.115
65	0.693	0.569	0.383	0.214	0.0921
70	0.637	0.488	0.333	0.188	0.0936
74	0.543	0.435	0.325	0.219	0.148
θ [°]					
r [mm]	50	55	60		
5	0.000	0.000	0.000		
10	0.000	0.000	0.000		
15	0.000	0.000	0.000		
20	0.000	0.000	0.000		
25	0.000	0.000	0.000		
30	0.00557	0.000	0.000		
35	0.0197	0.00305	0.000		
40	0.0361	0.0159	0.00433		
45	0.0126	0.000	0.000		
50	0.0320	0.00549	0.000		
55	0.0285	0.00274	0.000		
60	0.0249	0.00305	0.000		
65	0.0202	0.000	0.000		
70	0.0390	0.0107	0.000		
74	0.0856	0.0433	0.00929		

付表11 図10(e)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.000				
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.0350	0.0462	0.0389	0.0278	0.0180
20	0.143	0.164	0.145	0.111	0.0851
25	0.315	0.333	0.299	0.247	0.202
30	0.470	0.484	0.446	0.388	0.334
35	0.590	0.599	0.568	0.523	0.469
40	0.654	0.656	0.635	0.604	0.556
45	0.651	0.656	0.643	0.631	0.584
50	0.688	0.688	0.677	0.667	0.629
55	0.704	0.700	0.693	0.684	0.649
60	0.719	0.715	0.708	0.692	0.651
65	0.715	0.710	0.701	0.680	0.633
70	0.693	0.682	0.673	0.649	0.598
74	0.667	0.655	0.644	0.620	0.570
θ [°]					
r [mm]	25	30	35	40	45
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.0208	0.0125	0.000	0.000	0.000
20	0.0830	0.0551	0.0298	0.0172	0.00752
25	0.180	0.124	0.0733	0.0417	0.0212
30	0.295	0.218	0.139	0.0851	0.0429
35	0.422	0.329	0.219	0.141	0.0724
40	0.505	0.404	0.283	0.184	0.0950
45	0.536	0.445	0.307	0.192	0.0911
50	0.577	0.484	0.346	0.214	0.105
55	0.589	0.496	0.352	0.215	0.105
60	0.590	0.476	0.329	0.196	0.0975
65	0.556	0.454	0.307	0.184	0.0905
70	0.516	0.426	0.288	0.185	0.104
74	0.492	0.415	0.309	0.228	0.153
θ [°]					
r [mm]	50	55	60		
5	0.000	0.000	0.000		
10	0.000	0.000	0.000		
15	0.000	0.000	0.000		
20	0.00202	0.000	0.000		
25	0.00549	0.000	0.000		
30	0.0217	0.00248	0.000		
35	0.0364	0.00870	0.000		
40	0.0517	0.0189	0.00700		
45	0.0410	0.00466	0.000		
50	0.0488	0.00807	0.000		
55	0.0428	0.00435	0.000		
60	0.0413	0.00683	0.000		
65	0.0384	0.00745	0.000		
70	0.0587	0.0230	0.00408		
74	0.0971	0.0472	0.0140		

付表12 図10(f)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.000				
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.00946	0.00831	0.00520	0.000	0.000
15	0.0673	0.0702	0.0619	0.0492	0.0252
20	0.171	0.172	0.158	0.138	0.0938
25	0.298	0.297	0.279	0.244	0.181
30	0.405	0.399	0.386	0.345	0.279
35	0.494	0.490	0.474	0.440	0.376
40	0.552	0.547	0.534	0.503	0.441
45	0.552	0.542	0.557	0.517	0.468
50	0.607	0.602	0.589	0.560	0.507
55	0.632	0.627	0.608	0.580	0.528
60	0.647	0.640	0.623	0.596	0.542
65	0.647	0.641	0.615	0.586	0.533
70	0.624	0.618	0.596	0.567	0.520
74	0.605	0.605	0.580	0.555	0.518
θ [°]					
r [mm]	25	30	35	40	45
5	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
10	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
15	0.0266	0.0172	0.0107	0.000850	0.000
20	0.0889	0.0634	0.0482	0.0242	0.0176
25	0.173	0.120	0.0939	0.0550	0.0364
30	0.257	0.191	0.154	0.0920	0.0603
35	0.346	0.268	0.216	0.137	0.0921
40	0.406	0.321	0.259	0.168	0.112
45	0.430	0.347	0.262	0.174	0.108
50	0.464	0.377	0.289	0.191	0.114
55	0.476	0.384	0.288	0.191	0.108
60	0.477	0.377	0.285	0.185	0.104
65	0.459	0.360	0.265	0.173	0.0967
70	0.444	0.355	0.270	0.180	0.107
74	0.453	0.380	0.310	0.225	0.148
θ [°]					
r [mm]	50	55	60		
5	0.000	0.000	0.000		
10	0.000	0.000	0.000		
15	0.000	0.000	0.000		
20	0.0106	0.00399	0.000		
25	0.0172	0.00798	0.000		
30	0.0360	0.0202	0.00407		
35	0.0535	0.0296	0.00785		
40	0.0650	0.0365	0.0113		
45	0.0514	0.0211	0.000		
50	0.0613	0.0262	0.00262		
55	0.0541	0.0214	0.000		
60	0.0499	0.0214	0.000		
65	0.0462	0.0199	0.00174		
70	0.0622	0.0342	0.00640		
74	0.101	0.0618	0.0209		

付表13 図11(a)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	15	20	25	30	35
0	0.00175				
5	0.00146	0.00162	0.00135	0.00153	0.00153
10	0.00166	0.00182	0.00166	0.00170	0.00153
15	0.00143	0.00153	0.00126	0.00150	0.00124
20	0.00132	0.00162	0.00138	0.00144	0.00141
25	0.00140	0.00162	0.00140	0.00147	0.00138
30	0.00888	0.00601	0.00138	0.00135	0.00130
35	0.0519	0.0333	0.00972	0.00620	0.00138
40	0.149	0.104	0.0430	0.0258	0.00703
45	0.248	0.214	0.131	0.0712	0.0224
50	0.181	0.242	0.232	0.140	0.0545
55	0.0331	0.121	0.243	0.210	0.0980
60	0.00504	0.0227	0.154	0.249	0.142
65	0.0209	0.0208	0.0838	0.248	0.147
70	0.0243	0.0226	0.0676	0.249	0.149
74	0.0336	0.0630	0.171	0.204	0.138
r [mm]	θ [°]				
	40	45	50	55	60
5	0.00153	0.00196	0.00173	0.00260	0.00164
10	0.00156	0.00217	0.00176	0.00263	0.00155
15	0.00135	0.00188	0.00171	0.00260	0.00167
20	0.00144	0.00179	0.00159	0.00245	0.00140
25	0.00159	0.00176	0.00179	0.00269	0.00149
30	0.00153	0.00185	0.00168	0.00242	0.00195
35	0.00135	0.00167	0.00168	0.00254	0.000940
40	0.00276	0.00214	0.00176	0.00266	0.00176
45	0.00726	0.00252	0.00191	0.00263	0.00228
50	0.0145	0.00296	0.00162	0.00218	0.00140
55	0.0259	0.00592	0.00168	0.00211	0.00146
60	0.0404	0.00938	0.00176	0.00275	0.00116
65	0.0411	0.00762	0.00176	0.00236	0.00146
70	0.0514	0.0230	0.00821	0.00308	0.00201
74	0.0927	0.0675	0.02864	0.00426	0.00167

付表14 図11(b)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.00164				
5	0.00142	0.00155	0.00195	0.00164	0.00238
10	0.00156	0.00203	0.00218	0.00202	0.00288
15	0.00205	0.00382	0.00332	0.00243	0.00250
20	0.0174	0.0174	0.0174	0.0166	0.0102
25	0.0871	0.0869	0.0805	0.0697	0.0510
30	0.196	0.197	0.189	0.162	0.129
35	0.232	0.239	0.250	0.247	0.234
40	0.0973	0.104	0.133	0.174	0.231
45	0.0251	0.0263	0.0316	0.0502	0.119
50	0.0282	0.0272	0.0250	0.0237	0.0344
55	0.0311	0.0329	0.0321	0.0298	0.0272
60	0.0246	0.0271	0.0307	0.0305	0.0316
65	0.0251	0.0262	0.0290	0.0277	0.0311
70	0.0269	0.0273	0.0303	0.0308	0.0366
74	0.0284	0.0321	0.0378	0.0596	0.0862
r [mm]	θ [°]				
	25	30	35	40	45
5	0.00195	0.00292	0.00435	0.00211	0.00385
10	0.00230	0.00321	0.00466	0.00233	0.00415
15	0.00218	0.00315	0.00435	0.00217	0.00371
20	0.00538	0.00544	0.00449	0.00217	0.00374
25	0.0269	0.0210	0.00910	0.00607	0.00418
30	0.0784	0.0525	0.0280	0.0124	0.00815
35	0.183	0.129	0.0640	0.0311	0.0177
40	0.246	0.199	0.113	0.0605	0.0306
45	0.222	0.248	0.174	0.0993	0.0489
50	0.127	0.238	0.218	0.134	0.0624
55	0.0508	0.184	0.237	0.156	0.0713
60	0.0295	0.143	0.245	0.164	0.0727
65	0.0318	0.150	0.239	0.149	0.0621
70	0.0560	0.186	0.225	0.137	0.0632
74	0.149	0.200	0.179	0.132	0.0977
r [mm]	θ [°]				
	50	55	60		
5	0.00415	0.00156	0.00106		
10	0.00443	0.00162	0.00143		
15	0.00418	0.00151	0.000870		
20	0.00423	0.00136	0.00137		
25	0.00491	0.00233	0.00129		
30	0.00503	0.00213	0.000780		
35	0.00892	0.00165	0.00140		
40	0.0107	0.00332	0.00154		
45	0.0128	0.00585	0.00162		
50	0.0171	0.00733	0.00115		
55	0.0188	0.00477	0.00143		
60	0.0176	0.00301	0.00126		
65	0.0158	0.00443	0.00112		
70	0.0324	0.0174	0.00389		
74	0.0716	0.0383	0.00913		

付表15 図11(c)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.00201				
5	0.00153	0.00223	0.00224	0.00242	0.00221
10	0.00694	0.00768	0.00358	0.00431	0.00500
15	0.0271	0.0320	0.0217	0.0210	0.0247
20	0.0971	0.104	0.0797	0.0699	0.0688
25	0.202	0.206	0.183	0.171	0.155
30	0.225	0.226	0.231	0.233	0.222
35	0.126	0.125	0.158	0.188	0.215
40	0.0538	0.0547	0.0751	0.100	0.145
45	0.0409	0.0418	0.0428	0.0491	0.0790
50	0.0462	0.0454	0.0433	0.0426	0.0490
55	0.0416	0.0423	0.0435	0.0438	0.0431
60	0.0360	0.0393	0.0414	0.0438	0.0423
65	0.0367	0.0404	0.0414	0.0430	0.0458
70	0.0411	0.0459	0.0467	0.0519	0.0677
74	0.0526	0.0568	0.0627	0.0837	0.119
r [mm]	θ [°]				
	25	30	35	40	45
5	0.00177	0.00163	0.00177	0.00160	0.00184
10	0.00388	0.00204	0.00330	0.00223	0.00320
15	0.0114	0.00757	0.0104	0.00334	0.00403
20	0.0413	0.0227	0.0263	0.0149	0.0143
25	0.109	0.0694	0.0560	0.0338	0.0301
30	0.182	0.130	0.100	0.0610	0.0506
35	0.238	0.202	0.168	0.107	0.0812
40	0.218	0.229	0.204	0.140	0.0982
45	0.156	0.219	0.226	0.176	0.116
50	0.100	0.190	0.232	0.194	0.121
55	0.0722	0.160	0.225	0.199	0.125
60	0.0649	0.154	0.224	0.196	0.119
65	0.0762	0.170	0.220	0.174	0.107
70	0.114	0.191	0.209	0.153	0.101
74	0.159	0.189	0.176	0.146	0.121
r [mm]	θ [°]			\	\
	50	55	60		
5	0.00205	0.00238	0.00397		
10	0.00216	0.00267	0.00445		
15	0.00252	0.00232	0.00391		
20	0.00562	0.00446	0.00445		
25	0.0118	0.00780	0.00588		
30	0.0197	0.0121	0.00496		
35	0.0327	0.0198	0.00627		
40	0.0399	0.0226	0.00791		
45	0.0495	0.0256	0.00896		
50	0.0531	0.0237	0.00776		
55	0.0522	0.0215	0.00639		
60	0.0497	0.0173	0.00585		
65	0.0398	0.0123	0.00770		
70	0.0521	0.0317	0.0199		
74	0.0885	0.0518	0.0275		

付表16 図11(d)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.00170				
5	0.00531	0.00687	0.00556	0.00603	0.00338
10	0.0236	0.0203	0.0173	0.0198	0.00991
15	0.0671	0.0636	0.0524	0.0608	0.0368
20	0.146	0.143	0.129	0.135	0.0933
25	0.207	0.209	0.201	0.204	0.168
30	0.190	0.201	0.210	0.214	0.214
35	0.122	0.137	0.153	0.161	0.205
40	0.0820	0.0924	0.105	0.113	0.166
45	0.0699	0.0754	0.0779	0.0853	0.131
50	0.0607	0.0642	0.0668	0.0719	0.104
55	0.0539	0.0558	0.0612	0.0648	0.0907
60	0.0517	0.0541	0.0588	0.0619	0.0864
65	0.0515	0.0549	0.0616	0.0681	0.0935
70	0.0590	0.0640	0.0733	0.0861	0.114
74	0.0750	0.0827	0.0973	0.117	0.137
r [mm]	θ [°]				
	25	30	35	40	45
5	0.00425	0.00496	0.00417	0.00417	0.00551
10	0.0113	0.0155	0.00842	0.00936	0.00897
15	0.0348	0.0313	0.0182	0.0214	0.0154
20	0.0827	0.0655	0.0468	0.0496	0.0323
25	0.150	0.119	0.0891	0.0859	0.0504
30	0.201	0.173	0.135	0.125	0.0756
35	0.209	0.213	0.181	0.164	0.110
40	0.189	0.217	0.203	0.185	0.127
45	0.162	0.206	0.216	0.199	0.140
50	0.144	0.192	0.220	0.202	0.146
55	0.129	0.181	0.218	0.200	0.143
60	0.130	0.182	0.216	0.194	0.136
65	0.143	0.192	0.210	0.178	0.116
70	0.163	0.197	0.198	0.158	0.106
74	0.171	0.184	0.178	0.153	0.121
r [mm]	θ [°]			\	\
	50	55	60		
5	0.00566	0.00378	0.00257		
10	0.00663	0.00460	0.00393		
15	0.00877	0.00677	0.00483		
20	0.0148	0.0104	0.00851		
25	0.0251	0.0192	0.0149		
30	0.0417	0.0273	0.0161		
35	0.0600	0.0383	0.0193		
40	0.0698	0.0427	0.0169		
45	0.0787	0.0471	0.0172		
50	0.0752	0.0460	0.0174		
55	0.0690	0.0433	0.0164		
60	0.0615	0.0371	0.0129		
65	0.0548	0.0311	0.0150		
70	0.0634	0.0462	0.0312		
74	0.0911	0.0706	0.0389		

付表17 図11(e)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.00392				
5	0.00836	0.0141	0.0137	0.00846	0.00711
10	0.0314	0.0381	0.0412	0.0311	0.0242
15	0.0849	0.0924	0.0920	0.0746	0.0629
20	0.155	0.160	0.159	0.137	0.123
25	0.191	0.193	0.193	0.185	0.175
30	0.184	0.179	0.189	0.195	0.197
35	0.142	0.139	0.152	0.168	0.185
40	0.109	0.111	0.125	0.142	0.164
45	0.0917	0.0932	0.102	0.120	0.142
50	0.0785	0.0803	0.0876	0.104	0.128
55	0.0670	0.0727	0.0790	0.0955	0.119
60	0.0634	0.0682	0.0754	0.0982	0.122
65	0.0651	0.0688	0.0789	0.106	0.135
70	0.0747	0.0832	0.0940	0.118	0.146
74	0.0908	0.0995	0.113	0.131	0.152
θ [°]					
r [mm]	25	30	35	40	45
5	0.0107	0.00923	0.00781	0.00598	0.00577
10	0.0275	0.0213	0.0183	0.0170	0.0113
15	0.0637	0.0485	0.0385	0.0338	0.0216
20	0.123	0.0961	0.0740	0.0619	0.0380
25	0.171	0.146	0.118	0.0930	0.0625
30	0.194	0.181	0.153	0.122	0.0860
35	0.190	0.199	0.179	0.150	0.110
40	0.177	0.198	0.188	0.163	0.122
45	0.163	0.193	0.194	0.174	0.131
50	0.156	0.191	0.197	0.178	0.134
55	0.149	0.187	0.195	0.175	0.130
60	0.151	0.190	0.196	0.169	0.123
65	0.160	0.190	0.189	0.154	0.110
70	0.170	0.186	0.180	0.149	0.110
74	0.170	0.180	0.173	0.155	0.126
θ [°]					
r [mm]	50	55	60		
5	0.00566	0.00606	0.00379		
10	0.00931	0.00733	0.00595		
15	0.0184	0.0130	0.00845		
20	0.0285	0.0222	0.0151		
25	0.0451	0.0316	0.0217		
30	0.0618	0.0403	0.0258		
35	0.0791	0.0514	0.0309		
40	0.0860	0.0534	0.0291		
45	0.0923	0.0535	0.0296		
50	0.0914	0.0523	0.0281		
55	0.0847	0.0489	0.0247		
60	0.0771	0.0433	0.0192		
65	0.0688	0.0415	0.0213		
70	0.0791	0.0586	0.0399		
74	0.105	0.0781	0.0494		

付表18 図11(f)の元データ

r [mm]	θ [°]				
	0	5	10	15	20
0	0.00865				
5	0.0259	0.0267	0.0230	0.0195	0.0122
10	0.0580	0.0599	0.0553	0.0499	0.0361
15	0.108	0.112	0.102	0.0971	0.0742
20	0.155	0.156	0.149	0.146	0.124
25	0.171	0.172	0.172	0.172	0.159
30	0.161	0.164	0.168	0.174	0.174
35	0.133	0.137	0.145	0.156	0.166
40	0.113	0.118	0.124	0.139	0.155
45	0.100	0.104	0.109	0.125	0.142
50	0.0892	0.0938	0.102	0.114	0.136
55	0.0787	0.0824	0.0948	0.107	0.130
60	0.0755	0.0802	0.0962	0.111	0.133
65	0.0753	0.0838	0.101	0.115	0.136
70	0.0822	0.0926	0.108	0.121	0.139
74	0.0958	0.100	0.112	0.126	0.140
θ [°]					
r [mm]	25	30	35	40	45
5	0.0170	0.0158	0.0134	0.00949	0.0146
10	0.0426	0.0337	0.0307	0.0240	0.0270
15	0.0776	0.0638	0.0594	0.0440	0.0450
20	0.123	0.107	0.0980	0.0722	0.0695
25	0.158	0.142	0.130	0.102	0.0923
30	0.174	0.165	0.155	0.128	0.113
35	0.171	0.177	0.172	0.149	0.130
40	0.165	0.179	0.178	0.157	0.137
45	0.157	0.177	0.180	0.165	0.142
50	0.155	0.177	0.184	0.167	0.142
55	0.151	0.176	0.182	0.163	0.136
60	0.158	0.179	0.181	0.160	0.130
65	0.166	0.180	0.178	0.153	0.121
70	0.166	0.179	0.176	0.152	0.124
74	0.160	0.173	0.175	0.158	0.140
θ [°]					
r [mm]	50	55	60		
5	0.0115	0.00920	0.0100		
10	0.0210	0.0164	0.0170		
15	0.0338	0.0284	0.0232		
20	0.0523	0.0437	0.0330		
25	0.0695	0.0566	0.0400		
30	0.0859	0.0686	0.0462		
35	0.102	0.0805	0.0499		
40	0.105	0.0825	0.0470		
45	0.108	0.0848	0.0446		
50	0.108	0.0768	0.0404		
55	0.0990	0.0705	0.0340		
60	0.0898	0.0627	0.0271		
65	0.0822	0.0573	0.0304		
70	0.0940	0.0714	0.0482		
74	0.113	0.0923	0.0599		

付表19 図12(a)の元データ

θ [°]	$z = 25$ mm	$z = 50$ mm	$z = 75$ mm
0		0.824	0.788
5		0.819	0.813
10		0.816	0.782
15	0.874	0.794	0.755
20	0.742	0.715	0.683
25	0.485	0.555	0.572
30	0.387	0.414	0.448
35	0.301	0.330	0.345
40	0.192	0.253	0.260
45	0.0815	0.166	0.186
50	0.0278	0.0751	0.110
55	0.00867	0.0283	0.0474
60	0.00896	0.0119	0.0176

付表22 図13(b)の元データ

θ [°]	$z = 100$ mm	$z = 125$ mm	$z = 150$ mm
0	0.0215	0.0223	0.0215
5	0.0230	0.0274	0.0219
10	0.0252	0.0267	0.0230
15	0.0313	0.0278	0.0258
20	0.0391	0.0343	0.0277
25	0.0442	0.0379	0.0318
30	0.0447	0.0398	0.0368
35	0.0377	0.0396	0.0386
40	0.0364	0.0395	0.0385
45	0.0309	0.0317	0.0321
50	0.0267	0.0260	0.0271
55	0.0166	0.0191	0.0209
60	0.00717	0.0102	0.0129

付表20 図12(b)の元データ

θ [°]	$z = 100$ mm	$z = 125$ mm	$z = 150$ mm
0	0.741	0.692	0.635
5	0.740	0.686	0.630
10	0.734	0.675	0.617
15	0.702	0.645	0.599
20	0.646	0.594	0.553
25	0.558	0.535	0.511
30	0.456	0.449	0.442
35	0.354	0.360	0.371
40	0.265	0.277	0.289
45	0.190	0.197	0.216
50	0.121	0.127	0.143
55	0.0604	0.0697	0.0844
60	0.0243	0.0304	0.0402

付表23 図14(a)の元データ

θ [°]	$z = 25$ mm	$z = 50$ mm	$z = 75$ mm
0		0.0827	0.131
5		0.0971	0.139
10		0.108	0.155
15	0.118	0.146	0.204
20	0.285	0.225	0.238
25	0.218	0.276	0.286
30	0.159	0.255	0.262
35	0.192	0.205	0.244
40	0.179	0.198	0.222
45	0.102	0.171	0.204
50	0.0457	0.124	0.177
55	0.0197	0.0567	0.0991
60	0.0179	0.0197	0.0633

付表21 図13(a)の元データ

θ [°]	$z = 25$ mm	$z = 50$ mm	$z = 75$ mm
0		0.0108	0.0165
5		0.0116	0.0184
10		0.0141	0.0196
15	0.0154	0.0191	0.0266
20	0.0472	0.0348	0.0346
25	0.0289	0.0416	0.0446
30	0.0241	0.0334	0.0404
35	0.0252	0.0258	0.0338
40	0.0279	0.0276	0.0309
45	0.0157	0.0254	0.0305
50	0.00408	0.0169	0.0247
55	0.00228	0.00483	0.0121
60	0.00292	0.00223	0.00376

付表24 図14(b)の元データ

θ [°]	$z = 100$ mm	$z = 125$ mm	$z = 150$ mm
0	0.194	0.172	0.171
5	0.184	0.183	0.169
10	0.176	0.198	0.161
15	0.239	0.198	0.171
20	0.261	0.224	0.195
25	0.275	0.231	0.208
30	0.269	0.252	0.226
35	0.257	0.244	0.235
40	0.245	0.262	0.241
45	0.220	0.229	0.215
50	0.188	0.196	0.207
55	0.131	0.147	0.158
60	0.0749	0.110	0.111

鉛直管と加圧器サージ管における気液対向流制限

Counter-Current Flow Limitation in Vertical Pipes and a Pressurizer Surge Line

村瀬 道雄 (Michio Murase) *¹ 楠木 貴世志 (Takayoshi Kusunoki) *¹
西田 浩二 (Koji Nishida) *¹ 富山 明男 (Akio Tomiyama) *²

要約 本研究では、鉛直管における気液対向流制限 (CCFL) の従来データを整理して Wallis 型の相関式を導出した。無次元流速における代表長さ $w = D^{(1-\beta)} L^\beta$ (D は直径, L はラプラス長さ) は落下水流速の制限位置で異なり、シャープエッジ下端での CCFL-L では $\beta = 0$ ($w = D$)、シャープエッジ上端での CCFL-U では $\beta = 1$ ($w = L$)、管内での CCFL-P では $\beta \approx 0.5$ ($w \approx D^{0.5} L^{0.5}$) であることを明らかにした。また、従来データを用いて流体物性値の影響を評価し、液相粘性の影響が大きいことから Wallis 型の相関式の勾配 m と定数 C_j を気液粘性比 (μ_G/μ_L) の指数関数で表し、常温水～高温水、低濃度グリセリン水溶液、高濃度グリセリン水溶液の 3 領域に区分し、 m と C_j に対する補正項として μ_G/μ_L の指数関数を導出した。さらに、シャープエッジ上端を有する加圧器サージ管での CCFL を評価し、 $\beta = 1$ ($w = L$) で勾配 $m = 0.94$ 、定数 $C_K = 1.24 \pm 0.1$ の Wallis 型の相関式を導出した。

キーワード 加圧器サージ管, 鉛直管, 気液対向流制限 (CCFL), CCFL 相関式, 代表長さ

Abstract In our serial studies, we derived Wallis type correlations for counter-current flow limitation (CCFL) in vertical pipes by using existing CCFL data. The characteristic length of $w = D^{(1-\beta)} L^\beta$ (where D and L respectively denote the diameter and the Laplace capillary length) in the dimensionless velocity was different depending on the limiting location, and our results indicated that CCFL-L at the sharp-edged lower end, CCFL-U at the sharp-edged upper end, and CCFL-P inside vertical pipes are respectively expressed by $\beta = 0$ ($w = D$), $\beta = 1$ ($w = L$), and $\beta \approx 0.5$ ($w \approx D^{0.5} L^{0.5}$). We also evaluated effects of fluid properties on CCFL in vertical pipes by using existing CCFL data. The most effective fluid properties is the liquid viscosity, and so we expressed the slope m and constant C_j in the Wallis type correlation with the viscosity ratio of gas and liquid (μ_G/μ_L). We classified three regions for effects of μ_G/μ_L on m and C_j and we obtained exponent functions of μ_G/μ_L for m and C_j in the case of the small μ_L (room-temperature to high-temperature water) for CCFL-L and CCFL-U except CCFL-P without high-temperature CCFL data. We evaluated CCFL characteristics in a pressurizer surge line with the sharp-edged upper end, and we derived a Wallis type correlation with $\beta = 1$ ($w = L$), the slope of $m = 0.94$, and the constant of $C_K = 1.24 \pm 0.1$.

Keywords pressurizer surge line, vertical pipe, counter-current flow limitation (CCFL), CCFL correlation, characteristic length

1. はじめに

加圧水型原子炉 (PWR) で想定される事故、例えば小破断冷却材喪失事故の条件下では、炉心で発生した蒸気が一次系配管や蒸気発生器 (SG) の伝熱管に流入し、放熱により生じる凝縮水が蒸気の流れに対向して重力落下する気液対向流状態になり、蒸気流速が大きいと凝縮水の落下が制限される気液

対向流制限 (CCFL) が生じる。CCFL が生じると炉心内の冷却水量が減少して燃料棒の冷却に影響する可能性があるため、PWR の事故解析では、蒸気流速と落下水流速との関係を与える CCFL 相関式が使用されている。

著者らは、PWR のホットレグ、加圧器サージ管、SG 伝熱管を対象にして CCFL 相関式の信頼性向上と不確かさの定量化に取り組んできた。ホットレグ

*¹ (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

*² 神戸大学

は傾斜管, エルボ, 水平管で構成されており, 水平管でCCFLが生じやすい。加圧器サージ管は鉛直管, 鉛直エルボ, および複数のエルボを有する微傾斜管で構成されており, 鉛直管でCCFLが生じる。SG伝熱管は数千本の逆U字管で構成されており, 上昇流側(高温側)の鉛直管でCCFLが生じる。

ホットレグモデルを用いたCCFL実験は多く実施されているが, 大部分が空気・水実験であり蒸気・水実験は少ない⁽¹⁾。また, 水平管の直径 D や長さ L および流体物性値がホットレグでのCCFLに及ぼす影響は明確にされていない。そこで, 著者らは, 1/15縮小モデル($D = 50$ mm, $L/D = 8.6$)での空気・水実験⁽²⁾および実機条件に対する三次元解析⁽³⁾を行い, 従来データ^{(4),(5)}を含めて $L/D = 7.54 \sim 9.3$ に限定したCCFL相関式と不確かさを導出した⁽³⁾。

加圧器サージ管を対象にしたCCFL実験は極めて少ない^{(6)~(8)}。CCFLが鉛直管で生じるか微傾斜管で生じるかは明らかでなく, また, D と L/D および流体物性値がCCFL特性に及ぼす影響は明らかにされていない。さらに, 加圧器サージ管の配管システムはプラントにより異なる。そこで, 著者らは, 特定プラントの加圧器サージ管を1/10に縮小模擬した空気・水実験($D = 30$ mm, $L/D = 63$)⁽⁹⁾と鉛直管の上部を縮小模擬した空気・水実験($D = 30, 40, 60$ mm)⁽¹⁰⁾を実施した。また, 一次元計算モデルを整備し⁽¹¹⁾, 広範囲の従来データ($D = 30 \sim 650$ mm, $L/D = 4.5 \sim 63$)と実機条件に対する三次元解析結果を用いて検証し⁽¹²⁾, 複数のエルボを含む微傾斜管に対するCCFL予測手法を整備した。

鉛直管での気液対向流実験は多く実施されている^{(13),(14)}。しかし, SG伝熱管に適用できるCCFLデータは少ない。そこで, 著者らは, SG伝熱管の下部を模擬する鉛直管を用いて大気圧下での空気・水実験⁽¹⁵⁾と蒸気・水実験⁽¹⁶⁾および短尺の逆U字管を用いて凝縮実験⁽¹⁷⁾を行い, 実寸のSG伝熱管を用いて測定されたROSA-IV/LSTFデータ⁽¹⁸⁾を含めてCCFL相関式と不確かさを導出した⁽¹⁷⁾。また, SG伝熱管の下部を模擬した実験^{(15),(16)}と加圧器サージ管の鉛直管を模擬した実験⁽¹⁰⁾での測定値および従来データを用いてCCFL特性を整理し, 落下水流量の制限位置が鉛直管の上端, 下端, 管内で無次元流速に用いる代表長さが異なることを明らかにした⁽¹⁹⁾。さらに, この結果⁽¹⁹⁾とIlyukhinら⁽²⁰⁾による $D = 20$ mm, 圧力 $P = 0.6 \sim 4.1$ MPaでのCCFLデータを用いて高温高压の蒸気・水系に適用できる鉛直

管の上端と下端に対するCCFL相関式を提案し不確かさを評価した⁽²¹⁾。しかし, 大口径管の高温高压条件に対する信頼性は確認されていない。

ホットレグの水平管と加圧器サージ管の微傾斜管でのCCFLおよびSG伝熱管の下端でのCCFLについて前報で報告した^{(22),(23)}。本報では, 鉛直管でのCCFL^{(19),(21)}と加圧器サージ管でのCCFL^{(9),(10),(24)}について述べる。なお, 実験^{(9),(10)}は, 神戸大学との共同研究の一環として実施した。

2. CCFL相関式

原子力プラントの過渡・事故解析では, 例えば一次元二流体モデルで気相流量に対する落下水流量を計算できるが計算精度がよくないため, 落下水流量の計算にはWallisによる次のCCFL相関式⁽¹³⁾が広く使用されている。

$$H_G^{*1/2} + mH_L^{*1/2} = C_j \quad (j = K \text{ or } W) \quad (1)$$

$$H_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k}{gw(\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (k = G \text{ or } L) \quad (2)$$

H_k^* は無次元流速, g [m/s²]は重力加速度, J_k [m/s]は体積流束, w [m]は代表長さ, ρ [kg/m³]は密度であり, 定数 C_j と勾配 m はCCFL測定値から決定される。Bankoffら⁽²⁵⁾は代表長さ w を次式で表している。

$$w = D^{(1-\beta)} L^\beta, \quad 0 \leq \beta \leq 1 \quad (3)$$

$$L = [\sigma / \{g(\rho_L - \rho_G)\}]^{1/2} \quad (4)$$

D [m]は直径, L [m]はラプラス長さ, σ [N/m]は表面張力である。式(2)の代表長さ w により直径 D がCCFL特性に及ぼす影響が決まるため, CCFL相関式の導出では式(3)の β の選定が極めて重要である。

式(2)の無次元流速 H_k^* は, $\beta = 0$ でWallisパラメータ J_k^* に, $\beta = 1$ でKutateladzeパラメータ K_k^* になる。 J_k^* と K_k^* は無次元直径 D^* を用いて相互に変換できる。

$$J_k^* = K_k^* / D^{*1/2}, \quad D^* = D/L \quad (k = G \text{ or } L) \quad (5)$$

3. 縮小モデルでの空気・水実験

本章では、加圧器サージ管の約1/10の縮小モデルを用いた空気・水実験と加圧器サージ管の鉛直管を模擬した空気・水実験の概要について述べる。実験の目的は、流動状態の観察とCCFL特性の測定である。

3.1. 実験装置

加圧器サージ管1/10縮小モデル ($D = 30$ mm, $L/D = 63$) 空気・水実験装置⁽⁹⁾を図1に示す。流動状態を可視化するために、下部タンク、試験部、上部タンクをアクリル樹脂製にしている。蒸気を常温空気でもって下部タンクに供給し、凝縮水を常温空気でもって上部タンクに供給する。上部タンクは大気に解放されている。実験パラメータは空気流量と給水流量である。空気の流れに対向して重力落下する水流量を下部タンク内の水位上昇率で測定した。実験では、空気流量と給水流量の他に傾斜角 θ を変更した。図中の R はエルボの曲率である。

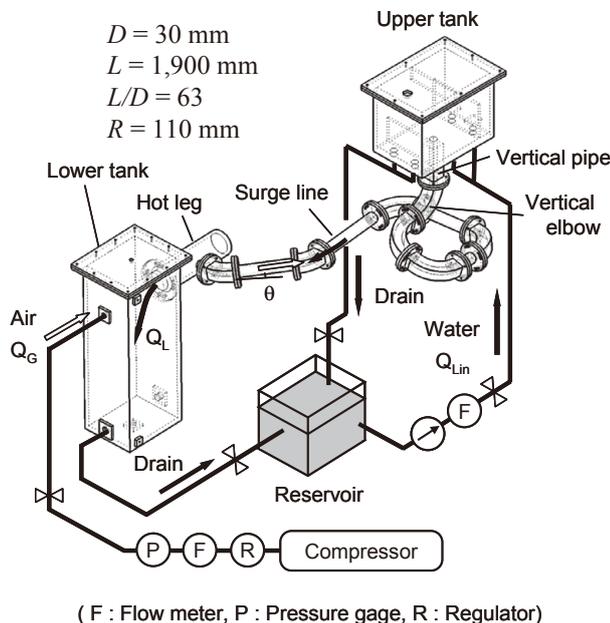


図1 加圧器サージ管1/10空気・水実験装置⁽⁹⁾

加圧器サージ管の鉛直管上端でのCCFL測定用の空気・水実験装置⁽¹⁰⁾を図2に示す。流動状態を可視化するために、下部タンク、試験部、上部タンクをアクリル樹脂製にしている。常温空気を下部タンクに供給し、常温水を上部タンクに供給する。上部タンクは大気に解放されている。実験パラメータは

空気流量と給水流量である。空気の流れに対向して重力落下する水流量を下部タンク内の水位上昇率で測定した。上部タンクには矩形タンクと円形タンクを使用し、上部タンクの水位は0.2 mにした。鉛直管の直径は $D = 30, 45, 60$ mmの3種類とし、上端は面取りのないシャープエッジであり、下端には $D/2$ の曲率を設けた。また、上部タンク水位の影響を測定するために、円筒の上部タンクを用いて、 $D = 30$ mm, 上部タンク水位0.1, 0.2, 0.3, 0.45, 0.6 mでCCFLを測定した。

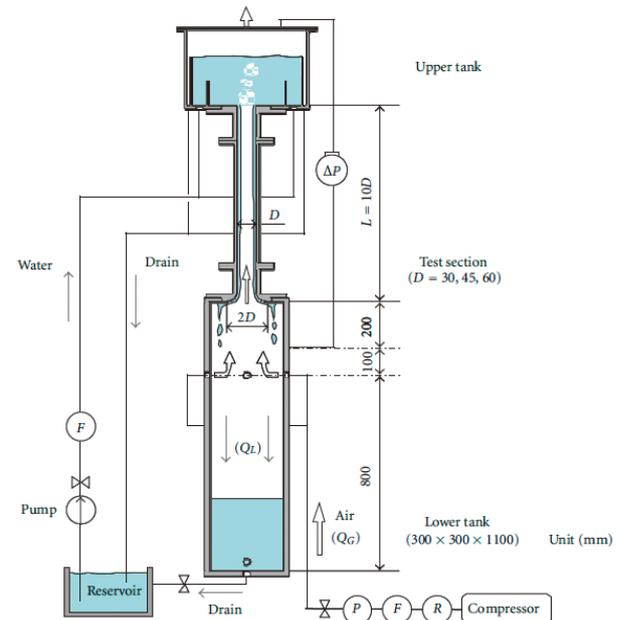


図2 鉛直管の上端CCFL空気・水実験装置⁽¹⁰⁾

3.2. 実験結果

加圧器サージ管1/10空気・水実験⁽⁹⁾でのCCFL特性を図3に、流動状態を図4に示す。

傾斜管での流動状況(図4)は、落下水流量の制限位置が鉛直管の上端の場合(CCFL-U)傾斜管での水深が浅くなり、傾斜管の場合(CCFL-S)傾斜管での水深が深くなり、傾斜管の気相流入部の場合(CCFL-L)流入部近傍から層状噴霧流になる。傾斜角 $\theta \leq 1$ 度ではCCFL-S, $\theta \geq 1$ 度の高 J_G ではCCFL-L, $\theta \geq 1$ 度の中 J_G ではCCFL-Uが生じた。CCFL-Sでは式(3)の代表長さが直径 D になり⁽¹¹⁾, CCFL-Uでは式(3)の代表長さがラプラス長さ L になる⁽¹⁰⁾。このため、 D が大きくなるほど図3のWallisダイアグラム上ではCCFL-Uが厳しくなり鉛直管の上端で落下水流量の制限が生じる可能性が大きくなる。直径が約300 mmの実機条件では、

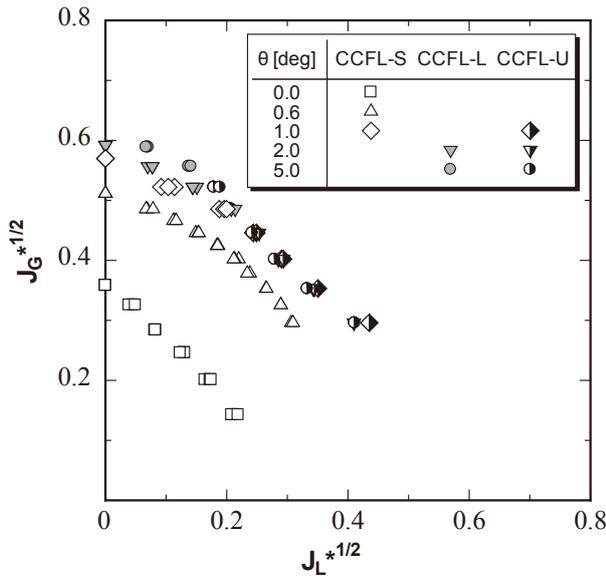


図3 加圧器サージ管1/10装置でのCCFL特性⁽⁹⁾

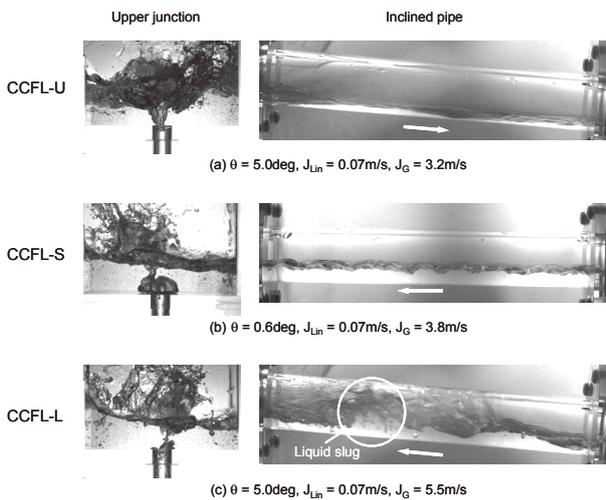


図4 加圧器サージ管1/10装置での流動状態⁽⁹⁾

CCFL-SとCCFL-Uを評価して落下水流速 J_L の値が小さい方を用いるが、鉛直管の上端でのCCFL-Uが制限条件になる⁽²⁴⁾。図2に示したシャープエッジ上端でのCCFL-Uの実験結果は4.2節で述べる。

図3に示したように、配管系統では落下水流量が制限される位置によりCCFL特性が異なるため、評価対象を明確にして議論する必要がある。また、落下水流量が制限される位置により式(2)における代表長さ w が異なるため、縮小モデル実験の結果から実機条件でのCCFLを予測する際には代表長さ w を明らかにしておく必要がある。

4. 鉛直管におけるCCFL特性

鉛直管では、落下水流量が制限される位置がシャープエッジ下端でのCCFL-L、シャープエッジ上端でのCCFL-U、上下端がラウンドエッジの管内でのCCFL-Pで式(2)における代表長さ w が異なる。そこで、本章では落下水流量が制限される位置ごとにCCFL特性について述べる。また、直径 D と流体の物性値がCCFLに及ぼす影響について現状の知見を整理しておく。

4.1. シャープエッジ下端でのCCFL

著者らは、SG伝熱管の下部を模擬する鉛直管を用いて大気圧下での空気・水実験⁽¹⁵⁾と蒸気・水実験⁽¹⁶⁾および短尺の逆U字管を用いて凝縮実験⁽¹⁷⁾を行い、実寸のSG伝熱管で測定されたROSA-IV/LSTFデータ⁽¹⁸⁾を含めてCCFL-Lの相関式と不確かさを導出した⁽¹⁷⁾。

$$J_G^{*1/2} + 0.88J_L^{*1/2} = 0.76 \pm 0.05, \quad 5.6 \leq D^* \leq 19 \quad (6)$$

上式では、式(2)の代表長さ w は直径 D であり、式(1)の無次元流速 H_k^* はWallisパラメータ J_k^* になる。

式(6)とCCFL-Lデータとの比較を図5に示す。空気・水実験⁽¹⁵⁾での直径は20 mm、蒸気・水実験⁽¹⁶⁾での直径は14, 20, 27 mmである。SG伝熱管では蒸気・水(S-W)であるが、空気・水は測定範囲が広く測定精度がよいことから相関式(6)を導出す

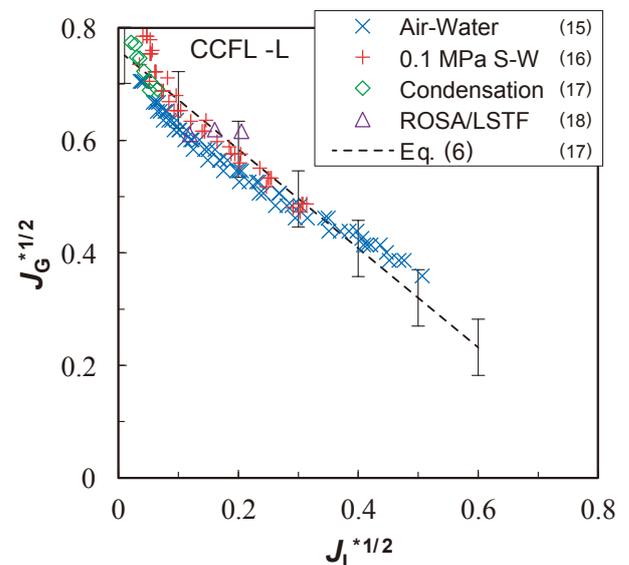


図5 シャープエッジ下端でのCCFL特性⁽¹⁷⁾

る対象データに含めた。短尺の逆U字管による凝縮実験⁽¹⁷⁾での直径は18.4 mmであり、凝縮実験では蒸気の凝縮水が流下するため測定範囲が狭い。実寸のSG伝熱管を用いたROSA-IV/LSTF実験⁽¹⁸⁾での直径は19.6 mm、圧力は1, 3, 7 MPaである。これらの測定値の多くは、式(6)のCCFL定数 $C_W = 0.76$ に対する不確かさ ± 0.05 の範囲にある。CCFL-Lの詳細については前報⁽²³⁾を参照されたい。

4.2. シャープエッジ上端でのCCFL

著者らは、加圧器サージ管の鉛直管を模擬した直径 $D = 30, 45, 60$ mmでの空気・水実験⁽¹⁰⁾を行い、Richterの報告⁽²⁶⁾による $D = 19 \sim 140$ mmでの空気・水実験データ⁽²⁷⁾を用いて、シャープエッジ上端に対するCCFL-Uの相関式と不確かさを導出した⁽²⁴⁾。

$$K_G^{*1/2} + 0.90K_L^{*1/2} = 1.5 \pm 0.1, 7.0 \leq D^* \leq 51 \quad (7)$$

上式では、式(2)の代表長さ w はラプラス長さ L であり、式(1)の無次元流速 H_k^* はKutateladzeパラメータ K_k^* になる。

式(7)とCCFL-Uデータとの比較を図6に示す。Richter⁽²⁶⁾はWallis and Makkenchery⁽²⁷⁾を引用してCCFLデータを図示しているが、Wallis and Makkenchery⁽²⁷⁾は鉛直管内で落下水流量がゼロになる K_G^* の測定値を示したものでCCFLデータは示しておらず、実験装置や実験条件の詳細は明確でない。直径は $D = 19, 25, 32, 38, 44, 51, 64, 76, 89, 100,$

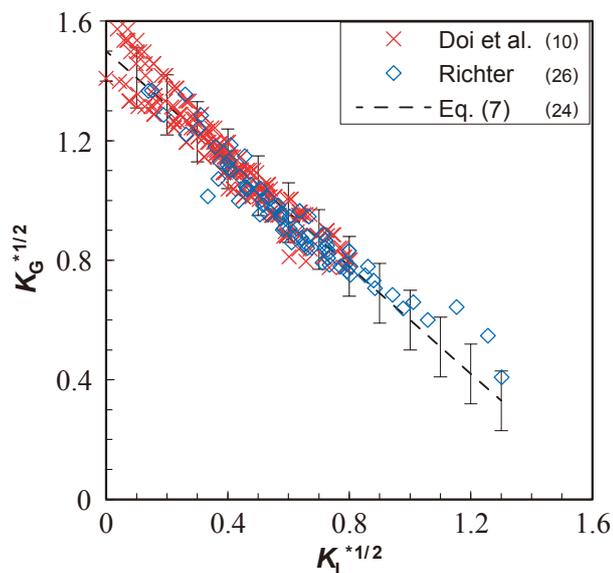


図6 シャープエッジ上端でのCCFL特性⁽²⁴⁾

140 mmである。 $D = 19 \sim 38$ mmと140 mmでは $D = 44 \sim 100$ mmより式(1)の定数 C_K と勾配 m が小さくなっている。Doiら⁽¹⁰⁾は3種類の上部タンクを使用し、矩形タンクと円形タンクでは $D = 30, 45, 60$ mmで測定し、円筒タンクでは $D = 30$ mmで水位を100, 200, 300, 450, 600 mmで測定している。矩形タンク、円形タンク、円筒タンクでCCFL特性に有意な差があるが相違は小さい。円筒タンクでは水位が高くなるほど式(1)の定数 C_K と勾配 m が大きくなっている。直径、上部タンク形状、および上部タンク水位の影響は小さいため、式(7)では定数 $C_K = 1.5$ の不確かさ ± 0.1 として扱った。本研究では蒸気・水系を対象としているが、図6は全て空気・水系での測定値である。

4.3. 管内でのCCFL

Doiら⁽¹⁰⁾は3種類の上部タンク（矩形、円形および円筒）を使用してシャープエッジ上端でのCCFLを測定したが、円形タンクの $D = 30, 45$ mmで管内上部でのフラッシングが生じた（ $D = 60$ mmでは発生せず）。これは、上端から落下した液塊が上昇空気の抗力で上昇して上部タンクに流入する現象であり、高 J_G で発生する。著者らは、Doiら⁽¹⁰⁾による $D = 30, 45$ mmでの管内CCFLと類似しているRichter報告⁽²⁶⁾による $D = 19, 38$ mmの高 J_G で管内CCFLが生じていると判断し、シャープエッジ上端形状での管内CCFL（CCFL-P/SE）の相関式を導出した⁽¹⁹⁾。

$$J_G^{*1/2} D^{*1/8} + 0.60 J_L^{*1/2} D^{*1/8} = 0.95 \pm 0.07, \quad 7.0 \leq D^* \leq 16.5 \quad (8)$$

上式では、式(2)の代表長さ w は $D^{0.5}L^{0.5}$ である。

式(8)とシャープエッジ上端形状での管内CCFLデータとの比較を図7に示す。実験と直径により勾配が異なり不確かさが ± 0.07 と比較的大きい。

著者らは、上端と下端がラウンドエッジの管内CCFLに関する従来データ^{(28)~(31)}を用いて、管内CCFL（CCFL-P）の相関式を導出した⁽¹⁹⁾。

$$J_G^{*1/2} D^{*1/8} + 0.90 J_L^{*1/2} D^{*1/8} = 1.2 \pm 0.07, \quad 6.6 \leq D^* \leq 18.6 \quad (9)$$

上式では、式(8)と同様に、式(2)の代表長さ w は $D^{0.5}L^{0.5}$ である。

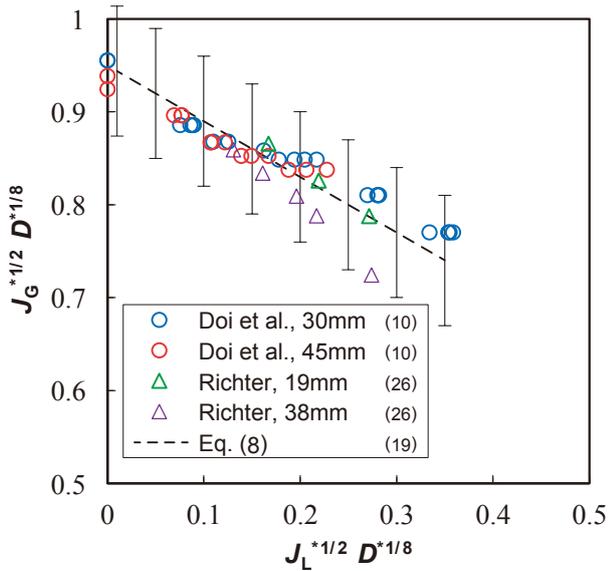


図7 シャープエッジ上端形状での管内CCFL⁽¹⁹⁾

式(9)と上下端がラウンドエッジでの管内CCFLデータ^{(28)~(31)}との比較を図8に示す. 測定値^{(28)~(31)}は全て空気・水系である. CCFL-Pでは図7に示したCCFL-P/SEより J_L が大きい.

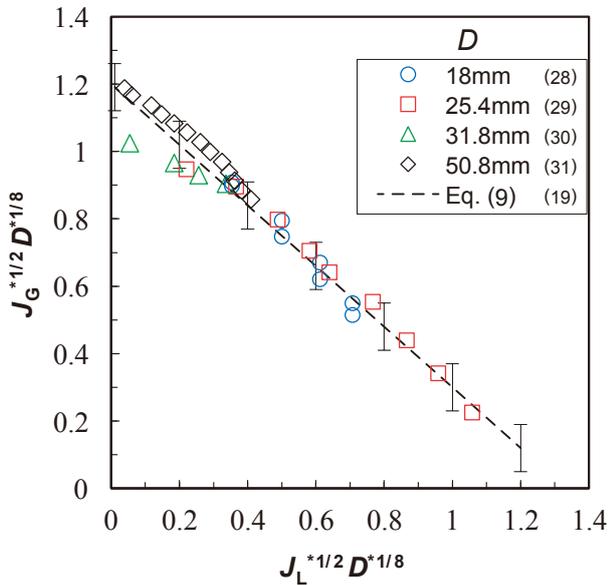


図8 上下端がラウンドエッジでの管内CCFL⁽¹⁹⁾

直径が大きくなると式(2)の代表長さ w は L になりCCFL定数が $C_K = 1.79$ になるとされている⁽²⁷⁾. 式(5)を用いて式(9)の J_k^* を K_k^* に変換し, 上限値 $C_K = 1.79$ を適用すると次式が得られる⁽¹⁹⁾.

$$K_G^{*1/2} + 0.90K_L^{*1/2} = \min[(1.2 \pm 0.07)D^{*1/8}, 1.79],$$

$$D^* \geq 6.6 \quad (10)$$

4.4. 鉛直管でのCCFLに対する直径の影響

鉛直管に対するCCFL相関式の定数を C_K に変換して図9に示す. ここでは, 式(6)のCCFL-L相関式, 式(7)のCCFL-U相関式, 式(9)と式(10)のCCFL-P相関式および式(8)のCCFL-P/SE相関式を比較している. CCFL-Uは, Kutateladzeパラメータ支配であるため, 直径によらず C_K は一定値をとる. その他の相関式では直径が大きくなるほど C_K が大きくなり, CCFL-Pでは一定値1.79に漸近する. C_K はCCFL-P, CCFL-U, CCFL-Lの順に大きく, この順に落下水流量が多くなる. しかし, 直径が大きくなるとCCFL-LとCCFL-Uの大小関係が逆転し, 上端で落下水流量が制限される. 上端がシャープエッジでの管内制限であるCCFL-P/SEは, 特定の条件で生じ, 直径が大きくなると発生していない.

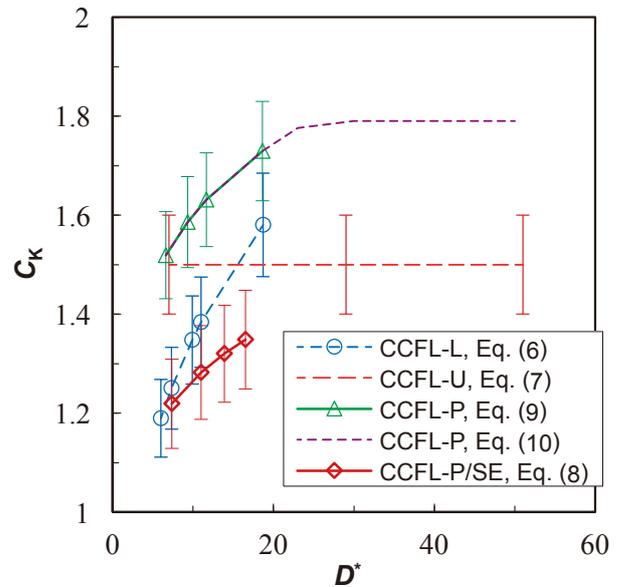


図9 鉛直管でのCCFLに対する直径の影響⁽¹⁹⁾

落下水の制限位置により鉛直管内での流動状態, 平均液膜厚さ(もしくは平均ボイド率)および圧力勾配が異なる. CCFL-Lでは, 液膜が厚く圧力勾配が大きくなる. 上端での落下水体積流束 J_{LU} と下端での落下水体積流束 J_{LL} との差($J_{LU} - J_{LL} > 0$)により下端で蓄水され, 環状の水塊が大きくなると上昇して上端から流出する⁽¹⁵⁾. これは上端と下端との落下水の差($J_{LU} - J_{LL}$)を輸送するメカニズムであり, J_{LL} を直接決定しているメカニズムは明らかでない. CCFL-Uでは, 液膜が薄く圧力勾配が小さいが, 落下水体積流束 J_{LU} が周期的に大きく変動するため鉛直方向に波状の液膜厚さ分布が存

在する。周期性の乱れが小さく変動が大きい場合に、管内で環状の水塊が形成され上昇して上端から流出するCCFL-P/SEが生じる⁽¹⁰⁾。落下水の一部が環状の水塊になって上昇・流出するため時間平均の J_L がCCFL-Uより小さくなる。Wallis and Makkenchery⁽²⁷⁾によれば、小口径管では液膜下端に環状の水塊が形成されるが、大口径管では水塊が形成されないとしている。液膜下端の下方は乾き面であることからCCFL-Pと状況は異なるが、直径が大きくなるとCCFL-P/SEが生じないことから、大口径管では環状の水塊が生じにくくなる（少なくとも周方向に分断される）と推察される。鈴木・植田⁽²⁸⁾によれば、CCFL-P ($D = 18$ mm)においても環状の水塊の形成と上昇が観察されており、水塊は中央より下端に近い位置で形成される場合が多いとしている。したがって、小口径管ではCCFL-LとCCFL-Pとで管内での流動状態が類似していると推察される。

4.5. 鉛直管CCFLに対する物性値の影響

鉛直管でのフラッディング開始に対する流体物性値の影響に関する研究は多いが、フラッディング状態での J_G と J_L の関係を示すCCFLに対する流体物性値の影響に関する研究は少ない。

Wallis⁽¹³⁾は、上端と下端がラウンドエッジの鉛直管 ($D = 19$ mm) で空気とグリセリン水溶液を用いた実験を行い、取得したCCFL-Pデータの一部に対して式(11)で定義される液相の逆粘性数 N_L （浮力と粘性力の比）を用いた相関式を示している。

$$N_L = [\rho_L(\rho_L - \rho_G)gD^3]^{1/2} / \mu_L \quad (11)$$

しかし、 N_L に含まれている直径 D の妥当性は確認されていない。

Ilyukhinら⁽²⁰⁾は、上端と下端がシャープエッジの鉛直管 ($D = 20$ mm) で高温高压 ($P = 0.6 \sim 4.1$ MPa) の蒸気と水を用いた実験を行い、取得したCCFLデータをWallis型の相関式で表し、定数を気液密度比の指数関数 $(\rho_G/\rho_L)^{0.05}$ で補正している。しかし、CCFLデータが多い大気圧下での空気・水系の空気密度は約0.2 MPaの蒸気密度に相当し、 ρ_G/ρ_L は空気・水系に適用できない。

Zapke and Kröger⁽³²⁾は、下端がシャープエッジの鉛直管 ($D = 30$ mm) で空気とメタノール水溶液を用いた実験を行い、取得したCCFLデータを

Wallis型の相関式で表し、定数を式(12)で定義される液相オーネソルゲ数 Oh_L の指数関数 $Oh_L^{-0.05}$ で補正している。

$$Oh_L = \mu_L / (\sigma \rho_L D)^{1/2} \quad (12)$$

式(11)と同様に、 Oh_L に含まれている直径 D の妥当性は確認されていない。

著者らは、下端がシャープエッジの鉛直管を用いて、 $D = 20$ mmでの空気・水実験⁽¹⁵⁾と空気・グリセリン水溶液実験⁽¹⁶⁾および $D = 14, 20, 27$ mmでの蒸気・水実験⁽¹⁶⁾を行ない、補正項に気液粘性比 μ_G/μ_L の指数関数を用いたCCFL-L相関式を導出した⁽¹⁶⁾。このCCFL-L相関式の導出⁽¹⁶⁾では、従来研究で使用された流体物性値に関する各種の無次元量について検討して μ_G/μ_L を選択した。

式(2)～(4)に含まれていない液相粘性 μ_L は落下水流量に影響する⁽¹³⁾、空気と蒸気で気相粘性 μ_G の変化は小さいことから、著者ら⁽²¹⁾は流体物性値の補正項に μ_G/μ_L を使用し、鉛直管CCFLに対するWallis型の相関式を導出した。直径 D の影響は落下水流量の制限位置によりCCFL-L, CCFL-U, CCFL-Pで異なるため、 $D = 18 \sim 20$ mmの範囲に限定して気液粘性比 μ_G/μ_L が式(1)の勾配 m と定数 C_W に及ぼす影響について検討した。 μ_G/μ_L と C_W および m との関係を図10に示す。常温常圧の空気・水を境界にして μ_G/μ_L の影響が大きい領域と小さい領域に区分できる。空気・グリセリン水溶液では、 μ_G/μ_L の C_W への影響が中程度の低濃度領域と m への影響が大きい高濃度領域に区分できる。つまり、水、低濃度グリセリン水溶液、高濃度グリセリン水溶液の3領域に区分できる。この結果より、特定領域でのCCFLデータを用いて異なる領域に外挿評価できないことが明らかである。

図10に示す定数 C_W と勾配 m を水、低濃度グリセリン水溶液、高濃度グリセリン水溶液の3領域ごとに最小二乗法を用いて μ_G/μ_L の指数関数を求めた。求めた μ_G/μ_L の指数関数を用いてCCFLデータを整理した。 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-Lを図11に、CCFL-Uを図12に、CCFL-Pを図13に示す。図11のCCFL-Lと図12のCCFL-Uは常温水から高温水の領域を示し、図13のCCFL-Pは低濃度グリセリン水溶液の領域を示す。図11～13に示すCCFLデータに対して最小二乗法を用いてWallis型の相関式(1)の勾配 m と定数 C_j を求めた⁽²¹⁾。

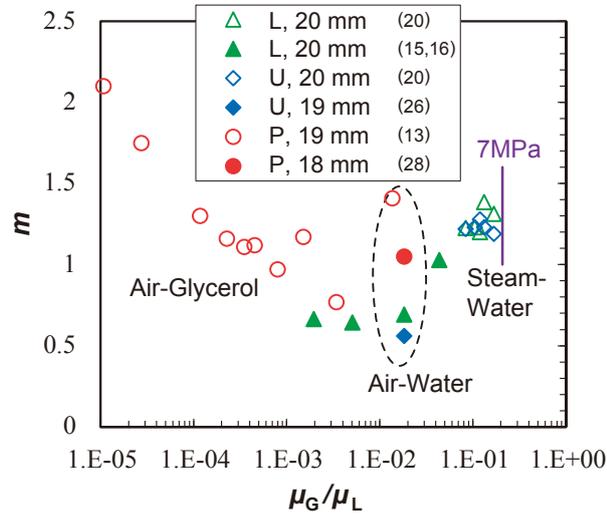
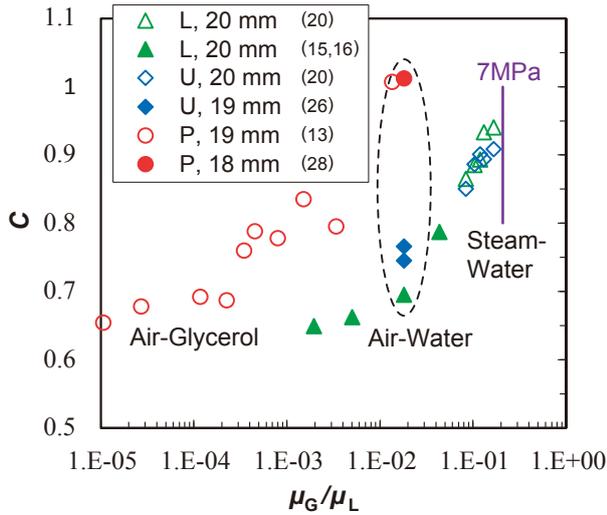


図10 μ_G/μ_L が定数 C_w と勾配 m に及ぼす影響⁽²¹⁾
(L: CCFL-L, U: CCFL-U, P: CCFL-P)

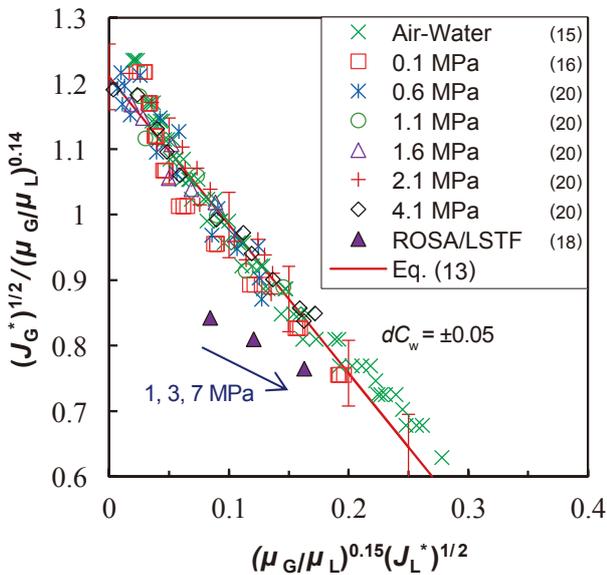


図11 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-L⁽²¹⁾

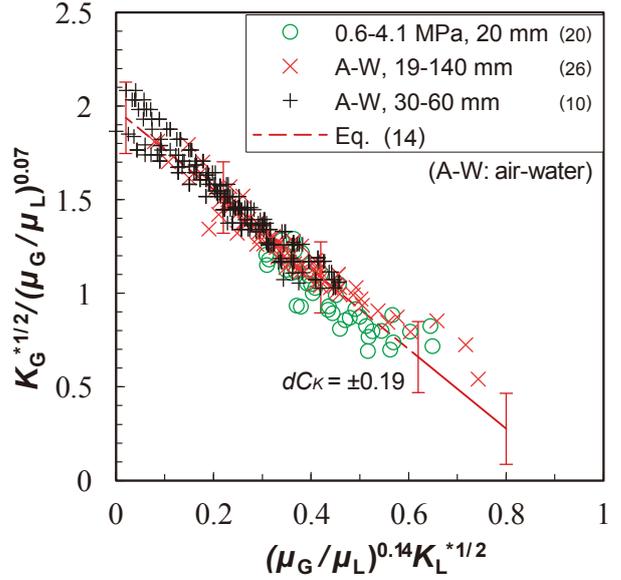


図12 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-U⁽²¹⁾

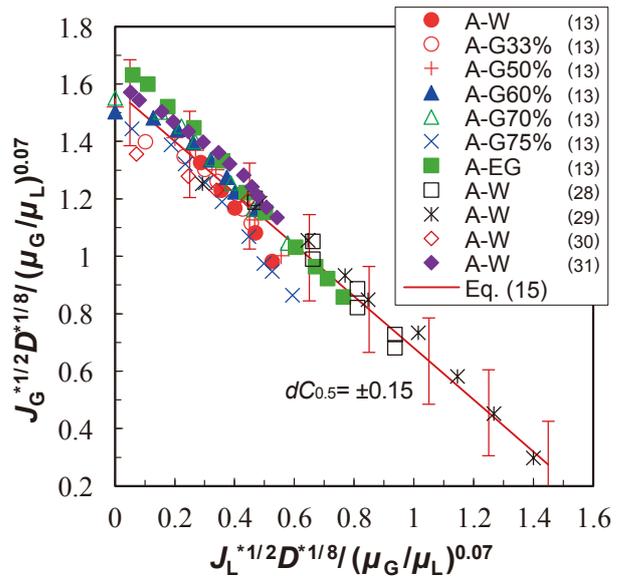


図13 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-P⁽²¹⁾
(A: air, EG: ethylene glycol, G: glycerol, W: water)

$$J_G^{*1/2} + 2.26(\mu_G/\mu_L)^{0.29} J_L^{*1/2} = (1.2 \pm 0.05) \cdot (\mu_G/\mu_L)^{0.14} \quad (\text{CCFL-L}) \quad (13)$$

$$K_G^{*1/2} + 2.13(\mu_G/\mu_L)^{0.21} K_L^{*1/2} = (1.98 \pm 0.19) \cdot (\mu_G/\mu_L)^{0.07} \quad (\text{CCFL-U}) \quad (14)$$

$$J_G^{*1/2} + 0.90 J_L^{*1/2} = (1.58 \pm 0.15) \cdot (\mu_G/\mu_L)^{0.07} / D^{*1/8} \quad (\text{CCFL-P}) \quad (15)$$

表1 勾配 m と定数 C_j に対する液相粘性の影響⁽²¹⁾

Liquid	Water	Low concentration glycerol	High concentration glycerol
CCFL-L ($\beta = 0$) $5.6 \leq D^* \leq 19$	$m = 2.26 (\mu_G/\mu_L)^{0.29}$ $C_W = (1.2 \pm 0.05) (\mu_G/\mu_L)^{0.14}$	$m = 0.74 (\mu_G/\mu_L)^{0.02}$ $C_W = 0.78 (\mu_G/\mu_L)^{0.03}$	N/A
CCFL-U ($\beta = 1$) $7 \leq D^* \leq 51$	$m = 2.13 (\mu_G/\mu_L)^{0.21}$ $C_K = (1.98 \pm 0.19) (\mu_G/\mu_L)^{0.07}$	N/A	N/A
CCFL-P ($\beta \approx 0.5$) $6.6 \leq D^* \leq 38$	N/A	$m = 0.90$ $C_{0.5} = (1.58 \pm 0.15) (\mu_G/\mu_L)^{0.07}$	$m = 0.11 (\mu_G/\mu_L)^{-0.27}$ $C_{0.5} = 0.87$

式(13)～(15)は μ_L を変更したCCFLデータがある代表的な領域に対して導出したものである。他の領域を含むCCFL相関式の勾配 m と定数 C_j に対する μ_L の影響を表1に示す。各領域の境界は隣接領域との m もしくは C_j の交点から求まる。CCFL-Pに対する蒸気・水データは見当たらない。

図11に示したCCFL-Lでは、Ilyukhinら⁽²⁰⁾とYonomotoら⁽¹⁸⁾とで測定値の相違が大きく、式(13)はROSA-IV/LSTFデータ⁽¹⁸⁾との一致が悪い。相違の原因は明らかでないが、実験装置と測定方法の相違によると思われる。したがって、SG伝熱管のCCFL評価にはKusunokiら⁽¹⁷⁾による式(6)の使用を推奨し、一般的なシャープエッジ下端でのCCFL評価には式(13)の使用を推奨する。異なる実験で測定値の相違が大きい場合があり、評価対象に応じて適切な相関式を選定する必要がある。

図12に示したCCFL-Uに関する著者らの目的は直径約300 mmの加圧器サージ管への適用であるが、 μ_L の影響は直径20 mmでの測定値に基づいており、式(14)の大口徑への適用性は明らかでない。

図13に示したCCFL-Pと式(15)は低濃度グリセリン水溶液の領域に対するものであり、式(15)を高温高压の蒸気・水系に外挿使用することはできない。表1のCCFL-Lで C_W と m に対する μ_G/μ_L の指数が変化すると同様に、蒸気・水系では μ_G/μ_L の指数が式(15)と異なる可能性が大きく、蒸気・水実験による確認が必要である。

5. 加圧器サージ管でのCCFL

Takeuchiら⁽⁶⁾は、AP600の加圧器サージ管を対象として傾斜管、鉛直管、鉛直エルボでのCCFLを評価し、傾斜角が1度以上では鉛直管で落下水流量が制限されると結論付けた。また、AP600の縮小模擬実験装置APEXを用いた中小破断冷却材喪失事故(LOCA)模擬実験において、加圧器逃し弁ノズルの圧力損失から蒸気流量を測定し、加圧器

内の水位変化から落下水流量を求めてCCFLを評価した。彼らは、このAPEXデータを大口徑の管内CCFLに対する定数 $C_K = 1.79$ と比較し、APEXデータは $C_K = 1.5$ に近いと評価⁽⁶⁾したが、CCFL相関式を提案していない。そこで、著者ら⁽²⁴⁾は、微傾斜管でのCCFLと鉛直管のシャープエッジ上端でのCCFLを比較し、加圧器サージ管に対するCCFL相関式を導出した。

著者らが使用している過渡・事故解析コードRELAP5では式(1)～(4)で定義されるCCFL相関式が使用されており、RELAP5/MOD3.2では式(3)の β 、および式(1)の m と C_j を入力する。したがって、RELAP5/MOD3.2で使用するCCFL相関式では流体物性値の影響は定数 C_j の不確かさ $\pm dC_j$ に含め、感度解析や統計解析により不確かさの影響を評価している⁽³³⁾。

5.1. 鉛直管上端でのCCFL

著者ら⁽²⁴⁾は鉛直管のシャープエッジ上端に対するCCFLの従来データを用いてCCFL相関式を導出した。

$$K_G^{*1/2} + 0.90K_L^{*1/2} = 1.4 \pm 0.2 \quad (16)$$

式(16)と従来データとの比較を図14に示す。図中の“0.1 MPa”は空気・水系であり、Doiら⁽¹⁰⁾とRichter⁽²⁶⁾は図6に示した測定値と同じである。“1R”は $D = 300$ mmに対する環状流モデルでの一領域計算の結果であり、一般的には落下水流量が小さくなる空気・水条件で計算した。環状流モデル計算に使用した気液界面摩擦の相関式は直径140 mmまでの空気・水実験データ⁽²⁶⁾から導出されており、大口徑に適用すると落下水流量が低下し、高温高压の蒸気・水系に適用すると勾配 m が非合理的に大きくなる⁽²⁴⁾。Ilyukhinら⁽³⁴⁾は、 $D = 20, 30$ mmでの蒸気・水データである。“1～8 MPa”⁽³⁴⁾は本文での記述を参照して“0.3～1.6 MPa”の平均値の1.1倍を表示

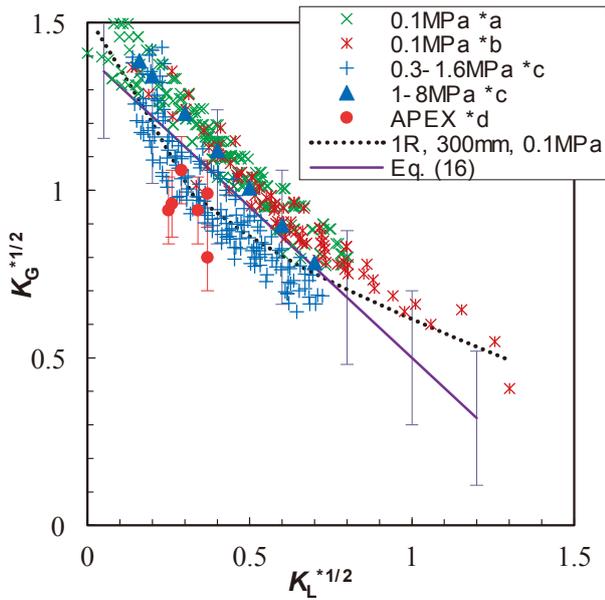


図14 鉛直管上端CCFLの相関式と不確かさ⁽²⁴⁾
 (*a Doi et al.⁽¹⁰⁾, *b Richter⁽²⁶⁾,
 *c Ilyukhin et al.⁽³⁴⁾, *d Takeuchi et al.⁽⁶⁾)

した。APEX⁽⁶⁾はAP600の縮小模擬実験装置であり、加圧器サージ管の直径は89 mmであり、CCFLは中小破断LOCA模擬実験で取得された測定値である。CCFL測定では実験装置や実験方法の影響が大きいため、使用する情報量が多くなると不確かさが大きくなる。

5.2. 落下水流量の制限位置

加圧器サージ管の微傾斜管と鉛直管上端でのCCFL特性の比較を図15に示す。微傾斜管の仕様は、

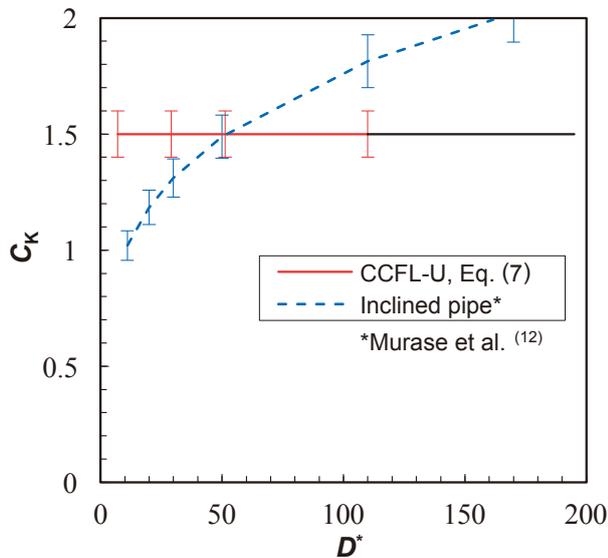


図15 加圧器サージ管の微傾斜管と鉛直管上端でのCCFLの比較⁽²⁴⁾

図1に示した実験装置の加圧器サージ管の仕様を10倍した実機条件である。微傾斜管に対するCCFL相関式は、一次元計算と三次元解析によって求めた実機条件に対するCCFL特性から求めた^{(12),(22)}。微傾斜管に対する無次元流速の代表長さは $w = D$ であり、式(5)を用いて $C_w = 0.56 \pm 0.035$ を C_K に変換($C_K = (0.56 \pm 0.035) D^{*1/4}$)して図示した。鉛直管の上端に対するCCFL相関式は式(7)である。直径 $D = 300$ mmでは、0.1~7 MPaでの無次元直径は $D^* = 110 \sim 190$ になる。 $D^* = 110 \sim 190$ の範囲では、微傾斜管より鉛直管上端で定数 C_K が小さく、鉛直管の上端で落下水流量が制限される。

5.3. 加圧器サージ管のCCFL

式(16)と加圧器サージ管の縮小モデル実験によるCCFL測定値との比較を図16に示す。Futatsugiら⁽⁹⁾による実験は1/10縮小モデル(直径30 mm)での空気・水系であり、図3に示したCCFL-UをKutateladzeパラメータ K_k^* に変換してプロットした。直径89 mmでの蒸気・水実験であるAPEXデータ⁽⁶⁾と30 mmでの空気・水データ⁽⁹⁾とは一つの直線上にある。これらの縮小モデル実験によるCCFL測定値から相関式を求めると次式で表せる⁽²⁴⁾。

$$K_G^{*1/2} + 0.94K_L^{*1/2} = 1.24 \pm 0.1 \tag{17}$$

鉛直管の上端に対する相関式(16)と加圧器サージ管の縮小モデルに対する相関式(17)には明確な相違が

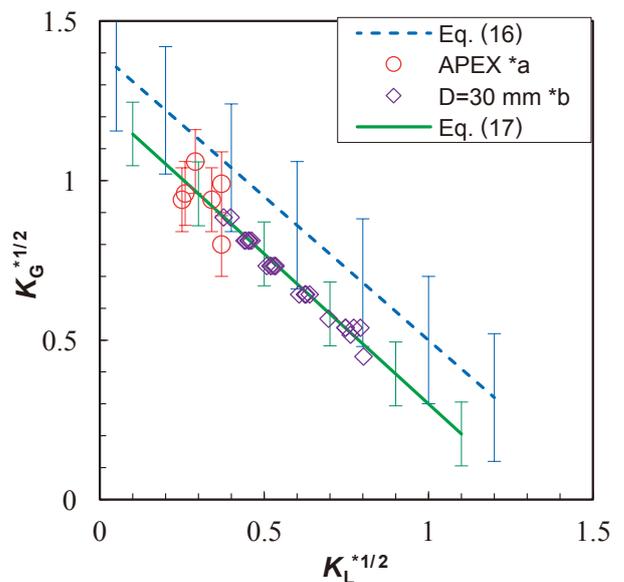


図16 加圧器サージ管のCCFL特性⁽²⁴⁾
 (*a: Takeuchi et al.⁽⁶⁾, b: Futatsugi et al.⁽⁹⁾)

あり、縮小モデルでは鉛直管上端より落下水流量が小さくなっているが、この原因は明確でない。

式(17)ではCCFL定数の不確かさが約8% (= 0.1/1.24)であり、微傾斜管に対する不確かさ約6% ($C_K = (0.56 \pm 0.035) D^{*1/4}$)⁽¹²⁾より少し大きい。実験装置の相違がCCFL特性に及ぼす影響は比較的大きく、実験装置と実験方法によって異なるが、一定値以上の直径(鉛直管の上端と加圧器サージ管の縮小モデルでは30 mm以上)では、直径と流体物性値がCCFL特性に及ぼす影響は比較的小さいと判断している。したがって、式(17)を加圧器サージ管の実機条件に適用できると判断している。

6. 考察

6.1. 鉛直管でのCCFL

前報⁽²²⁾で述べたように、ホットレグの水平管や加圧器サージ管の微傾斜管に対しては層状流モデルによる一次元計算でCCFLを精度よく予測できる。しかし、鉛直管でのCCFL予測については、三次元解析、環状流モデルによる一領域計算とともに定量評価できる状況に至っていない⁽²³⁾。このため、鉛直管でのCCFLは、本報で述べたように実験データに基づく相関式に依存しているが、実験装置や測定方法による測定値の相違が大きく不確かさが大きい。図9に示したように、落下水流量の制限位置により式(2)における代表長さ w が異なり、直径の影響が異なることに留意する必要がある。また、鉛直管の上端でのCCFL-Uについては、図9から明らかのように無次元直径 D^* が小さくなると管内でのCCFL-Pで落下水流量が制限されることになるが、異なる実験での測定値の相違が大きく D^* が小さい範囲でのCCFL特性は明確になっておらず、今後の検討課題である。

6.2. 加圧器サージ管でのCCFL

加圧器サージ管では、図15に示したように、鉛直管の上端で落下水流量が制限される。しかし、図16に示したように、加圧器サージ管の縮小モデルを用いた実験によるCCFLデータではCCFL-Uより落下水流量が小さくなっており、この原因は明らかでない。西安交通大学で行われたAP1000の加圧器サージ管の縮小モデル($D = 90$ mm)を用いた実

験結果によると、空気・水データ⁽⁸⁾は式(17)と式(16)の間になっており、大気圧下での蒸気・水データ⁽³⁵⁾は式(17)の下限值に近い。これらの西安交通大学での測定値^{(8),(35)}を含めて導出される相関式は式(17)と顕著な相違はないが、式(17)より不確かさが大きくなる。Yuら⁽³⁵⁾は、気液密度比の変化により蒸気・水系での落下水流量⁽³⁵⁾が空気・水系での落下水流量⁽⁸⁾より少なくなったと推定している。一方、鉛直管におけるCCFLでは、表1に示したように、水温の上昇に伴って液相粘性が小さくなり定数 C が大きくなる(落下水流量が増加する)。このような実験データ相互の不整合が散見されるため、従来データやCCFL相関式の使用に際しては工学的な判断や選択が必要である。

7. まとめ

本報では、鉛直管でのCCFL^{(9),(21)}と加圧器サージ管でのCCFL^{(9),(10),(24)}について、公開済み論文における主な結果について紹介した。

鉛直管では、上端と下端の形状によりシャープエッジ下端でのCCFL-L、シャープエッジ上端でのCCFL-U、両端がラウンドエッジの管内でのCCFL-Pに分類される。Wallis型の相関式に用いる無次元流速における代表長さ $w = D^\beta L^{(1-\beta)}$ (D は直径、 L はラプラス長さ)において、CCFL-Lでは $\beta = 0$ (無次元流速はWallisパラメータになる)、CCFL-Uでは $\beta = 1$ (無次元流速はKutateladzeパラメータになる)、CCFL-Pでは $\beta \approx 0.5$ になる。流体物性値では液相粘性の影響が大きく、水温が高くなると液相粘性が小さくなりWallis型の相関式の定数 C と勾配 m が大きくなる。

加圧器サージ管では、鉛直管の上端で落下水流量が制限される(CCFL-U)。加圧器サージ管の縮小モデルを用いた実験によるCCFLデータからWallis型の相関式($\beta = 1$, $C_K = 1.24 \pm 0.1$, $m = 0.94$)を導出した。しかし、この相関式ではCCFL-U($\beta = 1$, $C_K = 1.4 \pm 0.2$, $m = 0.90$)より C_K が小さくなっており、その原因は明らかでない。最近公開された西安交通大学におけるAP1000の加圧器サージ管の縮小モデル実験データを含めると C_K の不確かさが ± 0.1 より大きくなる。

文 献

- (1) Al Issa, S. and Macian, R., "A review of CCFL phenomena," *Annals Nucl. Energy*, Vol. 38, pp. 1795-1819 (2011).
- (2) Minami, N., Nishiwaki, D., Nariai, T., Tomiyama, A. and Murase, M., "Counter-current Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling (I) Air-Water Tests for 1/15-Scale Model of a PWR Hot Leg," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 47, No. 2, pp. 142-148 (2010).
- (3) Murase, M., Tomiyama, A., Lucas, D., Kinoshita, I., Utanohara, Y. and Yanagi, C., "Correlation for countercurrent flow limitation in a PWR hot leg," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 49, No. 4, pp. 398-407 (2012).
- (4) Mayinger, F., Weiss, P. and Wolfert, K., "Two-phase flow phenomena in full-scale reactor geometry," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 145, No. 1-2, pp. 47-61 (1993).
- (5) Geffraye, G., Bazin, P., Pichon, P. and Bengaouer, A., "CCFL in hot legs and steam generators and its prediction with the CATHARE code," *Proc. the 7th Int. Top. Mtg. Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-7)*, Saratoga Springs (NY), USA, Sep. 10-15, pp. 815-826 (1995).
- (6) Takeuchi, K., Young, M. Y. and Gagnon, A. F., "Flooding in the pressurizer surge line of AP600 plant and analyses of APEX data," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 192, No. 1, pp. 45-58 (1999).
- (7) Cullum, W., Reid, J. and Vierow, K., "Water inlet subcooling effects on flooding with steam and water in a large diameter vertical tube," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 273, pp. 110-118 (2014).
- (8) Yu, J., Zhang, D., Shi, L., Wang, Z., Yan, S., Dong, B., Tian, W., Su, G. and Qiu, S., "Experimental Investigation of Air-Water CCFL in the Pressurizer Surge Line of AP1000," *Nuclear Technology*, Vol. 196, pp. 614-640 (2016).
- (9) Futatsugi, T., Yanagi, C., Murase, M., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Counter-current Air-Water Flow in a Scale-Down Model of a Pressurizer Surge Line," *Sci. Technol. Nucl. Installations*, Vol. 2012, Article ID 174838 (2012).
- (10) Doi, T., Futatsugi, T., Murase, M., Hayashi, K., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Counter-current Flow Limitation at the Junction between the Surge Line and the Pressurizer of a PWR," *Sci. Technol. Nucl. Installations*, Vol. 2012, Article ID 754724 (2012).
- (11) Murase, M., Kinoshita, I., Kusunoki, T., Lucas, D. and Tomiyama, A., "Countercurrent flow limitation in a slightly inclined pipe with elbows," *Trans. ASME, J. Nucl. Eng. Radiation Sci.*, Vol. 1, No. 4, 041009-041009-9 (2015).
- (12) Murase, M., Utanohara, Y., Kusunoki, T., Yamamoto, Y., Lucas, D., Tomiyama, A., "Prediction of countercurrent flow limitation and its uncertainty in horizontal and nearly horizontal pipes," *Nuclear Technology*, Vol. 197, No. 2, pp. 140-157 (2017).
- (13) Wallis, G. B., *One-Dimensional Two-Phase Flow*, McGraw Hill, New York, pp. 336-345 (1969).
- (14) Bankoff, S. G. and Lee, S. C., *A Critical Review of the Flooding Literature*, NUREG/CR-3060, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington D.C. (1983).
- (15) 楠木貴世志, 土井大我, 藤井雄基, 辻峰史, 村瀬道雄, 富山明男, 蒸気発生器U字管下部を模擬した鉛直管下端での気液対向流制限に関する空気・水実験, *混相流*, Vol. 28, No. 1, pp. 62-70 (2014).
- (16) Kusunoki, T., Murase, M., Fujii, Y., Nozue, T., Hayashi, K., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Effects of Fluid Properties on CCFL Characteristics at a Vertical Pipe Lower End," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 52, No. 6, pp. 887-896 (2015).
- (17) Kusunoki, T., Nozue, T., Hayashi, K., Hosokawa, S., Tomiyama, A. and Murase, M., "Condensation Experiments for Counter-Current Flow Limitation in an Inverted

- U-Tube,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 53, No. 4, pp. 486-495 (2016).
- (18) Yonomoto, T., Anoda, Y., Kukita, Y. and Peng, Y., “CCFL Characteristics of PWR Steam Generator U-tubes,” *Proc. the Int. Topical Mtg. on Safety of Thermal Reactor*, pp. 522-529 (1991).
- (19) 山本泰功, 村瀬道雄, 林公祐, 細川茂雄, 富山明男, 鉛直管内における気液対向流制限, 混相流, Vol. 30, No. 4, pp. 392-401 (2016).
- (20) Ilyukhin, Yu. N., Balunov, B. F., Smirnov, E. L. and Gotovskii, M. A., “Hydrodynamic Characteristics of Two-Phase Annular Flow in Vertical Channels (translated by authors),” *Teplofiz. Vys. Temp.* (in Russian), Vol. 26, No. 5, pp. 923-931 (1988).
- (21) 村瀬道雄, 楠木貴世志, 山本泰功, 合田頼人, 林公祐, 細川茂雄, 富山明男, 鉛直管での気液対向流制限に対する流体物性値の影響, 混相流, Vol 31, No. 2, pp. 152-161 (2017).
- (22) 村瀬道雄, 木下郁男, 歌野原陽一, 楠木貴世志, 富山明男, 水平に近い円管における気液対向流制限, *J. Institute of Nuclear Safety System*, Vol. 24, pp. 188-200 (2017).
- (23) 楠木貴世志, 村瀬道雄, 富山明男, 蒸気発生器の伝熱管下端における気液対向流制限に関する研究のレビュー, *J. Institute of Nuclear Safety System*, Vol. 24, pp. 211-220 (2017).
- (24) Yamamoto, Y., Murase, M. and Tomiyama, A., “Countercurrent flow limitation in a pressurizer surge line,” *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 326, pp. 175-182 (2018).
- (25) Bankoff, S. G., Tankin, R. S., Yuen, M. C. and Hsieh, C. L., “Countercurrent Flow of Air/Water and Steam/Water through a Horizontal Perforated Plate,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 24, No. 8, pp. 1381-1395 (1981).
- (26) Richter, H. J., “Flooding in Tubes and Annuli,” *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 7, No. 6, pp. 647-658 (1981).
- (27) Wallis, G. B. and Makkenchery, S., “The Hanging Film Phenomenon in Vertical Annular Two-Phase Flow,” *J. Fluids Eng.*, Vol. 96, No. 3, pp. 297-298 (1974).
- (28) 鈴木新一, 植田辰洋, 対向気液二相流における液膜挙動とフラッディング (第1報, 円管内流の場合), *日本機械学会論文集 (第2部)*, Vol. 44, No. 377, pp. 164-173 (1978).
- (29) Nichlin, D. J. and Davidson, J. F., “The Onset of Instability in Two-Phase Slug Flow,” *Proc. Symp. Two-Phase Fluid*, No. 4, Inst. Mechanical Engineers, London (1962).
- (30) Clift, R., Pritchard, C. L. and Nedderman, R. M., “The Effect of Viscosity on the Flooding Conditions Wetted Wall Columns,” *Chem. Eng. Sci.*, Vol. 21, pp. 87-95 (1966).
- (31) Dukler, A. E. and Smith, L., “Two-Phase Interactions in Counter Current Flow: Studies of the Flooding Mechanism,” NUREG/CR-0619, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington D.C. (1979).
- (32) Zapke, A. and Kröger, D. G., “The Influence of Fluid Properties and Inlet Geometry on Flooding in Vertical and Inclined Tubes,” *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 22, pp. 461-472 (1996).
- (33) Yamada, M., Kinoshita, I., Torige, T., Murase, M., Yoshida, Y. and Nakamura, H., “Application of the Statistical Safety Evaluation Method to Reflux Cooling in the Loss-of-RHR Event During Mid-Loop Operation,” *Nuclear Technology*, Vol. 200, pp. 125-143 (2017).
- (34) Ilyukhin, Yu. N., Svetlov, S. V., Alekseev, S. B., Kukhtevich, V. O. and Sidorov, V. G., “The hydrodynamic characteristics of the process of “flooding” under conditions of countercurrent flow of steam and water in vertical tubes,” *High Temperature*, Vol. 37, No. 3, pp. 463-469 (1999).
- (35) Yu, J., Zhang, D., Shi, L., Wang, Z., Tian, W., Su, G. and Qiu, S., “Experimental research on the characteristics of steam-water countercurrent flow in the Pressurizer Surge Line assembly,” *Experimental Thermal Fluid Sci.*, Vol. 96, pp. 180-191 (2018).

TT690合金のSCCに関する知見と今後の課題

Current Knowledge and Future Challenges on SCC in Alloy 690 TT

寺地 巧 (Takumi Terachi) *¹ 山田 卓陽 (Takuyo Yamada) *¹
岡本 マキエ (Makie Okamoto) *¹ 有岡 孝司 (Koji Arioka) *¹

要約 PWR1次系環境におけるTT690合金のSCCに関するINSSの取組みについて、文献データと共に整理した。TT690合金は耐PWSCC性に優れるが、冷間加工度や温度はSCC進展の加速因子となる。TT690合金はクロム濃度が高いため、600合金に認められる様な粒界に特化した酸化は生じ難く、特異な条件が付与された環境以外では600合金の様に短期間でSCCを生じないと考えられる。明瞭なSCC発生は変動ひずみを付与した条件で再現され、機械的に保護皮膜が破壊され修復が追従しない時に割れが生じ得ると推察される。一方、410℃以上の高温大気中ではキャビティ生成型の亀裂が生じることが確認されているが、PWRの使用温度域において供用期間中に発生するには、酸化や水素などの複合的な作用が必要と考えられる。代表的な腐食影響としては、カソード反応として生じる水素が空孔拡散を加速する効果が想定される。TT690合金のSCC発生機構としては、長期間の空孔拡散の結果として生じるキャビティ生成が有力と考えられ、SCC発生の可能性評価には、冷間加工・温度・応力・炭化物・粒径・腐食など各種影響因子との相互作用を踏まえた更なる取組みが必要である。

キーワード TT690合金, SCC発生機構, 水素ガス, 冷間加工度, キャビティ生成

Abstract Stress corrosion cracking(SCC)of Alloy 690 TT in the primary PWR system has been evaluated by reviewing past INSS experiments along with literature data. Although Alloy 690 TT has excellent PWSCC resistance, the degree of cold work and temperature contribute as accelerating factors for SCC propagation. Since Alloy 690 TT has a high chromium content, SCC caused by grain boundary oxidation which is often observed in Alloy 600 is hard to initiate in a short period. Only the condition with dynamic strain reproduces the SCC, which is assumed to be due to the protective oxide film being mechanically fractured and not repaired in time. On the other hand, a high-temperature atmosphere above 410 °C reproduced the cracking of Alloy 690 TT, which was accompanied by the formation of cavities. However, extra acceleration factors such as oxidation and hydrogen are necessary for cracking caused by cavity formation during the lifetime of power plants in the service temperature range. The typical influences of corrosion are assumed to be the acceleration of vacancy diffusion by involvement of hydrogen generated as a result of the cathodic reaction. Cavity formation caused by vacancy diffusion during long-time usage is considered to be the major contributor to the SCC initiation mechanism of Alloy 690 TT. To clarify the possibility of crack initiation, quantitative evaluations based on interaction with various influencing factors such as cold work, temperature, stress, carbide, grain size and corrosion are necessary.

Keywords Alloy 690 TT, SCC initiation mechanism, hydrogen gas, cold work, cavity formation

1. 諸言

加圧水型軽水炉 (pressurized water reactor, PWR) の蒸気発生器の伝熱管や压力容器の管台部には高温水中で耐食性に優れるニッケル基合金が用いられている。ニッケル基合金としては、当初600

合金が用いられてきたが、PWSCCが多数報告されたことを受け、その対策材としてクロム濃度を高めた690合金の導入が進められた。耐SCC性を向上させる特殊熱処理 (thermal treatment, TT) を加えたTT690合金の蒸気発生器細管への適用は、1989年にD.C. Cook 2号機, Indian Point 3号機および

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

Ringhals 2号機にて始められ、既に多くの使用実績が積み上げられているが、現在までのところ応力腐食割れ (stress corrosion cracking, SCC) は報告されていない。

実機の運用実績は、TT690合金が耐SCC性に優れた材料であることを証明しているが、疲労予亀裂を入れた試験片による模擬環境中の試験では、SCC進展を示すことが明らかとなっている^{(1)~(3)}。また近年になって動的歪みを付与した条件ではSCC発生を示すこと^{(4)~(6)}や、410℃以上の高温大気中ではキャビティ生成を伴った亀裂が生じることが確認されている⁽⁷⁾。更に、360℃の温度加速条件で長時間浸漬により行われた定荷重型のSCC発生試験においても、SCCの核形成を認める報告がある⁽⁸⁾。

TT690合金の長期健全性を評価するには、SCCが発生・進展する可能性について、機構論に基づき評価を行うことが重要と考えられる。本稿の前半では、INSSで実施したSCC進展試験により得られた知見、文献に基づいて現在までに提案されているSCC機構と、各影響因子の寄与について述べた。影響因子としては、冷間加工度や温度など、SCC進展速度に直接影響するパラメータの他、SCC機構に対して重要な役割を持つと考えられている酸化、水素、粒界キャビティ、粒界炭化物について整理した。また、本項の後半ではTT690合金のSCC発生研究について概説すると共に、粒界キャビティ生成型の機構を中心に取り組み結果を述べた。これにより、既往知見から考え得るSCC発生の機構に対して検討した結果をまとめた。

2. SCC進展研究

2.1. これまでの知見

SCCは特定の材料と環境の組み合わせで生じる材料劣化現象であり、さまざまな環境と材料で生じることが知られている。代表事例として広く知られているステンレス鋼の塩化物SCCは、活性溶解型 (active path corrosion, APC) のSCC機構として比較的容易に説明され、亀裂内外で酸素の濃淡電池を形成することにより、亀裂内でアノード溶解が促進されることが原因とされる。高温水中におけるSCCに対しても、沸騰水型軽水炉 (boiling water reactor, BWR) 環境のように酸素が存在する条件では、腐食電位の低減が有効な対策とされて

おりAPCや局所酸化が重要な役割を果たしていると考えられる⁽⁹⁾。一方で、酸素を含まないPWR条件では還元性条件でSCCが生じることから、単純なAPCで説明することが困難であり、さまざまな仮説が提唱されてきた。主なSCC機構として提唱されてきたものには、選択酸化/溶解、粒界酸化、水素誘起、クリープ/粒界キャビティ生成などがある。

選択酸化/溶解はAPCと類似のSCCがPWR1次系環境でも生じるとした考え方で、BWRとPWR両方のSCC機構を酸化の局在化と捉えたものと理解できる⁽¹⁰⁾。また酸化が影響する概念としては、フィルム破壊の寄与も議論されている⁽¹¹⁾。フィルム破壊はTR (tarnish rupture) と呼ばれ、厚く成長した皮膜が動的な歪みによって割れ、金属の新生面が露出することにより局所的な酸化・溶解が生じるとした概念である。クロムや鉄はPWR1次系環境中でも容易に酸化されるため、新生面が生じた領域では局所的に大きな電気化学反応が生じる。また、接液面では酸化物の存在が確認されるため、酸化や溶解は様々な材料へのSCC機構として関与が指摘されてきた。

粒界酸化は、開口前の結晶粒界に予め酸化が生じた後にSCCが伝播する機構である^{(12)~(14)}。600合金などの高ニッケル基合金で μm オーダーの大きな粒界酸化が生じることが明らかにされており、SCCの発生・進展に寄与している可能性が示唆されてきた⁽¹⁵⁾。実機でSCC発生が多く報告されている600合金に顕著で、SCC発生感受性が低いとされるステンレス鋼では顕著ではないことから、600合金特有のSCC発生の要因と考えられる。近年の照射誘起応力腐食割れ (irradiation assisted stress corrosion cracking, IASCC) の検討では、照射された材料の粒界が選択酸化されている状況が確認されており、IASCC発生に影響する可能性のある現象である⁽¹⁶⁾。

水素誘起型のSCCの解釈としては、室温条件でも生じる水素脆化を高温まで適用したもので、応力集中と水素の寄与によりSCCが伝播する機構とされた考え方である^{(17)~(20)}。PWR1次系環境下で水素が影響する機構についても諸説あり、水素化物による粒界結合力の低下、水素が局所変形を加速する機構とされた水素誘起局所塑性 (hydrogen enhanced localized plasticity, HELP) およびメタン生成などが想定されている。水素誘起型の機構は、PWR条件での割

れがカソード支配で進展することから有力な機構と類推されるが、水素の役割について明確な根拠を得るには至っていない。

クリープ/粒界キャビティ生成型は、高温クリープとして生じる現象が環境水の影響によって助長され、高経年化事象としてPWR環境中で顕在化することを想定した機構である^{(7),(21)~(23)}。粒界に集積した空孔が合体・成長を繰り返し、粒界キャビティを生じることで粒界結合力を低下させたとした仮説であり、特にSCC感受性が低いTT690合金の発生に対し重要な役割を有する可能性がある。キャビティに関しては、Ariokaら⁽⁷⁾によってCANDU炉(重水減速重水冷却圧力管型炉)における炭素鋼のSCCおよびクリープ亀裂の発生を契機に、TT690合金に対して検討が進められている。

ここでは複数の機構の概要を述べたが、多くの要因が相互に影響を及ぼし割れを助長していると考えられるため、現象の主要因を一つに絞り込むことは困難な可能性もある。そのため、材料と環境条件によって各因子の影響度が変化する可能性も考慮し、包括的な考え方で様々な要因の影響を整理することが重要と考えられる。

2.2. SCC進展速度への冷間加工度の影響

SCC進展速度の評価には、CT試験片が一般的に用いられている。TT690合金についても多くの研究機関でデータが取得され、冷間加工度や応力拡大係数(K値)等の依存性が報告されてきた^{(24)~(32)}。冷間加工は、高温水中のSCCに共通した特徴であり、様々な材料と環境で加速因子として機能することがわかっている。図1にTT690合金のSCC進展速度への冷間加工度の影響を示す。TT690合金についても既に多くのデータが取得されており、材料や環境によりばらつきが認められるものの、指数関数的な影響を及ぼす強い加速因子であることが確認されている。

冷間加工によるSCC進展の加速効果については幾つかの解釈があるものの、機構論に基づいた定量的な評価には至っていないが、多くの材料と環境に共通した因子として作用することが確認されている^{(33)~(36)}。Andresenら⁽³⁷⁾やShojiら⁽³⁸⁾は力学的な効果に着目し、SCC先端の歪み速度への影響が関係すると考察している。冷間加工は材料内に転位などの欠陥を導入することにより、結果として硬さ

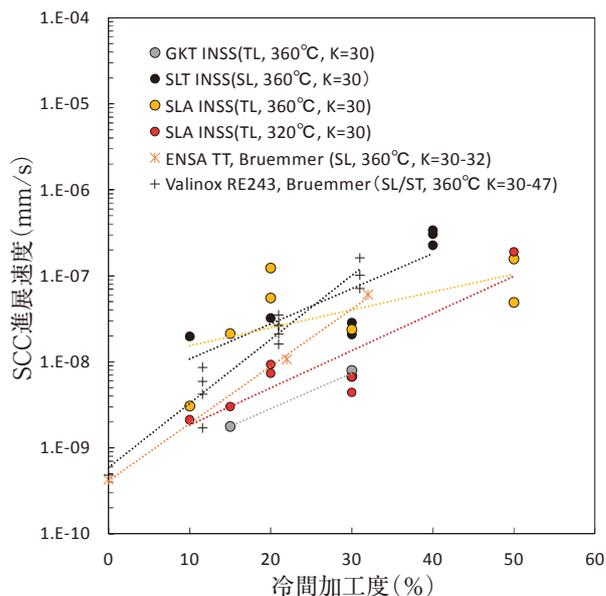


図1 TT690合金のPWR1次系模擬環境下におけるSCC進展速度に及ぼす冷間加工度の影響^{(29),(31),(51)}

と耐力を増加させる。この耐力の増加は、SCC先端における塑性変形領域を減少させるため、同じ荷重で試験した場合には高耐力材ほど局所的な応力が増加する^{(33),(39)}。局所的な応力の増加は、SCC先端における歪み速度の増加を生じさせ、保護皮膜の破壊など他の影響因子との相乗効果も働き、SCC進展速度を変化させるという考え方が可能となる。なお、冷間加工による腐食の増加に対しては、316ステンレス鋼や600合金について測定例があるものの、SCC進展速度への影響で認められる様な指数関数的な増加は認められず、ごくわずかな加速に留まっている^{(40),(41)}。

粒界キャビティ生成によるSCC発生を想定した場合、冷間加工は材料中に空孔を導入するため、空孔の集積により生じる粒界キャビティ生成を加速する因子と成り得る。Ariokaら⁽⁴²⁾は冷間加工を加えたステンレス鋼中のニッケルの体拡散について360°C~500°Cで評価を行い、冷間加工を付与することにより拡散が数桁速くなることを報告している。また、冷間加工による転位密度の増加は、後述する水素の影響を踏まえたHELPにも寄与することが想定される。HELPは、材料中に侵入した水素が転位の移動を促し、応力場において局所的に塑性変形が生じることを想定した現象であり、冷間加工と水素の重畳によりSCC進展が促進される可能性がある。

SCC進展速度に対しては、冷間加工が亀裂先端

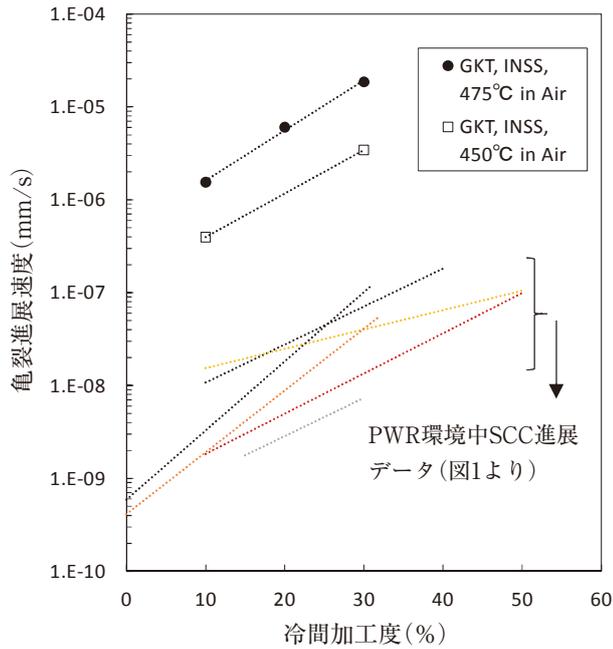


図2 TT690合金の大気中亀裂進展速度に及ぼす冷間加工度の影響

の応力状態を変化させるため、力学的要因が強く作用していると推論されるが、SCC発生への影響を考えた場合、粒界キャビティ生成に対する空孔導入の効果も重要な影響因子となると考えられる。

2.3. SCC進展速度への温度の影響

PWR1次系環境下のSCC進展速度に対しては、様々な合金でアレニウス型の温度依存性が報告されている^{(24)~(28),(32),(43)~(45)}。強加工ステンレス鋼などは高温側で一部SCCの停滞が生じることがわかっているが、ニッケル基合金である600合金については、一般的に高温条件ほど速いSCC進展速度が確認され、活性化エネルギーとしては50~150kJ/mol程度の値が示されている。図3にTT690合金のPWR環境中および高温大気中における亀裂進展速度への温度の影響を示す。PWR環境中の活性化エネルギーの平均値は110kJ/mol程度であり、強加工ステンレス鋼や600合金など他の鉄、クロム、ニッケルを主体とする材料と近い値である。

PWR環境中における腐食の活性化エネルギーについては皮膜厚さによる評価が行われ、ニッケル基合金である600合金やTT690合金について、SCC進展と類似の温度依存性を示すことがわかっている⁽⁴⁶⁾。また、高温条件でSCC進展が停滞する現象が確認されているステンレス鋼については、300℃以上で腐食速度が低下するなど、SCC進展と腐食の間での相関も報告されている⁽⁴⁷⁾。腐食の温度依存性に対しては、皮膜中及び皮膜直下の拡散の他、溶解再析出に関する電気化学反応が影響していると考えられる。ステンレス鋼に関しては、ニッケル基合金と比べて厚い皮膜を形成するため、電気化

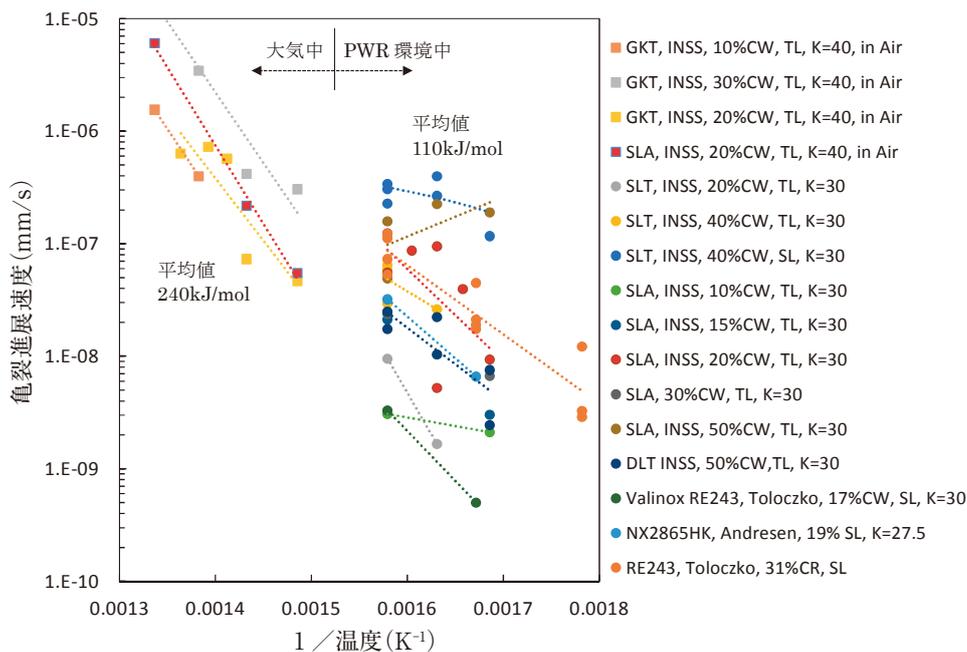


図3 TT690合金のPWR環境中および大気中における亀裂進展速度への温度の影響^{(7),(24)~(26),(31),(51)}

学反応が支配因子となり、水の物性が大きく変化する亜臨界域の温度条件で腐食が抑制されると考えられる。他に、大きな変化ではないが機械特性も温度の影響を受けることが知られている⁽⁴⁸⁾。Lozano-Perezら^{(49),(50)}はステンレス鋼のSCC進展が高温で抑制される理由に対して、機械特性の変化により抑制が生じるという仮説を提案している。SCC先端の観察から、高温側では先端の歪み集中が緩和される傾向が有ることが認められ、転位が集積し難くなることで割れが抑制されるという考えである。

次に、腐食の影響が生じない大気中で得られた亀裂進展の活性化エネルギーについて述べる。図3では、TT690合金の大気中亀裂進展の活性化エネルギーは、平均値が240kJ/mol程度と水中に比べて高い値をとることがわかる。大気中の亀裂進展については、物質拡散が支配因子となると考えられるため、材料の体拡散との相関があると推論される。Ariokaら⁽⁴²⁾はステンレス鋼中のニッケルの体拡散を測定し、溶体化材で251kJ/mol程度、冷間加工材で117kJ/mol程度であることを報告している。先に述べた大気中亀裂の活性化エネルギーは冷間加工材により取得されたものであるため、亀裂進展の活性化エネルギー(240kJ/mol)と体拡散の活性化エネルギー(117kJ/mol)の間には倍近い差があり、その原因は明らかとなっていない。

なお、図中に朱色で示した同じ試験材の進展速度について、大気中とPWR環境水中を跨ぎアレニウ

ス則が成立すると仮定した場合、大気中よりPWR環境中の方が速い進展速度を示すことがわかっている⁽⁵¹⁾。これは、SCC進展が水環境によって何らかの形で加速されたためと推察される。

以上のとおり、温度の影響に関しては物質拡散の他、腐食特性や材料の機械特性など複数の現象が寄与していると理解される。図3では多くのデータがアレニウス型の温度依存性を示しているが、一部は高温側で低下しておりSCC進展速度をアレニウス型で整理することの是非についても検討の余地が残されている。特定の材料・環境条件で温度依存性が変化する可能性を示唆するものであるため、その原因について詳細検討を行うことによって、現象を理解することが重要である。

2.4. SCC亀裂進展への酸化の影響

SCC進展には酸化が関与していると考えられるが、その詳細については明確となっていない。TT690合金(40%CW, T-L)の0.5TCT試験片を用い、PWR1次系模擬環境下で生成させたSCCの断面走査電子顕微鏡(scanning electron microscopy, SEM)観察結果とオージェ電子分光分析装置(Auger electron spectroscopy, AES)により著者らが得た組成像を図4に示す。TT690合金は耐食性に優れた材料だが、接液部には数百nm程度の領域で酸化層が形成されていることがわかる。また、

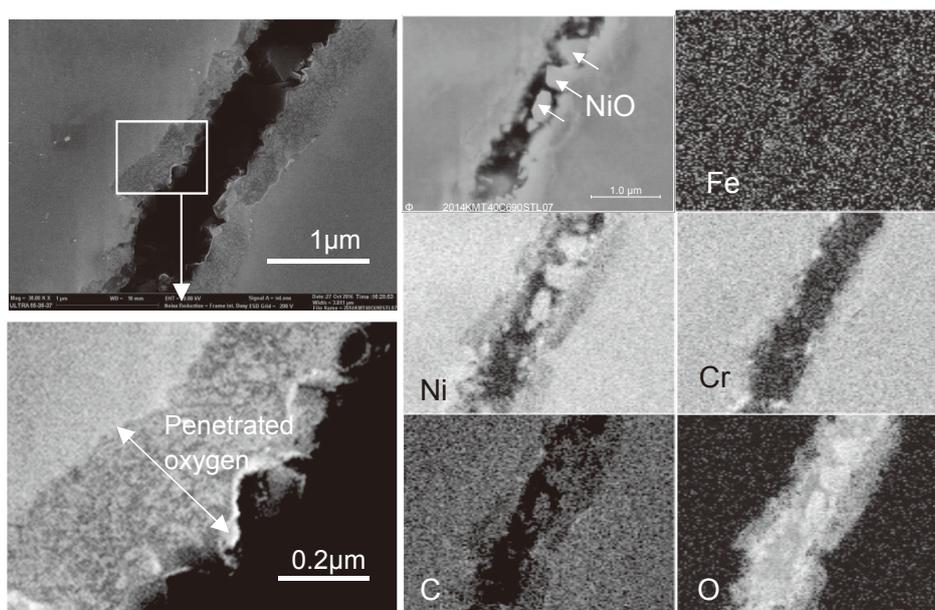


図4 TT690合金(40%CW, T-L) PWR環境下で生成したSCCの断面SEM像およびAESによる組成像(0.5TCT, 360°C, K=30MPa√m)

SCC亀裂内には粒状の腐食生成物が存在し、AESによる組成像からNiOであると考えられる。溶存水素濃度30 cc・STP/kg-H₂Oの環境条件ではニッケルは酸化物ではなく金属ニッケルとして安定であるため⁽⁵²⁾、SCC亀裂内では僅かに高電位側にシフトしている可能性がある。電位勾配がSCC進展の駆動力となる概念はBWR条件の様な酸素が存在する状況下で、SCC亀裂内側が低電位条件となりアノード反応による活性溶解が生じることが広く知られている。しかし、本条件ではSCC亀裂内側で電位が僅かに高い状況で生じるNiOが認められることから、少なくとも亀裂内側の電位は低下していないと考えられる。そのため、TT690合金のSCC先端でアノード型の溶解反応が重要な役割をもつとは考え難い。なお、材料表面における皮膜は、SCC感受性の高い600合金よりもTT690合金の方が厚く形成されることがわかっており、SCC感受性と腐食量の間に直接的な相関は認められていない⁽⁵³⁾。

図4では、SCCの側面の金属中において数百nm程度の領域に酸化の兆候が認められ、当該領域ではニッケル濃度が低下していることがわかる。そのため、SCC亀裂開口により環境水と接した界面では、ニッケルの外方拡散と、金属中の酸化が生じていると考えられる。類似の金属中における酸化は、360℃のPWR模擬水中、Ni/NiO境界電位付近の浸漬試験でも確認されている^{(54),(55)}。

図4と同じ試験片から採取されたSCC先端2視野のAESによる組成像を図5に示す。SCC先端は

観察片により状況が異なり、図5(a)では0.5μm程度の酸化層がSCC先端全域に生じているが、図5(b)の先端では殆ど金属中への酸化らしき様相は観察されなかった。また、何れの亀裂でも600合金のSCC先端に認められる様な顕著な粒界酸化は認められない。

SCC亀裂開口後の側面に認められた酸化深さと開口後の経過時間の関係を図6に示す。開口後の試験時間は、亀裂の始点部を浸漬時間相当とし進展長さを進展速度で除した値の差分から求めた。即ち、図中の左端がSCC先端の酸化深さを示し、右端がSCC始点部の状況を表している。図6(a)は温度の影響を比較した結果で、高温条件ほど短期間に酸化深さが成長していることがわかる。また、酸化深さは時間の経過とともに進行していることから、これらの酸化は開口後に進行したものと判断される。図5(a)の様にSCC先端近傍で認められた深い酸化はSCCの進展が停滞した後に長時間掛けて成長したものであり、酸化がSCC進展の必要条件ではないと解釈される。なお、冷間加工度の腐食への影響を評価した図6(b)では、10-30%の冷間加工材の酸化深さがばらつきの範囲に収まり、冷間加工度による影響は認められなかった。

以上に示したSCC先端や酸化の状況から、SCC進展に先行して生じる粒界酸化や電位差が駆動力となる溶解については、TT690合金のSCC進展の主たる支配因子ではない可能性がある。

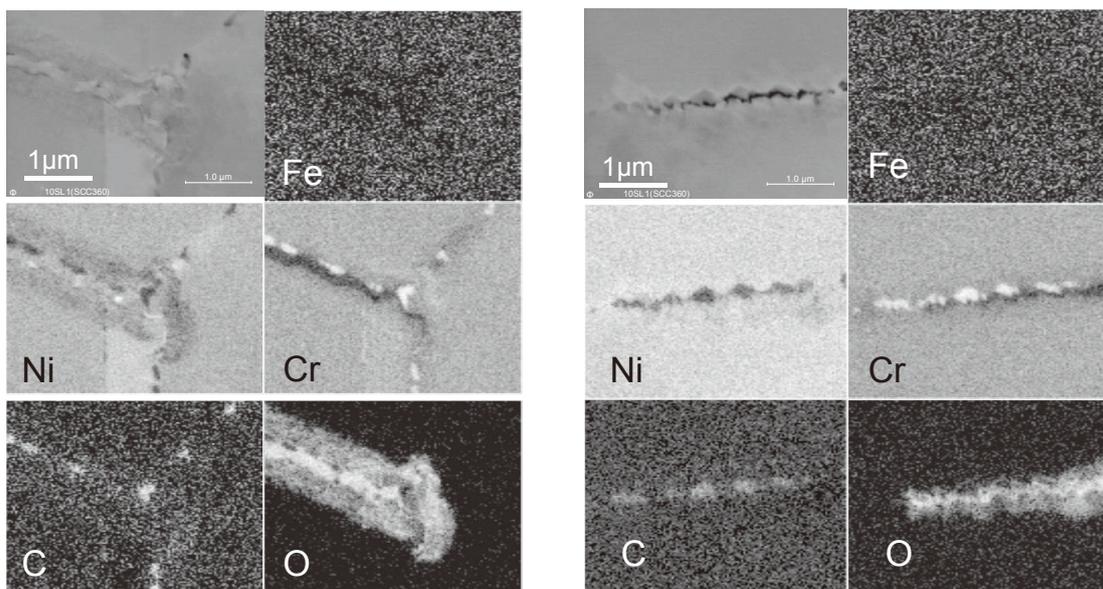


図5 TT690合金(10%CW)材360℃PWR1次系模擬環境下で進展したSCC断面のAESによる組成像(0.5TCT, 360℃, K=30MPa√m)

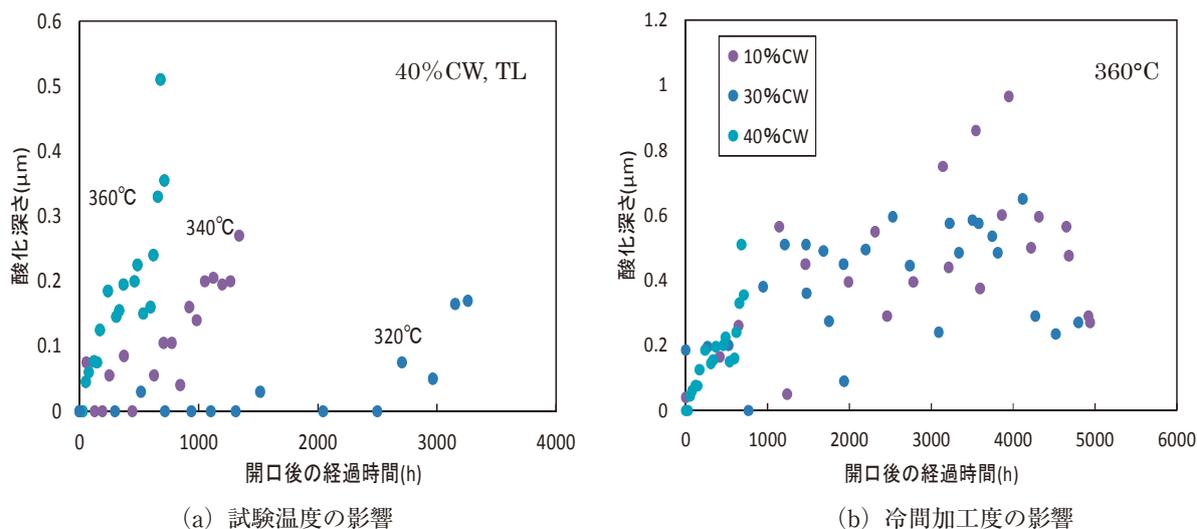


図6 TT690合金のSCC側面の酸化深さと開口後の経過時間の関係
(0.5TCT試験片, 320°C ~ 360°C, 冷間加工度10~30%, $K=30\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

2.5. SCC進展への水素の影響

PWR1次系環境下における600合金のSCCは、カソード側の定電位試験で加速されることが確認されている⁽⁵⁶⁾。そのため、水素が重要な役割を持つとする報告もあるが^{(17),(19),(20)}、水素は拡散速度が速く試験後に検出が困難であることから、直接的な水素の関与を明確に示す根拠は確認されていない。PWR1次系環境下での水素の影響機構に関する解釈は、低温条件下で報告されている水素脆化を高温まで適用したものが主体であり、局所酸化が生じなくとも応力集中と水素があればSCCは進展するとした考え方である。但し具体的な機構については諸説あり、水素化合物やメタンの生成により直接的に粒界結合力の低下を引き起こすものや、水素が局所変形を加速するとした水素誘起局所塑性などが知られている^{(17),(19),(20),(23),(57)~(59)}。

水素はPWR1次系に25~35cc・STP/kg-H₂O添加されており、320°Cにおける水素分圧は0.025MPa相当だが、高温高压水中における腐食反応に起因する水素分圧は、平衡理論では最大で10¹⁰MPa程度まで達する⁽⁶⁰⁾。この値は、金属の新生面が生じた瞬間にCr₂O₃が生成する時に想定される電位を、ネルンストの式を用いて水素分圧に換算したものである。極短時間に保護皮膜が形成されるため水素の発生は即座に抑制されるが、SCC先端のような局所場で、高い水素分圧が瞬間的に生じている可能性は否定できない。しかし、腐食によるカソード反応が発生源として寄与するため、腐食影響と切り分けて検討を行うことが困難である。

仮説の一つであるHELPは、材料中に侵入した水素が転位の移動を促し、応力場において局所的に塑性変形が生じることを想定している^{(23),(59),(61)}。Sofronisら⁽⁶²⁾は固溶水素が転位の移動障壁となるエネルギーを低下させ、破面近傍における局所的な変形量を増大させることを理論計算の結果から主張している。破壊過程は完全な脆性破壊ではなく、局所的な延性破壊が想定されている。水素が材料の変形挙動に影響を及ぼすことについては、透過電子顕微鏡(transmission electron microscope, TEM)内で環境セルに水素を添加した時に転位の移動が加速される事象として、直接的な観察例もある⁽⁶³⁾。また、マクロ的な変形に対しては、主に鉄鋼材料の水素脆化研究の成果として、多くの材料が水素の影響により軟化や硬化することが報告されている⁽⁶⁴⁾。

HELPによる転位や空孔の移動促進は、粒界へのキャビティ生成を誘起するため、粒界キャビティ生成を介してSCC開口に寄与することが想定される。PWR条件での議論としては、Paraventiら⁽⁵⁸⁾がNi-16Cr-9Fe合金を用い、アルゴンガス、水素ガスおよびPWR環境中でクリープ試験を行い、定常クリープ速度が水素ガス中とPWR環境中で加速することを報告している。TT690合金に対しては、Ariokaら⁽⁵¹⁾が0.1MPaの高温ガス中試験において、環境をアルゴンガスから水素ガスに切り替えた時に材料が短期間に変形することを確認している。これらの知見は、水素ガスが変形を加速することを示し、その過程で転位や空孔の拡散が助長されていることを示唆している。

図7に著者らによるTT690合金(20%CW)およ

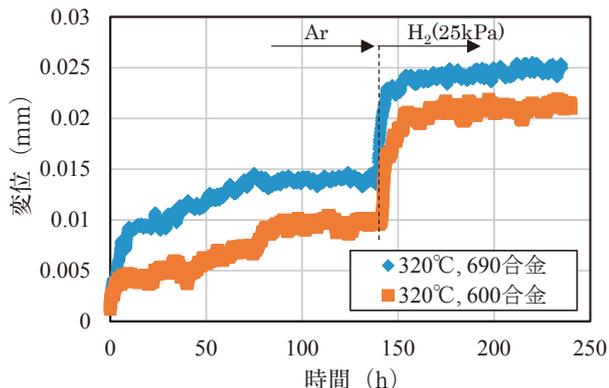


図7 TT690合金 (20%CW) および600合金 (20%CW) の320°Cガス中試験結果⁽⁶⁵⁾

び600合金 (20%CW) の320°Cガス中において開口変位の時間依存性を評価した結果を示す⁽⁶⁵⁾。試験はアルゴンガス雰囲気から開始した後、PWR1次系相当の水素分圧に切り替えたものだが、水素ガスへの切り替え直後に大きな変形が生じていることがわかる。SCC先端の高応力付与部がごく短期間に鈍化し、開口を生じさせていることが確認されており、PWR1次系相当の0.025MPa程度の水素分圧でさえ、水素が材料の変形に寄与することがわかる。一方で、水素ガス導入時の変形については、明確なSCC感受性を持つ600合金と耐SCC性に優れたTT690合金の双方で同程度の変形が認められており、変形量とSCC感受性の間には相関が認められない。そのため、観察された水素を起因とした変形挙動が単独でSCC進展の決定因子となるとは考え難い。

水素の影響に対しては水素化物を形成することにより粒界を弱化させることも想定できるが、観察による根拠は示されていない。他には、固溶した炭素と水素原子が反応しメタンを生成させる仮説がShenら⁽⁶⁶⁾により提案されている。メタン生成型の機構は600合金のSCCに対して提唱されたものである。粒界に生じたマイクロポイド内で高圧のメタンが生じ、SCCを伝播させると考えた仮説でありキャビティ生成型とも通じる機構だが、仮説を支持する観察例は見当たらず、TT690合金に対しての寄与についても知見は無い。

以上のように、水素については材料の変形を加速することや粒界の結合力を弱化させるなど幾つかの影響が想定される。転位や空孔の移動を助長する作用は、水素がキャビティ生成を加速する機構に繋がるため、特に長期的なSCC発生に対しては重要な影響因子となる可能性がある。ただし、水素の発生源であるカソード反応の強度や部位については知見

が不足しており、定量的な水素の影響についてのコンセンサスは得られていない。

2.6. SCC進展への粒界キャビティの影響

Ariokaら^{(7),(67)~(69)}は、TT690合金に高温大気中で粒界割れが進展することを報告しており、冷間加工や温度が加速因子として寄与するなど、SCCとの共通点がある。また、粒界割れの進展に先立ち観察される粒界キャビティの生成はBruemmerら^{(3),(70)}からも報告されており、影響因子として注目される。

図8に著者らによるTT690合金 (40%CW, S-L) の0.5TCT試験片によるPWR1次系模擬環境下で生じさせたSCC先端近傍に生成した粒界キャビティのSEM観察結果を示す⁽³¹⁾。当該SCCでは、先端から先の領域に直径100nm以上の粒界キャビティが、炭化物に挟まれるように形成していることがわかる。このようなサンプルから、SCC先端から先20μmの粒界キャビティ生成量を求め、SCC進展速度との関係を比較したものを図9に示す。粒界キャビティ生成量は強加工条件および高温試験のデータほど高くなり、SCC進展速度と相関があることが示唆された。ただし、計測された粒界キャビティの粒界長さに占める比率は、15%程度に過ぎず粒界結合力の低下を説明するには小さな値であった。当該分析における空間分解能は11nmであり、これ以下のサイズの粒界キャビティが生じていた可能性は否定できないが、観察結果は粒界キャビティ以外の要

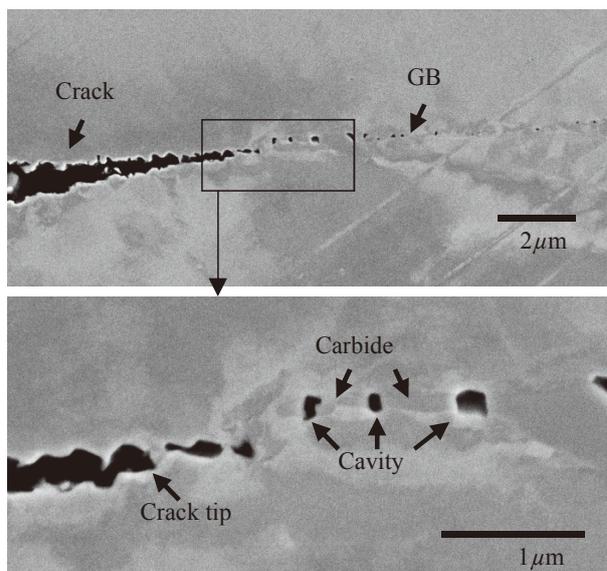


図8 TT690合金 (40%CW (S-L) 0.5TCT試験片のSCC先端部に生成したキャビティ (340°C)⁽³¹⁾

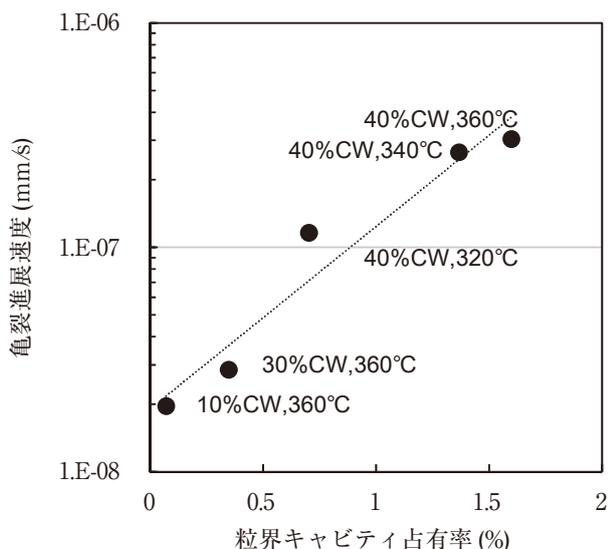


図9 TT690合金（冷間加工材）のPWR1次系模擬環境下でのSCC先端の粒界キャビティ占有率と平均SCC進展速度の関係⁽³¹⁾

図も考慮する必要性を示すものと考えられた。

粒界上のキャビティ生成による粒界部の破壊挙動への影響については、IASCC研究としてヘリウム照射により粒界キャビティが形成したステンレス鋼を用いた超微小引張試験により検討が行われている⁽⁷¹⁾。大量のヘリウムを照射すると、粒界にnmオーダーの微細なヘリウムバブルが高い被覆率で生じる。このような材料では粒界で破壊することがわかっており、粒界キャビティは粒界の破壊挙動に影響する可能性が示されている。一方、軽水炉で照射された時に生じるヘリウム量とキャビティ形成量をヘリウム照射で模擬した場合には粒界割れは生じないことがある。これらの知見は、ヘリウムバブルだけでは粒界強度の低下を説明できないことを示唆している。PWR環境中における粒界キャビティの影響を明確にするためには、実際に高温水中で長時間試験を行うことで粒界キャビティを生成させた試験片を用い、微小引張試験等の手法により粒界結合力についての知見を拡充することが必要と考えられる。

2.7. 粒界炭化物の影響

明瞭なSCC感受性を示す600合金は、粒界に M_7C_3 タイプの炭化物を有する⁽⁷²⁾。一方、TT690合金の粒界は $M_{23}C_6$ タイプの炭化物が粒界の50%以上を占有する⁽⁷³⁾。これらの炭化物はPWR環境中のSCC感受性に影響を及ぼすことが確認されてお

り、ステンレス鋼の場合では炭化物を析出させることによってSCC進展速度が一桁以上低下することが確認されている⁽⁷⁴⁾。TT690合金に対しては、Ariokaら⁽⁷⁵⁾やToloczkoら⁽⁷⁶⁾が評価を行い、炭化物占有率が高い材料の方が速い進展速度を示すことを報告している⁽⁷⁷⁾。

一方、Yonezawaら⁽⁷⁸⁾は、ニッケル基合金であるX-750について、炭化物を整合析出させることによりSCC感受性が低下することを報告している。耐SCC性に優れた熱処理条件のX-750は、炭化物が粒界両側の母相と交合に整合析出した形態を呈し、粒界の両側をつなぎとめる役割が期待される⁽⁷⁹⁾。また、TT690合金に対しては、ラボ溶製材として試験に用いられるものが実機材と異なる加工・熱処理履歴を経ることにより炭化物に割れを生じさせ、そのことがSCC進展速度の測定結果に強く影響を及ぼすことが指摘されている⁽⁸⁰⁾。他に、粒界炭化物は構造的な不均一性を生じさせることから、局所的な応力集中を生じさせると考えられており、力学的要因に対しても影響することが示唆されている⁽⁸¹⁾。

次に粒界キャビティ生成への炭化物の役割を述べる。粒界キャビティは空孔が拡散・集積し、炭化物周辺において生成する⁽⁷⁾。これは、空孔が炭化物周辺をシンクとして集積する特性によるものと考えられる。そのため、炭化物占有率が低い場合に進展速度が速くなる傾向は、キャビティ生成型の機構と整合する。また、炭化物を形成しているCrは熱力学的には Cr_2O_3 として安定な環境であることから、炭化物の分解や溶解についても詳細の知見を拡充することが重要と考えられる。これら炭化物の影響に関しては材料と環境により寄与が変化すると推察されるが、粒界の面積に占める割合が高いことから影響因子となることは明白であり、今後詳細の知見拡充が必要な項目の一つと考えられる。

3. SCC発生研究

TT690合金は耐SCC性に優れる材料であり、代表的なSCC発生手法として知られる定歪型試験でのPWR1次系環境中におけるSCC発生の報告例は見当たらない。SCC発生の感受性が低いことは、実機で20年以上の使用実績があるにもかかわらず割れ報告例が無いことから明らかであり、Maeguchiら⁽⁸²⁾による溶体化材についての定荷重

引張試験では、11万時間でもSCCが生じていない。一方、Andresenら⁽⁵⁾やBruemmerら⁽⁴⁾は、360℃のPWR模擬環境でも変動応力を付与した時にSCCを生じさせることを報告している。更に、Zhaiら⁽⁸⁾の試験では360℃1万時間程度の定荷重試験により微細なSCCの核形成を認めている。

これらのデータは、温度や変動荷重などの加速条件が付された時に、TT690合金であってもSCC感受性を示すことを示しているため、定量的にSCC発生の可能性を評価することが重要といえる。ここでは、SCC発生研究の状況を踏まえ、INSSにおける取組みを中心にSCC発生への影響因子に関する知見を述べる。

3.1. 定荷重条件によるSCC発生試験

前述のとおり、近年になってZhaiら⁽⁸⁾は定荷重条件でも粒界型SCCの核形成が生じることを報告している。試験は31%の冷間加工が加えられたTT690合金で、360℃のPWR1次系模擬条件下で耐力相当の700MPaを付与して行われたものであった。複数の結晶粒に及ぶ進展性のSCCではないものの、微細な核形成は定荷重でも生じることが確認されたといえる。一方で、Maeguchiら⁽⁸²⁾による535MPaまでの定荷重試験では非冷間加工材について11万時間後でもSCC発生が認められていない。

著者らも類似のSCC発生試験としてプラントノッチ試験片を用い長時間のSCC発生試験を実施している。図10にTT690合金の定荷重条件下におけるSCC発生試験のノッチ底の状態を示す。360℃のPWR1次系模擬環境下でK値=30MPa√m相当

の条件において、4万時間を超える試験を実施した結果、一部に微小なSCCの核形成が確認された。現時点では明瞭に開口した連続したSCCではないため、今後継続して試験を行うことでSCCを生じさせるか確認することが必要だが、数万時間オーダーの長時間に亘り試験を実施した場合には、定荷重条件でも発生の感受性を示す可能性が示唆されている。

3.2. SCC発生への動的歪みの影響

TT690合金のPWR1次系模擬環境下におけるSCC発生試験として、明瞭なSCCの発生・進展は動的歪みが存在する条件でのみ再現されている^{(4)~(7)}。Bruemmerら⁽⁴⁾はTT690合金(31%CW)のプラントノッチ試験片を用い、K値27.5MPa√m相当から44MPa√m相当まで200時間かけて増加させ、その後約300時間保持する応力変動を複数回行うことで、360℃のPWR1次系模擬条件下でも2500h程度の短期間に明瞭な粒界SCCが形成されることを報告している。また、Mossら⁽⁶⁾は20%まで予変形を加えた後に320℃~450℃までの超臨界水またはPWR1次系模擬水中において、 $5 \times 10^{-7} \text{s}^{-1}$ の歪み速度にて7%まで変形を加えた時に、材料表面に微細なSCCが生じることを報告している。単位面積当たりのSCC発生は高温条件ほど長く成長し、水環境から超臨界水環境に亘り連続した傾向が確認されている。これらの知見は動的歪み条件が亀裂発生を加速させる効果を持つことを示している。

図11に著者らが行った突起付与低歪速度引張試験片(hump-SSRT)により低歪速度引張試験実

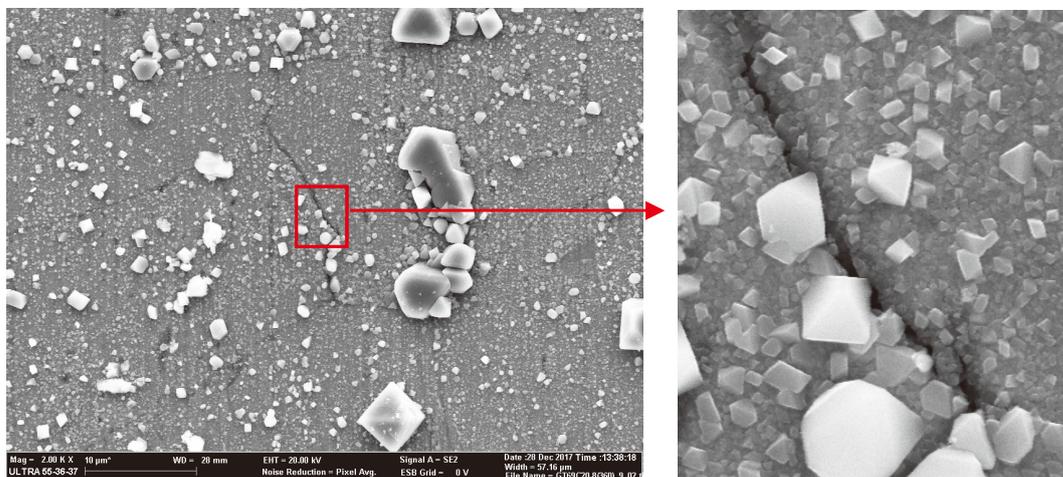


図10 TT690合金20% CW材、40,635h浸漬後のSCCの核形成(360℃PWR模擬環境水中、K=30MPa√m相当応力)

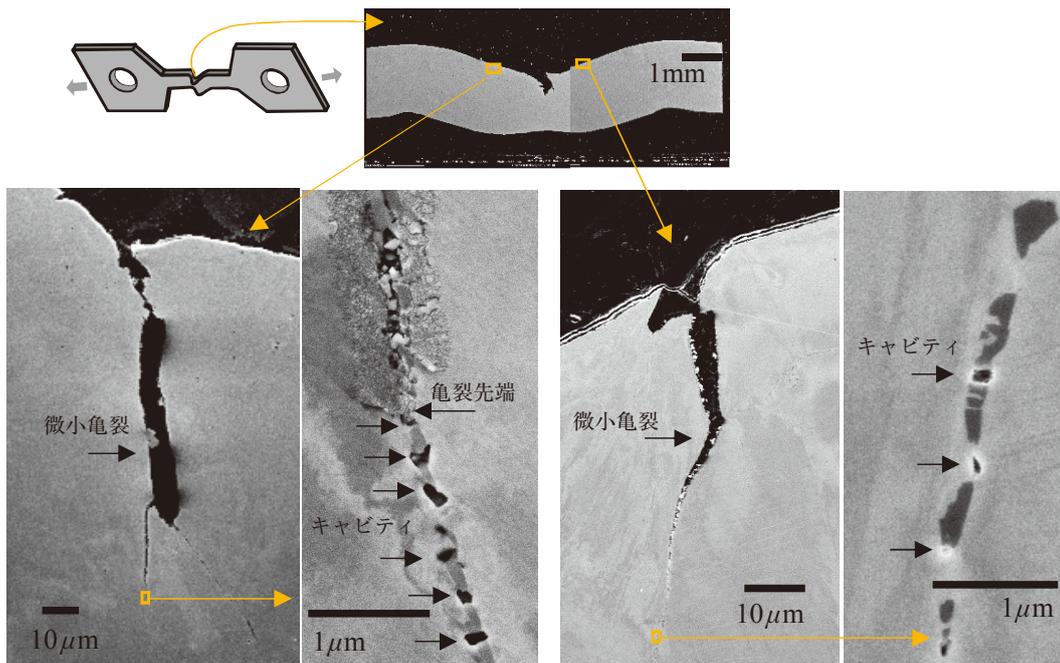


図11 690合金hump-SSRT 試験片の亀裂先端から先の粒界部における断面 SEM 像 (360℃, 500ppm B + 2ppm Li + DH 30cc/kg-H₂O)

施後の試験片断面のSEM像を示す。低歪速度引張試験は、事前に耐力相当の応力条件下で2000h時間浸漬した後、装置が許容する最も遅い歪速度 (1×10^{-5} mm/min) で2300hの荷重付与を行った⁽⁸³⁾。本試験は材料中に大きな変形を強制的に付与したものであり、通常実機では生じ得ない機械的な変形が生じている。しかし、試験片表面の複数の領域で粒界における亀裂状の欠陥形成が確認された。また、欠陥の先端には粒界キャビティの生成が確認できた。

hump - SSRTによる試験では、粒界での欠陥発生以外にも特徴的なデータが得られている。図12に、TT690合金のhump-SSRT試験中の荷重-変位曲線を示す。いずれの試験も同じTT690合金を用いた試験だが、PWR環境中の試験では耐力相当に維持していた荷重1.9kNから、歪速度を 1×10^{-5} mm/minでSSRT試験を開始した時点より、荷重増加傾向の変化が見て取れる。これは、動的歪み時効によって機械特性が変化したものと理解されるが、Ar中では同じ歪み速度でも荷重の増加傾向に変化は認められなかった。材料表面の酸化が機械特性に影響を及ぼすとは考え難いことから、腐食によって生じた水素が動的歪み時効に影響を及ぼした可能性が考えられる。なお、動的歪み時効とは、固溶したCやNが転位の周りに集まることで応力場を緩和することや、CやNが転位に固着した結果として材料が変形

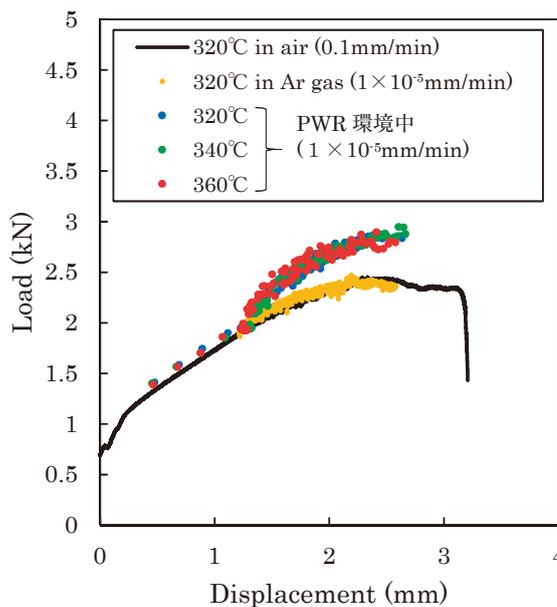


図12 TT690合金のhump - SSRT試験片による荷重-変位曲線 (PWR環境中試験は2000h耐力相当の応力で維持した後、2300h荷重付与)⁽⁸³⁾

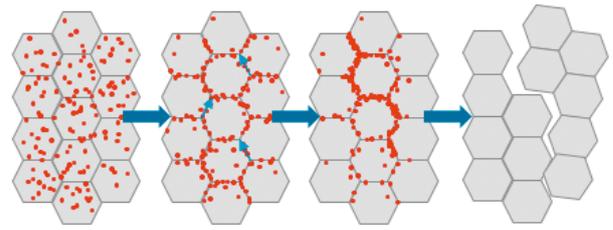
し難くなる現象として知られている⁽⁸⁴⁾。TT690合金についても動的歪み時効を生じさせることは、セレーシヨンの出現という形でHänninenら⁽⁸⁴⁾により報告されてきた。セレーシヨンは、一定の歪み速度で引張試験をしている時に、短期間に試験片の荷重が上下する現象であり、転位の移動と固溶原子が相互作用を起こしていることを指す。比較的短期間の試験にもかかわらず粒界キャビティが認められ

たため、動的歪みは水素との相互作用を生じさせ、粒界キャビティ生成を促進する効果を持つ可能性がある。

一方で、Mossら⁽⁸⁵⁾は動的歪み条件で亀裂が生じ易いことについて、粒界上に形成される安定な Cr_2O_3 皮膜が動的歪みより破壊されることが影響するとの概念を述べている。いわゆるフィルムラプチャー型のSCC発生の考え方は、安定な保護皮膜の形成が追従しない条件でSCCが発生・進展するという考え方であり、この概念に基づくと定歪型の機構ではSCCが生じないという判断に繋がる。しかし、後述するとおり定歪型でもSCCの核形成が報告されていることから、所謂フィルムラプチャー型以外の機構についても検討が必要と考えられる。

3.3. SCC発生への粒界キャビティの影響

前節でも述べたとおり、Ariokaら^{(69),(86)}はTT690合金などのSCC発生に対して粒界キャビティ生成型のSCC機構を提唱している。図13に著者らが実施した450℃の高温大気中で、TT690合金(20%CW)のプラントノッチ試験片に生じさせた亀裂の断面SEM像を示す。粒界キャビティ生成型の割れは高温条件で生じることが確認されており、575hの比較的短期間の試験だが1.5mm程度に亘り粒界亀裂が生じていることがわかる。粒界には多くのキャビティが生じ、合体・成長することで粒界亀裂の開口が生じているように見える。図14に粒界キャビティ生成型の模式図を示す。これまでの検討から想定される、粒界キャビティ生成型におけるSCC



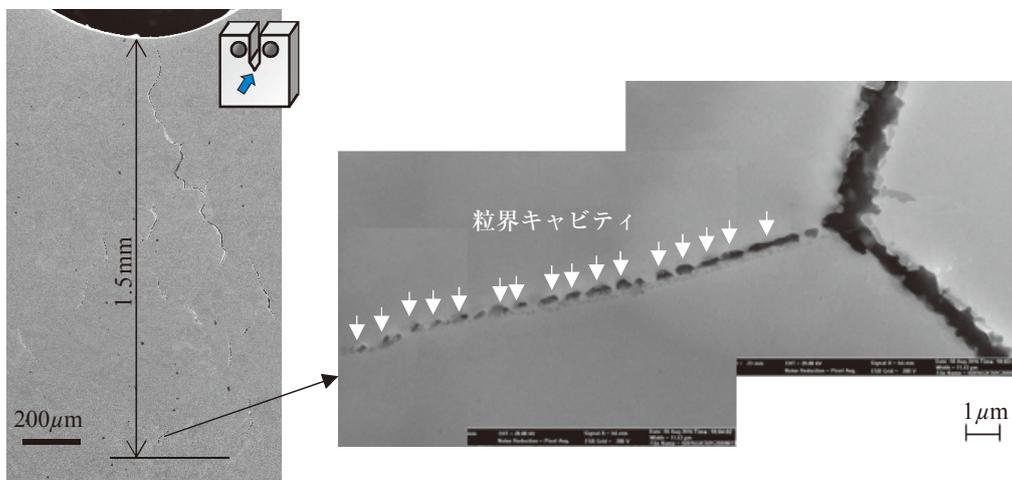
(1)加工による空孔の導入 (2)粒界への拡散 (3)粒界拡散によるキャビティの生成 (4)結合力弱化による開口

図14 粒界キャビティ生成機構によるSCC発生の模式図

発生ステップを以下に記す。

- (1) 冷間加工により転位および空孔が材料に導入される。
- (2) 高温条件下で空孔が拡散し粒界に捕捉・集積される。この時、環境から導入された水素や材料内に存在する転位などの欠陥は拡散を促進する役割を果たす。
- (3) 粒界に集積した空孔が、残留応力等による応力勾配を駆動力として高応力部に移動し粒界キャビティを生じさせる。
- (4) 粒界キャビティが多量に生成することにより粒界結合力が低下し、粒界にかかる破壊応力を下回った時にSCCが発生する。

粒界キャビティによるSCC発生は、410℃以上の高温条件で認められている粒界亀裂の概念を、比較的低温と言える320℃程度のPWR1次系のSCCへの適用を検討したものである。そのため、実機健全性への影響を検討するには、温度依存性を精緻に把握することが必要となる。図15は、TT690合金冷間



(a) 断面SCCの全景

(b) SCC先端近傍における粒界キャビティ生成状況

図13 TT690合金 20% CW材、575h 亀裂発生試験後の断面 SEM 像 (450℃大気中、 $K=40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 相当応力)

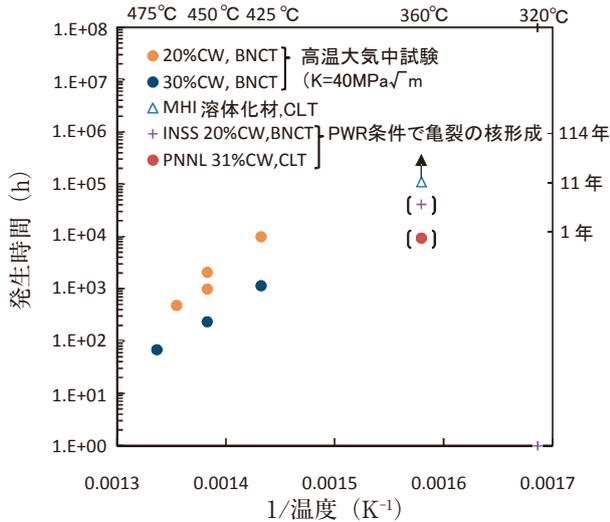


図15 TT690合金プラントノッチ試験片の亀裂発生時間への温度の影響^{(8),(82)}

加工材のプラントノッチ試験片について、加速クリーブが観察された時点をもとに亀裂の発生時間と仮定して、亀裂発生への温度依存性を評価した結果である。425°C~475°Cの温度範囲において、指数関数で表わされた亀裂発生時間と温度の逆数が、正の相関をもつことがわかる。また、冷間加工度が高い材料ほど、発生時間は短くなる傾向が確認されている⁽⁸⁷⁾。試験データは高温で取得されたものだが、低温まで外挿可能と定義した場合、320°Cでは30%の高冷間加工を想定しても100年以上の時間が必要となる。よって、軽水炉温度域で十分な粒界キャビティが成長しSCCが発生するには、大気中に存在しない加速要因が必要と考えられる。

考慮すべき加速因子の一つとしては、水素の影響が考えられる。既に2.4節で述べたとおり、水素は物質拡散を助長する効果を持つため、腐食によって生じた水素が空孔の拡散を助長する可能性がある。また、Ariokaら⁽⁷⁾は拡散パスを考えた場合、材料の粒径が小さいほど粒内から粒界に排出される空孔が多くなることから、小粒径材ほど割れが早く生じる可能性があることを指摘している。800合金のクリーブ亀裂について評価した結果では、小粒径材で割れが早く生じることが報告されている⁽⁸⁸⁾。

3.4. SCC発生への酸化の影響

SCCが発生するには、何らかの要因によって応力集中部が形成される必要がある。その応力集中の要因として、材料の粒界が酸化される現象に着目したものが粒界酸化型のSCC発生機構である。粒界酸化は、600合金に対する内部酸化型のSCC機構として提唱されてきたが⁽¹³⁾、速度論的に合理性が説明できないという否定的な意見も述べられている⁽⁸⁹⁾。図16に著者らが行ったステンレス鋼と600合金の粒界部における酸化状況を示す⁽⁹⁰⁾。明瞭なSCC感受性を示す600合金は、粒界が選択的に酸化することが知られているが、ステンレス鋼については同種の酸化が生じ難いことがわかっている。粒界酸化長さと材料組成の関係について、短冊状試験片にて評価した結果を図17に示す⁽¹⁵⁾。粒界酸化は

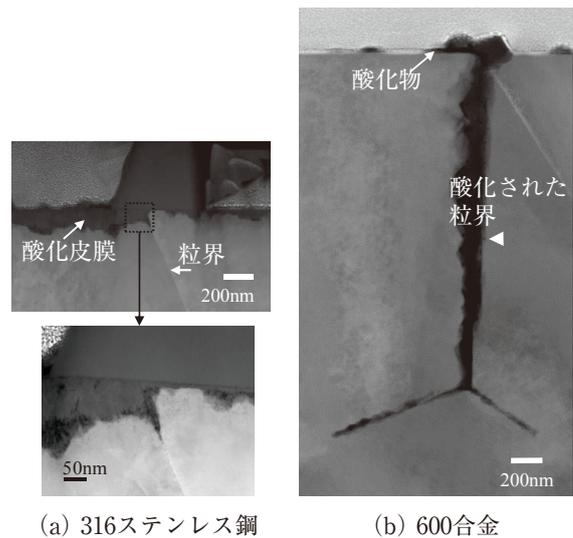


図16 ステンレス鋼と600合金の粒界部における酸化状況 (TEM HAADF像, PWR1次系模擬環境340°C, 1500h浸漬後)⁽⁹⁰⁾

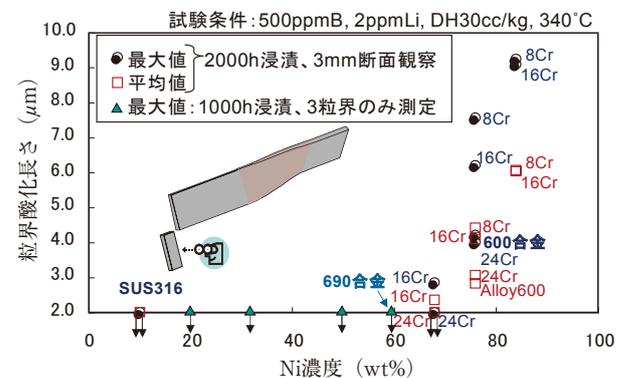


図17 PWR1次系模擬環境に浸漬された短冊試験片の粒界酸化長さに及ぼすニッケル濃度の影響⁽¹⁵⁾

Ni濃度が高い条件で生じ、TT690合金では生じ難いことがわかる。材料組成が影響する理由としては、主要な酸化物として形成されるスピネル構造中（例えば、 NiCr_2O_4 ）に占める3価の金属イオン濃度が、皮膜の安定性に影響を及ぼすことが原因と推察されている⁽¹⁵⁾。600合金は金属組成に占めるニッケル濃度が約8割を占めるが、酸化物中ではすべてが2価の金属イオンとなる。一方、スピネル構造中では2価の金属イオンは金属比率で3.3割までしか存在することができず、ニッケル濃度が過剰となり化学量論的に安定なスピネル構造の酸化物を生成することが困難となる。TT690合金は十分なクロム濃度を有するため、安定なスピネル構造を形成することによって粒界酸化が抑制されると考えられる。

以上のとおり、粒界における酸化を起点としたSCCの発生は、600合金と比べて生じ難いと考えられる。しかし、長時間高温の腐食環境に晒されることによって、局所的に材料組成が変化する現象については十分な知見が整備されていない。600合金およびステンレス鋼の表面皮膜やSCC先端について観察した結果からは、酸化物と金属の境界にニッケルが濃化することが明らかになっている^{(90)~(92)}。ニッケルの濃化は鉄とクロムが酸化物中に選択的に拡散することで生じると考えられ、長時間の腐食が材料組成を変化させたことを示している。そのため、短期間の腐食試験では認められていないTT690合金の粒界酸化についても、10年オーダーで長期間浸漬され、局所的な材料組成変化を伴って発生する可能性を否定することは困難である。これらの課題に対しては、実機で使用された廃炉材の活用研究や、数万時間の長時間浸漬試験を行ったサンプルにより明らかにしていく必要がある。

3.5. SCC発生への水素の影響

SCC進展への水素の影響に関する項目で述べたとおり、水素はPWR環境下におけるSCCに寄与する可能性が示唆されている。材料の変形を加速することや、粒界の結合力を弱化させるなど幾つかの影響が想定されるが、TT690合金のSCC発生に対して直接的に影響を述べた知見は見当たらない。ただし、転位や空孔の移動を助長する作用は、水素がキャビティ生成を加速する機構に繋がるため、特に長期的なSCC発生に対しては重要な影響因子となる可能性がある。

一方で、600合金のSCC発生に対しては、環境中の溶存水素濃度が影響することが報告されている。SCC進展についてはNi/NiO境界電位付近にピークを示すことが確認されているが⁽⁹³⁾、発生に対しては低溶存水素濃度域に相当するNiO安定域でSCC発生時間が遅くなることを示す報告例が有る^{(94),(95)}。低溶存水素条件でSCC発生が抑制される挙動については、粒界酸化が生じ難くなる⁽⁹⁶⁾ことが影響していると考えられ、これらの挙動は水素の直接的な関与より酸化を介した間接的な影響と捉えることができる。

4. SCC発生機構に関する考察

SCC機構には多くの影響因子が相互に関係することから、様々な取り組みを通してもすべての現象を定量的に評価するには至っていない。しかしながら、従来から知られる材料と環境の関係などを踏まえ行われたSCC発生研究によって、影響因子の把握が進んでいる。SCC発生に関する影響因子としては、冷間加工、高温条件、動的歪みおよび腐食により生じる水素が強く影響すると考えられる。ここでは、これまでに得られた知見を踏まえ、各影響因子がSCC発生に対してどのように寄与するかを整理し、実機環境においてSCCが生じる可能性について論じる。図18にTT690合金亀裂発生に影響する可能性のある因子とその因子による影響度をまとめて示す。

SCCは応力と材料と環境の相互作用により生じる現象であり、同じ材料でも環境条件により現象が変化する。図18の下段に示したとおり、600合金など他の合金での経験から粒界酸化についても評価を進めたが、Cr濃度が高いTT690合金についてはSCC伝播方向への粒界酸化が生じ難いことが短期間の試験では確認されている。600合金はSCC進展方向へ酸化が進行するが、TT690合金ではSCC進展と垂直方向の粒内側に酸化が生じ易い。局所溶解についても、表面で局所的に溶出が生じる現象は観察されず、応力集中部を形成させる支配因子となることも考え難い。SCC亀裂内では金属中の酸化が確認されたが、SCC亀裂開口後に酸化が進行したと考えられ、直接的な割れの原因とは思われなかった。これらの知見から、図18の下段に示したとおり、腐食の影響としてはアノード側の反応よりカソード側で想定される水素発生反応の寄与が強いと想定さ

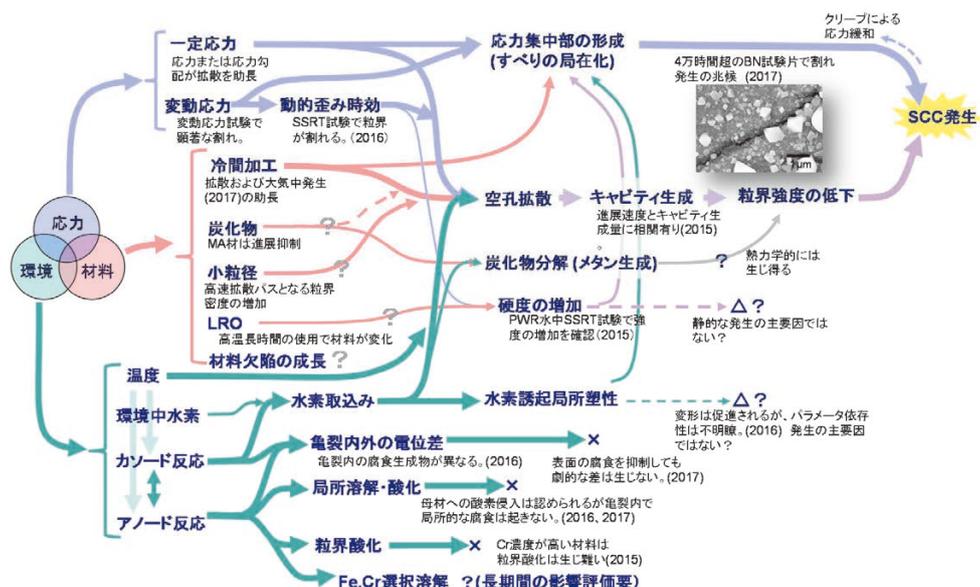


図18 TT690合金SCC発生に影響する可能性がある因子とその因子による影響度

れる。

次に材料中に取り込まれた水素の寄与としては、原子レベルの拡散を加速することがわかっており、空孔拡散の助長や水素誘起局所塑性に対して影響を生じさせていると考えられる。ただし、炭化物の分解やメタン生成⁽⁶⁶⁾など幾つかの仮説については詳細が明らかになっておらず、その影響度については定量的な評価を今後進めることが重要と考えられる。

図18の中段で述べた材料の影響としては、冷間加工が加速因子として寄与することがわかっており、材料中への転位や空孔等の材料欠陥の導入と亀裂先端場の局所応力の増加に対しての影響が想定される。冷間加工は耐力を増加させるため、同じ荷重が付与された時に応力集中部が存在した場合、局所応力が増加する。この局所応力の増加は、空孔拡散の駆動力となる⁽⁷⁾ 応力勾配の上昇を引き起こす。冷間加工が応力勾配の上昇を生じさせることは、キャビティ生成型の機構を想定したパラメータ依存性と矛盾しない。材料因子としては、他に炭化物や粒径および長範囲規則格子 (long range ordering, LRO)^{(97), (98)} についてもSCC発生に影響することが想定され、定量評価を実施するためには更なる知見の拡充が必要である。なお、LROは近年TT690合金に対してもその影響が疑われ始めた現象で、高温環境下で長時間使用することにより硬度が増加するなどの材料特性変化を生じさせる事象である。このような長時間時効の影響については、体系的にどの

様なパラメータが影響因子となるかを今後まとめることが重要と考えられる。

応力に関しては、動的歪みがSCC発生を促進することが確認されている。動的歪みによる皮膜破壊が割れの起点となる概念は理解しやすいが、実機では20年以上の供用後でも割れが報告されていないことから、実験室で用いられている動的歪みは特殊な条件との捉え方もできる。定荷重型の試験でも高温長時間試験によりSCCの核形成が認められているが、実機構造材では残留応力の緩和が働くことも考慮する必要があり、SCC発生に対しては慎重な評価が求められる。

図18において総括したパラメータ依存性に関する知見は、TT690合金のSCC発生機構として種々の加速要因が重畳した結果として、キャビティ生成型の機構が有力であることを示している。しかし、IASCCの研究ではキャビティのみでは割れが生じないことを示唆する知見もあり⁽⁷¹⁾、実際に割れが生じるか否かを評価するには、冷間加工、温度、溶存水素などの加速因子の寄与及びそれらの相互作用について精緻に把握することが必要である。また、表面における腐食や粒界炭化物の影響、残留応力の緩和など、複雑な相互作用についても更なる評価が求められる。

INSSでは、長時間のPWR環境模擬試験により得られたデータだけでなく、材料が長時間暴露された環境条件による時効効果をミクロ観察で解明することで、SCC機構解明に繋げていく活動を行っている

る。この活動は実験室に留まる必要は無く、更に長期間暴露された実機で使用された材料を採取し、ミクロ分析することでSCC発生機構を解明していくことが肝要である。

5. まとめ

〈TT690合金のSCC機構に関する知見と課題〉

- ・ SCC進展速度に対しては冷間加工度や温度が明確な加速因子として寄与し、その傾向はPWR1次系環境下での他の材料で報告されているSCCと概ね共通するものであった。
- ・ SCC亀裂内では材料中の酸化が認められるが、時間経過とともに成長した酸化でありSCCの開口に直接寄与するものでは無いと推察された。
- ・ Ni金属が安定な腐食電位域にあるにもかかわらず、SCC亀裂内では環境から想定される電位より高電位側で安定なNiOが主要な腐食生成物として観察されたことから、SCC亀裂内側で電位が低下するAPC型の局所溶解は生じていないと考えられる。
- ・ 腐食の影響に関しては、酸化や溶解がSCC先端より先に影響を及ぼしていると考え難いため、カソード側の水素発生反応が重要な役割を有すると考えられる。
- ・ 粒界の炭化物についても影響因子であることが確認されているが、その影響機構については今後詳細の検討が必要と考えられる。
- ・ 水素の影響機構としては、物質拡散の助長による粒界キャビティ生成の促進や、HELPによるSCC進展の加速のほか、水素化物の形成、メタン生成など様々な仮説があり引き続き定量的な評価が必要である。

〈TT690合金のSCC発生に関する知見〉

- ・ SCC発生に関しては、600合金で指摘されているような粒界酸化型のSCCは生じ難く、短期間での割れは想定し難い。
- ・ 動的歪みはSCC発生を促す要因であり、皮膜破壊や動的歪み時効への影響が懸念されるが、実機は主に定歪み条件となることから、同様の機構で割れが生じる可能性については検討が必要である。
- ・ 定荷重型の試験片でも1万時間以上の長時間試験ではSCCの核を生じさせることがある。よっ

て、SCC発生を評価するには、長時間試験や実機で長時間浸漬された廃炉活用による知見拡充が重要と考えられる。

- ・ 高温ガス中での試験結果や長時間試験後の粒界キャビティ生成状況から、TT690合金にSCCが発生する場合は、粒界キャビティ生成型が有力な候補となると推察される。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、各種実験準備や腐食試験等の実施にあたっては、(株)原子力安全システム研究所 材料グループ 村上公治氏、黒崎登氏、辻井康雄氏の多大な協力があつた。この場を借りて謝意を表します。

参考文献

- (1) P. L. Andresen, M. M. Morra, A. Ahluwalia and J. Wilson, "SCC of Alloy 690 in High Temperature Water," CORROSION 2010, paper No.10241, (2010).
- (2) S. M. Bruemmer, M. J. Olszta, N. R. Overman and M. B. Toloczko "Microstructural Effects on Stress Corrosion Crack Growth in Cold-Worked Alloy 690 Tubing and Plate Materials," Proc. of 16th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Asheville, Aug. 11-15, (2013).
- (3) U. S. NRC, "Expanded Materials Degradation Assessment Volume 2: Aging of Core Internals and Piping Systems," NUREG/CR-7153, Vol.2, (2014).
- (4) S. M. Bruemmer, M. J. Olszta, D. K. Schreiber and M. B. Toloczko, "Stress Corrosion Crack Initiation of Cold-Worked Alloy 600 and Alloy 690 in PWR Primary Water," Technical milestone report: M2LW 1OR040423, PNNL-23712, September, (2014).
- (5) P. L. Andresen, M. M. Morra and K. Ahluwalia, "Effect of Deformation Temperature, Orientation and Carbides on SCC of Alloy 690," Proc. of 16th International Symposium

- on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Asheville, North Carolina, USA, Aug. 11-15, (2013).
- (6) T. Moss, G. S. Was, "Factor of Improvement in Resistance of Stress Corrosion Crack Initiation of Alloy 690 over Alloy 600," Proc. of 17th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Ottawa, Canada, August 9-13, (2015).
- (7) K. Arioka, "2014 W. R. Whitney Award Lecture: Change in Bonding Strength at Grain Boundaries Before Long-Term SCC Initiation," Corrosion, 71 (4), NACE, pp.403-419, (2015).
- (8) Z. Zhai, M. Toloczko, K. Kruska and S. Bruemmer, "Precursor Evolution and Stress Corrosion Cracking Initiation of Cold-Worked Alloy 690 in Simulated Pressurized Water Reactor Primary Water," Corrosion 73 (10), pp.1224-1236, (2017).
- (9) 山本正弘, 加藤千明, 佐藤智徳ら, "軽水炉の応力腐食割れ (SCC) 事象とその評価手法 - 炉内構造物・配管の高経年化事象予測に向けたSCC評価手法 技術資料集 -, JAEA-Review, 2012-007, (2012).
- (10) P. L. Andresen and F. P. Ford, "Life Prediction by Mechanistic Modeling and System Monitoring of Environmental Cracking of Iron and Nickel Alloys in Aqueous Systems," Materials Sci. and Eng., Vol. A103, p.167, (1988).
- (11) M. M. Hall Jr, "Film Rupture Model for Aqueous Stress Corrosion Cracking under Constant and Variable Stress Intensity Factor," Corrosion Science, 51 (2), 225-233, (2009).
- (12) P. M. Scott and M. LeCulvar, "Same Possible Mechanisms of Intergranular Stress Corrosion Cracking of Alloy 600 in PWR Primary Water," Proc. of 6th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, (1993).
- (13) P. M. Scott, "An Overview of Internal Oxidation as a Possible Explanation of Intergranular Stress Corrosion Cracking," Proc. of 9th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, (1999).
- (14) P. M. Scott and C. Benhamou, "An Overview of Recent Observations and Interpretations of IGSCC in Nickel Base Alloys in PWR Primary Water," Proc. of 10th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, (2001).
- (15) 寺地巧, 山田卓陽, 宮本友樹, 有岡孝司, "PWSCC 発生への粒界酸化の役割検討 - 材料組成および応力の影響 -, INSS JOURNAL, 18, pp.137-151, (2011).
- (16) 福村卓也, 三浦照光, 藤井克彦, 福谷耕司, 橋内裕寿, "PWR 一次系水模擬環境における中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化の照射量依存性," INSS JOURNAL, 24, pp.131-139, (2017).
- (17) N. Totsuka, and Z. Szklarska-Smialowska, "Effect of Electrode Potential on the Hydrogen-Induced IGSCC of Alloy 600 in an Aqueous Solution at 350°C," Corrosion, 43 [12], pp.734-738, (1987).
- (18) N. Totsuka, E. Lunarska, G. Cragolino and Z. Szklarska-Smialowska, "Effect of Hydrogen on the Intergranular Stress Corrosion Cracking of Alloy 600 in High Temperature Aqueous Environments," Corrosion, 43 [8], pp.505-514, (1987).
- (19) T. M. Angeliu, D. J. Paraventi and G.S. Was, "Creep and Intergranular Cracking Behavior of Nickel-Chromium-Iron-Carbon Alloys in 360 C Water," Corrosion, 51 [11], p.837, (1995).
- (20) F. Foct, O. D. Bouvier and T. Magnin, "Stress Corrosion Cracking Mechanisms of Alloy 600 Polycrystals and Single Crystals in Primary Water-Influence of Hydrogen," Met. Trans. A, 31 [8], p.2025, (2000).
- (21) G. S. Was, T. M. Angeliu and J. K. Sung, "Deformation and Intergranular Cracking

- Behavior of Ni-Cr-Fe Alloys at High Temperature” Alloy 600 Expert Meeting, Airlie Conference Center, Virginia, April, (1993).
- (22) M. M. Hall, Jr., “Thermally Activated Low Temperature Creep and Primary Water Stress Corrosion Cracking of Ni Cr Fe Alloys,” Alloy 600 Expert Meeting, Airlie Conference Center, Virginia, April, (1993).
- (23) M. M. Hall, Jr., and D. M. Symons, “Hydrogen Assisted Creep Fracture Model for Low Potential Stress Corrosion Cracking of Ni-Cr-Fe Alloys” Proc. of Symp., Chemistry and Electrochemistry of Corrosion and Stress Corrosion Cracking, New Orleans, (2001).
- (24) M. B. Toloczko, M. J. Olszta and S.M. Bruemmer, “One Dimensional Cold Rolling Effects on Stress Corrosion Crack Growth in Alloy 690 Tubing and Plate Materials,” Proc. of the 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors pp.91-107. Springer, Cham, (2011).
- (25) M. B. Toloczko, S. M. Bruemmer, “Crack Growth Response of Alloy 690 in Simulated PWR Primary Water,” Pacific Northwest National Lab (No. PNNL-SA-72539), Richland, WA (United States). (2009).
- (26) P. L. Andresen, M. M. Morra, and K. Ahluwalia, “SCC of Alloy 690 and Its Weld Metals,” Proc. of the 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, pp.161-178, Springer, Cham. (2011).
- (27) D. R. Tice, S. L. Medway, N. Platts, and J. W. Stairmand, “Crack Growth Testing on Cold Worked Alloy 690 in Primary Water Environment,” Proc. of the 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, pp.71-89, Springer, Cham. (2011).
- (28) T. Moss, D. Morton and Heather Mohr, “Evaluation of the Temperature Dependence of Alloy 690 and Alloy 690 Weld Metal SCC Growth in Hydrogenated Water,” Proc. of the 17th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors. Toronto, Canada: Canadian Nuclear Society. (2015).
- (29) S. M. Bruemmer, M. J. Olszta, N. R. Overman, and M.B. Toloczko, “Cold Work Effects on Stress Corrosion Crack Growth in Alloy 690 Tubing and Plate Materials,” Proc. of the 17th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors. Toronto, Canada: Canadian Nuclear Society. August, (2015).
- (30) 福村卓也, 戸塚信夫, “実機模擬 690 合金の PWSCC き裂進展速度,” INSS JOURNAL, 21, pp.154-162. (2014).
- (31) 寺地巧, 宮本友樹, 福村卓也, 戸塚信夫, 山田卓陽, 有岡孝司, “690 合金の SCC 進展に及ぼす粒界キャビティの影響,” INSS JOURNAL, 22, pp.129-139, (2015).
- (32) T. Terachi, T. Yamada, T. Miyamoto and K. Arioka, “SCC Growth Behaviors of Austenitic Stainless Steels in Simulated PWR Primary Water,” Journal of Nuclear Materials, 426 (1), pp.59-70, (2012).
- (33) 寺地巧, 山田卓陽, 千葉吾郎, 有岡孝司, “脱気高温水中におけるステンレス鋼の応力腐食割れ – 冷間加工度および加工方位の影響 –,” INSS JOURNAL, 13, 179, (2006).
- (34) P. L. Andresen, “Similarity of Cold Work and Radiation Hardening in Enhancing Yield Strength and SCC Growth of Stainless Steel in Hot Water,” CORROSION 2002. NACE International, (2002).
- (35) R. B. Rebak, Z. Xia, and Z. S. Smialowska, “Effect of Temperature and Cold Work on the Crack Growth Rate of Alloy 600 in Primary Water,” Corrosion, 51 [9], p.689, (1995).
- (36) W. C. Moshier and C. M. Brown, “Effect of Cold Work and Processing Orientation on Stress Corrosion Cracking Behavior of Alloy

- 600," Corrosion, 56 [3], p.307, (2000).
- (37) P. L. Andresen, L. M. young, W. R. Catlin et al., "Stress Corrosion Crack Growth Rate Behavior of Various Grades of Cold Worked Stainless Steel in High Temperature Water," Corrosion 2002, Paper No. 2511, NACE, (2002).
- (38) T. Shoji, T. Yamamoto, K. Watanabe et al., "3 DFEM Simulation of EAC Crack Growth Based on the Deformation/Oxidation Mechanism," Proc. of the 11th Int. Conf. Environmental Degradation of Materials in Nuclear Systems, Stevenson, Aug. 10-14 (2003).
- (39) L. M. Young, P. L. Andresen, T. M. Angeliu, "Crack Tip Strain Rate: Estimates Based on Continuum Theory and Experimental Measurement," Corrosion 2001, Paper No.1131, NACE, (2001).
- (40) T. Terachi, T. Yamada, G. Chiba and K. Arioka, "Influence of Cold Work on IGSCC of 316 Stainless Steel in Hydrogenated High-Temperature Water," In CORROSION 2007. NACE International, January, (2007)
- (41) 寺地巧, 宮本友樹, 山田卓陽, 戸塚信夫, 有岡孝司, 高倉賢一, "ニッケル基合金溶接部の SCC 進展に関する機構論的研究 (その5) - 脱気高温水中における腐食挙動 -," INSS JOURNAL, 17, pp.130-149, (2010).
- (42) K. Arioka, Y. Iijima, T. Miyamoto, "Rapid Nickel Diffusion in Cold-Worked Type 316 Austenitic Steel at 360-500°C," International Journal of Materials Research, 108 (10), pp.791-797, (2017).
- (43) D. Morton, S. Attanasio, E. Richey and G. Young, "In Search of the True Temperature and Stress Intensity Factor Dependencies for PWSCC," No. LM-05K044, KAPL, Niskayuna, NY, (2005).
- (44) Z. Lu, Y. Takeda, T. Shoji, "Some Fundamental Aspects of Thermally Activated Processes Involved in Stress Corrosion Cracking in High Temperature Aqueous Environments," Journal of Nuclear Materials, 383 (1-2), pp.92-96. (2008).
- (45) K. Arioka, T. Yamada, T. Terachi and G. Chiba, "Cold Work and Temperature Dependence of Stress Corrosion Crack Growth of Austenitic Stainless Steels in Hydrogenated and Oxygenated High-Temperature Water," Corrosion, 63 (12), pp.1114-1123, (2007).
- (46) T. Terachi, N. Totsuka, T. Yamada, T. Miyamoto et al., "Temperature Dependence of Ni-based Alloy in Deaerated High-temperature Water," Proc. of CORROSION 2010, San Antonio, Texas, March 14-18, (2010).
- (47) T. Terachi, T. Miyamoto, T. Yamada, and K. Arioka, "Mechanistic Study of LPSCC of Stainless Steels-Temperature Dependence of Corrosion in Hydrogenated Water," Proc. Int. Conf. on Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems, Quebec City, Canada, Oct. 3-7, (2010).
- (48) "ステンレス鋼便覧," ステンレス協会, 日刊工業新聞社, (1995).
- (49) M. Meisnar, A. Vilalta-Clemente, M. Moody, K. Arioka and S. Lozano-Perez, "A Mechanistic Study of the Temperature Dependence of the Stress Corrosion Crack Growth Rate in SUS316 Stainless Steels Exposed to PWR Primary Water,". Acta Materialia, 114, pp.15-24, (2016).
- (50) Z. Shen, S. Lozano-Perez, "A Mechanistic Study of the Effect of Temperature on Crack Propagation in Alloy 600 Under PWR Primary Water Conditions," Proc. of the 18th Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, pp.439-454, Springer, Cham, Portland OL, August, (2017).
- (51) K. Arioka, R.W. Staehle, T. Yamada et al., "Degradation of Alloy 690 after Relatively Short Times," Corrosion, Vol. 72 (10), pp.1252-1268, (2016).
- (52) S.A. Attanasio and D.S. Morton, "Measurement of the Ni/NiO Transition in Ni-Cr-Fe Alloys and Updated Data and Correlations to Quantify the Effect of

- Aqueous Hydrogen and Primary Water SCC,W” Proc. of the 11th Int. Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, WA, Aug. 10-14, (2003).
- (53) 寺地巧, 宮本友樹, 山田卓陽, 戸塚信夫, 有岡孝司, 高倉賢一, “ニッケル基合金溶接部の SCC 進展に関する機構論的研究 (その5) – 脱気高温水中における腐食挙動 –,” INSS JOURNAL, 17, pp.130-149. (2010).
- (54) M. J. Olszta, D. K. Schreiber, M. B. Toloczko, S. M. Bruemmer, “Alloy 690 Surface Nanostructures During Exposure to PWR Primary Water and Potential Influence on Stress Corrosion Crack Initiation,” Proc. 16th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors. Houston, TX: NACE, (2013).
- (55) T. Moss, W. Kuang and G. S. Was, “Stress Corrosion Crack Initiation in Alloy 690 in High Temperature Water. Current Opinion in Solid State and Materials Science. (2018).
- (56) N. Totsuka, Z. Szklaska-Smialowska, “Effect of Electrode Potential on the Hydrogen-Induced IGSCC of alloy 600 in Aqueous Solution at 350°C,” Corrosion, 43, p.734(1978).
- (57) H. K. Birnbaum and P. Sofronis, “Hydrogen-Enhanced Localized Plasticity-a Mechanism for Hydrogen-Related Fracture,” Materials Science and Eng., A176, pp.191-202, (1994).
- (58) D. J. Paraventi, T. M. Angelis and G. S. Was, “Effect of Hydrogen on Creep in High-Purity Ni-16Cr-9Fe Alloys at 360°C,” Corrosion, 58 (8), pp.675-686, (2002).
- (59) H. K. Birnbaum, P. Sofronis. “Hydrogen-Enhanced Localized Plasticity – a Mechanism for Hydrogen-Related Fracture,” Materials Science and Engineering: A 176.1-2, pp.191-202. (1994)
- (60) D. M. Symons, G. A. Young and J. R. Scully, “The Effect of Strain on the Trapping of Hydrogen at Grain Boundary Carbides in Ni-Cr-Fe Alloys,” METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS A, Vol. 32A, (2001).
- (61) P. Sofronis, Y. Liang and N. Aravas, “Hydrogen Induced Shear Localization of the Plastic Flow in Metals and Alloys,” European Journal of Mechanics-A/Solids, 20 (6) , pp.857-872, (2001).
- (62) P. Sofronis, H. K. Birnbaum, “Mechanics of the Hydrogen Dislocation Impurity Interactions – I. Increasing Shear Modulus,” Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 43 (1), pp.49-90. (1995).
- (63) I. M. Robertson, and H. K. Birnbaum. “An HVEM Study of Hydrogen Effects on the Deformation and Fracture of Nickel,” Acta Metallurgica 34.3, pp.353-366, (1986).
- (64) 南雲道彦, “水素脆性の基礎 水素の振るまいと脆化機構,” 内田老鶴圃, pp.166-183, (2008).
- (65) 寺地巧, 山田卓陽, 岡本マキエ, 有岡孝司, “690 合金冷間加工材の PWSCC に及ぼす水素ガスの影響,” INSS JOURNAL, 24, pp.90-100, (2017).
- (66) C. H. Shen, P. G. Shewmon, “A Mechanism for Hydrogen-Induced Intergranular Stress Corrosion Cracking in Alloy 600,” Metallurgical and Materials Transactions A, 21 (5), pp.1261-1271. (1990).
- (67) K. Arioka, T. Miyamoto, T. Yamada, T. Terachi, “Formation of Cavities Prior to Crack Initiation and Growth on Cold-Worked Carbon Steel in High-Temperature Water,” Corrosion, 66 (1), pp.015008-015008, (2010).
- (68) K. Arioka, T. Miyamoto, T. Yamada, T. Terachi, “Role of Cavity Formation on Crack Growth of Cold-Worked Carbon Steel TT690 and MA 600 in High Temperature Water,” Proc. of 15th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors, TMS, NACE, ANS, JIM, JSCE, Colorado Springs, (2011).
- (69) K. Arioka, T. Miyamoto, T. Yamada et al., “Role of Cavity Formation in Crack Initiation of Cold-Worked Carbon Steel in High-Temperature Water,” Corrosion, 69 (5), pp.487-496, (2013).
- (70) S. M. Bruemmer, M. J. Olszta, M. B. Toloczko and L. E. Thomas, “Linking Grain Boundary

- Microstructure to Stress Corrosion Cracking of Cold-Rolled Alloy 690 in Pressurized Water Reactor Primary Water," *Corrosion*, 69 (10), NACE, pp.953-963. (2013).
- (71) T. Miura, K. Fujii, K. Fukuya, "Micro-mechanical investigation for effects of helium on grain boundary fracture of austenitic stainless steel. *Journal of Nuclear Materials*," 457, pp.279-290, (2015).
- (72) 戸塚信夫, 寺地巧, 山田卓陽, "ニッケル基合金溶接部の SCC き裂進展に関する機構論的研究 (その1)," *INSS JOURNAL*, 13, pp.205-215. (2006).
- (73) 戸塚信夫, 寺地巧, & 山田卓陽, "ニッケル基合金溶接部の SCC き裂進展に関する機構論的研究 (その2) — 690 系合金の材料特性の検討一," *INSS JOURNAL*, 14, pp.222-238, (2007).
- (74) K. Arioka, T. Yamada, T. Terachi and G. Chiba, "Influence of Carbide Precipitation and Rolling Direction on Intergranular Stress Corrosion Cracking of Austenitic Stainless Steels in Hydrogenated High-Temperature Water," *Corrosion*, 62 (7), pp.568-575, (2006).
- (75) K. Arioka, T. Yamada, T. Miyamoto and T. Terachi, "Dependence of Stress Corrosion Cracking of Alloy 690 on Temperature, Cold Work, and Carbide Precipitation – Role of Diffusion of Vacancies at Crack Tips," *Corrosion*, 67 (3), 035006-1, (2011).
- (76) M. B. Toloczko, S. M. Bruemmer, "Crack Growth Response of Alloy 690 in Simulated PWR Primary Water," *Proc. 14th International Conference Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, LaGrange Park, IL: American Nuclear Society, August, (2009).
- (77) S. M. Bruemmer, M. J. Olszta, N. R. Overman, M. B. Toloczko, "Cold-Work Effects on Stress Corrosion Crack Growth in Alloy 690 Tubing and Plate Materials," *Proc. of the 16th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors*, Houston, TX: NACE, (2013).
- (78) T. Yonezawa, K. Onimura, I. Saito and H. Takamatsu, "Effect of Cold Working on the Stress Corrosion Cracking Resistance of Nickel-Chromium-Iron Alloys," In *Materials for nuclear reactor core applications*. 2 v, (1987).
- (79) T. Yonezawa, Y. Yamaguchi, Y. Iijima, "Electron Micro Autoradiographic Observation of Tritium Distribution on Alloy X750," *Proc. of the 6th international symposium on environmental degradation of materials in nuclear power systems-water reactors*, (1993).
- (80) T. Yonezawa, M. Watanabe, A. Hashimoto, "The Effects of Metallurgical Factors on PWSCC Crack Growth Rates in TT Alloy 690 in Simulated PWR Primary Water," *Metallurgical and Materials Transactions A*, 46 (6), pp.2768-2780. (2015).
- (81) J. Cadek, "Creep in metallic materials," Elsevier, *Materials science monographs*, 48, (1988).
- (82) T. Maeguchi, K. Sakima, K. Sato, K. Fujimoto, Y. Nagoshi, K. Tsutsumi, "PWSCC Susceptibility of Alloy 690, 52 and 152," *Proc. on the 18th Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems*, Springer, Cham. Portland OL, August, pp.485-500, (2017).
- (83) 寺地巧, 山田卓陽, 宮本友樹, 戸塚信夫, 有岡孝司, "SSRT 試験による 690 合金冷間加工材の PWSCC 発生条件に関する検討," *INSS JOURNAL*, 23, pp.60-69. (2016).
- (84) H. Hänninen, M. Ivanchenko, Y. Yagodzinskyy, V. Nevdacha, U. Ehrnstén and P. Aaltonen, "Dynamic Strain Aging of Ni-base alloys Inconel 600 and 690," *Proc. of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactor*, Salt Lake City, Utah, pp.1423-1430. (2005).
- (85) T. Moss, W. Kuang and G. S. Was, "Stress Corrosion Crack Initiation in Alloy 690 in High Temperature Water," *Current Opinion*

- in Solid State and Materials Science, (2018).
- (86) K. Arioka, T. Miyamoto, T. Yamada and T. Terachi, "Formation of Cavities Prior to Crack Initiation and Growth on Cold-Worked Carbon Steel in High-Temperature Water," *Corrosion*, 66 (1), pp.015008-015008, (2010).
- (87) 寺地巧, 山田卓陽, 岡本マキエ, 有岡孝司, "690合金の高温大気中クリープ亀裂発生への冷間加工度および温度の影響," *材料と環境* 2018, 東京, 5月23-25日, (2018).
- (88) K. Arioka, R.W. Staehle, R.L. Tapping, T. Yamada, T. Miyamoto, "Stress Corrosion Cracking Growth of Alloy 800NG in Pressurized Water Reactor Primary Water," *Corrosion*, 74 (1), 24-36, (2017).
- (89) R. W. Staehle and Z. Fang, "Comments on a Proposed Mechanism of Internal Oxidation for Alloy 600 as Applied to Low Potential SCC," *Proc. of the 9th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, John Wiley & Sons, Inc. pp.69-78, (1999).
- (90) T. Terachi, T. Yamada, S. Lozano-Perez and K. Arioka, "Differences of Corrosion in Fe- and Ni-based Alloys under Simulated PWR Primary Water," *Int. conf. on Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems*, Berlin, Sep. 15-18, (2008).
- (91) T. Terachi, K. Fujii and K. Arioka, "Microstructural Characterization of SCC Crack Tip and Oxide Film for SUS 316 Stainless Steel in Simulated PWR Primary Water at 320°C," *Journal of nuclear science and technology*, 42 (2), pp.225-232, (2005).
- (92) S. Lozano-Perez, T. Yamada, T. Terachi, M. Schröder, C. A. English, G. D. W. Smith, B. L. Eyre, "Multi-scale characterization of stress corrosion cracking of cold-worked stainless steels and the influence of Cr content," *Acta Materialia*, 57 (18), 5361-5381, (2009).
- (93) P. L. Andresen, J. Hickling, A. Ahluwalia and J. Wilson, "Effects of hydrogen on stress corrosion crack growth rate of nickel alloys in high-temperature water," *Corrosion*, 64 (9), pp.707-720, (2008).
- (94) E. Richey, D. S. Morton, and R. A. Etien, "SCC Initiation Testing of Nickel-based Alloys in High Temperature Water," *Proc. of the 13th Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems*, Whistler, British Columbia, August 19-23, (2007).
- (95) D. Akutagawa, N. Nagata, K. Dozaki, H. Takiguchi, K. Norring, A. Jenssen and A. Molander, "Environmental Mitigation of PWSCC Initiation -Low DH Chemistry for PWR Primary System," *Proc. of the 14th Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems*, Virginia Beach, (2009).
- (96) K. Dozaki, D. Akutagawa, N. Nagata, H. Takiguchi and K. Norring, "Effects of Dissolved Hydrogen Content in PWR Primary Water on PWSCC Initiation Property," *E-Journal of Advanced Maintenance*, 2 (2), pp.65-76, (2010).
- (97) B. Stephan, D. Jacob, F. Delabrouille and L. Legras, "A Kinetic Study of Order-Disorder Transition in Ni-Cr Based Alloys," *Proc. of the 18th Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems*, Springer, Portland OL, August, pp.233-249, (2017).
- (98) T. Moss, C.M. Brown, G.A. Young, "The Effect of Hardening via Long Range Order on the SCC and LTCP Susceptibility of a Nickel-30Chromium Binary Alloy," *Proc. of the 18th Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems*, Springer, Portland OL, August, pp.261-279, (2017).

ステンレス鋳鋼超音波探傷試験システムの開発と実機適用

Development of ultrasonic testing system for cast stainless steel and application in the fields

石田 仁志 (Hiroshi Ishida) *¹

要約 大きな結晶と材料異方性により超音波減衰が大きい、加圧水型原子力発電所 (PWR) のステンレス鋳鋼製 1 次冷却材管の超音波探傷試験に対して、大型 2 振動子探触子と自動探傷装置からなる自動探傷システムを開発した。これまでに、モックアップ試験体による検証、社外確証試験等による検証により、欠陥検出に対する性能と有効性を確認し、実機配管においてもその適用性を確認した。

開発した自動探傷システムを実機の検査に適用するための試験手順書を作成し、これを準備することにより検査員がシステムに習熟することができた。開発したシステムは、実機の検査を行う会社に技術移転され、原子力発電所の検査業務での使用が可能となった。

キーワード 加圧水型軽水炉, ステンレス鋳鋼, 1 次冷却材管, 超音波探傷試験, 2 振動子探触子

Abstract The reactor coolant piping in pressurized water reactors (PWRs) is usually made of cast stainless steel which has a large attenuation due to the coarse grains and anisotropic crystal structure. In this work, an automatic scanning system with a large twin crystal transducer and an automatic scanning machine was developed for ultrasonic testing of the cast stainless steel piping. After that, performance and usefulness of defect detectability of the developed system were validated by a test with mock-up specimens at INSS and by a verification test out of INSS, and the applicability of the system was checked in the field.

Documents for the ultrasonic testing procedure with the developed automatic scanning system were prepared in order to apply the system to real plants, and the inspectors perfected themselves in the developed system by preparing the procedure. The developed automatic scanning system and the documents were transferred to the company dealing in inspections in the Kansai Electric Power Co., Inc. group for applications to inspections in the utility's nuclear power plants.

Keywords PWR, Cast stainless steel, Main coolant pipe, Ultrasonic test, twin crystal transducer

1. はじめに

PWR (Pressurized Water Reactor, 加圧水型軽水炉) の 1 次冷却材管や 1 次冷却材ポンプケーシングに、鋳造ステンレス鋼が使用されている。鋳造ステンレス鋼は、鍛造ステンレス鋼と比較して非常に大きな結晶組織を持ち、超音波探傷試験において、この結晶粒界とその異方性が材料中を通過する超音波を散乱させるとともに伝搬方向を偏向させ、欠陥識別性の低下や欠陥位置の誤認等を発生させる。

結晶異方性と結晶粒における超音波の散乱と減衰への対処として、超音波探触子に、低周波数の縦波

を使い、送受信の振動子を分割した、集束型振動子の採用が有効である。INSS ではこれらの特徴を持った探触子と自動探傷装置からなる、鋳造ステンレス鋼の 1 次冷却材管の超音波探傷試験システムを開発した。

これまでに社内外のモックアップ試験体による測定試験、実機プラントの 1 次冷却材管による測定試験を経て、開発した技術・システムが実用に供しているものであることを確かめた。

開発したシステムを実機プラントの 1 次冷却材管の恒常的な超音波探傷試験に供するために、探傷試験に関する手順書を作成し、検査を行う会社への技

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

術の移転を行った。

本報では、本システムを開発し、実機適用に至るまでの経緯を取りまとめた。

2. 開発

2.1. 超音波探触子の開発

結晶粒界での超音波の散乱減衰が顕著な鋳造ステンレス鋼に対して、減衰を補償する手段として、1MHzまたは0.5MHzの比較的低い周波数を採用した。さらに、超音波のエネルギーを材料中に集束させる手段として、送信と受信を分離した2振動子を用いた、それぞれの振動子は曲率を有する球面振動子である⁽¹⁾。図1に、大型2振動子探触子の一例の写真を、表1にその仕様の例を示す。配管板厚、配管溶接部の表面凹凸状況、欠陥位置、端部エコーの検出等に対して、探触子仕様のうち、振動子曲率、入射角、送受信振動子の屋根角（両振動子の向き合う角度）の最適化を図っている。

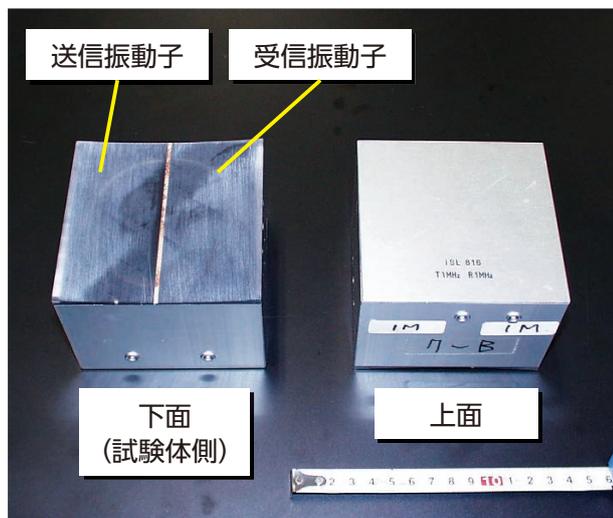


図1 大型2振動子探触子の例

表1 大型2振動子探触子の仕様例

型式	2振動子型
外径寸法	100L x 100W x 80H (mm)
超音波	縦波
周波数	0.5~1.0MHz
振動子形状	球面型
振動子寸法	36 x 76mm
屈折角	40~55度
焦点深さ	40~60 mm
重量	1.6kg

超音波探傷においては、探触子から材料中へ超音波を入射させるために、水、油、グリセリン等の接触媒質を使用する。開発した探触子は接触面が縦横100mmと大きいため、探触子と材料の接触面全体へグリセリン等の粘性物質を供給することが容易でないことから、水を使用している。さらに、溶接部のように配管表面の凹凸があっても水の供給と保持が可能な、大型2振動子探触子用に専用ホルダを開発した^{(1),(2)}。図2に、大型2振動子探触子専用ホルダを示す。探触子ホルダ枠の下側にスカートを取り付け、その内側に水を導入する構造としている。

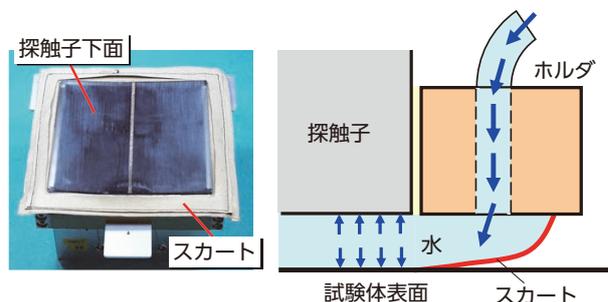


図2 大型2振動子探触子専用ホルダ

2.2. 自動探傷装置の開発

開発した大型2振動子探触子を適用するにあたって、探触子を配管表面上を走査させなければならないこと、接触媒質として水を供給し続けなければならないこと、さらに検査作業は原子力発電所の放射線環境下で行われることから、自動探傷により検査することとした。

探触子を保持し、配管表面上を移動走査させ、自身も移動できる自動駆動機構および探傷データの採取および保存を行うデータ処理装置からなる自動探傷システムを構築した⁽¹⁾。図3に、自動超音波探傷システムの構成を示す。

自動超音波探傷システムのうち自動駆動機構部には、これまでに3機種を使用した。図4に、自動駆

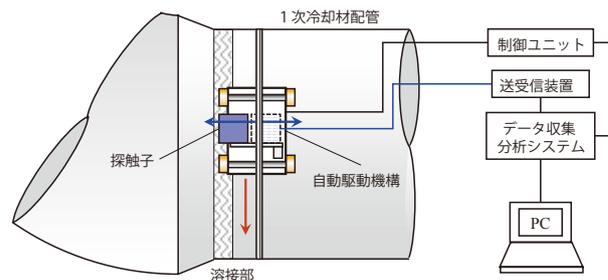


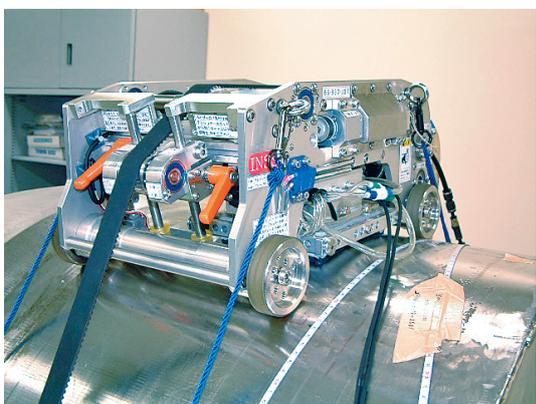
図3 自動超音波探傷システムの構成



(1) 1号機



(2) 2号機



(3) 3号機

図4 自動探傷システム（自動駆動機構部）の改良

動機構部の3機種を示す。1号機には汎用の市販品を使用し、大型2振動子探触子専用として2号機から独自に製作した。2号機は4脚1組の吸着脚2組により歩行移動し、3号機は4輪により走行移動する。2号機では、前述の大型2振動子探触子専用ホルダに使用する水が吸着脚に影響することから、車輪走行へと変更し3号機とした。

3号機の重量は1号機から半減した15kgとなり、

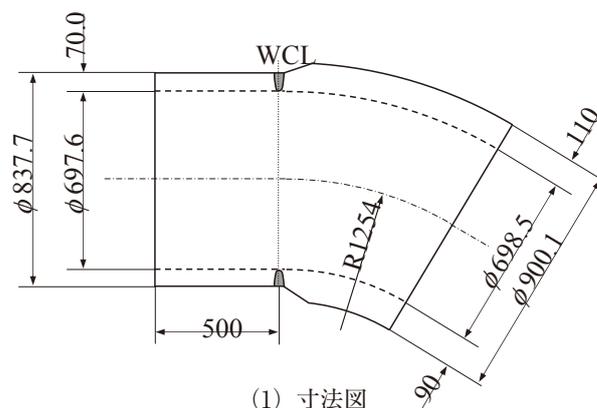
配管への取り付け・取り外しが容易となり、配管を1周する探傷時間は1/4の約30分で可能となった。

データ処理装置により採取、保存された探傷データは、現場での探傷作業を行った後に現場以外の場所で、欠陥の識別、判定等の分析作業が可能である。

3. 検証

3.1. 検証試験

開発した大型2振動子探触子および自動探傷システムの性能を検証するために、実機配管を模擬したモックアップ試験体⁽¹⁾を製作し、これに付与した模擬欠陥の測定により、欠陥検出性を確かめた。図5にモックアップ配管試験体を示す。直管部は遠心铸造製、エルボー部は静铸造製の铸造ステンレス鋼（CF-8M）を使用し、溶接施工されている。試験体の溶接部付近に、板厚の30%相当の深さを持つ疲労き裂1個、同10~40%のEDM（Electric



(1) 寸法図



(2) 外観写真

図5 モックアップ配管試験体

Discharge Machining, 放電加工) スリット 4 個, 溶け込み不良 1 個の合計 6 個の欠陥が導入されている。

開発した大型 2 振動子探触子および自動探傷システムを用いて, これらの欠陥の検出性能について, 他の手法との比較を行った⁽¹⁾。他の手法は, 1 振動子または 2 振動子の縦波斜角探触子であるが, 振動子の寸法, 周波数, 集束型などの仕様が異なる探触子を用いたものである。その結果, 本システムではすべての欠陥を検出できたが, 他の方法では疲労欠陥と板厚 10% 深さの EDM スリットを検出できないものがあった。しかし, 大型 2 振動子探触子により欠陥であると判断された信号の中には欠陥ではないものがあった。これは, 大型 2 振動子探触子の焦点深さが材料内表面としたことにより, 通常では検出されないレベルの材料内表面付近の形状, 組織上の変化をとらえたためと推定された。

この検証試験の他, 国の事業へ参加することによって, ステンレス鋼配管のさらに多くの異なる深さ寸法の疲労き裂の測定を行い, 欠陥検出およびサイジングに関する自動探傷システムの性能と有効性を評価した⁽³⁾。

3.2. 実機適用性の検証

これまでに関西電力の原子力発電所の 1 次冷却材管の測定試験を実施した。これによって, 開発した自動探傷システムについて, 配管への取り付け・取り外し, 電気・水・空気の供給による作動, データ採取, 排水処理等, 放射線下, 狭隘という実機の環境において作業を行う上で支障のないことを確かめることができ, 実機適用性を検証した。なお, 測定結果は当該配管の健全性に関するデータとして提供された。

4. 実機適用

開発した自動探傷システムが, 原子力発電所の 1 次冷却材管の恒常的な検査において適用されるためには, 同じ検査性能が発揮され, 同じ検査結果が得られるような普遍的な技術とする必要がある。そこで, この自動探傷システムが INSS または開発者に依存することなく利用されるために, 超音波探傷試験に係る検査員の技量認定の仕組み⁽⁴⁾, すなわち, 装置, 検査員とともに超音波探傷試験の性能に係る 3

要素の一つである手順書の作成に着目した。

そのために, 開発したシステムを用いた超音波探傷試験のための試験手順書を作成した。手順書は, 使用機材, 校正方法, 基準感度設定方法および探傷方法等から構成される。さらに, 自動探傷装置の操作マニュアル, 大型 2 振動子探触子の性能評価要領も作成した。これらの手順書等の作成およびその検証に従事した者が, 装置及び手順書に習熟することとなった。

以上から, 開発した自動探傷システム, 試験手順書, これらに習熟する検査員が準備されることとなった。

なお, 自動探傷システムによる検査技術は, 関西電力の原子力発電所の 1 次冷却材管の検査に適用することを前提に, INSS からこの検査業務を行う予定の原子力エンジニアリング(株)に移転された。

5. 今後の展開

大型 2 振動子探触子を用いた自動探傷システムは, 実機配管の検査への適用により, 今後多くの知見が得られるものと考えられ, その中には改良すべき点も含まれ, さらに改良開発がなされるであろう。このように開発する側とこれを使用する側が連携していくことが重要であると認識している。

6. おわりに

大きな結晶と材料異方性により超音波減衰が大きいステンレス鋼製 1 次冷却材管の超音波探傷試験に対して, 大型 2 振動子探触子と自動探傷装置からなら自動探傷システムを開発した。これまでに, モックアップ試験体による検証, 社外確証試験等による検証により, 欠陥検出に対する性能と有効性を確認した。さらには, 実機配管においても適用性を検証した。

開発した自動探傷システムを実機の検査に適用するために, 試験手順書を作成し, これを準備することにより, これらに習熟する検査員も確保することができた。

開発したシステムは, 実機の検査を行う会社に技術移転され, 再稼働後の原子力発電所の健全性評価に有効に活用され, 原子力発電の安全・安心に貢献するものと期待される。

謝 辞

自動探傷システムは、INSS創立時から在籍された黒住保夫博士が開発されたものです。元INSS西川嘉人氏はこれを引き継ぎさらに検証データの蓄積をされました。非破壊検査(株)においては、松本博吉氏をはじめ多くの方々が実機適用性検証に、松原重行氏、川上護氏、遠藤賢氏は、手順書の検討・作成を実施いただきました。ここに深甚なる謝意を表します。

参考文献

- (1) 黒住保夫, “鑄造ステンレス鋼の超音波探傷検査技術の開発,” INSS JOURNAL Vol.7, p.159 (2000).
- (2) 黒住保夫, “超音波探触子用局部水浸治具,” 特許4353604号 (2009).
- (3) 黒住保夫, “新開発自動超音波探傷システムを用いた鑄造ステンレス鋼中の欠陥検出感度およびサイジング特性,” INSS JOURNAL Vol.10, p.182 (2003).
- (4) American Society for Mechanical Engineers, Boiler and Pressure Vessel Code Section XI Appendix VIII, “Performance demonstration for ultrasonic examination systems,” (2004).

長期運転に関する知識伝承について

Knowledge Transfer for Long Term Operation

田中 秀夫 (Hideo Tanaka) *¹

要約 本論文は、原子力発電所の運転に30年以上携わってきた著者の経験に基づき、原子力発電所の長期運転を実現するために何が大切なのかをまとめたものである。それは、建設、運転、廃止措置の全過程をカバーする知識基盤を構築することであり、その構築には3つの重要な因子が同定できる。すなわち、ステークホルダー間の知識の部分的な重なり、職人の持つ技術の伝承、グローバルな協同作業である。

キーワード 知識管理、国際協業、原子力発電所、長期運転

Abstract This paper describes what is important to realize long-term operation of nuclear power plants based on the experience of author who have been involved in the operation of nuclear power plants for more than 30 years. It is to develop a knowledge base covering the entire process of construction, operation and decommissioning, and three important factors are identified in this development: the duplication of knowledge among stakeholders, the transfer of skill of craftsmen and global cooperative work.

Keywords knowledge, cooperate, nuclear power plant, long-term-operation

1. 緒言

これまで世界の原子力発電所は40年を超える運転経験を有する。長期運転に伴いプラント各部の経年劣化が懸念されるが、日本では想定できる部位と劣化事象の組み合わせを日本原子力学会が経年劣化まとめ表として集約し、国内外の最新知見を反映する仕組みを構築して、国際原子力機関IAEAの国際経年劣化管理教訓集 (IGALL: International General Ageing Lessons Learned) 等を反映した経年劣化まとめ表の改訂版を発行した。この改善活動は、国際的協業で進めることが効率的であり合理的であるとともに、世界の原子力発電所の安全性向上に寄与するものと認識されている。

原子力発電所の技術伝承に関し、日本の文化で分かりやすい事例として、神社仏閣の建築技術がある。三重県にある伊勢神宮は20年毎に建て替えを行う、式年遷宮という行事として建築技術が継承されている。また、奈良県にある法隆寺の五重塔は約1400年前に建立され、修理を繰り返しながら保存されて

いる。これら神社仏閣を支えているのは超一流の匠の技を持つ宮大工たちである。原子力発電所において今後も運転を継続するためには、技術者がその持つ技術を伝承しなければ、同じ失敗が繰り返されるだけでなく、最悪の場合は福島第一原子力発電所事故 (以下、1FNPS事故) のような未曾有の災害が生じる可能性がある。我々はそのことを心に刻み、原子力発電に従事することが求められている。本解説は、そのような観点から過去の経験をまとめ、次の世代に伝えることも目的としている。

2. 電気事業者における技術伝承

2.1. 原子力発電所の現状

建設がほぼなくなっている現状では、知識を整理することは厳しい。しかし、過去の経験と1FNPS事故後の新規制基準での審査対応経験から、我々が何を学び、何をすべきかを筆者なりに記述したい。

関西電力は、美浜1号機の燃料損傷等での稼働

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

率低迷が続き、大飯1号機でのRTD (Resistance Temperature Detector) プラグ適用材料の品質管理不具合を契機にTQC (Total Quality Control) を導入し、品質管理の改善に全社を挙げて実施した。それでも、美浜2号機の蒸気発生器伝熱管が破損した。蒸気発生器の伝熱管 (以下、SG伝熱管と略す) は、応力腐食割れ、デンティング、粒界腐食などの劣化損傷モードが多数存在する機器であり、毎年全数の非破壊検査・渦電流探傷検査 (Eddy Current Testing, ECT) や原因究明のための研究が継続されていた。核燃料の熱は一次冷却材を媒介して、二次系に伝達される。蒸気発生器はその熱交換の機能を有する。この蒸気発生器の伝熱管に微小なき裂が発生し貫通すれば、その兆候を示す放射線モニタ値の変化で、事業者は自らの判断により原子炉の運転を停止させた上で、伝熱管の補修を行うのが日本のルールであった。米国ではSG伝熱管から1gpm相当の漏洩がない限り、運転を停止することは無いものの、日本では運転を停止する運用をしていた。このような運用をしていた中、1991年発生した美浜発電所2号機の事故は誰も予想できるものではなかった。事実、事故前までの毎年の伝熱管の非破壊検査では損傷の兆候が全く無く、稼働率も関西電力の中では良好なプラントに分類されていた。その事故では日本で初めて、緊急冷却装置であるECCS (Emergency Core Cooling System) が実作動した。この事故のSG伝熱管の損傷原因は建設時の不備であり、約3000本ある伝熱管を適切な間隔で支持するために挿入されている振れ止め金具 (20mm角の長さ20mの棒) が適切に挿入されずに固定されていた (図1参照) ことによる。伝熱管と支持板との隙間にスラッジが堆積し、デンティングの原因となっていることが、ECTや内視鏡による観察で明らかになっていた。ECTの技術で振れ止め金具の位

置を把握することは可能であったが、生データがその観点で分析されることは無かった。それ故、デンティングにより伝熱管が固定され、フレットング疲労が発生するとしても、支持幅から想定した疲労寿命は十分に残されているとしていた。しかし、支持幅が想定よりも長くなり、作用する応力が大きくなり、短時間で破損まで至ることになった。

この中での継承すべき経験・知識は大きく二つであり、建設段階の機器製造過程での確認と運転段階でのモニタ分析である。人間が想定できない現象があり得るという認識に立てば、検査・モニタリングは丁寧に実施されるべきである。さらに、この美浜2号機の事故では、もう一つ大切な継承すべき知識がある。定期検査時に機器を隔離するための弁操作が不適切であったため、開いているはずの弁が開いていなかったことから、社内で規定された手順書に沿っただけでは、原子炉が適切に減圧されない状況に陥った。その際に行った現場の対応が継承すべき知識である。伝熱管が破損した蒸気発生器を隔離し、原子炉の冷却をするため圧力を下げる、新たな手順書が急遽作成されて炉の冷却を成功させた。手順書を急遽作成するためには、プラント設計を熟知した人材と運転操作を熟知した人材が不可欠であったと言われている。運転員を訓練する原子力発電訓練センター (NTC) では想定外のトラブルを幾つものインストラクターがプラントシミュレータに入力する。実際にはほとんど発生しないであろう事態を敢えて作り出し、その状況下であっても炉を安定に停止していくことを、常に運転員は訓練されていた。このことが手順書作成の成功に繋がっていると筆者は考える。この訓練が今も継続されていることは大変重要である。

2.2. 原子力発電所の現場における技術伝承

新規のプラントが建設されていない現代にとって、プラント設計を熟知した人材はほとんどいなくなったことは、原子力発電を利用し続ける上では大きな課題である。この課題は1FNPS事故前までの危惧である。しかし、事故後の新規規制基準は全てのハザードや現象についてゼロから見直しをされた。新規規制基準への適合性を確認することは、既設プラントのシステム設計を再度検証したこととなる。それに携わった関係者はそれぞれのポジションに合っ



図1 美浜2号機 蒸気発生器模型

た人材育成がなされたと見ることができる。担当者は、担当するシステム・機器を熟知し、申請書類を作成して審査に対応し、質疑応答をすることで育成された。また、それを統括する責任者は他システム・機器への影響等を意識しつつ、数々の審査に対応したことから、システム設計に関する知識を備えたと考えられる。それだけに、新プラントの設計・建設がない今、再稼動審査が厳しく時間がかかったことは知識の伝承に繋がったと考えても良いのではないだろうか。

もう一つ重要な技術として、機器の分解点検・手入れに関する技術がある。一つの発電所で何千・何万という機器・部品に対して、使用による経年劣化だけでなく、保守作業による機能劣化（分解手入れにより部品を傷める場合があること）にも気を配ることが大切である。その際の技術として欠かせない検査・モニタリング技術は、事後保全から予防保全に世界がシフトする中、ますます注目を浴びている。ここで機器の分解・手入れに関する技術も継承が欠かせないということに触れておく。原子力発電所は常に安全側に事象が推移するように設計されている。その中でも安全弁という機器はシステムの圧力が最大許容圧力を超えないように、圧力を抜く役割を持っている。加圧水型原子力プラント(PWR)では、圧力逃がし弁と安全弁がある。系統圧力を計測し、その値に従って圧力を逃がすように、圧力逃がし弁は駆動装置を作動させて弁を開ける。その弁座・弁体のあわせ面の仕上げは、系統圧力が設定値を超えた場合に、系統圧力の力が駆動力となって弁を開ける安全弁とは異なる。圧力逃がし弁は系統圧力に打ち勝つだけの駆動力を発生させて開けるため、合わせ面での精度はある程度の精度が満たされれば、再度閉めた場合のリークを防ぐことができる。安全弁は系統圧力が急激に上昇した場合には開口面積が大きく、すり合わせ面の精度が低くても期待される開放・閉止機能には問題ない。しかし、系統圧力の上昇が緩やかな場合では、弁体を押し上げる系統圧力による力と押し下げるバネ力との力が拮抗することになり、チャタリングという現象が生じる。その際に、お互いのあわせ面が叩かれ、面荒れを引き起こし、規定の吹き止まり圧力以下になっても完全には閉止されないケースも出てくる。それだけに、あわせ面の仕上げには細心の注意が必要である。発電所の現場では人の手による作業であり、その技能を継承することも大切である。日本のPWRにおいては、

弁体がフレキシブルでなくソリッドタイプの場合、吹き出し圧力設定は0～2%の幅ではなく、0～1%の幅で調整されている。また、吹き出し圧力の設定を調整するために窒素ガスが使用され、窒素ガスボンベからフィルタを通して利用されている。これは、小さな異物が合わせ面に付着し、設定圧力を低下させないためである。これらのノウハウは、過去の経験と実験の成果を基に実施されている。このような知識が現場では残されており、この知識を基盤として長く引き継がれる事を期待している。当該弁ではないが類似の安全弁の事例として、大飯発電所3号機において、蓄圧タンクの安全弁が設定圧力よりも低く噴出した事例がある。これも原因究明された結果、あわせ面の仕上げが十分でなかったことが分かり、拡大鏡を用いて確認することが水平展開されている。これは以前であれば、現場技術者の匠の技の一つであり、肉眼で仕上げ具合を見極めていた。技術の伝承は必ずしも同じ手法である必要はなく、その時代に合った新しい技術と融合して継承されれば問題ないものと筆者は考える。

2.3. 国際協力の重要性

国際原子力機構IAEAのIGALL (International General Ageing Lessons Learned) で抽出された経年劣化事象の機構解明は未だ継続されている。それらの事象の発生を想定した保全活動が展開されており、発電所の運営に支障が出ることはない。しかし、劣化機構解明は現場の保全活動の合理化に寄与できるだけでなく、新しく建設するプラント設計にも展開が期待される。

例えば、PWRプラント特有の1次冷却水中応力腐食割れ(PWSCC)と言う現象は、X750合金では日本の製造方法のみ再発をしていない。また、蒸気発生器伝熱管に使用されている800合金と690合金ではPWSCCは未だ発現していない。しかし、近年の研究では、690合金で強加工された場合ではき裂進展が認められている。この機構解明は道半ばではあるが、き裂が発生する場所が表面ではなく、表面近傍であるというデータが多数報告されている。PWRプラントではなく、CANDUプラントで発生した炭素鋼製配管の内外面でき裂が観察された事をきっかけにINSSが研究を進めた結果、表面から数100 μm の深さでキャビティが発生し、き裂に発達したと考えられるデータが取得された。この劣化機

構がき裂開口幅の狭い690合金のPWSCCと共通しているのではないと考え、研究を進めて同様のデータが採取された。これについて米国国立研究所で追試され、同様のデータが採取されたと報告されている⁽¹⁾。この最新知見は、材料や環境が異なるという理由だけで、他の炉型での経験が経年劣化事象を解明するために活用されないことは必ずしも正しくないことを示す事例である。

以上の例のように、他プラントの経験のみならず他の炉型の経験も参考に、自身のプラントの信頼性を向上させて安全性も同時に向上するために、炉型を問わずに現象そのものを理解することが国際協業で実施されることの意義は大きい。

3. 事業者視点からの プラントメーカーの技術伝承

各メーカーが、採用している炉型以外の経験を活用することも大切である。IAEAのIGALLで進められているように、PWR・BWR・CANDU・VVERでの経験をお互いに理解し、自社製のプラントでも発生しないかと常に疑問を持ち、検討することが大切である。また、その考えを継続し、意思を継ぐ人材をプラントメーカーが自ら育てることも大切であると筆者は考える。

3.1. 福島第一原子力発電所事故の教訓

1FNPS事故の教訓として、機器の能力を最大限に活かすためには、人の能力と判断が大切である。建設当時のシステム設計、機器設計、製造・施工に関する業務を経験し、運転段階での各種改善活動による変更を経験することは一世代では当然できないことである。そのため経験を伝承していく必要がある。伝承が不十分な場合に、危機的状況で機器が本来所有していた能力を発揮できず、システム全体が機能不全に陥ることになる。1FNPS事故では、全交流電源喪失以降であっても炉心の冷却機能を着実に果たすはずの、非常用復水器（アイソレーションコンデンサー、以下IC）を手動に切り替えて使用していたことが例に挙げられる。ICを自動から手動に切り替えたことは、原子炉冷却速度に関する制限値を守るためであるとされている⁽²⁾。この例では設計から運転までのそれぞれの段階での知識が伝承されていないことが一因であり、伝承することに価

値を見出せていなかったことにある。この行為そのものは業務マニュアルを遵守した行為としては正しい。BWRは飽和系であるため、原子炉容器に加圧下の熱衝撃は起こりにくい。しかも、原子炉容器の照射による劣化はPWRと比較して脆化の程度が小さく、加圧熱衝撃に対する評価は示されていない。PWRでは緊急事態においては冷却速度の制限値は場所によって異なる値を採用している。原子炉容器とは異なり加圧器の冷却スプレイは倍の速度で冷却する事を許容している。加圧器に照射脆化の問題はなく、加圧器から炉心に注入される配管は、原子炉容器の炉心領域部（脆化が厳しい部位）を通らずに炉心に冷水を導く構造となっている。つまり、冷却構造を考慮した設定値としている。万一の場合に、どのような手段が採り得るかを常に考え、手順書に反映しておくことが大切である事例である。

1FNPS#1のICは炉心で発生した蒸気を吸い込み、熱交換で水にした後で、再循環ポンプ入口ラインに戻す。原子炉容器の照射が厳しい部位に直接冷水があたることは無く、ポンプ入口配管から通常の逆方向に流れが生じ、ゆっくりと冷水の水位が上昇する。炉内構造物自体が高温であり、伝熱により水温が上昇するため、大きな熱衝撃を発生させることはない。ICによる冷却を停止せずに続けていることが、シビアアクシデント（SA）時の対応としては適切であったといわれている⁽³⁾。

知識を受け取る側の理解があって初めて知識の伝承が成されたと考えられることから、この事例は伝承が的確にされていなかったことも一つの要因となっていると考えられる。

3.2. 最適評価解析の重要性

もう一つ、検討しなければならないことは、TMI事故後に認識された、安全解析の最適化解析の重要性である。安全解析とはプラントの安全性設計の確認である。プラントの保安活動を実施する基盤となるのが、安全解析の結果である。運転管理では、安全解析結果から設定された各種制限値を守って日々運転が続けられている。保守管理でも、日々の機器・構築物の点検から始まり、定期試験そして分解点検を含む定期検査において、安全解析から導き出された要求機能を満足していることが確認されている。一方、安全解析は計算が行われた時代の知見を反映した内容となっている。特に、解析結果を常に安全

側に確保するため、解析の入力条件や解析モデルに裕度を確保している。そのため、実現象とは異なる計算結果となることがあると考えられる。しかし、機器・構築物が維持すべき機能に余裕があるため、運転管理やその他の管理でそれぞれの機能が維持されることで、万一の事故があったとしてもプラントの安全を確保することが可能であるとされている。実際にはTMI事故時でも1FNPS事故時でも、その安全解析では表すことができない現象があった。このことは、事故時の対応には、現状の安全解析のみを認識しているだけでは状況判断を見誤り得る事を示している。

機器・構築物の終局耐力を理解せず、また、システムの頑強性を理解せず、起きている現象を正しく理解できないことで、時間的裕度を的確に把握できなくなる。その結果、後手に回り、事態を深刻にさせることが、1FNPS事故は示している。それ故、事前に最適評価 (Best Estimate, BE) の解析を実施しておくことが必要であり、色々なケースを解析することが最も大切なことである。これは米国NRCが取り組んでいる活動でもある⁽⁴⁾。

それ故、同様の炉を所有しているプラント間で情報を共有し、膨大なケースの安全解析データを情報基盤として持つことで、万一の事故に備えることが可能になると考えられる。

フルスコープのプラントシミュレータで訓練を実施する際に、色々な機器の故障を違った時間に入力し訓練することも、膨大なケースを経験する活動として見ることができる。運転操作には無限ではないにしても、色々な手順が考えられる。その訓練をした人にとってBE解析結果は極自然に受け入れられるものである。全交流電源喪失事故 (Station Black Out, SBO) の際に、高温停止状態から低温停止状態に移行する手順をプラント安全解析ではこれまで求められなかったが、1FNPS事故後、低温停止状態への移行の重要性に鑑み、SBO時でも低温停止状態への移行が可能な手順を定める必要が生じた。その手順案を提示したのがフルスコープでの訓練を受けていた運転経験者であったことは、上記の考えを裏付ける事例として考えられる。それ故、BE解析を認識し、保守的な解析との違いを理解しておく事が最も大切であることが分かる。同時に、プラントの運転経験者からの知識もプラントメーカーには伝承してもらいたいものである。

3.3. 研究成果や経験に基づく知見の反映

研究成果と発電所の現場への反映に関する良好事例を次に解説する。

3.3.1. 技術開発とトラブル分析例

SCCに対する緩和措置として、表面応力状態改善方法の一つであるピーニングに関して、実機への適用性を調べる研究を実施した。ピーニング法の中で、衝撃波を利用したウォータージェットピーニングを選択した。キャビテーションにより衝撃波を発生させてピーニングを行うため、水が噴出するノズルはエロージョンにより摩滅し形状が経時変化する。そのことからノズルは消耗品であり、適正な衝撃波を発生させるためにノズルの使用時間を設定する必要があった。ノズルに選定された材料は、耐磨耗性が高いステンレス鋼やNi基合金などであり、それぞれの摩滅データを採取してノズル材料を選定した。その研究が実施されてから約10年後に、配管曲げエルボ溶接部にき裂が発生した事象の原因究明に、その摩滅データが活用された。この事象では、エルボの上流に設置された減圧オリフィス出口においてキャビテーションが発生し、長期間の使用で出口部がラップ状に削られたため、キャビテーションにより発生する気泡が配管内面を覆うほど増加し、オリフィスの下流にあったエルボに周期的に力を与えたことで配管が振動し、応力集中する溶接部にき裂が発生した。このオリフィスの形状変化をキャビテーション・エロージョンで説明できる根拠として、事象発生前の10年前の研究過程で採取されたデータが活用された。

また、この事象で継承が望まれる知識を以下に示す。損傷した配管系統は3系統に分岐して再生クーラーに入るようになっていた。3系統の一つのみでき裂が発生し、他系統のオリフィスには摩耗による出口形状の変形は無かった。また、この事象が発生したのはPWR型の2ループプラントである美浜発電所2号機であった。美浜発電所には2号機の他に、同じ2ループプラントではあるが出力が30%低い1号機と、3ループプラントの3号機がある。再生クーラー入口側に設置された減圧オリフィスはこれらのプラントにも設置され、3号機では2号機と同様にキャビテーションは発生していたが、エルボに損傷がなかった系統と同様にオリフィス出口の形状

には変化がなかった。また、1号機では再生クーラー入口側は2系統であり、点検の結果、常用していた系統ではキャビテーションは発生していなかったものの、もう一方の系統に切換えるとキャビテーションが発生した。系統設計上、当該部はキャビテーションが発生しない流体条件であるとされていたものの、現場では1号機の1系統のみがキャビテーションは発生せず、他プラントを含めた他系統は全てキャビテーションが発生していた。これらの設計と現場との相違点を解明することは難しいとされている。それ故、系統設計の改善で、キャビテーションが発生しない改善ができるまでは、当該箇所を点検・補修する必要があることをプラントメーカーは電気事業者の説明をしていく姿勢が必要である。

またこの事例は、研究等で得られた知見を整備しておく必要があることを示すものである。オリフィス出口のキャビテーション・エロージョンによる形状変化が発生した時期を推定するために、ウォータージェットピーニングのノズル減損速度を利用したことはその一例である。全く別の事象（応力腐食割れ）に対する予防保全対策装置の開発段階で得られたデータ（ノズル減損速度）が、当該の事象（キャビテーション・エロージョン）の解明に寄与できたことは、メーカーが研究開発で得られたデータを適切に整理していたからに他ならない。

最近の世界の動向として、知識を受け取る器としての知識基盤をどのように構築するかが、原子力発電の長期利用のために最重要課題となっている。2016年にIAEA本部で開催されたThird International Conference on “Nuclear Knowledge Management”において、知識管理を統括する部署を設立する機関・事業者が増えていることが報告されたことから、それが伺える。

3.3.2. 規格基準依存の弊害例

また、最近の話題として、仏国において鋼材の炭素含有量が靱性特性に影響が懸念され、原子炉容器の上蓋や蒸気発生器の使用が再検討され、使用に問題はないと判断された。ここで着目する点は、鋼材を製造する過程、即ち、製鉄所での取り扱いにまで遡って検討された点にある。この事象の少し前に、ベルギーにおいて原子炉容器の検査結果で欠陥が数千個観察され、水素白点が原因と推定された。これも製造過程における問題である。仏国の含有炭素事

象では、インゴット（鋼塊）内部の炭素偏析を知らずながら、粗悪部分（靱性が低い箇所）を使用していた。水素白点が問題となったプラントの原子炉容器が1970年代後半に製造されたのに対して、含有炭素が問題となったプラントがEPRという欧州設計の最新の大型PWRであったことに注意が必要である。仏国においては靱性値の規定があるため原子炉容器の炉心領域部は炭素偏析部を切り落とした鋼塊で製造されていたものの、上蓋にはその規定が無かったことが遠因となったと推察される。

さらに、規格基準が有る場合でも問題となるケースがある。米国型PWRプラントでは、蒸気発生器の伝熱管の材料であるニッケル基合金（インコネル600）が応力腐食割れ等により損傷し、数千本ある伝熱管を検査してき裂の兆候のある伝熱管に施栓し、運転を継続していた。施栓の工事にかかる費用やその工事期間分のプラント稼働率が低下することによる損失を考慮し、蒸気発生器を取替える選択を採る電力会社が増えてきた。核燃料から取り出した熱を蒸気タービンに伝えるため、蒸気発生器は原子炉容器に一次冷却材配管で繋がり、一次冷却材ポンプとも繋がっている。サンオノフレ発電所は、材料変更（インコネル690）による信頼性向上に加えて高効率を求め、取替用蒸気発生器にこれまで採用されることがない設計（伝熱管本数、外径、管厚、配列）を採用した。それ故、設置場所・寸法に制限がある中で熱交換率を上げるため、特別に設計し直す必要があった。この設計変更により二次系水（水／蒸気の混合）と伝熱管との流力弾性振動が生じ、数年の運転で疲労破壊により多数の伝熱管損傷を引き起こした。流力弾性振動に関する知見は実験と解析で高められ、日本で規格基準が制定されていた。設計変更で配慮された国内外のトラブルの水平展開には、美浜発電所2号機の蒸気発生器伝熱管の折損も入っている。サンオノフレ発電所で採用された設計は規格に適合していたとされたものの、流力弾性振動による伝熱管の摩耗が発生した。この根本原因には仏国の炭素問題と共通するポイントがあると考えられる。それは、現時点での規格基準に適合して設計・製造すれば良いとする考え方である。仏国の事象は規格基準が変更されたとはいえ、同じ圧力容器に別の管理を適用していることも問題である。仏国は炭素偏析を考慮しても継続使用・健全性は維持できるという結論を出している。米国の事象も規格基準では振動が発生し摩耗する領域にないとされたものの、新

設計であることから裕度を多めに設定するなどの配慮がなかったことが問題であったかもしれない。

流力弾性振動については、実物を模擬できる程度に数値解析を高度化するのは難しい事を、裏付けている事例がある。それは、1基当りの炉出力を50万・80万・100万KWと向上させるため、原子炉容器に収める炉内構造物も大きくなった。実物大の炉内構造物での振動試験は実施されておらず、パイロットプラントに指定された発電所において試運転段階の試験で各部の振動データを採取し健全性を確認してきた。このように数値解析で設計した構造物の最終確認は実プラントの初号機で確認することを、プラントメーカーであるウセスチングハウス（Westinghouse Electric, WH）は実施してきた。米国でPWRプラントを設計・建設してきたWHのこの経験が、サンオノフレ発電所のSGの新設計には適切に伝承されなかったのではないかと推察する。

3.3.3. 規格基準外の技術的分析例

米国PWR型の炉開発でWH社が牽引していた時代には、例えば、炉内構造物の設計マニュアルに注意点と根拠が記載されていた。根拠となる制限値等のデータの出所については、公開されている規格基準以外に、社内試験データだけでなく過去の現場経験から得られたデータもあった。例えば、締結ボルトの座面状態により値に差が出るトルク係数では、現場施工方法が時代とともに変化していることを反映したデータが採用されていた。

米国のD.C.Cook発電所では、建設当初の締付け不足が原因で、炉心そうの流体励起振動（Flow-Induced Vibration, FIV）により炉心そうのバルブボルトが振動し、周り止めピンとのフレッティングによりボルトが摩耗し、周り止めピンとボルト穴との隙間からボルトの欠片が異物となった。欠損したボルトの隣のボルトが緩んでいたことから、締付け管理不足が原因とされた。トルク係数までの言及がなされていないため、適切な締付けトルク値であったかどうかは不明である。また、締付け過ぎの場合は、高温機能試験（Hot Function Test, HFT）時に炉心そうの熱変形によりボルトが変形する程度が大きくなり、局部的に塑性変形を引き起こし、極低サイクル疲労の原因となりえることもある。このような経験・知識を集積し発電所建設に活かすことが

益々重要となると考える。

1989年に仏国にあるブジェ発電所2号炉の炉内構造物を構成するバッフルフォーマボルト（BFB）にき裂が発見され、その後、他のプラントにおいてもき裂が確認されている。BFBは、炉心バッフル板を6～8段あるフォーマ板に締結し、炉心の流路を形成する部品の一つである。燃料から最も近い部品であるため、中性子照射により最も多く材質変化を受ける。このボルトはステンレス鋼製であり、PWRで使用される一次冷却材の環境下では、応力腐食割れの感受性は無いと考えられてきた。しかし、中性子照射により材質が変化することで一次冷却材中でも応力腐食割れに対し、感受性を持つことが、その仏国のトラブルで証明された。中性子照射を多く受ける最下段から2段目にき裂が観察され、運転が継続された後、下から3段目や最下段に確認されるようになった。照射が最も少ない最上段のボルトでは観察されていなかったが、米国の最新の検査では最上段にもき裂が観察されている。PWRの炉内構造物も時代とともに型式が少しずつ異なることから、最上段のボルトに損傷が確認されたプラントの設計には構造に類似点が多数確認されている。

米国の4ループプラントのうちダウンフロー設計からアップフロー設計に変更してない原子炉内構造物では、BFBにき裂が観察されている。米国PWRの炉内構造物の設計はループ数を問わず、当初は全てダウンフロー設計を採用していた。290℃弱の冷却材が原子炉容器に入ると、炉心そう・熱遮蔽体の側面に当たって、下向きに流れて、燃料集合体の下部に当たる炉底部に導かれる。この流れとは別に、炉心そうに数箇所ある穴から炉心バッフル領域に290℃弱の冷却材が入る流路があった。この水は炉心バッフル領域を下向きに流れ、炉心そう側面を流れる冷却材と炉底部で混ざり合う構造となっていた。このダウンフロー設計が採用された経緯を示した資料は確認できなかったが、炉心そうにわざわざ穴を開けるといふ工程を追加していることから、何らかの経験を反映したものと考えられる。2・3・4ループ全ての初期プラントにはこのダウンフローの設計が採用されていた。しかし、その後の運転において、燃料リークが発生しその主要因がこのダウンフロー設計とされた⁵⁾。その原因は、炉心バッフル板の隙間から噴出するジェット噴流が燃料棒を揺らし、隣接する燃料棒同士がフレッティング摩耗を起こしたためであった。その対策としてダウンフ

ローからアップフローに既設プラントでも改造が施され、炉心その穴を塞いで最上段のフォーマ板に穴を開けるという工事を行った。このアップフロー化工事によって、燃料リークが減少するとともに、最上段のBFBの作用応力も減少した。ダウンフローの場合は、炉心そうと炉心バツフル板を繋ぐ炉心フォーマ板の変形が最上段で最も大きく、プラント運転起動時にかかるボルトの応力は相当高くなる。アップフローの場合その熱変形量が小さくなるため、ボルトにかかる応力は小さくなる。米国4ループプラントでのBFB損傷は、仏国で確認された照射誘起型応力腐食割れとは別の要因が大きく寄与しているのではないかと考えられるため、最上段のボルトの詳細な破面観察により根本原因の究明が望まれる。

現在、国内で提供されている取替用の炉内構造物は、アップフロー化はもとより、炉心バツフル板の隙間構造を一部なくしつつ、熱変形に配慮した配置設計がなされている。また、締結ボルトに発生する応力を低減できる形状構造に変更が加えられ、更に、照射誘起型応力腐食割れの一因となる中性子照射による材料変質を極力遅らせる効果を発揮する製造方法の改善も図っている。米澤ら⁽⁶⁾は、「中性子照射による粒界での化学組成変化の結果から、オーステナイト系ステンレス鋼では、RIS (Radiation Induced Segregation) による粒界Cr濃度の低下に伴いIGSCC (Intergranular Stress Corrosion Cracking) 感受性が高まる傾向が認められ、この傾向はPWR1次系模擬水中でのNi基合金のPWSCC (primary Water Stress Corrosion Cracking) 感受性と酷似している」としており、Ni基合金であるX750合金の耐PWSCC対策材が粒界にクロム炭化物を適切に析出させているものであることから、これをオーステナイト系ステンレス鋼にもある程度適用したのもであると推察できる。これらの対策は、他国のトラブルの要因を詳細に分析して機器設計に反映することで自国でのトラブルを未然に防ぐ、プラントメーカーの良好事例である。炉内構造物の取替えは既に実績もあり、40年超運転に入る美浜発電所3号機にもその技術が適用されることになっている。

ここまで、良好事例に加えて、設計で配慮を必要とする事象事例も紹介した。それらの経験を後継者に繋ぐ責務があると認識して、プラントメーカーに安全な炉を設計・製造してもらいたいと考える。

4. 事業者視点からの規制関係の技術伝承

運転段階に携わる人間が建設段階を直接的に経験することは困難ではあるものの、決して経験を得ることが不可能なことではない。発電所の安全性を向上する活動を通じて、建設時の経験と似た経験を得ることも可能であると考えられる。システム設計の裕度を理解することにより、機器の重要性も見直しが可能となり、保全方法の最適化も可能となる。日本の規制当局は同一部署に長く業務することはないため、審査根拠を十分に伝承するために10年以上も前から技術情報基盤の整備が求められていた⁽⁷⁾。しかし、現在の日本で長期間を要している再稼働審査で、建設段階まで遡って審査がなされているから、審査根拠を整理する最も良い機会と考えることもできる。これらの審査時の知識整理は、建設段階を経験していない人にその経験と同様の知識を得る機会を与えるからである。また、現場の設備改善では製造・施工段階の知識を必要とするから、この知識を得る機会となる。過去の資料を紐解いて、設備改善を最新の知見に照らし、発電所を安全に運用できることを電気事業者が示すことは容易ではなく、過去の資料が整理されていることが大切である。最近のISO9001の改定でもConfiguration Management (CM; 構成管理) の重要性が示されている。長期運転にはこの構成管理と合わせて、知識管理がますます重要になる。規制当局の検査制度の見直しにより、さらに現場に密着した検査が行われることから、知識基盤の整備は確実に進められていることが望ましい。その整備には、経験的な知識をより広く収集することが必要であることから、世界規模での協業が進められる事が望まれる。

規制分野において経験・知識の基盤の構築が必要であると山本⁽⁸⁾は過去の公開データから分析し、「規制当局においても、現場の保安検査官の日々の監視活動を通じて、自らも軽微なトラブルを始め安全文化に関わる情報収集を行い、事業者を指導するための情報基盤の整備を行う必要がある」と結論付けている。先に述べたように日本の規制では同じ部署に長く在籍することがなく、長期間を要する傾向監視は不十分であった。これを解消するためにそれぞれのプラントで発生した事象を詳細に分析し、長期間に亘る傾向を把握し、その情報を知識化して整備することが求められる。

5. 日本の研究機関に対する指摘

原子力委員会が策定し、昨年7月21日に日本政府として閣議決定された「原子力利用に関する基本的考え方」⁽⁹⁾には、日本の研究機関における技術伝承の重要性も以下の2項目で示されている。

- (1) 日本原子力研究開発機構は、産学官の連携によるシーズの創出、基盤技術の充実、科学的知見や知識の収集・体系化・共有による知識基盤の構築、研究開発の基盤である施設や設備の供用・利用サービスの提供を先導する組織に変革していくべきである。
- (2) 研究開発機関や大学、原子力関係事業者の原子力関連機関が、情報交換しつつ、それぞれの役割を互いに認識し尊重し合いながら連携や協働を行う場を構築し、まずは、科学的知見や知識の収集・体系化・共有により厚い知識基盤の構築を進めるべきである。

つまり、科学的知見の収集・体系化・共有による知識基盤の構築こそが、技術伝承の第一歩である。この基本的考え方には産業界だけでなく、原子力規制委員会（NRA）も賛同しているため、知識基盤の構築が加速されることが期待される。

6. プラント生涯管理の経験と知識基盤

前章までに、事業者における技術伝承と、事業者視点からのプラントメーカーおよび規制当局の技術伝承について分析した。その中から見えてくることとして、3つの重要な点が挙げられる。関係者間での知識の部分的な重なり、匠の技の継承、そして、知識の基盤の共有化である。

6.1 知識の部分的な重なり

原子力発電所を安全に運用するためには、安全設計、系統設計、機器／構築物設計、部品設計、品質を含む製造方法と施工方法、保安活動における各管理方法（運転管理・燃料管理・保守管理・放射線管理・廃棄物管理）、廃止措置方法、さらにそれぞれの知識の部分的な重なりを理解する必要がある。図2に総合管理システム概念を示す。図にあるように組織・部署・人それぞれが繋がっているものの、効率を追求すればラップではなく棲み分けが合理的であるが、知識の欠落を生む可能性がある。知識の欠落

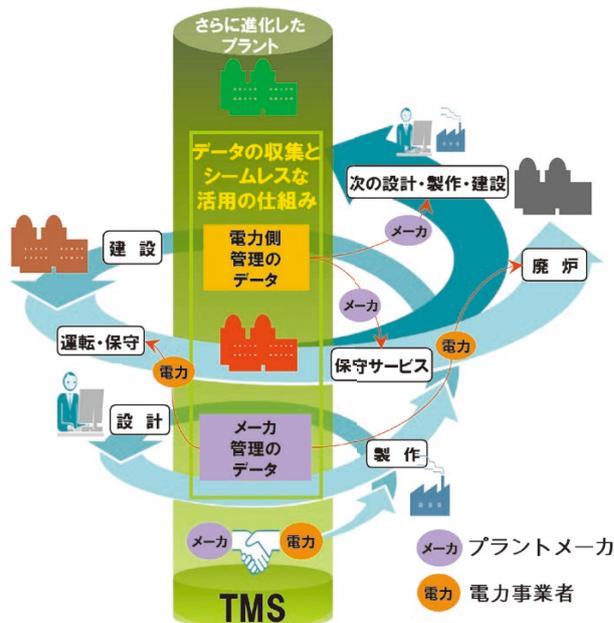


図2 総合管理システム概念図

が事故に繋がるのは、原子力発電の歴史を見ても分かる。1FNPS事故は安全設計段階の知識の欠落が一つの要因である。潜在的リスクを考え、大きな災害に繋がらないように発電所を運営する義務は事業者にあるのは自明である。潜在的リスクを継続して発掘し、常に自社のプラントの危険性を把握することが、原子力発電所を所有し運営する事業者の責務である。そうであるから事業者は知識の欠落が致命傷になると認識し、知識の部分的な重なり（関係者間の互いの知識を繋ぐ情報を共有化すること）を心がける必要がある。ラップは知識の分野だけでなく、年代によるラップも意識すべきである。知識基盤には年代の縦と分野横断の横が大切であるばかりではなく、それらを俯瞰的に見られる人材の確保も重要になる。

プラントメーカーは同様な知識基盤を重要と認識しているものの、機密事項と仕分けされるデータを多く所有していることから、共有化には積極的な対応が難しいとされる。ノウハウに分類される機密事項は必ずしも公開する必要はなく、注意点のみでも共有化することで、未然にトラブルを防止することが可能となる。本稿では、減圧オリフィスのキャビテーションを発生させない設計が困難であったとしても、その注意点を共有化して適切な保全活動に繋がれば、安全にプラントを運転できるという考えを示した。

規制当局においては、基本的に事業者の検討に抜けが無いことを確認すれば、監視が可能と考えられ

てきた。もし、事業者に知識の部分的な重なりがなされていない箇所が無いかどうか目配せできれば、事業者に良いプレッシャーとなるだけでなく、正しく規制が行われると筆者は推察する。小さな異なるトラブルでも根本原因に共通点がある場合があり、その共通点を見極めるためには、長期的な傾向監視が重要と考える。常に関連性が無いのかという疑問を持ち、事業者の保安活動を直接、現場で見ることで共通点を判断できるのではないかと考えており、米国のROP (Reactor Oversight Process) を日本に導入する計画に期待するものである。

6.2 匠の技

その道のプロとして認められる人材が定年退職で一線を離れることで、知識が失われつつある中、彼らの知識を整理しておくことは大変重要である。各国の重要課題として認識され、新しく知識管理にかかわる部署を設置する機関が増えていることを先に述べた。

保守管理については、IAEA策定のIGALL等、今までも、またこれからも充実が図られることと考えられる。なお、新しい技術、特に検査・モニタリング技術の進歩によって詳細に調べることが可能になり、散逸した知識・技術的能力が新たに蘇ることもある。常に新しい技術の進歩をフォローしておくことが肝要である。本稿では、安全弁の摺合せ技術が低下することを拡大鏡によって防止できるという事例を示した。

6.3 知識基盤の構築

安全管理に関わるSA対策の充実については、IFNPS事故前までは国内での研究が日本原子力研究開発機構 (JAEA) 主体で進められていたものの、国家予算が削減されていた。アジアではJAEAの知識を基に韓国KAERIがSA研究を継続してきた。IFNPS事故後は、日本でもSA研究が再開された。JAEAがこれまで実施してきた研究成果は、収集はされているものの体系化がなされておらず、他機関が利用することは困難な状況になっている。原子力委員会が示した「原子力利用に関する基本的考え方」⁽⁶⁾ では、それらの研究関連の情報収集に留まることなく体系化し、知識基盤として共有すべきと明記され、NRAがこれを追認している。NRAの技術サ

ポート部隊であるJAEAが、その実現に向けて率先して動かれることを期待したい。またこの活動には、IFNPS事故を起こした産業界も責任を持って参画し、協働することが求められている。事業者は新しい規制の一つとして安全性向上評価書を公開し、その中で最新知見の収集・分析結果を示している。この知識基盤の構築に貢献することは事業者の人材育成にも繋がり、技術的能力の維持・向上を図る保安活動の一環として有意義であると考えられる。更に、これらの活動は国際協業で進められていることが肝要であると考えられる。

7. 結言

原子力発電の長期利用には、建設段階に始まり運転段階から廃炉段階までの知識基盤を整備することが大切であり、そのキーワードは、知識の部分的な重なり、匠の技の継承、そして、国際的協業である。

日本において実施されている再稼働審査では、建設段階まで遡って審査がなされていることから、規制機関も被規制の関連機関の両者において、審議時の知識整理が建設段階を経験していない人に建設段階と同様の知識を得る機会を与える。現場の設備改善は、製造・施工段階の知識も必要とすることから、この知識を与える機会である。過去の資料を紐解いて、設備改善を最新の知見に照らして、発電所を安全に運用できることを示すことは容易ではない。しかし長期運転にはこの構成管理と知識管理がますます重要になる。経験的な知識をより広く収集し、体系化することが必要であることから、世界的な協業で進められる事を望むものである。

参考文献

- (1) NUREG/CR-7153, Vol.2 "Expanded Materials Degradation Assessment (EMDA) Volume 2: Aging of Core Internals and Piping Systems".
- (2) 日本学会議 記録 SCJ第22期-260930-22651100-053"東京電力福島第一原子力発電所1号機において発生した事故事象の検討"(2014).
- (3) 小林正英, "福島第一原子力発電所1号機の事故分析"日本原子力学会誌 (2105).
- (4) Tina Ghosh, "State-of-Art Reactor

Consequence Analyses (SOARCA) Surry
Uncertainty Analysis (UA) ” NRC-RIC
(2016).

- (5) 実務テキストシリーズNo.3 軽水炉燃料のふるまい (改訂第5版) 第3章 軽水炉燃料の変遷 (p.68-p.69) 公益財団法人 原子力安全研究協会, 平成25年3月.
- (6) 米澤利夫ら, ”PWR炉内構造バップルフォーマボルトの粒界割れ機構に関する考察” 日本原子力学会誌 (2000).
- (7) “実用発電用原子炉施設における高経年化対策の充実について” 原子力安全・保安院 (2005.7).
- (8) 山本晃弘, “原子力発電所における安全文化醸成活動の実効性向上に関わる研究” 日本原子力学会誌 (2017).
- (9) 原子力委員会, ”原子力利用に関する基本的考え方” (2017.7.20).

以下の論文については、関西電力株式会社殿から受託し、当研究所において実施した調査・研究の成果を同社にご了解をいただき、本論文集に収録したものです。

研究の成果については、関西電力株式会社殿と当研究所が共有しております。

- ノンテクニカルスキルに着目した緊急時対応訓練の開発 (3)
 - － 「たいかん訓練」における評価に向けた課題－
- 原子力発電に係る情報提供方法に関する一考察
- オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属のミクロ組織への熱時効と照射の影響
- SUS630の高温水中のSCC進展挙動 (第2報) - 熱時効, 温度, 応力の影響 -
- 中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部の破壊特性の評価
- 海外及び国内で発生した原子力発電所のトラブル原因の分析
- 運用上の介入レベルに基づく被ばく線量計算手法の検討
 - － OIL1, 2用再浮遊係数の評価－
- シビアアクシデント演習ツールの改良
- ATWS事象のRELAP5-3Dによる解析
- T字配管の高低温水合流部における流体・構造熱連成数値シミュレーション手法の検証用データ
- TT690合金のSCCに関する知見と今後の課題
- ステンレス鋳鋼超音波探傷試験システムの開発と実機適用

編 集 委 員 会

編集委員長 橋本 徳昭 (取締役社長・所長)

編 集 委 員 小澤 弘士 (取締役・副所長)
小泉 潤二 (社会システム研究所長)
三島嘉一郎 (技術システム研究所長)
口井 一隆 (管理部長)
金山 正樹 (社会システム研究所 副所長)
中野 守人 (技術システム研究所 副所長)

編集委員会は論文を審査し掲載の可否を決定する。
編集委員会は論文審査に際し必要に応じて編集委員以外の専門家の意見を求めることができる。

編集事務局 〒919-1205 福井県三方郡美浜町佐田64号

(株)原子力安全システム研究所 管理部 総務課
TEL 0770-37-9100
FAX 0770-37-2008
URL <http://www.inss.co.jp>

INSS JOURNAL VOL.25 2018

2018年10月発行

© 2018 Institute of Nuclear
Safety System ,Incorporated

— 禁無断転載 —

編 集 (株)原子力安全システム研究所
「INSS JOURNAL」編集委員会

発 行 (株)原子力安全システム研究所

印 刷 若越印刷株式会社



株式会社 **原子力安全システム研究所**

〒919-1205 福井県三方郡美浜町佐田64号

TEL 0770-37-9100 FAX 0770-37-2008

URL <http://www.inss.co.jp>

Institute of Nuclear Safety System, Incorporated

64 Sata, Mihama-cho, Mikata-gun

Fukui 919-1205, Japan

TEL 0770-37-9100 FAX 0770-37-2008

URL <http://www.inss.co.jp>

定価 1,000 円 (税込)