

INSS

JOURNAL

Journal of the Institute of Nuclear Safety System

Vol.31 2024



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	進化医学から進化学へ	井村 裕夫	1
-----	------------------	-------	---

論 文

技術システム研究所

NT-1	亀裂進展に基づく疲労寿命予測モデル (S45C炭素鋼の荷重履歴と平均応力の影響評価)	釜谷 昌幸	2
NT-2	RPVモデル合金中の溶質原子クラスタと転位ループの形成に対するNiとSiの相乗効果	藤井 克彦 ほか	18
NT-3	フェーズドアレイ非対称TOFD法探傷条件の超音波伝搬シミュレーション解析による検討	石田 仁志	24
NT-4	PWR 1次系模擬水中におけるTT690合金冷間加工材のSCC発生評価(第4報) - 微小亀裂の成長挙動 -	寺地 巧 ほか	33
NT-5	ステンレス鋼溶接金属の酸素を含む高温水中のSCC進展挙動 - 熱時効と鋼種の影響 -	山田 卓陽 ほか	43
NT-6	PWR 1次系模擬水中で照射ステンレス鋼溶接金属に形成した酸化膜のマイクロ組織と破壊挙動	三浦 照光 ほか	54
NT-7	亜鉛注入したPWR 1次系環境水中におけるTT690合金の 腐食挙動に及ぼす溶存水素濃度の影響 (第2報)	金島 慶在 ほか	64
NT-8	ポップイン現象による原子炉容器鋼モデル合金の照射硬化機構の検討	前田 悠希 ほか	72
NT-9	米国原子力発電所の異常事象報告書(LER)に関するテキストマイニングによるデータ分析の試行(2)	濱口 拓也	79

NT-10	TMI-2事故早期の炉心損傷，リロケーションのMAAP5解析	西田 浩二 ほか	86
NT-11	統計的安全評価における機械学習モデルの適用 (量子回路学習の適用性に関する検討)	木下 郁男	94
NT-12	T字合流部の逆流現象に対する数値シミュレーション (合流前温度差が速度および温度分布特性に与える影響)	三好 弘二	104
NT-13	シビアアクシデント演習ツールの改良	川崎 郁夫 ほか	114
NT-14	ガウス過程回帰を使用した蒸気発生器細管破断本数推定手法の開発	櫻井 征太郎 ほか	119

資 料

社会システム研究所

R-1	「たいかん訓練」の現場による自主運営に関する調査	彦野 賢 ほか	131
R-2	ハイブリッドワークの実態に関する予備的調査	後藤 学 ほか	137
R-3	福島第一発電所事故後の原子力発電に対する海外世論の動向 (7)	大磯 真一	148
R-4	福井南高等学校浅井ゼミ生を対象とした対話型勉強会 「放課後エネルギートーク」の取組み	西野 加奈江 ほか	153

解 説

技術システム研究所

C-1	強制対流における蒸気と空気の混合気体からの壁面凝縮	村瀬 道雄 ほか	158
C-2	鉛直管におけるフラッディング状態での管内流動特性	高木 俊弥 ほか	173

CONTENTS

Foreword

F-1	From Evolutionary Medicine to Evolutionary Science	Hiroo Imura	1
-----	--	-------------	---

Articles

Institute of Nuclear Technology

NT-1	Fatigue Life Prediction Model According to Crack Growth Concept (Fatigue Life Corrections for Loading History and Mean Stress Effects of S45C Carbonsteel)	Masayuki Kamaya	2
NT-2	Synergistic Effects of Ni and Si on the Formation of Solute Atom Clusters and Dislocation Loops in RPV Model Alloys	Katsuhiko Fujii et al.	18
NT-3	Evaluation of a phased array asymmetrical TOFD ultrasonic testing method by ultrasonic propagation simulation	Hitoshi Ishida	24
NT-4	SCC Initiation in Cold Worked Alloy 690 TT under Simulated PWR Primary Water (4 th Report) - Growth Behavior of Microcracks -	Takumi Terachi et al.	33
NT-5	SCC Growth Behavior of Stainless Steel Weld Metals in Oxygenated High-Temperature Water - Influence of Thermal Aging and Steel Type -	Takuyo Yamada et al.	43
NT-6	Microstructure and Fracture Behavior of Oxide Layers Formed on Irradiated Stainless Steel Weld Metal in Simulated PWR Primary Water	Terumitsu Miura et al.	54
NT-7	Influences of Dissolved Hydrogen on Corrosion Behavior of Alloy 690 TT in Zinc-Injected Simulated PWR Primary Water Condition (Part 2)	Yoshiari Kaneshima et al.	64
NT-8	Study of the Irradiation Hardening Mechanism of Model Alloy of Reactor Pressure Vessel Steel Using Pop-in Phenomena	Yuuki Maeda et al.	72
NT-9	Second report of a trial analysis of licensee event reports (LERs) of U.S. nuclear power plants by text mining	Takuya Hamaguchi	79

NT-10	MAAP5 Analysis on TMI-2 Core Damage and Relocation in the Early Stages of the Accident	Koji Nishida et al.	86
NT-11	Application of Machine Learning Models for Statistical Safety Evaluation (Investigation of Applicability of Quantum Circuit Learning)	Ikuo Kinoshita	94
NT-12	Numerical Simulation for Impinged Penetration Flow at a T-junction (Effect of Inlet Temperature Difference on Velocity and Temperature Distribution Characteristics)	Koji Miyoshi	104
NT-13	Improvement of the Severe Accident Practice Tool	Ikuo Kawasaki et al.	114
NT-14	Development of an Evaluation Method Using Gaussian Process Regression for the Number of Steam Generator Tubes Broken	Seitaro Sakurai et al.	119

Reference

Institute of Social Research

R-1	On-site Survey on the Self-management of ECOTEC (Taikan Training)	Masaru Hikono et al.	131
R-2	Preliminary Study on the Reality of Hybrid Work	Manabu Goto et al.	137
R-3	Trends in Public Opinion concerning Nuclear Power Generation in the United States and Europe after the Fukushima Daiichi Power Plant Accident (7)	Shinichi Oiso	148
R-4	The Interactive study session “After School Energy Talk” for Fukui Minami High School Asai Seminar students	Kanae Nishino et al.	153

Commentary

Institute of Nuclear Technology

C-1	Wall Condensation from Steam-Air Mixture in Forced Convection	Michio Murase et al.	158
C-2	Flow Characteristics in Vertical Pipes under Flooding Conditions	Toshiya Takaki et al.	173

— 卷頭言 —

進化医学から進化学へ

From Evolutionary Medicine to Evolutionary Science

井村 裕夫 (Hiroo Imura) *1



現生人類は、およそ38億年前にこの地球上に誕生した原始生命体の末裔であり、長い進化の過程を経て今日に至っていることは疑いがない。この原始生命体には、進化するという性質があり、長い時間をかけて進化してきた。今日の地球上のあらゆる生物は、その子孫である。進化の過程は複雑であるが、今から5億年余り前のカンブリア紀に爆発的な進化があり、その後、長い時間をかけて、今日の地球上に存在する多様な生物が生まれた。現生人類もそのうちの一つであり、すぐれた知能を発達させて、今日の繁栄を導いたことは疑いがない事実である。

進化医学は、こうした人類の進化の過程から、病気の発生のメカニズムを理解し、それを病気の診断、治療、さらには予防に生かすべく始まった、医学の比較的新しい一分野である。

われわれの体には、38億年の生命進化の歴史が様々な形で刻まれており、それを理解することによって、人の健康の維持と病気への対策に、生かすことができるからである。とくに21世紀に入ってゲノムの解読が進み、それを臨床に応用するゲノム医学も進歩して、一層の発展がみられるようになった。

しかも人類は、生活の利便のために様々な技術を開発してきた。医療の分野ではコンピュータ断層 (CT) や、磁気共鳴イメージング法なども導入されて、画像診断が普及し、侵襲技術を用いることなく、体内の病的なプロセスを知ることかなりの程度可能になった。病気を早期に、侵襲的な技術を用いることなく診断し、進行を防止するという発症前診断・治療も、様々な疾患で可能になりつつある。それらは、病気への早期の治療介入を可能にし、現代人の長寿の達成に貢献していることは確かであろう。発症前診断、発症前治療が、比較的安いコストで、実現できるようになったからである。

このように現代医学の進歩はとどまるところを

知らないが、その背景には、様々な技術の進歩があったからで、それは否定するべきものではない。しかし、科学、技術が目覚ましく進歩しつつある現代社会にあって、私たちは、常に未来を展望しながら進むべきであろう。一例をあげてみよう。現在の多くの技術は、より快適な生活、健康の維持、娯楽などを目指しているが、反面危険も伴っている。それは人間の欲望を満たす方向へも進むうるからである。それが人類の未来の健康、発展に有用であるか否か、それは常に問われねばならない課題であるが、それはあまり問われていないのが現状である。

私たちは改めて進歩とは何か、人類の幸福とは何か、問い直す必要があるのではなからうか。私たちはまだ生命進化の歴史を完全に知っているわけではない。現在の進化の方向が、人類の未来にとってどのような意味を持つのかもわかっていない。その中で、技術や産業を発展させ続けているが、それは現在の地球上の人々の要求に従ったものであって、地球や人類の未来にどう影響するか、ほとんど考慮していないのが現状である。言い換えれば、現在の地球上の人々の要望にのみ従って動いていると言ってよいであろう。

今求められるもの、それは人類の進化について、もう一度問い直すことではなからうか。人類進化の過程をふりかえって、現在の生活を続ければ、幸せな未来があるのであろうか。それとも地球環境にとっても、人類やその他の生物にとっても危機的な状況が起こる恐れがあるのではないか。これから人類はどの方向に進むのが最も適切であるのか、それを実現するのに何をなすべきか、考えねばならないことは多い。

そのために「進化学」とでもいうべき研究分野を立ち上げて、ただ現生人類の欲求に従うのではなく、地球の未来と人類の幸福をも考えるべきではないか、そう言う時期に今我々は来ていると感じられる。

*1 株式会社原子力安全システム研究所 最高顧問
日本学士院会員
京都大学名誉教授・元総長

亀裂進展に基づく疲労寿命予測モデル^{*1}

(S45C 炭素鋼の荷重履歴と平均応力の影響評価)

Fatigue Life Prediction Model According to Crack Growth Concept (Fatigue Life Corrections for Loading History and Mean Stress Effects of S45C Carbon steel)

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya)^{*2}

要約 疲労劣化の本質が亀裂の発生と進展であり、疲労寿命は亀裂進展によって予測できるという考え方を「亀裂進展に基づく疲労寿命」(fatigue Life Determined by Cracking: LDC)として位置づけ S45C 炭素鋼の疲労寿命の整理を行った。微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数として導かれた近似式は疲労寿命と良い相関を示した。さらに、種々の平均応力を負荷した場合の疲労寿命および疲労限度が有効ひずみ範囲とよい相関を示すことを示した。炭素鋼の荷重履歴効果に対する LDC モデルの適用性を示すために、過大圧縮ひずみを一定繰返し数毎に付与するオーバーロード試験を実施した。また、疲労限度と亀裂停留の関係を調べるために、未破断試験片上の停留亀裂を観察した。オーバーロード負荷によって疲労寿命は低下し、寿命低下の下限は、有効ひずみ範囲と疲労寿命の関係により予測できた。つまり、疲労寿命の低下は、過大負荷による亀裂開口の促進によってもたらされていると推測された。そして、繰返し応力・ひずみ曲線より平均応力効果と荷重履歴効果による疲労寿命低下を保守的に予測する手順を示した。最後に、LDC モデルを適用することで、機器設計で考慮される疲労寿命に及ぼす平均応力、荷重履歴、寸法、表面粗さ、炉水環境の効果、およびそれらの相乗効果を合理的に考慮できることを示した。

キーワード 疲労寿命, 亀裂進展, 荷重履歴効果, 平均応力効果, S45C 炭素鋼, 構造設計

Abstract It has been shown that fatigue damage is brought about by crack initiation and growth and fatigue life can be predicted by crack growth analysis. This study approximated the fatigue life of S45C carbon steel and its change due to the mean stress and loading history effects according to the proposed LDC model (fatigue Life Determined by Cracking model). The equation for the fatigue life approximation was derived assuming the fatigue life was equivalent to the number of cycles for a small crack to grow to a critical size for specimen failure. According to the LDC model, it was shown that the fatigue life and fatigue limit for various mean stresses could be predicted using the effective strain range, which accounted for the crack mouth closure. To confirm the applicability of the LDC model to the loading history effect of carbon steel, the overload fatigue tests were conducted, in which cyclic compressive over strains were applied. Also, non-propagating cracks were observed to investigate the correlation between the fatigue limit and crack arrest phenomenon. It was shown that the fatigue life was reduced by applying the cyclic overloads and the magnitude of the reduction could be predicted using the effective strain range. A procedure was shown to predict reduction of the fatigue life due to mean stress and loading history conservatively. Finally, it was shown that the LDC model was useful to deal with effects of various factors such as mean stress, loading history, specimen size, surface finish and environment in a unified way.

Keywords fatigue life, crack growth, loading history effect, mean stress effect, S45C carbon steel, component design

1. 緒言

村上ら⁽¹⁾は、S45C炭素鋼を用いた試験により、疲労寿命に至る過程のほとんどが亀裂の進展に費やされており、疲

勞亀裂そのものが疲労損傷であるという結論を導いている。同様の結論がS20CとS15Cを用いた試験により小茂鳥と清水⁽²⁾によって示されている。また、菊川ら⁽³⁾や西谷と森田⁽⁴⁾は、炭素鋼の疲労試験中に表面研磨により亀裂を除

^{*1} 日本機械学会論文集, Vol.87, No.901 (2021) (DOI: 10.1299/transjsme.21-00196) 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

去すると、寿命が回復することを示している。著者ら⁽⁵⁾も、SUS316鋼を用いて試験途中で表面を切削除去することで寿命が回復することを確認した。さらに、フィルムレプリカを用いた観察では、微小な亀裂は比較的早い段階で発生しており、疲労寿命の大半は亀裂の進展に費やされることを示した⁽⁶⁾。いわゆる超低サイクル疲労を例外として⁽⁷⁻¹⁰⁾、上記の事実は一般的な金属材料において同様であると推測される。つまり、疲労損傷の実態は亀裂の発生と進展であり、亀裂発生までの潜伏期間の寿命に対する割合は小さい。そして、繰返し負荷によって生じる欠陥の蓄積や、硬化や軟化などの材料特性の変化が疲労寿命に及ぼす影響は大きくない。この考え方を論じるとき、亀裂発生の定義が重要になる。これまでの報告から、表面長さにおいて20 μm から数十マイクロメートル、または数結晶粒程度の亀裂は寿命の10%程度までの比較的初期に出現している⁽¹¹⁻¹⁵⁾。一方、例えば、1 mm程度の亀裂の出現を発生と定義した場合は、寿命の大半は亀裂発生までの潜伏期間となり、疲労寿命が亀裂発生寿命に相当すると解釈される。本報では、寿命の初期に確認できる亀裂を微小亀裂とよび、微小亀裂の出現を亀裂発生と定義する。

亀裂発生までの潜伏期間が十分小さければ、疲労寿命は「微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数」に相当する。したがって、疲労寿命は微小亀裂からの進展予測により推定でき⁽¹⁶⁻¹⁸⁾、疲労寿命と亀裂進展の駆動力は同じになるはずである。疲労寿命の駆動力として提案されている指標⁽¹⁹⁾には、疲労損傷を材料劣化として解釈している指標も多く、疲労損傷の実態が亀裂の発生と進展であるという認識は必ずしも共有されているとは言えない。炭素鋼、低合金鋼およびステンレス鋼の疲労寿命はひずみ範囲とよい相関を有することが示されており^(20,21)、原子力発電プラントや圧力容器の機器設計における疲労評価ではひずみ範囲が駆動力として想定されている。疲労寿命の近似式として用いられるCoffin-Manson則（以下、C-M則）⁽²²⁾は、塑性ひずみ範囲を駆動力としている。一方、亀裂進展の駆動力指標としては応力拡大係数範囲やJ積分範囲がよく用いられる。そして、亀裂進展試験の際には、塑性ひずみの影響を極力排除するように配慮される⁽²³⁾。さらに、亀裂進展試験では亀裂開口に注意が払われるが、疲労寿命を取得するための疲労試験は両振りの負荷が基本となる。駆動力や亀裂開口に対する取り扱いが異なるが、疲労試験と亀裂進展試験の結果を適用する対象が異なるわけではない。実機を対象にした評価では、同一部位の同一荷重に対して亀裂の有無により使い分けられる。

本報では、疲労損傷の実態が亀裂の発生と進展であり、

疲労寿命は（亀裂発生までの潜伏期間を無視した）亀裂進展によって予測できるという考え方を「亀裂進展に基づく疲労寿命」(fatigue Life Determined by Cracking: LDC)として位置づける。そして、LDCの考え方（LDCモデル）により、疲労寿命の整理を試みる。とくに、疲労寿命に及ぼす平均応力の影響や荷重履歴効果（以下、履歴効果）に着目した。履歴効果については、S45C炭素鋼を用いた試験も行った。著者らは、これまでLDCモデルに則した考え方により、ステンレス鋼の平均応力効果と履歴効果による疲労寿命変化を考察するとともに、補正方法を提案してきた⁽²⁴⁻²⁶⁾。そして、その考え方をS45C炭素鋼の平均応力効果にも適用した⁽²⁷⁾。本報では、これまで適用してきた考え方をLDCモデルとしてまとめるとともに、S45C炭素鋼の履歴効果への適用を試みる。2章では、LDCモデルを示すとともに、LDCモデルによりS45C炭素鋼の疲労寿命が整理できることを示す。3章では、S45C炭素鋼の履歴効果を調べるために、オーバーロード試験を実施する。また、疲労限度と亀裂進展の関係を考察するために、亀裂進展の下限界となる応力拡大係数範囲を実験的に調べる。4章では、履歴効果により疲労寿命が変化する要因と、疲労限度の物理的な意味についてLDCモデルに基づいた考察を行う。また、亀裂開口変化の影響を最大限に考慮する補正方法（non-closureモデル）を適用し、履歴効果と平均応力効果の影響を保守的に予測できることを示す。そして、6章では、LDCモデルの工学的意味について考察する。本報では以上の議論を、機器設計における疲労評価を対象に進める。

2. 亀裂進展に基づく疲労寿命(LDCモデル)の考え方と適用

2.1 基本的な考え方

緒言で示した過去の知見、および著者らのステンレス鋼と炭素鋼(S45C)を用いた研究から、疲労寿命と亀裂進展について以下の想定が成立すると考えられる。そして、以下の想定を前提にした疲労寿命の整理方法をLDCモデルとする。

[想定1] 疲労損傷の実態は亀裂発生と進展であり、繰返し荷重により導入される欠陥や材料特性の変化が疲労寿命に及ぼす影響は無視できる。

[想定2] 亀裂発生までの潜伏期間は、疲労寿命に比べて無視できる程度に短い。

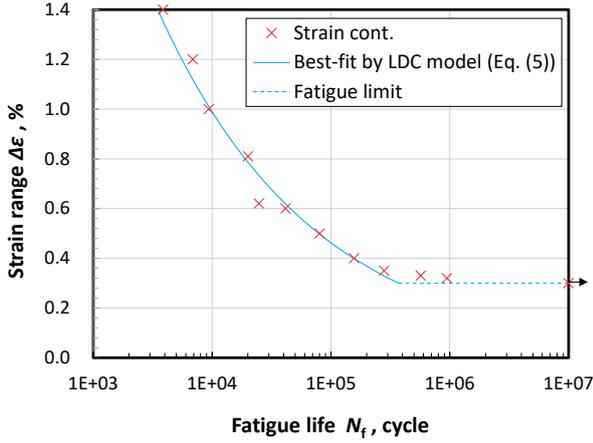


Fig. 1 Fatigue life obtained by strain-controlled fatigue tests using S45C carbon steel⁽²⁷⁾. The fatigue life correlated well with the strain range and could be approximated by Eq. (5).

[想定 3] 疲労寿命は深さ数十マイクロメートル程度の微小な亀裂が試験片の破断を引き起こす寸法に成長するまでに必要な繰返し数に相当する。

[想定 4] 疲労寿命と亀裂進展の駆動力は亀裂閉口を考慮した有効ひずみ範囲である。

想定 1 については、緒言で述べたように過去の多くの研究により示されてきた実験事実であり、LDC モデルの基本となる。想定 2 と想定 3 については、試験片上の亀裂の発生と進展挙動をレプリカ観察により同定することなどの手段により経験的に示されている。微小亀裂は寿命の 10%程度、またはそれ以内の繰返し数で発生すると考えられる。ステンレス鋼において試験片破断を引き起こした主亀裂は、微視組織的なばらつきを有するものの、停留もなく連続的に成長していた⁽²⁴⁾。桜井ら⁽²⁸⁾も、高温の疲労において、主亀裂の潜伏期間は短く、連続的に成長することを示している。[想定 4]については、次節以降で考察する。

2.2 炭素鋼の疲労寿命と繰返し数の関係

LDC モデルに基づき疲労寿命とひずみ範囲の関係を表す近似式を導出する。これまでステンレス鋼や炭素鋼の亀裂進展速度 (da/dN) がひずみ拡大係数範囲 (ΔK_e) と以下の相関を有することが示されている^(6,29-32)。

$$\frac{da}{dN} = D_p (\Delta K_e)^m \quad (1)$$

$$\Delta K_e = f \Delta \varepsilon \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

$\Delta \varepsilon$ と a はそれぞれ公称のひずみ範囲と亀裂深さを示す。 f は形状係数で、応力拡大係数範囲と同じ値を用いることができる⁽³³⁾。 D_p と m は試験によって経験的に決定される材料定数となる。想定 2 と想定 3 にしたがうと、 a_i から a_f に成長するまでの繰返し数として算出される次式の N_f が疲労寿命に相当する。

$$N_f = \left\{ \frac{1}{D_p f^m \pi^{\frac{m}{2}}} \left(\frac{2}{2-m} \right) \left(a_f^{1-\frac{m}{2}} - a_i^{1-\frac{m}{2}} \right) \right\} \Delta \varepsilon^{-m} \quad (3)$$

ここで、 f は亀裂深さによらず一定であると仮定している。この式の右边を置き換えることで、疲労寿命は次式のように比較的単純な式で表すことができる。

$$N_f = A \Delta \varepsilon^{-m} \quad (4)$$

図 1 に示す S45C の炭素鋼の室温大気中のひずみ制御試験の結果⁽²⁷⁾を式 (4) で近似した。疲労寿命とひずみ範囲の関係を最適近似したが、高サイクル側の疲労寿命は式 (4) から逸脱する傾向にあった。そこで、ひずみ範囲 0.35% 以上の試験結果のみを用いることで、大きな決定係数 R^2 の回帰式を次式のように得ることができた。

$$N_f = 9663 \Delta \varepsilon^{-3.03} \quad (5)$$

10^7 サイクルにおいても試験片が破断しなかったひずみ範囲 0.3% を疲労限度とした。式 (5) と疲労限度により、疲労寿命とひずみ範囲の関係が良好に近似できている。

本材料の亀裂進展速度とひずみ拡大係数範囲の関係は平板試験片を用いた試験により得られている⁽³⁴⁾。大きなひずみ範囲を得るために、端部をクランプ固定した状態で、完全両振り荷重により試験が実施された。有効ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{e(\text{eff})}$ (単位: $\text{m}^{0.5}$) と亀裂進展速度 (単位: m/cycle) の関係として下の近似式が得られた⁽³⁴⁾。

$$\frac{da}{dN} = 1.93 \times 10^3 \left(\Delta K_{e(\text{eff})} \right)^{3.09} \quad (6)$$

除荷弾性コンプライアンス法を用いて亀裂開口点を推定することで、有効ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{\text{eff}}$ を同定した。そして、式 (2) において、 $\Delta \varepsilon$ の代わりに $\Delta \varepsilon_{\text{eff}}$ を用いて $\Delta K_{e(\text{eff})}$ を算出した。式 (1) と (4) の指数係数 m に相当する値はそれぞれ 3.09 と 3.03 となった。

以上のように、LDC モデルを前提に疲労寿命とひずみ範囲の関係を近似できた。LDC 概念に基づけば、疲労寿

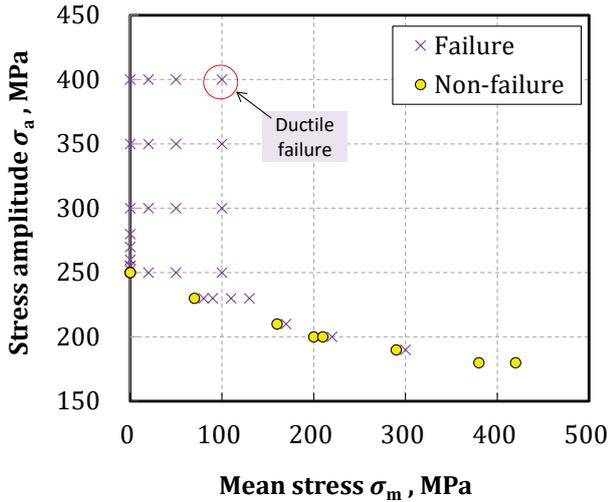


Fig. 2 Test conditions for stress-controlled fatigue tests using S45C carbon steel conducted in previous study⁽²⁷⁾. Changes in fatigue life and fatigue limit due to applying mean stress were investigated.

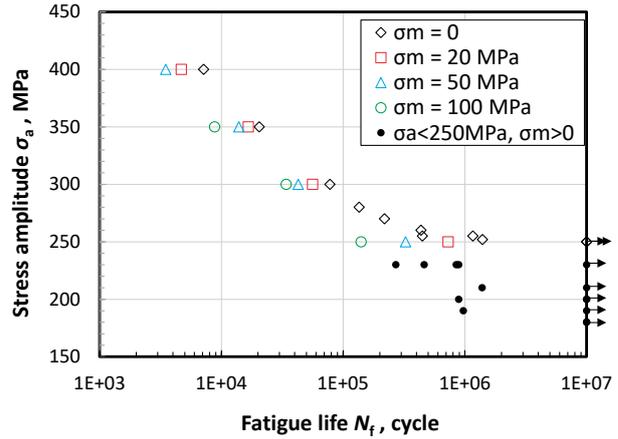
命の駆動力として、 $\Delta\epsilon$ ではなく $\Delta\epsilon_{eff}$ を用いるべきとの考えに至る。

2.3 炭素鋼における平均応力効果

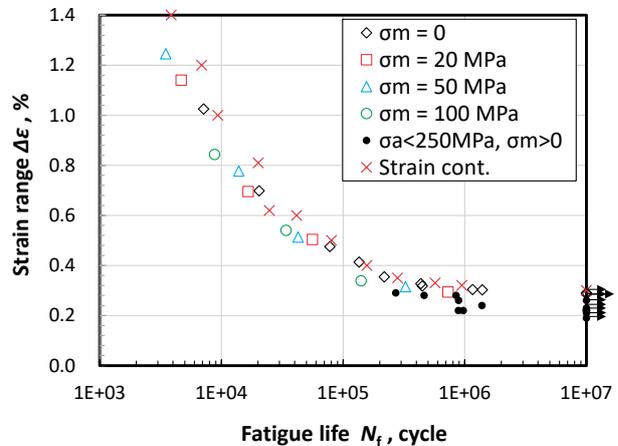
前節と同じ炭素鋼を用いて、室温大気中にて荷重制御試験が実施されている⁽²⁷⁾。試験は、図 2 に示す応力振幅と平均応力の組み合わせに対して実施された。本材料の荷重制御試験により同定された疲労限度は 250 MPa であったが、平均応力を付与することによる疲労限度の変化が調べられた。また、応力振幅 250, 300, 350, 400 MPa の疲労寿命に対する平均応力の影響も調べられた。応力振幅 400 MPa, 平均応力 100 MPa の試験では試験片が延性破壊したので、以後のデータ整理にはこの結果は含めていない。

疲労寿命と応力振幅の関係を図 3(a) に示す。平均応力を負荷すると寿命が短くなり、疲労限度が低下している。機器設計ではこの変化を予測するために修正 Goodman や SWT パラメータによる補正が行われている^(35,36)。図 3(b) では縦軸をひずみ範囲とした。ひずみ範囲は、寿命のおおよそ 2 分の 1 の時点の繰返し数における実測値を用いた。ばらつきはあるものの、平均応力を負荷した場合を含めて疲労寿命と比較的良好な相関を示している。

一般に亀裂進展に対する平均応力の影響は、亀裂開口に及ぼす影響と解釈される。そして、有効応力範囲、または有効ひずみ範囲を用いることで、平均応力の影響が補正される。LDC モデルに従えば、平均応力による疲労寿命の変化も有効ひずみ範囲を用いることで補正できると考



(a) For stress amplitude



(b) For strain range

Fig. 3 Fatigue life obtained by stress-controlled fatigue tests with or without applying mean stress⁽²⁷⁾. The fatigue life and fatigue limit correlated better with strain range than with stress amplitude.

えられる。疲労試験中の亀裂の開口ひずみを測定することは容易でない。そこで、図 4 に示すように、圧縮応力から引張応力に切り替わる時点を亀裂開口点と仮定して次式により公称有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eff(nom)}$ を算出した。

$$\begin{aligned} \Delta\epsilon_{eff(nom)} &= \Delta\epsilon + \frac{\sigma_{min}}{E} \quad \text{when } \sigma_{min} \leq 0 \\ &= \Delta\epsilon \quad \text{when } \sigma_{min} > 0 \end{aligned} \quad (7)$$

ここで、 σ_{min} は最小ピーク時の応力となる。平均応力を負荷すると σ_{min} は増加する。 $\sigma_{min} > 0$ になると最小ピーク時においても亀裂は開口しないと仮定する。図 5 に示すように、 $\Delta\epsilon$ よりも $\Delta\epsilon_{eff(nom)}$ を用いた方が、疲労寿命のばらつきが小さいように見える。とくに、疲労限度を含む高サイクル域の疲労寿命は $\Delta\epsilon_{eff(nom)}$ と良い相関を示した。前報⁽²⁷⁾で

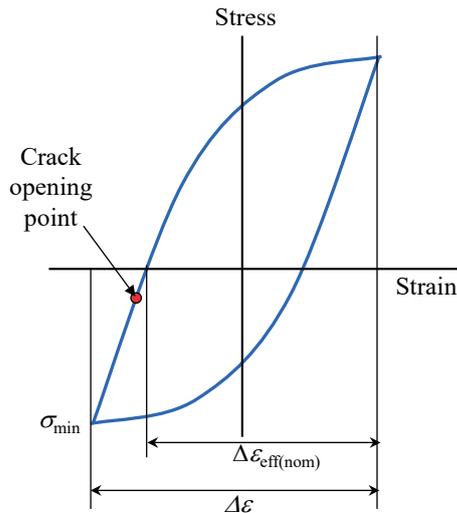


Fig. 4 Definition of nominal effective strain range $\Delta\epsilon_{\text{eff(nom)}}$. The crack mouth is assumed to open when stress changes from negative to positive.

は、この相関から疲労限度が亀裂発生の有無ではなく、亀裂停留の有無に依存していると考察した。低サイクル域においてひずみ制御と荷重制御の試験で寿命の差異が大きくなるのは、荷重制御の試験中に観察されるラチェット変形の影響によると考察されている⁽²⁵⁾。

2.4 本報のねらい

緒言でも述べたように、著者らはLDCモデルに則した考え方により、ステンレス鋼の平均応力と履歴効果による疲労寿命の変化を考察するとともに、補正方法を提案してきた。また、図5に示すように、炭素鋼の平均応力試験の結果が有効ひずみ範囲とよい相関を有することを示した。

本報では、これまで適用してきた考え方を、2.1節においてLDCモデルとしてまとめた。そして、2.2節においてLDCモデルに基づくS-N曲線のフィッティング方法を示すとともに、S45C炭素鋼の試験結果を用いてその有効性を示した。本報では、さらに炭素鋼の履歴効果についてLDCモデルの有効性を示す。LDCモデルにおいて履歴効果は、塑性誘起閉口（開口）効果による亀裂開口点の変化と解釈できる。履歴効果を調べるための荷重変動のパターンは種々報告されている。ステンレス鋼を用いたひずみ制御試験では、2段2重、2段多重、繰り返しのオーバーロードなどの負荷パターンの中で、圧縮のオーバーロードが相対的に大きな寿命低下をもたらすことが示されている^(25,37)。El-Zeghayarら⁽³⁸⁾は、圧縮のオーバーロードは亀裂開口を促進し、オーバーロードを付与する頻度を多くするこ

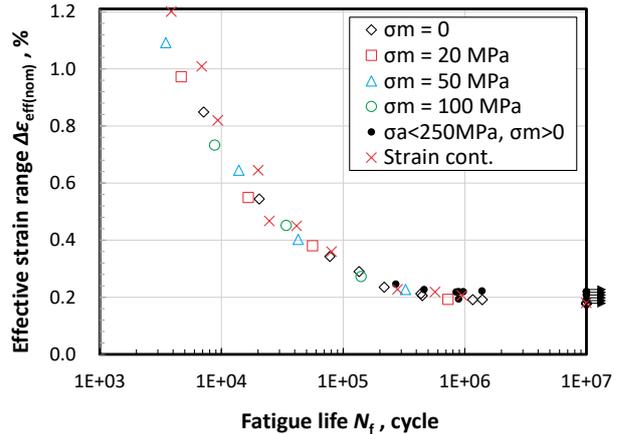


Fig. 5 Relationship between nominal effective strain range $\Delta\epsilon_{\text{eff(nom)}}$ and fatigue life obtained by stress-controlled fatigue tests with and without applying mean stress⁽²⁷⁾. The fatigue life and fatigue limit showed excellent correlation with the nominal effective strain range.

とで、最小ピーク負荷時においても亀裂が閉口しない状態（以後、完全開口状態とよぶ）での疲労寿命が得られることを示している。LDCモデルに基づけば、履歴効果による疲労寿命低下は完全開口状態において最大になると考えられる。本報では、完全開口状態を炭素鋼で模擬し、疲労寿命の変化を調べる。

LDCモデルを適用する上で整理しておきたい課題として、疲労限度がある。疲労限度は、亀裂が発生するか否かの境界で、亀裂進展が関与しない可能性がある。一方、図5からは、疲労限度が亀裂停留によってもたらされることが示唆された。本報では、亀裂進展試験において進展が停留する限界のひずみ拡大係数範囲を同定する。併せて、EBSD測定や試験片上の停留亀裂の観察により、疲労限度の物理的意味について考察する。

3. 試験方法

3.1 供試材

2節で引用した試験と同じヒートのS45C炭素鋼を用いた。材料の化学組成と引張試験により同定した機械的性質を表1と表2にそれぞれ示す。素材は直径34mmの棒材で、その中心から軸方向の試験片を切り出した。

この素材の微視組織をEBSDにて観察した結果を図6に示す。軸方向に垂直な面（N面）と平行な面（C面）の観察を行った。等方的な均質な組織が観察されている。図6を含めてそれぞれ4回の測定を行い、切断法によって同定された平均結晶粒径はN面が8.27~10.2 μm、C面が

Table 1 Chemical element content (mass %) of test material (S45C carbon steel).

Fe	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu
Bal.	0.44	0.17	0.74	0.014	0.026	0.05	0.14	0.11

Table 2 Mechanical properties of test material (at R.T.).

Yield strength	Tensile strength	Young's modulus	Elongation	Reduction of area
412 MPa	701 MPa	227 GPa	0.218	0.476

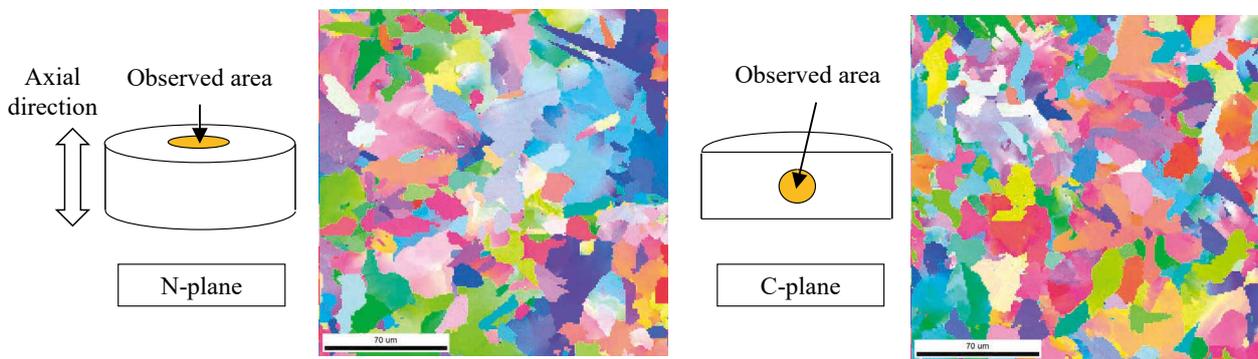


Fig. 6 Microstructure of test material S45C carbon steel obtained by EBSD measurement. The mean grain sizes were 9.17 μm and 8.40 μm for N-plane and C-plane observations, respectively.

7.55~8.98 μm であり、その平均値は N 面と C 面でそれぞれ 9.17 μm と 8.40 μm であった。

3.2 オーバーロード試験

一定ひずみ範囲の繰返し負荷中に定期的に圧縮の過大ひずみを付与するオーバーロード試験を実施した。直径 10 mm、平行部長さ 20 mm、バフ仕上げの平滑丸棒試験片を用いて、室温大気中で試験を行った。標点間距離 12.5 mm の伸び計を用いてひずみ制御の試験を実施した。図 7 に示すように、定常ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{CA}$ 、オーバーロードひずみ ϵ_{OL} およびオーバーロード負荷の間のインターバル繰返し数 n_{CA} を用いて負荷パターンを定義する。試験条件の一覧を表 3 に示す。0.33~1.0%の定常ひずみ範囲に対して、-1.0%または-0.5%の圧縮のオーバーロードを負荷した。インターバル繰返し数は 25 サイクルから最大 4,000 サイクルとした。亀裂の開口効果が維持されるように短い周期でオーバーロードを負荷するとともに、オーバーロードによる寿命低下が顕著にならないインターバル繰返し数を目指した。試験速度は 0.5~1.0Hz とした。

Table 3 Test conditions of overload fatigue tests

$\Delta\epsilon_{CA}$ (%)	ϵ_{OL} (%)	n_{CA} (cycles)				
		25	50	100	1000	4000
0.5	-1.0	○	○	○	○	
1.0			○	○		
0.7		○	○	○		
0.4		○	○	○		
0.35		○				
0.33		○				
0.5	-0.5			○	○	○

定常ひずみ負荷時の応力振幅が、寿命の 2 分の 1 の繰返し数における振幅の 75%以下に低下した場合、または伸び計の評点間外で破断した場合は、破断した時点の繰返し数を疲労寿命と定義した。

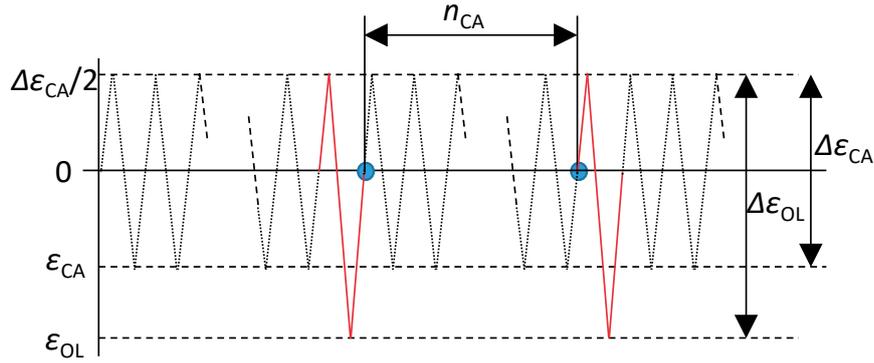


Fig. 7 Definition of loading pattern for overload fatigue tests.

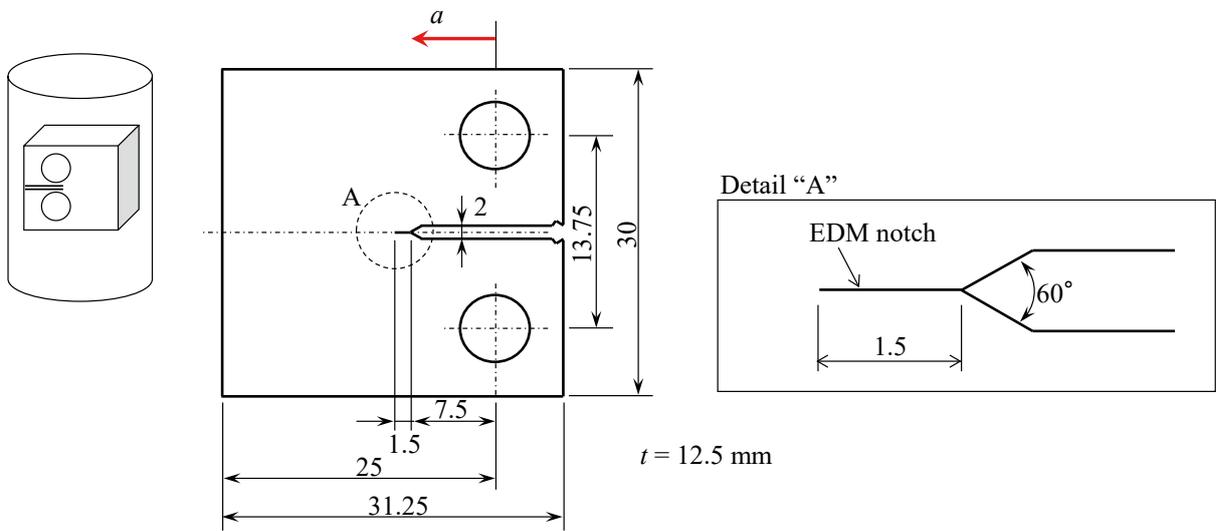


Fig. 8 Geometry of compact tension specimens used for crack growth tests (unit: mm).

3.3 亀裂進展試験

亀裂進展の下限界となるひずみ拡大係数範囲（応力拡大係数範囲）を試験的に同定するための亀裂進展試験を実施した。素材の丸棒から図 8 に示す破壊力学試験片（CT 試験片）を、軸直角方向に亀裂が進展するように切り出した。符号 CT-1, CT-2, CT-3 の 3 個の試験片を用い、応力比 0.2 の荷重漸減試験を実施した。初期の応力拡大係数範囲はそれぞれ 10, 12 および 25 MPa m^{0.5} とした。亀裂進展速度が小さくなるまで試験を実施し、最終的に収束した応力拡大係数範囲は 7.1, 7.0 および 12.8 MPa m^{0.5} であった。機械ノッチ先端に相当する亀裂長さ $a = 9 \text{ mm}$ から試験を開始し、亀裂長さが 11~18 mm の間の進展速度を試験結果として用いた。

4. 試験結果

4.1 オーバーロード試験

疲労寿命到達までに定常ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{CA}$ を負荷した繰返し数 $N_{f(CA)}$ (Σn_{ca} に相当) を図 9 に示す。インターバル繰返し数 n_{CA} が小さくなるほど寿命が低下する傾向を示した。オーバーロード負荷が疲労寿命に及ぼす影響を補正するため、次式の線形累積損傷則を仮定する。

$$\frac{N_{f(CA)}}{N'_f(\Delta \epsilon_{CA})} + \frac{N_{f(OL)}}{N'_f(\Delta \epsilon_{OL})} = 1 \tag{8}$$

ここで、 $N_{f(OL)}$ はオーバーロードを負荷した回数、 $N'_f(\Delta \epsilon_i)$ はひずみ範囲 $\Delta \epsilon_i$ を繰り返し負荷したときに式 (5) から予測

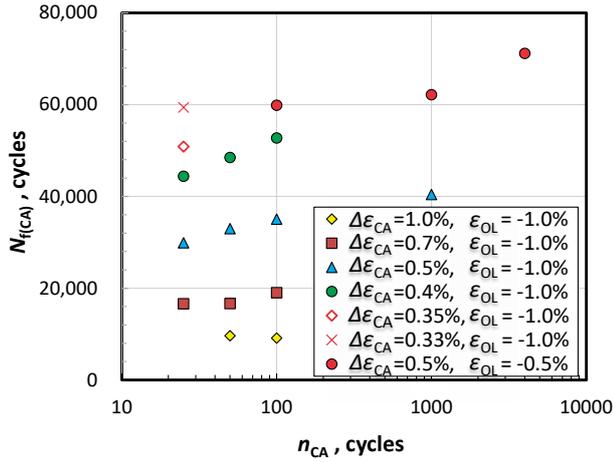


Fig. 9 Sum of number of cycles for constant strain range of $\Delta\epsilon_{CA}$, denoted as $N_{f(CA)}$, applied until specimen failure. $N_{f(CA)}$ increased as the interval cycles n_{ca} increased.

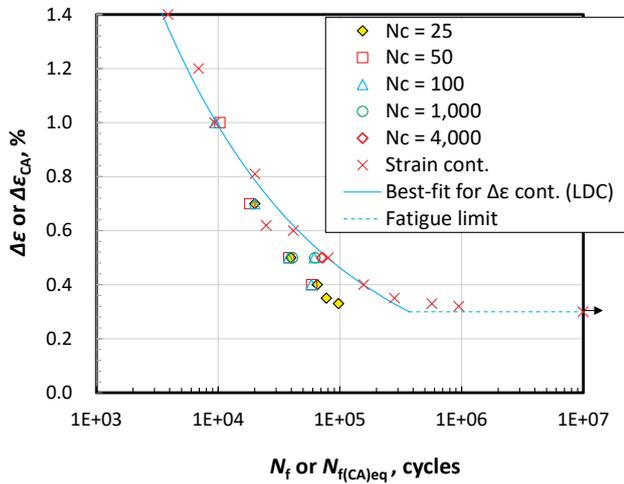
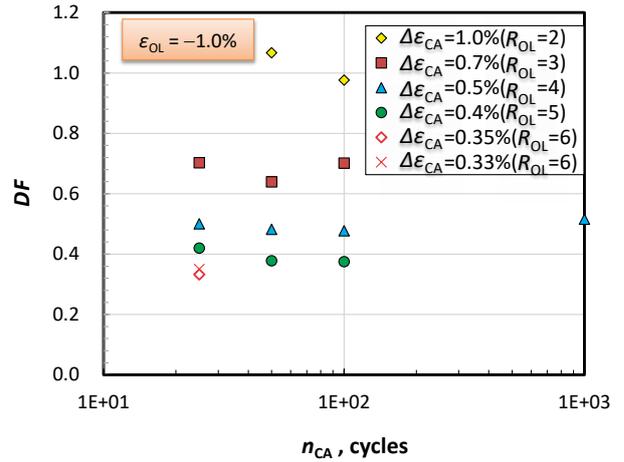


Fig. 10 Relationship between the equivalent fatigue life $N_{f(CA)eq}$ calculated by Eq. (9) and constant strain range $\Delta\epsilon_{CA}$. The application of cyclic overload reduced the fatigue life.

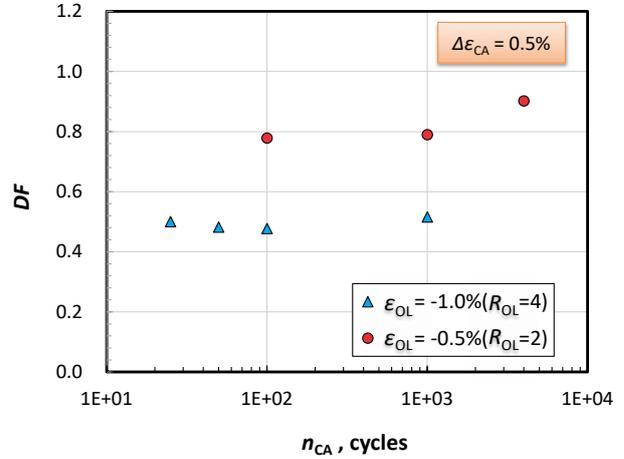
される疲労寿命となる。オーバーロード時のひずみ範囲は $\Delta\epsilon_{OL} = 0.5\Delta\epsilon_{CA} + \epsilon_{OL}$ となる。ここで、式 (8) が成立する場合に $N_{f(CA)eq}/N_f(\Delta\epsilon_{CA}) = 1$ となるような等価繰返し数 $N_{f(CA)eq}$ を次式により定義した。

$$N_{f(CA)eq} = \frac{N_{f(CA)}}{1 - \frac{N_{f(OL)}}{N_f'(\Delta\epsilon_{OL})}} \quad (9)$$

図 10 に $N_{f(CA)eq}$ と $\Delta\epsilon_{CA}$ の関係を示す。履歴効果がない場合、オーバーロード試験の疲労寿命は式 (5) に近くなる。試験では、 $\Delta\epsilon_{CA} = 1.0\%$ の場合など、一部の条件を除き、オーバーロード負荷によって寿命は明らかに低下している。



(a) For $\epsilon_{OL} = -1.0\%$



(b) For $\epsilon_{OL} = -0.5\%$

Fig. 11 Change in normalized fatigue life DF with interval cycle n_{ca} . Reduction in the fatigue life was more significant for the larger overload ratio R_{OL} and smaller interval cycle n_{CA} .

オーバーロード負荷による寿命低下の程度を次式の正規化寿命 DF を用いて定量化した。

$$DF = \frac{N_{f(CA)eq}}{N_f'(\Delta\epsilon_{CA})} \quad (10)$$

$\epsilon_{OL} = -1.0\%$ の試験で得られた DF を図 11(a) に示す。 $\Delta\epsilon_{CA} = 1.0\%$ の場合の DF が 1 近傍となったが、 $\Delta\epsilon_{CA}$ が 0.7% 以下の場合の DF は 1 以下となった。つまり、オーバーロードを負荷することで寿命が低下した。そして、寿命低下の程度は、定常ひずみが小さくなるほど顕著となり、 $\Delta\epsilon_{CA} = 0.5\%$ では DF が 0.5 近くまで低下した。図 11(b) は $\Delta\epsilon_{CA} = 0.5\%$ の条件の結果を示すが、比較的小さい $\epsilon_{OL} = -0.5\%$ で

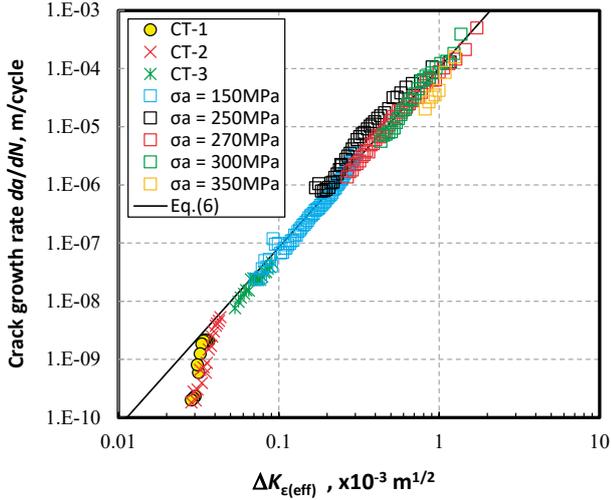


Fig. 12 Crack growth rate observed by crack growth tests using the CT specimens. The results obtained using plate specimens⁽³⁴⁾ were also shown. The growth rate correlated well with effective strain intensity factor range.

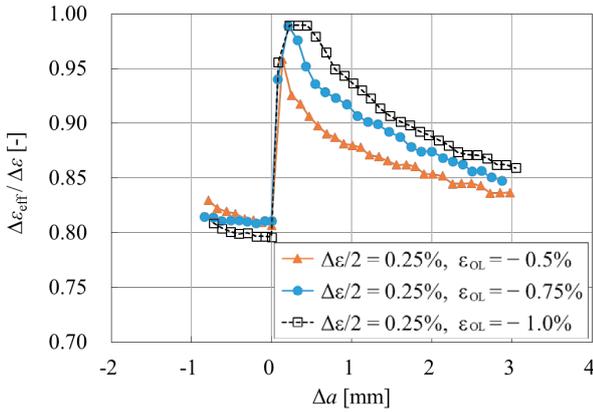


Fig. 13 Change in normalized effective strain range after compressive overstrain obtained for SUS316 plate specimens⁽³⁷⁾. Single compressive overload was applied when $\Delta a = 0$. The application of overload enhanced crack mouth opening.

は DF の低下は相対的に小さかった。オーバーロード負荷の大きさを次式のひずみ比 R_{OL} で表す。

$$R_{OL} = -\frac{\varepsilon_{OL}}{0.5\Delta\varepsilon_{CA}} \quad (11)$$

$\varepsilon_{OL} = -0.5\%$ の条件では $R_{OL} = 2$ となる。同じ $R_{OL} = 2$ であった $\Delta\varepsilon_{CA} = 1.0\%$ でも DF の低下は小さかった。 R_{OL} が大きくなるほど、寿命低下が大きくなったが、 $R_{OL} = 5$ 程度で飽和しているように見える。

インターバル繰返し数が 1000 回以上の場合 DF が増加する傾向が見られるが、それ未満の場合の DF に明確な変化は見られなかった。

4.2 亀裂進展試験

有効ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{\varepsilon(eff)}$ と亀裂進展速度の関係を図 12 に示す。 $\Delta K_{\varepsilon(eff)}$ は次式により有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{(eff)}$ から変換した。

$$\Delta K_{\varepsilon(eff)} = \frac{1-\nu^2}{E} \Delta K_{(eff)} \quad (12)$$

ヤング率 E は表 2 の値を、ポアソン比は 0.3 を用いた。最小ピーク荷重時において亀裂は閉口していないと仮定して $\Delta K_{(eff)}$ を算出している。同じヒートの S45C の平板試験片を用いた完全両振りの荷重制御試験の結果⁽³⁴⁾ およびその最適近似線である式 (6) も示している。平板試験では亀裂から離れた位置での公称ひずみ範囲を測定するとともに、弾性除荷コンプライアンス法により同定した有効ひずみ範囲を用いている。両振り荷重を負荷する平板試験では 0.5 mm/cycle を超える亀裂進展速度も取得できた。 $\Delta K_{\varepsilon(eff)}$ が亀裂先端の降伏規模に関係なく亀裂進展の駆動力指標として有効であることがわかる。CT 試験片により得られた $\Delta K_{\varepsilon(eff)}$ と亀裂進展速度の関係が、平板試験による関係と一致している。降伏規模の小さい荷重においては、式 (12) により $\Delta K_{\varepsilon(eff)}$ が推定できることを示している。 $\Delta K_{\varepsilon(eff)}$ が小さくなると亀裂進展速度は式 (6) から逸脱した。ASTM E1681⁽³⁹⁾ の手順にしたがい同定された下限界応力拡大係数範囲は $6.82 \text{ MPa m}^{0.5}$ で、式 (12) により変換された下限界有効ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{\varepsilon(eff)th}$ は $2.73 \times 10^{-5} \text{ m}^{0.5}$ となった。

5. 考察

5.1 オーバーロード負荷による疲労寿命の変化

先にも述べたように、オーバーロードを負荷することにより疲労寿命が低下することは過去にも報告されている。とくに、引張よりも圧縮のオーバーロード負荷の方が大きな疲労寿命低下をもたらす。同様に、疲労亀裂進展によっても圧縮のオーバーロード負荷によって亀裂進展が加速することが報告されている。山口ら⁽⁴⁰⁾ は STPT410 および SUS316 を用いて圧縮のオーバーロードにより亀裂進展が加速することを示している。また、三好ら⁽³⁷⁾ も SUS316 の平板試験片を用いた両振りのひずみ制御試験により、圧縮のオーバーロードが亀裂進展を加速することを示している。引張のオーバーロードにより亀裂進展が遅く

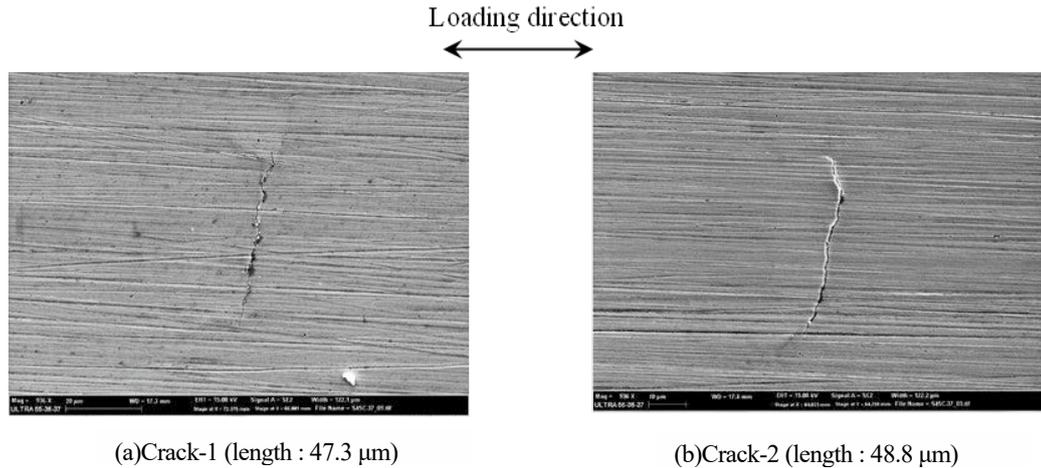


Fig. 14 Non-propagating cracks observed on the unfailed specimen subjected to stress amplitude of 230 MPa, mean stress of 70 MPa.

なることも多くの報告があるが⁽⁴¹⁻⁴⁵⁾, これらの試験が片振りの荷重制御で実施されていることに注意されたい. 三好ら⁽³⁷⁾の試験では, オーバーロード負荷時の正規化有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eff}/\Delta\epsilon$ が図 13 のように変化することを示している. 図において, 横軸 $\Delta a = 0$ 時に圧縮のオーバーロードを負荷している. その直後に亀裂開口点が移動し, $\Delta\epsilon_{eff}/\Delta\epsilon$ が増加した. $\Delta\epsilon_{eff}/\Delta\epsilon$ の大きさはオーバーロードの大きさにも依存し, $R_{OL} = 4$ (図中の $\epsilon_{OL} = -1.0\%$) で完全開口状態に相当する $\Delta\epsilon_{eff}/\Delta\epsilon = 1$ に近いのに対し, $R_{OL} = 2$ ($\epsilon_{OL} = -0.50\%$) では $\Delta\epsilon_{eff}/\Delta\epsilon$ は 0.95 程度であった. また, オーバーロード負荷後の $\Delta\epsilon_{eff}/\Delta\epsilon$ の減少傾向も R_{OL} に依存した. $R_{OL} = 4$ では, 0.5 mm 程度亀裂が進展するまでは完全開口状態が維持された.

炭素鋼とステンレス鋼の違いはあるものの, 本試験でも同様の効果により亀裂開口が促進され疲労寿命が短くなったと考えられる. その影響は R_{OL} に依存し, R_{OL} が 4 を超えるような条件では, オーバーロード負荷の影響は飽和していたと考えられる. また, 本試験では, インターバル繰返し数が 1,000 回程度で DF の低下が飽和していたが, インターバル繰返し間, オーバーロード負荷の効果が維持されていたと考えられる.

5.2 疲労限度と亀裂進展の関係

炭素鋼の疲労限度が亀裂の発生の有無ではなく, 亀裂進展の停留に対応することが指摘されている⁽⁴⁶⁻⁴⁸⁾. そこで, 荷重制御試験において, 10^7 サイクルで破断しなかった試験片 (応力振幅 230 MPa, 平均応力 70 MPa) について停留亀裂の有無を調べた. 走査型電子顕微鏡を用いて 20 μm の亀裂を確認することを目標に倍率 200 倍で観察した. 専

用の回転ステージを用いて直径 10 mm, 長さ 20 mm の平行部表面全体を走査した結果, 図 14 に示す長さおおよそ 50 μm の亀裂が 2 本観察された. 亀裂形態と図 6 の組織を併せて考えると, これらの亀裂は数結晶粒進展した後の状態と推測される. 亀裂が停留していた場合の下限界ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{eff,th}$ は $1.09 \times 10^{-5} \text{ m}^{0.5}$ で, 式 (10) から換算される下限界応力拡大係数範囲は $2.71 \text{ MPa m}^{0.5}$ となった. 計算では, 亀裂の深さが長さの 0.5 倍⁽⁴⁹⁾, 形状係数を $f = 0.612$ ⁽²⁴⁾ とし, 実測値から算出した $\Delta\epsilon_{eff(nom)} = 0.19\%$ を用いた. 亀裂形状の想定に曖昧さが残るものの⁽⁵⁰⁾, 停留亀裂から推定される下限界値は CT 試験片により同定された値のおおよそ 0.40 倍となった. 微小亀裂の下限界応力拡大係数範囲が, 貫通亀裂に対するそれよりも小さいことが指摘されている⁽⁵¹⁾. これらのことから, 本材料の疲労限度は発生した亀裂の停留に対応していると推測される. 過去の報告では亀裂停留の要因として, 微小亀裂における亀裂閉口挙動の特異性に着目されることが多かった. しかし, 図 3 の結果は, 微小亀裂の進展駆動力 (停留限界) が巨視的な亀裂と同じ公称有効ひずみ範囲であることを示している. おおよそ 10 μm の平均結晶粒径に対する長さ 50 μm の亀裂においては, 微視組織的な不均一性 (ばらつき) の影響は小さいと推定される⁽⁵²⁾.

5.3 亀裂進展と疲労寿命の関係

疲労寿命が微小な亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数に相当し, 平均応力やオーバーロードを負荷したことによる疲労寿命の変化は, 亀裂進展速度の変化に起因していると考えられた. また, 速度の変化は亀裂の開口点の変化によってもたらされ, 亀裂開口点の変

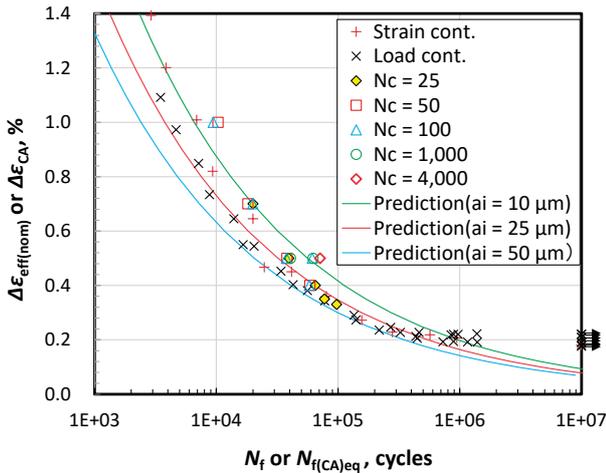


Fig. 15 Comparison of fatigue life observed by overload and mean stress tests. Reduction in the fatigue life due to compressive overload was similar to that caused by applying mean stress.

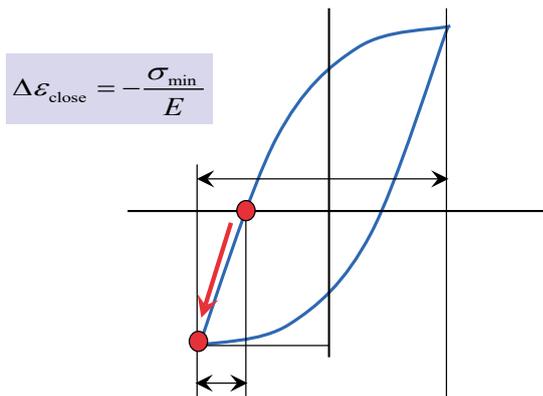


Fig. 16 Definition of strain range $\Delta\epsilon_{close}$, which corresponds to the strain range during crack mouth closing.

化を考慮した（見かけ上の）有効ひずみ範囲を用いれば、平均応力による疲労寿命の変化が補正できた（図 3）。繰返しりのオーバーロード負荷による疲労寿命の低下の程度は、ひずみ比 R_{OL} が大きく、インターバル繰返し数が十分小さい場合に飽和していた。つまり、十分な頻度と大きさのオーバーロードを負荷することで、定常ひずみ範囲を負荷している間も完全開口状態となり、ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{CA}$ は実質的には有効ひずみ範囲に等しくなると考えられる。そこで、図 10 に示した $\Delta\epsilon_{CA}$ と疲労寿命の関係と、図 5 に示した $\Delta\epsilon_{eff(nom)}$ と疲労寿命の関係を、図 15 で比較した。オーバーロード試験によって得られる下限の繰返し数が $\Delta\epsilon_{eff(nom)}$ と疲労寿命の関係に近いことが確認できる。

LDC モデルを前提に考えると、有効ひずみ範囲と疲労寿命の関係は、有効ひずみ拡大係数範囲を用いた亀裂進展予測により推定できる。図 12 に示したように、有効ひずみ拡大係数範囲を用いた式 (6) は、0.5 mm/cycle を超える速い速度から停留速度近傍までの広範囲の亀裂進展を近似している。微視組織的な影響を受けるとされる微小亀裂も、試験片破断を引き起こす主亀裂に限れば、巨視亀裂と同じひずみ拡大係数範囲との相関式を用いて予測できることが示されている⁽⁶⁾。そこで、直径 10 mm の丸棒試験片を想定し、初期深さ a_i の亀裂が 3 mm の深さに到達するまでに必要な繰返し数を式 (6) により予測することで、「微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数」を算出した。このとき、形状係数は（深さ／長さ）を 0.5 と仮定して算出した⁽⁵³⁾。図 15 に示すように、 a_i を 10 μm 、25 μm または 50 μm とした場合に予測される疲労寿命は、試験結果とよく対応していた。とくに、停留亀裂相当の深さである $a_i=25 \mu\text{m}$ とした場合の結果がよく一致した。有効ひずみ範囲が小さくなると、予測が短寿命側となっている。先にも述べたように、疲労限度については、亀裂停留に対応するしきい値を設定する必要がある。

5.4 履歴効果の補正方法

オーバーロードや平均応力を負荷することによる亀裂進展の加速は、亀裂開口点の変化による有効ひずみ範囲の増加によってもたらされると考察された。履歴効果による有効ひずみ範囲の変化は負荷パターンに依存する。機器設計において想定される負荷は多様で、これらの組み合わせに対する履歴効果を定量化することは容易でない。平均応力についても、溶接部における残留応力など設計段階で定量化することは難しい。さらに、不規則な負荷変動では、履歴効果と平均応力効果が混在する状態となる。したがって、機器設計においては、履歴効果と平均応力効果を安全側に最大限考慮することが現実的な選択肢となる。

オーバーロードを負荷したときの亀裂開口点の変化を図 16 に模式的に示す。オーバーロードを負荷しない場合の亀裂開口点は、公称有効ひずみ範囲算出時に仮定した荷重が圧縮から引張に切り替わる点に近いと考えられる。オーバーロードを負荷することによって、亀裂開口が促進されると、亀裂の開口する点（図中の赤実丸）が左側にシフトし、有効ひずみ範囲が増加する。平均応力を負荷した場合も、同様に荷重が圧縮から引張に切り替わるひずみが左側に移動する。完全開口状態になると、有効ひずみ範囲はひずみ範囲に一致し、それ以上増加しない飽和状態になる。このため、オーバーロード試験では DF の低下が飽和した

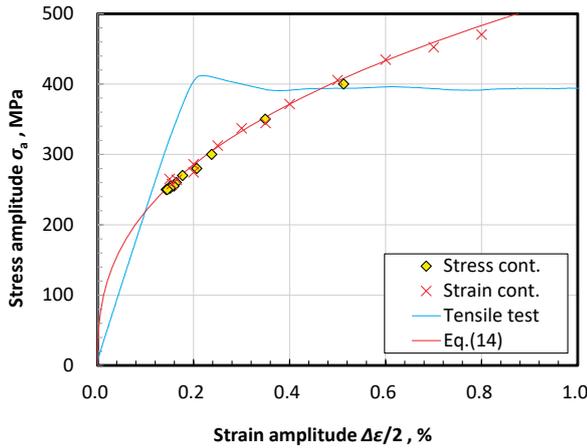


Fig. 17 Cyclic stress-strain relation obtained by stress and strain controlled fatigue tests. The curve was approximated well by Eq. (14).

と考えられる。したがって、オーバーロード負荷（荷重履歴）や平均応力による駆動力の増加の最大値は、図 16 で示す $\Delta\epsilon_{close}$ となる。ここで、 $\Delta\epsilon_{close}$ は、一定ひずみ範囲試験において得られるひずみ範囲と公称有効ひずみ範囲の差と定義される。予め $\Delta\epsilon_{close}$ 相当のひずみを割り増したひずみ範囲を用いることで、履歴効果や平均応力効果による有効ひずみ範囲の増加を安全側に考慮できる。この予測方法を、Non-closure モデルとよび、ステンレス鋼の平均応力効果⁽²⁵⁾と履歴効果⁽²⁶⁾、そして炭素鋼 (S45C) の平均応力効果⁽²⁷⁾に対して、妥当性を示してきた。本報では、Non-closure モデルの炭素鋼の履歴効果への適用性を確認するとともに、機器設計に適用する際の手順について考察する。

Non-closure モデルでは、ひずみ範囲の大きさに応じた $\Delta\epsilon_{close}$ を推定する必要がある。一定ひずみ範囲の試験において実測された最小ピーク応力 σ_{min} を用いて次式で推定できる。

$$\Delta\epsilon_{close} = -\frac{\sigma_{min}}{E} \quad (\sigma_{min} < 0) \quad (13)$$

しかし、機器設計の段階で σ_{min} が得られるとは限らない。そこで、 σ_{min} を繰返し応力・ひずみ曲線から推定することを考える。本材料を用いたひずみ制御および荷重制御の一定振幅試験において得られる寿命の 2 分の 1 の繰返し数における応力振幅 σ_a とひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2$ の関係、つまり繰返し応力・ひずみ関係は図 17 のようになる。ひずみ制御と荷重制御の試験結果はほぼ同一の傾向を示していることから、両試験データをまとめて最適近似式として次式を得た。

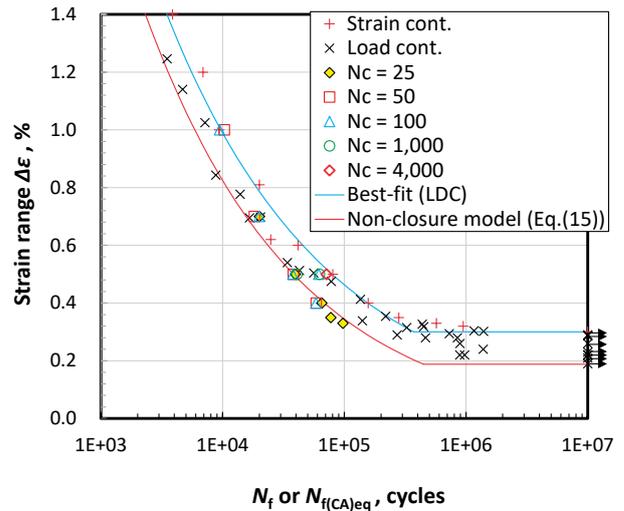


Fig. 18 Predicted fatigue life by the “non-closure model”. The reduction in the fatigue life due to overloading and mean stress could be predicted conservatively.

$$\sigma'_a = 523 \left(\frac{\Delta\epsilon}{2} [\%] \right)^{0.380} \quad (14)$$

σ'_a のダッシュ記号は実測値ではなく予測値であることを示している。ひずみ範囲を一定に制御した試験における平均応力は零と見なすことができるので、最小ピーク応力は $\sigma_{min} = -\sigma'_a$ と置くことができ、 $\Delta\epsilon_{close}$ が求まる。平均応力や履歴効果による亀裂開口の促進により最大 $\Delta\epsilon_{close}$ の駆動力の増加が発生し、疲労寿命が低下する。この駆動力増加を考慮した疲労寿命は、式 (5) と式 (13) から以下のように表すことができる。

$$N_f = 9663 \left(\Delta\epsilon + \frac{\sigma'_a}{E} \right)^{-3.03} \begin{cases} \left(\text{when } \Delta\epsilon > \Delta\epsilon_w - \frac{\sigma'_a}{E} \right) \\ > 10^7 \quad \left(\text{when } \Delta\epsilon \leq \Delta\epsilon_w - \frac{\sigma'_a}{E} \right) \end{cases} \quad (15)$$

$\Delta\epsilon_w$ は疲労限度で、本材料の場合は 0.3% となる。疲労限度に対しても $\Delta\epsilon_{close}$ に相当する低下を考慮する。式 (15) による予測寿命を図 18 の赤実線で示す。履歴効果と平均応力効果による疲労寿命の低下がほぼ安全側に予測できている。また、疲労限度の低下も予測できている。本報では、疲労寿命や繰返し応力・ひずみ曲線の近似に最適近似を適用していることから、全ての結果が必ずしも安全側の予測とはならない。

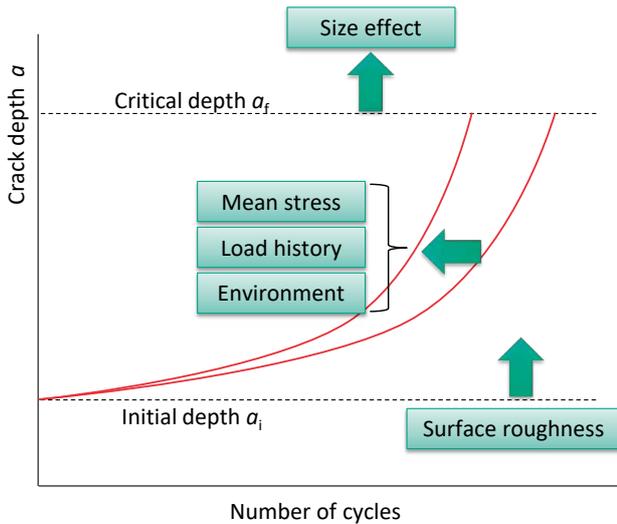


Fig. 19 Schematic drawing representing the change in fatigue life due to various factors according to LDC model.

6. LDCモデルを適用することの工学的な意味

6.1 C-M則およびSWTパラメータとの関係

疲労寿命の近似や推定方法として一般的に用いられている C-M 則はひずみ範囲ではなく塑性ひずみ範囲を駆動力としている。C-M 則が塑性ひずみ範囲を駆動力とする亀裂進展予測に対応しているという指摘もあるが^(21,13)、弾性ひずみを駆動力から除外する理由や亀裂閉口の影響は考察されていない。LDC モデルを前提に考えると、塑性ひずみ範囲がひずみ範囲と公称有効ひずみ範囲の平均に相当することに意味があるように思われる。

SWT パラメータ⁽⁵⁴⁾は、疲労寿命の整理ばかりでなく、平均応力補正の方法としても用いられている⁽³⁶⁾。そして、機器設計用の疲労寿命曲線の平均応力の補正にも適用されている⁽⁵⁵⁾。最大応力とひずみ範囲の積をとるエネルギーの次元を有する指標であり、応力の影響を考慮しない LDC モデルとは整合しない。しかし、前報⁽²⁷⁾において、SWT パラメータと有効ひずみ範囲にはよい相関のあることが経験的に確認されている。現在用いられている駆動力指標が疲労寿命と相関を有することは、長年の取り組みの中で妥当性が示されてきた事実である。C-M 則や SWT パラメータが LDC モデルと矛盾しないことは、機器設計に対する考え方を一貫させるためには重要な知見となる。

6.2 疲労損傷量の見える化

原子力発電プラントでは、運転開始後のプラントが対象であっても、解析によって推測された応力（ひずみ）を用いて、実物を観察することなく疲労損傷量が推定される。検査などにより測定（推定）された値が実評価に用いられることはない。疲労損傷の実態の認識があいまいな現状では、疲労損傷量として何を測定すべきかが明確でない。亀裂の発生・進展を疲労損傷の実態と考える LDC モデルによれば、亀裂寸法を同定することで疲労損傷量を実測することができるようになる⁽⁵⁶⁾。また、亀裂が検出できなかった場合でも、適用した検査の亀裂検出能力より、潜在的な亀裂の存在を仮定することで余寿命が予測できる⁽⁵⁷⁾。

6.3 疲労寿命予測に対する影響因子の補正のあり方

LDC モデルの考え方を適用することで、疲労寿命に及ぼす各種影響因子の補正の考え方を明確にできる利点がある。機器設計における疲労評価には、平均応力、寸法、表面粗さ、荷重履歴の影響などが考慮される^(21,58,59)。原子力発電プラント機器に対しては、さらに炉水環境による寿命低下が考慮される場合がある。設計規格においてこれらの因子の影響は、疲労試験の結果に基づいて経験的に補正されている。たとえば、平均応力の補正には修正 Goodman 線図が一般的に用いられてきた。しかし、この補正方法に対して表面粗さの影響がどのように重畳するかを説明するのは難しい。これに対し、LDC モデルにおいて各因子は図 19 に示すように物理的なイメージをもって解釈できる。平均応力や履歴効果は進展速度の変化を引き起こす。また、原子炉水環境中での疲労寿命の低下も亀裂進展の加速に起因していることが示されている⁽⁴⁹⁾。一方、表面粗さは亀裂の発生寸法 a_i の変化をもたらすと考えられる。そして、その影響は、図 15 に示したように、 a_i の疲労寿命に影響を及ぼす影響として予測できる。寸法の影響は最終亀裂深さ a_f を変化させることにより補正できると考えられる。複数の因子が重畳する場合は、個々の因子の影響のみでなくそれらの相乗効果にも注意を払う必要がある。経験的な補正では、複数の因子網羅した試験マトリックスを組むことで相乗効果の影響を調べることになる。一方、LDC モデルの考え方によれば、表面粗さ、寸法の影響は進展速度に影響を及ぼさない。つまり、進展速度の変化を引き起こす平均応力と履歴効果および環境効果は、表面粗さや寸法効果との相互作用を考慮する必要はないと推測

される。ステンレス鋼における平均応力効果が炉水環境の影響を受けないことが示されている⁽⁶⁰⁾。また、本報では履歴効果と平均応力効果は亀裂開口点の変化という同じ要因によってもたらされており、non-closure モデルにより両者を区別せずに補正できることが示された。

7. 結言

本報では、疲労損傷の実態が亀裂の発生と進展であり、疲労寿命は亀裂進展によって予測できるという考え方をLDC モデルという概念としてまとめた。そして、S45C 炭素鋼を用いて、オーバーロード試験による履歴効果の疲労寿命に及ぼす影響、ならびに疲労進展の停留と疲労限度の関係を考察した。さらに、平均応力効果と履歴効果の影響の補正方法について検討した。最後に、LDC モデルを適用することの工学的な意味について考察した。得られた結果は以下のように要約できる。

- (1) 「微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数」として導かれた式 (4) により、S45C 炭素鋼の疲労寿命が近似できた。さらに、疲労寿命の駆動力として、有効ひずみ範囲を用いるべきことが示された。
- (2) 過大圧縮ひずみを一定繰返し数毎に付与するオーバーロード試験によって、疲労寿命が低下することを示した。また、その下限は、有効ひずみ範囲と疲労寿命の関係により予測できた。
- (3) 疲労限度は亀裂の停留に対応していることが推測された。停留亀裂の駆動力は、巨視亀裂と同様に、有効ひずみ範囲であることが示された。停留亀裂から推定される下限界応力拡大係数範囲（ひずみ拡大係数範囲）は、CT 試験片から同定されたその 0.40 倍程度であった。
- (4) S45C 炭素鋼の荷重履歴と平均応力による疲労寿命および疲労限度の減少は、繰返し応力・ひずみ曲線を用いて保守的に予測できた。
- (5) LDC モデルを適用することの工学的な利点を示した。機器設計で考慮される疲労寿命に及ぼす平均応力、荷重履歴、寸法、表面粗さ、炉水環境の効果、およびそれらの相乗効果を合理的に考慮できることを考察した。

引用文献

- (1) 村上敬宜, 原田昭治, 谷石彦文, 福島良博, 遠藤達雄, 微小き裂の伝ば則, 低サイクル疲労法則およびマイナー則成立の相互関係について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 49, No. 447 (1983), pp.1411-1419.
- (2) 小茂鳥潤, 清水真佐男, 破断延性と低サイクル疲労寿命の関連について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 53, No. 496 (1987), pp.2288-2292.
- (3) 菊川真, 大路清嗣, 大久保尚義, 横井玉雄, 森川隆, 低繰返し数領域における疲れ損傷とその回復, 日本機械学会論文集, Vol. 38 (1972), pp.8-15.
- (4) 西谷弘信, 森田尚文, 炭素鋼の低サイクル疲れにおける疲れ被害, 日本機械学会論文集, Vol. 39 (1973), pp.1711-1719.
- (5) 川久保政洋, 釜谷昌幸, 変動荷重下における 316 ステンレス鋼の疲労寿命予測 (寿命の支配因子と 2 段階 2 重試験における損傷評価), 材料, Vol. 60, No. 10 (2011), pp.871-878.
- (6) 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.
- (7) 大谷信雄, 阿部隆, 清水真佐男, 国尾武, 低炭素鋼の低サイクル疲労における残留破断延性変化と微視破壊挙動との関連について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 45, No. 399 (1979), pp.1304-1311.
- (8) 小茂鳥潤, 清水真佐男, 極低サイクル疲労における延性低下挙動とその支配要因について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 57, No.544 (1991), pp.2879-2883.
- (9) Kamaya, M., Fatigue properties of 316 stainless steel and its failure due to internal cracks in low-cycle and extremely low-cycle fatigue regimes, International Journal of Fatigue, Vol. 32 (2010) pp.1081-1089.
- (10) 釜谷昌幸, 川久保政洋, 316 ステンレス鋼の低サイクル疲労損傷 (変動荷重下での疲労寿命と内部き裂発生の影響), 日本機械学会論文集A編, Vol. 76, No. 768 (2010) pp.1048-1058.
- (11) 越智保雄, 石井明, 山本康義, 佐々木茂美, 平滑丸棒材における表面疲労き裂の発生・成長挙動, 材料, Vol. 32, No. 363 (1983), pp.1363-1369.
- (12) 戸梶恵郎, 小川武史, 亀山宜克, 加藤容三, 純チタンの微小疲労き裂成長挙動とその確率特性, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 56, No.523 (1990), pp.543-551.

- (13) Murakami, Y. and Miller, K. J., What is fatigue damage? A view point from the observation of low cycle fatigue process, *International Journal of Fatigue*, Vol. 27 (2005), pp.991-1005.
- (14) Xue, Y., Modeling fatigue small-crack growth with confidence – A multistage approach, *International Journal of Fatigue*, Vol. 32 (2010), pp.1210-1219.
- (15) 蓮沼将太, 宮田陽平, 小川武史, 坂上賢一, オーステナイト系ステンレス鋼 SUS316NG の低サイクル疲労強度に及ぼす予ひずみの影響, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 77, No.777 (2011), pp.843-851.
- (16) Carpinteri, A. and Paggi, M., A unified interpretation of the power laws in fatigue and the analytical correlations between cyclic properties of engineering materials, *International Journal of Fatigue*, Vol.31 (2009), pp.1524-1531.
- (17) Maurel, V., Rémy, L., Dahmen, F. and Haddar, N., An engineering model for low cycle fatigue life based on a partition of energy and micro-crack growth, *International Journal of Fatigue*, Vol. 31 (2009), pp.952-961.
- (18) Ranganathan, N., Aldroe, H., Lacroix, F., Chalon, F., Leroy, R. and Tougui, A., Fatigue crack initiation at a notch, *International Journal of Fatigue*, Vol. 33 (2011), pp.492-499.
- (19) Fatemi, A. and Yang, L., Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials, *International Journal of Fatigue*, Vol. 20 (1998), pp.9-34.
- (20) Jaske, C. E. and O'Donnell, W. J., Fatigue design criteria for pressure vessel alloys, *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 99 (1977), pp.584-592.
- (21) Chopra, O. C. and Stevens, G. L., Effect of LWR coolant environments on the fatigue life of reactor materials, *NUREG/CR-6909*, Rev. 1, USA (2018).
- (22) Manson, S. S., Behavior of materials under conditions of thermal stress, *NACE Report 1170*, (1953).
- (23) ASTM International, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, *ASTM E647-2015* (2015).
- (24) 釜谷昌幸, 川久保政洋, き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.
- (25) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Mean stress effect on fatigue strength of stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol. 74 (2015a) pp.20-29.
- (26) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Loading sequence effect on fatigue life of Type 316 stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol. 81 (2015b) pp.10-20.
- (27) Kamaya, M., Mean stress correction of S45C carbon steel based on crack growth concept, *Proceedings of ASME PVP2019* (2020), Paper no. PVP2020-21822.
- (28) 桜井茂雄, 宇佐美三郎, 梅沢貞夫, 宮田寛, SUS316 鋼平滑材のクリーブ疲労下における微小き裂の分布と進展挙動に基づく余寿命評価法, *材料*, Vol. 35, No. 389 (1986), pp.170-175.
- (29) Haigh, J. R. and Skelton, R. P., A strain intensity approach to high temperature fatigue crack growth and failure, *Materials Science and Engineering*, Vol.36 (1978), pp.133-137.
- (30) Kitagawa, H., Takahashi, S., Suh, C. M. and Miyashita, S., Quantitative analysis of fatigue process - microcracks and slip lines under cyclic strains, *ASTM STP 675* (1979), pp.420-449.
- (31) 今井康文, 真武友一, 平滑試験片の引圧疲労における表面き裂の進展, *材料*, Vol.32, No. 361 (1983), pp.1157-1161.
- (32) 幡中憲治, 藤満達朗, 渡辺秀明, 機械構造用鋼の低サイクル疲労におけるき裂進展特性, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol.52, No.475 (1986), pp.579-586.
- (33) Kamaya, M., Low-cycle fatigue crack growth prediction by strain intensity factor, *International Journal of Fatigue*, Vol. 72 (2015) pp.80-89.
- (34) Kamaya, M., Elastic-plastic fracture resistance of carbon steel for cyclic load (prediction of J-R curve assuming fatigue crack growth), *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 204 (2018), pp.306-318.
- (35) Dowling, N. E., Mean stress effects in strain-life fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 32 (2009), pp.1004-1019.
- (36) Ince, A. and Glinka, G., A modification of Morrow and Smith-Watson-Topper mean stress correction models, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol.34 (2011), pp.854-867.
- (37) 三好弘二, 釜谷昌幸, 地震荷重下の配管に対する疲労評価手法の提案 (有効ひずみ範囲を用いた荷重履歴効果の考慮), *日本機械学会論文集*, Vol. 87, No. 897 (2021), DOI:10.1299/transjsme.21-00025.

- (38) El-Zeghayar, M., Topper, T. H. and Soudki, K. A., A model of crack opening stresses in variable amplitude loading using smooth specimen fatigue test data for three steels. *International Journal of Fatigue*, Vol. 33 (2011), pp.1337–1350.
- (39) ASTM International, Standard Test Method for Determining Threshold Stress Intensity Factor for Environment-Assisted Cracking of Metallic Materials 1, ASTM E1681-2020 (2020).
- (40) 山口 義仁, 李 銀生, 杉野英治, 勝山 仁哉, 鬼沢 邦雄, 過大な圧縮荷重がき裂進展挙動に及ぼす影響, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 78, No. 789 (2012), pp. 613-617.
- (41) Ward-Close, C. M., Blom, A. F. and Ritchie, R. O., Mechanisms associated with transient fatigue crack growth under variable-amplitude loading: an experimental and numerical study, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 32, No. 4 (1989), pp.613–638.
- (42) Shin, C. S. and Hsu, S. H., On the mechanisms and behaviour of overload retardation in AISI 304 stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol. 15 (1993), pp.181–192.
- (43) Skorupa, M., Schijve, J., Skorupa, A. and Machniewicz, T., Fatigue crack growth in a structural steel under single and multiple periodic overload cycles, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures Fatigue*, Vol. 22 (1999) pp.879–887.
- (44) Kalnaus, S., Fan, F., Jiang, Y. and Vasudevan, A. K., An experimental investigation of fatigue crack growth of stainless steel 304L, *International Journal of Fatigue*, Vol. 31 (2009), pp.840–849.
- (45) Sugeta, A. and Uematsu, Y., Review on “retardation of fatigue crack propagation under plane strain condition due to a single overload”, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 70, No. 3 (2021), pp.206-213.
- (46) 小林英男, 川田幸男, 中沢一, 耐久限度に関連した第1段階き裂のフラクトグラフィ的研究, *材料*, Vol. 25, No. 276 (1975), pp.881-887.
- (47) 田村優, 山田邦博, 清水眞佐男, 國尾武, パーライト・フェライト鋼の耐久限度と停留き裂挙動について, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 49, No. 447 (1983), pp. 1378-1387.
- (48) 金敏健, 山田邦博, 國尾武, 炭素鋼平滑材の疲労き裂停留条件について, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 51, No. 461 (1985), pp. 10-16.
- (49) Kamaya, M., Environmental effect on fatigue strength of stainless steel in PWR primary water – Role of crack growth acceleration in fatigue life reduction, *International Journal of Fatigue*, Vol. 55 (2013) pp.102-111.
- (50) 田中啓介, 中井善一, 前川治, 低炭素鋼平滑材における疲労き裂の発生と初期成長に関する微視的研究, *材料*, Vol. 31, No. 343 (1982), pp.376-382.
- (51) 李宗炯, 小林英男, 炭素鋼平滑および予き裂材の疲労限度と停留き裂, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 52, No. 477 (1986), pp. 1209-1214.
- (52) Kamaya, M. and Kitamura, T., Stress intensity factors of microstructurally small crack, *International Journal of Fracture*, Vol. 124 (2003) pp.201-213.
- (53) 釜谷昌幸, き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (繰返し熱応力下での疲労寿命), *日本機械学会論文集A編*, Vol. 79, No. 806 (2013) pp.1530-1544.
- (54) Smith, K. N., Watson, P. and Topper, T. H., A stress-strain function for the fatigue of metals, *Journal of Materials, ASTM*, Vol. 5 (1970), pp.767-778.
- (55) Asada, S., Ogawa, T., Higuchi, M., Kanasaki, H. and Takada, Y., Study on mean stress effects for design fatigue curves, *Proceedings of ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference (2016)*, PVP2016-63796.
- (56) Kamaya, M. and Nakamura, T., Fatigue damage management based on postulated crack growth curve, *E-Journal of Advanced Maintenance Vol.7-1 (2015)*, pp. 43-49.
- (57) Kamaya, M., Performance based maintenance concept to optimize inspection schedule, *E-Journal of Advanced Maintenance Vol. 9-2 (2017)*, pp. 118-125.
- (58) BSI, Unfired pressure vessels part 3, BS EN 13445-3:2014+A8:2019 (2019), BSI Standards.
- (59) Asada, S., Zhang, S., Takanashi, M. and Nomura, Y., Study on Incorporation of a New Design Fatigue Curve Into the JSME Environmental Fatigue Evaluation Method, *Proceedings of ASME 2019 Pressure Vessels and Piping Conference (2019)*, PVP2019-93273.
- (60) Kamaya, M., Mean stress effect on fatigue properties of Type 316 stainless steel in PWR primary water environment, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 141 (2019), no.51402.

RPV モデル合金中の溶質原子クラスタと転位ループの形成 に対する Ni と Si の相乗効果

Synergistic Effects of Ni and Si on the Formation of Solute Atom Clusters and Dislocation Loops in
RPV Model Alloys

藤井 克彦 (Katsuhiko Fujii) ^{*1} 福谷 耕司 (Koji Fukuya) ^{*1}
石田 優太 (Yuta Ishida) ^{*2} 福元 謙一 (Kenichi Fukumoto) ^{*2}

要約 低 Cu 含有量の原子炉容器鋼の照射脆化機構を明らかにすることを目的に、原子炉容器鋼のモデル合金である Fe-Mn-(Ni, Si, Ni-Si) 合金に対して、Fe イオン照射試験とアトムプローブ分析、透過型電子顕微鏡観察を実施し、溶質原子クラスタと転位ループの形成に対する Ni と Si の相乗効果を調べた。クラスタの大きさは Ni と Si の添加によらず約 3 nm であり、Ni と Si の相乗効果は認められなかった。これに対して、クラスタの数密度は Ni と Si の単独添加でも減少したが、複合添加によりさらに減少した。これとは逆に転位ループの数密度は複合添加で増加し、転位ループの形成が促進されることが分かった。Ni と Si を添加した場合でもクラスタの主要な構成元素は Mn であり、Mn は自己格子間原子(SIA)とのダンベルを形成して拡散することから、Ni と Si の複合添加が SIA クラスタすなわち転位ループの形成を促進し、クラスタの形成が抑制される機構が考えられた。

キーワード 照射脆化, 原子炉容器, 溶質原子クラスタ, 転位ループ, Ni と Si の相乗効果

Abstract To investigate the synergistic effects of Ni and Si on the formation of solute atom clusters and dislocation loops, which are radiation embrittlement factors in reactor pressure vessels (RPVs), ion-irradiation experiment, atom probe tomography analysis, and transmission electron microscopy observations were performed on Fe-Mn-(Ni, Si, Ni-Si) alloys, a model alloy for RPV steel. The cluster size was about 3 nm regardless of the addition of Ni and Si, indicating no synergistic effect of Ni and Si. In contrast, the number density of clusters was reduced by the single addition of Ni and Si, but was further reduced by the combined addition. On the contrary, the number density of dislocation loops increased with combined additions, indicating that the formation of dislocation loops is promoted. Even when Ni and Si are added, the major constituent element of the clusters is Mn, and Mn diffuses by forming the dumbbell with a self-interstitial atom (SIA), suggesting that the combination addition of Ni and Si promotes the formation of SIA clusters, such as dislocation loops, and suppresses cluster formation as a mechanism.

Keywords radiation embrittlement, reactor pressure vessel, solute atom cluster, dislocation loop, synergistic effects of Ni and Si.

1. はじめに

銅 (Cu) 含有量が固溶限 (0.05 wt%程度) 以下の最近の原子炉圧力容器鋼では、Cu をほとんど含まない溶質原子クラスタの形成とマトリックス損傷と呼ばれる照射欠陥集合体 (観察例があるのは転位ループ) の形成が現在想定されている照射脆化因子である⁽¹⁾。これらは、軽水炉の照射条件では、ナノメートル (nm) ・スケールの極めて微細なものである。このうち、溶質原子クラスタはマンガン (Mn) とニッケル (Ni)、シリコン (Si) が主に集積したものである (以下、Mn-Ni-

Si クラスタと呼ぶ)。国内のプラントで使用されている原子炉圧力容器鋼の Mn 濃度は 1.5 wt%程度で違いは小さく、Mn-Ni-Si クラスタは材料組成、特に Ni と Si の含有量の影響を強く受けると考えられる。

そこで、Mn-Ni-Si クラスタ形成の初期過程に対する Ni と Si のそれぞれの影響を調べることを目的にして、Ni 濃度を 0 から 2 wt%の範囲で変化させた Fe-1.5Mn-xNi 合金 4 種と Si 濃度を 0 から 1 wt%の範囲で変化させた Fe-1.5Mn-xSi 合金 4 種に、可能な限り低い損傷速度 (1×10^{-5} dpa/s) で、最大照射量 0.16 dpa のイオン照射実験を行った^(2,3)。Ni の影響を調べた結果⁽²⁾

※1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

※2 福井大学

表 1 試料の化学組成(wt%)

Alloy	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cu	O	N	Fe
FeMn	0.004	<0.01	1.54	0.001	0.002	<0.01	<0.01	0.0040	0.0004	Bal.
FeMnNi	0.003	<0.01	1.51	0.001	0.001	0.53	<0.01	0.0040	0.0006	Bal.
FeMnSi	0.003	0.25	1.54	0.001	0.001	<0.01	<0.01	0.0027	0.0006	Bal.
FeMnNiSi	0.003	0.25	1.52	<0.001	0.001	0.54	<0.01	0.0027	0.0006	Bal.

では、Mn および Mn と Ni が集積した溶質原子クラスタの形成が低照射量から硬化を生じる主要な因子であることが確認された。さらに、Fe-Mn 合金試料でも Fe-Mn-Ni 合金試料でも溶質原子クラスタの体積率の平方根と硬さの増加量の関係はよく一致しており、Mn クラスタも Mn-Ni クラスタも同等の硬化係数であることが明らかになった。ただし、Fe-Mn-Ni 合金試料では照射量の増加により硬化量が大きくなる傾向が認められ、照射が進むと Ni 添加は転位ループの形成を促進する可能性が考えられる。

一方、Si の影響を調べた結果⁽³⁾では、硬化に対して Si 濃度の影響は小さいことが分かった。また、溶質原子クラスタ形成と硬化量との相関を検討した結果、Si を含む合金ではクラスタの形成量に対して硬化量が大きいことが分かった。これは Si 添加が Mn クラスタの形成を阻害する寄与があることを示唆する。自己格子間原子 (SIA) と SIA クラスタを含めた転位ループとの反応が先行することで、Si が共存すると Mn の集積が抑制される機構が考えられる。

本研究では、溶質原子クラスタ形成の初期過程に対する Ni と Si の相乗効果を調べた。また、照射欠陥との反応の基礎課程を理解するため、透過型電子顕微鏡 (transmission electron microscopy, TEM) による転位ループの観察も行い、系全体でのマイクロ組織変化に対する Ni と Si の相乗効果を検討した。

2. 実験方法

2.1 供試材

用いた試料は、Fe-1.5Mn 合金に Ni を 0.5 wt% 添加した FeMnNi 合金と、Si を 0.25 wt% 添加した FeMnSi 合金、Ni と Si を複合添加した FeMnNiSi 合金である。

表 1 に化学組成を示す。

試験片形状は、長さ 4 mm、幅 2 mm、厚さ 0.4 mm の板状である。イオンを照射する面は、エメリー紙#1200

まで湿式研磨した後、粒径 3 μm のダイヤモンドでバフ研磨した。さらに、粒径 0.02 μm コロイダルシリカ研磨でダイヤモンド研磨による変質層を取り除いた。

2.2 イオン照射

イオン照射は東京大学イオン照射設備 HIT で実施した。照射には、2.8 MeV の Fe³⁺ イオンを用いた。照射温度は 290°C であり、損傷ピーク深さの 750 nm での損傷速度は 1.6×10^{-5} dpa/s、損傷量は 0.06 dpa である。なお、照射量はイオン注入解析用ソフトウェア SRIM2006 を用い⁽⁴⁾、純 Fe を仮定してはじき出しエネルギーを $E_d = 40$ eV として計算した。

2.3 硬さ測定

硬さは、超微小押し込み硬さ試験機 (ELIONIX ENT-2100) を用い、ナノインデンテーションにより押し込み深さ 150 nm で測定した。20 個以上の結晶粒に対して測定を行い、結晶方位と圧子との幾何学関係による硬さの測定値への影響を平均化した。

2.4 アトムプローブ測定

アトムプローブ (atom probe tomography, APT) 測定用の針状の試料は、集束イオンビーム (focused ion beam, FIB) 加工装置 (HITACHI 製 NB5000 および SII 製 SMI3050) を用いて作製した。損傷ピーク位置が測定できるように、深さ 750 nm 位置で表面に対して平行になるように針状に作製した。

APT 測定には、CAMECA 社製の LEAP4000XHR を用いた。測定はレーザーパルスモードで行い、試料温度は -238°C 、レーザー出力は 38 pJ 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、各元素の 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。多くの元素において、質量/電荷比は元素固有の値となり、Fe-Mn合金およびFe-Mn-Si合金ともにすべての同位体を分離して評価が可能である。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、電界蒸発場 (Evaporation Field) には33.0 V/nmを、アトムマップの伸長係数 (Image Compression Factor) には1.2を用いた。

2.5 透過型電子顕微鏡観察

TEM観察試料は、FIBを用いて試料厚さ約150 nmの薄膜試料を切り出した後、0.5 kVのArイオンビームスパッタリングによりGaイオンダメージ層を除去した。なお、損傷ピーク位置が観察できるように、深さ750 nm位置で表面に対して平行に薄膜試料は作製した。薄膜試料に対しウィークビーム法を用いたTEM観察で転位ループを評価した。

3. 結果

3.1 硬さ測定

各モデル合金に対して測定された硬さの増加量を図1に示す。FeMn合金と比較してFeMnNi合金, FeMnSi合金は照射硬化量が増加したが, FeMnNiSi合金では照射硬化量は減少した。NiとSiが共存した場合、今回の照射条件では照射硬化が抑制されることが分かった。

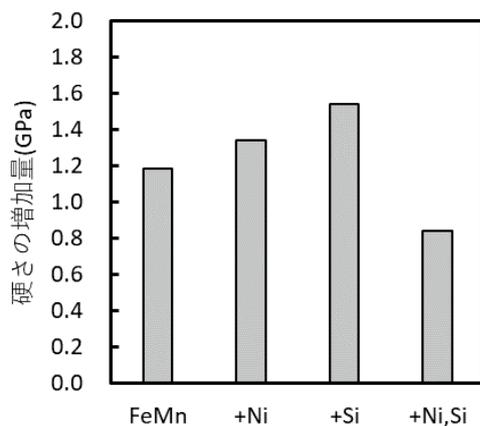


図1 硬さの増加量の比較

3.2 アトムプローブ測定

FeMnNiSi合金を例にアトムマップを図2に示す。明確な溶質原子クラスタは観察されない。照射量が0.06 dpaと少ないため、Mn, Ni, Siの顕著な集積が生じていないためと考えられる。また、Mnは1.5 wt%程含まれていることから、多少の集積ではクラスタを識別することが難しい。図3に、FeMn合金のアトムマップを厚さ5 nmにスライスしてMnの分布を観察した例を示す。Mnのクラスタが認められる。そこで、溶質原子クラスタの形成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Mnをクラスタのコア原子と仮定してクラスタ解析を行った。ここでは、互いの距離が0.8 nm以下で20個以上のMnが集積した状態にあるものをクラスタのコアと判断した。さらに、0.5 nm以内の距離にコア原子が3個以上あるMn以外の原子をクラスタに帰属する原子として評価した。

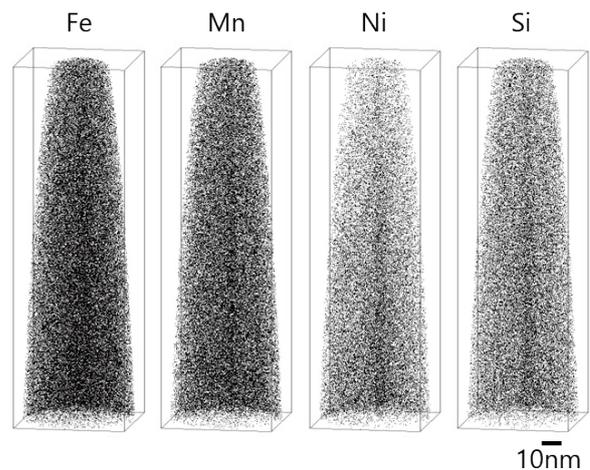


図2 FeMnNiSi合金のアトムマップの例



図3 FeMn合金のMnマップの例

図 4 にクラスタの平均直径と数密度の比較を示す。全ての合金で溶質原子クラスタの形成が確認された。溶質原子クラスタの形成の初期段階に当たる今回の照射条件では、Ni と Si の添加によりクラスタの数密度は減少した。また、Ni と Si の複合添加によりクラスタの数密度は単独添加に比べてより減少した。一方、クラスタの大きさには添加元素による影響は認められず、すべての合金で平均直径は約 3 nm であった。溶質原子クラスタの形成の初期段階においては、Ni と Si の添加は溶質原子クラスタの形成を抑制する寄与があり、複合添加はその寄与を促進する可能性があることが分かった。

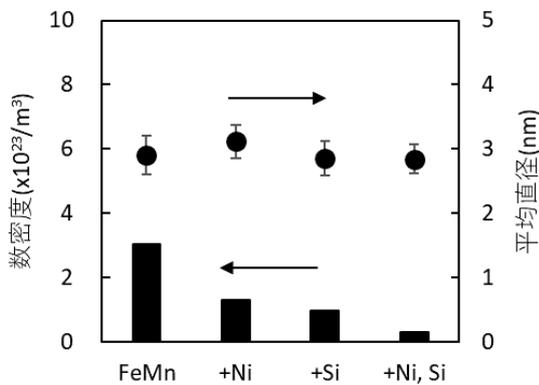


図 4 溶質原子クラスタの平均直径と数密度の比較

表 2 に溶質原子クラスタの平均組成をまとめて示す。Ni と Si を添加した合金においてもクラスタを構成する主要な溶質原子は Mn であり、濃度は 42~47 at%であった。クラスタへの Mn の濃縮率は約 30 倍である。FeMnNi 合金ではクラスタ中の Ni 濃度は 2.5 at%であり、濃縮率は約 5 倍である。一方、FeMnSi 合金ではクラスタ中の Si 濃度は 0.5 at%であり、濃縮率はほぼ 1 倍である。これは Si が溶質原子クラスタに集積していないことを示す結果である。これに対して、FeMnNiSi 合金ではクラスタ中の Ni 濃度は 0.9 at%であり、Si 濃度は 0.2 at%であった。クラスタへの Ni

表 2 溶質原子クラスタの平均組成 (at%)

Alloy	Mn	Ni	Si	Fe
FeMn	41.7	-	-	58.3
FeMnNi	43.3	2.5	-	54.9
FeMnSi	47.3	-	0.5	52.3
FeMnNiSi	45.9	0.9	0.2	52.9

と Si の濃縮率はそれぞれ 2 倍と 1/2 倍であり、Ni と Si の複合添加によって溶質原子クラスタへの Mn 以外の元素の集積が抑制されることが分かった。

3.3 透過型電子顕微鏡観察

図 5 にウィークビーム暗視野法による転位ループの観察例を示す。電子線の入射方向は[111]であり、逆格子ベクトル g は(011)である。白い輝点が転位ループに対応し、すべての合金で転位ループが形成していることが確認された。

図 6 に転位ループの平均直径と数密度の比較を示す。溶質原子クラスタの形成の初期段階に当たる今回の照射条件では、FeMn 合金で他の合金と比べ成長した転位ループが観察されるとともに、FeMnNiSi 合金で

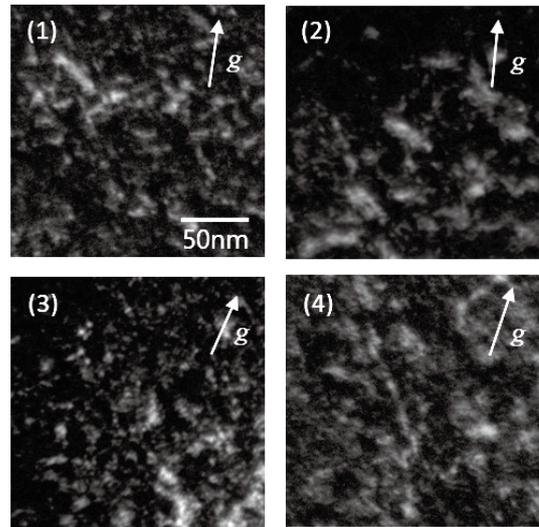


図 5 ウィークビーム暗視野法による転位ループの観察例 (1) FeMn 合金, (2) FeMnNi 合金, (3) FeMnSi 合金, (4) FeMnNiSi 合金

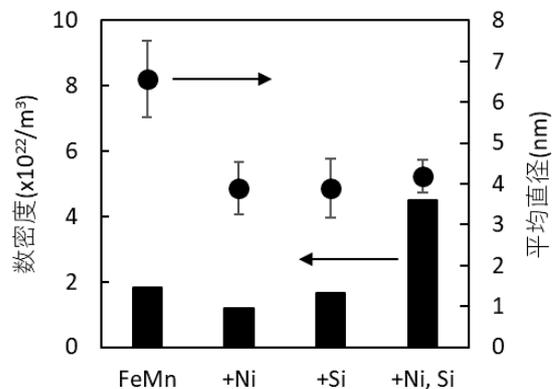


図 6 転位ループの平均直径と数密度の比較

数密度の増加が認められた。また、Ni と Si の単独添加では FeMn 合金と類似の数密度であった。Ni と Si の単独添加は転位ループの成長を抑制するが、形成に対する影響は小さいことが分かった。また、Ni と Si の複合添加は転位ループの形成を促進する可能性があることが分かった。

4. 考察

Mn, Ni, Si は鋼材の特性を発現させる添加元素であり、固溶限は添加量よりも十分に高い。このため、固溶限を上回って Fe のマトリックス中に固溶している Cu で想定されるような照射促進クラスタリング、照射により導入された空孔の拡散により Cu 原子の移動が促進されクラスタを形成する機構は、Mn-Ni-Si クラスタの形成機構として考えられない。ただし、Mn, Ni, Si の照射により導入された空孔や SIA によるドラッグングにより拡散する^(5,6)。空孔や SIA は、シンクと呼ばれる粒界や転位、格子欠陥クラスタなどで消滅するために、シンクに向かってマクロな流れを生じる。Mn, Ni, Si はドラッグングされシンク等に集積しクラスタを形成すると考えられる。この機構は照射誘起クラスタリングと呼ばれる。

FeMn 合金に Ni と Si を複合添加した場合には、溶質原子クラスタの数密度が大きく低下する一方で、転位ループの数密度は増加することが確認された。また、溶質原子クラスタと転位ループの平均直径に対する明確な Ni と Si の複合添加効果は確認されなかった。

溶質原子クラスタに対する Ni と Si の単独添加の影響については、溶質原子クラスタの形成の初期段階においては、クラスタの大きさには影響がほとんどないが、形成を Ni と Si とともに抑制する効果があり、複合添加はその抑制を助長する影響があることが分かった。また、形成する溶質原子クラスタは Ni と Si の添加によらず Mn を主要な溶質原子とするものであり、Mn が溶質原子クラスタの形成の初期段階において重要な役割を持つことが分かった。

Ni が単独添加された場合には、Ni は Mn とともにクラスタを形成した。ただし、クラスタ中の Mn 濃度は減少しないことから、Mn のクラスタリングに対して Ni は直接影響していないことが示唆される。また、クラスタの数密度が Ni の添加で減少することは、クラスタの核形成サイトの生成を抑制する作用を示唆する。

Si が単独添加された場合には、Si は Mn とともにクラスタを形成しないため、Mn のクラスタリングに対して Si は直接影響していないことが示唆される。ただし、クラスタの数密度が Si の添加で減少することは、クラスタの核形成サイトの生成を抑制する作用があることを示唆する。また、 α -Fe 中の Si の拡散は空孔のドラッグングにより生じることが示されている⁽⁵⁾。FeMnSi 合金中の溶質原子クラスタが Si をほとんど含まないといった結果は、クラスタへの空孔-Si 対の流入がほとんど生じていないことを示唆する。Ni と Si が複合添加された場合には、クラスタに含まれる Ni 量が減少することから、Si 添加の影響で形成もしくは形成が促進された照射損傷組織、例えば転位ループに Ni が優先的に集積するような反応が生じていることが示唆される。

直接照射欠陥の集合により形成される照射損傷組織の一つに今回観察した転位ループがある。結晶構造が bcc の金属ではバーガースベクトルが $a/2\langle 111 \rangle$ と $a\langle 100 \rangle$ の 2 種類の転位ループが形成することが知られている⁽⁷⁾。それらの違いの一つに、 $a/2\langle 111 \rangle$ ループが移動度を有するという点がある。FeMn 合金と FeMnNi 合金で観察された転位ループに対してバーガースベクトルの解析を行った結果、FeMn 合金では $a/2\langle 111 \rangle$ ループが 48 %であったのに対して、FeMnNi 合金では 56 %であり、Ni の添加により $a/2\langle 111 \rangle$ ループの割合が増加する傾向が認められた。これは Ni が $a/2\langle 111 \rangle$ ループを捕獲し移動度を低下させることで消滅が抑制されたためと考えられる。

Mn-Ni-Si クラスタの形成機構を照射誘起クラスタリングと考えた場合、Mn 原子、Ni 原子、Si 原子が空孔もしくは SIA によるドラッグングで拡散するのが重要である。Messina ら^(5,6)によれば、Mn 原子、Ni 原子、Si 原子は空孔によりドラッグングされるが、Mn 原子のみが SIA によりドラッグングされる。今回の実験で観察された溶質原子クラスタが Mn を主要な溶質原子とするものであったことは、Mn 特有の拡散機構がクラスタの形成をコントロールしていたと考えられる。300°C程度の温度では、SIA は空孔に比べて高い移動度を有する。SIA クラスタを核にドラッグングにより Mn が集積し、一定濃度（今回の照射条件では平均で 40~50 at%）を超えるとクラスタとして安定に存在するようになるのではないかと考えられる。また、この段階で溶質原子クラスタ内の SIA クラスタはシンクとしての働きが弱まり、クラスタの成長が遅くな

るとも考えられる。また、Ni や Si の添加は、詳細なメカニズムは解明できていないが、クラスタの核として作用する SIA クラスタと転位ループの核として作用する SIA クラスタの割合を変える働きをしていると考えられる。

本研究では、重イオン照射としては可能な限り損傷速度を低くした照射実験を行ったが、実機や監視試験片の中性子照射損傷条件と比較すると非常に損傷速度が速いため短時間での反応過程を見ることになり、溶質原子クラスタと転位ループの形成に対する SIA の効果がより顕著に確認できた可能性がある。

5. まとめ

溶質原子のうち Ni と Si について、原子炉容器の照射脆化への相乗影響を検討するため、FeMnNiSi 合金と FeMnNi 合金、FeMnSi 合金、FeMn 合金に対して、Fe イオン照射試験を実施し、低照射量での照射マイクロ組織変化に対する Ni と Si の相乗効果を調べた。

溶質原子クラスタの大きさへの Ni と Si の相乗効果は認められなかったが、クラスタの数密度は Ni と Si の単独添加でも減少したが、複合添加によりさらに減少した。これとは逆に転位ループの数密度は複合添加で増加し、転位ループの形成が促進されることが分かった。Ni と Si を添加した場合でもクラスタの主要な構成元素は Mn であり、Mn は SIA とのダンベルを形成して拡散することから、Ni と Si の複合添加が SIA クラスタすなわち転位ループの形成を促進し、クラスタの形成が抑制される機構が考えられた。

文献

- (1) Irradiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessels (RPVs) in Nuclear Power Plants, Edited by N. Soneda, Woodhead Publishing, 2015.
- (2) 藤井克彦, 福谷耕司, “原子炉容器鋼中の溶質原子クラスタ形成に対する Ni の影響”, INSS JOURNAL, 29, p.120 (2022).
- (3) 藤井克彦, 福谷耕司, “原子炉容器鋼中の溶質原子クラスタ形成に対する Si の影響”, INSS JOURNAL, 30, p.99 (2023).
- (4) J.F. Ziegler, J.P. Biersak, SRIM2006 (Stopping and Range of Ion in Materials). Available from: <http://www.srim.org>.
- (5) L. Messina, M. Nastar, N. Sandberg, P. Olsson, “Systematic electronic-structure investigation of substitutional impurity diffusion and flux coupling in bcc iron,” Phys. Rev. B 93 (2016) 184302.
- (6) L. Messina, T. Schuler, M. Nastar, M.-C. Marinica, P. Olsson, “Solute diffusion by self-interstitial defects and radiation-induced segregation in ferritic Fe-X (X=Cr, Cu, Mn, Ni, P, Si) dilute alloys,” Acta Mater. 191 (2020) 166.
- (7) B.L. Eyre, R. Bullough, “On the formation of interstitial loops in b.c.c. metals,” Philos. Mag. A 12(1965) 31.

フェーズドアレイ非対称 TOFD 法探傷条件の 超音波伝搬シミュレーション解析による検討

Evaluation of a phased array asymmetrical TOFD ultrasonic testing method
by ultrasonic propagation simulation

石田 仁志 (Hitoshi Ishida) *1

要約 原子力発電所の維持規格により、供用期間中検査において欠陥が検出された場合には、その設備の健全性評価が求められる。そのためには、欠陥の寸法を精度よく測定することが必要となる。2008 年の大飯 3 号機原子炉容器の出口管台異材継手部の内面で見つかった応力腐食割れ (Stress Corrosion Cracking; SCC) は、内面側からの探傷に使用されていた従来の超音波探傷法では深さ測定が困難であった。そのために、筆者らは、フェーズドアレイ法を用いた非対称超音波ビームによる TOFD (Time of Flight Diffraction) 超音波探傷法を開発し、測定試験によりその有効性を検証している。さらに、本手法による超音波伝播をシミュレーション解析し、欠陥端部における端部回折波の発生と検出について検討し、本手法の有効性を確かめた。

キーワード 超音波探傷試験, フェーズドアレイ法, TOFD 法, シミュレーション解析, 端部エコー

Abstract Fitness rules for nuclear power plants require that component integrity assessments be performed if defects are detected during in-service inspections. Such assessments require accurate measurement of defect dimensions.

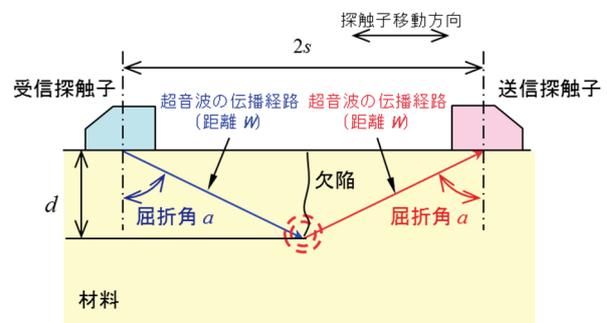
In 2008, stress corrosion cracking (SCC) was found on the inner surface of the outlet nozzle dissimilar weld of the Ohi-3 reactor vessel, but at that time it was difficult to measure the depth of the SCC using conventional ultrasonic testing methods that were used to detect cracks from the inner surface. A few years later, to overcome this problem, we developed a time-of-flight diffraction (TOFD) ultrasonic testing method using an asymmetric ultrasonic beam with a phased array method and verified its effectiveness through measurement tests. Furthermore, we performed a simulation to evaluate the ultrasonic wave propagated by the TOFD ultrasonic testing method, investigated the generation and detection of diffraction waves at the tip of the defect, and confirmed the effectiveness of the testing method.

Keywords Ultrasonic testing, Phased array method, Time of flight diffraction method, Ultrasonic waves propagation simulation analysis, Tip echo

1. はじめに

2008 年に大飯 3 号機原子炉容器出口管台異材継手部で発見された内面の割れに対して、内面すなわち割れの開口面側からの測定がなされ、切削調査の結果、軸方向に割れ面を持ち、長さ 13mm、深さ 21mm の、尖鋭な先端の応力腐食割れ (Stress Corrosion Cracking : SCC) であることが分かった¹⁾。このような尖鋭な先端を持つ SCC の開口面側からの深さ測定が課題であると考え、これに対する超音波探傷法の開発に取り組んだ。

TOFD (Time of Flight Diffraction) 法²⁾は、図 1 に示すように、送信と受信の 2 個の超音波探触子を一定間隔で向い合せて配置し、欠陥の先端で散乱する超音波の伝搬時間を計測することによって、欠陥の深さを精度良く算出する



$$d = \sqrt{W^2 - s^2}$$

$$= \sqrt{\frac{C^2 T_d^2}{4} + C T_d S}$$

C : 超音波伝播速度
 s : 送信と受信の探触子の入射点間距離/2
 T_d : 材料表面(2s)と欠陥端部伝播経路(2W)の超音波伝播時間差

図 1 TOFD 法

*1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

ことができる。受信探触子がとらえる受信波は、送信探触子から発せられ、欠陥の先端で散乱したものであり、これを受信することができれば、深さ測定が可能である。しかし、送信と受信の探触子を別々に配置することから、溶接部を探傷する場合には、超音波の伝搬経路のうちいずれかは必ず溶接部を通過することとなる。ステンレス鋼や Ni 基合金などの溶接部では超音波の散乱減衰や屈曲により、このような溶接部への適用は困難とされていた。

超音波の減衰が大きい溶接部の探傷に対して、欠陥先端の散乱波の強度向上のために、超音波エネルギーを集めることができるフェーズドアレイ法の適用が考えられた。そこで、TOFD 法にフェーズドアレイ探触子を使用することを考え、さらに、送信と受信の屈折角が異なり、超音波ビームが非対称となるような探傷法を新たに考案した。Ni 基合金溶接部試験体により SCC の開口面側から深さ測定手法として検討を行い、その有効性を確認した⁽³⁻⁶⁾。この手法を、その特徴からフェーズドアレイ非対称 TOFD 法と名付けた。

本報では、フェーズドアレイ非対称 TOFD 法による欠陥開口面からの探傷において、フェーズドアレイ探触子の振動子数、屈折角の影響を明らかにするために、超音波伝搬シミュレーション解析によりこれを検討した。

2. 探傷方法

2.1 原理

図 2 に示すように、まず超音波の集束とその位置の制御が可能なフェーズドアレイ探触子を TOFD 法に使用することを考えた。送信用のフェーズドアレイ探触子により超音波を焦点位置に集束させ、集束点に欠陥の先端があればその散乱波を受信用のフェーズドアレイ探触子で受信させる。複数の異なる焦点位置の設定により、材料中の欠陥の先端位置を探查することが可能である。

SCC など欠陥の先端形状と屈折角によっては、散乱波の発生と捕捉に影響し、異なる屈折角条件による探傷が有効な場合もあると考えられた。しかし、送受信のフェーズドアレイ探触子の間隔が一定で、送信と受信の屈折角が同じである限りは、ある深さ位置に対する屈折角は 1 条件のみである。そこで、欠陥先端に対して複数の異なる屈折角による探傷結果を得るために、送信と受信の屈折角が同じではない、非対称にすることを考えた。それが、図 3 に示すような、フェーズドアレイ非対称 TOFD 法 (以下、非対称 TOFD 法) である。送信と受信とで異なる屈折角で探傷することによって、任意の位置に焦点 (交点) を設定する

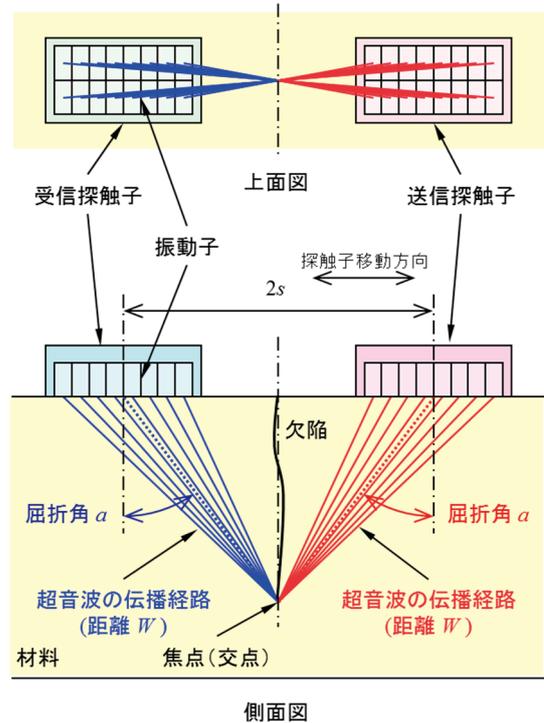


図 2 フェーズドアレイ TOFD 法

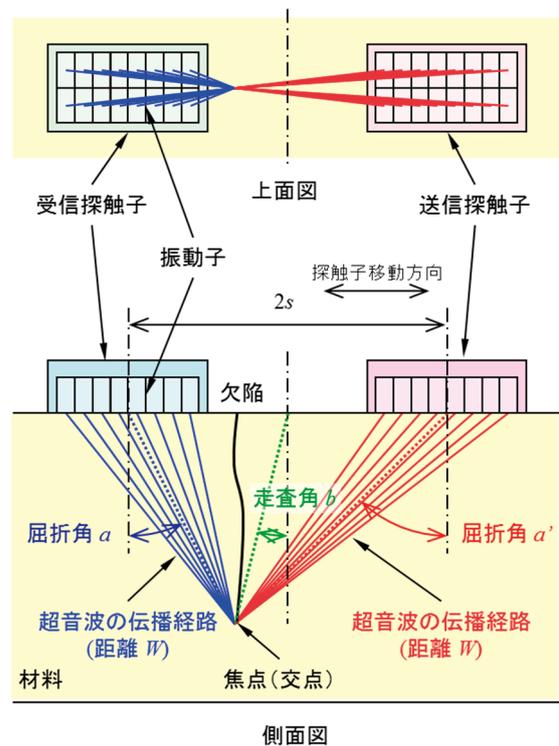


図 3 フェーズドアレイ非対称 TOFD 法

ことが可能となり、複数の異なる屈折角条件による探傷データが得られ、より確からしい探傷結果の判断が期待できる。

非対称 TOFD 法においては、送信と受信が対象となる条件を除き、送信と受信の屈折角は異なることから、送信

と受信の探触子の中心から焦点位置を結ぶ線と表面に垂直な線がなす角度を走査角と呼び、探傷条件として示すことにした。

2.2 解析対象

欠陥の開口面側から欠陥の深さを測定・評価する方法として著者が開発した非対称 TOFD 法について、本手法の特徴である異なる屈折角条件の適した範囲を明らかにするために、欠陥の開口面に探触子を配置する探傷を解析の対象とした。

3. 解析内容と解析モデル

3.1 解析内容

表 1 に、解析内容と測定条件を示す。非対称 TOFD 法について、4×8 および 2×16 の 2 種類の振動子配列の探触子を用いて、走査角（屈折角）による超音波ビームと欠陥端部エコーの変化を以下の通り検討した。

表 1 解析内容と測定条件

	屈折角 (度)	焦点深さ (mm)
超音波ビームの検討	0 10 20	20
端部エコーの検討	0 10 20	20

(1) 超音波ビームの検討

送信探触子から送信された超音波は、そのエネルギーが集まり超音波ビームと呼ばれる領域を構成する。送信探触子からの超音波の伝搬解析を行い、超音波強度の材料中の分布を求めることによって、超音波ビーム形状を検討した。送信振動子からの超音波ビームの 3 次元的な形状を検討するために、解析は 3 次元で行った。

(2) 欠陥端部エコーの検討

探触子を移動走査して探傷することを想定し、欠陥位置に対して異なる位置に探触子を配置して超音波伝搬解析を行い、それぞれの位置での欠陥先端からの散乱波の受信信号を求めた。得られた受信信号から、材料断面の探傷

画像に相当する B スコープ画像を作成した。探触子移動走査距離を 40mm とし、これを 2mm ピッチの探触子位置で解析を行った。

超音波伝搬解析には、有限要素解析による伊藤忠テクノソリューション製超音波伝搬解析ソフト ComWAVE を使用した。

3.2 解析モデル

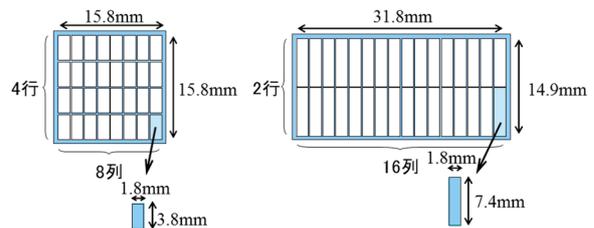
(1) 探触子

振動子配列の異なる 4×8 および 2×16 フェーズドアレイ探触子（以下、4×8 探触子、2×16 探触子）を用いた。表 2 にフェーズドアレイ探触子の仕様を、図 4 に振動子配列を示す。

図 5 に、これらのフェーズドアレイ探触子による測定の際に使用するウェッジを示す。図中には、探触子の振動子配置とその中心からの超音波の伝搬経路を赤色と青色の破線で示している。

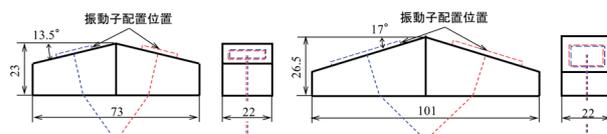
表 2 探触子の仕様

型式名称	4×8探触子	2×16探触子
周波数	2MHz	2MHz
振動子数	32	32
振動子配列 (左右×前後)	4×8	2×16
振動子配列ピッチ (左右×前後, mm)	4.0×2.0	7.5×2.0
振動子全体寸法 (左右×前後, mm)	15.8×15.8	14.9×31.8



(1) 4×8 探触子 (2) 2×16 探触子

図 4 フェーズドアレイ探触子の振動子配列



(1) 4×8 探触子 (2) 2×16 探触子

図 5 ウェッジ形状

(2) 材料・欠陥

被検体は、平面状の探傷面を持つ平板を想定した。

超音波ビームの検討では、探触子とともに 3 次元モデルとした。

端部エコーの検討では、送信と受信の探触子を結ぶ方向と直交する方向に欠陥面を持ち、深さ 20mm，間隙 0.5mm のスリット状の欠陥を配置した 2 次元モデルとした。

表 3 に、材料物性値を示す。ComWAVE では、弾性体の物性値は、均質等方材については、音速（伝搬速度）により設定する。

材料内部の超音波伝搬現象の可視化の妨げになるような超音波の不必要な反射を避けるために、材料の前後方向の端面には超音波の減衰領域を設定した。

表 3 材料物性値

材料	種別	縦波音速 (m/s)	横波音速 (mm/s)	密度 (kg/m ³)	減衰
探触子	均質等方材	2.33 × 10 ³	1.16 × 10 ³	1.05 × 10 ³	なし
試験体	均質等方材	5.74 × 10 ³	3.23 × 10 ³	7.90 × 10 ³	なし

(3) 入力信号

入力信号として、解析モデルの送信探触子の振動子位置に、振幅 A が式(1)で表されるウェーブレット波による変位を初期条件として入力し、送信探触子の振動子からの発信波とした。図 6 に入力信号の波形を示す。

$$A = \cos(2\pi f t)(1 - \cos(2\pi f t / 3)) \quad \text{式 (1)}$$

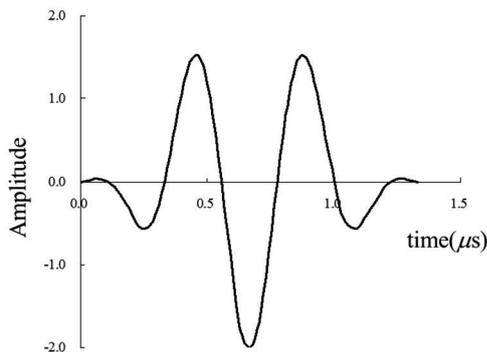
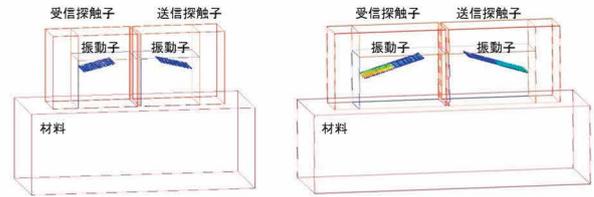


図 6 入力信号の波形

(4) 解析モデル

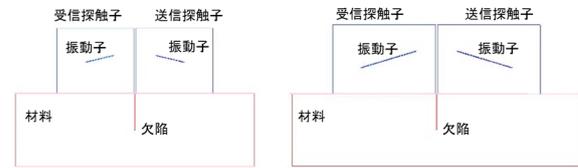
図 7 に、超音波ビームの検討に使用した 3 次元解析モデルを、図 8 に欠陥端部エコーの検討に使用した 2 次元解析モデルを示す。

超音波ビームの検討に使用した 3 次元解析モデルでは、超音波ビーム形状を可視化するために、探触子内部の超音波の反射を低減する探触子領域の各面に超音波を吸収・減衰させる無反射領域を設定している。



(1) 4×8 探触子 (2) 2×16 探触子

図 7 超音波ビームの検討用解析モデル



(1) 4×8 探触子 (2) 2×16 探触子

図 8 欠陥端部エコーの検討用解析モデル

(5) 解析条件

ComWAVE は、8 節点立方体を要素とする。要素寸法は超音波ビームの検討の際の 3 次元モデルでは 0.2mm，欠陥端部エコーの検討の際の 2 次元モデルでは 0.08mm とした。これは、解析対象である縦波 2MHz について、モデル中遅い音速をもつウェッジ材料の波長の約 5 分の 1 および約 13 分の 1 に、早い音速を持つ試験体材料の波長の約 13 分の 1 および約 32 分の 1 にそれぞれ相当する。

要素数は、3 次元モデルでは、約 34 百万要素 (4×8 探触子)，約 46 百万要素 (2×16 探触子)，2 次元モデルでは、約 1.3 百万要素 (4×8 探触子)，約 1.7 百万要素 (2×16 探触子) である。

時間ステップは、要素寸法と超音波伝搬速度から設定し、3 次元モデルでは 2.8×10^{-8} sec，2 次元モデルでは 1.11×10^{-8} sec である。

超音波の送信探触子の振動子の発信を開始時刻とする解析時間は、超音波ビームの検討の場合には、材料底面まで到達するまでの約 2.0×10^{-5} sec，欠陥端部エコーの検討の場合には、受信探触子の振動子の受信までとして、約 4.0×10^{-5} sec とした。

解析は、Intel Xeon 2.8GHz CPU を使用した 4 並列計算により行った。計算時間は、超音波ビームの検討の 3 次元モデル解析で約 1 時間であった。

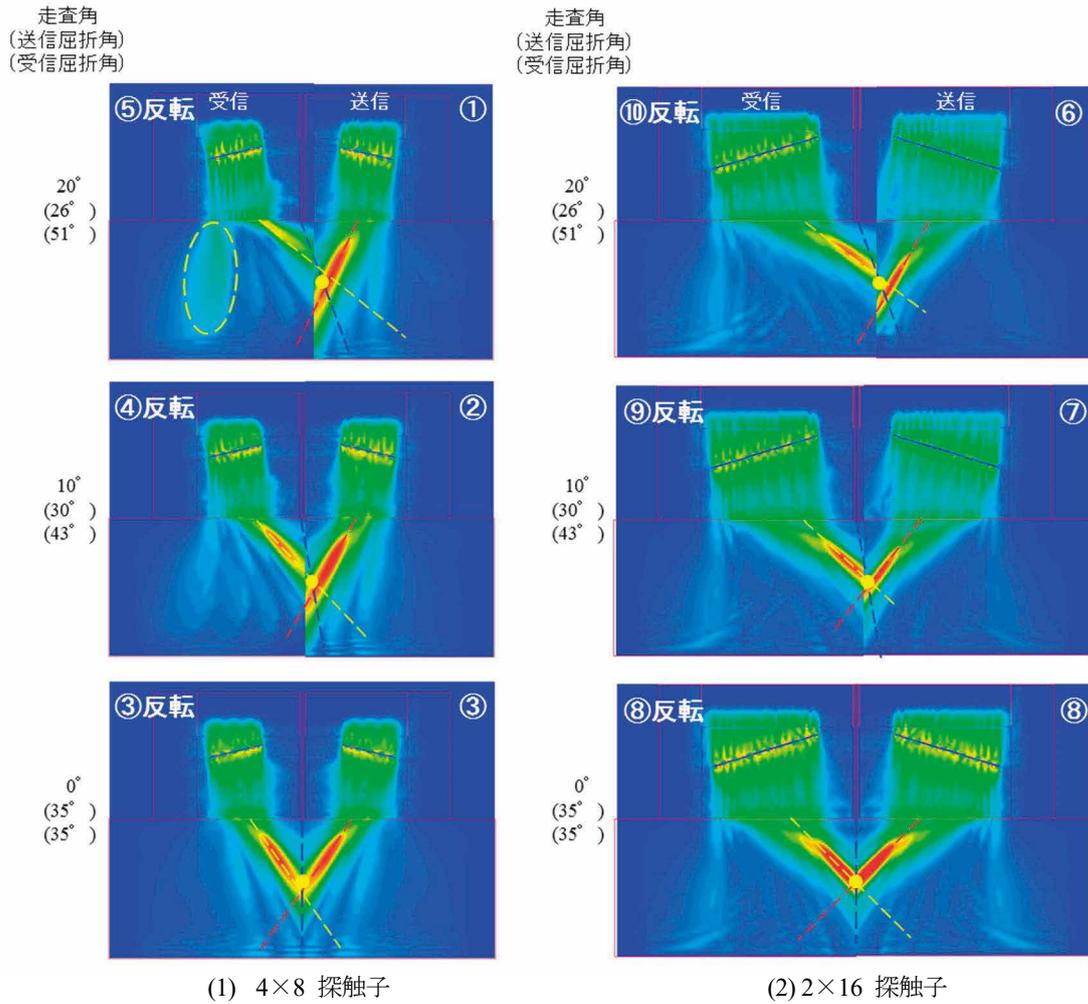


図 11 送受信の超音波ビーム

およびこれに直交する断面 (左右方向) における超音波の強度分布を、青色から赤色までの色調変化により可視化した。

図 10 に、送信探触子から送信される超音波強度の分布を表す超音波ビームの走査角による変化を示す。入射方向の断面 (前後方向) の強度分布において、強度分布から推定される超音波ビームの中心軸を赤色の破線で示している。この赤い破線の角度は送信探触子の屈折角に相当し、走査角に併記した。また、設定した走査角に相当する角度を青色の破線で、表面からの深さ 20mm の焦点を走査角の線上に黄色の丸い円で示している。

いずれの探触子でも、超音波ビームは焦点位置を含む方向に構成されている。しかし、走査角 (屈折角) が大きくなると、超音波ビーム上の強度の大きい領域の焦点からのずれは大きくなり、4×8 探触子の方が顕著である。前後方向の振動子数は、超音波ビームの走査角 (屈折角) の設定に影響し、この方向の振動子数の多い 2×16 探触子の方が超音波ビームの構成には有効であると言える。

走査角 20 度の超音波ビーム (図 10 中①, ⑥) は、走査角 20 度の超音波ビーム (図 10 中⑤, ⑩) を左右反転させたもので受信される。図 11 に、送信と受信の超音波ビームを一つの図で示した。送信の超音波ビームと受信の超音波ビームの焦点上に欠陥端部があれば、そこからの散乱波が受信探触子の振動子で受信され、受信側の超音波ビーム構成に相当する遅延時間が与えられて受信信号が得られる。送信と受信の超音波ビームの焦点が一致していることが、強度の大きい受信信号を得るために必要である。表面からの深さ 20mm の焦点を走査角の線上に黄色の丸い円で示している。送受信の超音波ビームの交点は、走査角線上の焦点位置におおむね一致している。しかし、図 10 で示したように、超音波ビーム上の強度の大きい領域は、4×8 探触子、屈折角の大きい側で、焦点位置からのずれが大きくなっている。

図 10 において、黄色の破線円で示した主ビームとは異なる方向に、グレーチングローブのような強度分布が表

れている。走査角が大きくなることによって振動子の見かけのピッチが大きくなり発生したものと考えられる。

4.2 欠陥端部エコーの検討

図 12 に、B スコープ作成の基になった異なる探触子位置における超音波伝搬解析のうち、入射した超音波が欠陥端部に当たって散乱する状況を示す。送信振動子から送信された超音波は (①)、材料に入射した後、集束して欠陥の端部に到達し (②)、端部に当たって散乱した超音波の一部は受信探触子に向かい (③)、受信探触子の振動子に到達し (④)、受信信号が得られる。

異なる探触子位置の受信信号により、図 13 のような B スコープ画像が得られた。異なる探触子位置で得られた受信波形の信号強度を、青色から赤色までの色調によって走査角線上に描画したものである。B スコープに示された走査角を示す直線に相当する位置の受信波形を例として示

している。赤色の矢印で示した位置に欠陥端部における散乱波が表れており、走査角によるその強度の変化は顕著ではない。図 10 に示したような超音波ビーム上の強度の大きい領域と焦点位置のずれの影響は、B スコープ上の散乱波の識別に影響はなかった。B スコープ上の散乱波の振幅は、 2×16 探触子の方が大きく観察され、振動子全体の探触子サイズの大きいことが効いている。

5. 設定条件の検討

超音波ビームの検討から、走査角が大きくなると、超音波ビームの強度の大きい領域の焦点からのずれが大きくなること、走査角を設定する方向の振動子数の多い方が、超音波ビームの強度の大きい領域の焦点からのずれが小さいことがわかった。欠陥端部エコーの検討から、この超音波ビームの強度の大きい領域と焦点のずれによる影響

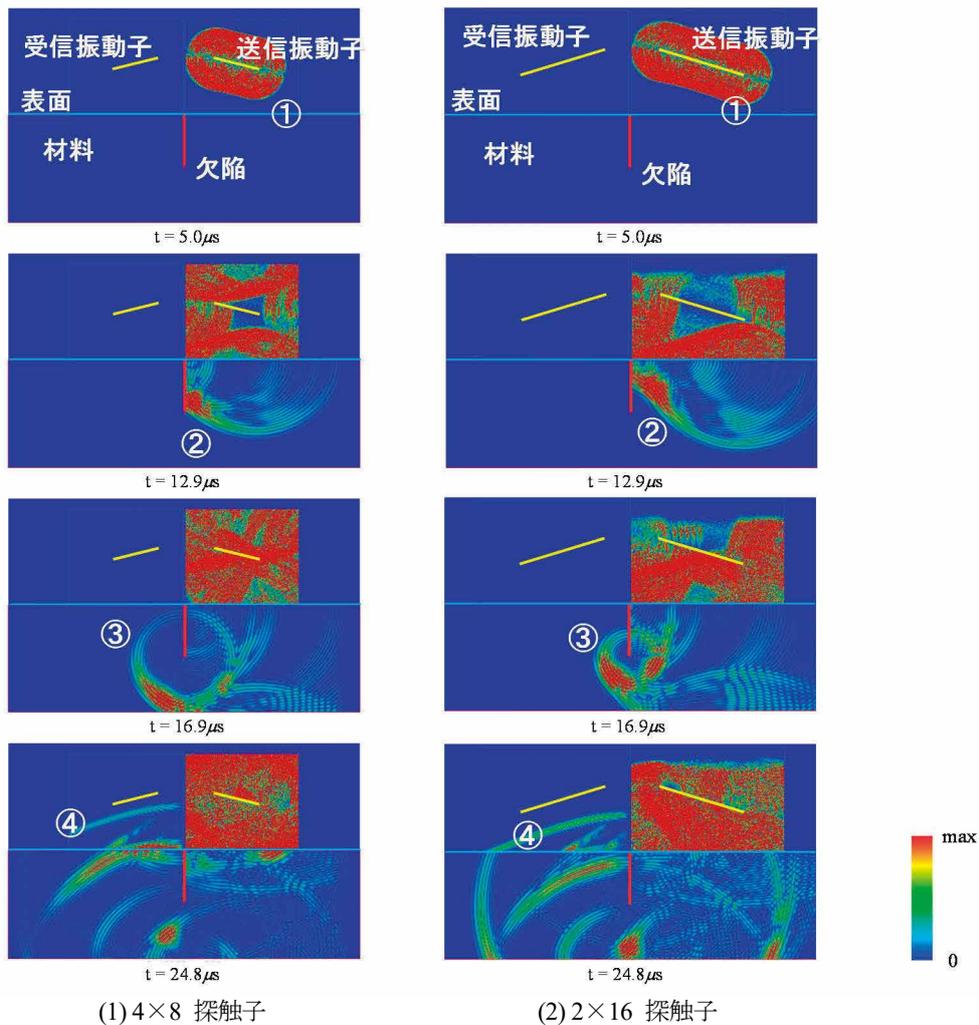


図 12 超音波伝搬状況

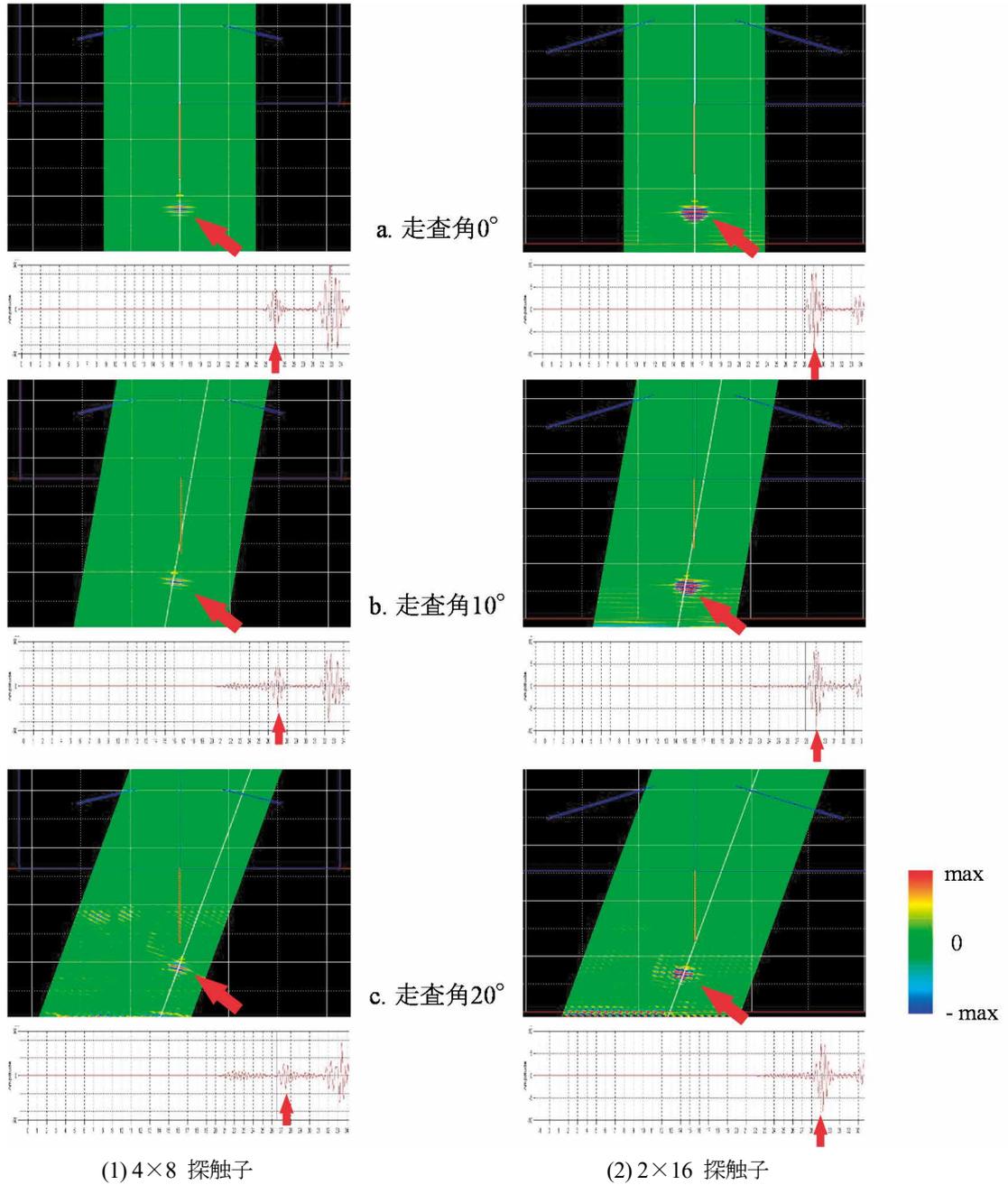


図 13 超音波伝搬状況

は顕著ではなかった。しかし、振動子数が大きいと、振幅の大きい散乱波の受信が期待できることがわかった。

均質等方材での解析に対して、実際の材料は非均質異方材であり、探傷部位も溶接部である。このことは、解析で明らかになった超音波ビームの強度が大きい領域と焦点位置のずれによって、欠陥端部の散乱波の受信、識別に影響することが考えられる。実際の材料を用いた測定試験による検証とその対策の検討が望まれる。

6. おわりに

容器管台異材継手部の超音波探傷試験の探傷手法として開発した、非対称 TOFD 法について、フェーズドアレイ探触子の振動子数、屈折角の適切な設定条件を明らかにするために、超音波伝搬シミュレーション解析によりこれを検討した

その結果以下の結果が得られた。

- ① いずれの探触子でも、超音波ビームは焦点位置を含む方向に構成された。

- ② 走査角が大きくなると、超音波ビーム上の強度の大きい領域の焦点からのずれは大きくなった。
 - ③ 送受信の超音波ビームの交点は、焦点位置におおむね一致していた。
 - ④ B スコープでは、散乱波の強度の走査角による変化は顕著ではなかった。
 - ⑤ 走査角を設定する前後方向の振動子数が多い方が、より振幅の大きい散乱波の受信が期待できる。
 - ⑥ 超音波ビーム上の強度が大きい領域と焦点のずれは、溶接金属などの実際の材料においては、欠陥端部の散乱波の受信、識別に大きく影響することが考えられ、実際の材料を用いた測定試験による検討とその対策の検討が望まれる
- (7) OLYMPUS NDT, Introduction to Phased Array Ultrasonic Technology Applications, Olympus NDT Guideline, p.120, (2006).

参考文献

- (1) 関西電力, ”大飯発電所3号機の定期検査状況について (原子炉容器Aループ出口管台溶接部の傷の原因と対策), ”
<http://www1.kepco.co.jp/pressre/2008/0926-3j.html>
- (2) (社) 日本非破壊検査協会, 日本非破壊検査協会規格 NDIS 2423-2001 TOFD 法によるきず高さ測定方法, (2001).
- (3) 石田仁志, 北阪純一, 遠藤賢, ”フェーズドアレイ非対称ビーム TOFD 超音波探傷法による Ni 基合金溶接部 SCC の測定,” INSS Journal, Vol.19, p.195, (2012).
- (4) 石田仁志, 遠藤賢, 北阪純一, ”フェーズドアレイ非対称ビーム TOFD 超音波探傷法による Ni 基合金溶接部 SCC の測定 (第2報) —曲率のある欠陥開口面および非開口面測定への適用—,” INSS Journal, Vol.20, p.171, (2013).
- (5) 石田仁志, 北阪純一, 遠藤賢, “Ni 基合金溶接部 SCC のフェーズドアレイ非対称 TOFD 法とマルチアングル合成法による深さサイジング, その1”, 日本非破壊検査協会平成24年度秋季講演大会予稿集, (2012).
- (6) 石田仁志, 北阪純一, 遠藤賢, “Ni 基合金溶接部 SCC のフェーズドアレイ非対称 TOFD 法とマルチアングル合成法による深さサイジング, その2”, 日本非破壊検査協会平成24年度秋季講演大会予稿集, (2012).

PWR1 次系模擬水中における TT690 合金冷間加工材の SCC 発生評価(第 4 報) -微小亀裂の成長挙動-

SCC Initiation in Cold Worked Alloy 690 TT under Simulated PWR Primary Water (4th Report) - Growth Behavior of Microcracks -

寺地 巧(Takumi Terachi)*¹, 大厩 徹(Toru Oumaya)*² 山田 卓陽(Takuyo Yamada)*¹

山岡 祐樹(Yuki Yamaoka)*¹ 有岡 孝司(Koji Arioka)*¹

要約 TT690 合金冷間加工材の PWR1 次系における SCC 発生挙動について、ブランクノッチ CT 試験片により検討した。450°C で予めキャビティ生成処理を施し、PWR1 次系模擬環境下で 26,007 時間にわたり促進 SCC 発生試験を行った結果、明瞭な SCC は生じなかったが、SCC 発生の前駆段階と考えられる微小開口が認められた。微小開口について定期的に観察したところ、試験片表面の長さ方向に伝播した後、開口幅が 2 μm 程度まで成長したが、概ね 1 粒界程度で微小開口は停留する傾向を示した。停留した要因には、結晶粒界毎に局所応力や割れ難さが異なり、亀裂が伝播する条件が満たされる粒界が少ないことが影響したと推察される。そのため、TT690 合金の様に耐 SCC 性に優れる多結晶体の材料では、強制的に微小開口を生じさせた場合でも、その進展が停留する可能性があることが明らかとなった。

キーワード TT690 合金, 応力腐食割れ, 冷間加工, キャビティ生成処理, SCC 発生試験

Abstract SCC initiation behavior of cold-worked Alloy 690 TT in PWR primary water was investigated using a blunt-notch CT specimen. A cavity formation treatment was performed at 450°C, and an induced SCC initiation test was performed for 26,007 hours under a simulated PWR primary water environment. No clear SCC was observed, but micro-openings, which are considered to be a precursor to SCC initiation, were observed. Periodic observations of the micro-openings showed that they propagated along the length of the specimen surface and grew to a width of about 2 μm, but tended to be arrested at about one-grain boundary. The cause of the arrest is thought to be that the local stress and crack resistance differ for each grain boundary, and there are few grain boundaries where the conditions for crack propagation are satisfied. Therefore, it was concluded that in materials with excellent SCC resistance such as Alloy 690 TT, the growth of micro-openings may be arrested.

Keywords Alloy 690TT, stress corrosion cracking, cold work, cavity formation, SCC initiation test

1. 緒言

TT690 合金およびその溶接金属は耐応力腐食割れ (stress corrosion cracking, SCC) 性に優れる材料として加圧水型軽水炉 (pressurized water reactor, PWR) の 1 次系圧力バウンダリーで用いられている。現在までのところ、実機において SCC 発生の報告例はなく、実験室における環境でも実機条件で亀裂が発生することを示す知見は見当たらない。しかしながら、強い冷間加工を加えた場合に SCC 進展の感受性を示すことが確認されているため、重要機器の安全研究として、SCC 発生、進展に対する取り組みが行われてきた⁽¹⁻⁵⁾。

TT690 合金冷間加工材についての SCC 進展研究については、過去に実機で SCC を生じさせた 600 合金との比較

という形で整理が進められている。EPRI (Electric power research institute) は NRC (nuclear regulatory commission) のサポートを受け亀裂進展線図を作成し、MRP-386 として評価結果を公開している。その報告書の中では、保守的に評価した場合、600 合金と比べて TT690 合金は 38 倍の改善効果が見込まれることが述べられている^(6,7)。TT690 合金の SCC 進展速度が遅い要因については、一般に材料中のクロム濃度や炭化物の違いが影響していると考えられている⁽⁸⁾。

TT690 合金に関する SCC 進展に関する取り組みは、仮に亀裂が発生した場合でも、安全性を評価できるように検討が行われているもので、米国では xLPR (Extremely Low Probability of Rupture) プロジェクトでの活用が想定されている⁽⁹⁾。この xLPR は確率論的評価手法を用い、極度に可

* 1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

* 2 元 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所 現 関西電力 (株)

能性が低い劣化事象についても配管等の破断に関するリスクを検討するものである⁽¹⁰⁾。そのため、TT690 合金のように極めて耐 SCC 性に優れる材料も評価対象に含まれるが、安全リスクを精緻に理解するためには、亀裂進展のみならず、発生に対しても理解を深めることが重要といえる。

現在、SCC 発生試験については知見が限定的であるものの、TT690 合金は SCC が発生し難い材料であることが広く知られている⁽¹¹⁻¹³⁾。例えば、Maeguchi ら⁽¹⁴⁾は TT690 合金の定荷重引張試験での検討で、11 万時間経過時点でも SCC による破断が生じていないことを報告しており、促進条件を加味しない条件では SCC 発生は生じ難いと考えられる。一方、機構論的な取り組みとしては、Arioka ら^(15,16)が高温ガス中での亀裂発生試験に取り組み、粒界キャビティの生成が亀裂発生に影響する可能性を指摘している。試験には TT690 合金 20%冷間加工材が用いられ、ブラントノッチ試験片を 400°C 以上の高温ガス中でクリープ試験を行うことで、粒界で割れが生じる事を報告している。この粒界割れは、長時間高温にさらすことでキャビティ生成により粒界結合力が低下することを示唆する事象である。また、Zhai ら⁽¹³⁾が行った 31%CW(冷間加工)材の 360°C 環境下における試験では、15 μm を超える微小なキャビティ生成を伴った粒界割れが生じる事が確認されている。

これらの知見を総括すると、TT690 合金は耐 SCC 性に優れることは明確であるものの、将来にわたり SCC が生じないかどうかを判断するには、機構論的な理解と促進試験による知見拡充が必要と考えられる。当研究所においては、TT690 合金の SCC 進展・発生研究に対して取り組みを進め、冷間加工や環境条件の影響および SCC 発生の可能性に対して評価を実施してきた⁽¹⁷⁻¹⁹⁾。特に近年は SCC 発生に対する評価に注力し、変形を許容する応力条件の適用やキャビティ生成処理を事前に施すことで、微小な亀裂状の開口の生成が促進されることを確認してきた。この微小開口は SCC 発生期における状況を示すと推察されるが、目視では視認できない 0.1mm 以下のサイズに留まっており、長時間経た後に SCC に至る可能性は明確となっていない。

本報告では、これまでの評価で認められた微小開口が、その後の長期評価によって、成長する可能性について検討した結果について述べる。具体的には、キャビティ生成処理により SCC 発生を促進した試験片について、PWR 1 次系模擬環境で長時間の SCC 発生試験を継続し、微小開口が変化する状況を観察した。また、併せて亀裂の発生から伝播への移行挙動を考察するために、過去に実施した SCC 進展試験片に生じた微細な亀裂について再評価した。これ

により、SCC 発生段階の現象と考えられる微小開口の形成から、亀裂の伝播に至る挙動について考察した。

2. 実験方法

2.1 供試材及び試験片

供試材には、表 1 に示す化学組成で、溶体化処理の後、700°C で 15 時間の TT 処理 (thermal treatment, 特殊熱処理) を施した TT690 合金を 20%冷間加工して用いた。表 2 に供試材の機械特性を示す。図 1 に亀裂発生試験に用いたブラントノッチ型 CT (blunt notched compact tension, BNCT) 試験片形状を示す。試験片は SCC 進展試験に広く用いられている 0.5TCT (compact tension) 試験片と同様の形状だが、ノッチ先端を $R=0.5\text{mm}$ とし予亀裂は導入していない。試験片の冷間加工方位は速い進展速度が報告されている T-L 方位とした^(20,21)。SCC が発生するノッチ底部はダイヤモンドペーパースト 1 μm 仕上げとした。この条件下では、通常の方法表面に残存する表面化工層が除去され、微小開口の観察が容易になる。

表1 供試材の化学組成 (wt. %)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Fe
0.019	0.30	0.32	0.009	0.0006	0.04	59.25	30.18	9.42

表2 供試材の機械特性

冷間加工度 (%)	温度 (°C)	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)
20	室温	716	790
	320	620	660
	360	546	613
	450	551	608

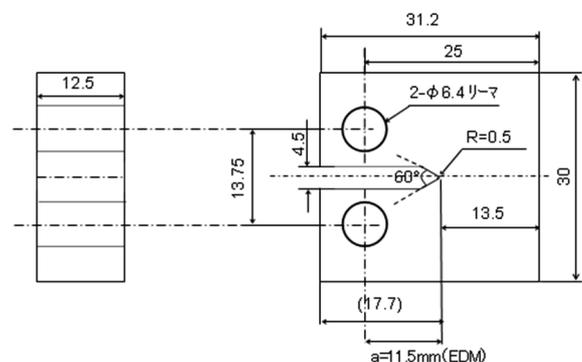


図1 BNCT 試験片の形状

2.2 促進SCC発生試験

促進 SCC 発生試験の条件を表 3 に示す。試験は、予め SCC 発生を促進する手法として、450℃の大気中で応力を付与し、粒界キャビティの生成を促した。この粒界キャビティ生成処理に対しては、過去の検討を参考とし、クリープのみで亀裂が発生しない条件として 220 時間実施した。

その後、PWR1 次系模擬水として溶存水素を添加したほう酸、水酸化リチウム水 (500 ppm B + 2 ppm Li + DH 30cc-STP/kg・H₂O) 環境下で長期の SCC 発生試験を実施した。SCC 発生試験中、定期的に腐食試験装置より試験片を取り出し、亀裂の発生状況について走査型電子顕微鏡 (scanning electron microscope, SEM) にて観察を実施した。これら検討条件に関する詳細は、既報に記したとおりである⁽¹⁹⁾。応力条件については、本来、亀裂が導入されていない試験片に応力拡大係数 (K 値) の概念は適用できないが、CT 試験片の応力状態として理解しやすい概念であることから、本研究では便宜上、亀裂が存在する場合に 40MPa√m 相当の K 値となる条件で試験した。これらの負荷荷重は大気中と PWR 1 次系模擬水中で同一である。付与されている応力の計算値は、2.4 章の項目で述べる。

表 3 促進亀裂発生試験の条件

試験片ID	大気中		PWR1次系模擬水中	
	温度(℃)	試験時間(h)	温度(℃)	積算試験時間(h)
H2016GKT 69C20BN03TL	450	220	360	26,007

2.3 SCC進展試験片の破面における評価

過去に実施した SCC 進展試験では、殆ど亀裂が進展しなかった試験片があり、破面の状態は亀裂発生に対しても示唆を与えるものと考えられた。そこで、SCC 進展試験片のうち、破面解放時に微細な亀裂のみが観察された試験片について再評価を実施した。検討に供した試験片の試験条件は表 4 に記載のとおりである。SCC 進展試験は、促進 SCC 発生試験と同様の TT690 合金 20%CW 材を用いた。試験片形状には 0.5TCT 試験片を用い、予め 2.5 mm 程度の疲労予亀裂を導入した後、320℃の PWR1 次系模擬環境下にて 24,129 時間かけて実施した。その他、SCC 進展試験手法の詳細は既報に記載のとおりである⁽²²⁾。

表 4 観察に供した SCC 進展試験片の試験条件

試験片ID	材料条件	試験環境	荷重(kN)	試験時間(h)
GKT69C 20B	Alloy690+20 %CW(T-L)材	320℃, PWR1次系模 擬水	6.91kN K=30MPa√m	24,129

2.4 促進SCC発生試験片の応力状態

SCC 発生試験時の応力状態を有限要素法 (finite element method, FEM) による弾塑性解析により評価した。計算には供試材と同じ材料で実測した真応力-真歪曲線を用い、当方性材料として汎用有限要素解析コード ABAQUS⁽²³⁾により計算した。具体的には、図 1 に示した BNCT 試験片形状に、9.2 kN の荷重を加えた条件 (見かけの K 値 40MPa√m

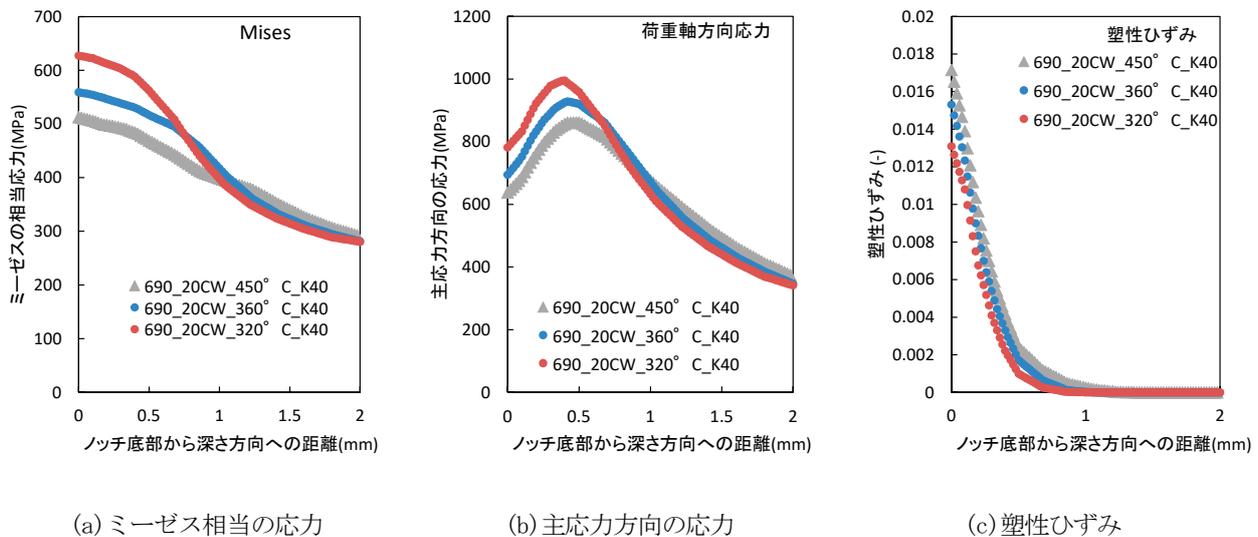


図 2 TT690 合金(20%CW), BNCT 試験片の FEM による応力解析結果

相当)として計算を行った。評価はキャビティ生成条件である 450°Cと PWR 環境中での亀裂発生条件として採用した 360°Cおよび一般的な温度条件として 320°Cで実施した。

図2は試験片板厚方向中央部のノッチ底部から深さ(亀裂が進展する方向)への応力および塑性ひずみの分布についての計算結果である。図2(a)に示したミーゼスの相当応力は、いずれの温度域でもノッチ底部で最大応力を示し、内部ほど低下することが分かる。320°C, 360°C, 450°Cの比較では低温条件ほど高い応力となっているが、これはそれぞれの温度条件における応力歪関係の違いにより差が生じたものである。ミーゼスの相当応力の最大値は概ね耐力に対応する値となっている。

図2(b)に示した荷重軸方向の応力は、亀裂が開く方向の応力であり、何れも材料内部の0.5mm程度の領域に最大部がある。これらの荷重が高い領域では比較的早い段階でキャビティが生じる事が確認されている⁽⁹⁾。試験片表面のノッチ底部では、ピーク位置と比べると応力が低下しているものの、耐力よりも高い荷重軸方向の応力が生じていることが分かる。

材料の塑性ひずみ状態としてはノッチ底部で0.013-0.017程度と評価された。いずれの環境でも僅かに塑性が生じた状態で、過度な応力が付与されている試験と解釈される。

3. 結果

3.1 ノッチ底部の観察

450°C×220時間の大気中キャビティ生成処理後に360°C×26,007時間のSCC発生試験を実施した後のノッチ底部の表面状態を図3に示す。本試験片については、18,037時間までの試験状況を既報でも紹介しているが、これまでも目視で視認できるような亀裂は確認されていなかった⁽⁹⁾。26,007時間経過時点でも、その状況に変化はなく、明瞭な亀裂形成には至っていない。しかしながら、既報でも述べた通りSEMによる拡大観察では、図3の開口1や開口2のように、微小開口が認められている⁽⁹⁾。開口1と開口2は代表例として述べたもので、他にも類似の開口が観察されている。いずれも腐食生成物が周囲に形成され、SEMで250倍程度の観察を実施した時に把握できたもので、破壊に寄与するような明瞭な亀裂には成長していない。

3.2 微小開口の経時変化

図4に、定期的に試験を停止しSEMにより確認した開口1の経時変化を示す。開口が認められる領域の長さは、

2,269時間経過した時点で74μmとして評価された。その後、2,269時間の10倍以上に及ぶ26,007時間まで試験を継続しているが、開口長さは82μmに留まり、大きな進展は確認されていない。

一方、表面の腐食生成物の状況には経時的な変化が認められた。2,269時間から10,859時間の間は、開口部近傍に多くの腐食生成物の形成が集中しており、開口部の位置が比較的分かりやすい状況となっている。しかし、その後15,886時間以降は、周囲にも等しく腐食生成物が成長し、26,007時間経過後は開口の位置が判断し難い状況となった。

開口の状況変化をより拡大して確認したSEM像を図5に示す。図5は図4の中央部を拡大したもので、2,269時間の段階では、周囲の腐食生成物も少なく、比較的明瞭に開口領域を観察することができる。SEM像から評価された開口幅は、2,269時間の段階で0.7μmであった。その後、時間の経過とともに周囲の腐食生成物成長を伴って開口幅が増加し15,886時間の段階では開口幅が2μmに至った。

しかし、15,886時間経過後、26,007時間までの様相については大きな変化は認められなかった。15,886時間後の約1万時間では、開口幅が2μmから2.3μmへの変化しか生じさせず、腐食生成物の成長も顕著ではなかった。

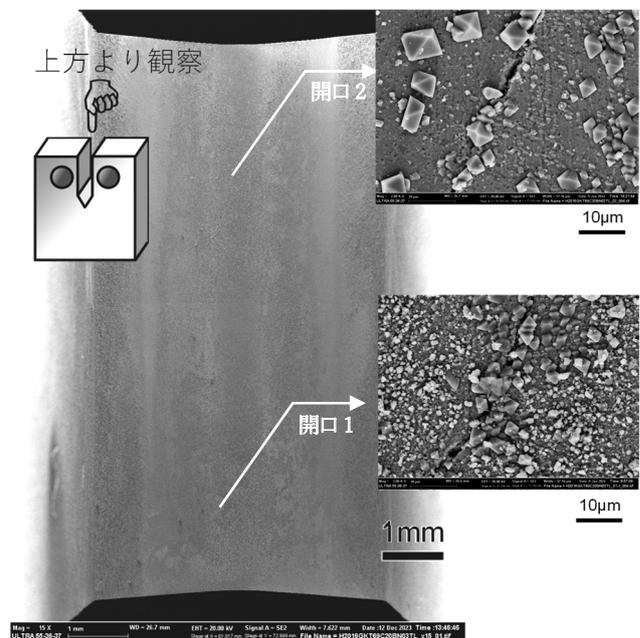


図3 BNCT試験片ノッチ底部の低倍におけるSEM観察像と微小開口の代表例(450°C×220h大気中+360°C×26,007h PWR環境中)

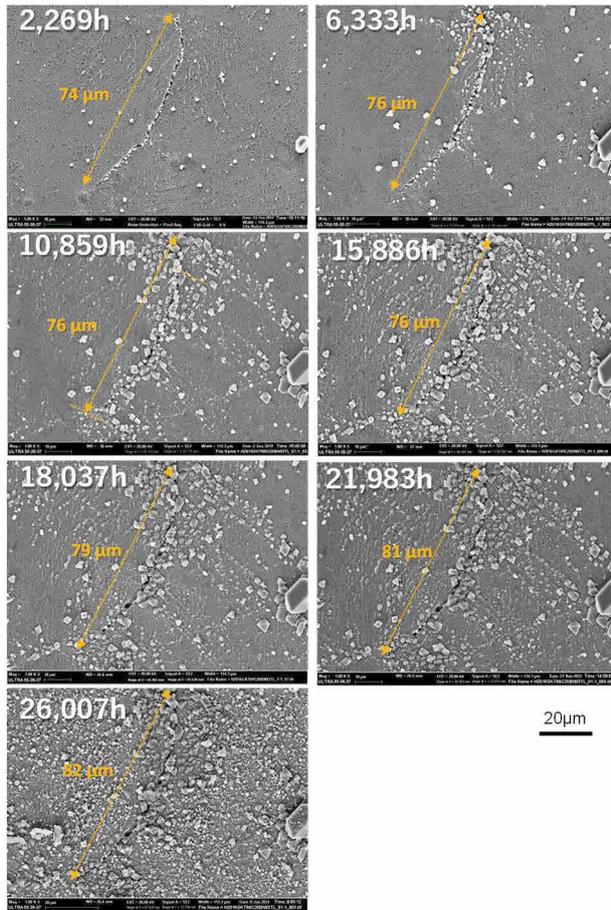


図4 微小開口(図3 開口1)の経時変化に関するSEM像(450°C×220 h 大気中+360°C×~26,007h PWR環境中)

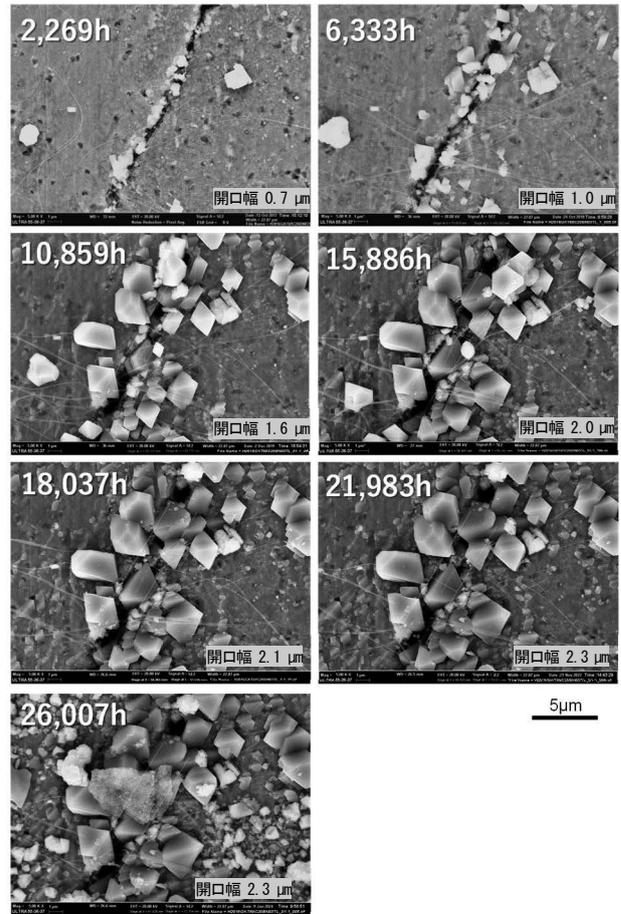


図5 微小開口(図4の拡大)の経時変化に関するSEM像, 図4の拡大観察結果(450°C×220 h 大気中+360°C×~26,007 h PWR環境中)

3.3 SCC進展試験片の微小亀裂の状況

亀裂が停留する挙動は、しばしば SCC 進展試験でも観察される現象である。そこで、SCC 発生挙動への理解を深めるため、過去に実施した SCC 進展試験から、微小な亀裂のみが観察されていた試験片について観察した。図6に、20%CWを付与したTT690合金の0.5TCT試験片を320°CのPWR1次系模擬環境下に約2.4万時間浸漬してSCC進展試験を実施した後、疲労破壊にて破面解放した試験片の破面を示す。

破面のSEM像は、疲労予亀裂先端から粒界破面が形成された領域を観察したものである。粒界は11視野で観察され、明確な判断は困難だが、概ね1粒界程度であった。これらの観察は、疲労予亀裂を導入し応力集中部を形成させた試験片であっても、比較的割れが生じやすい条件が成立した粒界のみで先行して亀裂が発現することを示している。また、いずれの粒界破面も1粒界程度であることか

ら、割れが生じやすい粒界が1粒界の伝播後に停留したものと推察される。

4. 考察

4.1 微小開口の経時変化

促進 SCC 発生試験では微小開口が生じることが分かったが、長期の観察によれば亀裂が停留する可能性があることが確認された。観察された0.1mmに満たない微小な開口は、実構造物の健全性に対して影響を及ぼすとは考え難いため、停留挙動は実機健全性に対して重要な意味を持つ可能性がある。

図7に微小開口の幅の経時変化を示す。これらは、2,269時間試験時点で認められた開口1と開口2の2か所について、その開口幅変化を長期にわたり観察した結果である。開口1は徐々に開口幅の変化が遅くなり、2 μmを超えた

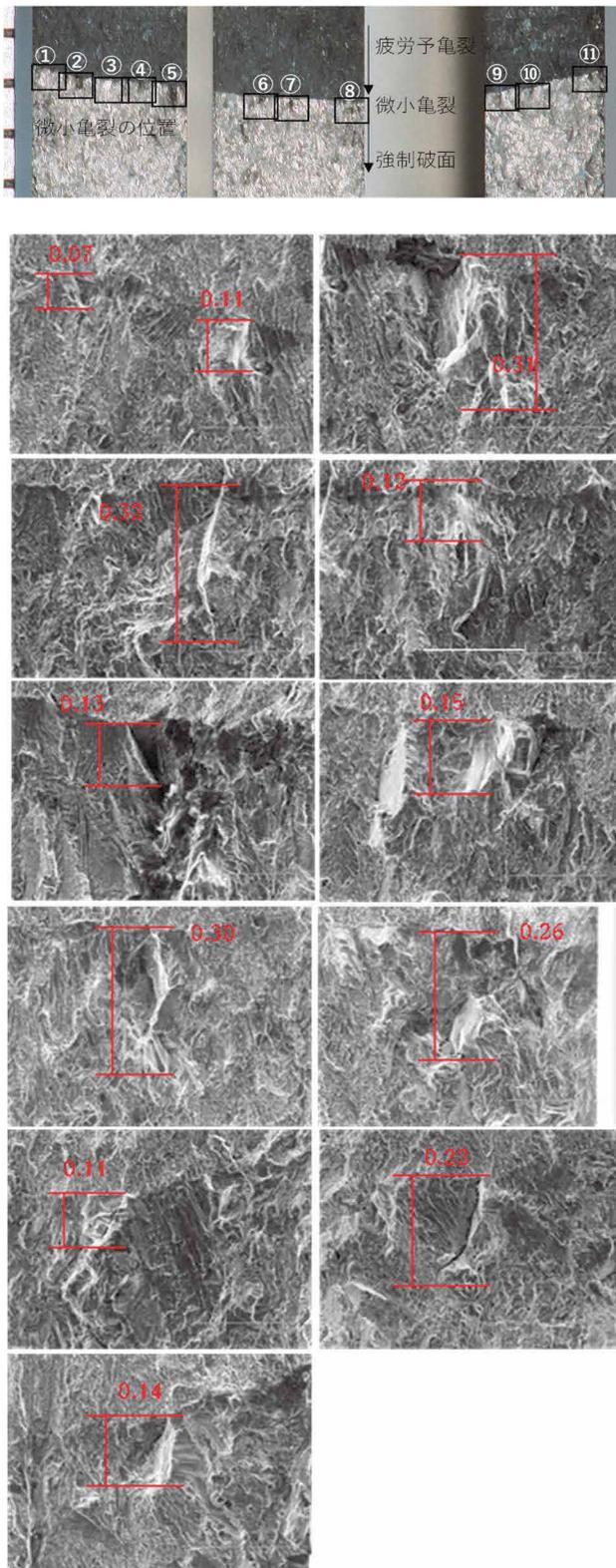


図6 亀裂進展試験片に認められた1粒界程度の粒界破面 (TT690 合金 20%CW 材, 320°C, PWR1 次系模擬環境下, $K=30\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 24,129h)

あたりで停留した。開口2については、より明瞭な停留の傾向を示し、10,859 時間までの期間は、 $1.5 \times 10^4 \mu\text{m/h}$ であったが、その後 $2.0 \times 10^5 \mu\text{m/h}$ にまで減少し、開口1と同様に $2 \mu\text{m}$ 程度の開口幅に到達した後に停留している。

$2 \mu\text{m}$ の開口に相当する亀裂深さについては、過去の断面観察の結果から推察できる可能性がある。前報では類似の亀裂を形成させた後に断面観察を行い、 $0.5 \mu\text{m}$ の開口の時に、深さ方向の伝播長さが $16.3 \mu\text{m}$ であることを確認している⁽¹⁸⁾。この値は一例に過ぎないが、亀裂の深さと開口幅の比率が同程度であると仮定した場合、 $2 \mu\text{m}$ の開口幅は約 $65 \mu\text{m}$ の深さに相当する。この深さは、開口長さである $82 \mu\text{m}$ に近い値であり、概ね 1 粒界に相当する長さである。そのため、 $2 \mu\text{m}$ 程度の開口が生じた状況は、1 粒界程度の伝播後に相当すると考えられ、1 粒界程度の伝播後に停留が生じたと推察される。

微小開口の表面長さ方向の変化を図8に示す。比較的早い段階で表面の開口は生じており、PWR1 次系環境への浸漬後初めて観察した 2,269 時間の段階で約 $80 \mu\text{m}$ の開口長さが計測された。この開口長さは、26,007 時間経過しても殆ど変化していないため、比較的速く 1 粒界程度表面方向で伝播した後に停留したものと判断される。これらの 1 粒界伝播後に停留する挙動は、表面の長さ方向と、深さ方向で共通した特徴であると考えられる。

4.2 微小開口の成長挙動

本研究では、促進条件で SCC 発生を試み、微小開口を生じさせたが、その微小開口も 1 粒界程度で停留する傾向が認められた。観察結果から、微小開口がどのような成長

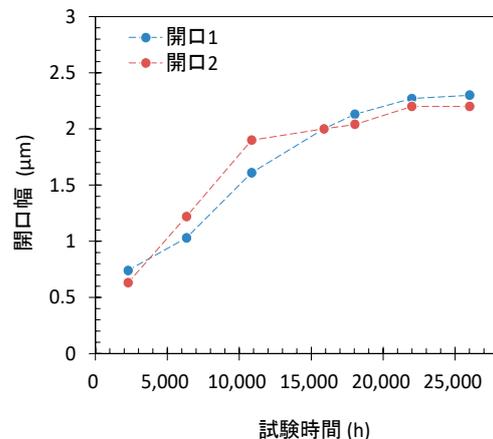


図7 促進SCC発生試験に認められた微小開口の幅の変化 (450°C × 220 h 大気中 + 360°C × 26,007 h PWR 環境中)

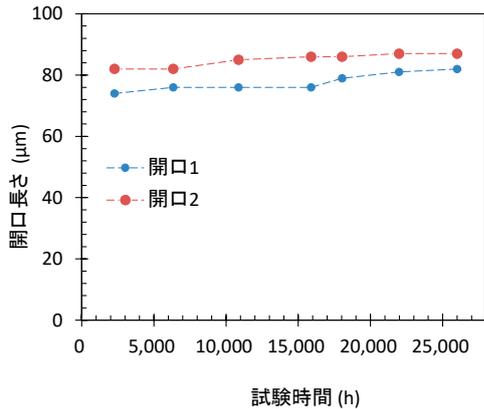


図 8 促進亀裂発生試験に認められた微小開口部位の開口長さの変化(450°C×220h 大気中+360°C×26,007h PWR 環境中)

過程で形成したかを模式的に示すと、図9のような変化が想定される。

微小な開口は、表面の長さ方向で伝播した後、深さ方向への伝播を開始している。これは開口長さが比較的早い段階で1粒界に到達していることと、その後、開口幅が停留するまでの間に腐食生成物が開口近傍に多く生じていることからわかる。深さ方向についても、開口幅が2 μm程度で変化が緩慢となった事から、1粒界程度で伝播が停留したと考えられる。

次に、1粒界程度で伝播が停止した理由について考察する。TT690合金は面心立方格子(FCC)で構成されているため、111面で選択的にすべりを生じさせるが、すべり易い方位と、すべり難い方位が存在する。そのため、各結晶粒ではすべりの状況に違いが生じ、結晶粒ごとに歪や応力

に大きな差が生まれる。開口が生じるには作用する応力が粒界結合力を超える必要があるが、もともとTT690合金は割れにくい材料であるため、その条件が成立する粒界は非常に少ないと考えられる。言い換えると、特定の条件が揃った粒界でのみ開口が生じることができるとは、そのような特定の条件が揃った粒界が連続して形成していなければ、開口は停留することとなり、状況によっては応力緩和が進行した後に停止する可能性もある。

結晶粒毎に応力の違いが生じる事については、結晶塑性有限要素解析などを用いた解析でも検証されている⁽²⁴⁾。また、EBSDを用いた歪の解析などでも、結晶粒界毎に歪の分布が異なることなどが明らかとなっている⁽²⁵⁾。これらの状況から、比較的割れやすい条件が揃った粒界で開口が生じ、その後次の粒界で停留することは、耐SCC性に優れたTT690合金におけるSCCの初期段階で生じ得るものと考えられる。

結晶粒界のような微視組織が亀裂の発生、進展に影響する概念は、疲労破壊でも報告されておりMSC(Microstructurally Small Crack)として知られている^(26,27)。MSCは結晶粒と同程度かそれ以下のサイズを持つ亀裂であり、材料の局所的な微視構造に強く依存することが分かっている。亀裂先端場の微小領域における応力や歪の条件が、粒界性格などの微視組織の影響を受けることで、亀裂成長が一時的に遅延することなどが要因と考えられる。ただし、MSCは疲労破壊において繰り返し応力が付与される条件での現象であるため、腐食や粒界結合力が重要な役割をもつ本環境の現象と同種の機構として扱えるかについては検討を要するものと思われる。

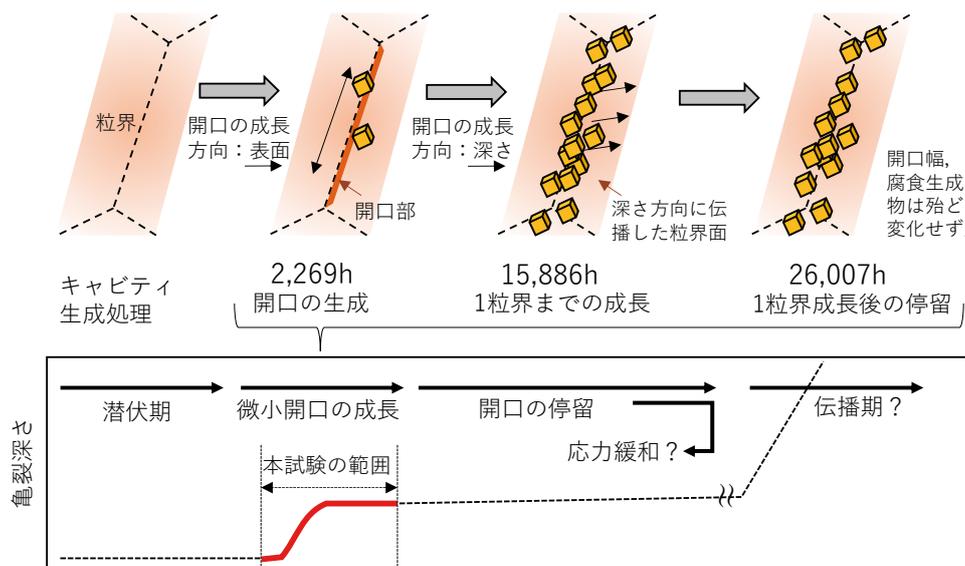


図9 TT690合金の微小開口の成長挙動に関する模式図とSCC発生概念の関係

4.3 SCC発生に要する期間

本研究では微小開口の成長挙動を 26,007 時間 (約 3 年) にわたり精緻に評価したが、図 9 に模式的に示した通り、開口が SCC としての伝播期に至るまでには、潜伏期や停留期についても考慮する必要がある。

潜伏期は粒界結合力が低下する期間と想定されるため、本研究では 450°C×220 時間の高温大気中試験によるキャビティ生成により模擬した。キャビティ生成は金属材料の粒界拡散が関与した現象であるため、一般にアレニウス型の温度依存性を示すと考えられる。SCC 発生に対応する活性化エネルギーについて明瞭な値は示されていないが、過去の高温ガス中クリーブ試験による亀裂進展試験の知見では、240kJ/mol の活性化エネルギーが報告されている⁽²⁸⁾。仮に、この活性化エネルギーを用い 450°C から 320°C に温度補正すると、220 時間のキャビティ処理は、158 年程度という長期に換算され容易に亀裂が生じるものではないことが分かる。しかし、この計算はクリーブ試験の活性化エネルギーを適用したもので、水中で想定される腐食の影響が加味されておらず、低温まで外挿していることや、亀裂進展条件であることなどの課題を有するため、引き続き基礎知見の拡充が必要である。

次に、図 9 に示した停留期間を超えて伝播期に移行するまでの期間について考える。発生から伝播に移行するには、亀裂が連続的に伝播するのに十分な駆動力が必要となる。具体的には、複数の結晶粒界で割れが生じ、合体と成長を継続する条件となるか、単一粒界の亀裂が十分に成長し十分な応力拡大係数を示す条件となる必要がある。前者の複数の結晶粒界で割れが生じるケースについては、600 合金についての検討例がある。Bolivar ら⁽²⁹⁾はデジタル画像相関法を用い SCC における複数亀裂の相互作用を観察し、表面方向での亀裂伝播後に、亀裂間の合体と成長が生じる事を報告している。しかし、600 合金は粒界酸化が容易に生じる材料であるため、TT690 合金では同種の現象は生じ難い可能性がある^(30,31)。

現時点で、停留後の伝播についての十分な知見がないため、その期間を推測することは困難である。しかし、あらかじめ応力集中部を生じさせた SCC 進展試験で、24,129 時間荷重を付与した条件でも 1 粒界程度で停留するものが多く観察されているため、2 粒界目への伝播が容易ではないことが想定される。また、実験室の条件では外力により応力を付与するため亀裂の成長とともに応力が増加する条件になり得るが、実機では一定の歪条件が維持されるため、高温条件では転位の運動により応力が緩和する可能性もある。

これらの状況を踏まえると、TT690 合金が SCC を生じさせる可能性については、引き続き機構論に基づいた検討を深化させる必要もあるが、微小開口が停留する挙動についても考慮したうえで、定量評価に取り組むことが必要と考えられる。

5. まとめ

TT690 合金の SCC 発生挙動について知見を拡充させるため、ブラントノッチ CT 試験片を用いて、促進 SCC 発生試験を実施した。予め大気中で粒界を弱化させるキャビティ生成処理(450°C×220 時間)を施し、その後 PWR1 次系模擬環境下で荷重を加え微小開口を強制的に生じさせた。その後、定期的に試験片を取り出し微細な開口の変化について評価した結果、SCC 発生の初期段階の現象に対して以下のことが明らかとなった。

- TT690 合金は耐 SCC 性に優れるが、冷間加工材に対して促進条件を用いることで、微小開口を生じさせることができる。
- ブラントノッチ試験片底部に生じた微小開口は、2,269 時間後に観察された後、26,007 時間の現時点まで、長さが殆ど変化しなかった。その状況から、表面方向での伝播は 1 粒界分成長した後に、停留したと考えられる。
- 開口幅については、約 2 μm 程度で停留することが分かった。この開口幅は 1 粒界程度の亀裂深さに相当するため、深さに対しても 1 粒界で停留すると推測される。
- 開口の成長が停留する要因は、SCC 感受性が低い材料であるため、条件の整った粒界でのみが開口したことが影響したと推察される。また、この開口が生じる条件に対しては、結晶粒毎に局所応力や割れ難さが異なることも影響していると考えられる。
- TT690 合金の様に耐 SCC 性に優れる材料では、微細な亀裂が生じても停留する可能性があるため、SCC 発生挙動を定量的に評価するには、この停留期間も評価する必要があると考えられる。

謝辞

本研究を遂行するにあたり、(株)原子力安全システム研究所の高経年化研究グループ村上公治氏、黒崎登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。

引用文献

- (1) B. Alexandreanu, Y. Yang, Y. Chen and W.J. Shack, "The Stress Corrosion Cracking Behavior of Alloys 690 and 152 Weld in a PWR Environment," Proc. of 14th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Virginia Beach, VA, August 23-27, (2009).
- (2) 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, (2009).
- (3) S.M Bruemmer, M.J. Olszta and M.B. Toloczko. "Cold Rolling Effects on Grain Boundary Damage and Stress Corrosion Crack Growth in Alloy 690," Proc. Fontevraud 7, 236, (2010).
- (4) 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), (2011).
- (5) 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, Colorado US, (2011).
- (6) Electric Power Research Institute, "Recommended Factors of Improvement for Evaluating Primary Water Stress Corrosion Cracking (PWSCC) Growth Rates of Thick-Wall Alloy 690 Materials and Alloy 52, 152, and Variants Welds (MRP-386)," Palo Alto, CA, 3002010756, (2017).
- (7) W. Bamford, A. Jenks, R. Janowiak and G. Stevens, "Technical Basis for ASME section XI Code Case for Stress Corrosion Crack Growth Rate Evaluations for Alloy 690 and Associated Welds," Proc. of the 19th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, (2019).
- (8) U.S.NRC, "Expanded Materials Degradation Assessment (EMDA), Volume 2: Aging of Core Internals and Piping Systems," NUREG/CR-7153, Vol.2, (2014).
- (9) 米澤利夫. "TT690 合金の長期耐応力腐食割れ性に関する研究." までりあ, pp.654-661, 59.12 (2020).
- (10) D. Rundland and C. Harrington, "xLPR Pilot Study Report," NUREG-2110 and EPRI 1022860 (2012).
- (11) T. Moss, K. Wenjun and Gary S. Was, "Stress corrosion crack initiation in Alloy 690 in high temperature water," Current Opinion in Solid State and Materials Science 22.1, (2018).
- (12) K. Tsutsumi, T. Couvant, Evaluation of the susceptibility to SCC initiation of Alloy 690 in simulated PWR primary water," Proc. of 15th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Colorado Springs, Colorado, USA, (2011).
- (13) 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) .
- (14) 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).
- (15) 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), p.015008, (2010).
- (16) K. Arioka, "Role of Cavity Formation on Long-Term Stress Corrosion Cracking Initiation: A Review," Corrosion, 76(2), pp. 142-175, (2020).
- (17) 寺地巧, 山田卓陽, 岡本マキエ, 有岡孝司, "PWR1 次系模擬水中における TT690 合金冷間加工材の SCC 発生評価," INSS JOURNAL, Vol.26, pp. 118-135, (2019).
- (18) 寺地巧, 山田卓陽, 岡本マキエ, 有岡孝司, "PWR1 次系模擬水中における TT690 合金冷間加工材の SCC 発生評価(第2報) - 変形を許容した高応力条件下での亀裂発生挙動 -," INSS JOURNAL, Vol.27, pp. 159-174, (2020).
- (19) 大厩徹, 寺地巧, 山田卓陽, 國谷耕平, 有岡孝司. "PWR1 次系模擬水中における TT690 合金冷間加工材の SCC 発生評価 (第3報) キャビティ生成

-
- 処理後の亀裂発生挙動,” INSS JOURNAL, Vol.29, pp.149-158. (2022).
- (20) 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, Vol. 21, pp.154-162. (2014).
- (21) P.L. Andresen, M.M. Morraand, K. Ahluwalia, “Effect of Deformation Temperature, Orientation and Carbides on SCC of Alloy 690,” Proc. of the 16th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors. (2013).
- (22) 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, Vol.22, pp. 129-139, (2015).
- (23) Dessault Systèmes Simulia Corp., Abaqus User’s Manual Version 2017, Providence, RI, (2017).
- (24) 三上欣希, 曾我部恵典, 望月正人, “Ni 基合金の結晶粒界近傍に発生する微視的応力に及ぼす結晶方位差の影響,” 溶接学会全国大会講演概要 2011, p.116, (2011).
- (25) 釜谷昌幸, “電子後方散乱回折 (EBSD) による結晶方位差分布の測定,” INSS JOURNAL, Vol. 18, pp.181-97, (2011).
- (26) W.D. Musinski, D.L. McDowell, “Simulating the effect of grain boundaries on microstructurally small fatigue crack growth from a focused ion beam notch through a three-dimensional array of grains,” Acta Materialia, (2016).
- (27) A. Roth, J. Hickling, “Crack initiation due to environmentally assisted cracking in carbon and low-alloy steels exposed to high-temperature water,” Proc. on the 13th Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, (2007).
- (28) 寺地巧, 山田卓陽, 岡本マキエ, 有岡孝司, “TT690 合金の SCC に関する知見と今後の課題,” INSS JOURNAL, Vol. 25, (2018).
- (29) J. Bolivar, T. Nguyen, T. Shi et al., “Multiple Cracks Interactions in Stress Corrosion Cracking: In Situ Observation by Digital Image Correlation and Phase Field Modeling,” Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, Portland, United States, (2017).
- (30) 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—材料組成及び応力の影響—,” INSS JOURNAL, Vol.18, (2011).
- (31) S. Lozano-Perez, M. Meisnar, J. Dohr and K. Kruska, “Reviewing the internal oxidation mechanism as a plausible explanation for SCC in PWR primary water,” Proc. 16th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems–Water Reactors. Houston, TX: NACE, (2013).

ステンレス鋼溶接金属の酸素を含む高温水中の SCC 進展挙動 — 熱時効と鋼種の影響 —

SCC Growth Behavior of Stainless Steel Weld Metals in Oxygenated High-Temperature Water -Influence of Thermal Aging and Steel Type-

山田卓陽 (Takuyo Yamada) * 1 寺地巧 (Takumi Terachi) * 1

山岡祐樹 (Yuki Yamaoka) * 1, 有岡孝司 (Koji Arioka) * 1

要約 加圧水型原子炉 (PWR) の 1 次冷却材環境下では、通常、水素脱気により腐食電位が十分に下げられた環境となっているが、限定的ではあるものの腐食電位が高くなる可能性がある部位が存在する。この PWR の 1 次冷却材で高腐食電位を想定した SCC 進展挙動評価をする場合、水質の影響も考慮に入れる必要がある。また、高温に長期間曝される場合には、熱時効の影響評価も必要と考えられる。そこで我々の研究グループでは、PWR の 1 次冷却材環境下におけるステンレス鋼溶接金属の SCC 進展挙動を、熱時効の影響に着目し、第 1 隔離弁の外側の安全注入系の水質を代表例として 2900 ppm B を含む水質条件での SCC 進展挙動を調べてきた。前報では、316L 溶接金属の SCC 進展速度に及ぼす 400°C10kh までの熱時効は、あまり影響しないが、400°Cで 20kh の熱時効材では、未時効材に比べて SCC 進展速度が増加する傾向があり、長時間熱時効の影響が示唆された。本研究では、308L 溶接金属の長時間熱時効材について、SCC 進展に及ぼす熱時効の影響を調べ、また 316L 溶接金属との比較により鋼種の影響を調べた。

その結果、308L 溶接金属の SCC 進展速度は、400°C20kh までの長時間熱時効後もあまり変わらず、むしろ減少傾向であった。この傾向は、316L 溶接金属 400°Cで 20kh の熱時効材では、未時効材に比べて SCC 進展速度が増加する傾向と異なる。未時効条件におけるステンレス鋼溶接金属中のフェライト相は、SCC を生じず SCC 進展抑制因子として働くことが示唆された。フェライト相が熱時効硬化することにより、粒内型 (TG) SCC を起こすようになった場合に、SCC 進展速度が増加するものと考えられ、一方、熱時効後も TGSCC を生じない場合には SCC 進展は増加しないものと考えられた。フェライト相が TGSCC を起こすようになる熱時効条件については、鋼種の影響が示唆された。

キーワード ステンレス鋼溶接金属、高温水中応力腐食割れ (SCC)、SCC 進展速度、熱時効、加圧水型原子炉

Abstract Pressurized water reactor (PWR) primary water is normally controlled at a low corrosion potential by hydrogen injection into the water. But primary water with a high corrosion potential exists outside the pressure boundary, because there are pipelines filled with aerated water. To evaluate the stress corrosion cracking (SCC) behavior in such high corrosion potential conditions in PWR plants, water chemistry should also be considered because the B and Li concentrations in the water depend on its location in the plants. And when the materials have been used at high temperature conditions, influence of thermal-aging on SCC should also be considered. In our research program, the SCC growth behaviors of unaged and aged stainless steel (SS) weld metals were investigated in oxygenated high-temperature water with 2900 ppm B water as an example for the safety injection system line water. In our previous report, the effect of thermal-aging up to 10 kh at 400°C on the SCC growth rate of 316L weld metal was not significant, but the SCC growth rate after aging for 20 kh at 400°C tended to increase compared to that of unaged material, suggesting the effect of long-term thermal-aging. In this report, the effect of long-term thermal-aging on SCC growth of 308L weld metal was investigated, and the effect of steel type was compared with that of 316L weld metal.

As a result, the SCC growth rate of the 308L weld metal did not change significantly after thermal-aging at 400°C for up to 20kh, but rather it showed a decreasing trend. This trend was different from that of 316L weld metal aged at 400°C for 20kh, where the SCC growth rate tended to increase compared to that of the unaged material. It is suggested that the ferrite phase in SS welds under unaged conditions does not cause SCC and rather acts as a factor to inhibit SCC growth. The SCC growth rate was considered to increase when thermal age-hardening of the ferrite phase caused trans-granular (TG) SCC, while SCC growth did not increase when TGSCC did not occur even after thermal-aging. It is suggested that the effect of steel type on the thermal-aging conditions under which the ferrite phase undergoes TGSCC.

Keywords stainless steel welds, stress corrosion cracking (SCC) in high-temperature water, SCC growth rate, thermal-aging, pressurized water reactor (PWR)

1. はじめに

高温水中でのステンレス鋼溶接金属部の (stress corrosion cracking, SCC) 事例として、沸騰水型原子炉 (boiling water reactor, BWR) の再循環配管で、溶接部近傍で強い加工を受けたステンレス鋼母材部で発生した SCC が溶接金属部に達している事例が報告されている⁽¹⁾。その後、ステンレス鋼溶接金属部の SCC 進展挙動に関する研究では、BWR の通常水質 (Normal water chemistry, NWC) のような酸素を含む 288°C の高温純水中での SCC 進展速度データが取得、報告され⁽²⁻⁹⁾、またマサチューセッツ工科大学 (MIT) の研究グループによれば、316L 溶接金属は 400°C5kh の熱時効により SCC 進展速度が増加する傾向が報告される⁽⁵⁻⁸⁾など、熱時効の影響についても検討されている。ステンレス鋼やステンレス鋼溶接金属の熱時効の影響については、材料中に含まれるフェライト相が長期間の使用により熱時効硬化し、靱性等の機械的性質が低下することが知られている。この熱時効による材料特性変化については多くの報告⁽¹⁰⁻¹³⁾があり、靱性、シャルピー衝撃値等の機械的性質に関する経年劣化過程はほぼ明らかになっている。一方で、熱時効後に材料特性が変化したことによる高腐食電位環境下の SCC 挙動や腐食疲労への影響に関して、MIT 以外の研究報告例もある^(3, 14-16)が、熱時効は影響しないか、むしろ SCC 進展速度を減少するとする報告例^(3, 14, 15)もあり、この熱時効の SCC 進展への影響については必ずしも明確ではない。

一方、加圧水型原子炉 (pressurized water reactor, PWR) の 1 次冷却材環境下では、通常、水素脱気により腐食電位が十分に下げられた環境となっており、このような低腐食電位環境下においては、ステンレス鋼溶接金属およびステンレス鋼は優れた耐 SCC 進展性を示し、またその耐 SCC 進展性は 400°C40kh の長時間熱時効後も維持されることが、著者らにより報告されている⁽¹⁶⁾。しかし、PWR の系統においても限定的ではあるものの腐食電位が高くなる可能性がある部位が存在し、初期の PWR プラントではキャノピーシール溶接部での (Inter-granular, IG) SCC 事例

⁽¹⁷⁾や、安全注入系第 1 隔離弁近傍での SCC 事例⁽¹⁸⁾など、酸素が滞留したと考えられる配管などの閉塞部で、高い腐食電位が影響したと思われるステンレス鋼の SCC 事例が報告されている⁽¹⁷⁻²⁰⁾。また、第 1 隔離弁の外側を想定した場合には、大気開放系の水が満たされており、PWR においても酸素を含む高腐食電位を想定する必要がある。第 1 隔離弁の外側は、主配管の温度に比べて十分に低い温度が想定されるが、キャビティフローが発生した場合には、主配管の温度に近い高温に曝されるケースも考えられる。また安全注入系の水質では、1 次冷却材に比べて高濃度のホウ素 (B) を含み、その濃度はプラントや系統によって異なる。したがって、第 1 隔離弁の外側での SCC 挙動評価のためには、この水質と温度の影響について考慮に入れる必要がある。

上記のような状況を背景とし、前々報⁽²¹⁾では、PWR でのステンレス鋼溶接金属部の酸素を含む高温水中の SCC 進展挙動に及ぼす水質と温度の影響について、安全注入系の水質の B 濃度を想定し、2900 ppm B でリチウム (Li) の添加はない水質を選定し、比較的高温側 (290 と 320°C) の SCC 進展挙動を調べ、水質の影響により SCC 進展速度が増加する傾向や、290°C は 320°C に比べて SCC 進展が抑制される傾向を報告した。さらに前報⁽²²⁾では、316L 溶接金属の SCC 進展速度に及ぼす熱時効の影響について、400°C10kh までの熱時効はあまり影響しないが、400°C で 20kh の熱時効した 316L 溶接金属は、未時効材に比べて SCC 進展速度が増加する傾向があり、長時間熱時効の影響が示唆されることを報告した。本報告では、鋼種の異なる 308L 溶接金属の 400°C 20kh までの長時間熱時効材について、SCC 進展に及ぼす熱時効の影響を調べた結果を報告する。また、フェライト相の熱時効挙動評価としてアトムプローブ分析を実施し、熱時効程度と SCC 感受性の関係を評価した結果も報告する。

2. 実験方法

2.1 供試材

表 1 ステンレス鋼溶接金属の化学組成 (カタログ値) (wt.%)

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Fe
NC-36L (316L)	0.024	0.42	1.56	0.025	0.002	19.26	12.11	2.20	Bal.
NC-38L (308L)	0.032	0.35	1.45	0.024	0.002	19.53	9.79	-	Bal.

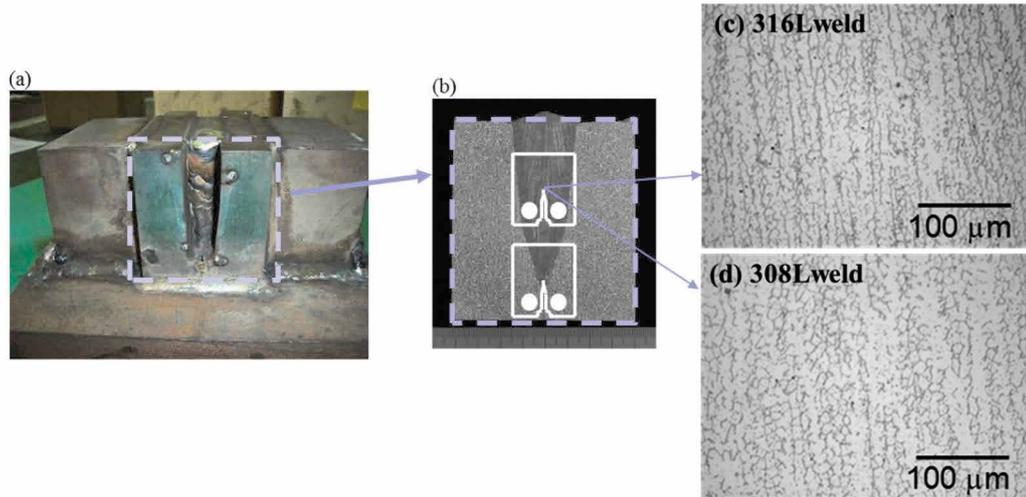


図1 ステンレス鋼溶接金属の(a) 溶接時の外観, (b) 断面マクロと試験片採取位置 (代表例), (c) (d)ミクロ組織

ステンレス鋼溶接金属は、市販の 316L および 308L 組成の溶接棒を用い、それぞれ SUS316 と SUS304 ステンレス鋼に V 開先を施し、初層部をティグ (Tungsten inert gas, TIG)、中間部を被覆アーク溶接 (shielded metal arc welding, SMAW) による多層盛りで製作した。一部、U 開先のものや母材にステンレス鋳鋼を使用したもの、初層部から採取した試験片や、狭開先にて全層 TIG 溶接したものも使用した。表 1 に溶接棒の化学組成の代表例 (カタログ値) を示す。図 1 (a) に溶接完了時の外観を示す。図のように、溶接にあたっては溶接熱歪による変形を避けるため、母材を拘束台上に固定した状態で行った。溶接材のマクロ組織を図 1 (b) に示す。SCC 進展領域近傍のミクロ組織の代表例を図 1 (c) と (d) に示す。図 1 (c) 316L 溶接金属、図 1 (d) 308L 溶接金属ともに、オーステナイト相地にデンドライト状のフェライト相が分布する組織を呈し、コンパクトテンション (compact tension, CT) 試験片の亀裂進展方向が、溶接デンドライト方向とほぼ同一となるように採取した。中間層のフェライト含有量は、最大で 15% 程度であった。熱時効温度は、温度加速を意図し 400°C とし、大気中電気炉に

て最長 20kh まで熱時効処理後、同様に CT 試験片を採取した。

2.2 SCC 進展試験と試験後の評価

SCC 進展試験は、2900 ppm B を添加した水を基本水質とし、酸素を (8 ppm DO) 含む溶存酸素条件で実施した (以降 2900B(DO) 水質と記す)。なお、Li の添加はない。試験温度は 320°C とした。全ての荷重条件は一定荷重とし、応力拡大係数の目標値は $K=30\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ とした。試験時間は約 500h を目安として実施した。

SCC 進展試験終了後、図 2 に示した模式図のように、皮膜観察用に CT 底面を厚さ 1.6 mm、SCC 断面観察用に CT 側面を 3 mm 厚さで切断した。破面観察用の残部試験片は大気中疲労試験機で開放し、デジタルマイクロスコープおよび走査型電子顕微鏡 (scanning electron microscopy, SEM) で観察し、破面形態と SCC 進展深さを評価した。SCC 深さは、板厚方向に 5~10 点計測しその平均値とした。SCC 進展速度 $CGR(\text{mm}/\text{sec})$ は、SCC 進展深さ $a(\text{mm})$ を試験時間 $t(\text{sec})$ で除して求めた。SCC 亀裂断面は、3 mm 厚さでの断面をバフ (コロイダルシリカ仕上げ) 研磨後、SEM 観察や電子線後方散乱回折 (electron back scattering diffraction, EBSD) 測定により、SCC 進展経路を評価した。一部、破面開放前の試験片については、この 3 mm 断面の SCC 深さも SCC 進展速度の評価に用いた。酸化皮膜観察は、表面あるいは (Focused ion beam, FIB/SEM 加工装置) による断面加工後、SEM 観察により、その性状確認を実施した。

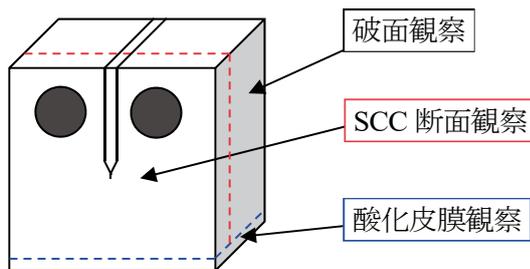


図2 CT 試験片の分析用切断模式図

2.3 熱時効材の微細組織評価

熱時効による微細組織の評価は、316L と 308L 溶接金属の熱時効 (400°C20kh) 材を対象として、アトムプローブ (Atom probe tomography, APT) 分析を行った。APT 測定には、CAMECA 社製の局所電極型 3 次元アトムプローブ (LEAP4000XHR) を用いた。測定は、レーザーパルスモードで行った。標準の測定条件は、試料温度 35K とした。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, Ni, Si, Mn, Mo, P, C 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、電解蒸発場 (Evaporation Field) = 30.0V/nm とアトムマップの伸縮係数 (Image Compression Factor) = 1.65 を用いた。スピノーダル分解の程度を定量的に調べるために、第

一近接分布解析法⁽²³⁾を用いて Cr 濃度の分布解析を実施した。また、解析において Ni, Si, Mn のクラスタは除外した領域で実施した。第一近接分布解析法では、Cr 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差をとった。第一近接分布解析法ではこの差の積分値で INN (1st nearest neighbor) パラメータの値が定義される。スピノーダル分解が進行すると、頻度分布とランダム分布の差が大きくなり、INN パラメータも大きくなるので、これをスピノーダル分解の指標とした。

3. 実験結果

3.1 SCC進展速度に及ぼす鋼種と熱時効の影響

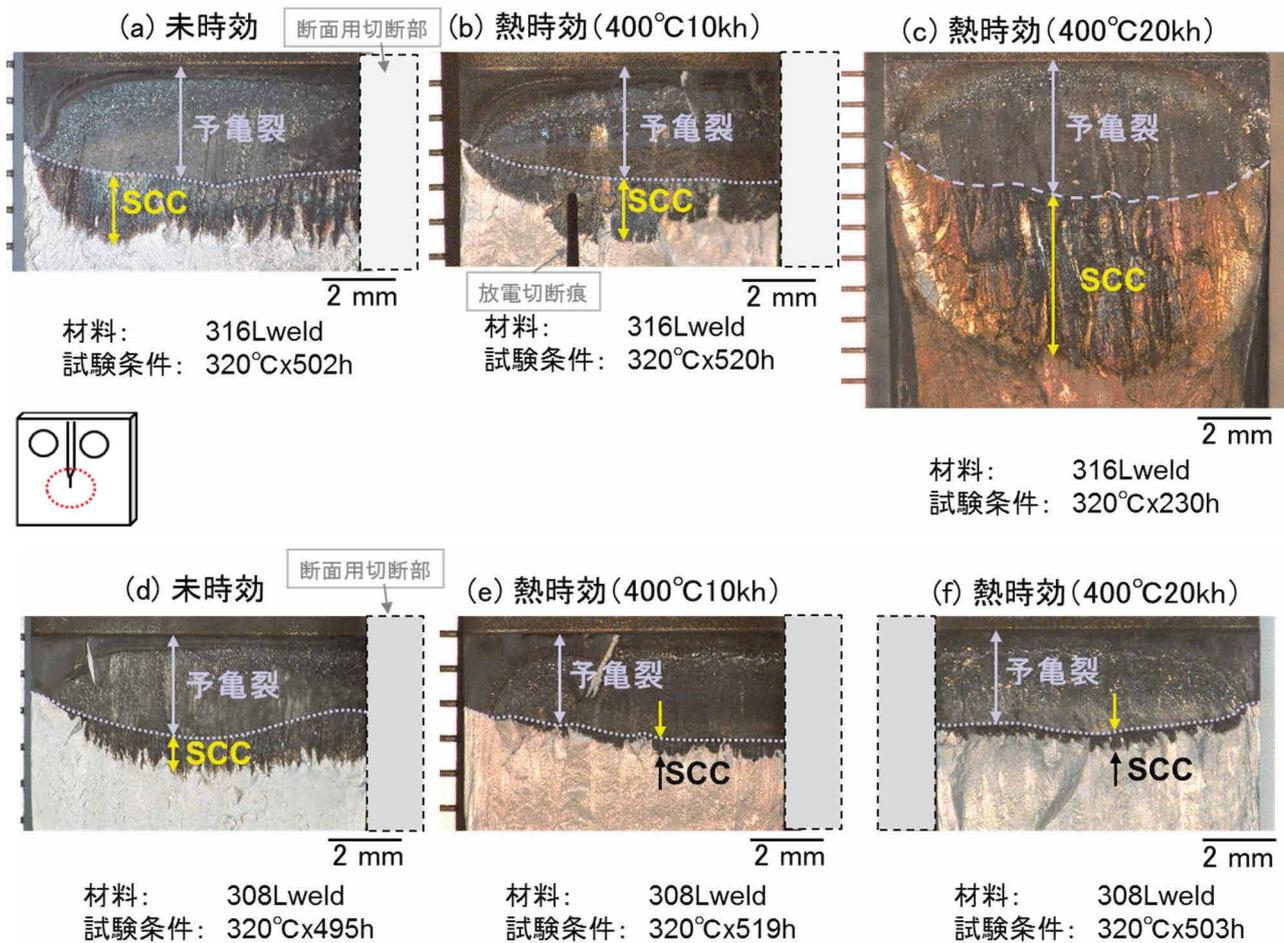


図3 ステンレス鋼溶接金属の SCC 進展試験後の破面 (鋼種と熱時効の比較)

316L: (a) 未時効, (b) 熱時効 (400°C10kh), (c) 熱時効 (400°C20kh)

308L: (d) 未時効, (e) 熱時効 (400°C10kh), (f) 熱時効 (400°C20kh)

SCC 試験条件: 320°C, 2900B(DO), K=30MPa√m

図3に320°CのSCC進展試験後の破面観察結果を、銅種、熱時効時間毎に示した。308L溶接金属の熱時効(400°C20kh)材以外は、前報の再掲である。図3上段(a),(b),(c)は316L溶接金属材で、熱時効条件(a)未時効、(b)熱時効(400°C10kh)材、(c)熱時効(400°C20kh)材と比較すると、未時効と400°C10khまでの熱時効でSCC深さに大きな差は見られないが、400°C20khでは、試験時間230hで破断し、より深いSCC進展が観察された。同様に図3下段(d),(e)は308L溶接金属材で、熱時効条件(d)未時効、(e)熱時効(400°C10kh)材、(f)熱時効(400°C20kh)材と比較すると、熱時効による増加は観察されず、むしろ熱時効が長くなるにつれて次第に浅くなる傾向であった。

316L溶接金属未時効材のSEMによるSCC破面形態の代表例を図4(a)に示した。図に示したように破面形態はデ

ンドライト境界型(inter-dendritic, ID)SCCと(trans-granular, TG)SCC破面を呈し、拡大観察結果からは、オーステナイト(γ)相の γ -TGSCC破面が観察されるとともに、フェライト相(δ)については延性的な特徴(図(a))が観察された。316L溶接金属熱時効(400°C20kh)材のSCC破面形態の代表例を図4(b)に示す。この熱時効材では、フェライト相でも δ -TGSCC破面が観察され、長時間の熱時効により破壊モードが変化したことが示唆された。

SCC進展速度を定量的に比較するために、SCC深さから求めたSCC進展速度を図5に示した。比較のため、既報告の320°Cで酸素を含むPWR標準(500 ppm B +2 ppm Li+8 ppm DO)水質(以降、標準(DO)水質と記す。)での結果⁽¹⁶⁾とKimらのBWRのNWCでの結果⁽⁷⁾を併せて示した。また、水素を含むPWR(500 ppm B +2 ppm Li+30 cc

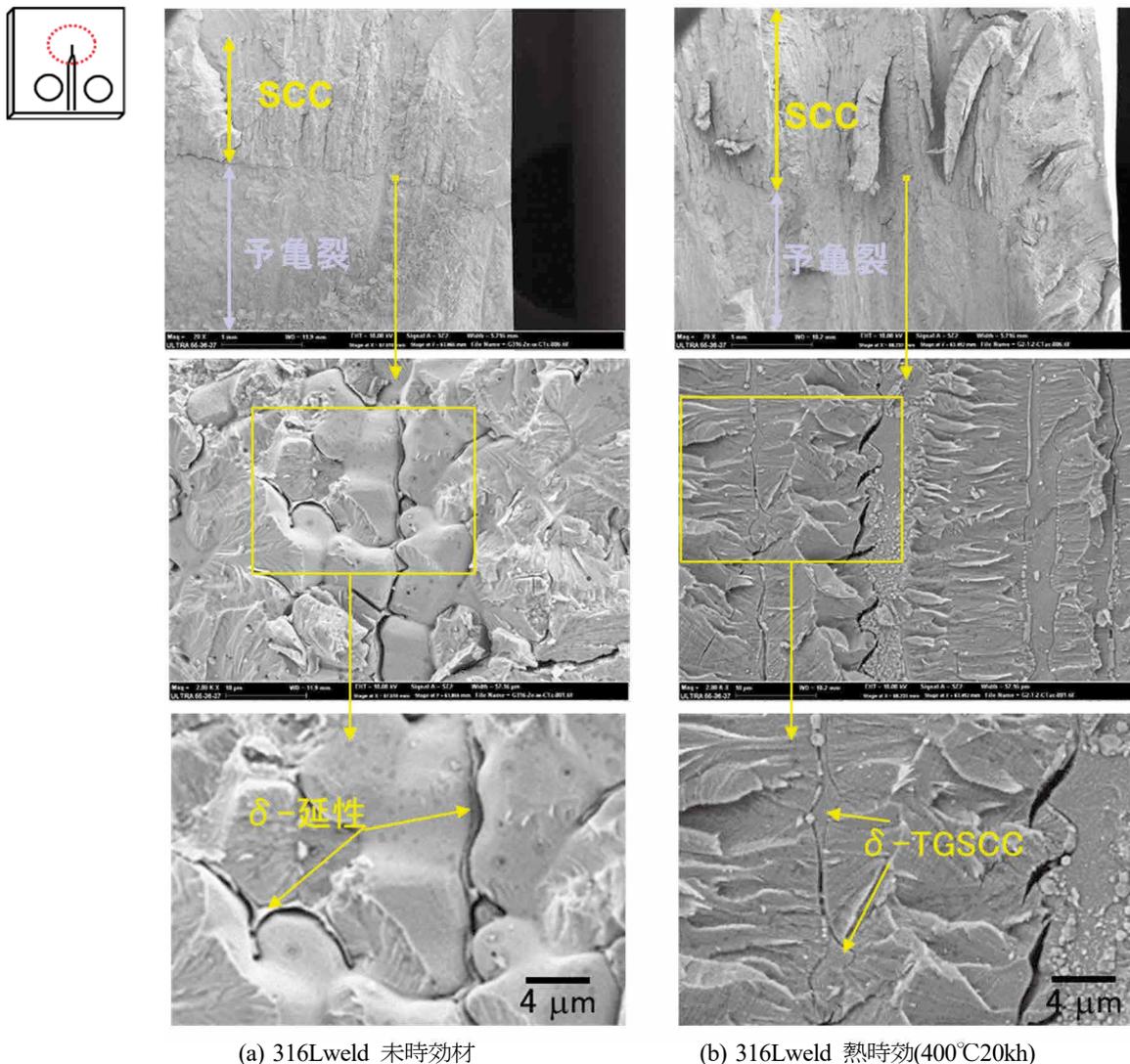


図4 SCC進展破面の代表例
試験条件は図3の(a)と(c)に対応

DH) (以降, PWR 標準水質と記す.) の結果⁽¹⁶⁾も参考に示した. 図から 316L 溶接金属の 2900B(DO)水質中での SCC 進展速度は, 400°C10kh までの熱時効では, あまり影響がないが, 400°C20kh の熱時効材では SCC 進展が増加する傾向が認められた. 308L 溶接金属の 2900B(DO)水質中での SCC 進展速度は, 400°C20kh までの熱時効で未時効に比べてむしろ SCC 進展が減少する傾向であり, フェライト含有量や鋼種の影響など熱時効以外の影響が示唆された. 比較のため示した標準(DO)水質での 316L/308L 溶接金属では, 両者ともに 400°C10kh までの熱時効は, SCC 進展速度にあまり影響しない結果であった. Kim らの BWR の NWC の SCC 進展速度では, 400°Cで 5kh の熱時効で SCC 進展が増加するとの見解が報告されている⁽⁷⁾が, 図に示したように増加量は数倍程度であった. 図中緑で示した水素を含む PWR 標準水質の結果でも, 316L/308L 溶接金属は, 未時効および 400°C10kh 熱時効材の両者で SCC 進展が観察されず, 400°C10kh までの熱時効は, 低腐食電位の PWR 水質においても SCC 進展に影響しないことを報告済である⁽¹⁶⁾. 一連の結果から 400°C10kh までの熱時効による SCC 進展への影響は, 鋼種および環境条件にかかわらず限定的と考えられた. 一方で, 316L 溶接金属の熱時効 (400°C20kh) 材の場合は, 未時効材に比べて SCC 進展速度の増加傾向が確認され, 破面形態においても δ -TGSCC が確認されるなど熱時効の影響が確認された. ただし, 308L 溶接金属の熱時効 (400°C20kh) 材では, 熱時効による SCC 進展速度の増加は確認されず, 熱時効の影響の観点で, 308L と 316L の鋼種差が確認された. この熱時効と鋼種の影響については, 3.2 項の熱時効評価結果を含めて, 考察の項で議論する.

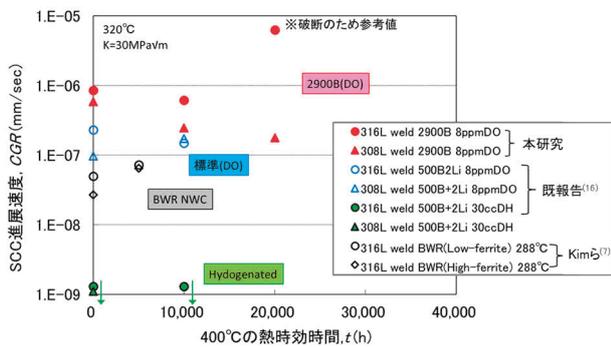
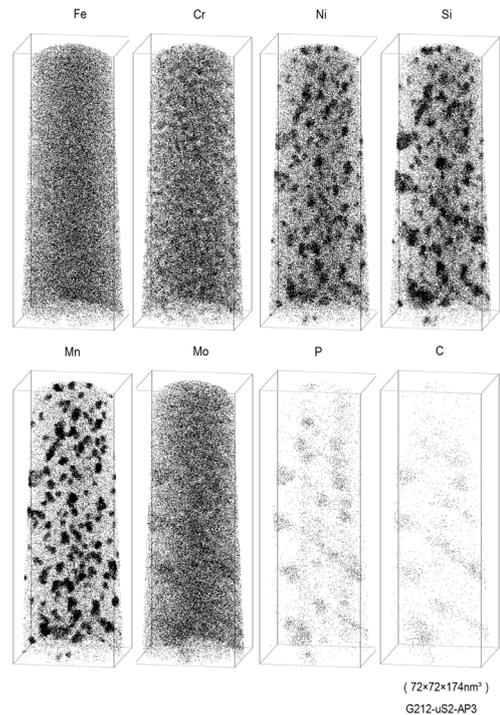


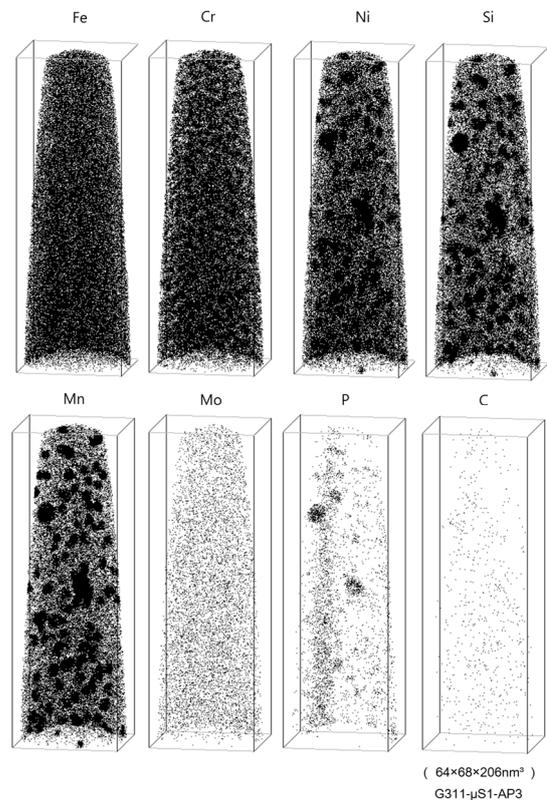
図5 SCC 進展速度の熱時効時間依存性

3.2 熱時効評価

図6に316L(a)と308L(b)溶接金属熱時効(400°C20kh)



(a) 316L 熱時効 (400°C20kh) 材



(b) 308L 熱時効 (400°C20kh) 材

図6 フェライト相のアトムマップ (代表例)

材のアトムマップの代表例を示した。両者ともにCrのマップからはスピノーダル分解に起因する濃度変調が確認され、またNi, Si, Mnを主体としたG相と思われるクラスタの生成も両者ともに確認された。この熱時効の進行度を定量評価するために、1NNパラメータの評価を実施し、図7に示した。比較のため、316系ステンレス鋼であるSCS14A (F8, 8%フェライト)の数值も同時にプロットした。SCS14Aの1NNパラメータは、400°C10kh熱時効材では0.3程度で、このSCS14Aの熱時効条件はスピノーダル分解が反応の終盤まで進行し、フェライト相の硬さもHV(0.25)=600程度に到達した進行度である^(24,25)。したがって、308L/316L溶接金属の400°C20khの1NNパラメータは、それぞれ約0.3と0.25であり、両者ともにスピノーダル分解は反応の終盤に近い進行度と考えられる。

表2に、316L(a)と308L(b)溶接金属熱時効(400°C20kh)材のクラスタ解析結果を示した。クラスタの数密度は、308Lの方がわずかに少ない傾向であった。316系のSCS14Aの熱時効材を用いた酸素を含む高温水中のSCC進展に及ぼす熱時効評価では、400°C40khの熱時効でSCC進展が増加を確認している^(24,25)ので、本研究のSCC進展速度を含めて、未時効材に対する増加の有無についても表に記載した。

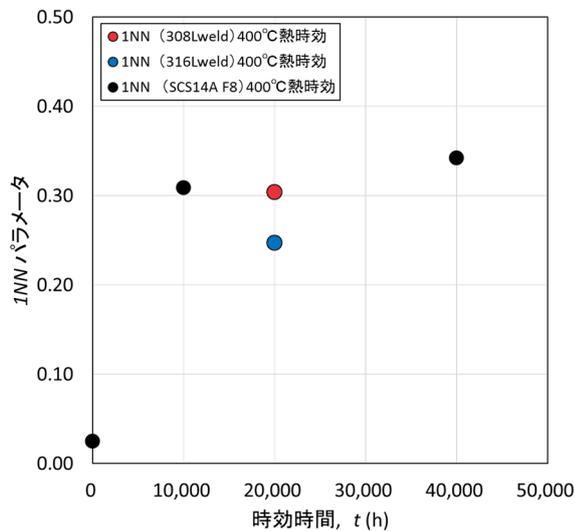


図7 1NNパラメータの熱時効依存性

表2 フェライト相のクラスタ解析結果

鋼種	熱時効条件	クラスタ直径(nm)	クラスタ数密度	CGRの変化
308L溶接金属 ^{※1}	400°C20kh	7.1	1.8E+23	増加なし
316L溶接金属 ^{※2}	400°C20kh	5.6	3.6E+23	増加あり
SCS14A (F8) ^{※1}	400°C10kh	6.6	4.4E+23	—
	400°C40kh	7.6	6.8E+23	増加あり ⁽¹⁶⁾

※1: 2測定の平均値、※2: 1測定の結果

4 考察

4.1 SCC進展に及ぼす熱時効の影響

図5に示したように、ステンレス鋼溶接金属のSCC進展速度は、316L/308L溶接金属ともに400°C10khまでの熱時効材では、明確な増加はなかった。316L溶接金属の熱時効(400°C20kh)材でのみSCC進展が増加する傾向が確認され、鋼種により熱時効の影響が異なる可能性が示唆された。そこで両者のSCC進展速度について、亀裂進展経路の観点で考察する。

前報までの亀裂断面観察でも示した通り316L溶接金属未時効材の主要な亀裂進展経路は、オーステナイト相のTGSCCとフェライト相/オーステナイト相の相境界であり、フェライト相のTGSCCは観察されなかった。図8に308L溶接金属熱時効(400°C20kh)材の亀裂断面観察結果を示した。亀裂断面の酸化は、オーステナイト相の粒内で優先的に生じ、図中矢印で示したフェライト相は、あまり酸化されず、主要な亀裂進展経路は、オーステナイト相のTGSCCとフェライト相/オーステナイト相の相境界であった。この熱時効条件でもフェライト相のTGSCCはほぼ観察されず、そのためSCC進展速度が増加しなかったものと思われる。なお、316L溶接金属の未時効材については、本報告で新たに詳細破面観察を実施したところ図4(a)に示したように、フェライト相は延性的な破面を呈しており、ステンレス鋼溶接金属中のフェライト相は、本環境中において

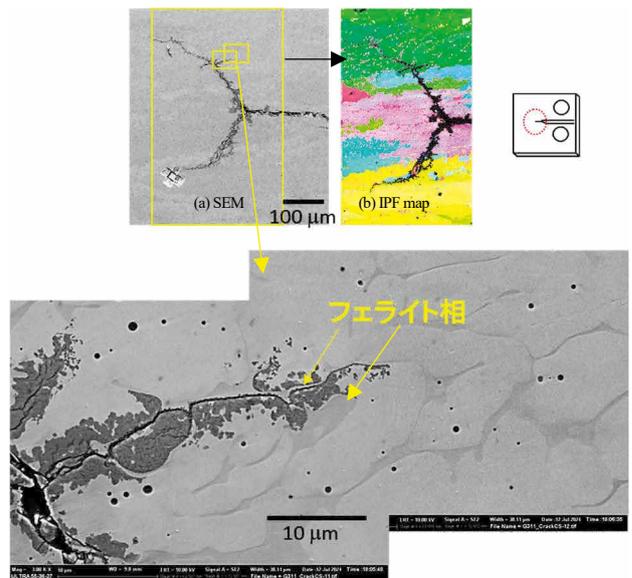


図8 SCC進展試験後の亀裂断面観察結果
308L溶接金属熱時効(400°C20kh)材
試験条件は図3の(f)に対応

SCC進展の抑制因子として働くものと考えられた。このようなフェライト相がSCC進展抑制因子として働く傾向は、我々の研究報告である標準(DO)水質中でステンレス鋼溶接金属およびステンレス鋳鋼での亀裂進展経路の報告例⁽⁶⁾とも類似であった。また、BWRのNWC水質中においても、阿部らは316Lステンレス鋼溶接金属中のフェライト相がSCC進展に対して抑制的に働くとして報告⁽³⁾しており、そのような解釈はWangらの308L溶接金属のSCC挙動評価結果でも報告^(14,15)されており、酸素を含む高温水中のSCC挙動として共通しているものと考えられる。一方で、図4(b)に示したように、316L溶接金属熱時効(400°C20kh)材のフェライト相はTGSCCを呈しており、この熱時効条件ではフェライト相のSCC進展抑制効果は消失し、そのためSCC進展速度も未時効材に比べて増加したものと考えられる。

4.2 フェライト相が酸素を含む高温水中でTGSCCを生じる熱時効条件

4.1項では、フェライト相が熱時効によりTGSCCを生じることになることが、SCC進展速度が未時効材に比べて増加する条件であるものと考察した。ここでは、フェライト相がTGSCCを生じることになる熱時効条件について、本研究の熱時効評価結果と過去の研究例を含めて考察する。

標準(DO)水質中での316系のステンレス鋳鋼(SCS14A)熱時効材のSCC進展経路の観察結果では、400°C30khの長時間熱時効材で明瞭なフェライト相のTGSCCを確認している⁽²⁴⁾。従って、ステンレス鋼溶接金属のフェライト相においても長時間熱時効後に顕著に硬化した場合には、フェライト相がTGSCCを生じることになる可能性があるものと考えられる。ただし、本報告の316L/308Lステンレス鋼溶接金属の熱時効(400°C10kh)材では、SCC進展速度が未時効材に比べて増加していないこと、SCC進展経路に明確なフェライト相のTGSCCがないことから、この熱時効条件での硬化では、フェライト相のTGSCCはあまり生じず、SCC進展への寄与は、むしろ抑制的であったものと思われる。

SCS14Aステンレス鋳鋼の熱時効硬化の評価結果では、400°C10khの熱時効では、そのフェライト相中のスピノーダル分解は状態図上で想定される反応終盤にまで進行し、その硬さはHV(0.25)=600に到達する。またそれ以降の長時間熱時効条件においては、G相の析出に伴い、さらに硬化する^(24,25)。図7のINNパラメータの評価から、316L/308L溶接金属熱時効(400°C20kh)材においても、フェライト相中

のスピノーダル分解は、状態図上で想定される反応終盤にまで進行したことが示唆された。しかし、この熱時効条件において、316L溶接金属熱時効(400°C20kh)材では、SCC進展速度が増加したが、308L溶接金属熱時効(400°C20kh)材では、未時効材に比べてSCC進展の増加は見られず、フェライト相のTGSCCも観察されなかった。以上の結果から、フェライト相が酸素を含む高温水中でTGSCCを生じることになる熱時効条件は、スピノーダル分解による硬化のみでは生じない場合があることが示唆された。さらに長時間の熱時効後には、G相の析出量が増加し、それによりさらに硬化することよりフェライト相のTGSCC生じる可能性があるが、その熱時効条件は少なくとも400°C20kh以上の長時間条件と考えられる。なお、これまで示してきた400°Cの熱時効条件は加速熱時効条件であり、実機温度条件でのSCC挙動予測が必要である。仮に熱時効によるシャルピー衝撃値の活性化エネルギーとして報告されている100kJ/molを用いると、400°Cで1~4万時間の熱時効は実機ホットレグ使用温度近傍の320°Cの熱時効で約13~51年に相当する(稼働率80%の場合約16年~63年)。ただし、ここで用いた活性化エネルギー100kJ/molは、シャルピー衝撃値の変化から経験的に求められた数値⁽¹⁰⁾であり、様々な材料条件によって65~250 kJ/molまで幅のある値を持つことも指摘され⁽²⁶⁾、またG相の析出量や熱時効後の硬化量は、鋼種の影響等により変わる可能性が指摘されている⁽²⁷⁾。そのため、308L溶接金属の場合、あるいは304系のステンレス鋳鋼であるSCS13Aステンレス鋳鋼では、400°C20kh以上の更なる長時間熱時効後もSCC進展が増加しない可能性も想定される。いずれにせよ、SCC進展に及ぼす熱時効の影響評価の際には、亀裂進展経路評価や破面解析により、フェライト相のTGSCCの有無や高温水中の腐食挙動を直接確認することが望ましい。

4.3 その他のSCC進展影響因子

本報告の溶接金属は、比較的希釈の影響の少ない位置で、且つデンドライト方向に沿うような試験片採取をしている。しかし、ステンレス鋼溶接金属のSCC進展挙動を網羅的に考慮するためには、その他の影響因子についても考慮に入れることが望ましい。例えば、Abeらは凝固モードが異なる316L系溶接材のフェライト相では、SCC進展の熱時効後の挙動がむしろ抑制する傾向にあることを報告する⁽⁹⁾とともに、熱時効による硬化挙動にも差が出ると指摘している⁽²⁸⁾。これは、SCC進展に対して抑制要因として働くフェライト相の量やそのCr濃度などの化学組成の違い

なども、SCC進展挙動に影響する可能性が考えられる。凝固モードが腐食特性に与える影響については、井上らは凝固モードにより相境界の炭化物生成の有無などが変わるとともに腐食挙動も変わる可能性を指摘している⁽²⁹⁾。またCuiら⁽³⁰⁾によれば、309Lステンレス鋼溶接金属では相境界の炭化物がSCC進展の促進に影響するとの報告もあることから、熱時効条件だけでなく、鋼種、凝固モードや希釈の影響などその他の影響因子についても、今後明確化されることが望ましい。

5 まとめ

ステンレス鋼溶接金属 (316L, 308L) の酸素を含む高温水中での SCC 進展挙動に及ぼす熱時効の影響を、400°C20kh までの長時間熱時効材を用い、320°Cの2900B(DO)水質条件で調べた。また、長時間熱時効材のフェライト相の微細組織をアトムプローブで定量評価し、以下の知見を得た。

- (1) 316L/308L 溶接金属の 400°C10kh までの熱時効は SCC 進展速度の増加にあまり影響しなかった。一方、316L 溶接金属の 400°Cで 20kh 熱時効材では未時効材に比べて SCC 進展速度が増加する傾向が確認され、2900B(DO)水質中で長時間熱時効が SCC 進展に影響する可能性が示唆された。
- (2) 一方で、308L 溶接金属熱時効 (400°C20kh) 材の SCC 進展速度は、未時効材に比べて同程度か、むしろ減少する傾向が確認され、316L 溶接金属の熱時効 (400°C20kh) 材の SCC 挙動と異なる傾向が確認された。
- (3) 未時効材から 400°C10kh 熱時効までの熱時効条件では、熱時効により硬化したフェライト相も TGSCC を十分には生ぜず、2900B(DO)水質中で SCC 進展の抑制因子として働くため SCC 進展速度の増加に寄与しないものと考えられた。一方、一部の長時間熱時効 (316L 溶接金属の熱時効 (400°C20kh)) 材では、フェライト相がより硬化し、フェライト相においても TGSCC が生じるようになったため、SCC 進展速度が増加したものと考えられた。
- (4) 316L/308L 溶接金属の熱時効 (400°C20kh) 材のフェライト相の微細組織を定量評価し比較した結果、スピノーダル分解は両者ともに反応終盤であり差が無かった。G 相の数密度は 308L でやや少ない傾向であったが、これらの差が SCC 進展にどの程度影響す

るかは明瞭ではなかった。今後このフェライト相においても TGSCC が生じる熱時効条件をより明確にすることが、高経年化した材料の高信頼性確保のために重要である。

謝辞

本研究を遂行するにあたり、腐食試験等の実施や各種の試験準備にあたっては、(株)原子力安全システム研究所高経年化研究グループ 村上公治氏、黒崎登氏、また種々のデータ整理においては、同グループ船野みゆき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。

引用文献

- (1) 経済産業省 原子力安全・保安院, 「炉心シユラウドおよび原子炉再循環系配管の健全性評価について—検討結果の整理—」, 経済産業省白書・報告書, (2004) .
- (2) 石橋良, 加藤隆彦, 国谷治郎, 藤森治男, 橋内裕寿, 鳥丸忠彦, 児玉光弘, 低炭素ステンレス鋼溶接金属での応力腐食割れに及ぼす経年変化の影響, 第 52 回材料と環境討論会講演集, (2005), B-208
- (3) 阿部博志, 清水圭太, 渡辺豊, 凝固モードの異なる 316L 鋼溶接部の時効組織評価と高温水中き裂進展特性, 第 53 回材料と環境討論会講演集,, (2006), D-204
- (4) K. Kumagai, S. Suzuki and K. Asano, “DETAILED EXAMINATIONS OF PLR WELD JOINTS FOR THE EVALUATION OF REASONABLE SCC GROWTH RATE”, Fontevraud 6, (2006). 2a-084
- (5) J. R. Hixon, J. H. Kim, R. G. Ballinger, “EFFECT OF THERMAL AGING ON SCC AND MECHANICAL PROPERTIES OF STAINLESS STEEL WELD METALS”, 13th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, Whistler, British Columbia, August 19 - 23, (2007).
- (6) J. H. Kim, R. G. Ballinger, P. W. Stahle, “SCC Crack Growth in 316L Weld Metals in BWR Environments”, Corrosion/2008, Paper No.08600.
- (7) J. H. Kim, R. G. Ballinger, “Stress Corrosion Cracking Crack Growth Behavior of Type 316L Stainless Steel

- Weld Metals in Boiling Water Reactor Environments”, *CORROSION*, Vol.64, No.8, (2008).
- (8) T. Lucas, R.G. Ballinger H. Hanninen and T. Saukkonen, “Effect of Thermal Aging on SCC, Material Properties and Fracture Toughness of Stainless Steel Weld Metals”, 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems—Water Reactors, Colorado Springs, Colorado, August 7-11, 2011, p.883, TMS (2011).
- (9) Y. Maruno, J. Kaneda, R. Obata, M. Koshiishi, M. Ando and K. Nakata, “Influence of Microstructure on Crack Propagation Paths of L-grade Stainless Steel Weld Metals in High Temperature Water”, *Proceedings of JSCE Materials and Environments*, (2009) A-201
- (10) A.Trautwein and W.Gysel, “Stainless Steel Castings, ASTM STP 756, pp.165-189 (1982).
- (11) O.K.Chopra, “Estimation of mechanical properties of cast austenitic stainless steels during thermal aging in LWR systems”, *SMiRT 13*, pp.349-354(1995).
- (12) T.Tanaka, S.Kawaguchi, N.Sakamoto and K.Koyama, “Thermal Aging of Cast Duplex Stainless Steels”, *ASME, PVP-Vol.318*,pp.141-146 (1995).
- (13) L.Mraz, F.Matsuda, Y.Kikuchi, N.Naruo and S.Kawaguchi, “Temper embrittlement of cast duplex stainless steels after long-term aging”, *Trans. JWRI*, Vol.23, No.2, pp.213-222 (1994).
- (14) Jiamei Wang, Tianyu Zhu, Yaolei Han, Jinna Mei, Fei Xue, Kai Chen, Donghai Du, Peter L. Andresen, Lefu Zhang, Miaomiao Zhang, “Environment assisted cracking of 308L weld metal in high temperature water”, *Journal of Nuclear Materials*, Volume 557, August 2021, Article Number 153275
- (15) Jiamei Wang, Yule Wu, Tianyu Zhu, Kai Chen, Jinna Mei, Fei Xue, Haitao Sun, Wujiang Ma, Yuanhua Wang, Peter L. Andresen, Lefu Zhang, “Effect of thermal aging on the environmental assisted cracking behavior of 308L weld metal in high temperature water”, *Corrosion Science*, Volume 211, December 2022, Article Number 110902
- (16) T. Yamada, T. Terachi, T. Miyamoto and K. Arioka, “Influence of long-term thermal aging on SCC Behavior of stainless steel weld metals and cast stainless steels”, *Proc. of ICAPP 2017*, Fukui and Kyoto, Japan, (2017).
- (17) W.J. Singley, and I.H. Welinsky, “Stress corrosion of stainless steel and boiler water treatment at Shippingport Atomic Power Station,” *Proceedings of the American Power Conference*, XXI, p.748 (1959).
- (18) Ph. Berge, F. de Keroulas, J.M. Gras, D. Noel and M. da Cunha Belo, “Corrosion and Cracking of Stainless Steels and Cobalt Alloys in Primary Circuit Piping of Light Water Reactors”, 4th International Conference on Environment Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Jekyll Island, USA (1989).
- (19) G. O. Ilevbare, F. Cattant and N. K. Peat, “SCC of Stainless Steels under PWR Service Conditions”, *Fontevraud 7*, A115 T03, (2010).
- (20) Francois Cattant, *HANDBOOK DESTRUCTIVE ASSAYS*, EDF and MAI (2014).
- (21) 山田卓陽, 寺地巧, 岡本マキエ, 有岡孝司, “ステンレス鋼溶接金属/鋳鋼の酸素添加高温水中の SCC 進展挙動-水質と温度の影響”, *INSS JOURNAL Vol.26*, pp.136-143, (2019).
- (22) 山田卓陽, 大厩徹, 國谷耕平, 有岡孝司, “ステンレス鋼溶接金属の酸素を含む高温水中の SCC 進展挙動-熱時効, 温度,水質の影響”, *INSS JOURNAL Vol.29*, pp.139-148, (2022).
- (23) M. Kato, “Hardening by spinodally modulated structure in b.c.c. alloys”, *Acta Met.*, 29 (1981) 79.
- (24) 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).
- (25) T. Yamada, T. Terachi, M. Okamoto, “Influence of long-term thermal aging on SCC behavior of stainless steel weld metals and cast austenitic stainless steels in high temperature water”, *FONTEVRAUD 9*, (2018).
- (26) NUREG/CR-4513, ANL-93/22 Rev.1, “Estimation of Fracture Toughness of Cast Stainless Steels during Thermal Aging in LWR Systems”
- (27) R. Badyka, G. Monnet, S. Sallet, C. Domain, C. Pareige, “Quantification of hardening contribution of G-Phase precipitation an spinodal decomposition in aged duplex stainless steel: APT analysis and micro-hardness measurements”, *Journal of Nuclear Materials* 514 (2019) 266-275
- (28) H. Abe, Y. Watanabe, “Role of d-ferrite in stress corrosion cracking retardation near fusion boundary of 316NG welds”, *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS A VOLUME 39A*, JUNE 2008

- (29) 井上裕滋, “溶接金属の腐食挙動と組織形成”, 生産技術, 第 69 卷, 第 4 号, (2017).
- (30) Tongming Cui, Xinhe Xu, Deng Pan, Zhanpeng Lu, Jiarong Ma, Shuangliang Yang, Hui Zheng, Zhimin Zhong, Tetsuo Shoji, “Correlating oxidation resistance to stress corrosion cracking of 309L and 308L stainless steel claddings in simulated PWR primary water”, Journal of Nuclear Materials 561 (2022) 153509

PWR 1 次系模擬水中で照射ステンレス鋼溶接金属に形成した酸化膜のマイクロ組織と破壊挙動

Microstructure and Fracture Behavior of Oxide Layers Formed on Irradiated Stainless Steel Weld Metal in Simulated PWR Primary Water

三浦 照光 (Terumitsu Miura) *1 藤井 克彦 (Katsuhiko Fujii) *1 福谷 耕司 (Koji Fukuya) *1

要約 PWR 1 次系環境における照射ステンレス鋼溶接金属の腐食特性を明らかにするため、PWR 1 次系模擬水中でイオン照射したステンレス鋼溶接金属に形成したフェライト/オーステナイト相境界面の酸化膜の特徴と機械的強度を調べた。フェライト相では照射を受けても酸化膜はほとんど形成されず、相境界に沿ってオーステナイト相側の酸化膜が深くまで形成されること、酸化の先端は相境界からオーステナイト相側に離れた位置にあることが TEM 観察により分かった。また、室温の超微小引張試験により、オーステナイト相の酸化膜とフェライト相(金属)との界面に沿って破壊が生じること、酸化物/金属界面の機械的強度は中性子照射ステンレス鋼の酸化した旧粒界と近いことが分かった。照射を受けたステンレス鋼溶接金属では PWR 1 次系環境において相境界に沿って優先的に酸化が進行し、機械的強度の比較的低い酸化物/金属界面が深くまで形成されるようになることが示唆された。

キーワード ステンレス鋼溶接金属, イオン照射, 酸化膜, 透過電子顕微鏡, 超微小引張試験

Abstract To clarify the corrosion properties of irradiated stainless steel weld metals in PWR primary water environments, microstructures and mechanical strength of oxide layers formed at ferrite/austenite phase boundaries of ion-irradiated stainless steel weld metal in simulated PWR primary water were investigated. TEM observations revealed that almost no oxide layers were formed in ferrite phases even when irradiated, but deep oxide layers were formed on austenite phase sides along phase boundaries, and the oxidation front was deflected from the phase boundaries toward the austenite phases. Furthermore, micro-tensile testing at room temperature revealed that fracture occurred preferentially along the interface between the oxide layer in the austenite phase and the ferrite phase (metal), and the mechanical strength of the interface was similar to that of the oxidized grain boundaries of neutron-irradiated stainless steel. It was suggested that in irradiated stainless steel weld metals, oxidation proceeds preferentially along phase boundaries in PWR primary water environments, resulting in the formation of deep oxide/metal interfaces with relatively low mechanical strength.

Keywords stainless steel weld metal, ion irradiation, oxide layer, transmission electron microscopy, micro-tensile testing

1. はじめに

照射誘起応力腐食割れ (irradiation assisted stress corrosion cracking, IASCC) は、中性子照射を受けることで生じるようになる粒界型の応力腐食割れ (intergranular stress corrosion cracking, IGSCC) のことであり、SCC の 3 要因である材料、応力、環境のそれぞれに照射が影響して発生する複雑な事象である。原子力発電所においては中性子照射と高温水に曝される炉内構造物で IASCC が発生する場合があります。加圧水型軽水炉 (pressurized water reactor, PWR) では、海外炉においてオーステナイトステンレス鋼(以下、

ステンレス鋼)製のバップルフォーマボルト (baffle-former bolt, BFB) に発生が報告されている。IASCC は、国内 PWR における発生報告はないが、原子力発電所の高経年化技術評価の対象の一つとなっている。

PWR における IASCC の対策や研究は、中性子照射量や環境温度および応力の観点と海外での発生事例から、BFB を主な対象として進められてきた。しかし、近年、米国の St. Lucie 1 号機と H.B. Robinson 2 号機の炉心その溶接部近傍で亀裂の発生が報告されている^(1,2)。亀裂の詳細については調査中のため明らかにはなっておらず、IASCC によるものとは結論付けられてはいないが、中性子照射を受

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

ける炉内構造物であるため、照射が亀裂発生に影響した可能性がある。

PWR の炉心そうは 304 ステンレス鋼製であり、その溶接部は母材と溶接熱影響部 (heat affected zone, HAZ) および溶接金属から成る。溶接には電子ビーム溶接 (electron beam welding, EBW) やガスタングステンアーク溶接 (gas tungsten arc welding, GTAW) 等が用いられ³⁾、国内の比較的新しい発電所では溶接入熱の小さい EBW が用いられることが多い⁴⁾。ステンレス鋼溶接部の金相組織は母材単独のステンレス鋼とは大きく異なり、HAZ では溶接時の熱影響により結晶粒径の粗大化や再結晶化、残留応力や溶接金属からの距離に応じた硬化等が生じる場合がある。また、溶接金属では、化学組成や冷却速度にも依るが、オーステナイト相 (γ 相) とフェライト相 (δ 相) から成る二相組織となり、柱状晶や等軸晶等の複雑な凝固組織が形成される。残留応力も発生し、柱状晶境界におけるマクロな元素偏析が生じる場合がある。これまでに PWR の炉心そう溶接部で亀裂が確認された事例はなく、国内の PWR 炉内構造物点検評価ガイドライン⁵⁾においても比較的高照射量、高応力で使用される炉内構造物ではあるが、BFB よりも照射量や応力が低く、かつ照射誘起応力緩和により運転開始時から応力が徐々に減少するため、IASCC 発生の可能性は低いと評価されている。しかし、ステンレス鋼溶接部における IASCC 挙動 (発生応力や割れの進展経路、等) に関する知見は沸騰水型軽水炉 (boiling water reactor, BWR) の炉心シュラウド等に関するものを除くとほとんどなく、同ガイドラインにおける検討も中性子照射ステンレス鋼 (母材) での知見をもとに行われている。また、原子力発電所で実際に使用された実機材料についてマイクロ組織や材料特性を把握し、現行知見に基づく劣化予測の確かさを検証することが大事であるが、炉心そうについては一部の海外廃炉材研究⁶⁾に限られており、十分には進んでいない。St. Lucie 1 号機や H.B. Robinson 2 号機のような炉心そう溶接部の割れが今後も継続して発生する可能性は低いと考えられるが、原子力発電所のより一層の安定かつ安全運転のためには、PWR 1 次系環境におけるステンレス鋼溶接部の IASCC 挙動を明らかにし、炉心そう溶接部での IASCC 発生に関する現行の評価が妥当であることを検証しておくことが望ましい。このためには、照射ステンレス鋼溶接部の SCC 試験や IASCC 機構についての検討、国内の実機廃炉材を活用した炉心そう溶接部の材料特性の把握が必要である。

ステンレス鋼母材における IASCC 機構の最新の理解によると、照射が SCC の 3 要因に及ぼす影響のうち、材料への影響が最も重要であり、照射と腐食により粒界の破壊

強度が低下することと照射材特有の転位チャンネル形成を伴う変形により粒界に高い局所応力が生じるようになることが IASCC の発生に関係する^{6,7)}。粒界の局所応力が粒界強度を上回ることによって粒界に微小亀裂が発生し、粒界に沿って亀裂が成長することで IASCC の発生につながると考えられる。ステンレス鋼溶接部では母材の他に HAZ と溶接金属が含まれ、特に溶接金属は母材との金相組織の違いが大きい。このため、ステンレス鋼溶接部における IASCC 挙動を把握するには、母材での発生要因となっている照射と腐食による粒界強度と局所応力の変化に相当する変化を、HAZ や特に溶接金属について調べることが重要となる。

IASCC の挙動や機構を明らかにする上で、イオン照射を活用した研究は、中性子照射の代替研究や中性子照射を用いた研究内容を精査する前段の研究として有効である。これまでに著者ら⁸⁾は、316L および 308L ステンレス鋼溶接金属の未時効材と熱時効材にイオン照射を行い、320°C の PWR 1 次系模擬水中で腐食試験することにより、ステンレス鋼溶接金属の腐食特性に及ぼす熱時効と照射の影響を調べている。照射を受けることでフェライト/オーステナイトの相境界に沿って優先的な酸化の進行が認められるようになること、熱時効後に照射をした材料ではより顕著な優先酸化が認められることを報告している。同様の優先酸化はプロトン照射された 308L ステンレス鋼溶接金属についても報告⁹⁾されている。照射を受けることにより高温水中で優先的な酸化が生じるようになる腐食特性の変化は、中性子照射されたステンレス鋼の粒界についても認められており¹⁰⁾、粒界強度を下げる要因の一つとして IASCC 機構で考えられている^{7,11,12)}。相境界の優先酸化が粒界の優先酸化と同様に働くとするれば、IASCC の発生につながる微小亀裂の発生を促す要因になりうる。しかし、相境界の酸化挙動については粒界ほど知見が得られておらず、また、相境界に沿って形成した酸化膜がどのような破壊挙動を示すのか (破壊の経路や強度等) も良く分かっていない。そこで本研究では、ステンレス鋼溶接部の IASCC 挙動を検討する一環として、PWR 1 次系環境における照射ステンレス鋼溶接金属の腐食特性を明らかにするため、イオン照射したステンレス鋼溶接金属の相境界に形成した酸化膜のマイクロ組織を透過電子顕微鏡 (transmission electron microscope, TEM) で調べるとともに、引張破壊挙動を室温の超微小引張試験で調べ、これまでに報告している中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部についての知見^{10,11)}と比較した。

2. 方法

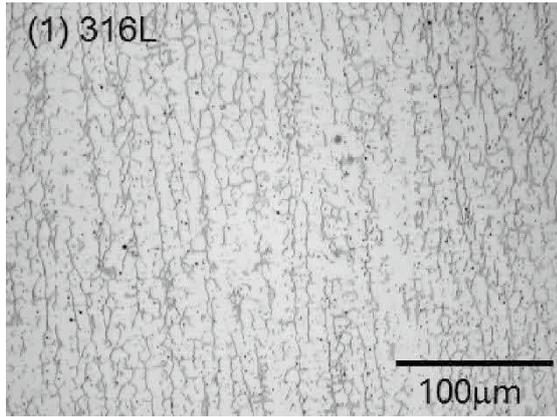
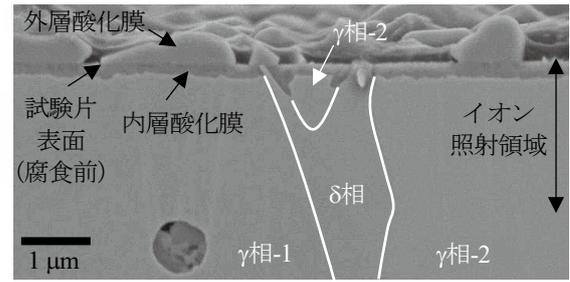


図1 316L ステンレス鋼溶接金属の金相組織

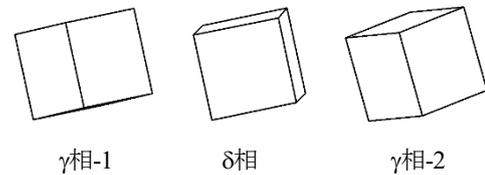
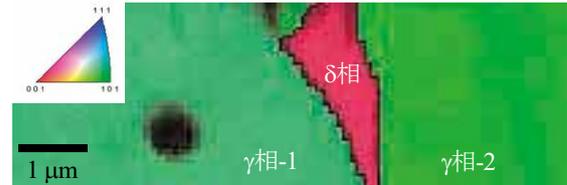
2.1 供試材

前報⁽⁸⁾で腐食試験に供した試験片のうち、相境界に沿った優先酸化が明確に認められた 400°C で 10,000 時間の熱時効を施した 316L ステンレス鋼溶接金属のイオン照射材の試験片を用いた。溶接は表 1 に示す化学組成の溶接棒を用いて被覆アーク溶接 (shielded metal arc welding, SMAW) により行っており、熱時効条件等の詳細は文献⁽¹³⁾に示した。材料の金相組織⁽¹³⁾を図 1 に示す。紐状の暗いコントラストの部分でδ相であり、それ以外の組織はγ相である。なお、δ相の体積率は 15%である。京都大学のイオン照射設備 DuET にて、6.4 MeV の Fe³⁺イオンを深さ 600 nm での値で 5 dpa (displacement per atom) まで照射した後、320°C の PWR 1 次冷却材模擬水 (500 ppmB, 2 ppmLi, 2.75 ppmDH) 中で 1,020 時間の腐食試験に供している。

腐食試験片の表面近傍の断面を走査電子顕微鏡 (scanning electron microscope, SEM, Carl Zeiss 製 ULTRA55) で観察した例と同位置で実施した電子後方散乱回折 (electron backscatter diffraction, EBSD) 測定の結果を図 2 に示す。γ相では厚さ 200 nm ほどの内層酸化膜の形成が認められるが、δ相では内層酸化膜の形成は明確には認められない。δ相とγ相の境界付近ではγ相側で内層酸化膜が深くまで形成されており、相境界に沿った優先酸化が認められる。図 2(b)は母相についての逆極点図 (紙面垂直方向の結晶方位を色で表したものと各相の単位胞 (結晶構造や方位関係を表したもの) である。γ相-1 とδ相の相境界 1 およびγ相-2 とδ相の相境界 2 は、共に(111)γ// (011)δかつ[112]



(a) SEM 像



(b) EBSD マップ (逆極点図) と単位胞

図2 腐食試験した 316L ステンレス鋼溶接金属の断面の例

$\gamma // [110]\delta$ となる Nishiyama-Wasserman の関係 (N-W 関係) を概ね満たす方位関係となっている。ステンレス鋼溶接金属のように凝固過程において二相凝固やδ相とγ相間で相変態が生じる金属材料では、δ相とγ相が N-W 関係や(111)γ // (011)δかつ[110]γ // [111]δとなる Kurdjumov-Sachs の関係 (K-S 関係) をとるものがある。これは、δ相とγ相における原子が最も密になる面や方向が揃うことでδγ相間での結晶学的な格子整合性が最大限に保たれ、界面エネルギーが最小化されることで相の成長や変態が容易になるためと考えられている^(14,15)。なお、K-S 関係と N-W 関係における方位差の違いは約 5.3 度であり、方位の測定誤差や局所的なひずみによる方位の乱れを考慮すると、K-S 関係と N-W 関係の厳密な区別は難しい。ステンレス鋼溶接金属におけるδ相の形態には、曲線的な構造のバミキュラー (vermicular) フェライト、薄い薄板上のレーシー (lacy) フェライト、球状あるいはそれに近い形状のグローブュラー (globular) フェライト等があり、この内のレーシーフェライトは隣接するγ相と K-S 関係や N-W 関係の方位関係になる^(14,16)。δ相の形態は溶接金属の化学組成 (Cr 当量と

表 1 供試材の化学組成 (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
0.024	0.42	1.56	0.025	0.002	12.11	19.26	2.20	balance

Ni 当量の比) と冷却速度により変化するため⁽¹⁷⁾, 化学組成や溶接条件を調整することで K-S 関係や N-W 関係の界面を有するレーシーフェライトの生成比率を増やし, 低温靱性や耐食性の向上を検討した研究もなされている^(14,15). 本研究では, 図 2 に示した N-W 関係を概ね満たす方位関係の相境界について, 相境界に沿って形成した酸化膜のマイクロ組織と破壊挙動を調べた.

図 2 に示した γ 相-1, 2 と δ 相を含むマイクロ試料 (寸法: $15 \times 10 \times 10 \mu\text{m}$) を集束イオン/電子ビーム加工観察装置 (focused ion beam and scanning electron microscope system, FIB-SEM, 日立ハイテクノロジーズ製 NB5000) を用いて採取し, 相境界酸化部の TEM 観察と超微小引張試験に供した.

2.2 TEM観察

採取したマイクロ試料より, 相境界酸化部の断面マイクロ組織を観察するための薄膜試料を作製した. FIB-SEM を用いて厚さ 200 nm 程度で薄膜を作製した後, 精密イオン研磨装置 (Gatan 製 PIPS) を用いて 0.5 kV の Ar イオンビームによるイオン研磨を施し, FIB 加工により導入されたダメージ層を除去するとともに薄膜の厚さを 100 nm 以下にした. 薄膜試料を TEM (日立製作所製 HF-3000) で観察し, 相境界酸化部のマイクロ組織を調べた.

2.3 超微小引張試験

採取したマイクロ試料より FIB-SEM を用いて, 図 3 に示す形状の超微小引張試験片を 1 本作製した. 超微小引張

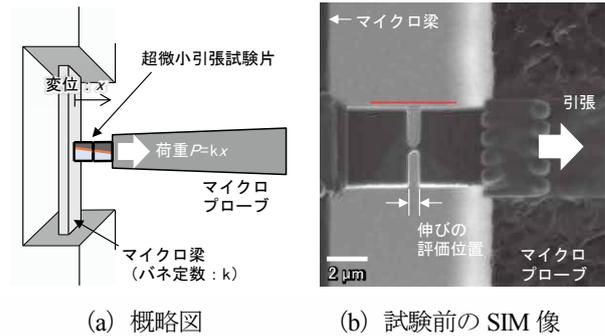


図 4 超微小引張試験の概略図と試験前の SIM 像

試験片の寸法は $8 \times 4 \times 2 \mu\text{m}$ であり, γ 相-1 に形成した内層酸化膜と δ 相との境界が試験片の中央かつ引張軸に対して垂直になるように配した. このため, 外層酸化膜を一部 FIB 加工で除去した後, FIB-SEM 装置の蒸着機構を用いてタングステン蒸着を行い, 試験片の一部を形成した. 試験片の両側面より同境界を挟むようにスリットを FIB 加工で導入し, 応力が集中するようにした. なお, スリットに挟まれた断面積 $0.3 \times 2 \mu\text{m}$ の領域を試験部とする.

超微小引張試験は, FIB-SEM 装置内の真空かつ室温環境下で実施した. 引張試験の概略図と試験前の走査イオン顕微鏡 (scanning ion microscope, SIM) 像を図 4 に示す. 試験手順等の詳細は文献^(18,19)に示した. 引張中の試験片の SIM 像を 512×512 ピクセル ($14.45 \times 14.45 \mu\text{m}$) 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. 試験片にかかる荷重は, マイクロ梁の変位とバネ定数 (620 N/m) から線形弾性論により計算した. 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 $17 \mu\text{N}$ ($620 \text{ N/m} \times 28 \text{ nm}$) である. また, マイクロ梁の変位

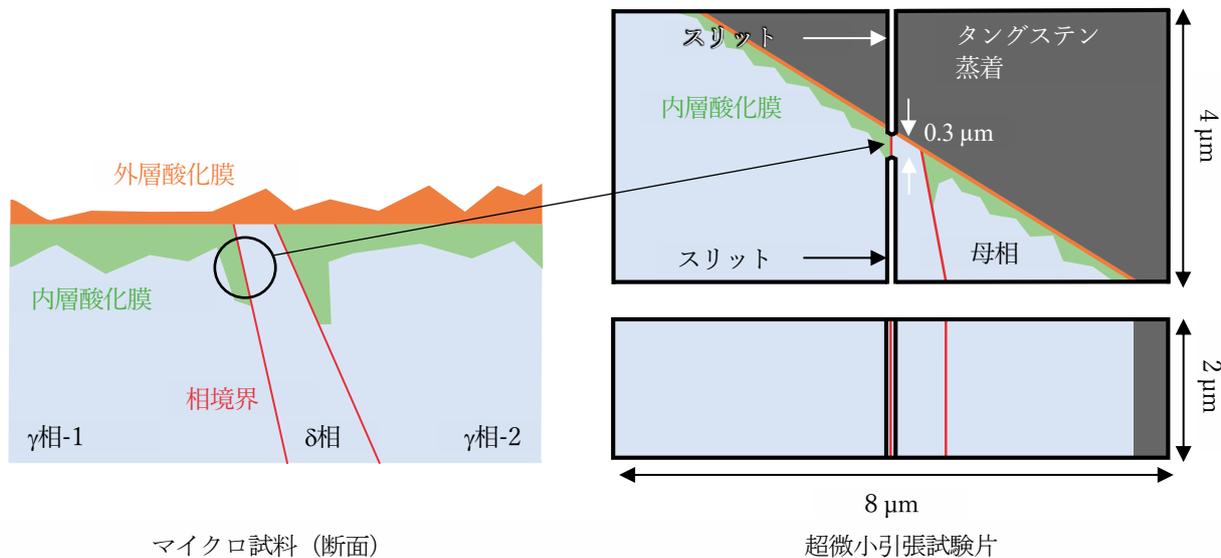


図 3 超微小引張試験片の形状

が 0.5 μm 増すごとに引張と SIM 像の記録を一時中断し、試験片側面から SEM 像を観察した。

試験後、破面を SEM で観察するとともに試験片を FIB 加工で薄膜化し、TEM で試験片断面のマイクロ組織を観察して破壊挙動を調べた。

3. 結果

3.1 TEM観察

相境界酸化部の断面マイクロ組織と薄膜の各位置で撮影した回折図形を図 5 に示す。図 5(a)(b)(c) は、 γ 相-1 と δ 相との相境界面を紙面垂直に立てた状態にてアンダーフォーカス条件で撮影した明視野像である。図 5(d) は、図 5(a) 中に示した位置で電子ビームを一点に絞って撮影した回折図形であり、局所的な結晶構造や方位関係を表したものである。 γ 相-1 では内層酸化膜が厚さ 250 nm で形成してい

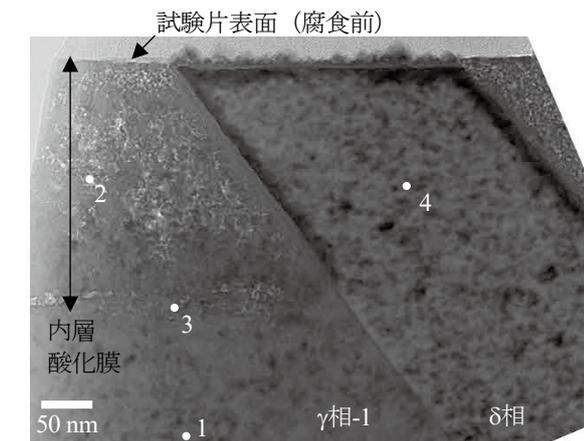
たが、 δ 相では内層酸化膜の厚さは数 nm 程度と極めて薄いものであった。照射を受けたステンレス鋼では粒内の酸化が促進されて内層酸化膜が深くまで形成することが分かっているが⁽¹⁰⁾、ステンレス鋼溶接金属の δ 相については照射を受けても相内の酸化にほとんど影響しない可能性がある。また、 γ 相の内層酸化膜と δ 相(金属)の境界は未酸化部の相境界のほぼ延長線上にあり、 γ 相で内層酸化膜が形成しても相境界を越えて δ 相側に酸化が進行していないことが分かった。 γ 相の内層酸化膜は、相境界の近くでは深くなる傾向にあり、相境界に沿った優先酸化が確認された。

γ 相-1 の内層酸化膜の中央で撮影した 2 番の回折図形ではリング状のパターンが認められており、内層酸化膜が微細な結晶粒からなる多結晶構造であることが分かる。一方、母相と内層酸化膜の境界付近で撮影した 3 番の回折図形では、1 番の母相の回折図形と同じパターンであるが点と点の距離が異なっており、酸化の先端では母相と整合した(母相と結晶方位が同じ)酸化物が形成されて酸化が進行すると考えられる。酸化物は母相よりも密度が小さいため、酸化が進行するにつれて体積膨張によるひずみで酸化物の結晶方位が変化し、内層酸化膜は多数の結晶方位の異なる酸化物からなる多結晶構造に変わっていくと推測される。

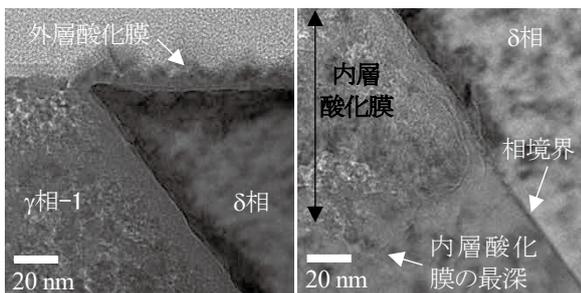
図 5(b) に示した表面の拡大図では、 γ 相-1 の内層酸化膜と δ 相との境界から δ 相側 10 nm の範囲で暗いコントラストが認められており、同様のコントラストは δ 相の表面直下と γ 相-2 の内層酸化膜と δ 相との境界でも認められた。 γ 相での内層酸化膜の形成に伴うひずみが δ 相側に生じ、これがコントラストとして現れている可能性がある。

図 5(c) に示した相境界の酸化先端の拡大図では、 γ 相-1 の内層酸化膜の最も深い位置は相境界上にはなく、 γ 相側に 50 nm 離れた位置にあることが認められた。中性子照射ステンレス鋼では粒界を先端とした楔型形状の酸化物形成が認められており⁽¹⁰⁾、ステンレス鋼溶接金属の相境界に沿った優先酸化と酸化の挙動が異なった。

γ 相-2 と δ 相との相境界面を紙面垂直に立てた状態にてアンダーフォーカス条件で撮影した相境界酸化部の断面マイクロ組織を図 6 に示す。 γ 相-2 の内層酸化膜の厚さは 180 nm であったが、相境界の近くでは深さ 360 nm まで内層酸化膜が形成していた。図 5(c) と同様、 γ 相-2 の内層酸化膜の最も深い位置は相境界から γ 相側に 30 nm 離れた位置に認められた。

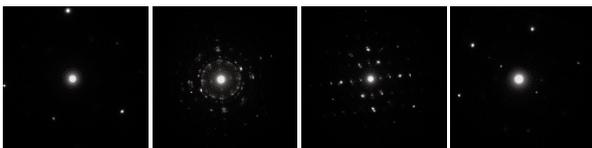


(a) 相境界酸化部



(b) 表面の拡大図

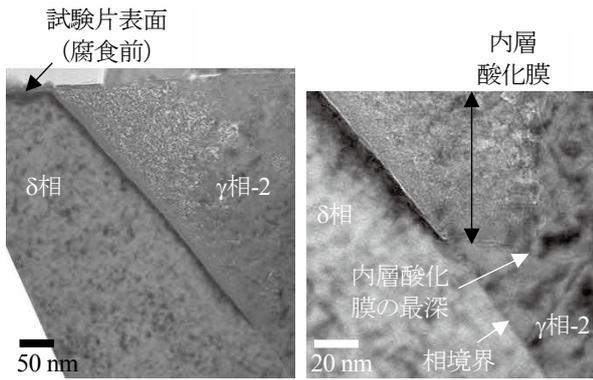
(c) 酸化先端の拡大図



(d) 回折図形

図 5 相境界酸化部のマイクロ組織と回折図形 (γ 相-1 と δ 相との相境界)

3.2 超微小引張試験



(a) 相境界酸化部 (b) 酸化先端の拡大図

図6 相境界酸化部のマイクロ組織 (γ相-2とδ相との相境界)

引張試験中の試験片のSIM像とSEM像を図7に示す。変位 $0.9 \mu\text{m}$ (荷重 $560 \mu\text{N}$) に達した段階で試験片が破断した。破断時の荷重を試験部の断面積 $0.48 \mu\text{m}^2$ で除して求めた公称応力は $1,170 \text{MPa}$ であった。なお、試験部の断面積は、試験後の試験片の未変形部をSEM観察して評価した試験片の厚さに試験部の幅の $0.3 \mu\text{m}$ を乗じて求めた。試験部の伸びを図4(b)に示した伸びの評価位置で評価したが、分解能(試験部の長さが22ピクセルのため4.6%)以上の伸びは認められなかった。

試験片破面のSEM像を図8に示す。破面の試験片前面側(試験中にSIM像を観察していた面)には凹凸が認められたが、背面側は比較的平坦であった。試験片前面側は

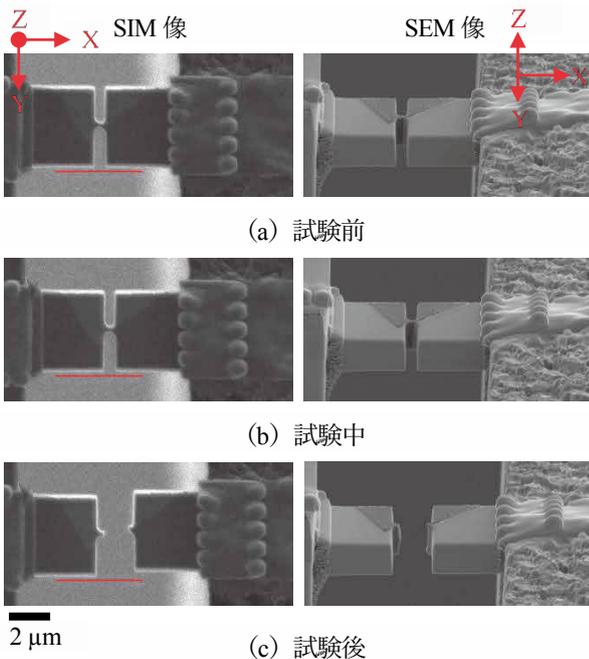
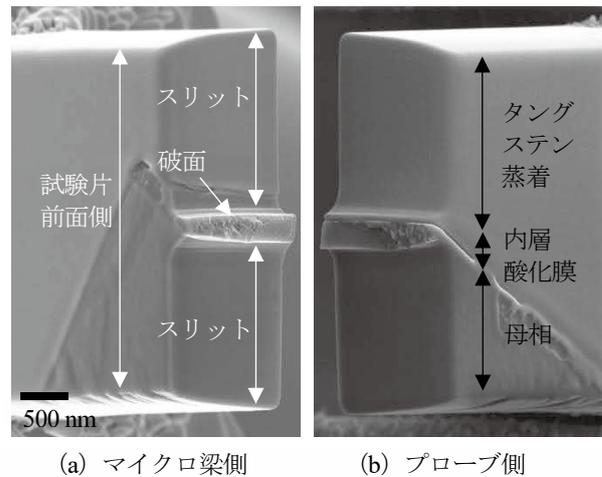


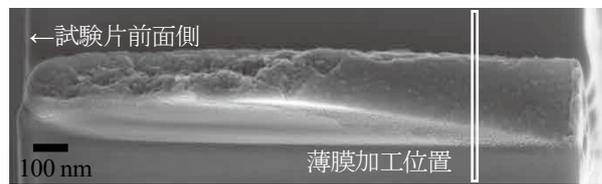
図7 引張試験時のSIM像とSEM像

γ相-1の内層酸化膜で破壊した跡であり、背面側では内層酸化膜とδ相との界面に沿って破壊した跡と推測された。破面の断面積は $0.42 \mu\text{m}^2$ であり、破断時の荷重を除いて求めた破断時の真応力は $1,360 \text{MPa}$ であった。

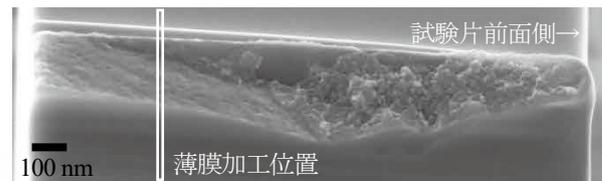
図8(c)(d)の破面の平坦部に示した加工位置が残るようにFIB加工で試験片を薄膜化し、試験片断面のマイクロ組織をTEM観察した結果を図9に示す。なお、マイクロ組織の上下方向の位置関係は図8(a)(b)に示した破面のSEM像と同じである。また、図9(b)は図9(a)に示した位置で電子ビームを一点に絞って撮影した回折図形であり、図9(c)は破壊の概略図である。マイクロ梁側では試験部にγ相-1の内層酸化膜が認められ、プローブ側の試験部にはδ相と外層酸化膜が認められた。プローブ側の破面直下の回折図形を調べたが、外層酸化膜を除くと、3番の回折図形と同じ図形しか認められず、プローブ側にはγ相-1の内層酸化膜はないことが確認された。破面のSEM像に認められた平坦部は、γ相-1の内層酸化膜とδ相(金属)との界面であったことが確認された。なお、マイクロ梁側の試験部にはγ相-1の内層酸化膜や内層酸化膜/母相の界面も含まれて



(a) マイクロ梁側 (b) プローブ側



(c) マイクロ梁側(破面の拡大図)



(d) プローブ側(破面の拡大図)

図8 超微小引張試験片の破面のSEM像

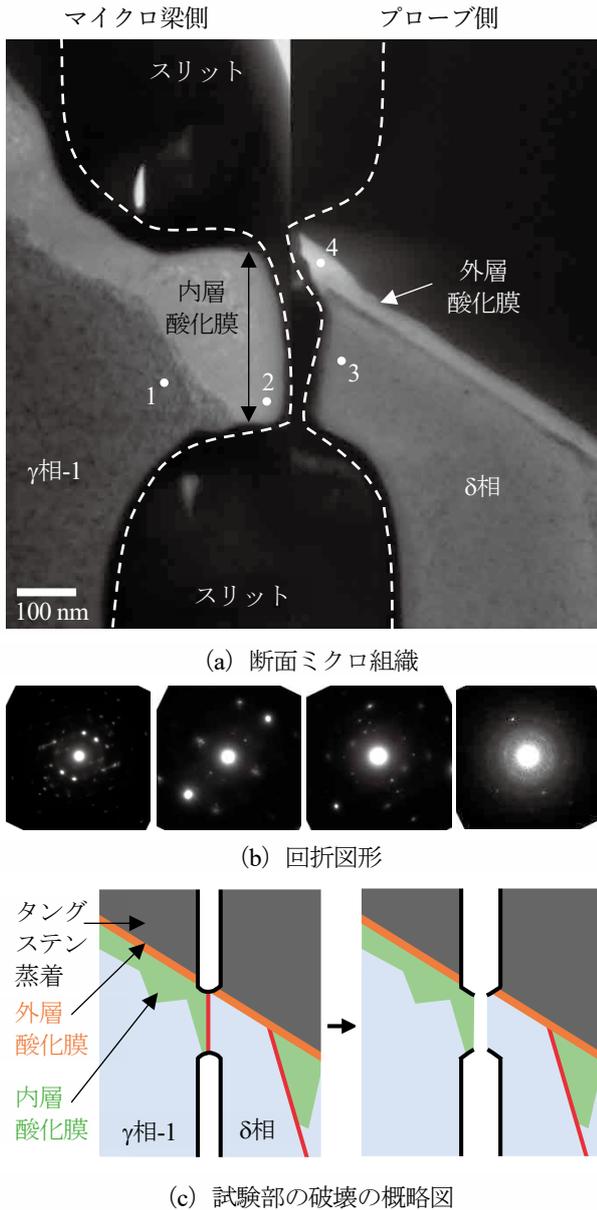


図9 超微小引張試験片の断面のTEM像

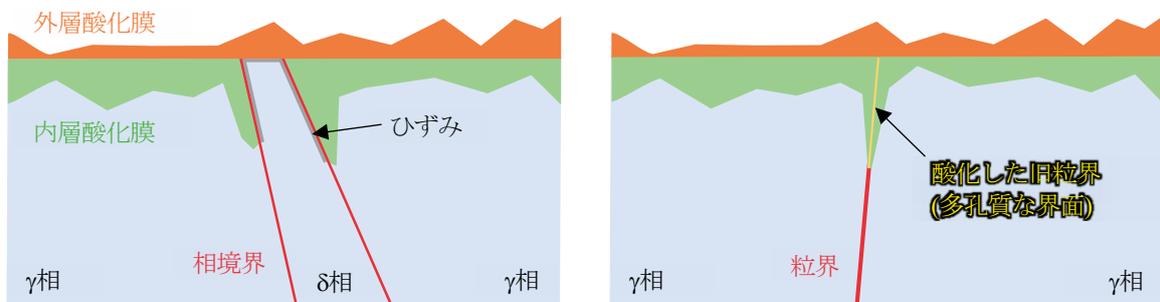
いたが、これらで破壊した様子はなく、 γ 相の内層酸化膜/ δ 相界面の破壊強度はこれらの破壊強度よりも低いことが示唆された。

4. 考察

PWR 1 次系模擬水中での腐食により 316L ステンレス鋼溶接金属のイオン照射材に形成した相境界の酸化膜を TEM 観察した結果、 γ 相では内層酸化膜が形成されるものの、 δ 相では照射を受けてもほとんど酸化膜が形成されないこと、相境界を通じた γ 相から δ 相への酸化の進行も生じていないこと、照射を受けることで相境界に沿って γ 相側の内層酸化膜が深くまで形成されるようになることが分かった。

ステンレス鋼溶接金属のイオン照射材の相境界酸化部と中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部を比較した概略図を図 10 に示す。相境界に沿った酸化膜の先端は相境界から母相 (γ 相) 側に離れており、中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部に認められる粒界を酸化の先端とした楔形状の酸化物形成⁽¹⁰⁾と異なっていた。また、中性子照射ステンレス鋼では、酸化した旧粒界は多孔質な界面になっていることが示唆されており^(10,11)、超微小引張試験においては酸化した旧粒界を含まない内層酸化膜が破壊される場合よりも低い応力で酸化した旧粒界に沿った破壊が生じることを確認している⁽¹¹⁾。ステンレス鋼溶接金属の相境界酸化部については、酸化した旧粒界のような多孔質な界面の存在は認められなかった。また、 δ 相で認められた γ 相の内層酸化膜形成に伴うと考えられるひずみコントラストは、中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部では認められていない。照射されたステンレス鋼溶接金属の酸化挙動は、照射されたステンレス鋼と異なることが示唆された。

本研究で用いた 316L ステンレス鋼溶接金属では相境界で照射誘起偏析が生じていることを、アトムプローブを用いた分析により確認している⁽⁸⁾。試験片表面から深さ 600



(a) ステンレス鋼溶接金属 (イオン照射材)

(b) 中性子照射ステンレス鋼

図 10 ステンレス鋼溶接金属 (イオン照射材) と中性子照射ステンレス鋼の酸化挙動の比較

nmにおける相境界について分析した結果、未照射材（熱時効材）ではSi, Mn, Mo, Pの濃化が確認され、照射材（熱時効材）ではNi, Si, Pの濃化とCr, Mn, Moの減少が確認されている。偏析による組成変化は相境界から ± 5 nmの範囲で生じており、中性子照射ステンレス鋼の粒界で認められる照射誘起偏析（粒界でのNi, Siの濃化とCr, Mn, Moの減少）⁽²⁰⁾と同様の偏析が認められた。Crの減少とSiの濃化は共に耐食性を減少させる方向に作用する。Crの濃度は照射により19.9wt%から17.0wt%に、Siの濃度は1.0wt%から2.0wt%に相境界で変化しており、相境界に沿った優先酸化が発現する原因になったと考えられる。なお、これまでに中性子照射ステンレス鋼の粒界部で優先酸化が認められたもののうち、最も照射量の低い材料は3 dpaの材料であり、粒界におけるCrとSiの濃度はそれぞれ13.55wt%と1.50wt%と報告⁽²⁰⁾している。同材料の未照射材では粒界におけるCrとSiの濃度はそれぞれ17.42wt%と0.66wt%であり、最近の研究では未照射のステンレス鋼においても一部の粒界で優先酸化が認められる場合⁽²¹⁾があることから、Cr濃度が17wt%以下、Si濃度が1~2wt%以上が優先酸化の発現するしきい値である可能性がある。

相境界酸化部を超微小引張試験した結果、 γ 相に形成した内層酸化膜と δ 相（金属）との界面に沿った破壊が生じた。試験片には γ 相の内層酸化膜や内層酸化膜/母相界面も含まれていたが、 γ 相の内層酸化膜と δ 相との界面の方が破壊強度が低いことが示唆された。試験片破断時の公称応力は1,170 MPaであり、真応力で1,360 MPaであった。中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部を超微小引張試験した際の試験片破断時の応力⁽¹¹⁾との比較を図11に示す。なお、中性子照射ステンレス鋼については2本の試験片を試験しており、1本は酸化した旧粒界を含む内層酸化膜の試験片であり、もう1本は酸化した旧粒界を含まない内層酸化膜の試験片である。酸化した旧粒界を含む試験片では、酸化した旧粒界に沿って破断したが、試験部に母材が含まれており、破面の一部（20%）は母材であった。酸化した旧粒界を含まない試験片では、内層酸化膜で破断し、破壊強度は酸化した旧粒界を含む試験片よりも高いものであった。本試験での破断時の公称応力は、中性子照射ステンレス鋼の酸化した旧粒界を含む試験片の応力よりも高いものの、酸化した旧粒界を含まない試験片の応力よりは低い結果となった。真応力についても同様の傾向であった。なお、セラミックスの一種である酸化物は本来引張に対して高い破壊強度を有するものであるが、酸化した旧粒界は多孔質な界面になっており、物質密度が低下した旧粒界を破壊の経路とすることで比較的低い応力で破壊が生じたと考えられる。また、内層酸化膜についても微細な酸化物

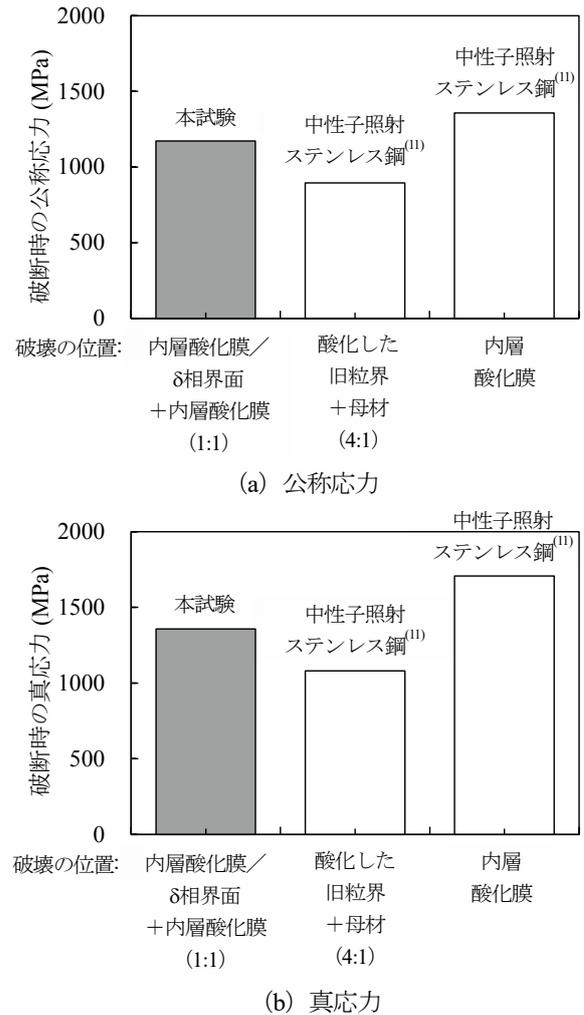


図11 超微小引張試験片の破断時の応力と破壊位置の比較

() : 破面における面積比

から成る多結晶構造となっており、酸化物間の粒界を破壊の経路とすることで比較的低い応力（旧粒界よりは高い）で破壊が生じたと考えられる。相境界酸化部の試験片では、破面の半分は γ 相の内層酸化膜で破壊したと推測される凹凸のある破面であったことから、内層酸化膜/ δ 相界面の本来の破壊強度よりも若干高い応力で試験片が破断したと推測され、内層酸化膜/ δ 相界面の破壊強度は中性子照射ステンレス鋼の酸化した旧粒界の破壊強度と大きく異ならないと考えられる。

照射されたステンレス鋼溶接金属では、PWR 1次系環境において相境界に沿って優先的に酸化が進行し、破壊強度が比較的低い酸化物/金属界面が相境界に沿って形成されることが示唆された。中性子照射ステンレス鋼の粒界と比べて酸化挙動に違いが認められたものの、粒界酸化と同様に、相境界に沿って形成される酸化物/金属界面が微小亀裂の発生や成長のサイトとして働く可能性がある。ま

た、ステンレス鋼溶接金属では δ/γ 相境界の他に粒界 (γ/γ 相境界) もあり、照射を受けることで粒界についても優先酸化が生じると推測される。照射ステンレス鋼溶接金属においては、 δ/γ 相境界と粒界の双方が割れの起点や亀裂の進展経路として複合的に働く IASCC 機構を考える必要があり、この検討にはステンレス鋼溶接部の中性子照射材を使った腐食試験や SCC 試験により、相境界や粒界での優先酸化の発現状況と SCC 挙動との関係を調べる必要がある。

5. まとめ

PWR 1 次系模擬水中での腐食により 316L ステンレス鋼溶接金属のイオン照射材に形成した相境界の酸化膜のマイクロ組織を TEM 観察で調べるとともに、引張破壊挙動を超微小引張試験で調べ、これまでに報告している中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部の知見と比較した。

- ・ δ 相では照射を受けても内層酸化膜はほとんど形成されず、 γ 相では相境界に沿って内層酸化膜が深くまで形成される傾向が認められた。また、相境界を通じた γ 相から δ 相への酸化の進行は生じていないことが確認された。相境界に沿った内層酸化膜の先端は相境界から母相 (γ 相) 側に 30~50 nm 離れており、中性子照射ステンレス鋼の粒界酸化部に認められた粒界を酸化の先端とした楔型形状の酸化物形成と異なることが分かった。
- ・相境界の酸化膜を引張試験した結果、 γ 相の内層酸化膜と δ 相 (金属) との界面に沿って破壊が生じ、その破壊強度は γ 相の内層酸化膜や γ 相の酸化膜/母相界面に比べて低いこと、中性子照射ステンレス鋼の酸化した旧粒界と近いことが分かった。
- ・照射されたステンレス鋼溶接金属では PWR 1 次系環境において相境界に沿って優先的に酸化が進行し、破壊強度の比較的低い酸化物/金属界面が深くまで形成されるようになることが示唆された。

引用文献

- (1) B.M. Wilson, J.K. McKinley, M.R. Fici, Core Barrel Weld Cracking Issue Safety Significance Evaluation, Attachment 2 to MRP 2019-009 (2019).
- (2) 米国 PWR の炉心溶接部で発見された亀裂に関する事業者の対応, 第 63 回技術情報検討会, 資料 63-1-3, 原子力規制委員会 (2024).
- (3) PWR 炉内構造物点検評価ガイドライン [バッフルウォーマボルト] (第 3 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, 平成 30 年 3 月 (2018).
- (4) Y. Mogami, N. Ogawa, T. Matsubara, "IASCC evaluation of Core Barrel weld line in PWR," in Proc. Int. Symp. Contribution of Materials Investigations and Operating Experience to LWRs' Safety, Performance and Reliability, Fontevraud 8, Sep. 14-18, 2014, Avignon, France.
- (5) A. Jenssen, J. Stjärnsäter, M. Wang, et al., "SMILE Project - Studies on Irradiation Embrittlement and Irradiation Assisted Stress Corrosion Cracking of Core Support Structures and Internals," in Proc. Int. Symp. Contribution of Materials Investigations and Operating Experience to LWRs' Safety, Performance and Reliability, Fontevraud 10, Sep. 19-22, 2022, Avignon, France.
- (6) 三浦照光, 藤井克彦, 福谷耕司, "超微小引張試験法を用いた中性子照射ステンレス鋼の粒界劣化要因の検討," INSS JOURNAL, 28 (2021) C-2.
- (7) G.S. Was, C.-B. Bahn, J. Busby, et al., "How irradiation promotes intergranular stress corrosion crack initiation," Prog. Mater. Sci., 143 (2024) 101255.
- (8) 藤井克彦, 山田卓陽, 國谷耕平, 福谷耕司, "ステンレス鋼溶接金属の PWR1 次冷却水模擬環境中の腐食特性への熱時効と照射の影響," INSS JOURNAL, 28 (2021) NT-3.
- (9) X. Lin, Q. Peng, J. Mei, et al., "Corrosion of phase and phase boundary in proton-irradiated 308L stainless steel weld metal in simulated PWR primary water," Corr. Sci., 165 (2020) 108401.
- (10) T. Fukumura, K. Fukuya, K. Fujii, et al., "Grain Boundary Oxidation of Neutron Irradiated Stainless Steels in Simulated PWR Water," in Proc. 18th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, August 13-17, 2017, Portland Oregon, USA, Vol. 2, 937.
- (11) 三浦照光, 藤井克彦, 福谷耕司, "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," INSS JOURNAL, 25 (2018) NT-5.
- (12) S. Swaminathan, K. Sun, G.S. Was, "Decoupling the roles of grain boundary oxidation and stress in IASCC of neutron-irradiated 304L stainless steel," J. Nucl. Mater. 585 (2023) 154604.
- (13) K. Fujii, T. Yamada, K. Yabuuchi, K. Fukuya, "Corrosion Behavior in Simulated PWR Primary Water and

Microstructural Changes of Stainless Steel Welds after Thermal Aging and Ion-Irradiation,” in Proc. 21th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, August 6-10, 2023, Newfoundland, Canada, No. 89.

- (14) 井上裕滋, 小関敏彦, 大北茂, 藤雅雄, “初晶フェライトで凝固するオーステナイト系ステンレス鋼溶接金属の凝固・変態挙動 - Cr-Ni 系ステンレス鋼溶接金属の凝固・変態に関する研究 (第2報) -,” 溶接学会論文集, 第15巻, 第1号, (1997) 88-99.
- (15) 井上裕滋, 小関敏彦, 藤雅雄, 西本和俊, “オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属における形態の異なる δ フェライトの形成機構および低温靱性と耐孔食性に及ぼす δ フェライト形態の影響,” 溶接学会論文集, 第19巻, 第1号 (2001) 100-113.
- (16) 神谷修, 熊谷一男, 菊地靖志, “オーステナイト系ステンレス鋼溶接金属の低温靱性に及ぼす δ フェライト形態の影響,” 溶接学会論文集, 第9巻 (1991) 第4号, 525.
- (17) 才田一幸, “ステンレス鋼の溶接性,” 溶接接合教室 - 基礎を学ぶ-, 2-8, 溶接学会.
- (18) 三浦照光, 藤井克彦, 福谷耕司, “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,” INSS JOURNAL, 25 (2018) NT-5.
- (19) 三浦照光, 藤井克彦, 福谷耕司, “超微小引張試験法を用いた中性子照射ステンレス鋼の粒界劣化要因の検討,” INSS JOURNAL, 28 (2021) C-2.
- (20) K. Fukuya, K. Fujii, H. Nishioka, Y. Kitsunai, “Evolution of Microstructure and Microchemistry in Cold-work 316 Stainless Steels under PWR Irradiation,” J. Nucl. Sci. Technol., 43 (2006) 159-173.
- (21) T. Couvant, D. Haboussa, S. Meunier, et al., “A simulation of IGSCC of austenitic stainless steels exposed to primary water,” in proc. 17th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, August 9-12, 2015, Ontario, Canada.

亜鉛注入したPWR1次系環境水中におけるTT690合金の腐食挙動に及ぼす溶存水素濃度の影響（第2報）

Influences of Dissolved Hydrogen on Corrosion Behavior of Alloy 690 TT in Zinc-Injected Simulated PWR Primary Water Condition (Part 2)

金島 慶在 (Yoshiari Kaneshima) ^{*1} 中野 信夫 (Nobuo Nakano) ^{*2} 村下 正和 (Masakazu Murashita) ^{*2}

山田 卓陽 (Takuyo Yamada) ^{*3} 山岡 祐樹 (Yuki Yamaoka) ^{*3} 寺地 巧 (Takumi Terachi) ^{*3}

要約 被ばく低減と材料劣化抑制を目的とした PWR1 次系化学管理の最適化検討の一助とするため、亜鉛注入した PWR 1 次系模擬水環境で TT690 合金の浸漬試験を行った。これにより、亜鉛注入環境下のプラント運転温度範囲 (270~320°C) で TT690 合金の腐食に対する溶存水素 (DH) 濃度 (30, 35, 40, 45 cm³/kg) の影響について整理した。評価の結果、高 DH 濃度ほど表面の腐食生成物であるスピネル構造の酸化物成長が抑制され、DH 濃度 45 cm³/kg で顕著であることがわかった。内層酸化皮膜の厚さと試験時間から放物線速度定数 k_p [m²/s] を求めた結果でも、試験温度に依らず DH 濃度が大きいほど k_p は低下した。亜鉛注入により、酸化皮膜の生成が阻害され、高 DH 濃度でその効果が顕著になったためと考えられる。これらの検討により、亜鉛注入環境下においても、高 DH 濃度側で腐食が抑制される傾向が示されるとともに、表面酸化物の形成が抑制されることが確認された。

キーワード PWR1 次系水, TT690 合金, 溶存水素濃度, 酸化皮膜厚さ, 亜鉛注入

Abstract To optimize water chemistry management for reduced radiation exposure and material degradation, immersion tests were conducted using Alloy 690 TT in zinc-injected simulated PWR primary water. The effect of dissolved hydrogen (DH) concentration (30, 35, 40, 45 cm³/kg) on corrosion behavior in the plant operating temperature range (270-320 °C) was investigated. Higher DH concentrations suppressed the formation or growth of spinel-type corrosion products, particularly at 45 cm³/kg. By determining the parabolic rate constants from oxide film thickness and test time, the results showed that zinc injection and higher DH concentration synergistically delayed the progression of inner layer oxidation regardless of test temperature. Additionally, zinc injection significantly suppressed oxide film formation, with this effect being more pronounced at higher DH concentrations. These findings confirm that even in a zinc-injected environment, corrosion tends to be suppressed at higher DH concentrations, and oxide formation is further suppressed by zinc injection.

Keywords PWR primary water, Alloy 690 TT, Dissolved hydrogen, Oxide film thickness, Zinc injection

1. はじめに

加圧水型原子炉 (pressurized water reactor, PWR) の 1 次系では、燃料の反応度制御や構造材の腐食抑制による系統線量低減等を目的として、水化学管理指針に基づき、適切に系統の水質が管理されている⁽¹⁾。しかし、Ni 基合金の 600 合金では、1 次冷却材応力腐食割れ (primary water stress corrosion cracking, PWSCC) 感受性をもつことが知られており、国内外で多くの発生・進展事例が報告されてきた^(2,3)。対策材として耐 PWSCC 性を向上させた TT690 合金 (特

殊熱処理した 690 合金) への交換が進められているが、更なる信頼性・安全性の向上を目指す観点から、水化学管理の最適化が求められている。

水化学管理が構造材に及ぼす影響としては、溶存水素濃度 (以下、DH (dissolved hydrogen) 濃度とする) が、600 合金の PWSCC 発生や進展に影響することが知られている⁽⁴⁾。また、原子力発電所の作業者の被ばく線量に対しても水化学管理は影響すると考えられる。600 合金や TT690 合金等の Ni 基合金から ⁵⁸Ni が溶出すると、1 次冷却材により原子炉内へ持ち込まれ、燃料表面で析出して放射化され

*1 元 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所 現 関西原子力懇談会

*2 関西電力 (株)

*3 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

ることにより主要放射性核種である ^{58}Co となる。Ni は Ni/NiO (金属 Ni と NiO) の境界電位で熱力学的な安定状態が変化し、その形態変化点は DH 濃度と温度に依存することが分かっている⁶⁾。DH 濃度を高くすることにより、Ni を溶解度の低い金属 Ni とすることで、原子炉内への移行を防ぐことが ^{58}Co の発生を抑制する観点から有効とされている⁶⁾。

既報で当研究所の笹岡ら⁶⁾は、Ni の Ni/NiO 境界での熱力学的な安定状態の変化が、Ni 合金の腐食挙動に影響していると考え、TT690 合金の腐食に対する温度環境も含めた DH 濃度の影響を評価した。また、実際の PWR プラントでは、被ばく低減を目的に亜鉛注入が行われていることから、前報⁷⁾において、亜鉛注入環境下で DH 濃度 (30 cm^3/kg , 45 cm^3/kg) と温度 (270°C, 290°C, 320°C) を変えた TT690 合金の腐食試験を実施し、以下の知見を得た。

- ①亜鉛注入した PWR1 次系模擬環境下において、270～320°C のプラント運転温度範囲では、DH 濃度 30 cm^3/kg に比べて高 DH 濃度側の 45 cm^3/kg で腐食が抑制される傾向がある。
- ②亜鉛注入環境では、亜鉛注入無しの環境に比べて表面酸化物の形成が抑制される。

しかし、実機 PWR プラントにおける被ばく低減と、材料劣化抑制を目的とした最適水化学条件策定のためには、さらにデータの拡充が必要と考えられた。

本研究では、前報に引き続き TT690 合金について亜鉛注入環境での溶存水素濃度の腐食に対する影響について詳細に評価した結果を報告する。

2. 試験方法

2.1 供試材

本試験に用いた TT690 合金供試材の化学組成を表 1 に示す。溶体化処理後 700°C で 15 時間の TT 処理(thermal treatment, 特殊熱処理)を施した TT690 合金に、20%冷間加工を施した材料である。

表 1 TT690 合金供試材の化学組成 (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Fe	Cu	Ni
0.019	0.30	0.32	0.009	0.0006	30.18	9.42	0.04	59.25

2.2 浸漬試験

浸漬試験には、表面をダイヤモンドペースト (DP) 3 μm で研磨した 15×15×2 mm の短冊形状の試験片を用いた。

図 1, 2 に腐食試験装置の外観および試験片取付状況を示す。亜鉛注入した PWR1 次系環境水 (B:500 ppm, Li:2 ppm) を模擬し、プラント運転温度範囲 (270°C, 290°C, 320°C) にて DH 濃度の影響を評価する浸漬試験を実施した。高 DH 濃度の影響をより詳細に把握する目的から、昨年度取得した DH 濃度 30 cm^3/kg および 45 cm^3/kg の試験に加えて、表 2 の環境で浸漬試験を行った。試験時間は安定的な内層酸化皮膜が形成されると考えられる 500 時間を目標とした。



図 1 腐食試験装置外観

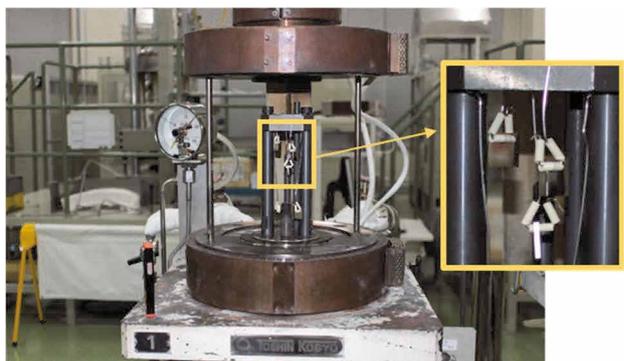


図 2 試験片取付状況

表 2 浸漬試験の環境条件

試験条件	270°C	290°C	320°C
	35 cm^3/kg	35 cm^3/kg	35 cm^3/kg
上段：温度			
下段：DH	270°C 40 cm^3/kg	290°C 40 cm^3/kg	320°C 40 cm^3/kg

- ・亜鉛濃度は 0.03～0.04 ppm を目標
- ・1 バッチの試験時間は約 500 時間

腐食試験装置への亜鉛注入方法には、パッシブ注入方式を採用した⁷⁾。図3に腐食試験装置の水質調整系統にバイパスラインとして接続した亜鉛注入系統を示す。粒状の酸化亜鉛(ZnO)を投入した溶解槽に、腐食試験装置の系統水を一定量通水し、系統の亜鉛濃度が0.03 ppm~0.04 ppmとなるように管理した。なお、金属不純物の影響を避けるために、純度99.99%の酸化亜鉛試薬(株式会社高純度化学研究所製)を用いた。表3に浸漬試験の実施結果を示す。

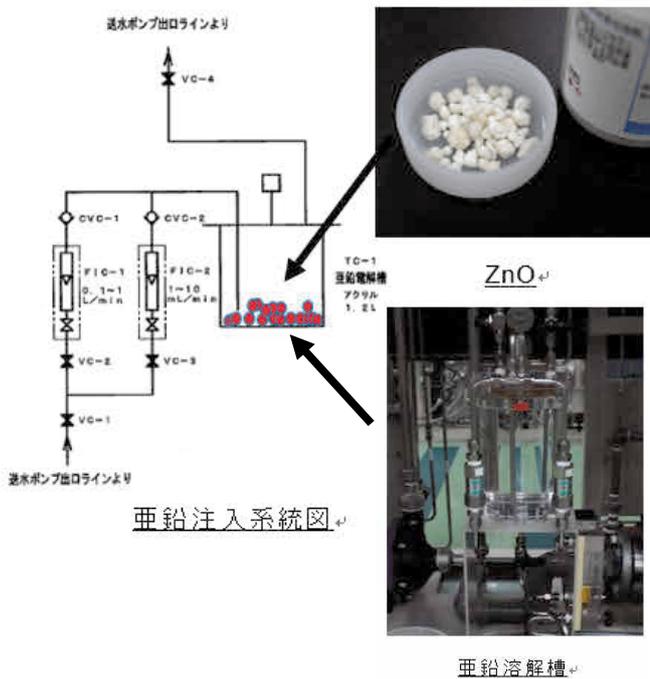


図3 亜鉛注入系統の概略

表3 浸漬試験の実施結果

		温度[°C]			備考
		270	290	320	
DH濃度 [cm ³ /kg]	35	504 h	504 h	504 h	亜鉛濃度 0.04 ppm
	40	504 h	504 h	504 h	亜鉛濃度 0.03 ppm

2.3 皮膜観察

浸漬試験後に、電界放出型走査電子顕微鏡 (Field Emission Scanning Electron Microscope, 以下、FE-SEM とする) にて観察し、腐食生成物の状況を表面観察した。さらに、クロスセクションポリリッシャ (CP) にて試験片

の断面方向を加工研磨し、FE-SEMにより酸化皮膜の観察及び皮膜厚さの評価を行った。

3. 試験結果

3.1 外観観察

浸漬試験後の試験片の外観を図4に示す。各DH濃度と温度において表面の色合いに多少の色ムラはみられるが、外観上の大きな相違はなく、各試験片ともほぼ均一の皮膜が形成されている様子がうかがえた。

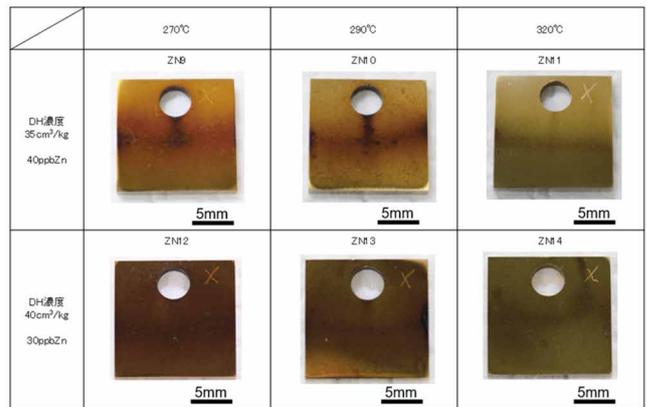


図4 腐食試験後の試験片の外観写真 (20%CW TT690)

3.2 酸化皮膜の表面観察

図5に示す低倍率 (x500) のSEM観察において、DH濃度35, 40 cm³/kgとも、温度条件 (270°C, 290°C, 320°C) による表面状態の相違は認められず、DHの影響は見られなかった。図6 (x50,000) および図7 (x100,000) に示す高倍率の観察においても、DH濃度35, 40cm³/kgのいずれの場合も、各温度条件 (270°C, 290°C, 320°C) で0.1 μm程度の粒状の酸化物が全面に観察され、DH濃度と温度の違いによる相違は確認されなかった。

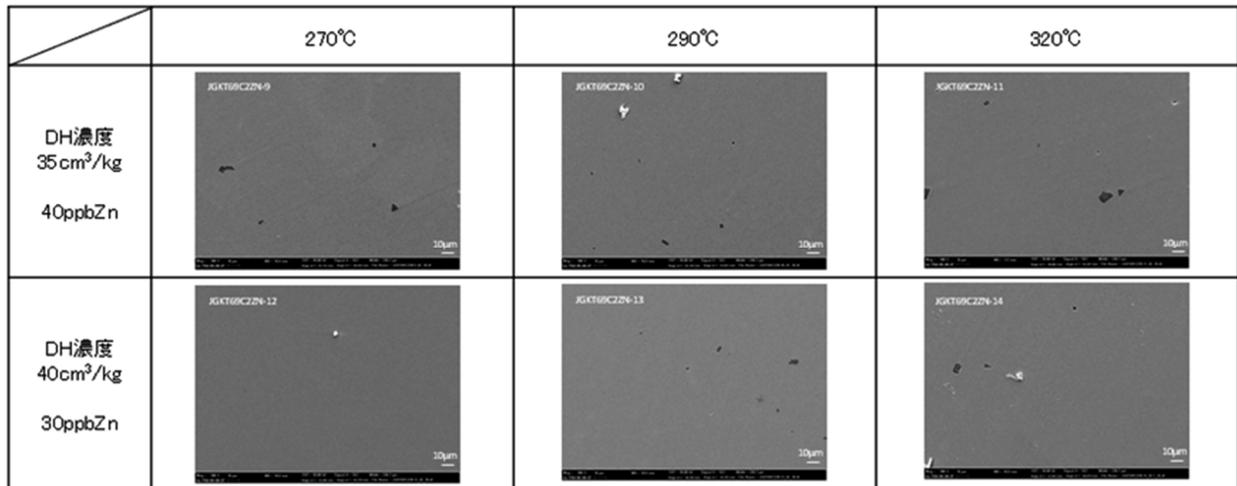


図5 FE-SEMによる表面皮膜観察結果(×500) (20%CW TT690)

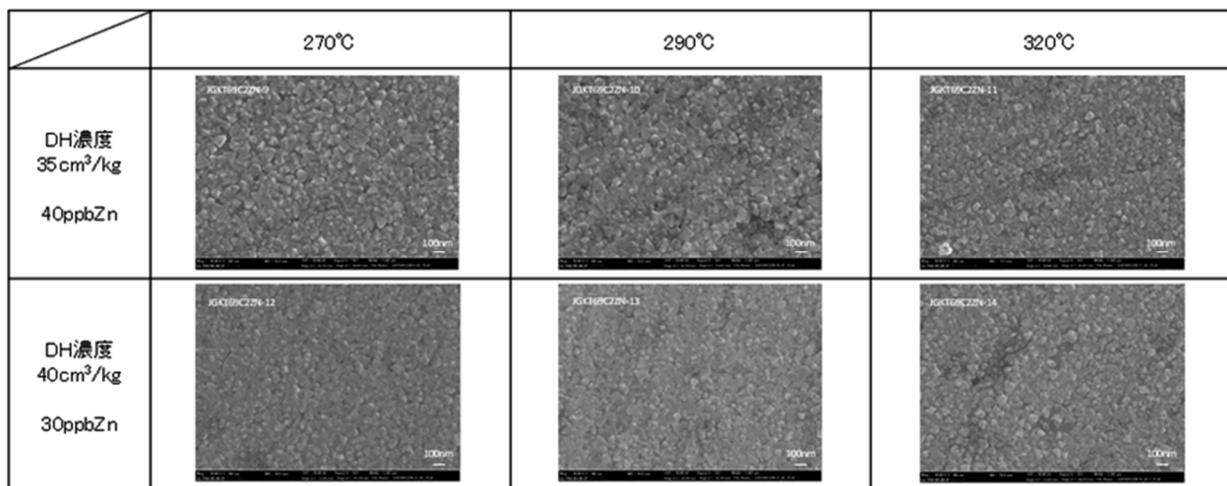


図6 FE-SEMによる表面皮膜観察結果(×50,000) (20%CW TT690)

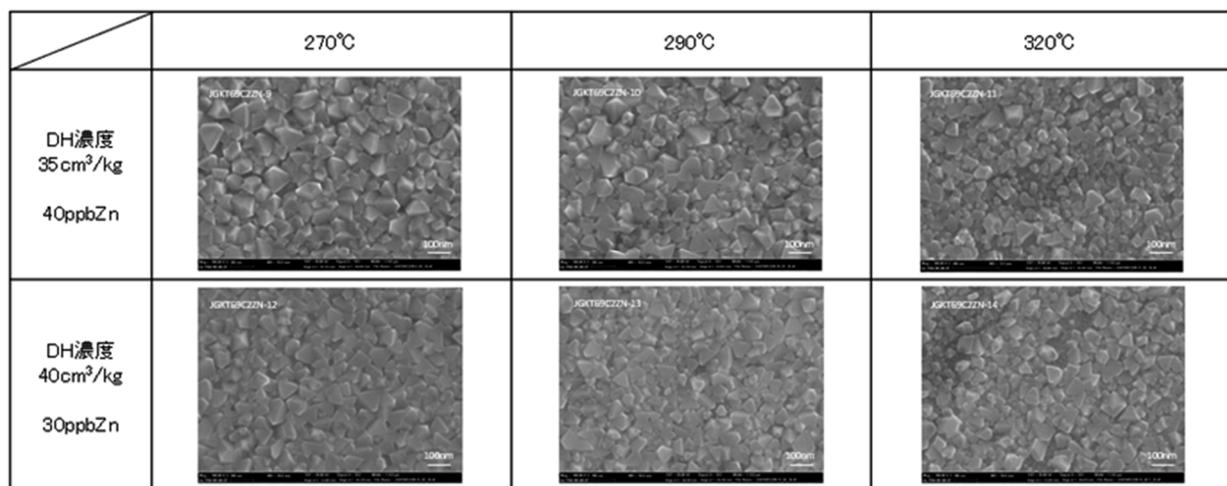


図7 FE-SEMによる表面皮膜観察結果(×100,000) (20%CW TT690)

3.3 酸化皮膜の断面観察

FE-SEMによる酸化皮膜の断面観察結果の一例を図8に示す。試験片は、亜鉛を含むPWR1次系模擬環境(DH濃度 $35 \text{ cm}^3/\text{kg}$, 270°C , Zn 0.04 ppm)に浸漬した後、CP加工により $338.3\mu\text{m}$ にわたり断面処理を施したものである。 $0.1 \mu\text{m}$ に満たない薄い酸化皮膜であるため、低倍での評価は困難だが、観察視野全域にわたり一様な皮膜が形成していた。これまでの観察でも、皮膜は内層と外層の2層構造を形成し、これら2層は同程度の厚みとなることが分かっている。今回観察した皮膜についても、類似の2層構造の形態が認められた。

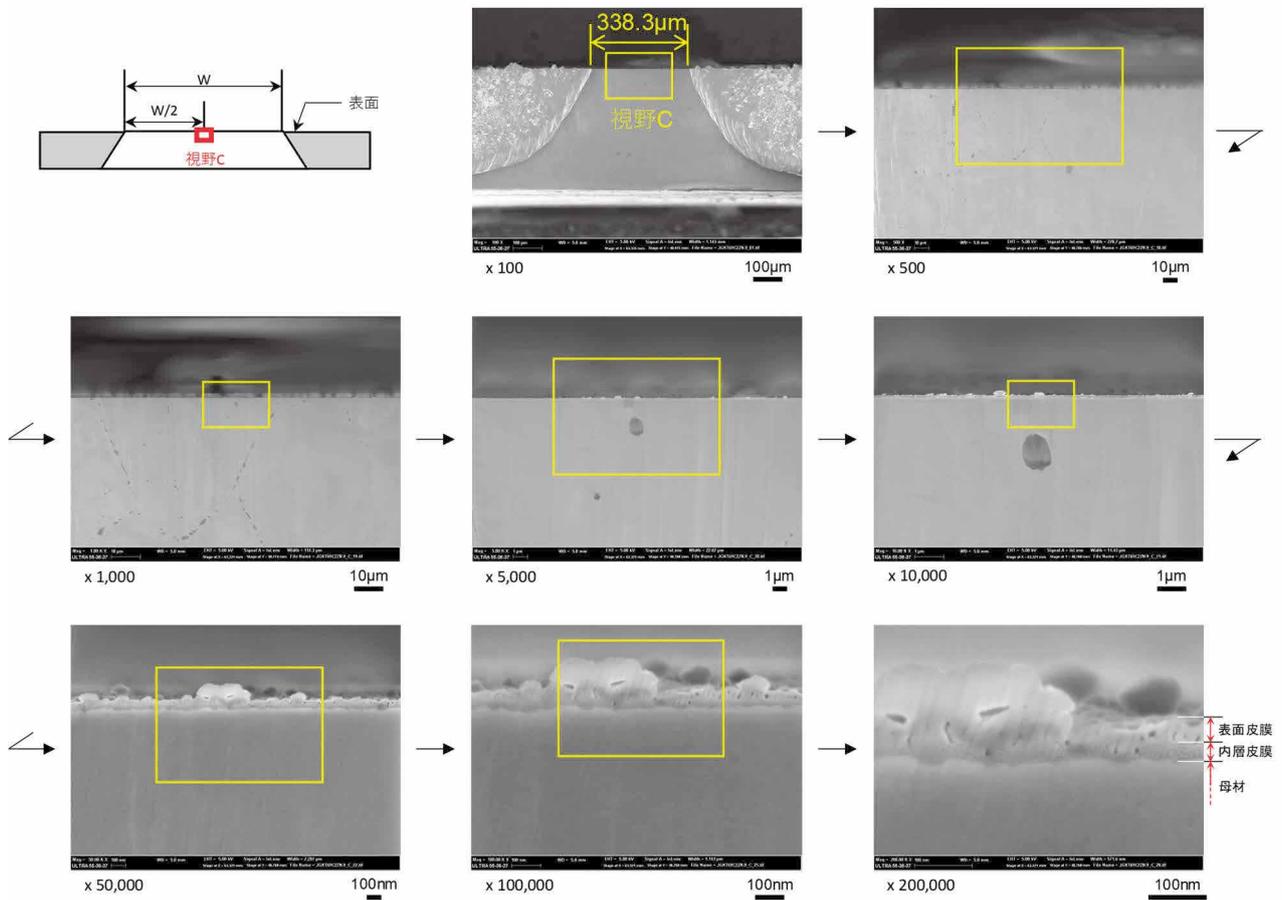


図8 FE-SEMによる皮膜断面観察結果 (20%CW TT690, DH濃度 $35 \text{ cm}^3/\text{kg}$, 270°C , Zn濃度 0.04 ppm)

3.4 酸化皮膜厚さの測定

酸化量を定量的に取り扱うために、一般に耐食性を担うと考えられる内層酸化皮膜の厚さを評価した。評価は CP 加工された酸化皮膜断面について、加工部の左・右・中央の3視野を高倍率 (x100k) まで拡大して行った。測定例を図9に、各試験片の内層酸化皮膜の3点の平均厚さを

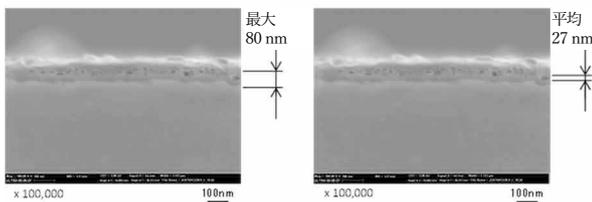
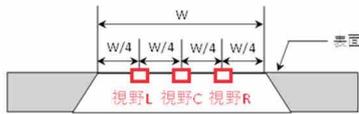


図9 FE-SEMによる内層酸化皮膜厚さ測定例

表4に示す。評価を実施した皮膜厚さの平均値は21~32nmの範囲にあり、何れも0.1μmにも満たない薄い皮膜であった。

表4 各試験片における内層酸化皮膜の平均厚さ

DH濃度 (cm ³ /kg)	内層酸化被膜の平均厚さ(nm)		
	270°C	290°C	320°C
35	25	30	32
40	21	23	21

4. 考察

4.1 表面皮膜形成へのDH濃度の影響

各DH濃度におけるTT690合金表面の腐食生成物の状況を前報⁽⁷⁾の結果を含めてまとめた。図10に試験片のDP 3μmの研磨面表面をFE-SEMにて高倍率(x50,000)で観察した結果を示す。いずれの条件も亜鉛を含む環境に浸漬したもので、試験片表面全面に粒状酸化物が観察された。

	270°C	290°C	320°C
DH濃度 30cm ³ /kg* 40ppbZn			
DH濃度 35cm ³ /kg 40ppbZn			
DH濃度 40cm ³ /kg 30ppbZn			
DH濃度 45cm ³ /kg* 30ppbZn			

図10 FE-SEMによる表面皮膜観察結果 (x50,000) (20%CW TT690合金, DH濃度30, 35, 40, 45 cm³/kg)

*前報⁽⁷⁾ INSS JOURNAL 2023からの引用

DH 濃度 30, 35, 40 cm³/kg では、270°C~320°Cの温度域で、粒径が0.1 μm程度だが、DH 濃度 45 cm³/kg では腐食生成物の形態が小さく、同視野では粒径を評価することが困難である。一方で、表面皮膜の形態や大きさに温度の影響は確認されなかった。これらの傾向は、高 DH 濃度ほど表面の腐食生成物の成長抑制が顕著であることを示している。

4.2. 内層酸化皮膜形態への DH 濃度の影響

内層酸化皮膜の成長が、皮膜中のイオンの拡散に律速される場合、その皮膜の成長は放物線則に従うと考えられる。皮膜厚さと時間の関係を表す放物線則は次式により示される⁽⁸⁾。

$$x^2 = 2k_p t \tag{1}$$

ここで、 x は内層皮膜厚さ[m]、 k_p は放物線速度定数[m²/s]、 t は時間[s]である。測定した内層酸化皮膜厚さと試験時間から(1)式により k_p を求め、試験時間の異なる試験片の酸化の進行を相対的に比較した。表5に前報⁽⁷⁾での結果および表4の皮膜厚さより求めた k_p をまとめて示す。

表5 k_p 計算結果

DH 濃度 (cm ³ /kg)	亜鉛注入の有無	k_p [m ² /s]		
		270°C	290°C	320°C
30*	Zn 有り	2.3×10 ⁻²²	2.6×10 ⁻²²	3.6×10 ⁻²²
	無し	—	1.0×10 ⁻²¹	1.3×10 ⁻²¹
35	Zn 有り	1.8×10 ⁻²²	2.5×10 ⁻²²	2.9×10 ⁻²²
	無し	—	—	—
40	Zn 有り	1.2×10 ⁻²²	1.4×10 ⁻²²	1.2×10 ⁻²²
	無し	—	—	—
45*	Zn 有り	6.8×10 ⁻²³	6.4×10 ⁻²³	3.2×10 ⁻²³
	無し	—	3.4×10 ⁻²²	4.6×10 ⁻²²

*前報⁽⁷⁾ INSS JOURNAL 2023 からの引用

亜鉛注入環境下における k_p と DH 濃度の関係を図11に示す。試験温度に依らず DH 濃度が高いほど k_p は低下しており、高 DH 濃度ほど内層酸化の進行が妨げられる結果となった。

次に、試験温度 (290°C, 320°C) の k_p と DH の関係を、過去に取得した亜鉛注入無しのデータと合わせて図12に示す。亜鉛注入により著しく酸化皮膜の成長は抑制され、高 DH 濃度でその効果が顕著になることが分かった。

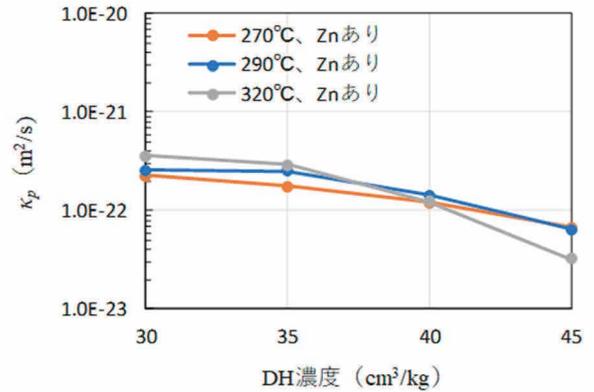
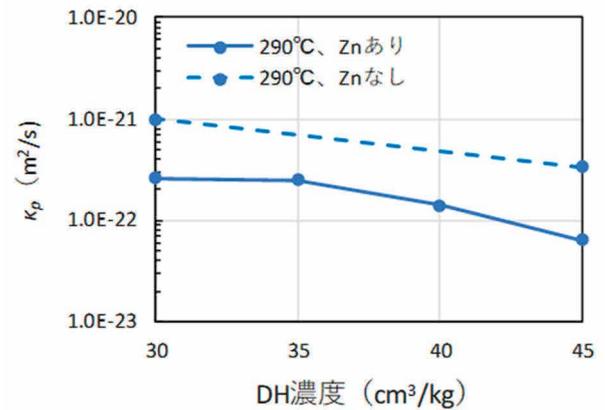
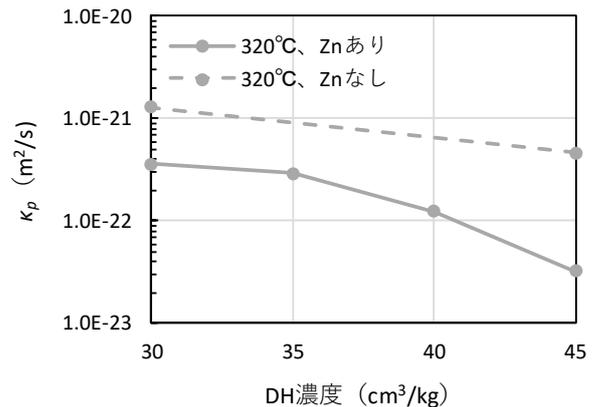


図11 k_p とDH濃度の関係 (270°C, 290°C, 320°C, Zn注入あり)



(a) 290°C



(b) 320°C

図12 k_p とDH濃度の関係 (Zn注入有無の比較) (上段: 290°C, 下段: 320°C)

腐食に及ぼす亜鉛注入環境下での 270°C~320°C の範囲における温度の影響を評価した。 k_p に対する温度の影響を図 13 に示す。傾向は DH 濃度により僅かな違い認められ、DH 濃度 30 と 35 cm^3/kg では温度上昇に伴い k_p がわずかに大きくなった。一方、DH 濃度 40 cm^3/kg では温度による変化はほとんどなく、DH 濃度 45 cm^3/kg では高温側で k_p が減少する傾向が認められた。この複雑な温度依存性については、高 DH 側で金属イオンの拡散以外の要因が強く影響することを示唆している。具体的には、表面における電気化学反応が影響した可能性が考えられ、ステンレス鋼などでも高温側で皮膜が薄くなることが報告されている⁽⁹⁾。ただし、より高温側における挙動や詳細機構については、引き続き検討を要するものと考えられる。

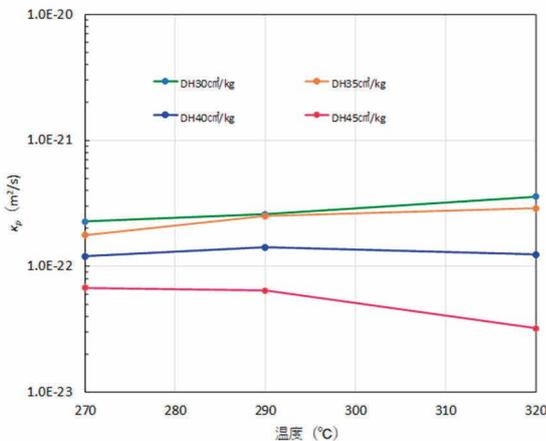


図 13 各溶存水素条件における k_p と温度の関係 (DH 30*, 35, 40, 45* cm^3/kg , Zn 注入あり)

*前報⁽⁷⁾ INSS JOURNAL 2023 からの引用

5. まとめ

亜鉛注入した PWR1 次系模擬環境下において、DH 濃度と温度を変えた TT690 合金の腐食試験を実施した。酸化皮膜を表面および断面から観察し、表面酸化皮膜の形態や、内層酸化皮膜の厚さを調べた。その結果から亜鉛注入環境下での DH 濃度と温度の腐食に対する影響を検討した。得られた知見は以下の通りである。

- (1) 亜鉛注入による腐食抑制効果は、検討を実施した 270~320°C および DH 濃度 30~45 cm^3/kg のいずれの範囲でも有効である。
- (2) 特に高 DH 濃度条件となる DH 濃度 45 cm^3/kg の条件で、亜鉛注入による腐食抑制効果が顕著に認められた。
- (3) 皮膜厚さへの温度の影響は DH 濃度により変化することがあり、高 DH 条件となる 45 cm^3/kg

では、高温側で皮膜が薄くなる傾向が認められた。

謝辞

本研究を遂行するにあたり、関係された方々ならびに (株)原子力安全システム研究所 高経年化研究グループ 村上公治氏、黒崎登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。

引用文献

- (1) H. Kawamura, Y. Shoda, T. Terachi et al., “PWR secondary water chemistry guidelines in Japan-Purpose and technical background,” *Progress in Nuclear Energy*, 114, pp.121-137, (2019).
- (2) 渡辺 憲夫, 高原 省吾“米国の加圧水型原子力発電所における Alloy600 製圧力バウンダリ構成機器の一次冷却材応力腐食割れ事例の分析, JAEA-Review 200-027,” (2006).
- (3) 原子力安全・保安院, “蒸気発生器一次冷却材出入口管台溶接部内表面における亀裂への対応について (解説),” (2008).
- (4) EPRI, “Pressurized Water Reactor Primary Water Chemistry Guidelines,” (2014).
- (5) EPRI, “Material Reliability Program Mitigation of PWSCC in Nickel-Base Alloys by Optimizing Hydrogen in the Primary Water (MRP-213),” (2007).
- (6) 笹岡 孝裕, 山田 卓陽, 有岡 孝司, “TT690 合金の PWR1 次系模擬水中の腐食挙動への溶存水素濃度と温度の影響,” *INSS JOURNAL*, (2021).
- (7) 金島 慶在, 笹岡 孝裕, 山田 卓陽, 國谷 耕平, 有岡 孝司, “亜鉛注入した PWR1 次系環境水中における TT690 材の腐食挙動に及ぼす溶存水素濃度の影響,” *INSS JOURNAL*, (2023).
- (8) 河村 憲一, B. A. Mohd Hanafi, 上田 光敏, 丸山 俊夫, “合金の高温酸化皮膜表面における酸素ポテンシャル,” *Netsu Sokutei*, (2010).
- (9) 寺地 巧, 宮本 友樹, 山田 卓陽, 有岡 孝司, “ステンレス鋼の高温水中応力腐食割れに関する基礎研究—腐食の温度依存性—,” *INSS JOURNAL*, (2009).

ポップイン現象による原子炉容器鋼モデル合金の 照射硬化機構の検討

Study of the Irradiation Hardening Mechanism of Model Alloy of Reactor Pressure Vessel Steel Using Pop-in Phenomena

前田 悠希 (Yuuki Maeda) *1 藤井 克彦 (Katsuhiko Fujii) *1 福谷 耕司 (Koji Fukuya) *1

要約 中性子照射によって原子炉容器鋼に形成される照射欠陥と転位の相互作用を明らかにすることを目的に、Fe イオンを照射した低 Cu 含有量の原子炉容器鋼のモデル合金 (Fe-Mn-Ni-Si-Cu 合金) についてナノインデンテーション試験を実施した。特に、ナノインデンテーションの負荷過程で発生する不連続変形過程であるポップインに着目し、照射が局所的な塑性変形の開始に与える影響を調べた。Fe イオン照射によって押し込み硬さは増大した一方で、ポップインが発生する荷重は低下する傾向がみられた。また、ポップインが発生する荷重に対する変位のバースト量の比は照射量の増大によって低下した。これらの結果は、イオン照射によって導入された照射欠陥がせん断転位ループの不均一核生成のサイトであるとともに転位の障害物としても作用することを示唆する。

キーワード 照射硬化, イオン照射, ナノインデンテーション, ポップイン, 原子炉容器鋼

Abstract In order to elucidate the interaction between irradiation defects that are formed by neutron irradiation and dislocations, Fe ion irradiation was conducted on model alloys of low Cu reactor pressure vessel steel (Fe-Mn-Ni-Si-Cu alloy), and nanoindentation was performed. To study the influence of irradiation on the initiation of local plastic deformation, pop-in behavior, i.e. discontinuous deformation during nanoindentation loading, was investigated. Although nanoindentation hardness increased with irradiation dose, there was a tendency for the load at which pop-in occurred to decrease. Furthermore, the ratio of the pop-in load to the displacement burst width was decreased with irradiation dose. These results suggest irradiation defects act as not only the sites for dislocation nucleation but also as obstacles to dislocation movement.

Keywords Irradiation hardening, Ion-irradiation, Nanoindentation, Pop-in, Reactor pressure vessel steel

1. はじめに

原子炉容器鋼の中性子照射による照射脆化は重要な高経年化事象のひとつであり、非常に多くの研究が実施されてきた⁽¹⁾。現在では、アトムプローブ分析や透過電子顕微鏡観察などに代表されるマイクロ組織の評価手法の発達に伴い、照射脆化が溶質原子クラスターの形成や転位ループなどのマトリクス損傷による硬化が主要因である⁽¹⁾⁽²⁾ことが明らかになっている。さらに、マイクロ組織変化と降伏応力や硬さなどの力学特性の関係についても検討がなされ、Cu リッチの溶質原子クラスターに対する Russel-Brown モデル⁽³⁾や転位ループに対する Orowan モデル⁽⁴⁾などの硬化モデルが適用されている。しかし、転位ループと溶質原子クラスターの硬化係数の違いなどの未解明の課題もあり、硬化モデルの高度化のためにもさらなる知見を拡充する必要

がある。

材料の力学特性を調べる手法の一つとして計装化押し込み装置を用いたナノインデンテーション試験が知られている。ナノインデンテーション試験は、押し込み深さが nm スケールと非常に小さく⁽⁵⁾、薄膜材料の評価だけでなく、損傷領域が最大でも数 μm 程度であるイオン照射による硬化を評価する場合にも用いられる手法である⁽⁶⁾。ナノインデンテーション試験の特長として、荷重と圧子の圧入深さを測定しながら押し込むことによって荷重-変位曲線が取得できる点が挙げられ、取得した荷重-変位曲線から押し込み硬さや押し込み弾性率を評価する。一定の条件下で試験を行った場合、荷重-変位曲線の負荷過程で図1に示すような不連続変形が発生する場合がある⁽⁶⁾⁽⁷⁾。この現象はポップイン (Pop-in) と呼ばれ、金属材料で発生するポップインは、局所的な塑性変形の開始に対応するという説が有力

*1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

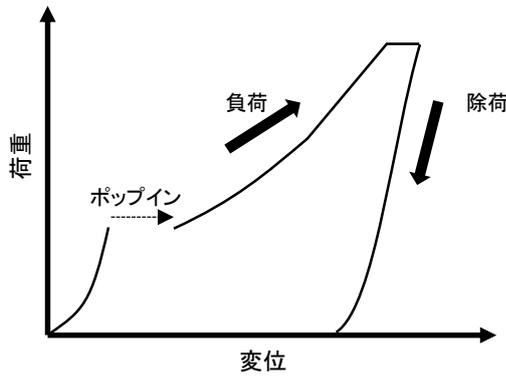


図1 ナノインデンテーションでのポップインの例

視されている⁷⁾。ポップインの発生する原因に関する研究のほかに、ポップインが局所的な塑性変形の開始に対応すると考えられることを利用し、結晶粒界⁸⁾や転位⁹⁾¹⁰⁾などの格子欠陥や、固溶元素¹¹⁾¹²⁾が塑性変形の素過程に与える影響が調べられた。近年では、照射材料のポップイン挙動を評価することで照射欠陥が局所的な力学特性に与える影響に関する知見を拡充することが期待されており、Mo単結晶¹³⁾や鉄鋼材料¹⁴⁾¹⁷⁾などのイオン照射によるポップイン挙動の変化が検討されている。しかし、軽水炉の原子炉容器鋼やそのモデル合金の照射によるポップイン挙動の変化が調べられた例は極めて少ない。そこで、本研究では、軽水炉材料の照射硬化機構の解明のために、イオン照射を実施した低Cu含有量の原子炉容器鋼のモデル合金にナノインデンテーションを実施し、イオン照射が局所力学特性に与える影響を調べた。

2. 実験

2.1. 試験片

本研究では、低Cu含有量の原子炉容器鋼のモデル合金であるFe-Mn-Ni-Si-Cu合金を用いた。表1に化学組成を示す。

試験片の形状は、長さ8 mm、幅2 mm、厚さ0.5 mmの板状である。イオン照射を実施する面には、#1200のエメリー紙による湿式研磨の後に3 μm のダイヤモンド粒子による研磨を行った。最終仕上げとして粒径0.03 μm のコロイ

表1 合金の化学組成 (wt.%)

Element	Si	Mn	Ni	Cu	Fe
Compose (wt.%)	0.25	1.5	0.5	0.05	Bal.

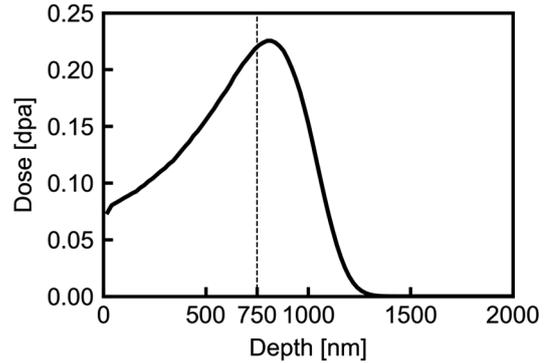


図2 照射量の深さ方向の分布

ダルシリカによる研磨を行い、表面の変質層を取り除いた。

2.2. イオン照射実験

イオン照射は、東京大学重照射研究設備HITで実施した。タンデム加速器を用いて、2.8 MeVの2価のFeイオン (Fe^{2+}) を照射温度290°Cで照射した。750 nm深さで定義した損傷速度はそれぞれ 1.6×10^{-5} dpa/sと 2.0×10^{-5} dpa/s、損傷量は0.02 dpaと0.21 dpaの2条件である。損傷量の計算には、イオン注入解析用ソフトウェアSRIM2006¹⁸⁾を用いた。計算は、純鉄を仮定し、はじき出しエネルギー E_d は40 eVとした。図2にSRIM計算から得られた損傷量の深さ方向の分布の例を示す。

2.3. ナノインデンテーション試験

照射による硬さの変化を調べるために押し込み硬さ試験を行った。その後、ポップインを調べるためにポップイン試験を実施した。これら2つの試験は、試験片を $8.7 \times 10 \times 2$ mmのインバーに瞬間接着剤で接着した状態で実施した。

2.3.1. 押し込み硬さ試験

押し込み硬さ試験は、ELIONIX社製のENT-2100を用いて行った。圧子はBerkovich圧子を使用した。2.8 MeVの Fe^{2+} イオンの照射のピーク深さは約750 nmであり、最大深さは約1000 nmである。照射材の押し込み硬さ試験では、押し込み深さの4~5倍の塑性域が発生することが報告されている¹⁹⁾。そのため、押し込み深さを150 nmとすることで損傷領域のみの硬さを取得した。硬さの結晶方位依存性による影響を平均化するために未照射材では50点、照射材では120点の測定を実施した。

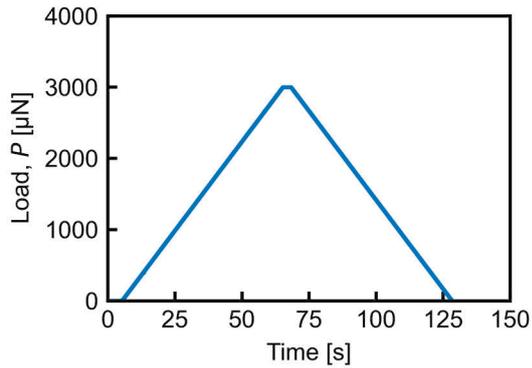


図3 荷重の時間履歴

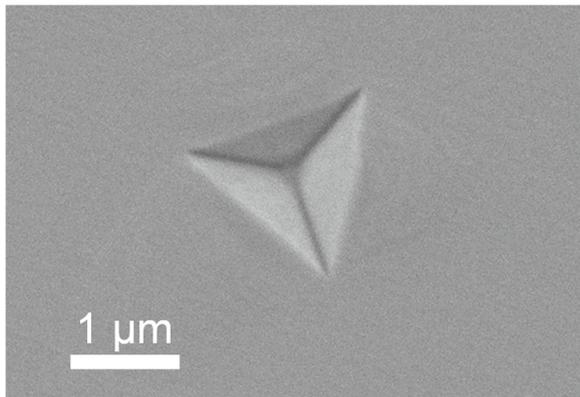


図4 Berkovich 圧子による圧痕の観察像

2.3.2. ポップイン試験

ポップイン試験は、Hysitron社製のTriboindenter (TI950)を用いた。試験は、Berkovich圧子を使用し、室温環境下で最大荷重を3000 μN の荷重制御試験として実施した。負荷速度および除荷速度は50 $\mu\text{N/s}$ とした。与えた荷重の時間履歴の一例を図3に示す。測定は、ひとつの試験片につき10点行い、測定の際には圧痕の中心間の距離が50 μm 以上離れるようにした。図4に圧痕の走査電子顕微鏡像の一例を示す。

3. 結果

3.1. 押し込み硬さ試験

図5に照射量と押し込み硬さの関係を、図6に押し込み硬さの頻度分布を示す。押し込み硬さの平均値は照射によって増大し、イオン照射によって硬化するという従来の知見と整合した結果が得られた⁶⁾。また、観測された押し込み硬さの分散は照射によって有意に増大した。これは、照射欠陥の硬化への寄与が結晶方位によって異なることに起因す

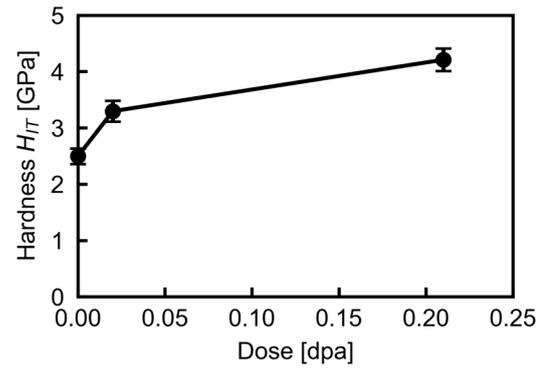


図5 照射量と押し込み硬さの関係

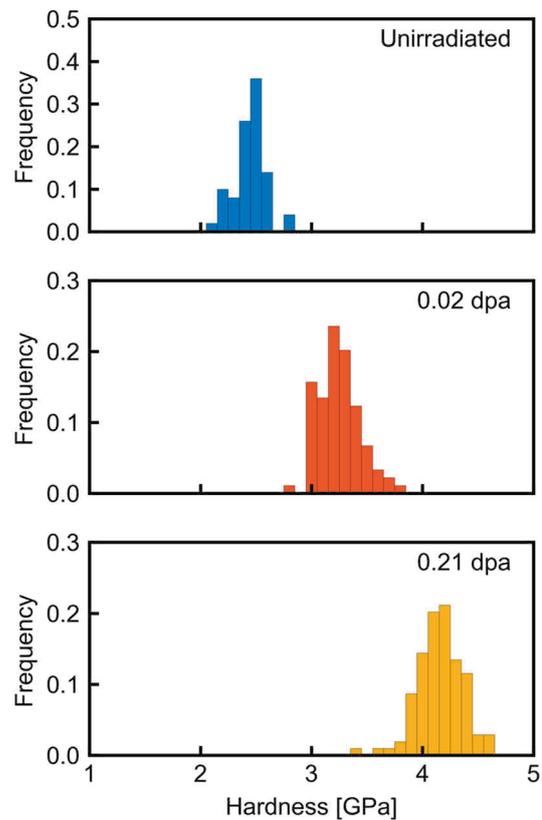


図6 押し込み硬さの頻度分布

ると考えられる。

3.2. ポップイン試験

3.2.1. 荷重-変位曲線

図7に未照射材の測定で得られた荷重-変位曲線の一例を示す。すべての測定で図7に示すような不連続変形過程(ポップイン)が発生した。Hertzの接触理論によると球形圧子によって弾性変形が生じる場合、荷重 P と変位 h の関係は以下のように表される⁽²⁰⁾。

$$P = \frac{4}{3} E_r \sqrt{R} h^{\frac{3}{2}} \quad (1)$$

式(1)中の R は圧子の先端曲率半径, E_r は圧子と材料の複合弾性率である. 図8にポップインが発生する前の荷重 P と変位 $h^{3/2}$ の関係の一例を示した. 荷重 P と変位 $h^{3/2}$ が比例していることからポップインが発生する前は弾性変形であると考えられる. 3つの照射量の荷重-変位曲線の代表例を図9に示す. 負荷初期の挙動は3つの試験片でほぼ同一であった. これは, 3つの試験片の測定で圧子と材料の複合弾性率がほぼ同一であることを示す結果である.

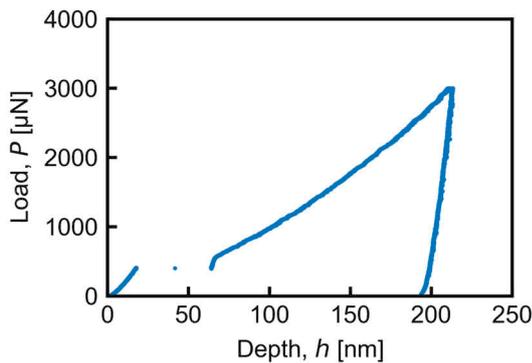


図7 未照射材の典型的な荷重変位曲線

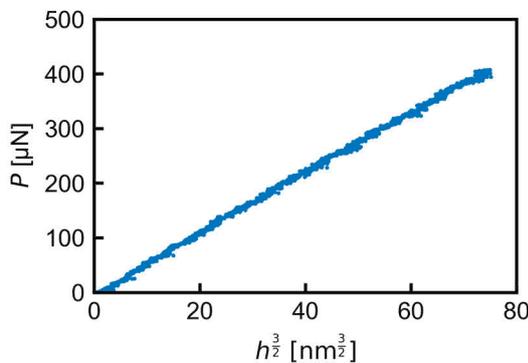


図8 負荷初期の荷重と3/2乗した変位の関係

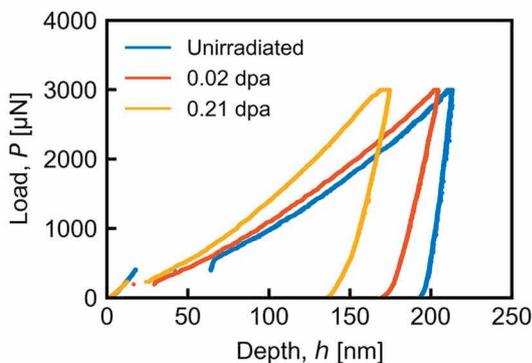


図9 3つの試験片の典型的な荷重変位曲線

3.2.2. ポップインの評価

ポップインを定量的に評価するためにポップイン荷重 P_c と変位のバースト量 Δh を定義した. ポップイン荷重 P_c は荷重-変位曲線からHertzの接触式が逸脱した点の荷重とし, 変位のバースト量 Δh はポップインによる変位の増分とした. 図10にポップイン荷重 P_c と変位のバースト量 Δh の関係を示す. 照射量によらずポップイン荷重 P_c と変位のバースト量 Δh には相関がみられた. 既往の検討においても同様の挙動を示すことが報告されており⁽¹¹⁾⁽¹⁵⁾⁽²¹⁾, 変位のバースト量がポップインの発生するときに材料に蓄えられている弾性ひずみエネルギーに依存するためであると考えられている⁽¹¹⁾. また, 測定されたポップイン荷重の最大値と最小値の差は300 μN 程度であった. これは, 既往の検討⁽²²⁾において指摘されている通り, ポップインが熱活性化過程に伴って発生する確率的な現象であることが影響していると考えられる. 照射によるポップイン挙動の変化に着目すると, ポップイン荷重 P_c は照射量の増大に伴って減少傾向がみられた. また, 同一のポップイン荷重 P_c に対する変位のバースト量 Δh は照射によって減少する傾向がみられた. 図11にそれぞれの試験片の変位のバースト量 Δh とポップイン荷重 P_c の積 $\Delta h * P_c$ を示す. 積 $\Delta h * P_c$ は, ポップイン時に圧子が試験片に与えたみかけの仕事量に相当する. 照射量の増大に伴って積 $\Delta h * P_c$ の平均値と最大値は減少する傾向がみられた.

4. 考察

4.1. イオン照射がポップイン荷重に与える影響

既往の検討より, 金属材料で発生するポップイン現象の素過程は転位の増殖や射出と考えられている⁽⁷⁾. 実験的検討⁽⁹⁾や分子動力学 (molecular dynamics, MD) 計算⁽²³⁾から, 転位密度が高い材料は低い材料と比較してポップイン荷重が低下する傾向があり, 転位密度が高い材料ではポップインが転位の増殖, 転位密度が低い材料ではポップインが転位の射出に対応することが示唆されている. 本研究で用いたモデル合金は加工前に焼鈍されていることから転位密度は十分低く, 観測されたポップインは転位の射出によるものと考えられる. ポップインで転位が射出する過程にはせん断転位ループの均一核生成と不均一核生成の2つの機構が考えられており⁽⁷⁾, 機構の違いによってポップイン荷重の累積確率分布に差異が生じることがMD計算

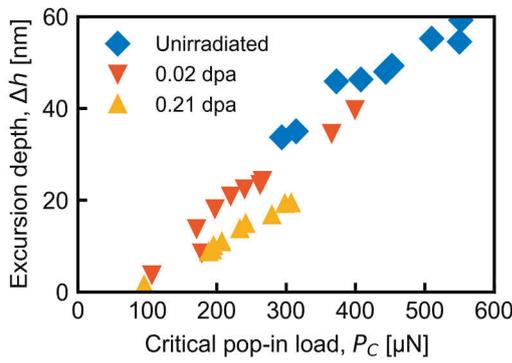


図10 ポップイン荷重とバースト量の関係

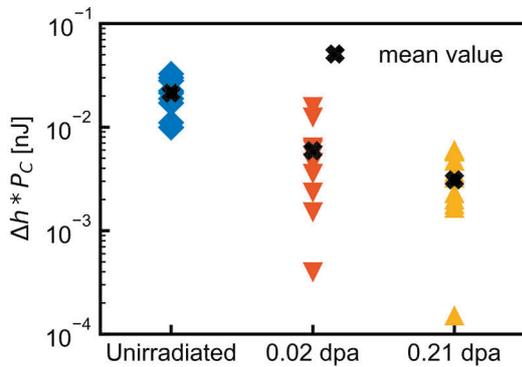


図11 ポップイン荷重とバースト量の積

から報告されている⁽²⁴⁾。Beiらは、予ひずみを与えたMo単結晶のポップイン挙動を調べ、ある荷重以下でポップインが発生する確率 f を以下の式で表すことを提案した⁽²⁵⁾。

$$f = 1 - q_{\text{homogeneous}} \times q_{\text{heterogeneous}} \quad (2)$$

$$q_{\text{heterogeneous}} = \exp(-\rho_{\text{defect}} V_d) \quad (3)$$

式(2)中の $q_{\text{homogeneous}}$ はせん断転位ループの均一核生成の発生確率であり、荷重速度と温度の関数である。

$q_{\text{heterogeneous}}$ はせん断転位ループの不均一核生成の発生確率を表し、式(3)中の ρ_{defect} は欠陥密度、 V_d は圧子によって荷重が与えられる体積である。このモデルは、せん断転位ループの不均一核生成の発生する確率が、圧子から荷重を受ける体積内に存在する欠陥の数に依存することを意味する。既往のMD計算によると、原子空孔や自己格子間原子といった点欠陥によってポップイン荷重が低下することが報告されている⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾。以上より、イオン照射の照射量の増大に伴うポップイン荷重の低下は、照射欠陥がせん断転位ループの不均一核生成のサイトとして作用したことが原因であると考えられる。Mo単結晶に対するイオン照射においても、ポップイン荷重の低下が報告されており⁽¹³⁾、本研究と共通した機構でポップイン荷重が低下したことが示唆される。今後は、溶質原子クラスターやマトリクス

損傷などの照射による個々のマイクロ組織がポップイン荷重に与える影響を調べることが重要である。

4.2. 照射量と変位のバースト量の関係

Shibutaniら⁽²⁹⁾の提案したモデルによると、ポップイン現象のバースト量はポップインで射出される転位の本数に依存する。また、Fe-Si合金の実験結果から、ポップインのバースト量がポップイン直後の転位組織と相関することが示唆されている⁽³⁰⁾。これらから、照射によるポップイン荷重 P_c に対するバースト量 Δh の低下はポップイン直後の転位組織の差異に起因すると考えられる。

一般に、照射欠陥は転位の障害物として作用し、硬化の原因となることが知られている。そのため、照射材では射出された転位が短い距離で運動エネルギーを失い、未照射材と比較して圧子に近い領域で転位が堆積すると推定される。堆積した転位は圧子に逆応力を与え、後続の転位の核生成に必要な応力が増大した結果、核生成される転位の本数が減少したと考えられる。これらから、照射による変位のバースト量 Δh の減少は、照射欠陥による転位のピン止めに反映していると考えられる。照射材のポップイン時の圧子の仕事量 $P_c * \Delta h$ の低下についてもバースト量の低下と同様に材料の塑性変形抵抗の増大に起因しており、硬さ試験で得られるマクロな硬さと圧子の仕事量 $P_c * \Delta h$ が相関関係をもつ可能性を示唆する結果である。以上のポップイン荷重と変位のバースト量から転位の核生成と転位の運動の両方について検討できることが示唆された。今後は、アトムプローブ測定や透過電子顕微鏡観察によって照射によるマイクロ組織変化を評価するとともにポップイン直後の圧子直下の転位組織の評価し、ポップインとマイクロ組織の関係を調べることが重要である。

5. まとめ

照射硬化の機構を解明するために、イオン照射した低Cu原子炉容器鋼のモデル合金 (Fe-Mn-Ni-Si-Cu合金) についてナノインデンテーションを実施し、負荷過程で発生するポップインを評価した。その結果、以下のことがわかった。

- ・ 押し込み硬さが照射によって増大した一方で、ポップインが発生する荷重は照射量の増大に伴って低下した。これは、照射欠陥においてせん断転位ループの核生成が容易であることに関係すると考えら

れる。

- ・ ポップイン荷重に対する変位のバースト量は照射によって減少する傾向がみられた。これは、照射欠陥が転位の障害物として作用した結果、ポップイン時に射出される転位の本数が減少したことを反映した結果であると考えられる。

以上から、ポップインの評価から、転位の生成と運動の両方の挙動を調べることができる可能性が示唆された。今後は、照射によるモデル合金のマイクロ組織変化について透過電子顕微鏡観察やアトムプローブ測定を通じて評価するとともに個々のマイクロ組織変化のポップイン挙動への影響について検討する。

引用文献

- (1) K. Fukuya, "Current understanding of radiation-induced degradation in light water reactor structure materials", *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol.50, No.3 (2013), pp.213-254.
- (2) 福谷耕司, 大野勝巳, 中田早人, "原子炉容器鋼の照射組織変化", *INSS Monographs No.1* (2001).
- (3) K. Russell, L.M. Brown, "A dispersion strengthening model based on differing elastic moduli applied to the iron-copper system", *Acta Metallurgica*, Vol.20, Issue 9 (1972), pp. 969-974.
- (4) G.S. Was, "Fundamentals of Radiation Material Science", Second Edition, Springer (2015), pp.689-690.
- (5) 李燕, 中村篤智, 金属材料実験の手引き 2. 特性の計測評価 2-1 力学特性 2-1-6 ナノインデンテーション試験, あたりあ, Vol. 63, No.2 (2024), pp.115-124.
- (6) X. Xiao, L. Yu, "Nano-indentation of ion irradiated nuclear structural materials: A review", *Nuclear Materials and Energy*, Vol.22 (2020), 100721.
- (7) T. Ohmura, M. Wakeda, "Pop-In Phenomenon as a Fundamental Plasticity Probed by Nanoindentation Technique". *Materials*, Vol.14 (2021), 1879.
- (8) T. Ohmura, K. Tsuzaki, F. Yin, "Nanoindentation-Induced Deformation Behavior in the Vicinity of Single Grain Boundary of Interstitial-Free Steel", *Materials Transactions*, Vol.46, No.9 (2005), pp.2026-2029.
- (9) K. Sekido, T. Ohmura, T. Hara, K. Tsuzaki, "Effect of Dislocation Density on the Initiation of Plastic Deformation on FeC Steels", *Materials Transactions*, Vol.53, No.5 (2012), pp.907-912.
- (10) M.A. Lodes, A. Hartmaier, M. Göken, K. Durst, "Influence of dislocation density on the pop-in behavior and indentation size effect in CaF₂ single crystals: Experiments and molecular dynamics simulations", *Acta Materialia*, Vol.59 (2011), pp.4264-4273.
- (11) 中野克哉, 大村孝仁, "BCC 鉄における局所的な塑性変形開始に及ぼす固溶炭素の影響", *鉄と鋼*, Vol.106, No.6 (2020), pp.327-381.
- (12) 寺崎 保裕, 望月 喬史, 小島 淳平ら, "ナノインデンテーション法を用いた高純度アルミニウム合金の局所力学特性に及ぼす添加元素の影響解明", *日本金属学会誌*, Vol.87, No.7 (2023), pp.219-225.

- (13) K. Jin, Y. Xia, M. Crespillo, et.al, “Quantifying early stage irradiation damage from nanoindentation pop-in test”, *Scripta Materialia*, Vol.157 (2018), pp.49-53.
- (14) K. Song, H. Yu, P. Karamched et.al, “Deformation behavior of ion-irradiated FeCr: A nanoindentation study”, *Journal of Material Research*, Vol.37, Issue 12 (2022), pp. 2045-2060.
- (15) K. Mulewska, F. Rovaris, F.J. Dominguez-Gutierrez et.al, “Self-ion irradiation effects on nanoindentation-induced plasticity of crystalline iron: A joint experimental and computational study”, *Nuclear Inst. and Methods in Physics Research, B*, Vol. 539 (2023), pp.55-61.
- (16) K. Mulewska, F.J. Dominguez-Gutierrez, D. Kalita et.al, “Self-ion irradiation of high purity iron: Unveiling plasticity mechanisms through nanoindentation experiments and large-scale atomistic simulations”, *Journal of Nuclear Materials* Vol.586 (2023) 154690.
- (17) X. Huang, Y. Shen, Q. Li et.al, “Effect of irradiation temperature on the nanoindentation behavior of P92 steel with thermomechanical treatment”, *Nuclear Engineering and Technology*, Vol.54 (2022), pp.2408-2417.
- (18) SRIM 2006, <http://www.srim.org/>.
- (19) C.K. Dolph, D.J. da Silva, M.J. Swanson, J.P. Wharry, “Plastic zone size for nanoindentation of irradiated Fe-9%Cr ODS”, *Journal of Nuclear Materials*, Vol.481 (2016), pp.33-45.
- (20) C. Fischer-Cripps, “Introduction to Contact Mechanics”, Second Edition, Springer (2007) pp.101-114.
- (21) F. Pöhl, “Pop-in behavior and elastic-to-plastic transition of polycrystalline pure iron during sharp nano-indentation”, *Scientific Reports*, Vol.9 (2019) 15350.
- (22) D. Wu, T.G. Nieh, “Incipient plasticity and dislocation nucleation in body-centered cubic chromium”, *Materials Science & Engineering A*, Vol. 609 (2014), pp.110-115.
- (23) R. Xu, H. Song, Y. Leng, S. Papanikolaou, “A Molecular Dynamics Simulations Study of the Influence of Prestrain on the Pop-In Behavior and Indentation Size Effect in Cu Single Crystals”, *Materials*, Vol.14 (18), 5220.
- (24) Y. Sato, S. Shinzato, T. Ohmura, S. Ogata, “Atomistic prediction of the temperature- and loading-rate dependent first pop-in load in nanoindentation”, *International Journal of Plasticity*, Vol.121 (2019), pp.280-292.
- (25) H. Bei, Y.Z. Xia, R.I. Barbash, Y.F. Gao et.al, “A tale of two mechanisms: Strain-softening versus strain-hardening in single crystals under small stressed volumes”, *Scripta Materialia*, Vol.110 (2016), pp.48-52.
- (26) I. Salehinia, D.F. Bahr, “The impact of a variety of point defects on the inception of plastic deformation in dislocation-free metals”, *Scripta Materialia*, Vol.66 (2012), pp.339-342.
- (27) E.K. Njeim, D.F. Bahr, “Atomistic simulations of nanoindentation in the presence of vacancies”, *Scripta Materialia*, Vol.62 (2010), pp.598-601.
- (28) K. Zhao, A.E. Mayer, J. He, Z. Zhang, “Dislocation based plasticity in the case of nanoindentation”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.148 (2018), pp.158-173.
- (29) Y. Shibutani, A. Koyama, “Surface roughness effects on the displacement bursts observed in nanoindentation”, *Journal of Materials Research*, Vol.19 (2004), pp.183-188.
- (30) N. Adachi, T. Suzuki, T. Ohmura, Y. Todaka, “Analytical approach for pop-in and post-pop-in deformation behavior during nanoindentation: effect of solute Si in interstitial free steel”, Vol.36 (2021), pp.2571-2581.

米国原子力発電所の異常事象報告書（LER）に関する テキストマイニングによるデータ分析の試行（2）

Second report of a trial analysis of licensee event reports (LERs) of U.S. nuclear power plants by text mining

濱口 拓也 (Takuya Hamaguchi) *1

要約 原子力安全システム研究所（INSS）では、研究所設立以来、海外原子力発電所で発生した事故・故障情報を分析評価し、国内の加圧水型軽水炉（PWR）発電所における類似のトラブル等の未然防止処置対策について、改善提言を行っている。本稿では、事故・故障傾向の特徴を明らかにすることに主眼を置き、米国原子力発電所の異常事象報告書（LER：Licensee Event Report）を用いて、炉型「PWR」、職能情報「原子炉」の事故・故障情報（合計 307 件）を分析対象としてテキストマイニングによる分析を試行した。分析の結果、3 件の事象を発生頻度の高い事象として抽出し、これらの事象に対して国内対策がとられていることを確認した。

キーワード 米国原子力発電所、異常事象報告書、テキストマイニング、共起ネットワーク、コーディング

Abstract Since its establishment, the Institute of Nuclear Safety System (INSS) has analyzed and evaluated information on accidents and failures that have occurred at nuclear power plants overseas, and has been making recommendations for improvements to prevent similar accidents and failures from occurring at domestic pressurized water reactor (PWR) power plants. In this paper, we focused on identifying the characteristics of accident and failure trends, and used text mining methodology to analyze accident and failure information (307 cases in total) for the reactor type "PWR" and the job function information "nuclear reactor" using licensee event reports (LERs) of U.S. nuclear power plants. As a result of the analysis, we extracted three events as occurring frequently, and we confirmed that measures have been taken for these events in Japanese nuclear power plants.

Keywords U.S. nuclear power plants, license event reports, text mining, co-occurrence network, coding

1. はじめに

原子力安全システム研究所（INSS）では、研究所設立以来、海外原子力発電所で発生した事故・故障情報を分析評価し、国内の PWR 発電所における類似トラブル等の未然防止処置対策について、改善提言を行っている。

事故・故障情報の分析評価において、テキスト型データの計量的分析手法として確立されたテキストマイニングを活用することにより、従来手法とは異なる視点から教訓・提言等を引き出せる可能性があることから、新崎、山口(1)は不具合事象を説明する用語等に着眼してデータ分析の試行を行い、INSS JOURNAL Vol.29 において報告している。

本稿では、上記報告を踏まえるとともに、テキストマイニングはテキスト型データの内容をおおまかに把握し、特徴を抽出することを得意としていると言わ

れていることから、事故・故障傾向の特徴を明らかにすることに主眼を置き、検討した結果を報告する。なお、テキストマイニングによるデータ分析用のソフトウェアは、KH Coder（樋口ら(2)(3)）を用いた。

2. 分析対象情報の選定

本分析に用いる情報ソースは、公開情報で、国内の商用原子力発電所と型式が同じであり（PWR または BWR）、記載内容が充実していることから、米国原子力発電所の異常事象報告書（LER）を採用した。LER は、米国連邦規則 10CFR50.73 “Licensee event report system”に定める報告基準に基づき、事業者から米国原子規制委員会（NRC）に提出される異常事象報告書である。

INSS では、LER 情報を日本語に翻訳して分析しており、この際に運転状態や影響、原因、対策、職能等

*1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

の分類を行っている。前稿では、全ての事故・故障情報に対して一律にテキストマイニングを適用した結果、あまり明確な特徴や傾向は判明しなかった。今回はある程度対象を絞る方がより具体的な特徴を抽出できると考え、情報の報告日「2013年1月1日～2022年12月31日」、炉型「PWR」、職能情報「原子炉」の事故・故障情報（合計307件）を分析対象とした。

3. 事故・故障情報に係る複合語等の整理

KH Coder（樋口ら(2)(3)）を用いて分析する際に、原子力発電所で発生した事故・故障情報を説明する語を適切に取り出せるようにするため、原子力発電や事故・故障に係る設備/機器名等の専門用語を整理し、強制抽出する語のリストを作成した。リストは「複合語の検出」機能等を用いて検出した語を参考に、経験に基づいて、例えば、加圧器安全弁、出力運転や応力腐食割れ等、約500語を設定した。参考として、強制抽出する語のリストから約50語を抜粋して表1に示す。また、年、月、日等、分析に不要な語を強制抽出しない語のリスト（約40語）として整理した。

表1 強制抽出する語のリスト（抜粋）

強制抽出する語
一次冷却材ポンプ, 一次冷却材, 応力腐食割れ, 化学体積制御系, 加圧器安全弁, 加圧器逃し弁, 換気空調, 検査手順, 原子炉出力, 原子炉容器, 充てんポンプ, 出力運転, 巡回点検, 主蒸気安全弁, 主蒸気逃し弁, 主蒸気隔離弁, 設計基準, 設定圧力, 中央制御室, 手順書, 燃料取出, 燃料装荷, 燃料集合体, 配管, 弁体, 補助給水ポンプ, 補助建屋, 要領書, 余熱除去ポンプ, 溶接部, 予防保全, 漏えい, 炉内構造物, 1号機, A系, Aトレン, MSSV, PSV, RCP, RCS, R/V, S/G, エアロック, キャビティ, サービス水, サーベイランス試験, シート漏れ, リーク, しゃ断器, ドレン弁, ファンベルト, ベント弁,

4. 共起ネットワークによる分析

KH Coder（樋口ら(2)(3)）において、データ中から自動的に語を取出すための前処理を実施した後、事故・故障情報中にどのような不具合が多く発生しているのか、発生頻度の高い代表的事象の抽出を目的として、どのような語が多く登場し、どう関係づけられているかを把握するため、共起ネットワークを作成した（図1）。各事故・故障情報をExcelシートのセル毎に整理していることから、集計単位は「H5」（セル毎）、最小出現数は35、共起関係をやや広く確認するため、描画する共起関係は上位70とした。共起ネットワークに加えて、事故・故障情報の文脈も併せて確認した結果、主に図1のSubgraph01から「原子炉容器上蓋

管台貫通部に欠陥が発生した事象」, Subgraph02から「加圧器安全弁 (PSV) または主蒸気安全弁 (MSSV) の吹出試験における設定値ドリフト事象」の発生頻度が高いことが分かった。また、Subgraph02では「弁」という語が比較的多く登場しているが、文脈を確認したところ、「弁」は略称として不具合事象を説明する文章中で多用されており、「弁」から代表的事象の抽出は難しいことが分かった。他に、Subgraph03は「配管」に関する不具合事象を表しており、「設備」、「影響」、「評価」は、不具合の影響評価等に関する記述で、「疲労」、「振動」、「応力」は不具合原因に関する記述であった。また、Subgraph07から「RCP」と「シール」が共起関係にあり、これらの語に関連する不具合が発生していることが分かる。

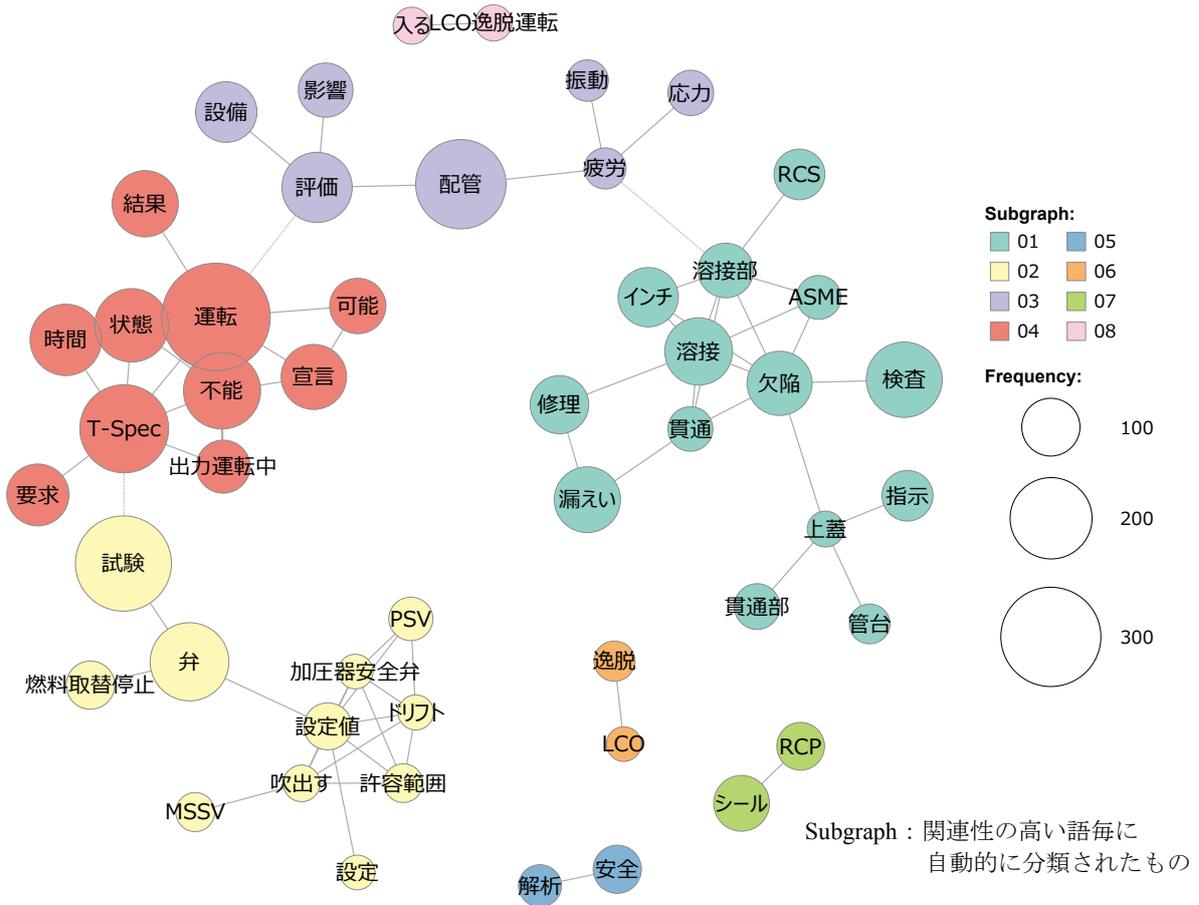


図 1 事故・故障情報の共起ネットワーク

5. 共起関係から得られる不具合事象を象徴する語の検討

「4.共起ネットワークによる分析」において、「配管」と、共起関係が認められた「RCP」および「シール」について、どのような不具合事象が特徴的に発生しているのか明確には読み取れなかった。そこで、図1で示された「配管」と、「RCP」および「シール」について特徴的に発生している不具合事象を確認するため、これらの機器名を含む事故・故障情報中において関連性のある語を探索する KH Coder（樋口ら(2)(3)）の関連語検索機能を活用して不具合事象を象徴する語の抽出を試みた後、抽出された語を含む事故・故障情報の文脈を確認し、それぞれの機器を代表する不具合事象の抽出を試みた。明確な共起関係を確認するため、描画する共起関係は上位 60（デフォルト値）とした。

5.1 配管と共起関係にある語に関する検討

まず、関連語検索を用いて、「配管」と共起している語を検索して、共起ネットワーク図を描いた(図2)。図2において、「配管」に関連して発生している事故・故障を説明する語として、「貫通」、「欠陥」、「漏えい」、「溶接」、「溶接部」等が認められる。主に Subgraph01 は不具合の内容, Subgraph02 は不具合の影響評価等, Subgraph06 は原因等に関する記述であると考えられる。図2の確認と併せて、これらの語が含まれる事故・故障情報を確認した結果、「配管」において「配管溶接部で欠陥が発生した事象」が多く発生していることが分かった。

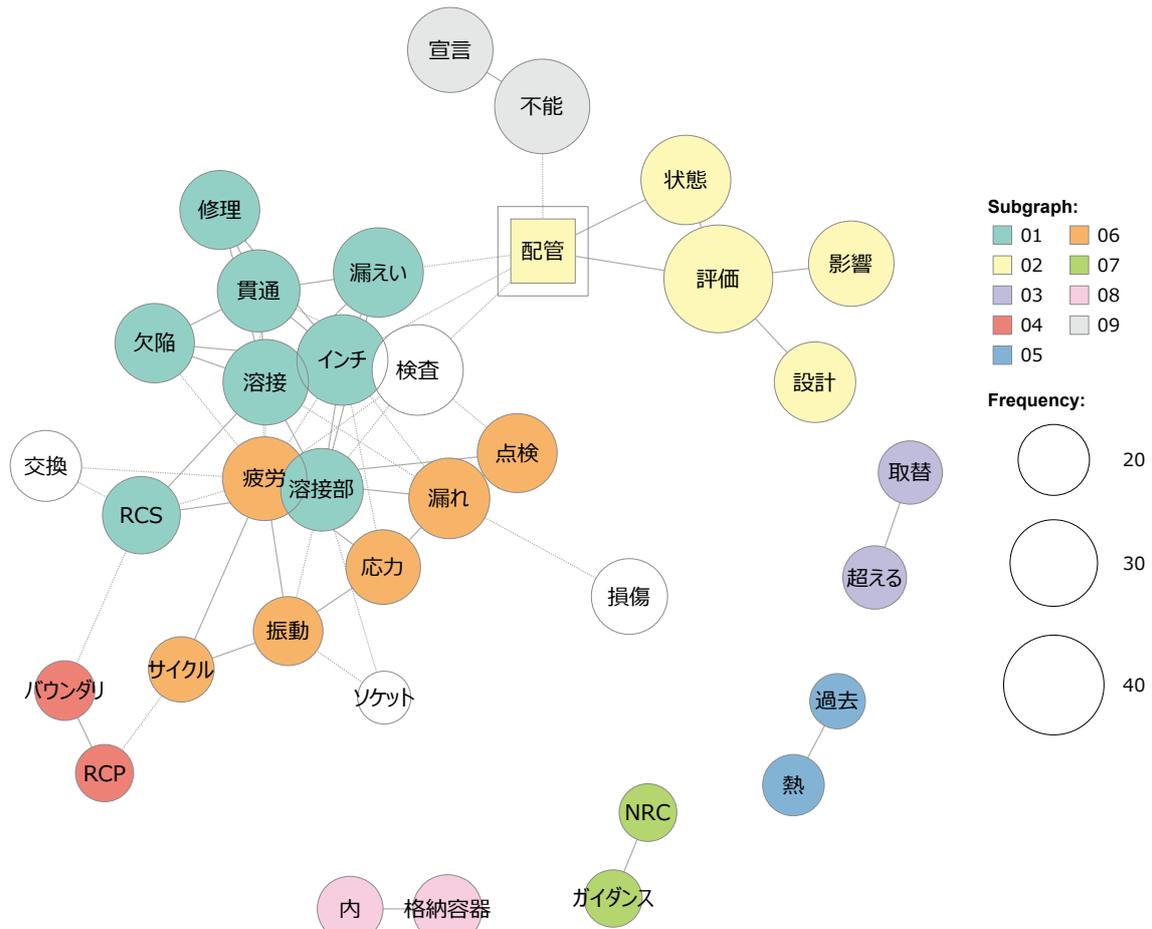


図2 関連語検索（配管）の共起ネットワーク

5.2 RCPおよびシールと共起関係にある語に関する検討

次に配管と同様に、「RCP」および「シール」について関連語検索を行い、「RCP」および「シール」と共起している語を検索して共起ネットワーク図を描いた(図3)。図3は「RCP」および「シール」を含む事故・

故障情報の共起ネットワークであるが、「RCP」および「シール」と強い共起関係にある語は認められず、抽出された語の発生頻度はどれも低かった。また、「RCP」および「シール」が含まれる事故・故障情報についても文脈を確認したが、「RCP」および「シール」に特徴的な不具合事象を見つけることは出来なかった。

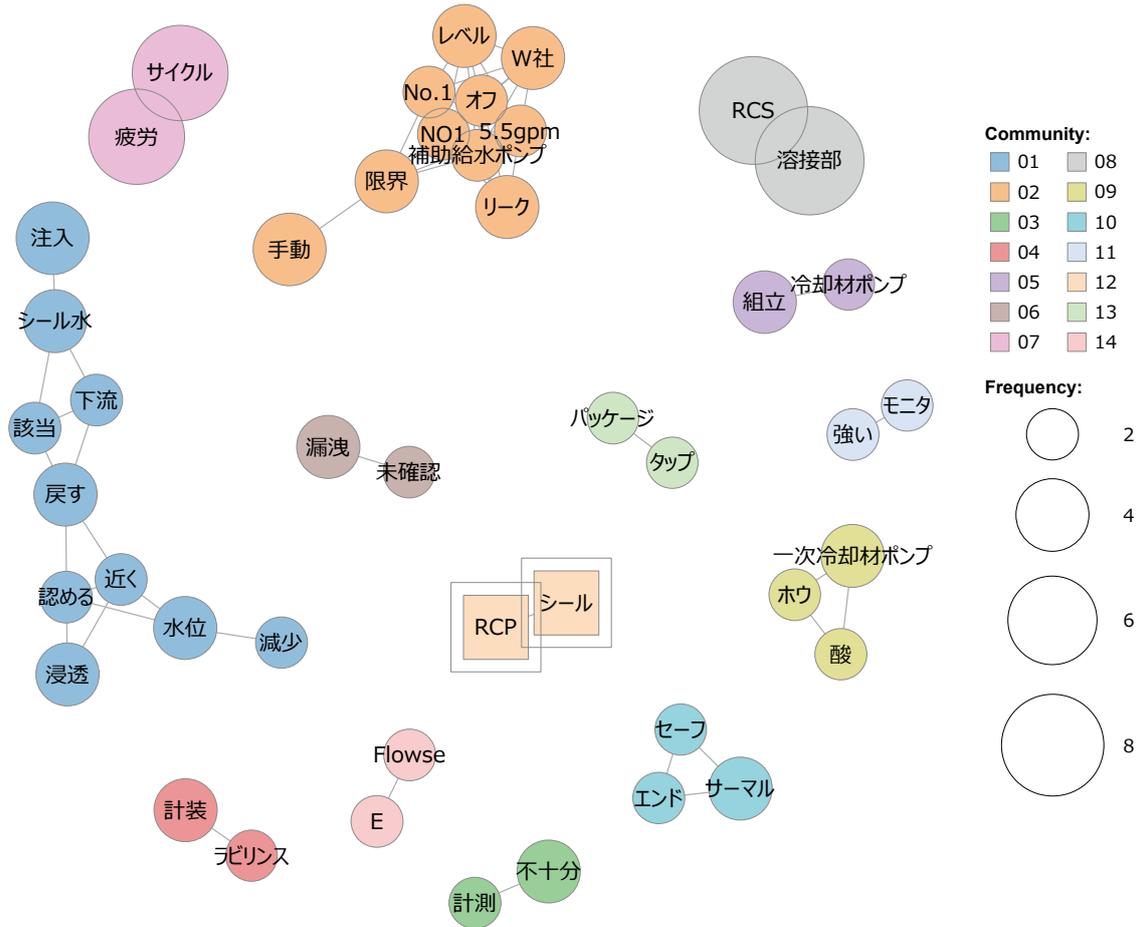


図3 関連語検索 (RCP およびシール) の共起ネットワーク

6. コーディングによる不具合件数の集計

4.および5.の検討により、分析対象の LER 情報において、「原子炉容器上蓋管台貫通部で欠陥が発生した事象」、「加圧器安全弁 (PSV) または主蒸気安全弁 (MSSV) の吹出試験における設定値ドリフト事象」、および「配管溶接部で欠陥が発生した事象」の発生頻度が高いことが分かった。これら 3 件の事象が全体の件数 (307 件) に対してどの程度の割合を占めているのか確認するため、KH Coder (樋口ら(2)(3)) の単純集計機能を用いて、原子炉容器上蓋管台、加圧器安全弁 (PSV) ま

たは主蒸気安全弁 (MSSV) については図 1, 「配管」については図 2 を参照してコーディングルール (指定した条件が満たされれば、ある概念が出現していたと見なすルール) を作成した (図 4)。コーディングルール作成にあたっては、当該不具合事象を説明する事故・故障情報についても一通り確認して、コーディングルールに反映している。例えば、図 4 において「原子炉容器」等を事故・故障情報の確認結果から追加することとした。

- * 原子炉容器上蓋管台
(原子炉容器 or 原子炉圧力容器 or RV) and (上蓋 or 管台) and (貫通 or 貫通部 or 欠陥)
- * 加圧器安全弁等
(加圧器安全弁 or PSV or 主蒸気安全弁 or MSSV) and (設定値 and ドリフト)
- * 配管
配管 and (溶接 or 溶接部) and (漏えい or 漏洩 or 漏れ or 欠陥)

図4 作成したコーディングルール

コーディングルール (図 4) を用いて 3 件の事象の発生件数を単純集計した結果を表 2 に示す。抽出された 3 件の事象が全体の約 25% を占めている結果が示された。

表 2 コーディングルールによる単純集計結果

コード名	頻度	パーセント
* 配管	35	11.40%
* 原子炉容器上蓋管台	24	7.82%
* 加圧器安全弁等	17	5.54%
コード無し	231	75.24%
(文書数)	307	

7. 分析対象データの内容確認

テキストマイニングにより抽出された事象が代表的な事象として適切かどうか確認するため、全ての分析対

象情報を 1 件ずつ確認し、各事象が実際に何件発生したのか、また他に発生頻度の高い事象はないのかを確認した。各事象の発生件数を表 3 に示す。確認の結果、各事象の単純集計結果 (頻度) は、実発生件数に対して 4~11% 少なかった。また、当該の 3 件以外に発生頻度の高い事象は認められなかった。単純集計結果の件数が少ない理由は、事故・故障情報の内容に対してコーディングルールに含まれる語のミスマッチであると考えられる。具体的には、分析対象情報において、コーディングルールに含まれる機器名の記載が省略されている場合や、コーディングルールとは異なる語 (例: コーディングルールの「設定値」に対して、分析対象情報では「設定圧力」と記載) の場合等があった。以上のテキストマイニングを用いた分析により、発生件数は一致しなかったものの、発生頻度の高い代表的な事象件名を適切に抽出できたと考えられる。

表 3 代表的な事象の発生件数確認結果

事象名	件数
配管溶接部で欠陥が発生した事象	39
原子炉容器上蓋管台貫通部で欠陥が発生した事象	25
加圧器安全弁 (PSV) または主蒸気安全弁 (MSSV) の吹出試験における設定値ドリフト事象	19

8. 抽出された代表的な事象内容の確認

これまでの分析によって抽出した 3 件の代表的な事象について、各事象の分析結果から、原因や対策、国内 PWR における対策の状況を確認した。

(1) 原子炉容器上蓋管台貫通部で欠陥が発生した事象

25 件の事象を INSS で分析した結果をもとに、原子炉容器上蓋管台貫通部の欠陥の発生原因の分類を整理し図 5 に示す。1 件の事象に対して複数の原因が存在する場合があるため、原因数と不具合件数は一致していない (図 6、図 7 も同様)。本事象には、600 系 Ni 基合金使用部位の応力腐食割れ (PWSCC) が多く含まれており、発生原因は経年劣化に分類される場合が多い。その他の原因として、溶接時の微小なボイド (空洞) 等があり、施工不良や保守不良等に分類されている。対策は、漏えいパス評価を行い、PWSCC 欠陥は補修溶接で修理、溶接時の空洞はグラインダ研削を実施している。国内 PWR では、600 系 Ni 基合金使用部位の管理を適切に実施し、原子炉容器上蓋交換時に PWSCC に耐性のある 690 系 Ni 基合金に仕様変更する等の対策が取られている。

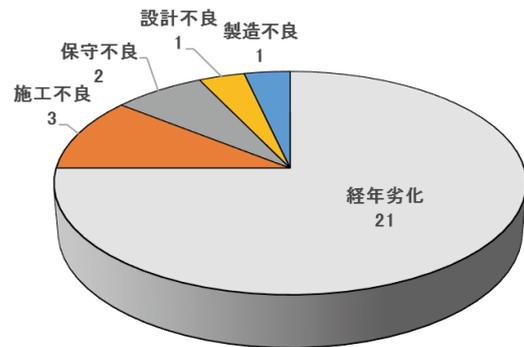


図 5 原子炉容器上蓋管台貫通部の欠陥に関する不具合の原因分類

(2) 加圧器安全弁 (PSV) または主蒸気安全弁 (MSSV) の吹出試験における設定値ドリフト事象

19 件の事象を INSS で分析した結果をもとに、加圧器安全弁 (PSV) または主蒸気安全弁 (MSSV) の吹出試験における設定値ドリフト事象の発生原因の分類を整理し図 6 に示す。本事象を確認すると、発生原因は、吹出圧力設定用の調整ネジとナットが緩む等により吹出設定値がドリフトしたことであり、経年劣化や偶発

故障に分類した事象が多い。偶発故障としたのは、ドリフト現象を偶発ととらえたものである。また、保守不良については、「前回の吹出試験のドリフトデータを再検討せずに設定した」、「摩耗したスピンドルロッドを交換しなかった」等の事例がある。対策は、弁の分解点検および交換、基準に対し余裕のある吹出圧力設定や、そのための手順書改訂等である。国内PWRでは定期検査時に吹出圧力を検査しており、国内基準に基づいて適切に管理されている。

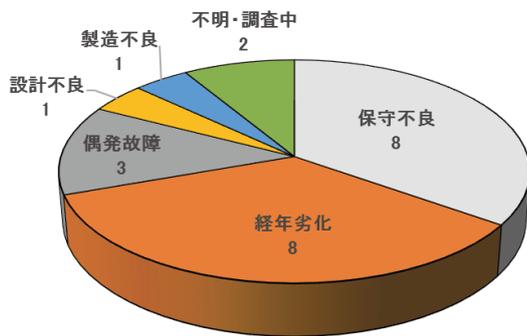


図 6 加圧器安全弁または主蒸気安全弁の吹出試験における不具合の原因分類

(3)配管溶接部で欠陥が発生した事象

39 件の事象を INSS で分析した結果をもとに、配管溶接部の欠陥に係る不具合の原因を整理し図7に示す。原因として、経年劣化（配管と保温材の振動による摩耗、設備振動による高サイクル疲労、応力腐食割れ等）、設計不良（配管やサポートの設計、配管材料の選定等）、施工不良・保守不良（溶接不良）等に整理されており、発生原因が、配管および溶接箇所環境条件によって分散している。設計不良については、設計時点の技術的知見に基づいて実施したものの、使用環境の経時的変化に伴い不具合が顕在化した等と考えられる。対策は、当該溶接部の修理、配管の取替／改造／設計変更、目視検査の実施等が行われている。国内PWRでは、どの事象原因についても、類似事象等を経験し、対策がとられている。

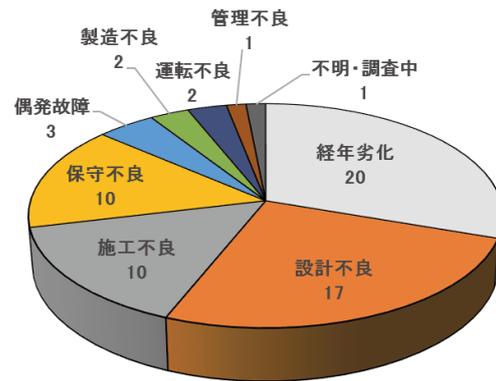


図 7 配管溶接部の欠陥に係る不具合の原因分類

9. まとめ

米国原子力発電所の異常事象報告 (LER) において、不具合情報の報告日が 2013 年 1 月 1 日～2022 年 12 月 31 日、炉型を PWR、職能情報が原子炉の事故・故障情報 (合計 307 件) を対象に KH Coder (樋口ら(2)(3)) を用いたテキストマイニングによるデータ分析を実施した結果、発生頻度の高い代表的事象 3 件を抽出し、分析対象文書の事故・故障情報を 1 件ずつ確認した結果と一致していた。これにより、情報の母集団を適切に設定してテキストマイニングを適用すれば、全ての情報を個別に確認しなくても、発生頻度の高い事象を把握できることが分かった。また、抽出した 3 件の事象を確認した結果、国内 PWR では、いずれの事象についても、対策がとられていた。しかし、技術の進歩や使用環境条件の変化に伴い、現状では未知の故障モードが今後出現するおそれは否定できない。従って、事故・故障情報を継続的に分析することは、今後の安全対策の検討において意義があると考えている。

引用文献

- (1) 新崎雅志, 山口浩司. 米国原子力発電所の異常事象報告書 (LER) に関するテキストマイニングによるデータ分析の試行 INSS JOURNAL, Vol. 29 NT-9. (2022)
- (2) 樋口耕一. KH Coder 3 リファレンス・マニュアル, ナカニシヤ出版, (2019)
- (3) 樋口耕一, 中村康則, 周景龍. 動かして学ぶ! はじめてのテキストマイニング, ナカニシヤ出版, (2022)

TMI-2 事故早期の炉心損傷，リロケーションの MAAP5 解析

MAAP5 Analysis on TMI-2 Core Damage and Relocation in the Early Stages of the Accident

西田 浩二 (Koji Nishida) *¹櫻井 征太郎 (Seitaro Sakurai) *¹村瀬 道雄 (Michio Murase) *¹

要約 シビアアクシデント解析コード MAAP5 を用い、TMI-2 の健全な炉心形状からデブリベッドが形成される事故早期（100-174 分）における炉心損傷，リロケーションについて検討した。本研究で用いた TMI-2 炉心の解析体系，解析条件により，MAAP5 の炉心水位，水素発生量の計算値が測定値に近い値を示した。また，炉心中央チャンネル頂部ノードの被覆管温度が，他解析コードの計算値と類似の挙動を示した。よって本計算で用いた解析条件は妥当であると考え，これをベースケースとして事故時の炉心損傷，リロケーションに及ぼす冷却材の炉心入口流量の影響を評価した。炉心入口流量がベースケースより小さい時に水素発生量が小さくなった。炉心のヒートアップ開始が早くなることで，炉心上部領域のジルカロイのリロケーションが早くなり，リロケーションした水位近くの領域の温度が比較的低いことから，ジルコニウム-水反応が抑制されたためと考えられる。

キーワード TMI-2, シビアアクシデント, 炉心燃料損傷, リロケーション, ジルコニウム-水反応

Abstract We used the severe accident analysis code, MAAP5, to study the core damage and relocation in the TMI-2 accident for the early stages of the accident (100-174 min) when the debris bed formed from the intact core geometry. For the analytical nodes and conditions used in this study, the computed values of the MAAP5 core water level and hydrogen generation rate were close to the measured values. In addition, the computed cladding temperature at the central upper node showed the similar behavior to that computed by other analysis codes. Therefore, we thought that the analytical conditions used in this computation were reasonable and the effects of core inlet flow rate on core damage and relocation during an accident could be examined using these as the base case. The hydrogen generation rate was smaller when the core inlet flow rate was smaller than the base case. We believed that to be due to the earlier onset of core heat-up, which led to earlier relocation of zircaloy in the upper core region, and the relatively low temperature of the relocated region near the water level, which consequently suppressed the zirconium-water reaction.

Keywords TMI-2, severe accident, core fuel damage, relocation, zirconium-water reaction

1. はじめに

シビアアクシデント (SA: Severe Accident) の防止策，緩和策を検討するには，原子力プラントの特性を把握すると共に，SA 時の事象を理解することが重要である。

SA 事故は 1979 年に米国スリーマイルアイランド原子力発電所 2 号機 (TMI-2: Three Mile Island Unit 2)，1986 年に旧ソ連のチェルノブイリ原子力発電所，2011 年に福島第一原子力発電所で発生した。

TMI-2 事故当時，原子力プラントのシステム全体を SA 解析した例は少なく，TMI-2 のシステム全体を解析コードで評価する試みが行われた。経済協力開発機構/原子力機関 (OECD: Organisation for Economic Cooperation and

Development/NEA: Nuclear Energy Agency) は，米国エネルギー省 (DOE: Department of Energy) と協力して TMI-2 事故解析のタスクグループを上げた。タスクグループに参加した米国，欧州，日本の研究機関が保有する解析コードでの解析結果が比較された⁽¹⁾。

福島第一原子力発電所事故に関しても，米国，欧州，日本等の研究機関が保有する解析コードでベンチマーク解析が実施された⁽²⁾。米国では，福島第一原子力発電所 1 号機を対象とした SA 解析コード MAAP⁽³⁾と MELCOR⁽⁴⁾の解析結果が比較され，炉心損傷，リロケーションの解析モデルの差によって，原子炉圧力容器内の炉心損傷形態，ガス温度，水素発生量が大きく異なることが報告⁽⁵⁾されている。また米国では，福島第一原子力発電所事故の後，原子

* 1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

炉圧力容器内での炉心損傷、リロケーションに関する知見が不足していると報告⁶⁾されている。

SA の社会的影響を考えると、原子炉圧力容器内で事象を収束させるために、炉心損傷、リロケーションの緩和策の検討が望まれる。そのためには、炉心損傷、リロケーションの解析モデルの高度化が必要と考えられる。

著者らは TMI-2 事故以降に実施された小規模の総合効果試験である SFD1-4⁷⁾、LOFT LP-FP-2⁸⁾、Phebus FPT0⁹⁾の試験結果を MAAP5 で検討し、解析モデルについて検討してきた¹⁰⁾¹²⁾。これらの試験では、TMI-2 等の実炉心と比較して燃料棒本数が少なく、軸方向、径方向サイズが小さい試験体が用いられた。よって SA 解析コードの炉心損傷、リロケーションの解析モデルを高度化するためには、これらの試験だけでなく、TMI-2 等の実プラントの炉心で検討することが望まれる。

今までに TMI-2 のシステム全体を SA 解析コードで解析した結果は多く報告されている。小規模の総合効果試験で検討した炉心損傷、リロケーション等の解析モデルが実機プラントでの解析結果に及ぼす影響を検討するためには、蒸気発生器、加圧器等の機器、システムの影響を分離して評価できる、炉心のみ解析体系での検討が望まれる。

本報告では、TMI-2 炉心のみ解析体系を作成し、SA 解析コード MAAP5 を用いて健全な炉心形状からデブリベッドが形成される事故早期（100-174 分）を対象に、炉心損傷、リロケーションについて検討する。更に、事故時の炉心損傷、リロケーションに及ぼす冷却材の炉心入口流量の影響を評価した結果について報告する。

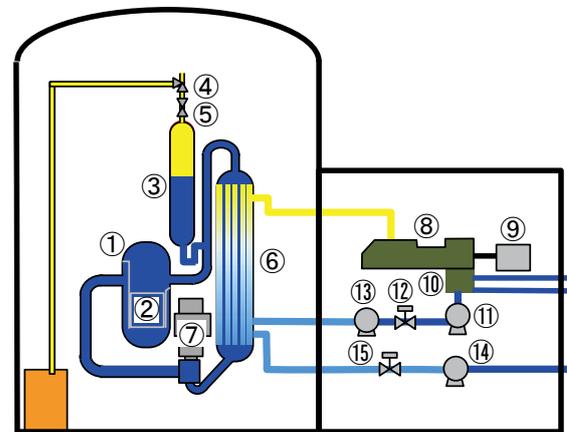
2. TMI-2事故の概要

2.1 TMI-2事故の経過と検討する時間帯

TMI-2 のシステム構成の概略を図 1 に示す。1979 年 3 月 28 日、定格出力で運転中、復水ポンプ⑪、主給水ポンプ⑬が停止した。補助給水ポンプ⑭が自動的に起動したが、補助給水ポンプの弁⑮が閉じられていたために蒸気発生器⑥に給水できなかった。蒸気発生器への給水がないことにより、蒸気発生器による 1 次冷却材の除熱が悪化して 1 次系圧力は上昇し、加圧器逃がし弁④が自動的に開いて原子炉はスクラムした。加圧器逃がし弁は自動的に開いたものの、故障により自動閉止しなかったために 1 次系圧力の低下、冷却材の流出が継続した。1 次系圧力の低下により高圧注入系が作動したが、加圧器逃がし弁が開のままの状態であることに気付かず、加圧器③水位計が水位高を示して

いたことから満水になったと判断したため、運転員は高圧注入を手動停止した。測定域外となっていた加圧器水位計の指示が回復し、11 分から 12 分にかけて再び高圧注入系 2 台を起動させた。但し、加圧器の水位が高いことから注入流量が少ない充てんモードで作動させ、小流量であるが注水を継続した。その後、事故の進展については以下の様な考察¹³⁾¹⁵⁾がある。

75 分後に 1 次系圧力の低下により局所的に蒸気泡が発生し、原子炉冷却材ポンプ (RCP) ⑦ (A ループ、B ループに各 2 台、計 4 台設置) の振動による損傷を恐れて、B ループの RCP2 台を手動停止した。加圧器逃がし弁開状態の継続により 1 次冷却材は減少したが、A ループの RCP2 台は稼働しており、炉心の冷却は確保されていた。



- | | |
|-------------------------------|----------------------------|
| ① Reactor Pressure Vessel | ⑧ Turbine |
| ② Reactor Core | ⑨ Generator |
| ③ Pressurizer | ⑩ Condenser |
| ④ Pilot-Operated Relief Valve | ⑪ Condensate Pump |
| ⑤ Block Valve | ⑫ Block Valve |
| ⑥ Steam Generator | ⑬ Main Feedwater Pump |
| ⑦ Reactor Coolant Pump | ⑭ Auxiliary Feedwater Pump |
| | ⑮ Block Valve |

図 1 TMI-2 のシステム構成の概略¹³⁾

100 分後に A ループの RCP2 台を手動停止したことで、RCP は全て停止状態となった。小流量での注水はあったが、崩壊熱による 1 次冷却材の蒸発量を補えず、炉心水位が低下し、燃料棒が蒸気に露出してヒートアップに至った。

約 138 分後に加圧器逃がし弁が閉じていないことに気付く、逃がし元弁⑤を閉じたことで、1 次系圧力の低下お

よび1次冷却材の放出が止まった。加圧器逃がし弁への蒸気流れによる炉心の蒸気冷却が止まり、時間の経過とともに圧力が上昇し、炉心の二相水位が低下した。炉心上部の被覆管酸化が進み、燃料のリロケーションによりデブリベッドが形成されるとともに、大量の水素が発生したと考えられている。

174分にRCPを一部再起動したことで、炉心水位が回復し始めたが、1次系圧力の上昇により加圧器逃がし弁を開けたことで、1次系圧力は再び低下した。1次冷却材の蒸発が進み、デブリベッド下部はさらに温度上昇し、炉心中心部に熔融プールが形成されたと考えられている。

200分に高圧注入系を作動することで、炉心の再冠水が進み、炉心上部のデブリベッドは冷却されたが、224分まで炉心内部の熔融部分は温度上昇し続けたと考えられている。

224～235分において、熔融部分の周囲のクラストが一部破損し、内部の熔融物が下部ヘッドに流下し、235～300分において、下部ヘッドに流れ落ちた熔融炉心により、下部ヘッド壁の温度が約1100℃まで上昇したと考えられている。

以上のTMI-2の事故進展の中で、健全な形状の炉心が、炉心損傷、リロケーションによりデブリベッドが形成されるまでの時間帯、具体的にはRCPの全てが停止された100分から一部再起動までの174分までの時間帯を本研究の対象とする。

2.2 TMI-2炉心の解析体系と解析条件

TMI-2システム全体を対象としたSA解析コードでは、システム全体の解析体系を作成し、1次系、2次系の熱水力挙動と関連付けて原子炉圧力容器内の炉心損傷、リロケーションの解析が行われてきた。本研究では、TMI-2の炉心部のみを解析体系を作成し、炉心以外の1次系の熱流動を初期条件、境界条件として用いた。これにより、MAAP5の解析モデルが炉心損傷、リロケーションに及ぼす影響評価、SA時炉心を模擬した総合効果試験との比較が容易となる。

TMI-2炉心のノーディングを図2に示す。炉心のノード分割数およびノード分割位置は、MAAP5インストールメディアに付属のTMIプラントパラメータを一式定義した入力ファイルと同一とした。径方向は炉心内7ch(ch1～7)、炉心外周部のバイパス領域(ch9)とした。高さ方向は下部非発熱部2ノード、発熱部30ノード、上部非発熱部1ノードの33分割とした。

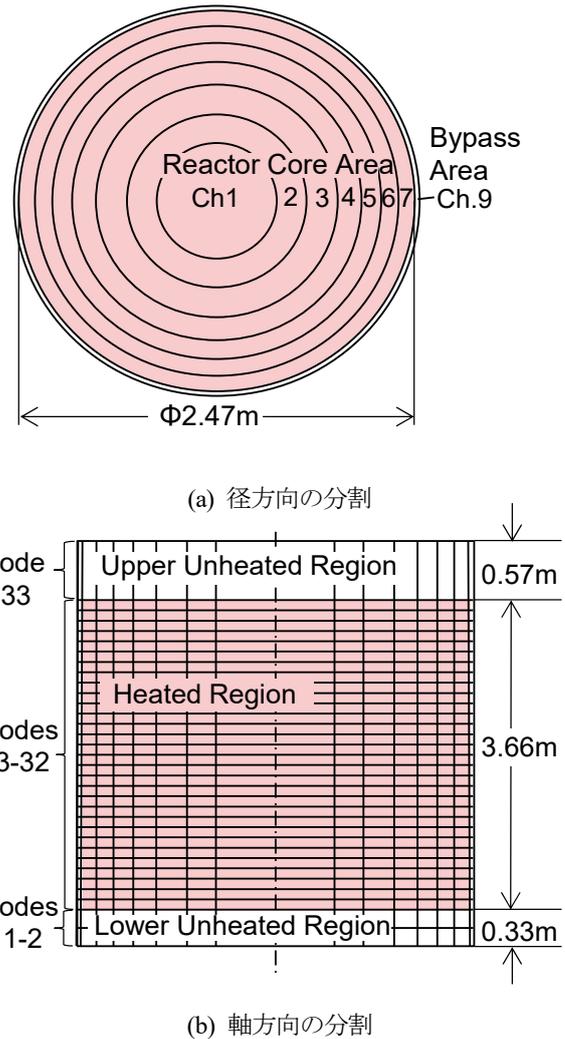


図2 炉心のノード分割

全RCPが停止された100分から一部再起動までの174分までの解析に用いた初期条件、境界条件を以下に示す。測定値があるパラメータは測定値を、測定値が無いパラメータは、解析結果等を参照して設定した。

初期条件である100分時点の炉心水位(コラプス水位)は、Andersen⁽⁶⁾の考察を参考に、炉心上部非発熱部上端に設定した。ペレット、被覆管、制御棒の温度は、TMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾を参考に、100分時点の圧力の飽和温度程度に設定した。炉心槽の温度は、100分時点の圧力の飽和温度程度に設定した。

境界条件である1次系圧力は測定値を参照し、図3に示す値に設定した。崩壊熱及び出力分布は、TMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾を参考に設定した。注水流量は、炉心のみを解析体系化している本研究では炉心入口流量と等しい。冷却材の炉心入口流量の設定値を図4に示す。炉心入口流量は、圧力逃がし弁が閉じられる138分までは

Andersen⁽¹⁶⁾の考察を参考に 8 kg/s に設定した。138 分から 174 分までの炉心入口流量は、多くの解析コードの水位の計算値⁽¹⁾が約 1 m を示していることから、水位 1m の崩壊熱による蒸発分に相当する 3 kg/s に設定した。入口温度は、100 分時点での飽和温度に設定した。

以上の初期条件、境界条件の中で、炉心入口流量は測定されておらず、不確かさがある。本研究では冷却材の炉心入口流量が炉心損傷、リロケーションに及ぼす影響を検討する。

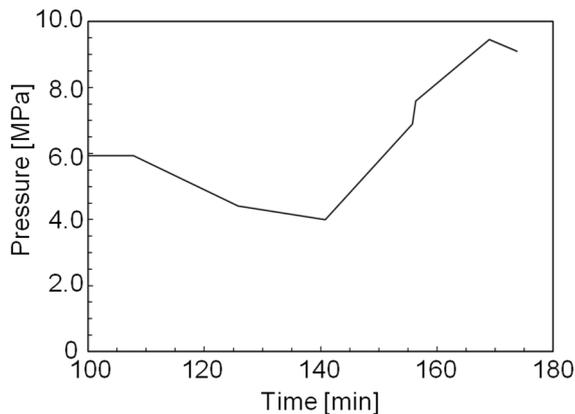


図3 1次系圧力

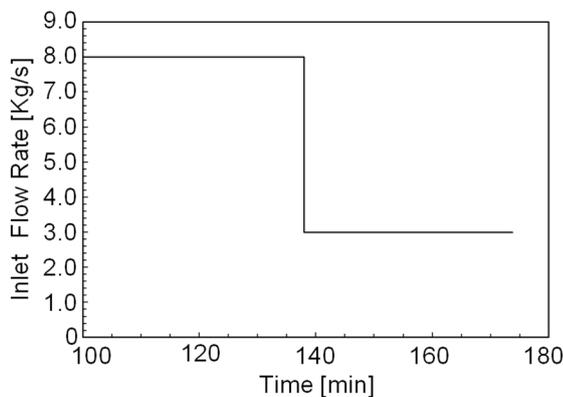


図4 冷却材の炉心入口流量

2.3 MAAP5の概要

MAAP5 は米国 EPRI (Electric Power Research Institute) が所有する SA 解析コードで、軽水炉の SA 時の炉心損傷、リロケーション、原子炉圧力容器の破損、格納容器の破損、水素発生、核分裂生成物の発生、移行、環境への放出を評価できる。本報告では、原子炉圧力容器内での炉心損傷、リロケーションを対象としており、関連する主な解析モデル⁽³⁾⁽¹⁷⁾を以下に示す。

炉心損傷、リロケーションに関わる重要な化学反応の一つにジルコニウム (Zr) -水反応がある。この反応は被覆管温度が約 1500 K 以上になると顕著になり、発熱を伴いながら高融点の ZrO_2 と水素が発生する。もう一つは、熔融 Zr と UO_2 が反応し、 UO_2 よりも低融点で流動する U-Zr-O 混合物を生成する反応である。MAAP5 にはこれらの化学反応モデルが組み込まれている。

MAAP5 では、重力による溶融物の下方向へのリロケーションを、液膜モデルと管内流モデルで計算される。MAAP5 で用いられている主な材料の融点を表 1 に示す。液膜モデルでは、計算ノード内の燃料棒等の外表面の溶融物のリロケーションを計算する。管内流モデルでは、ノード内を占める燃料の割合が大きい時、その隙間を通過する溶融物のリロケーションを計算する時に用いられる。更に、燃料棒がコラプスするまでの時間が温度と Larson-Miller パラメータの関数で与えられている。SA 時には融点の低い Ag-In-Cd 制御材から溶融するが、MAAP5 では溶融した制御材がステンレス被覆管、ジルカロイ案内管の温度が約 1500 K までは管内に留まると仮定⁽¹⁷⁾されている。

表1 主な材料の融点

Material	Melting Temperature [K]
UO_2	3113
ZrO_2	2911
Zircaloy-4	2125
Stainless Steel	1700
Ag-In-Cd	1050-1100

3. MAAP5の解析結果および考察

3.1 初期条件、境界条件の検討

2.2 節で設定した初期条件、境界条件を用いて、RCP を全基停止した 100 分から一部 RCP の運転を再開した 174 分までの炉心水位の MAAP5 の計算値を図 5 に示す。赤色の実線はコラプス水位、破線は二相水位である。また、図中には、174 分付近で測定された炉心のコラプス水位の測定値と、ASTEC コードの炉心のコラプス水位の計算値⁽¹⁸⁾を示している。

炉心水位の計算値は崩壊熱分の蒸発量を補えないために時間と共に低下し、138 分からは境界条件で与えた炉心入口流量が 8 kg/s から 3 kg/s に減少するために、更に低下した。MAAP5 の炉心のコラプス水位の計算値は、174 分付近の測定値に近い値を示している。また、RCP が全台停

止した初期(100分)の時間帯を除くと、MAAP5とASTECの174分までの炉心のコラプス水位の計算値は比較的近い値を示している。

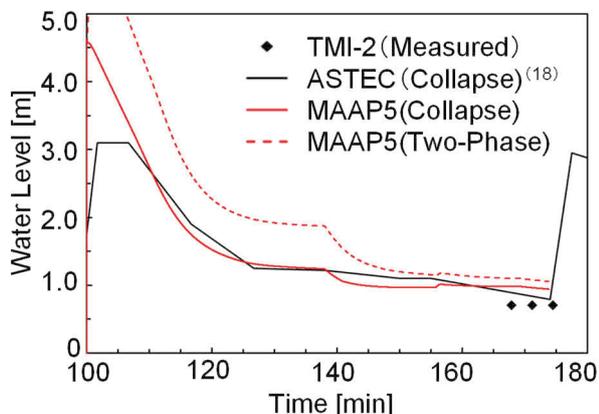


図5 炉心水位

この時の炉心中央チャンネル(図2(a)のch1)頂部ノードの被覆管温度の計算値を図6に示す。炉心中央チャンネル頂部の被覆管温度の計算値は、炉心水位の低下により蒸気に露出することでヒートアップに至った。約146分からジルコニウム-水反応による発熱も相まってヒートアップが急激に進んだ。その後、約152分に中央チャンネル頂部の被覆管がリロケーションし、被覆管が該当計算ノードに存在しなくなることで、被覆管温度の計算は終了となった。

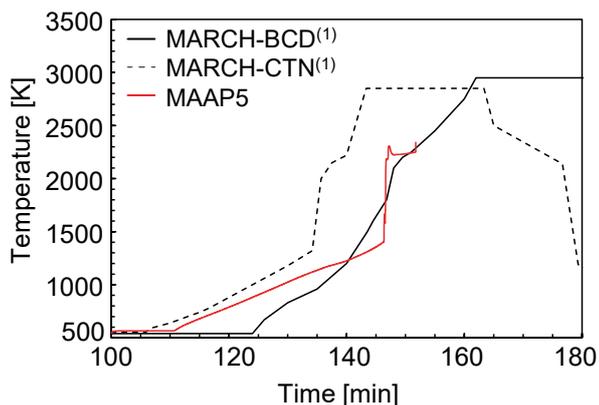


図6 炉心中央部頂部の被覆管温度

図中にはTMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾中で、スペインのCTN (Catedra De Tecnologia Nuclear)がMARCHで計算したMARCH-CTN、米国 Nuclear Regulatory Commission 下でBCD (Battelle Laboratories, Columbus Division)がMARCHで計算したMARCH-BCDの計算結果を示す。TMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾中で、

MARCH-CTNは最も被覆管のヒートアップが早く、MARCH-BCDは最も遅い。本計算のヒートアップ開始時刻は、両解析コードのヒートアップ開始時刻の間にあり、被覆管温度の挙動も類似であった。

本計算で求めた水素発生量の時間変化を図7に示す。図中には水素発生量の測定値とASTECの計算値⁽¹⁸⁾も示している。被覆管温度の上昇により、約146分からジルコニウム-水反応が顕著となることで水素発生量は急激に増えた。そして約157分からの水素発生量は一定となり、174分でのMAAP5の水素発生量の計算値は測定値とほぼ一致している。

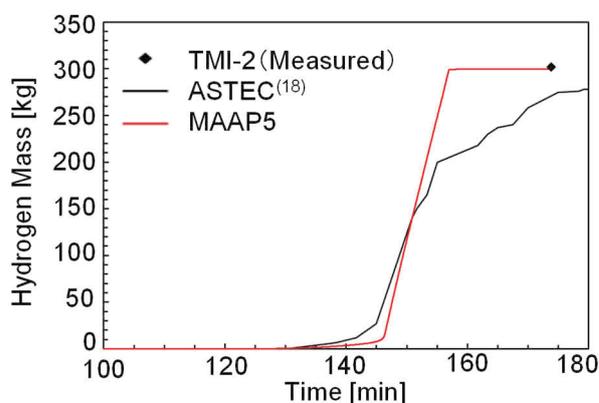


図7 水素発生量

炉心領域(図2(a)のch1~ch7)およびバイパス領域(図2(a)のch9)の炉心出口の蒸気流量を図8に示す。炉心出口の蒸気流量の計算値は、約146分から157分までほぼ0kg/sであった。これは炉心領域の蒸気がジルコニウム-水反応に蒸気のほぼ全量消費されたためである。約157分での炉心領域の流路閉塞により蒸気がバイパス領域に迂回することで、それまではほぼ0kg/sであったバイパス領域の炉心出口の蒸気流量は急激に増加した。

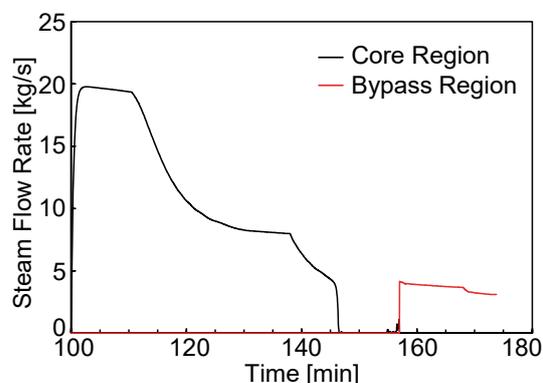


図8 炉心出口の蒸気流量

図7に示した水素発生量のMAAP5の計算値で約157分から水素発生量が一定となっているのは、炉心領域の管路閉塞によりバイパス領域に蒸気が流れるためである。図7中のASTECの計算⁽¹⁸⁾では174分まで水素発生量が増加していることから、ASTECでは炉心領域で完全な管路閉塞が起きていないと仮定していると考えられる。

100分と174分における高さ方向の炉心材料のMAAP5による質量分布を比較して図9に示す。100分では炉心が健全な形状を保っており、高さ方向に一様な質量分布である。時間とともに炉心損傷が進み、炉心上部領域の質量は炉心中央領域へリロケーションする結果となり、発熱長上端近くでの質量は0kgになった。また、174分時点で炉心水位が約1mである影響で、1m以下には炉心材料がリロケーションしていないことがわかる。

以上の検討から、本計算で設定した初期条件、境界条件で174分付近における炉心コラプス水位、水素発生量のMAAP5の計算値と測定値がほぼ一致していること、更に、他のSA解析コードの被覆管温度の計算値と同様な挙動を示すことから、本解析条件をベースケースとして、炉心入口流量の影響について検討する。

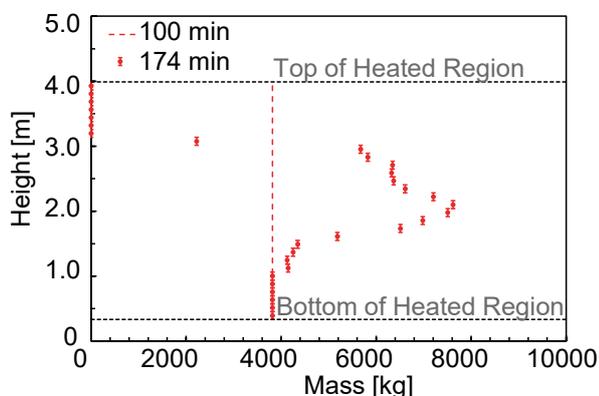


図9 質量分布

3.2 炉心入口流量の影響評価

炉心入口流量は、炉心水位、燃料棒の蒸気露出によるヒートアップ開始のタイミング、炉心損傷、リロケーションに与える影響が大きいと考えられる。3.1節で考察した初期条件、境界条件での計算結果をベースケースとし、炉心入口流量を変化させて被覆管温度、炉心損傷、リロケーションについて検討する。本研究のベースケースでは、TMI-2事故時の注水流量について考察したAnderson⁽¹⁶⁾の考察に基づいて、100~138分までの炉心入口流量を8 kg/sと

し、加圧器逃がし弁を閉じる138分以降は、水位1mまでの崩壊熱による蒸発量に相当する3 kg/sとした。

Anderson⁽¹⁶⁾によると、100分からの炉心入口流量の最小は3 kg/s、最大は10 kg/sと考察されている。よって100~138分までの最小の炉心入口流量を3 kg/s、最大の炉心入口流量を10 kg/sの2ケースをMinケース、Maxケースとし、138分以降は両ケース共にベースケースと同一の3 g/sとして影響を評価する。

炉心のコラプス水位及び二相水位に及ぼす炉心入口流量の影響を図10、図11に示す。MAAP5の炉心のコラプス、二相水位の計算値は、炉心入口流量の大小の影響を受けて変化している。138分以降の炉心入口流量を同一に設定していることから、174分近くの炉心水位の計算値は3 kg/sでの定常値に近づく。

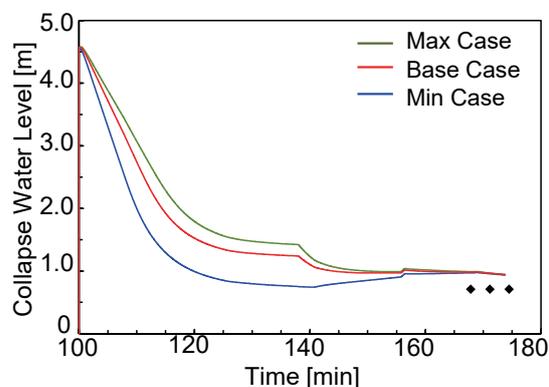


図10 コラプス水位に及ぼす炉心入口流量の影響

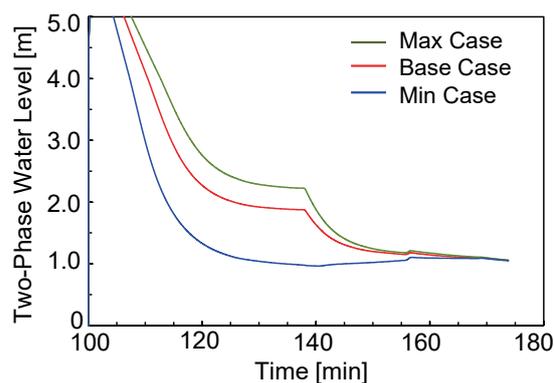


図11 二相水位に及ぼす炉心入口流量の影響

炉心中央ch頂部ノードの被覆管温度に及ぼす炉心入口流量の影響を図12に示す。最小の炉心入口流量のMinケースでは、ヒートアップ開始、昇温が早くなり、約1700Kで被覆管が当該計算ノードからリロケーションするために被覆管温度の計算が終了した。最大の炉心入口流量の

Max ケースでは、ヒートアップ開始、昇温が遅くなり、ジルコニウム-水反応により被覆管温度が急激に上昇した。当該ノードの被覆管がリロケーションするために、被覆管温度の計算が約 2250 K で終了した。

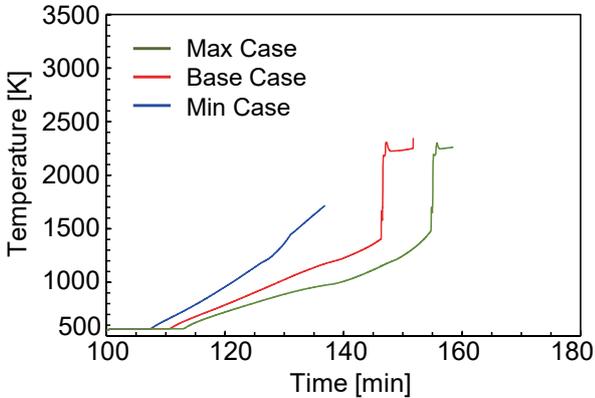


図 12 炉心中央頂部ノードの被覆管温度に及ぼす炉心入口流量の影響

水素発生量に及ぼす炉心入口流量の影響を図 13 に示す。最大の炉心入口流量の Max ケースでは、水素発生量はベースケースより減少した。これは、ヒートアップ、被覆管温度の上昇が遅くなったためと考えられる。また、最小の炉心入口流量の Min ケースでも水素発生量はベースケースより減少した。これは、ヒートアップ開始が早くなることで、炉心上部領域のジルカロイのリロケーションが早くなり、リロケーションした水面に近い領域の蒸気温度が比較的低いことから、結果的にジルコニウム-水反応が抑制されたためと考えられる。

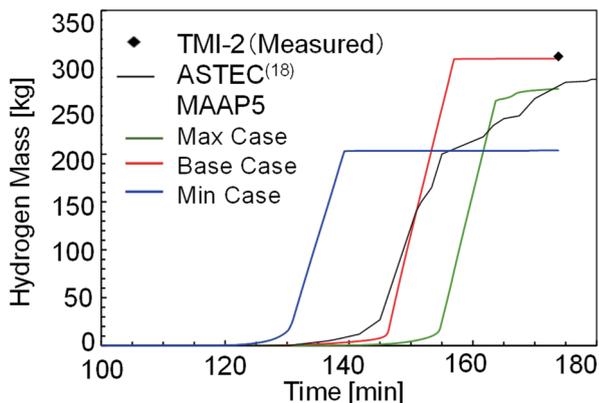


図 13 水素発生量に及ぼす冷却材流量の影響

最大と最小の炉心入口流量である Max ケース、Min ケースにおける炉心質量分布 (174 分) に及ぼす炉心入口流

量の影響を図 14、図 15 に示す。両図中には計算開始時 (100 分) の炉心質量の高さ方向分布を比較のために破線で示している。

両ケース共に発熱部下端近くでは水位があることにより、174 分と 100 分の質量は同一であった。一方、発熱部上端近くでは炉心材料がリロケーションするために、174 分の質量は 0 kg になった。

両ケースを比較すると、最小の炉心入口流量の Min ケースの方が 1.5~2.0 m での質量が大きい。また、Min ケースは、図 9 に示すベースケースと比べると、発熱領域下端に近い高さまでリロケーションしている。このことが図 13 に示す水素発生量がベースケースより小さくなる計算結果になった原因と考えられる。

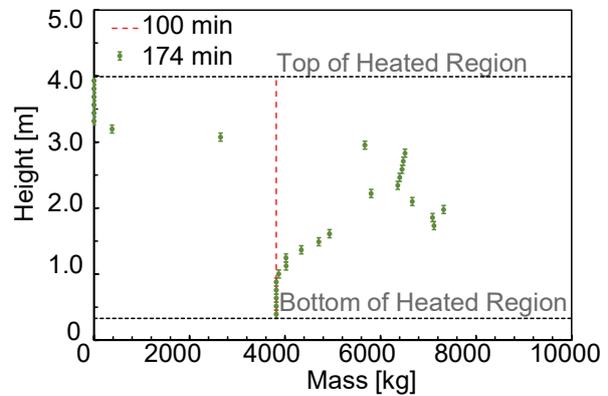


図 14 質量分布 (炉心入口流量: Max ケース)

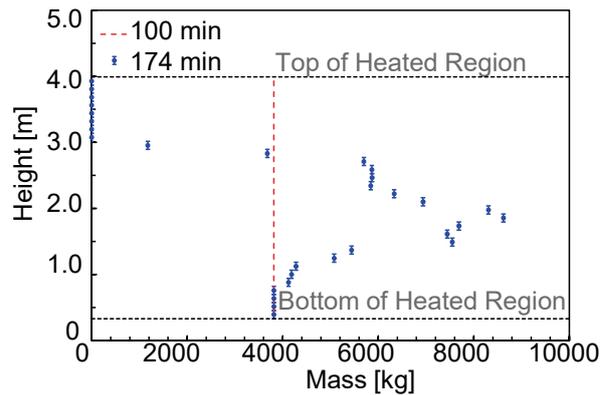


図 15 質量分布 (炉心入口流量: Min ケース)

以上、炉心水位、炉心中央チャンネル頂部ノードの被覆管温度、水素発生量、炉心質量分布 (174 分) に及ぼす炉心入口流量の影響を評価した。最小の炉心入口流量の Min ケースでは、174 分の水素発生量の計算値がベースケースより小さくなった。Min ケースでは、ヒートアップ開始が

早くなることで、炉心上部領域のジルカロイのリロケーションが早まった。リロケーションした炉心中央領域の温度が比較的低いことから、結果的にジルコニウム-水反応が抑制されたためと考えられる。

4. おわりに

本報告では、TMI-2 炉心の MAAP5 用の解析体系を作成し、健全な炉心形状からデブリベッドが形成される事故早期の 100-174 分を対象に、TMI-2 事故時の炉心損傷、リロケーションについて検討した。更に、事故時の炉心損傷、リロケーションに及ぼす冷却材の炉心入口流量の影響を評価した。以下に、結論を示す。

- (1) 本研究で用いた TMI-2 炉心の解析体系、解析条件により、MAAP5 の炉心水位、水素発生量の計算値が測定値に近い値を示した。また、中央チャンネル頂部ノードの被覆管温度が他解析コードの計算値と類似の挙動を示した。よって本計算で用いた TMI-2 炉心の解析条件は妥当であると考えられる。
- (2) 炉心入口流量が炉心損傷、リロケーションに及ぼす影響を検討した。炉心入口流量がベースケースより小さい時に水素発生量が小さくなった。炉心のヒートアップ開始が早くなることで、炉心上部領域のジルカロイのリロケーションが早くなり、リロケーションした領域の温度が比較的低いことから、結果的にジルコニウム-水反応が抑制されたためと考えられる。

引用文献

- (1) TMI-2 Analysis Exercise Task Group, TMI-2 Analysis Exercise Final Report, OECD Report, NEA/CSNIR/R(91)8 (1992).
- (2) Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project), NEA/CSNI/R(2015)18.
- (3) MAAP5-Modular Accident Analysis Program for LWR Power Plants, 100001243, Electric Power Research Institute (2013).
- (4) R. O. Gauntt, R. K. Cole, C. M. Erickson, et al., MELCOR Computer Code Manuals - Demonstration Problems Version 1.8.5, NUREG/CR-6119, Volume 3 (2001).
- (5) D. L. Luxat, et al., MAAP-MELCOR Crosswalk Phase 1, Nuclear Technology, Vol. 196, 684-697 (2016).
- (6) Edited by M. Farmer, Reactor Safety Gap Evaluation of Accident Tolerant Components and Severe Accident Analysis, ANL/NE-15/4 (2015).
- (7) D. A. Petti, Z. R. Martinson, R. R. Hobbins, et al., Power Burst Facility (PBF) Severe Fuel Damage Test 1-4, Test Results Report, NUREG/CR-5163, EGG-2542 (1989).
- (8) E. W. Coryell, Summary of Important Results and SCDAP/RELAP5 Analysis for OECD LOFT Experiment LP-FP-2, NUREG/CR-6160, NEA-CSNI, R(94)3, EGG-2721 (1994).
- (9) B. Clément, N. Hanniet-Girault, G. Repetto, et al., LWR severe accident simulation: synthesis of the results and interpretation of the first Phebus FP experiment FPT0, Nuclear Engineering and Design 226 (2003) 5-82.
- (10) K. Nishida, N. Sano, T. Kusunoki, M. Murase, Evaluation of temperature and flow area variations through the fuel degradation and relocation of the SFD Test 1-4, Nuclear Engineering and Design 392 (2022).
- (11) 西田 浩二, 佐野 直樹, 楠木 貴世志, 村瀬 道雄, シビアアクシデント時の炉心燃料の被覆管温度挙動, INSS JOURNAL Vol.29 2022.
- (12) K. Nishida, N. Sano, T. Kusunoki, M. Murase, Evaluation of temperatures and flow areas of the Phebus Test FPT0, Nuclear Engineering and Technology 56 (2024) 886-892.
- (13) Analysis of Three Mile Island-Unit 2 Accident, NSAC-80-1, EPRI-NSAC-80-1 (1980).
- (14) 佐藤 一男, TMI-2 事故例にみる原子炉安全性に対する計測制御の役割, 計測と制御 Vol.8 No.12 (1977).
- (15) TMI-2 事故の技術的検討・評価報告書, JAERI-M 8373, 日本原子力研究所 (1979).
- (16) J. L. Anderson, Recommended HPI Rates for the TMI-2 Analysis Exercise (0-300 Minutes), EGG-TMI-7833, EG&G Idaho, Inc. (1987).
- (17) C. Y. Paik, P. McMinn, C. Henry, W. Luangdilok, Validation Status of MAAP5 Core Melt Progression Model, ICONE22-30405, Prague, Czech Republic (2014).
- (18) G. Bandini, F. D. Rosa, ASTEC validation on TMI-2 and LOFT LP-FP-2, Nuclear Engineering and Design 272 (2014) 163-172.

統計的安全評価における機械学習モデルの適用 (量子回路学習の適用性に関する検討)

Application of Machine Learning Models for Statistical Safety Evaluation (Investigation of Applicability of Quantum Circuit Learning)

木下 郁男 (Ikuo Kinoshita)*¹

要約 最適評価コードを用いた統計的安全評価における計算コストを低減するため、機械学習モデルの適用性を検討している。統計的安全評価に機械学習を適用するにあたっては過学習を防ぐ必要がある。量子回路学習は古典的深層学習の量子アナロジーであり、最適化を行うパラメータ付き量子回路がユニタリー変換によって構成されるため、過学習が起こりにくいと期待されている。本論文では、量子回路学習を加圧水型原子炉の小破断冷却材喪失事故における燃料被覆管最高温度(PCT)の不確かさ解析に適用した。RELAP5 コードによる少数の解析結果を用いて、パラメータ付き量子回路による学習モデルを構築し、PCT の 95%累積確率値の予測精度を検討した。解析対象の複雑度に応じてパラメータ付き量子回路の層数を大きく取り、パラメータの最適化に大域最適化法を適用することによって、量子回路学習は線形回帰よりも PCT95%累積確率値を精度よく評価する結果が得られた。

キーワード 統計的安全評価, 量子回路学習, 不確かさ解析, RELAP5

Abstract To reduce the computational demand in the best estimate plus uncertainty (BEPU) analysis, an accurate and inexpensive machine learning model is expected to be used to replace the high-fidelity RELAP5 code for rapid determination of the uncertainties on the figure of merit of interest. One of the problems associated with the application of machine learning is overlearning. Quantum circuit learning is the quantum analogue of classical deep learning, which is expected to be less prone to overlearning because the optimized parameters are bound by unitary transformations in the quantum circuit. In this paper, quantum circuit learning is applied to the BEPU analysis of the fuel peak cladding temperature (PCT) for a small-break LOCA scenario in PWRs. The parameterized quantum circuit is trained using a small number of the RELAP5 analysis results and the prediction accuracy of the 95th percentile value of the PCTs is investigated. By taking a large number of layers of parameterized quantum circuits depending on the complexity of the analysis target and applying a global optimization method to optimize the parameters, the 95th percentile value of the PCTs predicted by the quantum circuit learning is found to result in better accuracy and smaller variability than linear quadratic regressions.

Keywords Best estimate plus uncertainty (BEPU), Quantum circuit learning, Uncertainty analysis, RELAP5

1. 緒言

原子力プラントの安全性について十分な精度での議論を行うためには、詳細な核熱水力計算モデルを実装した最適評価コードによるシミュレーションが不可欠である。最適評価コードは、原子力プラントを階層分解して要素ごとに物理現象をモデル化する。統計的安全評価手法 (Best Estimate Plus Uncertainty, BEPU) ⁽¹⁾ は、各モデルの不確かさを対応する検証試験に基づいて定量化し、モンテカルロ・サンプリングによりこれらを統合して、コード全体の不確

かさを定量化する。本手法の適用により、解析結果に対する不確かさが定量的に評価され、過度の保守性を排した信頼性の高い評価結果を得ることができる。統計的安全評価手法は、米国、韓国、スペインなどの国で規制に採用されており、日本でも採用が検討されている。日本では、日本原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準」が 2008 年に策定され、2021 年に本手法の最新知見を反映した改訂版⁽²⁾が発行された。

統計的安全評価では、最適評価コードを用いた多数回のモンテカルロ計算により統計的安全評価値を求める。統

* 1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

計的安全評価値は通常 95%累積確率値（以下 95%値とも言う）で与えられる。最適評価コードは計算コストが大きいため、統計的安全評価を実施可能な計算時間で行うためには、最適評価コードよりも計算コストの小さな機械学習モデルの適用が有効である。一方、機械学習モデルを統計的安全評価に適用するにあたっては、学習データ以外のデータに対するモデルの計算精度（汎化性能）の確認が必要である。

本誌既報では、日本原子力研究開発機構の ROSA 計画大型非定常試験装置（LSTF）における小破断 LOCA（冷却材喪失事故）模擬実験を対象に、機械学習モデルによる燃料被覆管最高温度（PCT）の不確かさ解析において、交差検証法を適用することにより 95%値の計算精度を推定できることを示した⁽³⁾。

また、実機プラントにおける小破断 LOCA 事象を対象に、機械学習モデルによる不確かさ解析において、95%値の計算精度の向上のために適応的サンプリング法が有効であること、交差検証法を適用することにより 95%値の計算精度を推定できることを示した⁽⁴⁾。

さらに、ROSA/LSTFにおける小破断 LOCA 模擬実験の不確かさ解析を対象に、不確かさ解析の機械学習モデルに対してベイズ推定を適用した。ベイズ推定により、95%値の計算精度をベイズ予測区間として定量的に、順序統計法よりも精度良く評価できることを示した⁽⁵⁾。

加えて、実機プラントにおける小破断 LOCA 事象を対象に、不確かさ解析の機械学習モデルに対してベイズ推定を適用した。適応的サンプリングを適用することによって、95%値の評価は順序統計法よりも精度が良く、変動が小さいことを確認した⁽⁶⁾。

本論文では、不確かさ解析に対して汎化性能の良い機械学習モデルを構築するために、近い将来実現されるゲート型量子コンピュータに用いられるアルゴリズムである量子回路学習⁽⁷⁾の適用性を検討する。このため、ROSA/LSTFにおける小破断 LOCA 模擬実験の不確かさ解析に量子回路学習を適用し、95%値の予測精度を評価する。

2. 統計的安全評価と機械学習モデル

統計的安全評価手法⁽¹⁾⁽²⁾は、着目する事象に対し、まず重要度ランク表（PIRT）を作成して安全評価パラメータに及ぼす影響の大きい重要現象を抽出し、次いで、抽出した重要現象に対応する計算モデルや入力データの不確かさを定量化し、それから、これらの不確かさが安全評価パラ

①入力パラメータの不確かさの特定と定量化



②入力パラメータの不確かさの組合せ最適評価コードによる解析

③解析結果に対する不確かさ評価

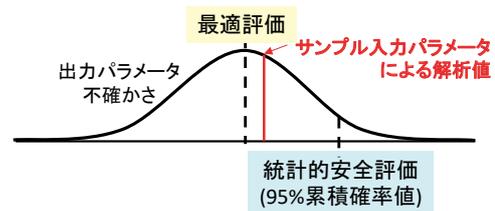


図1 統計的安全評価手法における不確かさ評価

メータの解析結果に及ぼす影響を評価する。

図1に、統計的安全評価における不確かさ評価の概要を示す。統計的安全評価は以下の手順で実施する。①最適評価コードの入力パラメータの不確かさを特定し、確率分布として定量化する。②入力パラメータの不確かさ分布からサンプリングを行って最適評価コードによる解析を行い（図中の赤字で示す）、これらの解析結果を集計して出力パラメータの不確かさ分布を求める。③出力パラメータの不確かさ分布から統計的安全評価値を求める。通常、統計的安全評価値は 95%累積確率値で与えられる。

統計的安全評価においては、95%累積確率値は最適評価コードの直接計算で得られた確率分布から直接評価するのが厳密であるが、これでは計算コストが大きくなる。計算コストを削減するために、順序統計法や応答曲面法を適用して 95%累積確率値の評価が行われている⁽²⁾。

本研究では、95%累積確率値の評価に対する機械学習モデルの適用性を検討している。機械学習モデルは、最適評価コードの入力と出力を近似するように少数のサンプル（学習データ）から学習されたモデルである。図2に、機械学習モデルの概念図を示す。機械学習モデルは最適評価コードよりも計算コストが小さいため多数回の計算が可能であり、これから得られる確率分布から直接的に 95%累積確率値を評価することができる。

機械学習モデルは、一般に、パラメータを含んだ形式で定式化され、各パラメータはデータに適合するように定め

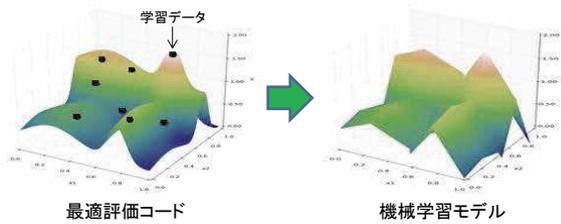


図2 機械学習モデル

られる。機械学習モデルが、学習データに対しては適合しているが、未知のデータに対しては適合できていないことを、そのモデルが過学習（または過剰適合）していると言う。統計的安全評価に機械学習を適用するにあたっては過学習を防ぐ必要がある。

一般に、過学習の要因としては、モデルの自由度が大きすぎることで、学習データが少なすぎるものが考えられる。機械学習モデルを単純で自由度を小さいものとするれば過学習を抑制できるが、あまり単純なモデルでは、モデル自体の精度が悪いものになる可能性がある。一方、学習データを多くすれば過学習を抑制できるが、機械学習モデルの構築のために多くの最適評価コードによる計算が必要となる。統計的安全評価に機械学習モデルを適用するにあたっては、解析対象の複雑度と利用できる学習データ数に応じて適切な機械学習モデルを構築することが必要である。

一般に、解析対象が複雑であると、モデル化に必要な特徴量（説明変数）が多くなる。学習データ数に比較して特徴量が多いと過学習の要因となる。一方、統計的安全評価では、学習データをあまり多く用意することはできない。この場合、過学習を防ぐためには、特徴量を学習に重要なものだけに減らすことや、特徴量を学習に効果的な形に変換することが考えられる。前者については、スパース推定法を統計的安全評価に適用し、実機プラントにおける小破断 LOCA 事象を対象に、不確かさ解析の機械学習モデルに対するスパース正則化の有効性を検討した⁽⁸⁾。

本論文では、不確かさ解析の機械学習モデルに対して量子回路学習⁽⁷⁾の有効性を検討する。量子回路学習では、 n 量子ビットの量子状態が 2^n 次元の複素ベクトルになることから、入力データを高次元空間に埋め込むことにより学習に効果的な特徴量に変換することが期待できる。

量子回路学習は、NISQ (Noisy Intermediate-Scale Quantum) コンピュータでの動作を可能とするアルゴリズムである。NISQ コンピュータは、ノイズを含む 50~100 量子ビットサイズの小規模な量子コンピューターで、数年~十年以内に実現可能と考えられている。量子回路学習では、量子回路を、一量子ビット回転ゲートを使用して構築し、

回転ゲートの角度 θ を調整することで学習を行う。ユニタリー変換のみで回路を構成することが正則化として機能し、過学習が抑えられると期待されている。一方、計算の高速性や精度について検証が必要である。

本論文では、不確かさ解析に対して汎化性能の良い機械学習モデルを構築することを目的として、量子回路学習の適用性を検討する。量子回路学習の実行環境には量子コンピュータのシミュレータ Qulacs⁽⁹⁾を使用する。ROSA/LSTF における小破断 LOCA 模擬実験の不確かさ解析に量子回路学習を適用し、95%値の予測精度を RELAP5 コードによる解析結果と比較して評価する。

3. RELAP5コードによる不確かさ解析

3.1 対象実験

日本原子力研究開発機構（旧日本原子力研究所）の ROSA プロジェクトにおいて、大型非正常実験装置 LSTF を用いて、PWR プラントの小破断 LOCA 時の再冠水過程に関する実験が実施されている。LSTF における 2 次側強制減圧関連試験⁽¹⁰⁾の概要を以下に示す。

図 3 に、LSTF 装置の概観図を示す。LSTF 装置はウェスチングハウス社製 4 ループ PWR プラントと同じ高さ、体積を 1/48 で模擬し、1 次系冷却材配管の小破断による LOCA や異常な過渡変化を、実炉と同じ圧力、温度、時間経過で模擬することができるよう設計されている。原子炉容器、1 次系ループ、ECCS 注水系から構成されており、4 つのループを 2 つの等体積 (2/48 スケール) ループにより模擬している。

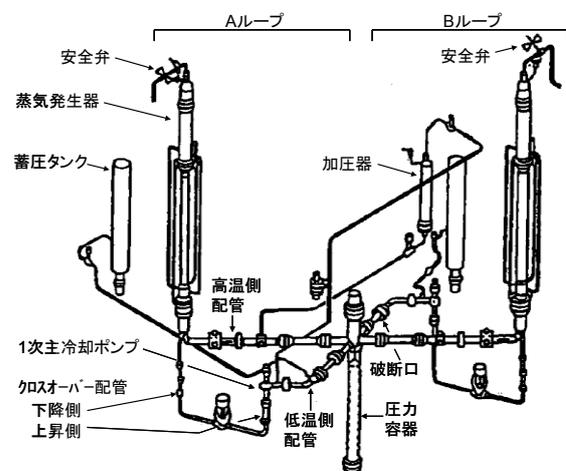


図3 LSTF の外観図

表 1 試験条件／解析条件⁽⁴⁰⁾

項目	SB-CL-32
破断サイズ	低温側配管断面積の 1.0%
破断場所	加圧器非接続低温側配管
破断向き	横向き
原子炉トリップ	加圧器圧力低
主給水停止	原子炉トリップと同時
主蒸気隔離	原子炉トリップと同時
補助給水	強制減圧開始と同時（全ループ）
高压注入	不作動
蓄圧注入	作動（全ループ）
低压注入	作動前に試験終了
SG2 次側強制減圧	破断後 600 秒，減温率 200K/h（全ループ）

表 1 に解析対象とした SB-CL-32 試験の試験条件を示す。破断位置は加圧器非接続ループ低温側配管である。破断サイズは低温側配管断面積の 1.0%であり、実機 4 ループ PWR の 3 インチ破断に相当する。SB-CL-32 試験は、高压注入系の機能喪失を仮定している。蒸気発生器の逃し弁の開放による 1 次系の減圧は、破断後 600 秒に全ル

ープで減温率 200 K/h で行い、同時に全ループで補助給水を行っている。蓄圧注入は全ループで作動する条件である。

3.2 燃料被覆管最高温度の不確かさ解析

本実験を対象に、RELAP5/MOD3 コード⁽¹¹⁾を用いて、安全評価パラメータを燃料被覆管最高温度（PCT）とした不確かさ解析⁽¹²⁾の概要を以下に示す。

不確かさ解析は、日本原子力学会標準⁽²⁾に則って実施した。まず、本実験が対象とする事故時の熱水力挙動を 1 次系のコンポーネントごとに詳細に分析し、PCT を安全評価パラメータとした重要度ランク表（PIRT）を作成して、不確かさを考慮すべき重要現象を抽出した⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾。次いで、抽出した重要現象に対応する RELAP5 コードの計算モデルを特定し、各計算モデルに対して、関連する実験データとの比較を行って不確かさを定量化した⁽¹⁵⁾⁻⁽²¹⁾。表 2 に、抽出した重要現象と、対応する計算モデルに対して定量化した不確かさ分布を示す。

以上より、各計算モデルのパラメータの不確かさを変化させた統計解析を実施した。入力パラメータのサンプリングはランダム・サンプリング法により行い、全 1024 ケースの解析を実施して、PCT の 95%累積確率値は一定値に収束することを確認した。

表 2 抽出した重要現象と入力パラメータの不確かさ

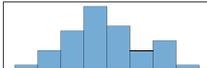
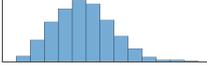
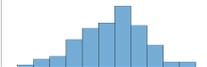
重要現象	RELAP5 モデル	不確かさパラメータ	最小	最大	ヒストグラム
露出炉心熱伝達 ⁽¹⁵⁾	Dittus-Boelter 相関式	熱伝達係数乗数	0.58	1.88	
炉心内相間摩擦 ⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾	EPRI 相関式	相間摩擦係数乗数	0.13	3.00	
伝熱管凝縮熱伝達 (層流) ⁽¹⁸⁾	Nusselt 相関式	熱伝達係数乗数	0.56	1.44	
伝熱管凝縮熱伝達 (乱流) ⁽¹⁸⁾	Shah 相関式	熱伝達係数乗数	0.64	1.66	
伝熱管入口 CCFL ⁽¹⁹⁾	CCFL 相関式	CCFL 定数	0.70	0.80	一様分布
低温側配管水平層状化 ⁽²⁰⁾	Taitel-Dukler 式	水平層状化判定乗数	0.20	4.63	
ダウンコマ相間摩擦 ⁽²¹⁾	Kataoka-Ishii 相関式	相間摩擦係数乗数	0.58	1.60	

表3 PCTの不確かさの統計量

項目	RELAP5 計算
5%値 [K]	728.2
平均値 [K]	809.0
95%値 [K]	885.4
歪度 [-]	-0.028
尖度 [-]	2.85

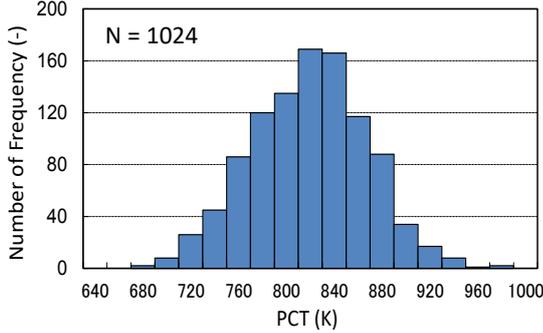
図4 PCTの不確かさのヒストグラム⁽¹²⁾

表3に、全1024ケースに対するPCTの不確かさの統計量を示す。図4に、全1024ケースに対するPCTのヒストグラムを示す。ROSA/LSTFにおける小破断LOCA実験の不確かさ解析では、PCTの分布は正規分布に近い分布となった。

4. 量子回路学習による不確かさ解析

本節では、3節で説明したRELAP5コードによる不確かさ解析を参照解析として、不確かさ解析への量子回路学習の適用性を検討する。

4.1 量子回路学習

図5に、量子回路学習の概念図を示す。量子回路学習は、量子回路を学習モデルと見立てて学習を行うアルゴリズムである。パラメータ付き量子回路からの出力と学習データとの差を最小化するようにパラメータを最適化する。パラメータの調整は古典コンピュータで行い、学習モデルを構築する。量子コンピュータで実行する部分と古典コンピュータで実行する部分からなるハイブリッドアルゴリズムになっている。

本論文では、文献⁽²²⁾に従って、以下のように量子回路モデルを構築した。

入力データ x をエンコードする量子回路を以下で定義する。

$$U_{in}(x) = \prod_j R_j^Z(\cos^{-1}x^2) R_j^Y(\sin^{-1}x) \quad (1)$$

$$R_j^Y(\theta) = e^{i\theta Y_j/2} \quad (2)$$

$$R_j^Z(\theta) = e^{i\theta Z_j/2} \quad (3)$$

パラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ は、時間発展演算子 U_{rand} と j 番目($j=1, \dots, n$)の量子ビットに作用する回転ゲート $U_{rot}(\theta_j^i)$ を掛けたものを d 回繰り返して構成される。 $U_{rand} = e^{-iHt}$ は横磁場イジングモデルの時間発展演算子であり、量子回路の複雑性を増加させる働きをもつ。 $U_{rot}(\theta_j^i) = R_j^X(\theta_{j1}^i) R_j^Z(\theta_{j2}^i) R_j^X(\theta_{j3}^i)$ は3つの回転ゲートからなり、 $U(\theta)$ は全体で $3nd$ 個の回転角を含んでいる。

$$U(\{\theta_j^i\}) = \prod_{i=1}^d \left(\left(\prod_{j=1}^n U_{rot}(\theta_j^i) \right) \cdot U_{rand} \right) \quad (4)$$

$$U_{rand} = e^{-iHt} \quad (5)$$

$$H = \sum_{j=1}^N a_j X_j + \sum_{j=1}^N \sum_{k=1}^{j-1} J_{jk} Z_j Z_k \quad (6)$$

$$U_{rot}(\theta_j^i) = R_j^X(\theta_{j1}^i) R_j^Z(\theta_{j2}^i) R_j^X(\theta_{j3}^i) \quad (7)$$

$$R_j^X(\theta) = e^{i\theta X_j/2} \quad (8)$$

$$R_j^Z(\theta) = e^{i\theta Z_j/2} \quad (9)$$

量子回路学習では、量子回路の回転角 $\{\theta_j^i\}$ および計算基底(Z 基底)の値域を広げる乗数 a を調整することで学習を行う。本研究の具体的手順を以下に示す。

1. 初期状態 $|0\rangle^{\otimes n}$ から x をエンコードする $U_{in}(x)$ によって、入力状態 $|\psi_{in}(x)\rangle$ を生成する。
2. 入力状態 $|\psi_{in}(x)\rangle$ からパラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ によって、出力状態 $|\psi\rangle = |\psi(x, \theta)\rangle$ に変換する。
3. 出力状態 $|\psi\rangle$ に対して、最初の量子ビットで測定したパウリ Z 演算子の期待値に乗数 a を乗じた $\langle \psi | a \cdot Z_1 | \psi \rangle$ をモデルの出力 y_{out} とする。
4. 出力 $\{y_{out}\}$ と真値 $\{y\}$ の最小二乗誤差により損失関数 $L = L(\theta, a)$ を定義する。
5. $L(\theta, a)$ が最小となるように (θ, a) を最適化する。

本モデルにおいて、パラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ の層の深さ d はハイパーパラメータ(予め設定しておく値)である。

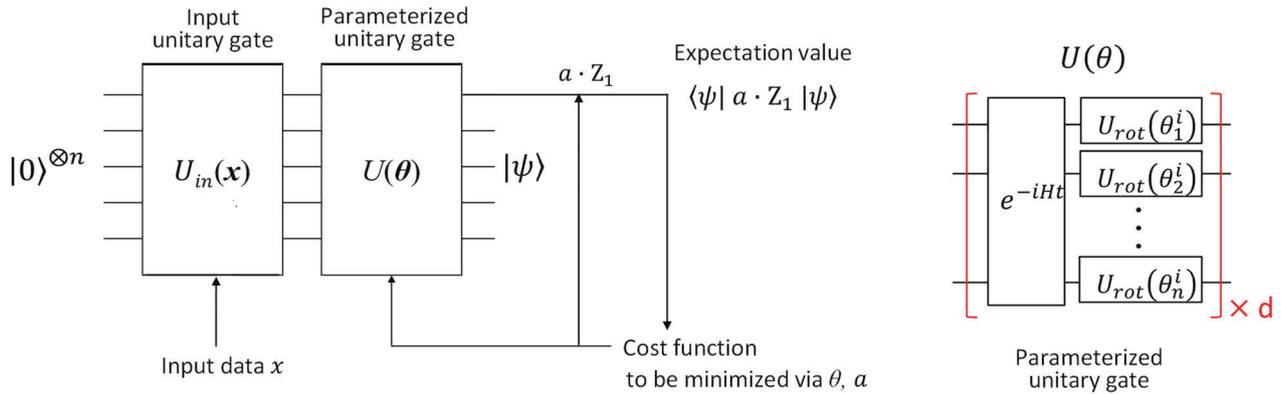


図5 量子回路学習の概念図

4.2 不確かさ解析への量子回路学習の適用

本論文では、量子回路学習の実行環境として量子コンピュータのシミュレータ Qulacs[®]を使用した。4.1 節で説明した方法で7量子ビットの量子回路を定義し、RELAP5による不確かさ解析からランダムに選んだ59サンプルを学習データに用いて、PCTの予測モデルを構築した。RELAP5解析と同じ乱数を用いて量子回路モデルによる統計解析を行い、PCTの不確かさ分布をRELAP5解析結果と比較した。

4.2.1 パラメータの最適化に係る検討

量子回路学習の適用性を検討するにあたり、最適化する回転角 θ およびZ基底乗数 a のうち、初めにZ基底乗数を $a=2, 3, 4, 5, 6$ に固定して計算精度の検討を行った。パラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ の層数は $d=9$ とした。また、パラメータの最適化アルゴリズムとしては、科学技術計算ライブラリ SciPy⁽²³⁾に実装されているNelder-Mead法を使用した。Nelder-Mead法は、目的関数の形状や勾配などの情報がわからないブラックボックス最適化問題を解くために使われる最適化手法の一つである。

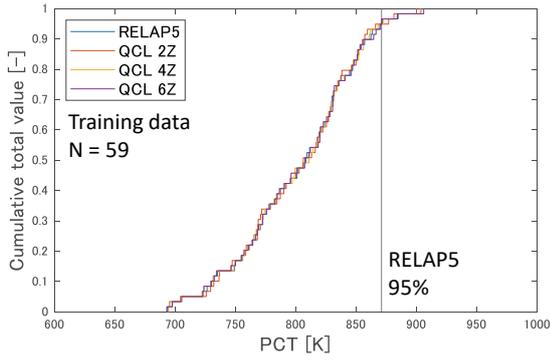
図6に、学習データ(59サンプル)および全データ(1024サンプル)に対して、量子回路学習により評価したPCTの累積分布関数をRELAP5計算結果と比較して示す。ここで、Z基底乗数を $a=2, 4, 6$ としている。PCTの累積分布関数は、学習データに対しては、各乗数に対してRELAP5計算とよく一致した。一方、全データに対しては、乗数が $a=4$ のときにRELAP5計算とよく一致した。

図7に、1024サンプルのRELAP5計算結果から、59サンプルごとに17ケースの学習データを選択し、それぞれに対して構築した量子回路モデルによるPCTの95%累積確率値の評価とRELAP5計算との誤差を集計した箱ひげ図を示す。また、表4に、PCTの95%累積確率値の17ケースの集計を示す。学習データに対しては、すべてのZ基底乗数 $a=2, 3, 4, 5, 6$ について、95%累積確率値のRELAP5計算との誤差はゼロに近い値となった。一方、全データに対しては、95%累積確率値のRELAP5計算との誤差は、Z基底乗数が $a=4$ の時に最も小さく、およそ±10K以内の精度が得られた。

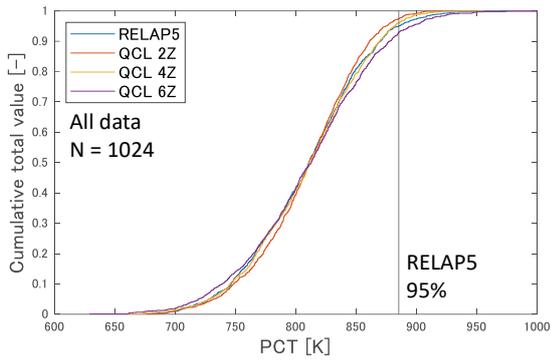
以上より、Z基底乗数を適切に選択することによって、全データに対する95%累積確率値の予測精度のよい量子回路を構築できると言える。

次に、量子回路学習において、最適化する回転角 θ およびZ基底乗数 a を同時に最適化して、計算精度を検討した。パラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ の層数は $d=9$ とした。また、パラメータの最適化アルゴリズムとしては、SciPyに実装されているNelder-Mead法とBasinhopping法を使用して計算精度を比較した。Basinhopping法は、マルチスタート局所探索法の一つで、ランダムに初期点を生成し、局所探索を繰り返すことで大域的最適解を探索する。最適化にあたりZ基底乗数の初期値は $a=2$ とした。

図8に、学習データ(59サンプル)および全データ(1024サンプル)に対して、量子回路学習により評価したPCTの累積分布関数をRELAP5計算結果と比較して示す。PCTの累積分布関数は、学習データに対しては、Nelder-Mead法とBasinhopping法ともにRELAP5計算とよく一致した。一方、全データに対しては、Basinhopping法ではRELAP5計算とよく一致したが、Nelder-Mead法では95%値を過小評価した。

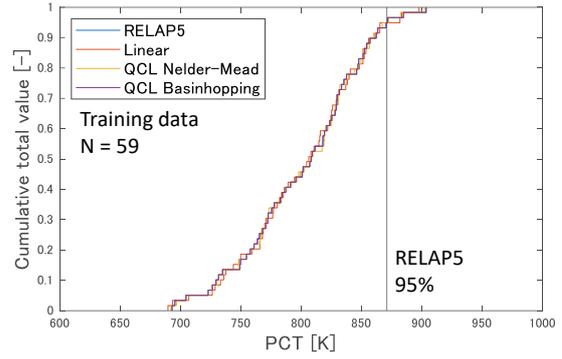


(a) 学習データ

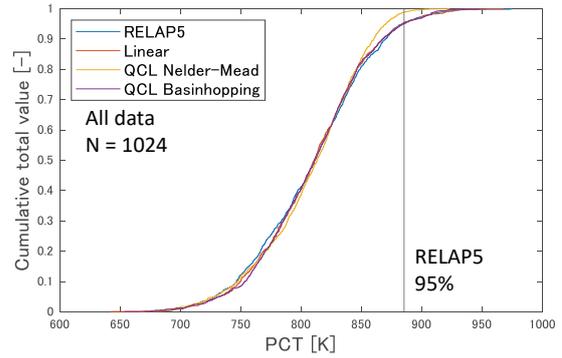


(b) 全データ

図 6 PCT の累積分布関数 (Z 乗数固定)

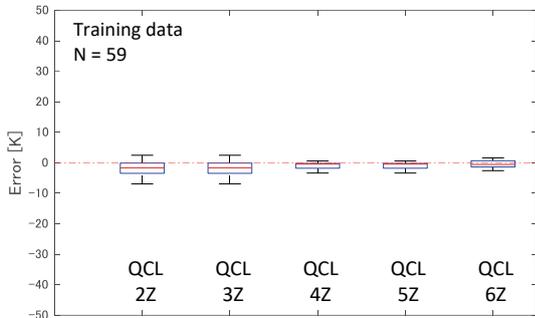


(a) 学習データ

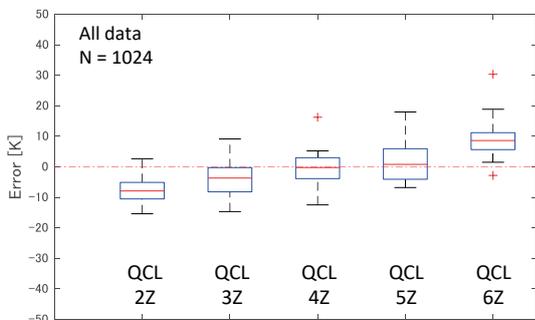


(b) 全データ

図 8 PCT の累積分布関数 (Z 乗数最適化)

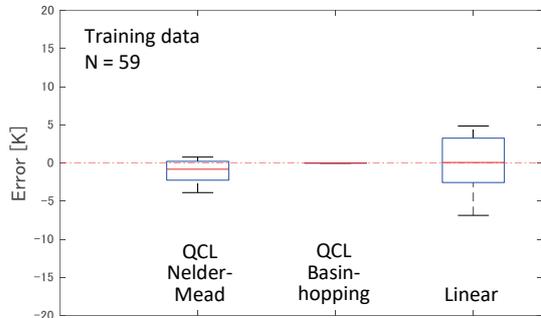


(a) 学習データ

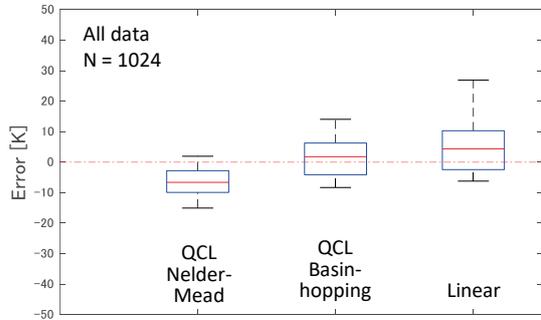


(b) 全データ

図 7 PCT 95%値誤差の分布 (Z 乗数固定)



(a) 学習データ



(b) 全データ

図 9 PCT 95%値誤差の分布 (Z 乗数最適化)

表4 PCT95%値の集計 (Z 乗数固定)

項目	PCT95%値					
	Z 基底乗数	2Z	3Z	4Z	5Z	6Z
Z 基底乗数						
平均値 [K]		877.9	881.4	885.2	887.5	894.6
最大値 [K]		888.0	894.5	901.7	903.4	915.7
最小値 [K]		870.0	870.7	872.9	878.6	882.6
標準偏差 [K]		4.5	5.8	6.3	6.4	7.2

図9に、1024 サンプルの RELAP5 計算結果から、59 サンプルごと 17 ケースの学習データを選択し、それぞれに対して構築した量子回路モデルによる PCT の 95% 累積確率値の評価と RELAP5 計算との誤差を集計した箱ひげ図を示す。また、表5に、PCT の 95% 累積確率値の 17 ケースの集計を示す。学習データに対しては、Basinhopping 法では 95% 累積確率値の RELAP5 計算との誤差はほぼゼロとなった。Nelder-Mead 法も 95% 累積確率値の RELAP5 計算との誤差は小さい。一方、全データに対しては、95% 累積確率値の予測結果は、Basinhopping 法では RELAP5 計算とよく一致したが、Nelder-Mead 法では RELAP5 計算を過小評価した。

Nelder-Mead 法で 95% 累積確率値を過小評価するのは、最適化において、Z 基底乗数の初期値 $a = 2$ に依存して局所的最適解に陥っているためと考えられる。

図10に、1024 サンプルの RELAP5 計算結果から、59 サンプルごとに 17 ケースの学習データを選択し、それぞれに対して構築した量子回路モデルによる Z 係数乗数の最適化結果を集計した箱ひげ図を示す。また、表5に、Z 係数乗数の最適化結果の 17 ケースの集計を示す。Nelder-Mead 法では、Z 係数乗数の最適化結果は、 $a = 2.7$ を平均値とした局所的最適解に陥っていることがわかる。図7で見たように、 $a = 2.7$ のまわりでは、量子回路学習は 95% 累積確率値を過小評価する。一方、Basinhopping 法では、Z 係数乗数の最適化結果は、 $a = 5.0$ を平均値として最適化された。したがって、Basinhopping 法による大域最適化法を適用することによって、量子回路学習は 95% 累積確率値を精度良く評価すると言することができる。

4.2.2 パラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ の層数に係る検討

次に、パラメータ付き量子回路の層数を変化させて、量子回路学習による 95% 累積確率値の計算精度を検討した。パラメータの最適化アルゴリズムとしては、Basinhopping 法を使用した。

表5 PCT95%値の集計 (Z 乗数最適化)

項目	PCT95%値			Z 基底乗数	
	N-M ^{*1}	BH ^{*2}	Linear	N-M ^{*1}	BH ^{*2}
最適化法					
平均値 [K]	890.1	879.1	887.1	2.70	5.00
最大値 [K]	912.3	887.4	899.5	3.35	7.04
最小値 [K]	879.2	870.4	877.1	2.44	3.85
標準偏差 [K]	8.4	5.2	6.8	0.23	0.84

*1: Nelder-Mead, *2: Basinhopping

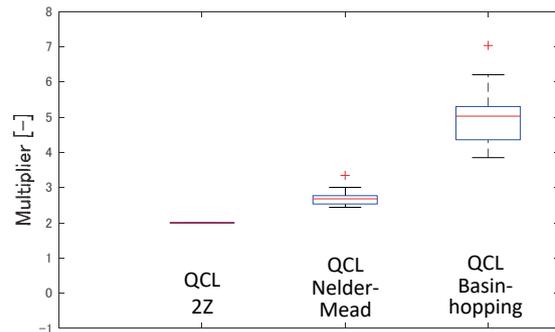


図10 Z 基底乗数の集計

パラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ の層数を増加すると、最適化するパラメータである回転角 $\{\theta^i\}$ の数が増加し、学習モデルの表現力が高くなる。一方、過学習を起こす可能性も生じるが、パラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ がユニタリー変換であることが正則化として機能し、過学習を防ぐことが期待される。

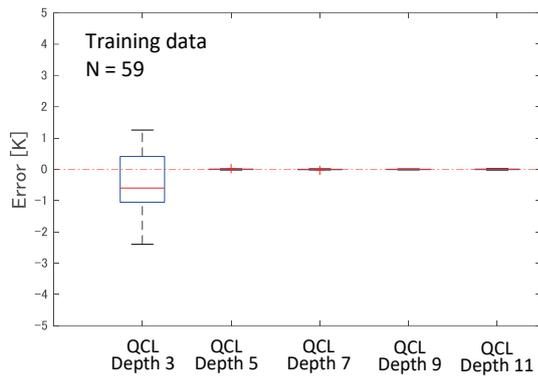
図11に、1024 サンプルの RELAP5 計算結果から、59 サンプルごとに 17 ケースの学習データを選択し、それぞれに対して構築した量子回路モデルによる PCT の 95% 累積確率値の評価と RELAP5 計算との誤差を集計した箱ひげ図を示す。また、表6に、PCT の 95% 累積確率値の 17 ケースの集計を示す。学習データに対しては、層数を 5 以上にすれば、RELAP5 計算との誤差はほぼゼロになった。一方、全データに対しては、層数が 5 では RELAP5 計算を過大評価した。これは、少ない層数では、解析対象の複雑度に対してパラメータ付き量子回路 $U(\theta)$ の表現力が十分ではなく、Z 係数乗数が過学習しているためと考えられる。層数を 9 以上にすると、過学習とならず RELAP5 計算とよく一致する結果が得られた。

4.3 線形回帰モデルとの比較

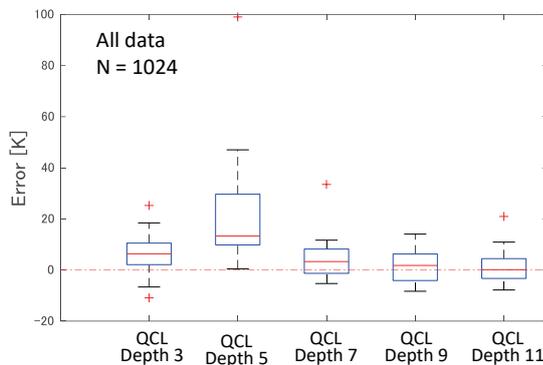
最後に、量子回路学習による 95% 累積確率値の計算精度を線形回帰モデル^③と比較した。

表 6 PCT95%値の集計 (層数の比較)

項目	PCT95%値				
	3層	5層	7層	9層	11層
平均値 [K]	891.9	907.7	890.3	887.1	887.0
最大値 [K]	910.7	984.4	918.9	899.5	906.4
最小値 [K]	874.5	885.9	880.1	877.1	877.6
標準偏差 [K]	8.8	23.1	8.9	6.8	7.1



(a) 学習データ



(b) 全データ

図 11 PCT 95%値誤差の分布 (層数比較)

図 8 に、学習データ (59 サンプル) および全データ (1024 サンプル) に対して、線形 2 次回帰モデルにより評価した PCT の累積分布関数を示している。本論文が対象とした実験解析のように、PCT の不確かさ分布が正規分布に近い場合には、大域最適化法を用いた量子回路学習と比較して線形回帰モデルも予測精度は良いと言える。

図 7 に、1024 サンプルの RELAP5 計算結果から、59 サンプルごとに 17 ケースの学習データを選択し、それぞれに対して構築した線形 2 次回帰モデルによる PCT の 95% 累積確率値の RELAP5 計算に対する誤差の箱ひげ図を示

す。17 ケースを集計して評価した場合、学習データに対しては、線形回帰モデルでは誤差にバラツキがあるのに対して、大域最適化法を用いた量子回路学習の誤差はほぼゼロである。全データに対しても、大域最適化法を用いた量子回路学習のほうが線形回帰モデルよりも誤差は小さい。

今後、実機プラントにおける小破断 LOCA 事象のような PCT の不確かさ分布が正規分布とならない場合に対して、量子回路学習と線形回帰モデルの比較を行うことが必要である。

5. 結言

最適評価コードを用いた統計的安全評価における計算コストを低減するため、機械学習モデルの適用性を検討している。統計的安全評価に機械学習を適用するにあたっては過学習を防ぐ必要がある。量子回路学習は古典的深層学習の量子アナロジーであり、最適化を行うパラメータ付き量子回路がユニタリー変換によって構成されることから、過学習が起こりにくいと期待されている。

本論文では、燃料被覆管最高温度 (PCT) の不確かさ解析に対して汎化性能の良い機械学習モデルを構築することを目的として、量子回路学習の適用性を検討した。ROSA/LSTF における小破断 LOCA 模擬実験の不確かさ解析に量子回路学習を適用し、PCT の 95% 累積確率値の予測精度を RELAP5 解析結果と比較して評価した。

パラメータの最適化にあたっては、計算基底の値域を広げる乗数を同時に最適化した。大域最適化法を用いることにより、量子回路学習は 95% 累積確率値を精度よく評価する結果が得られた。

パラメータ付き量子回路の層数を変化させて量子回路学習の計算精度を検討した。解析対象の複雑度に応じて量子回路の層数を大きく取ることによって、量子回路学習は線形回帰よりも 95% 累積確率値を精度よく評価する結果が得られた。

引用文献

- (1) B. Boyack, R. Duffey, G. Wilson, P. Griffith, G. Lellouche, S. Levy, U. Rohatgi, W. Wulff, N. Zuber, "Quantifying reactor safety margins: application of code scaling, applicability, and uncertainty (CSAU) evaluation methodology to a large break, loss-of-coolant accident," NUREG/CR-5249 (1989).

- (2) 日本原子力学会, “統計的安全評価の実施基準:2021”, AESJ-SC-S001:2021 (2021).
- (3) 木下郁男, “統計的安全評価における代替統計モデルの適用 (不確かさ解析への適用性に関する検討)”, INSS JOURNAL, Vol.27, pp.219-230 (2020).
- (4) 木下郁男, “統計的安全評価における代替統計モデルの適用 (実機条件の不確かさ解析に対する適用性の検討)”, INSS JOURNAL, Vol.28, pp.151-162 (2021).
- (5) 木下郁男, “統計的安全評価における代替統計モデルの適用 (Stan による不確かさ解析のベイズ推定)”, INSS JOURNAL, Vol.29, pp.217-228 (2022).
- (6) 木下郁男, “統計的安全評価における代替統計モデルの適用 (実機条件に対する不確かさ解析のベイズ推定)”, INSS JOURNAL, Vol.30, pp.182-193 (2023).
- (7) K. Mitarai, M. Negori, M. Kitagawa, K. Fujii, Quantum circuit learning, PHISYCAL REVIEW A **98**, 032309 (2018).
- (8) I. Kinoshita, Application of Sparse Estimation for Best Estimate Plus Uncertainty Analysis of a Small Break LOCA in PWRs, Proceedings of the ASME 2023 International Mechanical Engineering Congress & Exposition (IMECE2023), IMECE2023-111094, New Orleans, Louisiana, October 29-November 2, (2023).
- (9) Y. Suzuki, et al., Qulacs: a fast and versatile quantum circuit simulator for research purpose, arXiv:2011.13524v4 (2021).
- (10) The RELAP5 code development team, “RELAP5/MOD3 code manual,” NUREG/CR-5535 (1995).
- (11) H. Asaka, Y. Anoda, Y. Kukita, I. Ohtsu, Secondary-Side Depressurization during PWR Cold-Leg Small Break LOCAs Based on ROSA-V/LSTF Experiments and Analyses, Journal of Nuclear Science and Technology, **35**(12), pp.905-915 (1998).
- (12) I. Kinoshita, M. Murase, RELAP5 Code Analysis of LSTF Small Break LOCA Tests with Steam Generator Intentional Depressurization and Its Uncertainty Quantification by Monte-Carlo Method and Wilks' Formula Approach, Proceedings of the ASME 2016 International Mechanical Engineering Congress & Exposition (IMECE2016), IMECE2016-66638, Phoenix, AZ, November 11-17, (2016).
- (13) 山田実, 南雲宏一, 木下郁男, 村瀬道雄, 吉田至孝, 川崎郁夫, “小破断 LOCA 時高圧注入系不作動事象の PIRT 作成および重要現象の感度解析”, INSS JOURNAL, Vol.18, pp.294-309 (2011).
- (14) M.J. Griffiths, J.P. Schlegel, T. Hibiki, M. Ishii, I. Kinoshita, Y. Yoshida, “Phenomena identification and ranking table for thermal-hydraulic phenomena during a small-break LOCA with loss of high pressure injection,” Progress in Nuclear Energy, Vol. 73, pp.51-63 (2014).
- (15) T. Torige, I. Kinoshita, “Application of the statistical safety evaluation method to the small break LOCA with high pressure injection failure (Quantification of the uncertainty of uncovered core heat transfer model),” Proceedings of the ASME 2013 International Mechanical Engineering Congress & Exposition (IMECE2013), IMECE2013-64305, San Diego, CA, November 13-21 (2013).
- (16) 木下郁男, 鳥毛俊秀, 山田実, “炉心内相間摩擦に係る RELAP5 モデルの不確かさの定量化,” INSS JOURNAL, Vol.24, pp.201-210 (2017).
- (17) I. Kinoshita, T. Torige, M. Yamada, “Uncertainty quantification of the RELAP5 interfacial friction model in the rod bundle geometry,” Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, Vol.2, No.2, 021003 (2016).
- (18) 鳥毛俊秀, 木下郁男, 山田実, “小破断 LOCA 時高圧注入系不作動事象への統計的手法適用 ~被覆管酸化, 崩壊熱, 被覆管変形および伝熱管凝縮に係る RELAP5 モデルの不確かさの定量化,” INSS JOURNAL, Vol.21, pp.213-222 (2014).
- (19) 楠木貴世志, 村瀬道雄, 富山明男, “蒸気発生器に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,” INSS JOURNAL, Vol.24, pp.211-220 (2017).
- (20) 鳥毛俊秀, 木下郁男, 山田実, “小破断 LOCA 時高圧注入系不作動事象への統計的手法の適用 ; (9) 重要現象に係るモデル不確かさの定量化 (伝熱管凝縮熱伝達, 低温側配管水平層状化),” 日本原子力学会 2014 春の大会, L24 (2014).
- (21) C. Clark, J.P. Schlegel, T. Hibiki, M. Ishii, I. Kinoshita, “Uncertainty in RELAP5/MOD3.2 calculations for interfacial drag in downward two-phase flow,” Annals of Nuclear Energy, Vol. 94, pp.230-240 (2016).
- (22) QunaSys Inc., Welcome to Quantum Native Dojo!, <https://dojo.qulacs.org/ja/latest/> (2024).
- (23) SciPy 1.10.1: Fundamental Algorithms for Scientific Computing in Python, <https://scipy.org/> (2023).

T字合流部の逆流現象に対する数値シミュレーション (合流前温度差が速度および温度分布特性に与える影響)

Numerical Simulation for Impinged Penetration Flow at a T-junction
(Effect of Inlet Temperature Difference on Velocity and Temperature Distribution Characteristics)

三好 弘二 (Koji Miyoshi) *1

要約 T字管の高低温水合流部における衝突型逆流現象を対象に数値シミュレーションを実施し、合流前温度差が、分岐管内面近傍の流速および温度分布に与える影響を調べた。特に、逆流による分岐管内面の熱疲労を想定し、分岐部のコーナー位置から分岐管軸方向に沿った分布特性を明らかにした。数値シミュレーションでは、配管も含む流体・構造熱連成解析による非定常計算を行った。その結果、温度差の増加による浮力の効果や主流温度の増加に伴う動粘度の低下により、逆流速度の時間平均値や変動量は増加する傾向があった。また、分岐管内面における温度変動量も増加し、その変動する範囲はより深くなる傾向があった。流体から管壁への熱伝達により管内面温度のRMS値は壁近傍の流体温度のRMS値の15%から40%の範囲まで低下していた。ただし、合流前温度差の増加により壁近傍の速度変動が増加する位置では、熱伝達の促進によりその減衰効果が小さくなっていた。

キーワード 熱疲労, T字管, 高低温水合流, 衝突型逆流, 数値シミュレーション

Abstract Numerical simulations were conducted to investigate the effect of the inlet temperature difference on the velocity and temperature distributions near the inner surface of the branch pipe at the T-junction, where hot and cold waters mix. The focus was on the distribution characteristics along the branch pipe axis from the corner position of the junction, considering thermal fatigue of the branch pipe inner surface due to impinged penetration flow. Non-stationary calculations were performed using fluid-structure thermal coupling analysis including the pipe wall. As a result, the mean and fluctuating values of velocity tended to increase with increasing temperature difference due to the effect of buoyancy and the decrease in viscosity with increasing mainstream temperature. In addition, the temperature fluctuation at the inner surface also increased, and the range over which it fluctuated tended to be deeper. Due to heat transfer from the fluid to the pipe wall, the RMS values of the temperature fluctuations on the inner surface of the pipe were reduced to the range of 15% to 40% of those of the fluid temperature near the wall. However, at locations where the velocity fluctuation near the wall increased due to an increase in the inlet temperature difference, its attenuation effect was reduced due to enhanced heat transfer.

Keywords Thermal fatigue, T-junction, Mixing of hot and cold water, Impinged penetration, Numerical simulation

1. 緒言

原子力発電所の配管では、温度差のある流体が混合する場所が存在し、このような部位では、流体温度変動が配管内面に伝達することで、熱疲労が生じる可能性がある。日本機械学会は、このような流体温度ゆらぎによる熱疲労を防止するため、「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」⁽¹⁾を策定し、構造健全性の評価指針を与えている。この中で、図1に示す高低温水の合流形態では、分岐管からの流れが主管内の流れに合流後、主管内面にて温度ゆらぎが発生すると想定しているが、本研究では逆流により分

岐管内面における熱疲労発生を想定した評価手法の高度化を図ることを目的としている。既報⁽²⁾では、分岐管側の流量が主管側の流量と比較して低い場合は、主流が分岐管内に逆流する場合があります、図2に示すような主流が分岐管の右側壁に衝突し逆流する衝突型逆流(IP)の流動様式を明らかにした。また、高温の主流が分岐管内に逆流することで生じる分岐管内面の管内面温度変動特性を示した⁽³⁾。

発電所の多くの高低温水合流部では、図3に示す通り、分岐管側にサーマルスリーブが挿入されている場所が多く⁽⁴⁾、逆流により発生する温度変動がスリーブの範囲内であれば、2重管となっていることから漏洩は防止可能であ

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

る。一方、既報⁽²⁾で示した通り逆流の最大侵入深さ $L_{IP,max}$ は、以下に示す運動量比と相関があり、図4に示す通り運動量比が増加するにつれて単調に増加する傾向がある。

$$M_R = M_m / M_b \quad (1)$$

$$M_m = \rho_m D_b D_m U_m^2 \quad (2)$$

$$M_b = 1 / 4\pi\rho_b D_b^2 U_b^2 \quad (3)$$

ここで、 D_m は主管内径、 D_b は分岐管内径、 U_m は主管側入口断面平均流速、 U_b は分岐管側入口断面平均流速、 ρ_m は主管側の流体密度、 ρ_b は分岐管側の流体密度である。そのため、主管側の流速が比較的速い場合や分岐管上流位置の弁から漏洩した場合など最大侵入深さが大きくなると、サーマルスリーブ上端位置において熱疲労の発生が懸念されることがある。よって、分岐管軸方向の温度分布を適切に予測することは熱疲労評価上重要である。

これまでの実験⁽²⁾⁽³⁾では、大気圧下で合流前温度差が約30°Cで分岐管軸方向の温度分布を測定していたが、高温・高圧条件下で合流前温度差が大きい条件になった場合に温度分布がどのように変化するかを把握しておくことは重要である。本研究では、衝突型逆流の流動様式において合流前温度差が、分岐管内面近傍の流体温度および管内面温度分布に与える影響を数値シミュレーションにより調べることにした。また、温度変動は流体から配管に伝達する過程で大きく減衰し、その程度は壁近傍の流速に依存することが知られている。よって、合流前温度差が壁近傍の流速分布に与える影響も明らかにすることにした。

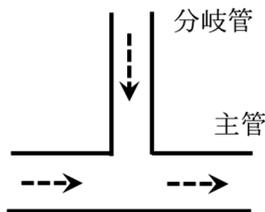


図1 T字管での合流形態

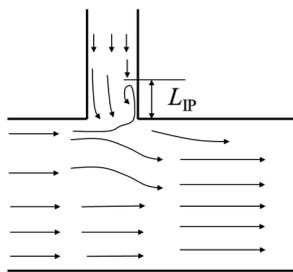


図2 T字管合流部の衝突型逆流の流動様式の模式図

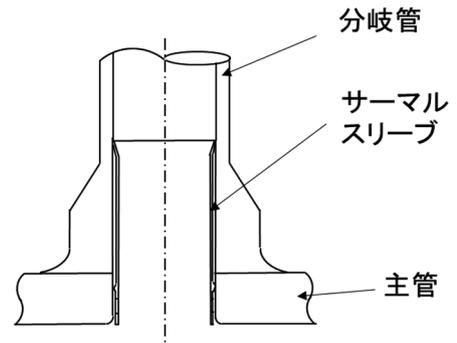


図3 サーマルスリーブの模式図

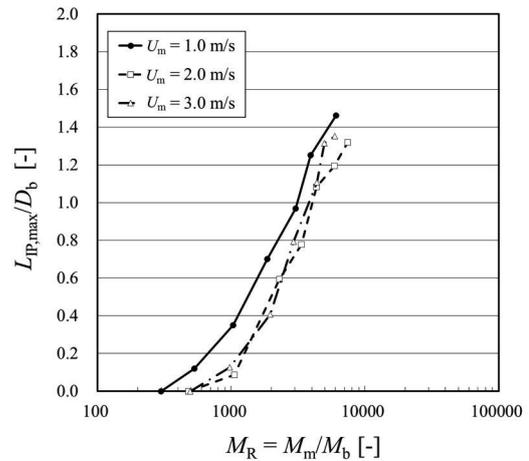


図4 最大侵入深さと運動量比の関係⁽²⁾

2. 数値計算手法

図5に使用した計算格子を示す。主管内径 $D_m = 150$ mm、分岐管内径 $D_b = 50$ mm である。主管側厚さ 7.6 mm、分岐管側厚さ 5.25 mm の配管を含めて格子を作成した。合流部から主管方向の上流、下流に $3D_m$ 、分岐管方向に $8.5D_b$ の長さを確保した。座標系は主管側の流れ方向を x 、鉛直上向き方向を z とした。また、主管と分岐管の管軸の交点を座標原点とした。重力は、 $-z$ 方向に負荷した。メッシュは6面体メッシュを用い、円管内面に沿うように作成した。また、合流部近傍や壁面近傍などにメッシュを寄せ、空間解像度を高めた。メッシュのセル数は約65万(648,940)である。LES (Large eddy simulation) の場合、速度分布を精度良く捉えるためには、十分な層数のレイヤーメッシュを配置する必要がある。一般には、第一層目のメッシュに対して、壁面 $y+$ が粘性底層に収まるレベル ($y+ < 5$) であることが求められるが、計算の結果、最大で1.6であった。よって、壁面近傍の計算メッシュの解像度は適正であると判断した。

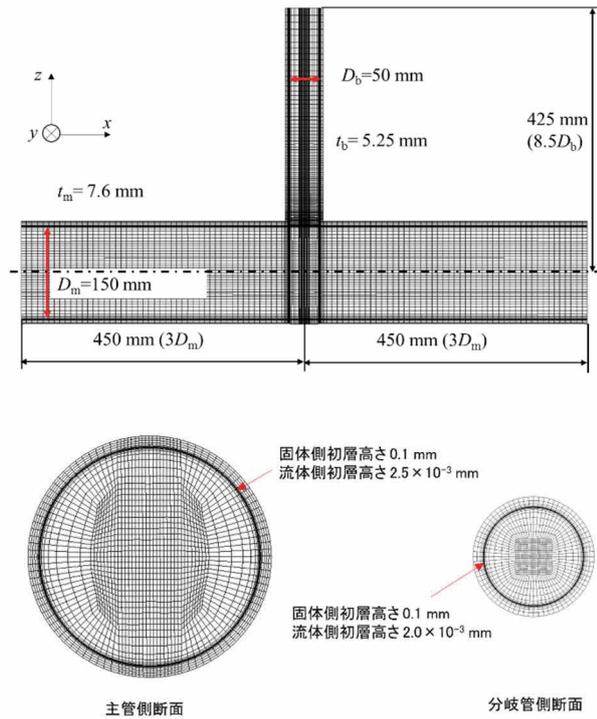


図5 計算格子

表1に計算手法を示す。計算には商用コードANSYS社のFLUENTを用いた。流体物性値(密度, 比熱, 熱伝導率, 粘性係数)は温度多項式で与えた。密度に温度依存性を与えることで浮力の効果を模擬しており, プシネスク近似のような浮力モデルなどは導入していない。配管はSUS304を想定して, 密度, 比熱, 熱伝導率を温度多項式で与えた。乱流モデルは, 口径の違いはあるが($D_m = 60$ mm, $D_b = 20$ mm), 既報⁽⁵⁾で使用し最大侵入深さの再現性が良好であったLESのDynamic Smagorinskyモデル⁽⁶⁾とした。時間刻み幅は 2×10^{-4} 秒として, 定常RANS収束解を初期条件として計算を開始し, 配管温度が準定常となった26秒から46秒(20秒間)で統計量(時間平均値など)を取得した。入口では, Vortex method⁽⁷⁾により主管側および分岐管側ともに乱流強度5%の乱れを付与した。表2に計算条件を示す。Case 1およびCase 2は, 過去に実施した管内面・流体温度測定実験⁽³⁾の条件から2条件を選定した。また, Case 3およびCase 4ではCase 1とCase 2の条件で温度差だけを 150°C に変更して, 合流前の温度差が速度および温度分布に与える影響を調べた。高温条件で運動量比がやや低下しているのは, 主流側の密度が低下するためである。温度差はPWRプラントの起動時の余熱除去系統使用時の1次冷却材温度⁽⁸⁾を想定し決定した。配管外面は断熱条件とした。

表1 計算手法

ソフトウェア	ANSYS Fluent 2021	
流体	水(物性値は温度依存)	
配管	SUS304(物性値は温度依存)	
乱流粘性モデル	LES (Dynamic smagorinsky model)	
入口境界	指数則分布+Vortex methodの乱れ	
流出境界	圧力流出	
壁面境界	粘着条件	
解法	圧力・速度連成	SIMPLEC
	空間の離散化	運動量 (Bounded Central Differencing) エネルギー (Second order upwind)
	非定常法	Second order implicit
初期条件	定常 RANS 収束解 (Realizable k-ε)	
時間刻み幅	2×10^{-4} 秒	
統計処理時間	準定常状態到達後の 20 秒間 (26 秒から 46 秒)	

表2 計算条件

Case		入口流速 [m/s]	入口温度 [°C]	圧力 [MPa]	運動量 比 M_R [-]
1	主管	3.0	53.7	大気圧	2,800
	分岐管	0.11	23.6		
2	主管	3.0	53.6	大気圧	5,600
	分岐管	0.078	23.3		
3	主管	3.0	170	3.0	2,600
	分岐管	0.11	20		
4	主管	3.0	170	3.0	5,100
	分岐管	0.078	20		

3. 数値計算結果

3.1 速度分布

図6に46秒の瞬時の速度ベクトル分布を示す。コンター色は速度のz成分の値を示す。図は見やすくするため合流部を拡大して示した。どのケースでも衝突型逆流による分岐管への主流の侵入が再現されている。主流と分岐管からの流れが衝突する境界面近傍では波打つような速度場が生じている。この波立ちが右コーナー部に衝突することで右側壁に沿って逆流していると考えられる。主流の分岐管内への逆流の範囲を明確にするために20秒間におけるz方向速度の最大値の分布を調べた。その結果を図7に示す。20秒間における分岐管内の逆流深さは, Case 1と比

較して, Case2 の方が, やや深くなっていることがわかる. また, Case 3 と Case 4 になると, 運動量比は減少しているにもかかわらず逆流の範囲は Case 1 と Case 2 と比較して増加していた. すなわち, 温度差が増加することで逆流の範囲が増加していた.

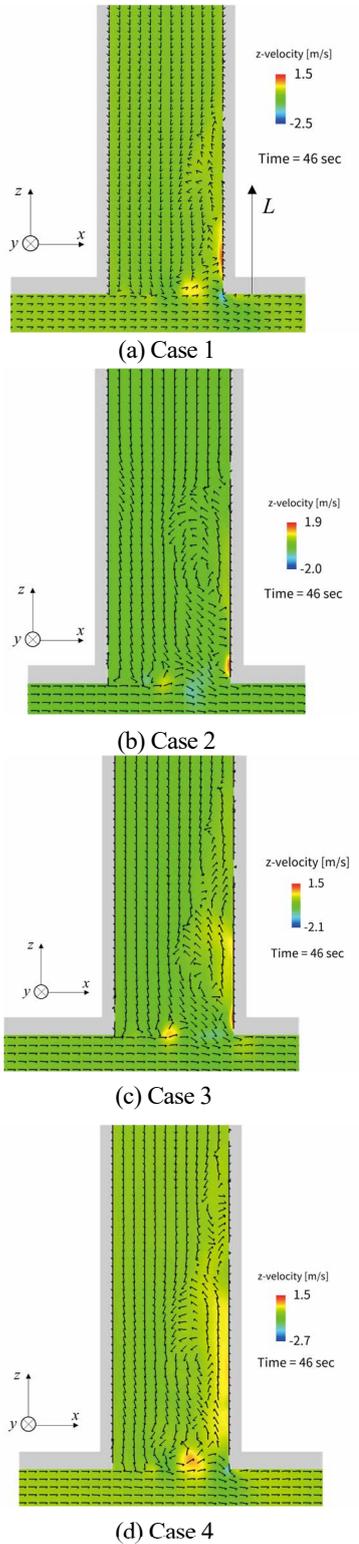


図6 瞬時速度ベクトル分布

図8に z 方向速度の時間平均値 w^{*}_{ave} の分岐管軸方向分布を示す. 速度は主管側の入口断面平均流速 U_m で無次元化した値である. 図9に z 方向速度のモニター位置を示

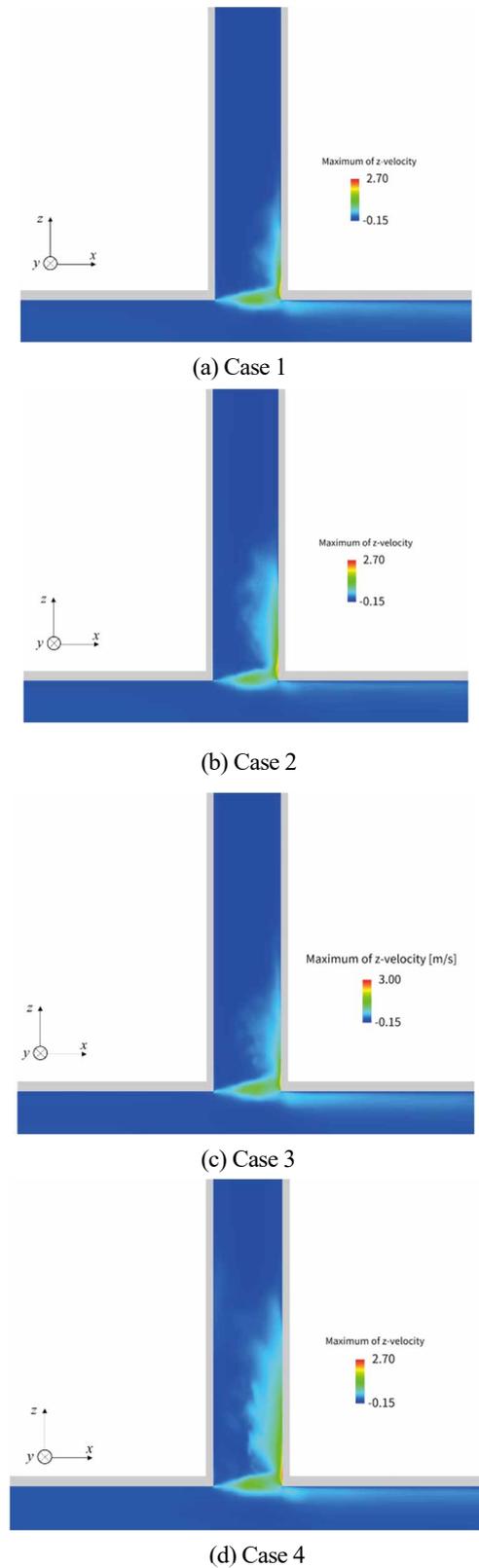


図7 z 方向速度の最大値の分布

す。図に示す通り、壁から 1mm の位置 ($x = 24 \text{ mm}, y = 0 \text{ mm}$) で、横軸 L は、主管の内面位置から鉛直上向き方向への距離である。以後に示す図 10 および図 11 の値も同じ位置である。いずれの条件でも $L=0$ 付近では鉛直下向きに主流流速 U_m の約 20% の流速であり、 L とともに増加し、 $L=0.2D_b$ 付近でピークとなり、その後は単調に減少する分布となっていた。それらのピーク値は U_m の 10% から 20% の範囲であった。Case 1 と Case 2 のピーク位置はともに $L = 0.17D_b$ で M_R の増加により、 $w_{ave}^* = 0.10$ から $w_{ave}^* = 0.18$ に 1.8 倍増加していた。これは、分岐管側入口流速 U_b が、

0.11 m/s から 0.078 m/s に低下したため、主流が分岐管内に侵入しやすくなったためと考えられる。Case 3 と Case 4 の場合も、1.8 倍増加していた。Case 1 と Case 3 を比較するとピーク値は 1.1 倍、Case 2 と Case 4 を比較すると 1.2 倍となっていた。これは、温度差が増加することによる浮力の増加効果と主流の温度が高温になることによる動粘度の低下によるものと考えられる。

図 10 に z 方向速度の RMS (Root Mean Square) 値 w_{rms}^* の分岐管軸方向分布を示す。いずれの条件でも $L=0$ では U_m の約 14% の変動量であり、 L が増加するに伴い一旦減少し、 $L = 1.0D_b$ から $L = 2.0D_b$ 付近でピークを有する分布となっていた。Case 1 と Case 2 を比較してわかるように M_R が増加すると時間平均値が増加したため RMS 値も増加したと考えられる。Case 3 と Case 4 の比較結果も同様な傾向が観察された。Case 1 と Case 3 を比較すると Case 3 の方が RMS 値は増加していることがわかる。侵入する主流温度が上昇し、動粘度が低下したためと考えられる。Case 4 も Case 2 と比較して同様な理由で増加していた。

図 11 に z 方向速度の最大値 w_{max}^* の分岐管軸方向分布を示す。いずれの条件でも $L = 0$ では U_m の約 20% の鉛直

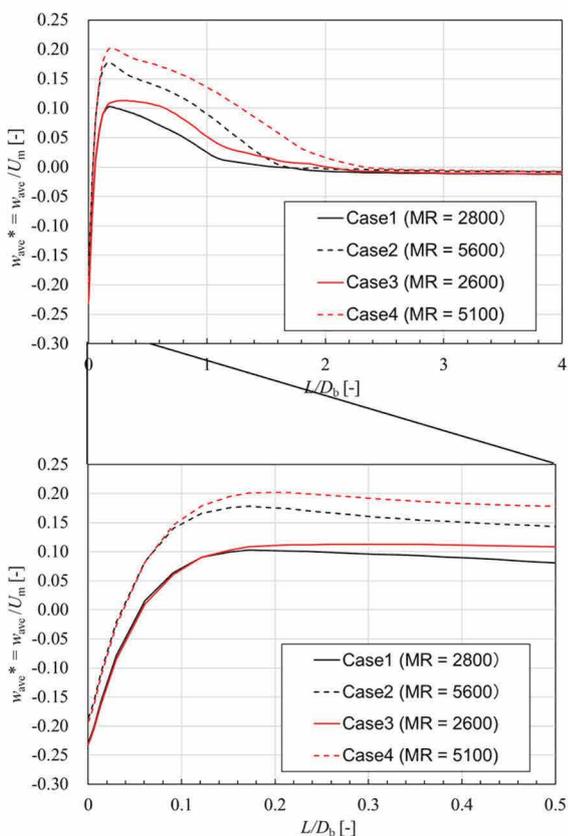


図 8 z 方向速度の時間平均値の分岐管軸方向分布

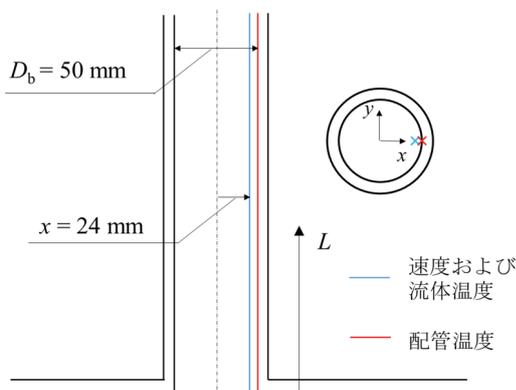


図 9 速度および温度のモニター位置

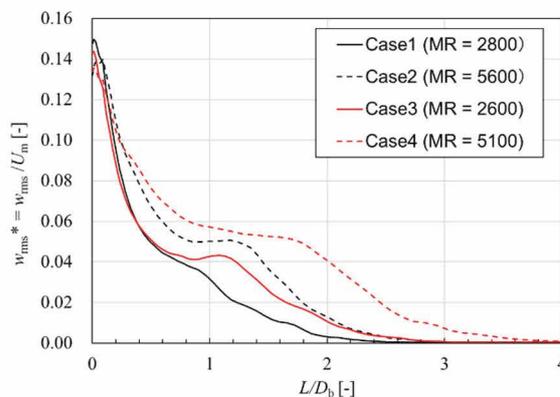


図 10 z 方向速度の RMS 値の分岐管軸方向分布

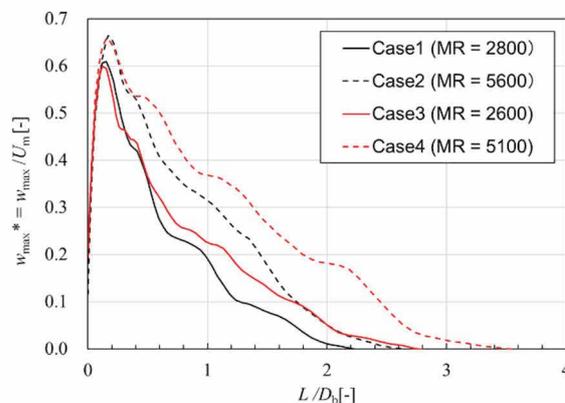


図 11 z 方向速度の最大値の分岐管軸方向分布

上向きの流速であり、 $L=0.2D_b$ 付近でピークとなり、以後単調に減少する分布となっていた。それらのピーク値は U_m の60%から70%であった。Case 1 と Case 2 を比較してわかるように M_R が増加すると w^*_{max} も増加しており、そのピーク値は1.1倍となっていた。 M_R が増加すると分岐管側入口速度が低下することから、主流が侵入しやすくなったと考えられる。Case 3 と Case 4 を比較した場合も w^*_{max} のピーク値は1.1倍となっていた。Case 1 と Case 3 の比較結果から分かるように温度差が増加すると w^*_{max} のピーク値は、ほぼ同じであるもののそれより深い範囲ではほとんどの位置で増加していた。Case 2 と Case 4 の比較結果も同様であった。

図 11 にて w^*_{max} が 0 となる L の位置を逆流の最大侵入深さと定義した場合のそれらの値の比較結果を表 3 に示す。表に示す通り、分岐管側の入口流速を減少させると最大侵入深さは $L = 2.2D_b$ から $L = 2.6D_b$ に増加した。また、入口流速は同じでも温度差を増加させると最大侵入深さは増加し、 $U_b = 0.11 \text{ m/s}$ では $L = 2.2D_b$ から $L = 2.7D_b$ へと1.2倍増加し、 $U_b = 0.087 \text{ m/s}$ では $L = 2.6D_b$ から $L = 3.4D_b$ へと1.3倍増加していた。

表 3 逆流の最大侵入深さの比較結果

Case		入口流速[m/s]	入口温度[°C]	最大侵入深さ L/D_b [-]
1	主管	3.0	53.7	2.2
	分岐管	0.11	23.6	
2	主管	3.0	53.6	2.6
	分岐管	0.078	23.3	
3	主管	3.0	170	2.7
	分岐管	0.11	20	
4	主管	3.0	170	3.4
	分岐管	0.078	20	

3.2 温度分布

図 12 に 46 秒における瞬時の温度分布を示す。高温の主流の侵入により分岐管内の流体温度が増加しているのが確認できる。また、それに合わせて管壁も温度が高くなっている。主流と分岐管側からの流れとの衝突界面には速度分布の際にも見られた界面の波立ちが確認できる。

図 13 に温度の時間平均値 T^*_{ave} の分岐管軸方向分布を示す。温度は主管側入口温度 T_m 、分岐管側入口温度 T_b を用いて無次元化した値である。モニター位置は図 9 に示す通り壁から 1 mm 離れた位置 ($x = 24 \text{ mm}, y = 0 \text{ mm}$) と分

岐管内面位置 ($x = 25 \text{ mm}, y = 0 \text{ mm}$) である。以後に示す図 14 および図 16 の値も同じ位置である。いずれの条件でも L が増加すると単調に減少する傾向があった。これは、図 12 に示す通り主流の高温水が逆流する際に鉛直上方から流れてくる低温水と混合して温度が低下するためである。Case 1 と比較して、Case 2 の方が、温度が高くなっていた。これは、 $U_b = 0.11 \text{ m/s}$ から $U_b = 0.078 \text{ m/s}$ に低

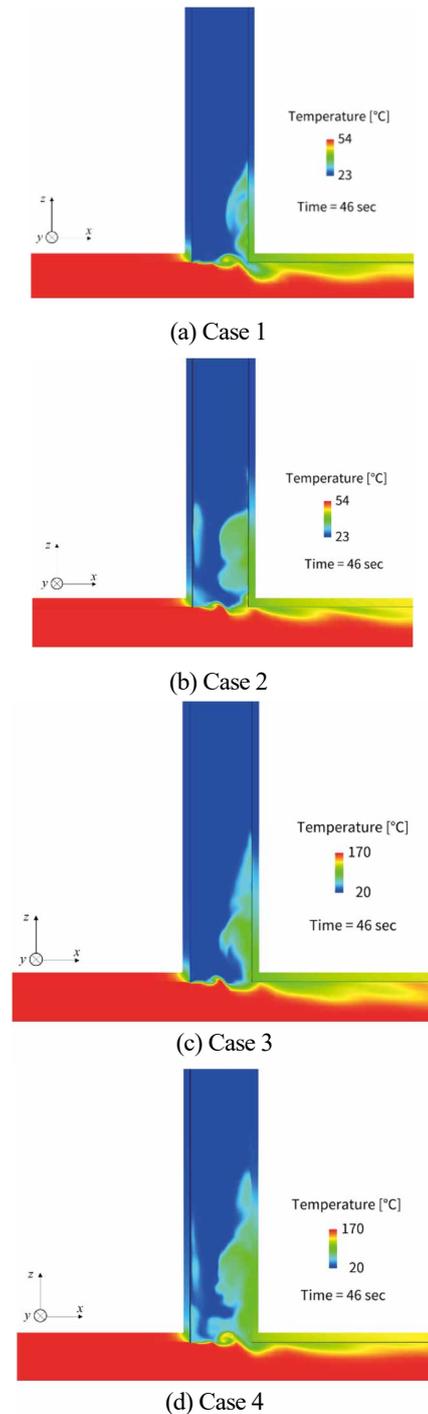


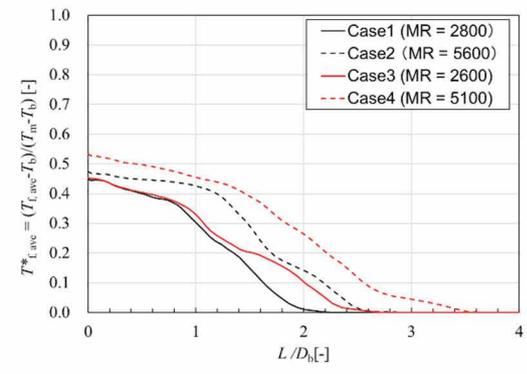
図 12 瞬時温度分布

下したため、主流の侵入深さが増加したためと考えられる。また、Case 1 と Case 3 を比較してわかるように温度差が増加すると時間平均温度は増加している。これらの傾向は図 8 に示した z 方向速度の時間平均値の傾向と同様であった。温度差が増加すると z 方向速度 w^*_{ave} が増加して、主流が侵入しやすくなり、 $T^*_{t,ave}$ が増加したと考えられる。壁から 1 mm 位置の流体温度と管内面温度は、ほぼ同じであった。これは、温度が準定常状態になっているためである。

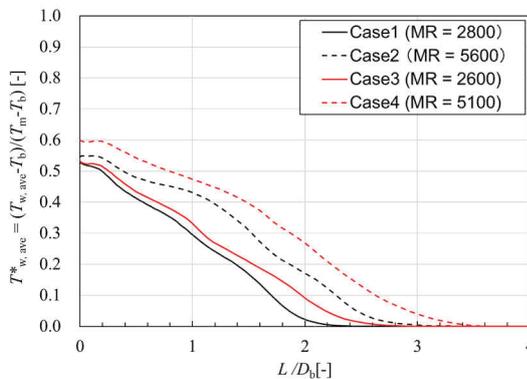
図 14 に温度の RMS 値 T^*_{rms} の分岐管軸方向分布を示す。温度は合流前温度差で無次元化した値である。図 14(a) に示すとおり流体温度の RMS 値はいずれの条件でも $L = 0$ で最大となり、 L が増加するに伴い一旦減少し、その後、増加に転じピークを有する分布となっていた。ピークを有する分布となった理由として、高温水の逆流の先端と鉛直上方から流入する低温水との境界部で変動が増加するためと考えられる。Case 1 と Case 2 を比較してわかるように、Case 2 の方がピーク位置はやや深い位置となり、変動が発生する範囲も深くなっている。これは、表 3 に示す通り分岐管側入口流速が低下することで Case 2 の最大侵入深さが Case 1 と比較して増加するためである。また、そ

のピーク値は 1.2 倍増加していた。これは、図 10 に示す通り z 方向速度の RMS 値が増加したため温度変動量も増加したと考えられる。Case 3 と Case 4 の違いは、Case 1 と Case 2 の比較結果と同様である。Case 1 と Case 3 を比較するとそのピークの位置はやや深くなっているものの、そのピーク値は同程度であった。これは、温度差を増加させると表 3 に示したとおり最大侵入深さは増加するものの、図 10 に示したとおり w^*_{ms} のピーク値の増加率が比較的小さいためである。一方、温度が変動する範囲は $L = 2.3D_b$ から $L = 2.7D_b$ まで増加していた。Case 2 と Case 4 の比較結果についても同様の傾向である。

図 14(b) に管内面温度の RMS 値の分布を示す。流体温度の場合と同様に $L = 0$ で最大となり、 L が増加するに伴い一旦減少し、その後、増加に転じピークを有する分布となっていた。Case 1 と Case 2 の場合を比較すると、そのピーク値は 1.8 倍であり流体温度と比較して大きく増加する特徴があった。これは、流体から管壁への熱伝達率の違いによるものと考えられる。図 10 の Case 1 と Case 2 の結果を比較するとわかるように w^*_{ms} がピーク位置付近で増加する傾向があることから、速度変動量の増加にともない熱伝達率が増加したためと考えられる。Case 3 と Case 4 の場

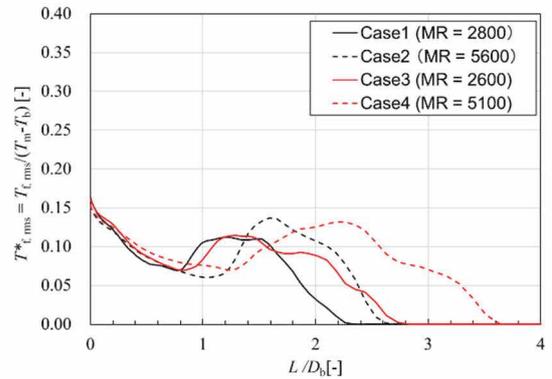


(a) 流体温度 (壁から 1 mm)

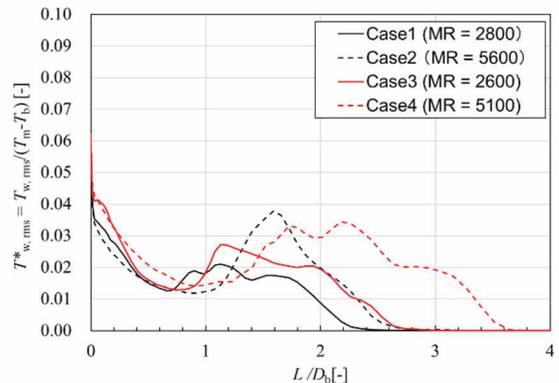


(b) 管内面温度

図 13 時間平均温度の分岐管軸方向分布



(a) 流体温度 (壁から 1 mm)



(b) 管内面温度

図 14 温度変動 (RMS 値) の分岐管軸方向分布

合の相違も同様である。温度差を増加させた Case 1 と Case 3 を比較すると、そのピーク値は 1.3 倍となっていた。流体温度の比較では同程度であったことから、熱伝達率が増加したといえる。また、温度が変動する範囲は、 $L=2.4D_b$ から $L=2.7D_b$ に 1.1 倍増加していた。Case 2 と Case 4 を比較するとそのピーク値は増加しないものの、2 つのピークが生じていた。温度が変動する範囲は、 $L=2.7D_b$ から $L=3.6D_b$ に 1.3 倍増加していた。熱伝達率の増加により、ピーク値が増加するのではなく、その範囲が増加する場合もあるといえる。

図 14(a)と図 14(b)を比較してわかるように流体から管壁への熱伝達の過程で温度変動量は大きく減衰していた。変動量の減衰の程度を把握することは、熱疲労評価上重要である。図 15 に管内面温度の RMS 値 $T_{w,ms}^*$ と流体温度の RMS 値 $T_{f,ms}^*$ の比の分岐管軸方向分布を示す。 $T_{f,ms}^*$ が 0 に近づくと比が発散し有意な値とならないため、 $T_{f,ms}^* > 0.05$ の範囲のみ記載した。図に示す通り、減衰の程度は 15%から 40%の範囲であった。いずれの条件でも RMS 値の比は $L=0$ 付近では約 40%であるが L が増加するにともない一旦減少し、その後上昇するピークを有する分布となっている。Case 1 と Case 2 を比較するとそのピーク値は Case 2 の方が大きくなっている。前述したように w_{ms}^* の増加により熱伝達率が増加したためと考えられる。Case 3 と Case 4 との比較結果も同様である。Case 1 と Case 3 を比較すると入口温度差の増加によりそのピーク値はやや大きくなるのがわかる。Case 2 と Case 4 の比較では、そのピーク値は同程度であったが、Case 4 ではより深い位置でもその比が低下する傾向はなかった。温度差とともに w_{ms}^* が比較的深い位置でも増加していた影響と考えられる。

図 16 に温度の変動範囲 $T_{max-min}^*$ の分岐管軸方向分布を示す。ここで変動範囲とは、20 秒間における最大値と最

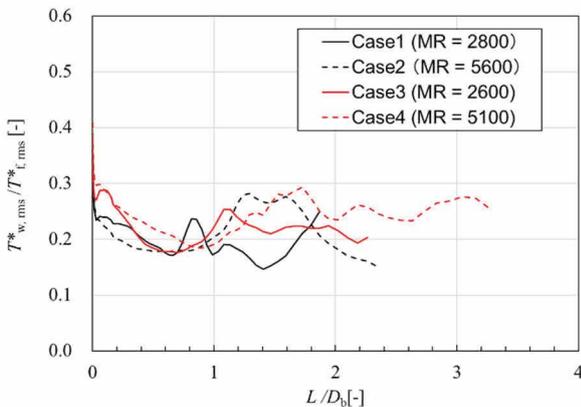
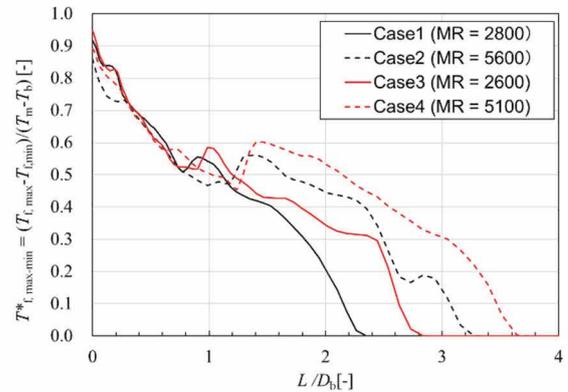


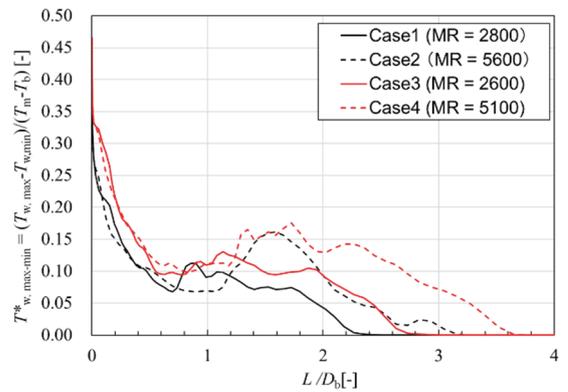
図 15 温度変動量 (RMS 値) の比の分岐管軸方向分布

小値の差である。温度は入口温度差で無次元化した値である。疲労評価では、発生する応力振幅の最大値を材料の疲労限度と比較するため、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 RMS 値に加えて温度変動範囲の分布も示した。図 16 (a)に示す通り RMS 値の場合と違い、 $T_{f,max-min}^*$ は $L=0$ 付近ではほぼ 1 となっていた。 L が増加するにともない一旦減少し、その後上昇するピークを有する分布となっており、その傾向は $T_{f,ms}^*$ と同様であった。Case 1 と Case 2 を比較すると $T_{f,ms}^*$ と異なりそのピーク値は同程度であったが、変動が発生する深さは $T_{f,ms}^*$ と同じように増加していた。Case 3 と Case 4 の比較結果も同様であった。Case 1 と Case 3 を比較すると $L=1.0D_b$ 付近のピーク値は同程度であるが、変動する範囲は深くなっていた。この傾向は、RMS 値の場合と同じであった。Case 2 と Case 4 の比較結果も同様である。

図 16 (b)に管内面の温度変動範囲の分岐管軸方向分布を示す。RMS 値の場合と同様にいずれの条件でも $L=0$ 付近で最大となり、 L が増加するに伴い一旦減少し、ピークを有する分布となっていた。Case 1 と Case 2 のピーク値を比較すると、1.5 倍となっており、 $T_{f,max-min}^*$ と比較して大きく増加していた。Case 3 と Case 4 の比較結果も同様



(a) 流体温度 (壁から 1 mm)



(b) 管内面温度

図 16 温度変動範囲の分岐管軸方向分布

であった。これらの特徴は RMS 値の場合と同じである。Case 1 と Case 3 のピーク値を比較すると 1.2 倍に、Case 2 と Case 4 のピーク値は同程度であるがピークが 2 つとなっていた。これらの特徴は RMS 値の場合と同様である。

図 17 に管内面温度の変動範囲 $T_{w, \max-\min}^*$ と流体温度の変動範囲 $T_{f, \max-\min}^*$ の比の分岐管軸方向分布を示す。 $T_{f, \max-\min}^*$ が 0 に近づくと比が発散し有意な値とならないため、 $T_{f, \max-\min}^* > 0.1$ の範囲のみ記載した。図に示す通り、減衰の程度は 10% から 50% の範囲であった。いずれの条件でもそれらの比は $L=0$ 付近では約 50% であるが L が増加するにともない一旦減少し、その後上昇するピークを有する分布となっている。Case 1 と Case 2 を比較するとそのピーク値は Case 2 の方が大きくなっている。この傾向は RMS 値の比と同様であった。Case 3 と Case 4 との比較結果も同様である。Case 1 と Case 3 を比較すると入口温度差の増加によりそのピーク値は大きくなっていた。Case 2 と Case 4 の比較では、そのピーク値は同程度であったが、Case 4 ではより深い位置でもその比が低下する傾向はなかった。これらの特徴は RMS 値の比の場合と同じであった。

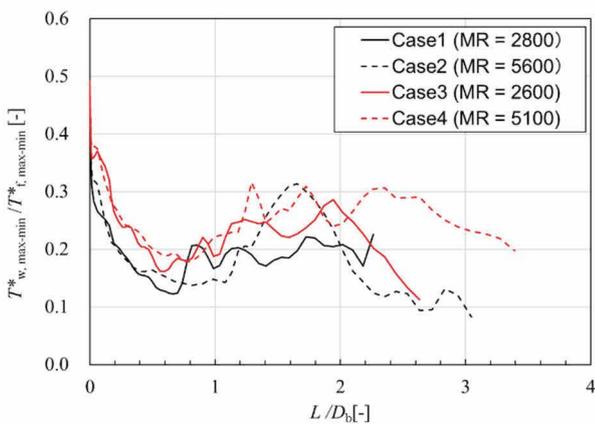


図 17 温度変動範囲の比の分岐管軸方向分布

4. 結言

T 字管の高低温水合流部における衝突型逆流現象を対象に数値シミュレーションを実施し、合流前温度差が、分岐管内面近傍の流速および温度分布に与える影響を調べた。特に、逆流による分岐管内面の熱疲労を想定し、分岐部のコーナー位置 ($L=0$) から鉛直上向き方向の分布特性を明らかにした。主管側の入口流速は $U_m=3 \text{ m/s}$ とし、分岐管側の入口流速を $U_b=0.078 \text{ m/s}$ と $U_b=0.11 \text{ m/s}$ に変化した 2 条件の運動量比に対し、温度差 (30°C と 150°C) が無次元化した流速および温度分布に与える影響を調べ

た。数値シミュレーションでは、配管も含む流体・構造熱連成解析による非定常計算を行った。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 分岐管内面近傍における鉛直上向き (z 方向) の時間平均流速は、 $L=0.2D_b$ 付近でピークとなる分布となっていた。一方、速度変動量 (RMS 値) は、 $L=0$ 付近で最大となり、一旦減少したのち $L=1.0D_b$ から $L=2.0D_b$ 付近でピークを有する分布となっていた。合流前温度差が増加するとそれらのピーク値は増加していた。浮力の効果や主流の温度の増加により動粘度が低下するため増加したと考えられる。
- (2) z 方向速度の最大値が零となる位置を逆流による最大侵入深さとした場合、その最大侵入深さは合流前温度差が増加すると $U_b=0.078 \text{ m/s}$ の条件で 1.3 倍、 $U_b=0.11 \text{ m/s}$ の条件で 1.2 倍となっていた。
- (3) 分岐管内面近傍における流体と管内面の時間平均温度は逆流した高温水が低温水と混合することにより z 方向に単調に減少する傾向があった。また、温度差が上昇するに伴い、時間平均温度は増加する傾向があった。これは、逆流の速度が増加することで、逆流侵入深さが深くなったためと考えられる。
- (4) 流体温度および管内面温度の RMS 値の分布は $L=0$ 付近で最大となり、一旦減少した後、増加に転じ、 $L=1.0D_b$ から $L=2.0D_b$ 付近でピークを有する分布となっていた。高温水の逆流先端と鉛直上方から流入する低温水との境界部で変動が増加したことによりピークが発生したと考えられる。合流前温度差が増加しても流体温度の変動量のピーク値は同程度であったものの、管内面温度の変動量のピーク値は $U_b=0.11 \text{ m/s}$ の条件で 1.3 倍となっていた。また、管内面の温度変動が発生する位置は、 $U_b=0.078 \text{ m/s}$ の条件で 1.3 倍、 $U_b=0.11 \text{ m/s}$ の条件で 1.1 倍深くなっていた。
- (5) 熱疲労評価では発生する応力の振幅が重要であるため、RMS 値に加えて温度変動範囲の分布も調べた。その結果、合流前温度差がその分布に与える影響については、RMS 値の場合と大差はなかった。
- (6) 流体から配管への熱伝達の過程で管内面の温度変動の RMS 値は、壁近傍の流体温度変動の 15% から 40% の範囲で、温度変動範囲では 10% から 50% の範囲で低下していた。合流前温度差が増加すると、速度変動量が増加する位置では熱伝達の促進によりその減衰効果が小さくなっていた。

引用文献

- (1) 日本機械学会, JSME S 017 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針 (2003).
- (2) Miyoshi, K., Utanohara, Y. and Kamaya, M., “Penetration flow into a branch pipe causing thermal fatigue at a mixing tee”, Nuclear Engineering and Design 360 (2020), 110496.
- (3) Miyoshi, K., “Heat transfer process for penetration flow into a branch pipe causing thermal fatigue at a T-junction”, Nuclear Engineering and Design 417 (2024), 112885.
- (4) IAEA (International Atomic Energy Agency), Assessment and Management of Ageing of Major Nuclear Power Plant Components Important to Safety Primary Piping in PWRs, IAEA-TECDOC-1361, IAEA, Vienna, (2003).
- (5) 歌野原陽一, 三好弘二, 釜谷昌幸, “T字配管における衝突型逆流現象の数値シミュレーション”, INSS JOURNAL, Vol.28, pp.75-82, (2021).
- (6) ANSYS, Inc., ANSYS Fluent 理論ガイド, Fluent 2021 R1, (2021), 4.15.2.2.
- (7) ANSYS, Inc., ANSYS Fluent 理論ガイド, Fluent 2021 R1, (2021), 4.15.3.1.
- (8) 神田誠, 梅田賢治, 三宅修平他, 原子力教科書 原子力プラント工学, オーム社, p.89, (2009).

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 (Ikuo Kawasaki) *1 高木 俊弥 (Toshiya Takaki) *1

西田 直樹 (Naoki Nishida) *2 武部 創 (Hajime Takebe) *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)時の発電所の原子力緊急対策本部対応を疑似体験できる SA 演習ツールについて、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、SA 演習ツールへの特定重大事故等対処施設(特重施設)等の反映、EAL 判断基準の見直し等を踏まえた演習シナリオの解説資料の改善である。今回改良した SA 演習ツールを活用し、改善した演習シナリオの解説資料に基づき、関西電力において SA 研修を実施した。その結果、EAL 判断基準の変更点について研修受講者の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、演習ツール、緊急時活動レベル、警戒事態、施設敷地緊急事態、全面緊急事態、原子力災害対策特別措置法、特定重大事故等対処施設

Abstract We developed the severe accident (SA) practice tool based on lessons learned in the 2011 accident at the Tokyo Electric Power Company's Fukushima Daiichi Nuclear Power Station. Reflecting the our review of emergency action level (EAL) criteria, we utilized the developed SA practice tool. Major improvements were the incorporation of a special safety facility into the SA practice tool, and improvements to the explanatory materials for the exercise scenarios based on the review of EAL judgment criteria. Using the improved SA practice tool, SA training was conducted at Kansai Electric Power Company based on the improved exercise scenario explanatory materials. As a result, we confirmed that the training participants were able to deepen their understanding about the changes to the EAL judgment criteria.

Keywords severe accident, practice tool, emergency action level, alert, site area emergency, general emergency, Act on Special Measures Concerning Nuclear Emergency Preparedness, specialized safety facility

1. はじめに

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(以下、SA という)教育の更なる充実が求められている。

また、2013 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 項の「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(Emergency action level:以下、EAL という)が定められた。緊急事態区分の設定は、レベル 1「警戒事態(Alert:以下、AL という)」、レベル 2「施設敷地緊急事態(Site Area Emergency:以下、SE という)」、レベル 3「全面緊急事態(General Emergency:以下、GE という)」の 3 段階とされている。SE は従来からの原災法第 10 条、

GE は従来からの原災法第 15 条、25 条に該当し、AL は 2013 年度に新規追加された。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(以下、本部構成員という)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、本部構成員が SA 発生時に通報連絡までの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・訓練ツールの検討を行い、本部構成員自らがプラント構成および応答、EAL 判断基準等を知識として習得し、SA 時の原子力緊急対策本部対応を模擬体験できる SA 演習ツールを開発した⁽⁴⁾。

SA 演習ツールの訓練シナリオ用データは 2 種類あり、過去の防災訓練シナリオ解析⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾で実施した訓練データを加工して作成したものと、研修用として EAL の見直

*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)

し内容を理解させるために作成したものがあ

関西電力㈱の原子力防災研修（シビアアクシデント EAL 判断対応演習）において、この SA 演習ツールを活用し有効性を確認するとともに、研修実施後、演習ツールに関する問題点、講師・受講者からの要望に対する改善策を検討し、それらを踏まえて SA 演習ツールの改良を実施してきた。これまでの主な改良点は、EAL 説明資料表示等の演習ツールの機能追加、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、事象進展の早送り機能の強化、スキップ機能の追加等である⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。本報告は、前回報告⁽¹²⁾以降の SA 演習ツールの改良について報告する。

2. SA演習ツールの改良点

2.1 SA演習ツールの概要

SA 演習は、図 1 のように訓練内容非開示のブラインド訓練をイメージしている。訓練者に複数のシナリオを提示して選択させ、事故の起因や進展を知らせず、訓練者自らにプラントの状況を判断させるものとしている。事象進展は原子力緊急時対策本部における安全重要パラメータ表示システム（以下、SPDS という）を模擬した画面により表示させ、訓練者は少人数のグループを構成し、それぞれ役割を決めてロールプレイ式の演習を実施できるようにしている。SPDS とは、原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊その他の異常及び重大事故等が発生した場合に、プラントの各種パラメータを事業者の緊急対策本部および原子力規制庁に設置されている緊急時対策支援システム等の発電所外へ伝送できるよう、平常時からデータを伝送している発電所側のシステムのことである。SA 演習ツールの開発にあたり、研修時の使いやすさを考慮してノートパソコンで動作する環境で構築している。

当研究所ではシビアアクシデント解析コード MAAP4 を搭載した事象進展予測システム⁽¹³⁾を開発し、万一の原子力災害時に以降のプラント挙動に関する事象の進展を予測し、事故対応検討の一助とするとともに、関西電力㈱の原子力発電所防災訓練時においては事象進展予測解析、防災訓練シナリオ解析、SA 演習シナリオの SPDS データ作成等で活用している。

事象進展予測システムの概要を図 2 に示す。事象進展予測システムはプラントから逐次、送られてくる情報に基づき、MAAP4 を用いて事態の推移予測を行い、今後の進展を予測するとともに、将来の影響緩和と操作の有効性や放

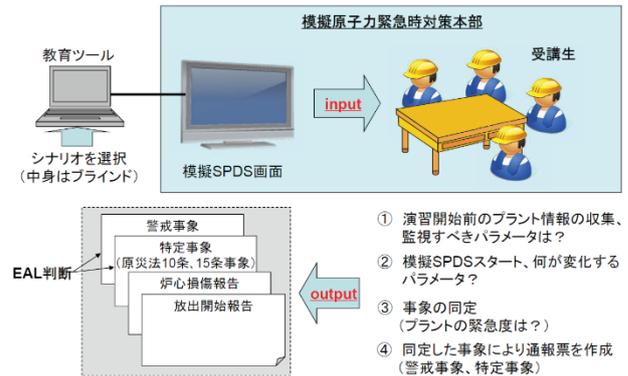


図 1 SA 演習のイメージ

射性物質放出量の推定を行い、事故収束操作及び公衆防護措置に有益な情報を提供することを目的とするものである。

関西電力の原子力プラントに導入されている各種の緩和設備について、適宜 MAAP4 でモデル化を実施し、MAAP4 の解析基盤の更新を実施している。特に近年は、東京電力福島第一原子力発電所事故を踏まえて日本の原子力発電所において発電所緊急安全対策、シビアアクシデント対策他として導入された設備について重点的にモデル化を実施している⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。SA 演習ツールについても MAAP4 でモデル化された設備を反映している。

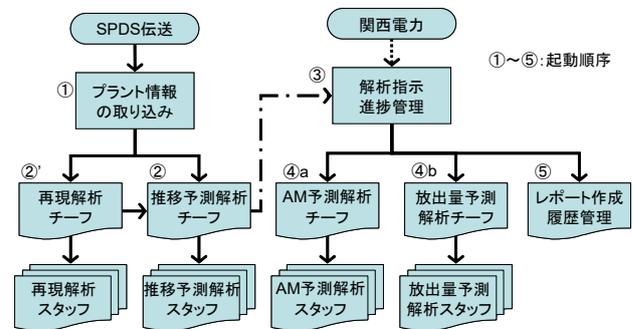


図 2 事象進展予測システムの概要

2.2 特重施設等の反映

実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則⁽¹⁶⁾第 42 条において、発電用原子炉を設置する工場又は事業所（以下、工場等という）には、特定重大事故等対処施設（以下、特重施設という）を設けなければならないとしている。

特重施設とは、重大事故等対処施設のうち、故意による大型航空機の衝突その他のテロリズムにより炉心の著しい損傷が発生するおそれがある場合又は炉心の著しい損

傷が発生した場合において、原子炉格納容器の破損による工場等外への放射性物質の異常な水準の放出を抑制するためのものをいう。そして、特重施設については、原子炉建屋への故意による大型航空機の衝突その他のテロリズムに対してその重大事故等に対処するために必要な機能が損なわれるおそれがないものであること、原子炉格納容器の破損を防止するために必要な設備を有するものであること及び原子炉建屋への故意による大型航空機の衝突その他のテロリズムの発生後、発電用原子炉施設の外からの支援が受けられるまでの間、使用できるものであることが要求されている。具体的には、原子力規制委員会資料⁽¹⁷⁾の特重施設の概要(図3)のとおり、例えば、原子炉から100メートル以上離れた場所に、電源、注水ポンプ等の設備を有した特重施設を設けることが要求されている。

特重施設について要求されている機能は、発電用原子炉施設における特重施設以外の施設によって既に重大事故等対策に必要な機能として要求されているところであるが、特重施設は更なる安全性・信頼性を向上させるバックアップ施設として更に有効な対策を講じることができるよう同等の機能が要求されている。

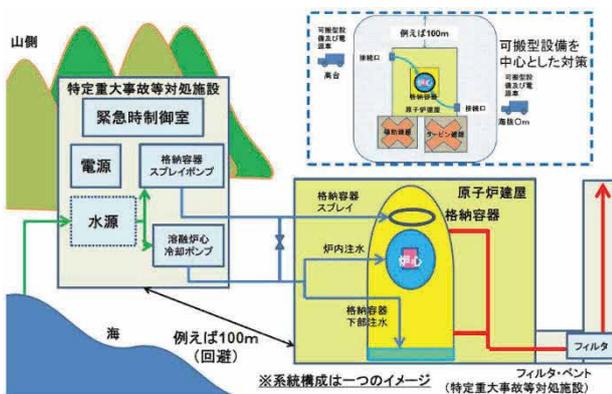


図3 特重施設の概要

原子力発電所における特重施設の設置に伴い、特重施設の使用状況を踏まえた EAL 判断ができるようにする必要があります。

発電所によっては、特重施設の電源機能により、EAL25「電源供給機能の異常(交流電源喪失)」が変更となる。EAL25 は、全交流電源喪失事象発生時において、特重施設の電源からプラント側への給電に成功すれば、SE(非常用交流高圧母線の30分間以上喪失)、GE(非常用交流高圧母線の1時間以上喪失)の発信を回避できる。また、EAL27「電源供給機能の異常(直流電源喪失)」の運用自体は変更不要であるが、特重施設の電源から交流電源を非

常用交流母線に給電することで、非常用交流母線を給電元とする直流電源設備の1つである充電器等の信頼性が向上する。

特重施設のフィルタベントの設置により、EAL43「原子炉格納容器圧力逃がし装置の使用」の運用が変更となる。EAL43 は、炉心損傷前に原子炉格納容器圧力逃がし装置(フィルタベント)を使用した際、SEを発信することとなる。

特重に関するポンプの設置により、EAL29「停止中の原子炉に関する異常」、EAL41「原子炉格納容器の異常」、EAL42「障壁の喪失」の運用は変更不要であるが、EAL29では、特重施設による代替炉心注水が動作した場合、原子炉冷却材系統の水位が一時的に回復し、原子炉冷却材系統の水位低下による炉心露出等までの時間が延びることで、AL,SE,GEの発信までの時間余裕が延びる。EAL41では、特重施設による代替格納容器スプレイが動作した場合、格納容器圧力が一時的に低下し、格納容器圧力の最高使用圧力到達までの時間が延びることで、GEの発信までの時間余裕が延びる。EAL42では、特重に関するポンプが動作した場合、燃料被覆管、原子炉冷却材系統バウンダリ、格納容器バウンダリの健全性へ影響し、AL, SE, GEの発信までの時間余裕が延びる。なお、設備の運転タイミングによっては、発信までの時間余裕が延びるのではなく発信後に早期に非該当となる場合がある。

これらの特重情報を踏まえた EAL 判断をできるようにするため、演習ツール画面上に「フィルタベント」「特重に関する電源」「特重に関するポンプ」の表示を新規追加した。

2.3 解説資料の改善

関西電力の原子力防災研修(シビアアクシデント EAL 判断対応演習)は毎年実施されており、本研修の受講対象者は3年に1回受講することとなっている。2020年度に作成した研修用演習シナリオを用いた研修は2022年度で一巡したので、2023年度は特重施設を加味したシナリオとして、原子炉冷却材漏えい、2次系給水喪失のシナリオを作成した。

原子炉冷却材漏えいの演習シナリオ概要を表1、2次系給水喪失の演習シナリオ概要を表2に示す。表中の赤字記載のAL, SE, GEが判断すべきEALである。

演習実施後の解説資料において、EAL判断の理解を深めるため、当該EAL判断に必要な条件を更に明確化した。

表1 原子炉冷却材漏えいの演習シナリオ概要

主要なイベント
原子炉冷却材漏えい発生 原子炉トリップ 非常用炉心冷却装置作動 (安全注入信号発信) AL21, AL42 A, B 非常用ディーゼル発電機自動起動 A 充てん/高圧注入ポンプ起動失敗 B, C 充てん/高圧注入ポンプ起動 A, B 余熱除去ポンプ起動
2次系強制冷却開始
A 余熱除去ポンプ停止
A, B 非常用ディーゼル発電機故障停止 B, C 充てん/高圧注入ポンプ停止 B 余熱除去ポンプ停止 SE21, GE21 AL24 AL25 → 30分後 SE25 → 1時間後 GE25
炉心出口温度 350°C超過 SE42
被覆管破損
炉心損傷検知 GE28

表2 2次系給水喪失の演習シナリオ概要

主要なイベント
原子炉トリップ 外部電源喪失 A, B 非常用ディーゼル発電機自動起動 主給水停止 A, B 電動補助給水ポンプ起動 タービン動補助給水ポンプ起動
A, B 電動補助給水ポンプ停止 AL24
タービン動補助給水ポンプ不調により補助給水流量低下
タービン動補助給水ポンプ停止
全ての蒸気発生器狭域水位 0%未満 SE24
A, B 非常用ディーゼル発電機故障停止 AL25 → 30分後 SE25 → 1時間後 GE25
全ての蒸気発生器広域水位 10%未満 GE24
炉心出口温度 350°C超過 AL42
被覆管破損
炉心損傷検知 GE28

EAL 判断の一例として AL21 (原子炉冷却材の漏えい), 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), 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) は以下の通りである。

今回の演習シナリオでは原子炉冷却材漏えいが発生し、

安全注入信号発信により非常用炉心冷却装置が作動することから、「運転モード1, 2, 3 および4」「原子炉冷却材の漏えい発生」「非常用炉心冷却装置作動設定値に達した場合」の条件成立により AL21 (原子炉冷却材の漏えい) および AL42 (単一障壁の喪失または喪失のおそれ) 発信を判断する。

その後事象が進展し、A 余熱除去ポンプ停止、A, B 非常用ディーゼル発電機故障停止による B, C 充てん/高圧注入ポンプ停止、B 余熱除去ポンプ停止により、「運転モード1, 2, 3 および4」「原子炉冷却材の漏えい (蒸気発生器伝熱管からの漏えいを含む) 発生」「非常用炉心冷却装置作動設定値に達した場合」「すべての充てん/高圧注入ポンプが起動不能」「すべての余熱除去ポンプが起動不能」の条件成立により 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) 発信を判断する。

同時に、「運転モード1, 2, 3 および4」「原子炉冷却材の漏えい (蒸気発生器伝熱管からの漏えいを含む) 発生」「非常用炉心冷却装置作動設定値に達した場合」「すべての充てん/高圧注入ポンプおよび余熱除去ポンプが起動不能」の条件成立により 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) 発信を判断する。

3. SA演習ツールを活用した研修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、美浜、高浜、大飯の各発電所において、2023年11月に SA 研修を実施した。その結果、EAL 判断基準の変更点について研修受講者の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、引き続き EAL 判断基準の変更を反映していくとともに、種々の EAL を網羅するよう演習シナリオの充実を図っていく必要がある。また、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ことにより、研修の効率化を図っていく必要がある。

4. おわりに

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、SA 時の事象進展を疑似体験できる SA 演習ツールについて、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、SA 演習ツールへの特重施設等の反映、EAL 判断基準の見直し等を踏まえた演習シナリオの解説資料の改善である。

今回改良した SA 演習ツールを活用し、改善した演習シナリオの解説資料に基づき、関西電力において SA 研修を実施した。その結果、EAL 判断基準の変更点について研修受講者の理解を深めることができたことを確認した。

今後も研修後の改善要望を踏まえた SA 演習ツール改善を継続し、SA 演習ツールが更に効果的なものになるように努める。

引用文献

- (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”，
chrome-extension://efaidnbmnmbpcjpcglclefindmkaj/
<https://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/3491725/www.nisa.meti.go.jp/shingikai/800/28/008/8-2-1.pdf>.
- (2) 内閣府ホームページ，“原子力災害対策特別措置法”，<https://elaws.e-gov.go.jp/document?lawid=411AC0000000156>.
- (3) 原子力規制委員会，“原子力災害対策指針（令和5年11月1日一部改正）”，(2023).
- (4) 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).
- (5) 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).
- (6) 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).
- (7) 川崎郁夫，高木俊弥，尾上彰，池田浩之，“平成30年度 関西電力美浜発電所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.26, PP.179-186 (2019).
- (8) 川崎郁夫，高木俊弥，山本治宗，山崎強，池田浩之，武部創，“2021年度 関西電力美浜発電所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.29, PP.229-235 (2022).
- (9) 川崎郁夫，高木俊弥，北尾卓己，武部創，“2022年度 関西電力美浜発電所防災訓練シナリオに基づく解析”，INSS JOURNAL, Vol.30, PP.165-170 (2023).
- (10) 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).
- (11) 川崎郁夫，中村晶，高橋俊佑“シビアアクシデント演習ツールの改良”，INSS JOURNAL, Vol.25, PP.137-142 (2018).
- (12) 川崎郁夫，高木俊弥，山本治宗，池田浩之“シビアアクシデント演習ツールの改良”，INSS JOURNAL, Vol.28, PP.169-173 (2021).
- (13) 吉田至孝，山本泰功，楠木貴世志，川崎郁夫，柳千裕，木下郁男，岩崎良人“原子力災害時事象進展予測技術の開発ーこれまでの開発状況と今後の課題ー”，INSS JOURNAL, Vol.21, PP.223-237 (2014).
- (14) 楠木貴世志，高木俊弥，中村晶，佐野直樹“MAAPにおける福島第一原子力発電所事故を踏まえた発電所安全対策設備のモデル化”，INSS JOURNAL, Vol.27, PP.315-319 (2020).
- (15) 楠木貴世志，高木俊弥“MAAPにおけるISLOCAのモデル化”，INSS JOURNAL, Vol.28, PP.163-168 (2021).
- (16) 原子力規制委員会，“実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則（平成25年原子力規制委員会規則第5号）”，<https://elaws.e-gov.go.jp/document?lawid=425M6008000005>
- (17) 原子力規制委員会，“実用発電用原子炉に係る新規規制基準の考え方について（令和4年12月14日改訂）”，(2022).

ガウス過程回帰を使用した

蒸気発生器細管破断本数推定手法の開発

Development of an Evaluation Method Using Gaussian Process Regression for the Number of Steam Generator Tubes Broken

櫻井 征太郎 (Seitaro Sakurai)*¹

中村 晶 (Akira Nakamura)*¹

要約 本論文では、原子力安全パラメータ表示システム SPDS から得られる情報から、機械学習を用いて蒸気発生器細管破断 SGTR 時の破断本数を推定する手法を検討した。先行研究における冷却材喪失事故 LOCA 時の漏洩口径を推定する手法では、SGTR 時において飽和蒸気圧のまま推移する時間が長く推定に要する時間も長くなってしまったため、そのままでは機械学習により破断本数を推定するメリットが小さかった。早いタイミングで破断本数を推定するため、SGTR 発生から飽和蒸気圧まで原子炉圧力が低下する期間に着目し、新しく特徴量を定義した。計算条件は、事故シナリオを「(1) SGTR+全交流電源喪失 SBO」および「(2)SGTR+原子炉自動停止(給水継続)」の2つ選定し、破断本数を増加させるとともに、SPDS の伝送間隔が 60 秒であることからサンプリング時刻の影響を考慮するために計算開始から SGTR 発生までの時間遅延を変化させた。上記条件でシビアアクシデント解析コード MAAP4 を用いて学習ファイルを計算した。そして技術計算言語 MATLAB を用いて、学習ファイルから特徴量を抽出し、ガウス過程回帰 GPR による学習を実施した。(1)のシナリオでは相対誤差 25%程度、(2)のシナリオでは相対誤差 50%程度となった。これにより学習ファイルを増やすことで様々なシナリオにも対応できることから、本手法は実用に供することができる。

キーワード 蒸気発生器細管破断, 機械学習, シビアアクシデント, 安全パラメータ表示システム, ガウス過程回帰

Abstract This paper evaluates a method for estimating the numbers of broken steam generator tubes that occur in a steam generator tube rupture (SGTR) accident using information obtained from the nuclear safety parameter display system (SPDS). The method applies machine learning to this information. The method used in the previous study to estimate the leakage diameter during a loss-of-coolant accident (LOCA) has little advantage because it takes too long to complete the estimation due to the long time during the SGTR accident in which the reactor pressure must remain at the saturated vapor pressure in the calculation. In order to estimate the number of broken tubes at an early stage, this study focuses on the period between the onset of SGTR and the decrease in reactor pressure to the saturated vapor pressure, and defines a new feature. The calculation conditions are as follows. The first is the selection of two accident scenarios "(1) SGTR + loss of all AC power SBO" and "(2) SGTR + automatic reactor shutdown (continued water supply)". The second condition is intended to increase the number of broken tubes. The third is to change the time delay between the start of the calculation and the SGTR occurrence to consider the effect of the sampling time, since the transmission interval of the SPDS is 60 s. The studied training file is calculated using the severe accident analysis code MAAP4 under the above conditions. Then, using the technical computing language MATLAB, features are extracted from the studied file and trained using Gaussian process regression (GPR). The relative error is about 25% for scenario (1) and about 50% for scenario (2). This method is judged to be practical because it can be applied to various scenarios by increasing the number of training files.

Keywords steam generator tube rupture, machine learning, safety parameter display system, Gaussian process regression

1. はじめに

原子力災害が発生すると放射性物質が放出され、周辺の住民や環境などに被害を与える。この際、住民の生命および身体の安全を確保することが最も重要であ

る。福島第一原子力発電所事故を契機に、原子力災害対策に関する枠組み及び原子力防災体制が見直され、緊急時の体制や機能が強化された。国は中央防災会議において、防災基本計画を作成し、国、自治体、原子力事業者等がそれぞれ実施すべき事項を規定している⁽¹⁾。

* 1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

そして、防災基本計画の原子力災害対策編では、「原子力事業者は、原子力施設の状態予測等を行うための機能を平常時から適切に整備するものとする。」とされており、原子力災害発生時において原子力事業者が事象の進展予測を行うことを求めている²⁾。

これまで原子力安全システム研究所(以下「INSS」という)では加圧水型原子炉の原子力災害時の事象進展予測技術の開発を進めてきた。

吉田ら³⁾は事象進展予測にシビアアクシデント解析コードMAAP4⁴⁾を用い、MAAP4の入力補助や発電所内被ばく線量評価等を組み合わせ、事象進展予測システム(以下「IPPS: Incident Progress Prediction System」という)として統合した。

INSSではIPPSを用いて防災訓練で事象進展予測を実施しているが、プラントで計測される圧力・温度・水位等の計測値だけでは事象進展予測の計算はできない。例えば冷却材喪失事故(以下「LOCA」という)では原子炉冷却系統(以下「RCS」という)からの漏洩口径を把握することが重要であるが、事故が進展している状況ではこの情報が得られる可能性は極めて小さい。したがって入力値として漏洩口径を変化させながら計測値と一致するよう繰り返し計算し、原子炉施設の状況を把握していく必要がある。しかし、このような計算は複数のパラメータが変動することから真値を見極めることは非常に難しく、熟練が必要である。

建部ら⁵⁾はLOCA時のRCS圧力の変化に着目し、配管からの漏洩口径を推定する相関式を作成した。その結果、MAAP4コードもしくはRELAP5⁶⁾コードによる計算結果から推定した漏洩口径の誤差は95%確率で8~12%であった。この手法は、事前に計算された結果から求めた相関式により精度良く推定できる方法であるが、事故後に得られる圧力変化の時刻歴から推定しているため、RCS圧力の挙動が複雑になると精度が悪くなる可能性を有している。

中村ら⁷⁾は建部ら⁵⁾の手法を改良し、機械学習を用いることで事故状態が進展する中で得られる情報からリアルタイムでLOCA時にRCSの漏洩口径を自動的に判断する手法を開発した。その結果、入力値の漏洩口径 D に対して推定値 D^* の相対誤差は概ね $\pm 13\%$ 以内であった。

加圧水型原子炉では、原子炉冷却材が流出する主な場所は、図1のとおりで、①高温側配管(ホットレグ)、低温側配管(コールドレグ)、蒸気発生器と冷却材ポンプとを接続する中間配管(クロスオーバーレグ)、②蒸気発

生器、③高圧設計部と低圧設計部の境界、④冷却材ポンプシール部がある。このうち、中村ら⁷⁾の手法は①の場所から原子炉冷却材が漏洩した場合に漏洩口径を推定するものである。

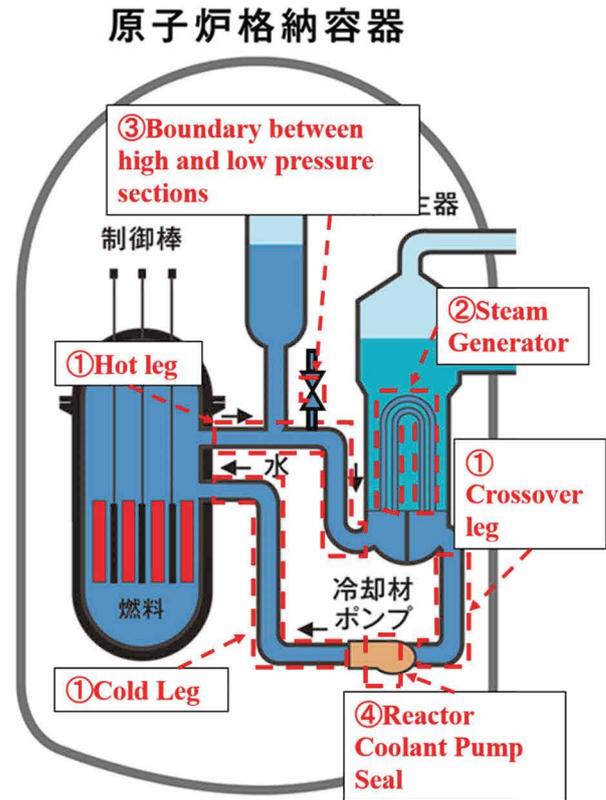


図1 原子炉冷却材が流出する主な場所⁸⁾

本研究では、IPPSの高度化を目的として、中村ら⁷⁾の手法を参考に②蒸気発生器から原子炉冷却材が漏洩した場合(以下「SGTR」という)における機械学習を用いた破断本数の自動推定を試みた。SGTRは、RCSの冷却水が蒸気発生器二次側に流出するものであり、RCSの漏洩口径の特定と同様に重要な課題である。

2. 時刻歴データからの特徴量抽出

2.1 安全パラメータ表示システム

安全パラメータ表示システム(以下「SPDS: safety parameter display system」という)は、原子力発電所のRCS圧力や温度等といったプラントデータを原子力災害発生時に外部から把握できるシステムである。SPDSがデータを伝送する間隔は60秒である。前述のIPPSで

はSPDSにより伝送されるプラントデータを活用し、事故の初期状態(漏洩の有無、機器の動作状況等)を把握し、事象進展予測に必要な初期条件の入力を作成することを想定している。LOCAにおいては、中村らの手法によりSPDSから漏洩口径を推定し、IPPSと組み合わせて使用できるようにしている。本研究では、SGTRにおける破断本数の推定手法を開発し、IPPSに組み合わせることで更なるIPPSの高度化を目指した。

2.2 前処理による特徴量抽出

図2にLOCAおよびSGTR時のRCS圧力の時間変化の一例を示す。

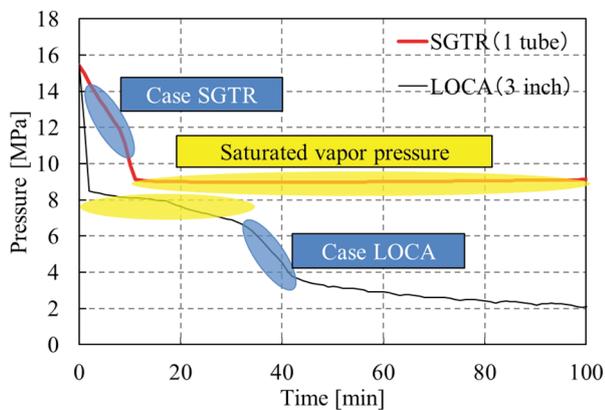


図2 LOCA, SGTR 時の RCS 圧力の時間変化の一例

図2において、黄色部が飽和蒸気圧であり、SGTR時の方がLOCA時に比較して飽和蒸気圧のまま推移する時間が長いことがわかる。これの主な要因は、LOCA時は原子炉格納容器内(大気圧~kPaオーダー程度)に冷却水が放出されるのに対しSGTR時は蒸気発生器内(7MPa程度)に冷却水が放出されることから破断する配管の外部の圧力に大きな差があるためと考えられる。

以上から、SGTR時では飽和蒸気圧のまま推移する時間が長いため、中村らのLOCA時の手法では、破断本数が推定できる時間が遅くなってしまふ。これでは破断本数の推定が完了する頃には事象が進んでしまふ、機械学習を用いて推定するメリットが小さい。

そこで本研究では、SGTRが発生してから飽和蒸気圧まで原子炉圧力が低下する期間(図2におけるCase SGTR部)に着目してSGTR時の破断本数を推定することとした。具体的には特長量を図3、図4のように定義した。

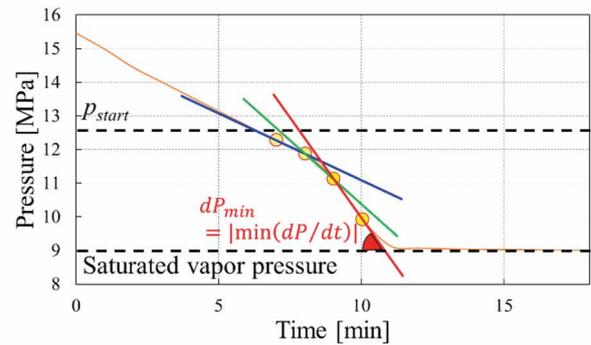


図3 特徴量 dP_{min}

図3を説明すると以下ようになる。

- 1) RCS 圧力 P が基準点 P_{start} 未満になった時から計測を開始する。
- 2) データ点 2 点を結び、傾きを計算する。
- 3) 傾きが最大 (負の傾きのため最小) になったときの傾きの値の絶対値を dP_{min} と定義する。

このように P_{start} を定義しているのは P_{start} が大きすぎる場合、事故が発生していない期間も dP_{min} を計算してしまふ、ハードウェアに大きな負荷をかけてしまうためである。また、後述する $P_{\epsilon start}$ を特徴量として扱いたいため、 P_{start} は $P_{\epsilon start}$ より小さくする必要がある。

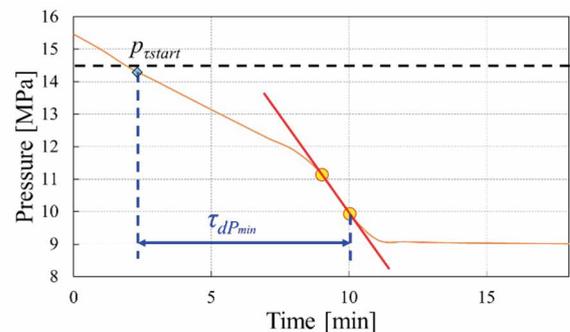


図4 特徴量 $\tau_{dP_{min}}$

次に図4を説明すると以下ようになる。

- 1) RCS 圧力 P が SGTR 開始点 $P_{\epsilon start}$ 未満になった時から計測を開始する。
- 2) dP_{min} が決まる点までの時間を $\tau_{dP_{min}}$ とする。

このように $P_{\epsilon start}$ を定義しているのは、 $P_{\epsilon start}$ が大きすぎる場合、事故が発生していない時間がカウントされてしまうため、 $P_{\epsilon start}$ は特徴量としての意味を持たなくなってしまうからである。例えば、 $P_{\epsilon start}$ を 16MPa に設定した場合、 $\tau_{dP_{min}}$ は原子力発電所が起動して RCS 圧力が上昇してから dP_{min} が決定するまでの時間となり、

原子力発電所の運転時間に大きな影響を受けてしまう。以上から、 $P_{\tau start}$ は通常運転状態の RCS 圧力の影響を受けない値とする必要がある。具体的な P_{start} と $P_{\tau start}$ の値は 2.4 で検討する。

以上で抽出した特徴量 dP_{min} と τ_{dPmin} で SGTR 時の破断本数を推定する。

2.3 事故シナリオ

事故シナリオは、「(1)SGTR+全交流電源喪失 SBO」、 「(2)SGTR+原子炉自動停止(給水継続)」の 2 つを採用した。(1)のシナリオは中村ら¹⁾のほぼ同じ条件としており、異なるのは破断箇所が RCS ではなく蒸気発生器である点である。また、破断する蒸気発生器の細管の本数を 0.5 本~4 本(0.5 本刻み)とした。これは SGTR では漏洩口径を記載するよりも破断本数で記載した方がわかりやすいと考えたためである。ここで、0.5 本というのは SG 細管が半分破断した状態を指す。1 本で SG 細管 1 本が両端破断した状態となる。計算は 4 ループプラントおよび 3 ループプラントで実施した。

(2)のシナリオは美浜 2 号機における SGTR 事故事象の際の状況を再現している。具体的には計算開始から 7 分後に損傷側蒸気発生器への補助給水を停止し、10 分後に主蒸気隔離弁を閉止した。このシナリオを検討するのは、実際に起きた事故においても本手法が適用できるのかを確認するためである。

これらの事故条件を入力し、MAAP4 コードで計算された結果を次節以降の検討に用いた。

2.4 サンプリング時刻の影響

SPDS はプラントデータを 60 秒毎に表示するため、計測値はサンプリングのタイミングによってばらつくと考えられる。これを確めるため、MAAP4 において SGTR 発生時刻を計算開始から 15 秒~60 秒(15 秒刻み)で遅らせた計算を実施した。これらのデータから、ジッタ(サンプリングのタイミング)による dP_{min} と τ_{dPmin} のばらつきが最も小さくなるような基準点 P_{start} および SGTR 開始点 $P_{\tau start}$ を検討する。検討手法としては、 P_{start} または $P_{\tau start}$ の一方を固定し、他方を変化させて破断本数ごとに dP_{min} と τ_{dPmin} のジッタ間の最大値と最小値の差を計算した。説明図を図 5 に示す。図 5 の赤色点線の長さがジッタ間の最大値と最小値の差であり、最大値が 15 秒遅れのと看、最小値が 45 秒遅れのと看

となっている。

この差が小さいほど各ジッタ間の影響が小さいため、ジッタによる推定値への影響を小さくすることができる。代表として図 6、図 7 に 4 ループプラントにおける dP_{min} 、 τ_{dPmin} に対する P_{start} の影響度を示す。

図 6、図 7 は 4 ループプラントにおいて $P_{\tau start}$ を 14.5MPa に固定し、 P_{start} の値を 10.5~14.5MPa で変化させ、ジッタ 0~60 s でそれぞれ dP_{min} 、 τ_{dPmin} の差を取り、差の最大値をプロットしたものである。なお、 $P_{\tau start}$ の固定値を 14.5MPa としたのは、運転状態の約 15.4MPa の影響を受けないと思われる範囲で出来る限り大きな値としたためである。図 6、図 7 において 11.1MPa より大きいところでは dP_{min} 、 τ_{dPmin} の差の値に変化は見られない。また、 P_{start} は $P_{\tau start}$ より小さい必要があるため P_{start} は 11.1MPa より値が大きく、 $P_{\tau start}$ より値の小さい 12.5MPa とした。

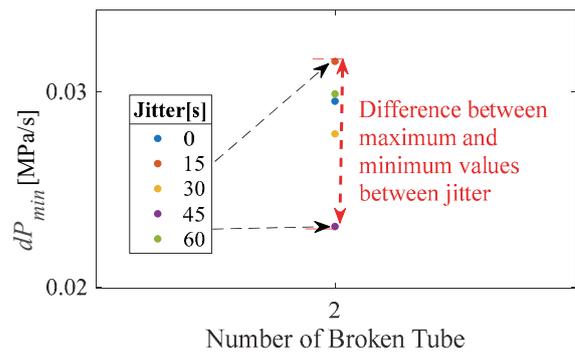


図 5 ジッタ間の最大値と最小値の差

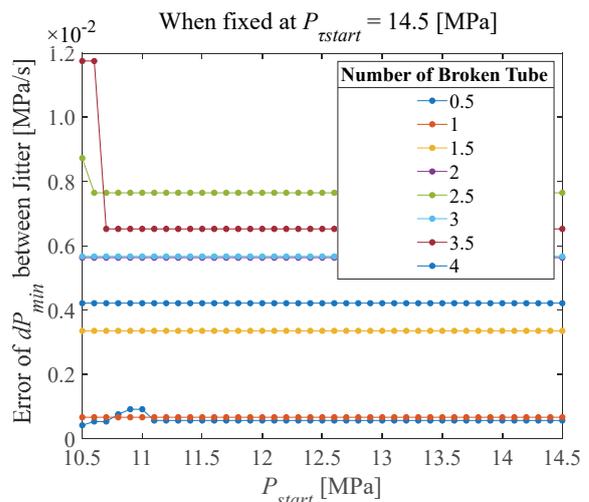


図 6 dP_{min} に対する P_{start} の影響(4 ループ)

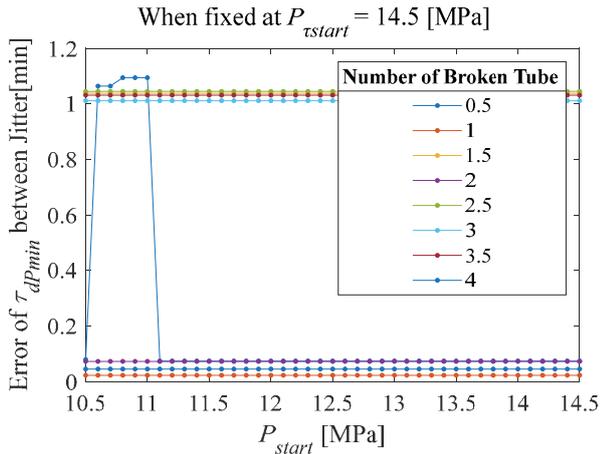


図7 τ_{dPmin} に対する P_{start} の影響(4 ループ)

図8, 図9に P_{start} を 12.5MPa に固定したときの dP_{min} , τ_{dPmin} に対する P_{start} の影響度を示す。

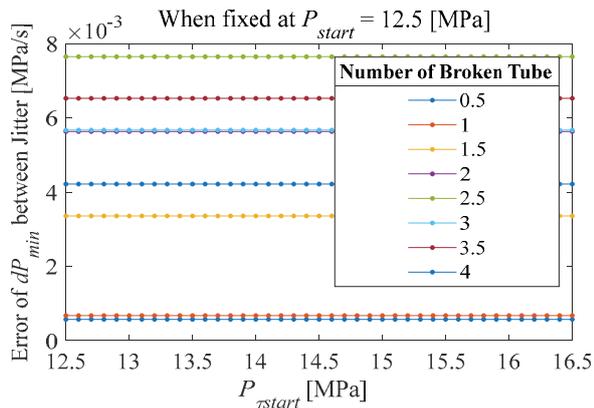


図8 dP_{min} に対する P_{start} の影響(4 ループ)

図8, 図9は, 4 ループプラントにおいて P_{start} を 12.5MPa に固定し, P_{start} の値を 12.5~16.5MPa(0.5MPa 刻み)で変化させ, ジッタ 0~60 s(15s 刻み)でそれぞれ dP_{min} , τ_{dPmin} の差を取り, 差の最大値をプロットしたものである。図8において, dP_{min} の差は 12.5~16.5 MPa で値が一定となっており, dP_{min} に対して P_{start} の影響がないことがわかる。図9において τ_{dPmin} の差は 12.5~15.0 MPa で差が 1 もしくは 0 程度の値となっているため, 特に振れ幅が小さい値は見受けられない。したがって, P_{start} は図6, 図7の時に固定した値であり, P_{start} より値が大きい 14.5MPa とした。3 ループプラントにおいても同様の検討を行うことによって, $P_{start} = 11.2\text{MPa}$, $P_{start} = 12.5\text{MPa}$ とした。

なお, 本論文ではジッタ間の dP_{min} と τ_{dPmin} の差を最小とする P_{start} と P_{start} を選択したが, P_{start} は通常運転圧

力より 1MPa 程度小さく, P_{start} は P_{start} より 1MPa 程度小さくしておけば, 他の PWR プラントにおいてもある程度の精度が得られると考えられる。

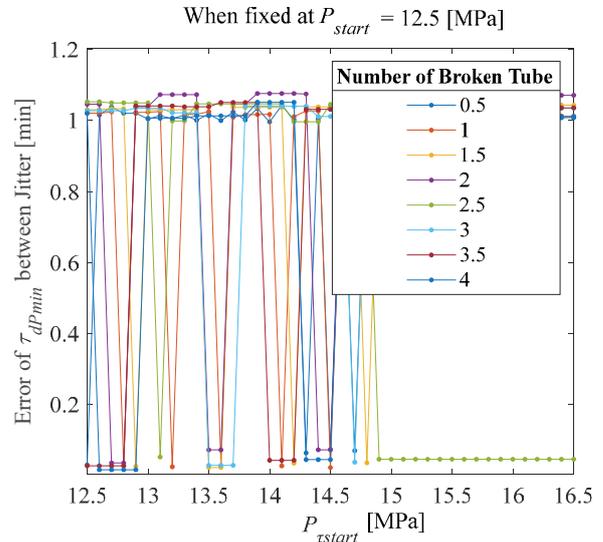


図9 τ_{dPmin} に対する P_{start} の影響(4 ループ)

上記で検討した P_{start} と P_{start} の値を用いて dP_{min} , τ_{dPmin} を計算した。破断本数と dP_{min} , τ_{dPmin} のグラフを図10, 図11に, 横軸を dP_{min} , 縦軸を τ_{dPmin} としたグラフを図12に示す。図10より, ジッタにより若干のばらつきは見られるものの, 全体として破断本数が増加すれば dP_{min} は増加していることが確認できる。図11より, こちらもジッタより若干のばらつきは見られるものの, 破断本数が増加すれば τ_{dPmin} は減少していることが確認できる。

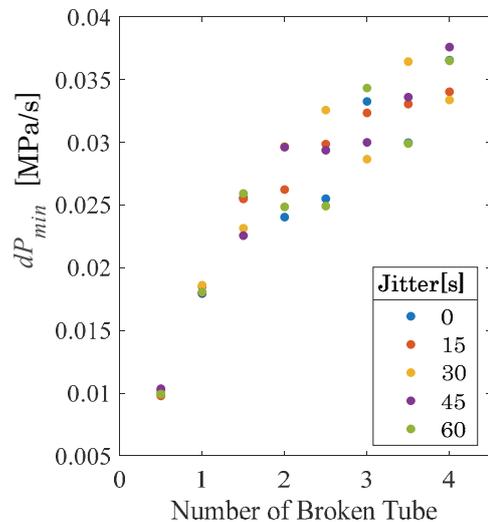


図10 破断本数と dP_{min} (4 ループ)

図 12 より、 dP_{min} および $\tau_{dP_{min}}$ を考慮することによって、破断本数が 2 本以下では、異なる破断本数のときに点が重なっていないため、推定精度は高くなると想定される。

以上から dP_{min} と $\tau_{dP_{min}}$ を特徴量として機械学習を実施することにより破断本数が 2 本以下では高い精度で破断本数の推定ができると予想される。

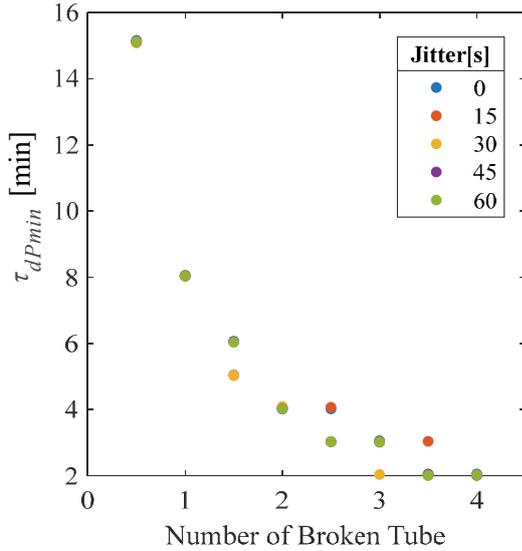


図 11 破断本数と $\tau_{dP_{min}}$ (4 ループ)

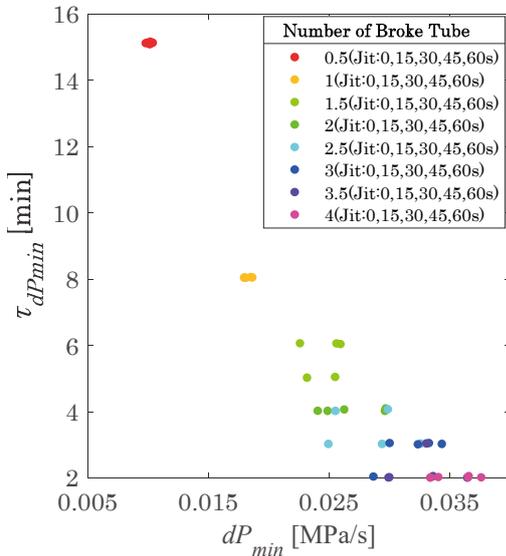


図 12 dP_{min} と $\tau_{dP_{min}}$ (4 ループ)

3. 特徴量を用いた機械学習と推定精度の確認

3.1 ガウス過程回帰による破断本数の推定

前章の検討から dP_{min} , $\tau_{dP_{min}}$ の2つの特徴量から破断本数を機械学習で推定することとした。機械学習には、MATLAB R2020bを推定手法はガウス過程回帰(以下「GPR」という)を採用した。これは中村ら⁽⁹⁾の検討より、GPRの精度が良かったためである。SGTR発生時刻を原子炉停止から0, 10分後で計算し、10分を学習用のデータ, 0分を評価用データとした。原子炉が停止してから10分後にSGTRが起きるシナリオは考えづらいが、本手法は事故発生の時刻が変わっても破断本数が推定できることを示したいため、このように事故発生時刻を変更した計算を行っている。前章で検討したジッタも合わせると、MAAP4で計算したケースはSGTR発生時刻が原子炉停止から0分0秒後~0分60秒後(15秒刻み)と10分0秒後~10分60秒後(15秒刻み)であり、それぞれについて破断本数を0.5本~4.0本(0.5本刻み)で計算していることから、全ケースは、5(ジッタ)×2(0分と10分)×8(破断本数)=80ケースとなる。代表として4ループプラントの場合の計算結果を図13, 図14に示す。図13, 図14より、評価用データ(遅延0分)と学習用データ(遅延10分)のデータの圧力変化はかなり類似していることがわかる。また、SGTR発生のタイミングがずれても、特徴量は時刻歴データであるためほとんど影響を受けないことも確認できる。より詳細に比較するため、図15に図13と図14を重ね合わせたものを示す。

図15より、SGTR発生以降の振る舞いはかなり類似しており、時間を10分遅らせても圧力の下がり方への影響は小さいことがわかる。

4ループプラントのGPRによる学習結果を図16に示す。図16は、横軸を破断本数の入力値、縦軸を推定値としており、45度の線にデータ点が近ければ近いほど、精度の高い予測である。遅延10分のデータで学習したモデルに対して遅延0分のデータがよくフィットしていることがわかる。

図17に相対誤差を示す。相対誤差の計算式は式(1)の通りであり、ここでいう真値はMAAPへの入力値である。

$$\text{相対誤差} = \frac{\text{予測値} - \text{真値}}{\text{真値}} \times 100 \quad (1)$$

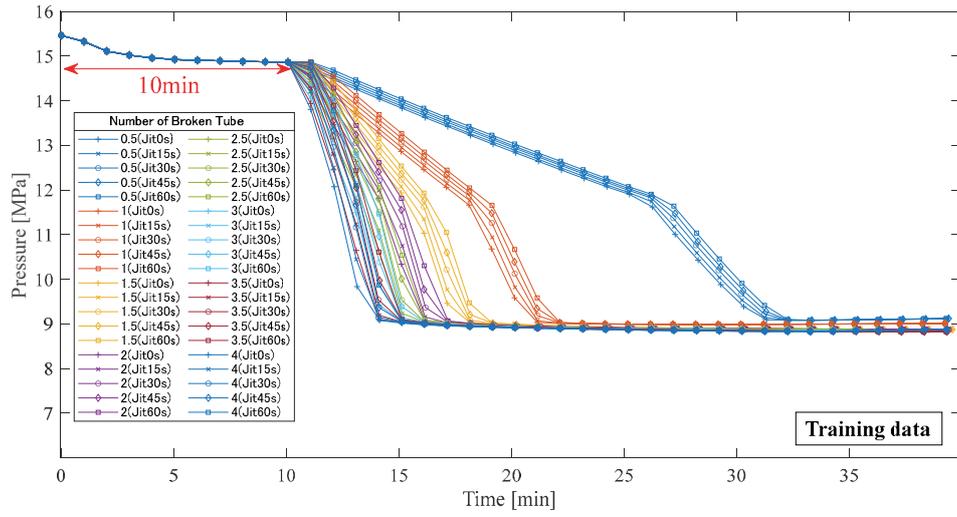


図 13 学習用データ(4 ループ)

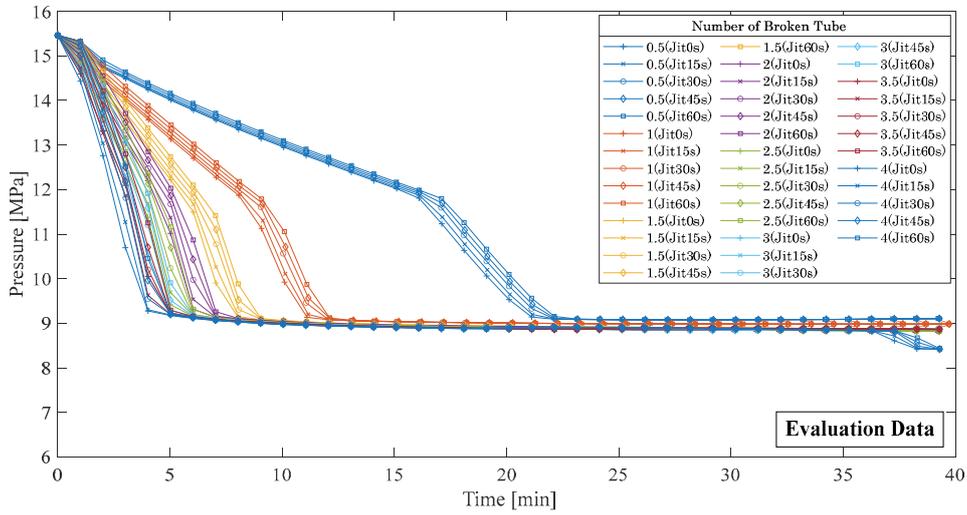


図 14 評価用データ(4 ループ)

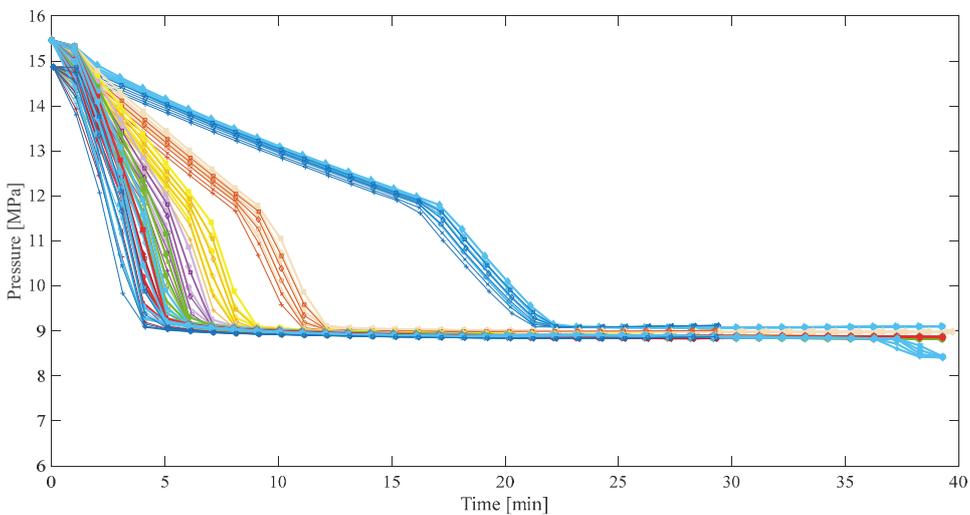


図 15 学習用データと評価用データの重ね合わせ

図 17 は、横軸を入力値、縦軸を相対誤差としている。相対誤差が一番大きいのは破断細管数 3 本の時で約 25%であり、全体として相対誤差 25%以内で予測できていることがわかる。

3 ループプラントの学習結果を図 18 に、相対誤差を図 19 に示す。相対誤差が一番大きいのは破断細管数 0.5 本の時で約 63%であり、破断細管数が少ないときは誤差が大きいものの、破断細管数 1 本以上のときはおよそ相対誤差 25%程度で予測できている。ただし、相対誤差は破断細管数が小さいと小さな誤差であっても大きな値となる。図 18 から、破断細管数が 0.5 本のとときの推定値は大きいもので 0.8 本程度であり、極端に精度が悪いわけではないことがわかる。

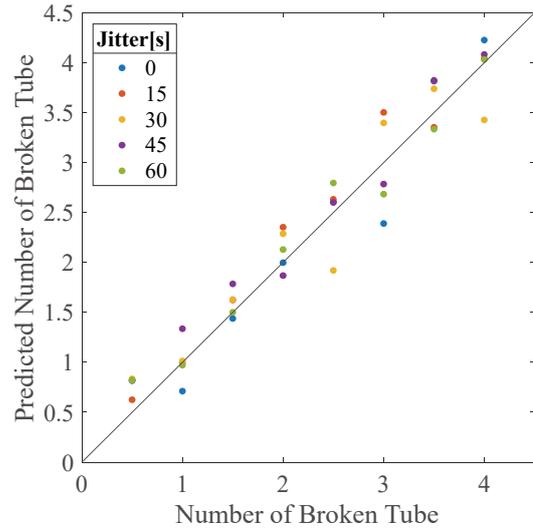


図 18 予想破断細管数(3 ループプラント)

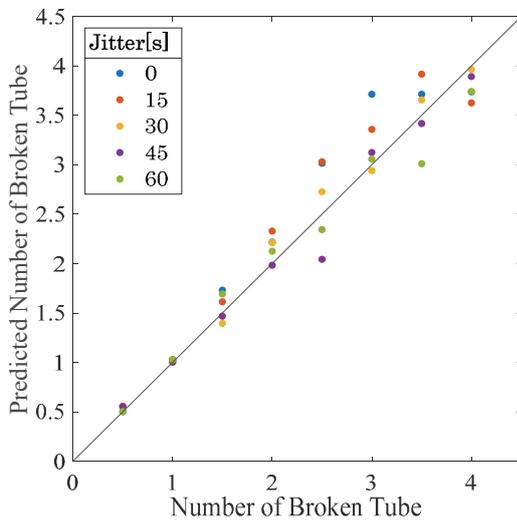


図 16 予想破断細管数(4 ループ)

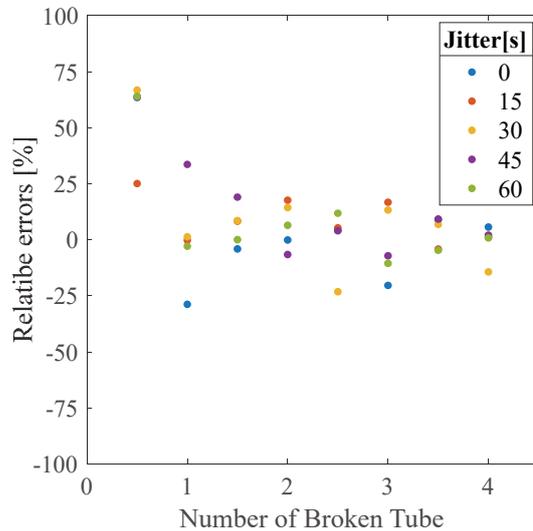


図 19 相対誤差(3 ループプラント)

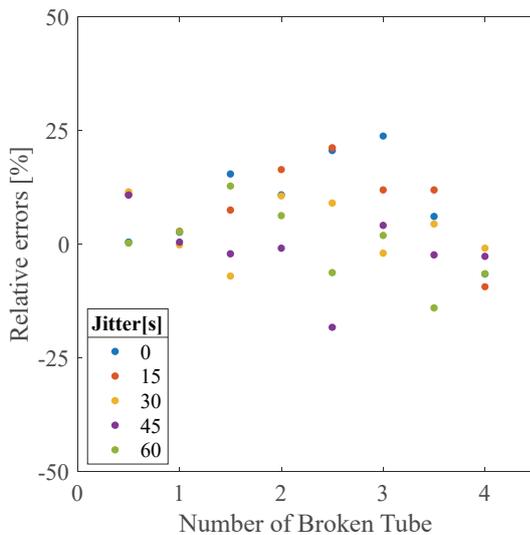


図 17 相対誤差(4 ループプラント)

3.2 SGTR+原子炉自動停止(給水継続)の場合の検討

「(2)SGTR+原子炉自動停止(給水継続)」のシナリオの検討を行う。図 20, 図 21 に代表として 4 ループプラントの場合の RCS 圧力の変化の学習用データ, 評価用データを示す。図 20, 図 21 より評価用と学習用データの圧力変化はおおよそ類似していることがわかる。4 ループプラントにおいて破断本数と dP_{min} , τdP_{min} のグラフおよび dP_{min} と τdP_{min} のグラフを図 22, 図 23, 図 24 に示す。図 22 より、ジッタにより若干のばらつきは見られるものの、全体として破断本数が増加すれば dP_{min} は増加していることが確認できる。図 23 より、こちらもジッタにより若干のばらつきは見

られるものの、破断本数が増加すれば dP_{min} は減少していることが確認できる。図 24 より、 dP_{min} および τ_{dPmin} を考慮することによって、この二つの特徴量によって破断本数がよく分離されていることが確認できる。以上からこの二つを特徴量として機械学習を実施することにより破断本数の推定ができると予想される。4 ループプラントの GPR における学習結果を図 25 に示す。図 25 より、破断細管数が 1.0 本では評価用データの方が学習用データより小さく、破断細管数が 1.5 本以上では評価用データの方が学習用データより大きい傾向があり、全体としてあまりフィットしていない

ことがわかる。図 26 に相対誤差を示す。図 26 より、相対誤差はおおよそ 50% 程度であった。シナリオ(1)と比較すると相対誤差は大きくなったが、これはシナリオ(2)の方が複雑な事象であるためと考えられる。3 ループの学習結果を図 27 に相対誤差を図 28 に示す。図 28 より 3 ループにおいても相対誤差はおおよそ 50% 程度であり 4 ループと同様の傾向を示した。

本シナリオは美浜 2 号機における SGTR 事故事象の際の状況を再現しているものであるが、以上の結果より、実際に起きた事故においても本手法が適応できることを確認した。

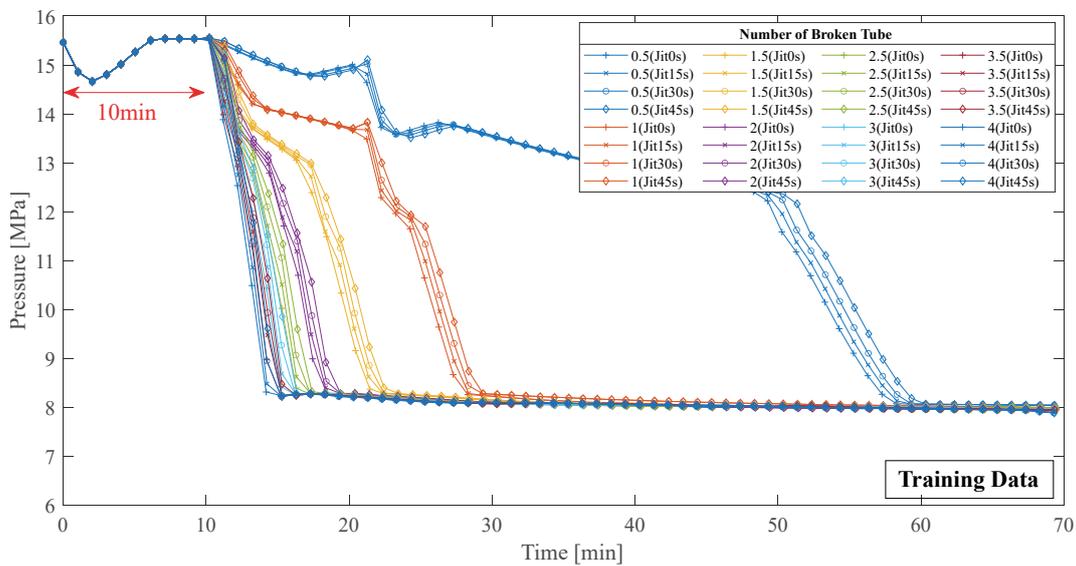


図 20 給水継続学習用データ(4 ループ)

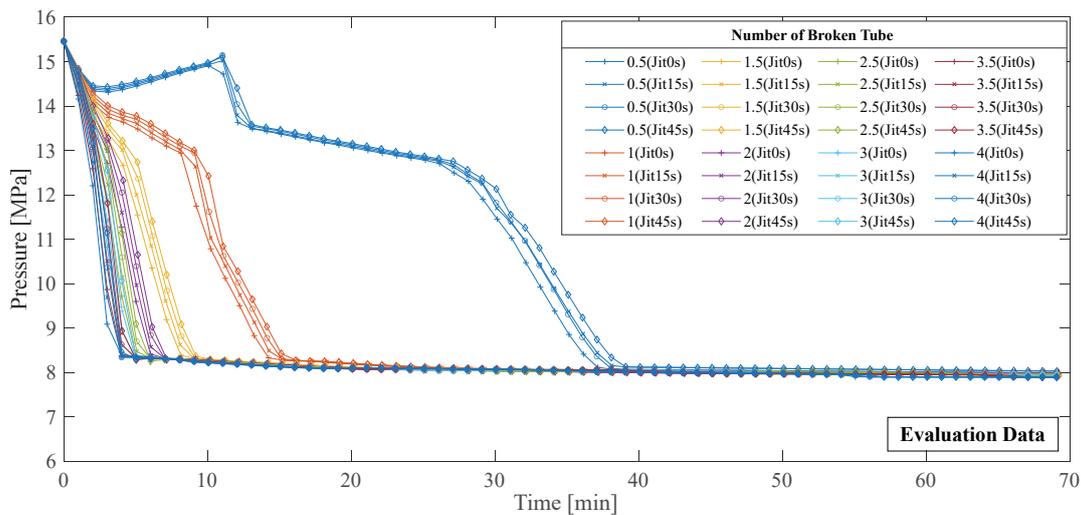


図 21 給水継続評価用データ(4 ループ)

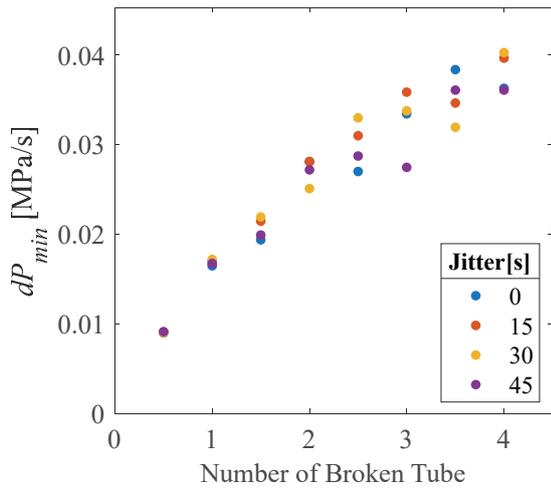


図 22 破断本数と dP_{min} (4 ループ)

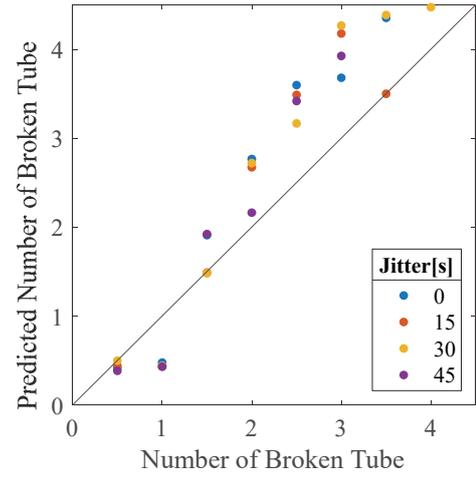


図 25 給水継続時の予想破断細管数(4 ループ)

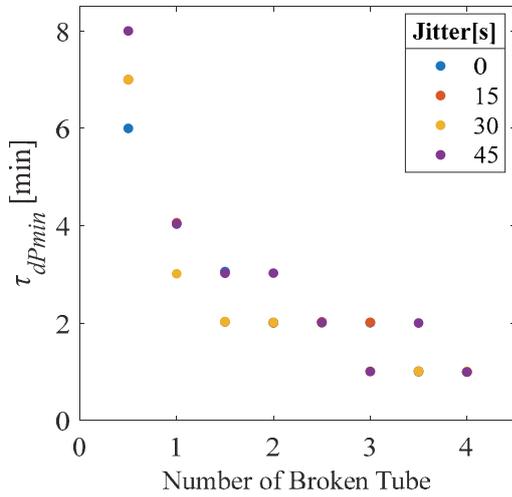


図 23 破断本数と $\tau_{dP_{min}}$ (4 ループ)

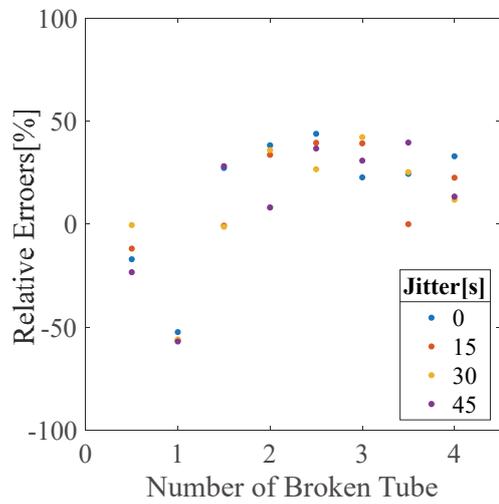


図 26 給水継続時の相対誤差(4 ループ)

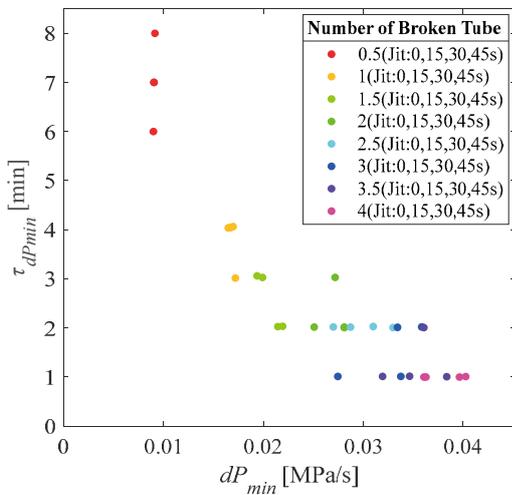


図 24 dP_{min} と $\tau_{dP_{min}}$ (4 ループ)

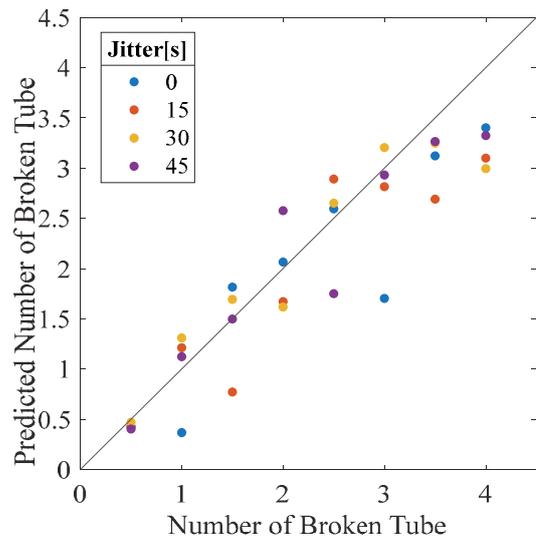


図 27 給水継続時の予想破断細管数(3 ループ)

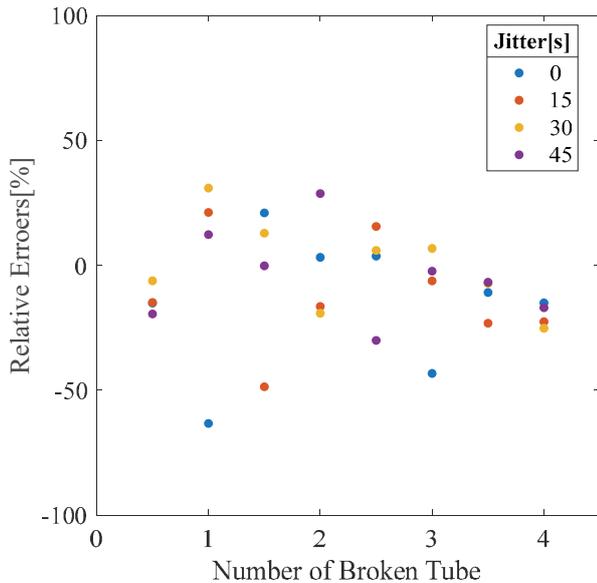


図 28 給水継続時の相対誤差(3 ループ)

4. 結論

本研究では、安全パラメータ表示システム SPDS から得られる原子炉圧力や温度等の原子力発電所のデータを利用し、機械学習を用いて蒸気発生器細管破断事故 SGTR 時に破断細管数を自動的に判断する手法を検討した。

冷却材喪失事故 LOCA 時の漏洩口径を推定する中村らの手法を元に特徴量 dP_{min} および τ_{dPmin} を機械学習することで、SGTR 時にも適用できるか検討した。その結果、SGTR 時では飽和蒸気圧のまま推移する時間が長いことから、中村らの手法では破断本数の推定にかかる時間も長くなってしまい、機械学習を用いて推定するメリットが小さいということがわかった。

早いタイミングで破断細管数を推定するために SGTR が発生してから飽和蒸気圧まで原子炉圧力が低下する期間に着目し、新しい特徴量を定義した。具体的には、破断本数推定を開始する圧力を基準点 P_{start} 、SGTR が発生したと判断する圧力を $P_{\epsilon start}$ とし、 P_{start} と $P_{\epsilon start}$ により、RCS 圧力の時間圧力微分値 dP_{min} と基準点 $P_{\epsilon start}$ から dP_{min} が確定するまでの時間 τ_{dPmin} の 2 つを定義した。

基準点 P_{start} と SGTR 開始点 $P_{\epsilon start}$ はプラントのループ数と事故シナリオ毎に評価し、各々の場合でジッタ(サンプリングのタイミング)間で dP_{min} および τ_{dPmin} の差が最小となる値とした。

SGTR 発生時刻を原子炉停止から 0 分後、10 分後で計算し、10 分後の計算データを学習用のデータ、0 分

の計算データを評価用データとした。こうすることで特徴量が時刻歴データであることから SGTR 発生時刻が変化しても影響が小さいことを確認した。

このように抽出した特徴量 dP_{min} および τ_{dPmin} をガウス過程回帰 GPR で学習し、蒸気発生器伝熱管の破断本数の推定を行った。

シナリオ(1)において、相対誤差は 25%以内(4 ループ)、65%以内(3 ループ)であり、これらは破断本数が 0.5 本、1 本の時に精度が悪く、1.5 本以上では相対誤差は 25%以内であった。以上から、4 ループプラントにおいても 3 ループプラントにおいても本手法を用いることで精度よく破断本数が推定できることが分かった。

シナリオ(2)において、相対誤差は 55%以内(4 ループ)、55%以内(3 ループ)となった。本シナリオは美浜 2 号機における SGTR 事故事象の際の状況を再現しているものであるが、以上の結果より、実際に起きた事故においても本手法が適応できることを確認した。

以上から、本研究では SGTR 時に破断細管数をリアルタイムで伝送されるプラントパラメータから機械学習により推定できることを示した。以後、これを IPPS と組み合わせることで IPPS の更なる高度化を目指す。

引用文献

- (1) 原子力委員会, 令和4年度版原子力白書, 第1章 (2021).
(http://www.aec.go.jp/jicst/NC/about/hakusho/hakusho_2023/index_pdf01.htm)
- (2) 中央防災会議, 防災基本計画 (2023).
(https://www.bousai.go.jp/taisaku/keikaku/pdf/kihon_basicplan.pdf)
- (3) 吉田他, 原子力災害時事象進展予測技術の開発ーこれまでの開発状況と今後の課題ー, INSS JOURNAL Vol. 21 RV-1 (2014).
- (4) 北海道電力他, 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて(第3部MAAP), 原子力規制委員会第102回原子力発電所の新規制基準適合性に係る審査会合資料1-2-5 (2014).
(https://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/11068782/www.nsr.go.jp/disclosure/committee/yuushikisya/tekigous/ei/power_plants/h26fy/index_h26fy.html)

- (5) 建部恭成, 吉田至孝, 原子力災害事象進展予測に用いる冷却材漏洩口径推定手法の開発, 日本原子力学会和文論文誌, Vol.11, No.4, pp.304-315 (2012).
- (6) U.S. NRC, RELAP5/MOD3 Code Manual, NUREG/CR-5535, INEL-95/0174, Vol. 7, Rev. 1 (1996).
- (7) 中村他, サポートベクターマシンを用いた加圧水型原子炉の冷却材喪失事故時の漏洩口径推定手法の開発, INSS JOURNAL Vol. 28 (2021).
- (8) 日本原子力文化財団, 「原子力・エネルギー」図面集. (https://www.jaero.or.jp/data/03syuppan/energy_zumen/energy_zumen.html)
- (9) 中村他, 機械学習を用いた加圧水型原子炉の冷却材喪失事故時の漏えい口径予測手法の開発, 日本原子力学会和文論文誌 Vol. 21, No. 2, p.96-105 (2022). (https://www.jstage.jst.go.jp/article/taesj/21/2/21_J21.009/_pdf)

「たいかん訓練」の現場による自主運営に関する調査

On-site Survey on the Self-management of ECOTEC (Taikan Training)

彦野 賢 (Masaru Hikono) *1, 松井 裕子 (Yuko Matsui) *2

要約 INSS では 2020 年に、発電所の緊急時対策本部に参集する指揮者クラスの要員に、緊急時の対応に要求されるリーダーシップ能力を付与する訓練(たいかん訓練^{*)})を開発した。本調査では、開発した訓練の現場実践状況について調査・観察し、訓練開発者としての気づきを以下の4つの観点(障害の投入方法、訓練設定、評価、振り返り)から整理した。結果として、①既存訓練との統合をさらに深化させる、②事業所間で情報交換を行う、の2点が重要と考えられた。緊急時のリーダーシップ能力向上のためには、たいかん訓練の本質を押さえながらも、訓練の形式にこだわることなく、状況に応じて訓練スタイルを柔軟に変化させ、改善するプロセスのなかで、継続的に訓練を実施することが望ましいと考えられる。

キーワード 緊急時対応訓練, ノンテクニカルスキル, 自主的安全性向上

Abstract In 2020, INSS developed a training course (ECOTEC) to impart the leadership skills required for emergency response to command-level personnel who would be present at an emergency headquarters within power stations. In this study, we investigated and observed the field practice of the developed training course and organized our findings as training developers from the following four perspectives: ways of feeding obstacles to the training participants; the training settings; evaluation of the observed behaviors; and the post-training review. As a result, two points were considered important: further deepening the integration with existing training; and exchanging information held by command-level personnel at different power stations. In order to improve leadership capacity in emergency situations, it is desirable to keep the essence of ECOTEC but not to stick to the training format, but to conduct training on a continuous basis, flexibly changing and improving the training style according to the situation and regulatory requirements.

Keywords Emergency response training, Non-technical skills, Voluntary safety improvement activities

1. はじめに

日本の原子力産業界は、2011年に国内の原子力発電所において過酷事故(シビアアクシデント)を経験した。これにより、新たな基準を満足した設備的な対応を行うことが最低限必要となるとともに、原子力発電所の運営に携わる組織とその職員は、いついかなる事態においてもマニュアル・想定を超えるような過酷事故は起こりえるという基本的前提に立って、日常的に緊急時対応の訓練を行うことが強く求められることとなった(日本原子力学会ヒューマンマシンシステム研究部会、2015)。

そのため、従来からあるようなマニュアルに定められたことをそのまま確実に遂行することを鍛える訓練から一歩進めて、マニュアルには書かれていない稀有な事態へのチーム対応や、極度のストレスがかかる緊張状況でも平

時と変わらないパフォーマンスの発揮を可能にするための訓練カリキュラムの開発が求められるようになった(久郷、2015)。そこで INSS では、2014年に公開された内閣官房東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会の聴取結果(吉田調査)に着目した。現実の場面で緊急時対応を指揮した福島第一原子力発電所の幹部が、思いもよらない状況や心の葛藤やストレスに直面しながらも、職員の技術的知識や能力を如何なく発揮させるために実践したこと、また実践すればよかったと思えたことを抽出、整理した(彦野他、2016)。その結果、Flin(1996)が示した緊急時対応に求められるノンテクニカルスキルと同様の8つのスキルが得られた:「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」(彦野他、2016)。これらのスキルを向上させ

*1 元(株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所 現(一社)原子力安全推進協会

*2 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

*3 「たいかん訓練」(登録商標第6462440号)

るための訓練カリキュラムとして、現場の緊急時対策本部で初期対応にあたる現場幹部を対象としたシナリオブラインドの演習方式の「たいかん訓練」を開発し、試行期間として実施支援を行ってきた（彦野他，2017，2019）。各事業所の現場が主体的に運営するためのマニュアル「たいかん訓練ガイドブック」も整備し（彦野他，2020），2021年度からは現場で自主的な活動として訓練を計画・運営していくフェーズとなっている。しかし、これまでなじみのないノンテクニカルスキルに焦点を当てたものであるため、この訓練を現場が主体となって運営するには困難を伴うことも予想された。

本調査の目的は、発電所が自主的に組織の安全性を向上させる訓練のひとつとしてのたいかん訓練が、現場にどのように導入され実施されているかについて現状を把握し、自主的かつ継続的な実施に向けた活動につながるポイントを示すことである。

2. 調査方法

2.1 調査対象

2023年度に関西電力の3事業所でそれぞれ実施された「たいかん訓練」を調査の対象とした。これらの訓練は、自主的な原子力の安全性向上（ロードマップ）の進捗報告（関西電力，2023）において、事業者が自らの重要課題として位置づけており、さらに、原子力規制庁への安全性向上評価届出書において自主的な追加措置の項目として挙げられている。

上述のように、「たいかん訓練」は2020年度までの試行段階を経て、2021年度からは、INSSの研究成果をまとめたガイドブックを活用しながら、各事業所が主体となって運営されている。本稿で対象とした2023年度には、自主的な活動としての「たいかん訓練」がある程度定着しつつあるものと予想される。

2.2 調査方法

(1) 訓練計画の確認

訓練実施前に提供された書面に基づき、訓練のタイムスケジュール、訓練対象者、発揮することを期待されるノンテクニカルスキル、阻害事項の内容と狙い、および付与タイミングを把握した。

(2) 訓練中の観察

2つの事業所では、観察者2名が現場に赴き、訓練中のプレイヤー（訓練対象者）およびコントローラー（訓練運

営者）（表1）を観察した。観察者は、訓練開始の5～10分前までに訓練が行われる緊急時対策所に入室した。訓練実施中は、観察者はコントローラー側（訓練運営側）とプレイヤー側（訓練対象者側）とに1名ずつ分かれ、訓練の状況を目視で観察した。観察した結果および得られた気づきは、訓練中にメモ書きし記録した。

コントローラー側の観察者はコントローラーのすぐ近くで発話内容まで確認することが可能であったが、プレイヤー側の観察者は、プレイヤーが観察されていることを気にしすぎないように、また、他の防災訓練関係者の動線の妨げにならないように観察位置を決定した結果、被調査者から5メートル程度離れた場所からの観察となった。さらに、他の訓練関係者の発話が多く環境音量も高かったため、プレイヤーの発話が聞き取れない状況での観察にならざるを得なかった。そのため、コントローラーの発話（復唱など）からもプレイヤーの発言を推定することも併せて行った。

残る1つの事業所については、現場での観察ができなかったため、訓練終了後にメールで確認を行った。

2.3 観察の視点

事前に把握した訓練計画に基づき、各阻害の狙いや発揮を期待されるノンテクニカルスキルを念頭に置いた上で、コントローラーが阻害をどのように伝えているか、逆にプレイヤーの状況から、効果的に阻害が投入され、狙ったノンテクニカルスキルが発揮されているかを観察した。

3. 結果

3.1 各事業所の訓練概要について

事前に入手した訓練計画と観察結果をもとに、2023年度に各事業所で実施された「たいかん訓練」の概要を表1に示す。

全ての事業所の訓練では、6名を基本的な実施単位とする「たいかん訓練」の基本設計に比べて、より規模の大きい事業者防災訓練の一部（約40分間）として実施していた。コントローラーは事業者防災訓練の運営チームの1～2名が務め、プレイヤーは事業者防災訓練の緊急時対策室内の要員（1～2名）であった。プレイヤーは、事業者防災訓練のシナリオに基づいた対応を行うのと並行して、たいかん訓練のコントローラーからの電話による阻害にも対応することが求められた。また、すべての事業所において、

訓練終了後には訓練を振り返り、気づきや自己評価を行っていた。表1に示した通り、具体的な実施方法は事業所によって若干異なっており、それぞれの工夫がみられた。例えばプレイヤーについては、A事業所では「たいかん訓練」の基本設計と同じ本部要員から選定し（現場調整者）、B事業所では総務班と広報班を、C事業所では広報班を選定した。総務班と広報班は、典型的な阻害事項である協力会社や上位組織、社外からの問い合わせに対応する可能性の高い班と言える。このようなプレイヤーの職責と訓練の狙いに応じて、コントローラーからの阻害の内容と数も異なっていた。

3.2 開発者としての気づき

3.2.1 阻害の投入のしかた

全体的に、コントローラーは親切でものわかりがよい印象であった。B事業所では、プレイヤーの回答に素朴な疑問を投げかけたり、追加で要望を伝えるなど、プレイヤーに考えさせるための工夫が見られたが、その場合も概ね落ち着いた話し方であった。実際には、緊急事態に遭遇した人は焦ったり、感情的になりやすかったり、理解力が低下したりすると考えられる。コントローラーは、それぞれの立場に立つと、どのような状態になり、それがどのような物言いや態度として現れるか想像しながら発話の仕方を考える必要があるように思われる。コントローラーにとってはある程度の演技が求められ難しい側面もあるが、コントローラーが落ち着いているとプレイヤーも落ち着いて対応しやすくなるので、負荷を高める場合には、話す速さや相手の発話を遮るなどの焦りによる行動、話が簡単には通じない状態などを表現することも必要であると考えられる。ただし、プレイヤーの負の感情も喚起されやすくなると予想されるので、コントローラーには、プレイヤーと同等以上の役職者が就くなどの配慮も必要と思われる。

3.2.2 訓練の設定

コントローラーが阻害を投入するための電話をかける場所を確保するのに苦労していたので、適当なよい場所を確保できるとよいと思われた。特に、ブリーフィング中の電話は、阻害投入のタイミングとしては大変効果的であるが、おそらく受話器を通じてプレイヤーにもブリーフィングの音声聞こえており、臨場感が損なわれるように思われる。あらかじめ、緊急時対策所に近い静かな場所（例えば別のフロアや会議室など）を阻害投入の電話をかける場所として確保しておく必要があるように思われた。そのような場所が確保できれば、あえて背景に騒音や雑音を流して聞き取りづらくするという方法も採れるかもしれない。いずれにしても、訓練の設定に応じて、少しでも臨場感を高めていくことが必要と考える。

3.2.3 訓練の評価

事前に入手した訓練計画によると、B事業所では、プレイヤーによる自己評価が採用されていた。各阻害事項に対して2~3個の評価項目が用意され、それらの項目についてチームで議論し評価する形式となっていた。C事業所では、1つの阻害事項に対して6~7個の評価項目が記載されていた。評価方法はコントローラーによるチェック式で、期待される行動をプレイヤーが「した/しなかった」の二値評価するものと見受けられた。

たいかん訓練はノンテクニカルスキルの向上を目的とするものであることから、「何をした/しなかったか」よりも「どのようにしたか」を重視する。例えば「チーム内で簡潔に情報共有した」という項目があった場合、そこには、他のメンバーの注意をどのように引いたのか、「簡潔に」するためにどのような表現や順序で伝えたのか、情報が共有されたことをどのように確認したのかなどの、より下位の具体的な行動が含まれる。従って、コントローラー

表1 各事業所のたいかん訓練の概要

	A事業所	B事業所	C事業所
実施日	2023年9月	2024年2月	2024年1月
プレイヤー	現場調整者	総務班, 広報班	広報班 (2名)
コントローラー	安防室 安全係員	安防室 安全係長他	安防室 安全係長他
阻害数と内容	2回. 給水要員, 運転支援要員が、現場から離れたい、帰宅したがっている。	5回 (同時阻害あり). 協力会社社員, 社員, 自治体, 協力会社, 自治体の立場で状況確認。	3回. 住民, 役所, 報道機関の立場で状況の問い合わせ。

の負荷は高まるが、より具体的な行動や発話もあわせて記録し、事後の振り返りの材料とするなどの工夫があるとよいと思われる。

また、プレイヤーが繰り返し訓練に参加する場合には、前回からの行動や考え方の変化や向上を踏まえた自己評価も実施するとよいように思われた。例えば、前回はある障害に対しこのような対応をとったが、今回はそれとは異なる対応を行った、それによってプレイヤー本人の対応の引き出しが増えることとなった、もしくは、今回はこのような行動をとったが、その際の自身の反省をふまえ、電話応対では相手を落ち着かせるような発言ができた、などである。

3.2.4 振り返り

振り返りについては書面での情報入手にとどまった。以下は、それらの書面に基づく記述となる。3事業所とも、何らかの形で振り返りを行っていた。振り返りの方法は事業所によって異なっていた。A事業所では、訓練直後の短時間にコントローラーからプレイヤーに対応の適切さに関するフィードバックが与えられた。B事業所では、前述のとおり、障害ごとにプレイヤーに期待される2~3の行動が示され、それらに基づいて対応の適切さ、反省点や気づきが検討された。C事業所では、コントローラーからの対応の適切さに関するフィードバックとプレイヤー自身の気づきが述べられる機会があったようである。

表2は、訓練から得られたプレイヤーの気づきの概要である。B事業所では、対処に迷ったときに周囲の協力を得ることの重要性への気づき、訓練によって緊急時対応を考える機会となったことが述べられ、C事業所では、緊急時には注意の偏りが生じやすく注意配分が重要となること、周囲の環境によって状況把握が困難になりやすくなることへの気づきが述べられた。

「たいかん訓練」では、訓練終了後に訓練と同程度の時間をかけて振り返りを行うことを重要と考えている。

そして、プレイヤー単独での振り返りや反省だけでなく、他のプレイヤーの優れたスキルを認め、共有することによって各自が気づきを得、参加者全体のスキルを向上させることを目指している。今回観察した訓練では、振り返りの時間を十分にとることが難しかったり、プレイヤーが2名と少ないために、訓練中もコントローラーとの二者間でのやり取りにとどまってしまうたり、チームでの振り返りに比べて議論も深まりにくい側面があったと考えられる。また、対応の適切さについての振り返りにおいても、「どのように適切であったのか」「ほかにもやり方はないか」「少し状況が異なっていたらどうだったか」といったことを議論することによって、より多くの気づきにつながることを期待できる。

ノンテクニカルスキルの向上における振り返りの効果は実証されている (Savoldell et al., 2006 ; Thomas, 2018)。一方で、スキルが未熟な人は自分の能力を過大評価する傾向があることも知られている。ノンテクニカルパフォーマンスに対する洞察は、テクニカルスキルとは異なるスキルを必要とするとされる (Thomas, 2018)。振り返りにおいて、ファシリテーターの問いかけについて考えたり、他のメンバーと議論するといったことは、ノンテクニカルスキルに対する洞察の深め方を知り、自分自身を客観的に見る機会となり、自己評価の効果を高めることにもつながる (Thomas, 2018)。したがって、ノンテクニカルスキル向上のためには、振り返りの時間も重視し、適切なファシリテーションの下、複数のメンバーで相応の時間をかけて議論することが必要である。

4. 継続的な訓練実施に向けての重要事項

4.1 「既存訓練との統合をさらに深化させること」

2021年度から各事業所で取り込まれてきた「たいかん訓練」は、事業者防災訓練という大きな枠組みの一部として計画・実施されていた。このように既存の訓練にノンテ

表2 プレイヤーの気づき

A 事業所	B 事業所	C 事業所
(未調査)	<ul style="list-style-type: none"> ・状況がわからず、問い合わせへの対処に迷ってしまった場合は、周り情報と共有し意見を聞くことも大事だと感じた。 ・訓練を行うことで、本当に事象が生じた際の対応方法について事前勉強ができるため有効だと思う。 	<ul style="list-style-type: none"> ・災害時は事業所内の対応に注意が集中しやすいが、実際には外部からの問い合わせが殺到することもあり得るという事を考える機会となった。 ・周りがざわついている中では状況の把握が困難になりやすく、常に冷静に状況を見ておく必要があると感じた。

クニカルスキルの視点を組み入れることは、「たいかん訓練」をよりコンパクトで実施しやすいものとし、継続的な訓練の実施という観点から、基本的には好ましい運営方法といえる。

ノンテクニカルスキルの訓練プログラムが、航空業界で行われている「CRM (Crew Resource Management) 訓練」のようにひとつの独立した訓練プログラムとして導入されている分野は多い。しかし今回調査対象とした事業所では、他にも数多くの訓練・活動が行われており、ノンテクニカルスキル訓練を単独で実施する時間を確保することが難しいように見受けられた。そのため「たいかん訓練」を、事業者防災訓練という大きな訓練の中に入れて実施する場合は、開発当初の訓練の設定と比べ、比較的規模の小さい計画となるのはやむを得ないものと思われた。一方で、今回の観察範囲の対象外ではあるが、事業者防災訓練において対策本部要員（本部長、ユニット指揮者などのチームリーダー）が行っている高度なテクニカル要素を伴う判断行動（意思決定、判断、伝達）にも、多くのノンテクニカルスキルが伴っている様子が見て取れた。まさにそのようなテクニカルな行動と一体となって見えづらいノンテクニカルスキルにも着目し訓練していくことが、今以上に高度なステージに到達するために重要になる。

ノンテクニカルスキルの向上には、自ら行動し、そして自らの限界に気づく「振り返り」の機会が何より有効である。今までの防災訓練は、緊急時にもテクニカルな対応が滞りなくできるかという観点で行われていたが、テクニカルスキルが成熟してくると、次のステップとして、同じ災害対応行動であってもより高度に実施できているかを求めていくべきであると考えられる。例えば、単に「指示する」だけでなく、相手や周囲の状況、どのような相手か等によって適切な指示の仕方は変わってくるはずである。このようなスキルの発揮は、一見簡単そうに見えて、臨機応変に実践しようとするとき意外と難しいものである。そして、3.2.4 で述べたように、その難しさを認識することにも難しさがある。今回の観察対象とした「たいかん訓練」の枠組みにとらわれず、事業者防災訓練等においても、すべての防災要員がテクニカルなスキルをより効果的に発揮するための鍵となるノンテクニカルスキルに着目した振り返りを行うなど、訓練を既存訓練と統合し、深化させていくことが望ましい。

4.2 「情報交換すること」

今回の調査の中で、ある事業所の担当者から障害や設定等について新たなアイデアやヒントが欲しいとの要望を

受けた。前述の3.1でも記述したように、今年の訓練計画では各事業所の特徴がみられたことから、対象とする人数や障害事項、運営方法などは事業所間で情報交換することを通じて、それぞれの訓練方法の改善に活かすことが可能であると考えられる。また、現場に提供した訓練ガイドブック（彦野他、2020）には、吉田調書から抽出した当時の困難な出来事など障害のヒントとなる項目が多く含まれている。「たいかん訓練」の枠組みにとどまらず、事業者防災訓練も含めてノンテクニカルスキルの向上を目指していく中で、これらのヒントも生かし改善を繰り返し継続的に実施していくことが必要である。

原子力規制委員会の会議体のひとつに、「原子力事業者防災訓練報告会」がある。公開されている資料（第15回2023年7月26日；原子力規制委員会、2023）をみると、臨機の対応を確認するため、II型訓練（現場の対応能力向上）でマルファンクションの付与試行を四国電力が、また、第三者によるノンテクニカルスキル評価の試行が中部電力から報告された。また、2024年に実施された報告会の資料（第16回2024年7月11日；原子力規制委員会、2024）では、その他の発電所でもマルファンクションを含むシナリオによる訓練が実施されたことが読み取れる。これらの試行は、「たいかん訓練」の目的とも共通する。試行の有効性の評価と実施範囲の拡大はこれから検討されるものとみられるが、今後、あらゆる形での緊急時対応能力向上が求められていくことから、会社の枠を超えた業界内での情報交換も積極的に行われることが必要である。

5. おわりに

緊急時対応では、特にリーダー（緊急時対策要員）としてノンテクニカルスキルを効果的に発揮することが求められるが、それにはノンテクニカルスキルに対する理解を深めることに加え、自分自身（強み、弱み）を客観的によく知ることが肝要である。自分自身をよく知るのに望ましい方法は、時には失敗も許容される訓練場面で自らやってみること、振り返りを通じて自分自身の行動や思考の特徴に自ら気づかせることである。このような方法を多忙な事業所現場で実践するひとつの形としてINSSでは「たいかん訓練」を提案してきた。本調査では、各事業所でのたいかん訓練の実施状況を観察し、それぞれの工夫を見ることができた。ただし、今回はプレイヤーの発話が十分聞き取れない状況での観察となった。可能であれば、今後はノイズキャンセリング式のマイク等を活用しながら、プレイヤーの発話をより明瞭に聞き取ることが好ましいと考える。

「たいかん訓練」は、緊急事態に対応する休日当番の初

期対応という場面を想定し、特に東日本大震災における会社を超えた各種教訓を踏まえてノンテクニカルスキルに着目し、ひとつの訓練パッケージという形に作り上げたものである。特に福島第一原子力発電所の事故は、稀にしか起きず、頭では理解している行動や技術的に十分に知っているスキルを、ストレスのかかる場面で、リソースも限られた状況の中でも、確実に発揮しなければならないという、緊急時対応訓練に対する発想の転換を我々に突き付けた。このような背景から生まれた「たいかん訓練」は、本質的に、常に訓練参加者の想像力を刺激し、新たなスキル獲得を促すために、継続的な変化と改善が求められる。「電話で投入された障害への対応」のような形式にとらわれず、テクニカルスキルをより効果的に発揮するために、ノンテクニカルスキルの観点からもできることをシナリオや評価、振り返りに取り入れ、参加者間でスキルの共有を図っていくことが重要である。

昨今では、社会の変化やテクノロジーの進展により軍事用語から広まった「VUCA (Volatility 変動性・Uncertainty 不確実性・Complexity 複雑性・Ambiguity 曖昧性) の時代」と称される社会環境の急激な変化への対応を念頭に、産業現場においてもシステムを継続的に機能させるためのノンテクニカルスキルの重要性の認識および育成への関心が高まってきている(例えば、化学工学会におけるノンテクニカルスキル研修など)。当初は原子力発電所の緊急時対応を想定して開発されたたいかん訓練も、より広い分野への応用が期待できるものと考えている。

引用文献

- Flin, R. (1996). *Sitting in the Hot Seat: Leaders and Teams for Critical Incident Management*. John Wiley & Sons.
- 原子力規制委員会 (2023). 第 15 回原子力事業者防災訓練報告会 別添資料第 1 部 Retrieved August 26, 2024, from <https://www.nra.go.jp/data/000443157.pdf>
- 原子力規制委員会 (2024). 第 16 回原子力事業者防災訓練報告会説明資料 Retrieved August 29, 2024, from <https://www.da.nra.go.jp/detail/NRA100003529>
- 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 ジャーナル, 23, 153-159.
- 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 ジャーナル, 24, 32-41.
- 彦野 賢・松井 裕子・金山 正樹 (2019). 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 (4) 「たいかん訓練 (英語名: ECOTEC)」実践報告 INSS ジャーナル, 26, 187-193.
- 彦野 賢・松井 裕子・岩崎 真理・森田 瑞穂 (2020). 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 (5) たいかん訓練ガイドブックの作成 INSS ジャーナル, 27, 242-246.
- 関西電力 (2023). 第 27 回原子力安全検証委員会説明資料 Retrieved August 26, 2024, from https://www.kepco.co.jp/corporate/pr/2023/pdf/20231121_4j.pdf
- 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.
- 日本原子力学会ヒューマン・マシン・システム研究部会東京電力 (株) 福島第一原子力発電所事故調査検討小委員会 (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 Retrieved August 26, 2024, from http://www.aesj.or.jp/~hms/report/hms_report_1F_accident.pdf
- Savoldelli, G. L., Naik, V. N., Park, J., Joo, H. S., Chow, R., & Hamstra, S. J. (2006). Value of debriefing during simulated crisis management: Oral versus video-assisted oral feedback. *The Journal of the American Society of Anesthesiologists*, 105, 279-285.
- Thomas, M. J. W. (2018) *Training and assessing non-technical skills*. Tayler & Francis Group.
- (トーマス, M. 北村 正晴・小松原 明哲 (監訳) (2021). ノンテクニカルスキルの訓練と評価 - 実践的指針 - 海文堂出版)

ハイブリッドワークの実態に関する予備的調査 *2, *3

Preliminary Study on the Reality of Hybrid Work

後藤 学 (Manabu Goto) *1 濱野 和佳 (Waka Hamano) *1

要約 ハイブリッドワークの中で、オフィスワークとテレワークそれぞれの最適な働き方を明らかにすることを目的に、従業員がテレワークの日に経験したことと、オフィスワークの日に経験したことを測定し個人内比較による調査を行った。同じ企業に勤務するハイブリッドワーカー8名を分析対象とした。テレワークのメリット/デメリットが、ハイブリッドワークにおけるテレワークでどの程度認められるか検討した。主に以下のことが明らかになった。ハイブリッドワークにおけるテレワークでも、ワークライフバランスの充実、有効時間の増加、ストレスの軽減が確認できた。また、オンとオフの切り替えや自宅環境の整備に大きな問題点は認められず、コミュニケーション量の低下だけは変わらず認められた。今後は、ハイブリッドワークにおけるテレワークでのコミュニケーション量の低下が実際に業務遂行にどの程度の影響を及ぼしているのか、ハイブリッドワークが従業員だけでなく企業（経営者や管理職）からどのように受け止められているかなどを本格的に検討していきたい。

キーワード ハイブリッドワーク、テレワーク（在宅勤務）、個人内比較、コミュニケーション

Abstract A survey was conducted to obtain data for making intra-individual comparisons between what the same individuals experienced on telework days and what they experienced on office work days. Eight hybrid workers working for the same company participated in the survey. The extent to which the advantages/disadvantages of telework for employees are recognized in telework in hybrid work was examined. The main findings when working in the office and when teleworking were as follows. Telework in hybrid work also confirmed enhanced work-life balance, increased effective time, and reduced stress. No major problems were observed in switching on and off or in the home environment, and only a decrease in the amount of communication remained unchanged. In the future, it is necessary to examine to what extent the reduced amount of telework communication in hybrid work actually affects work execution and how hybrid work is perceived not only by employees but also by companies (executives and managers).

Keywords hybrid work, teleworking from home, intra-individual comparison, communication

1. 問題・目的

新型コロナウイルスの流行が落ち着いて以降、出社の価値が再認識され、テレワークの活用方法が見直されている。テレワークとオフィスワークを組み合わせた柔軟な働き方を、ハイブリッドワーク (hybrid work) と呼ぶが、一部の大企業やIT企業等以外では、オフィスワークをベースとし、テレワークを時折活用するような働き方が定着していることが示唆されている (日本生産性本部, 2024, 大久保・NIRA, 2023)。こういった働き方は今後も続くものと思われる。

ハイブリッドワークでは、オフィスワークとテレワークの配分やそれぞれの活用方法が問題となる。適切な配分や

活用方法は、従業員の熟練度や業務内容、職種等、様々な要因によって変わり得るため、共通解は存在しない。その中で各従業員は、個々の属性や各種条件をふまえながら、自分だけでなく会社側にとってもメリットの大きい、ハイブリッドワークの仕方を見つけ出さなければならない。従業員側、会社側のどちらにとっても有益な状態を見つけるためには、自分や会社にとって、オフィスワークとテレワークの割合がどの程度であるといいいのか、オフィスワークとテレワークをどのように使い分けるといいいのか、テレワークがオフィスワークと違って、どのようなメリット/デメリットを持つものであるのかを把握することが重要である。

テレワークを、どの程度ハイブリッドワークの中に組み

*1 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

*2 本研究の一部は、第25回日本テレワーク学会研究発表大会 (2023) で報告した。

*3 調査にご協力いただいた皆様に深く感謝する。また、本稿の執筆にあたり、多くの方から貴重な助言をたまわった。記して感謝する。

表1 テレワークのメリットとデメリット

	テレワークのメリット	テレワークのデメリット
企業 (経営者・管理職)	<ul style="list-style-type: none"> ・交通費やファシリティコストを削減できる ・業務効率や生産性向上が期待できる ・場所にとらわれず優秀な人材を採用できる ・離職率の低下を図ることができる 	<ul style="list-style-type: none"> ・情報漏洩リスクが高まりセキュリティ対策が必須となる ・コミュニケーション不足からパフォーマンス低下の恐れがある ・勤務管理や評価が困難になる ・導入コストが発生する
従業員	<ul style="list-style-type: none"> ・ワークライフバランスが充実する可能性が高まる ・通勤時間が短縮され有効時間が増える ・対人関係や環境などの外的要因によるストレスが軽減される 	<ul style="list-style-type: none"> ・オンとオフの切り替えが難しくなる ・自宅の環境整備（労働環境の整備）が必要になる ・コミュニケーション不足によるモチベーション低下や成長機会を失う恐れがある

込んでいくのかは、従業員がテレワークに対して感じるメリット/デメリットと、企業（経営者・管理職）がテレワークに対して感じるメリット/デメリットとの間で折り合いをつけて決まるものであろうが、その調整が十分でなければ、従業員のモチベーションが高まらず、高い生産性を発揮できなかったり、企業（経営者・管理職）側に不満や不信感が生じたりすると思われる。

テレワークにおける企業側と従業員側のメリット/デメリットを整理した表を示す（表1）。この種の整理は、各所（たとえば、MOMSLAB, 2023; NTT東日本, 2024; ITトレンド, 2024）で行われており、それらの内容をもとに表にした。表1のように従業員にとってのメリット/デメリットと、企業にとってのメリット/デメリットは必ずしも一致しない。そのため、従業員は企業にとってのデメリットを発現させない範囲で、テレワークを活用することが求められる。一方企業側は、従業員個人にとってのメリットを尊重しながらも、従業員がテレワークを行うことで業務の進捗や生産性に支障が出ないように管理する必要がある。

そこで著者らは、従業員がハイブリッドワークを実際にどのように行い、従業員と企業（経営者・管理職）の双方が、その現状に対してどう考えているのか、そして従業員と企業（経営者・管理職）の間で認識にどのような違いが認められるのか、比較調査を実施したいと考えた。具体的には、従業員の立場では、ハイブリッドワークにおけるテレワークをどのようなかたちで、どのような価値観のもとで行い、どのような点で難しさがあるのかを調査することを考えている。また、企業（経営者・管理職）の立場では、従業員（部下）のテレワークの現状をどのように感じているのか、どのようなことを問題とし、どのような点に難しさを感じているかを調査することを考えている。その上で最終的には、ハイブリッドワークにはこういう仕事のスタイルが向いており、こういった進め方がよい（従業員と企業双

方にメリットがある）ということを明らかにできればと考えている。そうすることで、従業員自身がテレワークにおいて気を付けるべきことや、経営者・管理職がテレワーク時の部下の管理をする上で留意すべきことなどを明らかにできるものと期待される。

本稿では、上記の最終目標を視野に入れながら、まずは従業員のハイブリッドワークの実態を調査し、テレワークとオフィスワークの配分やそれぞれにおける働き方、環境にとってどのような点がキーになるかについて、注目すべき点を絞り込むことを目的として、限られたサンプルではあるが予備的調査を行った。

調査方法については、個々の従業員がオフィスワーク時とテレワーク時にどのような環境で、どのような仕事の進め方をして、どのようなことを感じているのかを、個人内比較により検討した。これまでのテレワークに関する調査・研究は、テレワーク中心の労働者とオフィスワーク中心の労働者を比較（個人間比較）して、テレワークという働き方の特徴を検討したものが多い。しかしながら、現在の日本のハイブリッドワークの状況をふまえると、同一の労働者がテレワークの日とオフィスワークの日に、それぞれどのような経験をし、どのようなことを感じ、考えているのかを両ケースについて答えてもらい、その差を見たほうが（個人内比較）、ハイブリッドワーカーにとってのテレワークとオフィスワークに対する認識の違いを的確に捉えることができるものと考えられる。そこで本稿では、オフィスワーク時とテレワーク時の個々の働き方を調査し、両者を比較することで、ハイブリッドワークの実態がどのようなものであるか、確認することとした。

2. 方法

2.1 参加者

A社において、2023年8月時点で、ハイブリッドワークを継続している社員の一部に依頼し調査を実施した。男性3名、女性5名、うち5名（男3、女2）は研究業務、他3名は管理業務（事務）であった。いずれも正社員で管理職ではない。

A社の社員のほとんどは、会社のバスもしくは自家用車で職場まで30分以内で通勤できる。他所と比べれば通勤時間の短縮・削減を理由にテレワークを望む人は少ないと推測される。参加者には、単身赴任者や電車通勤の者が一部含まれた。

社員の多くは、ペアやグループで協力して業務を進めることを必要とすることは少なく、個々である範囲の業務を完結させ、その成果を上司に確認してもらうことで業務を進めている。また、社員の仕事におけるコミュニケーション・ツールは、電話と電子メールに限られており、SNSは利用していない。

A社ではコロナ流行期、特に最初の2回の緊急事態宣言時（2020年4.5月、2020年11月~2021年3月）においては出勤率50%を目標とし、在宅勤務が取り組まれた実績がある。また2020年8月下旬には従業員にも感染者が出たため、全従業員在宅勤務となった時期もあり、その後も、都市部への外出自粛や単身赴任者の帰宅回数制限などの措置もとられ、感染症法上の分類が2類である間は、回数無制限で在宅勤務が認められていた。5類移行後は、月10日を上限に業務に支障がなければ申告・承認を経て取得することができる在宅勤務制度が制定されている。このような経緯から、全社員が在宅勤務経験者であるといえる。テレワークという用語は、在宅勤務よりも広い意味を含むが、本稿では在宅勤務とほぼ同義として用いている。

2.2 質問項目

調査では、参加者にオフィスワーク時とテレワーク時の働き方について質問したが、オフィスワーク時については、より参加者にとって馴染みのある「出勤（時）」という用語を使った。本稿の方法と結果の記述でも、それに合わせて「出勤（時）」と記述した。

出勤・テレワークの実態を問う質問は、従業員におけるテレワークのメリット/デメリット（表1）が、ハイブリッドワークにおけるテレワークでも同様に認められるのかを確認するという観点で選定された。

参加者に個別に調査への協力を依頼し、承諾が得られた人に回答フォームを配布し回答を求めた。その後、回答の

提出があったところで、内容を補完する目的で30分程度の聞き取り調査を行った。

回答フォームは、(1)「生活パターン記入用紙」、(2)「出勤とテレワークの比較に関する質問」の2種類で、(1)は用紙に手書きで、(2)には電子データで回答する様式である。

(1)生活パターン記入用紙は、一日24時間を円グラフで表現したもので、「出勤の日」「テレワークの日」の時間の使い方をそれぞれ記入してもらった。起床、通勤、食事、始業、終業、家事、就寝などの主な事柄を記入例として示し、何時から何時までに何をしているかを記入してもらった。

(2)出勤とテレワークの比較に関する質問は、①仕事の進捗具合、②仕事環境、③感情・ストレス、④ワークライフバランス、⑤ワークファミリーコンフリクト、⑥出勤とテレワークそれぞれの良さ、の6部構成で、②~⑤についてはそれぞれ出勤時、テレワーク時の順に回答を求めた。

①仕事の進捗具合のページでは、現在のテレワーク頻度、出勤とテレワークでの業務量の違い、作業の進捗具合の違い、出勤の日とテレワークの日の仕事内容の違いなどの質問を行った。

②仕事環境のページでは、その日の目標達成度、仕事関係者とのコミュニケーション回数、上司や同僚とのコミュニケーション、割り込みや作業中断、業務・職場の性質（仕事の自律性・柔軟性、作業場の快適性、在宅勤務の取りやすさなど）の質問項目に5件法（例：そう思う~そう思わない）で回答を求めた。

③感情・ストレスのページでは、「出勤の日（テレワークの日）の仕事中に、以下のような気分や感情にどのくらいなりますか」と尋ね、ポジティブ感情（活気がわいてくる、楽しいと感じる、自分が成長している）、ネガティブ感情（イライラしている、気がはりつめている、ゆううつだ、集中できない、仕事が手につかない）、孤独感・疎外感（頼れる人が誰もいないと感じる、ひとりぼっちだと感じる、自分だけが取り残されているように感じる）についての経験頻度（ほとんどいつもそうである~ほとんどそうでないの4件法）に回答を求めた。さらに、出勤の日（テレワークの日）の仕事に満足しているかを同じく4件法（満足~不満足）で尋ねた。これらの質問は、職業性ストレス簡易調査票（下光, 2005）、日本語版UCLA孤独感尺度（舩田・田高・臺, 2012）の項目を参考に作成した。

④ワークライフバランスのページでは、家事に関する質問として、自分がしなければならぬ家事は多くあるか、その日に全て済ませられるか、また仕事以外の時間に関する質問として、家族と過ごす時間は十分とれているか、自分の時間は十分とれているかに回答を求めた。これらの質

間については、親と同居している場合や一人暮らしである場合を想定し「該当しない」の選択肢を追加した。さらに③と同様に、出社の日（テレワークの日）の、仕事以外の時間に満足しているか（満足～不満足 of 4 件法）を尋ねた。

⑤ワークファミリーコンフリクトのページには、同居の子がいる人のみが回答した。金井・若林（1998）のワーク・ファミリー・コンフリクトに関する尺度 20 項目の 4 因子（仕事⇒家庭葛藤、家庭⇒仕事葛藤、時間葛藤、葛藤解決サポート）から各 2 項目、計 8 問で構成された。

⑥出社とテレワークそれぞれの良さのページは、自由記述形式で、テレワークを現在も活用している理由、仕事面でテレワークが優れていると思うこと、出社のほうがテレワークよりもいいと思うこと等について記入を求めた。

3. 結果（従業員のメリットの検討）

参加者 8 名のテレワーク頻度を尋ねたところ、「週 3,4 回」1 名、「週 1,2 回」2 名、「月 2,3 回」3 名、「月 1 回以下」2 名であった。程度の差はあるが、今回の参加者 8 名をハイブリッドワーカーとみなし、分析対象とした。

3.1 ワークライフバランスは充実するか

ハイブリッドワークにおけるテレワークを行うことでワークライフバランスが充実するかを確認するため、出社時とテレワーク時の回答を比較した。

家族と同居している参加者 6 名が、出社／テレワークの日それぞれで「家族と過ごす時間は十分とれている」に回答した。また、すべての参加者 8 名が、出社／テレワークの日それぞれで「自分の時間を十分とれている」に回答した。

結果を図 1、図 2 に示した。出社時でもテレワーク時と変わらず、家族と過ごす時間は十分とれていると回答した人もいたが、全体としてはテレワークの方が家族で過ごす時間は十分とれている傾向にあった。

聞き取りでは、「テレワークでは、朝食も夕食も家族と一緒に摂ることができる。」「テレワークでは、子どもが帰ってきた時に『おかえり』と言って迎えてあげられる。」「テレワークで家事を分散してできるおかげで、子どもとの時間が多く持てる。宿題をみてやったり、話が出来たりする。出社の日よりも時間をかけられる。」などの回答が得られた。

参加者の多くが聞き取りで言及したのが、テレワーク時の「ながら家事」の効用についてであった。「テレワークであれば、日中でも鍋を火にかけてながら仕事ができる。テ

レワークと出社では、家族にきちんとした食事を作れるかどうかにかに差が出る。」「家にいれば、トイレに行ったついでにちょっと掃除をしたり、部屋のほこりをとったり、『ながらの家事』ができる。そのため、出社時に感じる、掃除が出来ていないというストレスはかなり軽減される。」「テレワークの日は、家事も並行してできるので、あれもできた、これもできたと達成感がある。それが満足感につながっている。」といった発言があった。

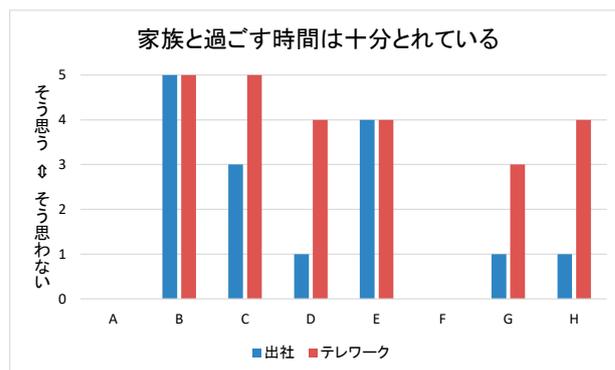


図1 「家族と過ごす時間はとれている」の個人内比較

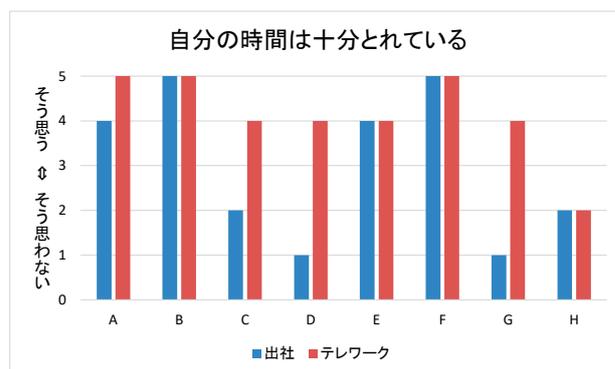


図2 「自分の時間はとれている」の個人内比較

自分の時間は十分とれているかの回答についても、出社時とテレワーク時の回答傾向・差は、家族の時間の場合とほぼ同様であった（図 2）。仕事以外の時間の自由が利くことは、テレワークにおいて共通して認められた。聞き取りでは、「テレワークの日は、終業後、運動の時間をとっている。その分、昼食時間はやや短めで切り上げている。」などの回答があった。

3.2 有効時間は増えるか

通勤時間や出社にかかる準備等の時間が減ったことにより、その他のことに使える時間（以下、有効時間）は増えるのかを確認するため、出社の日とテレワークの日で生

活パターン of 回答内容を比較した。回答例を図3に示す。その後、記入された生活パターンから、出勤時、テレワーク時の個々の睡眠時間、家事やその他自由に使える時間をカウントした。

睡眠時間については、出勤時よりもテレワーク時で長くなる傾向にあった。8名中5名でテレワーク時に睡眠時間が長く、出勤時のほうが睡眠時間が長くなる人はいなかった。出勤時とテレワーク時の睡眠時間の差(テレワーク時-出勤時)の範囲は、0~+2であった。

家事やその他自由に使える時間の積算についても、出勤時よりもテレワーク時で長くなる傾向にあった。8名中4名で使える時間が長く、出勤時のほうが使える時間が長い人はいなかった。使える時間の差の範囲は、0~+1.5であった。

これらのことから、テレワーク時は有効時間が増えることが今回の参加者から確認できた。

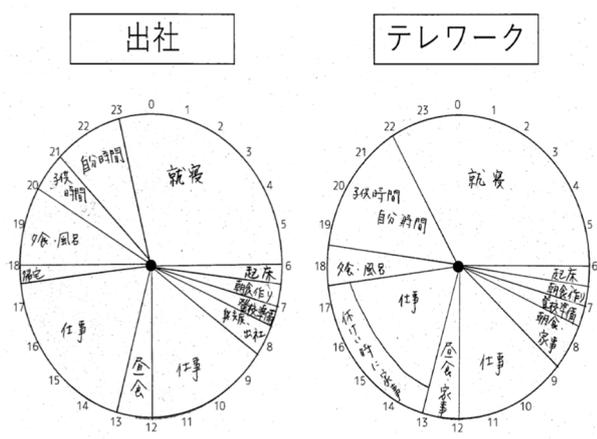


図3 出勤時とテレワーク時の生活パターン例

なお、今回の参加者の多くは通勤時間が短いため、出勤時とテレワーク時での時間の使い方にそれほど大きな違いが認められなかったのかもしれない。通勤に時間のかかる人が多い企業であれば、有効時間の増加はより顕著に認められる可能性がある。

3.3 外的ストレスが軽減されるか

出勤時とテレワーク時では、周りに上司や同僚がいないことに代表されるように多くの違いがあり、それによって仕事の進めやすさや仕事のしやすさに影響が出て、ストレスの感じ方に差が出るのが推測される。そこで、出勤/テレワークの日それぞれで「仕事の順番ややり方を決めることができる」「自分のペースで仕事ができる」について

回答を求めた。両質問とも、ほぼ同様の回答がなされた。ここでは後者の結果を図4に示した。出勤時よりもテレワーク時で評定値が高かったが、両者の差は小さかった。A社の社員では、出勤時でも比較的マイペースで仕事ができしており、テレワークではさらに自分のペースで仕事ができているといえる。

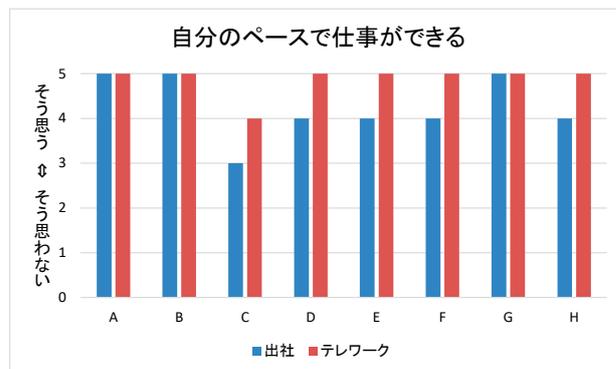


図4 「自分のペースで仕事ができる」の個人内比較

一方で、「成果・結果を出すことへのプレッシャーを感じる」については、参加者の回答が割れた(図5)。出勤のほうがプレッシャーを感じている人が4名、テレワークのほうがプレッシャーを感じている人が2名いた。テレワーク時は、上司や同僚の目に常時さらされているわけではないのでプレッシャーは強くないように思えるが、一部の人はその想定とは異なる回答をしていた。

聞き取りからは「テレワーク時は、(出勤時ほど上司の目が届かないため)上司からきちんと仕事をしているか疑問を持たれているように感じる」「テレワーク時は自部署の状況や同僚の仕事の進み具合が見えないため、自分の成果に不安を感じてしまう。」のような発言があった。

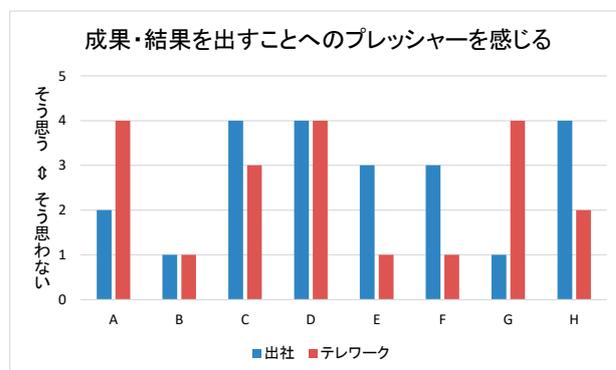


図5 「プレッシャーを感じる」の個人内比較

続いて、出勤/テレワークの日それぞれで、仕事にネガティブ感情を経験する程度を尋ねた項目について検討

した。「気がはりつめている」は、テレワーク時よりも出社時により高い頻度で感じられていた(図6)。ネガティブ感情に関する項目は5項目測定したが、テレワーク時にはネガティブ感情全般をほぼ感じないと報告する参加者も複数名おり、テレワーク時は、出社時経験する様々なネガティブ感情を経験しにくかった。

聞き取りからは、「テレワークでは、ほぼストレスを感じない。出社の場合は、割り込みがあったり、ペースを乱されるのがストレスになる。」「出社の日には、いろいろ仕事のことを言われたりすることもある。自宅ではそういうことは気にしなくていい。」などの発言があった。

出社に伴うストレスは、人それぞれ多様なものがあるであろうが、時折テレワークを行うことで、出社時に蓄積したネガティブな感情をリセットするような効果があるものと推測される。

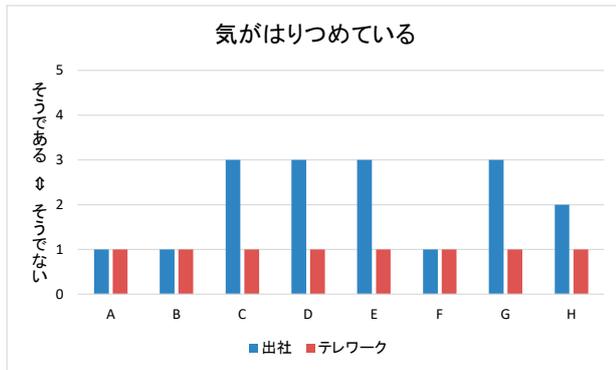


図6 「気がはりつめている」の個人内比較

4. 結果(従業員のデメリットの検討)

4.1 オンとオフの切り替えが難しいか

テレワーク時には、オンとオフの切り替えが難しいかどうかを確認するため、生活パターンの回答内容(図3参照)を参考に、労働時間について、出社の日とテレワークの日の比較を行った。

労働時間は、8名のうち3名で出社時のほうが長く(差: 0.5~1時間/日)、反対に3名でテレワーク時のほうが長かった(差: 0.5~2時間/日)。

聞き取りでは、テレワーク時の仕事の仕方について質問を行ったが、オンとオフの切り替えの難しさを訴えるような意見はなかった。

また、テレワークの場合、意図的に休憩や気分転換のために作業を中断する、サボタージュが起りやすい可能性

があるため、その頻度に回答を求めた。「気分転換や休憩をとって作業を中断する」の回答結果を図7に示す。今回の参加者では、出社時とテレワーク時で、作業を中断する頻度に差があった人は少なかった。

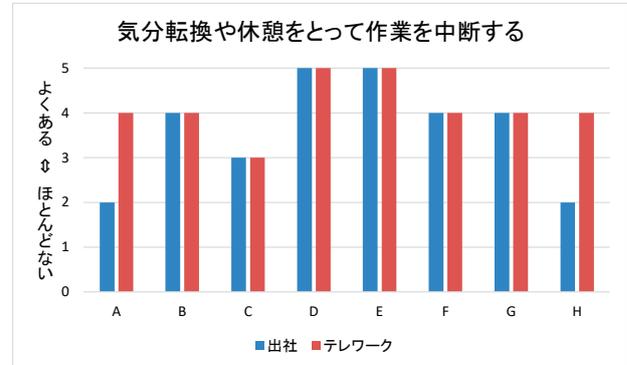


図7 「気分転換や休憩による作業中断」の個人内比較

4.2 自宅の環境整備(労働環境の整備)はできているか

出社時とテレワーク時の作業環境の差異として、設備面や作業にかかる制約についての個人内比較を行った。

まず、「作業に適した机・イス等が用意されている」についての回答は、出社時の評価値が概して高く、テレワーク時では個人差が大きかった(図8)。コロナ流行時にまとまったテレワークを経験しているため、各自が自宅で働きやすい環境を整えてきたといえるが、一部の人はまだ環境が十分とはいえない面がある。

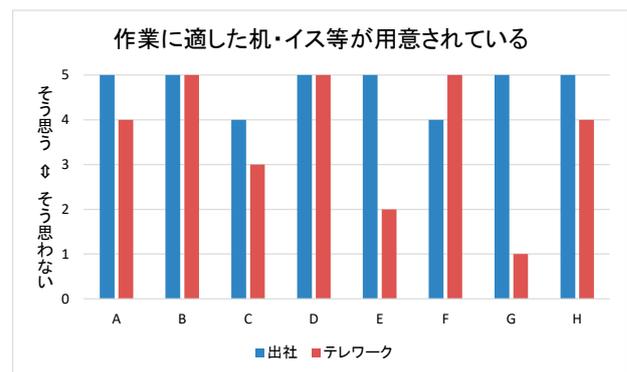


図8 「机・イス等が用意されている」の個人内比較

「集中しやすい仕切られた空間で作業できる」については、ほとんどの参加者でテレワーク時のほうが評価値が高かった(図9)。テレワーク時で評価値の高かった参加者は、自宅の個室や自分だけの空間で仕事ができ、出社時のパーティションによる仕切りだけよりは集中しやすいと

感じていた。反対に、テレワーク時の評価値が低かった参加者は、リビングルームやダイニングルームのテーブルで作業しており、仕事に特化した環境ではない分、働きやすい環境とはいえないと語った。

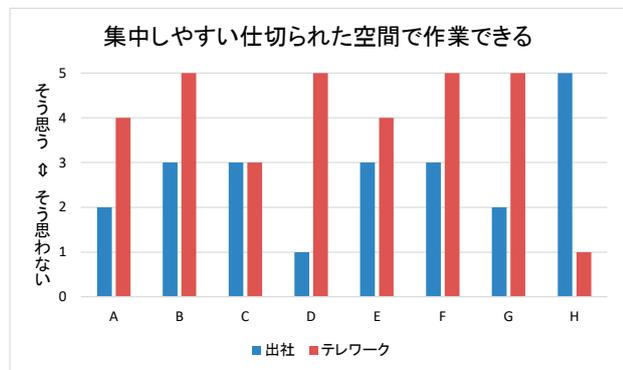


図9 「仕切られた空間で作業できる」の個人内比較

「作業環境（騒音、照明、温度、換気など）は良くない」の質問については、出社時のほうが良くない4名、テレワーク時の方が良くない1名だった（図10）。出社時のほうが良くないと回答した人の理由として揃ってあげられたのは、聞こえてくる話し声などの雑音があることであった。

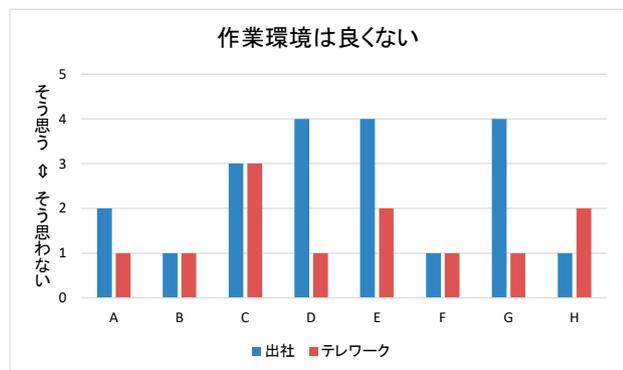


図10 「作業環境は良くない」の個人内比較

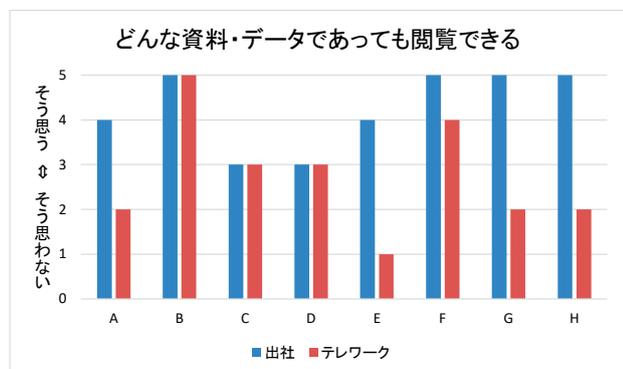


図11 「資料・データを閲覧できる」の個人内比較

「どんな資料・データであっても閲覧できる」についての回答は個人差が大きかったが（図11）、ここには業務内容の違いが反映されていたと推測される。管理業務の参加者では出社時とテレワーク時の回答に差がなかったが、研究業務の参加者ではテレワーク時の回答が概して低かった。研究業務では、書籍・雑誌、分析データなどの紙面情報や、統計ソフトのアウトプットなど、出社しないと閲覧できない・しにくいものもある。また、業務上の資料が、セキュリティ上自宅で印刷できないことも、テレワーク時の閲覧に関して制約となっているといえる。そういった資料が含まれるか否かで、評価に差が出たものと思われる。

最後に、職場環境・作業環境の総合的評価として、「仕事をする上では快適な場所だと思う」かを比較した。出社時をより快適とした人は2名、テレワーク時をより快適とした人3名と、評価は割れている（図12）。

4名の参加者には、子どもや配偶者などの家族が家にいることで、仕事を妨げられることはないかとの聞き取りを追加した。いずれの回答者も「それはない」と回答し、具体的には「集中を要する場合は、自室に籠って作業をする姿勢を示せば問題ない」といった発言があった。同居する家族（特に子ども）に対しては、今日は家で仕事をする日なので邪魔をしてはいけない、ということをよく理解してもらえていると考えられる。

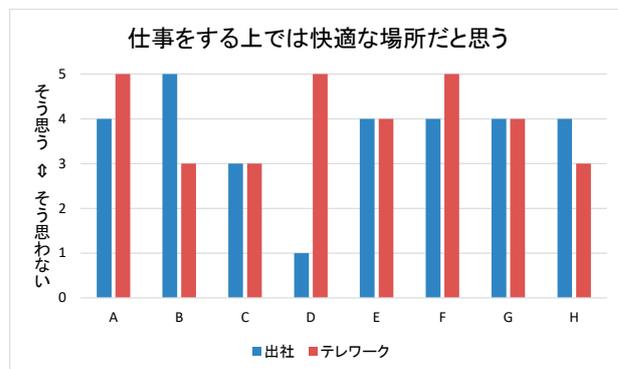


図12 「快適な場所だと思う」の個人内比較

4.3 コミュニケーション不足なのか

テレワーク時は出社時と比べて、コミュニケーション不足にあるのかを確認するため、メールの受信回数と送信回数について、出社の日とテレワークの日での個人内比較を行った。メール受信回数については、どの参加者の回答についても出社時とテレワーク時で差がなかった。一方でメール送信回数については、出社時よりテレワーク時に多か

った(図13)。A社では、出社時、社内でのやりとりは対面と電子メールを、社外とのやりとりは電話と電子メールを用途に応じて使い分けており、テレワーク時は、重要・緊急な用件を除きメールでやりとりしている。出社時は対面や電話でしている些細なやりとりも、テレワーク時はメールで行う必要が生じ、送信回数が増えたものと推測される。

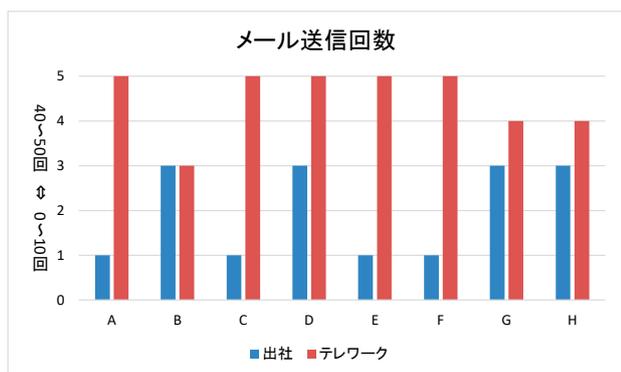


図13 メール送信回数の個人内比較

聞き取りからは、「テレワーク時に相談したいことが生じて、それをメールで解決しようとは思わない。次の日に出勤して相談すればいいと思っている。」(テレワーク時のやりとりの) 手段はメールのみ。電話はよっぽど急いでいる場合でないと思わない。深い話などをしたいときは、出勤したときにする。「テレワークの日は、あまり連絡は来ない。在宅だからと周りが気を遣ってくれているのだと思う。」というように、込み入ったやりとりは、出勤している人も、テレワークをしている人も、お互い出勤時に先送りすることが暗黙の了解となっていることがわかる。

続いて、出社時とテレワーク時の上司や同僚とのコミュニケーションのしやすさについて個人内比較を行った。

「同僚に業務に関する質問や相談ができる」では、3名は出社時とテレワーク時の差がなかったが、残りの5名では出社時より質問・相談がしやすいと報告した(図14)。また、「上司に報告・連絡・相談が気兼ねなくできる」という質問もしたが、回答内容は同僚への質問・相談とほぼ同様であった。

この設問で差があった人となかった人の違いについては業務内容の違いを反映したものと推測される。差がなかった人は管理業務に従事しており、差があった人は研究業務に従事していた。管理業務の場合、研究業務と比べて、自分が完了させた業務をすぐに上司に確認・承認してもらったり、遂行している業務についてすぐに同僚に確認・相

談したりしたほうが効率が良い。そのため、出社時でもテレワーク時でもコミュニケーション量はあまり変わらないものと推測される。一方、研究業務では、些細な確認等についてはメールで依頼できることもあるものの、研究に関わる相談や質問は、データや資料を手元に置いてほしいので、テレワーク時には行わずに、出社時に対面で依頼している場合が多いことがうかがえた。

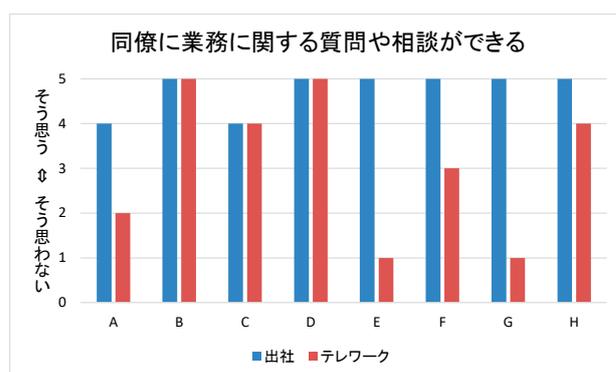


図14 「同僚に質問や相談ができる」の個人内比較

このことと関連して、自由記述で出社時とテレワーク時を比較して、仕事面でよりいいと思うところを尋ねたところ、多くの参加者(8名中5名)で、出社時は「すぐに相談できる」「コミュニケーションが取れる」など、やりとりが気軽かつ容易にできることが報告された。

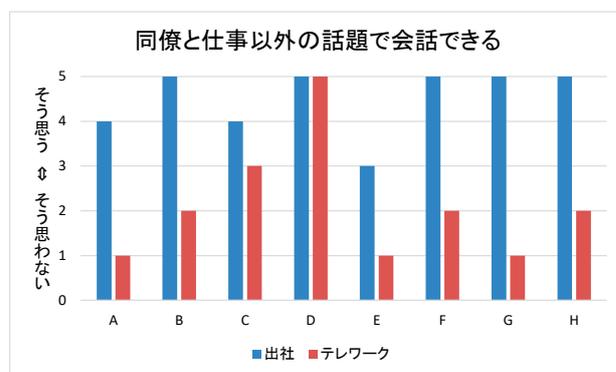


図15 「同僚と仕事以外の話題で会話できる」の個人内比較

図15には「同僚と仕事以外の話題で会話できる」についての個人内比較を示した。1名の参加者を除き、業務外の話でのやりとりは、テレワーク時は低く抑えられていることがわかる。テレワーク時のコミュニケーションは、業務に直接関わる内容だけに限定される傾向にあり、オンライン会議等と同様の特徴(岡田, 2020)を示していた。

このように、テレワークの日のコミュニケーションは送信メールの回数が明らかに増えていたが、それ以外のやりとりは少ない。ただし、その影響は週1回程度のテレワークの場合、翌日の出勤時にカバーするなど大きな影響はないと、参加者は報告している。

最後に、特にテレワーク時に悪影響が懸念される、孤独感や疎外感についても個人内比較を行った。たとえば「自分だけが取り残されているように感じる」など、孤独感や疎外感に関する質問については、出勤時、テレワーク時とも高い頻度で経験している参加者は少なかった（図16）。

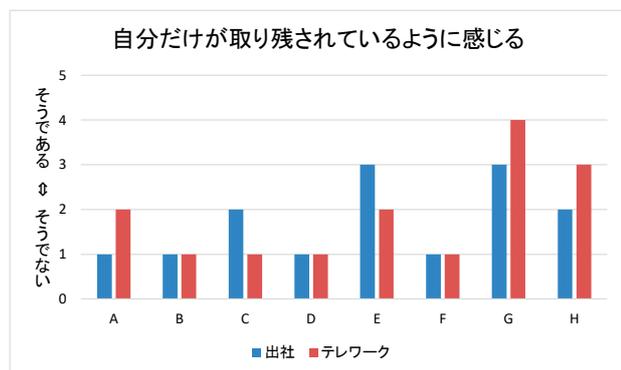


図16 「取り残されているように感じる」の個人内比較

5. 考察

5.1 結果のまとめ

本稿では、従業員のハイブリッドワークの実態を調査し、テレワークとオフィスワークの配分やそれぞれにおける働き方、環境にとってどのような点がキーになりそうか、注目すべき点を絞り込む目的で調査を行った。最初に結果全体を整理しておく。ハイブリッドワークであっても、従業員本人は、従業員にとってのテレワークのメリットをほぼ享受できていると回答していた。ワークライフバランスの充実、有効時間の増加、外的ストレスの軽減がそれぞれ認められた。

その一方で、従業員にとってのデメリットについては、オンとオフの切り替えや自宅の環境整備では問題は認められなかったが、コミュニケーション量の不足はハイブリッドワークでも確認された。テレワークでは、すぐに確認や相談ができないため、その機会を次の出勤まで先送りする傾向が見られた。ハイブリッドワークにおけるテレワークを考える上で、特にキーとなる要素として注目したのは次の二点である。

5.2 オンとオフの切り替え

今回の調査では、オンとオフの切り替えができずに、仕事時間がむやみやたらと長くなるケースは確認できなかった。このことは、A社が勤怠管理をきちんと行っていること、また各参加者が自己管理をしっかりしていること、テレワークの頻度がそもそも少ないことなどによるのではないかと推測される。

また、仕事をすべき時間に、それ以外の用事が侵食してしまうケースについても、今回の聞き取りからは、デメリットとしてあげられることはなかった。3.1で取り上げた「ながら家事」や、一般的によく言われるテレビやスマホを見ながら仕事をしてしまうようなケースについても、あくまでも従業員の判断のもと、休憩時間や本来の業務の進捗に影響を与えない範囲で行われているものと考えられる。

ところで、テレワークを含む多様な働き方に関する、東京都産業労働局（2023）の調査によれば、テレワーク経験者にテレワークの課題について問うたところ、「勤務時間とそれ以外の時間の管理」（30.9%）、「長時間労働になりやすい」（18.8%）が経験者の課題としてあげられていた。このように、オンとオフの切り替えの問題は、既存の調査データではテレワークの抱える課題として取りあげられることが多い。既存の調査と今回の調査でこのような違いがあることについては、出勤頻度の高いテレワークと出勤頻度の低いテレワークの違いによるものなのか（たとえば、週1回程度のテレワークであれば、オンとオフの切り替えがそれほど問題とならないのか）、個人の違いによるものなのか（たとえば、オンとオフの切り替えがうまく出来ている人が、出勤頻度の低いテレワークを続けているのか）などに注目して今後調査を行いたい。

また、従業員にとってオンとオフの切り替えが難しいことは、企業（経営者・管理職）の側にとっても重要な問題であり、大きな関心が寄せられている。企業（経営者・管理職）が、テレワークで働く従業員の労働時間が過度に長くなっていないかと気をつけたり、本来仕事に専念すべき時間に仕事以外のことを行っているのではないかと懸念を持つのは当然のことであり、このことはハイブリッドワークにおいて、企業が従業員をどこまで管理すべきかということに大きく関わってくる。本研究で得られた知見から推測すると、従業員に対する企業側の管理を強めれば、従業員にとってのテレワークのメリット（外的ストレスの軽減）は小さくなってしまふ。そうならないためには、企業側の管理を適度な水準に抑えることが求められる。業務内容等に大きく依存するが、一日一回程度の比較的粗い区

切りで進捗状況を確認したり、プロセスではなくその時の最終成果物のみで評価するということが、ハイブリッドワークにおいては適切な評価方法なのかもしれない。そのあたりの適切な管理方法の見極めについては、今後の調査で企業（経営者・管理職）の側からの受け止めと比較することで明らかにできる可能性がある。

5.3 コミュニケーションの不足

コミュニケーションは、報告・連絡・相談、情報の共有、関係の円滑化など、実に多様な役割を持っており、共同で仕事をする場合には欠かせないものである。ただし、そのコミュニケーションが、ときに従業員にとっては、強いプレッシャーになっていたり、聞こえてくる話し声が雑音として受け取られ仕事の妨げにもなっている。ハイブリッドワークにおけるテレワークが、そういったオフィスワーク時のコミュニケーションを一時的に遮断・回避するものとして好まれている点は興味深い。

今回の調査からは、テレワーク時はオフィスワーク時と比べて、送信メールの回数が多く、オフィスワークであれば対面や電話で済ませるやりとりを、メールでカバーしている実態がうかがえた。また、テレワークの場合、急ぎの用件を除けば、電話や対面でしたいやりとりは翌日の出勤の際に回し、その日は無理にコミュニケーションをとろうとしないような先送りの対応をしていた。同僚や上司に報告したいこと、聞きたいことなどがあった場合、出勤時と比べてテレワーク時はやりとりに手間がかかったり、心理的に障壁があったりすることもあるため、コミュニケーションの難しさに伴うコミュニケーション不足は、オフィスワークとの差として大きいものと推測される。今後検討すべき点としては、コミュニケーションの困難さによる具体的なデメリットがどの程度あるのか、これは従業員本人だけでなく、同僚やチームの成員、上司などに対する調査なども合わせて明らかにしていくことが必要である。また、そういったコミュニケーションの困難さをどうしたら抑制することができるのか、実際の取組みや工夫またその効果などについて検討していきたい。

なお、テレワーク時のコミュニケーションにおける困難さは、技術の進歩によって刻一刻と変化しており、今後も変わってゆくことは間違いないところである。A社のように、電話と電子メールでのやりとりだけがツールであるところもまだ多いかもしれないが、実際にコミュニケーションに使用するツールが変われば、コミュニケーション不足の問題自体が大きく変わる可能性もある。

5.4 課題と展望

この予備的調査は、A社の従業員のうち、現在もハイブリッドワークを継続している人について調査した結果である。ハイブリッドワークに向いている職種かどうか、業務内容かどうかなど、様々な要因によってハイブリッドワークの適切な配分や活用方法が影響を受けると考えられるため、今後は、特定の職種や業務内容、職位などに調査対象を絞った上で、サンプルを増やすことを考えている。

また、この調査は、従業員の立場からのハイブリッドワークの実態を調べたものであるため、主に従業員本人のテレワーク、オフィスワークに関する認識を尋ねた。上司や同僚に対して、自分の働き方がどのような影響を与えているかや、上司や同僚とのコミュニケーション不足によって業務への支障がないのか、どの程度のやりとりがあることを自分や相手（上司や同僚）は求めていると考えているのかなど、実態に対する他者を通じた認識や改善すべきと考えていることなどについての質問が不足していた。そういった質問を整理した上であれば、従業員の認識と企業（経営者・管理職）の認識を比較するような調査に展開していくことができるであろう。さらに、企業（経営者・管理職）の立場と、従業員の立場の違いを明確にするためには、従業員とその管理者のペアデータをとれば、相互の考えていることや認識のズレなどをより綿密に明らかにできるものとする。

最後になるが、従業員と企業（経営者・管理職）との比較を考えた場合、企業側にとっては、従業員側以上に、ハイブリッドワークにおけるテレワークが業務効率や生産性にどのような影響（好影響・悪影響）を及ぼしているかが重要な課題となる。今回の調査でも、オフィスワーク時とテレワーク時の比較として、生産性についての質問を入れていたものの、そもそも実際のハイブリッドワークでは、オフィスワークの日とテレワークの日で仕事内容を選り分けているケースが多かった。そのため、取り組んでいる仕事の内容が異なっており、それぞれの日の生産性を単純に比較することは難しかった面がある。今後は、効率や生産性の指標として、どのような指標を測定するのか、またオフィスワークの際とテレワークの際のそれをどのように比較するかについても検討の必要がある。

引用文献

後藤 学・濱野和佳 (2023). テレワークの個人内効果に関する予備的調査, 日本テレワーク学会第 25 回研

究発表大会予稿集, pp.25-30.

- ITトレンド (2024). テレワークのメリットとデメリットを解説！課題解決策も紹介. ITトレンド. Retrieved August 23, 2024 from https://it-trend.jp/attendance_management_system/article/telework_merit
- 金井篤子・若林 満 (1998). 女性パートタイマーのワーク・ファミリー・コンフリクト, 産業・組織心理学研究, 第11巻, 第2号, pp.107-122.
- 舛田ゆづり・田高悦子・臺 有桂 (2012). 高齢者における日本語版 UCLA 孤独感尺度 (第3版) の開発とその信頼性・妥当性の検討, 日本地域看護学会誌, 第15巻, 第1号, pp.25-32.
- MOMSLAB (2023). 在宅勤務の企業・従業員それぞれのメリット・デメリットと導入時の注意点を解説!. MOMSLAB. Retrieved August 23, 2024 from <https://moms-lab.jp/blogs/article0079/>
- 日本生産性本部 (2024). 第14回働く人の意識調査, 日本生産性本部, Retrieved August 23, 2024 from https://www.jpc-net.jp/research/assets/pdf/14th_workers_report.pdf
- NTT 東日本 (2024). テレワークのメリット【まとめて紹介】テレワークにおけるメリット・デメリットとは?. NTT 東日本. Retrieved August 23, 2024 from https://business.ntt-east.co.jp/content/telework_start/introduction/merit/
- 大久保敏弘・NIRA 総合研究開発機構 (2023). 第10回テレワークに関する就業者実態調査 (速報), NIRA 総合研究開発機構, Retrieved August 23, 2024 from <https://www.nira.or.jp/paper/report322401.pdf>
- 岡田昌毅 (2020). 「テレワークによる社内コミュニケーションの変化」に関する調査結果 (速報). 筑波大学. Retrieved August 23, 2024 from https://www.human.tsukuba.ac.jp/counseling/center/teleworksurvey_report/
- 下光輝一 (2005). 職場環境等の改善によるメンタルヘルス対策に関する研究, 平成14年～16年度 厚生労働科学研究費補助金労働安全衛生総合研究.
- 東京都産業労働局 (2023). 多様な働き方に関する実態調査 (テレワーク) 東京都産業労働局. Retrieved August 23, 2024 from https://www.hataraku.metro.tokyo.lg.jp/hatarakikata/telework/r5_houkokusho.pdf

福島第一発電所事故後の原子力発電に対する海外世論の 動向 (7)

Trends in Public Opinion concerning Nuclear Power Generation in the United States and Europe after the Fukushima Daiichi Power Plant Accident (7)

大磯眞一 (Shinichi Oiso) *1

要約 福島第一発電所事故後 13 年における米欧の一部の国の原子力発電に関する既存の世論調査結果について調査し、海外での原子力発電に対する世論動向を分析した。米国はエネルギー自給率 100%を達成しているため、欧州ほどには、ロシアによるウクライナ侵攻およびエネルギー価格高騰の影響を受けないが、それでも 2022 年、2023 年と、それ以前に比べて原子力支持率が上昇している。欧州における世論調査結果についても、英国やスウェーデン、フィンランド、チェコにおいて支持が不支持をかなり上回っており、2022 年には 2021 年に比べていずれの国も支持率が上昇した。フィンランドは 2023 年にさらに支持率が上昇したが、チェコは 2022 年に大きく上昇した反動で、2023 年には 2022 年に比べ支持率が低下した。

キーワード 米欧、原子力発電、世論、動向、ロシアによるウクライナ侵攻

Abstract The author surveyed the results of American and European opinion research about nuclear power generation around thirteen years after the Fukushima Daiichi Power Plant accident and analyzed current public opinion trends toward nuclear power generation in some countries in the United States and Europe. Since the United States is 100% energy independent, it is not as affected by Russia's invasion of Ukraine and the surge in energy prices as Europe, however, its support for nuclear energy has increased since 2022 and 2023. Opinion polls in Europe also showed support in the United Kingdom, Sweden, Finland and the Czech Republic far outpacing disapproval, with support in all countries rising in 2022 compared to 2021. Finland's support rating increased further in 2023, while the Czech Republic's support rating decreased in 2023 compared to 2022, reflecting a large increase in 2022.

Keywords the United States and Europe, nuclear power generation, public opinion, trend, Russia's invasion of Ukraine

1. はじめに

2011 年 3 月 11 日に起きた福島第一発電所の事故後の、米欧における原子力世論の動向について調査し、本誌に投稿を続けている。最近では INSS Journal vol. 30, 2023 に、「福島第一発電所事故後の原子力発電に対する海外世論の動向 (6)」として掲載した。本稿は、その後に公表されたデータに基づき、7 番目の資料として作成したものである。

2. 目的

本調査の目的は、第一に、米欧における原子力に関する既存の世論調査結果の分析を通して、福島第一発電所事故後、とくにロシアによるウクライナ侵攻後のエネルギー情勢の変動による海外の原子力に対する意識の変化、および昨今ますます影響が際立ってきている気候変動への対応による意識の変化を明らかにすることである。第二に、世論調査の結果を時系列的に分析し、至近の変化の背景を知ることである。

3. 方法および結果

3. 1. 米国における原子力発電に対する世論 (Gallup 調査)

図 1 に Gallup 調査 (回答者数: 各回約 1,000 名) (Gallup 2024) による「米国における原子力利用への賛否の推移」を示している。

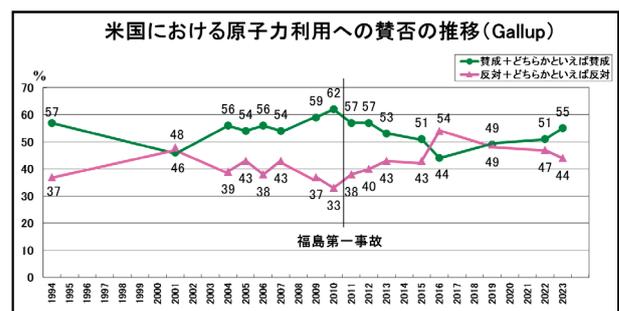


図 1 Gallup 調査

* 1 (株) 原子力安全システム研究所 社会システム研究所

その結果、2019 年に 49%だった原子力利用への賛

成率（「賛成」＋「どちらかといえば賛成」）は、2022年の調査では51％、2023年の調査では55％となっている。一方、反対率（「反対」＋「どちらかといえば反対」）は、2019年には49％であったが、2022年に47％、2023年には44％となっている。このように、2022年以降、米国における原子力支持率は、過半数を超えて上昇してきている。

3. 2. 米国における原子力発電に対する世論（Bisconti Research 調査）

同じ米国ではあるが、Bisconti Researchの調査（回答者数：各回約1,000名）（Bisconti 2024）（図2）によると、原子力利用への賛成率は、2021年以降70％台と高くなっており、2024年には77％となっている。2021年から無回答の比率は除いている。

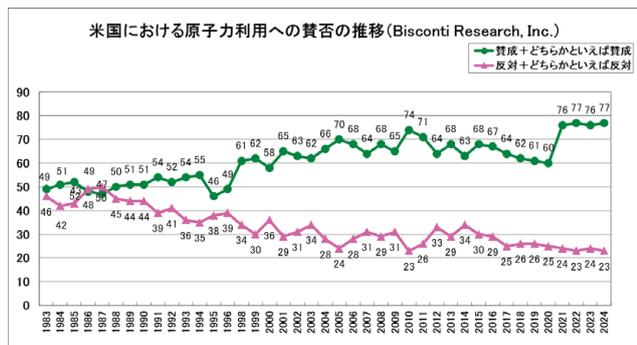


図2 Bisconti Research 調査

なお、Gallup 調査より Bisconti Research 調査の方が賛成率が高くなっていることについては、「福島第一発電所事故後の原子力発電に対する海外世論の動向 (5)」(大磯 2022) で述べたように、Bisconti は原子力発電に関する設問の中で賛否を聞いている一方、Gallup は環境問題に関する設問の中で賛否を聞いており、質問のコンテキストが異なることが主な理由であると考えられる。

3. 3. 英国における原子力発電に対する世論

Statistaの調査（回答者数：2023年12月3,743名）（Statista 2023）（図3）によると、2021年に39％だった英国における原子力発電への賛成率は、2022年に42％、2023年には41％となっている（いずれも有意差なし）。「強く賛成」は2021年の12％から2022年には18％に増加し、2023年には14％に減少している（いずれも有意差あり）。

反対率は、2012年は27％、2021年には17％、2023年には12％と減少してきている（いずれも有意差あり）。なお、2023年には、無回答が18％と多くなって

いる（無回答が増えた理由については不明である）。また、どちらともいえない（中立）が29％となっている。

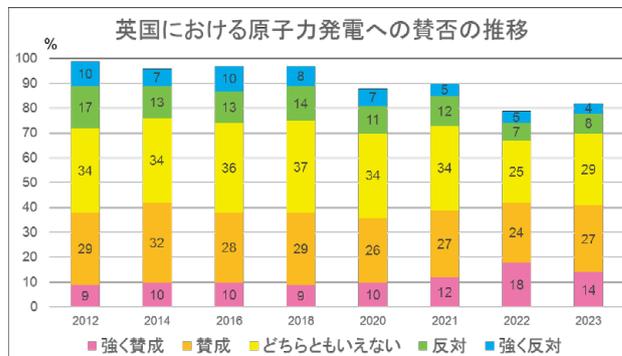


図3 Statista 調査

「福島第一発電所事故後の原子力発電に対する海外世論の動向 (6)」(大磯 2023) で掲載した BEIS (Department for Business, Energy & Industrial Strategy) 調査の、2022年以降の原子力発電に関するデータは、調査を実施したかどうかを含めて公表されていない。

34. スウェーデンの原子力世論推移

スウェーデンの原子力調査機関AnalysgruppenはNovus社に依頼して、インターネット調査（回答者数：各回約1,000名）（Novus 2024）を実施している。それによると、図4に示す通り、2024年5月、調査回答者の59％は「原子力発電を継続し、必要があれば新設する」と回答した。また、25％が「原子力利用を継続するが、新設は行わない」と回答し、合わせて84％が原子力発電に賛成した。このように2024年5月における原子力発電に対する賛成率は、ロシアによるウクライナ侵攻（2022.2）前の2021年の76％に比べて、大幅に増加している（有意差あり）。

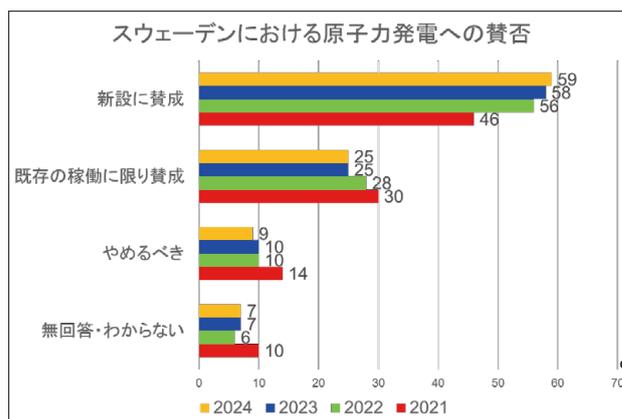


図4 Novus調査

3. 5. フィンランドの世論調査結果

FEI&TNS調査（回答者数：2023年1,002名）（FEI&TNS 2023）（図5）によると、2021年に49%だったフィンランドの原子力発電への賛成率は、2022年60%、2023年に68%と大幅に増加した（いずれも有意差あり）。反対率は、2021年16%から2022年11%、2023年6%へと下がった（いずれも有意差あり）。

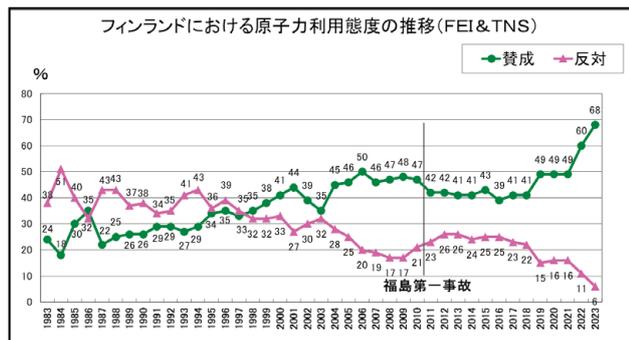


図5 FEI&TNS 調査

3. 6. チェコの世論調査結果

チェコについては、Public Opinion Research Centre, Institute of Sociology, Czech Academy of Science（チェコ科学アカデミー 社会学研究所 世論調査センター）の2012年以降の調査結果が公表されている。2023年の調査結果（回答者数：985名）（Czech Academy of Science 2023）では、「原子力発電を増やすべき」が41%、「現状維持」が39%、「減らすべき」が13%となっている（図6）。「原子力発電を増やすべき」は、2021年の32%から2022年は56%へと大幅増加したが、2023年は41%に減少した（いずれも有意差あり）。増減の考察については「4.5. チェコの世論」で述べる。

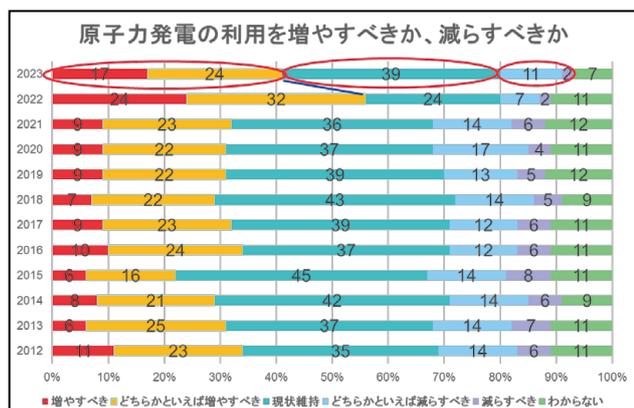


図6 Czech Academy of Science 調査

4. 考察

4. 1. 米国の世論

米国はエネルギー自給率100%を達成しているため、欧州ほどには、ロシアによるウクライナ侵攻およびエネルギー価格高騰の影響を受けないが、Gallup調査では2022年から2023年にかけて、賛成率が4ポイント上昇している（図1）。Gallupによると、とくに民主党支持者で原子力発電を支持する人が増加傾向にあり、バイデン政権が気候変動に対処するためのクリーンエネルギー戦略の一環として原子力を推進していることと関連している可能性があるという。

また、Bisconti Research調査による2024年の賛成率は、77%（反対23%）となっている（図2）。2021年にはすでに76%となっており、2022年のロシアによるウクライナ侵攻より前の2021年に賛成率が上がっていることについてBiscontiは、人々のエネルギーへの関心の高まりや気候変動への対応が理由であると述べている。

4. 2. 英国の世論

Statista 調査では 2021 年の賛成率 39%が、2023 年 12 月には 41%となっている（図3）。2022 年 2 月のロシアによるウクライナ侵攻開始と、それによるエネルギー供給減少による影響はあったが、増加率は比較的小さい。英国にとって最大のガス供給源は英国大陸棚（ノルウェーを含む）であり、ロシアからのガス供給にあまり依存していないこと（JETRO 2022）などが、増加率が小さい理由と考えられる。

「強く賛成」については 2021 年の 12%から 2022 年には 18%へ増加したが、2023 年には 14%となっている。筆者は、2023 年にエネルギー価格高騰が多少おさまったことが、2022 年に比べ「強く賛成」が減少したことに影響していると考え（2021 年 WTI 原油価格平均 68 \$/バレル→2022 年 同 94 \$/バレル→2023 年 同 78 \$/バレル）。

英国では原子力発電に中立の立場をとる人も多いが、明確に反対の態度を示している人は 2023 年 12 月で 12%となっており、気候変動対策で原子力を推進する政府の立場に反対しない人が、大部分を占めている。

4. 3. スウェーデンの世論

Novus調査では、新設に賛成する人が2024年5月に59%と過半数を占めている(図4)。既存の発電所の稼働に限り賛成する人を含めると、賛成率は84%を占める。

2022年3月以降、賛成率が増えていることについては、気候変動対策として評価されている面が大きいと考えられる。Novusによると、2022年3月には67%の人が「原子力は気候目標を達成するためのツールになり得る」と回答し、2021年5月の57%から10ポイント増加した(有意差あり)。さらに、ロシアに近いという地政学的な影響も可能性として考えられる。スウェーデンではウクライナ侵攻以降ロシアの脅威が増し、2024年3月にNATO加盟を果たしたところである。

また、スウェーデン政府は、原子力発電所の新設に向けたロードマップを公表。遅くとも2035年までに大型炉2基分に相当する原子力発電設備を完成させるなど、原子力発電の拡大を目指すとしている(原子力産業新聞 2023)。このような政策面での転換の動きも、賛成率が増えている背景にあると考えられる。

4. 4. フィンランドの世論

FEI&TNS調査によると、3.5.でも述べたが、2021年に49%だった原子力発電への賛成率が、2022年に60%、2023年には68%と大幅に増加し、1983年の調査開始以降、最も高い賛成率となった(図5)。欧州原子力学会は、フィンランドの原子力世論について、気候変動対策がベースにあるところに、エネルギー価格高騰や、ロシアへのエネルギー依存を減らしエネルギー自給率をさらに上げる必要に迫られたことが、賛成が増した要因だとしている(European Nuclear Society 2024)。

フィンランドの場合、水力発電が盛んであり、風力など再生可能エネルギーも増えてきている。フィンランドエネルギー産業連合(Finnish Energy Industry Association)は、気候変動対策として、化石燃料には頼らない政策が国民に支持されていることも、原子力発電への賛成増の理由としている。

4. 5. チェコの世論

3.6.で述べたとおり、Czech Academy of Science 調査によると、原子力発電の利用を増やすべきとする人の比率は、2021年32%、2022年56%、2023年41%となっている(図6)。2022年2月のロシアによるウクライナ侵攻開始およびそれによるエネルギー需給

逼迫の影響により、2022年には大幅に賛成が増えたが、エネルギー価格が2022年より下がったことなどにより、2023年は減少に転じた。同調査は、チェコではエネルギー価格の低廉性、供給安定性、安全性が最も重視されるとしており(Czech Academy of Science 2023)、これら3つの要素のせめぎあいの中で賛成率が変動したと考えられる。

2023年に賛成率が減少した理由として、チェコでは、ドコバニ発電所で増設が計画され、2022年3月に入札を開始、脱炭素化の切り札として世論が盛り上がった(原子力産業新聞 2024)。しかし2023年には、その増設計画が既成事実として認識されて熱が冷めたということも可能性として考えられる。

5. おわりに

本調査では、海外の世論調査に的を絞って情報収集を行った。それにより、限られた国についてはあるが、ロシアによるウクライナ侵攻後の海外における原子力に対する意識の変化を明らかにしようとした。

2022年度から2023年度に調査が行われた国については、ロシアによるウクライナ侵攻や気候変動対策の必要性の高まりなどにより、軒並み賛成率が上昇したが、チェコにおいては、2023年には賛成率が減少に転じた。エネルギー価格上昇が幾分落ち着いてきていることも背景にあると考えられる。

ウクライナ、イスラエル・ガザなど、原子力を取り巻く世界情勢は刻一刻と変化しており、それに合わせて海外世論も大きく動いていく。今後ともその動向から目を離さないようにしていきたい。

引用文献

(1) Bisconti (2024). U.S. Public Support for Nuclear Energy Continues at Record High, National Nuclear Energy Public Opinion Survey Finds

<https://www.bisconti.com/>

(2024年6月20日アクセス)

(2) Czech Academy of Science (2023). Czech Public Opinion on Nuclear Energy – August/September 2023
<https://cvvm.soc.cas.cz/en/press-releases/other/ecology/5764-czech-public-opinion-on-nuclear-e>

[nergy-august-september-2023](#)

(2024年6月19日アクセス)

(3) Czech Academy of Science (2023). Opinions on Various Characteristics of Energy Production Sources - August/September 2023

<https://cvvm.soc.cas.cz/en/press-releases/other/ecology/5805-opinions-on-various-characteristics-of-energy-production-sources-august-september-2023>

(2024年6月21日アクセス)

(4) European Nuclear Society (2024). Support For Nuclear Energy Highest Than Ever in Finland

<https://www.euronuclear.org/news/support-for-nuclear-energy-highest-than-ever-finland/>

(2024年6月19日アクセス)

(5) FEI&TNS (2023). Popularity of nuclear power reaches a new record in Finland

<https://energia.fi/en/press-releases/popularity-of-nuclear-power-reaches-a-new-record-in-finland/>

(2024年6月20日アクセス)

(6) Gallup (2024). Nuclear Energy: Do you strongly favor, somewhat favor, somewhat oppose or strongly oppose the use of nuclear energy as one of the ways to provide electricity for the U.S.?

<https://news.gallup.com/poll/2167/energy.aspx>

(2024年6月19日アクセス)

(7) 原子力産業新聞 (2023). スウェーデン 原子力の大幅拡大でロードマップ策定 2023. 11. 20

<https://www.jaif.or.jp/journal/oversea/20534.html#:~:text=%E3%82%B9%E3%82%A6%E3%82%A7%E3%83%BC%E3%83%87%E3%83%B3%E3%81%A7%E3%81%AF2022%E5%B9%B49,%E7%A6%81%E6%AD%A2%EF%BC%89%E3%82%92%E6%92%A4%E5%BB%83%E3%81%99%E3%82%8B%E3%81%A8%E6%B1%BA%E5%AE%9A%E3%80%82>

(8) 原子力産業新聞 (2024). チェコの増設計画 最大4基の入札変更で、仏・韓が再び応札へ 2024. 2. 9

<https://www.jaif.or.jp/journal/oversea/21577.html>

(9) JETRO (2022). 地域・分析レポート 2022. 10. 5 長引く価格高騰の現状 (英国) エネルギー危機、政府の手腕はいかに (1)

<https://www.jetro.go.jp/biz/areareports/special/2022/0802/10ef622a79674333.html>

(10) 海外電力調査会 (2023). 海外電力関連 トピックス情報 2023. 5. 17 [米国] ギャラップ世論調査、米国の原子力支持率が過去10年間で最高を記録

https://www.fepc.or.jp/library/kaigai/kaigai_tpics/1261175_4115.html

(11) Novus (2024). More than half want to build new reactors if needed

<https://www.analys.se/engelska/opinion-polls/>

(2024年6月20日アクセス)

(12) 大磯眞一 (2022). INSS Journal vol.29 「福島第一発電所事故後の原子力発電に対する海外世論の動向 (5)」

(13) 大磯眞一 (2023). INSS Journal vol.30 「福島第一発電所事故後の原子力発電に対する海外世論の動向 (6)」

(14) Statista (2024). From what you know, or have heard about using nuclear energy for generating electricity in the UK, do you support or oppose its use?

<https://www.statista.com/statistics/426157/unit-ed-kingdom-uk-attitudes-towards-nuclear-energy/>

(2024年6月19日アクセス)

(15) YouGov (2022). Britons are becoming more positive towards nuclear energy

<https://yougov.co.uk/topics/politics/articles-reports/2022/10/04/britons-are-becoming-more-positive-towards-nuclear>

(2024年6月19日アクセス)

(16) World Nuclear Association (2023). Nuclear Power in Sweden (Updated December 2023)

<https://world-nuclear.org/information-library/country-profiles/countries-o-s/sweden.aspx>

(2024年6月20日アクセス)

福井南高等学校浅井ゼミ生を対象とした対話型勉強会 「放課後エネルギートーク」の取組み

The Interactive study session “After School Energy Talk” for Fukui Minami High School
Asai Seminar students

西野 加奈江 (Kanae Nishino) *¹ 中川 幸二 (Koji Nakagawa) *² 高木 利恵子 (Rieko Takaki) *³

要約 社会システム研究所 社会意識研究グループでは、次世代層へのエネルギー環境教育の実践、普及促進に取り組んでいる。2023年度の取組みとして、福井県内の高校および大学と連携し、若い世代が原子力に関する課題をどのように捉えているのかの調査を開始した。高校との連携では、学校法人福井学園福井南高等学校の浅井ゼミとの関係づくりに取組み、浅井ゼミの生徒を対象とした対話型勉強会「放課後エネルギートーク」を4回開催した。

キーワード エネルギー環境教育、対話、勉強会、高校生

Abstract The Social Systems Research Institute's Social Awareness Research Group is working to implement and promote energy and environmental education for the next generation. As part of its 2023 initiative, this group has begun an initiative to investigate how young generations view issues related to nuclear power in collaboration with high schools and universities in Fukui Prefecture. In collaboration with the high schools, we worked to build relationships with Asai Seminar of Fukui Gakuen Fukui Minami High School, and held interactive study sessions in dialogue called “After School Energy Talks” for the students of Asai Seminar four times.

Keywords energy and environmental education, dialogue, study session, high school students

1. はじめに

社会システム研究所 社会意識研究グループでは、次世代層へのエネルギー環境教育の実践、普及促進を目的として、関西地域および福井県の教職員等をメンバーとする自主研究会「エネルギー環境教育関西ワークショップ研究会（以下、関西WS）」と協力し、本活動を母体として取組みを進めているところである。

教員による児童や生徒、学生への授業実践については、関西WSの会合や、日本エネルギー環境教育学会での発表等で我々も知るところであるが、我々が学習者と直接関わりを持ち、どのような考えを持っているかを聞くような機会はなかった。

そこで2023年度は、若い世代が原子力に関する課題をどのように捉えているのかを調査し、今後のエネルギー環境教育の取組みに資すること、また、社会システム研究所で行っている意識調査やコミュニケーション調査の領域

にも連携させることを目的として、福井県の高校、大学を対象とした取組みを開始することとした。

調査候補の学校として、高校は、2022年度の学校訪問活動で関係を構築してきた学校法人福井学園福井南高等学校（以下、福井南高校）を、大学は、高レベル放射性廃棄物の課題について学生を対象に対話活動を行っている教員が所属する福井工業大学を取り上げた。

本報告では、福井南高校での取組みについて記す。

2. 福井南高校浅井ゼミとの連携の検討

福井南高校は、探究活動に力を入れている私立学校で、1年生の「産業社会と人間」と2,3年生の「総合的な探究の時間」をゼミ形式で実施している。ゼミには担当教員1名につき、生徒個々の関心に沿ったテーマで取り組んでいる。2023年度実績として14のゼミがあり、探究のテーマは76に及ぶ。

*1 (株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所

*2 元(株)原子力安全システム研究所 社会システム研究所 現関電不動産開発(株)

*3 エネルギー広報企画舎

浅井佑記範教諭が担当する浅井ゼミでは、エネルギーと社会学、民俗学を領域としており、原子力を入りに社会課題を扱う生徒主体のゼミとなっている。具体的には、福井県内外の高校生を対象にした原子力に関する意識調査の実施や、高レベル放射性廃棄物の地層処分についての課題をテーマとした同校の教科横断型授業の運営、原子力発電所の廃炉過程で発生するリサイクル可能な金属廃棄物（クリアランス金属）の地域社会での活用の検討などである。

浅井ゼミとどのように連携するかを探るため、2023年4月と6月にゼミを参観した。その際、生徒は原子力に関する課題に取り組んでおり、それらの課題はよく理解しているが、なぜ日本が原子力発電を選択しているのか、という話題にはならなかったことから、その根底にある日本のエネルギー問題を関連付けることができれば、さらに理解を深められるのではないかという印象を受けた。そこで、生徒に「他校とのネットワークを拡げている現状も踏まえると、エネルギーに関する知識を積み上げることで、活動に説得力と深みが出るのではないかと考えている」と説明し、エネルギー問題を話題とした勉強会の開催を提案したところ、生徒からは前向きな姿勢が見られたので、内容の具体化を進めた。

エネルギーに関する話題は分野が多岐に渡るため、一度に説明することは難しい。そこで何回かに分けて勉強会を開催することにした。また、勉強会を退屈だと思わずに参加できるようにするためには、エネルギーの勉強は楽しい、と思ってもらうことが大切であると考え、我々が一方的に説明を行うのではなく、参加者と対話をしながら進めていく、対話型の勉強会「放課後エネルギートーク（以下、エネトーク）」とすることとした。エネトークのテーマについても、生徒が関心のある話題を各回の終了時に確認し、次回のテーマとすることにした。参加対象は、浅井ゼミに所属する生徒を中心に、関心があれば誰でも自由に参加できる設計とした。

3. 第1回「でんきのつくり方」

第1回は9月20日の放課後に、「でんきのつくり方」というテーマで開催した（図1）。初回ということから、テーマは事務局で決定した。参加者は、浅井ゼミから6名、教員が2名であった。

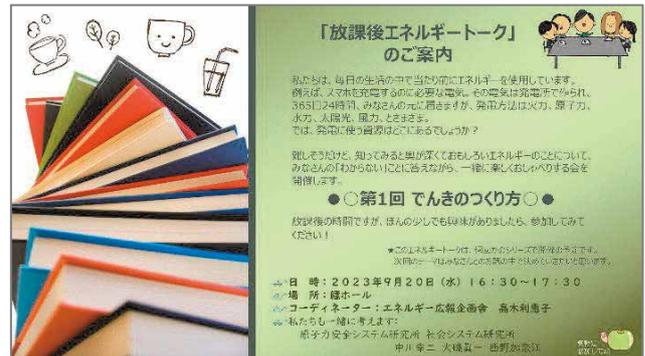


図1 第1回のご案内

まず、日々の生活で当たり前に使っている電気を身近に感じることをねらいとして、「電気はどのようにつくのか」という基本から始め、電気をつくるにはコイルと磁石と力が必要であること、電気はさまざまな形（光、音、熱など）で働いていることを、手回し発電機と実験器材を用いて体験した（図2）。



図2 電気の働き方について実験する様子

次に、社会インフラとして電気に求められるのは「連続して」「大量に」発電し届けることであると伝え、説明した内容が具体的にイメージできるようにするため、関西電力がYouTubeで公開している動画「ナンデンカンデン劇場」の「発電もワンチーム!？」*4を視聴した。この動画はエネルギーミックスをテーマとしていて、各発電の特徴や発電の歴史を知ることができる。生徒からは「動画で見ると分かりやすかった」「グラフは苦手だけど、分かりやすいし方だった」「今まで聞いた説明の中でいちばん分かりやすかった」「ゼミ活動を始めた当初は、よくわからないままやっていた」などの感想が得られた。用意したすべての話題について説明を終えることは重視せず、生徒の様子を見ながら進めたことが効果的であったと考えている。

*4 関西電力 YouTube チャンネル ナンデンカンデン劇場 第2話「発電もワンチーム!？」 <https://youtu.be/STmR3L1dzc4?si=VWjdR59r2QUA2EB3>

4. 第2回「でんきになる前のエネルギー資源」

第2回は12月13日の放課後に「でんきになる前のエネルギー資源」をテーマに開催し(図3)、浅井ゼミから8名、浅井ゼミとつながりのある東京および島根から大学生2名と、京都から中学校課程の生徒1名がオンラインで参加した。

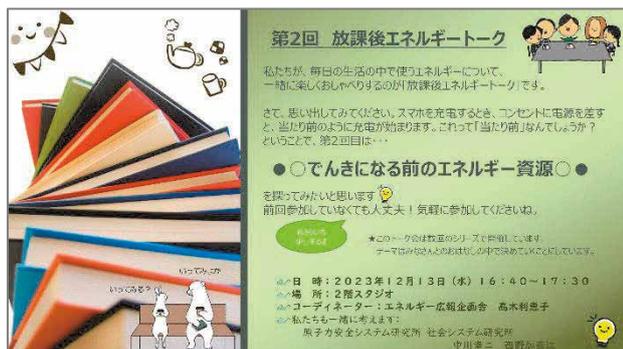


図3 第2回の案内

第1回の振り返りを行ったあと、「日本の電源構成」、「化石燃料の海外依存度」、「エネルギー自給率」といった話題提供を行った。エネルギー自給率については、日本のエネルギー自給率が11%(2020年度)であったことを示し、説明の補完として関西WSで制作した動画教材「11%のくらしってどう?」^{*5}を視聴した。この動画は海外からエネルギー資源の輸入が途絶えたときに、11%しかエネルギーを使えなくなる場合を、日常生活のいろいろな場面で想定したものである。

参加者からは「エネルギー自給率が11%であることは知っていたが、動画を見てその危うさをより感じた」「エネルギー自給率を身近に感じられた」など、動画の視聴で理解が深まっていることを実感した。

また、「エネルギー自給率の中で原子力発電が準国産エネルギーとして含まれることは知っていたが、その理由を考えたことがなかった」との発言もあった。これに対しては、その理由について考えてもらったうえで、説明者から解説を行った。自分たちで考え、議論したことは印象に残るのではないかと考えたからである。

原子力に関する課題に取り組んでいる生徒でも、エネルギー問題に関しては、これまでの活動の中で見聞きしてなんとなく知っている程度とのことであり、今後も丁寧に進めていくことを我々の共通認識とした。

5. 第3回「安全と安心」

第3回は2024年1月19日の放課後に「安全と安心」をテーマに開催し、浅井ゼミから7名と、オンラインで島根大学の学生1名が参加した(図4)。



図4 第3回の様子

この回のテーマは、第2回の際、オンラインで参加していた島根大学の学生から「自分は理系専攻で、“安全”については学ぶので理解しているが、最近、“安心”という面も加えていく必要があるのではないかと考えている」と提案があり、原子力(発電)に関する安全と安心について取り上げることになったものである。

最初に、テーマ発案の大学生から「安全と安心にはどのような関係があるのか」、「私たちが持っている知識は本当に正しいのか、それはどうしたら確かめられるのか」といった話題提供があり、その後、対話を行った。

生徒からは、「原子力発電所ではこういう対策がされているので安全です、という説明があり、それが安心につながるのがあるべき姿だと思うが、今の状況は、みんなが言っているから危険。遠い存在だし、なんか怖いし、だから安全ではない、となっているように思う」との発言があった。また、「私たちがやっている意識調査で原子力に対するイメージを問う質問があるが、危険という回答の中には、不安=危険という感じで回答している人もいるのかなと思った。みんなが技術的な面を見て危険と言っているのではなく、気持ち的に危険という回答があるのではないかと思います。新しい発見だった」との意見もあった。日ごろから原子力に関する課題に取り組んでいるからこそ出てきた問題意識ではないかと考える。

「浅井ゼミの活動をするまでは、原子力について考えることを放棄していて、なんとなく不安だと思っていた。科

*5 関西WS会員が制作した、エネルギー・環境問題の視点を取り入れたデジタル教材 <https://kansai-ws22.1web.jp/89452.html#contents>

学的なことを知ったとしても、知らなくても、安全だと信じ切ることはダメだし、危険なものだと決めつけるのもダメだと思った」と自分を振り返る発言もあり、生徒は批判的思考を持って取り組んでいることが明らかとなった。

これまでに受けてきた原子力の説明への意見としては、「原子力に関わる課題についての説明は難しい言葉が多いと感じている」「初めて聞くようなことで、説明資料に文字が多すぎると見る気をなくしたり、知ろうと思う気持ちが起きなかったりする」「説明文やグラフ、データで示してくれるが、数値だけしかわからないのでイラストや動画にすると伝わりやすいのではないか」「例えや比喻表現はわかりやすい」といったものがあった。

さらに説明者の対応に関しても、「説明する人は、少し砕けた話し方をしてもらえると、敬語などのきちんとした話し方よりも距離や壁を感じにくく、とっつきやすい」との発言があった。原子力を含むエネルギー問題に関しては専門用語や難しい言葉が多くある。それらをわかりやすい表現で伝えることで、安全への理解につながると考えられる。また、説明者の態度や対応によって安心へと近づくことになるのではないかと、生徒らの発言から改めて考えさせられた。

また、「そもそも原子力自体に身近さを感じない。説明時の導入が科学的な内容になりがちで、身近さという観点からどんどん離れていってしまうのではないか」という率直な意見もあった。参加していた原子力に関わる関係者からは「説明時は正確に説明することが重要だと思っているが、シナリオが根底から覆るような意見だ」との声があった。導入でどのような話題から入るかによって、その後続く説明の感じ方や理解度が変わるのではないかと、ということに気づかされた。

さらに、「説明のときに『原子力に関する課題はあなたたちの世代で解決すべき課題です』というような、『あなたたちの課題』的なことを言われると、それは無責任ではないかと思う。大人も考えるべきなのに、どうして私たちだけ？と思う。一緒に考えたいし、一緒に話し合っていくべき課題だと思う」という意見は、目から鱗が落ちるようであった。説明側からすると、応援の意味を込めて発言しているとしても、受け手によっては「無責任だ」ととられる場合がある。考えていくことを促したいのであれば、「私たち大人も考えるので、一緒に考えていきましょう」という表現の方が安心につながるのではないかと考える。

6. 第4回「持続可能な社会に向けた次世代のエネルギー教育」

第4回は2024年3月12日の午前に開催し、浅井ゼミから4名と教員1名、オンラインで島根大学の学生1名が参加した(図5)。



図5 第4回の様子

第4回は、これまでの3回のエネトークを経て、生徒から「もっと自由に、いろいろな話がしたい」との希望があり開催に至ったもので、テーマ選定から当日の進行まで生徒自身が行った。

テーマは「持続可能な社会に向けた次世代のエネルギー教育」で、進行役の生徒から「第3回で『次の世代だからがんばって、というような言葉が重い』との発言があった。その一方で『次の世代であるからがんばらないといけない』という思いもある。持続可能な社会、SDGsということが盛んに言われていることもあり、このテーマとした」との説明があった。これに対して上の世代の参加者から「これまで自分たちが学校で学習してきたこと、このゼミで勉強してきたこととギャップを感じているのではないかと、そのようなギャップはどこにあるのか、何であるのかを探っていくとゴールに近づくかもしれない」とアドバイスをし、学校での学習とゼミでの活動のギャップについて話し合うことにした。

「授業は一方的に話を聞くが、ゼミでは自分の意見を言いながら、相手の意見を聞く。そういうことが今までの授業では全くなかった」といったことが挙げられた。

「中学生の時、放射線についての出前授業を受けたことがある。知識が全くない状態で、急に、放射線量が、シーベルトが、放射能が、と説明をされても、言葉としては理解できるが、続く中身が全くわからなかった。説明をしている方も説明に一生懸命で、限られた時間で必要な内容をしっかり説明しないとイケないようで、内容が盛りだくさんになり、全くわからないという状態に陥ったことがある」

という発言には、他の生徒からも「すごくよくわかる」との同意があった。この発言から、説明を行う際、多くの情報を詰め込み、一方的な説明ばかりになってしまうと聞く側は混乱し、何も残らない可能性があることが分かる。反応を見て、時には問いかけながら進めていくことが大事である。

対話を進めるうちに、「私たちも発表の中で同じことをしていた。浅井ゼミといえば原子力、だから原子力の話をします、と当たり前のように切り出していた。それは小学校、中学校の時の授業で、なにも入ってこなかった経験と同じ。その結果、聞いてもらった人に『原子力は危ないけど、向き合っていないといけないと思いました』と表面的な感想しか生まなかったんだなと思った」と、これまでの学習と自分たちの活動を比較する場面もあった。

生徒が考える効果的な授業について聞いたところ、「生徒同士で対話（グループワーク）をする。授業をしたあとにみんなで話し合う。そうすると何が理解できていなかったのかがわかる」「生徒が教師役となり生徒に向けた授業を行う。すると、いろんな視点が出てくる。そのあと先生などからの解説が加わると理解が深まる」「実験や体験を取り入れると印象に残る」「出前授業ではなく、科学館などを活用する」などが挙げられた。「大人も知らないことを自分たちが知っていて、社会的な課題を考えていることに優越感のようなものを感じる」という意見もあったので、近い人に教えたくなる豆知識のような情報を入れることも、興味を引くきっかけとなる可能性がある。

学校の授業は時間や学習内容が決まっていて、エネルギー問題に関することばかり取り上げることはできない。エネルギー教育に取り組む先生たちは悩みながら授業をしていることなどを伝えると、「生徒の態度にもあるべき姿があるのではないかと思う。授業を受ける空気づくりがすごく大事で、私たちが一方的にこれをやってほしい、あれをやってほしいという要望だけではだめ。もっと意識改革をしないといけないと思った」との発言があった。

この回に取り上げたのは大きなテーマであり、生徒から発言を引き出すことが難しかったため、今後はテーマやキーワードを具体的に設定する等、改善を図っていきたい。

7. まとめ

4回のエネトークを通して、浅井ゼミの生徒たちは原子力に対して課題意識を持っていて、賛成、反対ということではなく、今後どうしていくのか、活動を通して答えを探求していると感じた。今後も浅井ゼミとの連携を通して、

浅井ゼミとつながりのある他の高校生、若い世代はどう捉えているかを探っていければと考えている。

また、エネトークを通して、原子力を含むエネルギーに関する課題について説明する際のヒントも得た。次の5点である。(1)「いちばん伝えたいこと」に重点を置く。(2)導入で日常生活との関わりをイメージできるようにすると、その後の説明でも関心を持ってもらえる。(3)例えなどを用いてわかりやすくする。(4)短い動画で説明を補完すると理解を深められる可能性がある。(5)相手の反応を見ながら、時には問いかけを行うと効果的である。これらはエネルギー環境教育の取組みだけでなく、一般層にエネルギー問題を伝える際にも活かせるものだと考える。

エネトークにより、我々が一方的に話をするのではなく、我々と生徒の双方向において対話をする、すなわちコミュニケーションを可能とする状況を設定することができた。これが「共考」につながったと考えられる。さらに、共に考えるだけでなく、我々が生徒から気づきを得るところもあり、より良い対話につながったと思われる。これは、生徒にある程度の知識があることと、聞こうとする積極的な姿勢があったことが大きな要因であったと捉えている。

謝辞

エネトークの開催にあたり、各回の調整等でご協力いただきました福井南高校の浅井佑記範教諭、第3回と4回に参加、アドバイス等いただきました関西電力株式会社 原子力事業本部 地域共生本部 広報グループ 五十嵐純様に御礼を申し上げます。

参考文献

福井南高等学校 Web サイト

<https://www.fukuiminami.ed.jp/>

福井南高校 2025 学校案内

<https://saas.actibookone.com/content/detail?param=eyJjb250ZW50TnVtJjo0NTEwNDd9&detailFlg=1&pNo=1>

冨田幹宏 (2023). エネルギー問題におけるリスク・コミュニケーションー共に考える姿勢が示されることの意味ー, INSS JOURNAL Vol.30, 48-58

— 解説 —

強制対流における蒸気と空気の混合気体からの壁面凝縮

Wall Condensation from Steam-Air Mixture in Forced Convection

村瀬 道雄 (Michio Murase)*¹歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara)*²

要約 本研究の目的は、原子炉の事故時における格納容器 (CV) 内での熱流体挙動を数値流体力学 (CFD) コードで計算する際に境界条件として使用される凝縮伝熱の相関式を整備することである。本報告では、これまでに実施した強制対流における蒸気と空気の混合気体からの壁面凝縮に関する伝熱相関式の整備についてまとめた。神戸大学との共同研究で測定した鉛直管内での蒸気と空気の混合気体における温度分布を使用し、飽和蒸気条件を仮定して蒸気質量分率 Y_s の分布を求め、凝縮面からの距離 y に対して物質伝達率の無次元数であるシャーウッド数 Sh_y を求めて相関式化し、凝縮熱流束 q_c の従来相関式に Sh_y の相関式を適用して乱流域からバルクで q_c を予測する方法を提案した。また、粗い計算セルで壁関数として使用される無次元蒸気質量分率 Y_s^+ の対数式を作成した。実規模の CV の円筒容器は鉛直平板で近似できるため、鉛直平板に対しては従来研究による温度分布の測定値を使用して、鉛直円管と同様に、 Sh_y の相関式と Y_s^+ の対数式を作成した。今後の課題は、自然対流での壁面凝縮に関する伝熱相関式を整備することである。

キーワード 格納容器, 平板, 強制対流, 飽和蒸気, 鉛直円管, 壁面凝縮

Abstract The final objective of our study series is to present correlations for condensation heat transfer; these correlations are used for boundary conditions in CFD (computational fluid dynamics) analysis for thermal-hydraulic behavior in the containment vessel (CV) of nuclear reactors during accident conditions. In this report, we summarized correlations for wall condensation obtained in our previous studies for forced convection flows of steam and air mixtures. We obtained profiles of the steam mass fraction Y_s in a vertical circular tube assuming saturated conditions from temperature profiles of a steam-air mixture measured at Kobe University as a cooperative study, proposed a correlation for the Sherwood number Sh_y as a function of the distance from the condensation surface y , and applied the Sh_y correlation to existing correlations for condensation heat flux q_c defined for the bulk to predict the q_c value from the turbulent region to the bulk. We also obtained a logarithmic function of the dimensionless steam mass fraction Y_s^+ used as a wall function in coarse computation cells. For a vertical flat plate, we obtained the Sh_y correlation and the logarithmic function for Y_s^+ by using existing temperature profile data, because the CV wall can be modeled by a vertical flat plate. Condensation heat transfer correlations for natural convection flows are planned for future work.

Keywords containment vessel, flat plate, forced convection, saturated steam, vertical circular tube, wall condensation

1. はじめに

原子炉の安全設備の設計では、配管破断による冷却材喪失事故 (LOCA) などの設計基準事故を想定し、安全設備の性能評価が行われる。LOCA 時には、原子炉から高温の冷却材が格納容器 (CV) に流出し、蒸気が構造物表面で凝縮する。本研究の目的は、原子炉事故時の CV 内構造物への凝縮伝熱に係わり、数値流体力学 (CFD) コードで使用する凝縮伝熱の相関式を提供することである。

非凝縮性気体 (空気もしくは窒素ガス) が存在する条件での凝縮伝熱については多くの研究が行われ、多くの凝縮

伝熱相関式が提案されている⁽¹⁻⁴⁾。原子炉の安全解析では、CV を複数の領域にモデル化し、密閉容器内での自然対流凝縮実験に基づく速度を変数に含まない伝熱相関式を使用して事故時における熱流体挙動が評価される。一方、CFD コードでの解析では流れ場を計算するため、速度を変数に含む伝熱相関式を用いるのが適切である。しかし、実規模の CV を対象とする CFD 解析⁽⁵⁾では、多くの文献で構造物表面での境界条件である伝熱相関式に関する記述がないか、もしくは速度を変数に含まない伝熱相関式が使用されている。そこで、本研究では、CFD 解析で使用する凝縮伝熱の相関式の整備を目的とした。

* 1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

* 2 元 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所 現 公立小松大学

福島第一原子力発電所での事故以降, CFDコードを使用した実験解析⁽⁶⁻⁸⁾や凝縮伝熱モデルの改良⁽⁸⁻¹⁰⁾が行なわれている. 実験解析では粘性底層での蒸気質量分率 Y_s の勾配に基づく凝縮熱流束 q_c の相関式が使用されるが, 凝縮面に接する計算セルの幅を0.1 mm程度にする必要があり, CV解析への適用は現実的でない. また, CFD解析では壁面に接する計算セルでの物理量を用いて境界条件を与えるのが現実的である. したがって, 本研究の具体的な目標は, 凝縮面に接する計算セルを乱流域からバルクに設定し, この計算セルでの物理量を用いて q_c を求める相関式を提供することである. q_c の相関式の乱流境界層への適用性を評価するには凝縮面からの距離 y に対する温度や蒸気濃度の分布が必要になるが, y 方向分布の測定例は非常に少ない.

そこで著者は, 神戸大学の富山明男教授との共同研究として, 直径49.5 mmの伝熱管を用いて飽和蒸気と空気の混合気体の半径方向と流れ方向の温度分布を測定した⁽¹¹⁾. 飽和蒸気を仮定して温度分布の測定値から蒸気質量分率 Y_s の分布を求め, 凝縮面からの距離 y に対して物質伝達率の無次元量である局所シャーウッド数 Sh_y を求めて相関式化し, バルクで定義された q_c の従来相関式^(12,13)に Sh_y の相関式を適用して乱流域からバルクでの物理量を使用して q_c を予測する方法を提案した⁽¹⁴⁾. また, 粗い計算セルで壁関数として使用される無次元蒸気質量分率 Y_s^+ の対数式を作成した⁽¹⁵⁾. これらにより, CFD解析モデルで壁面に接する計算セルを乱流域からバルクに設定し, この計算セルでの物理量を使用して凝縮伝熱の境界条件を設定できる. さらに, CFDコードFLUENTを用いて実験解析を行い, 計算結果が Sh_y の相関式を用いた q_c の予測式や Y_s^+ の対数式の不確かさの範囲内であることを確認した⁽¹⁶⁾.

実規模CVの円筒容器は鉛直平板で近似できるため, 平板に対しては, Legay-Desesquelles and Prunet-Foch⁽¹⁷⁾による温度分布の測定値を用いて Sh_y の相関式を求め⁽¹⁸⁾, Y_s^+ の対数式を求めた⁽¹⁹⁾. 温度分布の測定例が少なく検証は必ずしも十分でないが, 強制対流凝縮に対する凝縮伝熱相関式の整備は一段落した.

前報⁽²⁰⁾では, 鉛直円管での飽和蒸気と空気および過熱蒸気と空気の混合気体の温度分布データについて述べた. 本報告では, 鉛直円管での飽和蒸気と空気の混合気体に対する局所シャーウッド数 Sh_y の相関式と凝縮熱流束 q_c の予測⁽¹⁴⁾, および無次元蒸気質量分率 Y_s^+ の対数式⁽¹⁵⁾について述べる. また, FLUENTを用いた実験解析^(16,21)について述べる. 最後に, 平板に対する Sh_y の相関式⁽¹⁸⁾と Y_s^+ の対数式⁽¹⁹⁾について述べる.

2. 研究対象と壁面凝縮

本研究の対象とする CV での通常運転時における速度と温度の分布の FLUENT 解析結果⁽²²⁾を図 1 に示す. 対象にした CV は, ホットレグ, 蒸気発生器, コールドレグを 3 ループ有する加圧水型原子炉の CV であり, 直径が約 40 m, 高さが約 80 m である. 通常運転時には換気空調系が作動し, CV 内では換気空調系での吸排気に伴う強制対流と二次流れなどが形成される. LOCA 時には, 換気空調系は停止し, CV 内では漏洩口からの一次冷却材の流出による強制対流および気体と CV 構造物との温度差に起因する自然対流が形成される. 一次冷却材は高温であるため CV に流出すると蒸気が生成され, 蒸気は CV 構造物の表面で凝縮する. 本研究では, CFD 解析で構造物表面に境界条件として与える壁面凝縮の伝熱相関式を対象とする.

凝縮面からの距離 y に対する混合気体の速度 u , 温度 T_g , 蒸気質量分率 Y_s の分布例⁽¹⁶⁾を図 2 に示す. また, 凝縮熱

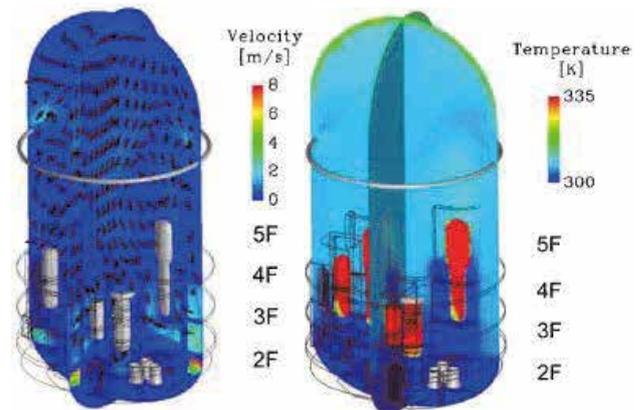


図 1 通常運転時の速度と温度の CFD 計算結果⁽²²⁾

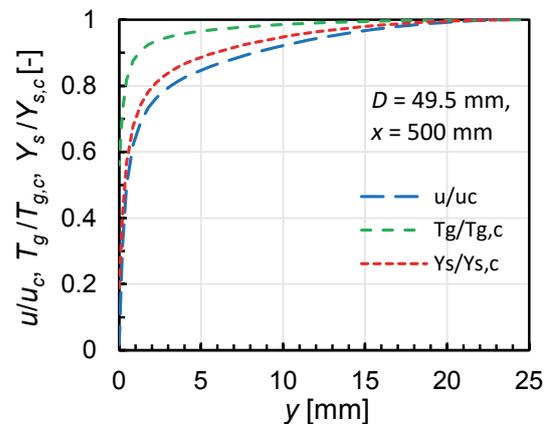


図 2 速度 u , 温度 T_g , 蒸気質量分率 Y_s の分布例⁽¹⁶⁾

表1 凝縮熱流束 q_c の相関式

相関式	Eq.
Dehbi et al. ⁽⁶⁾ : 粘性底層に対する式 $q_c = \frac{\rho D \theta_B}{Y_s - 1} \frac{\partial Y_s}{\partial y} h_{fg}$ $\theta_B = \frac{\ln(1+B)}{B}, B = \frac{Y_{s,w} - Y_{s,b}}{1 - Y_{s,w}}, \theta_c = \frac{1 + \theta_B}{2}$	(1) (2)
Araki et al. ⁽¹²⁾ : バルクに対する式 $q_c = D \frac{P M_s}{R T} \frac{Sh_d}{d} h_{fg} \ln \left(\frac{1 - X_{s,w}}{1 - X_s} \right)$ $Sh_d = 0.023 Re_d^{4/5} Sc^{1/3}, Re_d = \frac{u d}{\nu}$	(3) (4)
Liao and Vierow ⁽¹³⁾ : バルクに対する式 $q_c = \lambda_c \frac{Sh_d}{d} (T - T_w)$ $\lambda_c = D \frac{\phi_2 P M_s M_a}{\phi_1 R^2 T^3} h_{fg} h'_{fg}$ $\frac{1}{\phi_1} = \frac{Y_{s,m}}{Y_{a,w}} \theta_B, \phi_2 = \frac{M_{m,m}^2}{M_{m,b} M_{m,w}}$	(5) (6) (7)

D [m²/s]は拡散係数, d [m]は直径, h_{fg} [kJ/kg]は凝縮潜熱, $h'_{fg} = h_{fg} + cp(T_b - T_w)$ [kJ/kg] (cp [kJ/kgK]は比熱), M [kg/kmol]は分子量, P [Pa]は圧力, R [kJ/kmolK]は一般ガス定数, Re [-]はレイノルズ数, Sc [-]はシュミット数, Sh [-]はシャーウッド数, T [K]は温度, u [m/s]は速度, X [-]はモル分率, Y [-]は質量分率, y [m]は壁面からの距離, θ_B [-]はサクシオン係数, θ_c [-]はサクシオン修正係数, λ_c [kW/mK]は凝縮熱伝導率, ν [m²/s]は動粘性係数, ρ [kg/m³]は密度.
 添字: a は空気, b はバルク, m は平均もしくは混合気体, s は蒸気, w は壁面, y は壁面からの距離.

流束 q_c に対する従来相関式の例を表1に示す. 実験解析には式(1)が用いられるが, 計算セルの幅を粘性底層の厚さである 0.1 mm オーダーにする必要があり大規模な CV 解析への適用は現実的でない. 一方, 式(3)や(5)はバルクで定義されており, 乱流域 (例えば図2で $y=5$ mm) に適用すると各物理量 u , T_g , Y_s がバルク値より小さくなり, q_c の予測値が小さくなる. したがって, 任意の y で q_c を適切に予測するための相関式が必要である. また, $y=5$ mm での u , T_g , Y_s の値を適切に評価するには, これらの分布を与える壁関数が必要になる. そこで, 本研究では, 任意の y で q_c を予測する相関式と壁関数について検討した. これらの評価には Y_s の分布が必要になるため, 断面積が小さく実験設備が小型になる鉛直管で実験した.

3. 鉛直円管での壁面凝縮の相関式

3.1 実験装置と実験条件の概要

凝縮伝熱の測定部^(11,20)を図3に示す. 測定部は内径 49.5 mm で肉厚 5.5 mm のステンレス管, 冷却水用のギャップ 8.5 mm の環状流路を形成するポリカーボネート樹脂製管, および冷却水の出入口プレナムで構成されている. 冷却範囲は出入口プレナムを含めて 0.61 m である. 鉛直管では, 流路断面が小さく蒸気流量と空気流量が小さい, 流路の外周が凝縮面であり放熱が凝縮量に影響しない利点がある.

ボイラーからの蒸気と圧縮機からの空気を混合して測定部に供給した. 蒸気流量計の測定誤差は±2%, 空気流量計の測定誤差は±2.5%である. 蒸気と空気の混合気体の圧力と温度を測定部上流の助走管で測定した. 圧力計の測定誤差は測定範囲 0~300 kPa に対して±3 kPa, T型シース熱電対の測定誤差は±0.5℃である.

ステンレス管の半径方向位置 $r=26.25$ mm (内面から 1.5 mm) と 28.25 mm (外面から 2.0 mm), 軸方向位置 $x=10, 50, 70, 90, 140, 240, 390, 500$ mm に T型シース熱電対 ($\phi 0.5$, 先端が平坦) を埋め込み設置し, 伝熱壁での温度を測定した. また, 同種の T型シース熱電対 ($\phi 0.5$, 先端が平坦) を $x=50, 70, 90, 140, 240, 390, 500$ mm に外部から挿入し, 水平方向に熱電対を移動して冷却水の温度分布を測定した.

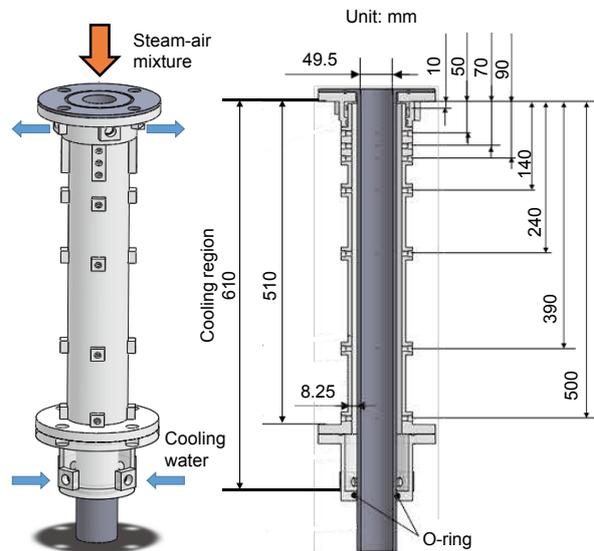


図3 凝縮伝熱実験の測定部^(11,20)

熱電対アレイを使用して蒸気と空気の混合気体の温度分布を測定した. 熱電対アレイでは, 11本と10本の T型シース熱電対 ($\phi 1.0$) を支持板の上流 50 mm と 20 mm に固定した. 熱電対アレイを測定部の下方から挿入し, 上下

に移動することにより $x = 50, 70, 90, 140, 240, 390, 500$ mm で混合気体の温度分布を測定した。温度の測定位置を図4に示す。熱電対の半径方向位置は、図示した上流 50 mm では $r = 0, 10, 11.5, 14, 16, 18, 18.5, 21.3, 21.5, 23, 24$ mm であり、図示していない上流 20 mm では $r = 10, 12, 14, 16, 18, 19, 21, 21, 22.5, 24$ mm である。

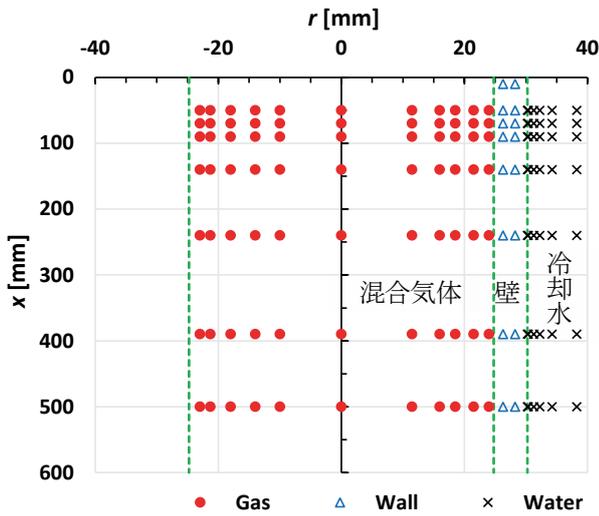


図4 温度の測定位置^(11,20)

表2 飽和蒸気と過熱蒸気での実験条件^(11,23)

No.	$W_{s,s}$ [g/s]	$W_{s,in}$ [g/s]	W_a [g/s]	$x_{a,in}$ [-]	$T_{g,in}$ [°C]	T_{cwin} [°C]	q [kW/m ²]
1	3.98	3.58	2.0	0.36	97.3	18.5	47.5
2	4.40	4.03	4.5	0.53	91.5	12.5	46.0
2SH	4.47	←	4.5	0.50	191	14.3	56.2
3	5.97	5.77	9.0	0.61	87.3	12.7	47.6
4	5.94	5.91	9.0	0.60	87.7	22.5	45.8
5	5.86	5.86	9.0	0.61	87.5	28.5	39.9
6	4.14	3.94	6.0	0.60	87.7	12.7	42.8
7	2.0	1.91	3.0	0.61	87.4	12.7	27.9
7SH	1.98	←	3.0	0.60	186	15.2	32.8
8	1.07	0.84	1.5	0.64	85.9	11.2	14.0
9	1.07	0.82	3.0	0.79	74.6	11.0	11.0
9SH	0.98	←	3.0	0.75	177	11.3	16.4
10	1.09	0.79	6.0	0.88	61.8	11.2	11.2
11	0.94	0.74	9.0	0.92	53.5	11.2	9.5

助走管圧力 $P_m = 0.123 \sim 0.127$ MPa, 冷却水流量 $W_{cw} = 56$ g/s, No.の SH: 過熱蒸気 (その他は飽和蒸気), $W_{s,s}$: 蒸気流量測定値, $W_{s,in}$: 測定部入口蒸気流量, W_a : 空気流量, $x_{a,in}$: 空気質量流量比($=W_a/(W_{s,in}+W_a)$), $T_{g,in}$: 測定部入口混合気体温度, T_{cwin} : 測定部入口冷却水温度, q : 平均熱流束

主な実験条件^(11,23)を表2に示す。実験パラメータは、蒸気流量 W_s と空気流量 W_a である。飽和蒸気実験では、蒸気と空気の混合後に飽和状態になるように、室温の空気を蒸気と混合した。蒸気と空気の混合器での凝縮により、助走管での蒸気流量 $W_{s,in}$ は混合前の蒸気流量測定値 $W_{s,s}$ と異なる。そこで、Gibbs-Dalton の法則と理想気体の仮定を用い、 W_a および助走管での圧力 P_m と温度 $T_{g,in}$ の測定値から $W_{s,in}$ を求めた。空気の質量流量比は $x_{a,in} = 0.36 \sim 0.92$ の範囲である。助走管での混合気体の温度は $x_{a,in}$ により $T_{g,in} = 53.5 \sim 97.3$ °C であり、レイノルズ数は $Re_{g,in} = 3600 \sim 25000$ の範囲である。実験時期により冷却水の入口温度 T_{cwin} は異なる。冷却水のレイノルズ数は約 500 である。過熱蒸気実験では、11 ケースの飽和蒸気実験から 3 ケースを選択した。過熱蒸気実験では蒸気、空気とも混合前に加熱器で加熱して混合した。したがって、過熱蒸気実験では蒸気凝縮がなく $W_{s,in} = W_{s,s}$ となり、飽和蒸気実験より $W_{s,in}$ が多く、平均熱流束 q が大きい。蒸気の過熱度は約 100 °C である。

3.2 熱流束の相関式

強制対流凝縮での熱流束 q_c に対する従来相関式(3)と(5)では、代表長さに直径 d が使用されている。そこで、鉛直管の中心 $y=R$ で代表長さが d に等しくなるように、 $2y$ を代表長さに選定し、凝縮面からの距離 y でのシャーウッド数 Sh_y を求めた。式(3)と(5)から明らかのように、 Sh を求めるには物質伝達率の相関式と蒸気濃度 (X_s もしくは Y_s) が必要である。 X_s と Y_s は飽和条件に対して混合気体温度の測定値 $T_g (=T_s)$ から求めた。強制対流凝縮に対する局所値 q_{cy} の予測式を表3に示す。

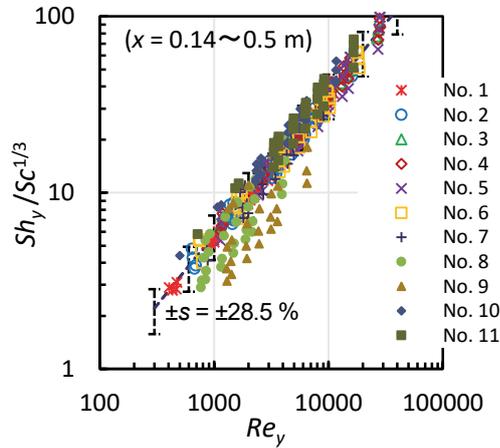
式(5)と q_c の測定値および T_g の測定値から求めた Sh_y と局所レイノルズ数 $Re_y (=u_y(2y)/\nu)$ の関係⁽¹⁴⁾を図5に示す。代表長さには $2y$ を使用し、速度 u_y は乱流速度分布の相関式から求めた。 $x=0.05$ m と 0.09 m では q_c の測定値が大きいため対象外とし、 $x=0.14 \sim 0.50$ m での Sh_y を示す。 $Re_y > 406$ である。求めた Sh_y は、図5(a)に示すように質量流量が小さい No.8 と 9 を除いて式(10)とよく一致し、No.8 と 9 を除くと標準偏差は $s=28.5\%$ になった。No.8 と 9 を除くと、図5(b)に示すように最小二乗法によるフィット式は式(10)とよく一致した。

$x=0.05$ m では $Sh_y/Sc^{1/3} = 0.084 Re_y^{0.8}$, $s=27.9\%$ になり、 $x=0.09$ m では $Sh_y/Sc^{1/3} = 0.036 Re_y^{0.8}$, $s=21.5\%$ になった。 $x=0.09$ m では $x=0.14 \sim 0.50$ m での Sh_y と顕著な相違はないが、 $x=0.05$ m では Sh_y と q_c が大きくなる。

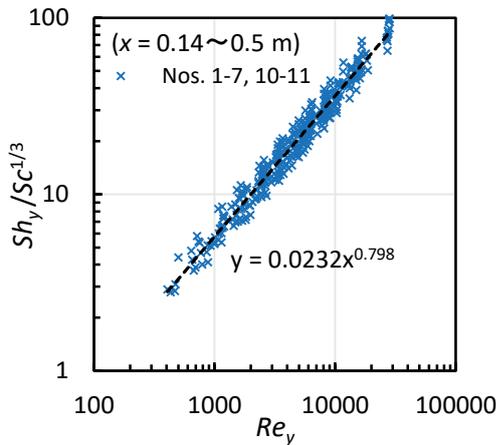
表3 強制対流凝縮に対する局所値の予測式

Araki et al. ^{(12)*} $q_{c,y} = D \frac{P M_s}{R T} \frac{Sh_y}{2y} h_{fg} \ln \left(\frac{1 - X_{s,w}}{1 - X_{s,y}} \right)$	(8)
Liao and Vierow ^{(13)*} $q_{c,y} = \lambda_c \frac{Sh_y}{2y} (T_y - T_w)$	(9)
Murase et al. ⁽¹⁴⁾ $Sh_y = 0.023 Re_y^{4/5} Sc^{1/3}, Re_y = \frac{u_y (2y)}{\nu}$	(10)

*村瀬ら⁽¹⁴⁾により Sh/d を $Sh_y/(2y)$ に変更. 式(9)の λ_c は式(6). 記号: 表1の脚注を参照.



(a) $Sh_y/Sc^{1/3}$ と式(10)の比較



(b) No. 8 と 9 を除く $Sh_y/Sc^{1/3}$ のフィット式

図5 局所のシャーウッド数 Sh_y とレイノルズ数 Re_y の関係⁽¹⁴⁾

3.3 無次元分布の相関式

表3に示した相関式を用いると、凝縮面からの距離 y での物理量 (速度 u_y , 温度 T_y , 蒸気濃度 $Y_{s,y}$ もしくは $X_{s,y}$) を使用して熱流束 q_c を予測できる. 一方, CFD 解析では壁面に接する計算セルでの物理量 u_y , T_y , $Y_{s,y}$ もしくは $X_{s,y}$ を求めるために無次元分布関数 (壁関数) が使用される. 壁関数の例を表4に示す. 式(11), (15), (19)は無次元速度 u^+ , 無次元温度 T^+ , 無次元蒸気質量分率 Y_s^+ の定義式である. 式(13), (17), (20)は粘性底層に対する線形式であり, 式(14), (18), (21)は乱流域に対する対数式である. 式(18)は単相流に対する Kader⁽²⁴⁾による式であり, 式(21)は式(18)に熱輸送と物質輸送の相似則を適用したものである.

表2に示した飽和蒸気での11ケースの実験では、凝縮面に向かう蒸気質量流束は流れ方向の平均質量流束の0.07~1.14%と小さい. このため、蒸気凝縮が速度に及ぼす影響は小さく、乱流域での速度分布には式(14)を適用できると判断される. なお、CFD 解析を活用して速度分布を確認することが望ましい.

測定温度 T_y および式(15)と(16)を用いて T^+ を求めた⁽¹⁵⁾. 式(16)では式(22)による h_{com} を使用した. 式(22)の Re_y で速度 u_y は, 式(14)で $C=5.5$ とし, 式(11)と(12)を用いて計算した. 求めた371点の T^+ の値に最小二乗法を適用して対数式(23)を作成した. 式(23)の係数0.70は式(18)の係数2.12と比較して小さく、蒸気の凝縮系では乱流域での温度変化が小さいことを示す. T^+ の測定値に対する式(23)による計算値の標準偏差は $s=0.56$ である. バルクでの測定値を含む669点の T_{exp} に対する式(23)による計算値 T_{cal} の標準偏差は $s=1.9$ °C である. 質量流量が小さい No. 8 と No. 9 での不確かさが大きく、特に No. 8 の不確かさが大きい. No. 8 と No. 9 を除くと $s=1.1$ °C になる.

粘性底層に対する式(1)と Y_s^+ の定義式(19)から式(24)が得られる. 定義式を $Y_{s,mod}^+$ に変更すると、従来評価と同様に、粘性底層に対する線形式と乱流域に対する対数式を使用できる. θ_B はサクシオン係数であるが、本研究では $\theta_B=1$ とした. 式(23)の作成と同様に、式(14)で u_y を計算し、測定温度 T_y と飽和蒸気条件および式(19)と(24)を用いて $T_{s,mod}^+$ を求めた⁽¹⁵⁾. 壁関数では局所 y での値を用いて計算するため、式(19)の q_c には局所値 $q_{c,y}$ を使用し、式(8)もしくは(9)で $q_{c,y}$ を求めた. このようにして求めた371点の $Y_{s,mod}^+$ の評価値から最小二乗法で式(25)と(26)を作成した.

測定温度 T_y から求めた $Y_{s,mod}^+$ の評価値と式(25)の比較を図6に示す. 式(25)による計算値の標準偏差は $s=0.64$ である. なお、式(2)で表される θ_B を用いるとケース間での相違が拡大した.

測定温度 T_y から求めた $Y_{s,mod}^+$ の評価値 $Y_{s,exp}^+$ と式(25)による計算値 $Y_{s,cal}^+$ の比較を図7に示す。 $Y_{s,cal}^+$ は $Y_{s,exp}^+$ とよく一致し、標準偏差は $s = 3.8\%$ であった。

表4 無次元分布の相関式 (壁関数)

無次元速度	
$u^+ = u_y/u_\tau$	(11)
$u_\tau = (\tau_w/\rho)^{0.5}, y^+ = u_\tau y/\nu$	(12)
速度分布	
$u^+ = y^+$ (粘性底層)	(13)
$u^+ = (1/\kappa) \ln(y^+) + C$ (乱流域)	(14)
$C = 5 \sim 5.5, \kappa = 0.41$	
無次元温度	
$T^+ = (T_w - T_y)/T^*, T^* = q_w/(c_p \rho u_\tau)$	(15)
$q_w = h_{conv}(T_w - T_b)$	(16)
$h_{conv}d/\lambda = 0.023Re_d^{0.8}Pr^{1/3}$	
温度分布 ⁽²⁴⁾	
$T^+ = Pr y^+$ (粘性底層)	(17)
$T^+ = \alpha \ln(y^+) + \beta(Pr)$ (乱流域)	(18)
$\alpha \cong 2.12,$	
$\beta(Pr) = (3.85Pr^{1/3} - 1.3)^2 + 2.12\ln(Pr)$	
無次元蒸気質量分率	
$Y_s^+ = (Y_{s,w} - Y_{s,y})/Y_s^*, Y_s^* = q_c/(\rho u_\tau h_{fg})$	(19)
蒸気質量分率の分布 ⁽⁹⁾	
$Y_s^+ = Sc y^+$ (粘性底層)	(20)
$Y_s^+ = \alpha \ln(y^+) + \beta(Sc)$ (乱流域)	(21)
$\beta(Sc) = (3.85Sc^{1/3} - 1.3)^2 + 2.12\ln(Sc)$	
鉛直管内凝縮での温度分布 ⁽¹⁵⁾	
$h_{conv}(2y)/\lambda = 0.023Re_y^{0.8}Pr^{1/3}$	(22)
$T^+ = 0.70 \ln(y^+) + 7.44$ (乱流域)	(23)
鉛直管内凝縮での蒸気質量分率の分布 ⁽¹⁵⁾	
$Y_{s,mod}^+ = \theta_B Y_s^+ / (1 - Y_{s,y})$ $= Sc y^+$ (粘性底層)	(24)
式(9)使用 ($\theta_B = 1$)	
$Y_{s,mod}^+ = 0.63 \ln(y^+) + 5.64$ (乱流域)	(25)
式(8)使用 ($\theta_B = 1$)	
$Y_{s,mod}^+ = 0.59 \ln(y^+) + 6.17$ (乱流域)	(26)

h_{conv} は対流熱伝達率, Pr はプラントル数, q_w は壁面熱流束, u_τ は摩擦速度, κ はカルマン定数, τ_w は壁面せん断応力。

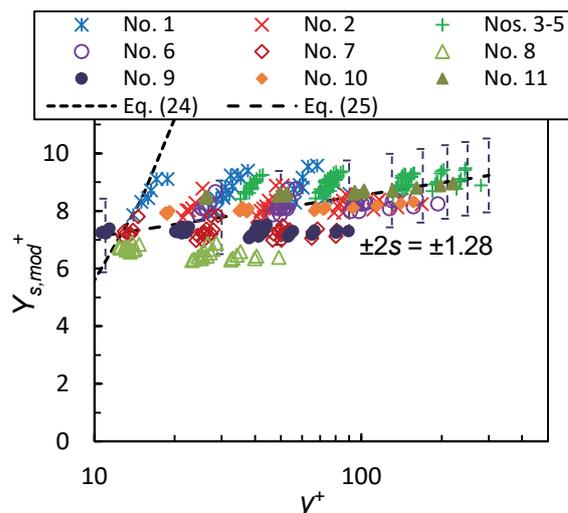


図6 無次元蒸気質量分率 $Y_{s,mod}^+$ の評価値⁽¹⁵⁾

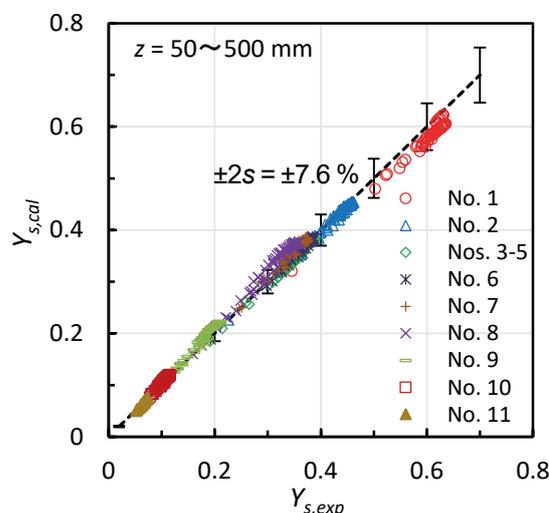


図7 $Y_{s,mod}^+$ 評価値 $Y_{s,exp}^+$ と式(25)での計算値 $Y_{s,cal}^+$ の比較⁽¹⁵⁾

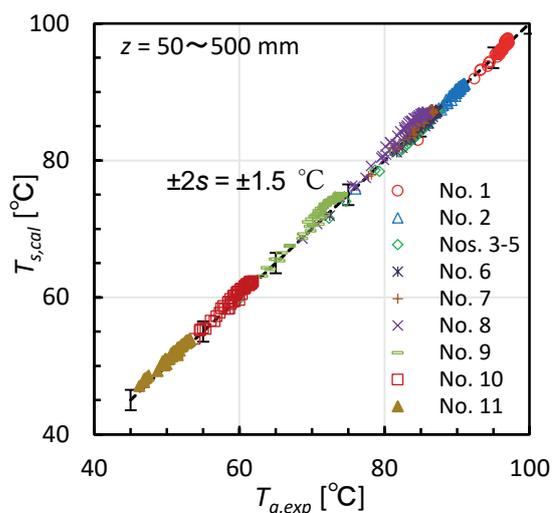


図8 式(25)と飽和温度条件での温度計算値 $T_{s,cal}$ と測定値 $T_{g,exp}$ の比較⁽¹⁵⁾

式(25)と飽和温度条件での温度計算値 $T_{s,cal}$ と測定値 $T_{g,exp}$ の比較を図 8 に示す. $T_{s,cal}$ は $T_{g,exp}$ とよく一致し, 標準偏差は $s = 0.75$ °C であった.

式(8)を用いて求めた式(26)での計算値 $Y_{s,cal}^+$ の標準偏差は $s = 0.55$ であり, 式(25)の $s = 0.64$ より少し小さい. 式(25)と(26)は式(9)と(8)に対応していることに注意する必要がある.

壁面に接する計算セルを乱流域に設定する場合, 計算セルでの物理量(速度, 温度, 蒸気濃度)を用いて, 式(9)もしくは(8)を使用して壁面での凝縮熱流束 q_{cy} を, 式(25)もしくは(26)を使用して壁面に接する計算セルでの蒸気質量分率 Y_{sy} を評価できる.

4. 鉛直円管での壁面凝縮の実験解析

鉛直管内での強制対流凝縮について, 温度分布の測定値 T_{gy} を用いて凝縮熱流束 q_{cy} の相関式(9)と(8)および蒸気質量分率 Y_{sy} の相関式(25)もしくは(26)を作成した. これらの相関式は CFD 解析で使用するため, T_{gy} の測定値と CFD 計算値との相違を把握しておく必要がある. そこで, CFD コード FLUENT を使用して実験解析を行った⁽¹⁶⁾.

4.1 解析モデルと計算条件

図 9 に計算の体系とグリッドを示す. 計算体系は, 飽和蒸気と空気の混合気体および伝熱管を含み, 冷却水を含んでいない. 計算の安定性を向上するために, 入口部の長さを実験装置の 500 mm より長い 1000 mm にした. 厚さ 5.5 mm の伝熱管は冷却部のみ模擬した. 壁面に接する計算セルの半径方向幅は 0.02 mm, セルの総数は 2.1 百万である. 別途, セル数 1.5, 3.9, 11.1 百万で計算結果がほぼ同じであることを確認した.

計算条件を表 5 に示す. 蒸気と空気の混合気体は単相の多成分での流れとして扱った. 熱流束の計算値はステンレス製の伝熱管での温度勾配から求めた. 乱流モデルには標準 $k-\epsilon$ を使用した. 入口条件は表 2 の実験値を使用した.

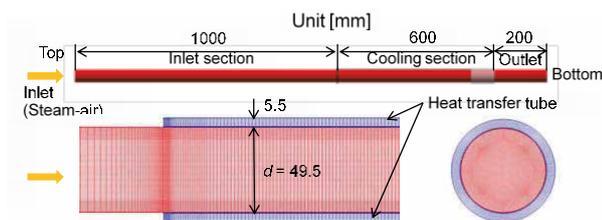


図 9 計算体系と計算グリッド⁽¹⁶⁾

表 5 計算条件⁽¹⁶⁾

計算コード	Ansys FLUENT 2020 R1			
流体	蒸気と空気の混合, 理想気体			
固体	ステンレス鋼 SUS304			
時間	定常			
乱流モデル	標準 $k-\epsilon$			
対流項の離散化	二次風上			
入口条件: 表 2 参照	ケース No.	3	6	11
	$W_{s,in}$ [g/s]	5.9	4.1	0.9
	W_a [g/s]	9.0	6.0	9.0
	$x_{s,in}$ [-]	0.40	0.41	0.09
	$T_{g,in}$ [°C]	87.4	87.7	53.5
	I [%]	5		
出口条件	圧力一定			
管の内面	運動量	Enhanced wall treatment (EWT)		
	対流伝熱			
	凝縮伝熱	式(1), $\theta_c = 1$		
測定部の外面	温度の測定値			

I は乱流強度, $x_{s,in}$ は入口蒸気質量流量比

壁面に接する計算セル中心の無次元距離は $y^+ = 0.17 \sim 0.33$ であり, 壁面処理 (EWT) は低レイノルズ数での乱流モデルと同様に作用する. 冷却部の外面境界では測定温度分布を与え, その他の外面では断熱とした. 混合気体の対流による熱流束 q_{com} は FLUENT に実装されている相関式で計算される. 凝縮量に対応して壁面に接する計算セルで蒸気質量を減少させた.

4.2 飽和蒸気実験の計算

熱流束の計算値 q_{cal} は, 試験部入口のステンレス製フランジを経由する放熱により過大評価される $x = 50$ mm での熱流束を除いて, No. 3~5 での平均熱流束と不確かさ $\pm 2s = \pm 24\%$ の範囲内で測定値 q_{exp} と一致した.

CFD 計算値 u_y, T_y, Y_{sy} と式(8)を用いた凝縮熱流束の予測値を測定値と比較して図 10 に示す. 測定値の不確かさ $\pm 2s = \pm 24\%$ は実験 No. 3~5 での測定値のバラツキによる値である. 式(8)による予測値の最大と最小は乱流域 ($y^+ > 50$) での最大値と最小値である. 式(8)による予測値は, x 方向の変化が小さいが, 測定値と比較的よく一致した. No. 3 と No. 6 の q_c の相違は小さい.

無次元速度 u^+ の分布は式(13)と(14)にほぼ一致した. No. 3 に対する温度 T_y と蒸気質量分率 Y_{sy} の無次元分布を図 11 に示す. 蒸気凝縮系では, 単相流より乱流域で y^+ に対する

T_y と $Y_{s,y}$ の変化が小さい。 u_y , T_y , $Y_{s,y}$ の CFD 計算値を用いた T_y^+ と $Y_{s,mod,y}^+$ は測定値に基づく式(23)と(26)の不確かさ $\pm 2s$ の範囲内であるが、式(23)と(26)の中央値より小さい。 y^+ が小さくなると、 u_y , T_y , $Y_{s,y}$ が小さくなり $q_{com,y}$ や q_{cy} が小さくなるため、 T_y^+ と $Y_{s,mod,y}^+$ は大きくなり、式(23)や(26)の適用範囲外になる。なお、No. 11 に対する $Y_{s,mod,y}^+$ は式(26)の中央値とほぼ一致した。

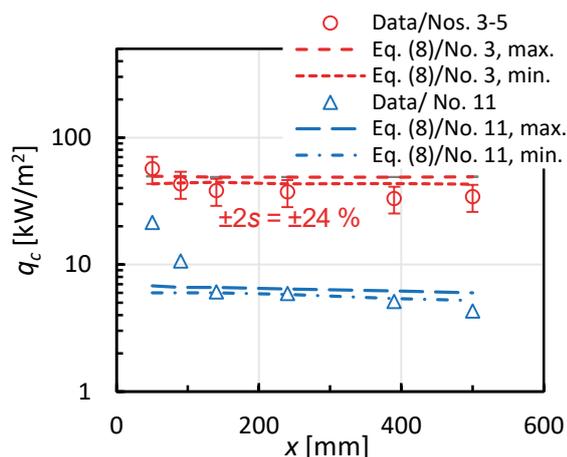


図 10 CFD 計算値を用いた凝縮熱流束 q_c の予測値⁽¹⁶⁾

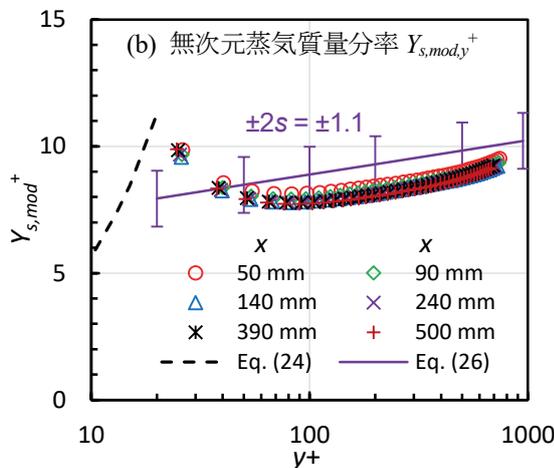
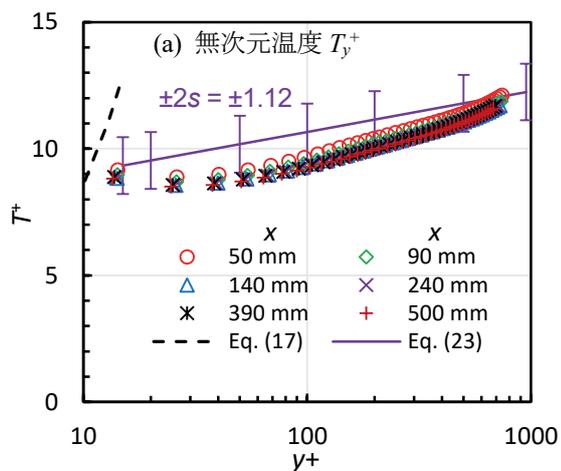


図 11 温度と蒸気質量分率の無次元分布 (No. 3)⁽¹⁶⁾

4.3 過熱蒸気実験の計算

過熱蒸気条件では、温度の測定値 $T_{y,exp}$ と飽和蒸気条件から蒸気質量分率 $Y_{s,y}$ を求めることができないため、CFD 解析による $Y_{s,y}$ の評価が重要になる。そこで、表 2 に示した No. 2SH⁽²⁰⁾ に対する実験解析を行った⁽²¹⁾。計算体系と計算グリッドは図 9 と同じであり、計算条件は入口条件を除いて表 5 と同じである。入口条件は $W_{s,in} = 4.47$ g/s, $W_a = 4.5$ g/s, $x_{s,in} = 0.50$, $T_{g,in} = 191.4$ °C である。

過熱度 $T_g - T_s$ の CFD 計算値と測定値の比較を図 12 に示す。過熱度は、主に $y < 1$ mm で減少し、 $y = 0.01$ mm でも過熱度を維持している。 $y = 0.01$ mm での過熱度は小さく 2 °C 以下である。 $y < 1$ mm で精度よく温度を測定するのは困難であり、CFD は壁面近くでの温度分布の評価に有益である。

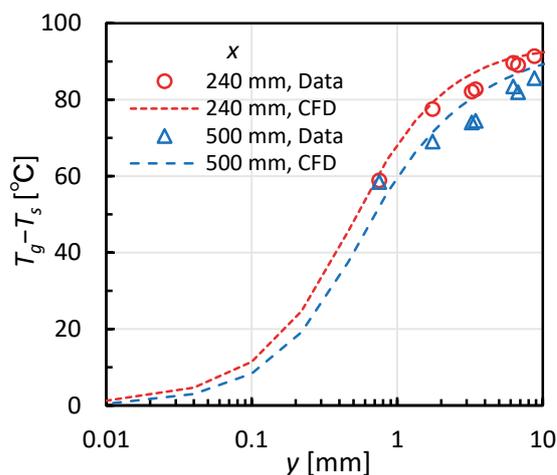


図 12 過熱度 $T_g - T_s$ の CFD 計算値と測定値の比較⁽²¹⁾

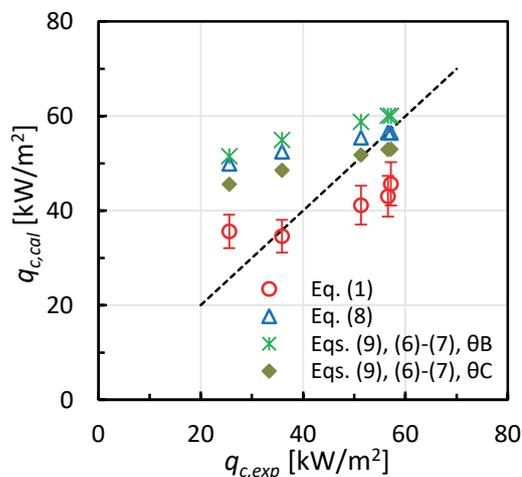


図 13 凝縮熱流束の計算値と測定値の比較⁽²¹⁾

熱流束の CFD 計算値は、飽和蒸気 No. 2 での測定値とよく一致し、過熱蒸気 No.2SH での測定値より小さくなった。気体の対流伝熱による q_{conv} の計算値は、No. 2 で $0.64 \sim 0.92 \text{ kW/m}^2$ 、No. 2SH で $3.3 \sim 3.8 \text{ kW/m}^2$ であり、表 2 に示した平均熱流束の相違 $56.2 - 46.0 = 10.2 \text{ kW/m}^2$ は q_{conv} の相違より大きい。

凝縮熱流束の計算値 $q_{c,cal}$ と測定値 $q_{c,exp}$ の比較を図 13 に示す。 $q_{c,cal}$ の値は、式(1)に対しては適用範囲 $y^+ < 10$ での予測の平均値、式(8)と(9)に対しては $y^+ > 50$ での予測の平均値である。式(1)に対する誤差棒は、適用範囲での最大値と最小値を示し、 $\pm 10\%$ である。式(6)~(7)については、オリジナル相関式での θ_B と式(2)による θ_c を使用した。 Y_s の勾配に基づく粘性底層に対する相関式(1)は $q_{c,exp}$ を過小評価し、乱流域に対する q_c の相関式は $q_{c,exp}$ を過大評価した。下流での小さい $q_{c,exp}$ に対して過大評価する理由は、計算で q の過小評価により Y_s を過大評価することによる。上流での大きな $q_{c,exp}$ に対しては、 Y_s の過大評価の影響が小さく、 q_c 相関式による $q_{c,cal}$ は $q_{c,exp}$ とよく一致した。

過熱蒸気条件での無次元速度 u^+ の分布は、飽和蒸気条件と同様に、式(13)と(14)にほぼ一致した。過熱蒸気条件での無次元温度 T^+ の分布は、図 11 (a)に示した飽和蒸気条件と異なり、単相流に対する相関式(17)および(18)と比較的よく一致した。これは、過熱蒸気条件では気相中で相変化が生じないことによると推察される。

無次元蒸気質量分率 Y_s^+ の分布を図 14 に示す。図 14 (a) に示す従来の定義式(19)による Y_s^+ は、従来相関式(20)および(21)と比較的よく一致したが、 y^+ が大きくなると流れ方向位置 x に対するバラツキが大きくなった。図 14 (b)に示す本研究で提案した定義式(24)による $Y_{s,mod}^+$ は、 x に対するバラツキが小さく、 $y^+ > 40$ で相関式(26)とよく一致した。定義式に使用されている q_{cy} の評価値が無次元蒸気質量分率に大きく影響し、 $y^+ < 40$ で $Y_{s,mod}^+$ が大きくなるのは q_{cy} の評価値が小さくなることによる。

過熱蒸気条件では、 u_y 、 T_{gy} 、 $Y_{s,y}$ の分布は単相流での分布に近いが、凝縮面の近くで急激に飽和温度 T_s に近づき、熱流束 q は T_s からの凝縮熱流束 q_s で近似できる。

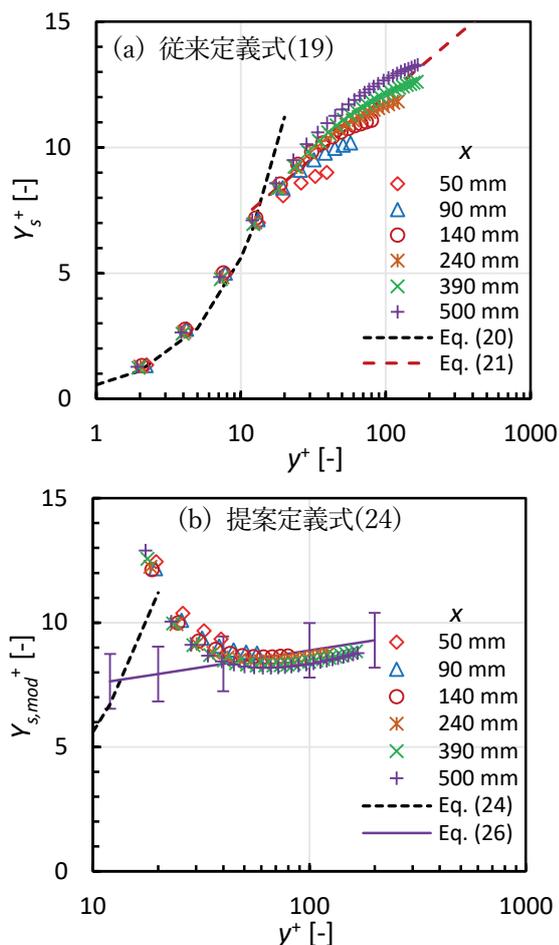


図 14 無次元蒸気質量分率 Y_s^+ の分布⁽²¹⁾

5. 鉛直平板での壁面凝縮の相関式

鉛直円管では流路断面積が小さく小規模の実験設備を活用できるため、壁面凝縮における熱流束と混合気体の温度分布を測定し、熱流束と壁関数の相関式^(14,15)について検討した。一方、図 1 に示した CV は直径が約 40 m、高さが約 80 m であり、形状は鉛直平板に近い。そこで、Legay-Desesquelles and Prunet-Foch⁽¹⁷⁾による温度分布の測定値を用いて熱流束と壁関数の相関式について検討した^(18,19)。この実験は水平ダクトの底面での凝縮であるが、速度が約 5 m/s の強制対流条件であり水平と鉛直の相違は無視できる。

5.1 熱流束の相関式

実験条件は、バルクでの速度 $u_b = 5.35 \text{ m/s}$ 、温度 $T_b = 85^\circ\text{C}$ であり、測定位置は $x = 2.8 \text{ m}$ である。バルクと凝縮面との温度差は $\Delta T = (T_b - T_w) = 5.1, 12.2, 15.3$ と 20.9°C である。凝縮熱流束 q_c や熱伝達率 h_c は測定の不確かさが大きいので測定されておらず、二次元解析で求められ $\Delta T = 5.1, 12.2, 15.3, 20.9^\circ\text{C}$ に対し $q_{c,cal} = 4.8, 9.2, 10.9, 13.3 \text{ kW/m}^2$ である。

円管内と平板では物質伝達率が異なり、平板でのシャーウッド数は表 6 に示す式(27)で与えられる。 Sh_x はバルクでの速度 u_b と流れ方向位置 x を用いて定義されているため、バルクの境界である境界層厚さ δ の相関式(28)を用い

て、関連式(27)を式(29)に変形した。本研究では変形式(29)による Sh_δ を局所位置 y に適用して式(30)による Sh_y を使用する。

式(30)の妥当性を確認するために、温度分布測定値⁽¹⁷⁾と飽和蒸気条件から Sh_y を評価した。物質輸送モデルに式(3)もしくは式(5)を平板の局所位置 y に適用した式(31)もしくは式(32)を使用した。式(31)を使用して求めた Sh_y を図 15 (a)に、式(32)を使用して求めた Sh_y を図 15 (b)に示す。図 15 (a)と(b)の $Re_y > 300$ に対して最小二乗法を用いて Sh_y のフィット式(33)を作成した。 Sh_y の評価値に対する式(33)の不確かさは $\pm 2s = \pm 16\%$ と小さい。式(30)の係数は式(33)の係数の 1.12 倍であるが、限られた測定値から式(33)を作成したことを考慮すれば、式(30)は妥当と判断される。

表 6 平板での物質伝達率に関する関連式

物質伝達率関連式 (Johnson & Rubesin, 1949)	
$Sh_x = 0.0296 Re_x^{4/5} Sc^{1/3}, Re_x = \frac{u_b x}{\nu}$	(27)
境界層厚さ (Schlichting, 1968)	
$\delta = \frac{0.37x}{Re_x^{1/5}}, Re_\delta = \frac{u_b \delta}{\nu} = 0.37 Re_x^{4/5}$	(28)
物質伝達率の変形式 ⁽¹⁸⁾	
$Sh_\delta = 0.023 Re_\delta^{3/4} Sc^{1/3}$	(29)
$Sh_y = 0.023 Re_y^{3/4} Sc^{1/3}, Re_y = \frac{u_y y}{\nu}$	(30)
局所熱流束 $q_{c,y}$ の関連式*	
$q_{c,y} = D \frac{P M_s}{R T} \frac{Sh_y}{y} h_{fg} \ln \left(\frac{1 - X_{s,w}}{1 - X_{s,y}} \right)$	(31)
$q_{c,y} = \lambda_c \frac{Sh_y}{y} (T_y - T_w)$	(32)
物質伝達率のフィット式 ⁽¹⁸⁾	
$Sh_y = 0.0205 Re_y^{3/4} Sc^{1/3}$ ($300 < Re_y < 11,200$)	(33)

*Murase et al.⁽¹⁸⁾により元式^(12,13)の Sh_x/x を Sh_y/y に変更。式(32)の λ_c には式(6)~(7)を使用。

式(31)と(30)および温度測定値⁽¹⁷⁾を用いて計算した $q_{c,pre}$ と $q_{c,cal}$ の比を図 16 (a)に示す。 $q_{c,cal}$ は二次元解析による計算値⁽¹⁷⁾である。 $y^+ > 30$ の乱流域では、 $q_{c,pre}/q_{c,cal}$ は 1.10 ± 0.10 (つまり $1.00 \sim 1.20$) の範囲にある。式(31)は $q_{c,cal}$ を 10% 過大に評価したが、不確かさ ± 0.10 は小さい。

式(32)と(30)および温度測定値⁽¹⁷⁾を用いて計算した $q_{c,pre}$ と $q_{c,cal}$ の比を図 16 (b) に示す。Liao and Vierow⁽¹³⁾による元

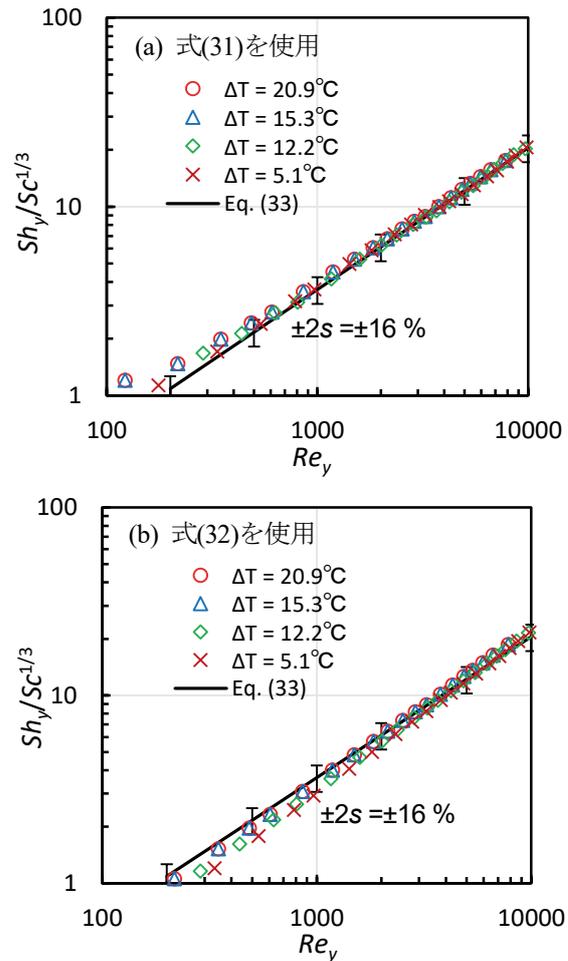


図 15 温度分布測定値⁽¹⁷⁾から求めた局所シャーウッド数⁽¹⁸⁾

式ではサクシオン係数 θ_B が使用されているが、図 16 (b)の計算では de la Rosa et al.⁽²⁾が推奨するサクシオン修正係数 θ_C を使用した (θ_B と θ_C は式(2)を参照)。 θ_C を使用すると $q_{c,pre}/q_{c,cal}$ は 1.05 ± 0.10 (つまり $0.95 \sim 1.15$) の範囲になった。一方、 θ_B を使用すると $q_{c,pre}/q_{c,cal}$ は 1.12 ± 0.10 (つまり $1.02 \sim 1.22$) の範囲になった。

従来関連式による q_c の計算値は、図 13 に示した場合と同様に、Liao and Vierow の式⁽¹³⁾と θ_B , Araki et al.による式⁽¹²⁾, Liao and Vierow の式⁽¹³⁾と θ_C の順に大きな値を与える。これらの式による予測値 $q_{c,pre}$ は、図 16 のケースで、二次元計算値 $q_{c,cal}$ に対して 1.12, 1.10, 1.05 倍であり、顕著な相違はない。

CFD 解析で壁面に接する計算セルを乱流域に設定する場合には、式(31)もしくは(32)と式(30)を使用すればよい。限られた測定値から求めた式(33)より信頼性が高い従来関連式(27)を変形した式(30)を用いるのがよいと判断する。

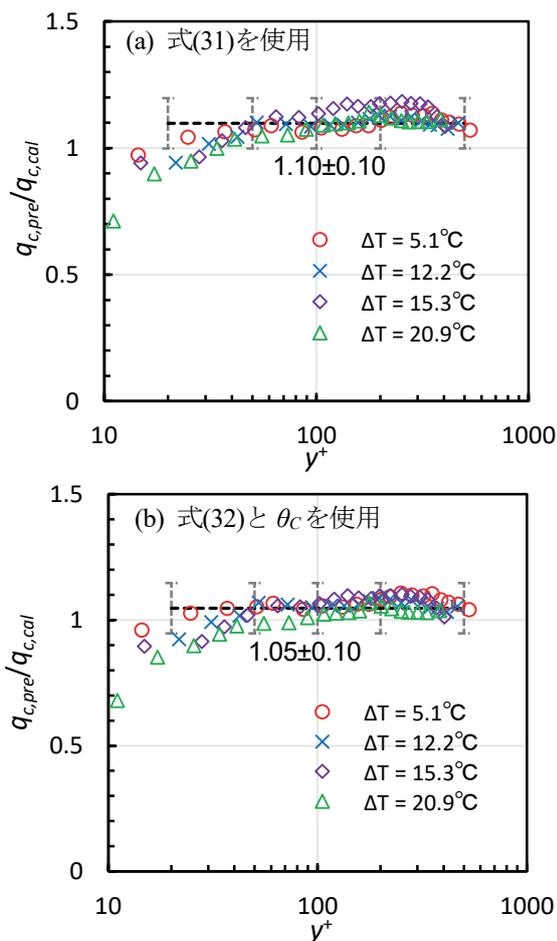


図 16 局所での凝縮熱流束の予測値 $q_{c,pre}$ ⁽¹⁸⁾

5.2 無次元分布の相関式

鉛直円管での無次元分布と同様に、Desesquelles and Prunet-Foch⁽¹⁷⁾による温度分布の測定値と飽和温度条件を用いて平板での無次元分布について検討した⁽¹⁹⁾。Kumarら⁽¹⁰⁾は、 $|v_y/u_d| < 0.02$ ではサクション流速 v_y の影響は小さいと報告している。本研究では、 $q_c = 4.8 \sim 13.3 \text{ kW/m}^2$ に対して $|v_y/u_d| = 0.011 \sim 0.025$ ($v_y = 2.5 \sim 6 \text{ mm/s}$) であり、 v_y が速度分布に及ぼす影響は重要でないため、無次元速度については検討しない。

従来評価で用いられているバルクで定義された流れ方向の熱伝達率 Nu_x の相関式を用いて式(16)の対流熱流束 q_w を計算すると、求めた T^+ の最小二乗法によるフィット式は $T^+ = 1.54 \ln(y^+) + 11.1$ になり、従来相関式(18)より定数が大きく係数が小さくなった。CFD 解析では計算セルでの物理量 (速度 u_y , 温度 T_y , 蒸気濃度 $Y_{s,y}$) を使用することから、鉛直円管に対する式(22)と同様に、表 7 に示す局所のヌッセルト数 Nu_y に対する式(34)を用いて T^+ を求めた。なお、式(34)は式(30)と相似則から求めた。

表 7 平板での無次元分布の相関式 (壁関数)

無次元温度 ⁽¹⁹⁾	
$Nu_y = h_{conv} y / \lambda = 0.023 Re_y^{3/4} Pr^{1/3}$	(34)
$T^+ = 1.94 \ln(y^+) + 6.45$ (乱流域)	(35)
無次元蒸気質量分率 ($\theta_B = 1$) ⁽¹⁹⁾	
$Y_{s,mod}^+ = \theta_B Y_s^+ / (1 - Y_{s,y})$	(36)
$= 1.87 \ln(y^+) + 3.64$ (乱流域)	

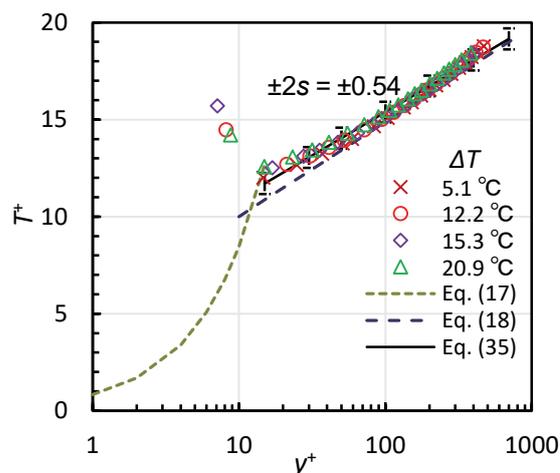


図 17 平板での無次元温度 T^+ の分布⁽¹⁹⁾

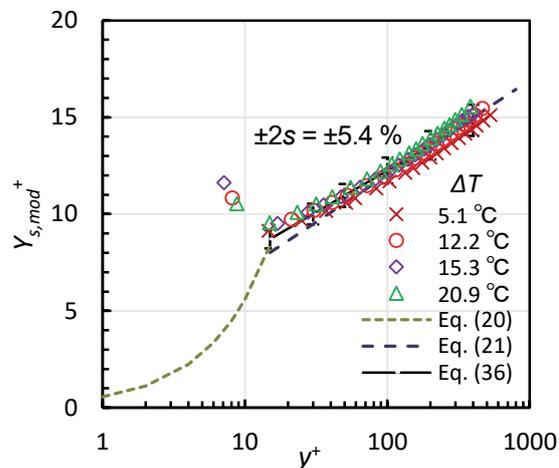


図 18 平板での無次元蒸気質量分率 $Y_{s,mod}^+$ の分布⁽¹⁹⁾

式(15)で定義される無次元温度 T^+ の分布を図 17 に示す。求めた T^+ は従来相関式(18)と顕著な相違はない。最小二乗法を用いて T^+ のフィット式(35)を作成した。式(35)に対する T^+ の評価値の不確かさは $\pm 2s = \pm 0.54$ である。

無次元蒸気質量分率 Y_s^+ に従来の定義式(19)を用いると、乱流域で Y_s^+ の評価値が従来の対数式(21)より小さくなる。

鉛直円管と同様に、粘性底層に対して導出した定義式(24)と $\theta_B=1$ を使用した $Y_{s,mod}^+$ の評価値を図18に示す。 Y_s の定義式を修正することにより $Y_{s,mod}^+$ の評価値は従来の対数式(21)とほぼ一致した(つまり従来の相関式を活用できる)。最小二乗法を用いて作成したフィット式(36)に対する $Y_{s,mod}^+$ の評価値の不確かさは $\pm 2s = \pm 5.4\%$ と小さい。

求めた蒸気質量分率 Y_s の分布関数である式(36)を用いた予測値 $Y_{s,pre}$ を測定値 $Y_{s,exp}$ と比較して図19(a)に示す。式(36)で Y_s^+ は定義式(19)で計算し、式(19)で q_c の計算には式(31)と(30)を使用した。 $Y_{s,exp}$ は温度測定値と飽和温度条件から求めた。 $Y_{s,pre}$ と $Y_{s,exp}$ はよく一致し、不確かさは $\pm 2s = \pm 2.0\%$ と小さい。

$Y_{s,pre}$ と飽和蒸気条件から求めた温度の予測値 $T_{g,pre}$ と測定値 $T_{g,exp}$ の比較を図19(b)に示す。 $T_{g,pre}$ と $T_{g,exp}$ はよく一致し、不確かさは $\pm 2s = \pm 0.48\text{ }^\circ\text{C}$ と小さい。

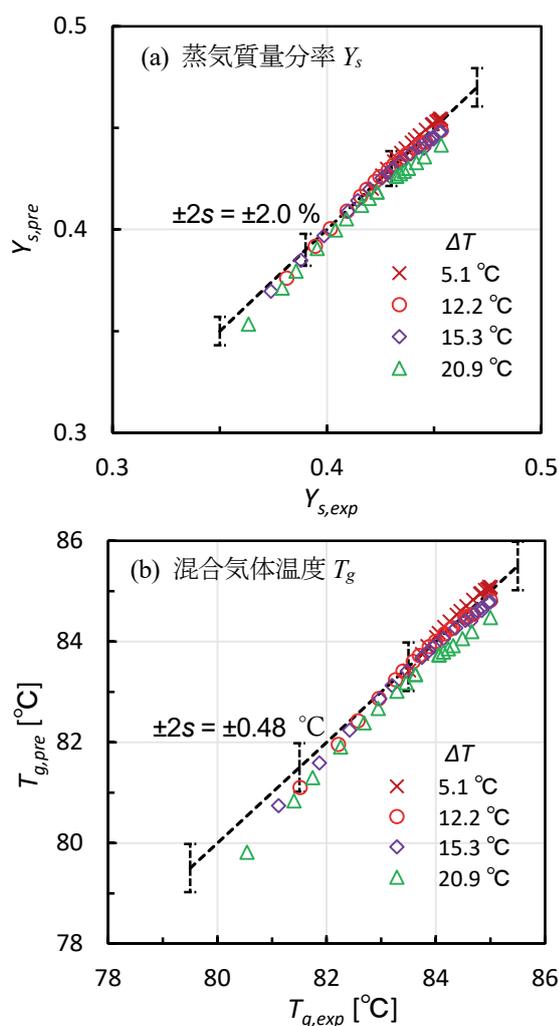


図19 作成した相関式での予測値と測定値の比較⁽¹⁹⁾

平板での壁面凝縮における温度分布の測定例は非常に少なく、本研究で使用した測定値は限られている。しかし、本研究で提案した局所の相関式(34)と(30)および無次元蒸気質量分率の定義式(36)を使用すれば、図17と図18に示したように、従来相関式(18)と(21)に近い結果が得られる。

5.3 考察

本研究で必要とする壁面凝縮での温度分布に関する公開データは非常に少ない。このため、流路断面積が小さく小容量のボイラーや圧縮機で実験できる鉛直円管を用いて強制対流凝縮での温度分布を測定し、乱流域で使用できる凝縮熱流束の相関式と無次元分布の対数式(壁関数)を作成した。CV壁の形状は鉛直平板で近似できることから、円管での結果を参照し、平板の強制対流凝縮での温度分布の従来データを用いて、凝縮熱流束の相関式と無次元分布の対数式(壁関数)を作成した。使用できる従来データが少ないことから、できるだけ検証済みの従来相関式を活用し、新たに変更する部分を最小限に抑制した。これにより、強制対流凝縮に対してはCFD解析で計算セルを乱流域に設定して現実的な計算を実行できるようになった。

一方、事故時のCV内では、強制対流と自然対流および自然対流と自然対流が複合した流れ場になる。このため、自然対流凝縮に対する熱流束の相関式と無次元分布の対数式を整備する必要がある。平板での自然対流データを取得するには大規模な実験設備が必要になる。例えば、Kelm et al.⁽⁹⁾は断面 $0.44\text{ m} \times 0.44\text{ m}$ で凝縮面長さ 6 m の装置を使用した壁面凝縮実験を実施しているが、測定結果はほとんど公開されていない。流路断面積は本研究で使用した鉛直円管⁽¹¹⁾の100倍(100倍の蒸気流量と空気流量が必要)であり、本研究では自然対流凝縮の実験の評価は難しい。そこで、CFD解析を活用して自然対流凝縮に対する熱流束の相関式と無次元分布の対数式を整備する計画である。

6. おわりに

本研究では、CFDコードを使用する数値計算で凝縮面に接する計算セルにおける物理量(速度、温度、蒸気濃度)を用いて凝縮熱流束 q_c を求めるための相関式を整備することを目的としている。本報告では、強制対流凝縮に対する前報⁽²⁰⁾以降の研究成果をまとめた。これまでに得られた主な結果は以下の通りである。

- (1) 円管内の強制対流凝縮では、壁面からの距離 y の2倍 $2y$ を代表長さにしたシャーウッド数 Sh_y の相関式を使

用すれば、凝縮熱流束 q_c の従来相関式と距離 y の乱流域での物理量（速度、温度、蒸気濃度）を用いて熱流束 q_{cy} を予測できる。

- (2) 粘性底層での蒸気濃度勾配に基づく凝縮熱流束 q_c の相関式から導出される無次元蒸気質量分率 $Y_{s,mod}^+$ は、単相流に対する Y_s^+ の定義式と異なる。新しい $Y_{s,mod}^+$ の定義式を使用すると、不確かさが小さい蒸気質量分率 Y_s の対数式を作成でき、乱流域での Y_s と飽和温度 T_s を適切に予測できる。
- (3) 粘性底層での蒸気濃度勾配に基づく q_c の相関式を境界条件に使用した CFD 解析は、熱流束 q と物理量（速度、温度、蒸気濃度）の分布を適切に計算できる。
- (4) 過熱度が約 100 °C の過熱蒸気条件では、凝縮面の近くで急激に飽和温度に近づき、飽和温度からの凝縮伝熱として熱流束を評価できる。過熱蒸気条件では乱流域で相変化がないため、乱流域での混合気体温度 T_g と Y_s の分布は単相流での対数式に近い。
- (5) 平板の壁面凝縮での局所シャーウッド数 Sh_y は、バルクでの流れ方向 x に対するシャーウッド数 $Sh_x \propto Re_x^{4/5}$ と Re 数への依存性が異なり、 $Sh_y \propto Re_x^{3/4}$ になる。 Sh_y の相関式を使用すれば、円管内と同様に、乱流域での物理量（速度、温度、蒸気濃度）を用いて熱流束 q_{cy} を予測できる。
- (6) 平板の壁面凝縮における T_g と Y_s の分布は、 Y_s に $Y_{s,mod}^+$ の定義式を使用すれば、従来相関式による対数式に近い。

今後の課題として、CFD 解析を活用して自然対流凝縮に対する熱流束の相関式と無次元分布の対数式を整備することが望ましい。

記号

B	サクシオンパラメータ (-)
cp	比熱 (kJ/kg K)
D	拡散係数 (m ² /s)
d	直径 (m)
h_c	凝縮熱伝達率 (kW/m ² K)
h_{fg}	凝縮潜熱 (kJ/kg)
h_{fg}'	$= h_{fg} + cp (T_b - T_w)$ (kJ/kg)
M	分子量 (kg/kmol)
P	圧力 (Pa)
Pr	プラントル数 (-)
q_c	凝縮熱流束 (kW/m ²)
R	一般ガス定数 (kJ/kmol K)
Re	レイノルズ数 (-)

Sc	シュミット数 (-)
Sh	シャーウッド数 (-)
s	標準偏差 (-)
T	温度 (K)
T^+	無次元温度 (-)
u	速度 (m/s)
u^+	無次元速度 (-)
W	流量 (kg/s)
X	モル分率 (-)
Y	質量分率 (-)
Y^+	無次元質量分率 (-)
x	流れ方向位置 (m)
y	壁面からの距離 (m)
y^+	無次元距離 (-)

ギリシャ文字

θ_B	サクシオン係数 (-)
θ_C	サクシオン修正係数 (-)
λ	熱伝導率 (kW/m K)
λ_c	凝縮熱伝導率 (kW/m K)
ν	動粘性係数 (m ² /s)
ρ	密度 (kg/m ³)
τ	せん断応力 (Pa)

添字

a	空気
b	バルク
c	凝縮
cal	計算
d	直径
exp	実験
g	混合気体
in	入口
m	平均もしくは混合気体
mod	修正
pre	予測
s	蒸気
w	壁面
x	流れ方向位置 x
y	距離 y

引用文献

- (1) J. Green and K. Almenas, An Overview of the Primary Parameters and Methods for Determining Condensation Heat Transfer to Containment Structures, *Nuclear Safety*, Vol. 37 (1996), pp. 26-48.
- (2) J. C. de la Rosa, A. Escrivá, L. E. Herranz, T. Cicero and J. L. Muñoz-Cobo, Review on Condensation on the Containment Structure, *Progress in Nuclear Energy*, Vol. 51 (2009), pp. 32-66.
- (3) J. Huang, J. Zhang and L. Wang, Review of Vapor Condensation Heat and Mass Transfer in the Presence of Non-Condensable Gas, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 89 (2015), pp. 469-484.
- (4) M. K. Yadav, S. Khandekar and P. K. Sharma, An Integrated Approach to Steam Condensation Studies Inside Reactor Containments: A Review, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 300 (2016), pp. 181-209.
- (5) F. Liu, Z. Sun, M. Ding and H. Bian, Research Progress of Hydrogen Behaviors in Nuclear Power Plant Containment under Severe Accident Conditions, *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 46 (2021), pp. 36477-36502.
- (6) A. Dehbi, F. Janasz and B. Bell, Prediction of Steam Condensation in the Presence of Noncondensable Gases using a CFD-based Approach, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 258 (2013), pp. 199-210.
- (7) L. Vyskocil, J. Schmid and J. Macek, CFD Simulation of Air-Steam Flow with Condensation, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 279 (2014), pp. 147-157.
- (8) E. Studer, D. Abdo, S. Benteboula, G. Bernard-Michel, B. Cariteau, N. Coulon, F. Dabbene, Ph. Debesse, S. Koudriakov, C. Ledier, J.-P. Magnaud, O. Norvez, J.-L. Widloecher, A. Beccantini, S. Gounand S. and J. Brinster, Challenges in Containment Thermal Hydraulics, *Nuclear Technology*, Vol. 206 (2020), pp. 1361-1373.
- (9) S. Kelm, H. Muller, A. Hundhausen, C. Druska, A. Kuhr and H.-J. Allelein, Development of a Multi-Dimensional Wall-Function Approach for Wall Condensation, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 353 (2019), p. 110239.
- (10) G. Vijaya Kumar, L. M. F. Cammiade, S. Kelm, K. A. Prakash and W. Rohlf, Implementation of a CFD Model for Wall Condensation in the Presence of Non-Condensable Gas Mixtures, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 187 (2021), p. 116546.
- (11) M. Murase, Y. Utanohara, R. Goda, T. Shimamura, S. Hosokawa and A. Tomiyama, Measurements of Temperature Distributions and Condensation Heat Fluxes for Downward Flows of Steam-Air Mixture in a Circular Pipe, *Japanese Journal of Multiphase Flow*, Vol. 33 (2019), pp. 405-416.
- (12) H. Araki, Y. Kataoka and M. Murase, Measurement of Condensation Heat Transfer Coefficient inside a Vertical Tube in the Presence of Noncondensable Gas, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 32 (1995), pp. 517-526.
- (13) Y. Liao and K. Vierow, A Generalized Diffusion Layer Model for Condensation of Vapor with Noncondensable Gases, *Transactions of ASME, Journal of Heat Transfer*, Vol. 129 (2007), pp. 988-994.
- (14) M. Murase, Y. Utanohara, S. Hosokawa and A. Tomiyama, Prediction Method of Condensation Heat Transfer from Steam-Air Mixture for CFD Application, *Japanese Journal of Multiphase Flow*, Vol. 35 (2021), pp. 453-462.
- (15) 村瀬道雄, 歌野原陽一, 細川茂雄, 富山明男, 飽和蒸気と空気の混合気体の流れにおける温度と蒸気質量分率の分布, *混相流*, Vol. 36 (2022), pp. 255-265.
- (16) M. Murase and Y. Utanohara, Numerical Simulation of Experiments for Wall Condensation from Mixtures of Saturated Steam and Air in a Vertical Tube, *Mechanical Engineering Journal*, Vol. 10, (2023), 23-00128.
- (17) F. Legay-Desesquelles and B. Prunet-Foch, Heat and Mass Transfer with Condensation in Laminar and Turbulent Boundary Layers along a Flat Plate, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 29 (1986), pp. 95-105.
- (18) M. Murase, Y. Utanohara and A. Tomiyama, Prediction Method for Condensation Heat Transfer in the Presence of Non-condensable Gas for Computational Fluid Dynamics Applications, *Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science*, Vol. 8 (2022), p. 031404.
- (19) M. Murase, T. Suzuki, Y. Utanohara and T. Takaki, Dimensionless Profiles of Temperature and Steam Mass Fraction in Flows of Steam-Air Mixture on a Flat Plate, *Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science*, Vol. 9 (2023), p. 011401.
- (20) 村瀬道雄, 歌野原陽一, 細川茂雄, 富山明男, 鉛直管における蒸気と空気の混合気体からの凝縮伝熱, *INSS JOURNAL*, Vol. 28 (2021), C-3.
- (21) M. Murase and Y. Utanohara, Numerical Simulation of Wall Condensation from a Superheated Steam and Air

Mixture in a Vertical Pipe, Nuclear Technology, Vol. 209 (2023), pp. 1086-1100.

- (22) Y. Utanohara, M. Murase, A. Masui, R. Inomata, Y. Kamiya, Numerical Simulation of Temperature Distribution in a Containment Vessel of an Operating PWR Plant, Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, Vol. 1 (2015), p. 011002.
- (23) M. Murase, Y. Utanohara, R. Goda, S. Hosokawa and A. Tomiyama, Condensation Heat Transfer for Downward Flows of Superheated Steam-Air Mixture in a Circular Pipe, Nuclear Engineering and Design, Vol. 371 (2021), p. 110948.
- (24) B. A. Kader, Temperature and Concentration Profiles in Fully Turbulent Boundary Layer, Int. J. Heat and Mass Transfer, Vol. 24 (1981), pp. 1541-1544.

— 解説 —

鉛直管におけるフラッシング状態での管内流動特性

Flow Characteristics in Vertical Pipes under Flooding Conditions

高木 俊弥 (Toshiya Takaki)*¹村瀬 道雄 (Michio Murase)*¹栗本 遼 (Ryo Kurimoto)*²林 公祐 (Kosuke Hayashi)*²富山 明男 (Akio Tomiyama)*²

要約 本解説の対象は原子炉の事故時における配管系での流動特性であり、目的は鉛直管でのフラッシング状態における対向流制限 CCFL、ボイド率 α_G 、壁面摩擦係数 f_w 、界面摩擦係数 f_i に関する相関式の不確かさを縮小することである。鉛直管の上下端の管端形状をそれぞれ直角あるいは曲面に変えて空気・水の気液対向流実験を行い、CCFL 特性、液膜厚さ δ 、 f_w 、 f_i に対する相関式を作成した。配管内の流動パターンとして smooth film (SF)、transition (TR)、rough film I (RF-I)、rough film II (RF-II) を確認した。CCFL 特性は管端形状と流動パターンに依存した。フラッシング状態での CCFL 特性、圧力勾配 dP/dz および α_G を測定し、 f_w 相関式を提案した。測定結果に加えて既存の dP/dz データや提案した f_w 相関式も用いて δ および f_i の相関式を提案した。これら δ 、 f_w および f_i 相関式を原子炉の事故解析に用いるため、大口径、高温高压条件への適用性を評価した。さらに、SF および RF のいずれにも適用可能な、 f_w および f_i 相関式を作成した。

キーワード 鉛直管、気液対向流、フラッシング状態、流動特性

Abstract This article studies flow characteristics in piping systems of nuclear reactors under accident conditions, with the objective of decreasing uncertainties in correlations for counter-current flow limitation (CCFL), void fraction α_G , wall friction factor f_w , and interfacial friction factor f_i in vertical pipes under flooding conditions. We conducted gas-liquid counter-current flow experiments with air and water by changing the geometry to sharp-edged or rounded at the top end and bottom end of vertical pipes, respectively, and we obtained correlations for the CCFL characteristics, liquid film thickness δ , f_w , and f_i . We observed four different flow patterns in the pipes: smooth film (SF), transition (TR), rough film I (RF-I), and rough film II (RF-II). The CCFL characteristics depended on the pipe edges and flow patterns. We proposed a f_w correlation and obtained the liquid film thickness δ and f_i from the existing dP/dz data and the proposed f_w correlation. By using these data, we proposed a δ correlation and a f_i correlation. Applicability of these correlations for δ , f_w and f_i to large diameters and high pressure and temperature conditions was evaluated with respect to their use in accident analysis of nuclear reactors. Moreover, f_i and f_w correlations, which were applicable to both SF and RF, were evaluated.

Keywords vertical pipe, gas-liquid counter-current flow, flooding condition, flow characteristics

1. はじめに

加圧水型原子力発電所において通常運転中は加圧器により圧力を上げることで冷却材系統が高圧の水で満たされるように制御される。冷却材喪失事故等が発生した場合には、炉心で発生した蒸気が冷却系統全体に流入する。加圧器と冷却材主管系統をつなぐ鉛直管である加圧器サージ管やホットレグなどの冷却材配管や蒸気発生器の伝熱管において、凝縮水が放熱によって発生し、蒸気の流れに対向して重力落下するこ

とで、気液対向流が発生する。蒸気流量が大きくなると、落下水制限 (CCFL) が生じてフラッシング状態となる。その状態を模擬した原子炉事故解析では一次元気液二相流モデルが広く使用されている。本解説では原子炉の事故時における配管系での流動特性を対象とし、特に加圧器サージ管を想定して気液対向流条件における鉛直管内流動に関する相関式の不確かさの縮小を目的としている。

CCFL は、炉心内の冷却水量や燃料棒の冷却に直接影響することから、多くの研究⁽¹⁾⁽²⁾が行われているが、

* 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

ボイド率 α_G 、壁面摩擦係数 f_w 、界面摩擦係数 f_i などの流動特性に関する研究は少ない。鉛直管における気液対向流はWallisらにより多くの実験が行われ⁽¹⁾⁽³⁻⁶⁾、流動状態を滑らかな液膜(SF: smooth film)と粗い液膜(RF: rough film)に区分し⁽⁵⁾⁽⁶⁾、環状流モデルを用いて f_w と f_i が評価された。WallisらはRFに対して $f_w=0$ と近似して圧力勾配 dP/dz の測定値から f_i を求め、 f_i 相関式を提案した。一方、Godaら⁽⁷⁾は、鉛直管の下端がシャープエッジでの下端フラッディングによるRFを対象として、直径 $D=20\text{ mm}$ と 40 mm の鉛直管を用いて空気・水系実験を行い、弁締切法を用いた α_G 測定値と dP/dz 測定値から f_w と f_i を求め、 f_w の影響を無視できないことを示すとともに f_i を評価した。佐野ら⁽⁸⁾は、同じくRFを対象として、 f_w の評価を行った。鉛直管上端フラッディングによるSFに対する相関式は整備されておらず、Wallis⁽¹⁾による $f_w=0.005$ しかない。

本報では $D=20\text{ mm}$ および 40 mm の鉛直管を用い、流動特性を観察するとともに、上下端形状を変えてGodaら⁽⁷⁾と同様の実験を行い、CCFL特性、 dP/dz および α_G を測定した。上端シャープエッジ、下端ラウンドエッジでの実験結果からSFでの f_w の相関式を求めた⁽⁹⁾。その f_w 相関式と dP/dz の既存データから α_G を求めて液膜厚さ δ の相関式を作成し、これらから f_i の相関式を作成した。事故時圧力(7MPa)における加圧器サージ管($D \approx 300\text{ mm}$)への適用性を評価した⁽¹⁰⁾。次に上下端の形状をさらに変更して実験を行った上でSFとRFを区別しない f_w ⁽¹¹⁾および f_i ⁽¹²⁾の相関式を提案した。

2. 実験装置と結果

2.1 実験による界面、壁面摩擦係数データ取得

τ をせん断応力、添字 i を界面、 w を壁面とする。図1において界面せん断応力 τ_i および壁面せん断応力 τ_w を用いると、気相部および液相部の一次元一圧力二流体モデル運動量方程式は、それぞれ式(1)および式(2)のとおりとなる。

$$-\alpha_G \frac{dP}{dz} = \frac{Pe_i}{A} \tau_i + \rho_G \alpha_G g \quad (1)$$

$$-\alpha_L \frac{dP}{dz} = -\frac{Pe_i}{A} \tau_i - \frac{Pe_w}{A} \tau_w + \rho_L \alpha_L g \quad (2)$$

ここで α は体積率、 P は管内圧力、 Pe は濡れ縁長さ、 A

は流路断面積、 ρ は密度、 g は重力加速度。添字 G は気相、 L は液相である。また、 i は気液界面である。

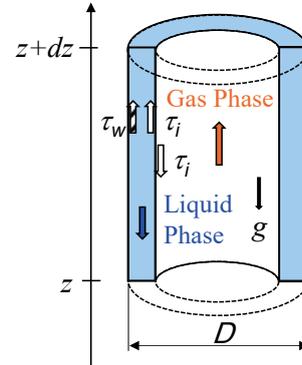


図1 定常非圧縮性環状対向流

式(3)を式(1)(2)に代入すると界面せん断応力、壁面せん断応力はそれぞれ式(4)(5)のとおりとなる。

$$Pe_i = \pi D \sqrt{\alpha_G}, \quad Pe_w = \pi D, \quad A = \frac{\pi D^2}{4} \quad (3)$$

$$\tau_i = -\frac{D\sqrt{1-\alpha_L}}{4} \left(\frac{dP}{dz} + \rho_G g \right) \quad (4)$$

$$\tau_w = \frac{D}{4} \left[\left(\frac{dP}{dz} + \{ \rho_G(1-\alpha_L) + \rho_L \alpha_L \} g \right) \right] \quad (5)$$

界面せん断応力および壁面せん断応力を式(6)と(7)で定義する。

$$\tau_i = f_i \frac{1}{2} \rho_G (u_G - u_L)^2 \quad (6)$$

$$\tau_w = f_w \frac{1}{2} \rho_L u_L^2 \quad (7)$$

u は相平均速度である。式(4)~(7)より以下の式(8)(9)を得る。

$$f_i = -\frac{D\sqrt{1-\alpha_L}}{2\rho_G} \left(\frac{dP}{dz} + \rho_G g \right) \left(\frac{J_G}{1-\alpha_L} - \frac{J_L}{\alpha_L} \right)^{-2} \quad (8)$$

$$f_w = \frac{D\alpha_L^2}{2\rho_L J_L^2} \left[\frac{dP}{dz} + (\rho_G(1-\alpha_L) + \rho_L \alpha_L) g \right] \quad (9)$$

J は体積流束。実験から J_G に対する J_L 、 dP/dz 、液相体積率 $\alpha_L (=1-\alpha_G)$ を測定し、 f_i と f_w を算出する。

2.2 実験装置・方法

鉛直管での空気と水を用いたフラッディング実験の装置を図2に示す。装置は既報⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾と同じであり、

上部タンク、鉛直円管（試験部）、気相助走部、下部タンク、貯水槽、および気液供給系で構成されている。試験部である鉛直管は直径 $D = 20\text{mm}$ および 40mm 、長さ 800mm であり、上下端は直角のシャープエッジあるいは曲率 $R = D/2$ のラウンドエッジである。

実験では、下部タンク側面から常温・常圧の空気を、上部タンクの側面から水 ($25 \pm 5^\circ\text{C}$) を供給し、気液対向流を形成させた。鉛直管から落下した液は下部タンクに溜め、上部タンク内の余剰液は排出ラインを通して貯水槽へ戻した。上部タンク液位は 100mm とした。落下液の流量は下部タンクの水位上昇率から求めた。圧力勾配 dP/dz は鉛直管側面の上部と下部に設けたタップに微差圧トランスデューサを取り付け測定した。測定区間は 640mm 、サンプリング周期は 1ms 、サンプル数は 50000 点で平均値を使用した。平均値の 95% 信頼区間における不確かさは $\pm 6.1\%$ 以下であった。 α_L の測定については、急閉弁締切法を用いた。測定区間は 550mm とした。弁締切後の水位を測定して α_L を求め、 60 回測定した平均値を使用した。 95% 信頼区間における α_G の不確かさは測定値の $\pm 2.0\%$ 以下であった。

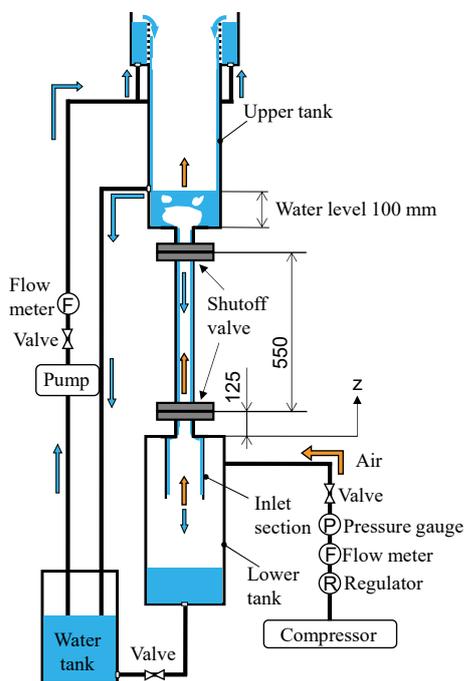


図2 実験装置の全体図

上部タンク下面から下部タンク上面までの鉛直管部の両端については、図3のとおり直角となるシャープエッジと曲面となるラウンドエッジの組合せ4種類での実験データを使用している。流動撮影には高速

度ビデオカメラ (Integrated Design Tools, Motion Pro X3) を使用し、撮影領域は鉛直管上端から下端までとした。

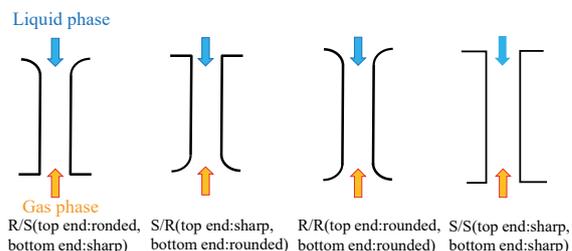


図3 鉛直管の管端形状

2.3 流動様式

350fps で撮影した流動状態の画像について、軸上の輝度値のみを抽出して時間軸に並べ、time-strip画像を作成した。time-strip画像とは流動構造を把握するためのもので、任意の直線上の画像を 1-pixel 幅で抜き出し、時系列に配置することで、流れの時間変化を可視化するものである。図4に上端ラウンドエッジ下端シャープエッジ(R/S)のtime-strip画像のを示す。ここで暗くなっている部分が厚い液膜を、その線が水の移動を表し、右肩下がりの線は液膜の流下を、右肩上がりの線は空気によって管内を上昇する擾乱波を表している。流動構造は低気相流域から高気相流域にかけて大きく4つに分けられた。低気相流域の図4(a)では液相が滑らかに流下するSFであった。気相流束を増やすと落水が下端で制限され、図4(b)のように管下端部から擾乱波が発生する遷移状態 (TR: transition) となった。さらに気相流束を増やすと図4(c)のように擾乱波が管上端部まで達してRF-I (rough film I) になり、また図4(d)のように管内で複数の擾乱波が同時に発生し落水が管内で制限されるRF-II (rough film II) になった。

2.4 気液対向流制限特性の測定値

落下水量を評価するため、Wallisによる以下のCCFL 相関式⁽¹⁾が広く用いられている。

$$H_G^{*1/2} + mH_L^{*1/2} = C_i \quad (i = K \text{ or } W) \quad (10)$$

$$H_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k}{gw(\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (k = G \text{ or } L) \quad (11)$$

ここで、 H^* は無次元体積流束、 w は代表長さである。勾配 m および定数 C_i は実験により決定され、添字 K と

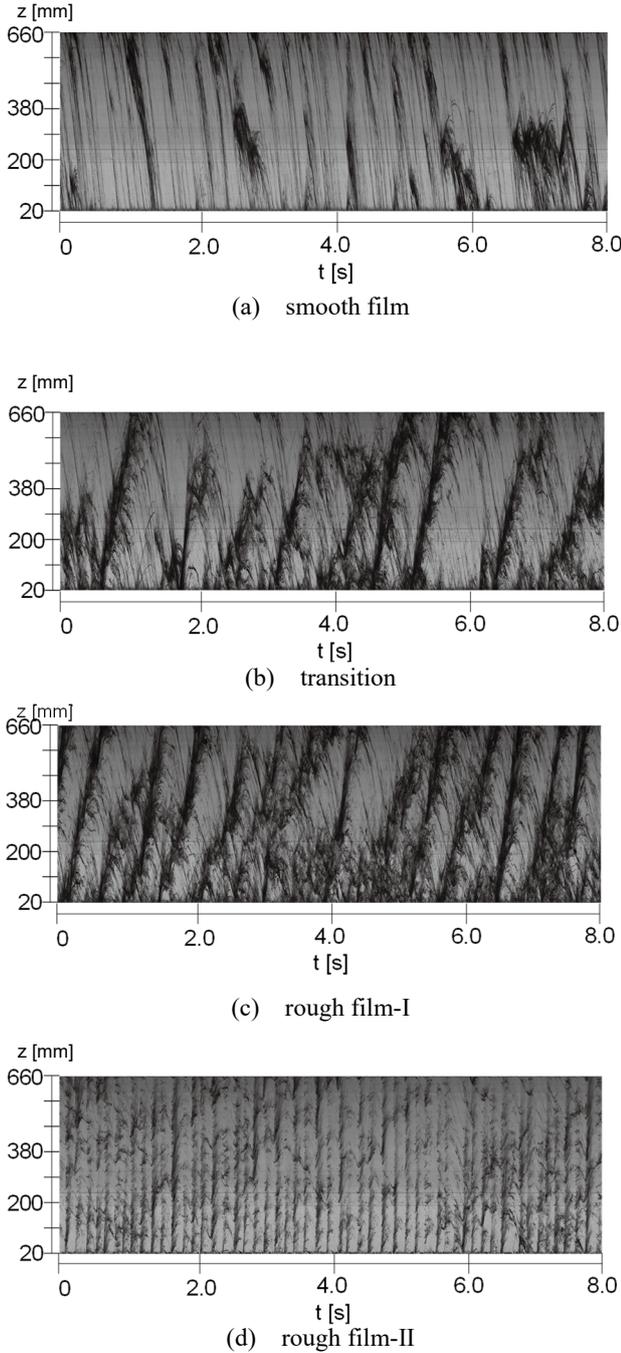


図4 time-strip画像⁽⁷⁾ (上下端形状R/S)

W はそれぞれKutateladzeパラメータとWallisパラメータに対応することを示す. Bankoffら⁽¹⁵⁾は式(12)および式(13)にて代表長さ w を定義した.

$$w = D^{(1-\beta)} L^\beta, \quad 0 \leq \beta \leq 1 \quad (12)$$

$$L = \left\{ \frac{\sigma}{g(\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (13)$$

ここで, L はラプラス長さ, σ は表面張力である. 式(10)

および式(11)では, $\beta = 0$ で H^* はWallisパラメータ J_k^* になり, $\beta = 1$ で H^* はKutateladzeパラメータ K_k^* になる. J^* および K^* は無次元直径 D^* を用いて式(14)のとおり相互に変換される.

$$J^* = \frac{K^*}{D^{*1/2}}, \quad D^* = \frac{D}{L} \quad (14)$$

$D = 40 \text{ mm}$ において鉛直管の上下端形状がCCFL特性に及ぼす影響を図5に示す. J_G^* の増加に伴い, J_L^* は減少している. おおむね $J_G^{*1/2} < 0.4$ の低 J_G^* における流動様式はSFで, J_L^* に関し上端形状がラウンドエッジである上端ラウンドエッジ下端ラウンドエッジ(R/R)とR/S, 上端シャープエッジ下端ラウンドエッジ(S/R)と上端シャープエッジ下端シャープエッジ(S/S)はほぼ一致している. また, 上端ラウンドエッジは上端シャープエッジより同じ J_G^* に対し J_L^* つまり落水量が多くなった. SFは管内に液膜が流入するとそのままだらかに流下する流動であることから, 管上端ラウンド形状の液膜流入のしやすさが, 直接落水量の増大に影響を及ぼしたと考えられる. 次におおむね $J_G^{*1/2} \geq 0.4$ の高気相流域において, 流動様式はTR, RF-I, RF-IIと変化していくが, 管端形状によりCCFL特性の勾配 m は変化している. RF-IIでは落下水が管内で制限され管端形状の影響は現れていない.

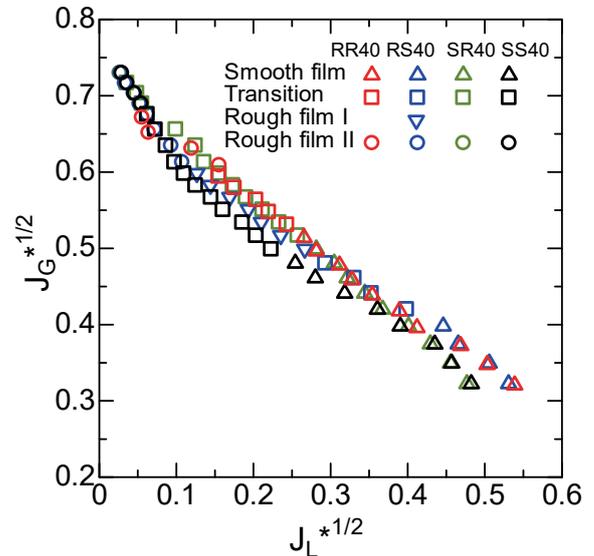


図5 上下端形状の違いによるCCFL特性

2.5 圧力勾配および液相体積率の測定値

管端形状毎の試験結果について, 無次元気相体積流速に対する, 無次元圧力勾配 $(dp/dz)^*$ および α_L の関係

を図6に示す. $(dP/dz)^*$ については式(15)で定義する.

$$\left(\frac{dP}{dz}\right)^* = \frac{\frac{dP}{dz}}{(\rho_L - \rho_G)g} \quad (15)$$

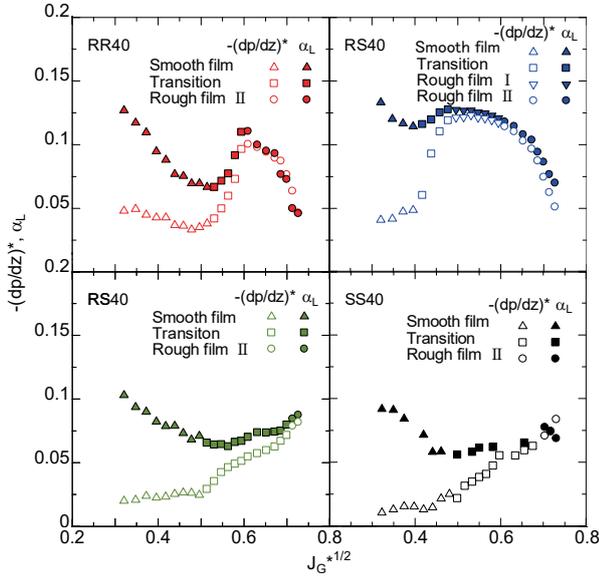


図6 上下端形状ごとの無次元圧力勾配および液相体積率

管端形状および流動様式により, α_L および $(dP/dz)^*$ は違った変化をしている. f_w と f_i は, それぞれ $\{\alpha_L + (dP/dz)^*\}$ と $-(dP/dz)^*$ に比例することから, 管端形状および流動様式によって変化すると言える.

3. Smooth Filmにおける相関式

3.1 壁面摩擦係数の相関式

上端シャープエッジで $D = 20 \text{ mm}$ および 40 mm の実験結果について, 液相レイノルズ数 Re_L と式(9)を用いて求めた f_w の関係を図7に示す. Re_L は式(16)で定義されている. ここで ν_L は液相の動粘度である.

$$Re_L = \frac{J_L D}{\nu_L} \quad (16)$$

f_w を求めるには, J_G と J_L の関係, dP/dz , および α_G が必要であるが, フラッシング状態において信頼できる α_G データは限られていた. このため従来, SFに対する f_w として単相流の式(17)が用いられている⁽¹⁶⁾.

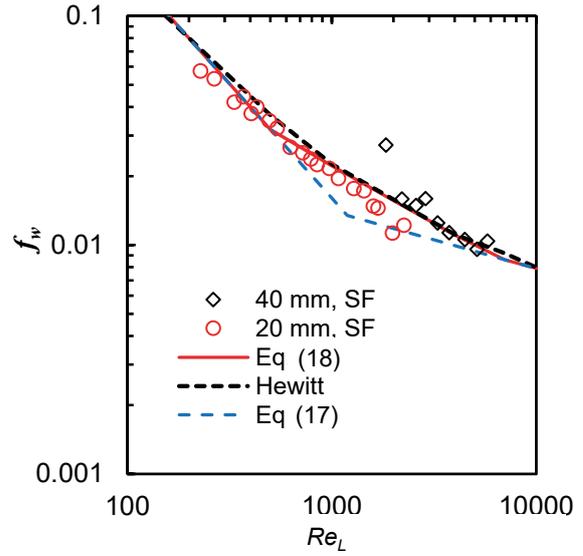


図7 液相レイノルズ数と壁面摩擦係数の関係

$$f_w = \max\left(\frac{16}{Re_L}, \frac{0.079}{Re_L^{0.25}}\right) \quad (17)$$

図7の $Re_L = 440 \sim 5770$ で, 式(17)は実験結果を過小評価しており, 最小二乗法によりこの部分に新たな項を加えた相関式(18)を作成した⁽⁹⁾. この式は, Wallis⁽¹⁾が報告したHewittによる解析結果とほぼ一致している.

$$f_w = \max\left(\frac{16}{Re_L}, \frac{0.70}{Re_L^{0.50}}, \frac{0.079}{Re_L^{0.25}}\right) \quad (18)$$

式(18)について高温高圧, 大口径への適用を考えた場合, Re_L が大きい側となり, 追加した項の影響はなく, 工学的非合理性はないと言える.

3.2 液膜厚さと界面摩擦係数の相関式

気液対向流であってもSFにおいては自由落下液膜に近い場合, 層流にはNusseltの式⁽¹⁷⁾, 乱流にはFeindの式⁽¹⁸⁾を適用した式(19)を作成した. 本研究とGodaら⁽⁷⁾を含めた測定値およびIlyukhinら⁽¹⁹⁾やBharathanら⁽⁴⁾による dP/dz データと式(18)と(9)を用いて計算した δ をプロットし, 図8のとおり式(19)と比較した.

$$\frac{\delta}{L_v} = \max\left\{\left(\frac{3Re_L}{4}\right)^{1/3}, 0.266Re_L^{1/2}\right\}, L_v = \left(\frac{\nu_L^2}{g}\right)^{1/3} \quad (19)$$

式(19)は層流に概ね適用できたが, 遷移域, 乱流では実験値を過小評価したため, 実験値等にフィットさせるよう新たに項を算出して式(20)を提案し⁽¹⁰⁾, 図8に示した.

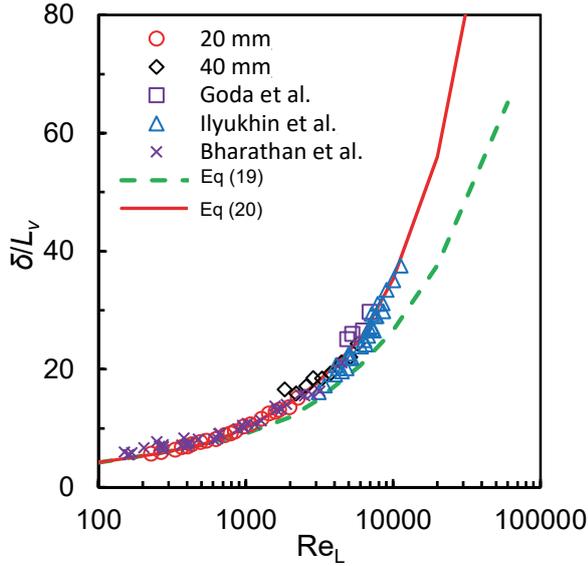


図8 液膜厚さ

$$\frac{\delta}{L_v} = \max \left\{ \left(\frac{3Re_L}{4} \right)^{1/3}, 0.32Re_L^{1/2}, 0.076Re_L^{2/3} \right\} \quad (20)$$

式(20)について、高温高压、大口径を想定した際の適用性について検討する。図9に $D = 0.04$ mから0.5 mまでの式(20)による計算値を示した。

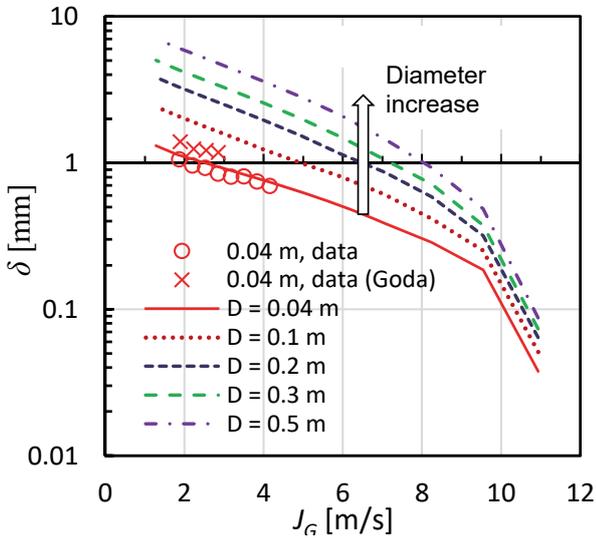


図9 大口径に対する式(20)による液膜厚さ計算値

D が増加するにつれ、 δ も増加していることがわかる。これは合理的なパラメータ変化と言える。図10に $D = 0.3$ mで圧力、気相密度を変えた際の δ の変化を式(20)で計算したグラフを示す。気相密度の増加に対し J_G が減少する合理的なパラメータ変化と言える。

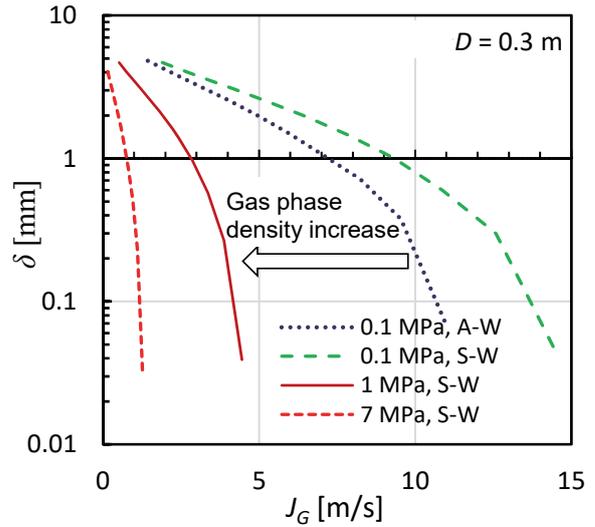


図10 高温高压条件に対する式(20)による液膜厚さ計算値

界面摩擦係数について、佐野ら⁽⁸⁾が整理した Kutateladzeパラメータ K_G^* と Bharathan and Wallis⁽⁶⁾が整理した液膜厚さ δ で表し、それぞれ式(21)、式(22)のとおりに相関式を作成した。

$$f_i = A K_G^{*B}, A = \left(\frac{9.0}{10^5} \right) \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0.60}, D^*, B = \frac{-25 \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0.25}}{D^{*0.50}} \quad (21)$$

$$f_i = A \left(\frac{\delta}{L} \right)^B, A = \frac{260 \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0.35}}{D^{*2.9}}, B = \frac{11.4}{D^{*0.73}} \quad (22)$$

式(21)と式(22)による計算結果 $f_{i,cal}$ と実験結果 $f_{i,exp}$ を比較した図をそれぞれ図11と図12に示す。

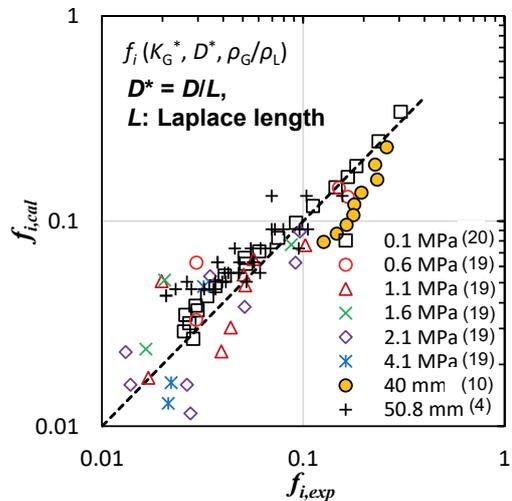


図11 式(21)による計算結果と実験結果の比較

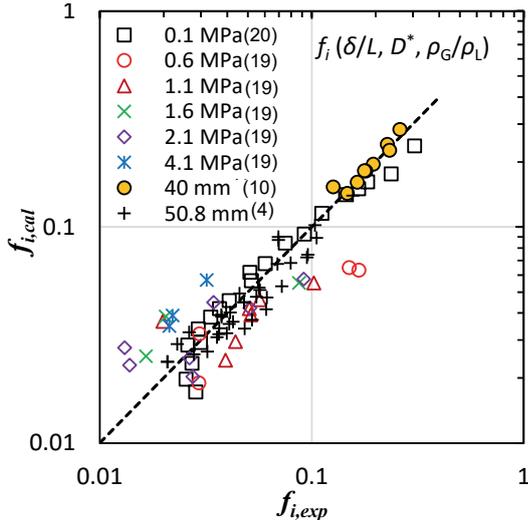


図12 式(22)による計算結果と実験結果の比較

結果として、液膜厚さにより整理した式(22)の方がバラツキが小さくなっており、適切といえる。ただし、式(22)では定数Aの分母にD*の2.9乗が入っており、口径が大きくなるとf_iがゼロに近づくということで、大口徑への適用を考えると非合理的となる。

次に加圧器サージ管を想定し、大口徑で適用可能となるよう、相関式を見直した。大口徑に適用可能なSFのCCFL相関式として、Muraseら⁽²⁰⁾は式(23)を提案している。

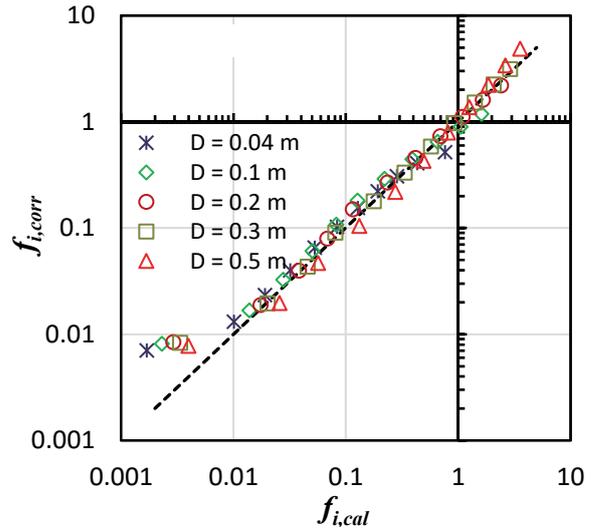
$$K_G^{*1/2} + 0.97K_L^{*1/2} = 1.53 \quad (23)$$

CCFLの相関式(23), f_wの相関式(18), δの相関式(20)を用いてf_iの計算値f_{i,cal}を求め、新たなf_i相関式をf_i = A exp(BK_G^{*})と仮定して、係数Aと指数BにはDとρ_L/ρ_Gをパラメータとして用いた。f_{i,cal}からA, Bを求め、相関式(24)を算出した。

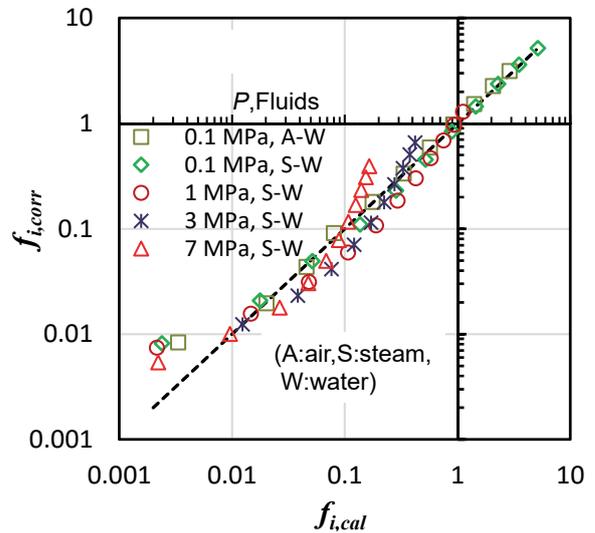
$$f_i = A \exp(BK_G^*), \quad A = \left(\frac{3.76}{10^4} \right) \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0.76} D^*$$

$$B = -0.654 \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0.11} D^{*0.16} \quad (15 \leq D^* \leq 187) \quad (24)$$

相関式(24)から算出した値f_{i,corr}と計算値f_{i,cal}との比較を図13に示す。いずれのグラフでもf_{i,cal} ≥ 0.01では概ね合っている。f_{i,cal} < 0.01で相違が大きくなっているが、Wallis⁽¹⁾はf_iの最小値を0.005~0.008としており、0.01未満での影響は小さいと判断する。またf_i < 0.01では圧力勾配が小さくなり、f_iの不確かさが原子炉事故解析に



(a) 管直径の影響



(b) 圧力の影響

図13 界面摩擦係数相関式による算出値と計算値との比較

及ぼす影響は小さい。

4. 流動状態を区分しない相関式

4.1 壁面摩擦係数相関式

f_wの測定値を求めるには、dP/dzとα_Lを測定する必要があるが、既存研究でα_Lの測定値は少なく、f_wデータは限られている。信頼性の高いf_wの相関式を作成すれば、より測定しやすいdP/dzデータとf_wの相関式を用いて式(9)からα_Lを求めることができる。Godaら⁽⁷⁾は、RFを対象に式(25)を提案している。

$$f_w = \frac{2.86 \times 10^4}{Re_L^{1.96}} \quad (25)$$

$D=20$ mmおよび 40 mmで、上下端形状はR/S, S/R, R/Rの実験結果と式(18), 式(25)を図14に示す。

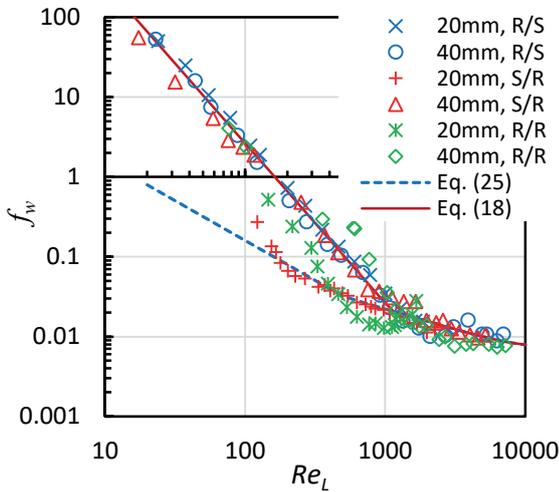


図14 壁面摩擦係数

f_w の値は、高レイノルズ数においては式(18)にほぼ合っているが、低レイノルズ数においてはRFを対象とした式(25)とSFを対象とした式(18)の間となった。そこで式(18)のうち層流に対する項を液相Kutateladzeパラメータで整理し、式(26)を得た。

$$f_w = \max\left(\frac{1.06 \times 10^{-3}}{K_L^{*1.8}}, \frac{0.70}{Re_L^{0.50}}, \frac{0.079}{Re_L^{0.25}}\right) \quad (26)$$

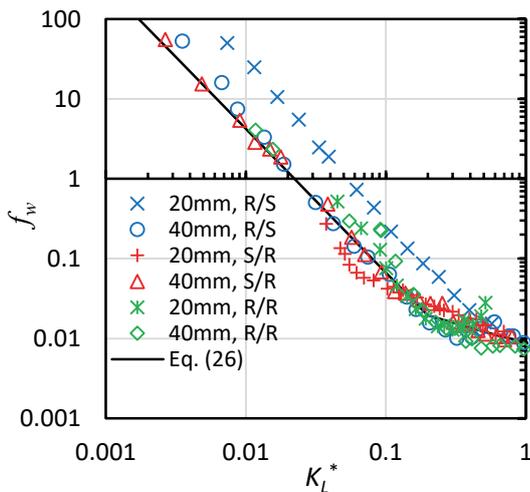


図15 壁面摩擦相関式と実験データとの比較

実験データおよび式(26)を図15のとおり比較した。 $D=20$ mmのR/Sを除き、 f_w を式(26)で示すことができたと言える。

f_w の相関式は α_L の予測に及ぼす影響が重要である。 $D=40$ mmでの α_L の測定値と dP/dz データおよび式(26)と(9)による α_L の計算値の比較を図16に示す。

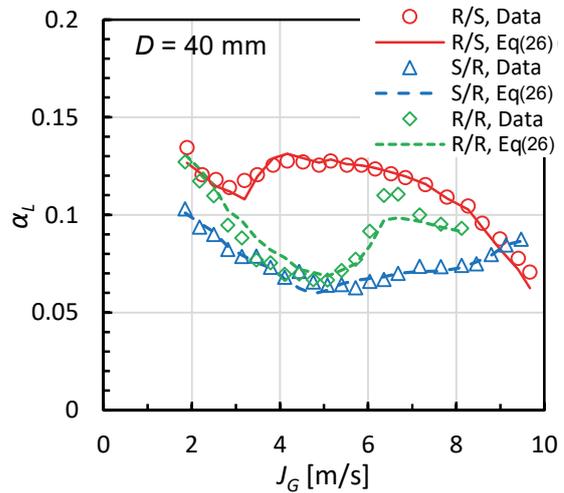


図16 実験データと相関式の液相体積率比較

α_L の実験データと相関式による計算値は概ね一致している。信頼性の高い f_w 相関式を用いると dP/dz データから α_L を求めることができる。

4.2 界面摩擦係数相関式

f_i は液膜の状態に関わらず、 δ の増加に対して単調に増加することから、 f_i 相関式の主因子として δ/D および δ/L を選択し、代表長さを $w = D^{(1-\beta)}L^\beta$ とした。ここで L はラプラス長さである。

f_i 相関式として指数関数 $f_i = A \exp\{B(\delta/w)\}$ および累乗関数 $f_i = A(\delta/w)^\beta$ を用いて、定数 A, B を最小二乗法により求めた。 $\beta=0.4$ 、つまり $w = D^{0.6}L^{0.4}$ の時、指数関数 $f_i = 0.016\exp\{34(\delta/w)\}$ および累乗関数 $f_i = 51(\delta/w)^{2.1}$ を得た。これらの式を図17に実験データとともに示す。 δ が大きい場合は指数関数の方が、小さい場合は累乗関数の方がよく合った。

β の値を変化させたときの上記の指数関数および累乗関数の標準偏差 s を図18に示す。指数関数では $\beta=0.4$ で、累乗関数では $\beta=0.45$ で s が最小となった。その結果から $\beta=0.4$ を選択した。図17を踏まえ、 $\delta/D^{0.6}L^{0.4}$ が0.05以上と以下で式を分けてそれぞれ相関式を求め、合わせることで最終的に式(27)のとおり流動状態を区

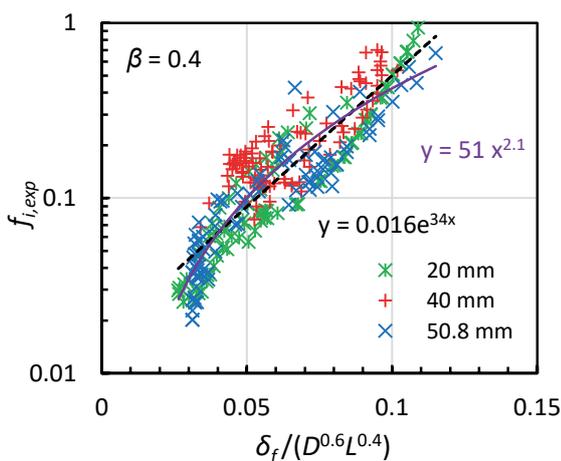


図17 指数関数と累乗関数による界面摩擦係数

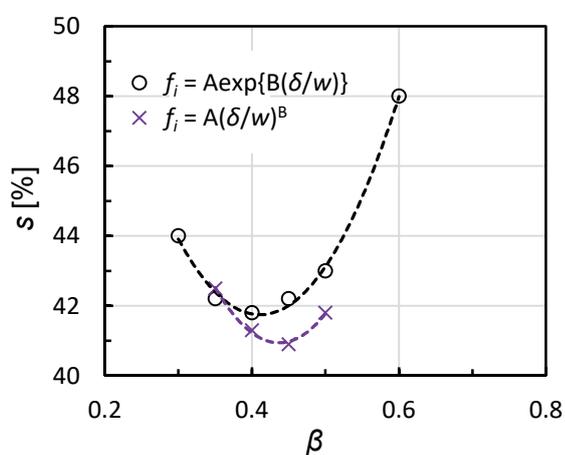


図18 定数betaを変化させた時の標準偏差s

分しない界面摩擦係数の相関式を得た。

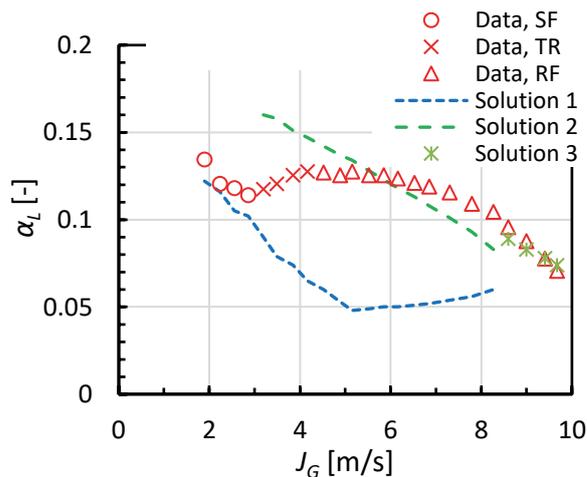
$$f_i = 0.016 \exp\left(34.4 \frac{\delta_f}{D^{0.6} L^{0.4}}\right) \quad \left(\frac{\delta_f}{D^{0.6} L^{0.4}} \geq 0.049\right)$$

$$f_i = 36 \left(\frac{\delta_f}{D^{0.6} L^{0.4}}\right)^2 \quad \left(\frac{\delta_f}{D^{0.6} L^{0.4}} < 0.049\right) \quad (27)$$

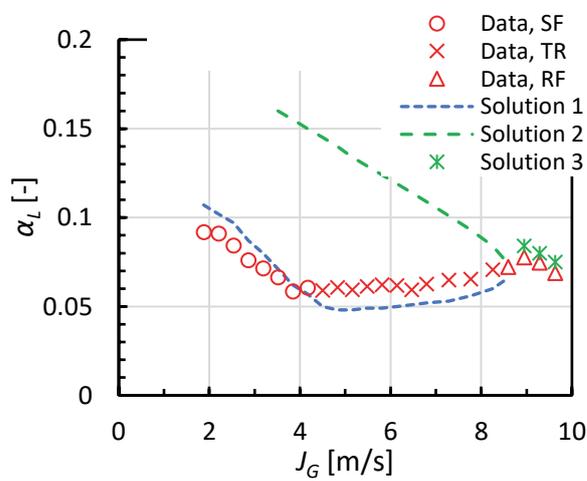
次に式(27)を用いた α_L の予測について評価する。環状流の式(1)~(3)および式(6)と(7)から圧力勾配を消去して無次元化することにより、式(28)を得る。

$$\alpha_L = 2f_w \left(\frac{J_L^*}{\alpha_L}\right)^2 + \frac{2f_i}{\sqrt{\alpha_G}} \left\{ J_G^* \alpha_G - \left(\frac{\rho_G}{\rho_L}\right)^{1/2} \frac{J_L^*}{\alpha_L} \right\}^2 \quad (28)$$

式(28)に、流動状態を区分しない f_w および f_i の相関式(26)、(27)と J_G 、 J_L の測定値を代入して α_L を計算する。 $D = 40\text{mm}$ のR/SおよびS/Sに対する結果を図19に示す。式(28)の解は二つ、Solution 1とSolution 2が存在する。解が存在しなくなる高 J_G^* で $J_L^* = 0$ にして求めたのが



(a) $D = 40\text{mm}$, R/S



(b) $D = 40\text{mm}$, S/S

図19 環状流の式の解と実験データとの比較

Solution 3である。R/Sでは、Solution 1はSFのデータとよく一致し、Solution 2および3はRFのデータと比較的よく一致した。一方でTRのデータとは一致するSolutionはなかった。S/SではSolution 1がSF、TRのデータと、Solution 3がRFのデータとよく一致した。

図19に示した J_G と α_L データとの関係は、R/SとR/R、S/SとS/Rの間で同様であった。

$D = 40\text{ mm}$ の計算値 $\alpha_{L,cal}$ と測定値 $\alpha_{L,exp}$ のうち、R/SおよびR/RのTRを除いたものを図20に示す。SFについては $\alpha_{L,cal}$ と $\alpha_{L,exp}$ がよく一致した。RFについては若干異なっていた。高 J_G で解が得られない際に $J_L = 0$ と近似して得た解をRF-bとしているが、この $\alpha_{L,cal}$ と $\alpha_{L,exp}$ はほぼ一致した。 α_L がおおよそ0.05から0.15の範囲において、 $\alpha_{L,cal}$ と $\alpha_{L,exp}$ の標準偏差sは0.01であり、不確かさは小さいと言える。

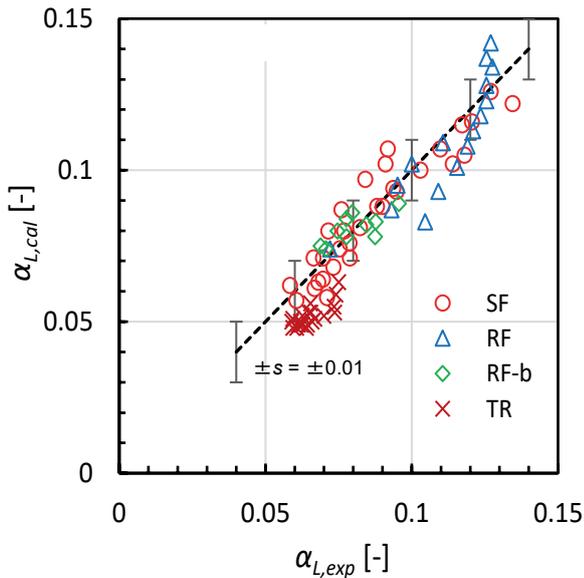


図20 液相体積率の計算結果と実験データとの比較

5. まとめ

本研究では、原子炉の事故時における配管系での流動特性を対象とし、気液対向流条件における鉛直管内での流動状態に関する相関式の不確かさの縮小を目標とした。

本報では、 $D=20\text{ mm}$ および 40 mm の鉛直管を用い、流動特性を観察するとともに、上下端形状を変えてGodara⁽⁷⁾と同様の実験を行い、CCFL特性、 dP/dz 、および α_G を測定した。流動構造として低気相流域から高気相流域にかけて、液相が滑らかに流下するSF、CCFLが管下端部で生じて管下端部から擾乱波が発生するTR、擾乱波が管上端部まで達するRF-I、管内で複数の擾乱波が同時に発生し、CCFLが管内部で発生するRF-IIが見られた。

上端シャープエッジ、下端ラウンドエッジでの実験結果からSFでの f_w の相関式を求め、事故時圧力(7 MPa)における加圧器サージ管($D \approx 300\text{ mm}$)を想定し高温高压大口径への適用に工学的非合理性がないことを確認した。その f_w 相関式と dP/dz の既存データから α_G を求めて液膜厚さ δ の相関式を作成し、高温高压大口径への適用に関して合理的なパラメータ変化を確認した。これらから f_i の相関式を作成した。高温高压大口径を想定した際、非合理的となったため、加圧器サージ管を想定して適用可能な式も算定した。

上下端の形状を変更した実験結果からSFとRFを区別しない f_w および f_i の相関式を提案した。 f_w 相関式は $D=20\text{ mm}$ および 40 mm のR/S、S/R、R/Rから作成したが、

$D=20\text{ mm}$ のR/Sを除いて表すことのできる相関式を作成できた。 f_i についてはR/SおよびR/RのTRを除き、 f_i の特性を表すことのできる相関式を作成できた。これらの相関式を、例えば過渡・事故解析コードに組み込む、あるいは既存コードの検証に使用することにより、プラント事故解析の信頼性を向上できる。

記号

A	定数 (-)
B	定数 (-)
a	定数 (-)
C	定数 (-)
D	管直径 (m)
D^*	無次元直径 (-)
dP/dz	圧力勾配 (Pa/m)
$(dP/dz)^*$	無次元圧力勾配 (-)
f_i	界面摩擦係数 (-)
f_w	壁面摩擦係数 (-)
g	重力加速度 (m/s^2)
H^*	無次元体積流束 (-)
J	体積流束 (m/s)
J^*	Wallis パラメータ (-)
K^*	Kutateladze パラメータ (-)
L	ラプラス長さ (m)
L_v	代表長さ (m)
m	勾配 (-)
n	定数 (-)
P	圧力 (Pa)
P_{e_i}	圧力 (Pa)
P_{e_w}	圧力 (Pa)
R	曲率半径 (m)
Re_L	液相レイノルズ数 (-)
s	標準偏差 (-)
w	代表長さ (m)
z	鉛直方向座標 (m)

ギリシャ記号

α	体積率 (-)
β	定数 (-)
δ	液膜厚さ (m)
δ_f	自由落下液膜厚さ (m)
μ	粘度 (Pa s)
ν	動粘度(m ² /s)
ρ	密度 (kg/m ³)
σ	表面張力 (N/m)
τ_i	界面せん断応力 (N/m ²)
τ_w	壁面せん断応力 (N/m ²)

添字

<i>cal</i>	計算値
<i>exp</i>	測定値
<i>G</i>	気相
<i>L</i>	液相

引用文献

- Wallis, G. B., One-Dimensional Two-Phase Flow, 315-345, McGraw-Hill, New York (1969).
- 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).
- Wallis, G. B. and Kuo, J. T., The Behavior of Gas-Liquid Interfaces in Vertical Tubes, Int. J. Multiph. Flow, Vol. 2, 521-536 (1976).
- Bharathan, D., Wallis, G. B. and Richter, H. J., Air-Water Countercurrent Annular Flow in Vertical Tubes, EPRI NP-786, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California (1978).
- Bharathan, D., Wallis, G. B. and Richter, H. J., Air-Water Countercurrent Annular Flow, EPRI NP-1165, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California (1979).
- Bharathan, D. and Wallis, G. B., Air-Water Countercurrent Annular Flow, Int. J. Multiph. Flow, Vol. 9(4), 349-366 (1983).
- Goda, R., Hayashi, K., Murase, M., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., Experimental Study on Interfacial and Wall Friction Factors under Counter-Current Flow Limitation in Vertical Pipes with Sharp-Edged Lower Ends, Nucl. Eng. Des., Vol. 353, 110223, 11 pages (2019).
- 佐野直樹, 高木俊弥, 西田浩二, 村瀬道雄, 合田頼人, 富山明男, 下端フラッディング状態での鉛直円管内における界面摩擦係数, 混相流, Vol. 34(1), 82-92 (2020).
- Takaki, T., Goda, R., Hayashi, K., Murase, M. and Tomiyama, A., Flow Characteristics in Vertical Circular Pipes with the Square Top End under Flooding Conditions, Nucl. Eng. Des., Vol. 371, 110951, 9 pages (2021).
- Takaki, T., Murase, M., Hayashi, K. and Tomiyama, A., Void Fraction and Interfacial Friction in Vertical Circular Pipes with the Square Top End Under Flooding Conditions, Nuclear Technol., Vol. 208(3), 503-519 (2022).
- 高木俊弥, 山下誠希, 栗本遼, 林公祐, 村瀬道雄, 富山明男, フラッディング条件における鉛直管での壁面摩擦係数とボイド率, 混相流, Vol. 36(4), 440-451 (2022).
- Takaki, T., Yamashita, M., Kurimoto, R., Hayashi, K., Murase, M. and Tomiyama, A., Gas-liquid Interfacial Friction Factor under Flooding Conditions in Vertical Pipes, 混相流, Vol. 37(4), 401-411 (2023).
- 高木俊弥, 村瀬道雄, 鉛直管内での落下液膜に対する壁面摩擦係数相関式の検証, INSS JOURNAL, Vol. 29, 205-216 (2022).
- 高木俊弥, 村瀬道雄, 山下誠希, 栗本遼, 林公祐, 富山明男, フラッディング状態での鉛直管内流動特性への液粘性の影響, INSS JOURNAL, Vol. 30, 171-181 (2023).
- 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 Transf., Vol. 24 (8), 1381-1395 (1981).
- 数土幸夫, 垂直円管の対向二相流における落下水制限に関する研究, 日本機械学会論文集B編, Vol. 60, 2566-2572(1994).
- Nusselt, W., Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes, Z. Ver. Deut. Ing., Vol. 60,569 (1916).
- Feind, K., Strömungsuntersuchungen bei Gegenstrom von Rieselfilmen und Gas in Lotrechten Röhren, VDI-

Forschungsheft, 481 (1960). (in German).

- (19) Ilyukhin, Y. N., Balunov, B. F., Smirnov, E. L. and Gotovskii, M. A., Hydrodynamic Characteristics of Annular Counter Flows in Vertical Channels, *Teplofiz. Vys. Temp*, Vol. 26 (5), 923–931 (1988). (in Russian)
- (20) Murase, M., Nishida, K., Torige, T, Takaki, T., Goda, R. and Tomiyama, A., “Effects of Diameters on Countercurrent Flow Limitation at a Square Top End in Vertical Pipes,” *Sci. Technol. Nucl. Installations*, Vol. 2018, Paper ID 1426718 (2018).

編 集 委 員 会

編集委員長 松村 孝夫（取締役社長・所長）

編集委員 沼田 晋一（取締役・副所長）
小泉 潤二（社会システム研究所長）
片岡 勲（技術システム研究所長）
福居 圭三（管理部長）
後藤 昌美（社会システム研究所 副所長）
中村 晶（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

TEL 0770-37-9100

FAX 0770-37-2008

URL <https://www.inss.co.jp>

INSS JOURNAL VOL.31 2024

2024年10月発行

© 2024 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

制 作 若越印刷(株)



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 <https://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 <https://www.inss.co.jp>