

原子力規制庁 御中

平成25年度高経年化技術評価高度化事業  
(経年プラントの総合的な安全評価体系の整備)

成果報告書

< 第2分冊 >

平成26年3月

**MRI**株式会社三菱総合研究所

本報告書は、原子力規制庁の委託業務により、三菱総合研究所が、北海道大学、東北大学、長岡技術科学大学、東京大学、東京工業大学、名古屋大学、福井大学、京都大学、大阪大学、首都大学東京、福島工業高等専門学校、早稲田大学、立命館大学、発電設備技術検査協会、原子力安全システム研究所及び日本核燃料開発との連携により作成し、原子力規制庁へ納品したものです。

したがって、本資料の公開、複製、転載、引用等には、原子力規制庁の承認が必要です。

## 目 次

|   |       |
|---|-------|
| 1 序論                                    | 1-1   |
| 1.1 事業目的                                | 1-1   |
| 1.2 事業項目                                | 1-1   |
| 1.3 事業遂行体制                              | 1-1   |
| 1.4 実施スケジュール                            | 1-2   |
| 1.5 事業概要                                | 1-2   |
| 2 技術情報基盤の整備                             | 2-1   |
| 2.1 経年プラントの安全評価の体系化及び安全評価手法開発に関する調査研究   | 2-1   |
| 2.1.1 システム安全の体系化                        | 2-2   |
| 2.1.2 経年プラント安全評価手法整備                    | 2-102 |
| 2.1.3 安全評価指標                            | 2-155 |
| 2.1.4 燃料安全体系化                           | 2-210 |
| 2.1.5 漏えい評価の基準化                         | 2-232 |
| 2.2 機器の機能劣化に基づくシステム安全評価に関する調査研究         | 2-368 |
| 2.2.1 コンクリート建屋・システム安全                   | 2-368 |
| 2.2.2 ケーブル・システム安全                       | 2-380 |
| 2.3 システム安全評価に資する知識ベース構築                 | 2-393 |
| 2.3.1 知識ベースシステムの機能要件実現に係る調査研究           | 2-393 |
| (1) データベース・知識ベース構築                      | 2-393 |
| (2) システム安全評価データ共有・活用手法                  | 2-407 |
| 2.3.2 プロアクティブ潜在事象評価                     | 2-429 |
| 3 経年劣化事象に係る安全基盤研究の実施                    | 3-1   |
| 3.1 炉内構造物の経年劣化に係る評価手法の高度化               | 3-1   |
| 3.1.1 中性子照射材の破壊強度予測法の検討                 | 3-7   |
| 3.1.2 中性子照射材の破壊評価法に検討                   | 3-131 |
| 3.2 疲労に伴う圧力バウンダリの構造健全性評価と劣化対策の高度化       | 3-186 |
| 3.2.1 疲労健全性評価グランドデザイン構築                 | 3-186 |
| 3.2.2 環境疲労メカニズム解明と評価手法高度化               | 3-300 |
| 3.2.3 疲労割れ非破壊評価の高信頼化                    | 3-318 |
| 3.2.4 熱疲労評価手法の高度化                       | 3-606 |
| 3.3 電気・計装システムの長期健全性評価に係る調査研究            | 3-832 |
| 3.3.1 原子力発電所低圧ケーブルの非破壊劣化診断法の選定と適用可能性の検証 | 3-834 |

|       |  |        |
|-------|--|--------|
| 3.3.2 | 原子力発電所に布設されたケーブルの高温・高放射線環境下での絶縁機能低下メカニズムの解明..... | 3-1010 |
| 3.4   | コンクリート構造物の長期健全性評価に係る調査研究.....                    | 3-1085 |
| 3.4.1 | コンクリート構造物の複合劣化メカニズム解明と長期健全性評価手法の高度化.....         | 3-1085 |
| 3.4.2 | 放射線照射を伴うコンクリート構造物の長期健全性評価手法の検討.....              | 3-1224 |
| 4     | 事業進捗の管理と成果総括に係る活動の実施.....                        | 4-1    |
| 4.1   | 実施概要.....  | 4-1    |
| 4.2   | 事業遂行スキームの構築.....                                 | 4-1    |
| 4.2.1 | 採択研究テーマと実施項目.....                                | 4-1    |
| 4.2.2 | 研究進捗管理・取りまとめのための会議体の設置.....                      | 4-3    |
| 4.3   | 国際連携・国際情報発信に係る活動.....                            | 4-6    |
| 4.3.1 | はじめに.....  | 4-6    |
| 4.3.2 | 国際会議の開催.....                                     | 4-6    |
| 4.3.3 | 議事進行ならびに概要.....                                  | 4-8    |
| 4.3.4 | IAEA との連携、情報収集.....                              | 4-10   |
| 4.4   | 総括検討会の開催・運営.....                                 | 4-12   |
| 4.4.1 | はじめに.....  | 4-12   |
| 4.4.2 | 開催概要.....  | 4-12   |
| 4.4.3 | 議論の概要および確認・決定事項.....                             | 4-14   |
| 4.5   | まとめ.....   | 4-15   |
| 5     | 結論.....  | 5-1    |

謝辞

## 3.2 疲労に伴う圧力バウンダリの構造健全性評価と劣化対策の高度化

### 3.2.1 疲労健全性評価グランドデザイン構築

本テーマでは、疲労に関する最新の研究成果、実機評価事例、国外規格改定動向を踏まえ、環境疲労及び熱疲労のメカニズムに基づく評価の体系化に向けた知識ベースの集約と技術基盤の構築を行う。さらに、疲労劣化の適切な予測評価や、より高度な疲労損傷評価体系構築を実施するための疲労評価グランドデザインを構築し、システム安全評価や保全計画を取り込んで一体化した体系について検討を行う。

実施概要は以下のとおり。

- 国外規格改定動向・国内外研究動向調査

疲労に関する米国機械学会 (ASME) の規格改訂動向や米国機械学会の PVP (Pressure Vessels and Piping) 国際会議での情報収集、国内外の関連会合への参加により最新の研究動向を調査し、諸外国の規格改定動向について、ASME 規格委員会への参加あるいは専門家等への聞き取り調査などにより調査分析する。国内外の研究動向について国際会議、シンポジウム等への参加あるいは専門家等の聞き取り調査などにより調査し、疲労評価グランドデザインへの反映項目を抽出する。

- 実機疲労損傷事例・評価事例等の分析

実機疲労損傷事例や最新の研究成果をもとに、疲労劣化トラブルの発生要因の詳細な分析を行い、疲労劣化管理のための知識ベースを構築する。

- き裂成長モデル試験実施とシミュレーションモデルの構築

実機に近い荷重条件でのき裂成長予測を行うために、実機での応力集中部を模擬した応力勾配下でのき裂発生・成長を予測する手法を検討する。また、疲労劣化に対するシステム安全評価を行うため、運転時間と微小なき裂サイズの変化を統計的に予測する手法を検討する。試験片において発生する微小なき裂の発生と成長挙動を詳細に観察することで、き裂挙動の統計モデルを構築する。そして、モンテカルロシミュレーションによって、運転年数とともに進行する劣化（き裂成長）の予測を行う。

- 疲労評価グランドデザインの見直し

以上の各項目の検討結果に基づいて、システム安全評価や保全計画を取り込み体系化した疲労評価グランドデザインを、安全機能要求、構造規格体系、国際規格体系等との整合性を考慮して取りまとめる。

(1) 国外規格改訂動向、国内外研究動向の調査結果

1) 昨年までの経緯

米国機械学会 (ASME) では、1991 年に PVRC (Pressure Vessel Reserch Committee) で環境疲労の検討を開始し、最終的に 2004 年に報告書をまとめて活動を終了した。ASME 規格委員会では、現在、以下のような環境疲労評価の Code Case が策定されている。

① 環境疲労線図 Code Case

2010 年 9 月に Code Case N-761 として発行された。

② Fen 手法 Code Case

2010 年 9 月に Code Case N-792 として発行された。NRC/ANL が発行した Fen 手法を用いた環境疲労評価手法である NUREG/CR-6909 を Code Case にしたものである。

③ Flaw Tolerance 手法 Code Case

Sec. XI に疲労累積係数(UF)が 1.0 を上回る場合に初期欠陥を想定して Sec. XI の破壊力学評価手法を用いて評価する手法が Appendix L に規定されており、それを Sec. III に取り込む Code Case である。

④ Strain Rate Code Case

環境疲労評価に必要なひずみ速度を評価するための Code Case である。

NRC からの環境疲労評価の Regulatory Guide 発行を受けて産業界としても検討する必要性がでてきたため、EPRI は、世界の環境疲労の専門家を集め、EPRI Environment Assisted Fatigue Expert Panel を設けて検討を行った。その結果、ASME 規格委員会には、環境疲労解析手法のライセンスリニューアルでの問題点や不必要な保守性を明らかにして、可能な限り評価手法を改良することを目指す作業部会として、WG Environmental Fatigue Evaluation Methods が設置された。また、長期的な研究により実験的な検討を行い、環境疲労のより良い定量化を目指すため、現在の環境疲労評価手法における検討課題を取りまとめた Gap Report が発行された。

フランスでは、ASME 規格の Sec. III に相当する規格として RCCM 規格が発行されており、EDF により環境疲労の設計規格に導入する検討が行われている。ASME 規格委員会でフランスの疲労曲線と規格化の検討が紹介されており、EDF で実施された試験結果からステンレス鋼の平均線が提案され、大気中の平均線は NUREG6909 に近いことが示された。設計疲労曲線に対する補正係数として、寿命で 12 倍、ひずみで 1.4 倍が提案されており、高サイクル疲労におけるひずみのばらつきが小さくなったのは、材料種が ASME に比べてより限られていること、ひずみ制御試験であることなどが挙げられている。

環境疲労メカニズムの検討については、過去に国内では、原子力安全基盤機構における「実用原子炉発電設備環境中材料等疲労信頼性実証事業(EFT事業)」において、疲労寿命評価式の構築に重点がおこなわれたが、メカニズムに関する研究は十分には実施されていない。炭素鋼(BWR)においては、腐食ピットや MnS 介在物が、ステンレス鋼(PWR)においては表面被膜の破壊が環境効果に影響する可能性が指摘されている。米国 NUREG/CR-6909 報告書においては、炭素鋼・低合金鋼では、高 DO 水において寿命初期に発生した微小き裂が繰返し荷重で保護被膜が破れて成長し、さらに陽極溶解により成長するメカニズムが述べられている。またステンレス鋼では、水素によるき裂成長の加速が指摘されている。ASME PVP 国際会議で 2011 年以前に発表された論文からメカニズムに関する論文を 14 編、さらに 2012 年の論文から 3 編を抽出し調査し取りまとめた。

NUREG/CR-6909 は現在日本から提供された EFT の試験データなどをもとに見直しが行われており、来年度には公表が予定されている。

発電用設備規格委員会原子力専門委員会においては、軽水炉用規格における環境疲労評価の扱いについて再検討するとともに、これ以外の規定内容についても最新の知見に照らして見直す重要性が認識され、これらについて検討するためのタスクグループ「疲労評価タスクグループ」が 2007 年 8 月に設置され、2008 年 10 月にその結果を報告書の形で取りまとめた。この報告書で抽出された課題を検討するために、「疲労評価タスク」の活動を引き継ぐ形で「疲労評価タスク Phase 2」が組織され活動を開始している。Phase2 では、以下の検討が行われている。

#### ① 環境疲労評価

国内外の環境疲労に関連する文献調査などをもとに、広く環境疲労に関する知見の収集を行ったが、環境疲労評価ガイドラインに反映すべき新たな知見はないと判断された。また、環境疲労により疲労強度が低下するメカニズムに関する文献を調査するとともに、メカニズムに関する専門家の知見を集約し、メカニズム解明のための研究提案をまとめた。メカニズムに関する検討は、本事業で引き続き検討が行われている。

#### ② 設計疲労曲線

国内外の疲労試験データを整理分析して、各種材料に対する大気中での設計疲労曲線の提案をするとともに、材料の引張強度をベースにした設計疲労曲線の検討を実施し、良好に UTS ベースの設計疲労曲線が提案できることが示され、ASME の  $UTS \leq 80ksi$  の設計疲労曲線が過度に保守的である可能性を明らかにした。また、炭素鋼、低合金鋼での平均応力効果に関する検討を実施し、過度に保守的にならないで従来の設計疲労曲線を再現できる手法を提示した。この検討は引き続き、日本溶接協会 DFC 小委員会で議論されている。

### ③ 仮想き裂進展評価法

ASME 規格の SEC. XI (供用期間中検査) の Non-Mandatory Appendix L の規定の中に、累積疲労損傷係数が 1 を超えた場合でも、き裂の進展解析を実施して、許容値以内のき裂にとどまれば、運転を許容するとの規定 (Flaw Tolerance 法) があり、本規定を日本での規格に取り込むことに関して調査検討した。特に、Flaw Tolerance 法のベースとなる想定初期欠陥の想定方法 (アスペクト比設定法)、非破壊検査での割れの検出能力などの知見を整理し、わが国における規格体系における位置づけを検討し、それぞれについて見通しを得ると同時に、具体的な FT 法規格案を作成している。



## 2) 国外規格改訂動向

### (a) 米国機械学会 (ASME) 規格委員会での議論

ASME 規格委員会では、環境疲労評価の Code Case や FT 規格の改訂が引き続き議論されており、その内容は以下の通りである。

#### a) WG Environmental Fatigue Evaluation Method

2013 年 10 月の ASME 規格委員会で Fatigue Evaluation Methods の Working Group が開催された。主な議論の内容は以下の通り。

EPRI ロードマップ報告書 (product number:1026724) は 2012 年 12 月に更新され、データは Web 上で公開されておりダウンロード可能であるとの紹介があった。

無記名投票 13-1846 の結果について説明が行われ、議論が行われた。現在の Code Case を含めて、弾塑性解析による  $K_e$  係数の公式は保守的過ぎるため、納得のいく結果が得られれば簡易な手法への変更をすべきとの意見があった。

#### b) Long-term (Experimental) Committee

実験的な検討により、環境効果のより良い定量化を目指す作業部会。2012 年 8 月の ASME 規格委員会で EPRI によって組織され、年 1 回の環境疲労ワークショップの開催が決定されている。第 1 回 (2013 年 7/31, 8/1) ワークショップの概要が報告された。初日は熱疲労と環境疲労 (EAF) に関する近年の調査結果、二日目は EAF 評価分析、三日目は新規プラント許可と疲労マネジメントについて議論が行われた。

#### c) Subgroup Fatigue Strength

Bettis 研究所の Damiani 氏から配管溶接部の環境中熱疲労試験の結果が紹介された。この試験は以前に PVP2011-58024 として結果が公表されており、その継続として 4 つの試験部位を設置可能な様に装置が改造されて、1 インチ sch80SUS304 配管の突合せ溶接部の熱疲労炉水環境疲労試験が計画された。試験はすべて終了したことが報告された。評価結果はまだ出ていない。また計画中の試験として、インコネル 600 の突合せ溶接、SUS304 のテーパ付溶接部き裂発生及び進展試験、同じく SUS304 のソケット溶接、そしてノッチ付配管試験片を行う予定であることが紹介された。

Robert Gurdal 氏 (ARVA) より、来年度の PVP で論文発表予定の検討結果が紹介された。ASME code case N-761 環境疲労設計曲線および NUREG/CR-6909 (2013 改訂版) と PVP2004 に論文発表された Bechtel-Bettis 研究所の段付き配管の疲労試験、および EPRI が実施した NRP-188U ベント低温疲労試験の結果を比較して、試験結果に対して N761 及び NUREG/CR-909 で評価した結果は寿命が大幅に短くなっており、その原因は様々な評価パラメータの設定にあると考えられると述べた。

ANL 研究所から、DOE/LWRS 計画に基づく環境疲労のメカニズムモデルが紹介された。

環境疲労のメカニズムには幾つかの物理現象が重なり合ったシナリオが考えられ、荷重シーケンスや保持効果といった時間依存の効果が把握できていない。実機条件では多軸荷重の効果を考慮する必要がある、既に存在しているき裂に与える影響についても調査する必要がある。溶接線に沿って採取した試験片、溶接線に直交して採取した試験片の溶接金属の疲労試験結果が大気中及び炉水中試験条件の試験結果比較の一部が紹介された。また、メカニスティックモデルの検討として、拡張有限要素解析法（変形により、要素の境界が移動するモデル）や製造プロセス（残留応力、溶接、繰り返し塑性）のモデリングの使用が紹介された。

最後に今後の ASME 規格における環境疲労設計基準の過度な保守性を改良する計画案が Bill O' Donnell 氏より提案された。計画案の内容は、表面応力とひずみ状態の切欠き感受性との関係、微小亀裂の成長における微小バリアの考慮、板厚内応力とひずみ変化の効果などについて今後疲労評価に反映することで改良していくものである。

#### d) WG on Pipe Flaw Evaluation

本 WG では配管に発生した様々な欠陥（貫通欠陥を含む）評価や検査における許容基準について検討を行っている。その中で欠陥許容基準に関して検討されている項目をいくつか紹介する。

- Codecase513-3 の改訂

クラス 2,3 の中エネルギー配管（直管）に発生した貫通欠陥の一時的な許容に関する評価ルールを拡張して、エルボ、曲げ管及びレデューサーに適用する Codecase513-4 が検討されている。この改訂の技術的根拠は PVP2014 に発表される予定である。

- Codecase597-2 の改訂

配管減肉の評価に用いられている Codecase597-2 についてはいくつかの不十分な点が指摘されており、その改訂に向けた検討が行われている。

例えば、検査が出来ない部分には適用しないとあるがどんな検査ができれば良いか、目視検査では減肉率を推定できないので検査間隔の判定には使用できない、所有者は減肉率の推定に責任をもつだけでは不十分で Codecase が減肉率を正確に規定するにはどうすべきかを示すべき、ポンプや弁、フランジ、レデューサー、ソケット継手などの判断基準を決める責任は所有者にあるとしているが、所有者が自分の許容基準を使用するのは認められないなどである。

- ステンレス鋼配管の許容欠陥基準

ステンレス鋼の配管に対する欠陥許容基準の検討が行われている。これは確率論的破壊力学手法を用いるもので、CF-8M の材料の配管の許容欠陥寸法の根拠となる。技術根拠は EPRI 報告書 MRP-362 として発行されている。

### 3) 国内外研究動向

#### (a) ASME PVP2013 国際会議にて発表された疲労評価関連の知見

##### ① ASME PVP 国際会議にて発表された環境疲労メカニズムに関する知見

ASME PVP 国際会議では環境疲労メカニズムや実機の環境疲労評価手法に関する論文が投稿されている。PVP2013 で発表された論文は表にある 10 件である。その中で、PWR 環境におけるステンレス鋼の環境疲労メカニズムに関する論文が 2 件発表された。まず昨年度までに調査した PWR 環境におけるステンレス鋼のメカニズムに関する知見をまとめ、PVP2013 で発表された論文における環境疲労メカニズムに関する論文内容を紹介する。

##### ② 昨年度までに得られた知見

昨年度の本事業報告書において、環境疲労メカニズムの知見を整理した。PWR 環境中におけるステンレス鋼のメカニズムに関する知見を以下に述べる。

- ステンレス鋼では、BWR 環境より PWR 環境における環境効果が大きいことが分かっている。
- 表面き裂観察の結果から、大気中や BWR 環境中では、すべり線方向にき裂が発生し、微小组織の影響を受けているが、PWR 環境では、軸方向と垂直に発生している。破面形態はどの環境中でも同じであり、明瞭なストライエーションを示しており、力学的要因が支配的な水素誘起塑性モデルのようなメカニズムではないかと考えられている。
- 寿命の減少は主にき裂深さ 500  $\mu\text{m}$  以下における環境効果によるき裂進展の加速であり、それまでの繰り返し数は大気中に比べて約 10 分の 1 となる実験結果が得られている。(PVP1999-Vol. 395, PVP2002-1230)
- 水素脱気高温水環境下 (40-60cc/kg  $\text{H}_2$ ) 高 R、低  $\Delta K$  ( $R=0.7, 0.83$ 、 $\Delta K=11.0, 7.7\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ) 条件でのき裂進展試験によると、大気中と比べて、き裂進展速度が最大 20 倍まで加速されたと報告されている。(PVP2002-1226)
- 予皮膜がある試験片とない試験片の結果はほとんど変わらず、その影響はない。また表面酸化皮膜を調べたところ、表面皮膜の性状の差異はき裂発生に影響を与えないと述べられている。(PVP2002-1230)
- 環境疲労における表面仕上げの影響は顕著ではない。(PVP2006-ICPVT11-93318)
- 炭素鋼や低合金鋼で見られるような流速の有意な影響は認められていない。(PVP2006-ICPVT11-93318)

③ PVP2013 における環境疲労メカニズムに関する知見の整理

PVP2013 において環境疲労に関連する論文は 9 件発表された。以下にそれらの論文の概要を表 3. 2. 1-1 にまとめ、PWR 環境におけるステンレス鋼のメカニズムに関する論文 2 件について試験条件、結果を紹介する。

表 3. 2. 1-1 ASME PVP2013 国際会議における環境疲労に関する論文一覧

| No.<br>(*: Abstract only) | タイトル   | 著者氏名  | 第一著者所属   | 概要   |
|---------------------------|--|---|--|--|
| PVP2013-97157             | EFFECT OF SURFACE FINISH AND LOADING CONDITIONS ON THE LOW CYCLE FATIGUE LIFE OF STAINLESS STEEL WELDED PIPING IN PWR ENVIRONMENT                | Yuichi Fukuta, Yuichiro Nomura, Seiji Asada   | Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.                    | <ul style="list-style-type: none"> <li>316ステンレス鋼溶接継ぎ手から採取した試験片を用いて、PWR一次系水環境下における低サイクル疲労寿命に対する、表面仕上げと負荷条件（圧縮でのひずみ速度）の影響を調べた。</li> <li>ひずみまたは変位制御で試験を行い、溶接部のひずみは有限要素解析より算出した。</li> <li>表面粗さの影響は無視できることが示された。</li> <li>現状のFen係数算出方法に不帯帯を考慮することで、環境効果をより合理的に評価できることを示した。</li> </ul>   |
| PVP2013-97158             | High Strain Rate Effects on Environment Assisted Fatigue for Austenitic Stainless Steels in PWR Environment                                      | Yuichi Fukuta, Yuichiro Nomura, Toshiya Saruwatari, Seiji Asada   | Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.                    | <ul style="list-style-type: none"> <li>JSME Codeの環境効果係数は低ひずみ速度で得られた実験データが0.4/sまでを元に設定されているため高ひずみ速度領域において保守的であると指摘されている。</li> <li>本研究では新たに得られた実験データに基づいて、高ひずみ速度領域のFenを再評価した。その結果、ひずみ速度1%/sでのFenはJSME Codeの約半分であることが確認された。</li> <li>EFTプロジェクトで得られている試験データを基に評価した結果、Fen=1になるひずみ速度はすべてのステンレス鋼に対して3%/sより低いことが示された。これは今回の実験結果と同様である。</li> </ul>  |
| PVP2013-97203             | FRENCH METHODOLOGY PROPOSAL FOR ENVIRONMENTALLY ASSISTED FATIGUE ASSESSMENT  | Thomas Metais, Stephan Courtin, Pierre Genette, Andre Lefrancois, Jean-paul Massoud, Laurent De Baglion | EDF SEPTEN   | <ul style="list-style-type: none"> <li>フランス(EDF, AREVA)で環境効果を疲労評価に厳密に取り込む方法を検討するために各種の研究を行っている。ASMEで規定された方法に類似しているが詳細部では異なる点があり、その方法を紹介。</li> <li>この方法は実験的知見と工学的方法を組み合わせたものであり、現在もこれらを統合するために研究を推進中。</li> </ul>  |
| PVP2013-97230             | A Parametric Study into the Competing Effects of Stress and Strain Rate in Environmental Fatigue Usage Calculations for Stainless Steels         | Julian Emslie, Chris Watson   | Rolls-Royce  | <ul style="list-style-type: none"> <li>熱過渡を考えると、応力が厳しくなる条件とひずみ速度が厳しくなる条件があり、大気中の疲労累積係数が大きくなる条件とFenが大きくなる条件が異なり、Fen手法は必ずしも保守的とはならない。</li> <li>有限要素法のFEMモデルを用いて、肉厚、遷移温度、過渡時間、熱伝達率を変化させて、環境効果を考慮した疲労累積係数への影響を評価し、非保守的な範囲を評価した。</li> </ul>   |
| PVP2013-97270             | Corrosion fatigue evaluation of austenitic stainless steels. The new proposal to the Czech standard in the area of nuclear power plant type WWER | Libor Vitek   | Institute of Applied Mechanics Brno, Ltd. (IAM Brno) | <ul style="list-style-type: none"> <li>チェコのNTD A.M.E規格に基づくWWER型原子炉の疲労評価は、現状では、大気中疲労のみが対象であることから、環境効果を考慮した新たな評価手法を提案。</li> <li>環境効果修正係数として、通常の「大気中、環境中での疲労寿命比」ではなく、「全ひずみ範囲の比」を使用、母材については実験的に検証済であるが、溶接材の評価が今後の課題。</li> </ul>  |
| PVP2013-97397             | Consideration of Environmentally Assisted Fatigue in Austenitic Stainless Steel - Applicability and Comparison of Existing Numerical Procedures  | Sven H.Reese, Johannes Seichter, Dietmar Klucke   | E.ON Kernkraft GmbH                                  | <ul style="list-style-type: none"> <li>ステンレス鋼に対する最近の環境疲労評価法について整理し、サークルズに適用することによってその特性を比較した。</li> <li>環境疲労評価Keや溶接部の疲労強度低減係数との組み合わせによって、様々な許容寿命が得られる。</li> </ul>   |
| PVP2013-97500             | Environmental Fatigue Factors (NUREG/C-6909) And Strain Controlled Data For Stabilized Austenitic Stainless Steel                                | Xinqiang Wu and Yasuyuki Katada   | National Institute for Materials Science             | <ul style="list-style-type: none"> <li>ドイツの原子力発電所の1次系配管に相当するニオブ安定化オーステナイトステンレス鋼(1.4550, X6CrNiNb1810mod)のひずみ制御疲労試験を325℃のPWR1次系模擬環境中で実施した。</li> <li>本試験材は全法で報告した大気中の結果と同様に環境中でも優れた疲労特性を示した。NUREG6909による予測と比較して寿命で2倍、環境計数で1/2であった。</li> <li>Fenを評価する方法や、設計線図、ラボデータの実機への換算等について議論した。</li> </ul>   |
| PVP2013-97519             | Fatigue of Stainless Steel Components: Toward Codified Rules Improvements  | Claude Faidy  | AFCE-Consultant Engineer                             | <ul style="list-style-type: none"> <li>これまでのデータを総合的に考慮して、フランスで新たに提案するSSの設計疲労曲線の紹介。大気中のDFCIはNUREGとほぼ同じとしている。DFCIにする係数は寿命で12、ひずみで1.4である(根拠は明確でない)。その結果、DFCIは旧ASMEのAカーブに近いものとなった。</li> <li>上記の大気中DFCIに対して、温度、寸法、粗さ、環境効果、過渡形状、粗さと環境の複合効果の6の減少係数を考慮してPWR環境中の疲労設計を行う。FenはNUREGの改訂版の式を転用しているが、他の係数は根拠が明確でないものが多い。</li> <li>説明が十分でないの、使い方が不明確であるとともに、ひずみの係数があらゆる場合に1.4で良い理由が理解できない。</li> </ul> |
| PVP2013-97597             | Application of Common Basis Stress Evaluation Methodology for Environmentally Assisted Fatigue for a Pressurized Water Reactor                   | William F Weitzel, P.E. Timothy D. Gilman, Lora Drenth  | Structural Integrity Associates                      | <ul style="list-style-type: none"> <li>Prairie Island 原子力発電所(PINGP)の運転許可延長更新のための評価として、一般応力評価手法(CBSSE: Common Basis Stress Evaluation)をはじめとして適用してみたもの。</li> <li>これまでに圧力と温度をモニタリングしてきた9部位のほかに、8部位についてモニタリングが推奨される結果となった。これはNUREG CR-6260とは違う結果であったが、理由の一つは固有のプラント設計にある。</li> </ul>   |
| PVP2013-98060             | ENVIRONMENTALLY-ASSISTED FATIGUE MANAGEMENT OF PWR PRESSURIZER USING NONLINEAR STRAIN-BASED ANALYSIS   | Timothy Gilman, Jay Gillis, Jagannath Hiremagalur, Scott Rodamaker, William Weitzel, Michael Hoehn II   | Structural Integrity Associates, Inc                 | <ul style="list-style-type: none"> <li>本論文は原子力発電所の加圧器における非線形ひずみベースの環境疲労評価技術について述べると共に、従来の疲労解析結果との重要な違いについて実証している。</li> <li>非線形解析は、原子炉における環境疲労管理に関する運転認可更新要求に合致する有効なツールである。</li> </ul>  |

A) PVP2013-97157

Effect of Surface Finish and Loading Conditions on the Low Cycle Fatigue Life of Stainless Steel Welded Piping in PWR Environment

- 概要
  - 316 ステンレス鋼溶接継ぎ手から採取した試験片を用いて、PWR 一次系水環境下における低サイクル疲労寿命に対する、表面仕上げと負荷条件（圧縮でのひずみ速度）の影響を調べた。
  - ひずみまたは変位制御で試験を行い、溶接部のひずみは有限要素解析より算出した。
  - 表面粗さの影響は無視できることが示された。
  - 現状の  $F_{en}$  係数算出方法に不感帯を考慮することで、環境効果をより合理的に評価できることを示した。

• 試験概要

4 インチ、スケジュール 160 の TIG 溶接による周継ぎ手を用いた。内面加工を変えることで、以下の 3 種類の表面粗さの試料を準備した。

Polished:  $R_t = 3.2 \cdot m$ ,  $R_a = 0.31 \cdot m$

Standard:  $R_t = 19 \cdot m$ ,  $R_a = 3.0 \cdot m$

Rough:  $R_t = 100 \cdot m$ ,  $R_a = 31 \cdot m$

ここで、 $R_t$  は最大粗さ、 $R_a$  は平均の粗さを示す。Polished は #240 のエメリー紙で仕上げている。図 3.2.1-1 は溶接線から 5 mm の位置での硬さ分布を示す。

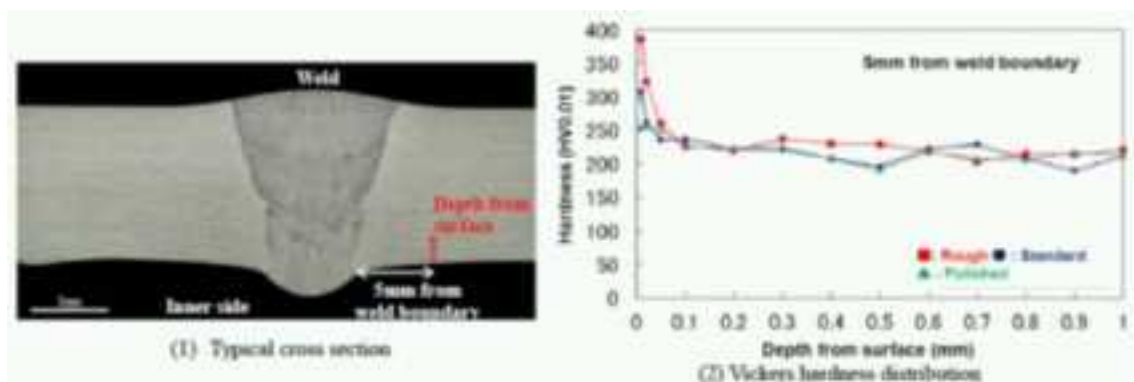


図 3.2.1-1 Typical cross section of weld and hardness distribution near machined surface

周継手より図 3.2.1-2 に示すように平板型の試験片を切り出し、図 3.2.1-3 のようにセットした。き裂が管の内面側から発生するように、軸心をずらして曲げ荷重を生じさせ、内面により大きな負荷が作用するように工夫している。ゲージ長さ 15 mm の伸び計を用いてひずみ制御、または変位制御の試験を行った。

試験は、室温大気中または 325°C の PWR 模擬環境中で行った。定常状態から 25% 荷重が低

下した時点を疲労寿命  $N_{25}$  と定義した。

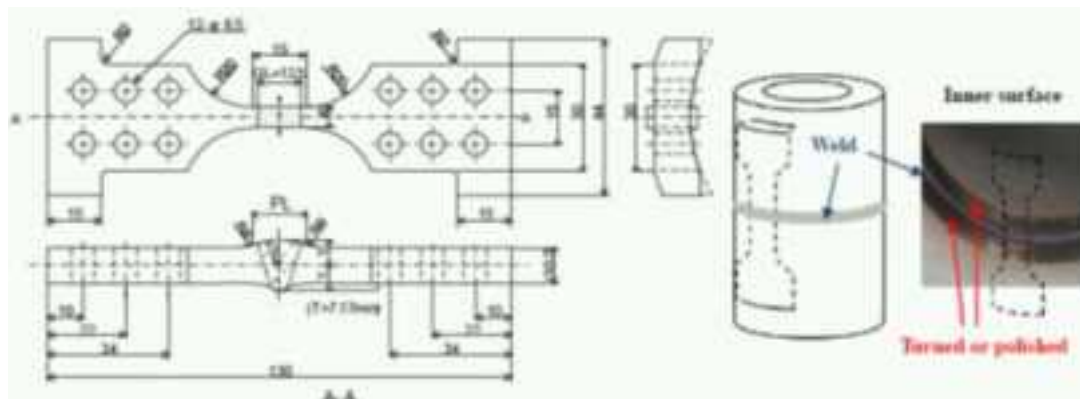


図 3.2.1-2 Rectangular strip shaped specimen

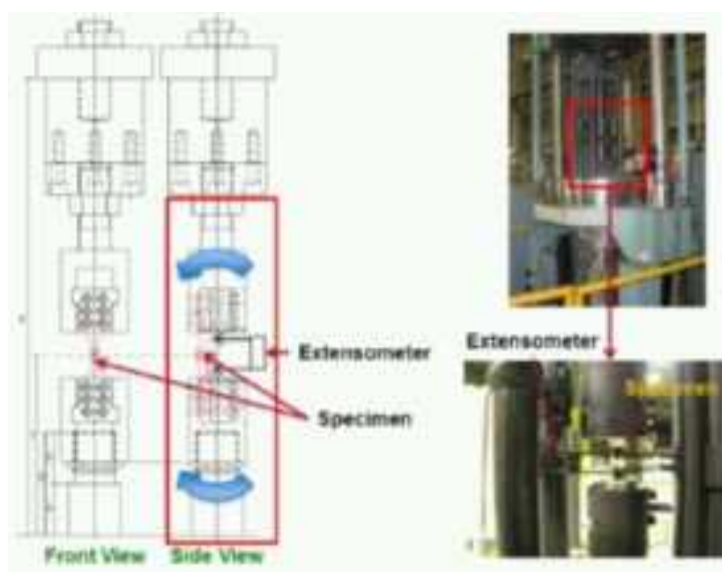


図 3.2.1-3 Procedure of loading the specimens and strain measurement

- 要点
- 試験結果の一覧を表 3.2.1-2 に示す。大気中 “standard”、公称ひずみ振幅 0.2% の試験を除き、き裂は図 3.2.1-4 に示すように内面側より発生していた。
- 有限要素解析より推定されたひずみ振幅と疲労寿命の関係を図 3.2.1-5 に示す。参照のため、Areva の試験結果、NUREG/CR-6909 および JSME の最適線も示している。大気中では公称ひずみ振幅 0.3% “Rough” の条件を除いて、ほぼ最適線に一致した。Areva の結果は、本試験結果より若干短寿命となったのは試験温度の影響と考えられる。環境中の疲労寿命は、大気中より低下し、Areva の結果とほぼ一致している。

- 本試験では明確な疲労寿命変化が見られず、Sec. VIII の Kr と同様に、表面仕上げの影響は無視できると考えられる。
- 圧縮ひずみ時の立ち上がり時間  $\cdot_1$  と  $\cdot_2$  とし、それぞれの条件に対する試験結果を表 3.2.1-3 に示したが、疲労寿命は立ち上がり時間に依存しなかった。このことは、圧縮ひずみ時のひずみ速度は疲労寿命に影響しておらず、環境効果のひずみ速度依存性には不感帯が存在することを示している。

表 3.2.1-2 Results of fatigue tests on surface finish

| Env.   | Temp. (°C) | Surface finish | Nominal strain rate (%/sec) | Nominal strain amp. (%) | Estimated strain amp. (%) | Control        | Fatigue life $N_f$ (cycles) | Location of crack initiation (mm)* |
|--|------------|----------------|-----------------------------|-------------------------|---------------------------|----------------|-----------------------------|------------------------------------|
| In air                                       | RT         | Rough          | 0.4                         | 0.2                     | 0.23                      | Nominal strain | 19917                       | 5.0                                |
|  |            | Standard       |                             |                         |                           |                | 187065                      | 2.6, 2.7                           |
|  |            | Polish         |                             |                         |                           |                | 97436                       | 10.8                               |
|  |            | Rough          |                             | 0.3                     | 0.34                      |                | 5778                        | 9.6                                |
|  |            | Standard       |                             |                         |                           |                | 6133                        | 8.9                                |
|  |            | Polish         |                             |                         |                           |                | 36800                       | 5.4                                |
| In water<br>DH=30cc/kg<br>B=500ppm<br>L=0ppm | 325        | Rough          | 0.01                        | 0.2                     | 0.23                      | displacement   | 40000                       | 9.0                                |
|  |            | Standard       |                             |                         |                           |                | -17620                      | -                                  |
|  |            | Polish         |                             |                         |                           |                | 3483                        | 9.3                                |
|  |            | Rough          |                             | 0.3                     | 0.36                      |                | 4462                        | 10.4                               |
|  |            | Standard       |                             |                         |                           |                | 1655                        | 11.1                               |
|  |            | Polish         |                             |                         |                           |                | 3125                        | 12.1                               |

\* Distance from center of weld

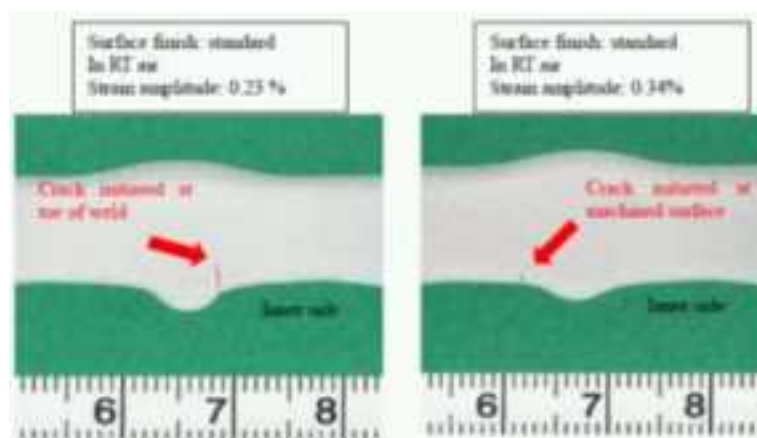


図 3.2.1-4 Example of crack initiation location

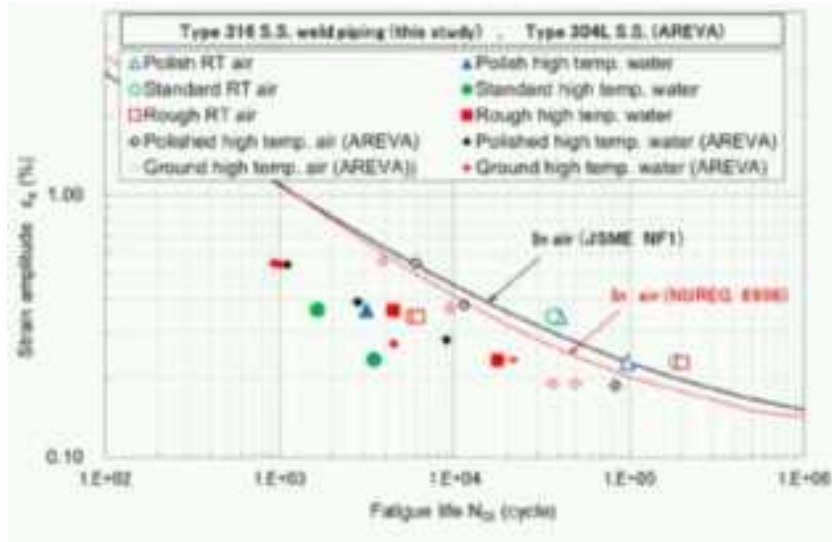


図 3.2.1-5 Result of fatigue tests on surface finish

表 3.2.1-3 Results of fatigue tests on loading condition

| Env.   | Temp (°C) | $t_1$ (sec) | $t_2$ (sec) | Nominal strain amp. (%) | Fatigue life $N_{50}$ (cycle) |
|--|-----------|-------------|-------------|-------------------------|-------------------------------|
| In water<br>Dil=10cc/kg<br>B=300ppm<br>Li=2ppm | 325       | 60          | 100         | 0.3                     | 1980                          |
|  |           | 60          | 1000        | 0.3                     | 1820                          |

B) PVP2013-97158

HIGH STRAIN RATE EFFECTS ON ENVIRONMENT ASSISTED FATIGUE FOR AUSTENITIC STAINLESS STEELS IN PWR ENVIRONMENT

- 概要
- JSME Code の環境効果係数は低ひずみ速度で得られた実験データ (0.4%/s まで) をもとに策定されているため高ひずみ速度領域において保守的であると指摘されている。
- 本研究では新たに得られた実験データに基づいて、高ひずみ速度領域の  $F_{en}$  を再評価した。その結果、ひずみ速度 1%/s での  $F_{en}$  は JSME Code の約半分であることが確認された。
- EFT プロジェクトで得られている試験データを基に評価した結果、 $F_{en}=1$  になるひずみ速度はすべてのステンレス鋼に対して 3%/s より低いことが示された。これは今回の実験結果と同様である。
-



- 試験概要

### 材料

試験材料は 316 ステンレス鋼のパイプ (JIS G3459 規定 外径 355.6 mm、厚さ 35.7 mm、長さ 288 mm) である。1055°C で 30 分間の熱処理とその後の水冷が施されており、化学組成は表 3.2.1-4 に、機械特性は表 3.2.1-5 に示す。

### 試験片

疲労試験には図 3.2.1-6 に示す中実丸棒試験片を用いた。加工の影響を無くするため表面は軸方向に磨かれている。

### 試験装置

図 3.2.1-7 に試験装置の概略図を示す。水質は制御タンクで表 3.2.1-6 に示す PWR 一次冷却水を模擬した水質に調節されている。水は高圧ポンプによって加圧され、ヒーターによって試験温度まで温められている。流速は 200/h であり乱流条件を与えている。試験はオートクレーブでおこなわれ PWR 一次冷却水が模擬されている。試験温度はオートクレーブの試験片付近を熱電対によって測定されており、ヒーターによって ±5°C に調整されている。

### 疲労試験

表 3.2.1-7 に疲労試験環境を示す。試験は完全両振りひずみ制御試験であり、疲労寿命は 25% 引張強さ低下によって定義される。

表 3.2.1-4 Chemical compositions of the material tested (wt%)

| C    | Si   | Mn   | P    | S     | Cr   | Ni    | Mo   |
|------|------|------|------|-------|------|-------|------|
| 0.04 | 0.32 | 1.42 | 0.25 | 0.001 | 16.4 | 11.12 | 2.15 |

表 3.2.1-5 Mechanical properties of the material tested

| Temp. (°C) | 0.2% proof stress (MPa) | Tensile stress (MPa) | Elongation (%) |
|------------|-------------------------|----------------------|----------------|
| RT         | 256                     | 536                  | 67             |

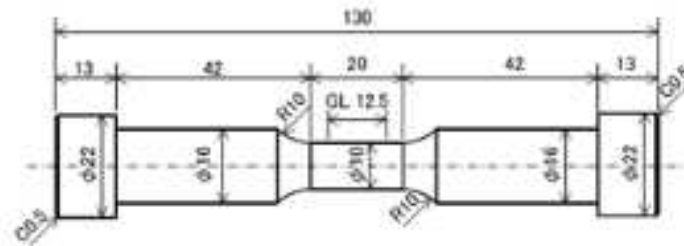


図 3.2.1-6 Fatigue test specimen

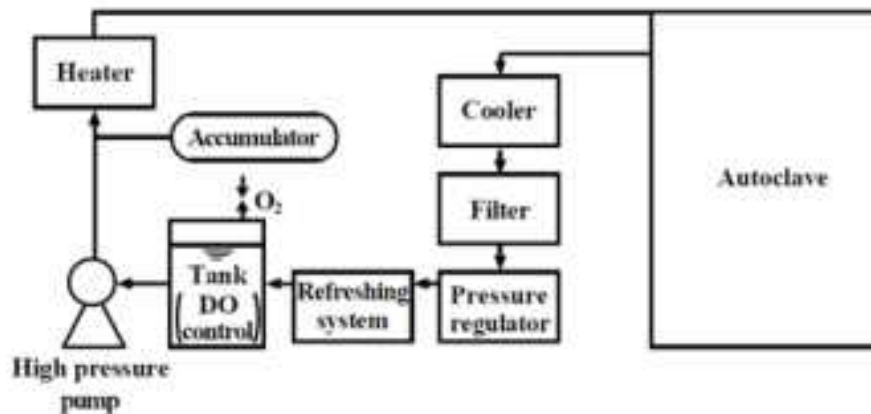


図 3.2.1-7 Outline of the test apparatus

表 3.2.1-6 Water chemistry

|   |        |
|---|--------|
| H <sub>2</sub> BO <sub>3</sub> as B (ppm)                 | 500    |
| LiOH as Li (ppm)  | 2      |
| Dissolved oxygen content (ppm)                            | <0.005 |
| Dissolved hydrogen content (cc/kg (H <sub>2</sub> O-STP)) | 30     |
| Flow rate (l/hr)  | 20     |

表 3.2.1-7 Fatigue test conditions

|                      |               |
|----------------------|---------------|
| Temperature (°C)     | RT, 325 °C    |
| Strain rate (%/sec)  | 0.4, 1.0, 4.0 |
| Strain amplitude (%) | 0.3, 0.4, 0.6 |
| Strain ratio         | -1            |
| Wave form            | Triangle      |
| Control mode         | Axial strain  |

- 要点
- 試験結果を表 3.2.1-8 に示す。図 3.2.1-8 にはひずみ振幅と疲労寿命の関係を示す。これらの試験の室温大気中の疲労寿命は最適曲線によく一致している。PWR 一次冷却水環境と大気中の間の疲労寿命の違いは高ひずみ速度においてもあまり小さくはない。
- 図 3.2.1-9 はそれぞれの環境における観察された破面を示している。ストライエーションは進展領域で観察される。表面の破面形状は試験条件によってあまり違いはない。
- 図 3.2.1-10 は試験中の応力振幅の変化を示している。硬化や軟化の挙動はひずみ速度によって少し異なる。
- 図 3.2.1-11 にひずみ速度と Fen の関係を示す。この図では、試験結果と表 5 における同じひずみ速度のデータの平均値が JSME S NF1 と比較して示されている。Fen の値はひずみ速度 1.0%/s において JSME Code では 2.7 であるのに対し、本研究では 1.3 であった。
- 環境効果が無視できるひずみ速度閾値は試験片をステンレスグレードや材料チャージに従って分類することでより低くなる。ひずみ速度が 3%/s より速くなると Fen はす

すべてのステンレス鋼において1になる。

表 3.2.1-8 Fatigue test results

| Specimen No. | Temp. (°C) | Environment  | Strain rate (%/sec) | Strain amp. (%) | $\sigma_{max}$ (MPa) | $\sigma_{min}$ (MPa) | $N_{75}$ (cycles) | $N_{10}$ (cycles) | $F_m$ |
|--------------|------------|--|---------------------|-----------------|----------------------|----------------------|-------------------|-------------------|-------|
| FS3A-1       | RT         | Air  | 0.4                 | 0.55            | 285                  | -208                 | 8,908             | /                 | /     |
| FS3A-3       |            |  | 1.0                 | 0.64            | 293                  | -272                 | 6,621             | /                 | /     |
| FS3A-2       |            |  | 1.0                 | 0.29            | 239                  | -222                 | 44,481            | /                 | /     |
| FS3A-27      | 325        | PWR primary water<br>DO = 0.005 ppm<br>DH = 30 cc/kg*<br>H <sub>2</sub> O+STP<br>H <sub>3</sub> BO <sub>3</sub> :<br>500 ppm as B<br>LiOH :<br>2 ppm as Li | 0.4                 | 0.59            | 225                  | -221                 | 4,453             | 7,798             | 1.75  |
| FS3A-28      |            |  | 0.4                 | 0.40            | 174                  | -171                 | 17,764            | 19,053            | 1.07  |
| FS3A-26      |            |  | 0.4                 | 0.30            | 171                  | -166                 | 20,631            | 40,322            | 1.95  |
| FS3A-18      |            |  | 1.0                 | 0.61            | 220                  | -225                 | 6,531             | 7,253             | 1.11  |
| FS3A-16      |            |  | 1.0                 | 0.40            | 189                  | -189                 | 15,900            | 19,053            | 1.20  |
| FS3A-20      |            |  | 1.0                 | 0.30            | 181                  | -176                 | 25,726            | 40,322            | 1.57  |

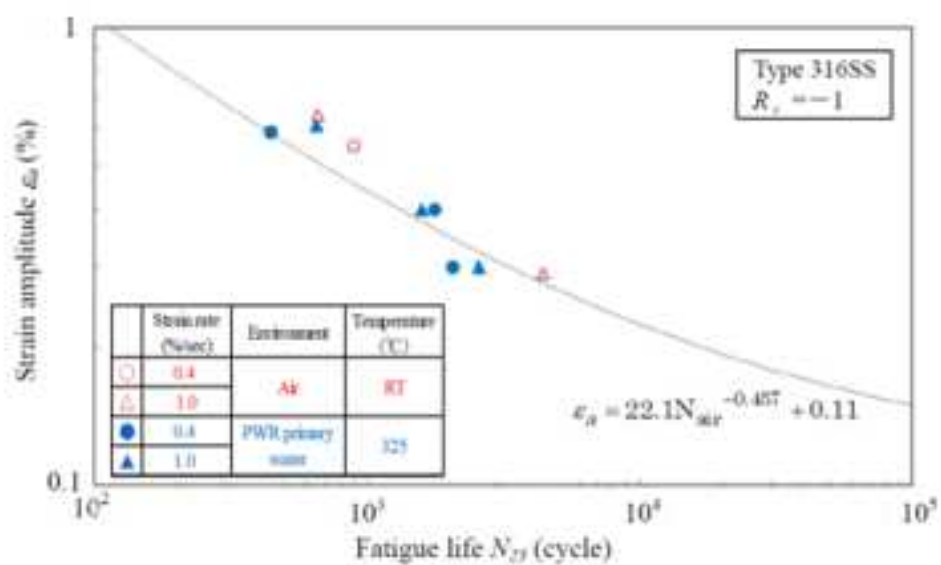
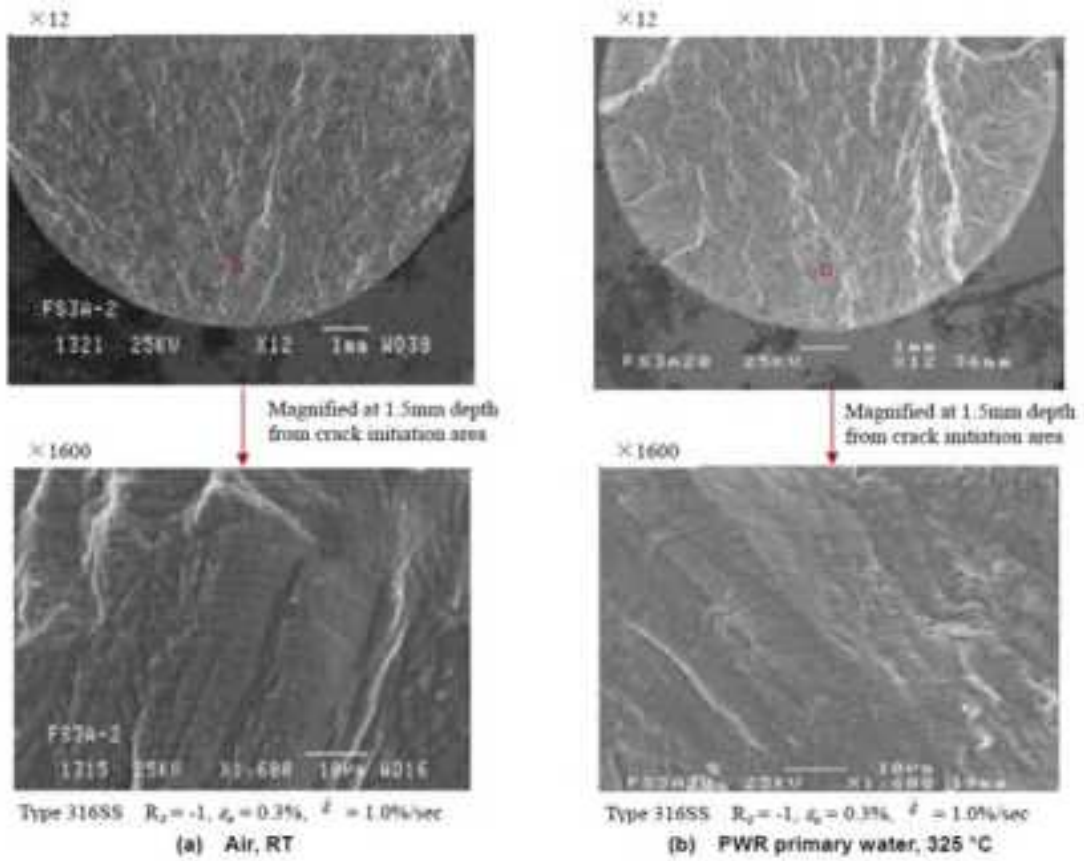
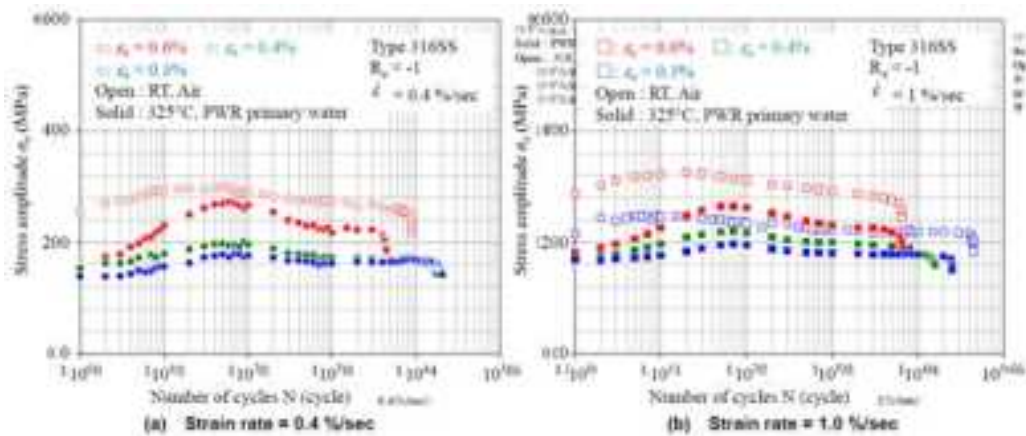


図 3.2.1-8 Experimental fatigue test results at a high strain rate



3.2.1-9 Observation results of fracture surface (Strain rate = 1.0%/sec, Strain amplitude = 0.3%)



3.2.1-10 Change of strain amplitude during fatigue tests

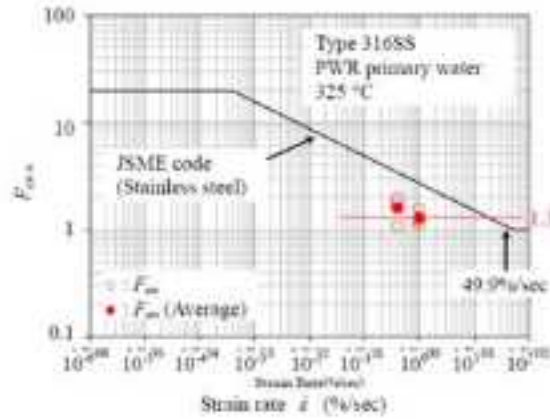


図 3.2.1-11 Environmental effect factor at a high strain rate

表 3.2.1-9 Outline of experimental fatigue test data obtained from EFT

| Environment  | Temp. (°C) | Stainless grade | Strain rate (%/sec) | Strain amplitude (%) | Amount of data |    |
|--|------------|-----------------|---------------------|----------------------|----------------|----|
| Air  | RT         | 316SS BM        | 0.4                 | 0.18-0.6             | 6              |    |
|  |            | 316SS WM        | 0.4                 | 0.16-0.6             | 6              |    |
|  |            | 304SS WM        | 0.4                 | 0.2-0.6              | 6              |    |
|  |            | SCS14A -        | 0.4                 | 0.15-0.6             | 8              |    |
| PWR primary water<br>DO < 0.005 ppms<br>DfT = 30 cc/kg-H <sub>2</sub> O*<br>STP<br>H <sub>2</sub> BO <sub>3</sub> :<br>500 ppm as B<br>LiOH :<br>2 ppm as Li | 325        | 316SS           | BM                  | 0.001-0.4            | 0.3-0.6        | 27 |
|  |            |                 | WM                  | 0.0005-0.4           | 0.3-0.6        | 7  |
|  |            | 304SS           | BM                  | 0.001-0.4            | 0.3-0.6        | 12 |
|  |            |                 | WM                  | 0.001-0.4            | 0.3-0.6        | 6  |
|  |            | SCS14A          | -                   | 0.00004-0.4          | 0.3-0.6        | 15 |

## (b) EPRI Gap Report における研究課題の調査分析

我が国における環境疲労評価手法規格の改訂、あるいは疲労評価の改良に向けて取り組むべき検討課題の抽出を行うことを目的として、EPRI が 2012 年に取りまとめた Gap Report の内容を調査した。そしてそれを基に、(A) 国のプロジェクトとして今後推進すべきもの、あるいは(B) 産業界、大学等での研究計画に反映すべきもの、(C) 反映不要のものへの分類を試みた。最後に、47 件の知見 Gap について我が国における検討課題としての今後の調査計画案を作成した。

### a) Gap Report の概要

き裂進展試験データは、疲労き裂の進展が軽水炉水環境において顕著に加速されることを示しているが、疲労発生寿命曲線には高温水環境下の鋼に対する環境効果が明示的に考慮されていない。これに答えて米国原子力規制委員会(NRC)は、新設の原子力発電所の疲労発生寿命に対する新しい評価ルールをまとめ、米国機械学会(ASME)はこの規制の変更を受けて Code Case を制定した。これらの規則の適用により、軽水炉のいくつかの機器においてはより高い累積疲労係数となり、原子力発電所の長期安全運転の評価に重要な影響を生じる可能性がある。寿命評価の規則は環境効果を考慮することでより厳しくなる一方、運転中の軽水炉の機器で疲労損傷の発生の報告はほとんどない。この結果、規則が過度に保守的であるとの認識がある。現行の不確実さや技術知見の埋まっていない(Gap)を解決し、軽水炉機器の寿命評価における環境疲労に対する知見と対応について検討する必要がある。

この報告書は、EPRI 報告書 102312 で取りまとめた先の技術知見の空白(Gap)から、その中でどの空白から解決すべきかの順序を示すロードマップを提案した。また、それぞれの知見の空白を解決するための作業内容の詳細を示した。知見の空白について優先度を付けることで、設計者に対しての短期的な利益を最大とし、メカニズムの理解に基づいてより長期的には不必要な保守性を回避するための疲労評価手順や管理計画につながることを意図しており、目的にかなったものである。

### b) 研究ロードマップの検討の進め方

最初に次の 2 つの進め方が検討された。

#### (検討方法 1) 優先度(Priority)による知見 Gap の解決

Gap Analysis Report1023012(Dec. 2011)で集められた 47 の知見 Gap を優先度(priority)により High, Medium, Low の 3 つにグループ化し、知見評価プロセス (図 3.2.1-12) に沿って、それぞれのグループ毎に検討を行う。

- ・ 優先度 1 (High) 図 3.2.1-13, 14 及び表 3.2.1-10
- ・ 優先度 2 (Medium) 図 3.2.1-15, 16 及び表 3.2.1-11
- ・ 優先度 3 (Low) 図 3.2.1-17, 18 及び表 3.2.1-12

## (検討方法 2) 仮説(Hypotheses)による知見 Gap の解決

検討方法 1 を採用した場合、膨大な低レベルの hypothesis についても試験する必要がある。

このため、技術知見の Gap を理解する上での仮説を検討し、それを 7 つに集約した。

この 7 つの仮説は表 3.2.1-13 に示すとおりであり、それぞれ知見 Gap と対応している。この 7 つの仮説は、次の 4 つのカテゴリーに分類される。

CategoryA: 実験室の試験データに用いられる荷重条件は LWR 機器で経験する荷重と異なる。試験では荷重制御に基づく繰り返し応力で行われるが、実機では温度過渡である。

仮説 Hypothesis 1, 2

CategoryB: 現行の ASME 規格の疲労解析には環境効果を包絡 (カバー) する保守性がある。

仮説 Hypothesis 3, 4

CategoryC: 保守性は、実機条件を完全に代表出来ていない不十分な材料データと計算手法によりもたらされる。

仮説 Hypothesis 5, 6

CategoryD: いくつかの機器の保守的あるいは不十分な評価手順の適用はメカニズムの理解不足による。

仮説 Hypothesis 7

### ④ Gap Report の結論

すべての関連する知見 Gap (priority 高、中、低) と共に個々の仮説 hypothesis を知見評価プロセスに基づいて検討する検討方法 2 を推奨する。この場合は、基本的な側面となる重要な仮説のみを検討すれば良い。仮説の重要度の順位を表 3.2.1-13 に示す。

### 我が国における検討との比較

E P R I によって選定された 47 の Gap を、我が国における今後の検討課題である「環境疲労評価手法」、「設計疲労線図」、「S e c X I」及び「メカニズムの理解その他」の 4 つに分類すると、表 3.2.1-14 の通りとなり、環境疲労評価手法に関する項目が最も多く、メカニズムの理解に関する項目が最も少ない結果となった。

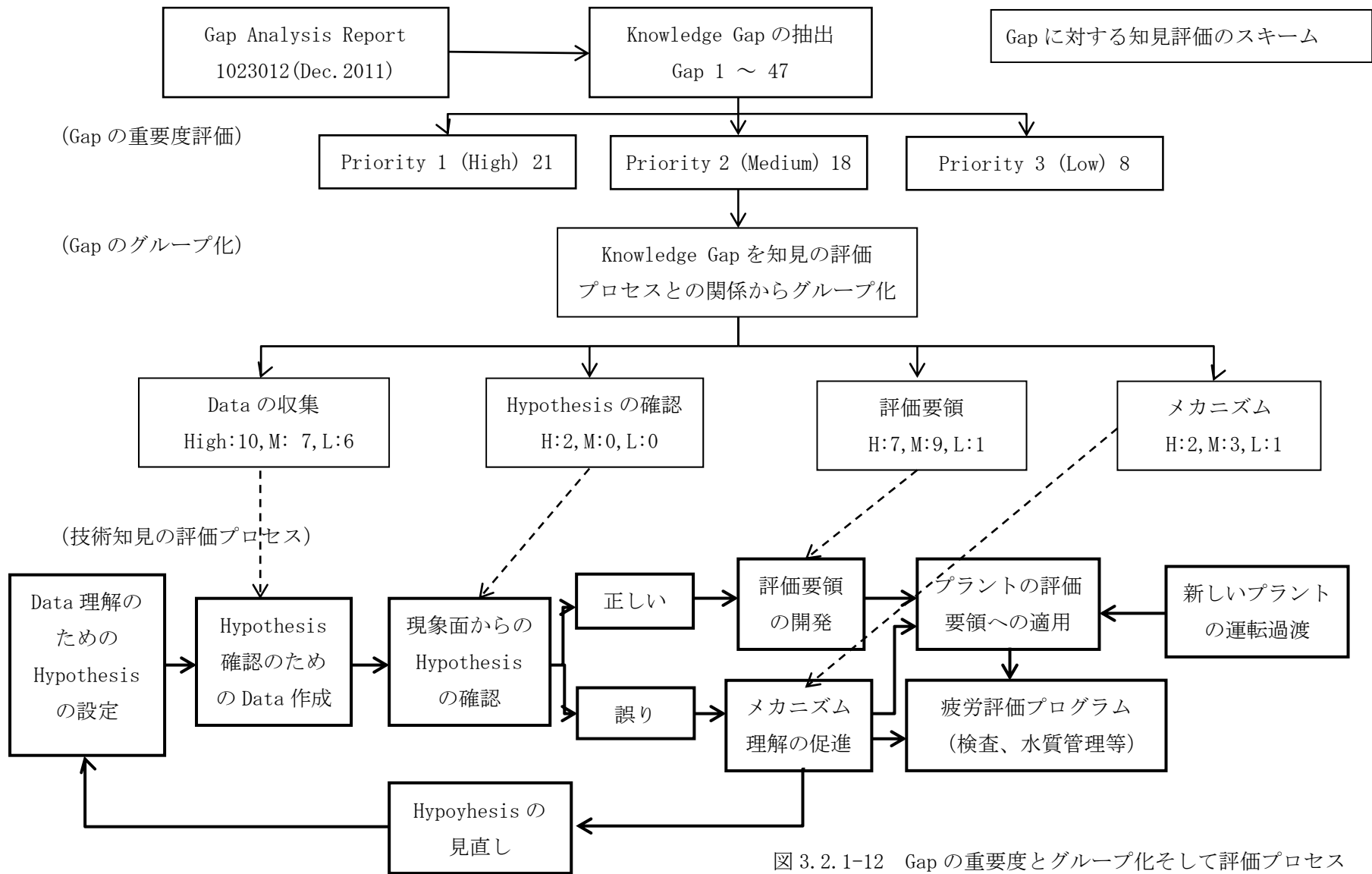


図 3. 2. 1-12 Gap の重要度とグループ化そして評価プロセス



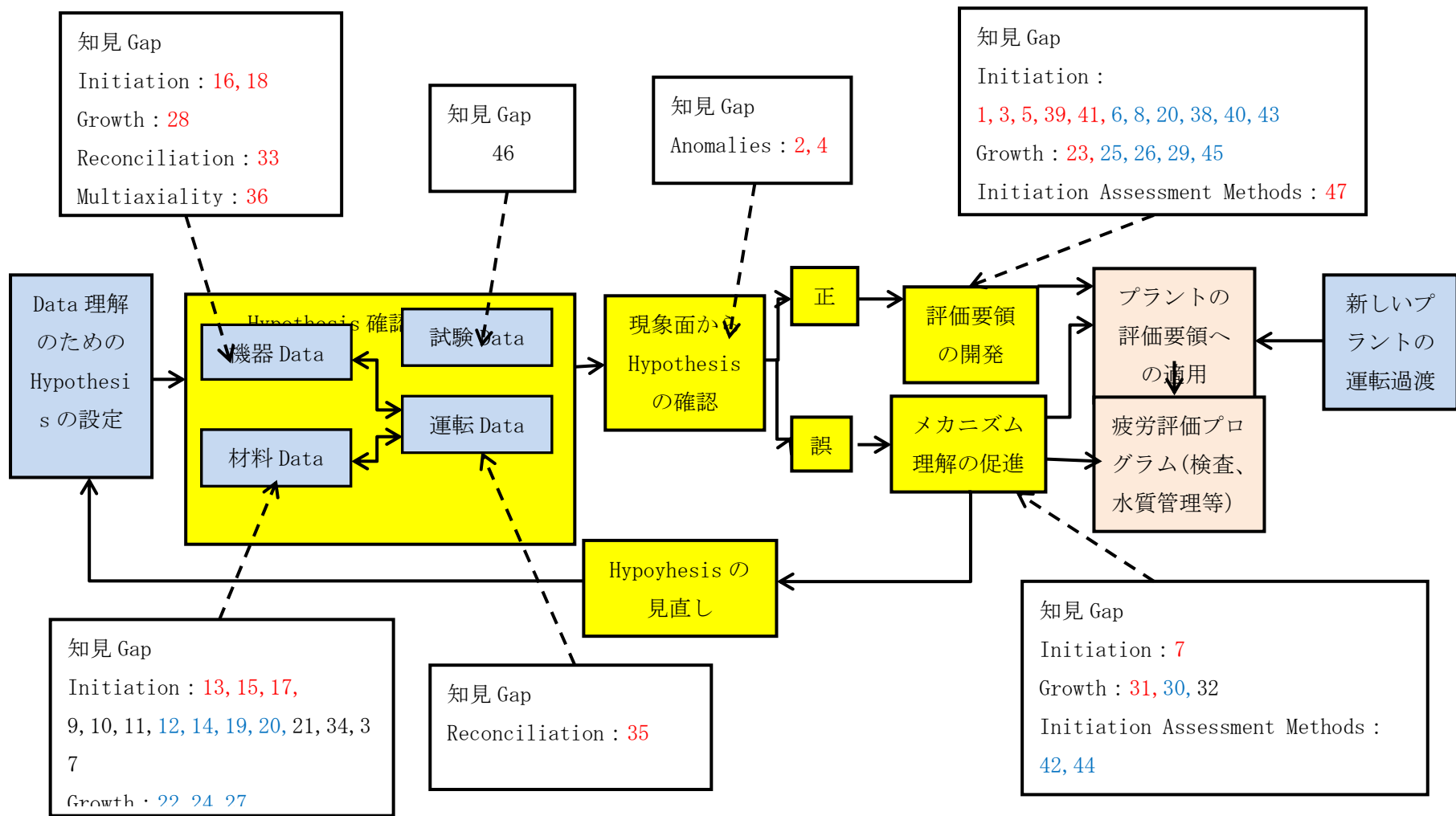


図 3.2.1-13 優先度1のロードマップ

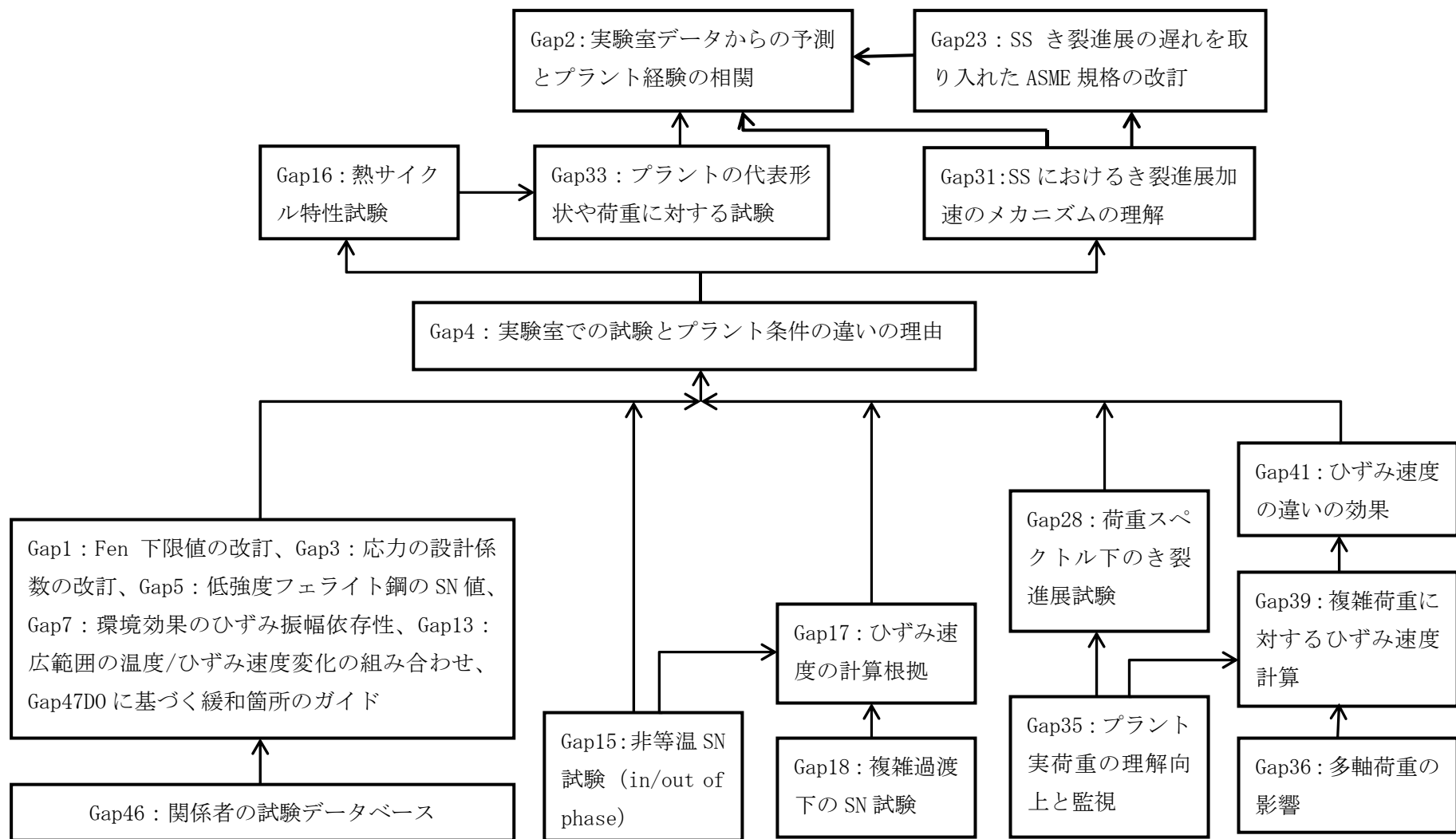


図 3.2.1-14 優先度 1 の Gap の時間シーケンス依存性

表 3.2.1-10 優先度 1 の技術知見 Gap

| 番号・内容                            | Hypothesis /Priority                           | 必要な研究                        | 検討計画  | 現状 Sequence                           | 成果 Outcome                           |
|----------------------------------|--|------------------------------|---|---------------------------------------|--------------------------------------|
| Gap1 :<br>Fen 下限値の見直し            | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | 利用可能な試験データの更なる解析             | NRC が下限値の見直しに関する検討を行っている                        | 進行中                                   | NUREG と EFEM の下限値の違いの解消              |
| Gap2 :<br>実験室データによる予測とプラント経験の相関  | 全ての Hypothesis に関連                             | Fen の根拠の広範囲な調査とプラントの過渡解析への適用 | 他の Gap の解決とこれ自体の検討の両方メカニズムの理解により予測と実測が一致することで解決 | 優先度 1 のロードマップ全体の進捗の中で進められる            | 過度に保守的な評価要領の改善                       |
| Gap3 :<br>設計疲労曲線の応力に関する設計係数の見直し  | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: High | この手法の根拠データの更なる検討             | 大気中のステンレス鋼について妥当かどうかの検討が必要<br>Gap46 と関連         | 緊急性が高く、環境疲労と切り離しても、ステンレス鋼の高サイクル疲労に影響大 | Fen の適用範囲を制限するあるいは現行の S-N 曲線の代替規定を提供 |
| Gap4 :<br>実験室での試験結果とプラント条件の違いの理由 | Hypothesis 3<br>(Category B)<br>Priority: High | 違いの解析について多くの研究が必要とされている。     | 他の Gap の検討計画の成果に含まれており、それ自体でパッケージとなっていない        | シーケンスは図示されている                         | 違いの理由を徐々に明らかとし、疲労評価ルールに向けた中間ステップとなる。 |
| Gap5 : 低強度のフェライト鋼の SN 曲線         | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: High | 低強度フェライト鋼の曲線の追加が必要である。       | 原子炉運転中温度での炭素鋼と低合金鋼の UTS<80ksi の SN 曲線が必要        | Gap46 「関係者の試験データベース」と関係がある            | 低強度の炭素鋼と低合金鋼の SN 曲線が利用可能となる。         |

|                                    |  |                                      |   |  |   |
|------------------------------------|--|--------------------------------------|---|--|---|
| Gap7：繰り返し応力強さにおける環境効果の程度           | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | 環境効果をひずみ速度の関数として求めるため試験データの更なる解析が必要。 | Fen 係数のひずみ振幅依存性を明らかとするため、中高ひずみ振幅データが必要。 | Gap46 「関係者の試験データベース」と関係がある   | ひずみ振幅と Fen の関係を明らかとし、ひずみ振幅下限値の評価にも役立てる                      |
| Gap13：広域の温度/ひずみ速度の組み合わせに対する SN データ | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: High | 広域の温度及びひずみ速度をカバーするために連なる試験データが必要である。 | 必要なのはき裂の発生データである。                       | Gap46 「関係者の試験データベース」と関係がある   | Fen 評価式の理解。高ひずみ速度の限界値の使用に起因する保守性に関連して Hypothesis3 の確認も行われる。 |
| Gap15：非等温試験データの必要性(同期、非同期)         | Hypothesis 1<br>(Category A)<br>Priority: High | 熱と機械荷重の重畳した試験が必要。実施は困難だが、得られる成果も大きい  | 特に、き裂発生に対する温度とひずみ変化の同期、非同期の影響を調べる       | 他の Gap に関する成果に依存しないので、独立して実施可能   | 熱疲労の非同期の特性が同期あるいは等温の繰り返しとは異なることを示す<br>Gap16, 17 に関連する       |
| Gap16：熱サイクル特性試験                    | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | 特性試験では標準試験に含まれない多くの側面が含まれる           | 他の Gap で考えられている個々の課題を組み合わせた効果について試験を行う  | 個々の Gap (46, 3, 7, 47, 13, 15, 18, 28, 17, 4) の複合影響がプラント機器に与える影響について検討する | 複雑にサイクルに対して検証されたより保守性の小さい平均化した要領を提供する                       |
| Gap17：ひずみ速度の計算根拠データ                | Hypothesis 6<br>(Category C)                   | 試験データによる修正レートアプローチ                   | Gap15とGap18の成果に基づいて、詳細な試験               | Gap15 と Gap18 の成果を得た後に試験を行う  | 修正レートアプローチ法の検証を可能と  |

|  |  |   |  |  |   |
|--|--|---|--|--|---|
|  | Priority: High                                 | 法の検証が必要   | 計画を作成  | 必要   | し、仮説 2 の試験にも寄与する。   |
| Gap18: 広域の温度/ひずみ速度の組み合わせに対する SN データ    | Hypothesis 4<br>(Category B)<br>Priority: High | 不連続のサイクルの取扱いあるいは代替方法を開発するにはメカニズムの理解と複雑な過渡荷重の検証試験が必要 | 高ひずみサイクルと長期の保持あるいは保持と数回の低ひずみサイクルを分けた水環境下での材料試験を実施            | この試験は他の知見 Gap とは関連がないので独立して実施できる                     | 仮説 4 の現行の設計における不連続のサイクルの扱いが保守的であることを示し、より合理的な評価手順の策定に寄与する |
| Gap23: PWR 環境での SS き裂進展に関する ASME 規格の改訂 | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | ドラフト CC の開発のため、ひずみ上昇時間の上限しきい値を提案                    | 試験データの再評価及び他の Gap の解決によって可能となる                               | Gap31 や Gap4 の検討が行われることに依存している。また他の多くの Gap 検討に関連している | PWR の SS のき裂進展速度の取扱いについてメカニズムの理解と相まって評価処方を改善検証する          |
| Gap28: スペクトル荷重によるき裂進展試験                | Hypothesis 1<br>(Category A)<br>Priority: High | 異なる荷重波形の影響を調査し実機の温度と荷重をよく代表するため更なるき裂進展試験を行う         | 荷重と温度が同時にあるいは逆に変化する等温ではない条件でのき裂進展試験を行い、それと荷重の組み合わせた試験結果を比較する | きちせあえの実機の過渡をモニターして理解を深めることと関係しており、それをフォローする          | 代表的な波形、サイクルシーケンス、負の R 比や保持時間による環境中疲労進展の影響を考慮することで保守性を低減する |
| Gap31: SS におけるき裂進展加速のメカニズムの理解          | Hypothesis 7<br>(Category D)<br>Priority: High | 実機と実験室データの明らかな相違を説明するためにはメカニズムの理解が必要                | 現在進められている活動から影響するファクターが分析されつつあるが更なる検討が必要                     | 原稿進められているタスク、特に Gap4 と更に多くの Gap の解決に依存している           | 設計規格の根拠とそれを固有の状況に置き換える手段を与える                              |

|                                  |  |  |   |                                    |                                    |
|----------------------------------|--|--|---|------------------------------------|------------------------------------|
| Gap33：プラント機器を代表する形状や及び荷重における試験   | Hypothesis 1<br>(Category A)<br>Priority: High | 実機プラントを模擬するしけのために試験条件を解析により明らかとする      | プラントを代表する形状、荷重及び環境に重点を置いて試験を行う                  | この試験は Priority 1,2 のシーケンスの最後で行う    | プラント評価手順や疲労管理計画の検証を行う              |
| Gap35：プラントの現実的な過渡に対する理解促進とモニタリング | Hypothesis 3<br>(Category B)<br>Priority: High | 詳細なサーモダイナミックモデルのためプラントのモニタリングが必要       | プラントの温度過渡のデータベースを確立して評価手順を改善する                  | 他の Gap の解決には依存しないので、早急に解決できる。      | プラントの現実的過渡の知識から、現実的な評価の手順を破壊発できる   |
| Gap36：多軸荷重の影響                    | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | 環境疲労評価における多軸状態の取り扱いのための応力パラメータの同定が必要   | 多軸の試験結果と単軸結果の比較から、効果的な応力パラメータを決定する              | 他の知見 Gap の結果に依存しないので独立して開始できる      | き裂の生成と機械き裂の進展の 2 段階に対して異なる基準が必要となる |
| Gap39：複雑な過渡に対するひずみ速度の計算          | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | ひずみ速度の計算の手法確立には更なる検討が必要、メカニズムの理解も必要    | プラントの現実的な過渡を模擬した試験により検証する必要                     | Gap35, 36 と関係しており、その結果をフォローする必要    | 不必要な保守性を排除できる                      |
| Gap41：ひずみ速度の変化の効果                | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | 過度に保守的でない手法を開発するために環境効果のしきい値を導入する必要がある | 他の Gap の検討結果から複雑なサイクルの等価なひずみ速度を効果的に評価する方法が必要である | Gap35, 3, 39 と関係しており、その成果をフォローする必要 | 環境疲労設計曲線は Fen 手法と同様にひずみ速度の計算の課題がある |
| Gap46：関係者の試験データベースの              | Hypothesis 5<br>(Category C)                   | 最新のデータが利用可能な様に継続的な                     | 必要性に応えるデータベースの編集、アクセ                            | この Gap は最初に対応する必要                  | 考えが評価され、メカニズムの理解が促進                |

|                               |  |                             |                             |                             |                             |
|-------------------------------|--|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| 充実                            | Priority: High                                 | データベースの更新が必要                | ス性                          |                             | される                         |
| Gap47：溶存酸素濃度により緩和される箇所に対するガイド | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: High | D0 を制御する運転の効果を取り入れることが必要である | Fen の D0 に対する依存性について検討されている | Gap46 と関係しており、その成果をフォローする必要 | D0 をより詳細に定義することで Fen が低減される |

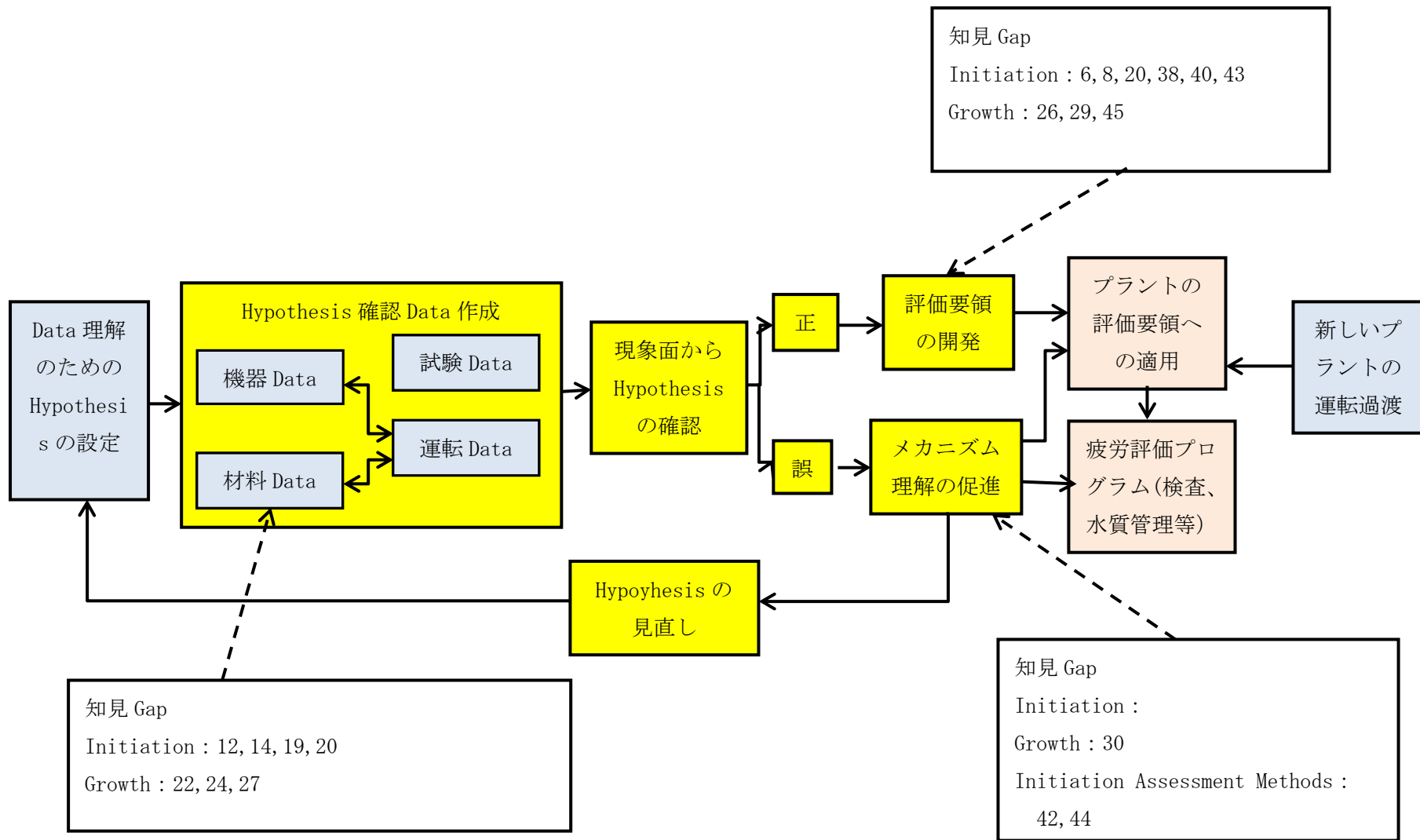


図 3.2.1-15 優先度 2 のロードマップ



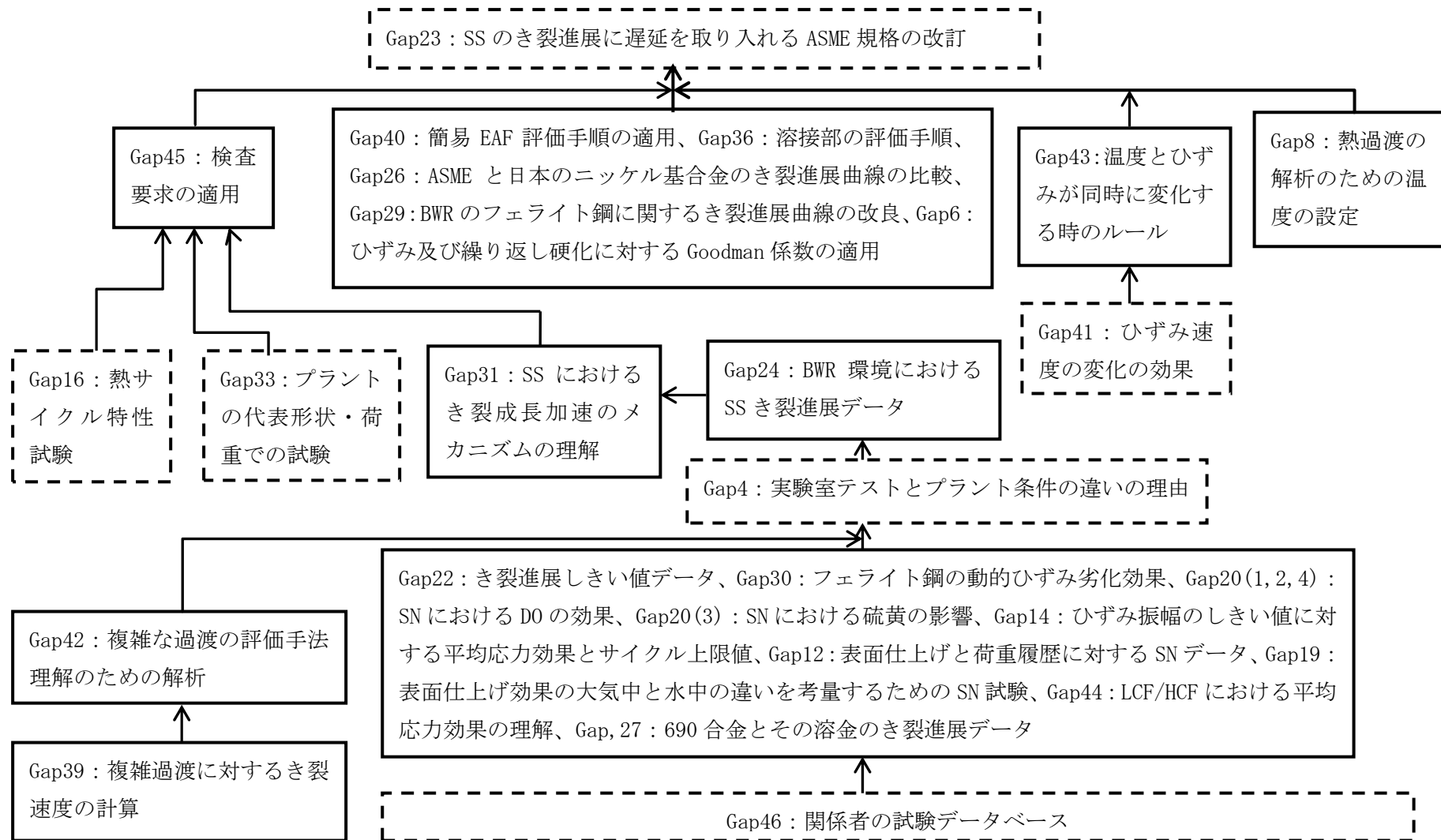


図 3.2.1-16 優先度 2 の Gap の時間シーケンス依存性と関連性

表 3.2.1-11 優先度 2 の技術知見 Gap

| 番号・内容                                  | Hypothesis/Priority                              | 必要な研究  | 検討計画                                    | 現状 Sequence                    | 成果 Outcome  |
|--|--|--|---|--------------------------------|---|
| Gap6:ひずみ及び繰り返し硬化材料(SS)への Goodman 補正の適用 | Hypothesis 2<br>(Category A)<br>Priority: Medium | 修正 Goodman 補正の SS 疲労県土に適用する検討のため更なる解析が必要である  | Gap44 と関係が深く、一つのパッケージとすることができる          | この Gap と Gap44 は Gap14 と関係している | SS の SN データの平均応力補正がきちんと定量化される   |
| Gap8:熱過渡解析での温度の選択                      | Hypothesis 1<br>(Category A)<br>Priority: Medium | 非等温サイクルの解析に用いるもっとも適切な温度の評価に必要な試験データの解析が求められる | 温度上昇と下降のサイクルにおける簡易解析のための適切な温度の選択手順を確立する | Gap46、Gap13 の成果に関係する           | 温度変化サイクルの簡易な取扱い手順の改良  |
| Gap12:表面加工、荷重履歴を考慮した SN データ            | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 材料特性、寸法効果、表面仕上げ、荷重履歴を考慮した機器の疲労発生寿命データが必要     | Gap46 の成果により詳細な検討計画が立てられる               | Gap46, 19 の成果に係る               | ファクター12 は熱過渡の扱いに適切な低サイクル疲労評価に関係し、大気中の保守性の低減はサイクルシーケンスと表面粗さの影響が更に定量化されて考慮されれば可能である |
| Gap14:ひずみ振幅のしきい値とサイクル                  | Hypothesis 2<br>(Category A)                     | 平均応力が零でない場合のひずみ振幅の                           | Fen を適用するひずみ振幅あるいはサイ                    | Gap46, 20 と関係している              | Fen における平均応力の影響の理解が得  |

|  |  |                                  |                                    |                         |   |
|--|--|----------------------------------|------------------------------------|-------------------------|---|
| 上限値における平均応力効果                            | Priority: Medium                                 | しきい値を同定するための試験データが必要             | クル数の上限値を調べるための疲労試験の実施              |                         | られる   |
| Gap19：表面粗さ効果の大気中及び水中の違いを同定するための更なる SN 試験 | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 表面粗さの影響の違いを検証する水中での変位制御 SN 試験が必要 | 表面粗さの影響を確認するための水中での変位制御試験          | Gap46, 12 と関係している       | 表面粗さのファクターは水中と大気中で同じ必要はない                   |
| Gap20(1,2,4)：SN データにおける溶存酸素の効果           | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | Gap47 でカバーされている。                 | Gap47 を参照                          | Gap47 を参照               | Gap47 を参照                                   |
| Gap20(3)：SN データにおける鋼のイオウの効果              | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | この効果が顕著なことは確実である                 | 硫黄の効果を取り入れるべきである                   | Gap46, 14 に関する          | SS のいくつかの材料で Fen の低減の可能性がある                 |
| Gap22：しきい値近傍でのき裂進展データ等                   | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | SS の上限値近くでの環境中き裂進展データが必要         | SS 母材のいくつかの材料の環境中き裂進展データがしきい値近傍で必要 | Gap46 に関する              | しきい値近傍での試験から、低 $\Delta K$ での水中き裂進展曲線の保守性を低減 |
| Gap24：BWR 環境中の SS のき裂進展データと関連曲線          | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | BWR における SS の水中き裂進展の関係性を明らかとする必要 | SS のき裂進展に関する最近のデータを検討し、提案する必要      | 他の Gap とは関係しないのですぐ開始できる | き裂進展関係を明らかとすることができ                          |
| Gap26：ニッケル合金のき裂進展曲線の ASME と日本の比較         | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 代替曲線の根拠を理解する必要                   | 試験要領の違いの重要性に着目する必要                 | Gap46 に関する              | 600 合金のき裂進展則                                |

|                               |  |   |                                   |                  |                                   |
|-------------------------------|--|---|-----------------------------------|------------------|-----------------------------------|
| Gap27：690 合金とその溶接金属のき裂進展データ   | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 690, 52, 152 合金の利用可能なデータのレビュー               | き裂進展データのレビュー及びき裂進展試験の実施           | Gap46, 32 に関する   | 690 合金とその溶接部のき裂進展則の確立             |
| Gap29：BWR 環境中のフェライト鋼の改良き裂進展曲線 | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 新しいき裂進展参照曲線の開発はメリットがある                      | 適切なき裂進展さん使用曲線を策定する解析が求められている      | 他の Gap とは関係しない   | いくつかの重要なパラメータの影響を認識してき裂進展関係が改良される |
| Gap30：フェライト鋼の動的ひずみ劣化効果        | Hypothesis 7<br>(Category D)<br>Priority: Medium | 環境疲労における動的ひずみ劣化の影響可能性への理解を付掛ける研究が必要         | 更なる検討が必要                          | 他の Gap とは直接関係しない | フェライト高の換気用疲労に影響するファクターに関する理解      |
| Gap38：溶接に関する評価手順              | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 溶接部の形状や応力集中の環境疲労に与える影響                      | 溶接プの環境疲労評価においてその特性が影響するかどうか不明     | Gap4 と関係する       | 溶接部の特性が環境疲労寿命に影響するかどうか明らかとなる      |
| Gap40：環境疲労に関する簡易評価手順の適用       | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 更なる試験及び解析が必要                                | 配管の評価に適用する簡易手法の検証に地容器的に取り組む       | 他の Gap と関係しない    | 配管解説の簡易腫瘍の改訂                      |
| Gap42：複雑過渡の評価手法の理解を助ける解析      | Hypothesis 1<br>(Category A)<br>Priority: Medium | プラントの複雑な過渡を単純化して、必要な保守性を確保する方法を理解するための解析が必要 | 継続してひずみ速度が変化するプラントの熱過渡の評価を行う手法を開発 | Gap39, 43 に関する   | より現実的で保守性の少ないサイクル特有の Fen 計算手法の確立  |

|                                  |  |                                 |                        |  |                             |
|----------------------------------|--|---------------------------------|------------------------|--|-----------------------------|
| Gap43 : 温度とひずみが同時に変化する場合のルール     | Hypothesis 1<br>(Category A)<br>Priority: Medium | 温度とひずみ速度が同時に変化する取扱い手法を開発し検証する   | 手法の会期角ための解析を行う         | Gap41 に関する                             | より現実的で保守性の小さい計算手法の確立        |
| Gap44 : LCF 及び HCF における平均応力効果の理解 | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 保守性を低減するために重要な課題の解決のために更なる解析が必要 | 平均応力補正の適用を調査するための解析が必要 | Gap14 に関する                             | SS の SN データの平均応力補正の定量化を確立する |
| Gap45 : 検査要求の適用                  | Hypothesis 6<br>(Category C)<br>Priority: Medium | 環境疲労における検査要求の適用検討が必要            | どこをいつ、どのようにして検査するかを検討  | 多くの Gap 検討に係るが、特に Gap31, 16, 33, 4 に係る | 検査要求の改訂                     |

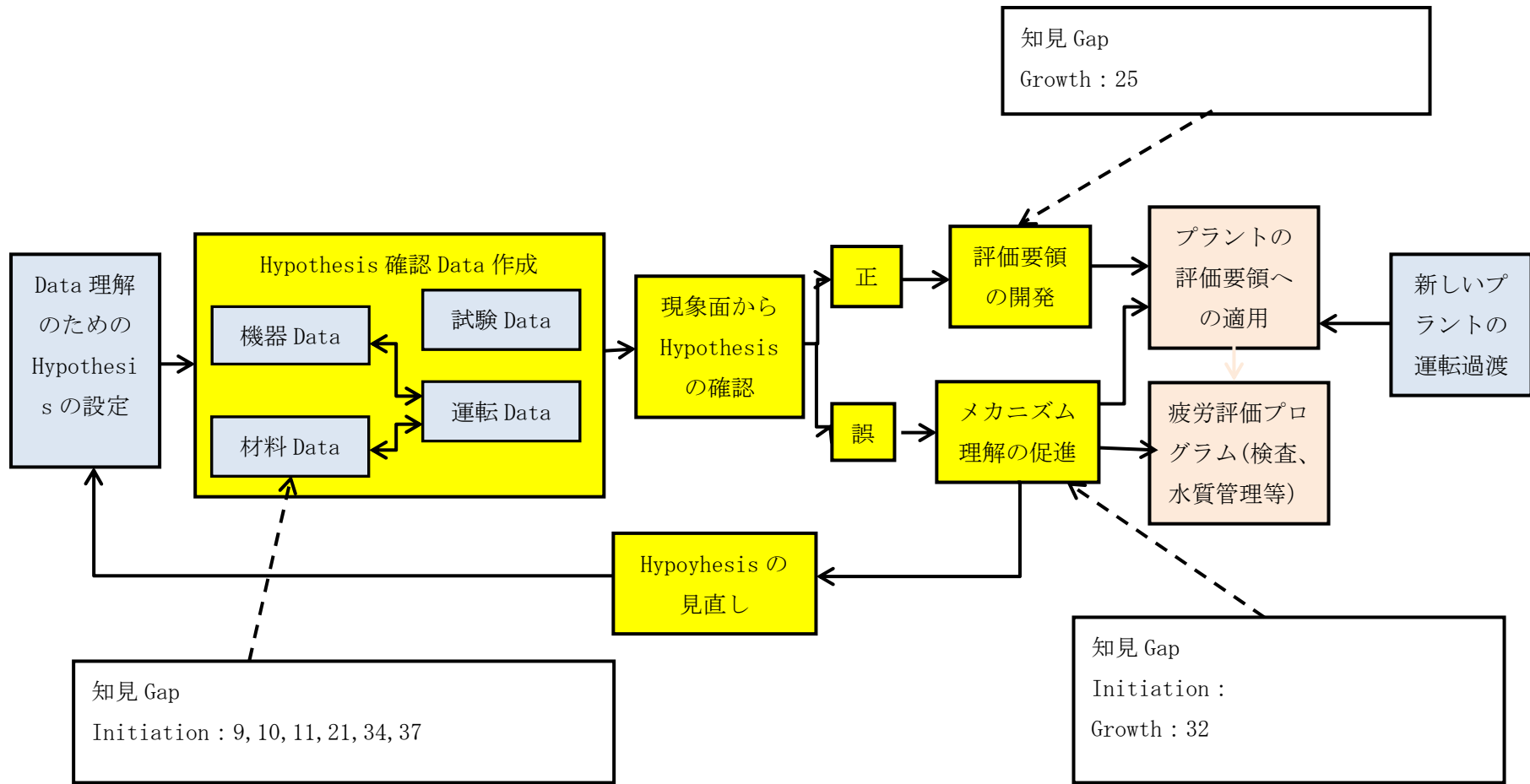


図 3.2.1-17 優先度 3 のロードマップ

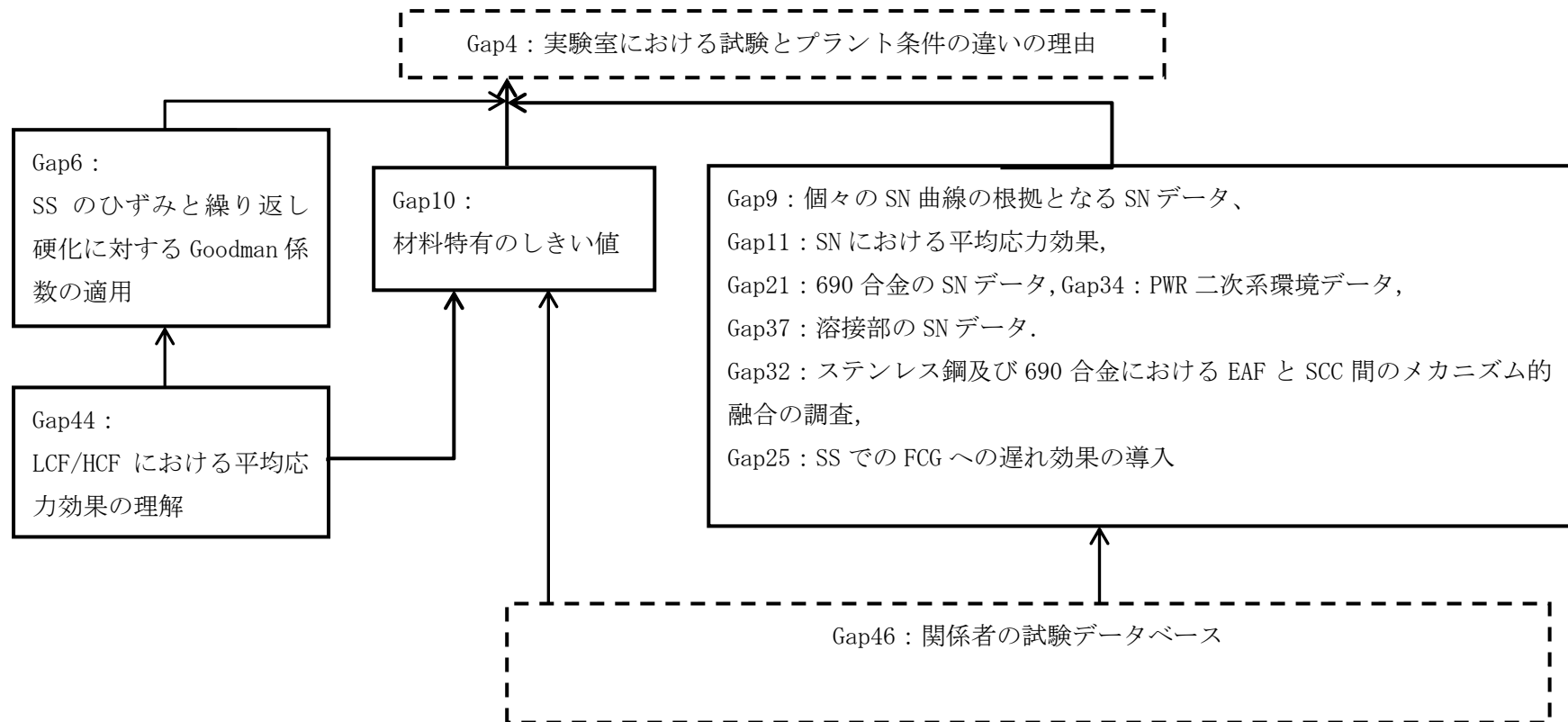


図 3.2.1-18 優先度 3 の Gap の時間シーケンス依存性と関連性

表 3.2.1-12 優先度 3 の技術知見 Gap

| 番号・内容                                     | Hypothesis/Priority                           | 必要な研究                                      | 検討計画   | 現状 Sequence           | 成果 Outcome                      |
|---|---|--|--|-----------------------|---------------------------------|
| Gap9:材料を特化した不活性雰囲気下の設計 SN 曲線作成のための SN データ | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Low | 特定の材料の不活性雰囲気下の疲労曲線作成のための疲労データの取得           | 特定の材料に対する中から高サイクル領域の疲労データ採取                          | Gap46, 3, 6, 44 と関係する | 設計疲労曲線の中から高サイクル領域での特定の材料の保守性の低減 |
| Gap10:環境疲労の材料を特化したしきい値                    | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Low | 異なるグレードの SS における鋼サイクルでの環境疲労しきい値 (ひずみ振幅と温度) | 平均応力が零あるいは Fen の適用が必要ないサイクルでの環境疲労試験データ (等温、ひずみ速度、D0) | Gap46, 44 に関係する       | 環境疲労の考慮が不要なしきい値の理解              |
| Gap11:設計 SN 曲線における平均応力効果                  | Hypothesis 2<br>(Category A)<br>Priority: Low | 平均応力の影響を明確にするための追加のデータが必要                  | 平均応力の影響をみるための等温 SN データの取得                            | Gap46, 6, 44 に関係する    | 平均応力効果に関する評価手順の改良               |
| Gap21:690 合金の SN データ                      | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Low | ニッケル合金に対する Fen 値のデータ取得                     | 様々な平均応力下でのひずみ速度と温度を変えた等温 SN データ                      | Gap46 に関係する           | 69 合金の Fen の保守性改善               |
| Gap25:SS のき裂進展に対する遅延効果の導入                 | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Low | き裂進展を遅らせる環境を特定する試験データの取得                   | 影響が想定される様々な条件下でのき裂進展データ採取によるしきい値の評価                  | Gap46 に関係する           | SS における特定の条件下でのき裂進展参照曲線の保守性見直し  |



|   |   |  |                                     |                |                       |
|---|---|--|-------------------------------------|----------------|-----------------------|
| Gap32 : SS 及び 690 合金における腐食疲労と SCC のメカニズムの融合の可能性 | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Low | この種の合金に対して様々な様態の SCC が発生しており、環境疲労に同様のことが発生しないか検討 | SCC での経験を参考に環境疲労への影響を調べるための試験データを採取 | Gap27 に関する     | 690 合金におけるき裂進展参照曲線の改良 |
| Gap34 : PWR 二次系の環境疲労データ                         | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Low | SG 胴板あるいは伝熱管に対する関連データの取得                         | 試験データのレビューと必要な試験データの取得              | Gap46 に関する     | PWR 二次系機器に対する Fen の設定 |
| Gap37 : 溶接部の SN データ                             | Hypothesis 5<br>(Category C)<br>Priority: Low | 母材の溶接金属の SN データの違いの可能性検討とデータ取得                   | 等温下の SN データの取得                      | Gap46, 38 に関する | 溶接部に対する環境疲労評価手順の改良    |

表 3.2.1-13 技術知見 Gap の関連する仮説による分類

| 仮説<br>Hypot<br>hesis | 内容   | 関連する技術知見の Gap(き裂との関連)   | 結論                 |
|----------------------|--|---|--------------------|
| 1                    | 熱応力サイクルにおける周期的なパラメータの変動は、環境効果を低減するか消去する  | H15(熱疲労試験データの必要性),<br>H28(実過渡模擬荷重き裂進展試験),<br>H33(実機代表形状及び荷重下の試験),<br>M8(熱過渡解析における温度設定),<br>M42(複雑な過渡の評価手法の理解を助ける解析),<br>M43(温度とひずみ速度が同時に変化する場合の取扱い方法)   | 最初に取り組まれるべき        |
| 6                    | <u>Fen</u> ファクターの決定に使用される、十分な根拠のない、かつ関連するパラメータやそれらの時間的な影響を十分に考慮していない計算方法により、保守性が持ち込まれている | H1(Fen 値の下限の改訂),<br>H7(環境効果に対するひずみ振幅の効果),<br>H16(熱サイクル特性試験),<br>H17(ひずみ速度計算の根拠データ),<br>H23(PWR 環境条件でのステンレス鋼のき裂進展に対する ASME 規格の改良),<br>H36(多軸荷重の影響),<br>H39(複雑過渡に対するひずみ速度計算),<br>H41(ひずみ速度の変化の効果),<br>H47(溶存酸素濃度に基づく緩和箇所のガイド),<br>M40(環境疲労の簡易評価手法の適用),<br>M44(複雑過渡の評価手法の理解を助ける解析),<br>M45(検査計画との関係) | 仮説 1 と並行して取り組まれるべき |

|   |  |   |                     |
|---|--|---|---------------------|
| 3 | 設計のための <u>限界的な過渡の使用</u> による保守性は、疲労損傷に対する環境の加速を補うのに十分である                                | H4(実験室での試験と実機条件の違いの理由),<br>H35(モニタリングを含むプラントの実過渡変化に対する理解の促進)  | 仮説1, 6と並行して取り組まれるべき |
| 5 | プラントの評価には、 <u>考慮するパラメータやプラントの現実的な状態を代表するパラメータの幅に対して不必要に包絡的な材料データの使用により保守性が持ち込まれている</u> | H3(設計疲労曲線における応力に対する設計係数の改訂),<br>H5(低強度のフェライト鋼に対する S-N 曲線),<br>H13(温度とひずみ速度の組み合わせのより広い範囲に対する S-N データ),<br>H46(関係者の試験データベースの充実),<br>M12(表面仕上げや荷重履歴に対応する S-N データ),<br>M19(大気及び水中の表面仕上げ効果の違いを明らかとする追加 S-N 試験),<br>M20(S-N データにおける溶存酸素の効果),<br>M22(しきい値近くのき裂進展データ),<br>M26(ニッケル合金における日米のき裂進展データの比較),<br>M27(690 合金とその溶金のき裂進展データ),<br>M29(BWR における炭素鋼のき裂進展曲線の改良),<br>M38(溶接部の評価要領),<br>L9(材料仕様別の S-N 設計曲線策定のための S-N 試験データ),<br>L10(環境疲労に対する材料仕様別のしきい値),<br>L21(690 合金の S-N データ),<br>L25(ステンレス鋼におけるき裂進展の遅延効果の取り入れ),<br>L32(ステンレス鋼及び 690 合金における環境疲労と SCC のメカニズムの融合可能性),<br>L34(PWR 二次側の環境疲労データ),<br>L37(溶接部の S-N データ) | 長期課題                |

|   |   |  |                |
|---|---|--|----------------|
| 7 | <u>メカニズムに対する理解を深める</u><br>ことで、Fen 手法の適用が必要ない<br>領域を明らかとすることが出来る | H31(ステンレス鋼のき裂進展を加速するメカニズムの理解),<br>M30(炭素鋼における動的ひずみ時効効果)  | 長期課題           |
| 4 | 設計のための現行の <u>隣接しない過渡の扱い</u> に関する保守性は、疲労における環境影響を部分的に補っている       | H18(温度とひずみ速度の組み合わせのより広い範囲に対する S-N データ)   | メカニズムの<br>理解向上 |
| 2 | <u>圧縮応力</u> は環境疲労損傷メカニズムに寄与しない                                  | M6(ひずみ及び繰返し硬化材料に対する Goodman 補正の適用性),<br>M14(ひずみ振幅しきい値及び繰返し数の上限値における平均応力補正),<br>L11(S-N 設計疲労曲線における平均応力効果) | 長期課題           |

表 3.2.1-14 我が国における検討課題で分類した技術知見 Gap

| 分類       | Gap No.         | 項目                                      | 備考  |
|----------|-----------------|---|---|
| 環境疲労評価手法 | 1               | Fen 値の下限の改訂 (2→1)                       | E F Tにおける検討内容について確認した上で検討する (→(B)あるいは(C)) |
|          | 5               | 低強度のフェライト鋼に対する環境中 S-N 曲線                |   |
|          | 7               | 環境効果に対するひずみ振幅の効果                        |   |
|          | 13              | 温度とひずみ速度の組み合わせのより広い範囲に対する S-N データ       |   |
|          | 15              | 非等温熱疲労試験データの必要性                         |   |
|          | 16              | 熱サイクル特性試験                               |   |
|          | 17              | 修正レートアプローチ法におけるひずみ速度計算の根拠データ            |   |
|          | 18              | 温度とひずみ速度の組み合わせのより広い範囲に対する S-N データ       |   |
|          | 35              | モニタリングを含むプラントの実過渡変化に対する理解の促進            | (B)                                       |
|          | 39              | 複雑過渡に対するひずみ速度計算                         | E F Tにおける検討内容について確認した上で検討する (→(B)あるいは(C)) |
|          | 41              | ひずみ速度の変化の効果 (環境設計疲労曲線)                  |   |
|          | 8               | 熱過渡解析における温度設定 (簡易評価手法)                  |   |
|          | 14              | ひずみ振幅しきい値及び繰り返し数の上限値における Fen に対する平均応力補正 |   |
|          | 20(1, 2, 3, 4)  | S-N データにおける溶存酸素及び鋼中の硫黄の効果               |   |
|          | 38              | 溶接部の評価要領                                |   |
|          | 40              | 環境疲労の簡易評価手法の適用                          |   |
|          | 42              | 複雑な過渡の評価手法の理解を助ける解析                     |   |
|          | 43              | 温度とひずみ速度が同時に変化する場合の取扱い方法                |   |
|          | 10              | 環境疲労に対する材料仕様別のしきい値                      |   |
|          | 25              | ステンレス鋼におけるき裂進展の遅延効果の取り入れ                |   |
| 34       | PWR 二次側の環境疲労データ | (C)                                     |   |
| 設計疲労曲線   | 3               | 設計疲労曲線における応力に対する設計係数の改訂                 | (B)DFC2 における検討内容について確認した上で検討する (→         |
|          | 6               | ひずみ及び繰り返し硬化材料に対する Goodman 補正の適用性        |   |

|             |    |   |   |
|-------------|----|---|---|
|             | 12 | 表面仕上げや荷重履歴に対応する S-N データ                   | (B) あるいは (C))                           |
|             | 44 | LCF, HCF における平均応力に関する理解                   |   |
|             | 9  | 材料仕様別の S-N 設計曲線策定のための S-N 試験データ           |   |
|             | 11 | S-N 設計疲労曲線における平均応力効果                      |   |
|             | 21 | 690 合金の S-N データ                           |   |
|             | 37 | 溶接部の S-N データ                              |   |
| Sec. XI     | 23 | PWR 環境条件でのステンレス鋼のき裂進展に対する ASME 規格の改良      | き裂進展評価における必要性を確認した上で検討する (→(B) あるいは(C)) |
|             | 28 | 実過渡模擬荷重き裂進展試験                             |   |
|             | 47 | 溶存酸素濃度に基づく緩和箇所のガイド                        |   |
|             | 22 | しきい値近くのみき裂進展データ                           |   |
|             | 24 | BWR 環境下の SS のき裂進展データと参照曲線                 |   |
|             | 26 | ニッケル合金における日米のみき裂進展データの比較                  |   |
|             | 27 | 690 合金とその溶金のき裂進展データ                       |   |
|             | 29 | BWR における炭素鋼のみき裂進展曲線の改良                    |   |
|             | 30 | 炭素鋼における動的ひずみ時効効果                          |   |
|             | 45 | 環境疲労と検査計画との関係                             | (B)                                     |
| メカニズムの理解その他 | 31 | ステンレス鋼のき裂進展を加速するメカニズムの理解                  | (A)                                     |
|             | 2  | 実験室データからの予測とプラント経験の相関                     | —                                       |
|             | 4  | 実験室での試験と実機条件の違いの理由                        | —                                       |
|             | 33 | 実機代表形状及び荷重下の試験                            | (A)                                     |
|             | 36 | 多軸荷重の影響                                   |   |
|             | 46 | 関係者の試験データベースの充実                           | (B)                                     |
|             | 19 | 大気及び水中の表面仕上げ効果の違いを明らかにする追加 S-N 試験         | (A)                                     |
|             | 32 | ステンレス鋼及び 690 合金における環境疲労と SCC のメカニズムの融合可能性 |   |

## (2) 疲労損傷事例の調査・分析

### 1) 昨年までの経緯

昨年度は疲労評価グランドデザインの検討において取り扱う疲労損傷要因を検討するため、原子力公開ライブラリ：NUCIAに登録されている国内の原子力発電所で発生した事故故障データベースをもとに、疲労損傷の種類、原因、発生部位について調査した。

### 2) NUCIAに登録された疲労損傷事例の分析

#### (a) 調査目的

疲労による損傷事例をNUCIAデータベースから抽出・調査を行い、疲労損傷の発生要因、再発防止対策とその後の水平展開の状況、損傷がプラントシステムへ与える影響、などについて調査を行い、疲労評価グランドデザインおよびシステム安全評価に反映すべき事項について分析し取りまとめる。

#### (b) 昨年度の主な成果

昨年度は疲労損傷の種類、発生個所、発生要因により分類した後、件数を調査し、各疲労損傷の種類毎に損傷の発生時期、発生率や使用期間と安全機能重要度や発生原因の関係を統計的に分析し、その結果から、グランドデザイン、システム安全評価及び保全計画のそれぞれに対して、疲労損傷の種類ごとに今後の検討方針を取りまとめて提案した。(表 3.2.1-15 参照)

- a) NUCIA より疲労が原因と考えられる事象を抽出し、疲労損傷の種類ごとに高サイクル熱疲労、低サイクル疲労、フレットィング、振動(さらに機械振動と流体振動に分類)に分類した。
- b) 上記分類のもとNUCIA情報を用いて、疲労損傷メカニズム別の疲労損傷の発生件数、発生個所、発生要因、安全機能重要度について分析した。
- c) 発生件数の多い機械振動・流体振動については発生率の推移及び発生に至る期間と発生要因の関係を明らかにした。
- d) 発生に至るメカニズムが多岐に亘る高サイクル熱疲労やフレットィングについては、発生メカニズムや発生個所別の発生傾向について明らかとした。
- e) これらの分析結果から、疲労評価グランドデザインやシステム安全評価における疲労損傷の取り扱い及び保全計画への反映内容について取りまとめた。

#### (c) 検討会メンバーから頂いた意見

- a) 機械振動や流体振動、フレットィング疲労もグランドデザインで検討すべき。
- b) トラブルの水平展開と対策を踏まえて考察すべき。同じ振動による疲労でも内容が変わってきている
- c) 流体振動は高サイクル疲労なので、疲労限度で管理して起こらない様に対応しているの

に、ランダム故障とするのはおかしい。過去の事象発生事例とともにその対策結果までを含めた整理が必要。

- d) 安全機能重要度によりき裂の発生率や発生原因の傾向が違うと思われるため、安全機能重要度で分けて整理することが有効。
- e) 最終的にはシステム安全なので、安全機能重要度で絞り込みが必要。それ以外のトラブルも安全機能上重要な部位に起こり得るか否かの評価が必要。
- f) 損傷事例と設備の運転時間（プラントではなく、機器の運転時間）との傾向は考えられる
- g) トラブルの発生の傾向分析から、発生頻度と相関のあるパラメータ（振動疲労であれば、流速や口径、溶接タイプなど）を抽出し、システム安全評価における損傷確率に反映
- h) 系統や部位で評価対象を分けた場合、件数が極端に少なくなり統計的評価は難しい
- i) フレッシング疲労に関する広い知見、評価技術の現状をまとめる
- j) フレッシング摩耗と疲労は分けて扱うべき  
フレッシング疲労での損傷事例はシステム安全上重要な機器が含まれており、これらの事例を調査し、対策等の技術知見をまとめる。対策が規格化されていないようであれば、フレッシング疲労防止ガイドを発行する。
- k) フレッシング疲労の安全機能との関係について再考する。

(d) 今年度の調査計画と調査結果の中間まとめ

今年度は、検討会のメンバーから頂いたご意見を参考に、損傷事例の詳細な内容に着目した調査と分析を行い、表 3.2.1-17 に取りまとめた。同種の機器、損傷部位の事例はひとまとめにした。

a) 疲労発生の要因事象の抽出と分類

昨年度は対策・再発防止策を要因抽出の際の判断項目としていたが、今年度は対策・再発防止策を各々独立して調査し、c)の調査につなぐこととした。

- b) 実施された対策・再発防止策の詳細調査⇒次年度に実施する。
- c) 追加調査として水平展開の有無、対策の適用範囲及び内容を調査し、類似した事例との関連や、規格化されているものは規格改定動向との関連を調査した。
- d) 損傷機器や部位の安全機能重要度との関係を明確化し、波及影響の程度についても考察した。
- e) 損傷発生機器の運転時間について調査（一次系、サポート系、ECCS 系など機器の系統や定期的な交換の有無を考慮）したが、必要なデータが得られなかった。
- f) 損傷発生部位の口径、流速、溶接タイプなど発生頻度との相関が考えられるパラメータについて調査したが、有効なデータは得られなかった。
- g) 高サイクル熱疲労については破損モードの調査、および対策を考慮した上での発生可能



性を検討した。

h) フレッシング疲労については疲労と摩耗、腐食に分けた。

(e) 今年度の目標、期待される成果

調査した結果をもとに疲労損傷事例を整理し、以下のようなパターンに分類し、更にそれに基づいて、グランドデザインやシステム安全評価における取扱いを検討した。

a) 現在では規格化された事例（規格化されている疲労損傷は、低サイクル疲労、高サイクル熱疲労及び流体振動のうち円柱状の構造物に対する規格のみである）→①

b) チェックの強化などで防止できた事例→②

溶接不良や異物の混入、据え付けや組立作業時の欠陥が起点や原因となり発生した事例。（規格化の必要性が低い事例）

c) 水平展開の実施で防止できた事例→③

過去に同類の機器で同様の疲労損傷が発生していた事例。同プラント内機器に限らず多くの機器で発生する可能性のある損傷であると判断でき、規格化や補強などの対策が求められる。（規格化の必要性を検討すべき事例）

d) 現在では防止が難しい事例→④

高サイクル熱疲労などメカニズムの解明があまり進んでおらず裕度のある設計や検査範囲を設けることでトラブルの発生防止・抑制を図っているケースである。現在の検査適用範囲から漏れている可能性も否定できず、安全上重要な機器では特にモニタリングや検査を重点的に行っていく必要がある。（研究の必要性が高く、その成果を規格に反映すべき事例）

(f) 調査結果のまとめ（表 3.2.1-16 参照）

安全機能重要度の高い PS1、MS1 に重点をおいて取りまとめた。PS1 の損傷は事故の発生に、MS1 の損傷は安全機能の部分喪失につながるため、プラントへの波及影響が大きいと考えられる。更に、第 5 章の分類に従い、疲労損傷事例を①から④に分類し、その中で③と④に分類された事例を対象として取り上げた。

a) 流体振動及び機械振動は、ポンプ、配管、弁において多数発生しており、これまで振動の発生防止と応力集中の低減に向けた対応が取られている。

b) ポンプや弁における流体振動及び機械振動による車軸等の疲労損傷は、定期検査において損傷が発見されたケースも多く、運転中の損傷モニタリング技術の開発・適用が望まれる。

c) 配管における流体振動及び機械振動による疲労損傷は全て漏えいにより発見されており、原因は設計不良や製作施工不良により応力集中や振動が発生したケースが多い。発

生のほとんどは小口径管の隅肉溶接部であり、突合せ溶接に変更する等応力集中部をなくす努力が継続されている。

従って、対策は設計（設備）対応であり、検査は役に立たない。また設計対応と合わせて、振動計測や圧力変動により振動の発生を監視するなどの保全活動の充実も行われている。漏えいが事項に進展する可能性は低いため、早期に漏えいを検知するなどのモニタリングの強化で対応することも有効と考えられる。

- d) 高サイクル熱疲労は、容器、配管及び弁において発生しているが、容器及び弁については設計面での対応が図られており、再発の恐れは低いと考えられる。

配管については、漏洩で発見されたケースとその後の検査の実施により発見されたケースに分けられる。事例発生後、規格化され、それに基づく設計対応や検査の実施が進められた。その後、再発は発生していないが、メカニズムの解明を進める研究が進められており、研究成果を反映して、より信頼性の高い評価手法を確立し、それに基づいた発生部位の絞り込み（スクリーニング）及び非破壊検査、温度測定の実施などの保全計画の充実を図っていく必要があると考えられる。

- e) フレッチング疲労はいずれも定期検査時に損傷が発見されており、今後、ポンプ車軸に関する技術知見を保全計画（設計対応、検査、モニタリング）の充実に活用することが有効と考えられる。

- f) 低サイクル疲労については、現行の管理は有効に機能していると考えられるが、潜在的な発生の可能性を評価し、今後の保全計画に反映していくことが有効と考えられる。損傷が起り得るとすれば、現在の疲労評価で想定していないような事象の発生、あるいは疲労評価の想定に誤りがあった場合が考えられるが、そのような事態に対して、き裂進展予測に基づく検査の有効性や疲労モニタの活用による現実的な疲労管理などについて検討していく必要があると考えられる。

- g) システム安全評価においては、これら保全活動の充実度を発生確率の評価に反映しプラント全体としての安全性を評価していく仕組み（リスク評価）を開発する必要がある。

- h) 今後、引き続き保全活動に反映すべき過去の再発防止策について整理していく。

表 3.2.1-15 H24 年度に取りまとめたグランドデザイン、システム安全評価、  
保全計画の今後の検討の進め方（参考）

|                   | 疲労評価グランドデザイン               | システム安全評価                                    | 保全計画<br>(非破壊検査の適用)                                       |
|-------------------|----------------------------|---|--|
| 機械振動<br>疲労        | ×<br>・産業界の技術<br>知見として整備    | ○<br>・ランダム故障<br>として扱う<br>・重大事故への<br>破損確率を評価 | ○<br>・システム安全の観点から、<br>影響の大きな部位に対し、<br>振動管理などの保全対策を<br>検討 |
| 流体振動<br>疲労        |                            |   |  |
| 高サイクル<br>熱疲労      | △<br>・技術知見として整備し、<br>将来規格化 | ○<br>・スクリーニング<br>グライテリアを元にリスク<br>評価         | ○<br>・スクリーニングされた<br>部位に対する非破壊検査<br>高度化の必要性を検討            |
| 低サイクル<br>疲労       | ○<br>・き裂成長予測に関する<br>規格の整備  | ○<br>・仮想き裂成長曲線の<br>導入                       | ○<br>・システム安全評価の観点<br>から検査の導入効果を検討                        |
| フレッ<br>ティング<br>疲労 | ×<br>・産業界の技術知見として<br>整備    | ×<br>・必要性は低い                                | ○<br>・技術知見に基づき検査<br>計画に反映                                |

表 3.2.1-16 疲労損傷の種類ごとに分類した各機器の疲労損傷発生実績

|                | 流体振動  | 機械振動  | 高サイクル熱疲労  | フレット疲労   | 低サイクル疲労                                   | まとめ   | 件数         |
|----------------|---|---|---|--|---|---|------------|
| ポンプ            | ①MS1にて発生(4うち3が定期検査)<br>②車軸、ケーシング及び軸封部の損傷<br>③安全機能の部分喪失<br>④ボルトの緩み防止、組み立て手順の改善                       | ①MS1にて発生(5うち2が定期検査)<br>②車軸、マニフォールドカバーボルト及びフラッシング配管溶接部<br>③安全機能の部分喪失<br>④サポートの追加及び部品の取替                | ①PS1(1)にて発生<br>②ケーシングカバー<br>③冷却材漏えい<br>④カバーの交換  | ①MS1にて発生(2いずれも定期検査)<br>②車軸<br>③安全機能の部分喪失<br>④主軸の交換及び改良 | なし  | ・流体振動、機械振動は保全計画の充実<br>・フレット疲労は技術知見に基づくガイドラインの整備が必要                        | 29<br>(12) |
| 蒸気タービン・ディーゼル機関 | ①MS1にて発生(1)<br>②翼の損傷<br>③安全機能の部分喪失<br>④応力集中の低減、運転手順の改善  | ①MS1にて発生(2)<br>②クランク軸、燃料ポンプ吐出配管<br>③安全機能の部分喪失<br>④応力集中の低減、品質管理の改善、振動計測                                | なし  | なし   | なし  |   | 15<br>(3)  |
| 排気筒・ダクト        | ①MS2にて発生(3)<br>②溶接部のひび割れ<br>③放射性ガスの地上拡散<br>④応力集中の低減及びサポートの強化  | なし  | なし  | なし   | なし  |   | 6<br>(3)   |
| 容器             | ①クラス1, 2での発生無し(PS3)<br>②伝熱管、仕切り板、ノズル部<br>③プラント停止あるいは熱効率の低下<br>④剛性の向上、設計変更、運転手順改善、施栓他                | なし  | ①PS1にて発生(8)<br>②管台、連絡管(制御棒駆動水戻りノズル・給水ノズル)<br>③き裂の発生を非破壊検査で発見(→貫通→漏えい・プラント停止)<br>④設計変更、新品に交換                                   | ①PS1にて発生(1)<br>②伝熱管<br>③破断→プラント停止<br>④蒸気発生器交換          | ①PS3にて発生<br>②取り合い金物、伝熱管<br>③なし<br>④施栓     | ・高サイクル熱疲労については設計面での対策が講じられており、再発の恐れはないと考えられる                              | 53<br>(9)  |
| 配管             | ①MS1(6)、PS2(2)にて発生<br>②小口径管溶接部の割れが多い<br>③漏えいしてプラント停止あるいは安全機能の部分喪失<br>④応力集中の低減及びサポートの改善、振動計測、運転手順の改善 | ①PS1(4)、MS1(8)にて発生<br>②ベント、ドレン、計装配管(小口径)に多い<br>③漏えいしてプラント停止あるいは安全機能の部分喪失<br>④撤去して施栓、剛性向上、サポートの追加、振動計測 | ①PS1(2)、MS1(2)にて発生<br>6ys@ :echk d@ZD<br>②曲げ管、エルボ、配管接続部<br>③き裂からの冷却材漏えい(2)→プラント停止/検査でひびわれを発見(2)<br>④配管の取替、熱成層の防止対策<br>温度計測の実施 | なし   | ①PS2にて発生(1)<br>②エルボ<br>③漏えい→プラント停止<br>④交換 | ・流体振動、機械振動は保全計画の充実<br>・高サイクル熱疲労は技術知見に基づく規格の高度化が必要                         | 68<br>(25) |
| 弁              | ①MS1にて発生(4うち2が定期検査)<br>②弁棒及びステムディスクピン<br>③プラント停止あるいは安全機能の部に喪失<br>④設計変更、運転手順の改善                      | ①MS1にて発生(7うち定期検査中3)<br>②弁棒、ワッシャ、ローリング用セットピン<br>③安全機能の部分喪失<br>④弁棒強度の向上、組み立て手順の改善                       | ①MS1にて発生(4うち定期検査中2)<br>②弁シート<br>③き裂発生→安全機能の喪失<br>④交換、あるいはひびの除去と肉盛り  | なし   | ①PS3にて発生<br>②ボディ<br>③弁の閉止<br>④改良弁に交換      | ・流体振動、機械振動については保全計画の充実が必要<br>・高サイクル熱疲労については設計面での対策が講じられており、再発の恐れはないと考えられる | 25<br>(15) |
| 電気品            | なし  | ①MS1にて発生(2)<br>②非常用DG排気温度検出端子及び固定子巻線<br>③安全機能の部分喪失<br>④施工方法の改善、サポートの追設等                               | なし  | なし   | なし  |   | 10<br>(2)  |
| その他            | ①MS1にて発生(1)<br>②スパージャーノズルデフレクタ<br>③安全機能の低下<br>④溶接施工の改良他   | ①MS1にて発生(1)<br>②制御用空気圧縮機ばね<br>③特になし<br>④新品に交換、受け入れ検査の強化   | なし  | なし   | ①ノンクラスにて発生<br>②パッフル管、壁管<br>③なし<br>④改良品に交換 |   | 16<br>(2)  |
| 件数             | 94  | 85  | 20  | 14   | 9   | 総件数 222(71)   |            |

凡例：①安全重要機器での損傷発生状況 ②疲労損傷状況 ③プラントへの波及影響 ④再発防止対策の概要 数字は損傷発生件数でカッコ内はクラス1,2 機器での発生件数

表 3.2.1-17 NUCIA 情報に基づく疲労損傷の発生事象・プラントへの波及影響・対策及びグランドデザインへの反映事項の整理

| 機器分類            | 部品分類        | 機器名称                  | 安全機能<br>重要度                          | 発生事象(き裂寸法)                                     | プラントへの波及影響  | 対策・再発防止対策                               | グランドデザイ<br>ンへの反映事<br>象 | NUCIA No.            |
|-----------------|-------------|-----------------------|--------------------------------------|--|---|---|------------------------|----------------------|
| <流体駆動>          |             |                       |                                      |  |   |   |                        |                      |
| ポンプ             | 軸受          | 再循環P<br>(BWR)         | PS3                                  | 滑接部滑け込み不良                                      | 定期検査中(あるいは運転中)に駆動大管側<br>倉位プラント停止<br>(再循環流量喪失→プラントトリップ(常用系)) | ・滑接部設計変更<br>・駆動管理の導入<br>・運転マニュアルの見直し    | ③                      | 1209<br>1551<br>1562 |
|                 | 軸封部         | 内部スプレーイ<br>ポンプ(PWR)   | MS1                                  | 空気がまりの発生による共振                                  | 起動試験で見え一ポンプ)の機能喪失(安全<br>系)                                  | ・空気を操作の運転マニュアル化<br>・軸封部ベローズ設計変更         | ④                      | 1055                 |
|                 | 車軸          | C充填ポンプ<br>(PWR)       | MS1                                  | 主軸の割りリング溝の応力集中部から疲労<br>き裂発生                    | 定期検査中<br>(主軸折損→安全機能の部分喪失)                                   | ・主軸き対策品に取り替え<br>・ベントラインの設置及び運転手続の改善     | ④                      | 11455                |
|                 |             | 充填ポンプ<br>(30PWR)      | MS1                                  | 主軸応力集中部に気泡の塊れ込みで生じた<br>振動で疲労き裂発生               | 定期検査中<br>主軸折損→安全機能の部分喪失                                     | ・主軸き予備品に取り替え<br>・運転手続の改善                | ④                      | 2308                 |
|                 | ケーシング       | TD匣子供給<br>水P<br>(BWR) | PS3                                  | 運転中に一部欠損<br>(製造欠陥)                             | 運転中<br>主給水ポンプを予備機へ切り替え<br>(常用系)                             | 製造時のチェックの強化                             | ②                      | 2214                 |
|                 |             | C充填ポンプ<br>(PWR)       | MS1                                  | シリンダ内のコーナー部よりき裂発生                              | 定格出力運転中<br>運転中き裂発生→予備機へ切り替え(一系<br>列の機能喪失)                   | コーナー部の大きな改良シリンダに交換                      | ④                      | 613                  |
| 蒸気タービン          | タービン本<br>内蓋 | 高圧注入P<br>(BWR)        | MS1                                  | 固定ボルトの緩み(ワッシャ加工不良)                             | 運転中に破断するも動作に異常なし(ポン<br>プ1台の機能喪失(安全系))                       | ・ワッシャの設計変更<br>・分解組み立て時のチェックの強化          | ②                      | 366                  |
|                 | 動翼          | 主タービン                 | PS3                                  | 動翼取付け部のき裂<br>(負荷遮断時の蒸気流れの乱れ及び一時的<br>にフラッシュバック) | タービン駆動大→プラントトリップ<br>定期点検中に発見したケースが多い                        | ・動翼の設計製作                                | ③                      | 5323<br>8826         |
|                 |             |                       |                                      | 動翼取付け部のき裂<br>(負荷遮断時及び低負荷時の蒸気の逆流)               |   | ・動翼の設計製作<br>・試験回数及び低負荷運転時間の制限<br>・点検の強化 | ②                      | 9623                 |
|                 |             |                       |                                      | 動翼取付け部のき裂<br>(加工不良による過大応力の発生)                  |   | ・動翼への取替<br>・動翼固定部の確認                    | ③                      | 11509                |
|                 |             |                       |                                      | レーシングファイヤのろうり付け部の割れ                            |   | 当該ファイヤの交換                               | ②                      | 8785                 |
|                 | 静翼          | PS3                   | 非同期振動により滑接部に高サイクル疲労<br>き裂発生          | ・剛性の高い動翼に取り替え                                  | ②   | 1723<br>1724                            |                        |                      |
|                 | 車室カバー       | PS3                   | 蒸気流れにより内部車室カバーの機械加工<br>コーナー部から疲労割れ発生 | 定期検査中に発見<br>(蒸気漏れ→プラントトリップ)                    | ・滑接補修<br>・応力集中緩和及び補修  | ②                                       | 9122                   |                      |
| 排気筒及び<br>ダクト接続部 | 排気筒(DWR)    | MS2                   | ひび割れ(接続部及び補強部部の応力集<br>中)             | ・排気筒の建て替え<br>・補修補修<br>・点検強化                    | ②   | 2607                                    |                        |                      |

| 機器分類          | 部品分類           | 機器名称            | 安全機能<br>重要度 | 発生事象(き裂け法)                              | プラントへの波及影響                                     | 対策・再発防止対策                         | グラントデザイン<br>への反映事<br>由       | NUCA No.  |
|---------------|----------------|-----------------|-------------|---|--|-----------------------------------|------------------------------|---|
| 排気筒           | 排気筒ダクト         | 排気筒(PWR)        | MS2         | 震動により疲労割れ                               | 排気筒振動部からの放射性ガスの漏れ→事<br>故時の安全機能の低下              | ・補修材追加<br>・振動抑制サポート追加<br>・点検強化    | ②                            | 2683  |
|               | 排気筒溶接<br>部     | 非常用排気筒<br>(PWR) | MS2         | 震動による疲労き裂                               |  | ・補修溶接<br>・補修用部材選定<br>・定期確認        | ②                            | 8066  |
|               | ドレン管溶接<br>部    | 補助建屋排気筒         | MS3         | 震動による疲労き裂                               |  | 管接区域の排気の排気筒振動部からの漏え<br>い          | ・排気筒の一部を頑しいものに取り替え<br>・剛性の向上 | ②   |
| ダクト           | 風量検出器<br>取り出し部 | 格納容器排気<br>ファン出口 | PS3         | ダクトの震動による疲労割れ                           | ダクトからの排気漏れ(建屋内のため外部へ<br>の漏えいなし)                | ・ビトー管を剛構造のものに取り替え                 | ②                            | 3216  |
|               | 羽根板            | 湿分離母線ダクト        | PS3         | 羽根板取付け部破損                               | 母線冷却不良→プラント停止                                  | ・羽根板設計変更<br>・羽根板取付け方法改良           | ②                            | 1718  |
| 給水加熱器         | 内部仕切り<br>板     | 第3.4給水加熱器       | PS3         | 仕切り板溶接部にひび割れ(エア漏りによる<br>圧力変動)           | 定期検査中に発見<br>ヒートバランスへの影響→プラント熱効率低<br>下          | ・エア抜き操作の標準化                       | ②                            | 8842  |
|               | 防熱板            | 低圧室(給水<br>加熱器A) | PS3         | 防熱板溶接部にひび割れ(動圧変化によ<br>る疲労)              |  | ・ボルト締め方式への変更<br>・防熱板強度向上          | ②                            | 1878  |
|               | 受熱板            | 給水加熱器           | PS3         | 受熱板の高サイクル疲労破壊                           |  | ・固有振動数を高めた受熱板に取り替え                | ③                            | 870<br>999<br>1027<br>1230<br>864                   |
|               | 出熱管            | 第3給水加熱<br>器C    | PS3         | 製造工程において発生したへこみ痕に防錆<br>剤が残留して腐食、疲労き裂発生  |  | ・製造時の管理体制の改善                      | ②                            | 185   |
| 湿分離加熱<br>器    | 蒸気整流板          | 湿分離加熱<br>器      | PS3         | 溶接不良部からき裂進展                             | 定期検査中に発見<br>主蒸気湿分の増加→プラント熱効率低下・蒸<br>気系統の経年劣化促進 | ・新品への取替<br>・溶接部の補修<br>・溶接部品質管理の強化 | ②                            | 8292<br>8857<br>9582                                |
|               | 蒸気入口部          |                 | PS3         | エロージョンによる局部減肉から疲労き裂進<br>展               |  | ・溶接部取替<br>・ステンレスリング<br>・溶接部形状変更   | ②                            | 1416  |
|               | 蒸気噴出口          |                 | PS3         | 溶接部溶け込み不良部から疲労き裂進展                      |  | ・溶接部取替<br>・溶接の選定<br>・溶接方法改良       | ②                            | 9817  |
| HV(蒸気乾燥<br>器) | 蒸気乾燥器          | 原子炉蒸気<br>乾燥器    | PS3         | スカートとドレンチャンネルの溶接溶接部に割<br>れ(蒸気流動による圧力変動) | 定期検査中に発見<br>主蒸気湿分の増加→プラント熱効率低下・蒸<br>気系統の経年劣化促進 | ・割れを除去した後に補強のための内<br>張り溶接         | ②                            | 1208<br>1303<br>1379<br>1372<br>1615<br>1460<br>874 |
|               |                |                 |             | プレナムパーティションとフード、リフティング<br>アイの溶接部にひび割れ   |  |                                   | ②                            | 10739   |

| 機器分類           | 部品分類         | 機器名称                              | 安全機能<br>重要度 | 発生事象(き裂寸法)  | プラントへの波及影響                                   | 対策・再発防止対策  | ドラフトデザイン<br>への反映事<br>由 | TRC/A No.                            |
|----------------|--------------|-----------------------------------|-------------|---|--|--|------------------------|--------------------------------------|
|                |              |                                   |             | タイバーとフローバップル溶接部<br>じょッキンクボルトとリフティングボルトの固<br>り止め溶接部に疲労割れ |  | 健全性に影響なし   | ②                      | 10670                                |
| 復水器            | 縦管           | 復水器縦管                             | P53         | 第2給水加熱器の防熱板が疲労破損して閉<br>塞                                | 復水中塩素イオン濃度の上昇→プラント停<br>止                     | -縦管の劣化<br>-防熱板の取替                                    | ②                      | 154                                  |
|                |              | 復水器縦管                             | P53         | 管支持部から疲労割れ  | 漏洩→プラント出力低下、腐蝕                               | 縦管肉厚の増加  | ②                      | 2226                                 |
|                |              | 復水器縦管                             | P53         | 電動給水ポンプ3ミッドフロー配管エンド<br>キャップが疲労破断し、噴流が縦管を損傷              | プラント冷温停止操作中<br>縦管42本が破損→プラント停止               | 記載なし   | ②                      | 11312                                |
| ジェットポンプ<br>計測管 | 計測配管         | 原子炉圧力容<br>器ジェットポン<br>プ流量計測配<br>管  | P53         | プラント起動停止及び保全工事の振動によ<br>り疲労破断                            | 流量計測値異常→定期検査時に確認                             | -配管スリーブ等による補修  | ②                      | 10879<br>233<br>8804<br>1292<br>2225 |
| 小口縦管           | 計測配管         | 積置熱除去系<br>の低圧注水系<br>注入弁差圧検<br>出配管 | MS1         | 積置の配管座への差し込み座接部に割れ<br>(18mm/12mm)                       | 運転時に発見<br>(漏洩→プラント停止)                        | -安全セ溶接に変更<br>-空気を防止するための運転手順変<br>更                   | ④                      | 11565                                |
|                |              | 主蒸気系計測<br>配管                      | P53         | 短管座付近の溶接部に疲労割れ(長さ<br>43mm)                              | 運転中<br>蒸気漏洩い→プラント停止                          | 配管サポートの追加設置  | ②                      | 478                                  |
|                |              | 低圧タービン<br>入口圧力検出<br>配管            | P53         | 低圧内部系主蒸気入口部割れに設けられた<br>スリーブとの溶接部で疲労割れにより破断              | 運転中<br>蒸気漏洩い→プラント停止                          | 溶接止端部の処理を改善して補修                                      | ②                      | 144                                  |
|                | サンプリング<br>配管 | 主蒸気系Aサ<br>ンプリング配<br>管             | P53         | 主蒸気管接続溶接部に疲労割れ  | 運転中<br>蒸気漏洩い→プラント停止                          | -不使用のため配管撤去<br>-類似箇所の応力解析、非破壊検査                      | ②                      | 570                                  |
|                |              | 高圧復水ポン<br>プ入口配管サ<br>ンプリング配<br>管   | P53         | 配管溶接部に疲労割れ  | 運転中<br>漏洩い→プラント停止                            | -溶接部設計改良   | ②                      | 8012                                 |
|                | ドレン配管        | ほう酸水注入<br>系出口ライン<br>ドレン配管         | MS1         | 配管(直径300)アンカー部隅肉溶接より疲労<br>割れ                            | 定期検査中<br>(漏洩→ほう酸水注入系機能低下→プラント<br>停止)         | -隅肉溶接止端部形状改善<br>-振動低減対策                              | ④                      | 334                                  |
|                |              | 主給水ヘッ<br>ダー                       | P53         | 配管サポートによる変異拘束と流体振動に<br>より配管溶接部が疲労破断                     | 定期検査中<br>(漏水漏洩い→プラント停止)                      | -新品に取り替え<br>-ドレン配管を使用時の未取り付ける方<br>式に変更<br>-サポート方式の変更 | ③                      | 2746                                 |
|                |              | タービン入口<br>管ドレン専用<br>針水元弁接続<br>配管  | P53         | 気流共振により弁が振動し疲労き裂発生                                      | 運転中<br>漏洩い→プラントへの影響不明                        | -接続をフレキシブルチューブに変更<br>-類似箇所に同様の対策を実施                  | ③                      | 11252                                |
|                |              | 蒸熱除去ポン<br>プ出口配管                   | MS1         | 溶接不良部から靱性不足で発生した振動に<br>より疲労き裂発生                         | 定期検査中<br>ドレン管溶接部からの漏洩い→プラント停止<br>(安全機能の部分喪失) | -ドレン弁の軽量化<br>-優良型管会に取り替え<br>-小口径管台管理マニュアルの作成         | ④                      | 157                                  |

| 機器分類         | 部品分類                    | 機器名称                       | 安全機能<br>重要度         | 発生事象(き裂寸法)  | プラントへの波及影響  | 対策・再発防止対策   | グラウンドサイ<br>ンへの乱振事<br>象 | NUCIA No.         |
|--------------|-------------------------|----------------------------|---------------------|---|---|---|------------------------|-------------------|
|              | ベント配管                   | 充填ライン                      | M51                 | ポンプの圧力変動により、ベントラインが振動し溶接部に疲労き裂発生                          | 運転中<br>ベントライン溶接部から漏えい(約1.5)→隔<br>断不能部であればプラント停止(安全機能の<br>部分喪失のおそれあり)          | ・弁ハンドルを軽質なものに取り替え<br>・ベントラインの剛性向上<br>・小口径配管マニュアルの改訂                   | ④                      | 10893             |
|              |                         | 精製容器内充<br>填ライン             | M51                 | 施工不良による低剛性のベント管溶接部で<br>疲労き裂発生                             | 運転中<br>溶接部からの漏えい(約1.5)→隔<br>断不能部であればプラント停止(安全機能の一<br>部喪失)                     | ・ベント管の構造を変更し剛性向上<br>・施工管理の改善  | ④                      | 825               |
|              |                         | 充填/高圧注<br>入ポンプ入口<br>配管     | M51                 | 建設時の溶接施工不良部に振動が加わり疲<br>労き裂発生                              | 運転中<br>溶接部からの漏えい(約1.5)→安全機能<br>の一部喪失  | ・補修溶接の実施<br>・類似箇所への非破壊検査及び振動計測<br>の実施                                 | ④                      | 1864              |
|              |                         | ROP封水注入<br>ライン             | P52                 | プラント起動停止時のキャビテーションにより<br>発生した振動により、溶接不良部を起点とし<br>て疲労き裂が発生 | 運転中<br>ベントライン溶接部から漏えい(約1.5)→隔<br>断不能部であればプラント停止(安全機能の<br>部分喪失のおそれあり)漏洩→プラント停止 | ・改良型管台に取り替え<br>・プラント起動停止時の弁開度を変更し<br>キャビテーションの発生を防止<br>・類似箇所と同様の対策を実施 | ④                      | 249               |
|              | メカニカル<br>シール水取り<br>出し配管 | 高圧復水ポン<br>プ                | ノック<br>ラス           | 配管に疲労き裂   | 運転中<br>漏洩   | ・配管サポート位置の適正化<br>・配管取替  | ②                      | 798               |
| 配管           | エルボ                     | 給出水オリフ<br>イス出口配管           | P82                 | キャビテーションによるエロージョンで減肉し<br>漏えい                              | 運転中<br>漏洩→プラント停止  | ・キャビテーションを発生させない運転<br>操作の改善<br>・新品に取り替えると共に実合せ溶接に<br>変更               | ②                      | 207               |
|              | ベローズ                    | 第5抽気管                      | P53                 | 補強リングから脱落したバネにより損傷した<br>箇所から疲労き裂                          | 定期検査中<br>(漏洩→プラント停止)  | ・ベローズの取替  | ②                      | 740               |
|              | オリフィスブ<br>レート           | タービンバイ<br>パス系              | P53                 | 止め金溶接部に疲労割れ   | 定期検査中<br>(漏洩→プラント停止)  | ・止め金の設計改良   | ②                      | 1546              |
|              | ドレン配管                   | タービン制御<br>油                | P53                 | ドレン配管とT継手溶接部に疲労き裂   | 定期検査中<br>タービン制御油漏洩  | ・配管ルート及びサポートの改良   | ②                      | 230               |
| 配管サポート       | サポート                    | 高圧注水系統<br>起動テスト用限り<br>配管   | ノック<br>ラス           | 改造工事によもない乱流が発生し、配管及<br>びサポートと共振、溶接部から疲労破損                 | 影響なし  | ・オリフィスの設計変更<br>・サポートの強度向上   | ②                      | 11109             |
| エルボスブリン<br>ク | エルボスブ<br>リック            | 一次冷却材管                     | P53                 | スプリック下流に発生する渦との共振により<br>疲労き裂発生                            | 影響なし  | ・スプリックの切開除去(古い設計のプラ<br>ントのみ)  | ②                      | 612<br>617<br>642 |
|              | 弁種                      | 残留物除去系<br>A系海水系出<br>口流量調整弁 | M81                 | キャビテーションにより弁棒に発生したエ<br>ロージョンを起点としてき裂進展                    | 定期検査中<br>(海水流量低下→残留物除去系→系統の機<br>能低下)  | ・弁棒・弁棒交換<br>・弁運用期間の変更   | ④                      | 9778              |
|              |                         |                            |                     | ステライトと母材の境界に発生した腐食を起<br>点としてき裂進展                          | 定期検査中<br>(弁棒折損→残留物除去系→系統機能喪<br>失)   | ・ステライト盛り金の無い弁棒に取り替え<br>   | ④                      | 9287              |
|              |                         | 高圧注水系統<br>一試験用調整<br>弁      | キャビテーション発生による疲労き裂進展 | 運転中<br>(弁棒折損→試験用ライン機能喪失(高圧注<br>水機能に影響なし))                 | ・弁棒交換<br>・弁開度変更   | ④   | 8950                   |                   |



| 機器分類            | 部品分類       | 機器名称  | 安全機能<br>重要度 | 発生事象(き裂寸法)                                      | プラントへの波及影響                                   | 対策・再発防止対策                              | プラント稼働<br>への反映条<br>件 | PRCSA No.    |
|-----------------|------------|---|-------------|---|--|--|----------------------|--------------|
| 弁               |            | 湿分分離加熱器第二段加熱器蒸気流量調整弁                        | PS3         | シートリングガスケット取付け忘れ→ケーシングの振動により弁棒付け根から破裂き発生        | 定期検査中<br>(弁棒交換→プラントの稼働率に影響)                  | ・弁組み立て時のチェックシート改善                      | ②                    | 8123         |
|                 |            | 主給水制御弁                                      | PS3         | 工場での組み立て不良から軸力が確保されず、振動によりプラグとステムの接続部から破裂発生     | 運転中<br>(接続部損傷→制御弁の機能喪失→プラント停止)               | ・プラグとステムを改良品に取り替え                      | ②                    | 64           |
|                 | スチームディスクビン | 主蒸気系  | MS1         | 運転中の蒸気流れの乱れによりねじ締め付け力喪失→スチームディスクビン破裂→スチームディスク脱落 | 運転中<br>スチームディスク脱落→主蒸気流量低下→原子炉停止              | ・スチームディスク及びディスクビン交換<br>・ねじ締め付け管理の改善    | ④                    | 1672         |
|                 | 弁棒シールドプレート | タービンバイパス弁                                   | PS3         | 弁組み立て時にボルトの締め付けが不十分のため、破裂発生                     | 分解点検時に発見<br>(タービンバイパス系の機能低下)                 | ・シールドプレート及びボルトの取替                      | ②                    | 3274         |
|                 | シートリング     | 蒸気加減弁                                       | PS3         | かしめ部が蒸気逆流により破裂発生                                | 定期点検時に発見<br>(蒸気加減弁の閉止機能の喪失→プラント停止)           | ・溶接方式に変更<br>・弁座形状を大型化                  | ③                    | 1225<br>1124 |
|                 | マフラーリング    |   |             | 部分割道における蒸気の乱れにより圧力変動で破裂き発生                      | 定期検査時に発見<br>(リングの割れ→蒸気加減弁の機能低下→プラント停止)       | ・マフラーリングの強度向上                          | ②                    | 1438         |
| クラウド排出口ノズル      | 管台         | 液体廃棄物処理設備クラウドセパレーター                         | PS3         | 排出口ノズル接続部の接続不良から破裂発生                            | 定期点検中<br>(監視室の監視→液体廃棄物処理設備の運転停止)             | ・新品への交換                                | ②                    | 1191         |
| スパーチャーノズルデフレクター | その他        | 高圧炉心スプレイ系                                   | MS1         | 振動によりデフレクタ接続部近傍に破裂き発生                           | 定期検査中に発見<br>(炉心スプレイ機能に影響)                    | ・接続部け込み不測の改良等                          | ②                    | 8154<br>2370 |
| サンプルノズル         | サンプルノズル    | 復水放塩装置出口ノズル<br>高圧給水加熱器出口ノズル<br>低圧給水加熱器出口ノズル | PS3         | 運転モードにより共振し、ノズル付け根部にき裂発生                        | 定期検査中に発見<br>(サンプリング機能の喪失)                    | ・短尺ノズルに変更あるいは撤去                        | ②                    | 2942         |
|                 |            | 主蒸気管カトリオーター用化学分析用                           | PS3         | カルマン流の振動によりねじ部から破裂発生                            | 定期検査中<br>(サンプリング機能の喪失)                       | ・溶接構造に変更<br>・化学分析用は突出し長さを短くして剛性を向上     | ②                    | 1020         |
| ラプチャーディスク       | ラプチャーディスク  | 気体廃棄物処理系配管過圧保護用破壊弁                          | PS3         | ラプチャーディスクの疲労による破損                               | 運転中<br>気体廃棄物処理系からの蒸気漏れ→プラント影響不明              | ・取替                                    | ②                    | 996          |
| 水室隔離蓋取付け金具      | 隔離蓋取付け金具   | 蒸気発生器                                       | PS3         | 使用時の塑性変形で、ボルトの締め付け力が低下し破裂発生                     | 定期検査中に発見<br>(一次冷却材ループ内の異物として燃料あるいは組立に損傷の可能性) | ・可能な範囲で方式に変更                           | ②                    | 1405         |
| ブルドン管           | ブルドン管      | 主蒸気圧力検出器                                    | PS3         | 製造時のしわが起点として破裂き発生                               | 運転中<br>主蒸気圧力低減警報発生→主蒸気隔離弁全閉→原子炉トリップ          | ・交換周期短縮<br>・ブルドン管検査基準見直し<br>・圧力検出系を2重化 | ②                    | 32           |
| 脱気器冷却水中継ホース     | 絶縁ホース      | 発電機冷却器脱気器                                   | PS3         | ホースの初期欠陥より破裂き発生                                 | 運転中<br>冷却水漏えい→プラントへの影響不明                     | ・ホース取替<br>・品質管理強化                      | ②                    | 2148         |

| 機群分類   | 部品分類              | 機器名称                       | 安全機能<br>重要度  | 発生事象(き裂付法)  | プラントへの波及影響  | 対策・再発防止対策  | プラントサイ<br>ンへの反映事<br>態 | NOCSA No. |
|--------|-------------------|----------------------------|--|---|---|--|-----------------------|-----------|
| <機械運転> |                   |                            |  |   |   |  |                       |           |
| ポンプ    | 車軸                | 制御用駆動水<br>圧ポンプ             | MS3  | 車軸の製造不良と調整不良により曲げ応力<br>が加わり疲労破壊                             | 運転中<br>ポンプ1台機能喪失→プラント停止   | ・車軸及びメカシールを新品に取り替え                                       | ②                     | 450       |
|        |                   | 補助海水ポンプ                    | PS3  | ポンプ組み立て時のボルト締め付け過多に<br>より、ボルトと上軸が疲労破壊                       | 運転中<br>ポンプ1台停止→予備機起動  | ボルト締め付け管理の適正化  | ②                     | 1783      |
|        |                   | 廃棄物処理機<br>用補助冷却<br>海水ポンプ   | PS3  | カップリングの芯ずれにより過大振動となり<br>疲労破壊                                | 廃棄物処理設備の運転停止  | ポンプを軸径を太くした新品に交換<br>・カップリングの芯ずれ管理の強化                     | ②                     | 9556      |
|        |                   | 復水器ボルト<br>洗浄装置ボルト<br>管理ポンプ | リンクラ   | 組み立て時の異物混入で主軸に傷が発生<br>し、運転による繰り返しの力で疲労破壊に<br>至った            | 影響なし  | ・主軸は新品に取り替え<br>・組み立て作業時の異物確認を作業要<br>領書に明記                | ②                     | 2106      |
|        |                   | 充填/高圧注<br>入ポンプ             | MS1  | 小流量運転時の大きな曲げ応力と割リング<br>溝部の応力集中により疲労限度を超えてき<br>裂が発生進展して主軸が折損 | 運転中<br>(軸受け温度が低い→予備機に切り替えて、<br>ハンドターニング→分解点検して折損を確<br>認(安全機能の部分喪失)) | ・応力集中部の形状を変更<br>・分解点検頻度を向上<br>・振動測定項目を充実                 | ④                     | 9721      |
|        |                   |                            | MS1  | 軸製作時のネジ山の小さなき裂が運転中の<br>軸の変動応力で進展し破損に至った                     | 定期検査時<br>分解点検にて主軸の折損を確認(安全機能<br>の部分喪失)                              | ・取替軸に機械的性質の優れた材質の<br>材を仕様<br>・PTを実施して初期き裂のないことと確<br>信    | ④                     | 937       |
|        | 水熱除去ポン<br>プ       | MS1                        | インペラボス部のキー溝コーナーの寸法が<br>設計値より小さく、応力集中により運転中の<br>変動応力によってき裂が発生進展して破損<br>に至った | 定期検査時<br>分解点検により主軸のき裂を発見(安全機能<br>の部分喪失)                     | ・応力集中の低減を図った主軸に取り替<br>え   | ④  | 544                   |           |
|        | マニフォールド<br>カバーボルト | MS1                        | ポンプ組み立て時にボルトが締め付け不足<br>となり、運転による変動応力によりボルトにき<br>裂が発生進展                     | 運転中<br>予備機を起動→隔離して補修→復旧(安全<br>機能の部分喪失)                      | ・確実にトルク締めすることを作業要領<br>書に明記  | ④  | 2850                  |           |
|        | フラッシング<br>配管溶接部   | MS1                        | ポンプの固有振動数が運転成分と共振し、<br>き裂が溶接止端部に発生して進展貫通                                   | 運転中<br>予備機を起動→隔離して補修→復旧(安全<br>機能の部分喪失)                      | ・ポンプの固有振動数を運転成分から<br>外れた構造に計画的に変更する                                 | ④  | 2082                  |           |
|        | 保安装置ば<br>ね        | タービン動主<br>給水ポンプ            | PS3  | 保安装置ばねの巻線部が疲労により<br>欠損→加速度トリップ装置動作不能                        | 運転中<br>予備機に切り替えて点検→補修して復旧   | ・当該ばねの巻線の強度の向上   | ③                     | 2403      |
|        | 増速機               | 主給水ポンプ                     | PS3  | 廃車の経年変化により作用する応力が増加<br>し、疲労限度を超えてき裂の発生進展に至<br>った            | 運転中<br>増速機に異常→隔離し廃車を補修し、予備<br>機として待機                                | ・次回定期検査にて増速機を取替  | ③                     | 2445      |
|        | ベント管              | 主給水ポンプ                     | PS3  | ポンプ分解点検後、ベント管のボルト締め付<br>け不十分のため、共振して管台部に疲労割<br>れが発生・進展して破れ  | 停止中<br>蒸気の漏えい→予備機待機中のため配管を<br>補修し復旧                                 | ・作業要領書にボルトのトルク管理を明<br>記                                  | ②                     | 3165      |
|        | 連結棒               | 循環水ポンプ<br>異物作動機            | PS3  | 締め付けナットの締め付け不足により、本体<br>が回転摩擦し、力矩の増大によりネジ部の割<br>ピン穴が疲労破壊    | 異物作動機不調→異物全部→発電機出力の<br>低下   | ・新品に交換<br>・締め付け力アップのためネジのサイズ<br>アップ等の恒久対策を次回定期検査時<br>に実施 | ②                     | 884       |

| 機器分類    | 部品分類            | 機器名称                 | 安全機能<br>重要度 | 発生事象(含製法)  | プラントへの波及影響                     | 対策・再発防止対策   | グラウンドデザイン<br>への反映事<br>項 | NUCA No.     |
|---------|-----------------|----------------------|-------------|--|--------------------------------|---|-------------------------|--------------|
|         | インペラ用ボルト        | 一次系補給水ポンプ            | P53         | インペラ組み立て時に回り止め位置が片辺りしていたため、ガタが発生してインペラがケーシングと接触、ボルトに繰り返し応力が発生して疲労破壊し、ケーシングとインペラの回転抵抗が増大して過負荷となって停止した | 運転中<br>ポンプ自動停止→手動機に切り替え        | ・インペラ用ボルトを新品に取り替え<br>・インペラとケーシングの接触箇所を補修<br>・組み立て時の注意事項を作業要領書に明記                | ②                       | 2167         |
| 蒸気タービン  | 翼               | 動翼の翼根部折損他            | P53         | 低い固有周波数の動翼群が共振して疲労破壊   | 運転中<br>タービン振動大→プラント停止          | ・固有振動数を高めた動翼に取り替え   | ②                       | 693          |
|         |                 | 動翼一部欠損他              | P53         | 翼群が高次モードで共振し、この振動応力が管接合部に応力集中して疲労破壊に至った  | 定期点検で見見(進展すれば、タービン振動大でプラント停止)  | ・新翼に交換あるいは成形修理<br>・管接合部の向上対策  | ②                       | 1321<br>1326 |
|         |                 | 動翼ひび割れ               | P53         |  |                                |   |                         | ②            |
| ディーゼル機関 | クランク軸           | 非常用ディーゼル発電機B号機       | M51         | 非金属材料の存在により疲労強度が低下し、試運転等による変動応力によりひびが徐々に進展   | 定期検査中に発見<br>(安全機能の一部喪失)        | ・健全性を確認した部品に交換  | ②                       | 206          |
|         | 燃料ポンプ吐出配管       | ディーゼル発電機燃料噴射ポンプ      | M51         | 燃料ポンプ吐出配管が中間サポートが無いため振動により形状不連続部を起点として疲労割れ   |                                | ・配管の取替<br>・中間サポートの設置  | ②                       | 2810         |
| ポンプ     | ポンプ軸封部シール水出口配管  | タービン動原予給水ポンプ         | P53         | 疲労き裂に対する部分補修後接合部にき裂が進展し破断  | 運転中<br>微小漏洩→ポンプ切り替え→補修済→プラント停止 | ・管座を新規製作<br>・溶接設計を変更  | ②                       | 6805         |
|         |                 |                      | P53         | Oリングの製造不良により、取付時に折損→配管の固有振動数とポンプの改訂速度成分がほぼ一致して共振しひびが発生して漏えいした  | 運転中<br>蒸気の漏えい→補修               | ・サポートの追加<br>・Oリングの取替  | ②                       | 2093         |
|         | メカニカルシール水取り出し配管 | 高圧復水ポンプ              | P53         | 配管とサポートの相対位置が不適切なため、過剰な応力が発生し、疲労破損   | 運転中漏えい<br>ポンプを切り替えて補修作業を実施     | ・新配管に取り替え<br>・サポート位置を適切にするように作業手順を徹底<br>・現状を改善し強度を改善                            | ②                       | 798<br>842   |
|         | ベント管            | 原子炉再循環ポンプ入口弁         | P51         | ベント管フランジ継手の近傍で疲労き裂発生   | 運転中<br>漏洩→プラント停止               | ・当該ベントライン及び必要性の低いラインは切断し閉止プラグを取り付け<br>・その他のベント管は弁体との一体サポートに変更                   | ④                       | 929          |
|         |                 | 原子炉再循環ポンプ吐出弁         | P51         | 吐出弁ベント配管エルボ溶接部の隅肉溶接内面切欠き部から疲労き裂進展  | 運転中<br>漏洩(58/70)→プラント停止        | ・ベント配管を取り直し、閉止程を取り付け<br>・同様のベント配管にも同様の対策を実施<br>・PLR系、PHR系小口径配管の振動解析を実施し、サポートを追加 | ④                       | 1552         |
|         |                 | タービン動主給水ポンプニマムフローライン | P53         | ベントラインの固有振動数とポンプの振動数が非常に近いため共振し、疲労割れが発生進展して貫通した  | 運転中<br>蒸気の漏えい→プラント停止           | ・ベントラインの固有振動数を大きくして共振を避けるよう配管を短くした<br>・直欠の弁のうち1個を撤去<br>・溶接構造を適合せに変更             | ②                       | 8048         |

| 機器分類                  | 部品分類   | 機器名称                               | 安全機能<br>重要度                               | 発生事象(き割け法)  | プラントへの波及影響   | 対策・再発防止対策   | プラントデザイン<br>への反映事項<br>度  | NUCA No. |
|-----------------------|--------|------------------------------------|---|---|--|---|--------------------------|----------|
| 小口径管                  |        | 湛江注入ライン                            | MS1                                       | 弁封材ポンプの異常振動によりベント配管を共振させ初期き裂を発生させた。その後、き裂が徐々に進展し貫通した                      | 定期検査中にほうばりの折出し確認→漏えいを発見(安全機能の部分喪失)                     | 固有値をあげるため、フランジ型からスウェッジロック型に変更<br>・補修箇所についても点検の上、同様対策を取る                           | ④                        | 621      |
|                       | ドレン管   | 残留物除去系戻り配管                         | MS1                                       | Uボルト支持部の締めにより増大した振動により、ドレン配管が振動して疲労割れが発生                                  | 運転中<br>漏洩→プラント停止(安全機能の部分喪失)                            | ・当該ドレン配管は不要なため切断して廃棄<br>・類似のドレン配管についても必要性を調査して、次回定期検査時に必要なものには振動対策を、不要なものは切断・撤去する | ④                        | 1255     |
|                       |        | 空熱炉系湛江注入管第2側継手                     | MS1                                       | 配管接続部の応力集中部に一時に発生する振動が加わり其處して疲労割れが発生進展                                    | 運転中<br>当該部から漏えい→プラント停止(安全機能の部分喪失)                      | ・当該配管の配管ルート、サポートの見直しと接続部を適合サポーターに変更<br>・類似箇所を調査し、疲労評価を行った上で必要なら対策を講じる             | ④                        | 253      |
|                       |        | メカニカルシールバージ配管                      | 原子炉再循環ポンプ                                 | PS3   | バージ配管の熱交換器入口短管とエルボとの溶接部に製作時の溶け込み不足部があり、そこを起点として疲労割れが発生 | 定期検査中に発見(漏洩→プラント停止)   | ・サポートの追加<br>溶接時の非破壊検査の強化 | ②        |
|                       | 圧力検出手段 | 原子炉再循環系ポンプ溶け込み側配管                  | PS1                                       | 圧力検出手段用小口径配管箇所溶接部配管側にサポートUボルト締めによる振動により疲労き裂進展                             | 運転中<br>溶接部よりの漏えい増大(5300リットル/日)→プラント停止                  | ・管台と配管を取り外し、新たに管台と閉止栓を取り付け<br>・類似の箇所にも同様の交代と閉止栓を取り付け                              | ④                        | 983      |
|                       | 計装用配管  | 原子炉再循環系計装用ポンプ溶け込み側管直登圧力計           | PS1                                       | 計装用配管が共振し疲労破壊   | 運転中<br>原子炉冷却水漏えい→プラント停止                                | ・管台部から第1継手までを取替え、計装元弁を撤去  | ④                        | 1384     |
|                       |        | 原子炉給水ポンプ入口流量計装用                    | PS3                                       | 配管ねじ込み部の建設当時のネジ切断不良部からき裂発生漏えい   | 運転中の給水ポンプを逐次停止して漏えいを補修                                 | ・次回停止時に全給水ポンプの全継出配管を取替  | ③                        | 420      |
|                       |        | 高圧タービン排気圧力検出配管                     | PS3                                       | 継手接続部の溶け込み不足箇所サポート不足による振動が加わり疲労き裂が発生貫通                                    | 運転中<br>漏洩→プラント停止                                       | ・サポート寸さまの改善<br>・溶接を適合サポーターに変更   | ②                        | 227      |
|                       |        | 復水流量計配管                            | PS3                                       | 配管付け根部の溶接溶け込み不足の箇所、に振動が加わり、疲労き裂が発生し貫通した                                   | 定期検査中<br>漏洩→湛江復水ポンプの停止→水漏れ箇所の隔離補修                      | ・流量計を配管長の短い別の配管に取り付け<br>・溶接施工にあたっての注意事項の明確化                                       | ②                        | 248      |
|                       |        | 湛江炉心スプレイズ系ディゼル発電機冷却水系圧力スイッチ元弁下流側配管 | MS1                                       | 溶接部に残留応力に加えて応力集中しやすい形状と積戻姿勢による引張反力が加わり、疲労強度が低下、そこにサポート不足により振動が加わって疲労割れが発生 | 運転中<br>漏洩→水漏れ箇所の隔離補修                                   | ・同様な箇所も含めて配管取替<br>・配管の保護サポートの設置<br>・サポート追加  | ④                        | 9291     |
| 非常用復水器戻り配管湛江抽出用取り出し配管 |        | MS1                                | 再循環ポンプの発生する振動に配管が共振し、溶接部上流側管台隅肉溶接部に疲労き裂発生 | 運転中<br>漏洩→原子炉停止(安全機能の部分喪失)  | ・配管を新品と交換<br>・溶接を適合に変更<br>・溶接部を撤去                      | ④   | 48                       |          |

| 機器分類          | 部品分類                  | 機器名称                           | 安全機能<br>重要度                             | 発生事象(き裂寸法)  | プラントへの波及影響  | 対策・再発防止対策  | プラントサイ<br>ンへの反映事<br>態 | N/CIA No. |
|---------------|-----------------------|--------------------------------|---|---|---|--|-----------------------|-----------|
|               |                       | 一次冷却材ポンプサーマルバリアラビリンズ差圧計取り出し配管他 | PS1                                     | 配管取替工事でガイドサポートと干渉して固有振動数が低下したため、共振して付け根部の溶接止端部から疲労破壊に至った  | 運転中<br>漏洩→プラント停止  | ・配管等を新品と交換<br>・作業要領書に更新に注意することを併記                    | ④                     | 39        |
|               |                       | 主給水ポンプ入り口圧力検出配管                | PS3                                     | 検出配管取付け溶接部から疲労破壊し漏えい                                      | 運転中<br>漏洩→(ポンプを待機除外して隔離修理)                                | ・振動防止のサポートを設置<br>・他のポンプについても当該部を調査の上、サポートを設置         | ②                     | 940       |
|               | 制御空気配管                | CUW高隔離弁制御空気配管                  | PS3                                     | 配管を過剰な締め付けトルクで締めつけたことによる亀裂から振動により疲労破壊                     | 運転中漏えい発生<br>制御空気喪失→弁の閉止→CUW隔離弁が全閉→循環ポンプ自動停止               | ・新品に取り替えると共に適切なトルクで締め付け<br>・作業者の教育の徹底                | ②                     | 1022      |
|               |                       | 低圧給水加熱器ドレンタンク非常用制御弁            | PS3                                     | 鋼管加工時に付いた傷から振動により疲労破断が発生                                  | 運転中<br>ドレンタンクの水位低下→制御弁の部分閉により制御配管の空気漏れを確認                 | ・配管を切断して補修   | ②                     | 1900      |
|               |                       | 電動主給水ポンプミニマムフロー弁               | PS3                                     | 空気配管の圧縮継手の締め付け部を起座として振動により疲労き裂が発生し切壊に至った                  | 運転中<br>ミニマムフロー弁が全閉のまま動作しないことを確認→空気配管が折損し、空気が供給されていないことを確認 | ・配管を鋼管からフレキシブルチューブに取り替え<br>・類似箇所について水平展開し同様の対策を実施    | ③                     | 9968      |
| 燃料油ドレン配管      | 非常用ディーゼル発電機燃料油圧変動緩和装置 | MS1                            | ディーゼル機関の振動によりドレン管(鋼管)が疲労破壊→油の漏えい        | 運転中<br>安全機能の部分喪失  | ・圧力を緩和した新管に取り替え<br>・配管サポートを設置                             | ④  | 8413                  |           |
| 固定子冷却水ポンプ出口配管 | 発電機                   | PS3                            | ポンプ出口の配管溶接部から疲労割れ                       | 運転中漏えい<br>予備機に切り替えて補修                                     | ・リーク箇所を金属補修材にて漏えい防止<br>・配管サポートの強化<br>・配管の肉厚増加と全溶け込み溶接の    | ②  | 9874                  |           |
|               | ポンプモーター巻線クーラー冷却水配管    | 再循環ポンプモーター                     | PS3                                     | ポンプモーター下部ベアリング油槽冷却水入口配管接続部のネジが向上出荷段階で破損→運転よりシールテープが破損し漏えい | 運転中<br>冷却水漏えい→ポンプを手動停止→プラント停止                             | ・配管接続部の改良<br>・格納容器内の点検実施                             | ②                     | 522       |
|               | 潤滑油配管                 | PS3                            | モーター軸受け油溜めレベルスイッチ用検出配管溶接部が溶け込み不良のため疲労割れ | 運転中<br>漏えい→軸受け温度上昇→プラント停止                                 | ・配管を新品と交換<br>・サポートの設置<br>・類似箇所にも同様の対策実施                   | ②  | 1479                  |           |
|               |                       | 復水器送がし配管                       | PS3                                     | 配管支持固定部の緩みにより振動が発生し、溶接部から疲労割れが発生                          | 運転中<br>漏洩→プラント停止  | ・支持固定部ボルトの締め止め溶接の実施<br>・溶接形状を適合せに変更<br>・類似箇所も同様に実施した | ③                     | 2665      |
|               |                       | 充満ポンプバックシールタンク水戻り配管            | MS1                                     | ポンプ運転に伴い配管が振動し、溶接部から疲労割れが発生し漏えい                           | 運転中<br>漏洩→予備機に切り替え→隔離の上補修(予備機(安全機能の部分喪失))                 | ・配管を曲げ管に取り替え<br>・振動を測定して疲労評価を実施                      | ④                     | 2168      |
|               |                       | 主給水ドレン管                        | PS3                                     | ドレン管がグレーチングで拘束され、熱変異による過大な応力繰り返しによりき裂が発生・進展して漏えいに至った      | 運転中<br>蒸気が漏えい→プラント停止                                      | ・ドレン管を拘束しないようにグレーチングを改造<br>・運転中に接触しないことの確認を工事仕書に併記   | ②                     | 61        |

| 機器分類              | 部品分類     | 機器名称                        | 安全機能<br>概要 | 発生事象(対策方法)   | プラントへの波及影響   | 対策・再発防止対策                                     | プラントデザイン<br>への反映条<br>道                                  | NUCSA No. |
|-------------------|----------|-----------------------------|------------|--|--|---|---|-----------|
| 配管                | 配管接続部    | 主蒸気管ベント管                    | P53        | ベント管接続部の初期の未着部ととの隙不足から振動で疲労割れが発生し、進展して貫通した               | 運転中<br>蒸気漏えい→プラント停止  | ・ベント管を取替適切な接続を実施<br>・発生応力の低減のため、配管及びサポート形状を変更 | ②   | 35        |
|                   |          | タービン潤滑油ドレンカード管サポートパイプ閉止栓    | P53        | 主油ポンプ破込み管及びドレンカードの振動と接続時の残留応力により疲労割れが発生進展して貫通した          | 運転中<br>閉止栓から潤滑油のにじみを発見→閉止栓を再度締め付け、にじみの停止を確認→定期検査で点検し漏えいを確認 | ・サポートパイプを厚肉のものに取り替え                           | ②   | 3267      |
|                   |          | 発電機ブッシング冷却水供給配管             | P53        | 配管接続部溶け込み不良部で運転による振動が加わり、疲労割れ発生・進展して漏えいになった              | 運転中<br>水素ガスの消費量増加→急の為プラント停止し点検→冷却水漏えいを発見                   | ・配管及びソケット接続部を取替<br>・サポートを点検                   | ②   | 2543      |
|                   |          | 発電機固定子冷却水系統計装用取り出し配管フランジ接続部 | P53        | 改修工事により配管の固有振動数が変化し、発電機の振動と共振してフランジ接続部に疲労割れが発生し進展漏えいになった | 運転中<br>漏洩発見→発電機停止して修理                                      | ・当該部の配管の取替<br>・サポート確認                         | ②   | 3124      |
|                   |          | 再動禁止の非サポートモーター制御油配管         | P53        | 油配管閉止栓部の形状不良と内部の微小なブローホールに振動応力が集中して疲労割れの発生進展した           | 運転中<br>油漏れの発見→閉止栓及びニ重管の設置により確認し、定検出力に復帰                    | ・応力集中の小さい接続部状に取り替え<br>・漏れ箇所にも同様の対策を実施         | ②   | 1318      |
|                   |          | 給水管ラグ取付け接続部                 | P53        | 配管に接続されたラグに切れ欠きがあり、振動により接続部の切れ欠きに力がかかり疲労割れが進展した          | プラント停止中<br>漏洩発見→取替(運転中ならプラント停止)                            | ・漏えい部を新管に取り替え<br>・接続ラグをパイプクランプに変更             | ②   | 440       |
|                   |          | EHO制御油マニフォールド上配管フランジ接続部     | P53        | フランジ差し込み部に未着部があり、そこから応力集中を受けて振動による疲労割れが発生した              | 運転中<br>油の漏えい警報→漏えい検出部にて漏えい検知→フランジからの油の漏えい発見                | フランジ接続部を対作品に取り替え                              | ②   | 11306     |
|                   |          | 給水ポンプ排水管                    | P53        | 接続部内面の溶け込み不足とボルトの緩みによる振動応力により疲労割れが発生進展した                 | 運転中<br>蒸気漏れを発見→予備機に切り替えて当該ポンプを隔離し修理                        | ・ボルトの締め防止対策及び接続部ギヤを交換しに変更した                   | ②   | 10652     |
|                   | サーマルスリーブ | 充填ライン                       | P53        | 配管系の振動により取付け接続部が劣化破損し、予配ストッパーをフレキシング摩耗させて、漏洩             | 定期検査中に発見   | ・取付ける金属接続に変更し、確認しにくい構造にした                     | ②   | 683、688   |
|                   | 弁        |                             | 主蒸気弁       | P53  | 運転中に弁棒にバックシートを設けたことにより、振動と引っ張り応力が発生し、疲労割れが発生、進展            | 運転中<br>弁の動作異常→プラント停止                          | ・弁棒、弁棒及び駆動装置を新品に取り替え<br>・トルクスイッチの設定値を下げる<br>・弁棒の応力集中を緩和 | ②         |
| 残留物除去系停止時水漏注入弁    |          |                             | MS1        | 弁棒の締め付け不十分のため発生応力が疲労限度を超えて疲労割れが進展し閉鎖                     |  | ・弁棒と弁棒を新品に取り替え<br>・締め付けが適切に行われていることの確認        | ③   | 6264      |
| 残留物除去系熱交換器排水流量調整弁 |          |                             | MS1        | 弁棒にステライトを盛る際に母材との境界に灰化物が析出し、腐食によるき裂が発生、疲労で進展して閉鎖         | 定期検査中あるいは運転中<br>弁の動作異常→安全機能の部分喪失                           | ステライト塗りの新しい弁棒に取り替え                            | ④   | 9366      |
| 炉心スプレイ系テストパイプ弁    |          |                             | MS1        | ポンプ運転時の弁棒に発生する振動応力が増大し、疲労割れが発生進展して閉鎖                     | 運転中<br>テストパイプ弁の動作不能→炉心スプレイ系の安全機能部分喪失                       | ・弁形式の変更および弁棒強度の向上                             | ④   | 3226      |

| 機種分類     | 部品分類                    | 機種名称                              | 安全機能<br>重要度 | 発生事象(き裂け法)   | プラントへの波及影響   | 対策・再発防止対策   | プラント稼働<br>への影響事<br>度 | MUSA No. |
|----------|-------------------------|-----------------------------------|-------------|--|--|---|----------------------|----------|
| 弁        |                         | 蒸子が積熱時<br>冷却系蒸気ラ<br>イン内側漏れ<br>弁   | MS1         | 分解組み立て時に発生したバックシートコー<br>ナー部の初期き裂から、運転中の振動により<br>き裂が進展し弁棒が脱落                      | 運転中<br>弁の開閉操作不能→安全機能の部分喪失                                | ・弁棒を新品に交換し、応力集中を低減<br>・弁の分解組み立て時の応力発生防止<br>措置を講じる                   | ④                    | 10085    |
|          | ワッシャー                   | 蒸子が積熱冷<br>却水系統逆止<br>弁             | MS1         | 出口逆止弁に仕様異なるワッシャーを取り<br>付けたため、振動により疲労割れ発生   | 定期検査中の異物発見→安全機能への影<br>響なし                                | ・部品取替え時のチェックを強化   | ④                    | 9808     |
|          | ローリング<br>セット用ピン         | 主蒸気道がし<br>安全弁                     | MS1         | セットピン交換時の誤型不品により繰り返<br>し応力が発生し疲労破壊   | 定期検査中<br>品がし安全弁の機能低下→安全機能に影響                             | ・セットピンの交換と適切な保管基準を<br>設定  | ④                    | 11570    |
|          | カムシャフト<br>軸受支持台         | タービン蒸気<br>加減弁                     | FS3         | 支持台4個のうち1個が製造時のブローホー<br>ルから疲労破壊して破断  | 運転中<br>タービン蒸気加減弁開度の急変→出力低下<br>→プラント停止                    | ・応力推察し、次回交換時に強度の十<br>分な支持台に取り替え                                     | ②                    | 424      |
|          | テスト用電磁<br>弁             | タービン主蒸<br>気止め弁                    | FS3         | 電磁弁ボディが製作時傷及び組み込み不良<br>による繰り返し荷重の発生で短期間に交換<br>し、動作不良が発生                          | 運転中<br>タービン主蒸気止め弁動作不良→プラント停<br>止                         | ・電磁弁を新品と取替<br>・組み込み後の目視点検手帳の明確化                                     | ②                    | 988      |
|          | 弁棒                      | FGCタービン<br>積熱ライン逆<br>止弁           | MS1         | 逆止弁の弁体ネジ部が繰り返し力により疲<br>勞破壊   | 運転中<br>アームから弁棒が脱落→CV射入室が排<br>気ラインから漏れIRPCの安全機能の喪失        | ・弁棒等を新品に交換<br>・次回定期検査時に衝撃緩和機構付の<br>弁に交換またはバナーシヤも蒸気漏れ性<br>能の優れたものに交換 | ④                    | 9047     |
| ばね       | 吸気弁                     | 制御用空気圧<br>縮機                      | MS1         | ばね製造時の繰り返し荷重を起点として疲労破壊<br>発生   | 運転中<br>圧縮機の運転電流及び温度の異常→詳細<br>点検→ばねの交換を要す                 | ・ばねを新品に交換<br>・受入時に詳細な検査を実施  | ②                    | 8895     |
| 軸受       | 軸受け枠の<br>内側環元部          | クレーン                              | ハンク<br>ラス   | 軸受け部に設計想定外の荷重が作用し、初<br>期き裂が発生、更に運転による繰り返し応力<br>でき裂が進展し、破断に至った                    | なし   | ・軸受けを強度の大きい材料に変更す<br>ると共に応力集中を低減                                    | ②                    | 10030    |
| ベローズ     | シリンダー用<br>排気管連結<br>継入口部 | 非常用ディー<br>ゼル発電機                   | MS1         | 当該ベローズの製造過程で発生した組織の粗<br>大化が高温により疲労き裂を発生させ、それが<br>起点となり疲労き裂が進展して破断に至った            | 定期試験中に排気ガスの漏れが認められたので<br>試験を中止して点検                       | ・ベローズを新品に取り替え<br>・倍長対策として高品質クレープ性に富むクレー<br>プ材料のベローズに順次交換            | ②                    | 1781     |
| スクリーン回転軸 | 上部軸                     | 循環水ポンプ<br>用ロータリース<br>クリーン         | FS3         | 中空軸の溶接部の溶け込み不十分に加え<br>て取り換え工事での過大な熱によるひずみ<br>が重畳して運転時の振動により疲労き裂が<br>発生し進展して破断に至る | 運転中<br>ロータリースクリーンが自動停止→運転操作<br>時に異音発生→点検の結果中空軸の破断<br>を発見 | ・駆動軸を溶接部肉の少ない一様型に<br>取り替え<br>・隣接号機も同様の対策を実施                         | ②                    | 1790     |
|          |                         |                                   | FS3         | 柱溶接部の応力集中と運転時の伝用応力で<br>疲労き裂が発生し破断に至る   | 運転中<br>ロータリースクリーンに異音発生→点検によ<br>り軸のき裂を発見                  |   | ②                    | 1793     |
| 圧着端子     |                         | インターナル<br>ポンプ中付点<br>側短圧着端子        | FS3         | ポンプ運転時の振動と共に、端子が疲労<br>破壊   | 運転中<br>モーターが単相運転→インバータ回路に過<br>電流→ポンプ停止                   | ・圧着端子を強度を増した準品品に取り<br>替へ<br>・接続板により振動応力の低減<br>・ワニス固定により共振を防止        | ②                    | 199      |
|          |                         | ディーゼル発<br>電機シリンダ<br>排気温度検出<br>端子箱 | MS1         | 施工不良と圧着端子の選定に問題があった<br>ため疲労により端子が折断  | 定期検査中<br>DGシリンダー排気温度の指示値がラジアン<br>に変化                     | ・施工方法の改善<br>・圧着端子の交換<br>・サポートの選定                                    | ③                    | 11420    |

| 機器分類       | 部品分類                  | 機器名称                      | 安全機能<br>重要度 | 発生事象(対策付法)   | プラントへの波及影響   | 対策・再発防止対策   | グラントサイ<br>ンへの反映事<br>象 | NUCIA No.                              |
|------------|-----------------------|---------------------------|-------------|--|--|---|-----------------------|--|
| 電気接続部      | ケーブル部<br>組            | 主タービン蒸<br>気加温弁作動<br>トランス用 | PS3         | ケーブルが作業ミスにより固定されず、振動<br>により疲労断線  | 運転中<br>蒸気加温弁がハンチング→出力を低下させ<br>原因調査                           | ・止着端子取替<br>・ケーブルの固定   | ②                     | 1386                                   |
|            | 絶縁ホース                 | 発電機冷却用<br>水素ガスライ<br>ン     | PS3         | 初期欠陥のある絶縁ホースが振動等により<br>き裂が進展貫通   | 運転中<br>水素ガスが貫通部から固定子冷却水に漏れ<br>込み→プラント停止                      | ・絶縁ホースを新品に交換<br>・施工方法の改善                                    | ②                     | 228<br>232                             |
|            | シリコン<br>チップコン<br>タクター | 蒸気加温弁作<br>動トランス           | PS3         | 取付け不良により、新しい作動トランスの鉄<br>心が接触し、発生した振動によりコンタクトネ<br>ジ部で疲労破壊   | 運転中<br>励磁電圧を出力   | ・取付け方法を正規の方法で実施すると<br>共に平順の明確化を図る                           | ②                     | 10459                                  |
|            | ポンプモ<br>ーター巻線         | 一次冷却材ポ<br>ンプモーター<br>固定子   | PS3         | 中性点リングの電磁力による共振及びハン<br>ダ付け接続部の機械強度不足によりハンダ<br>部に疲労き裂が発生破断したことによるア<br>ークで焼損                           | プラント停止中<br>モーターから発煙→ポンプを手動停止→電<br>源開放(プラント運転中であればプラント停<br>止) | ・固定子巻線を新規製作し、中性点リ<br>ングの支持スパンを適切に補償                         | ②                     | 511                                    |
|            | 回転整流器<br>リード線の断<br>線  | 発電機励磁機<br>組               | PS3         | 点検作業により、リード線に損傷及び変え機<br>能が喪失、風圧によりリード線が共振を生じ<br>て断線  | 試運転中<br>励磁機機能の低下→発電機出力低下→プラ<br>ント停止                          | ・励磁機を取替<br>・リット形の測定及び補修対策の強化<br>・耐久対策として耐電圧性の高い整<br>流器に取り替え | ②                     | 676                                    |
|            | 固定子巻線                 | 非常用ディー<br>ゼル発電機           | M51         | 導線線のワニスによる固定が不十分でゆる<br>み、振動により絶縁物が腐食劣化   | 定期試験中に過電圧継電器作動→ディーゼ<br>ル発電機停止                                | ・当該発電機の固定子巻線取替<br>・完全なワニス処理の実施                              | ②                     | 1503                                   |
|            | 相リード線                 | 発電機固定子<br>巻線              | PS3         | 組み立て時に隙間ができ、支持剛性が低<br>下、巻線部が長くて振動を助長、疲労破断<br>はてアークが発生し発電機が自動停止した                                     | 運転中<br>発電機内部故障の警報で発電機が停止し、<br>続いてタービン、原子炉が自動停止した             | ・切削室訓練の充実、振動抑制対策の<br>実施した新品に取り替えた                           | ②                     | 107                                    |
| ＜高サイクル熱源部＞ |                       |                           |             |  |  |   |                       |  |
| ポンプ        | ケーシングカ<br>バー          | 高圧環状(BW<br>R)             | PS1         | 運転中のシェルハース水の温度変動によ<br>り、ケーシングカバー裏面のコイル入口部迄<br>まで疲労き裂が発生・進展   | 定期検査時<br>疲労き裂の進展→貫通漏洩(→冷却材喪失<br>事故)                          | ・ケーシングカバーの交換  | ②                     | 1055                                   |
| 容器         | 管台                    | 原子炉容器前<br>部補修用冷却<br>水ノズル  | PS1         | 前部補修用冷却水用ノズルには低温水が流<br>れ、高温の炉水との間の大きな温度差が生<br>じ、その温度差等により熱疲労が発生                                      | 検査にてひびわれ発見<br>→(貫通?→冷却水の漏えい→冷却材喪失<br>事故)                     | ・ひびわれの除去<br>・駆動用水も取りラインを撤去し、ノンリ<br>ターン方式に変更                 | ②                     | 403<br>466<br>490<br>501<br>503<br>496 |
|            |                       | 原子炉容器前<br>部冷却水ノズル         |             | 給水ノズルのサーマルスリーブのすきまから<br>給水が浸入し、導水と混合し高サイクルの熱<br>変動により熱疲労が顕著化した                                       | ノズル内面にひび発生(→貫通漏洩→ポン<br>プ故障→停機)                               | ・ひびわれの除去<br>・サーマルスリーブのすきまが無いよう<br>に改造                       | ②                     | 482                                    |
|            | 伝熱管                   | 原子炉冷却材<br>浄化系再生熱<br>交換器   | PS3         | 伝熱管の低管周工不良部に運転中の熱疲<br>勞が加わり、疲労き裂が発生  | き裂進展貫通→漏えい(→熱交換器の低<br>下)                                     | ・閉止栓の取付け<br>・設計変更による熱変動の緩和                                  | ②                     | 2122<br>2576                           |
|            | 連絡管                   | 再生熱交換器<br>出入口側            | PS1         | 熱交換器前部のバイパス流れの変動によ<br>り、全体が繰り返し変形し、この低サイクル<br>の変動とバイパス流れにより生じた温度ゆら<br>ぎの重畳により生じた熱疲労によりき裂が発<br>生・進展した | き裂の発生貫通→冷却材漏えい(1)→プラ<br>ント停止<br>き裂を検査で発見(1)                  | ・熱交換器を新しい設計のものに交換   | ③                     | 192<br>286                             |



| 機器分類       | 部品分類         | 機器名称                                 | 安全機能<br>基準法 | 発生事象(き裂寸法)  | プラントへの波及影響  | 対策・再発防止対策   | プラントデザイン<br>への反映率<br>% | NUGIA No.                    |      |
|------------|--------------|--------------------------------------|-------------|---|---|---|------------------------|------------------------------|------|
| 配管         | 曲げ管          | 余熱抽出水計<br>配管                         | PS1         | 閉止管曲げ管部に発生した熱成層の変動により熱疲労が発生しき裂が発生貫通した                               | き裂の発生貫通→冷却材漏えい(1)→プラント停止<br>奇襲を稀発で発見(1)               | ・当該曲げ管部の設計変更により熱成層の発生を防止<br>・熱成層に関する設計基準を策定し反映した                | ④                      | 178<br>8667                  |      |
|            | エルボ          | 余熱除去系入口<br>閉塞弁上流<br>側配管              | MS1         | 非グランド部からのリークにより水半配管部に熱成層が発生し、その変動により熱疲労が生じてき裂の発生貫通に至った              | き裂からの漏えい→プラント停止                                       | ・配管末継手の取替<br>・非グランドパッキンの交換<br>・熱成層変動防止のための弁閉止位置の調整<br>・温度監視系の設置 | ④                      | 1512                         |      |
|            | 配管接続部        | 余熱除去冷却<br>クーラー出口<br>バイパスライン<br>接続部配管 | MS1         | 内部流体の温度変化により熱疲労が発生し、割れが発生した   | 定期検査時に非破壊検査により割れの確認<br>(→直装により貫通漏洩)                   | ・当該部の配管を取替  | ④                      | 2483                         |      |
| 弁          | シート          | 原子炉再循環<br>系連絡弁(エコ<br>ライジング弁)         | PS3         | 運転中の熱サイクルにより、弁のディスクシート面にひび割れが発生                                     | ひび割れの発生(→弁の機能喪失)                                      | ・ひび割れの除去→肉盛り溶接  | ②                      | 813                          |      |
|            |              | 主蒸気系通し<br>安全弁                        | MS1         | サーマルドリフト部から微小リークし、その漏えいにより熱サイクルが生じてシート面に疲労き裂が発生                     | 奇襲の漏洩(→弁シート部からの漏えい→冷却水喪失事故)                           | 弁を新品に交換   | ②                      | 1459<br>1501<br>1616         |      |
| ＜フレッチング疲労＞ |              |                                      |             |   |   |   |                        |                              |      |
| ポンプ        | 軸受           | 原子炉冷却材<br>浄化系循環<br>ポンプ(DWR)          | PS3         | ゴミ等の異物の挿入により回転面が損傷を受け、ボールの損傷に及び、疲労により摩耗した。                          | 異音→ポンプ停止→点検   | ・軸受けの交換<br>・潤滑油の交換  | ②                      | 959                          | 摩耗   |
|            | 直軸           | 余熱除去P                                | MS1         | インペラ温度の上昇により座金が変形し、ボルト締め付け力が低下、相対すべりが生じフレッチング疲労が発生した                | 主軸のインペラ取付け部表面に微細なきび<br>びのフレッチング疲労き裂が発生(→ポン<br>プの機能喪失) | ・主軸の点検<br>・座金及びボルトを改良品に取り替え                                     | ④                      | 1120                         | 疲労   |
|            | カップリング       | 原子炉再循環<br>P                          | PS3         | カップリングに付着した金属粉からフレッチングコロージョンが進み、疲労破断が生じた                            | 異音→ポンプ停止→点検   | ・カップリングの手入れ<br>・分解点検時の異物管理の徹底                                   | ②                      | 2023                         | 腐食   |
|            | インペラ         |                                      | PS3         | 種々の異物により、インペラに微細な傷が発生   | 水中カメラによる点検→微細な傷の発見                                    |   | ②                      | 2176                         | 異物摩耗 |
|            | モーター巻<br>組   | 主給水ポンプ                               | PS3         | うんぐん注モーターからの排気で室温高となり、起動の繰り返しによりコイル巻体と鉄軸間で剥離が発生、フレッチング摩耗が進展して鉄軸破壊した | モーターの地音   | ・排気ダクトの改善<br>・モーター固定子等の取替                                       | ②                      | 1762                         | 摩耗   |
|            | シンプル<br>チューブ | 原子炉容器<br>(PWR)                       | PS3         | 冷却材の流れによりチューブが振動し、長期間にわたり接触したことによりフレッチング摩耗を生じた                      | 摩耗→シンプルチューブからの漏えい→隔離→交換                               | ・直径氏に取り替える、あるいは接触部の当たりを変えるなどの措置を講じる                             | ②                      | 1409<br>1410<br>1485<br>1497 | 摩耗   |

| 機器分類      | 部品分類                   | 機器名称                                   | 安全機能<br>重要度 | 発生事象(き裂寸法)   | プラントへの波及影響                                       | 対策・再発防止対策                         | アラートデザイン<br>への反映率<br>[%] | NUCA No.            |
|-----------|------------------------|--|-------------|--|--|-----------------------------------|--------------------------|---------------------|
| 容器        | 伝熱管                    | 蒸気発生器<br>(PWR)                         | P51         | 伝熱管と熱れ止め金具の接触が繰り返し入れ替<br>えられることにより、摩耗が発生して漏洩した                               | 定期検査中に伝熱管の漏洩支持を確認(一<br>伝熱管漏えい)                   | ・漏洩伝熱管の撤除                         | ②                        | 772<br>1233<br>1310 |
|           |                        |  |             | 熱れ止め金具で支持されていない伝熱管に<br>おいて管支持根部でフレッチング疲労により<br>き裂が発生し破断した                    | 復水器空気抽出器ガスモニター異常警報発<br>生→加圧器水位低レベルにより原子炉自動停<br>止 | ・蒸気発生器の交換<br>・品質保証活動の強化           | ③                        | 1639                |
| ＜低サイクル疲労＞ |                        |  |             |  |  |                                   |                          |                     |
| 容器        | 下配管と管<br>群外筒取り<br>合い金物 | 蒸気発生器                                  | P53         | 工場製作時に取り合い金物の取付け不良が<br>発生し、運転中に低サイクル疲労により損傷                                  | 定期検査時に異物発見                                       |                                   | ②                        | 874                 |
|           | 管台                     | 体積制御タン<br>ク出口管台                        | P53         | 溶接不良(溶け込み不良)部に、プラント起<br>動時に発生する体積制御タンクの圧力変動<br>による疲労が加わり、わずかな溶接部分が<br>貫通     | 管台にほう酸と思われる析出物発見→漏洩<br>防止で止まっていた(欠陥が極小だった<br>ため) | ・新たな管台程を溶接<br>・溶接作業時の適正な姿勢の確保     | ②                        | 2172                |
|           | 伝熱管                    | 層分分離加熱<br>器                            | P53         | 加熱管が最終管支持根部で拘束され、運転<br>時の熱膨張により繰り返し応力が発生、疲<br>労破断に至った                        | 定期検査中、過熱部の漏えいを発見                                 | ・漏えい加熱管に撤除                        | ②                        | 2109<br>3167        |
| 小口径配管     | 配管ネジ込<br>部             | クロスアラウンド<br>管通がし弁<br>ボンネットノズ<br>ル部接続配管 | P53         | ネジ加工不良により応力集中箇所が生じ、<br>プラント起動停止により疲労き裂が発生                                    | 疲労き裂の貫通→空気の漏れ込→警報の<br>発信                         | ・当該小口径配管は不要のため撤去                  | ②                        | 329                 |
| 配管        | エルボ                    | 化学体積制御<br>系抽出配管                        | P52         | エルボの製造中に付着した亜鉛により低融<br>点金属割れが生じた。  | 漏洩→プラント停止  | ・当該エルボの交換                         | ②                        | 119                 |
| 弁         | 弁箱                     | 主蒸気止め弁<br>電磁弁                          | P53         | 電磁弁ボディに主蒸気止め弁開動作時に発<br>生するサージ圧によって繰り返し応力がかか<br>り発生し、応力集中部を起点として疲労き裂が<br>発生した | 電磁弁ボディの疲労破壊→主蒸気止め弁開<br>止→プラント出力を低下させ点検           | ・電磁弁を新品と交換<br>・サージ圧の低減<br>・電磁弁の改良 | ②                        | 1564                |
| 補助ボイラー    | 伝熱管                    | バップル管(ボ<br>イラー分銅管)                     | ハンク<br>ラス   | ボイラーの起動停止の繰り返しによりバップ<br>ル管終端部フィンスリット部に繰り返し応力<br>が発生して疲労割れ                    | 定期点検によりクラックを発見                                   | ・バップル管を交換<br>・フィンスリットの形状を改良       | ②                        | 909                 |
|           |                        | 火炉側壁管                                  |             | ボイラーの起動停止時の熱応力により、フィ<br>ン層剥離損傷からき裂発生   | 定期点検によりクラックを発見き裂を発見                              | ・フィンスリットの形状を改良フィン構造<br>の変更による応力改善 | ②                        | 1616                |

摩耗  
疲労

### (3) 仮想き裂成長曲線の構築

#### 1) 昨年までの経緯

仮想き裂成長曲線を用いることで検査に必要な要求品質を示すことができ、また検査によってき裂が発見された場合、あるいは発見されなかった場合においても残余のリスクや余寿命を評価できることが示された。

実機においてき裂の成長は荷重の変動や成長速度のばらつき、また環境因子など様々な要因によって大きくばらつくと考えられる。昨年度は一定ひずみ振幅、低サイクル疲労条件での微小き裂の発生からマクロなき裂まで成長するまでの挙動を実験により観察することでき裂成長挙動を観察し、き裂成長予測モデルを構築した。さらにそのモデルを用いてモンテカルロシミュレーションを行うことで統計的挙動を模擬し、低サイクル疲労条件におけるばらつきを含めたき裂成長挙動の推定を試みた。

#### 2) 仮想き裂成長曲線構築への取り組み

##### (a) はじめに

疲労寿命はき裂発生までの潜伏期間と発生したき裂が試験片を破断させるまでに成長する期間の合計となる。そして、ステンレス鋼の低サイクル疲労においては、数十マイクロメートルのき裂の出現を発生と定義すると、疲労寿命のほとんどが成長寿命であることが示されている。そして、き裂成長は、ひずみ範囲を駆動力とした等価応力拡大係数とよい相関を有することが報告されている<sup>1</sup>。この等価応力拡大係数を疲労き裂成長予測に用いることによって、ひずみ範囲一定下でのき裂成長予測が可能となり、疲労寿命とき裂サイズの関係を示すことが可能となる。

昨年度の検討では、低サイクル疲労試験における疲労寿命、または設計疲労線図における疲労寿命がき裂成長によって予測できることを示し<sup>2</sup>、寿命消費率とき裂サイズの関係である仮想き裂成長曲線を、疲労試験を対象に構築した。一方、実機を対象にき裂成長予測を行う場合は、一般的な疲労試験では再現できていない影響を考慮しなければならない。例えば、実機において疲労損傷が蓄積される部位は、切欠き部などの深さ方向に応力勾配を有する応力集中部位となる。実機で疲労損傷をもたらす荷重は熱過渡荷重であるが、熱過渡によって発生する荷重も深さ方向に勾配を有する。これまで、等価応力拡大係数は、応力またはひずみが断面に一樣に作用する試験片を用いて、き裂成長予測への適用性が示されてきた。切欠き部においては等価応力拡大係数の算出に必要となるひずみ範囲を定義することも困難となる。高サイクル疲労に対して等価応力拡大係数を適用することの妥当性も示す必要がある。実機で発生するひずみ範囲は、相対的に小さく、高サイクル疲労相

---

<sup>1</sup> M. Kamaya and M. Kawakubo, "Strain-based modeling of fatigue crack growth - An experimental approach for stainless steel", International Journal of Fatigue, Vol. 44, pp. 131-140 (2012).

<sup>2</sup> 釜谷, 川久保, "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, pp. 1518-1533 (2012).

当となる場合もある。しかし、等価応力拡大係数を用いたこれまでのき裂成長評価では、主に低サイクル疲労が取り扱われており、高サイクル域に対しても、同様のアプローチが可能かどうかの検証は十分でない。

本研究では、まず、平板試験片を用いたき裂成長試験によって、高サイクル疲労、および切欠き部（応力集中部、応力勾配部）に対する等価応力拡大係数の適用性を確認する。つぎに、実機に対応した仮想き裂成長曲線構築に向け、き裂発生までの潜伏期間（き裂発生寿命）の検討を行う。そして、最後に仮想き裂成長曲線の活用方法について検討した。

## (b) 平板を用いたき裂成長試験

### a) 試験方法

供試材は溶体化処理された 316 ステンレス鋼で、ミルシート記載の化学組成を表 3.2.1-18 に示す。また、2 回の引張試験により求めた機械的特性を表 3.2.1-19 に示す。この材料を、図 3.2.1-19 に示す幅 15 mm、厚さ 6 mm の平行平板試験片（以後、平行試験片）、および R7.5 の切欠き加工を施した切欠き平板試験片（以後、切欠き試験片）に加工した。試験片長手方向中央部にクリップゲージを取り付けるための深さ 0.5 mm のエッジと、エッジ底にき裂発生活点となる 0.5 mm のノッチ（エッジを含めたノッチ底まで 1 mm）を放電加工機で導入した。

試験は、室温大気中において完全両振り荷重（引張と圧縮荷重の絶対値が同じ）で実施した。一般的にき裂成長速度を調べるためには CT 試験片を用いるが、CT 試験片では圧縮の荷重を負荷することが困難で、低サイクル域の試験ができない。平板試験片では、圧縮荷重も負荷することができ、弾性変形が支配的な高サイクル域から、塑性ひずみの顕著な低サイクル域まで広範囲の荷重条件におけるき裂成長を調べることができる。

平行試験片では、ひずみ範囲を  $\Delta\varepsilon = 0.4\%$  に制御した試験および、き裂断面における公称応力振幅を、100 MPa、200 MPa または 250 MPa に制御した荷重制御試験を実施した。ひずみ制御試験で制御されるひずみは、予き裂の反対側の平行部側面に取り付けられた評点間距離 25 mm の伸び計により測定した。伸び計によるひずみは、き裂開口の影響を受けることから、等価応力拡大係数を算出するためのひずみは試験片平行部に取り付けたひずみゲージの測定値を用いた。

切欠き試験片では応力振幅 250 MPa の荷重制御で実施した。伸び計やひずみゲージによる切欠き底のひずみの測定が困難であった。そこで、予き裂を導入しない試験片に対し、デジタル画像相関法（Digital Image Correlation：DIC）を用いて、切欠き底のひずみを測定し、繰返し数とひずみ範囲の関係を予め調べた。

試験中のき裂長さ  $a$  は、コンプライアンス法により算出した。コンプライアンスは、荷重とクリップゲージを用いて測定したき裂開口変位の関係から求めた。

### b) 試験結果（平行試験片）

平行試験片における繰返し数とき裂長さの関係を図 3.2.1-0 に示す。機械加工による予き裂の長さは 1 mm であるが、初期のき裂成長は予き裂の形状や機械加工の影響を受けている可能性があるため、試験データは 2 mm に成長した以降採取した。また、き裂長さが試験片幅の 15 mm に対して長くなると、断面での塑性変形が大きくなるため、き裂長さが 6 mm に到達した時点で試験データの採取を終了した。図では、き裂が連続的に成長していることが確認できる。応力振幅が 100 MPa の試験は相対的に速度が遅かった。

き裂成長速度 ( $da/dN$ ) と駆動力パラメータの関係を図 3.2.1-21 に示す。き裂駆動力パラメータとして、次式で定義される応力拡大係数範囲 ( $\Delta K$ ) と等価応力拡大係数範囲 ( $\Delta K_{eq}$ ) を用いた。

$$\Delta K = f \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.2.1-1)$$

$$\Delta K_{eq} = f \Delta \varepsilon E \sqrt{\pi a} \quad (3.2.1-2)$$

ここで、 $a$  はき裂深さ、 $f$  は形状係数、 $E$  は室温におけるヤング率を示す。 $\Delta \sigma$  は応力範囲で、き裂を考慮しない断面に対して算出される公称値を、 $\Delta \varepsilon$  はひずみ範囲で、き裂部分ではない平行部に取り付けたひずみゲージ測定値をそれぞれ用いた。図には丸棒試験片表面のき裂成長をレプリカで測定した結果 (図中「丸棒」と表示) や、CT 試験片により測定した結果を示している。本試験結果 (図中に「平板」と表示) を含め、いずれの条件でもき裂成長速度は  $\Delta K$  よりも  $\Delta K_{eq}$  とよい相関を有していることがわかる。試験片の変形が完全に弾性ならば、応力拡大係数と等価応力拡大係数は一致する。しかし、ステンレス鋼の場合、疲労限度近傍においても応力・ひずみ関係に顕著なヒステリシスループがあらわれることから、 $\Delta \varepsilon E$  は  $\Delta \sigma$  より大きくなる。そして、き裂成長速度は、 $\Delta \varepsilon E$  を用いた等価応力拡大係数を用いた場合のばらつきの方が小さかった。

ステンレス鋼の疲労寿命は、高サイクル領域を含め応力振幅よりもひずみ範囲と相関を有する。そして、疲労寿命がき裂成長に要する期間とほぼ等価であるという結果から、き裂成長速度がひずみ範囲 (等価応力拡大係数) とよい相関を有することは矛盾なく説明できる。図 3.2.1-21 の実線は、図中の「丸棒」結果に対する最適近似線で、次式で表される。

$$\frac{da}{dN} = 3.33 \times 10^{-12} (\Delta K_{eq})^{2.85} \quad (3.2.1-3)$$

この式で、速度は [m/cycle]、 $\Delta K_{eq}$  は [MPa  $m^{0.5}$ ] の単位で与えられる。図 3.2.1-21 では等価応力拡大係数がおおよそ 3 MPa  $m^{0.5}$  から 300 MPa  $m^{0.5}$  程度まで分布している。本供試材の疲労限度 (応力振幅) は 240 MPa で、丸棒試験片に付与した応力振幅は最小で 250 MPa であった。これは、材料の降伏強度 (297 MPa) 近く、非弾性ひずみも発生していた。そして、図 3.2.1-21(a) に示すように、応力拡大係数との比較では、丸棒試験片を用いたき裂成長速度は比較的速かった。一方、平板を用いた試験では、予き裂を導入しているため、疲労限度を大きく下回る応力振幅 100 MPa で試験を行うことができた。この応力振幅では、試験片の変形はほぼ弾性的となり、応力拡大係数に対するプロットでもき裂成長に大きな加速は見られなかった。CT 試験片を用いた試験でも、同様に弾性域の試験となるため、取得

された成長速度は応力拡大係数で整理しても(3.1.2-3)式と同等となった。

一方、応力振幅が200 MPaまたは250 MPaの平板試験では、成長速度は同じ応力拡大係数に対して加速する結果となった。そして、等価応力拡大係数で整理した場合は、応力振幅の大きさにかかわらず、成長速度は(3.2.1-3)式と近い値となっている。このことは、等価応力拡大係数を用いることで、降伏規模の大小や高サイクルと低サイクルの区別なくき裂成長速度を予測できることを示している。

### c) 試験結果 (切欠き試験片)

等価応力拡大係数を算出するためには、き裂部における公称ひずみ範囲を測定する必要があるが、切欠き試験片でひずみ範囲を測定することは容易でない。そこで、予き裂を導入していない試験片を用いて、DICにより切欠き底でのひずみ範囲を実測した。

図3.2.1-22は、DICを用いて切欠き底のひずみを測定した結果の例を示す。試験片表面に塗料にてランダムなパターンを付与し、荷重を负荷した際の試験片の変形を画像解析により同定した。図には10サイクル目でのひずみ分布を示すが、き裂底において変形が集中している様子が同定できている。図3.2.1-23に、10サイクル目の切欠き断面でのひずみ分布を示すが、切欠き底でひずみが最大となっており、左右ほぼ同じ値になっていることが確認できる。繰返し数と両端および中央部でのひずみの変化を図3.2.1-24に示す。ばらつきはあるものの10サイクル目以降は、両端のひずみはほぼ一定の値となっており、その平均は0.571%であった。そこで、本試験では、公称250 MPaの応力振幅が负荷された試験における切欠き底のひずみ範囲は0.571%として、等価応力拡大係数を算出した。

等価応力拡大係数を算出するためには、 $\Delta\varepsilon$ 以外にも形状係数 $f$ を求める必要がある。平行試験片の形状係数は一般的な解を用いることができるが、切欠き試験片に対しては7.5 mmの切欠き形状に対応した形状係数が必要となる。本研究では、弾性有限要素解析によって形状係数を算出した。図3.2.1-25は有限要素解析モデルと、き裂長さ $a$ と応力拡大係数の関係を示す。応力拡大係数 $K$ は、切欠き底の応力 $\sigma_{(x=0)}$ で正規化している。(3.2.1-1)式と(3.2.1-2)式の関係より、等価応力拡大係数は次式で表すことができる。

$$\Delta K_{\text{eq}} = \frac{K}{\sigma_{(x=0)}} \Delta\varepsilon E \quad (3.2.1-4)$$

図3.2.1-25の $K/\sigma_{(x=0)}$ と $\Delta\varepsilon=0.571\%$ を(3.2.1-4)式に代入することで、切欠き試験片の等価応力拡大係数を算出した。

予き裂を導入した切欠き試験片を用いて取得したき裂成長速度と等価応力拡大係数の関係を図3.2.1-26に示す。切欠き底でのき裂成長は、平行試験片および丸棒試験片のき裂成長速度とよく一致していることがわかる。つまり、応力勾配を有する切欠き底からのき裂成長を考える際も、等価応力拡大係数を用いた予測が適用できる。ただし、実機を対象とした評価で切欠き底のひずみ範囲をどのように想定するかは今後の課題となる。

### (c) き裂発生寿命の検討

昨年度策定した仮想き裂成長曲線では、成長予測による疲労寿命と疲労試験結果が一致するよう、1 サイクル目のき裂サイズを調整した。この方法では、き裂発生までの潜伏期間が相対的に長くなる高サイクル疲労への対応に限界がある。そこで、本年度は、初期き裂寸法を一定の値とし、そのサイズのき裂が出現するまでの潜伏期間、つまりき裂発生寿命  $N_i$  を設定する。

き裂発生寿命を設定するにあたり以下の仮定をおく。

- ・深さ 0.1 mm のき裂の出現をき裂発生と定義する
- ・発生したき裂は(3.2.1-3)式で進展する。
- ・き裂深さが 3 mm に到達した時点を試験片の破断とする。
- ・き裂発生寿命と 0.1 mm のき裂が 3 mm に成長するまでの期間の合計が疲労寿命となる。

き裂発生寿命とき裂成長期間の合計が、ひずみ制御の疲労寿命  $N_{f(\text{exp.})}$  の最適近似である次式と一致するようにき裂発生寿命を決定した。

$$\Delta\varepsilon[\%] = 19.5 N_{f(\text{exp.})}^{-0.313} \quad (3.2.1-5)$$

実験では  $\Delta\varepsilon$  が 0.4% より下回ると試験片は破断しなかった。ひずみ範囲が 0.4%、0.8% および 1.2% の時のき裂深さ変化を図 3.2.1-27 に示す。疲労寿命  $N_{f(\text{exp.})}$  時に 3 mm になるようにき裂の初期深さ決定した。ひずみ範囲が小さくなるほど初期深さが小さくなっている。この曲線において、き裂深さが 0.1 mm に到達した時点の繰返し数を  $N_i$  と定義する。

図 3.2.1-28 には、このようにして求めたき裂発生寿命と (3.2.1-5) 式の関係を示す。図中の実線はき裂発生寿命を近似した次式を示す。

$$N_i = 3948 (\Delta\varepsilon[\%])^{-3.95} \quad (3.2.1-6)$$

図には、モンテカルロシミュレーションで模擬されたき裂発生・成長挙動において、き裂深さが 0.1 mm に到達した繰返し数の範囲を示すが、これらの結果は (3.2.1-6) 式とよく対応している。

### (d) 仮想き裂成長曲線の実機検査への活用

#### a) 目的

実機では、維持規格、または特別検査などの規定にしたがい検査が実施される。検査では欠陥などが検出されないことを確認する。しかし、検査の種類や方法によっては、欠陥の検出精度が十分でない可能性がある。機器の構造や受ける外力、またはプラントシステムとしての機器の重要度などに依存し、求められる検出精度は変化する。理想的には、検査の種類（検出精度）は、プラントの健全性・安全性に対する要求を満足するように決定されるべきである。また、検査で全ての欠陥が発見できるわけではないという想定のもと、検査を行った後の残余のリスクを考慮した保全活動の検討も必要と考えられる。

ここでは、仮想き裂成長曲線を用いることで、検査に必要な要求品質（精度や頻度）を

示す方策を検討する。また、検査でき裂の無いことを確認した場合のその後の保全活動への反映方法について考察する。

#### b) 基本的な考え方

検査品質の指標として、ここでは POD (Probability of detection) 曲線を用いる。図 3.2.1-29 に POD 曲線の例を示すが、POD 曲線は *POD* を縦軸に、横軸にき裂サイズをとる。き裂サイズが大きくなるほど、き裂の検出確率 (*POD*) が増加し、十分大きなき裂に対しては *POD* = 1 となる。一方、仮想き裂成長曲線では、き裂サイズを縦軸に、疲労損傷率を横軸に表す。ここでは、疲労損傷量として繰返し数を疲労寿命で正規化した *DF* ( $=N/N_f$ ) を用いる。先の検討では、疲労寿命  $N_f$  はき裂深さが 3 mm に到達するまでの寿命と定義したが、実機を想定した場合は必ずしも 3 mm である必要はない。仮想き裂成長曲線では、各 *DF* に対しき裂サイズが定義されるので、そのき裂サイズに対応する *POD* を用いることで、図 3.2.1-29 (左図) に示すような *POD* と *DF* の関係を得ることができる。

*POD* と *DF* の関係から、き裂の必ず発見される *DF* を見出すことができる。例えば、*DF* = 0.7 で *POD* = 1 となったとすると、検査でき裂のないことを確認することで保証される余寿命は *DF* = 0.3 相当となる。7 年目に検査を行いき裂がなければ、少なくともあと 3 年は *DF* に到達することはない。もし、40 年目の特別検査で、最長 60 年の運転の健全性を確認するのであれば、*DF* = 2/3 において *POD* = 1 となる検査が必要となる。ただし、検査において *POD* = 1 が求められるかどうかは、検査頻度や検査の位置づけ (プラントシステム安全に対する位置づけ) による。*POD* と *DF* の関係を用いることで必要となる検査品質を定義できる。また、検査では通常「異常なし」の結果を得るが、その情報も有効に活用することが可能となる。本研究では、*POD* と *DF* の関係を PD 曲線と呼ぶ。

PD 曲線の作成手順を図 3.2.1-30 に示す。ステップ 1 から 4 までの流れの中で決定すべき、または想定すべきパラメータは以下となる。

- ・最終き裂深さ  $a_f$  (破壊評価による)
- ・荷重 (ひずみ範囲) の大きさ、組み合わせ
- ・仮想き裂成長曲線 (き裂発生寿命  $N_f$  とき裂成長予測)
- ・POD 曲線 (検査の品質)

以下に具体的な例を示す。

#### c) PD 曲線の作成方法

ここでは、以下の仮定のもと PD 曲線を作成する

- ・ $a_f$  は 10 mm とする (本来は構造物の破壊強度から算出)。
- ・き裂は熱疲労荷重下または一様荷重下で成長する。
- ・き裂は大気中または PWR 環境中の疲労で進展する。
- ・POD 曲線は疲労き裂を想定して設定する。



まず、熱疲労荷重下のき裂成長は図 3. 2. 1-31 のように想定する。構造体表面で流体温度が、時間  $t_s$  をかけて  $\Delta T_f$  低下した場合に構造体表面および内部で生じる温度と熱応力の変化は計算により求まる<sup>3</sup>。図には  $\Delta T_f = 100^\circ\text{C}$  低下した場合の深さ方向の熱応力分布、およびその応力下での応力拡大係数とき裂深さの関係を示している。応力拡大係数は、構造体表面で発生した最大応力  $\sigma_{\max}$  が内部に一様に分布していた場合の応力拡大係数  $K_0$  で正規化している。

$$K_0 = f \sigma_{\max} \sqrt{\pi a} \quad (3. 2. 1-7)$$

$K/K_0$  は  $t_s$  によらずほぼ一定になっていることがわかる。そこで、 $K/K_0$  を次式により近似した。

$$\frac{K}{K_0} = \exp\left(\frac{-1.8a}{w}\right) \quad (3. 2. 1-8)$$

ここで  $w$  は構造体の厚さを示す。この式により  $K/K_0$  により  $t_s$  によらず応力拡大係数が妥当に、かつ安全側に予測できていることが図から確認できる。表面における応力  $\sigma_{\max}$  は疲労設計評価において求められる値なので、構造体内部の応力拡大係数は比較的容易に推定できる。熱疲労荷重はひずみ制御荷重なので、変形拘束下では応力拡大係数は等価応力拡大係数と等価となる。等価応力拡大係数を用いて応力勾配部におけるき裂成長を予測できることは平板試験片を用いた実験で示した。

き裂発生寿命には、(3. 2. 1-6) 式を用い、深さ 0.1 mm のき裂の成長を予測する。大気中のき裂成長予測は、(3. 2. 1-3) 式を用いた。一方、実機で疲労損傷は環境効果による寄与が大きく、PWR 環境中の疲労を予測することも重要となる。そこで、環境中の疲労寿命予測式として次式を用いた<sup>4</sup>。

$$\frac{da}{dN} = 1.37 \times 10^{-10} (\Delta K_{\text{eq}})^{2.20} \quad (3. 2. 1-9)$$

以上の想定のもとに得られる仮想き裂成長曲線を図 3. 2. 1-32 に示す。横軸はき裂深さが  $a_f$  (10 mm) に到達するまでの寿命で正規化されるので、き裂成長速度式の定数項は図 3. 2. 1-32 に影響を及ぼさない。一方、き裂成長速度式の指数項は仮想き裂成長曲線の勾配に影響を及ぼす。環境中の成長速度の指数は 2.20 で大気中に比べて小さい。これにより、き裂成長が緩やかになり、同じ  $DN$  に対してき裂深さが大きくなった。熱疲労の場合は、深さ方向の応力勾配の影響により、大気中に比べてき裂成長が緩やかとなっている。

POD 曲線としては、町田<sup>5</sup>の SCC に対する POD 曲線を参考に次式 (図 3. 2. 1-33) のように設定した。

<sup>3</sup> 釜谷, “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, (2013) pp. 1530-1544.

<sup>4</sup> M. Kamaya. “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.

<sup>5</sup> 町田秀夫, “SCC き裂を有する配管の信頼性に対する非破壊検査性能の影響”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 77 (2011), pp. 1798-1813.

$$POD = 1 - \exp\{2(0.3434 - a)\}$$

(3.2.1-10)

#### d) PD 曲線の例

以上の想定のもので得られた PD 曲線を図 3.2.1-34 に示す。大気中と環境中、熱応力下と一様横領下の 4 種類に分けて示している。また、ひずみ範囲は 0.4%、0.8%そして 1.2%とした。同じ  $DF$  の時点で比較すると、環境中の熱疲労が最も  $POD$  が大きくなっている。ひずみ範囲にも依存するが、寿命の 70~80%でき裂が 100%発見できる。一方、大気中の一様応力下では、寿命の 90%を超えないとき裂を 100%発見することはできない。つまり、検査でき裂のないことを確認しても、保証される余寿命はその時点の運転時間の 10%以下となる。

#### e) 考察

PD 曲線を用いることにより、検査によって保証される余寿命、検査に必要な品質や頻度など（以後、検査品質）を定量的に考察することができた。これにより、検査品質の良否を判断したり、要求される検査品質を示したりすることが可能となる。保全活動への反映として、たとえば、以下のような対応が可能となる

- ・ 検査品質を向上させることで、検査の頻度や数量を減らす。または、その逆
- ・ 検査品質の未達を検査の頻度でカバーする
- ・ 検査品質の未達を、疲労荷重の低減や構造の変更でカバーする
- ・ 検査後の残余のリスク（見落とし確率）からシステム安全評価（保全活動）へ反映

原子力発電プラント構造物の材料は運転経験を経ることにより劣化する。一方、運用においては、材料の劣化を前提に使用しているため、想定どおりの劣化であれば、劣化による欠陥は発見されない。実際に、設計に疲労損傷を考慮した部位でき裂が発生された事例は見当たらない。しかし、想定を超えた荷重や劣化が生じる可能性も否定できず、想定外の劣化を発見するために検査を行うという考え方もある。想定外の劣化に対しては、劣化予測（き裂発生・成長予測）は適用できない。しかし、PD 曲線が適用できれば、プラントの運転経験をもとに（き裂が発見されなかった期間をもとに）、想定外事象の発生を考慮した保全活動が可能となる。

本研究では、ある仮定のもと PD 曲線を作成した。実機に適用する際には荷重変動や成長速度のばらつきなどを考慮した、確率的な仮想き裂成長曲線を用いることも有効な手段となる。 $DF$  に対するき裂サイズが分布を有していても、PD 曲線は一本の曲線となる。そして、上で示した PD 曲線の活用はそのまま適用できる。

#### (e) まとめ

仮想き裂成長曲線の実機への適用するため、平行試験片および切欠き試験片を用いてき

裂成長試験を行い、等価応力拡大係数が高サイクル疲労、および応力集中部や熱応力下のき裂成長予測に適用できることを確認した。また、高サイクル疲労を対象とした仮想き裂成長曲線を構築するため、き裂発生までの潜伏期間を設定した。そして、仮想き裂成長曲線の活用方法の一例として、検査によって保証される余寿命、検査に必要な品質や頻度などを定量的に示すことができるPD曲線の考え方を提案し、具体的な計算例を示した。

表 3.2.1-18 供試材の化学組成 (mass%)

| Fe   | C    | Si  | Mn  | P     | S     | Ni    | Cr    | Mo   |
|------|------|-----|-----|-------|-------|-------|-------|------|
| Bal. | 0.06 | 0.5 | 1.3 | 0.031 | 0.027 | 10.18 | 16.94 | 2.02 |

表 3.2.1-19 供試材の機械的性質

| 0.2% Proof strength | Tensile strength | Elongation | Reduction of area |
|---------------------|------------------|------------|-------------------|
| 297 MPa             | 611 MPa          | 0.58       | 0.79              |

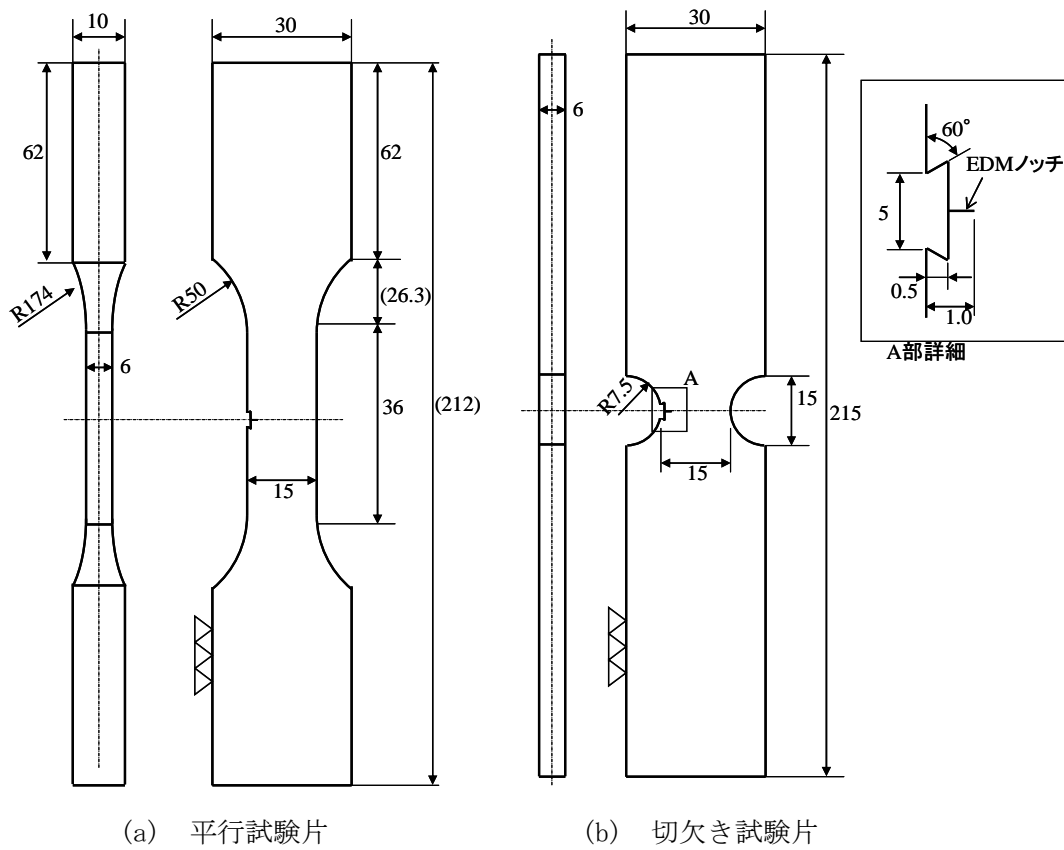


図 3.2.1-19 平板試験片 (単位: mm)

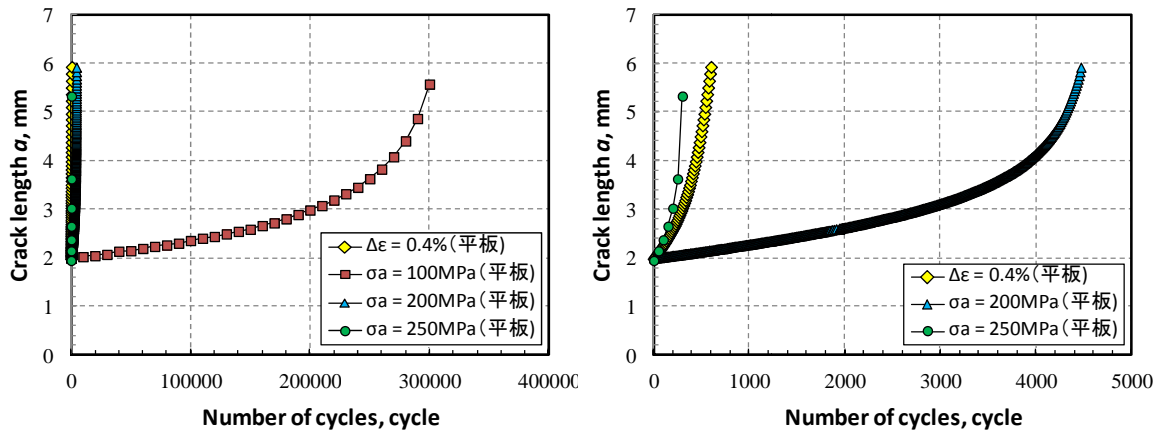


図 3.2.1-20 繰返し数とき裂長さの関係

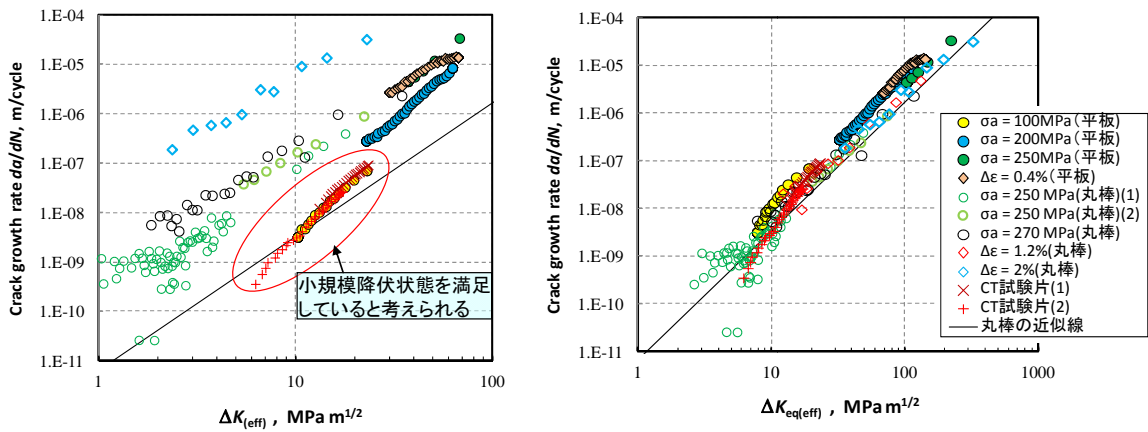


図 3.2.1-21 き裂成長速度

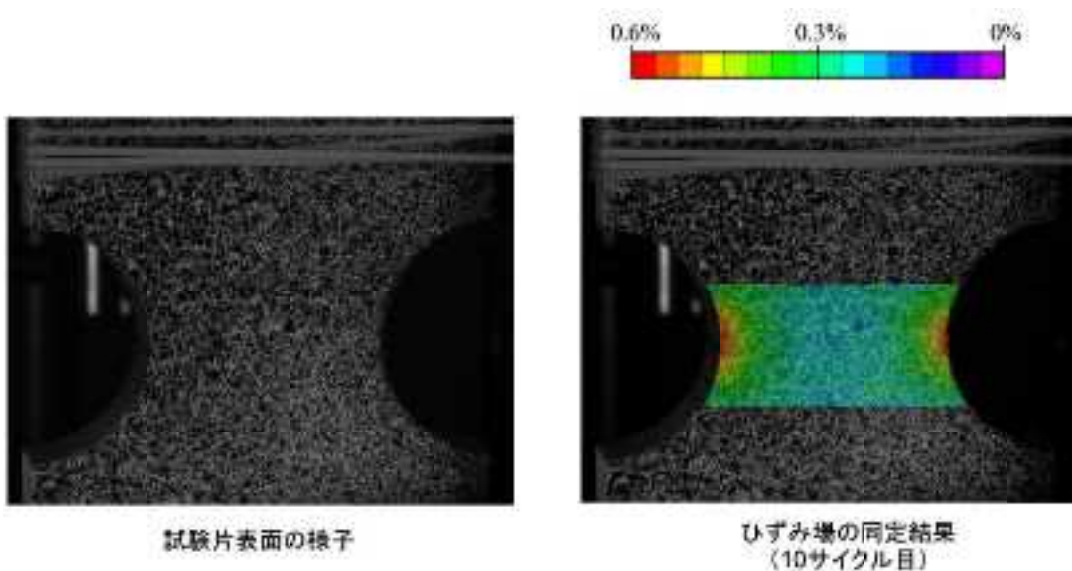


図 3.2.1-22 DIC による切欠き底のひずみ測定

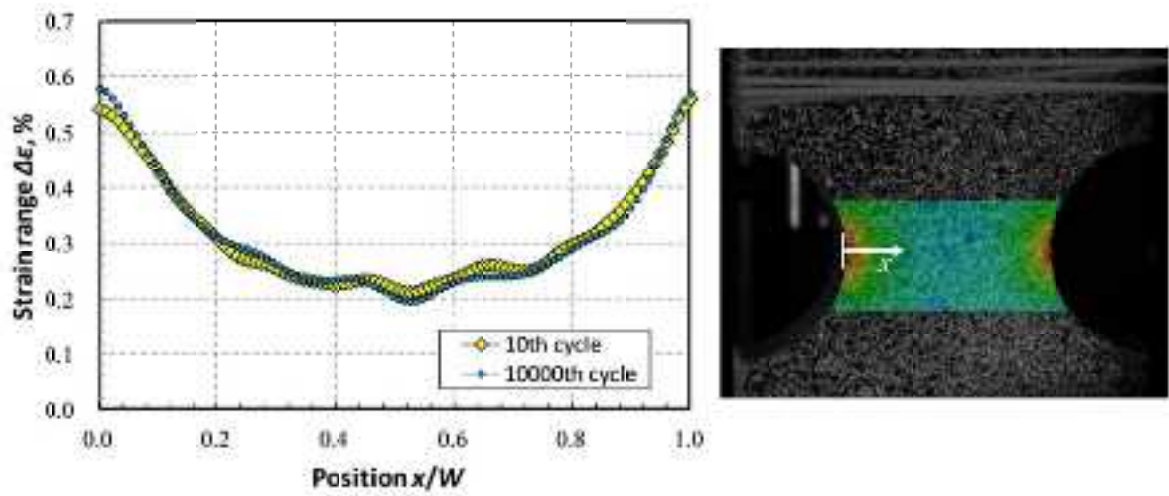


図 3.2.1-23 切欠き底のひずみ分布

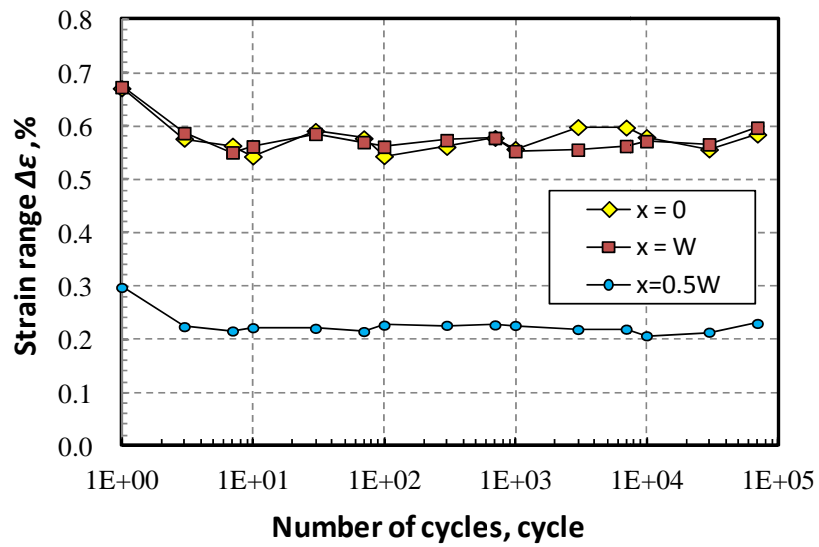


図 3.2.1-24 繰り返しにともなうひずみの変化

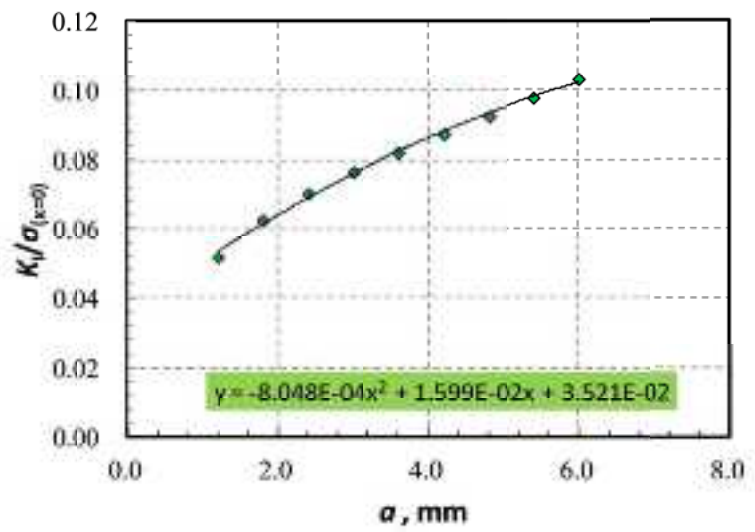


図 3. 2. 1-25 切欠き試験片の応力拡大係数の算出

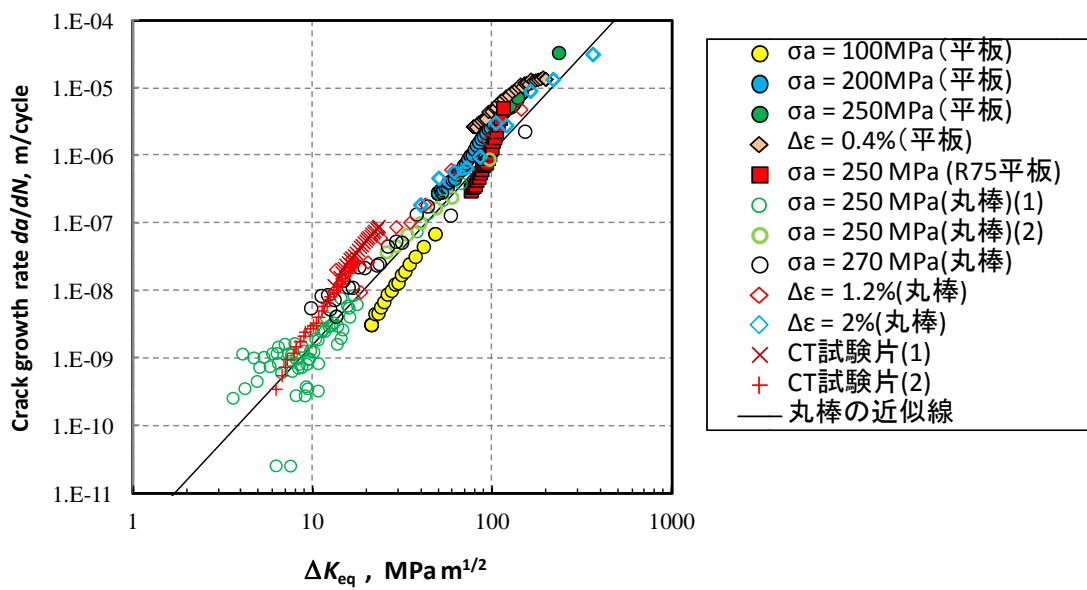


図 3. 2. 1-26 切欠き試験片によって得られたき裂成長速度

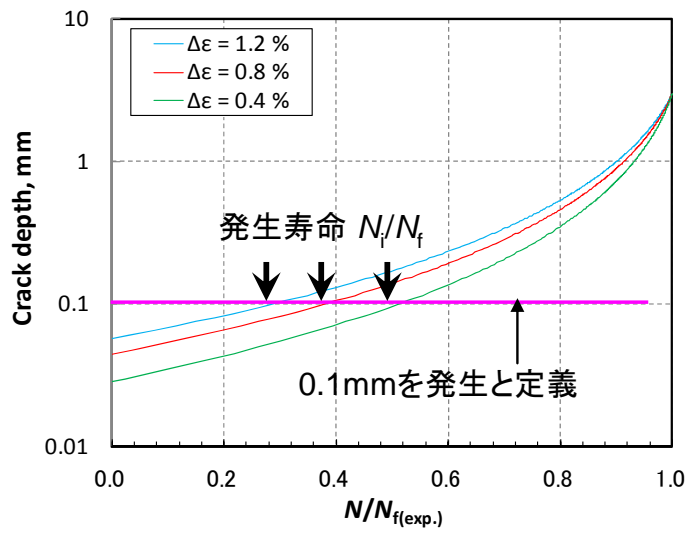


図 3.2.1-27 き裂深さと基準化繰返し数 ( $N/N_{f(\text{exp.})}$ ) の関係

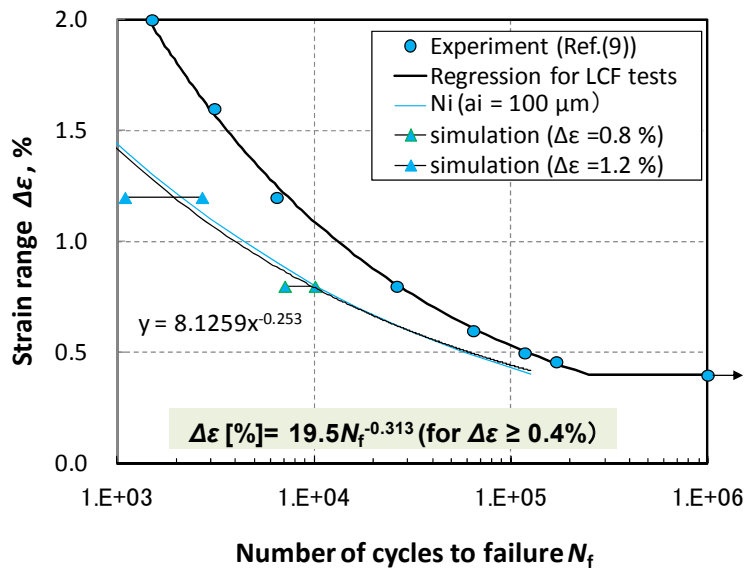


図 3.2.1-28 き裂発生寿命



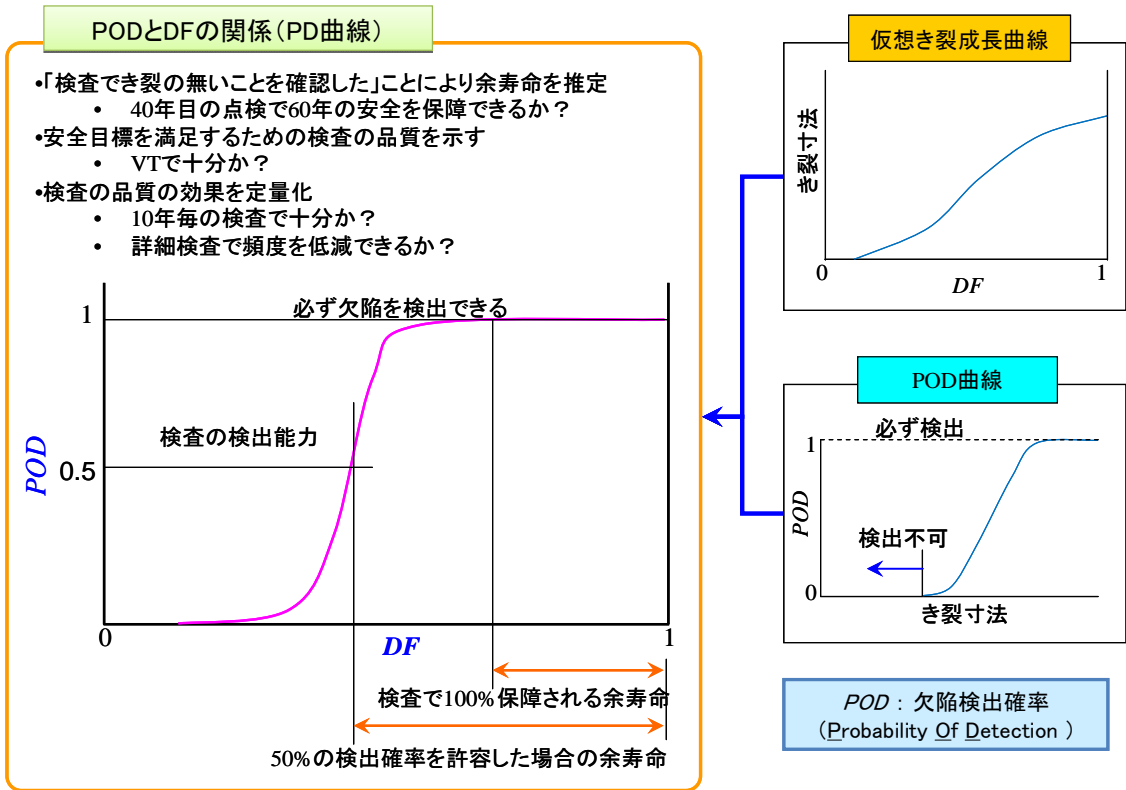


図 3. 2. 1-29 疲労損傷率 (DF) とき裂検出確率 (POD) の関係

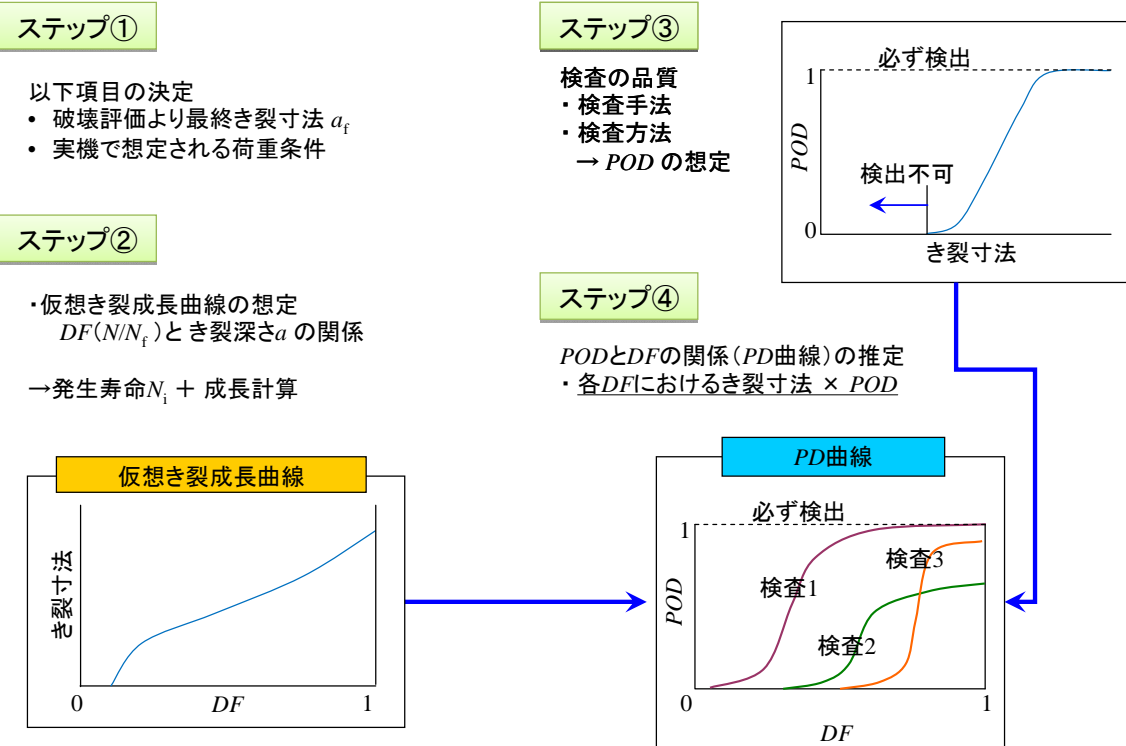
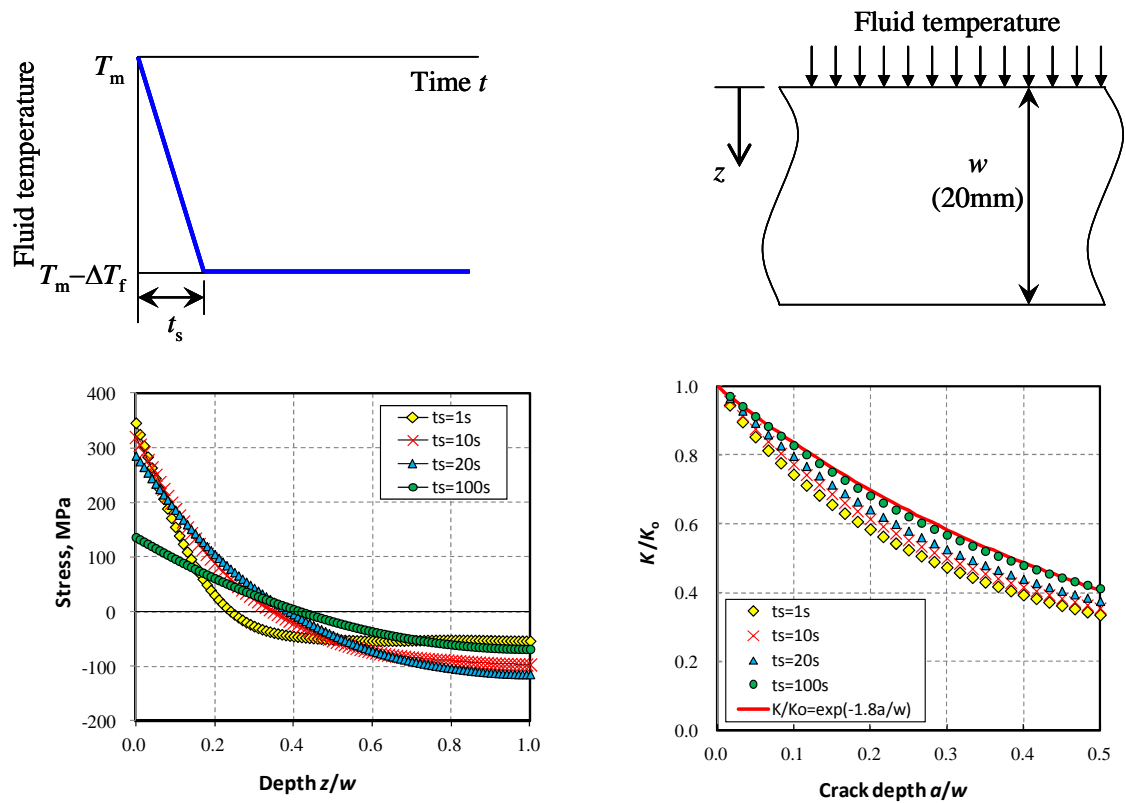


図 3. 2. 1-30 PD 曲線の作成手順



(a)  $\Delta T_f = 100^\circ\text{C}$  の場合に発生する応力 (b) 正規化応力拡大係数

図 3.2.1-31 熱疲労荷重下で発生する応力および応力拡大係数

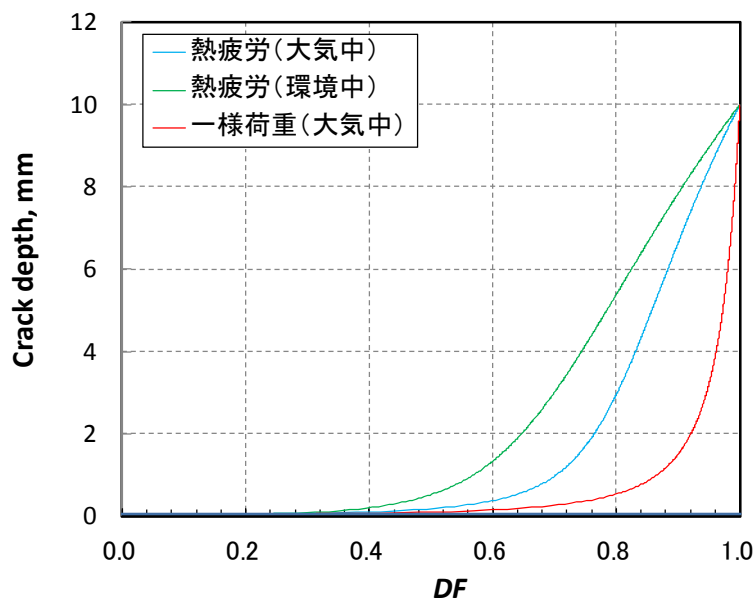


図 3.2.1-32 仮想き裂成長曲線

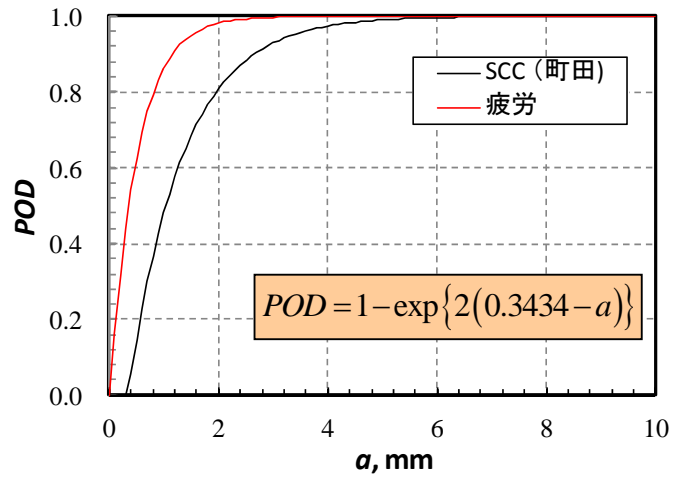
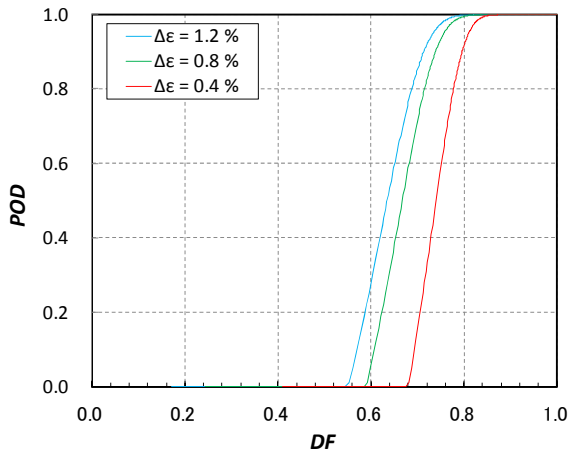
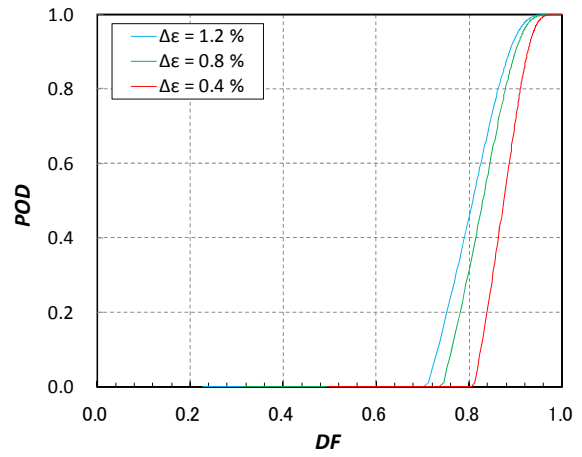


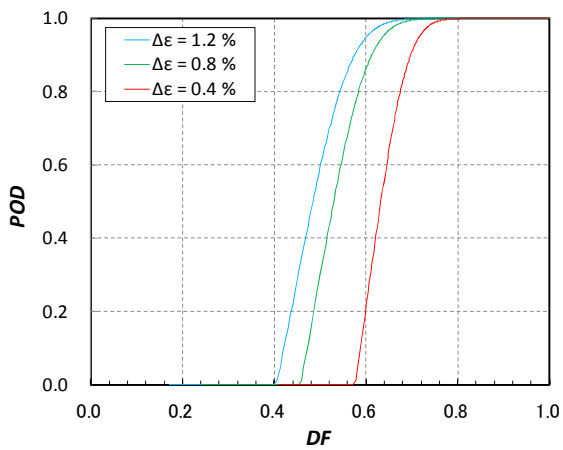
図 3.2.1-33 POD 曲線



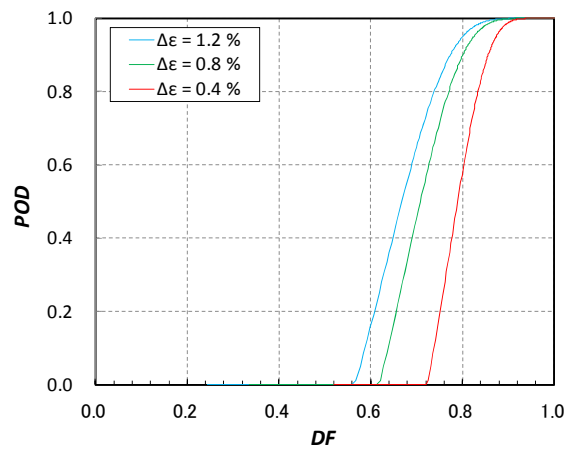
(a) 大気中、熱応力



(b) 大気中、一様荷重



(c) 環境中、熱応力



(d) 環境中、一様荷重

図 3.2.1-34 PD 曲線

### 3) き裂成長モデル試験

#### (a)はじめに

実機における疲労損傷は前にも述べたように一般的な疲労試験では再現できない影響が存在する。昨年度構築したき裂成長予測モデルは大気中一定ひずみ振幅の疲労試験の表面におけるき裂の成長をよく模擬できていたが、実機評価につなげるためにはさらなる拡張が必要である。き裂成長予測モデル拡張ためには以下の課題があげられる。

- ・課題1：き裂成長予測方法の確立（成長駆動力の妥当性検証）
- ・課題2：き裂の発生・成長挙動のモデル化（試験片に発生・進展するき裂のモデル化）
- ・課題3：実機条件への拡張（試験片と実機の相違の考慮）

本研究はき裂成長予測モデルの実機条件への拡張を目的として、平板試験片によるき裂成長試験（課題1）、丸棒試験片による大気中途中止め疲労試験（課題1、課題2）、円盤試験片による膜圧式疲労試験（課題3）、中空試験片による環境中疲労試験（課題3）を行いそれぞれのき裂の成長を観察した。その試験結果をもとにき裂成長予測モデルの拡張方法について検討した。

#### (b)き裂成長観察試験

##### a)繰り返し組成ひずみ下でのき裂進展駆動力パラメータの検討

###### ① 実験の目的

平板平滑疲労試験片を用いた実験結果を用いて、変化するひずみ範囲の中で統一的な評価が行えるパラメータとして、等価応力拡大係数の妥当性の検証を行う。低サイクル領域における等価応力拡大係数の適用性は現在までに示されているので、本実験では高サイクル域までの適用の妥当性を実験値から検証する。

###### ② 実験条件

繰り返し組成ひずみ下高サイクル疲労への等価応力拡大係数の適用性を確認するため平板型試験片を用いたき裂進展試験が行われた。この試験はクリップゲージを用いることで除荷コンプライアンス法によりき裂の開口点、及び比較的微小なき裂（2 mm～5 mm）のき裂長さを同定することが可能である。試験片形状、及びクリップゲージ、ひずみゲージの位置を図 3.2.1-35 に、試験条件を表 3.2.1-20 に示す。

測定された負荷回数ごとのき裂長さを基に式(1)、式(2)で求められる応力拡大係数、等価応力拡大係数を算出し、それぞれの進展速度に対する相関関係について調査した。

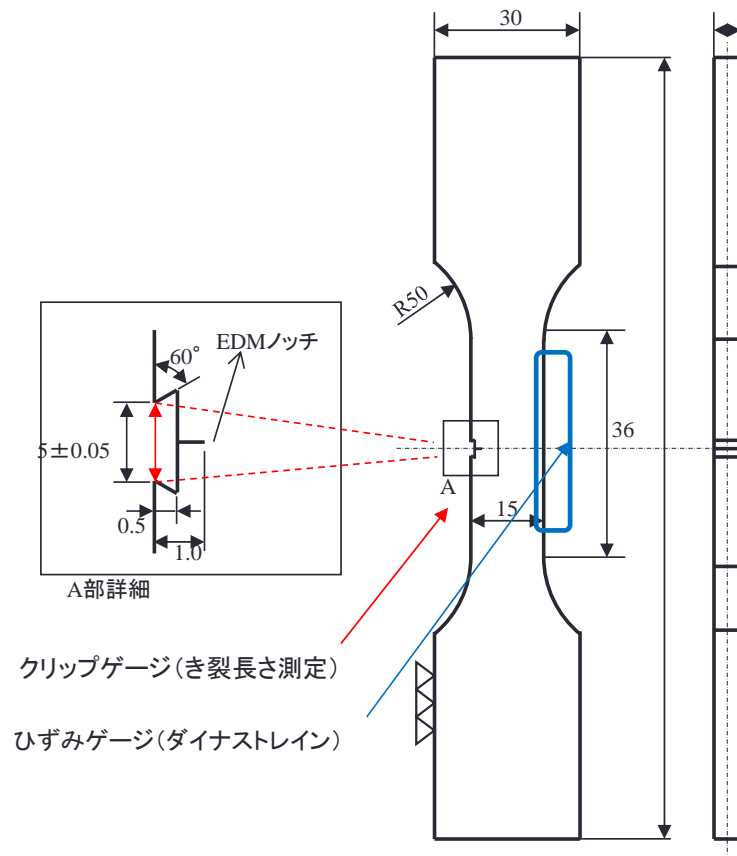


図 3. 2. 1-35 平板試験片の形状

表 3. 2. 1-20 平板試験試験条件

| 試験条件     | 環境条件  | 制御系  | 応力範囲        |
|----------|-------|------|-------------|
| 軸方向完全両振り | 室温大気中 | 応力制御 | 100,200,250 |

$$\Delta K_{(eff)} = f \Delta \sigma_{(eff)} \sqrt{\pi a} \quad (1)$$

$$\Delta K_{(eff)} = f \Delta \varepsilon_{(eff)} E \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

### ③ 実験結果

き裂進展速度と応力拡大係数、等価応力拡大係数、有効応力拡大係数、及び有効等価応力拡大係数の関係をそれぞれ図 3. 2. 1-36～39 に示す。今回実施した平板平滑実験比較対象として、丸棒試験片による短軸疲労試験、および CT 試験片の結果を併せて記す。

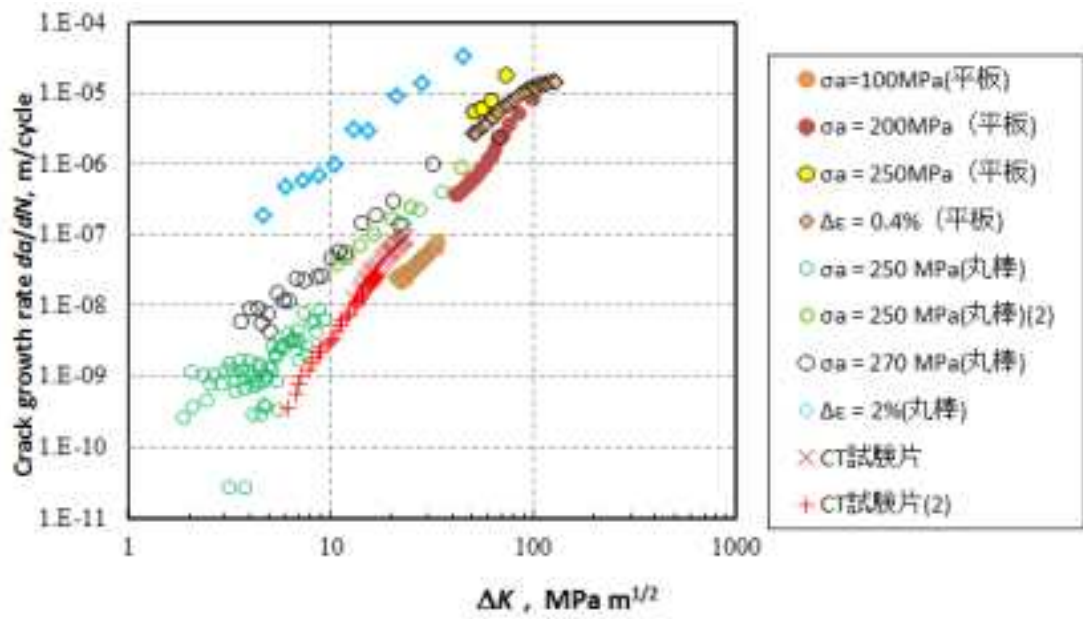


図 3.2.1-36 応力拡大係数とき裂進展速度の関係

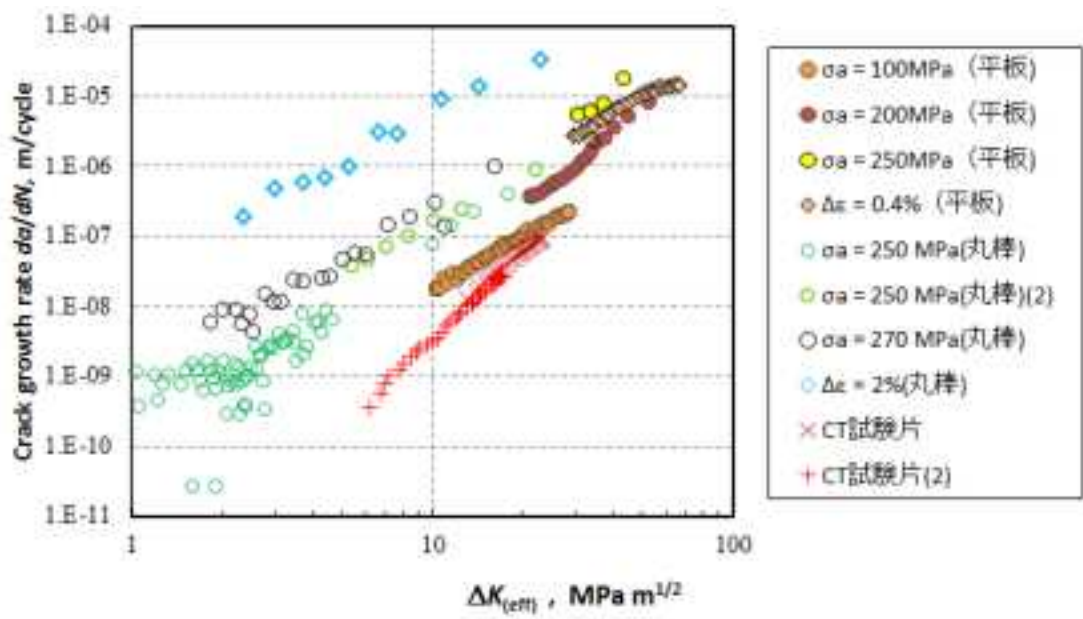


図 3.2.1-37 有効応力拡大係数とき裂進展速度の関係

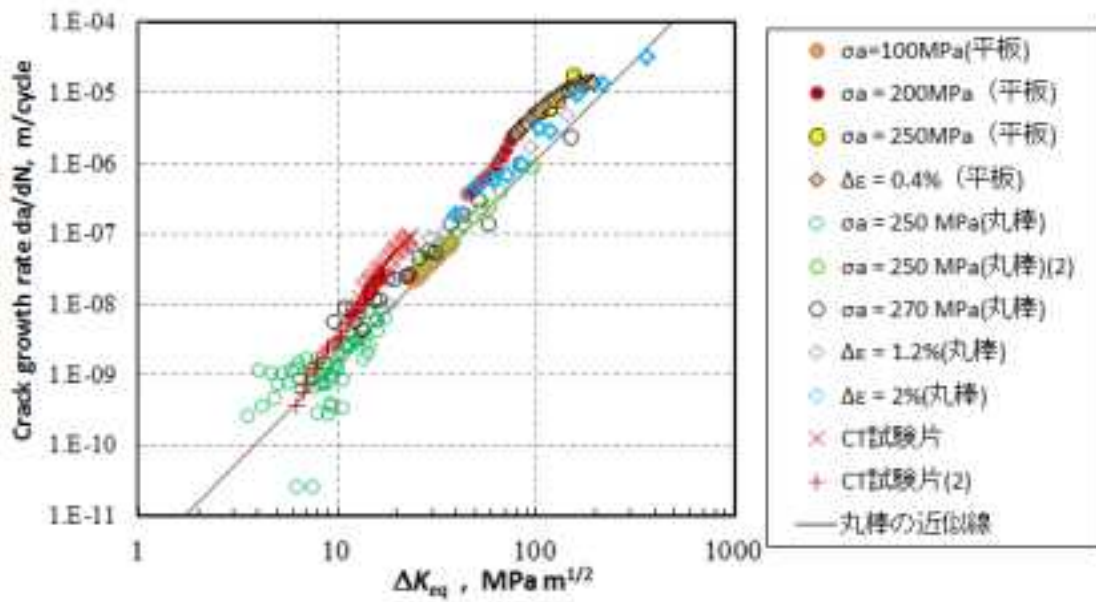


図 3.2.1-38 等価応力拡大係数とき裂進展速度の関係

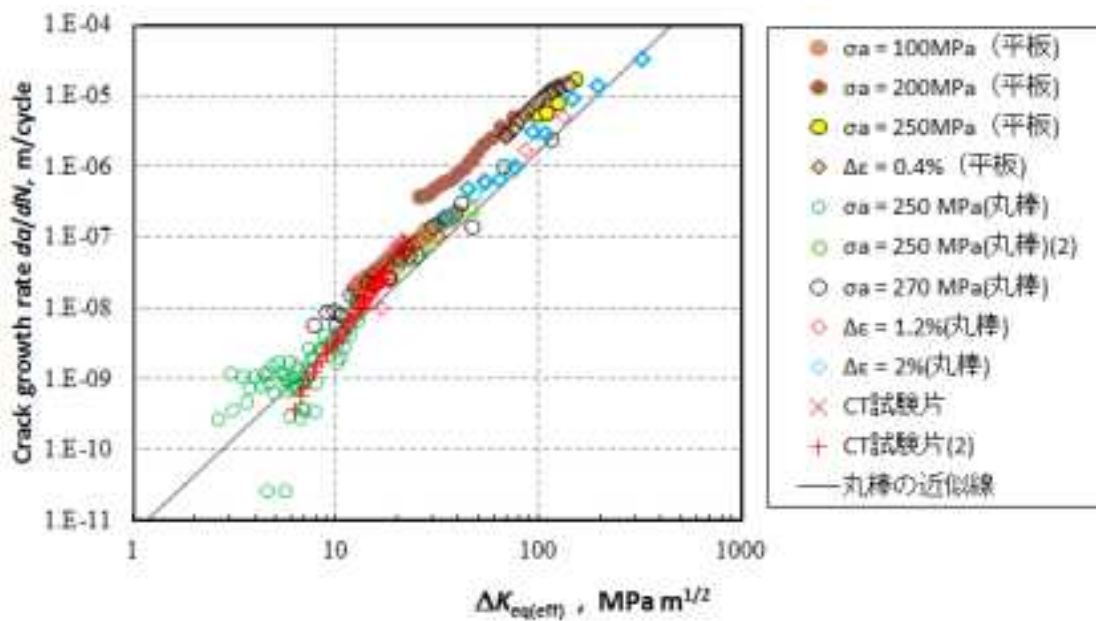


図 3.2.1-39 有効等価応力拡大係数とき裂進展速度の関係

#### ④ 結論

等価応力拡大係数  $\Delta K_{(eff)}$  は平板平滑試験片、丸棒試験片、CT試験片何れにおいても低サイクル領域、および高サイクル領域においてよく一致しており、高サイクルから低サイクルにいたるき裂成長駆動力を代表することができる。

b) き裂成長挙動の観察

① 実験の目的

疲労試験におけるき裂の発生・成長挙動を観察し、その特徴を定量的に把握し、き裂発生・成長の予測モデルの入力とする。昨年度はひずみ範囲 1.2%での試験を実施したので、本年度はより低ひずみ側（高サイクル側）のデータを採取することでひずみ範囲に依存しないき裂成長予測モデルを作成する。

② 実験条件

レプリカ法による疲労試験は表 3. 2. 1-21 の条件で行った。供試材は 316 ステンレス鋼であり、ミルシート記載の化学組成を表 3. 2. 1-22、試験片形状は図 3. 2. 1-40 に示す平行部の直径 10 mm、長さ 20mm の平滑丸棒試験片である。

レプリカ法による表面き裂観察は、500 サイクルごとに伸び計を取り外し、平滑部 20mm の全面に対してレプリカを採取した。レプリカの採取は計 34 回行われ、N=17000 サイクルで最後のレプリカ観察を行った後、N=17480 サイクルで試験片は破断した。

き裂成長挙動を調べるため、採取したレプリカの中央部にある 3 mm×10 mm の領域のレプリカの詳細観察を行った。観察は初めに 5500 サイクル目のレプリカをデジタルマイクロスコープで撮影し、領域内すべてのき裂の位置を把握したのち、光学顕微鏡でき裂の両端の座標を取得していった。それを 500 サイクルごとにさかのぼり同様の作業を繰り返すことで、き裂長さの変化を観察してすべてのき裂の発生時期、進展速度、空間的な分布などを調べた。

表 3. 2. 1-21 き裂成長挙動観察試験の試験条件

| ひずみ振幅 | ひずみ速度  | 試験条件     | 観察条件  | 制御系   |
|-------|--------|----------|-------|-------|
| 0.40% | 0.4%/s | 軸方向完全両振り | 室温大気中 | ひずみ制御 |

表 3. 2. 1-22 試験片の化学組成

| Fe   | C    | Si  | Mn  | P     | S     | Ni    | Cr    | Mo   |
|------|------|-----|-----|-------|-------|-------|-------|------|
| Bal. | 0.06 | 0.5 | 1.3 | 0.031 | 0.027 | 10.18 | 16.94 | 2.02 |

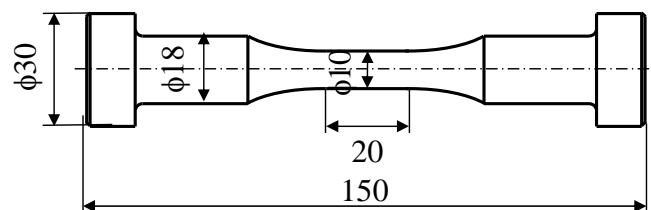


図 3. 2. 1-40 試験片形状



### ③ 実験結果

図 3.2.1-41 に試験片表面で観察されたき裂を 5 本例として示す。き裂は発生まで様々な潜伏期間を有しており、またき裂の進展速度は一様ではなく、不均一なものであることがわかる。

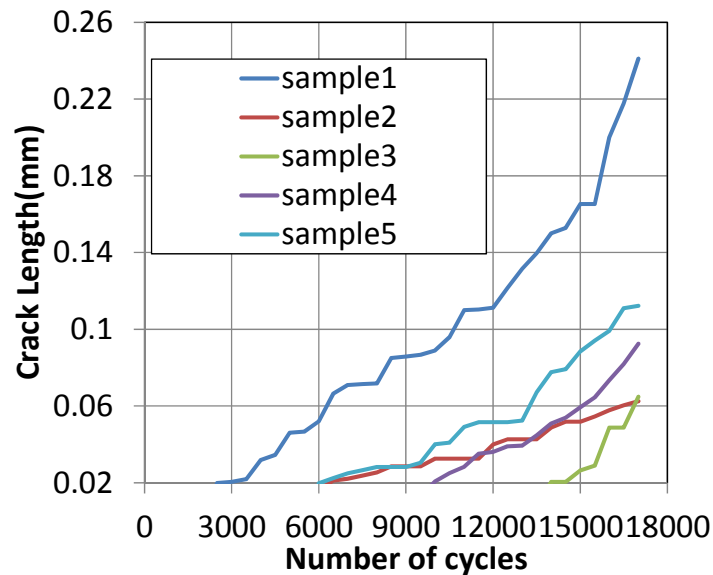


図 3.2.1-41 試験片表面におけるき裂の成長

### ④ 実験結果の整理

き裂成長を発生と進展の 2 つの段階に分けて考えて整理する。き裂の発生はき裂長さが光学顕微鏡の観察限界である  $20\mu\text{m}$  を超えることと定義し、発生したき裂個数の変化を求めた。またき裂の進展はき裂の表面長さからアスペクト比を 0.5 と仮定することでき裂深さを算出し、観察区間ごとのき裂深さの変化から算出した。図 3.2.1-42 と図 3.2.1-43 にはそれぞれ  $\Delta \varepsilon = 0.8\%$  の観察サイクルとき裂個数の関係、等価応力拡大係数と深さ方向の進展速度の関係を、図 3.2.1-44 と図 3.2.1-45 にはそれぞれ  $\Delta \varepsilon = 1.2\%$  の観察サイクルとき裂個数の関係、等価応力拡大係数と深さ方向の進展速度の関係を示す。き裂はどちらにおいても様々な潜伏期間を有していることがわかる。また  $\Delta \varepsilon = 1.2\%$  と比較すると観察領域を 5 倍に増やしたにもかかわらず  $\Delta \varepsilon = 0.8\%$  のき裂個数の方が少なく、また過渡回数に対するき裂個数の増加も遅い。き裂の進展はどちらも同じ等価応力拡大係数においても大きくばらついていることがわかる。特に等価応力拡大係数が小さい（き裂長さが短い）領域においては大きくばらついている。

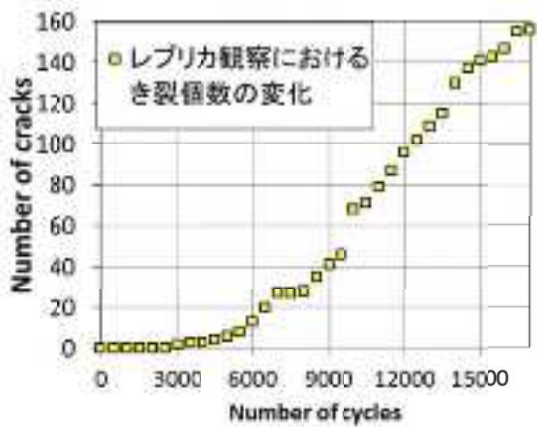


図 3. 2. 1-42 観察領域におけるき裂個数の変化 ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ )

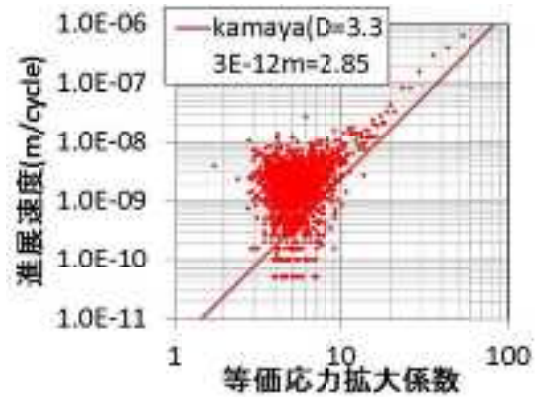


図 3. 2. 1-43 等価応力拡大係数とき裂進展速度の関係 ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ )

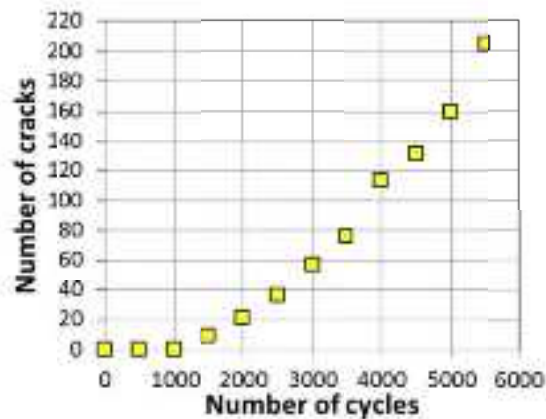


図 3. 2. 1-44 観察領域におけるき裂個数の変化 ( $\Delta \varepsilon = 1.2\%$ )

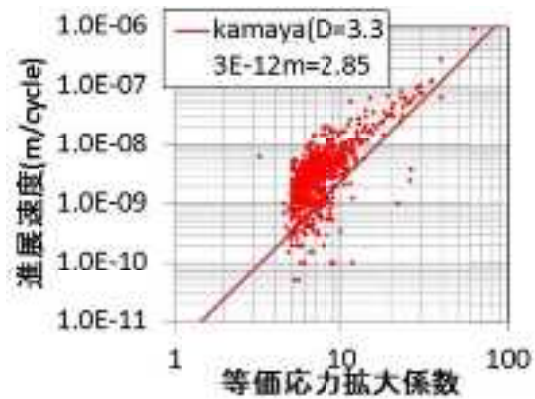


図 3. 2. 1-45 等価応力拡大係数とき裂進展速度の関係 ( $\Delta \varepsilon = 1.2\%$ )

### ⑤ き裂成長過程のモデル化

#### I. き裂発生モデル化

モンテカルロシミュレーションの入力値とするために実験における過渡回数に対するき裂個数の変化のひずみ範囲に依存しない形でモデル化を行う。前において定義したき裂の発生はき裂長さ  $20\mu\text{m}$  と結晶粒レベルのき裂の発生を想定している。また過去の研究においてき裂の発生は結晶粒界や粒内など結晶粒に発生することが示されている。そこで本研究は観察領域を  $40 \times 40\mu\text{m}^2$  の領域に分割し、領域ごとの潜伏期間を調査することでき裂発生モデル化を行った。 $40\mu\text{m}$  は試験に用いた材料の平均結晶粒径に相当する。モデル化されたき裂個数の変化をワイブル確率紙にプロットしたものを図 3. 2. 1-1 に示す。実験結果はワイブル確率紙上でほぼ線形を示した。ワイブル確率紙において直線の傾きは発生数と潜伏期間の分布に、左右の移動は潜伏期間の大小に、縦軸の累積発生確率はモデル化するにあ

たり考えた領域のうちき裂が発生した領域の割合を示す。このモデル化を用いることによって面積効果や発生数の確率的な変動を考慮することができる。ワイブル確率紙上で直線近似を行うことでき裂個数の変化を定量化した。 $\Delta \varepsilon = 1.2\%$ 、 $0.8\%$ における定量化したき裂の発生傾向と、実際のレプリカ観察におけるき裂個数の変化をそれぞれ図 3.2.1-47、図 3.2.1-48 に示した。定量化したき裂の発生傾向は実際のき裂の発生傾向をよく模擬できていることがわかる、

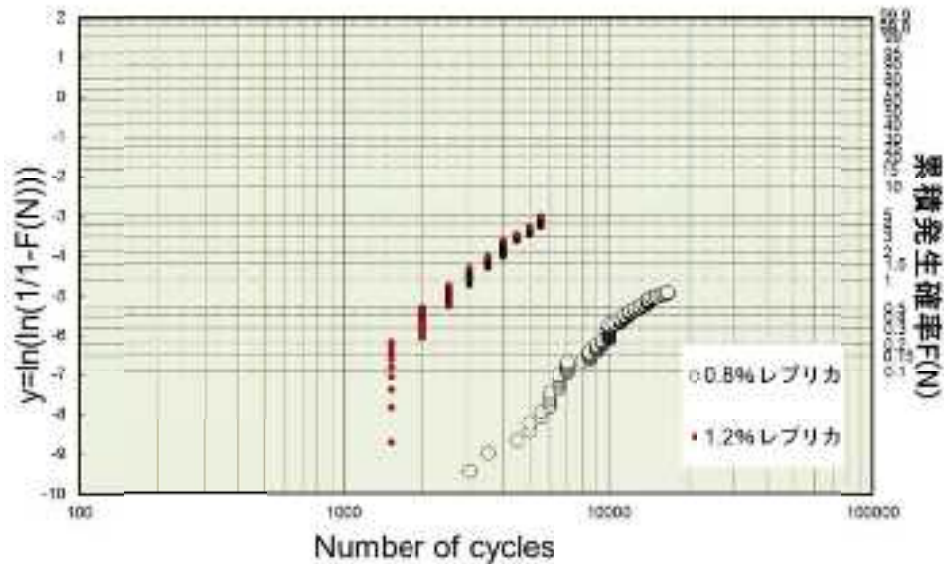


図 3.2.1-46 潜伏期間と累積き裂発生確率の関係 (Weibull 確率紙)

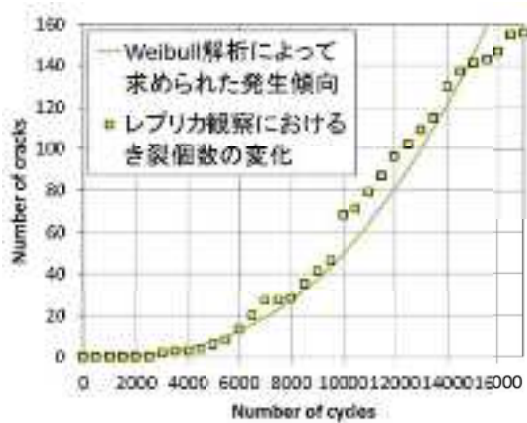


図 3.2.1-47 モデル化下き裂の発生と実験値の比較 ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ )

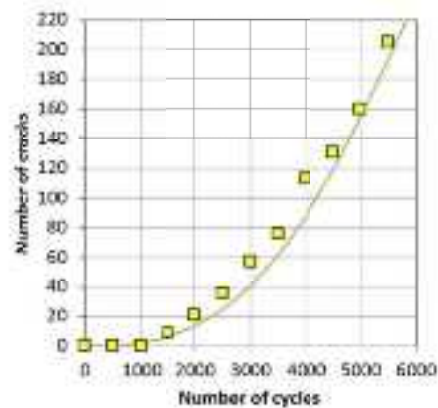


図 3.2.1-48 モデル化下き裂の発生と実験値の比較 ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ )

## II. き裂進展のモデル化

き裂成長の観察結果から、き裂は不均一な成長をしていることが示された。つまりき裂進展速度の変動は一定の期間で変動しているのではなく、おそらくランダムに変動していると考えられる。しかしそのランダム性を実験結果からモデル化するのは容易ではない。そこで、進展速度が一定のき裂長さ毎に変動すると仮定して、き裂進展速度の変動をモデル化した。それぞれの実験におけるき裂の進展速度とき裂長さの関係を図に示す。き裂の進展速度は微小き裂においてこれまでに得られた近似式より相対的に早く、また大きくばらついていることがわかる。そこで本研究では 200 $\mu\text{m}$  を安定したき裂進展に変化するしきい長さとして設定し、それ以前の進展速度を長さ区間ごとに平均化し、平均化を行うき裂長さ区間は発生と定義した 20 $\mu\text{m}$  から 40 $\mu\text{m}$  ごとに設定した。40 $\mu\text{m}$  は本研究で用いた材料の平均結晶粒径に相当する。平均化によって求められた長さ区間ごとの進展速度の対数値は正規確率紙上でほぼ直線を示したことから、進展速度の分布は対数正規分布に従うと仮定し、平均値と対数標準偏差を求めた。その値を表 3.2.1-1 に示し、平均値と標準偏差の幅を図 3.2.1-49、図 3.2.1-50 に示す。

表 3.2.1-23 長さ区間ごとの平均進展速度と標準偏差

|                              |              |           |           |           |           |
|------------------------------|--------------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ | 平均値(m/cycle) | 2.326E-08 | 6.013E-08 | 5.987E-08 | 9.859E-08 |
|                              | 標準偏差         | 3.20E-01  | 0.5992851 | 0.2551068 | 0.1889478 |
| $\Delta \varepsilon = 1.2\%$ | 平均値(m/cycle) | 6.747E-09 | 1.11E-08  | 1.397E-08 | 2.867E-08 |
|                              | 標準偏差         | 1.70E-01  | 0.166275  | 0.3565583 | 0.226004  |

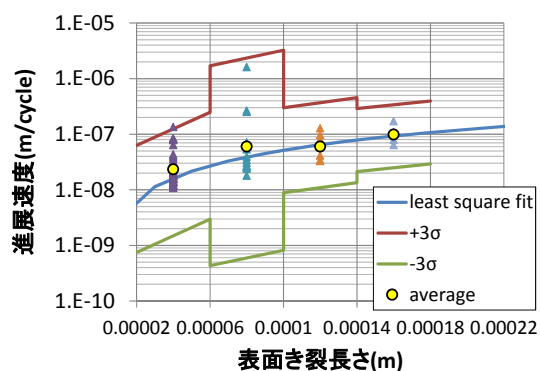


図 3.2.1-49 モデル化した進展速度のばらつき ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ )

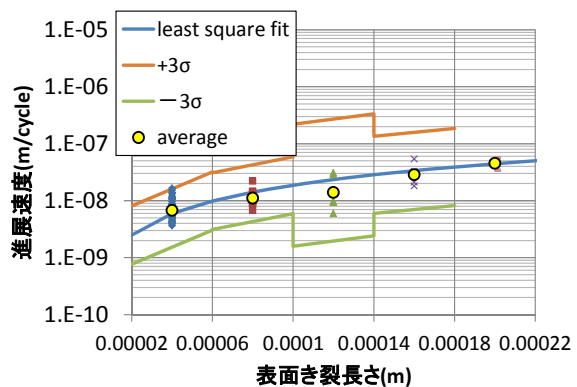


図 3.2.1-50 モデル化した進展速度のばらつき ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ )

### ⑥ き裂成長予測モデルの構築

き裂発生・進展のモデル化からき裂成長の統計的なばらつきをモンテカルロシミュレーションで模擬することでき裂成長を予測した。モンテカルロシミュレーションのフロー図を図 3.2.1-51 に示す。まず観察対象面積を  $40\mu\text{m}^2$  の領域に分割しそれぞれの領域に対して、実験データからモデル化したき裂発生までの潜伏期間と累積密度確率から乱数を用いて各き裂の潜伏期間を設定する。繰り返し数が各き裂の潜伏期間を超えると発生するとして、初期のき裂長さを  $20\mu\text{m}$  とした。次に発生したき裂に対してき裂進展評価を行う。ここでは実験から得られたき裂長さ毎のばらつきを近似式に対して乱数を用いて考慮することとする。決められた繰り返し数までき裂進展評価を行い、き裂成長挙動やき裂分布をアウトプットとして得る。

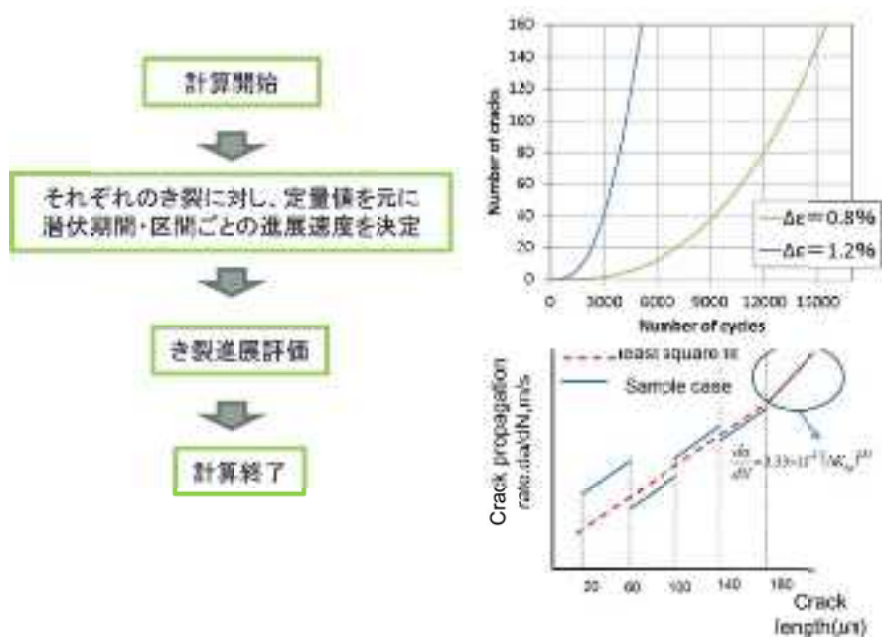


図 3.2.1-51 き裂成長予測モデルの流れ

### ⑦ き裂成長予測の結果

き裂成長予測モデルを用いて  $\Delta \epsilon = 0.8\%$ 、 $1.2\%$ それぞれ試験片 100 本分に相当するき裂成長のばらつきを予測した。予測されたき裂の成長をそれぞれ図 3.2.1-52、図 3.2.1-53 に示す。図には破断に至るき裂長さを  $6\text{mm}$  (き裂深さ  $3\text{mm}$ ) と仮定したときの同条件での疲労試験結果を  $\Delta \epsilon = 0.8\%$  では 1 本分、 $\Delta \epsilon = 1.2\%$  では 10 本分示した。疲労寿命の予測値、及びそのバラつきの幅は良い一致を示している。

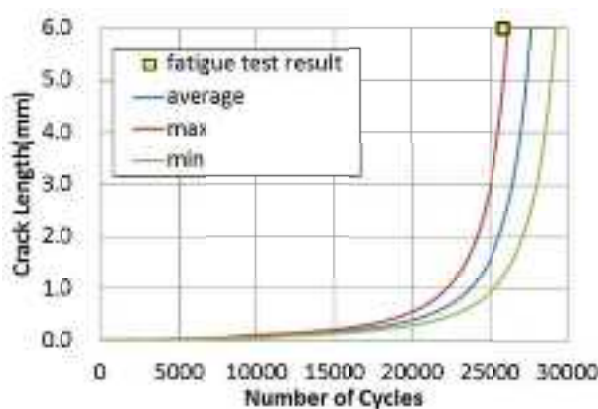


図 3. 2. 1-52 き裂成長予測結果 ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ )

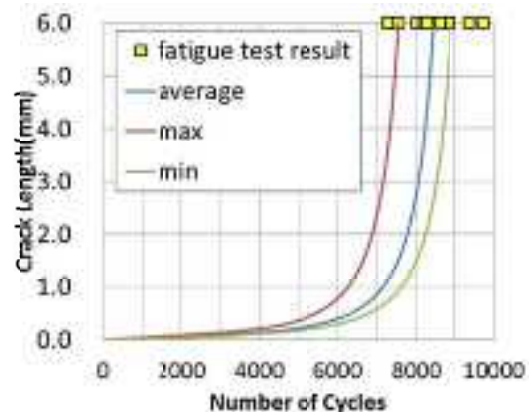


図 3. 2. 1- 53 き裂成長予測結果 ( $\Delta \varepsilon = 1.2\%$ )

### ⑧ 結論

昨年度と比較してより高サイクル側 ( $\Delta \varepsilon = 0.8$ ) における大気中疲労試験の表面き裂の成長挙動を観察した。そのデータをもとに高ひずみ範囲 ( $\Delta \varepsilon = 1.2\%$ ) から低ひずみ範囲 ( $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ ) に至るまで実験データを基にき裂成長を予測する統一的なモデルを構築した。

### d) 多軸応力下（熱疲労模擬）でのき裂成長観察実験

#### ① 実験の目的

実機での低サイクル疲労、及び高サイクル熱疲労では等二軸に近い多軸疲労下でき裂が発生・成長する。本実験は繰り返し等二軸疲労荷重下でのき裂発生・成長挙動を実験的に調べ、き裂成長予測モデルに反映する方法について検討する。

#### ② 実験条件

疲労試験は表 3. 2. 1-24 の条件で行った。試験片は図 3. 2. 1-54 に示すような 316 ステンレス鋼円盤試験片である。中心部付近を 1200 番のエメリー紙で磨いた後、磨き材を用いてバフ仕上げを行った。化学組成と機械的性質をそれぞれ表 3. 2. 1-25、表 3. 2. 1-26 に示す。疲労試験機と圧力計の写真を図 3. 2. 1-55 に、模式図を図 3. 2. 1-56 に示す。上下の空気室に交互に空気を注入・排気することで、円盤状の試験片表面の中心に繰り返しの等二軸応力を発生させることが可能となる。使用した試験片は中心部に最大応力が発生するため、試験片中心部付近からき裂が発生すると予測した。よって試験片中心部においてレプリカ法を用いて観察を行った。

5000 サイクル (0.5Hz) ごとに試験機を止め、中心部の  $2.5 \times 2.5$  cm の範囲においてレプリカを採取した。試験はき裂が試験片を貫通するまで行った。同様の実験を三度行い、一度目の実験では試験片の中心部の厚みを 1.5mm、残り二回は 2.0mm で行ったところ、一度目

の実験ではき裂が進展する前に試験片外部が破損してしまい、き裂の貫通まで至らなかった。二度目の実験においては貫通付近で 500 サイクルごとにレプリカを採取した。

表 3. 2. 1-24 膜圧疲労試験実験条件

| 試験材料        | ひずみ範囲    | 制御系   | 環境条件  |
|-------------|----------|-------|-------|
| SUS316円盤試験片 | 0.4~0.6% | 空気圧制御 | 室温大気中 |

表 3. 2. 1-25 円盤試験片の化学組成

| Fe   | C    | Si   | Mn   | P    | S      | Ni    | Cr    | Mn   |
|------|------|------|------|------|--------|-------|-------|------|
| Bal. | 0.05 | 0.41 | 0.84 | 0.03 | <0.001 | 10.20 | 16.10 | 2.11 |

表 3. 2. 1-26 円盤試験片の機械性質

|     | 0.2%降伏応力(Mpa) | 引張強さ(Mpa) | 伸び率(%) | 面積縮小(%) | ヤング率(Gpa) |
|-----|---------------|-----------|--------|---------|-----------|
| 縦方向 | 264           | 595       | 58.5   | 85.4    | 205       |
| 横方向 | 270           | 595       | 58.8   | 80.7    | 213       |

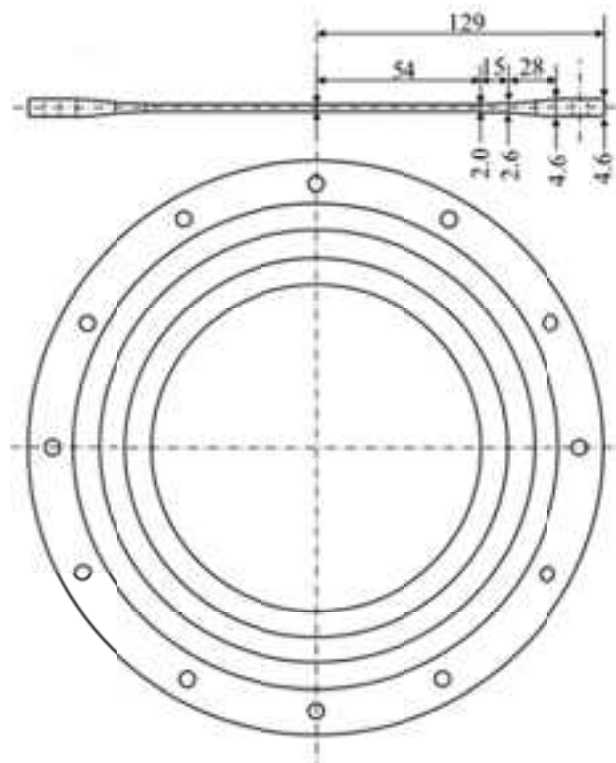


図 3. 2. 1-54 円盤試験片の形状

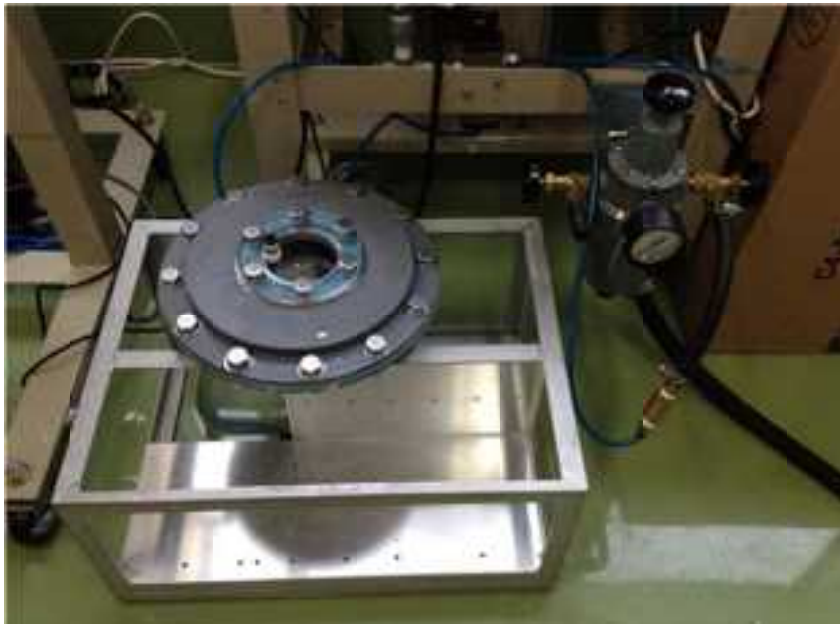


図 3. 2. 1-55 膜圧式疲労試験機と圧力計



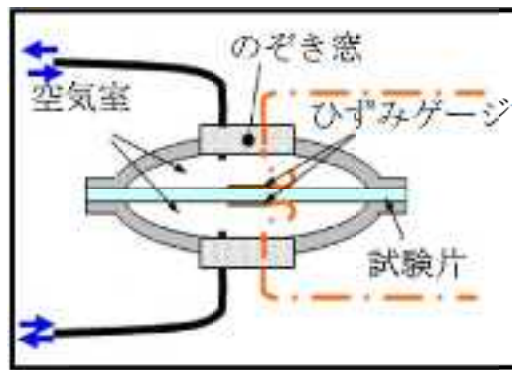


図 3. 2. 1-56 膜圧式疲労試験機模式図

### ③ 観察結果

試験片が破損した試験を除く二度の実験により主き裂となるき裂の発生や進展が観察された。二度目の実験では 77659 サイクル、三度目の実験では 25103 サイクルでき裂が試験片を貫通した。き裂の貫通は、試験片にかかる圧縮空気の圧力の低下により判断した。今回の試験ではき裂が試験片の両側から進展するため、き裂深さ 1mm で貫通となった。

図 3. 2. 1-57 に二度目の実験のき裂長さを示す。図 3. 2. 1-58、図 3. 2. 1-59 にき裂の進展をとらえたレプリカ画像を示す。また、き裂が貫通した試験片をき裂に沿って割ることにより破面が現れる。二度目の試験片の破面を顕微鏡で観察したところビーチマーク(貝殻模様)が確認された(図 3. 2. 1-60)。ビーチマークとは実機の疲労破壊において繰り返し荷重の大きさが変化するために、その時点でのき裂前縁の位置が破面上に残される縞模様のことである。同様に三度目の試験片の破面を SEM で観察したところ、こちらもビーチマークが確認された(図 3. 2. 1-61)。どちらの図もビーチマークが分かりやすいように白い線で囲ってある。それぞれのビーチマークの起点部からのき裂長さとき裂深さをを用いることでアスペクト比を算出できる。両面にほぼ均等な力が加わっているため表面・裏面ともにビーチマークが観察された。結果を表 3. 2. 1-27 に示す。

表 3. 2. 1-27 起点部からのビーチマークのき裂長さ・深さとアスペクト比

|     | き裂長さ(mm) | き裂深さ(mm) | アスペクト比 |
|-----|----------|----------|--------|
| 2度目 | 2.8      | 0.7      | 0.5    |
| 3度目 | 1.9      | 0.6      | 0.63   |

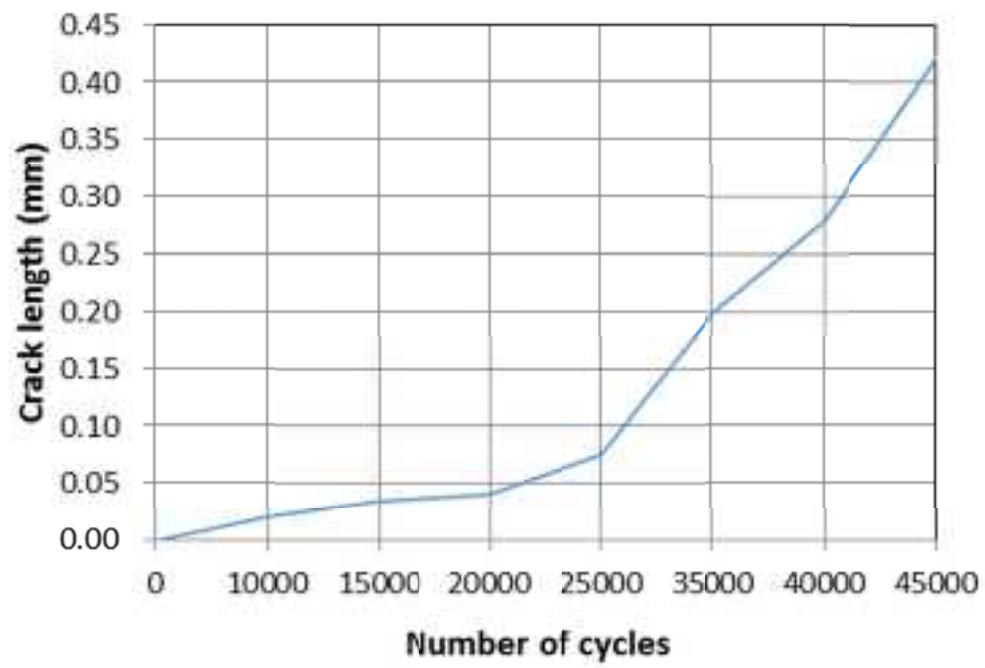


図 3.2.1-57 き裂成長曲線(二度目、初期サイクル)

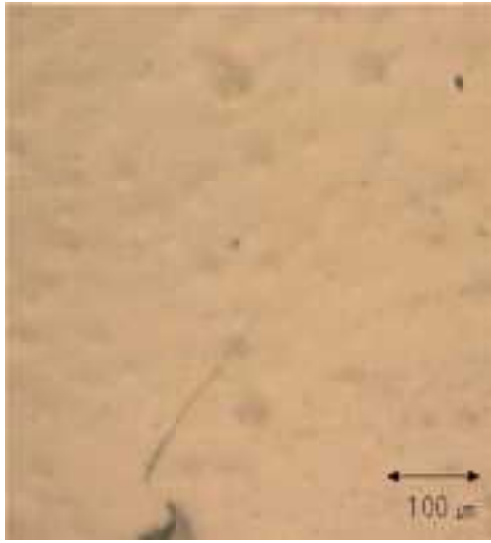


図 3. 2. 1-58 二度目 35000 サイクルでの  
レプリカ画像(×500)

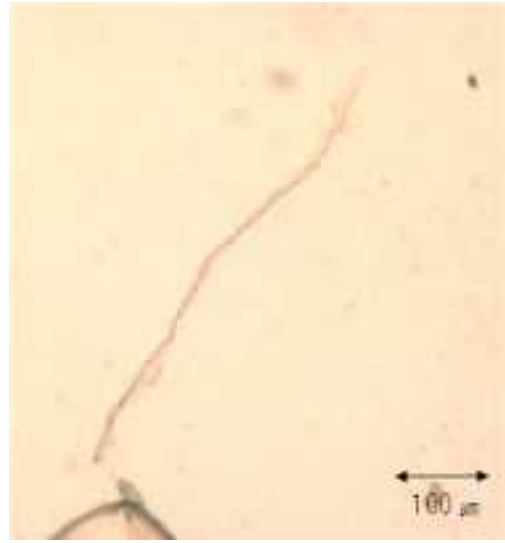


図 3. 2. 1-59 二度目 45000 サイクルでの  
レプリカ画像(×500)



図 3. 2. 1-60 破面図(二度目)

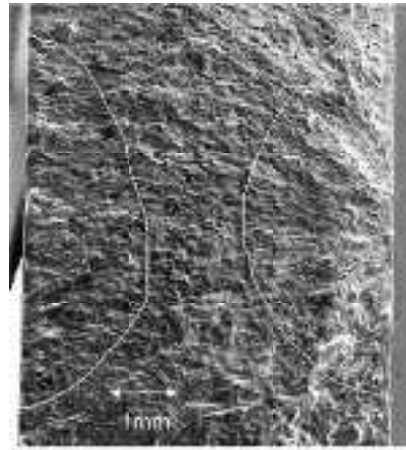


図 3. 2. 1-61 破面図(三度目)

#### ④ 考察

表 3. 2. 1-27 からアスペクト比は 0.5 と仮定して、観察したき裂長さからき裂深さを算出し、その値から等価応力拡大係数を算出した。等価応力拡大係数  $\Delta K_{eq}$  は Raju-Newman の式により求めた。

$$\Delta K_{eq} = (\Delta \varepsilon E + H \sigma_b) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{W}, \phi\right) \quad (3)$$

それぞれの文字は以下の式 6 から 12 であらわされる。

$$Q = 1 + 1.464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1.65} \quad (4)$$

$$F = \left[ M_1 + M_2 \left( \frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left( \frac{a}{t} \right)^4 \right] f_\phi f_w g \quad (5)$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \left( \frac{a}{c} \right) \quad (6)$$

$$M_2 = -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + \frac{a}{c}} \quad (7)$$

$$M_3 = 0.5 - \frac{1.0}{0.65 + \frac{a}{c}} + 14 \left( 1.0 - \frac{a}{c} \right)^{24} \quad (8)$$

$$f_\phi = \left[ \left( \frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi \right]^{\frac{1}{4}} \quad (9)$$

$$f_w = \left[ \sec \left( \frac{\pi c}{2W} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (10)$$

$$\sigma_b = \frac{3M}{Wt^2} \quad (11)$$

$$g = 1 + \left[ 0.1 + 0.35 \left( \frac{a}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \phi)^2 \quad (12)$$

つまり、以下のパラメータを決めることでKはもとまる。

$\Delta\varepsilon$ : ひずみ範囲[%]

E: ヤング率[MPa]

a: き裂深さ[mm]

c: き裂長さ[mm]

t: 試験片の厚み[mm]

W: 試験片長さ[mm]

$\phi$ : き裂の入射角度[°]

試験片の長さはき裂長さ(深さ)に対して十分長いので  $W = \infty$  とすると

$$f_w = 1, \sigma_b = 0 \quad \text{となる}$$

き裂は深さ方向に垂直に進むと考え、 $\phi = 90^\circ$  とした

等価応力拡大係数とき裂進展速度の関係を図 3. 2. 1-52 に示す。図 3. 2. 1-52 には丸棒試験片、CT 試験片、平板試験片を用いた疲労試験の結果も示したが、今回の試験結果はこれまでの試験結果と良い相関を示していることがわかる。このことから等二軸応力下におけるき裂進展も等価応力拡大係数を用いることで評価できると考えられる。

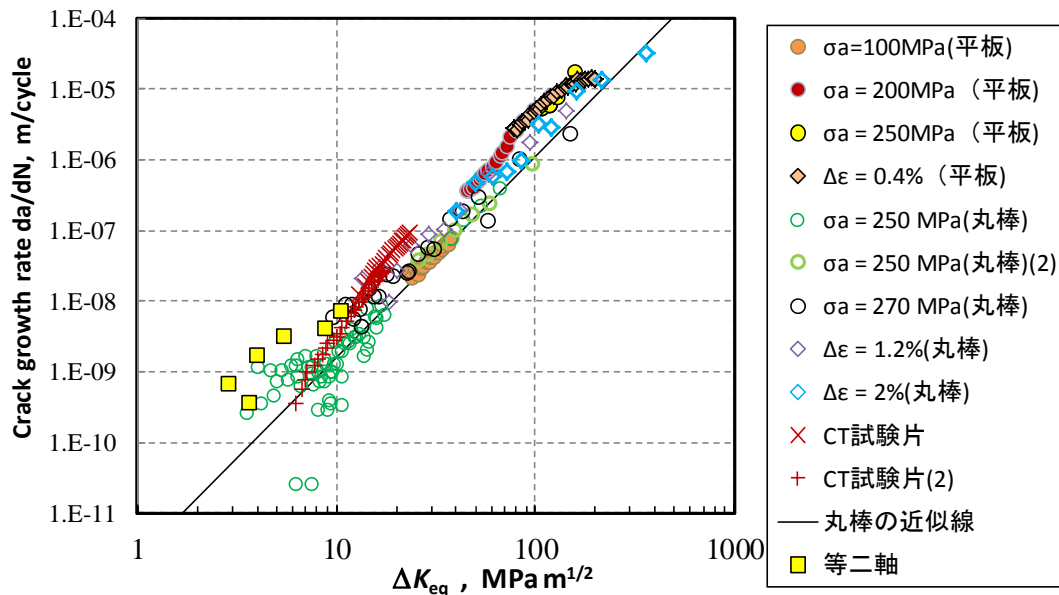


図 3. 2. 1-62 等二軸応力下におけるき裂進展速度と等価応力拡大係数の関係

## ⑤ 結論

膜圧式疲労試験を行うことで等二軸応力場におけるき裂の成長を観察した。等二軸応力下でのき裂の進展は形状係数を Raju-Newman の式で評価することで等価応力拡大係数が算出でき、また等価応力拡大係数と進展速度の関係は単軸疲労試験における試験結果とほぼ同等であった。

### e) 環境疲労試験片の観察

#### ① 実験の目的

仮想き裂成長曲線に環境効果を取り入れるにあたり、環境効果のき裂の成長に与える影響を定量的に把握する必要がある。これまでの研究において環境効果のき裂進展速度に与える影響は数多く報告されているが、き裂の発生に対する影響はいまだ解明されていない。そこで本実験は試験片の表面観察を行うことで仮想き裂成長曲線に対するき裂の発生、進展の反映方法を考察することを目的とした。

## ② 実験条件

本研究において観察した試験片は釜谷が環境効果の調査のために疲労試験により破断させた試験片を用いた。

試験片は4種類あり(図3.2.1-53)、その内3種類(図3.2.1-53の番号01~03)の試験片はPWR環境を模擬した環境において破断させ、1種類(図3.2.1-53の番号04)は大気中において破断させたものである。試験片はすべて316ステンレス鋼である。試験片の化学組成を表3.2.1-28に示す。試験片形状は図3.2.1-54に示すような平行部の内径6mm、外径12mm、長さ160mmの丸棒中空試験片である。この試験片は内部が空洞になっておりそこに水を流しながら疲労試験を行うことが可能である。疲労試験の条件を表3.2.1-29に示す。

PWR環境を模擬した環境について説明する。今回はPWRの一次冷却材中の環境を再現している。PWR一次冷却水を再現するために温度を325℃とし、水中にはホウ酸・水酸化リチウム・溶存水素がそれぞれ500 ±11 ppm・2 ±0.09 ppm・2.7 ±0.2 ppmだけ含まれている。また溶存酸素は5 ppb以下となっている。

試験片観察は走査型電子顕微鏡(SEM)を用いた。倍率は常に180倍で行った。観察範囲は試験片表面(内側の炉水を流した部分)の縦:3mm・横:1.8mmとした。き裂の両端の座標を測定することで応力の負荷軸に対して垂直な長さを測定した。

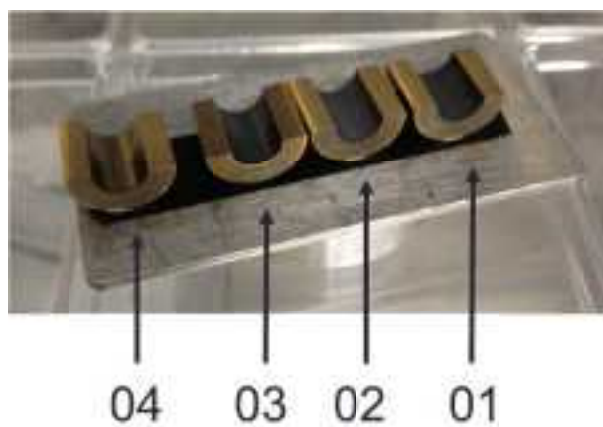


図 3.2.1-63 観察した試験片

表 3.2.1-28 中空試験片の化学組成(wt%)

| Fe   | C    | Si   | Mn   | P     | S     | Ni    | Cr    | Mn   |
|------|------|------|------|-------|-------|-------|-------|------|
| Bal. | 0.06 | 0.05 | 1.30 | 0.031 | 0.027 | 10.18 | 16.94 | 2.02 |

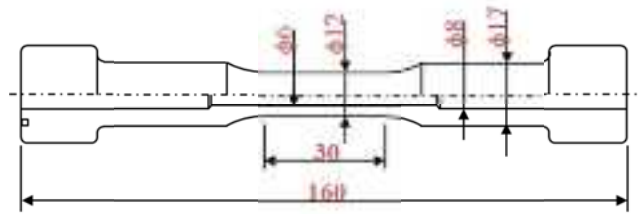


図 3.2.1-64 試験片模式図及び断面図

表 3.2.1-29 試験条件

| 番号 | 試験環境  | ひずみ振<br>幅 | ひずみ速<br>度 | 温度   | 破断サイク<br>ル数 |
|----|-------|-----------|-----------|------|-------------|
|    |       | (%)       | (%/s)     | (°C) | (回)         |
| 1  | PWR環境 | 1.2       | 0.4       | 325  | 1820        |
| 2  | PWR環境 | 1.2       | 0.001     | 325  | 898         |
| 3  | PWR環境 | 1.2       | 0.004     | 325  | 701         |
| 4  | 大気中   | 1.2       | 0.4       | 300  | 6662        |

### ③ 観察結果

観察した 4 種の試験片のそれぞれ一部を図 3.2.1-65、図 3.2.1-66、図 3.2.1-67、図 3.2.1-68 に示す。環境中試験片の表面には、大気中試験片の表面には見られないザラツキのようなものが見られた。これは環境中試験片内を流れる炉水の影響による腐食が原因であると考えられる。

き裂長さ分布を測定した結果を図 3.2.1-69 に示す。観察した中でき裂個数の多い順に、環境中(0.4)が 288 個、環境中(0.004)が 240 個、環境中(0.001)が 198 個、大気中(0.4)が 150 個となった(カッコ内の数値はそれぞれのひずみ速度である)。環境中の方が大気中よりも多くのき裂が観察されたが、き裂の長さについては環境中・大気中ともに 150  $\mu$ m を超えるき裂の個数は少なく、より小さいき裂が多く見られた。

また、それらの微小き裂には至る所でき裂同士の合体が見られた。倍率を低くした際には大きな一つのき裂に見えたものも倍率を上げると微小き裂の合体であることが多く確認された。

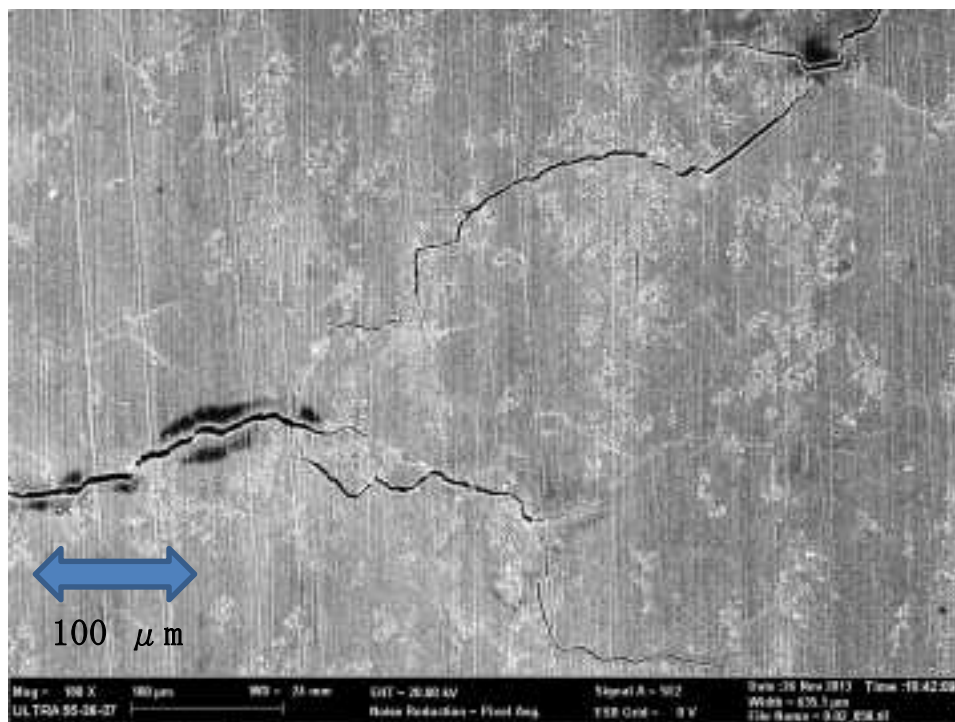


図 3. 2. 1-65 環境中(ひずみ速度 0.4 %/s)試験片表面

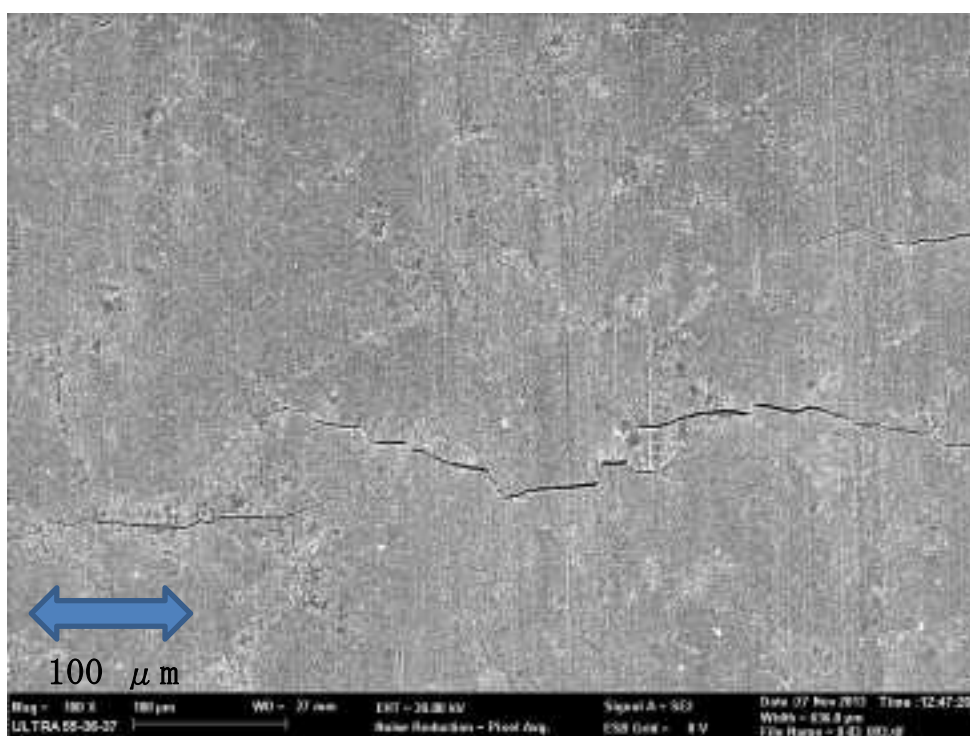


図 3. 2. 1-66 環境中 (ひずみ速度 0.001 %/s) 試験片表面



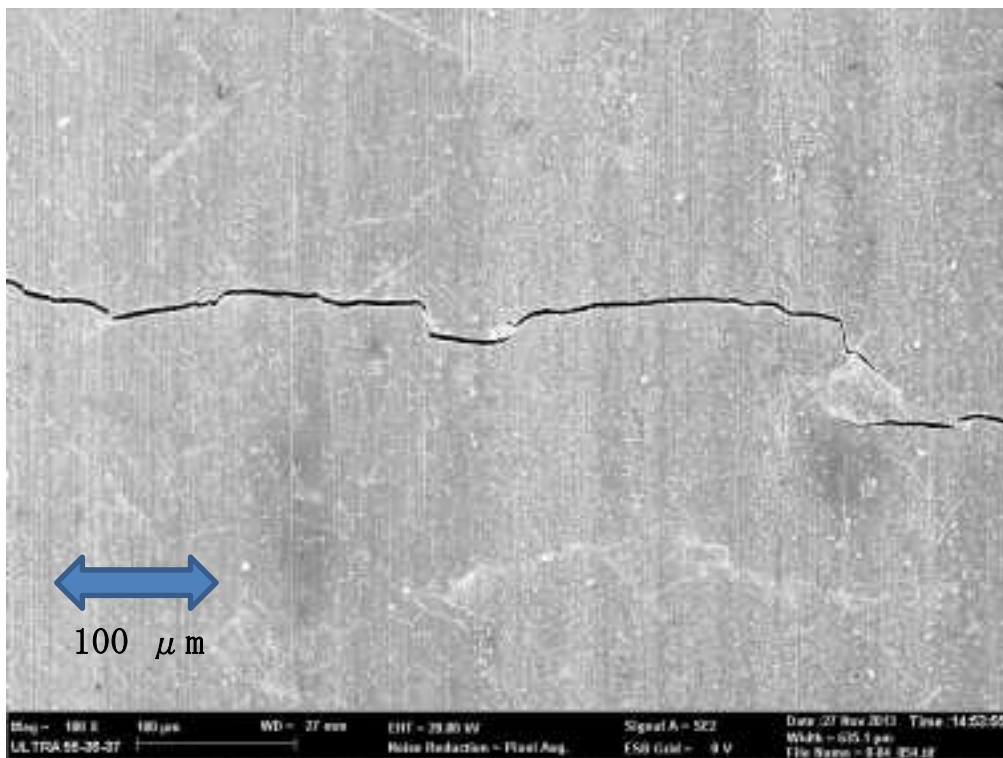


図 3.2.1-67 環境中（ひずみ速度 0.004 %/s）試験片表面

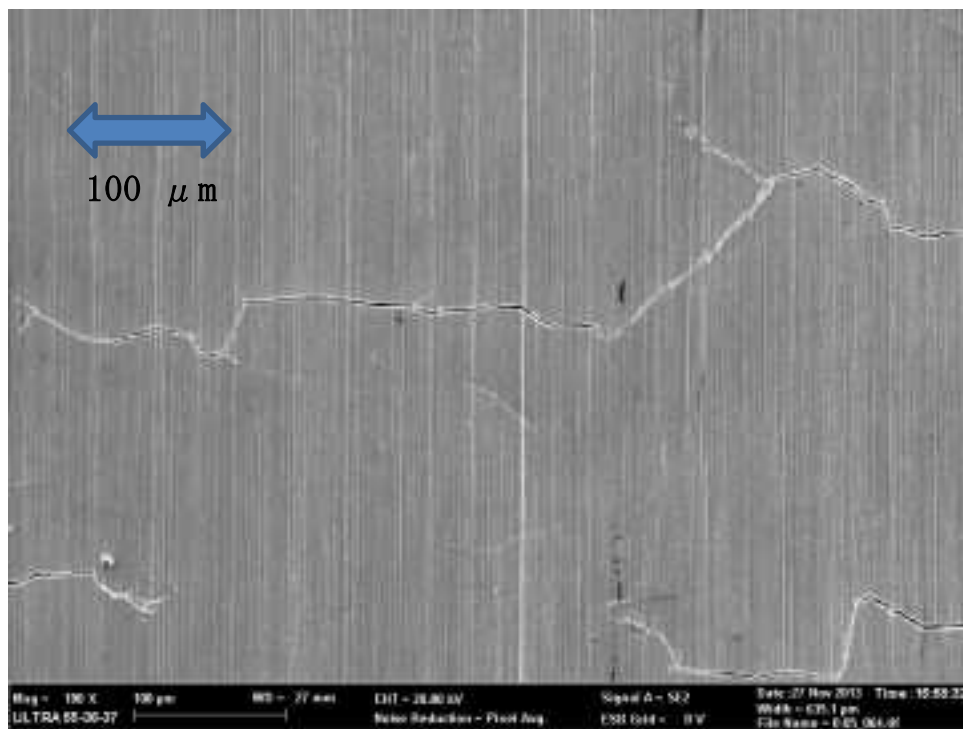


図 3.2.1-68 大気中（ひずみ速度 0.4 %/s）試験片表面

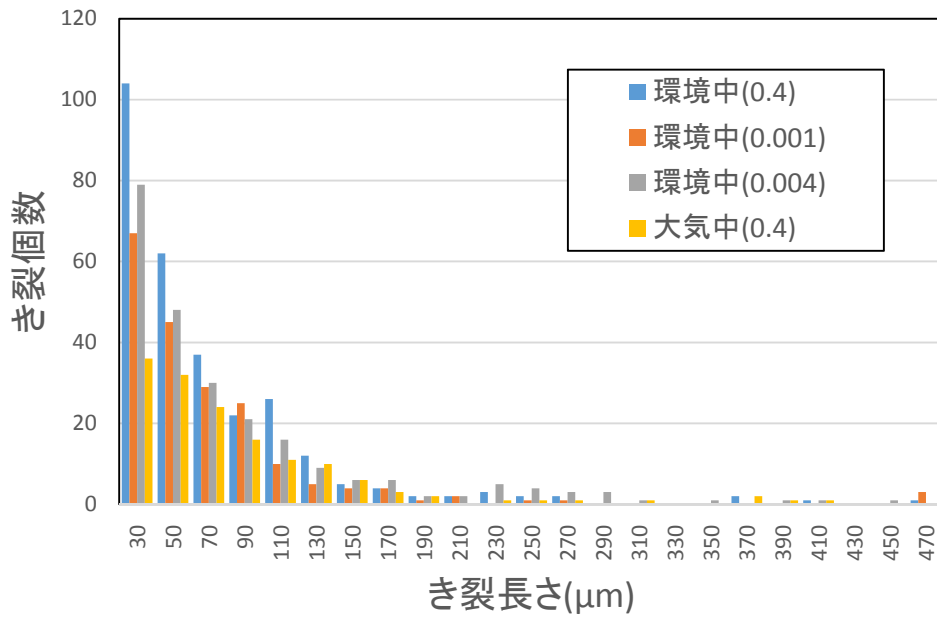


図 3.2.1-69 き裂長さ分布

④ 考察

表面観察によって求められたき裂長さ分布を用いることで、環境中疲労試験と大気中疲労試験におけるき裂発生挙動の違いを考察する。過去の知見として、釜谷らより中空試験片の破面を観察することでひずみ拡大係数と進展速度の関係が求められている。ひずみ拡大係数の式を式 (13) に示し、進展速度とひずみ拡大係数の関係を式(14)と図 3.2.1-70 に、それぞれの試験条件におけるパラメータを表 3.2.1-30 に示す。

$$\Delta K_{\varepsilon} = f\Delta\varepsilon\sqrt{\pi a} \quad (13)$$

$$\frac{da}{dN} = D(\Delta K_{\varepsilon})^m \quad (14)$$

進展速度とひずみ拡大係数の関係から初期き裂深さを決めることによりそれぞれのき裂における発生サイクル数を求める式(15)を導出した。

$$N_i = N_f - \frac{1}{D(f\Delta\varepsilon)^m \pi^{\frac{m}{2}} \left(\frac{2}{2-m}\right)} \left(a_f^{1-\frac{m}{2}} - a_i^{1-\frac{m}{2}}\right) \quad (15)$$

式(15)を用いて、発生サイクル数を求めた。式中のパラメータは次の通りである。

- |                          |                              |
|--------------------------|------------------------------|
| N <sub>i</sub> : 発生サイクル数 | D : 定数                       |
| N <sub>f</sub> : 疲労寿命    | m : 定数                       |
| Δε : ひずみ振幅               | a <sub>f</sub> : 破断とき裂深さ     |
| f : 形状係数                 | a <sub>i</sub> : 発生を仮定するき裂深さ |

ここでき裂成長観察試験との比較のために初期き裂深さは表面き裂長さ 20μm とし、アスペクト比は 0.5 と仮定した。これにより求められたサイクルごとのき裂個数の変化をレブ

リカ観察試験同様にワイブル確率紙にプロットした結果を図 3.2.1-71 に示す。大気中におけるき裂の発生挙動に比べて環境中のき裂の発生挙動は潜伏期間が短く、またひずみ速度が遅いほどき裂発生速度が速い分布になることがわかる。

このき裂発生傾向をき裂成長予測モデルに取り入れることによって環境中におけるき裂の成長を予測することができる。環境中の場合き裂個数が多く、発生も早いためき裂の進展速度が寿命の大半を占めると考えられる。またき裂個数が増加することによって合体が増加することが予想される。

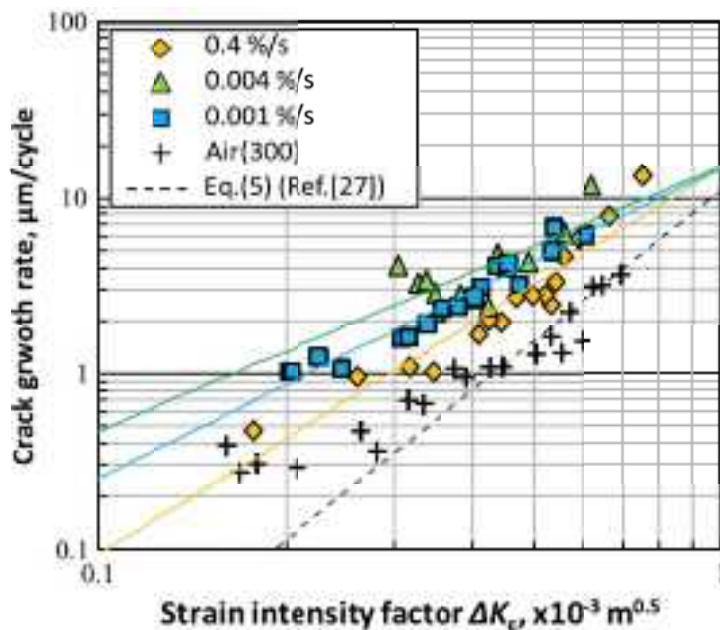


図 3.2.1-70 環境中き裂進展速度とひずみ拡大係数の関係

表 3.2.1-30 き裂進展速度を表す定数

| Strain rate | Env | D     | m    |
|-------------|-----|-------|------|
| 0.4%/s      | PWR | 59.7  | 2.20 |
| 0.004%/s    |     | 0.484 | 1.50 |
| 0.001%/s    |     | 2.97  | 1.77 |
|             | Air | 385   | 2.50 |

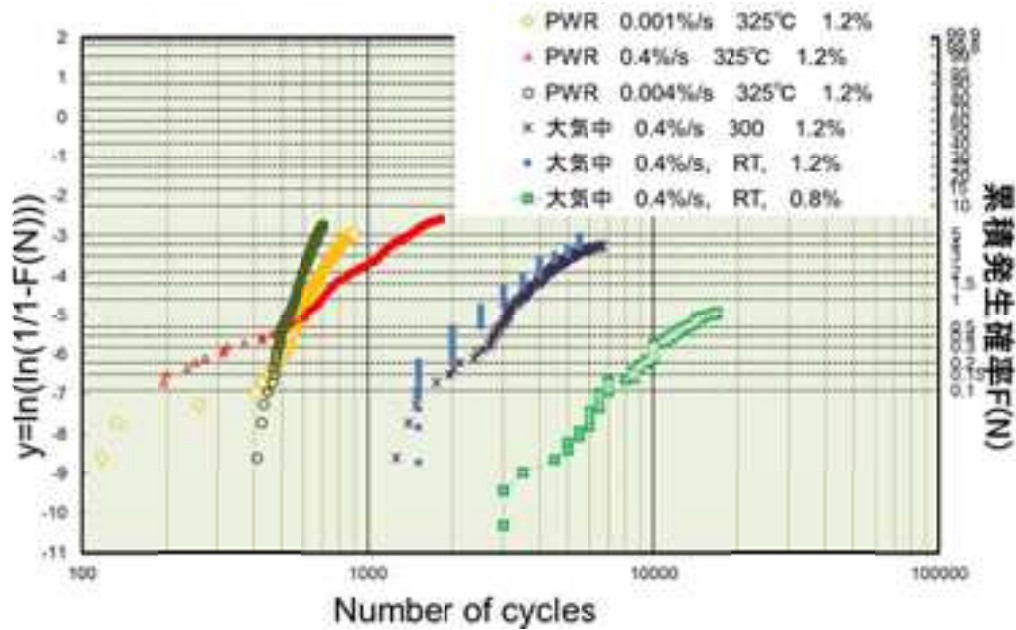


図 3.2.1-71 潜伏期間と累積き裂発生確率の関係(Weibull 確率紙)

⑤ 結論

環境中疲労試験片の表面を観察し、き裂長さ分布を測定することで環境中のき裂の発生挙動と大気中のき裂の発生挙動の違いについて検討した。環境中効果によってき裂の潜伏期間は減少し、き裂発生速度も加速することがわかった。逆解析により、環境効果におけるき裂の発生をき裂成長予測モデルに取り入れることが可能であることを示した。

(c) まとめ

き裂成長予測モデルの実機条件への拡張を目的として、平板試験片によるき裂成長試験、丸棒試験片による大気中途中止め疲労試験、円盤試験片による膜圧式疲労試験、中空試験片による環境中疲労試験を行いそれぞれのき裂の成長を観察した。その試験結果をもとにき裂成長予測モデルの拡張方法について検討し、低ひずみ条件、等二軸応力場条件、環境中条件におけるき裂の成長を、き裂成長予測モデルを拡張することで合理的に予測できることを示した。

#### (4) 疲労関連研究との連携

##### 1) 環境疲労メカニズム

環境疲労メカニズムの実験的解明に取り組んでいる東北大学庄子研究室とは、昨年度に研究室の実験設備を見学して実験計画についての理解を深めるための議論を行った。

今年度は、第1回グランドデザイン検討会に実験担当の竹田准教授の参加を得て、今年の実験計画とその目的について説明頂き、意見交換を行った。グランドデザイン側からは、環境疲労評価手法における目閉図無に関連した課題が多くあることを紹介し、またき裂成長モデルにより $UF = 1$ 近傍のき裂進展挙動を明らかにすることが重要であるとの共通認識を得た。メカニズム研究の具体的な成果は今年度末以降に出てくると考えられるため、これを受けて来年度以降にグランドデザインへの反映について検討していく予定である。

##### 2) 高サイクル熱疲労

###### (a) 熱疲労検討会の活動 (10月11日総括検討会資料を参考に)

###### a) 最終成果目標および成果の活用

- ①メカニズムおよび関連する評価技術を記載した知識ベース  
計算や実験結果の成果をガイダンス(冊子)にまとめる
- ②機械学会「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」(以後、指針)に対する科学的根拠に基づく合理化案  
知識ベースをもとに指針の裕度やばらつきの程度を示す
- ③シミュレーション技術の知識ベースの構築
  - ・指針の適用範囲の拡大(現在は流動実験ベース→将来は計算ベース)
  - ・システム安全評価のための破損予測式の提示
- ④ばらつきを考慮したき裂貫通確率評価

###### (b) 疲労評価グランドデザイン検討会との関連

###### a) 高サイクル熱疲労の特徴(設計の対象となる低サイクル疲労と比較して)

- ①実機において経験がある
- ②荷重(熱流動)の予測が困難なため、保守側の評価にならざるを得ない
- ③事象として未解明な部分があり(閉塞分岐管)、指針に改訂の余地がある

###### (c) グランドデザイン検討会の目指す方向(カッコ内は熱疲労の現状または対応)

###### a) 疲労き裂成長予測を取り入れた疲労評価・管理体系を構築する

- ①設計、運用管理、保全管理に至る規格体系の整備  
(指針が存在するが、改訂の余地がある)
- ②最新の技術知見に基づく保全計画の充実  
(NRA事業の中で技術知見を収集中)

③システム安全評価への貢献（き裂成長予測モデルの構築）

（確率論的き裂成長評価でシステム安全評価への貢献を模索中）

④疲労損傷発生防止を深層防護の観点から検討する

- ・発生の防止：現状の設計の裕度の適正化、環境疲労メカニズムに解明  
（設計においては荷重算出に余裕が大きい。また、平均応力やき裂停留などの材料側にも評価と実態に差がある）
- ・拡大の防止：き裂成長予測→疲労損傷の予測と保全  
（き裂成長予測は規格の中には位置づけられていない→現状はUFに基づく評価で、かつ裕度が大きい）
- ・影響の緩和：き裂成長予測→システム安全評価

④ アンケートにおける高サイクル熱疲労関連のコメント（対応案）

- ・高サイクル熱疲労だけを考える場合、低サイクル疲労が若干あるような着目すべき事象におけるき裂進展が評価できないのではないか。（→DFC2 小委の活動の中でまとめて取り扱う）
- ・システムでは漏えいがNGの場合、破損しなければよい場合が考えられるので、どのような条件になれば漏えいの可能性があるか、あるいは破損の可能性があるのかを明確にすべきです。運転条件でのクライテリアを設けることで、システム安全上対象となる部位が限定される（絞り込める）と考えます。（→破損モードについて調査し、システム安全評価に反映する。）
- ・高サイクル熱疲労は生じない設計とされているため、プラントの関係する部位における潜在的な発生ポテンシャルをどのように評価するか検討する必要がある。（→高サイクル熱疲労の知識ベースの蓄積により、現状の評価の裕度を明らかにすることで、潜在的な発生ポテンシャルを示すことができると考えられる。）

⑤ グランドデザイン検討会から見た高サイクル熱疲労検討会の活動

- ・荷重評価法、材料試験を通じて知識ベースを蓄積し、ベストフィット評価（裕度確認）を目指す方向性はグランドデザインと一致。
- ・メンバーの半数は、荷重評価（熱流動解析）分野で、構造評価や材料側のウェイトは相対的に小さい → 熱疲労評価の特徴（流体と構造評価の統合）
- ・指針の高度化も活動スコープにはあり、グランドデザインの規格体系の整備の一部と位置づけられる。
- ・ベストフィット評価のためには、き裂成長予測による評価が必要との認識はあるが、具体的な手順は未整備

⑥ 具体的な連携項目

- ・人的な連携（交流）から情報の共有へ

- ・き裂成長予測モデルを熱疲労評価に適用することで、熱疲労評価をベストフィット評価に近づける（裕度の合理化） → 高サイクル熱疲労検討会において INSS が担当
- ・知見の整備において、設計疲労曲線（寿命、疲労限度）にかかわる部分は知識を共有する。

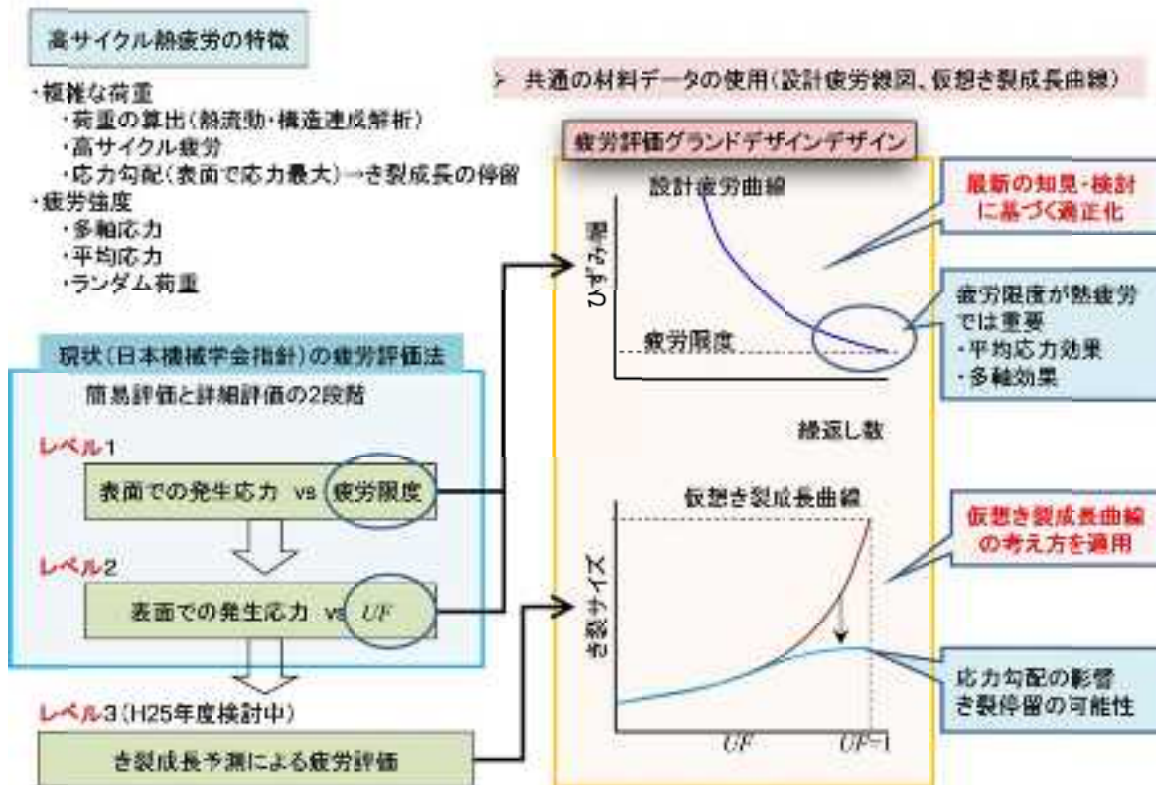


図 3.2.1-72 高サイクル熱疲労との連携

### 3) 非破壊検査技術高度化

#### (a) 研究の目的

システム安全高度化の一環として、合理的・効果的な疲労割れ管理スキームを構築するために必要な非破壊評価に関する知見を整理し、その在り方を明確にする。

#### (b) H 2 4 年度の研究成果の概要

- ・国内外で実施された UT に関する探傷性能実証試験を基にした非破壊検査性能を調査し、欠陥検出性、サイジング性などについての課題を抽出
- ・ UT 及び ECT の検査精度に影響する因子に関連する課題の中から、解決すべき優先度の高い重要課題を抽出

- ・重要課題に対する非破壊試験データを蓄積すると共に、検査手法の有効性を確認

(c) H25年度の研究計画

- ・システム全体の疲労状態を効果的に把握するための疲労評価管理の在り方に関して調査し、グランドデザインの中での非破壊評価の在り方や考え方を明確にする。また、2段階スクリーニング（広域及び局所的検査・モニタリング）に適した検査法とそのき裂検出性とサイジング性について調査する。
- ・非破壊検査技術の検査能力の限界を調査し、新しい非破壊評価スキームに反映する。

(d) 検討会メンバーから頂いた意見

- a) 非破壊検査を仮想き裂曲線やUFの見直し、き裂停留の確認、次回検査時期の設定などに活用することが考えられる。
- b) 非破壊検査は基本的には維持基準や非破壊検査を規定する JEAC に反映した方がよい。
- c) モニタリングは、実際の条件で疲労評価の保守性をなくす目的で別のガイドを作成し、メインの規格の評価（維持基準）の代替方法として位置付ける。
- d) 非破壊検査の疲労亀裂等に関する検出性等について知見をまとめる。
- e) 非破壊検査の実施に対するインセンティブが重要。

以下は、高経年化技術評価における累積疲労係数評価についての意見を参考に記す。

- f) 疲労評価結果ではなく、システム安全上の検討から対象部位を選定した方がよい。その上で、対象部位の中での絞り込みについては、高経年化技術評価の結果を参考にし、代表部位を選定すべき。

なお、取替可能な部位（スタッドボルト等）は除外した方がよい。

- g) 高経年化評価で厳しい値となっている部位は、応力評価などを簡便評価で実施していることに起因している場合があり（単純に言い換えると $<1$ だからOKとして出している）、より厳しい部位が精緻な評価のために疲労評価が楽になっているところがあるので、注意が必要。
- h) 低サイクル疲労評価には、設計上大きなマージンを含んでいると考えられる。このような大きなマージン（過度なマージンである可能性がある）を考慮して、システム安全評価につなげることが必要である。

(e) 今後の連携の在り方について

- a) 運転期間延長認可制度における特別点検として、疲労劣化に係する以下の特別点検が挙げられている。

- ① 原子炉容器



- ・ PWR 一次冷却材ノズルコーナー部（クラッドの状態を確認）の浸透探傷試験（PT）または過流探傷試験（ECT）による欠陥の有無の確認
- ・ BWR 給水ノズルコーナー部（最も疲労損傷係数が高い部位）の磁粉探傷試験（MT）または ECT による欠陥の有無の確認

これらの部位における想定される欠陥の寸法・性状と検出性能等との関係について、疲労評価と非破壊検査性能との関係について、協力して検討していく。

- ・ 非破壊検査の検出性、モニタリングに関する知見等の収集・分析、仮想き裂成長予測モデルの検討における検査の位置付け、及び疲労評価グランドデザインへの反映について協力して検討していく。

#### (5) 疲労評価グランドデザインの見直し中間まとめ

##### 1) グランドデザインとは？の定義を明確にする

「疲労評価グランドデザイン」は、当初は「規格開発のグランドデザイン」であり、「開発する規格の全体像を明らかとし、取り組み方針を明確に示すもの」であった。

その後、福島第一原子力発電所事故後に高経年化プラントに求められた、プラント全体としての安全性の評価、即ち「システム安全評価」を目的として見直しが行われ、現時点では、「規制側、産業界側が共有するグランドデザイン（全ての疲労損傷を包括する評価体系のあるべき姿とそれに向けたロードマップ）」と位置付けられることとなった。

新たな「疲労評価グランドデザイン」では、システム安全評価への入力データを提供するため、き裂進展評価モデルの導入が必要となった。また、疲労損傷の要因として、「低サイクル疲労」に加えて「高サイクル熱疲労」、更に「機械振動疲労」、「流体振動疲労」、「フレット疲労」といった、これまで原子力発電所で発生したことのある全ての疲労損傷を対象とする。

これまでは、a. 余裕を持った設計。b. 製作、据付時の品質管理、c. トラブル再発防止対策徹底等により、疲労損傷の発生を防止してきた。

今後は、「疲労き裂成長予測を取り入れた疲労評価・管理体系（グランドデザイン）」を構築することにより、次の3つの取り組みにより、これまでの疲労損傷の発生防止の活動を深層防護の観点から見直していく。

- ① 疲労損傷防止に関する設計から運用管理、保全管理に至る規格体系の整備
- ② 高い設備信頼性を確保するための最新の技術知見に基づく保全計画の充実
- ③ システム安全評価手法開発によるシビアアクシデントリスクの低減

##### 2) 今年度の取り組みと成果

###### (a) 国外規格改訂及び国内外研究動向の調査

- ・ ASME 規格委員会 10 月アトランタ会合
- ・ E P R I Gap 報告書
- ・ PVP2013 疲労関係論文概要 等

の情報を元に、海外の疲労関係規格改訂の動向及び国内外疲労関係研究動向について報告書に取りまとめた。我が国 EFT データの提供を受けて、NUREG-6909 の改訂（現在非公開）が進められており、今後その内容が公開されるのを受けて我が国で取り組むべき検討項目の見直しに取り組む必要がある。

(b) 実機疲労損傷事例及び疲労評価事例の調査分析

NUC I A の調査結果を元に、疲労評価グランドデザイン、システム安全評価及び保全計画に反映すべき事項について取りまとめた。

(c) き裂成長予測手法に基づくシステム安全評価の検討

き裂成長モデルに関して、疲労試験データ等を基に、き裂成長予測手法に基づいたシステム安全評価並びに保全計画の検討を行った。

(d) 環境疲労メカニズム、非破壊検査技術、熱疲労評価手法高度化との連携

- ・ 環境疲労メカニズムについては、来年度以降に東北大学での研究成果の疲労評価グランドデザインへの反映について検討する。また、これまでの PVP 投稿論文及び NUREG6909 改訂版を元に、これまでの環境疲労メカニズムの基本的考え方を取りまとめる予定である。
- ・ 非破壊検査技術については、日本保全学会のシステム安全検査研究会と連携して、モニタリングを含めた非破壊検査技術の疲労評価グランドデザイン及び保全計画での活用について検討を進め、基本的な枠組みの考え方を明らかとした。
- ・ 熱疲労評価法高度化については、熱疲労評価法高度化研究グループと連携し、熱疲労評価についてのグランドデザインについて検討を進めている。

(e) 疲労評価グランドデザインの構築（中間取りまとめ）

以上の検討を元に、表 3.2.1-31 の通り疲労評価グランドデザインの見直しを行った。

表 3.2.1-31 H25年度疲労評価グランドデザイン中間取りまとめ

|          | 規格体系の整備   | 保全計画の充実（検査、モニタリング）   | システム安全評価の適用   |
|----------|---|--|---|
| 低サイクル疲労  | <ul style="list-style-type: none"> <li>・疲労評価マージンを合理的に取り扱い、設計疲労線図を改訂</li> <li>・環境疲労メカニズムに基づいた環境疲労評価手法の設計・建設規格への導入</li> <li>・Flaw Tolerance 概念の導入検討</li> <li>・PLM 規格に保全計画見直し結果の反映</li> <li>・システム安全評価ガイド（仮称）の制定</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>・仮想き裂成長曲線を活用した検査モニタリング計画の整備</li> <li>・疲労モニタリングあるいは運転データに基づく現実的な疲労評価手法の導入</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>・仮想き裂成長曲線の活用による確率論的き裂進展モデルの開発</li> <li>・保全計画の効果の適切な評価</li> </ul> |
| 高サイクル熱疲労 | <ul style="list-style-type: none"> <li>・最新研究成果に基づく熱疲労設計指針を改定し技術知見を整備</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>・設計面での対応（配管レイアウト、流体の温度差制限等の設計管理）</li> <li>・最新研究成果に基づく検査モニタリング計画の整備</li> </ul>       | <ul style="list-style-type: none"> <li>・最新の研究成果に基づき、き裂の発生・進展評価を活用した貫通確率評価手法を開発</li> </ul>               |
| 機械振動疲労   | <ul style="list-style-type: none"> <li>・産業界で得られた過去の設計改良や再発防止対策などの技術知見の活用を図るための情報の集約とガイドライン化</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>・設計面での対応（固有値評価等による疲労限度管理）</li> <li>・振動、圧力変動、漏えい等に関するモニタリング技術の活用と整備。</li> </ul>      | <ul style="list-style-type: none"> <li>・偶発故障モデルへの保全効果の取り入れ検討</li> </ul>                                 |
| 流体振動疲労   |   |  |   |
| フレット疲労   |   |  |   |

(6) 次年度の研究計画

次年度の研究計画を、以下のとおり取りまとめた。

表 3.2.1-32 これまでの研究成果と次年度以降の研究計画

| 年度   | 研究成果／研究計画  |
|------|--|
| 2011 | <p>「環境疲労評価手法のグランドデザインの検討」研究成果</p> <p>① 環境疲労評価に関する諸外国の規格改訂動向、国内外の研究動向を調査し、現状と課題を取りまとめた。</p> <p>② 環境疲労評価グランドデザインの問題点を分析し、メカニズム解明に関する研究課題を抽出した。</p> <p>③ グランドデザイン（試案）として、Step-1 FT 規格の制定、Step-2 設計規格維持規格にき裂進展評価/検査の導入、Step-3 設計から検査まで一貫したき裂予測評価の導入を提案した。</p>  |
| 2012 | <p>「疲労健全性評価グランドデザイン構築」（ステップ1）研究成果</p> <p>① 国内事故故障データベース (NUCIA) に基づき、実機疲労損傷事例を分析し、疲労評価グランドデザイン、保全計画、システム安全評価における基本的考え方を取りまとめた。</p> <p>② システム安全評価検討のため、き裂成長予測による疲労評価の枠組みを示すと共に、疲労試験データに基づくシミュレーションを行い、仮想き裂成長曲線の成立性を確認した。</p> <p>③ き裂成長予測に基づく、疲労評価グランドデザイン見直し案を提案</p> <p>④ 環境疲労評価の高度化のためのメカニズム解明ニーズを取りまとめた。</p> <p>⑤ 高サイクル熱疲労評価、非破壊検査技術高度化研究との連携の在り方を検討した。</p>                                       |
| 2013 | <p>「疲労健全性評価グランドデザイン構築」（ステップ2）研究成果</p> <p>① 国内事故故障データベース (NUCIA) に基づき、実機疲労損傷事例から安全機能重要度の高い機器における疲労損傷原因を分析し、疲労評価グランドデザイン、保全計画、システム安全評価における対応方針を明らかとした。</p> <p>② 仮想き裂成長曲線の疲労管理における活用計画を提案した。</p> <p>③ 仮想き裂成長曲線の今後の構築計画を立案し、2013 年度は実機条件を考慮したき裂発生・成長モデルへ拡張するための追加試験データの取得、環境中疲労試験時のき裂成長試験、応力集中部でのき裂成長試験、多軸応力下でのき裂成長試験データの取得に取り組んだ。</p> <p>④ 仮想き裂成長曲線のシステム安全評価への活用方策を立案し、高サイクル熱疲労、非破壊検査との関係を明らかとした。</p> |

|               |   |
|---------------|---|
| <p>2014以降</p> | <p>「疲労健全性評価グランドデザイン構築」(ステップ3,4) 研究計画</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>① 国内事故故障データベース(NUCIA)に基づき、実機疲労損傷事例から安全機能重要度の高い機器における具体的対応策、再発防止策から規格化すべき技術項目を調査・整理し技術知見としてまとめる。</li> <li>② 環境疲労メカニズム、熱疲労、非破壊検査研究の成果を取り入れて、仮想き裂成長曲線の評価モデルを改良し、疲労評価グランドデザイン、保全計画、システム安全評価における活用策を具体化する。</li> <li>③ 仮想き裂成長曲線を活用した不安定破壊評価、漏洩寿命予測モデルを検討することにより、疲労損傷に対するシステム安全評価手法を取りまとめる。</li> <li>④ システム安全評価の成果を取り入れた疲労評価グランドデザイン、保全計画の見直しロードマップを立案する。</li> </ul> |
|---------------|---|

(7) まとめ

- 1) 米国では、原子力規制委員会(NRC)は、日本の EFT データを入手し、以前に発行した環境疲労評価手法に関する NUREG レポートおよび Regulatory Guide の見直しを検討中である。また、米国機械学会(ASME)規格委員会においても、2010年に発行した環境疲労に関する Codecase の改訂の検討を引き続き行っている。EPRI は環境疲労評価手法における今後の検討課題に関する取り組みをロードマップに取りまとめており、それを受けた研究が米国の国立および民間の研究所等で進められている。これらの調査結果について取りまとめた。
- 2) ASME 圧力容器配管国際会議 PVP2013 に投稿された環境疲労メカニズムに関する論文の集約を行い、昨年取りまとめた環境疲労メカニズムに関する知見に追加した。
- 3) 国内原子力発電所の事故故障データベース (NUC I A) を昨年に引き続き調査し、これまでに疲労が原因で発生した損傷事例について、疲労損傷が安全機能やプラントに与える波及影響、再発防止対策と規格との関係、規格化や技術知見整備の必要性について調査分析し、規格体系の整備、保全計画の充実、システム安全評価に対する今後の取り組み方針をグランドデザインに取りまとめた。
- 4) 昨年、基礎モデルの検討を行った「仮想き裂成長曲線」について実機適用に向けたモデルの拡張を行うため、より高サイクル側での微小き裂進展挙動の実験、多軸応力下でのき裂進展および微小き裂発生に対する環境効果の影響に関する疲労試験等を行い、その結果をもとにき裂成長評価モデルの検討を行った。さらにモンテカルロシミュレーションにより統計的挙動を模擬し、低サイクル疲労条件におけるばらつきを含めたき裂成長挙動の推定を行った。
- 5) 疲労評価に関する専門家を集めたグランドデザイン検討会を設置し、調査検討結果についてレビューすると共に、疲労評価グランドデザインの間取りまとめを行った。
- 6) 次年度は、国外規格改定動向、研究動向、実機損傷事例や評価事例等について引き続き調査・分析し、技術知見として取りまとめる。また、環境疲労メカニズム、熱疲労、非破壊検査研究の成果を取り入れて、「仮想き裂成長曲線」の評価モデルを改良し、疲労評価グランドデザイン、保全計画およびシステム安全評価における活用策を具体化する予定である。

### 3.2.2 環境疲労メカニズム解明と評価手法高度化

#### (1) はじめに

原子力発電プラントの設備・構造物に用いられている炭素鋼やオーステナイト系合金においては、疲労寿命が高温水中では減少する傾向を示す。疲労評価のための基礎データ収集のため、高温水中における腐食疲労データの精力的な採取が行われている。例えば、ひずみ振幅-疲労寿命との関係について、温度、流速、水質(溶存酸素濃度、溶存水素濃度、ホウ素・リチウム濃度)、負荷波形などの影響が系統的に調べられている<sup>1</sup>。

機械学会では、疲労に対して環境の効果を考慮した場合の疲労評価手法を定めた規格が制定され、環境効果補正係数  $F_{en}$  を定義している<sup>2</sup>。 $F_{en}$  は、材料の種類、温度、溶存酸素濃度などの環境条件、ひずみ速度から既存データの傾向に基づき算出される。この  $F_{en}$  に基づき、環境効果を考慮した疲労累積係数(CUF)を求める手順を規定している。これらは供用中プラントに対する定期安全レビューや高経年化対策検討活動における疲労損傷の原因究明に役立てることを目的として制定されたものである。

近年では、プラントの運転時間の経過に伴い、圧力バウンダリの構造健全性上重要な容器貫通部(ノズル部を含む)のCUFが増加し、管理しきい値であるCUF=1に近づくという課題がある。ここで、メカニズムに立脚した環境疲労評価モデルが開発されれば、CUF=1時点での材料の微視的損傷状態を明確化するための方策が検討可能となる。そして、CUF=1の時点での想定運転条件でのき裂発生に対する実際の裕度を評価して、CUFが1を超える場合の是正措置のあり方並びに健全性に及ぼす影響が小さく管理が可能と判断される場合における代替(緩和)措置についても検討が可能となる。

環境疲労では、多種の因子が複雑に存在し、また相互作用効果も生じうる。個々の因子の影響を網羅することは現実的でないため、本研究では、メカニズム検討を進めるにあたり基本的な考えとして、本研究では下記の項目に着目する。

まず、き裂進展に対してメカニズム解明上の機構的モデルとして、1)変形・酸化機構(すべり溶解モデル<sup>3,4</sup>、すべり酸化モデル<sup>5</sup>、応力加速酸化モデル<sup>6</sup>、水素加速酸化モデル<sup>7</sup>)、2)水素誘起塑性モデル<sup>8</sup>、3)水素脆化モデル<sup>9,10</sup>などすでに環境助長割れにおいて提案され

<sup>1</sup> 原子力安全基盤機構，平成18年度実用原子力発電設備環境中材料等疲労信頼性実証事業に関する報告書，07 基材報-0004，原子力安全基盤機構，(2007)

<sup>2</sup> 日本機械学会，発電用原子力設備規格環境疲労評価手法(2009年版)，2009，日本機械学会：東京

<sup>3</sup> J.C. Scully, Corrosion Science, 8, 10 (1968) pp. 759-769.

<sup>4</sup> Vermilye, Da, Journal of the Electrochemical Society, 119, 4 (1972) pp. 405.

<sup>5</sup> T.M. Angeliu, P.L. Andresen, F.P. Ford, Applying slip-oxidation to the SCC of austenitic materials in BWR/PWR environments, CORROSION<sup>98</sup>, 1998, No. 262.

<sup>6</sup> T. Shoji, Z.P. Lu, H. Murakami, Corrosion Science, 52, 3 (2010) pp. 769-779.

<sup>7</sup> J.G. Yu, C.S. Zhang, J.L. Luo, P.R. Norton, Journal of the Electrochemical Society, 150, 2 (2003) pp. B68-B75.

<sup>8</sup> A. Turnbull, Corrosion Science, 34, 6 (1993) pp. 921-960.

<sup>9</sup> Vanleeuw, Hp, Corrosion, 29, 5 (1973) pp. 197-204.

ているモデルにて取り扱われる主作用因子に着目する。加えて、評価上の重要因子と機構学的関わりとして、1)環境因子(温度、電位：高電位(NWC 及び放射線水分解環境)、中電位(HWC)、低電位(PWR)、流速など)、2)力学因子(ひずみ速度(ひずみ履歴)、ひずみ振幅、応力など)の影響を包含できるものを整備する。このため、機構的モデルならびに影響因子の作用の結果としての材料表面現象である保護性皮膜の役割と繰り返し機械的破壊に着目する。疲労損傷中では、この表面現象は、金属/酸化皮膜/環境のそれぞれの界面において化学反応が生じている中で、応力やひずみが作用している状態で進行する。また高温水中においては、それら反応や拡散の挙動は電気化学的挙動と高温酸化の挙動の両方の特性を併せ持ったものと想定されている<sup>11</sup>。疲労損傷を受ける材料に対し、CUF と上記反応の結果である皮膜劣化との相関ならびにき裂発生と微小き裂進展過程に関する知見は、メカニズム解明に貢献するものと考えられる。また、き裂進展過程における腐食疲労破面はひずみ速度、応力比や負荷振幅に応じて粒内割れもしくは粒界割れを示す<sup>12</sup>。現在、腐食疲労と応力腐食割れに対してその取扱の境界が明瞭となっていないが、破面の類似性に見られる様にメカニズム解明により両者の連続性についても説明を加えることが可能と思われる。

昨年度までに、疲労累積損傷評価に関し、これまでも腐食疲労き裂進展において適用されている時空間解析<sup>13</sup>を適用した整理法を既存データに適用し、力学的因子に基づく環境効果の検討をPWR環境での316ステンレス鋼の環境疲労に対して実施した。この手法はBWR環境において低合金鋼の疲労累積過程に対して、ひずみ速度が異なっても統一的に寿命を整理できることが報告されている<sup>13,14</sup>。このことにより従来なき裂進展からき裂発生・微小き裂進展への拡張と遷移モデルの検討が可能になると期待されるため、本年度においてもPWR環境中での316ステンレス鋼を対象にその適用範囲と、本手法を利用した微小き裂と巨視的き裂の遷移機構について検討する。

本研究では、時空間解析法を一昨年度までに平滑試験片によるひずみ制御下での試験結果に適用してきたが、昨年度では、新たにCT試験片で得られたき裂進展速度に対して適用

---

<sup>10</sup> X. Q. Wu, Y. Katada, *Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 379, 1-2 (2004) pp. 58-71.

<sup>11</sup> Tetsuo Shoji, Zhanpeng Lu, He Xue, Yubing Qiu, K. Sakaguchi, QUANTIFYING CRACK TIP OXIDATION KINETICS PARAMETERS AND THEIR CONTRIBUTION TO STRESS CORROSION CRACKING IN HIGH TEMPERATURE WATER, *Proceedings of the ASME 2010 Pressure Vessels & Piping Division / K-PVP Conference, PVP2010*, 2010, Bellevue, Washington, PVP2010-25238.

<sup>12</sup> M. Itow, M. Itatani, M. Kikuchi, N. Tanaka, Crack Growth Behaviors of Low Carbon 316 Stainless Steels in 288°C Pure Water, *Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power System - Water Reactors -*, 2005: TMS, 65-70.

<sup>13</sup> Akihiko Hirano, Atsuya Hirano, Satoshi Kanno, M. Yamamoto, TIME-BASED FATIGUE EVALUATION METHOD OF CARBON STEEL IN HIGH-TEMPERATURE PURE WATER ENVIRONMENT, *PVP-Vol. 374, Fatigue, Environmental Factors, and New Materials*, 1998, San Diego: American Society of Mechanical Engineers

<sup>14</sup> 平野 敦也, 平野 明彦, 菅野 智, 山本 道好, 林 眞琴, *日本機械学会論文集. A編*, 65, 634 (1999) pp. 1370-1376.



した。これは、き裂発生時から巨視的き裂の成長段階を統一的に整理することを最終目標としている。高温水中での応力腐食割れにおいては、図 3.2.2-1 に示すとおりき裂発生過程は予兆期(Precursor)、潜伏期(incubation)と低速成長(Slow growth)といった過程に分かれることが提案<sup>15</sup>されており、環境疲労においては、予兆期には局所酸化やすべり帯の固定化、潜伏期や低成長期においてはき裂の合体や酸化の加速といった現象が相当すると考えられる。加えて、酸化動力学曲線に基づいたメカニズムの遷移を考慮し、環境中で変形を受けるステンレス鋼の割れ挙動について調査する。

以上の考え方に基づき、本年度は後の環境疲労グランドデザインにおいて必要とされている環境疲労き裂発生並びに微小き裂進展、破壊力学き裂進展の各プロセスにおけるメカニズム解明のためのデータ取得を行い、環境疲労評価手法の高度化を図る。対象はPWR一次冷却水環境中(還元性環境)でのステンレス鋼とし、なぜその環境条件において高い環境効果補正係数(Fen)値を示すのかそのメカニズム検討の方向性を確認する。応力腐食割れにおいては、還元性環境での 316 ステンレス鋼の割れを研究した事例<sup>16</sup>があり、脱気高温水環境における動的ひずみ下での割れはすでに報告されている(図 3.2.2-2)。このことは、環境疲労と応力腐食割れとの連続性(粒界割れや粒内割れの連続性)を支持する結果であり、上述した考え方における酸化や力学的因子の作用を検討していく方向性を支えるものである。

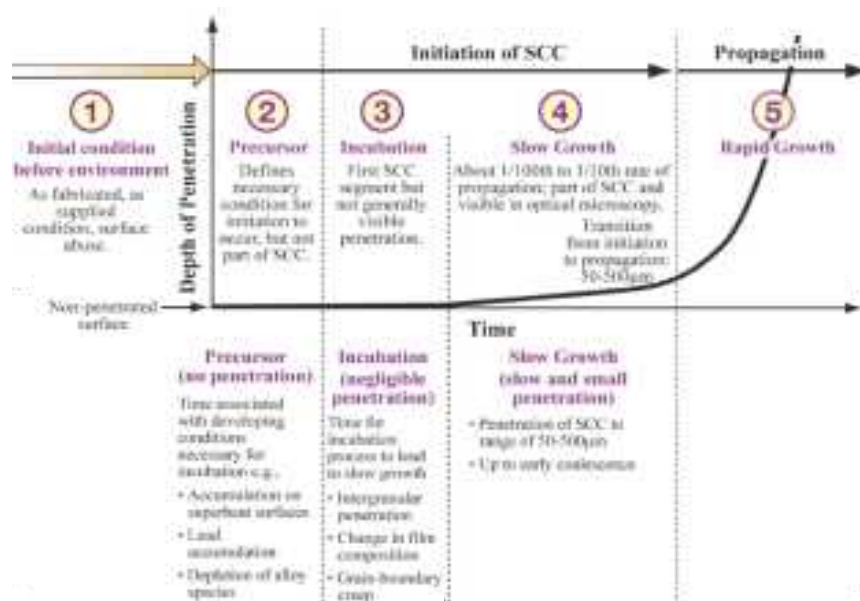
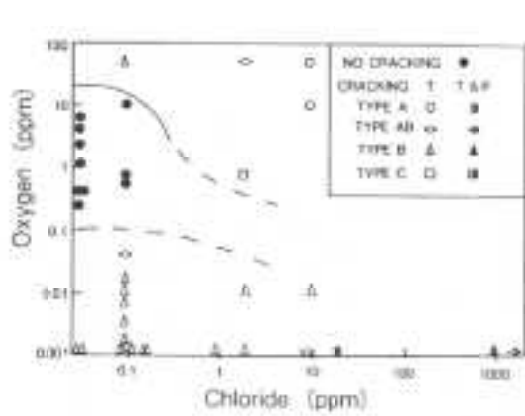


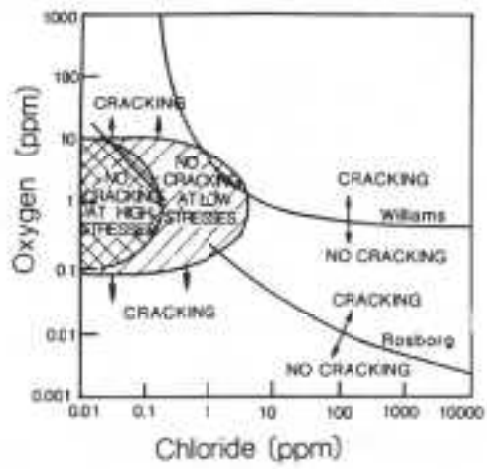
図 3.2.2-1 高温水中で発生・進展する応力腐食割れのき裂成長挙動と影響因子<sup>15</sup>

<sup>15</sup> R. W. Staehle, QUANTITATIVE MICRO-NANO (QMN) APPROACH TO SCC MECHANISM AND PREDICTION-STARTING A THIRD MEETING, Proceedings of the 15 th International Conference on ENVIRONMENTAL DEGRADATION of Materials in Nuclear Power Systems -Water Reactors, 2011, Colorado Springs, Colorado: John Wiley & Sons, Inc., 1535-1625.

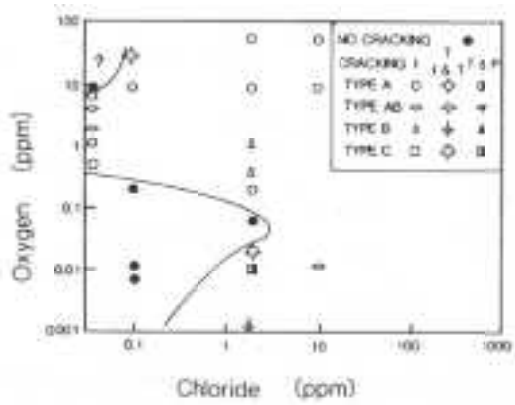
<sup>16</sup> Congleton et al., Corrosion Science, 25 (1985) pp.769-788.



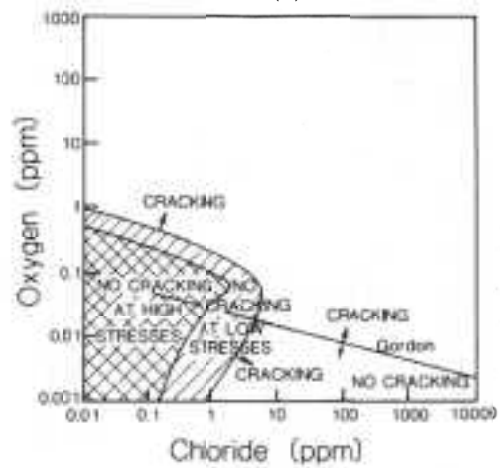
(a)



(b)



(c)



(d)

図 3.2.2-2 低腐食電位領域での割れ特性<sup>16</sup>

(a) (b) 溶体化 316 ステンレス鋼、(c) (d) 鋭敏化 316 ステンレス鋼

(2) 時空間解析法による平滑試験片の環境疲労挙動評価

1) 評価方法

図 3.2.2-3 に平野らによる BWR 環境中の低合金鋼に対する時空間解析結果の例<sup>14</sup>を示す。ここでは肉厚 1 mm の円筒型試験片による環境中疲労データに対して、リーク発生までの繰返し数  $N_{leak}$  において、き裂長さが 1 mm に成長しているを見なし、この 1 mm を疲労寿命までの所要時間で割った値  $1/t_{fw}$  mm/s を時間基準公称き裂進展速度とし、図の縦軸としている。横軸は、中実丸棒試験片により大気中で得られた疲労寿命  $N_{25}$  (疲労寿命の 1/2 の繰返し数における応力から 25%低下した時の繰返し数) を元に、疲労寿命におけるき裂長さが 1 mm となるとしてもとめた大気中の時間基準公称き裂進展速度である。

公称き裂進展速度の一般式は、三角波荷重負荷の場合において、引張負荷時と圧縮負荷時のひずみ速度が同じであり、 $\dot{\epsilon}$  である場合、下記の通り示される。

$$\frac{da}{dt} = \frac{a_f}{t_f} = \frac{a_f}{N_f \times 4 \cdot \epsilon_a / \dot{\epsilon}}$$

(三角波負荷の場合)

ここで、 $a_f$  : 寿命時におけるき裂長さ、 $N_f$  : 疲労寿命、 $\epsilon_a$  : ひずみ振幅である。

図中の破線は大気中ならびに環境中のき裂進展速度が一对一に対応する位置を示している。もし環境がき裂進展速度へ影響しない場合はこの破線上にプロットされる。従って、プロットとこの破線との差が環境効果を表すことになる。整理を行った試験データに対しては、ひずみ速度ならびにひずみ振幅に関わらずおおむね一本の線に乗る分布を示している。このことは、ひずみ速度および振幅にかかわらず、高温純水中での環境疲労は一つの線で整理できることを表している。

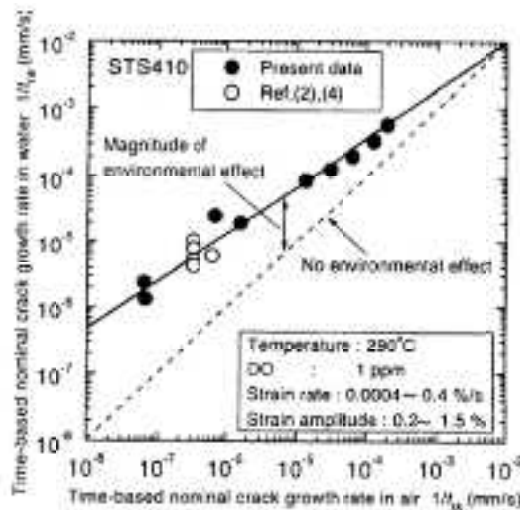


図 3.2.2-3 炭素鋼 STS410 の大気中ならびに 290°C 模擬 BWR 環境中での公称き裂進展速度の関係<sup>14</sup>

本研究では、実用原子力発電設備環境中材料等疲労信頼性実証事業にて得られた環境中疲労試験データに対して、時空間解析による整理法を適用した。特に大きな環境効果補正係数  $F_{en}$  が報告されている PWR 一次冷却水模擬環境中におけるステンレス鋼のデータを対象とした。

時間軸基準の疲労寿命を求めるため、疲労試験データのうち、中空試験片により得られたリーク発生までの繰返し数  $N_{leak}$  ならびにひずみ振幅、ひずみ速度から疲労寿命までの所要時間（大気中： $t_{fA}$ 、環境中  $t_{fW}$ ）を求め、その逆数をもって公称き裂進展速度と定義した。この公称き裂進展速度は疲労試験中の時間基準のき裂進展速度を代表する値となる。大気中での疲労寿命は、室温大気中疲労カーブである以下の式で示される堤カーブより求めた。

$$\epsilon_a = 23.0 \cdot N_a^{-0.457} + 0.11$$

ここで、環境疲労で用いた中空試験片の肉厚は 3 mm であり、 $t_{fW}$  を 3mm で除することにより、時間基準公称き裂進展速度とした。また、大気中では中実試験片による疲労寿命を用いている。過去の研究結果<sup>17)</sup>によれば、大気中において疲労寿命 N25 到達時にはき裂深さは約 3 mm と報告されており、本解析においても疲労寿命時にき裂深さが 3 mm に達したとして大気中時間基準公称き裂進展速度を定義した。

## 2) 結果および考察

図 3.2. 2-4 にステンレス SCS14A の大気中ならびに 325°C PWR 一次冷却水中での公称き裂進展速度の関係を示す。対象とした環境中疲労試験データの採取条件はひずみ速度が 0.00001%/s から 0.4%/s であり、ひずみ振幅は 0.17%、0.2%、0.3%、0.4% と 0.6% の 5 条件のデータとした。この図は昨年度までに報告済みである。図中の破線は大気中ならびに環境中のき裂進展速度が一対一に対応する位置を示している。もし環境がき裂進展速度へ影響しない場合はこの破線上にプロットされる。従って、プロットとこの破線との差が環境効果を表すことになる。整理を行った試験データに対しては、ここでも、平野らの報告と同様にひずみ速度やひずみ振幅に関わらず一つの線にて整理可能であることがわかり、異なる力学条件下の疲労寿命を統一的に評価可能であるといえる。また、ひずみに依存したメカニズムであり、皮膜破壊に関係する挙動であると予想される。ただし、ひずみ速度 0.4%/s については、ひずみ振幅が小さい場合 (0.17% ならびに 0.2%) では他のより遅いひずみ速度からの分布と類似しているのに対し、振幅が 0.3% ならびに 0.6% では傾きの異なるような傾向を示している。

ここで評価点の分布を詳細に観察すると、大気中時間基準公称き裂進展速度において、 $3 \times 10^{-8}$  mm/s より速い速度においては、ほぼ直線で分布しており、き裂進展速度の低下と

<sup>17)</sup> O. K. Chopra, Effects of LWR Coolant Environments on Fatigue Design Curves of Austenitic Stainless Steels, NUREG/CR-5704ANL, 1999.

もに環境効果が大きくなる事が分かる。一方で、 $3 \times 10^{-8}$  mm/s 以下の低進展速度領域では  $45^\circ$  線に平行に分布する傾向を示している。この試験条件内では環境効果が飽和することを意味しており、従来の  $F_{en}$  値に飽和ひずみ速度を設けることの妥当性を支持する結果であると考ええる。

図 3. 2. 2-5 に 15cc/kgSTP の溶存酸素濃度を用いて得られた環境疲労試験結果を整理して示す。ここでは図 2. 4. 3-4 のうち、316 ステンレス鋼の評価結果を併せて示す。すなわち、30cc/kgSTP と 15cc/kgSTP について整理しているが、両者に違いは認められない。よって 15~30 cc/kg の範囲では溶存水素濃度の影響はないと結論づけられる。

すべり溶解モデルでは、皮膜の破壊後に次の 3 つの過程の溶解が生じるとしている。① 活性溶解、② 電流密度減衰過程、③ 不導態維持過程である。水素が酸化に対する役割としては種々考えられるが、この①ならびに②の過程においては金属溶出が卓越しており、水素の効果は比して低いものと考えられる。③の過程においては、変形したき裂先端部や皮膜下に存在する転位や、すべりなどの水素との作用も考えられることから、比較的水素の反応への寄与はあるものと考えられる。このモデルでは、ひずみ速度が遅いほど③の過程の割合が多くなるため、低いひずみ速度領域での溶存水素濃度の影響評価が必要と考えられる。また、15cc/kgSTP までの濃度であり、低い濃度での評価も望まれる。

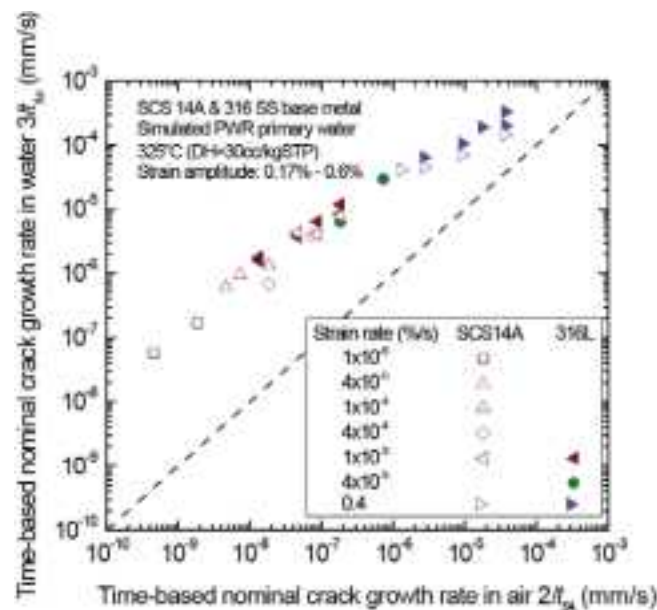


図 3. 2. 2-4 SCS14A ならびに 316 鋼における環境疲労の時空間解析法による評価

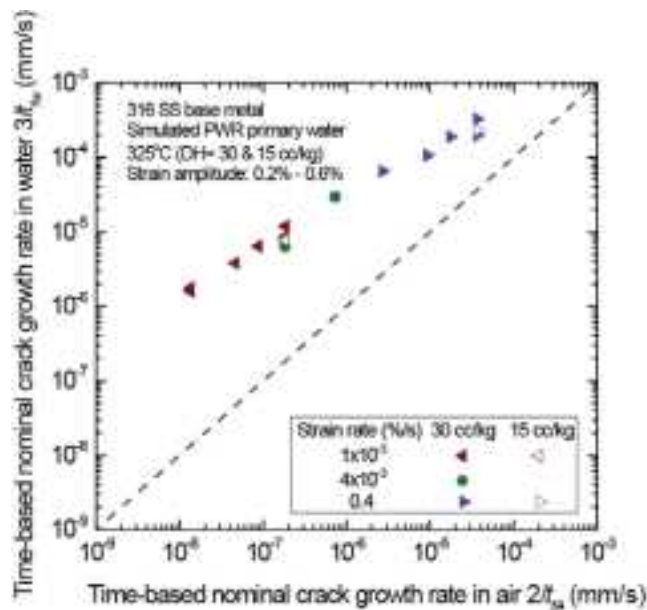


図 3.2.2-5 316 鋼における環境疲労の溶存水素依存性の時空間解析法による評価

(3) 環境中疲労き裂進展速度を用いたき裂進展挙動の連続性の検討

平滑試験片に加えて、コンパクトテンション(CT)試験片による環境中き裂進展速度を用いて時空間解析を行った。対象としたき裂進展速度は、平成16年度実用原子力発電設備環境中材料等疲労信頼性実証事業により得られたものであり、PWR 一次冷却水模擬環境中で325℃にて得られたものである。周波数範囲は0.01 から0.1cpm とし応力比Rは0.1にて得られたデータを対象とした。図3.2.2-6 に得られた結果を中空円筒試験片の結果とともに示す。直接的な比較においては、一つの線に分布するがき裂進展において、環境効果が小さいように見える。また、CT 試験片では、低進展速度側でも環境効果がまだ飽和していない様子が見える。それぞれの試験法におけるき裂寸法や試験片の寸法効果を含めてひずみ速度代表パラメータ間の整合性の検討が必要と考えられる。

図3.2.2-7 は大気中並びに環境中 (PWR 及び BWR) における微小き裂進展挙動<sup>18</sup>を示す。図3.2.2-7(a)は寿命に対してき裂長さを模式的に示しているが、初期の微細構造的微小き裂から機械論的微小き裂への遷移が描かれている。例えば、初期の微細構造的微小き裂においては、寿命のごく初期に進展速度の速い領域が存在し、その後寿命経過に伴う遷移期間においては遅い進展速度を示すことが分かる。これら微小き裂進展挙動を評価するために、実験で得られた微小き裂長さを繰り返し数に対して整理したものが図3.2.2-8である<sup>18</sup>。き裂長さは繰り返し数に伴い単調に増加していることが分かる。また、き裂進展速度もき裂の成長に従い、単一に増加していることも読み取れる。このことは、同図の評価範囲においては、図3.2.2-7 に示される様な微細構造的微小き裂領域は含まれず、機構論的

<sup>18</sup> O.K. Chopra, Mechanism and Estimation of Fatigue Crack Initiation in Austenitic Stainless Steels in LWR Environments, NUREG/CR-6787ANL-01/25, Aug. 2002.

微小き裂の進展範囲のみ整理されていると考えることができる。図 3.2.2-9 に図 3.2.2-8 から求めたき裂長さ毎の進展速度を示す<sup>18</sup>。大気中のデータは、Obertlik ら<sup>19</sup>の試験結果を基に整理されたものであり、推定値となっている。

以上の報告に基づき、大気中並びに環境中のサイクル基準の微小き裂進展速度、 $da/dN$  をき裂長さに対して整理したものが図 3.2.2-10 である。実線は大気中の推定値である。図 3.2.2-9 から、同じき裂長さの所での大気中並びに環境中のき裂進展速度を周波数、 $dN/dt$  を用いて時間基準の進展速度に変換し、時空間解析表示したものが図 3.2.2-10 中の実線である。図 3.2.2-9 の PWR データの 3 点鎖線を用いているので、直線的に示されているが、実験点ごとに表示する事も可能である。データセットが 304SS であるので他の 316L データと異なるが、平均的なデータを整理した結果よりも破壊力学的き裂進展を整理したデータ群に近づいており、上述の手法による時空間解析により微小き裂進展挙動が破壊力学的き裂進展データと直接的に比較・整理される事を示している。

以上の整理を時空間解析法の方法論に従い、定式化すると以下の通りとなる。

まず、図 3.2.2-9 に示されるき裂長さに対してのき裂進展速度  $da/dN$  は、図中に直線として表されることから次式が成立する。

$$\frac{da}{dN} = B \cdot a^n$$

ここで、 $B$ 、 $n$  は定数である。時間基準の進展速度は、上式に負荷の繰り返し周波数  $f$  との関係に基づき以下の式で表される。

$$\frac{da}{dt} = B \cdot a^n \frac{1}{f}$$

一方、破壊力学的き裂進展の疲労き裂進展については、一般的にパリズ則に従い、その関係式は以下の通りである。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$$

ここで、 $C$ 、 $m$  は定数、 $\Delta K$  は応力拡大係数繰り返し範囲である。こちらも時間基準の進展速度は  $f$  を用いて下記の通りとなる。

$$\frac{da}{dt} = C(\Delta K)^n \frac{1}{f}$$

また、応力拡大係数  $K$  とき裂長さ  $a$  の関係は一般式として次式で表される。

$$K \propto \sqrt{a}$$

この関係から  $K$  を  $a$  で表現し、定数を整理すれば、破壊力学的き裂進展の時間基準の疲労き裂進展速度は、以下の通りとなる。

---

<sup>19</sup> K. Obertlik, J. Polák, M. Hájek, A. Vašek, "Short fatigue crack behaviour in 316L stainless steel", International Journal of Fatigue, Vol. 19, No. 6, 1997, pp. 471-475.

$$\frac{da}{dt} = A \cdot a^m \frac{1}{f}$$

以上より得られた微小き裂進展ならびに破壊力学的き裂進展の環境中と大気中き裂進展速度の関係は、それぞれ次式に示される。

$$\left. \frac{da}{dt} \right|_E = \frac{B_{air}}{B_E} a^{(n_{air}/n_E)} \cdot \left. \frac{da}{dt} \right|_{air} = B_0 \cdot a^{\dot{n}} \cdot \left. \frac{da}{dt} \right|_{air} \quad (\text{微小き裂進展})$$

$$\left. \frac{da}{dt} \right|_E = \frac{A_{air}}{A_E} a^{(\dot{m}_{air}/\dot{m}_E)} \cdot \left. \frac{da}{dt} \right|_{air} = A_0 \cdot a^{\dot{m}} \cdot \left. \frac{da}{dt} \right|_{air} \quad (\text{破壊力学的き裂進展})$$

ここで、 $\frac{n_{air}}{n_E} = 1$ あるいは $\frac{\dot{m}_{air}}{\dot{m}_E} = 1$ であるときは、時空間解析図で45°線上にプロットされることになる。

以上の関係式においては、微小き裂進展と破壊力学的き裂進展は時空間解析において整理するには同様の式形態で表現できることから、時空間解析による連続的遷移挙動の検討は妥当であるということが分かる。また、これらの式は試験データならびに疲労き裂の進展原理から導出されており、機構に基づいた評価が可能であると考えられる。

以上の整理に用いたデータは304ステンレス鋼であり、本研究で対象とした316ステンレス鋼とは挙動が異なる可能性も存在するため、定量評価には注意が必要である。また、環境中の微小き裂進展挙動の評価においては、単一試験片におけるき裂の進展挙動評価は実験上困難であり、環境中で疲労損傷を受けた中断試験片に対して寿命消費率とき裂数や長さの分布の関係を求める方法が妥当であると考えられる。

図3.2.2-11に316ステンレス鋼の325°C PWR一次冷却水模擬環境中において、ひずみ振幅0.6%、ひずみ速度0.001%/sにおいて50回繰り返し後の試験片断面のき裂深さ分布を示す。これまでの整理範囲ではき裂長さが数百 $\mu\text{m}$ 程度以上のき裂を対象としていたため、本実験ではそれよりも小さい数十 $\mu\text{m}$ のき裂を対象として含むように努めた。同一の負荷条件において、110回繰り返し後の結果を図3.2.2-12に示す。試験片は中空丸棒試験片を用い、環境中で負荷後に試験片のゲージ部(長さ25 mm)の全長断面2箇所に含まれるき裂を観察した。

50回繰り返し後では、20 $\mu\text{m}$ 以下のき裂が多数存在しているが、110回においては、それら範囲での個数は減少し、40 $\mu\text{m}$ 以上のき裂の存在が確認できる。この減少は、初期に発生したき裂が単純に成長したものと考えられ、50回から110回の繰り返し負荷中でのき裂発生はあまり顕著でないことが伺える。また、図3.2.2-7(a)と図3.2.2-8の関係から、微細構造的微小き裂から機械論的微小き裂への遷移は数百 $\mu\text{m}$ 前後に存在すると仮定される。この遷移期間では進展速度が一時的に小さくなることから、この期間でき裂停留も考えられる。このため、数十 $\mu\text{m}$ 程度のき裂を対象とした成長挙動の追跡がき裂の遷移と停



留挙動の解明に有効であると考えられる。

今後系統的な試験 データの蓄積によりこのような整理を進める事により、微小き裂進展から破壊力学的き裂進展までを時空間解析法により網羅的に整理、予測する事が可能と思われる。

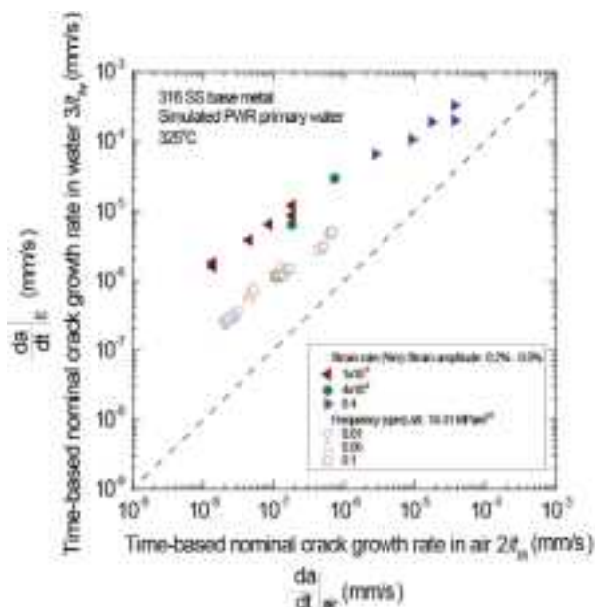


図 3.2.2-6 316 鋼における環境疲労の時空間解析法による評価  
(中空円筒試験片ならびに CT 試験片)

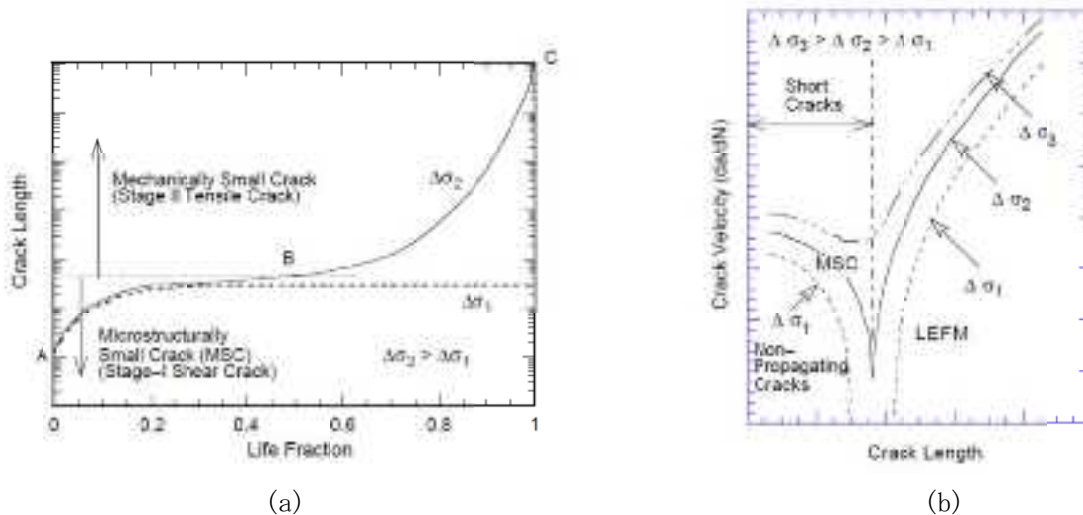


図 3.2.2-7 微小き裂進展挙<sup>18</sup>  
(a) 寿命に対するき裂長さ、(b) き裂長さ毎のき裂進展速度

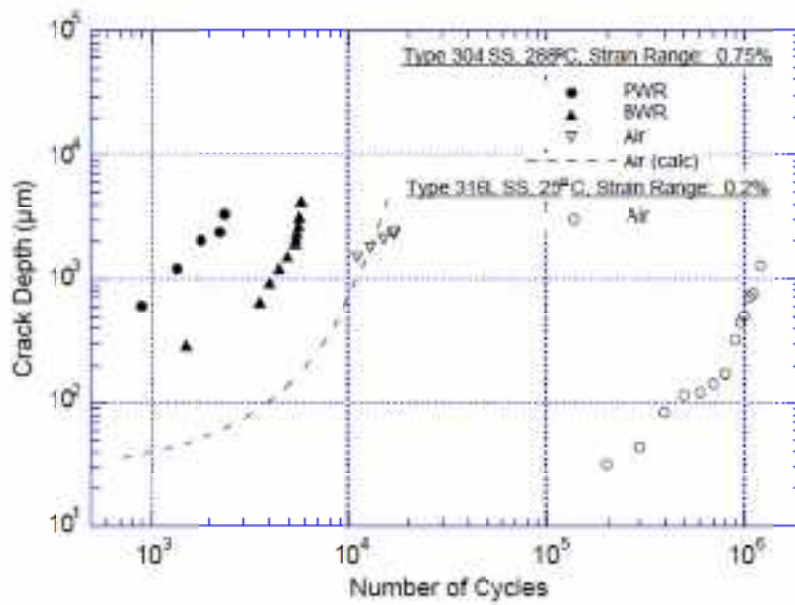


図 3.2.2-8 大気中並びに環境中（PWR 及び BWR）における微小き裂進展挙動<sup>18</sup>

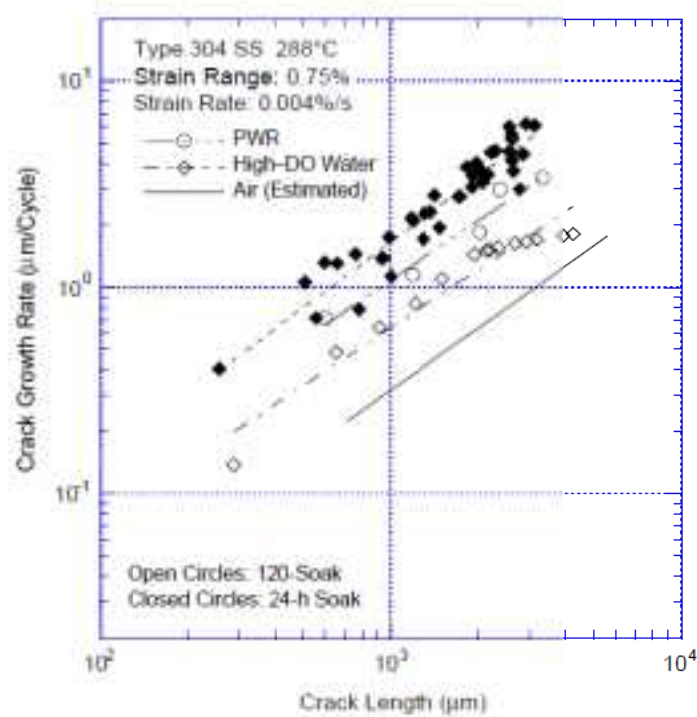


図 3.2.2-9 316 ステンレス鋼の中実丸棒試験片におけるき裂成長挙動(大気中)<sup>18</sup>

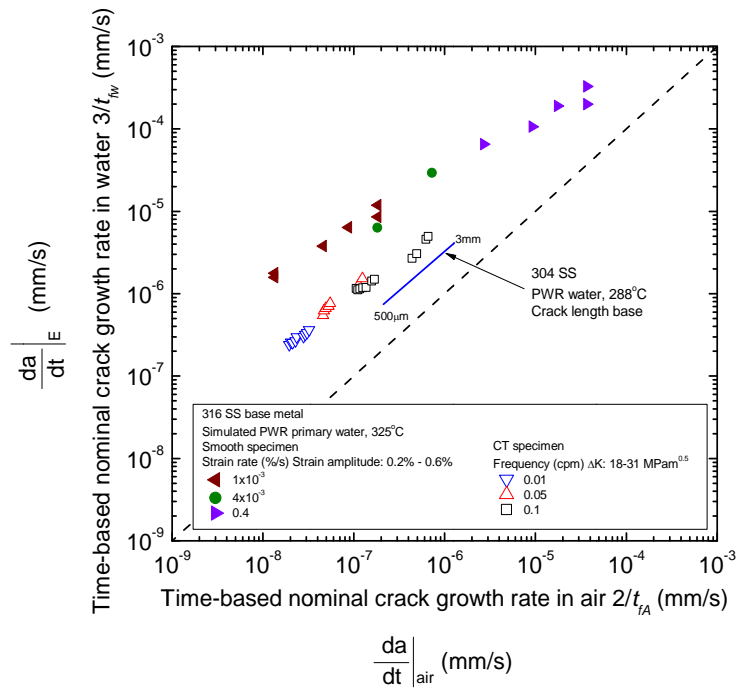


図 3.2.2-10 大気中ならびに環境中でのき裂成長挙動模式図

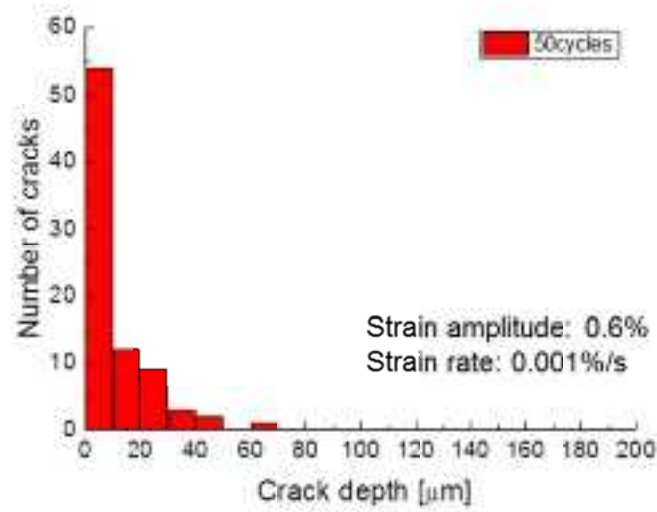


図 3.2.2-11 寿命初期におけるき裂深さ分布

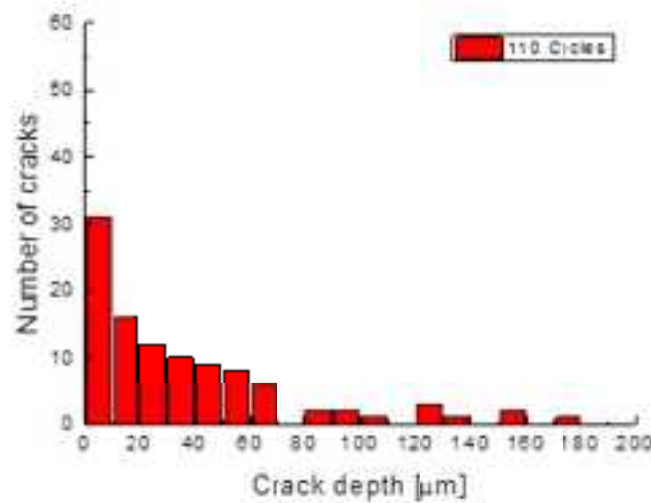


図 3.2.2-12 寿命中期におけるき裂深さ分布

(4) PWR 一次冷却水環境下のステンレス鋼の環境中疲労寿命低下メカニズム解明

図 3.2.2-13 に示す中空丸棒試験片を作製し、一軸負荷によるき裂発生・成長挙動を観察した。試験片は機械加工により製作し、中空部はドリルによる加工ままとした。環境中負荷試験条件を表 3.2.2-1 にまとめて示す。試験状況を図 3.2.2-14 に示す。試験片中空部に高温水を注入し、試験片外周部にのび計を設置し、ひずみ制御の負荷試験とした。溶存水素濃度を 30 cc/kgSTP、ひずみ速度は  $2.40 \times 10^{-7}$  %/s、ならびに  $2.46 \times 10^{-8}$  %/s の二条件とした。

中空部においては加工硬化が生じているため、あらかじめ同一加工条件で製作した中空試験片の断面に沿って硬さを計測した。結果を図 3.2.2-15 に示す。中空部内面から約 100 μm 程度までに発達した硬化層の存在が見られる。

環境中ならびに大気中(室温ならびに 325℃)で得られた応力-ひずみ曲線を図 3.2.2-16 にまとめて示す。大気中においては、室温から 325℃では最大応力、破断ひずみの減少が確認できる。また、325℃大気中と環境中においては、組成変形後の挙動にはあまり大きな差がない一方で、破断ひずみに明確な差が生じていることが分かる。

環境中において引張負荷し、破断した後の破面を図 3.2.2-17 に示す。試験片内面より主に粒界を進展するき裂が観察され、ひずみ速度の遅い  $2.46 \times 10^{-8}$  %/s の条件ではより明瞭に粒界割れ破面が見られる。その後、変形を伴い粒内き裂として断面貫通に至っていることが分かる。このように試験では粒内+粒界割れが発生・進展する結果が得られており、メカノケミカルプロセス(環境因子+力学因子)としてメカニズムを捉えることの妥当性を支持している。

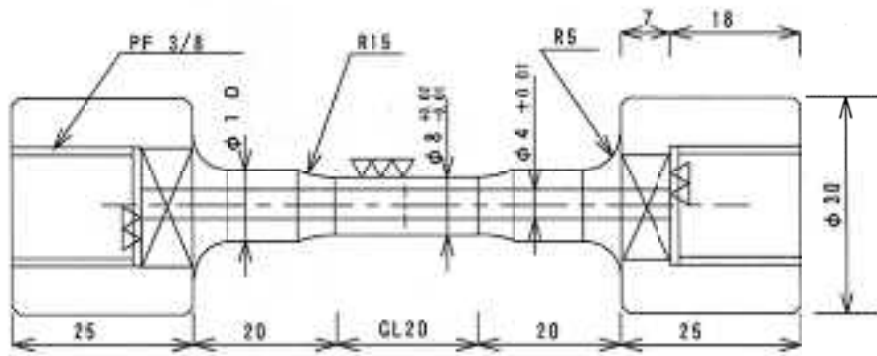


図 3. 2. 2-13 試験片形状

表 3. 2. 2-1 試験条件

| PWR 一次冷却水模擬環境    |   |
|------------------|---|
| 温度 (°C)          | 325   |
| 水質               | 500 ppm B (as H <sub>3</sub> BO <sub>3</sub> )、2 ppm Li (as LiOH) |
| 溶存水素 (cc/kg STP) | 30  |
| ひずみ速度 (%/s)      | 2.40 × 10 <sup>-7</sup> 、 2.46 × 10 <sup>-8</sup>                 |



図 3. 2. 2-14 引張試験

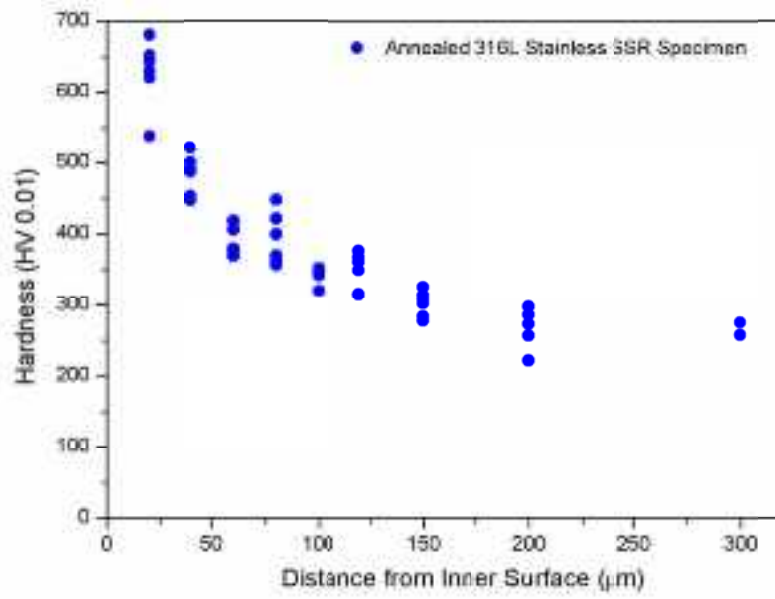


図 3.2.2-15 試験片深さ方向硬さ分布

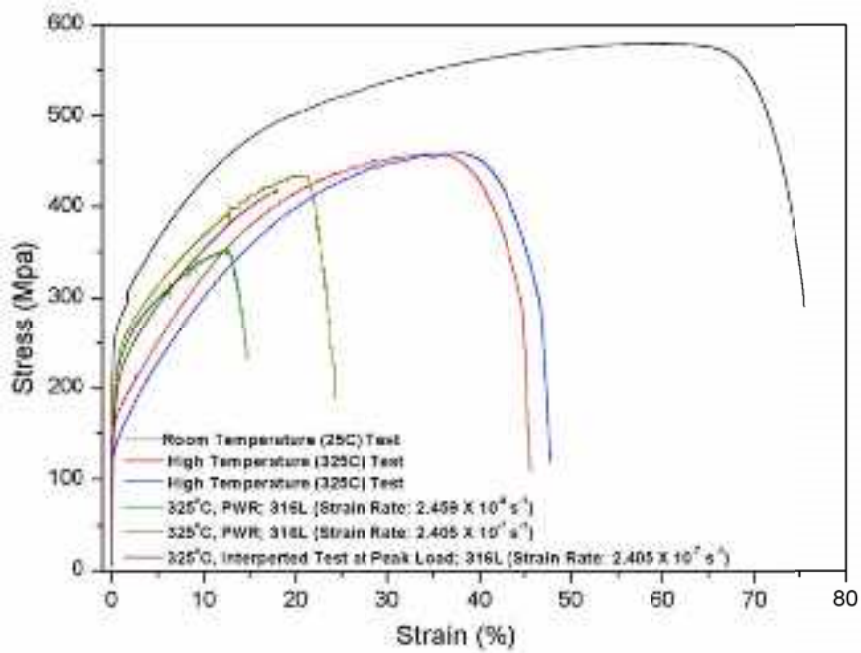
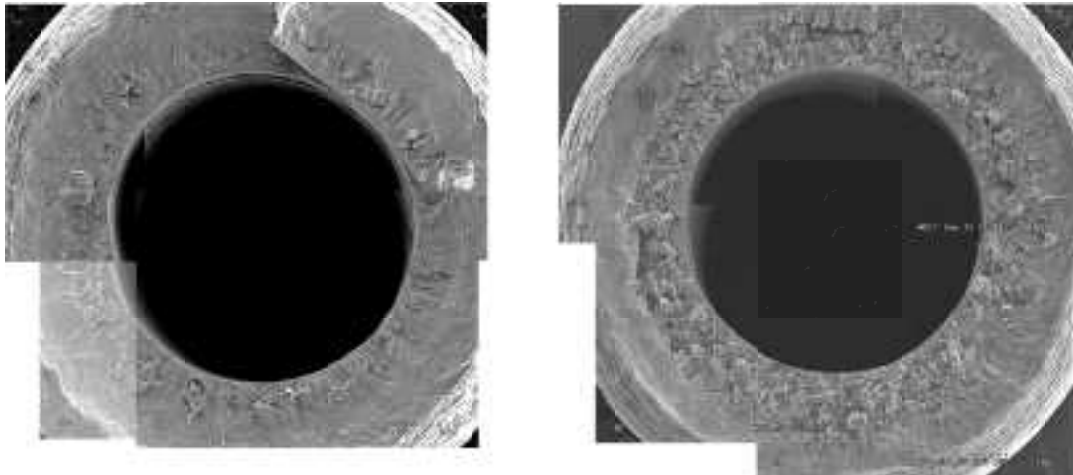


図 3.2.2-16 環境中ならびに大気中における応力-ひずみ曲線



(a) ひずみ速度： $2.40 \times 10^{-7}$  %/s

(b) ひずみ速度： $2.46 \times 10^{-8}$  %/s

図 3. 2. 2-17 PWR 一次冷却水模擬環境中低ひずみ速度引張負荷により発生・進展したき裂  
(粒内割れ+粒界割れ)

#### (5) まとめ

疲労累積損傷評価に関して、これまでも腐食疲労き裂進展において適用されている時空間解析を適用した整理法を既存データに適用し、力学的因子に基づく環境効果の検討を行った。ステンレス鋼については、ひずみ速度ならびにひずみ振幅に関わらず概ね一本の線に乗る分布が得られた。

環境疲労における微視的き裂挙動と巨視的き裂進展挙動を検討するため、平滑試験片に加えて CT 試験片から得られたき裂進展速度に対して時空間解析法を適用した整理を行った。両者は個々には一つの線で整理可能であり、いずれも力学因子依存の挙動であることが確認されたが、定量的に両者は一致しなかった。

上記を踏まえ、き裂深さ毎の進展速度の評価結果を用いて時空間解析を実施した結果、これらデータは CT 試験片(破壊力学的き裂進展)を整理したデータ群に近づいており、微小き裂進展挙動と破壊力学的き裂進展挙動はより直接的に比較・整理される事が示された。また、機構的に両者の共通性について説明を与えることが可能であった。

PWR 一次冷却水中のステンレス鋼の環境加速について、水素加速酸化機構の検討のため、環境中低ひずみ速度試験を実施した。強加工した試験片では粒内+粒界割れが発生・進展する結果が得られ、メカノケミカルプロセス(環境因子+力学因子)としてメカニズムを捉えることの妥当性を支持する結果が得られた。またこのことは、冷間加工された 316 ステンレス鋼の PWR 環境下における応力腐食割れに対して、破面の特徴も含めた連続性を示唆していると考えられる。

以上の今年度成果を踏まえ、今後の課題として以下が挙げられる。

- ① PWR のステンレス鋼を対象としたため、既存データでは限られた範囲でしか評価されていない溶存水素濃度の影響評価が必要である。
- ② 時空間解析では巨視的き裂と微小き裂の連続性が言及できる見込みが得られたが、加えて、累積損傷係数を議論するために試験片の寸法効果、実機構造物と試験片の相関を得るための検討が必要である。



### 3.2.3 疲労割れ非破壊評価の高信頼化

本研究の目的は、システム安全の観点から原子力発電所の安全性を確保するために必要となる、信頼性の高い非破壊評価スキームの構築に反映する知見を整理し、疲労割れ（SCCを含む。）を効率的・効果的に評価・管理する手法を確立するための技術基盤構築に資することである。

この目的を達成するため、今年度は下記を実施する計画を立案し、研究を開始した。

◆ システム全体の疲労状態を効果的に把握するための疲労評価管理の在り方に関する調査  
疲労感受性を有すると考えられるシステム全体の疲労状態を概略把握し、比較的疲労感受性の高い個所をスクリーニングするとともに、スクリーニングされた機器の疲労状態を詳細把握して全体管理するという2段階方式を想定し、それを実現できるモニタリング技術を含む非破壊検査方法とリスク評価を含む解析評価方法とについて調査する。その調査結果を踏まえて本方法の有効性、システム安全への寄与度などを評価検討する。

◆ 機器の疲労割れ状態を詳細把握するための非破壊検査技術の性能を見極めるための調査  
疲労評価グランドデザインに基づく高度な疲労評価管理において、不可欠な非破壊検査技術の性能（欠陥サイジング精度や欠陥検出率など）の現状を知るため、重要と考えられるその影響因子に関するデータを採取し、疲労評価グランドデザインの策定と信頼性の高い効果的な疲労評価スキームの構築に反映する知見を整理・提供する。

◆ 非破壊検査性能を見極めるための国内外動向調査

信頼性の高い効果的な疲労評価スキームを構築するために不可欠な非破壊検査技術の性能（欠陥サイジング精度や欠陥検出率など）に関する客観的な情報（検査精度に関するデータ及びその評価など）を得るため、その国内外動向を調査し、その結果を踏まえて必要に応じて疲労評価スキームの構築に反映する知見を整理する。調査対象は、米国NRCによる国際ラウンドロビン試験PARENT及び他産業とする。

◆ 特別点検部位の検査に必要な検査精度と信頼性

改正原子炉等規制法において昨年導入された運転期間延長認可制度に従って、今後、電気事業者が原子力発電所の特別点検を実施し、その結果をまとめて運転期間延長の認可申請を実施してることが想定される。これに対して、規制当局は検査結果及びその評価はもとより、特別点検に相応しい検査性能を有する検査技術が特別点検に適用されているかについても審査・確認する必要がある。本研究の成果はこの問題を検討するのに活用できると考えられたので、当初、計画していなかったが、本検討を追加実施することとした。

以上のように、本研究は疲労割れを対象とした研究ではあるが、検査は疲労割れ以外の劣化事象をも包含する普遍性の高い保全活動であるので、ここでは疲労割れを含む劣化事象全般を念頭に検討を進める。

以下に上記研究を実施した結果について述べる。

## (1) 非破壊検査の在り方に関する調査

上記のように、本研究の目的は信頼性の高い非破壊評価スキームの構築に反映する知見を整理し、疲労割れを効率的・効果的に評価・管理する手法を確立するための技術基盤構築に資することである。この目的を達成するためには、まず始めに、原子力発電所の安全性を確保するために実施する非破壊検査（以下、検査という。）の在り方を明確にする必要があり、そのためには原子力安全と検査がどのような関係にあるか、すなわち原子力安全の構造はどのようなものかを知る必要がある。このため、本研究では検査（あるいは非破壊評価）の観点から原子力安全における検査の位置付け、役割等について検討することから始めることとした。

なお、本項の調査は日本保全学会内に「システム安全検査研究会<sup>1</sup>」を設置して実施した。研究会のメンバーは日本保全学会の規定に則り、会員の中から公募し決定した。その結果、最終的にメンバーは大学関係者と企業等からの専門家がほぼ半数ずつの合計 18 名となった。研究会は 5 回開催し、下記について検討した。

- ・ 原子力安全の構造
- ・ 保全と事故対応の類似性
- ・ 信頼できる合理的な劣化管理方法
- ・ 合理的な検査計画の立案方法
- ・ 評価/検査の不確定要素を考慮した系統の健全性評価
- ・ 劣化管理（特に検査）に関する今後の課題

また、上記の検討を行うに当たって専門家を招聘して POD や検査有効度<sup>2</sup>、システム安全<sup>3</sup>などについて講演いただき、調査・検討を行った。研究会の開催実績と調査検討項目を以下に示す。

### 第 1 回 平成 25 年 7 月 12 日（金）

- ・ システム安全と検査に関する調査検討
- ・ 広域検査・モニタリング法と局所検査・モニタリング法の調査
- ・ POD、検査有効度に関する調査
- ・ 検査精度に関する調査

### 第 2 回 平成 25 年 8 月 20 日（火）

- ・ RCM に関する本来の考え方、具体的展開方法等について
- ・ POD の考え方、評価方法等について
- ・ 広域検査法としてのガイド波による検査法について
- ・ UT の検査精度の整理の仕方、まとめ方について
- ・ システム安全と検査に関する調査検討について（前回のつづき）

<sup>1</sup> 日本保全学会ホームページ (<http://jssm.or.jp/jssm/at/ssi.html>) 参照

<sup>2</sup> American Petroleum Institute 581 における検査有効度

<sup>3</sup> 三上喜貴、“システム安全アプローチの導入の国際比較”、特定領域研究「日本の技術革新—経験蓄積と知識基盤化—」第 2 回国際シンポジウム研究論文発表会 論文集、平成 18 年 12 月 16 日

第3回 平成25年 9月25日(水)

- ・リスクベースメンテナンスにおける検査有効度の考え方について
- ・UTの検査精度の整理の仕方、まとめ方について
- ・システム安全と検査に関する調査検討について(前回のつづき)

第4回 平成25年10月28日(月)

- ・構造信頼性確保のための欠陥検出性能要求について
- ・RI-ISIの国際動向について
- ・検査技術の現状調査について
- ・広域検査技術等の調査について
- ・システム安全と検査に関する調査検討について(前回のつづき)

第5回 平成26年 1月21日(火)

- ・システム安全に関する講演
- ・システム安全と検査に関する調査検討について(前回のつづき)
- ・平成25年度報告書の内容について
- ・平成26年度以降の計画について

1) 原子力安全の構造等に関する検討

(a) 「システム安全」概念に基づく原子力安全の考え方

本事業では、システム安全を「プラントの全体を、個々の機器で構成されているシステムの複合として捉え、その安全は個々の安全を確保するだけではなくシステムとしてつながり、お互いの影響や相乗の関係で評価をして、全体として求められる「原子力安全」につながる機能を評価することで、システム全体として総合的に安全を確保すること」と定義することが提案されている。

一方、我国の安全工学の世界では、システム安全を次のように定義している<sup>4</sup>。

「システムを『組織、人間、手法、材料、要素、装置、施設、ソフトウェアなどの複合体』と定義する。システムの安全確保のためには、設計、製造、運用、保守、廃棄のすべての段階での災害・リスク要因の同定、評価、制御(除去)を行う必要がある。安全規格・法規の上に立ち、システムの災害、リスク及び安全の解析プロセスを対象に、安全技術とマネジメントスキルを統合して応用することを「システム安全(System Safety)」と呼んでいる。」

また、国際的には、システム安全の先駆けとなった米国国防総省のStandard PracticeにおけるSystem Safetyの定義として下記の文章がある<sup>5</sup>。

System Safety: The application of engineering and management principles, criteria, and techniques to achieve acceptable risk within the constraints of operational

<sup>4</sup> 日本機械学会編、門脇 敏、他著「安全工学最前線—システム安全の考え方—」、共立出版(2011)

<sup>5</sup> Department of Defense Standard Practice System Safety, MIL-STD-8882E, 11 May 2012.

effectiveness and suitability, time, and cost throughout all phases of the system life-cycle. (システムの全てのライフサイクルを通した、運転効率と適合性、時間、そしてコストに関する制約条件の下で、受容可能なリスクを達成するための、工学的及びマネジメントの方針、基準、そして技術の適用)

本文章は、システム安全工学(System safety engineering)及びシステム安全管理 (System safety management) をそれぞれ

System safety engineering: An engineering discipline that employs specialized knowledge and skills in applying scientific and engineering principles, criteria, and techniques to identify hazards and then to eliminate the hazards or reduce the associated risks when the hazards cannot be eliminated. (危険源を同定し、そしてそれを排除するか、もしくは危険源自体を排除できない時には関連したリスクを低減するための、科学・工学的原理、基準、そして技術の適用における、専門的知識及び技術を用いた、工学的な規範)

及び

System safety management: All plans and actions taken to identify hazards; assess and mitigate associated risks; and track, control, accept, and document risks encountered in the design, development, test, acquisition, use, and disposal of systems, subsystems, equipment, and infrastructure. (危険源を同定するため/関連するリスクを評価、緩和するため/システム、サブシステム、設備、インフラストラクチャの、設計、開発、テスト、取得、使用、そして廃棄において直面しうるリスクを、突き止め、制御し、受理し、そして文書化するための、全ての計画と行動)

と定義しており、明らかに、システム安全とはシステムの安全そのものではなく、安全を確保するための考え方を指すものである。システム安全に関する国際的非営利団体である International System Safety Society はシステム安全を

The System Safety concept is the application of systems engineering and systems management to the process of hazard, safety and risk analysis to identify, assess and control associated hazards while designing or modifying systems, products, or services<sup>6</sup>. (システム安全の概念は、システム、製品、もしくはサービスを設計もしくは修正する際に、関連する危険源を同定、評価、そして制御するため、危険源のプロセス、安全及びリスク分析にシステム工学とシステム管理を適用すること)

と定義しており、これは上述の米国国防総省の定義をより明瞭にしたものと言うことが出来る。

システム安全の具体的な手順として、当該文章では以下のような8項目が述べられている(典型的な場合は各項目が順に実施されるものであるが、項目間の反復が必要となることもある)。

---

<sup>6</sup> <http://www.system-safety.org/about/> より転載

- 1) システム安全アプローチの文書化
- 2) 危険源の同定
- 3) リスク評価
- 4) リスク緩和法の同定
- 5) リスクの低減
- 6) リスク緩和法の有効性検証
- 7) リスクの受容と承認
- 8) ライフサイクルにわたってのリスク管理

各項目における具体的作業からも、システム安全とは、対象を1つのシステムにとらえ、対象のライフサイクルのすべての段階において、危険につながる要因を事前に系統的に洗い出し、その影響を評価するとともに適切な対策を施すための手法を指しているということがわかる<sup>7</sup>。

上記のいずれの定義にも共通する点は、「システムは安全性に係わる複数の構成要素から成り、その要素間の相互関係により安全性を確保する」という考え方を基盤にしていると考えられる。このような複数要素から成るシステムの安全性について論じるには、まずその構造を知る必要がある。このため、以下では原子力安全がどのような構成要素で構成され、それら要素間の関係がどのようなになっているか、すなわち原子力安全の構造について検討することとする。

#### (b) 原子力安全の構造とその構成要素

原子力安全は、以下に示すように、機械、電気、制御及び土木建築の各設備から成る機械系と、それを運用する人間系の2つの系から成っていると考えられる。(図 3.2.3-1)

機械系は多重性/多様性、独立性などのシステムに冗長性を持たせる安全設計上の配慮やフェイルセーフ、フルプルーフ、インターロック等のヒューマンエラー対策などがなされており、設計上の機能が発揮されれば、一定以上の信頼性あるいは安全性を確保できるようになっている。これに対し、人間系は、通常時（平時）においては機械系を設計条件内で計画的に、しかも安全安定に運用（運転、保全等）し、製品を生産するが、機械系の故障等の内部事象や地震・津波等の外部事象により、異常が生じたり事故状態になったりした時（有事）にも安全を確保しながら機械系を停止、収束させる、いわゆる事故対応を行う。言い換えると、原子力安全は機械系の安全機能と人間系の対応が相俟って確保されると言える。

---

<sup>7</sup> 各要素の概要を述べた和文は、Department of Defense Standard Practice System Safety, MIL-STD-8882E, 11 May 2012 の 4.3 節に述べられている主たる内容の和訳である。



図 3.2.3-1 原子力安全の構造

上記の平時と有事における活動を含む人間系のマネージメントについて以下に検討する (図 3.2.3-2)。

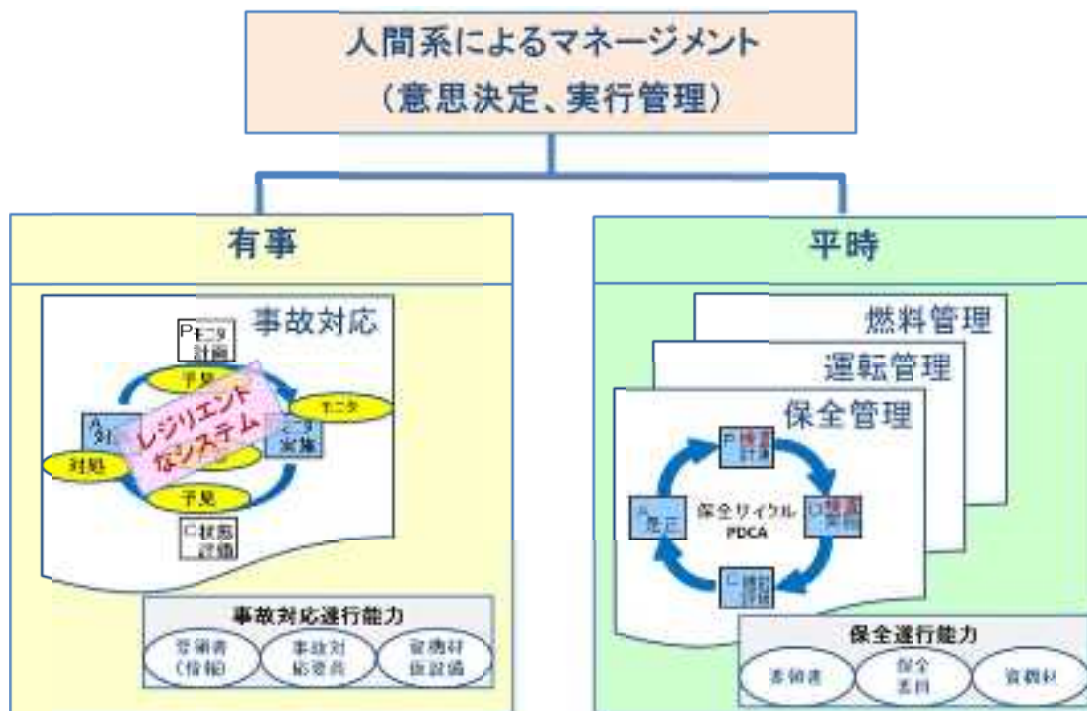


図 3.2.3-2 機械系の安全機能を発揮させるための人間系による活動

平時における保安全は、機械系で劣化が生じ、その結果として機械系の各種機能が低下す

るが、その機能低下を人間系が修復する活動、いわゆる保全のPDCAである<sup>8</sup>。これに対し、事故時における対応は、何らかの起因事象を切っ掛けに事故状態(設計条件を超える状態)が発生して機械系の機能低下が生じ、その機能低下を人間系が修復し収束させる活動であるということができる。事故がどこから発生してどのように進展するかを、ある程度予測できれば、それにいつどのように対処すれば事故を収束できるか、予め対策を検討しておくことができる。すなわち、事故対応計画(緊急時計画)が必要である。また、その事故対応計画が決まっても、それを具体的行動に結び付ける対応マニュアルや緊急時の組織・体制・陣容、構成員の能力、資機材等が準備されていなければ、適切な対処を正確かつ迅速に実施できない。すなわち、緊急時対応の遂行能力が必要である。

以上、述べたことはプラントの通常時(平時)の保全と対応する内容であり、両者の間には少なからぬ類似性があると予測される。そこで、次項ではその類似性について検討する。

### (c) 通常時(平時)の保全と事故時(有事)の保全の類似性

前項で述べたように、保全と事故対応の間には対応するものがあり、類似性があると考えられる。そこで、以下に両者の間の類似点を整理するとともに、その類似性のポイントを把握するため、相違点も整理する。

- a) 保全活動は、劣化等の発生・進展の予測をベースに、対象機器の検査・モニタリングを計画し(P)、それを実行する(D)。そして、結果を劣化等の発生・進展の予測をベースに評価し(C)、必要に応じて対象機器に是正措置を加える(A)。これに対して、事故対応も保全と同様、PDCAのサイクルを構成していると考えられる。すなわち、事故の発生・進展の予測をベースにプラント状態/機器状態を確認するためモニタリングを計画し(P)、それを実行する(D)。そして、その結果を、事故の発生・進展の予測をベースに評価し(C)、必要に応じてプラント状態に対処する(A)。(図3.2.3-3、図3.2.3-4)

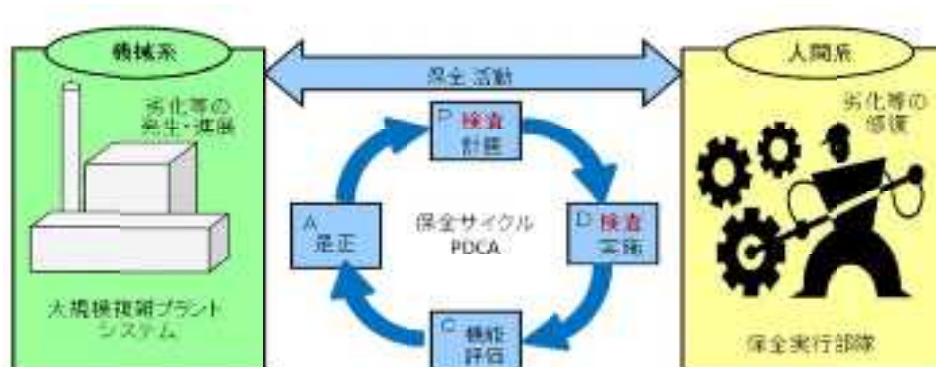


図 3.2.3-3 機械系の安全機能の維持活動(平時)

<sup>8</sup> “原子力発電所の保守管理指針”、(社)日本電気協会 原子力規格委員会、JEAC 4209-2007



図 3.2.3-4 機械系の安全機能の維持活動（有事）

b) 機械系における劣化の発生・進展に対応して立案する保全計画は、対象機器、保全タスク、実施時期の 3 要素で決定されるが、事故対応計画も、対象であるプラント、事故対応タスク、事故対応時期の 3 要素で決定されると考えられるので、両者は類似している。一方、保全計画に従って実施する保全作業の保全遂行能力は、作業要領書、実施体制/要員、使用資機材の 3 要素で決定されるが、事故対応の遂行能力も、事故対応マニュアル、実施体制/要員、使用資機材の 3 要素で決定されると考えられるので、両者は類似している。(図 3.2.3-5)

c) 上記のほかにも両者間の類似点をあげることができる<sup>9</sup>。

前述のように、事故対応にも PDCA サイクルがあると考えられる。すなわち、事故状態のプラントをモニタし (D)、その結果に基づき迅速に判断して対応を取る (A)、さらにその対応によるプラント/機器の反応をモニタし (D)、その結果に基づき迅速に判断して対応を取る (A)、というサイクルである。しかしながら、事故時の対応は、時間的余裕が少なく、短時間のうちに判断する必要があるので、あたかもどこをどのようにモニタするか計画せずに、あるいはモニタ結果を評価せずに事故時対応を行っているかのように見えるが、どこをどのようにモニタするかを考えないでモニタしたり、モニタ結果に基づきプラント/機器の状態を評価もせずに対応を取ったりすることはない。当然、P も C も実施しているが、それらを瞬時あるいは短時間のうちに実施していると見るべきである。言い換えると、有事において P と C に関連する事項は瞬時に実施できるように、予め事故シナリオを想定した上で類型化し標準的な対応を定めて実行できるようにしておく必要がある、ということである。

緊急時におけるレジリエンスとは、一般的に「復元力、回復力、弾力」などと訳される言葉で、近年は特に「困難な状況にもかかわらず、しなやかに適応して生き延びる力」「リスク対応能力・危機管理能力」という意味で使われる。また、レジリエントなシステムに

<sup>9</sup> 青木孝行、高木敏行、“保全科学の観点から見た原子力発電所の保全と事故対応の類似性に関する検討”、日本保全学会 第 10 回学術講演会 予稿集(2013 年 7 月)、pp. 349-354



は、{対処、モニタ、予見、学習}の4機能を持っていることが必要とされている<sup>10</sup>。



Fig.2 Relation between Composing Elements of Maintenance and Emergency Response

図 3.2.3-5 平時の保全と有事の保全の要素の比較

(青木孝行、高木敏行、“保全科学の観点から見た原子力発電所の保全と事故対応の類似性に関する検討”、日本保全学会 第10回学術講演会 予稿集(2013年7月)、pp.349-354より)

「対処」と「モニタ」は平時保全の「是正」と「検査」に対応すると考えられる。「予見」はプラントで発生している事象を予測しモニタ計画を立案・実施すること、あるいはモニタした結果を踏まえプラント状態を評価し対処計画を立案・実行することに対応すると考えられる。また「学習」は事故対応サイクルPDCA全体の経験から得られる教訓を学ぶことと解釈できる。(図3.2.3-6)

この図から「予見」はプラントの状態がどのように推移していくのか、それに伴いプラントのどこにどのような症状が現れるか、などを予測し、それが間違いないことをどこのどのようなパラメータで確認するか、を判断することであることが分かる。また、そのパラメータの確認結果に基づき、予測と現実の差を確認し対処方法を決断することであることが分かる。このように、事故対応はプラント状態がどのように推移していくか、その事故シナリオを如何に正確に予測するかに懸かっている。平時の保全が劣化の発生・進展を如

<sup>10</sup> 北村正晴、“レジリエンス・エンジニアリングの産業安全向上への応用”、ヒューマンインターフェース学会誌「Human Interface」、Vol.14, No.2 (2012)、pp.97-102

何に正確に予測するかに懸っていることと対応する。

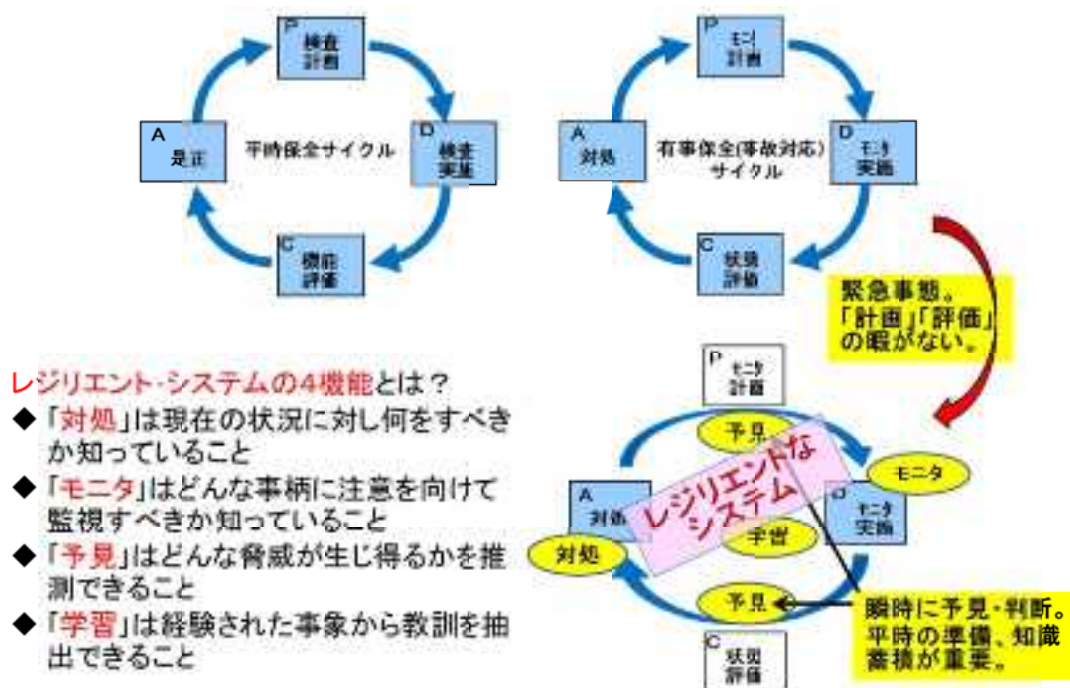


図 3. 2. 3-6 平時保全と有事保全（事故対応）のPDCA 比較

以上述べた平時の保全と有事の保全の類似性を念頭に入れて、原子力安全を確保するための検査の在り方を検討することは重要であると考えられるので、次項において検討する。

(d) 平時保全と有事保全の類似性を踏まえた保全の高度化検討

これまで平時の保全と有事の保全については独立して検討され、発展してきたように思われる。そこで、ここでは両者の類似性を踏まえて両者間で対応する技術的事項について一方から他方をみて、検査を含む保全の在り方や検討すべき点、改善すべき点などについて以下に検討する。

a) 平時保全における機器の劣化評価と有事保全におけるプラント挙動評価

まず、平時保全が対象とする機器の劣化挙動と有事保全が対象とする事故時のプラント挙動を比較する。原子力発電所の機器は供用時間の経過とともに特定の部位で徐々に、あるいは突発的に劣化が生じ、その機能が低下する。このような現象はこれまでの長い経験や試験研究によって、どのような部位でどのような劣化事象がどのように発生進展するか、調査・研究が進んでおり、一定の精度で予測・管理できるようになっている。これに対し、事故に至る過程や事故時のプラント挙動については、必ずしも具体的かつ詳細に検討されているとは言えない状況にある。それは以下に示すような実情があるからである。(図 3. 2. 3-7)

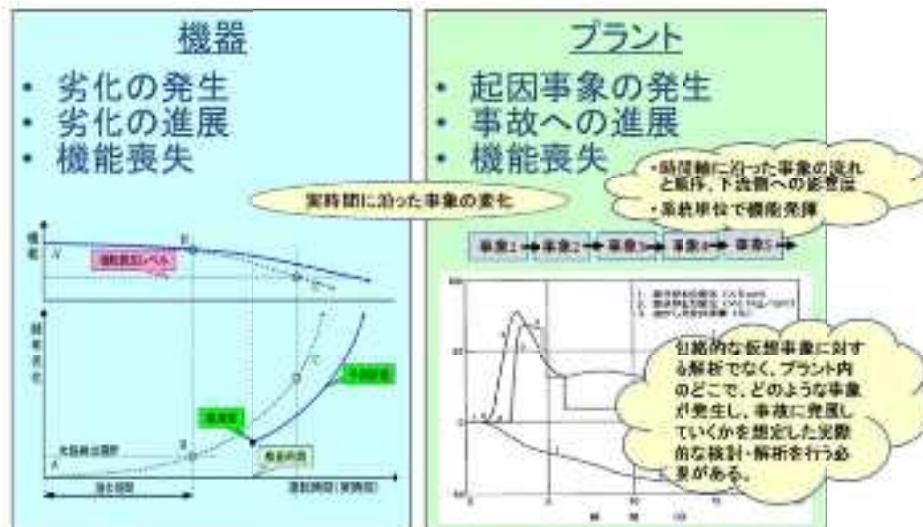


図 3.2.3-7 機器の劣化挙動とプラントの事故時挙動の比較

原子力発電所の安全性に関連する事象は、安全性の観点から多数の事象を分類し、各種条件を包絡するような厳しい条件を持つ幾つかの事象に集約し、それらの事象を詳細に分析評価するという方法で取扱いを容易にしている。これが規制基準<sup>11</sup>によって解析評価を求められている「運転時の異常な過渡変化」事象であり、「事故」事象である。しかしながら、実際に原子力発電所で発生する事象は、原子力発電所の安全性に影響を与える機器等は膨大な数にのぼるので、何が起因事象となり、それがプラントのどこでどのような故障や機能喪失につながるか、それが実際にどのようにプラントの挙動となって現れ、どのように安全性に影響を及ぼすか、そのケースは無数に考えられる。このように現場で発生する起因事象や事故に発展していく過程での事象の連鎖経路も多種多様であり複雑であると考えられるので、ともすると運転員や保全員、技術員等の誤判断、誤操作をまねく可能性がある。このような状況に冷静的確に対応できるようにするには、当該プラントの固有の条件で実際の状況を想定して各種の検討やシミュレーション、現場訓練などを日頃から木目細かく実施したうえで、プラントの症状や挙動と異常原因を推定できる知識ベースを確立しておくことが重要である。

上記のような実際のシミュレーションにおいて起因事象から事象が発展する過程の各ステップにおいて動作すべき機器が動作しない場合を想定した対策（レジリエントシステムの4機能のうちの「対処」）の検討、すなわち後段否定の対策検討が安全性を向上させる上で重要である（図 3.2.3-8）。この検討には信頼性と実効性を考慮して何重に対策を準備するか、臨機応変に対応できるように仮設可搬設備と対応容認をどのように配備するか等、重要な検討が含まれる。また、並行して各過程でプラントの状態を把握する方法（レジリエント・システムの4機能のうちの「モニタ」）について検討することも重要である。

<sup>11</sup> 従来は旧安全評価審査指針、現在は新規制基準（実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及びその設備の基準を定める規則）で規定されている。

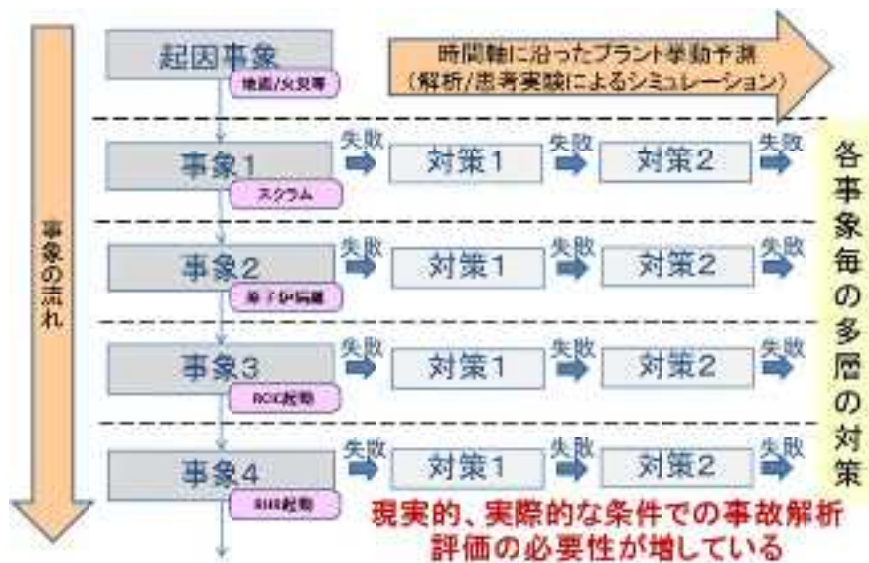


図 3. 2. 3-8 事故対応の深層防護

従来はシステムの重要度や機器の重要度は決定論に基づく安全重要度クラス分類や確率論に基づく安全リスク重要度（FV 値、RAW）に基づき決定するのが一般的であった。しかしながら、福島第一発電所事故の事故過程をみると、原子炉スクラム後の事象進展を遅らせ、事故対応の時間的余裕を確保するという観点で原子炉隔離時冷却系（RCIC）機能の確保が重要性を増している。したがって、このような観点からシステムの重要度、機器の重要度を考え、検査計画の立案等の保安全管理に反映することは重要であると考えられる。

b) 劣化事象のリスクポテンシャル

劣化事象の発生・進展の形態を考慮してプラントのリスクを検討評価することも重要である。たとえば、疲労や SCC は、通常、機器の最も感受性の高い部位に一定の潜伏期間後発生し、その後徐々に進展するが、その発生部位が耐圧部材であれば、一定の条件下で破断前漏洩（LBB）が成立するので、破断（耐圧機能の喪失）が発生する前に漏洩を特定の検査方法で検知すれば未然に防止できる。一方、ケーブルの絶縁低下などは、疲労や SCC と同様に最も感受性の高い部位に一定の潜伏期間後発生し、その後徐々に進展するが、絶縁耐力以下に低下すると、突然、絶縁破壊を起こし、電気機器や制御機器の機能を喪失させる可能性がある。また、外部から水の浸入などがあると、絶縁破壊を起こしやすくなる。

（表 3. 2. 3-1）

以上のように、劣化事象によっては、劣化が高じると突然、機器の安全機能を喪失させる可能性があるため、その特性を考慮して平時の保全（検査・是正による保安全管理、機能向上のための設計変更）を行う必要がある。

表 3.2.3-1 劣化事象のリスクポテンシャル

| No | 劣化事象     | 着目すべき重要機器             | 劣化が高じた時に生じる事象     | 急激な安全機能喪失につながる可能性<br>(管理不十分の場合) |
|----|----------|-----------------------|-------------------|---------------------------------|
| 1  | 中性子照射脆化  | ・原子炉圧力容器              | ・冷却材保持不能          | 有                               |
| 2  | 応力腐食割れ   | ・RCPB溶接部<br>・炉内構造物    | ・漏えい              | 無<br>(LSB成立条件内の場合)              |
| 3  | 疲労割れ     | ・原子炉圧力容器<br>・RCPB配管   | ・漏えい              | 無<br>(LSB成立条件内の場合)              |
| 4  | ケーブル絶縁低下 | ・安全関連機器               | ・駆動力喪失<br>・制御機能喪失 | 有                               |
| 5  | コンクリート劣化 | ・原子炉建屋<br>・RPVベDESTAL | ・支持機能喪失           | 無                               |
| 6  | 配管減肉     | FAC                   | ・冷却材保持不能          | 有                               |
|    |          | LDI                   |                   | 有                               |

c) 系統単位の安全機能評価の必要性

系統・機器を管理する場合、系統単位で考えることが重要である。なぜなら安全機能は、機械、電気、制御及び土木建築の4種類の設備機器から成る「系統」全体で発揮されるからである。(図 3.2.3-9)

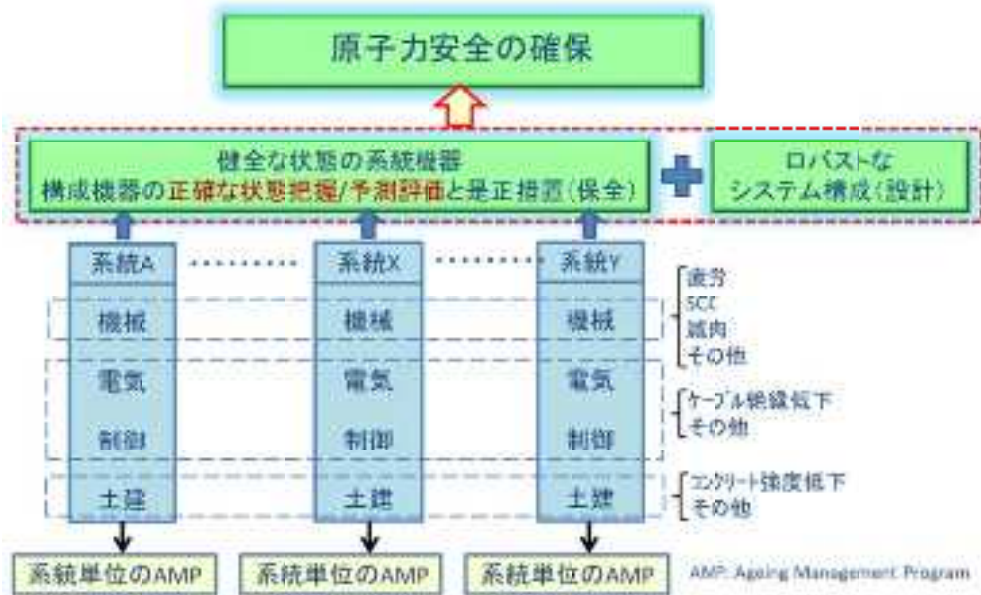


図 3.2.3-9 劣化管理における検査の位置付け

安全機能は、前述のように、経年劣化の発生・進展で損なわれる場合と外的要因で損なわれる場合があるので、個々の機器を検査しその結果を評価した上で、これら全体を視野に入れた総合的な評価・管理が必要である。また、系統単位の安全機能評価を行うに当たり、

ここでも過酷事象に至る前の状態を想定した検討と過酷事象に至ってしまった後の状態を想定した検討の2つの視点が必要であり、このような観点から調査検討の結果を平時及び有事の保全に反映することが重要である。(表 3.2.3-2、表 3.2.3-3)

表 3.2.3-2 系統単位の安全機能評価 (過酷事象発生前を想定した検討)

| 系統構成設備   | 安全機能  | 過酷事象につながる可能性のある事象   |  |   |
|----------|---|---|--|---|
|          |   | 経年劣化事象  | 内部事象   | 外部事象  |
| 1 機械設備   | <ul style="list-style-type: none"> <li>耐圧機能(配管等)</li> <li>送水機能(ポンプ)</li> <li>熱交換機能(熱交)</li> <li>隔離機能(弁)</li> <li>支持機能(サポート等)</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>減肉による破壊</li> <li>き裂による破壊</li> <li>軸受等の動的部位の故障</li> </ul> |  | <ul style="list-style-type: none"> <li>下記による機器の機能喪失</li> <li>津波、洪水等</li> <li>地震、地滑り等</li> <li>航空機落下等</li> </ul> |
| 2 電気設備   | <ul style="list-style-type: none"> <li>駆動機能(モータ)</li> <li>配電機能</li> <li>電源機能</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>ケーブル等の絶縁低下による故障</li> <li>軸受等の動的部位の故障</li> </ul>          | <ul style="list-style-type: none"> <li>下記による機器の機能喪失</li> <li>溢水</li> <li>火災</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>津波、洪水等</li> <li>地震、地滑り等</li> <li>航空機落下等</li> </ul>                       |
| 3 制御設備   | <ul style="list-style-type: none"> <li>制御機能</li> <li>計測・表示機能</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>ケーブル等の絶縁低下による故障</li> <li>機能低下故障</li> </ul>               | <ul style="list-style-type: none"> <li>溢水</li> <li>火災</li> </ul>                       | <ul style="list-style-type: none"> <li>津波、洪水等</li> <li>地震、地滑り等</li> <li>航空機落下等</li> </ul>                       |
| 4 土木建築設備 | <ul style="list-style-type: none"> <li>保持機能</li> <li>気密機能(建屋)</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>コンクリート劣化による床盤破壊、気体漏洩</li> </ul>                          |  | <ul style="list-style-type: none"> <li>地震、地滑り等</li> <li>航空機落下等</li> </ul>                                       |

同じ土俵で確率論と決定論による劣化進展評価(検査と是正)
確率論と決定論による事象評価(ハート/フタ対策)

表 3.2.3-3 系統単位の安全機能評価 (過酷事象発生後を想定した検討)

| 系統構成設備   | 安全機能  | 放射性物質放出につながる可能性のある事象  |  |      |
|----------|---|---|--|------|
|          |   | 劣化事象  | 内部事象   | 外部事象 |
| 1 機械設備   | <ul style="list-style-type: none"> <li>耐圧機能(配管等)</li> <li>送水機能(ポンプ)</li> <li>熱交換機能(熱交)</li> <li>隔離機能(弁)</li> <li>支持機能(サポート等)</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>シール機能低下(フランジシール部、弁シール等)による水素や放射性物質の漏洩</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>原子炉容器底部損傷</li> <li>格納容器損傷</li> </ul>              |      |
| 2 電気設備   | <ul style="list-style-type: none"> <li>駆動機能(モータ)</li> <li>配電機能</li> <li>電源機能</li> </ul>   |   | <ul style="list-style-type: none"> <li>水、水蒸気による機能低下</li> </ul>                           |      |
| 3 制御設備   | <ul style="list-style-type: none"> <li>制御機能</li> <li>計測・表示機能</li> </ul>   |   | <ul style="list-style-type: none"> <li>水、水蒸気による機能低下</li> <li>火災等による弁誤作動</li> </ul>       |      |
| 4 土木建築設備 | <ul style="list-style-type: none"> <li>機器保持機能</li> <li>水密機能/気密機能</li> </ul>   |   | <ul style="list-style-type: none"> <li>水素爆発による破壊(建屋)</li> <li>原子炉建屋貫通部シール機能低下</li> </ul> |      |

この時、経年劣化事象、内部事象及び外部事象の3者をバランスよく、相対的に見て検討することが重要である。(図 3.2.3-10)

なお、過酷事故時の過温や過圧のため、機器のフランジ部や弁シート等から水素や放射性物質が漏洩する可能性のあることが指摘されている<sup>12</sup>。表 3.2.3-3 に示すように、このような過酷事故状態に発生する可能性のある劣化事象を抽出し、その結果を平時保全に反映することも重要である。

|                        | 安全機能喪失につながる可能性のある事象 |                    |                 |
|------------------------|---------------------|--------------------|-----------------|
|                        | 経年劣化事象              | 内部事象               | 外部事象            |
| 具体的な起因事象               | SCC等の経年劣化による機器故障    | 火災、溢水等に起因する機器故障    | 地震、津波等に起因する機器故障 |
| 様々な事象進展プロセス            | ↓                   | ↓                  | ↓               |
| 起因事象から発展する可能性のある不安全な状態 | 原子炉冷却機能喪失、電源喪失、他    |                    |                 |
| 様々な事象進展プロセス            | ↓                   | ↓                  | ↓               |
| 予想される最悪の結果             | 炉心損傷(CD)、格納容器損傷(CF) |                    |                 |
| 様々な事象進展プロセス            | ↓                   | ↓                  | ↓               |
| 予想される最悪の結果             | 放射性物質の外部放出          |                    |                 |
| 検討評価する上で必要な視点          | CDF, CFF等の指標        | 3者をバランスよく、相対的に見る視点 |                 |
|                        | 影響度                 | 低頻度でも影響の大きさを勘案する視点 |                 |

図 3.2.3-10 系統単位の安全機能を評価する上で必要な視点

## 2) プラントシステムの安全機能と検査の関係に関する検討

### (a) プラントシステムの安全機能を担保する保全活動

前述のように、「原子力安全」は機械系の安全機能と人間系による活動/マネジメントによって確保されると考えられる。ここで人間系の活動の中に含まれる保全活動に着目する。保全活動は機械系で発生する劣化現象による安全機能の低下や地震・津波等の外部事象に起因する機器故障によって機械系の安全機能が喪失するのを予防する活動である<sup>13</sup>。言い換えると、保全活動は機械系の「安全機能」が設計通り発揮されるように、その健全性を維持する活動といえることができる。

以上より、保全活動は「原子力安全」を確保するために行う活動の一部であり、機械系の「安全機能」を正常に、あるいは一定以上に機能させるための活動であるといえることができる。(図 3.2.3-11)

一方、保全活動は、設備等の人工構造物に経年劣化が発生・進展することは避けられないとの基本的認識に立ち、設備等に対して検査を計画し (Plan)、それを実施する (Do) と

<sup>12</sup> 奈良林他、「漏洩評価の基準化検討」、NRA 高経年化評価技術高度化事業 平成 24 年度成果報告会、平成 25 年 2 月 28 日

([http://nuclearsafety.jp/jampss/06\\_members/18/2013\\_0228/1-10.pdf](http://nuclearsafety.jp/jampss/06_members/18/2013_0228/1-10.pdf))

<sup>13</sup> 既設の原子力発電所では、外部事象に起因する機器故障を防止するために実施する安全機能向上のための設備改造も保全部門が担当しており、ここではこれも保全部門の活動の 1 つと考える。

ともに、その実施結果を評価し (Check)、その評価結果に応じて補修等の是正措置を講じる (Act)、という、いわゆる PDCA を繰り返すことから成っている。この PDCA の中身を見ても、ここには検査と是正という保全行為が含まれていることが分かる。すなわち、保全活動とは検査することと是正することから成り立っていると言える。



図 3. 2. 3-11 機械系の安全機能を担保する設計と保全

機械系に設計上備わった安全機能<sup>14</sup>が十分に発揮されるように、検査と是正という保全行為がなされる。換言すると、機械系の安全機能のレベル (安全水準) は、その安全設計と保全 (検査と是正) の組合せによって決まるといえることができる<sup>15</sup>。機械系が良い設計であっても良い保全が施されないと安全機能は十分に発揮されないのである。ここで、検査は有効な検査がなされることが前提であるが、検査が有効であるためにはその検査の性能あるいは能力、すなわち検査の精度と信頼性 (見落とし率や再現性など) が一定以上でなければならない。その検査性能/能力は、図 3. 2. 3-11 に示すように、検査要領書、検査員、検査装置の 3 者の組合せで決まると言われており、検査の PD (Performance Demonstration) 制度はこの考え方にに基づき構築されている<sup>16</sup>。同様に、補修等の是正措置も同様であり、是正要領書、是正員 (技術員)、是正装置 (溶接機等) の 3 者の組合せで決まると考えられ

<sup>14</sup> 機械系の機能には大別して生産機能と安全機能があると考えられるが、ここでは安全機能について考えることとする。  
<sup>15</sup> 青木孝行、“大規模複雑プラントシステムの保全水準と安全水準の定量化手法に関する研究”、日本保全学会誌「保全学」、Vol. 9, No. 3 (2010)、pp. 31-36  
<sup>16</sup> 山口篤憲、“PD 認証制度の動向について”、(一財) 発電設備技術検査協会「技術レビュー」、Vol. 1 (2005)、pp. 32-35



る。

(b) 経年劣化管理における検査の位置付けと意味

前述のように、安全機能は系統単位で発揮されるため、系統を構成している機械、電気、制御及び土木建築の4種類の設備を一括して同時に維持・管理するのが合理的である。しかも、それぞれの設備が必要とされる以上の信頼性で、かつ同程度のバランスの良い信頼性を発揮できるように維持・管理されるのが合理的である。これを実現するには、図3.2.3-12に示すように、各種機器に想定される劣化事象をその特性に合わせて体系的に集約・管理するだけでなく、以下に示す検査と劣化評価の関係を十分に考慮した管理が必要となる。

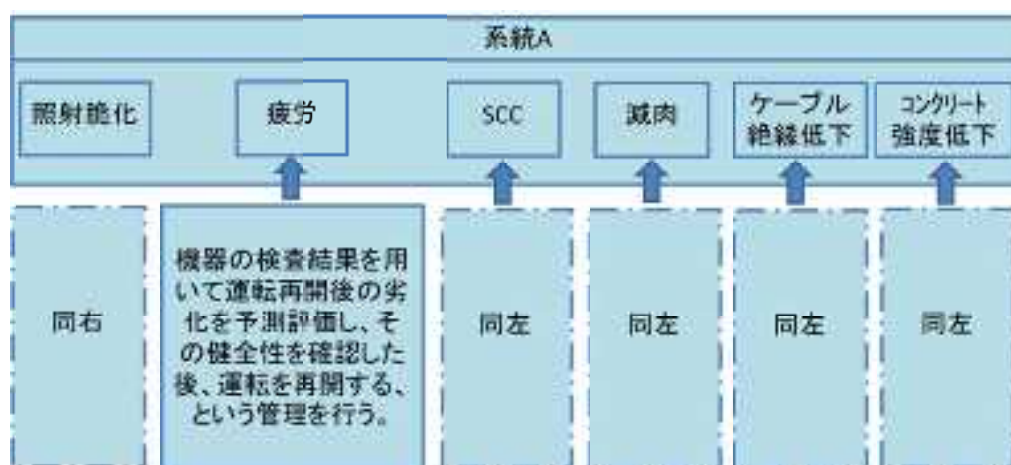


図 3.2.3-12 系統単位での劣化管理

- 機器の健全性（機器の機能を維持できるか否か）は、検査を実施するだけでは判定できない。機器の状態を把握するために検査を実施した上で、その結果を劣化評価技術に入力してその後の状態を評価することによって初めて機能が維持されるか否か判定できる。このように、機器の健全性を評価・判定するには、検査・モニタリング技術と劣化評価技術の両方が必要であり、いずれを欠いても評価・判定できない。
- 検査と評価には、それぞれ検査の不確定性（欠陥サイジング精度や欠陥見落とし率など）と劣化評価の不確定性（劣化進展速度や進展量の予測精度）があり、これらを考慮した管理が必要である。
- 機器の将来における健全性を証明するに当たり、検査、評価も高精度であることは望ましいことであるが、必ずしも両者とも高精度である必要はなく、一方が他方をカバーすることが可能である。すなわち、両者には下記のような補完関係がある（図3.2.3-13）。
  - 劣化評価技術の予測精度が十分でない場合は、高い精度の検査・モニタリング技術を採用することによって補完できる場合がある。このような場合は、評価技術を用いて条件の厳しい箇所を特定し、検査頻度を増やして管理することが考えられる。

- ・逆に、劣化評価技術の予測精度が高い場合は、必ずしも高い精度の検査・モニタリング技術を採用する必要はない。このような場合は、評価技術を用いて条件の厳しい箇所を特定し、検査範囲を限定することも可能である。

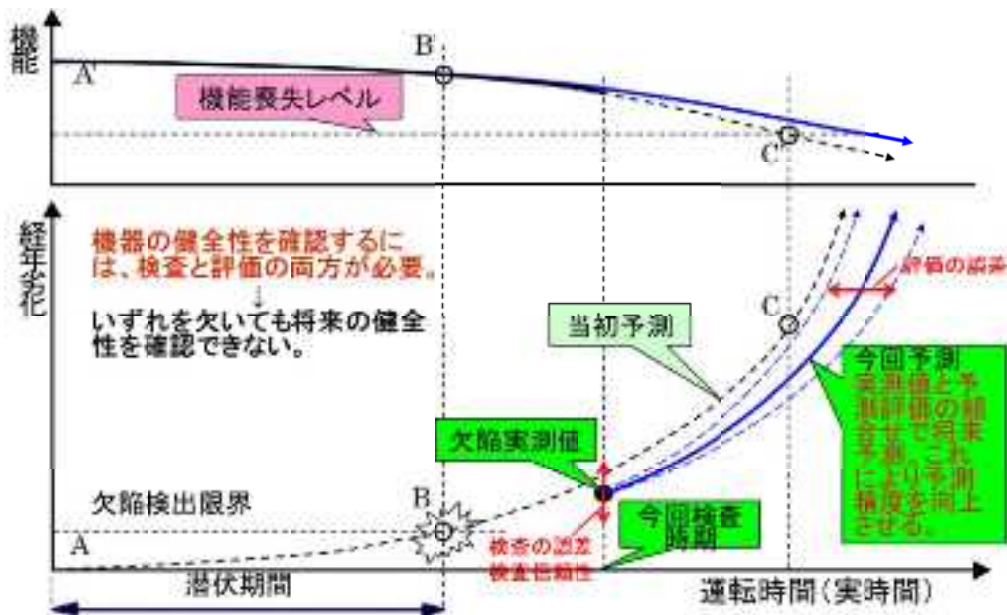


図 3.2.3-13 検査・モニタリング技術と劣化評価技術の関係

### 3) 経年劣化管理の在り方とその妥当性評価のための調査

#### (a) 信頼できる合理的な経年劣化管理方法（2段階スクリーニング方法）

機器の将来における健全性を評価・確認するには、上記のような関係にある検査・モニタリング技術と劣化評価技術を活用する必要がある。ここで問題となるのは、この両技術を使用して機器の健全性を確認する方法が、安全性に係わる機器の健全性評価であることからその結果が信頼できることであるが、その一方で労力・時間を要することなく容易であることが強く望まれることである。すなわち如何に両者を両立させることができるかが問題である。このような要求にこたえる方法として従来から下記の手順で実施得る方法がある。

- ・まず始めに、対象全体を概略調査し、劣化感受性の比較的高い箇所を抽出する。
- ・次に、抽出された箇所を詳細調査し、当該部の現状及び将来を正確に把握する。

この考え方を本問題に適用すると、下記ようになる。(図 3.2.3-14)

- ・第1段階として、概略評価技術（あるいは広域評価技術）を用いて系統全体を概略評価し、詳細を把握すべき劣化感受性の比較的高い箇所を抽出するとともに、概略検査・モニタリング技術（あるいは広域検査・モニタリング技術）を用いて系統全体を概略検査し、異常のないことを実機で確認する。
- ・第2段階として、詳細評価技術（あるいは局所評価技術）を用いて上記で抽出された

詳細を把握すべき比較的感受性の高い個所を詳細評価し、現状及び将来を正確に予測するとともに、局所検査・モニタリング技術（あるいは広域検査・モニタリング技術）を用いて当該部を詳細検査し、異常のないことを実機で確認する。

以上を踏まえて系統単位の劣化管理方法を図示すると、図 3.2.3-15 のようになる。

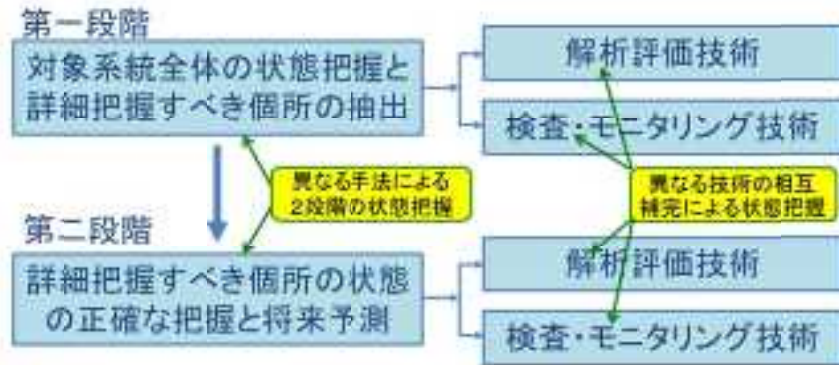


図 3.2.3-14 機器の健全性評価のための2段階スクリーニング方法

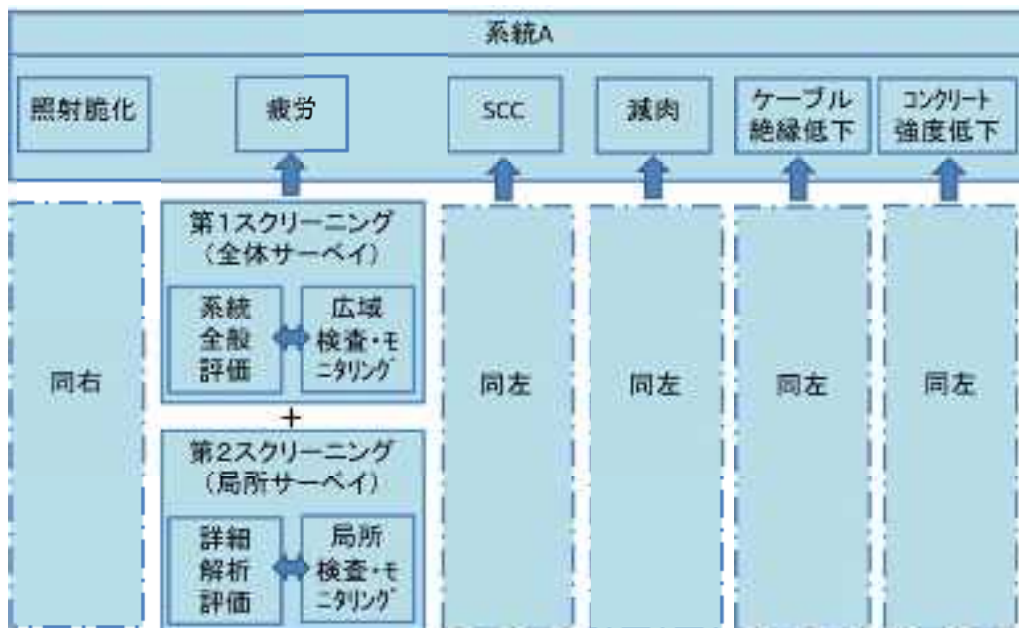


図 3.2.3-15 2段階スクリーニング方法を採用した系統単位の劣化管理

このような手法を取れば、全ての箇所を詳細評価し、実機で全ての箇所を網羅的に詳細検査する必要はない。信頼性が高く、効率的な方法ということができる。ただし、これはあくまでも原則的な方法を示したものである。劣化事象や対象箇所によって合理的な範囲で一部を省略あるいは代替手法で代替することは可能である。実際的で効率的・効果的な劣化管理方法の例を表 3.2.3-4 に示す。

表 3.2.3-4 効率的・効果的な劣化管理方法

| 対象箇所の分類   |              | 効率的効果的な管理方法   |   |
|---|--------------|---|---|
| 感受性を有する箇所<br>の特定<br>◆ 系統全般評価<br>(解析評価or定性評価)<br>◆ 広域検査・モニタリング | 左記方法の精度が良い箇所 | ① 類似箇所のグルーピング、代表箇所の選定<br>② 代表箇所の詳細解析評価<br>③ 代表箇所に対する検査計画立案とその計画に基づく局所検査・モニタリング<br>④ 代表箇所の検査結果に基づく他箇所の管理 |   |
|   | 左記方法の精度が悪い箇所 | 評価上、あるいは経験的に劣化速度が遅い箇所   | ① 全対象箇所の従来型検査計画立案<br>② その計画に基づく従来型検査(保守的に検査間隔を設定) |
|   |              | 評価上、あるいは経験的に劣化速度が速い箇所   | ① 全対象箇所を連続モニタリング                                  |

(b) 検査及び劣化評価の不確定要素を考慮した系統の信頼性評価方法

これまで述べてきたように、原子力安全を確保するために必要な安全機能を十分に発揮させるためには、安全機能を有する系統の系統単位での信頼性を一定以上に維持管理する必要がある。以下に、系統の信頼性を一定以上に維持するために必要な検査の在り方や要求性能について検討する。

a) システム安全の観点から見た検査の在り方の検討

一般にプラントを構成する系統は、機械、電気、制御および土建の各設備はすべて健全である時にその機能を発揮する。安全機能を有する系統も同様である。したがって、安全機能を設計通りに発揮させるには、系統全体すなわち上記4設備に属する各機器の健全性を確保しそれを何らかの方法で証明する必要がある。その方法として考えられるのは、検査技術を用いて検査し現状の劣化状態を把握するとともに、その結果である劣化状態がその後の運転でどのように進展するか、劣化評価技術を用いて予測評価し、少なくとも次回検査までの健全性を証明する方法である。

検査を実施するには、事前にどの機器を「対象機器」とするか、どのような「検査方法」を適用するか、「検査時期」をいつとするかなどを決める必要がある。言い換えると、検査計画は検査対象、検査方法、検査時期の3つの要素を特定することで決定することができる。この検査計画を決定する具体的方法としては表 3.2.3-5 に示す決定論的方法と確率論的方法が考えられる。

確率論的方法を用いる場合は、下記のような手順で検討することが考えられる。(図 3.2.3-16)

表 3.2.3-5 検査計画 3 要素の決定方法

|         |       | 決定論的方法   |                                 | 確率論的方法  |
|---------|-------|--|---------------------------------|---|
| 検査計画    | ①検査対象 | 検査対象グループ内の全数   | 検査対象グループ内からの抜取り箇所 <sup>注)</sup> | システムの信頼性が一定以上あることを証明するのに必要な箇所                             |
|         | ②検査方法 | 下記性能を有する検査技術<br>・サイジング精度(±ε)<br>・信頼性(検出可能欠陥寸法)   | 同左                              | 下記性能を有する検査技術<br>・サイジング精度(±ε)<br>・信頼性(POD <sup>17)</sup> ) |
|         | ③検査時期 | 上記εと POD を加味した検査結果と劣化進展速度から決定論的評価方法を用いて次回検査時期を特定。<br>または、過去の経験を踏まえ、次回検査時期を特定。(一定の検査周期を特定。) | 左記と同様の方法を用いて代表部位の検査時期を特定。       | 特定の検査周期を仮定。   |
| 健全性確認方法 |       | 次回検査まで破損しないことを上記方法で確認。   | 同左                              | 上記条件と劣化進展速度から破損確率を計算。目標値以下であることを確認。                       |

注) 抜取り箇所の代表性を証明する必要あり。

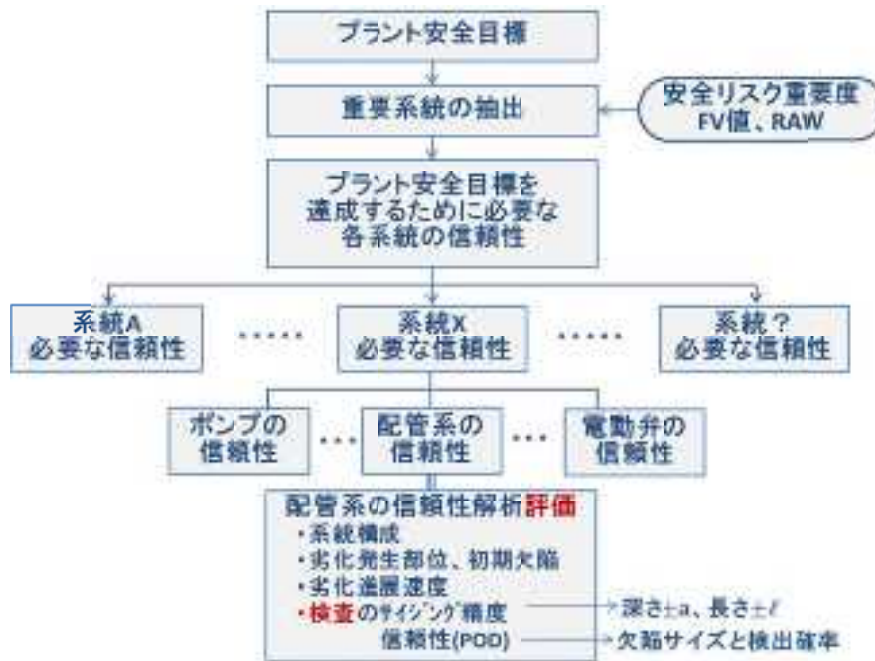


図 3.2.3-16 系統に要求される信頼性とそれを確保するために必要な検査性能の関係

- ① プラント全体の確保すべき安全水準 (安全目標) を設定し、その安全目標を満足するのに必要な安全機能を有する各システムの信頼度、そしてその各システムの信頼度を満足するのに必要な当該システムを構成する各機器の信頼度を明確にする。
- ② 上記の各システムあるいは各機器の必要信頼度を確保できるかどうかは、検査性能 (あるい

<sup>17</sup> 検出確率 (Probability of Detection)

は検査の不確定性)と劣化評価の不確定性(予測誤差)を考慮した劣化の進展予測評価結果に依る。この検討評価によってシステムの信頼性を確保するために必要な検査性能が求められ、その必要検査性能に対して実際に適用する検査方法の性能が上回れば機器の信頼性、ひいてはシステムの信頼性が確保されることになる。ここでいう検査性能とは、検査の不確定性(サイジング精度、POD)のことであり、図3.2.3-17に示す内容を想定している。また、劣化評価の不確定性のイメージも併せて同図に示す。

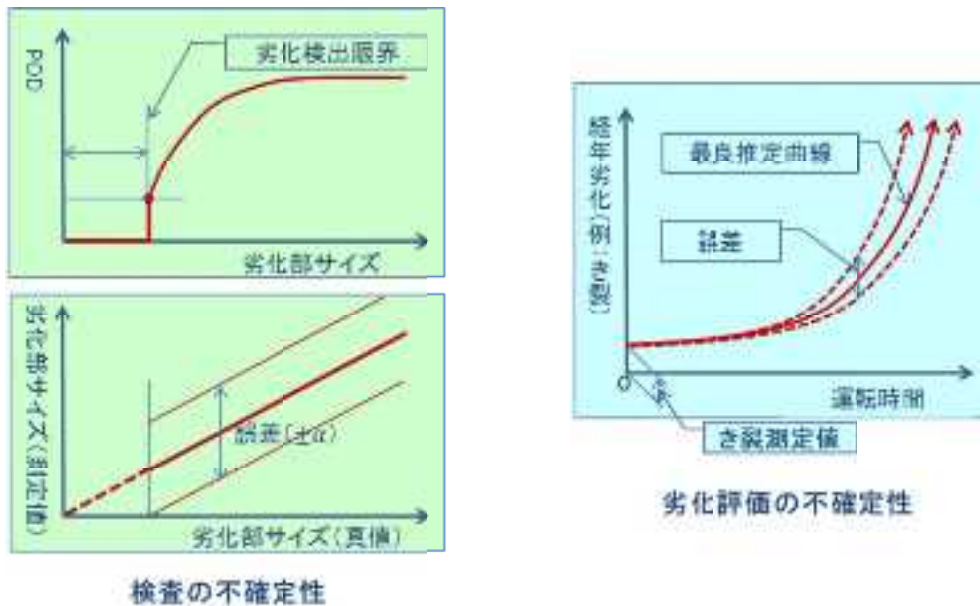


図 3. 2. 3-17 検査と劣化評価の不確定性

原子力発電所を構成している系統は、前述のように、機械、電気、制御、土木建築の4種類の設備機器から成り、静的機器と動的機器から成っている。上記の検査不確定性と劣化評価不確定性はこれらの設備機器の全てに対し想定される(図3.2.3-18)。したがって、一般論として原子力発電所の信頼性、安全性を議論する場合は、それらの不確定性を考慮した総合的な検討評価が必要であると言える。この検討評価をイメージアップするため、原子炉系について検討した例を図3.2.3-19に示す。

この図は原子炉系を構成する主要機器をすべて縦軸に列挙し、その1つ1つに対して健全性を確保するために必要な検査精度と検査信頼性(POD)に対し、実機に適用する検査技術の性能である検査精度と検査信頼性がどの程度かを横軸に記載して両者を対比できるようにしたものである。この表の欄を全て埋めれば、実機に適用する検査技術の技術的妥当性をチェックできるとともに、系統全体として必要な信頼性を確保できるか否か判定することができる。信頼性が確保できない場合は何が問題か、それを解決するためにはどのような課題あるいは調査・研究項目があるか、明確にするフォーマットとなっている。

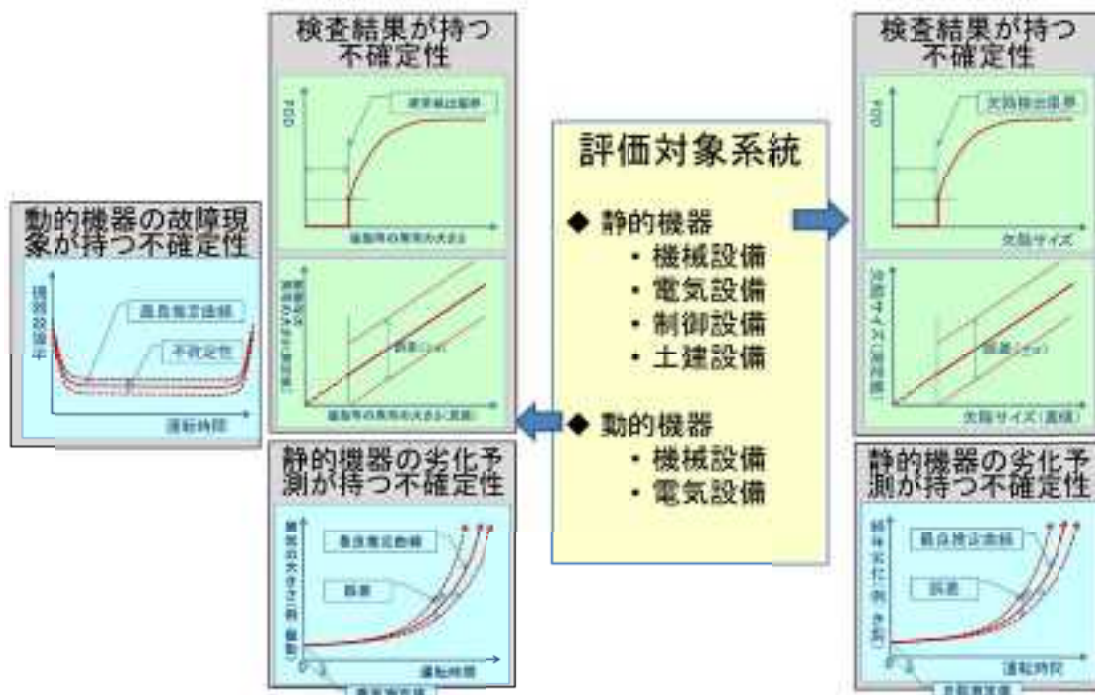


図 3.2.3-18 システムを構成する各設備に考慮すべき検査及び劣化評価の不確定性

例: 原子炉系

安全リスク重要度等により対象システムを特定

当該システム内にある機械、電気、制御、土建の各設備の機器をリスト

| 検査部位                      | 検査寸法<br>構造                       | インジケータ精度  |                    | 検査信頼性 (POD)                   |               | 課題<br>調査・研<br>究項目       |
|---------------------------|----------------------------------|---|--------------------|-------------------------------|---------------|-------------------------|
|                           |                                  | 健全性確保に<br>必要な検査精度   | 現状技術<br>の精度        | 健全性確保に必<br>要な検査信頼性            | 現状技術<br>の信頼性  |                         |
| <b>原子炉圧力容器</b>            |                                  |   |                    |                               |               |                         |
| 円筒胴(炉心<br>領域)             | 低合金鋼<br>板厚?mm<br>円筒              | DA: $a \geq T/4-40mm$<br>( $T=160mm$ と仮定)<br>SA: $\leq \pm 77\mu$ | DA: ...<br>SA: ... | $a \geq T/4-40mm$ を<br>100%検出 | .....<br>.... | .....<br>.....<br>..... |
| 原子炉再循<br>環出口ノズル           | 低合金鋼<br>板厚?mm<br>ノズルコーナ          |   |                    |                               |               |                         |
| CRDハウジ<br>ング貫通部スタ<br>ブ溶接部 | Alloy600/Alloy82<br>板厚?mm<br>J溶接 |   |                    |                               |               |                         |
| <b>原子炉再循環系</b>            |                                  |   |                    |                               |               |                         |
| 配管(エルボ、<br>ティー)           | オーステナイト系<br>ステンレス鋼               |   |                    |                               |               |                         |
| ポンプ溶接部                    | 同上                               |   |                    |                               |               |                         |
| 井筒溶接部                     | 同上                               |   |                    |                               |               |                         |

安全重要度の高い機器  
臨界欠陥サイズの小さい部位  
進展速度が速い部位

システム機器の機能維持の  
観点から、検査精度、検  
査信頼性を追求する必要  
のある箇所はどこか？  
その条件(材料、形状、寸  
法、応力)は？

DA: Detectability Accuracy SA: Sizing Accuracy a: Crack Depth b: Crack Length

図 3.2.3-19 システム単位の信頼性を確保するために必要な検査の精度と信頼性の現状調査

本来、検査は適用する検査技術の性能の優劣や評価の精度を考慮し、国内事故事例等に基づき安全に影響を及ぼす損傷の仕方（補給水が間に合うか否か）やその原因を明らかにした上で、以下に示す項目を意識した検査や評価を行う必要がある。

- ① 破損要因、破損モード
- ② 破損の可能性を考慮する部位
- ③ 劣化の進展速度
- ④ 破損に至る劣化の検査性
- ⑤ 破損に至る劣化の予測性

上記のうち、①と②については、実機の損傷事例の分析を参考に定めることとなる。③から⑤については、劣化事象のうちバラツキや不確かさが小さく評価が可能なものについてデータを準備し、検査精度や評価精度と併せて機器の重要度に応じた評価を可能とする準備を進めることが、リスクベース検査を導入するための前提となる。

リスクベース検査では、求められる信頼度を達成する方法に自由度が与えられる。ここで、検査と評価の組合せで信頼度を達成する方法の概念を図 3. 2. 3-20 に示す。

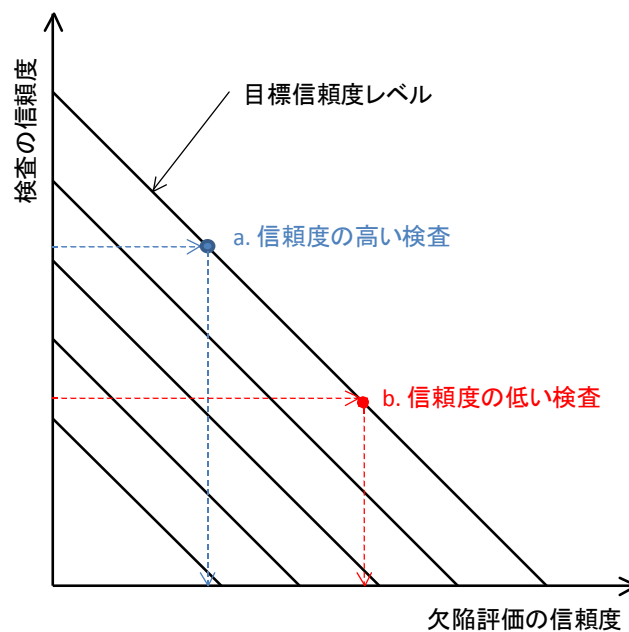


図 3. 2. 3-20 検査及び評価の信頼度と目標信頼度の達成条件

この図に示すように、a 点のように高い信頼度の検査（精度、頻度、継続検査など）が達成されれば、評価の精度が必ずしも高くなくても一定の信頼度を達成することが可能であり、また b 点のようにその逆も選択することができる。更に機器の重要度情報を用いて、図 3. 2. 3-21 に示すように重要度に応じた検査や評価方法を選択することができる。したがって、検査や評価の実態に合わせ要求信頼度を達成するための合理的なリスクベース検査手法についての検討が必要である。



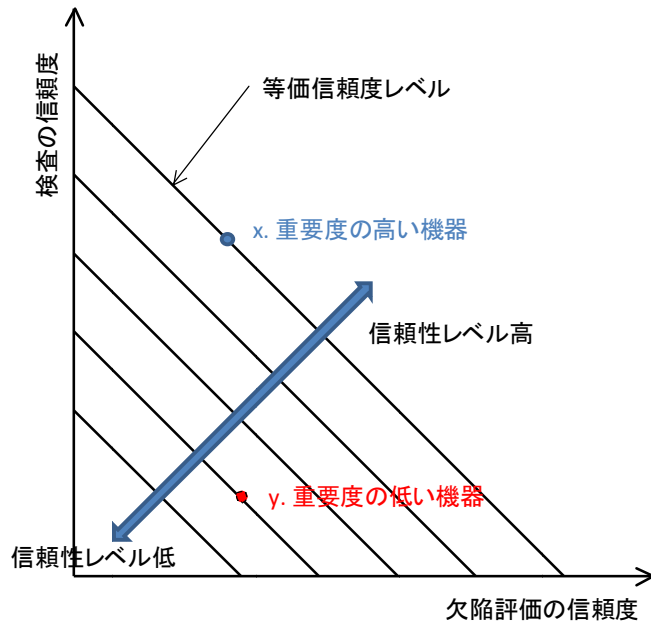


図 3. 2. 3-21 機器の重要度に応じた検査及び評価の選択

維持規格の検査評価の流れは、図 3. 2. 3-22 に示すとおりである。維持規格では、検出された欠陥をモデル化し、進展を評価し、健全性評価が行われるため、検出された欠陥寸法測定精度が直接評価結果に影響することはない。欠陥寸法測定精度とき裂進展速度のばらつきを考慮した場合の初期欠陥寸法と評価期間末期における欠陥寸法の関係を図 3. 2. 3-23 に示す。

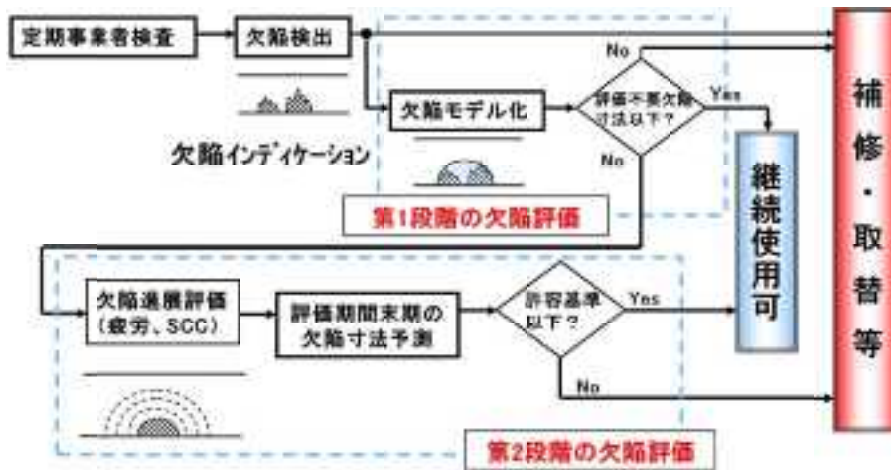


図 3. 2. 3-22 日本機械学会維持規格に基づく欠陥評価の流れ

実際のき裂は、初期に一定の寸法であるが、き裂進展速度のばらつきの影響を受けて同図の実線のような分布となる。予測寸法は、き裂寸法の測定誤差と維持規格の進展評価におけるき裂進展速度の設定（例えば、平均や $2\sigma$ 上限）により、同図の点線のような分布とな

る。実線（実際）と破線（予測）の大小は、維持規格のき裂進展速度線図の設定、評価に用いる進展速度の設定条件（平均線、 $2\sigma$ 上限線など）に依存し、破線（予測）のばらつきは測定誤差に依存する。維持規格のき裂進展速度を高め設定すれば、破線（予測）は実線（実際）よりも大きい寸法を与えるため、破損確率は小さくなる。また、測定誤差が小さくなれば、破線（予測）の幅は狭くなり破線（予測）と実線（実際）の平均の差（一般には、安全率）が小さくても破損確率は小さくなる。

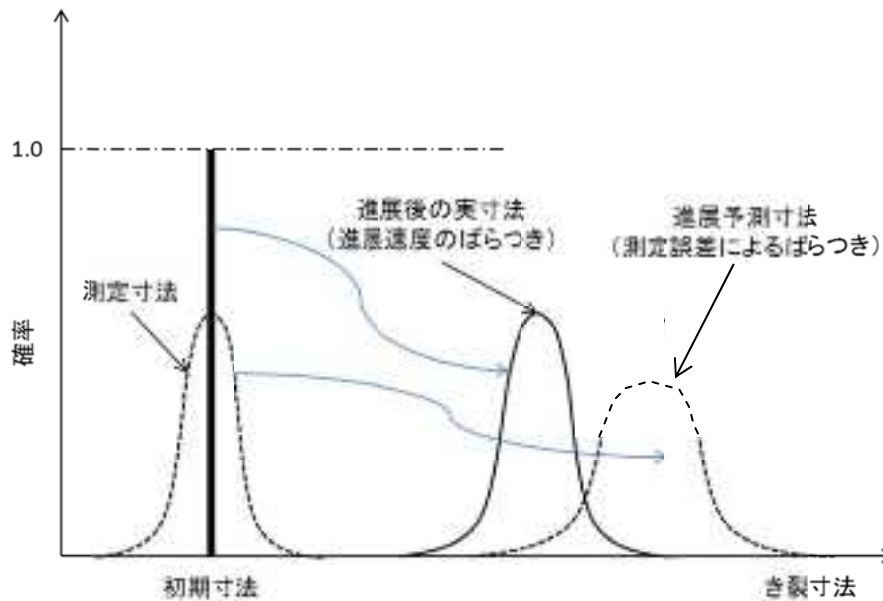


図 3.2.3-23 初期と評価期間末期の欠陥寸法のイメージ

欠陥の測定精度や進展予測精度が良ければ、実線と点線の広がり小さく、このような確率論的評価ではなく決定論的安全率を設けることで、信頼度は確保される。一方、検査精度が悪い場合や進展予測精度が悪い場合は、実線又は点線の広がりが大きくなり、決定論的評価では成立しなくなるか、殆ど余裕がなくなることが容易に予測され、このような場合は、確率論やリスク概念を導入するメリットが大きい。

このように、検査や評価の実力を把握し、必要に応じてリスク概念を取込むことで維持・管理の合理化を目指すべきである。

#### b) 検査技術が具備すべき性能

以上を踏まえ、検討すべき内容をさらにイメージアップするため、ここでは安全リスク重要度が高いと考えられる機械設備の原子炉系（原子炉圧力バウンダリー機器）を例にその概要について検討してみる。

まず、原子炉系を構成する主要系統（原子炉圧力容器、原子炉再循環系等）を対象にそれらの系統を構成する主要機器をリストしそれらを縦軸に、また、横軸には必要検査性能（サイジング精度、POD）と実際に実機に適用する検査技術の検査性能をとった表を作成

した（表 3.2.3-6）。この表では、主要機器毎に決定論的方法あるいは確率論的方法を用いてシステムの信頼性を一定上に確保できることを証明するのに必要な検査性能と現状で実機に適用されている検査技術の検査性能を 1 対 1 で比較できるようにし、全体として系統単位で信頼性を証明するための十分な検査がなされているか見えるようにするのが目的である。この表の空欄を埋めるための具体的な評価検討は次年度以降に行う。

表中の原子炉圧力容器円筒胴やノズル(管台)については、仮想欠陥を想定しその欠陥が存在しても脆性破壊しないように原子炉圧力容器の温度圧力管理を規格要求<sup>18</sup>で実施しているので、そのサイズの欠陥を十分に検出でき、サイジングできる検査性能を有する検査技術が実際に採用されていれば問題ないと言える。

---

<sup>18</sup> 日本電気協会、“原子炉構造材の監視試験方法[2010 年追補版]”、電気技術規程 JEAC4201-2007[2010 年追補版]  
日本電気協会、“原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法”、電気技術規程 JEAC 4206-2007

表 3.2.3-6 (1/2) 系統信頼性を確保するために必要な検査性能と現状検査技術の性能の比較 (PWR)

(4 ループ PWR 原子炉圧力バウンダリーの例)

| 検査部位                          | 材質<br>寸法<br>構造  | 欠陥の検出精度、サイジング精度   |  | 検査信頼性 (POD)                                  |  | 調査・研究課題   | 課題解決への方向性<br>(案) |
|-------------------------------|---|---|--|--|--|---|------------------|
|                               |   | クリティカル欠陥寸法<br>健全性確保に必要な検査精度   | 現状技術の精度 <sup>注)</sup>                                      | 健全性確保に必要な<br>検査信頼性                           | 現状技術の信頼性 <sup>注)</sup>                           |   |                  |
| 原子炉容器                         |   |   |  |  |  |   |                  |
| 上蓋フランジ                        | 低合金鋼<br>板厚??mm<br>フランジ構造                                  | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??mm$<br>DA: $a \geq a_c = ??mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = ?? - a_m$   | DA: 3 mm<br>(クワッド 厚含まず)<br>SA: $\sigma = 2.0 mm$           | $a \geq a_c = ??mm$ をほぼ<br>100%検出要。          | 外面 UT に対する十分な実証<br>データがない。                       | ・外面 UT 検査信頼性データの採取・蓄積が必要。<br>→POD 曲線作成又はほぼ 100%検出できる最小<br>欠陥サイズでのデータ採取試験を実施要。               | ・                |
| スタッドボルト                       | 低合金鋼<br>ボルト径??mm<br>中心孔付ボルト                               | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??mm$<br>DA: $a \geq a_c = ??mm$ , $\theta \geq \theta_c = ??mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = ?? - a_m$                         | DA: 4 mm<br>SA: ?  | $a \geq a_c = ??mm$ をほぼ<br>100%検出要。          | 十分な実証データがない。<br>$a_c$ が小さいため確実な検出<br>が求められる。     | ・UT 検査信頼性データの採取・蓄積が必要。<br>→POD 曲線作成またはほぼ 100%検出できる最<br>小欠陥サイズでのデータ採取試験を実施要。                 | ・                |
| CRDM 貫通部<br>(J 溶接部)<br>(管台)   | オーステナイト系ステンレス鋼<br>内径 70.2 mm、板厚 15.7 mm                   | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??mm$<br>DA: $a \geq a_c = ??mm$ , $\theta \geq \theta_c = ??mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m$ , $\epsilon < \theta_c - \theta_m$ | DA: 内面 UT 1.3 mm<br>内面 ECT 0.2 mm<br>SA: $\sigma = 1 mm$   | $a \geq a_c = ??mm$ をほぼ<br>100%検出要。          | J 溶接部 ECT で POD 評価に十<br>分な実証データはない。              | ・ECT による深さサイジングではバラツキが大き<br>いので、バラツキの少ない技術の開発が必要。<br>・J 溶接部に対する、UT サイジング精度データの<br>採取・蓄積が必要。 | ・                |
| 一次系冷却材出口<br>管台                | 低合金鋼<br>内径 737 mm、板厚 278 mm<br>ノズルコーナ R                   | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=69 mm$<br>DA: $a \geq a_c = 69 mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 69.5 - a_m$   | DA: 内面 UT 9.1 mm<br>ECT ??mm<br>SA: $\sigma = 1.2 mm$      | $a \geq a_c = T/4=69 mm$<br>をほぼ 100%検出<br>要。 | 内面 UT: $a \geq 18 mm$ は 100%検<br>出<br>ECT: データ無し | ・曲率大のステンレスクワッド表面の ECT 及び VT の検査<br>性能を明確にする必要がある。   | ・                |
| 一次系冷却材入口<br>管台                | 低合金鋼<br>内径 737 mm、板厚 278 mm<br>ノズルコーナ R                   | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=69 mm$<br>DA: $a \geq a_c = 69 mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 69.5 - a_m$   | DA: 内面 UT 9.1 mm<br>(クワッド 表面から)<br>SA: $\sigma = 1.2 mm$   | $a \geq a_c = T/4=69 mm$<br>をほぼ 100%検出<br>要。 | 内面 UT: $a \geq 18 mm$ は 100%検<br>出<br>ECT: データ無し | ・ステンレスクワッド表面の ECT 及び VT の検査性能を明<br>確にする必要がある。   | ・                |
| 管台セーフエンド<br>(溶接部含む)           | 低合金鋼/オーステナイト系ステンレス鋼<br>(ニッケル基合金溶接部)<br>内径 737 mm、板厚 76 mm |   | DA: 内面 UT 2.4 mm<br>SA: ?                                  |  |  | ・外面からの探傷データの蓄積が必要。<br>・内面 ECT データの蓄積が必要。  | ・                |
| 円筒胴 (炉心領域)                    | 低合金鋼<br>内径 4.4 m、板厚 278 mm<br>円筒                          | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=69 mm$<br>DA: $a \geq a_c = 69 mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 69 - a_m$   | DA: 内面 UT 6.3 mm<br>(クワッド 表面から)<br>SA: $\sigma = 2.3 mm$   | $a \geq a_c = T/4=69 mm$<br>をほぼ 100%検出<br>要。 | 欠陥の検出性には十分な裕<br>度がある。                            |   | ・                |
| BMI 計装筒貫通部<br>(J 溶接部)<br>(管台) | Alloy600/Alloy82<br>口径 9.5 mm、板厚 14.3 mm<br>円筒 J 溶接       | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??mm$<br>DA: $a \geq a_c = ??mm$ , $\theta \geq \theta_c = ??mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m$ , $\epsilon < \theta_c - \theta_m$ | DA: 内面 ECT<br>内面 ECT 1.3 mm (管台)<br>SA: $\sigma = 0.35 mm$ | $a \geq a_c = ??mm$ をほぼ<br>100%検出要。          |  | ・ECT による深さサイジングではバラツキが大き<br>いので、バラツキの少ない技術の開発が必要?   | ・                |
| 主ループ                          |   |   |  |  |  |   |                  |
| 主ループ配管 (直<br>管、エルボ、ティー)       | オーステナイト系ステンレス鋼<br>口径??mm、板厚??mm                           | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??mm$<br>DA: $a \geq a_c = ??mm$ , $\theta \geq \theta_c = ??mm$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m$ , $\epsilon < \theta_c - \theta_m$ | DA: 20 mm<br>SA: $\sigma = 5.2 mm$                         | $a \geq a_c = ??mm$ をほぼ<br>100%検出要。          | 検査性能データにばらつ<br>き大きい                              | ・検査性能データのバラツキが少ない検査技術を開<br>発する必要がある。バラツキの少ない検査技術の<br>信頼性データ取得が必要。                           |                  |
| 蒸気発生器入口管<br>台                 | 低合金鋼<br>口径??mm、板厚??mm<br>ノズルコーナ R                         |   |  |  |  |   |                  |
| 蒸気発生器水室                       | 低合金鋼<br>口径??mm、板厚??mm                                     |   |  |  |  |   |                  |
| 蒸気発生器出口管<br>台                 | 低合金鋼<br>口径??mm、板厚??mm<br>ノズルコーナ R                         |   |  |  |  |   |                  |
| 一次冷却材ポンプ                      | オーステナイト系ステンレス鋼<br>口径??mm、板厚??mm                           |   |  |  |  |   |                  |
| 加圧器ライン                        |   |   |  |  |  |   |                  |
| 加圧器サージ管                       |   |   |  |  |  |   |                  |
| 加圧器管台 (ノズル)                   |   |   |  |  |  |   |                  |
| 加圧器円筒胴                        |   |   |  |  |  |   |                  |
| 安全弁/逃し弁配管                     |   |   |  |  |  |   |                  |

検討用サンプル

3-345

DA: Detectability Accuracy SA: Sizing Accuracy a: Crack Depth  $a_c$ : Critical Crack Depth  $a_m$ : Measured Crack Depth  
 $\theta$ : Crack Length  $\theta_c$ : Critical Crack Length  $\theta_m$ : Measured Crack Length  $\epsilon$ : Measurement Error  $\sigma$ : Standard Deviation

注) 現状技術の精度及び信頼性の出典を添付資料 2 に示す。

表 3.2.3-6 (1/2) 系統信頼性を確保するために必要な検査性能と現状検査技術の性能の比較 (BWR)

(100万kW級BWR原子炉圧力バウンダリーの例)

| 検査部位                    | 材質<br>寸法<br>構造                                    | 欠陥の検出精度、サイジング精度  |  | 検査信頼性 (POD)                                 |   | 調査・研究課題   | 課題解決への方向性<br>(案) |
|-------------------------|---|--|--|---|---|---|------------------|
|                         |   | クリティカル欠陥寸法<br>健全性確保に必要な検査精度  | 現状技術の精度 <sup>(注)</sup>                             | 健全性確保に必要な<br>検査信頼性                          | 現状技術の信頼性 <sup>(注)</sup>                             |   |                  |
| 原子炉圧力容器                 |   |  |  |   |   |   |                  |
| 上蓋フランジ                  | 低合金鋼<br>板厚??mm<br>フランジ構造                          | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??$ mm<br>DA: $a \geq a_c = ??$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = ?? - a_m$  | DA: 3 mm<br>(クワッド厚含まず)<br>SA: $\sigma = 2.0$ mm    | $a \geq a_c = ??$ mmをほぼ<br>100%検出要          |   | • UT 検査信頼性データの採取・蓄積が必要。<br>→POD 曲線作成またはほぼ 100%検出できる<br>最小欠陥サイズのデータ採取試験を実施要。                             | •                |
| スタッドボルト                 | 低合金鋼<br>ボルト径??mm<br>中心孔ボルト                        | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??$ mm<br>DA: $a \geq a_c = ??$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = ?? - a_m$  | DA: 4 mm<br>SA: ?                                  | $a \geq a_c = ??$ mmをほぼ<br>100%検出要          | 十分な実証データがない。  | • 検出限界及び測定精度に関する実証試験データ<br>がない<br>→POD 曲線作成またはほぼ 100%検出できる<br>最小欠陥サイズのデータ採取試験を実施要。                      | •                |
| 主蒸気ノズル                  | 低合金鋼<br>内径 598 mm、板厚 160 mm<br>ノズルコーナ R           | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=40$ mm<br>DA: $a \geq a_c = 40$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 40 - a_m$  | DA: 3.8 mm<br>SA: $\sigma = 1.0$ mm                | $a \geq a_c = T/4=40$ mmを<br>ほぼ 100%検出<br>要 | 外面 UT: $a \geq 13$ mmをほぼ<br>100%検出<br>内面 ECT: データ無し | • き裂長さ測定精度の高い技術の開発が必要。<br>• フェライト鋼表面の ECT 及び VT の検査性能を<br>明確にする必要がある。                                   | •                |
| 給水ノズル                   | 低合金鋼<br>内径 320 mm、板厚 160 mm<br>ノズルコーナ R           | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=40$ mm<br>DA: $a \geq a_c = 40$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 40 - a_m$  | DA: 3.9 mm<br>SA: $\sigma = 1.0$ mm                | $a \geq a_c = T/4=40$ mmを<br>ほぼ 100%検出<br>要 | 外面 UT: $a \geq 13$ mmをほぼ<br>100%検出<br>内面 ECT: データ無し | • き裂長さ測定精度の高い技術の開発が必要。<br>• フェライト鋼表面の ECT 及び VT の検査性能を<br>明確にする必要がある。<br>• 内面からの検査は干渉物(スパージャ)対策が<br>必要。 | •                |
| 円筒胴 (炉心領域)              | 低合金鋼<br>内径 6.4m、板厚 160 mm<br>円筒                   | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=40$ mm<br>DA: $a \geq a_c = 40$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 40 - a_m$  | DA: 0 mm<br>(クワッド境界部)<br>SA: $\sigma = 2.1$ mm     | $a \geq a_c = T/4=40$ mmを<br>ほぼ 100%検出<br>要 | 外面 UT: $a \geq 40$ mmをほぼ<br>100%検出<br>内面 ECT: データ無し | • 外面 UT 検査信頼性データの蓄積が必要。<br>• ステンレスクワッド 鋼表面の ECT 及び VT の検査性能を<br>明確にする必要がある。                             | •                |
| 原子炉再循環出口<br>ノズル         | 低合金鋼<br>内径 547 mm、板厚 160 mm<br>ノズルコーナ R           | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=40$ mm<br>DA: $a \geq a_c = 40$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 40 - a_m$  | DA: 8.1 mm<br>(クワッド外表面から)<br>SA: $\sigma = 4.0$ mm | $a \geq a_c = T/4=40$ mmを<br>ほぼ 100%検出<br>要 | 外面 UT: $a \geq 13$ mmをほぼ<br>100%検出                  | • き裂長さ測定精度の高い技術の開発が必要。<br>• 内面からの検査は干渉物(スパージャ)対策が<br>必要。  | •                |
| ノズルセーフエンド<br>(溶接部含む)    | 低合金鋼/オーステナイト系ステンレス鋼<br>内径 547 mm、板厚 39 mm         |  | DA: 8 mm<br>SA: $\sigma = 4.0$ mm                  |   |   | • 検出及びき裂深さ測定の精度向上とその実証<br>が課題。  | •                |
| CRD ハウジング貫通<br>部スタブチューブ | Alloy600/Alloy82<br>内径 152 mm、板厚 21 mm<br>円筒 J 溶接 | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??$ mm<br>DA: $a \geq a_c = ??$ mm, $\ell \geq \ell_c = ??$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m, \epsilon < \ell_c - \ell_m$ | DA: 5.2 mm<br>SA: $\sigma = 0.8$ mm                | $a \geq a_c = ??$ mmをほぼ<br>100%検出要          |   | • ECT、UT 実証データの蓄積が必要。   | •                |
| アンカーボルト                 | 低合金鋼<br>ボルト径 68 mm                                | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??$ mm<br>DA: $a \geq a_c = ??$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = ?? - a_m$  | DA: 1.6 mm<br>SA: ?                                | $a \geq a_c = ??$ mmをほぼ<br>100%検出要          |   | • き裂深さ測定に関するデータ無し。  | •                |
| 原子炉再循環系                 |   |  |  |   |   |   |                  |
| 主配管 (直管、エル<br>ボ、ティー)    | オーステナイト系ステンレス鋼<br>口径 630 mm、板厚 40 mm              |  | DA: 5.0 mm<br>SA: $\sigma = 2.0$ mm                |   |   | • エルボ、ティー側は探傷困難。  |                  |
| ポンプ出入口弁 (溶<br>接部)       | オーステナイト系ステンレス鋼                                    |  | DA: >20 mm<br>SA: RMSE = 3.2 mm ~ 5.6<br>mm        |   |   | • 十分な欠陥検出性と寸法測定精度が得られて<br>いない。  |                  |
| ポンプ (溶接部)               | 同上  |  | 同上   |   |   | 同上  |                  |
| 主蒸気系                    |   |  |  |   |   |   |                  |
| 主配管 (直管、エル<br>ボ、ティー)    | 炭素鋼<br>口径 630 mm、板厚 40 mm                         | クリティカル減肉深さ $a_c = ??$ mm   | DA: 2.0 mm<br>SA: $\sigma = 1.0$ mm                |   |   |   |                  |
| 主蒸気隔離弁                  | 同上  | 同上   |  |   |   |   |                  |
| その他の系統                  |   |  |  |   |   |   |                  |
| 上記系統に含まれる               |   |  |  |   |   |   |                  |

検討用サンプル

3-346

DA: Detectability Accuracy SA: Sizing Accuracy  $a_c$ : Crack Depth  $a_m$ : Measured Crack Depth  
 $\ell$ : Crack Length  $\ell_c$ : Critical Crack Length  $\ell_m$ : Measured Crack Length  $\epsilon$ : Measurement Error  $\sigma$ : Standard Deviation

(注) 現状技術の精度及び信頼性の出典を添付資料 2 に示す。

一方、原子炉再循環系配管などの配管系についても、同様に検査と評価の不確定性を考慮して検討する必要がある（図 3.2.3-24）。

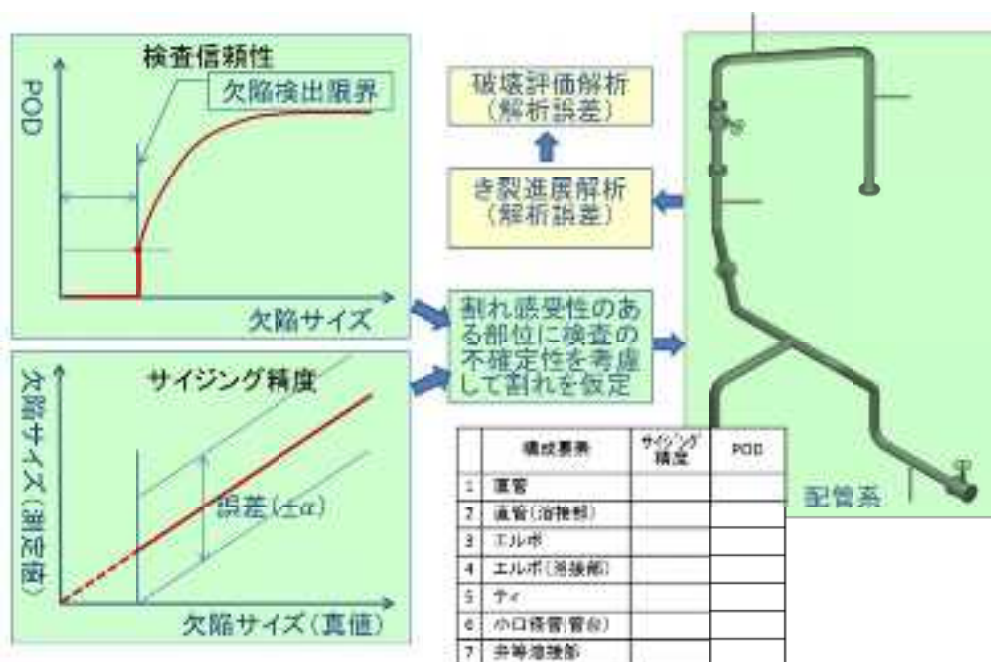


図 3.2.3-24 検査及び劣化評価の不確定性を考慮した疲労割れを有する配管系の強度評価

前述のように、検査の不確定性にはサイジング精度や POD がある。このうち、サイジング精度については、BWR の原子炉再循環配管（オーステナイト系ステンレス鋼配管）の応力腐食割れ問題で比較的多くのデータが収集されたが、その他の機器については必ずしも十分とは言えない状況に我国はある。また、POD についてはそれ以上にデータが少ない状況にあり、限られたデータを用いて POD 曲線を引くことに大きな困難が存在する。これらのデータを継続して収集していく努力は今後必要であるが、この問題を解決する 1 つの方法が検討されている。この検討によると<sup>19</sup>、下記の結論が得られている。

- 検査に関連する因子が配管破壊確率に及ぼす影響を評価（BWR の PLR 配管 300A、400A、600A）
- 平均サイジング誤差が PD 合格者の平均誤差（+0.17 mm）から多少動いても破損確率は大きく変わらない。
- 検出できない確率（POD 見落とし率）が 2% 以下であれば、それが破損確率に与える影響はほとんどない。
- 欠陥深さが 3 mm 以下であれば、破損確率はほとんど変化しない。3 mm 以上 6 mm 程度までは若干上昇。⇒過度に小さな欠陥を検出することを目的とした検査技術の開発は不要。

<sup>19</sup> 町田秀夫、“構造信頼性確保のための欠陥検出性の要求—SCC を対象として—”、NDE シンポジウム 2011

一定以上の大きさの欠陥を確実に検出できる技術が必要。

- 欠陥深さ測定の標準偏差（PD 合格者 2.0 mm）を小さくしても破損確率はあまり低下しない。
- 継続検査は破損確率を低下させる。ただし、過度な頻度増加は現実的でないので、評価の保守性との関係で適切な頻度を追求すべき。
- SCC き裂進展速度のバラツキ（標準偏差）は破損確率に影響する。き裂進展特性を考慮して、検査と評価の組合せで信頼性向上を図るべき。

上記から言えることの1つは、必ずしも多くの検査データを収集して POD 曲線を引くことができなくても、あるいは POD 曲線を引くことが難しい場合でも、ほぼ確実に検出できる最小欠陥サイズが明確であり、そのサイズが比較的小さければ、運転再開後のシステムの信頼性を証明することが可能である、ということである。この情報は POD 曲線が正確に引けるほどの十分な検査データが無くても前述の表 3.2.3-6 に示されている検査信頼性（POD）の欄を「確実に検出できる最小欠陥サイズ」に代替して数値で埋めることができる可能性を示唆している。もしこれが可能となれば、それに費やすリソースを他の重要な事項に振り向け、信頼できる合理的な計画とすることが可能となるため、検査計画を立案する上で非常に重要である。この点については、引き続き検査性能の評価方法を詳細検討する中でさらに分析・評価する。

#### 4) 合理的な検査計画の立案方法

##### (a) 検査計画の3要素とその決定方法

これまで述べてきたように、システムの信頼性を一定以上に確保する管理を行うためには、検査と劣化評価の不確定性を考慮した検査と評価を行い、その結果に従って必要な是正措置（補修等）を講じる必要がある。ここでは、以下に検査の不確定性を考慮した合理的な検査計画の立案方法について検討する。

まず、検査計画は下記の3要素を決定することによって計画内容が決まる。それぞれの要素の決定方法には表 3.2.3-7 に示すような方法がある。

- 検査対象機器
- 検査方法
- 検査時期

この検査計画に基づく検査を実施した結果を用いて劣化評価がなされ、その結果に基づきシステムの保全管理がなされると、一定の信頼性を確保したシステム管理がなされると言える。

##### (b) 合理的な検査の考え方

我国の原子力発電所の検査の一部は、これまで日本機械学会「維持規格」の検査編に従って ISI-10 年計画が立案され実施されている。この検査計画に関する規格は米国の ASME をベースに我国の実情に合った規格を取り入れて策定されており、基本的に下記の2つの考え方から成っている。

- 検査対象グループに劣化事象が想定されるか否かにかかわらず、類似機器のグループに対して一定の抜取率で広く検査対象機器を選定して実施する検査（標準検査）
- 検査対象機器に有意な劣化事象が存在する場合、現状の知見に基づき、劣化事象、発生部位、劣化進展速度を特定し、機器が破損しないことを確認するための検査（個別検査、例：SCC 発生を想定した炉内構造物の検査）

表 3.2.3-7 検査計画の3要素とその決定方法

| 検査計画の構成要素        | 決定方法  | 例       |
|------------------|---|---------|
| 1 対象機器           | ◆ 全数を検査対象とする方法<br>◆ 一定の抜取率で選定する方法                                   | 標準検査    |
|                  | ◆ 劣化発生メカニズム等に基づく方法  | 個別検査    |
| 2 検査方法           | ◆ 下記を考慮して決定する方法<br>・検査手法(UT、ECT等)<br>・性能(サイジング精度、POD) <sup>注)</sup> |         |
| 3 検査時期<br>(検査間隔) | ◆ 経験に基づく方法  | 分解点検等   |
|                  | ◆ 決定論的方法  | SCC、疲労等 |
|                  | ◆ 確率論的方法(リスク評価手法)   | RI-ISI  |

注) 検査要領、検査員、検査装置の組合せで性能が決まる。  
RI-ISI: Risk Informed In-service Inspection

検査はこれまでの経年劣化に関する知見や運転経験を生かして効率的・効果的に実施すべきであるが、広範に実施されている上記の標準検査には必ずしもそれが十分生かされていない。過去30年以上にも亘ってほとんど変更されずに今日に至っている。また、一方で当該検査によって未然に機器の劣化損傷が発見された例は極めて少なく、過去の事故・トラブル事例を見ると、その発生箇所はISI対象となっていなかった箇所で発生した場合がほとんどである<sup>20</sup>。このような状況は欧米でも同様であり、特に米国ではISI-10年計画で行う標準検査は必ずしも有効ではないとし、それに代わるものとしてリスクベースの検査であるRisk-Informed ISI (RI-ISI) を考案し、NRCの承認を得て既に実機適用している。なお、これまでの実績で本手法による問題は生じていない。

国際的に見て、検査計画を規定する規格には下記の2つがある。これら2つの方法は検査対象の特性（対象機器、想定される劣化事象、検査対象数等）に合わせて使い分けるのが最も合理的であると考えられる。したがって、我国でもいずれも柔軟に事業者が採用できるように規格を整備し、効率的・効果的な検査ができるようにすべきである。

• 決定論的手法

現状の知見に基づき、劣化事象、発生部位、劣化進展速度を特定し、決定論的な手法によって劣化の進展予測を行い、その結果に基づき合理的な検査計画を立案する方法

<sup>20</sup> 添付資料1「原子力発電所における損傷事例の調査分析」参照



・確率論的手法

現状の見聞に基づき、劣化事象、発生部位、劣化進展速度を特定し、検査及び評価の不確定性を考慮した上で確率論的な手法によって検査対象が属するシステムの信頼性を評価し、その結果に基づき合理的な検査計画を立案する方法

上記の決定論的手法に基づき検査計画の立案方法を規定した規格の代表が日本機械学会「維持規格」検査編に規定されている炉内構造物の個別検査である。また、上記の確率論的手法に基づき検査計画の立案方法を規定した規格の代表がASME Code Case N-716の規定である。これら2つの手法は、科学的合理性を有しており、現時点で効率的・効果的であると考えられるので、できるだけ広く適用範囲を拡大し、プラント全体のシステム安全に貢献できるようにすべきである。

(c) 疲労割れ検知のための検査方法

我国の原子力発電所で発生した疲労割れの事例を調査分析した結果が報告されている<sup>21</sup> (図 3.2.3-25)。これによると、損傷の原因は機械振動疲労、流体振動疲労、高サイクル熱疲労、フレタィング疲労、低サイクル疲労の5つである。これらの損傷原因に対して予防保全の観点からどのような検査を行えば疲労感受性の高い個所を特定し損傷による機器の機能喪失を予防できる可能性があるか検討した結果を表 3.2.3-8 に示す。

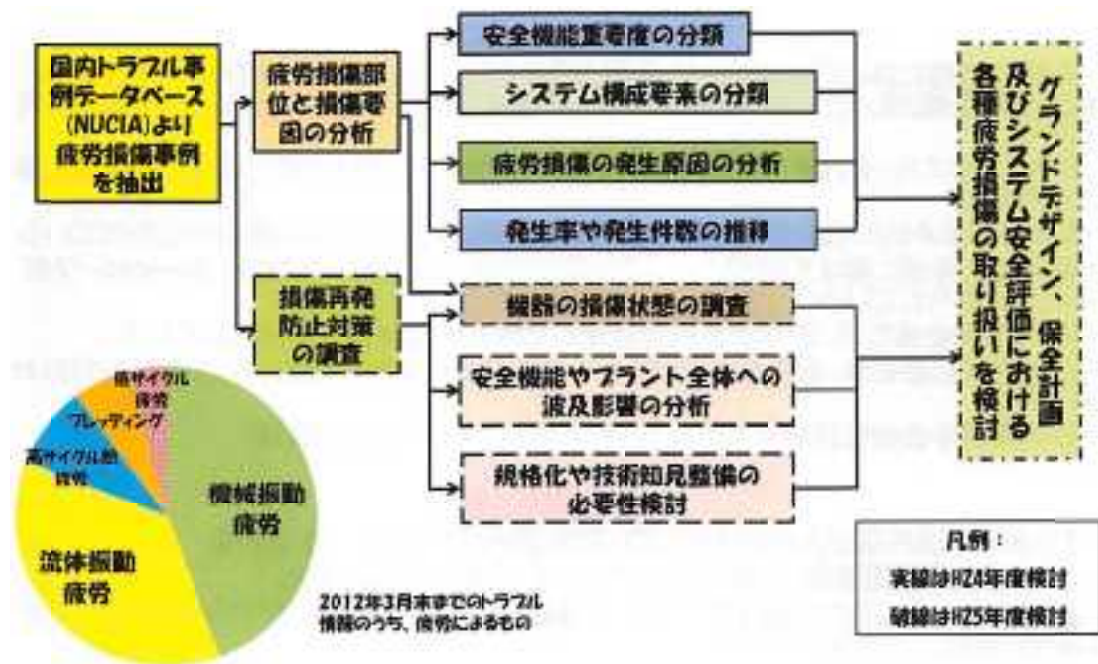


図 3.2.3-25 国内実機疲労損傷事例の分析結果

(「疲労健全性評価グランドデザイン構築」グループの H25 年度中間報告会資料より)

<sup>21</sup> 高経年化技術評価高度化事業「疲労健全性評価グランドデザイン構築」グループの H25 年度中間報告会資料

表 3.2.3-8 検査の観点からの疲労損傷に対する対応方法

| No | 疲労割れの理類  | 発生箇所と原因                 | 検査の観点から考えられる対応方法                                       |
|----|----------|-------------------------|--|
| 1  | 機械振動疲労   | 小口径配管の高サイクル振動疲労         | ・母管または当該配管の振動実測及び固有振動数測定、疲労評価                          |
| 2  | 流体振動疲労   | 同上                      | 同上   |
| 3  | 高サイクル熱疲労 | 機器内面または接液面の高サイクル温度変動    | ・温度変動予測部位の温度変動実測、疲労評価<br>・疲労割れの非破壊検査による検出/サイジング、進展解析評価 |
| 4  | フレットイング  | ポンプ車輪不連続部の高サイクル応力変動     | ・振動計等による振動モニタリング                                       |
| 5  | 低サイクル疲労  | 機器内面または接液面の低サイクル温度/圧力変動 | ・温度変動予測部位の温度変動実測、疲労評価<br>・疲労割れの非破壊検査による検出/サイジング、進展解析評価 |

この表から分かるように、疲労感受性の高い個所を事前に検知するには、下記の検査・モニタリングを行う必要がある。

a) モニタリング

- ・機器の振動モニタリング及び固有振動数測定
- ・機器又は内部流体の温度変動モニタリング

b) 非破壊検査

- ・疲労割れの検出、サイジング

上記のように、疲労損傷を予防するには、単に疲労割れが発生していないことを確認するための非破壊検査、あるいは既に発生している疲労割れの検出、サイジングを行うための非破壊検査だけでは不十分であり、予防保全の観点から振動や温度変動のモニタリングを実施することが必要である場合がある。特に高サイクル疲労については疲労割れの発生・進展が速く、また非破壊検査が難しいケースがあり、事前に振動測定や温度変動測定を実施した上で疲労評価を実施しなければ予防できない場合がある。ただし、長期の運転経験がある高経年プラントについては高サイクル疲労の発生する可能性は低くなっていると考えられるので、必ずしも振動測定や温度変動測定を実施する必要はないが、高経年プラントであっても

- ・配管ルートの変更や機器の改造を実施した場合
- ・運転方法を変更した場合
- ・原子炉出力向上を実施した場合
- ・プラント起動停止や定期試験などの特殊な運転状態時のみ共振する配管系がある場合

などは注意を要する。

また、疲労の予測評価精度を上げる必要がある場合には、評価対象箇所の内部流体状態（圧力、温度、流量）や運転時の振動などを実測し、それらを用いて解析評価することを検討する必要がある。

以上を踏まえ、振動測定及び温度変動測定などのモニタリングを行い、疲労評価を実施しながら疲労割れを管理する手順について検討した。検討結果を図 3. 2. 3-26 に示す。

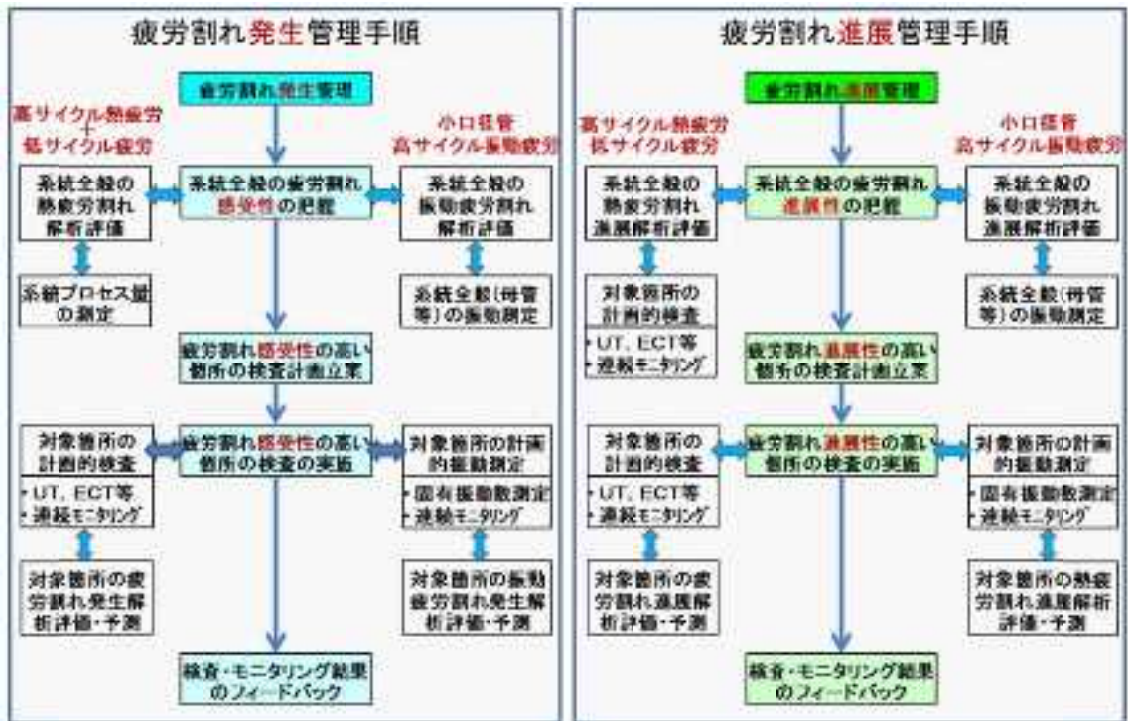


図 3. 2. 3-26 疲労割れ管理手順

また、前述の 3) (a) で述べた広域と局所の 2 段階の劣化管理方法を疲労割れ管理に適用した場合を考え、解析評価技術と検査・モニタリング技術に対する現状のニーズについて検討した。その結果を表 3. 2. 3-9 及び表 3. 2. 3-10 に示す。

表 3. 2. 3-9 広域の評価技術及び検査技術の必要性 (高感受性部位の特定)

| 疲労割れ        |                       | 系統全体評価<br>・解析評価<br>・定性評価 | 広域検査・モニタリング |                              |                  |
|-------------|-----------------------|--------------------------|-------------|------------------------------|------------------|
| 検査・モニタリング対象 |                       |                          | 停止時/NDI     | 運転中/短時間<br>モニタリング<br>(特定条件時) | 運転中/連続<br>モニタリング |
| 容器          | 高サイクル熱疲労<br>+ 低サイクル疲労 | 中                        |             | 高*                           |                  |
| 配管          | 高サイクル熱疲労              | 高                        |             | 高*                           |                  |
|             | 高サイクル振動疲労<br>(小口径管)   | 高                        |             | 高*                           |                  |

\* 自然変動による割れ発生・進展の発生防止のための検査  
+ 検査開始の必要

| 配管減肉(参考)    |  | 系統全体評価<br>・解析評価<br>・定性評価 | 広域検査・モニタリング |                              |                  |
|-------------|--|--------------------------|-------------|------------------------------|------------------|
| 検査・モニタリング対象 |  |                          | 停止時/NDI     | 運転中/短時間<br>モニタリング<br>(特定条件時) | 運転中/連続<br>モニタリング |
| 配管          |  | 高                        | 高           |                              |                  |

表 3. 2. 3-10 局所の評価技術及び検査技術の必要性（特定部位の劣化状況/劣化速度確認）

疲労割れ

| 検査・モニタリング対象 |                      | 局所詳細評価<br>・解析評価 | 局所検査・モニタリング    |                              |                  |
|-------------|----------------------|-----------------|----------------|------------------------------|------------------|
|             |                      |                 | 停止時/NDI        | 運転中/短時間<br>モニタリング<br>(特定条件時) | 運転中/連続<br>モニタリング |
| 容器          | 高サイクル熱疲労<br>+低サイクル疲労 | 中               | 高              |                              | 高*               |
| 配管          | 高サイクル熱疲労             | 高               | 高              |                              | 高*               |
|             | 高サイクル振動疲労<br>(小口径管)  | 高               | 高 <sup>②</sup> | 高*                           |                  |

\* 原子力発電所施設の手当評価種別が異なる箇所については、運転運転または取り出し・返入の種別により、運転状態によって適用区別を要する必要がある。  
 + 原子力発電所施設の手当評価種別が異なる箇所については、当該小口径管の運動のモニタリングによって腐蝕状況を把握する必要がある。  
 ② 当該小口径管の固有動特性異変、シフト、共振動作発生等のリスク。

配管減肉(参考)

| 検査・モニタリング対象 |  | 局所詳細評価<br>(解析評価) | 局所検査・モニタリング |                              |                  |
|-------------|--|------------------|-------------|------------------------------|------------------|
|             |  |                  | 停止時/NDI     | 運転中/短時間<br>モニタリング<br>(特定条件時) | 運転中/連続モ<br>ニタリング |
| 配管          |  | 高                | 高           |                              | 高*               |

5) 今後の課題

これまで原子力発電所のシステム安全の観点から、原子力安全あるいは安全機能と検査の関係について検討するとともに、検査の在り方について検討してきた。今回検討した内容は、まず原子力安全における検査の位置付けや役割等を概観するため、局所的で詳細な検討を行うのではなく、全体的に大きな骨組みを明確にすることに力を入れて検討を進めた。このため、今後は概観した全体を精緻化するとともに、個々の内容について検討を深めていく必要がある。この観点から今後検討を要すると思われる主要課題について以下にまとめた。

(a) 原子力安全と検査の関係に関する検討

今年度に引き続き、次年度以降もシステム安全の観点から原子力安全と検査の関係や検査の位置付け、役割等について更に詳細に検討する必要がある。また、システム安全という概念は我国だけではなく国際的なものであり、その考え方の歴史は古い。このため、システム安全について国内外の動向（特に International System Safety Society 等）の調査を行うことも重要であると思われる。

(b) システム信頼性を確保するために必要な検査性能と現状検査技術の性能の比較検討

前述の(b)a節ではシステム単位でシステムの信頼性あるいは機能を確保する方法について検討した。この検討ではPWRとBWRの原子炉系に対して概略検討し、その結果を表3.2.3-6にまとめたが、本表には未検討の部分があり、今後さらに調査検討を実施する必要がある。この調査検討を行えば、本手法が十分に信頼の置けるものであることを確認することができる。

(c) 平時/有事の保全活動と課題

前述の 1) (d)節では、平時の保全と有事の保全について検討した。その中で平時と有事の保全活動の間には類似性があり、一方から他方を見て、検討すべき点、改善すべき点などを抽出し善処することは有意義であることを述べた。その一方で両者の間には相違点があり、それぞれ特徴を持っている。これらを整理するとともに、現状で考えられる課題を表 3.2.3-11 に整理した。

ここで課題として挙げられたのは下記の 2 点である。

- 機器の機能喪失につながる劣化事象や起因事象のうち、重大な事故につながる可能性があるものは巨大なプラントシステムな中のどこで発生するか、あるいはどの機器で発生するか、それを効率的効果的に選定する方法の開発
- 機器の機能喪失につながる劣化事象や起因事象のうち、重大な事故につながる可能性があるものを正確に予測するための検査・モニタリング技術と解析評価技術の開発

表 3.2.3-11 平時と有事の保全活動と課題

|              | 平時の保全活動   | 有事の保全活動  |
|--------------|---|--|
| 対象事象         | ・ 経年劣化が発生、進展する過程とそれに伴い機器の機能が低下する事象  | ・ 事故状態に進展する過程および事故状態におけるプラント挙動   |
| 想定する機能喪失シナリオ | ・ 経年劣化が高じて生じる機器故障から発展する事故   | ・ 外的要因(内部事象、外部事象)に起因して生じる機器故障から発展する事故  |
| 対応活動内容       | ・ 保全サイクルPDCA (計画、検査、評価、是正)  | ・ 事故対応サイクルPDCA (計画、モニタ、評価、対処) (予見、学習)  |
| 特徴           | ・ 経年劣化は基本的にゆっくり進む事象、したがって比較的 <b>時間余裕がある</b>                               | ・ 時間的制限の中で <b>迅速、的確な判断、対処が必要</b><br>・ 外的要因による事故は検査・モニタリングで事前検知できない                           |
| 課題           | ・ 検討対象とすべき設備機器の効率的効果的な選定方法<br>・ 経年劣化事象の発生進展予測能力の向上<br>⇒ 高度な検査技術と劣化評価技術の開発 | ・ 検討対象とすべき事象の効率的効果的な選定方法<br>・ 実際の条件でのプラント挙動解析や事例学習等による予見能力の向上<br>⇒ 高度なモニタリング技術とプラント挙動解析技術の開発 |

このうち、平時の保全に用いる検査・モニタリング技術と評価技術については、広域の状態把握と局所の状態把握のための技術開発が必要と考えられ、下記課題が抽出された (図 3.2.3-27)。

a) 全体 (あるいは広域) 把握のための技術

- 広域解析評価技術の有無調査 (必要に応じ技術開発の実施)
- 広域検査・モニタリング技術の有無調査 (必要に応じ技術開発の実施)
- 広域連続モニタリング手法の有無調査 (必要に応じ技術開発の実施)

b) 局所把握のための技術

- 局所解析評価技術の有無調査（必要に応じ技術開発の実施）
- 局所検査・モニタリング技術の精度/信頼性に関する調査
- 局所連続モニタリング手法の有無調査（必要に応じ技術開発の実施）

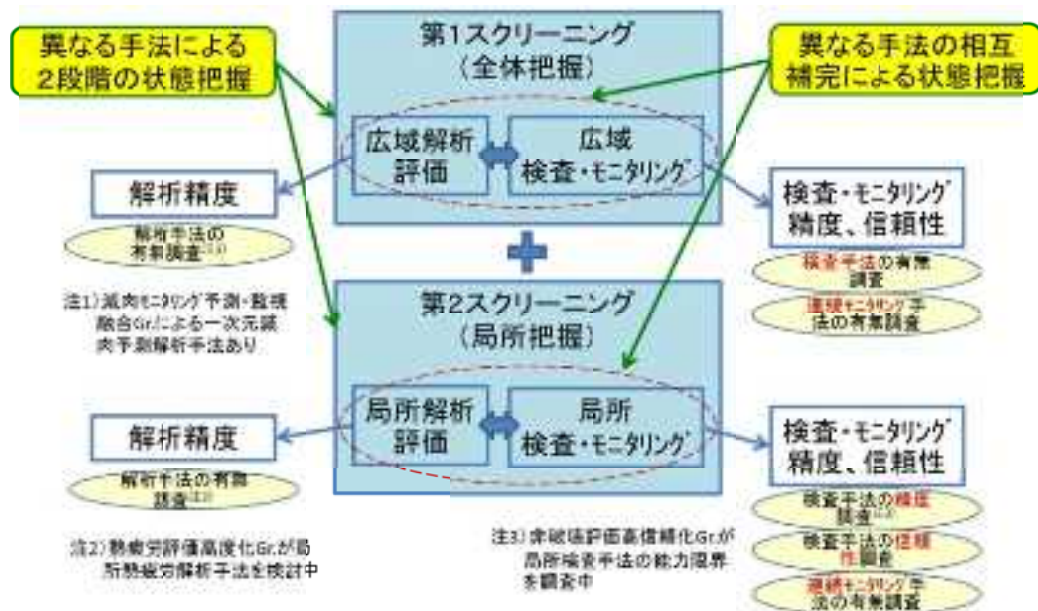


図 3. 2. 3-27 信頼性の高い合理的な系統機器状態の把握方法と今後の課題（平時の保全）

以上を踏まえて、疲労以外の劣化事象にも展開して、現状で既に存在する技術を整理し、今後開発が必要となる技術について検討するための表を作成した。それを表 3. 2. 3-12 に示す。今後、国内外の調査を行い、調査結果を本表で整理すれば、高経年化技術評価の高度化が必要な技術や開発が必要な技術が明確になる。このような検討に基づき技術開発が行われれば、評価技術と検査技術の補完、広域技術と局所技術の補完により、効率的効果的な管理が可能となるものと期待される。

また、同様の検討を有事の保全について検討した結果を表 3. 2. 3-13 に示す。今後、詳細な調査検討が必要である。

(d) 検査の技術戦略マップの検討

原子力発電所の長期運転を展望して運転期間延長申請を行う以前から最終停止を行うまでの間、通常行う検査以外に高経年化の観点からどのような検査を戦略的に行うべきか検討する必要がある。検討に当たっては、本研究の成果を踏まえ、どの機器にどのような検査をいつ実施すべきか、その技術的根拠、理由を明確にするとともに、必要と考えられる技術開発等の課題を明確にする必要がある。

表 3.2.3-12 劣化管理のための解析評価技術と検査技術（平時）

|        |                | 疲労   | SCC                     | 減肉                          | 腐化 | ケーブル劣化 | コンクリート劣化 |
|--------|----------------|--|-------------------------|-----------------------------|----|--------|----------|
| 全体サーベイ | 広域評価<br>(系統全般) | ・配管構造/流速/温度差を評価するスクリーニング法 <sup>(注1)</sup>  | ・材料/応力/環境を評価するスクリーニング法  | ・一次元解析コード <sup>(注2)</sup>   |    |        |          |
|        | 広域検査           | ・?   | ・?                      | ・ガイド波法                      |    |        |          |
| 局所サーベイ | 局所解析評価         | ・疲労解析手法 <sup>(注1)</sup><br>・き裂進展評価法 <sup>(注2)</sup><br>・Flaw Tolerant法<br>・熱応動解析<br><small>研究中</small> | ・き裂進展評価 <sup>(注1)</sup> | ・配管減肉管理技術規格 <sup>(注3)</sup> |    |        |          |
|        | 局所検査           | ・UT(検査精度)<br>・ECT(検査精度)<br><small>研究中</small>  | ・UT<br>・ECT             | ・垂直UT<br>・EMAT              |    |        |          |

今後、本表の空欄を埋めるための詳細な調査検討が必要。

注1) 日本機械学会基準S017「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」  
 注2) 日本機械学会「設計建設規格」「維持規格」  
 注3) 高経年化技術評価高度化事業で開発

表 3.2.3-13 事故対応のための解析評価技術と検査技術（有事）

|        |                | プラント挙動  |
|--------|----------------|---|
| 全体サーベイ | 広域評価<br>(系統全般) | ・リスクの高い現場、事象をスクリーニングする方法が必要<br>・上記の現場で事象が発生した場合のプラント挙動をシミュレーションし、知識ベースを確立する必要がある。   |
|        | 広域検査           | ・プラント全体の状態を概観できるモニタリングシステムが必要か<br>・プラント全体をどう把握すべきか<br>・何を確認すべきか、どのようなパラメータを確認すべきか<br>・その対象あるいはパラメータは既存のもので確認できるか、NOの場合何があればよいか    |
| 局所サーベイ | 局所評価           | ・どのような評価技術が必要か、今後検討が必要。   |
|        | 局所検査           | ・各区分毎の局所的な状態を監視できるモニタリングシステムは必要か<br>・プラントの何処をどう把握すべきか<br>・何を確認すべきか、どのようなパラメータを確認すべきか<br>・その対象あるいはパラメータは既存のもので確認できるか、NOの場合何があればよいか |

今後、本表の各欄に記載できる技術について詳細な調査検討が必要。

(2) 機器の疲労割れ状態を詳細把握するための非破壊検査技術の性能を見極めるための調査

1) 超音波探傷の性能評価

(a) 閉口状態（密着性）とその分布（検出性、サイジング精度への影響解明）の影響評価

a) SPACE の測定原理

過小評価や見逃しの原因となるき裂閉口 (PIRT 抽出課題 E-⑥: き裂の閉口状態 (密着性) とその分布 (検出性、サイジング精度への影響解明)) の対策として、大振幅超音波による閉じたき裂面の開閉振動により発生する分調波 (基本波の半分の周波数) を用いた映像法 (subharmonic phased array for crack evaluation; SPACE) が開発されてきた。

Bulk SPACE<sup>22, 23, 24</sup>の概念図を図 3. 2. 3-28 に示す。アレイ探触子 (送受信同一) をき裂反開口面側 (配管の場合、外面側) に設置し、角度  $\theta$  および距離  $r$  の異なる複数の送信焦点を設定する。各焦点に対し遅延則により大振幅集束超音波を入射することで、き裂開口部では基本波の線形散乱が、閉口部では分調波の非線形散乱が起こる。これらをアレイ探触子で受信し、デジタルフィルタで各成分に分離後、遅延則に従ってシフト加算することで FA 像と SA 像を形成する。これを各送信焦点に対して行い、全送信焦点の映像を合成することで、閉口き裂を広範囲で映像化する。

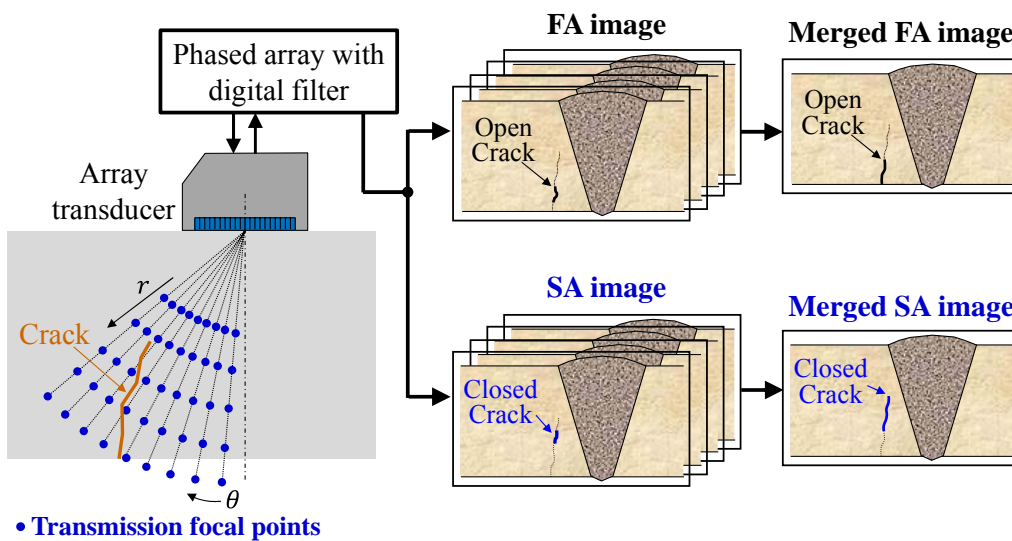


図 3. 2. 3-28 Bulk SPACE の概念図

<sup>22</sup>Y. Ohara, T. Mihara, R. Sasaki, T. Ogata, S. Yamamoto, Y. Kishimoto, K. Yamanaka. "Imaging of Closed Cracks Using Nonlinear Response of Elastic Waves at Subharmonic Frequency.", Applied Physics Letters, Vol. 90, pp. 011902-1-3 (2007)

<sup>23</sup>Y. Ohara, S. Yamamoto, T. Mihara, K. Yamanaka. "Ultrasonic Evaluation of Closed Cracks Using Subharmonic Phased Array.", Japanese Journal of Applied Physics, Vol. 47, No. 5B, pp. 3908-3915 (2008)

<sup>24</sup>小原, 堀之内, 新宅, 柴崎, 山口, 田上, 山中: "単一アレイのサブハーモニック超音波フェーズドアレイ SPACE の開発とステンレス鋼溶接部の閉じた応力腐食割れの高選択性映像化", 非破壊検査, 60 巻, 11 号, pp. 658-664 (2011)



Bulk SPACE で閉じたき裂深さを計測できることは、これまで閉じたき裂試験片で実証してきた<sup>25,26,27,28,29,30,31,32,33</sup>。一方、き裂長さの高精度計測は、き裂反開口面側から行うことは容易でなく、き裂開口面側（配管の場合、内面側）からの検査が有効と考えられる。そこで、本研究では、弾性表面波（surface acoustic wave: SAW）を用いた SPACE（SAW SPACE）を開発した。

SAW SPACE の概念図を図 3.2.3-29 に示す。送受信に同一のアレイ探触子を用い、SAW を励起するレイリーの臨界角を有する楔に設置し、き裂開口面側から超音波を入射する。ここで、楔の縦波音速の水平成分と試験片の弾性表面波音速は近い値を持つことから、計算の単純化のため等しいと近似する。まず、角度  $\theta$  および距離  $r$  の異なる複数の送信焦点を設定する。各送信焦点に対し遅延則により大振幅集束超音波を入射することで、き裂開口部では基本波（周波数  $f$ ）の線形散乱が、閉口部では分調波（周波数  $f/2$ ）の非線形散乱が起こる。これらを実験探触子で受信し、デジタルフィルタで各成分に分離後、遅延則に従ってシフト加算することで FA（fundamental array）像と SA（subharmonic array）像を形成する。これを角度  $\theta$  および距離  $r$  の異なる送信焦点に対して行い、全送信焦点の映像を合成することで、広範囲の閉口き裂を映像化する。

---

<sup>25</sup>小原, 山中: “固体内超音波の非線形現象を利用した閉じたき裂の非破壊検査技術”, 電子情報通信学会和文論文誌 (A), J91-A 巻, 12 号, pp. 1116-1124 (2008)

<sup>26</sup>山本, 小原, 三原, 山中: “き裂評価のためのサブハーモニック超音波フェーズドアレイ (SPACE) へのレーザー干渉計の応用”, 非破壊検査, 57 巻, 4 号, pp. 198-203 (2008)

<sup>27</sup>Y. Ohara, H. Endo, T. Mihara, K. Yamanaka. “Ultrasonic Measurement of Closed Stress Corrosion Crack Depth Using Subharmonic Phased Array.”, Japanese Journal of Applied Physics, Vol. 48, No. 7, pp. 07GD01-1-6 (2009)

<sup>28</sup>Y. Ohara, S. Horinouchi, M. Hashimoto, Y. Shintaku, K. Yamanaka. “Nonlinear Ultrasonic Imaging Method for Closed Cracks Using Subtraction of Responses at Different External Loads.”, Ultrasonics, Vol. 51, pp. 661-666 (2011)

<sup>29</sup>小原, 橋本, 堀之内, 新宅, 山中: “非線形超音波映像法による閉じた疲労き裂の進展モニタリング”, 電子情報通信学会和文論文誌 (A), J94-A 巻, 11 号, pp. 800-808 (2011)

<sup>30</sup>K. Yamanaka, Y. Ohara, M. Oguma, Y. Shintaku. “Two-Dimensional Analyses of Subharmonic Generation at Closed Cracks in Nonlinear Ultrasonics.”, Applied Physics Express, Vol. 4, pp. 076601-1-3 (2011)

<sup>31</sup>Y. Ohara, Y. Shintaku, S. Horinouchi, M. Ikeuchi, K. Yamanaka. “Enhancement of Selectivity in Nonlinear Ultrasonic Imaging of Closed Cracks Using Amplitude Difference Phased Array.”, Japanese Journal of Applied Physics, Vol. 51, pp. 07GB18-1-6 (2012)

<sup>32</sup>S. Horinouchi, M. Ikeuchi, Y. Shintaku, Y. Ohara, K. Yamanaka. “Evaluation of Closed Stress Corrosion Cracks in Ni-Based Alloy Weld Metal Using Subharmonic Phased Array.”, Japanese Journal of Applied Physics, Vol. 51, pp. 07GB15-1-5 (2012)

<sup>33</sup>M. Ikeuchi, K. Jinno, Y. Ohara, K. Yamanaka. “Improvement of Closed Crack Selectivity in Nonlinear Ultrasonic Imaging Using Fundamental Wave Amplitude Difference.”, Japanese Journal of Applied Physics, Vol. 52, pp. 07HC08-1-5 (2013)

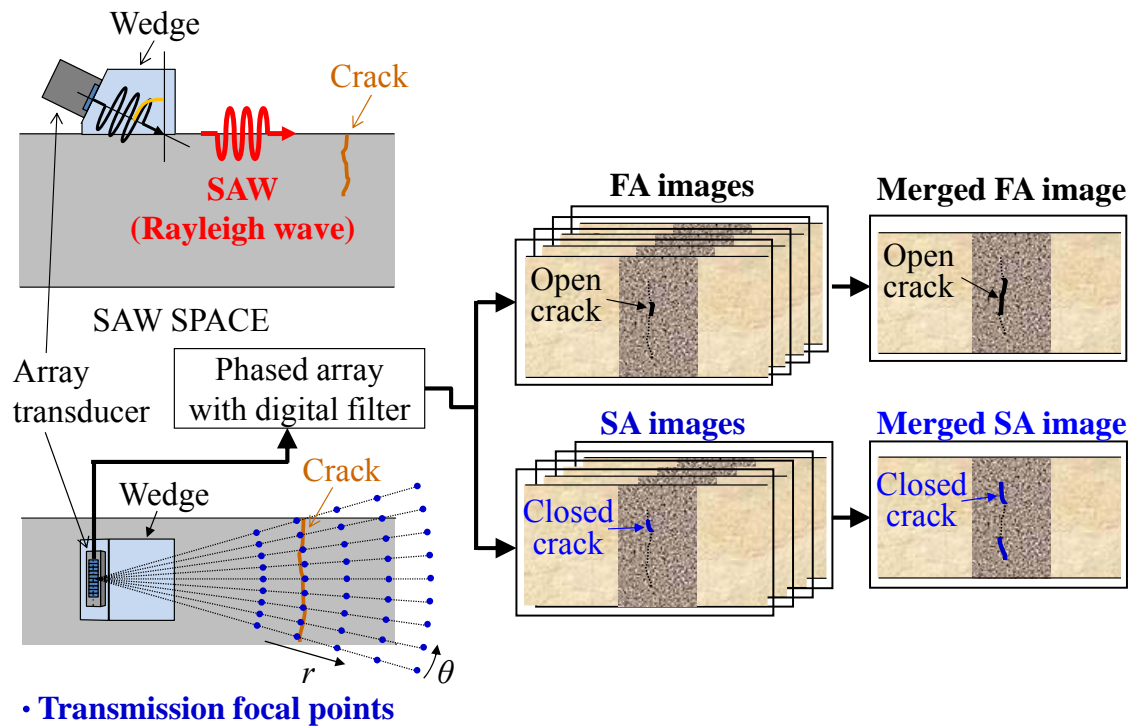


図 3.2.3-29 SAW SPACE の概念図

b) Bulk SPACE による実験

① 実験条件

本研究では、閉じたき裂試験体として、最大応力拡大係数  $K_{max}=9.0 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、最小応力拡大係数  $K_{min}=0.6 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  で疲労き裂が導入されたアルミニウム合金 A7075 の CT 試験片を用いた。測定配置を図 3.2.3-30 に示す。送受信には PZT アレイ探触子 (5 MHz、32 素子、0.5 mm ピッチ) を用いた。入射波には、周波数 7 MHz、150 V、3 サイクルのバースト波を用いた。送信焦点には、 $\theta=16^\circ \sim 45.5^\circ$  ( $0.5^\circ$  刻み)、 $r=33 \text{ mm}$  ( $\theta=30^\circ$  でき裂先端に超音波が集束) の計 60 点を選択した。

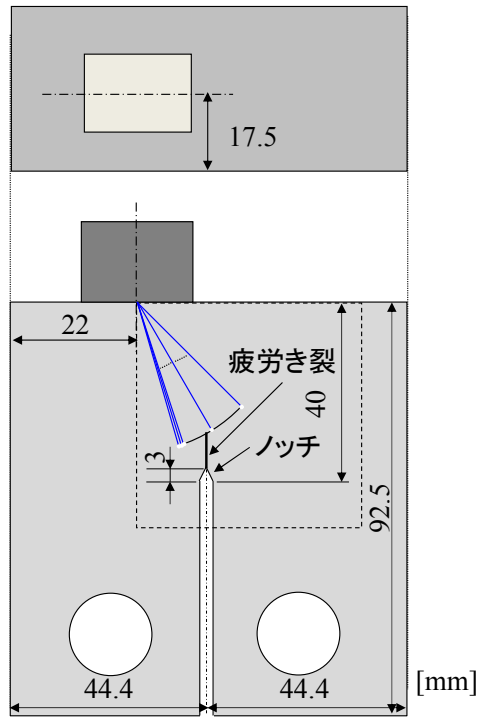


図 3. 2. 3-30 Bulk SPACE の実験条件

② 実験結果

Bulk SPACE で得られた FA と SA の合成像を図 3. 2. 3-31 に示す。FA 像および SA 像で疲労き裂が異なる分布で映像化された。これはき裂の開口・閉口部位が分布していることを示唆している。また、SA 像より FA 像でき裂が深く映像化された。これは、き裂上端が閉じていることを示唆している。以上より、FA 像で過小評価してしまうき裂深さを SA 像で高精度に計測できることが分かった。

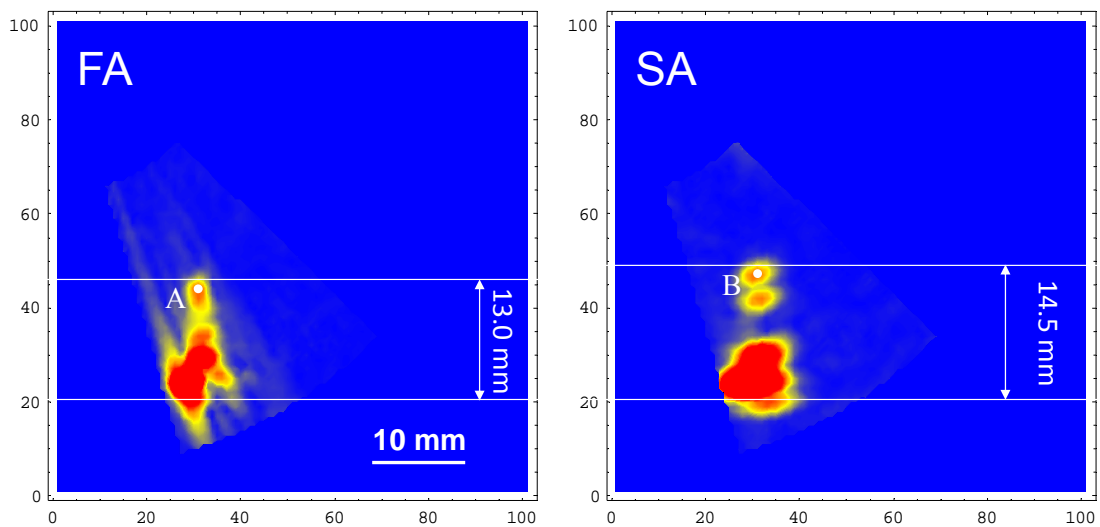


図 3. 2. 3-31 Bulk SPACE で得られた疲労き裂の映像化結果

さらに、得られた応答を詳細に解析するため、FA 像および SA 像で応答が強かった A および B のシフト加算波形とそのウェーブレット変換結果を図 3.2.3-32 に示す。ここで、青線で表す RMS 範囲は映像強度算出範囲である。これらより、A では基本波成分が強く、B では明瞭に分調波成分が発生していることが確認された。

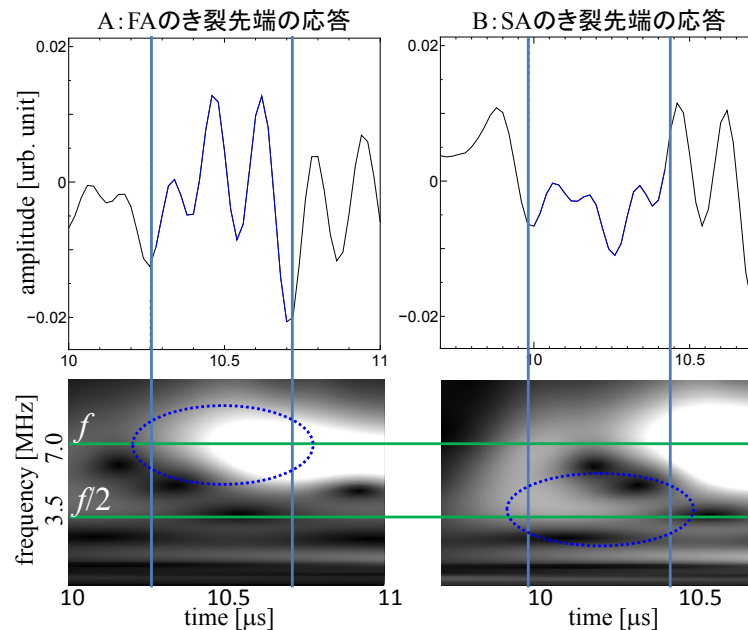


図 3.2.3-32 疲労き裂 A、B におけるシフト加算波形とウェーブレット変換結果

共焦点 SPACE では、送信焦点毎の波形を全て収録するため、合成像だけでなく、送信焦点毎の映像も形成できる。そこで、入射角  $\theta = 23.5^\circ$ 、 $27^\circ$ 、 $36^\circ$  における FA 像と SA 像を図 3.2.3-33 に示す。 $\theta = 23.5^\circ$  では、FA 像ではき裂は映像化されず、SA 像でのみき裂が映像化された。また、 $\theta = 27^\circ$  では、FA 像より SA 像で深い位置にき裂が映像化された。これは、き裂の上端が閉じていることによると考えられる。 $\theta = 36^\circ$  では、SA 像でのみき裂端部が映像化された。

以上より、本試験片では、FA 像と比べると、SA 像は、広い角度範囲でき裂を映像化でき、深い位置にき裂端部が映像化できることが分かった。

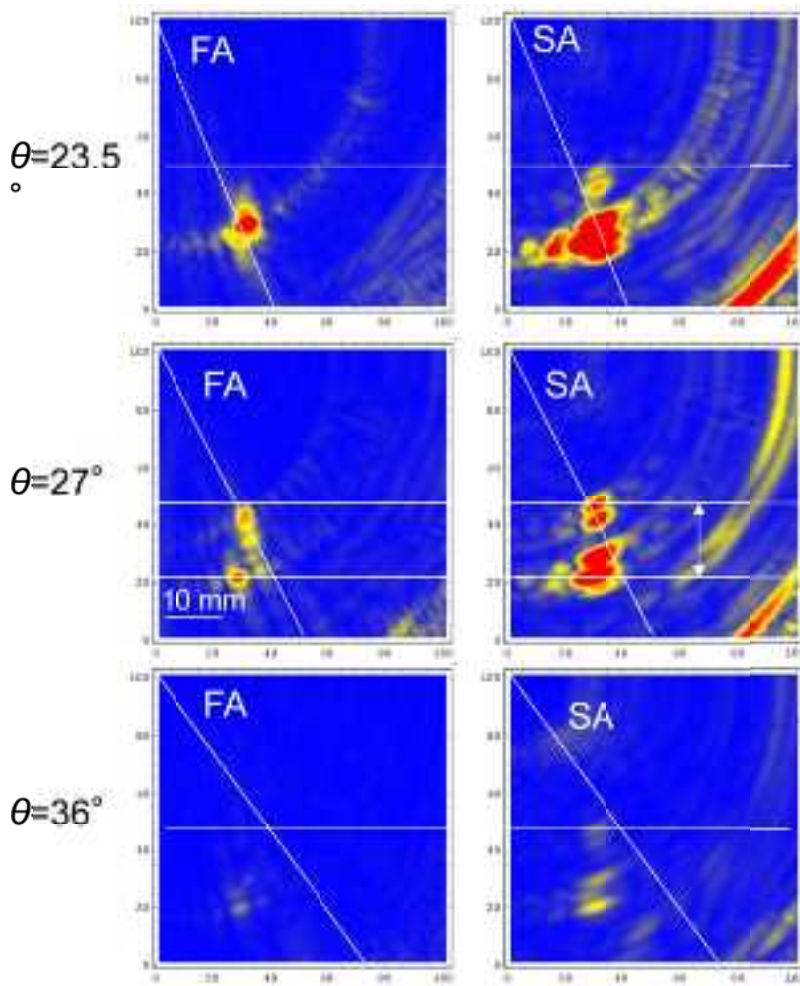


図 3.2.3-33 入射角  $\theta=23.5^\circ$  ,  $27^\circ$  , and  $36^\circ$  における FA 像と SA 像

b) SAW SPACE による実験

① 実験条件

本研究では、基礎実験として、丸穴（ $\phi 2\text{ mm}$ 、深さ  $2\text{ mm}$ ）を導入したステンレス鋼 SUS304 の試験片を用いた。閉じたき裂試験体としては、最大応力拡大係数  $K_{\max}=5.3\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 、最小応力拡大係数  $K_{\min}=0.6\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  で疲労き裂が導入されたアルミニウム合金 A7075 の 3 点曲げ試験片の側面を用いた。測定配置を図 3.2.3-34 に示す。送受信には PZT アレイ探触子（5 MHz、32 素子、0.5 mm ピッチ）を用いた。入射波には、周波数 2 MHz、150 V、3 サイクルのパースト波を用いた。送信焦点には、 $\theta=-29^\circ\sim 30^\circ$ （ $1^\circ$  刻み）、 $r=39.5\text{ mm}$  の計 60 点を選択した。

また、SAW は試験片表面を伝搬する波のため、レーザ干渉計を非接触でスキャンすることでその伝搬挙動を可視化できる。ここでは、レーザスキャン範囲として、丸穴試験片では  $X=131\sim 146\text{ mm}$ （0.25 mm 刻み）、 $Y=15\sim 25\text{ mm}$ （0.25 mm 刻み）、疲労き裂試験片では  $X=80\sim 90\text{ mm}$ （0.2 mm 刻み）、 $Y=15\sim 25\text{ mm}$ （0.2 mm 刻み）を選択し、その伝搬挙動を可視化した。

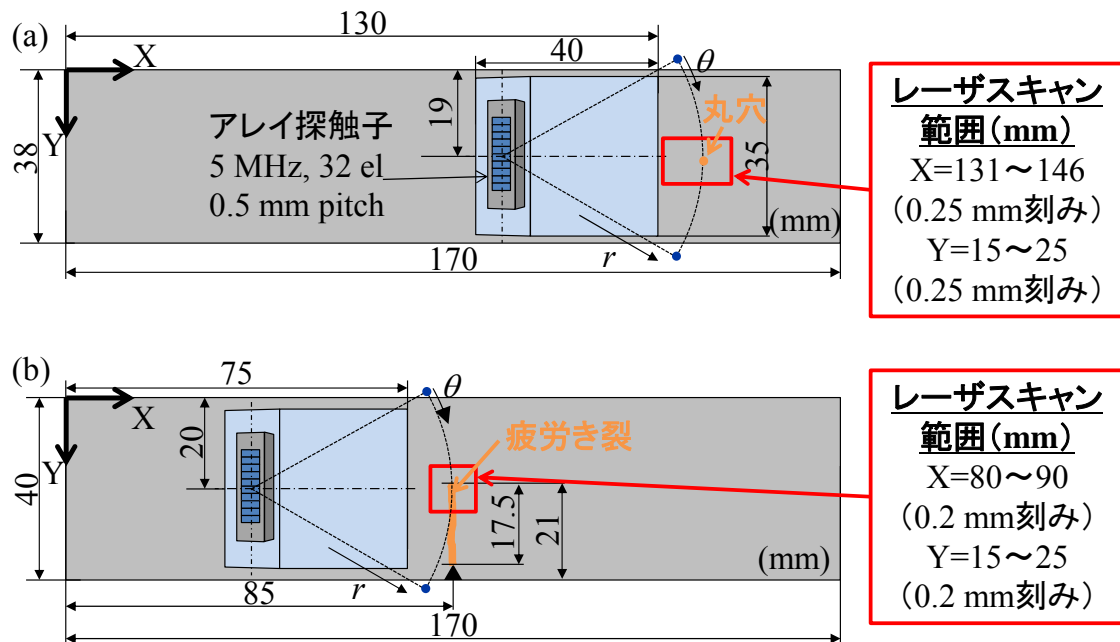


図 3.2.3-34 SAW SPACE の実験条件  
(a) 丸穴試験片、(b) 疲労き裂試験片

## ② 実験結果

まず、丸穴試験片の実験結果について述べる。レーザスキャンで得られた音場観察結果を図 3.2.3-35 に示す。レイリー波 (3 サイクルのバースト波) が伝搬し、 $t=15.2 \mu s$  で丸穴に波面が当たり始め、その後、丸穴を中心に散乱波が円状に伝搬する様子が観察された。と丸穴での散乱が明瞭に観察された。そこで、アレイ探触子で受信された波形を用いて、SAW SPACE で得られた FA と SA の合成像を図 3.2.3-36 に示す。FA 像では丸穴が正しい位置に明瞭に映像化され、SA 像では現れなかった。また、丸穴部のシフト加算波形をウェーブレット変換した結果 (図 3.2.3-37)、基本波成分がメインであることが確認された。これは丸穴が線形散乱源であるためである。これにより、SAW SPACE の基本性能が実証された。

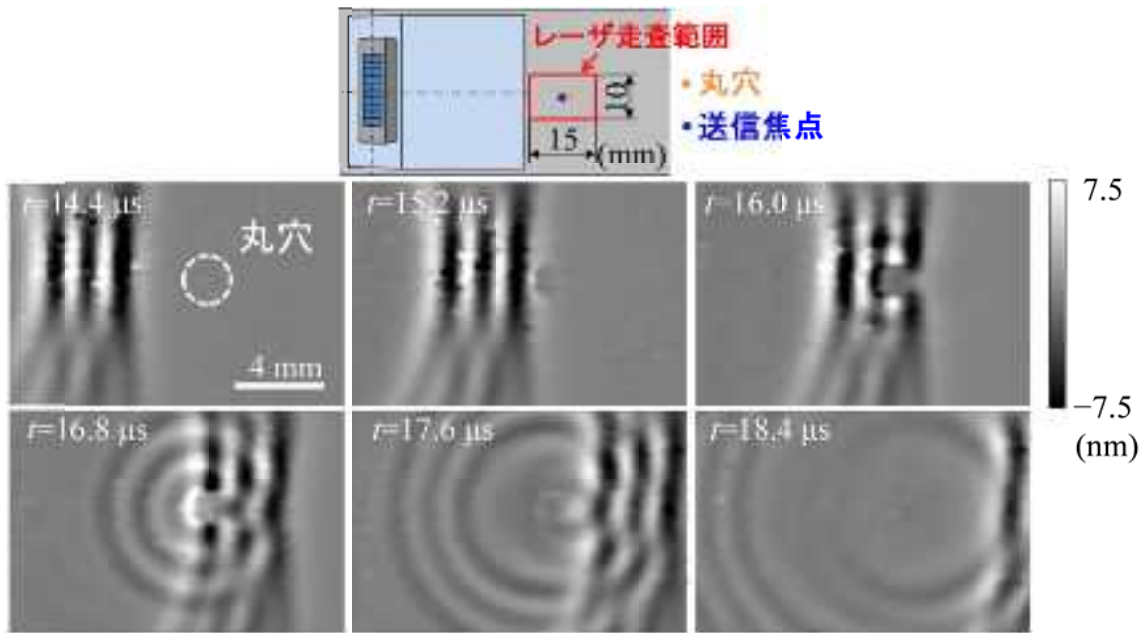


図 3.2.3-35 レーザスキャンによる SAW の伝搬過程の可視化 (丸穴試験片)

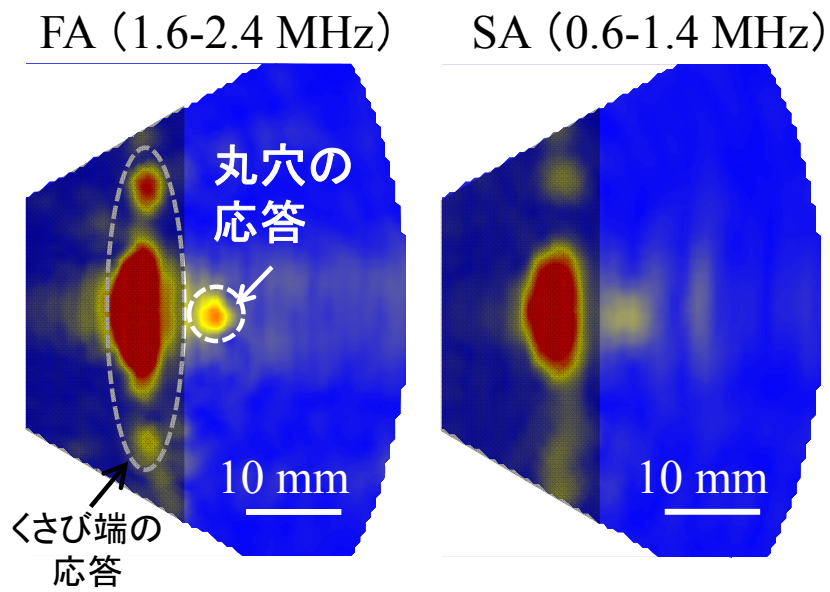


図 3.2.3-36 SAW SPACE による丸穴試験片の映像化結果

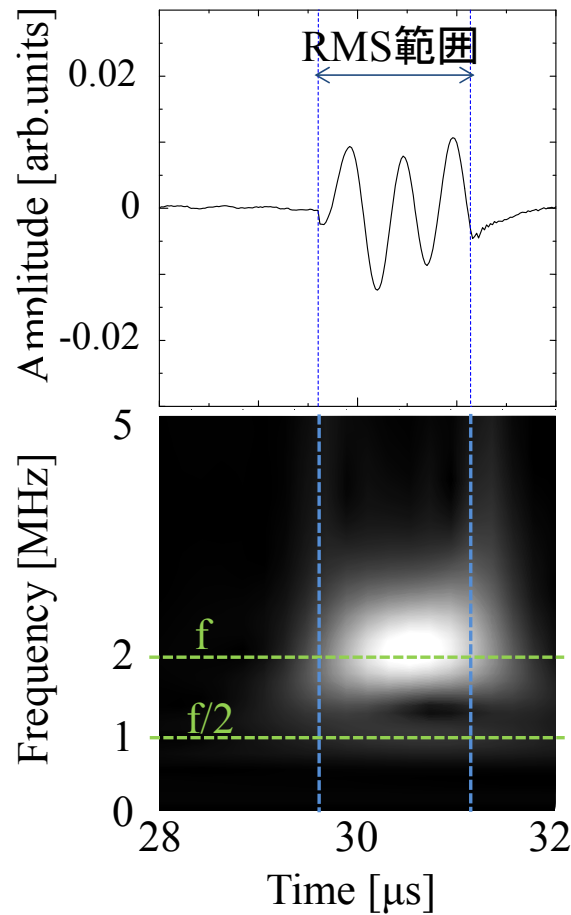


図 3. 2. 3-37 丸穴部のシフト加算波形とウェーブレット変換結果

次に、疲労き裂試験片の実験結果について述べる。レーザスキャンで得られた音場観察結果を図 3. 2. 3-38 に示す。レイリー波が伝搬し、入射波の多くがき裂を透過する様子が観察された。これはき裂が閉じていることを示唆している。また、疲労き裂からの散乱波も明瞭に観察された。丸穴で観察された円状の波面と比べると、扁平な波面が観察されたことから、散乱源が縦方向に密集している可能性が考えられる。次に、アレイ探触子で受信された波形を用いて、映像化した結果を図 3. 2. 3-39 に示す。明瞭な輝点として FA 像および SA 像で、疲労き裂が映像化された。特に、SA 像の B でき裂先端が強く映像化された。これは、き裂先端が閉じていることによると考えられる。そして、各映像からき裂長さを測定した結果、FA 像では 18.0 mm、SA 像では 20.5 mm だった。以上より、FA 像では過小評価されたき裂長さが、SA 像で高精度に計測された。

さらに、得られた応答を詳細に解析するため、FA 像および SA 像で応答が強かった A および B のシフト加算波形とそのウェーブレット変換結果を図 3. 2. 3-40 に示す。ここで、RMS 範囲は映像強度算出範囲である。これらより、A では基本波成分が強く、B では明瞭に分調波成分が発生していることが確認された。



共焦点 SPACE では、送信焦点毎の波形を全て収録するため、合成像だけでなく、送信焦点毎の映像も形成できる。そこで、入射角  $\theta = -2^\circ$ 、 $1^\circ$ 、 $10^\circ$  における FA 像と SA 像を図 3.2.3-41 に示す。 $\theta = -2^\circ$  では、FA 像および SA 像でき裂の応答が得られた。FA 像より高い位置に SA 像でき裂が映像化され、その強度も強かった。これは、き裂の上端が閉じていることによると考えられる。 $\theta = 1^\circ$  では、FA 像および SA 像でほぼ同じ強度でき裂が映像化されたが、応答の中心位置は SA 像の方が高かった。また、 $\theta = 10^\circ$  では、FA 像で 2 つの応答が映像化され、SA 像ではその間にき裂の応答が現れた。これらは、縦方向にき裂の開口・閉口部位が分布していることを示唆している。以上より、送信焦点走査に伴う映像の変化を詳細に観察することで、き裂の開閉部位を検討できる可能性があることが分かった。

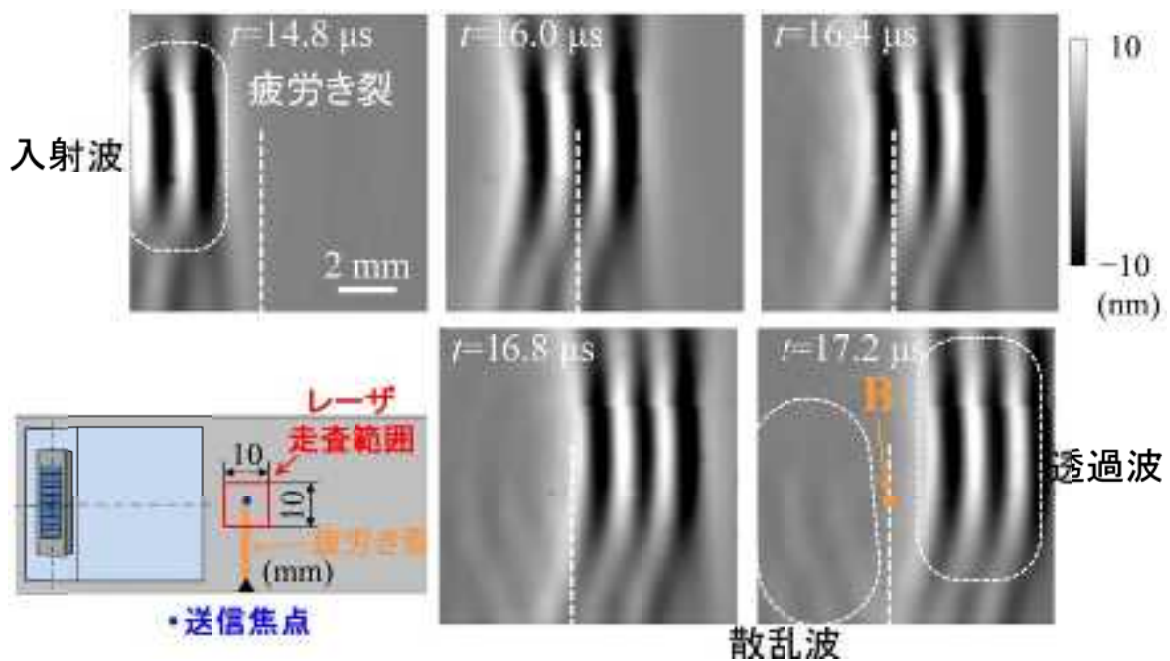


図 3.2.3-38 レーザスキャンによる SAW の伝搬過程の可視化 (疲労き裂試験片)

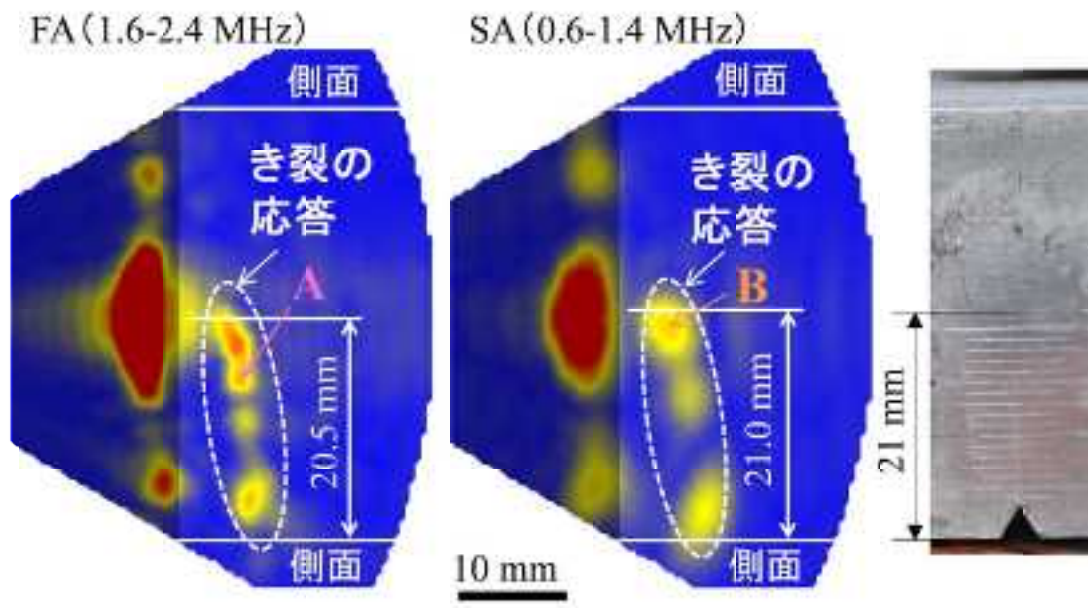


図 3. 2. 3-39 SAW SPACE による疲労き裂の映像化結果

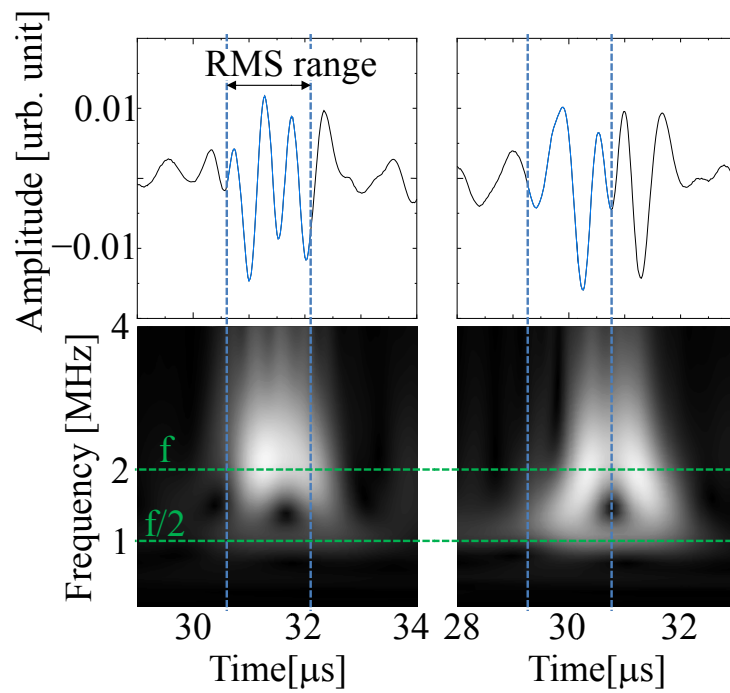


図 3. 2. 3-40 疲労き裂 A、B のシフト加算波形とウェーブレット変換結果

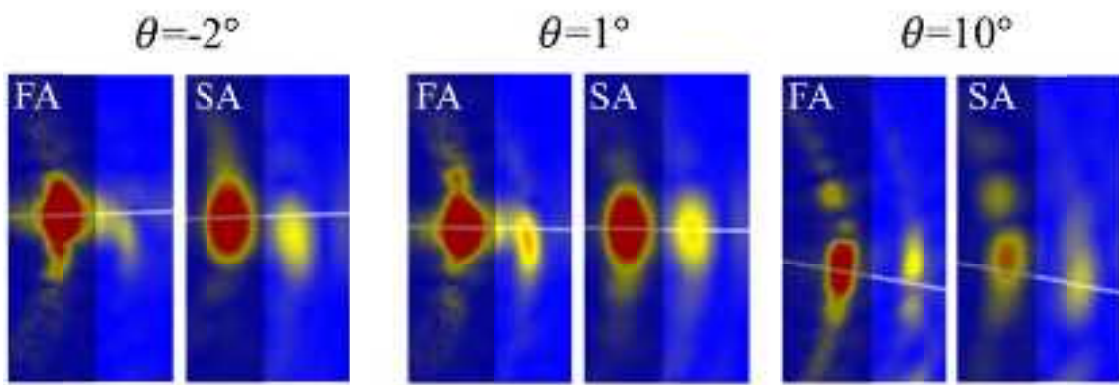


図 3.2.3-41 入射角  $\theta = -2^\circ$ 、 $1^\circ$ 、 $10^\circ$  に対する FA 像と SA 像

## (b) 底面の形状不連続・溶接部境界の影響

平成24年度に実施したPIRTを用いた検討において現状の非破壊検査技術の課題としてあげられた「底面の形状不連続・溶接部境界の影響」について、数値解析を用いてその影響因子に関するデータを採取し欠陥検出性及びサイジング精度に及ぼす影響について検討する。

### a) 検討方法

ここでは、主に深さサイジング精度に及ぼす溶接部境界の影響について評価する。オーステナイト系鋼溶接部はUTが難しい部位であることが知られており、ステンレス鋼溶接部のき裂深さサイジングは、PD制度の認証を受けた探傷技術者が行うことになっている。既往の知見では、溶接金属と母材（溶接熱影響部）の境界からエコーが生じることや境界部からのエコーとき裂先端部からの端部エコーとの識別が難しいこと、横波に比べて縦波の透過性が良いため縦波を用いた探傷も適用する、といった項目が熟練者のノウハウとしてまとめられつつある<sup>34, 35, 36</sup>。本調査では数値解析を用いて、これらの知見・ノウハウを見える化するとともに、シミュレーション解析による分析・評価を行い、理論的な裏付けを加えることで、当該項目の知識レベル向上を図るものである。

### b) 検討結果

#### ① 解析手法・解析モデル

数値解析の方法は、3次元有限要素による超音波探傷シミュレーション解析コード（伊藤忠テクノソリューションズ社製 ComWAVE）を用いて、オーステナイト系鋼溶接金属の柱状晶組織をモデル化して超音波探傷試験を模擬し、溶接金属／母材境界からのエコーを計算機上で再現した。また超音波の波面の伝搬状況を再現し、溶接金属／母材境界での超音波の伝搬状況を可視化した。

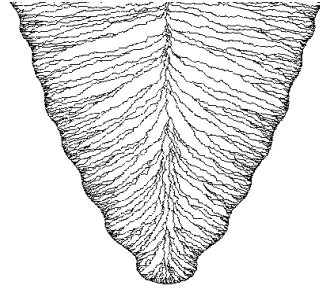
図 3. 2. 3-42 は、解析モデルの概要であり図 (a) に示したオーステナイト系ステンレス鋼溶接部の断面写真を参考に、モンテカルロ法と熱伝導解析による柱状晶予測手法により溶接部の柱状晶組織をモデル化した<sup>37</sup>。図 3. 2. 3-43 はシミュレーション解析条件の模式図であり、超音波探傷における前後走査を模擬して超音波を入射する位置を 1mm 刻みで変えた。超音波の屈折角は 45° に設定し、周波数 2MHz の縦波及び横波を送信する条件とした。各材料の物性値は、ステンレス鋼母材の縦波音速及び横波音速を各々 5.7 km/s 及び 3.1 km/s、柱状晶の弾性定数は  $C_{11}=C_{22}=C_{33}=216$  GPa,  $C_{12}=C_{13}=C_{23}=145$  GPa,  $C_{44}=C_{55}=C_{66}=129$  GPa、密度はともに  $7.9 \times 10^3$  kg/m<sup>3</sup> とした。各探触子位置から超音波を送信し、送信後約 30  $\mu$  秒までの間に探触子位置へ戻った信号を受信波形として取得した。

<sup>34</sup> 小林、大岡、牧原：“超音波による欠陥寸法測定”、共立出版(2009)

<sup>35</sup> 清水 他：“原子炉再循環系配管への超音波探傷試験実施・評価に関するノウハウ”、保全学 8-4 (2010)

<sup>36</sup> 笹原、井上：“超音波探傷画像に基づく SCC の検出及び高さ測定のための手順の開発”、非破壊検査 60-2 (2011)

<sup>37</sup> 水野、古川：“オーステナイト系鋼溶接金属の柱状晶組織予測手法及びモデル化による超音波伝搬シミュレーション” 非破壊検査協会超音波による非破壊評価シンポジウム (2014)



(a) 溶接部の断面マクロ写真の例 (b) 溶接部柱状晶組織モデル

図 3.2.3-42 オーステナイト系鋼溶接部シミュレーション解析モデルの概要

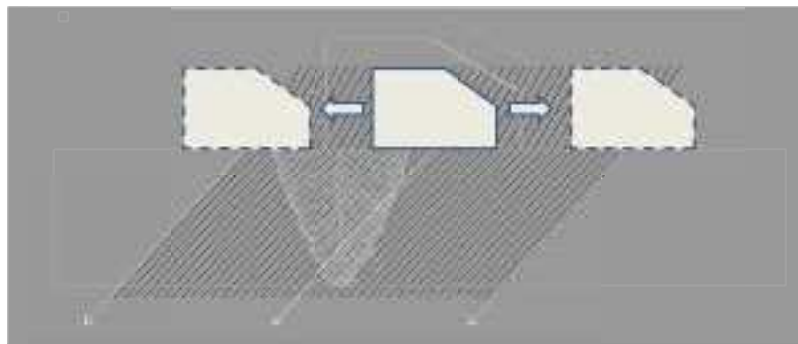


図 3.2.3-43 シミュレーション解析条件の模式図（前後走査の模擬）

## ② 解析結果

シミュレーション解析の結果を B スcope 表示で示したものを図 3.2.3-44 及び図 3.2.3-45 に示す。図 3.2.3-44 は横波 45° 斜角法の解析結果を、図 3.2.3-45 は縦波 45° 斜角法の解析結果である。各々図中に①及び②と記した指示が設定した欠陥（高さ 3mm）からのエコーであり①が開口部からのエコー、②が先端部で生じた端部エコーである。横波斜角法では、欠陥部以外からも複数の指示が確認でき、これらは柱状晶の境界や溶接金属／母材の境界部から生じたと考えられる指示である。縦波斜角法でも柱状晶の境界や溶接金属／母材の境界部から生じたと考えられる指示はあるものの、横波斜角法に比べ発生頻度が少なくまた信号の強度も小さい。これらの原因を詳細に分析するために、横波斜角法及び縦波斜角法における超音波の伝搬状況を図 3.2.3-46 及び図 3.2.3-47 に示す。これらは、超音波送信後のある時刻における変位の絶対値マッピングであり超音波の波面のスナップショットを示したものである。横波斜角法では、柱状晶内を伝搬する波面が凹凸になり屈曲する様子や、柱状晶の境界あるいは溶接金属／母材の境界で超音波が反射の様子が確認できる。これらが探触子へ戻り受信されて図 3.2.3-44 に示す指示になることが確認された。一方、縦波斜角法では若干の反射はあるものの、柱状晶内を超音波はほぼ直進することが確認できる。

以上の結果よりオーステナイト系鋼溶接部の探傷において、溶接金属／母材境界からのエ

コーを生じる場合があり端部エコーとの識別に影響を与える可能性があること、縦波を用いることでその影響を低減できることを確認した。この結果は熟練者の経験やノウハウを理論的に裏付けるものであり、当該項目の知識レベルを向上することができた。

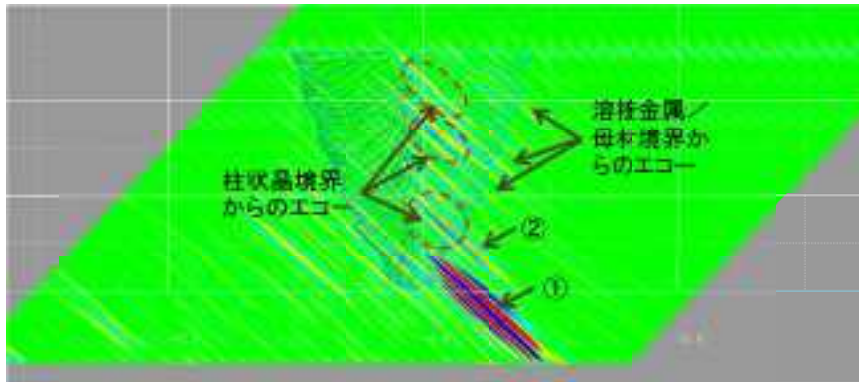


図 3.2.3-44 横波 45° 斜角法のシミュレーション解析 (B スコープ表示)

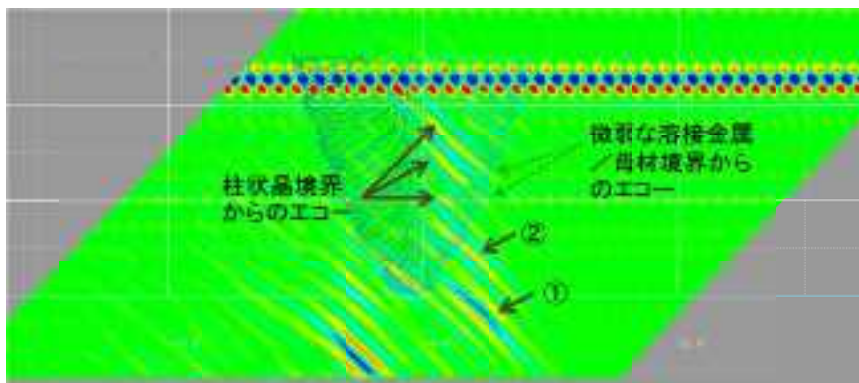
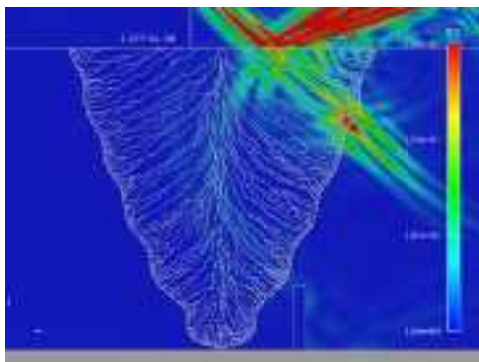
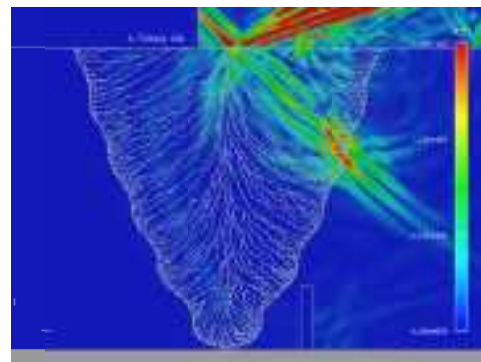


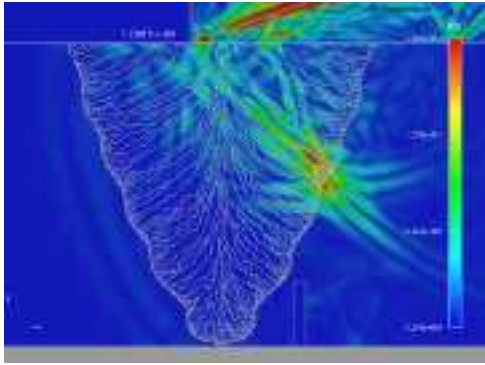
図 3.2.3-45 縦波 45° 斜角法のシミュレーション解析 (B スコープ表示)



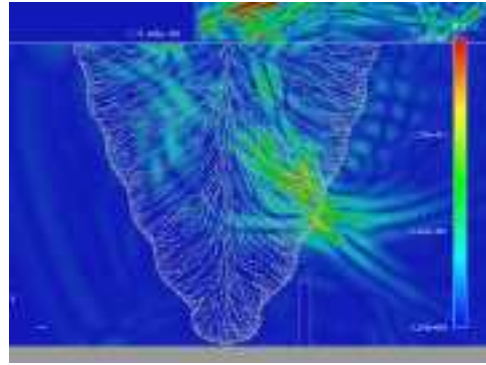
(a) 送信後 6.3  $\mu$  秒の波面



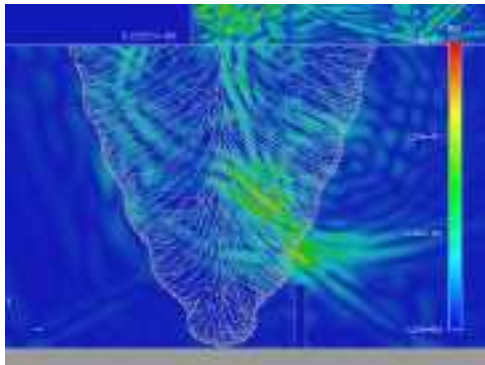
(b) 送信後 6.8  $\mu$  秒の波面



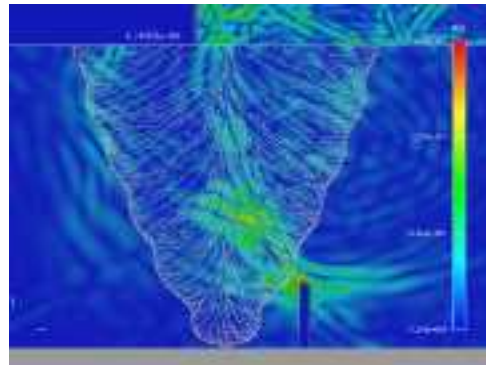
(c) 送信後  $7.3 \mu$  秒の波面



(d) 送信後  $7.8 \mu$  秒の波面

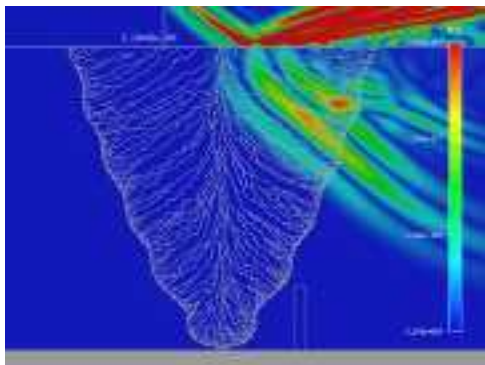


(e) 送信後  $8.3 \mu$  秒の波面

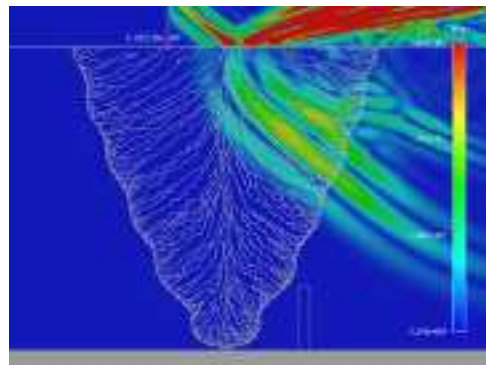


(f) 送信後  $8.8 \mu$  秒の波面

図 3.2.3-46 横波  $45^\circ$  斜角法のシミュレーション解析 (波面の伝搬状況)



(a) 送信後  $5.8 \mu$  秒の波面



(b) 送信後  $6.0 \mu$  秒の波面

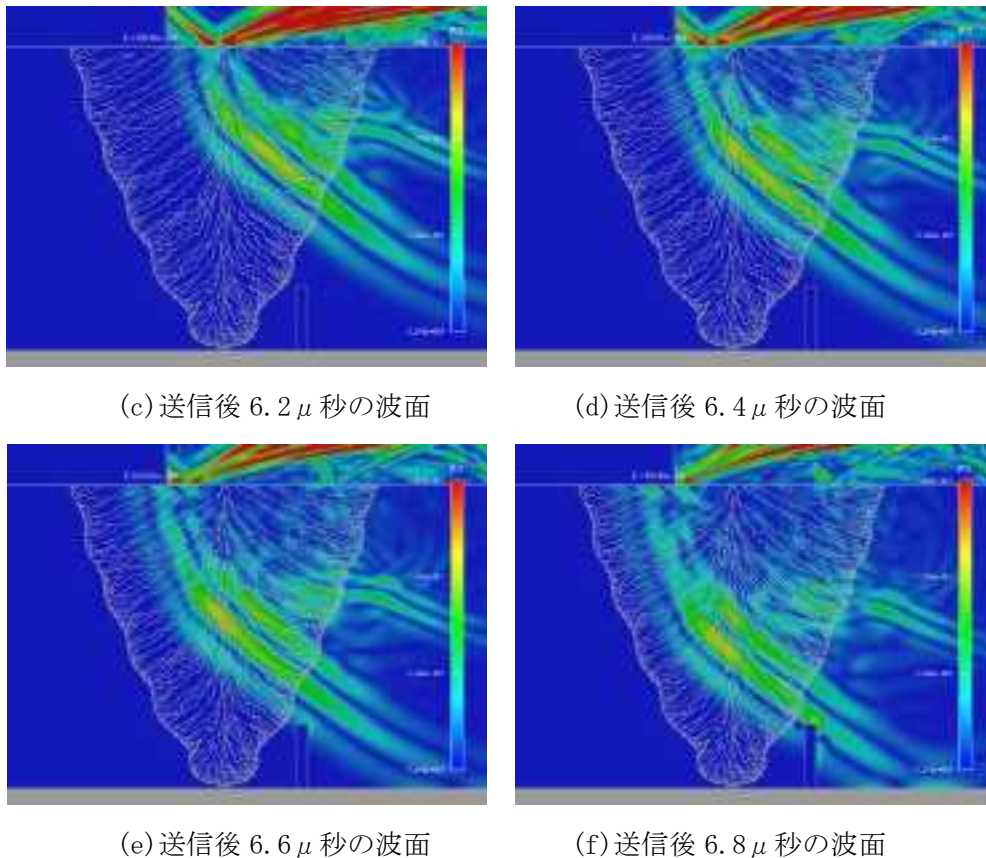


図 3.2.3-47 縦波 45° 斜角法のシミュレーション解析（波面の伝搬状況）

c) まとめ

PIRT を用いた検討において課題としてあげられた「底面の形状不連続・溶接部境界の影響」について、数値解析を用いてその影響因子に関するデータを採取し欠陥検出性及びサイジング精度に及ぼす影響を評価するための知見を得た。今後、欠陥形状の影響等も考慮して、サイジングの信頼度評価に資する知見を拡充することが重要である。

(c) 被検体表面の凹凸の影響（ボルトの超音波探傷を対象）

運転期間延長における特別点検項目の一つに、原子炉圧力容器基礎ボルトに対する UT が示されており、UT によるボルト内部の異常の有無の判断に資する知見の拡充が重要である。ここでは、ボルトの UT における欠陥検出性及びサイジング精度に及ぼす影響について文献調査に基づいて検討する。

a) 検討方法

ボルトの UT において、ねじ部の凹凸が検出性及びサイジング精度に影響を与えるとともに、棒形状そのものが超音波の伝搬の特性に影響を及ぼすことが考えられる。本年度は各影響因子に対する既往の研究を調査して知見を整理した。調査の範囲は、国内の代表的な学協会である日本非破壊検査協会及び日本保全学会の論文等とした。



## b) 検討結果

本年度調査した範囲では、腐食減肉の検出及びサイジング技術に関する研究が行われており、ねじ部の凹凸と減肉部との識別方法に関する考察もなされていた<sup>38, 39, 40, 41, 42, 43</sup>。また、疲労き裂の検出とサイジングに関する技術も報告されていた<sup>44</sup>。UT 技術は垂直法及びフェーズドアレイ法が適用されており、ボルト内部の検査技術は既に存在していると言える。しかし、各文献のデータは主に単独の機関での研究成果のため、データ数が多くなく検査精度や信頼度を議論するにはデータの拡充、蓄積が重要であり、今後の課題と考えられる。

## c) まとめ

特別点検項目に関連して PIRT を用いた検討において課題としてあげられた「被検体表面の凹凸の影響」について、文献調査を基に欠陥検出性及びサイジング精度に及ぼす影響に関して検討した。測定技術は既に存在しており、今後、検出性及びサイジング精度に関する知見やデータを拡充し、検査精度や信頼度の評価を行うことが重要と考える。

---

<sup>38</sup> 河野他：“原子力発電所基礎ボルトの超音波による健全性評価” 日本保全学会第 5 回学術講演会 (2007)

<sup>39</sup> 城下、永井：“超音波探傷試験による基礎ボルトの腐食検査に関する検討” 平成 20 年非破壊検査協会秋季大会 (2008)

<sup>40</sup> 小平：“基礎ボルトの超音波探傷技術の適用と開発” 非破壊検査 59-6 (2010)

<sup>41</sup> 匂坂他：“アンカーボルトの腐食量定量評価に関する技術開発” 日本保全学会第 6 回学術講演会 (2008)

<sup>42</sup> 熊野他：“基礎ボルトの減肉検査技術開発” 日本保全学会第 7 回学術講演会 (2009)

<sup>43</sup> 林他：“埋め込み基礎ボルトにおける減肉欠陥の検出及びその深さ推定” 日本機械学会論文集 A 編 77-783 (2011)

<sup>44</sup> 林他：“基礎ボルトに対する超音波探傷法の開発 第 1 報：フェーズドアレイ超音波法による疲労き裂の評価についての検討” 電力中央研究所報告 Q12009 (2013)

## 2) 渦電流探傷の性能評価

(a) 探傷条件が近接欠陥分離能、熱疲労割れの破面接触度、探傷条件がきず深さ評価に与える影響

### a) 探傷条件が近接欠陥分離能に与える影響の評価

検査において複数の接近した線上欠陥が発見された場合、欠陥間の距離に応じて合体した欠陥もしくはそれぞれ単独の欠陥として、第一、第二段階欠陥評価、及び進展評価が行われる。そのため、渦電流探傷法を用いた表面検査においては、きずの検出に加えて、近接した欠陥を分離して認識することが出来るための空間分解能も必要である。このような観点に立ち、ここでは渦電流探傷法の空間分離能の近接欠陥分離能という観点からの評価のための数値解析を行った。

解析モデルを図 3.2.3-48 に示す。距離  $s$  離れて存在する 2 体のきずを対象として解析は行われており、プローブがきず中央をきずに直交する向きに走査した時の探傷信号振幅よりきずの分離性を議論する。きずは表面長さ  $l$ 、深さ  $d$  の矩形断面形状を有し、並行に存在するものとした。用いたプローブは最も基本的な形状である自己誘導絶対値型のパンケーキプローブであるが、簡単のため、その形状は厚みを持たないフィラメント状としている。解析に用いたのは辺要素有限要素法に基づく渦電流解析プログラムであり、解析におけるパラメータは表 3.2.3-14 に示したとおりである。オーステナイト系ステンレス鋼に発生したきずを想定し、対象の物性値は導電率  $1.3\text{MS/m}$ 、比透磁率 1 とした。きずが導電性を有する場合は、母材導電率の 30%の導電率をきず内部で一様に有するものとしたが、これは文献<sup>45)</sup>に基づく、渦電流探傷法の観点からの応力腐食割れの導電率としては上限値に近いと考えられる値である。なお、実際には渦電流探傷法における空間分解能は信号対ノイズ比に大きく影響されうるものであるが、ここでは雑音源が存在せず、得られる信号はきずからのもののみであるという理想状態を仮定して解析を行っている。

2 体のきずが同一形状である場合のいくつかについて、きず信号振幅比ときず間隔  $s$  との関係をもとめたものを図 3.2.3-49～図 3.2.3-54 に示す。図中  $V_1$  はきず直上での信号振幅の値であり、 $V_2$  は両きず間での信号振幅の最小値である。 $V_1$  と  $V_2$  の比が 1 である場合はきずが 2 体存在するにもかかわらず信号は 1 山となっているということであり、きず信号振幅から 2 体のきずを分離して評価することが出来ないということを示している。一方、 $V_2$  と  $V_1$  の比が 4 を超えている場合、渦電流探傷信号からのきず長さ評価手法として一般的である最大信号値の -12dB という基準値を用いた場合でも、2 体のきずは明瞭に分離されるということになる。コイル径、リフトオフが大であるほど、また励磁周波数が小であるほど信号からのきず分離性は低下することが確認できるが、これは物理的にも妥当な結果であるといえる。きずが非導電性である場合と導電性を有する場合とを比較すると、前者に比して後者はより

<sup>45)</sup> N. Yusa, H. Hashizume. "Evaluation of stress corrosion cracking as a function of its resistance to eddy currents", Nuclear Engineering and Design, Vol. 239, pp. 2713-2718 (2009).

きずの分離が困難なものとなっており、これは特に応力腐食割れのような導電性が高いきずに対しては渦電流探傷信号からの近接きずの分離がより困難となることを示している。

続いて、発電用原子力設備規格維持規格においては、機器の表面と平行でない平面上に位置する複数欠陥をモデル化する場合の合体条件評価法において、欠陥の内側先端間の距離が5mm以下の場合、平行平面間距離が10mm以下であるか否かが合体した欠陥として扱うかそれぞれ単独の欠陥として扱うかの閾値となっていることを鑑み、きず間隔  $s$  が10mmの場合について、上述の信号振幅比の値が4, 2, そして1となったコイル径とリフトオフの値をまとめたものが、図3.2.3-55～図3.2.3-63である。図3.2.3-55～図3.2.3-60は同一形状の矩形きずが10mm間隔で存在する場合であるが、ここでの解析ではきず信号以外の雑音を考慮していないこと、またコイルも厚みを持たないフィラメント状のものであることを踏まえると、これらの結果が渦電流探傷信号からの近接きず分離性についての上限值であると考えられる。即ち、例えば上述の各図(c)(d)より、径3mmのコイルを用い、リフトオフ6mm、励磁周波数100kHzの条件で探傷を行った場合、最大信号値の-6dBを閾値として用いたのであれば、得られた探傷信号から10mmの間隔で存在する2体のきずを分離して評価することが出来ないと判断される。図3.2.3-61～図3.2.3-63は、より分離が困難であると考えられる、深く長いきずの近傍に浅く短いきずが存在する場合についての、同様の評価結果である。ここでの評価においては、深さ5mm長さ40mmの矩形きずと深さ0.5mm長さ10mmの矩形きずが10mm間隔で平行に存在するものとし、両きずの中央部をきずに対して垂直にプローブが走査した時に得られた探傷信号において、浅く短いきず直上で得られた探傷信号の振幅と、両きずの間で得られた探傷信号の最小値の振幅の比について評価が行われている。最もきず分離という観点から困難なのは、明らかに、深く長いきずが非導電性であり浅く短いきずが導電性を有する場合であるが、図3.2.3-62より、励磁周波数が400kHzであり、コイル径が3mm以下、リフトオフが2mm以下であるならば、そのような場合でも渦電流探傷信号から十分にきずが分離できるものと考えられる。その一方、励磁周波数25kHzの場合、浅く短いきずからの信号は深く長いきずからの信号に埋もれてしまい、きずの分離が著しく困難となることがわかる。

表 3.2.3-14 解析パラメータ

| パラメータ     | 値                              |
|-----------|--------------------------------|
| 励磁周波数     | 25, 100, 400 [kHz]             |
| コイル径      | 1, 2, 3, 4, 5 [mm]             |
| リフトオフ     | 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 [mm] |
| きず幅, $w$  | 0.5 [mm]                       |
| きず深さ, $d$ | 0.5, 5.0 [mm]                  |
| きず長さ, $l$ | 10, 20, 40 [mm]                |
| きず内部導電率   | 0, 30 [%base material]         |

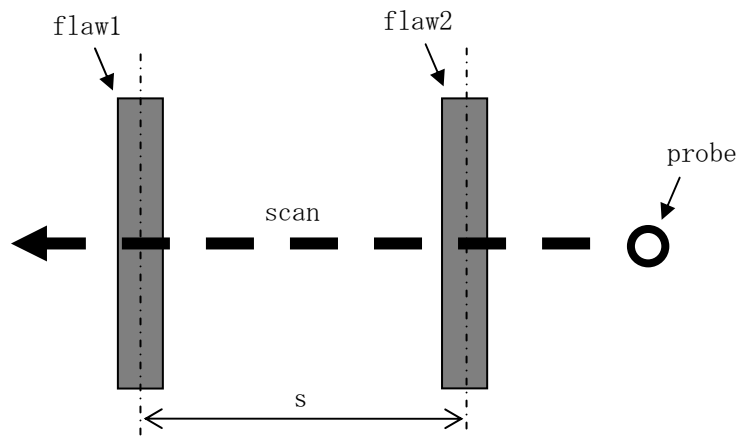


図 3.2.3-48 近接欠陥分離能評価解析モデル

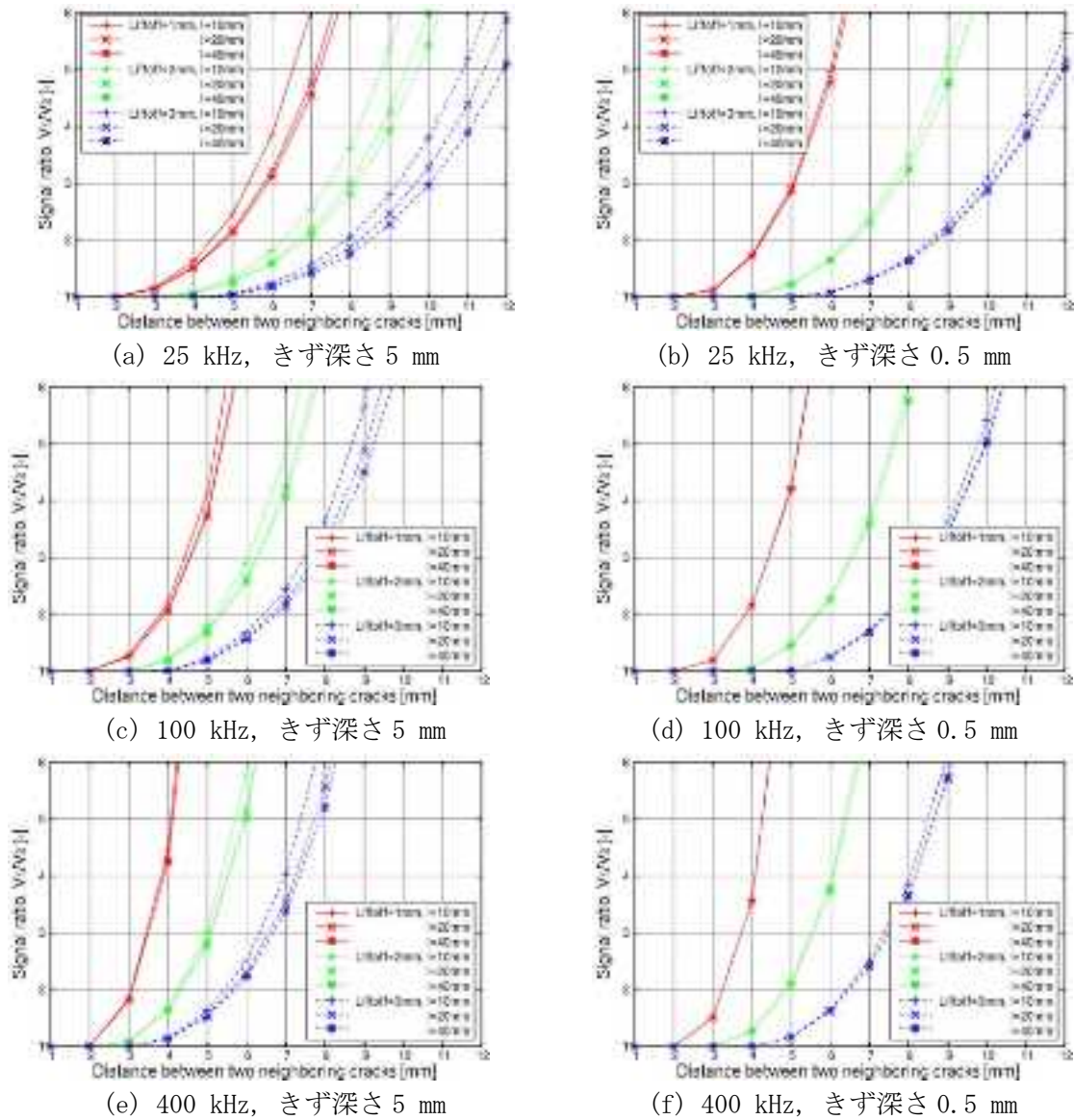
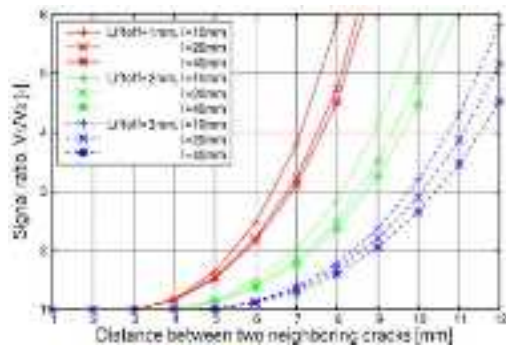
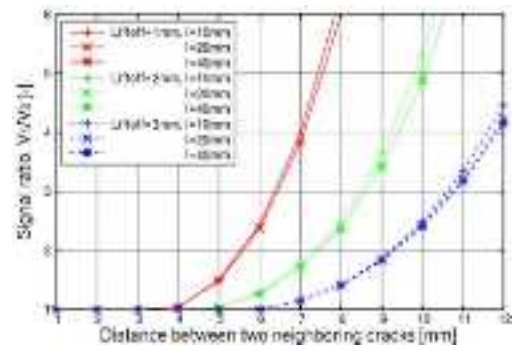


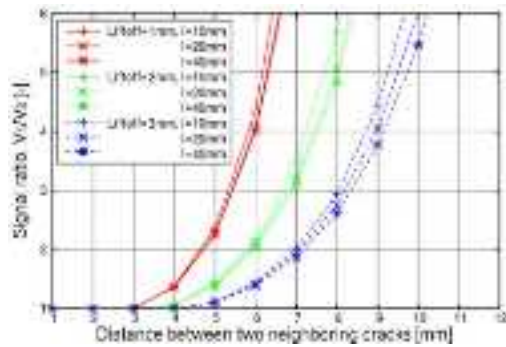
図3.2.3-49 信号振幅比 (コイル径1 mm, 非導電性きず)



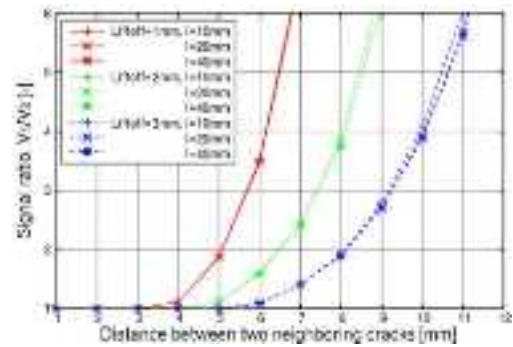
(a) 25 kHz, きず深さ 5 mm



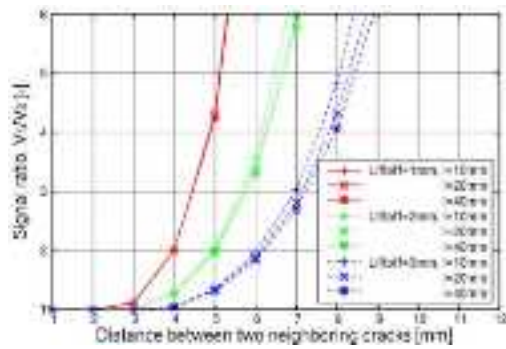
(b) 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



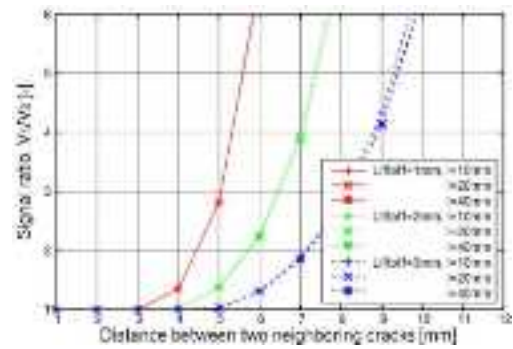
(c) 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

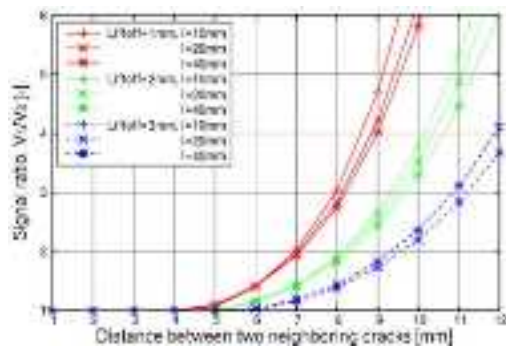


(e) 400 kHz, きず深さ 5 mm

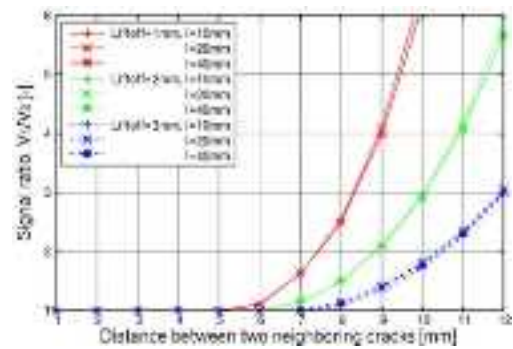


(f) 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

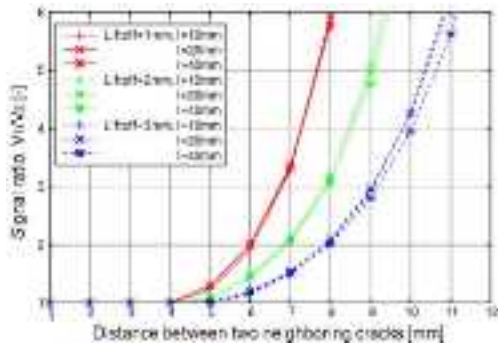
図3.2.3-50 信号振幅比 (コイル径3 mm, 非導電性きず)



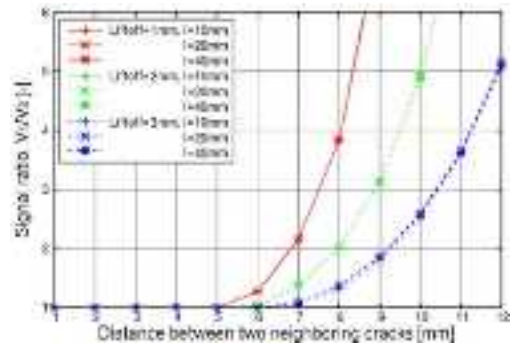
(a) 25 kHz, きず深さ 5 mm



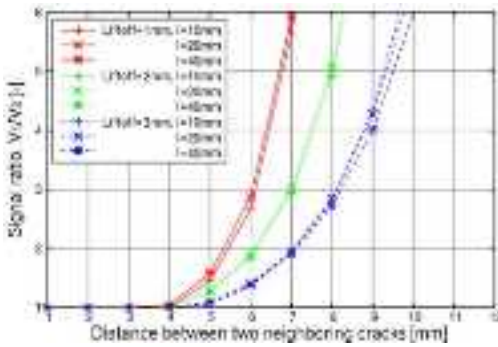
(b) 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



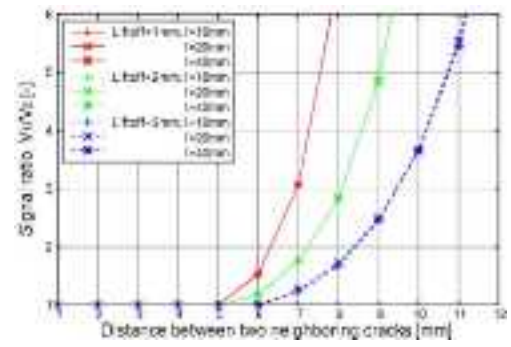
(c) 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

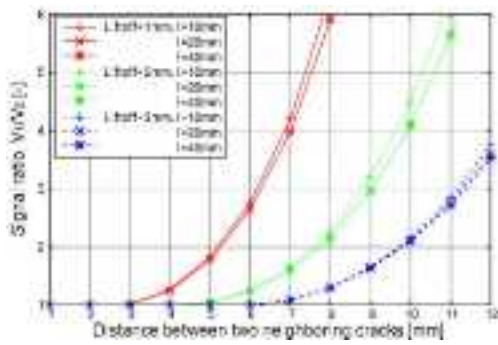


(e) 400 kHz, きず深さ 5 mm

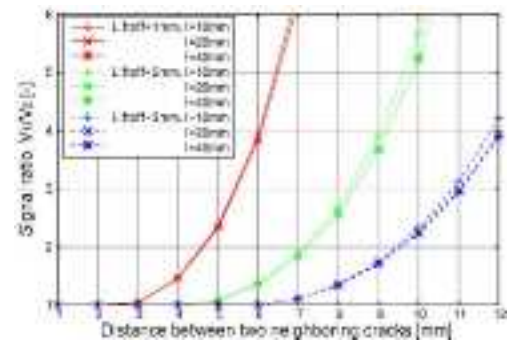


(f) 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

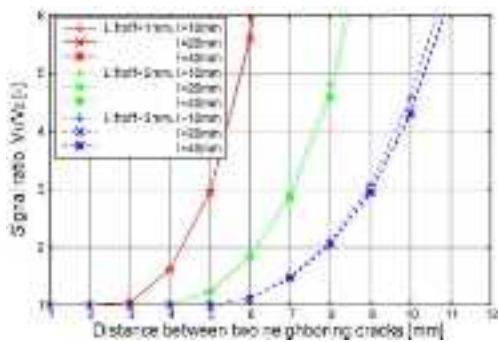
図3.2.3-51 信号振幅比 (コイル径5 mm, 非導電性きず)



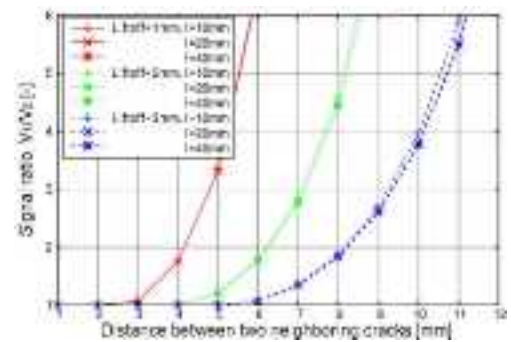
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



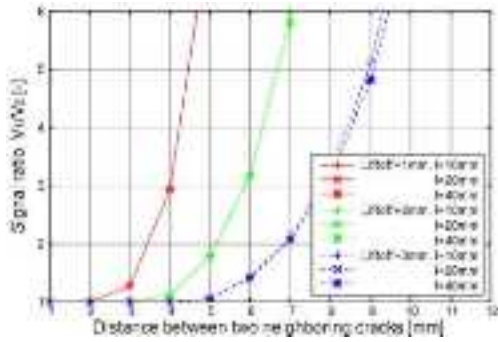
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



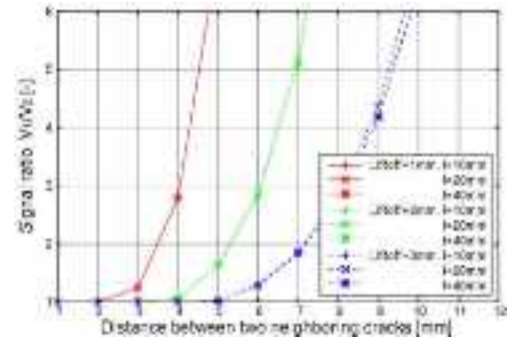
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

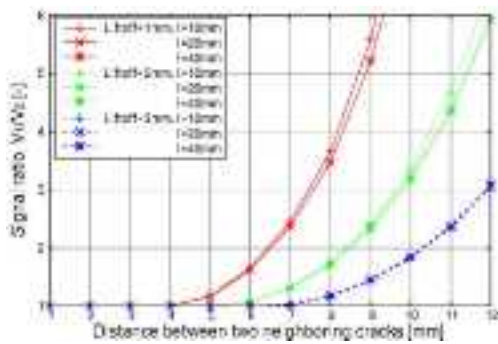


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

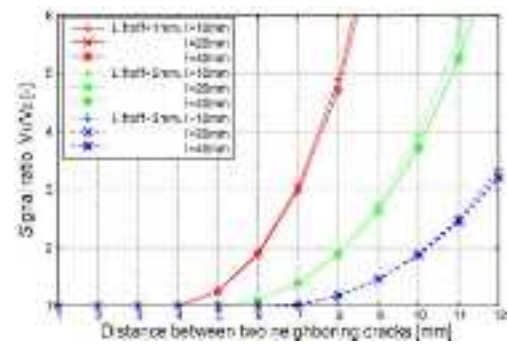


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

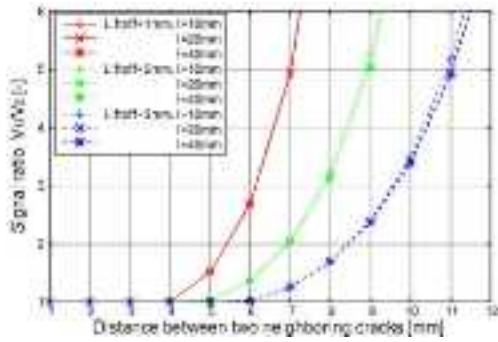
図3.2.3-52 信号振幅比 (コイル径1 mm, 導電性きず)



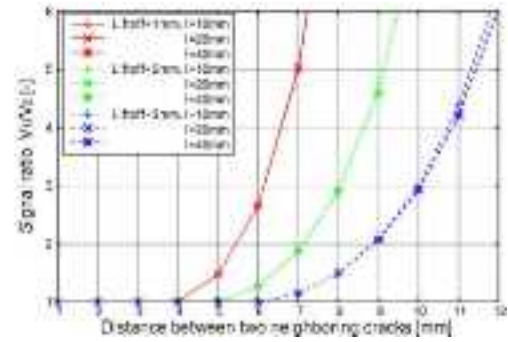
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



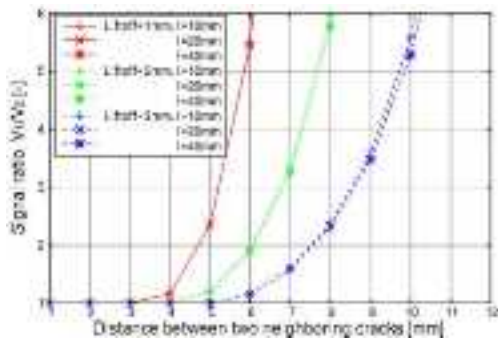
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



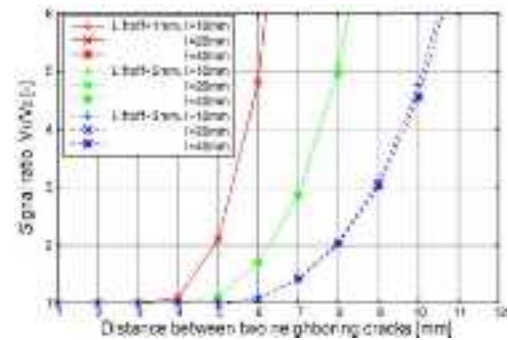
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

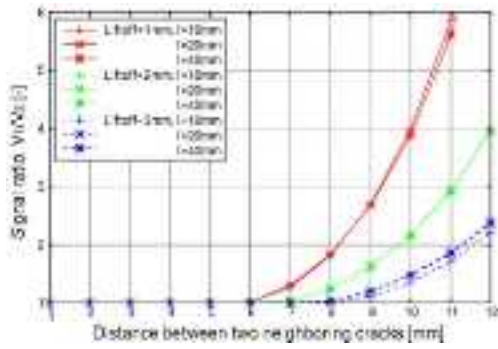


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

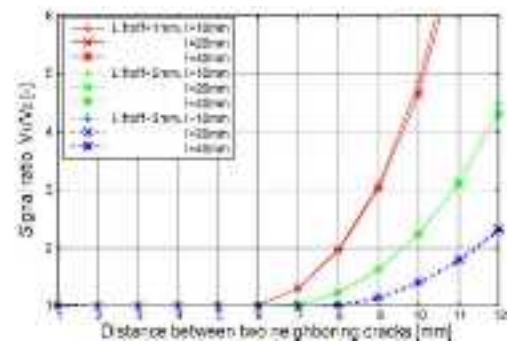


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

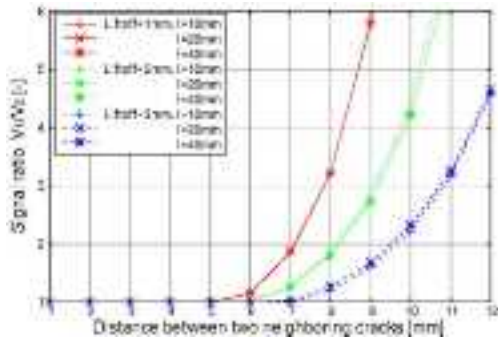
図3.2.3-53 信号振幅比 (コイル径3 mm, 導電性きず)



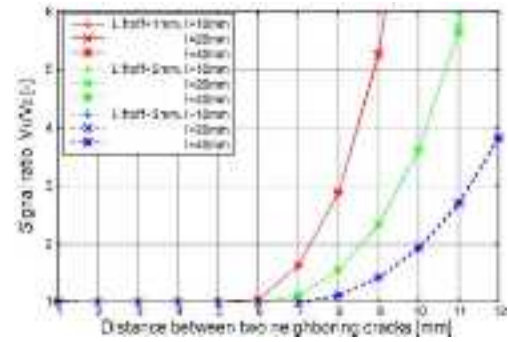
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



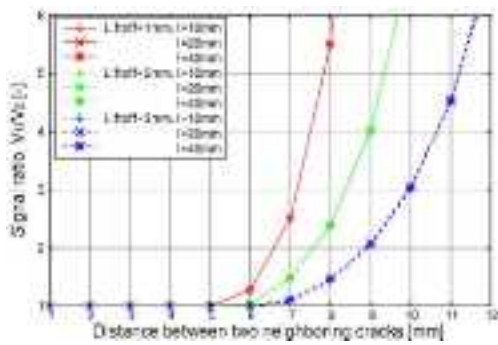
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



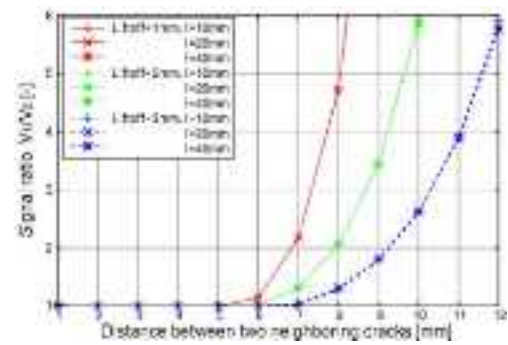
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

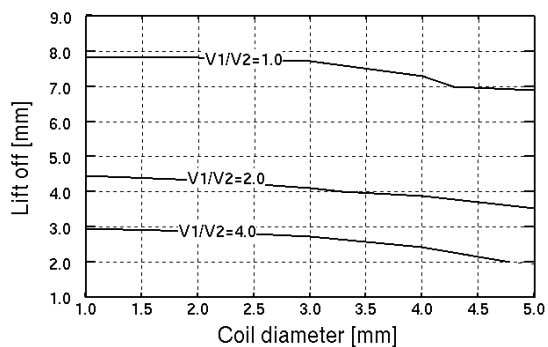


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

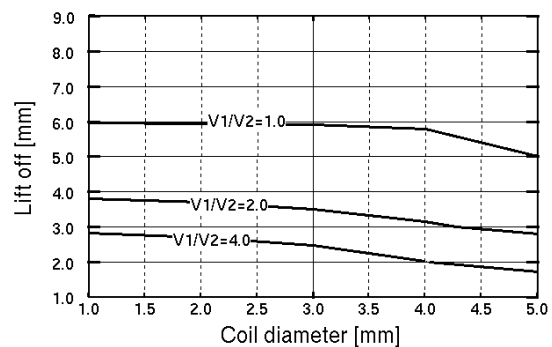


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

図3.2.3-54 信号振幅比 (コイル径5 mm, 導電性きず)

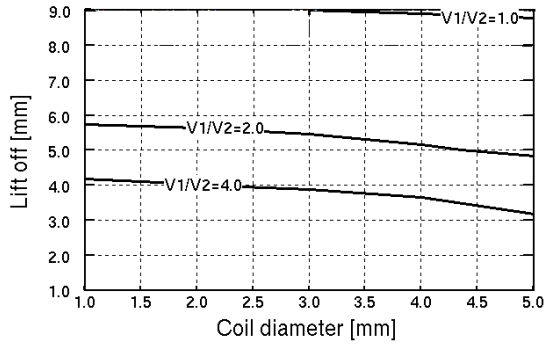


(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm

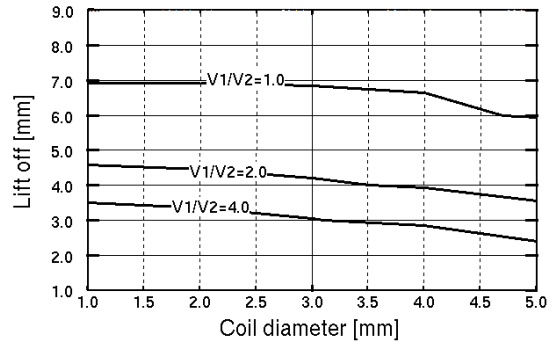


(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm

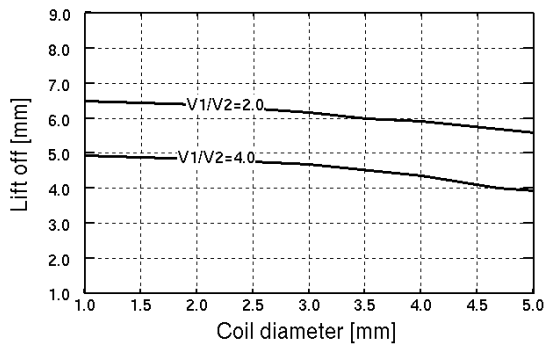




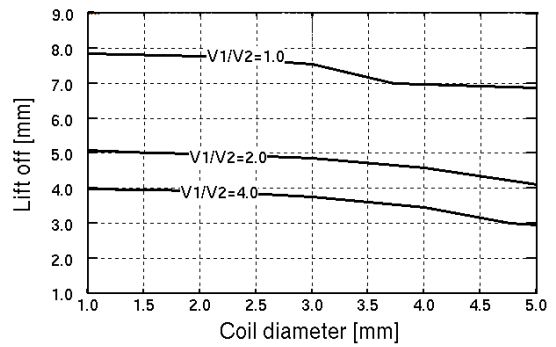
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

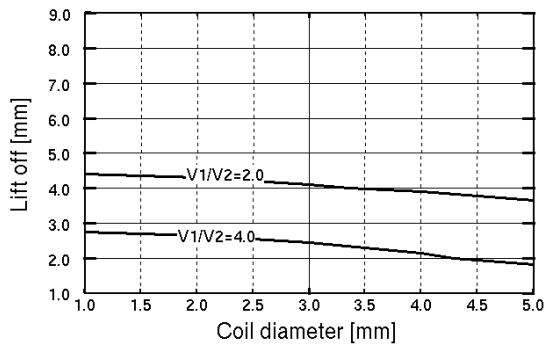


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

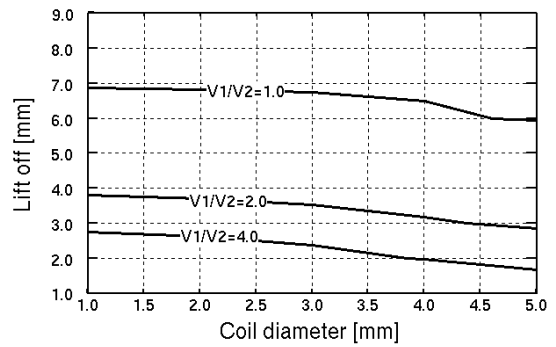


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

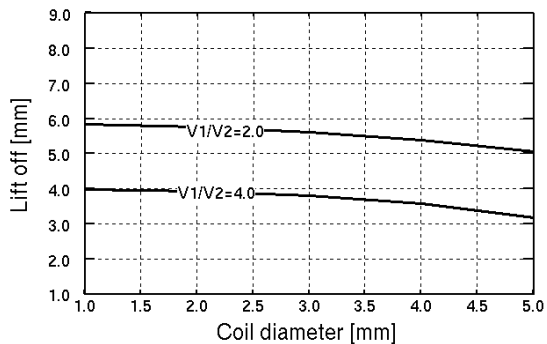
図 3.2.3-55 信号振幅比等高線 (長さ 10mm 非導電性きず)



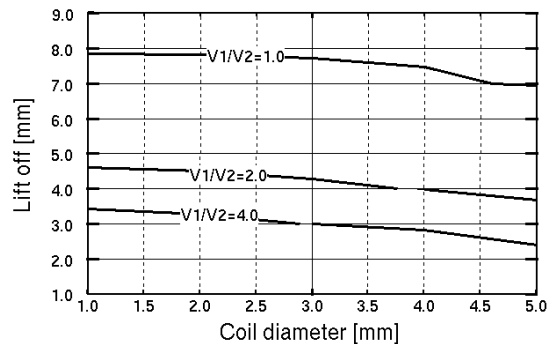
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



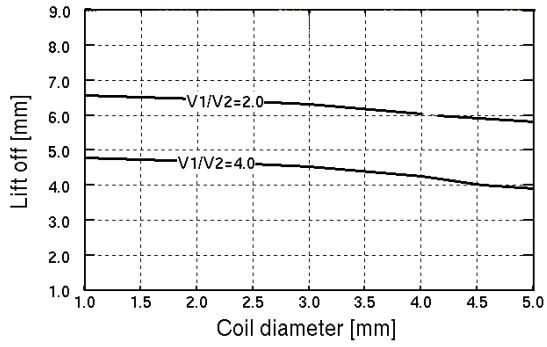
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



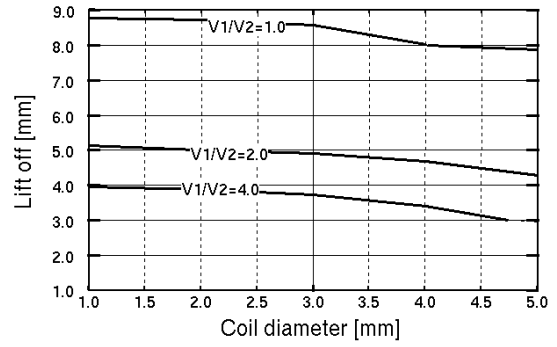
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

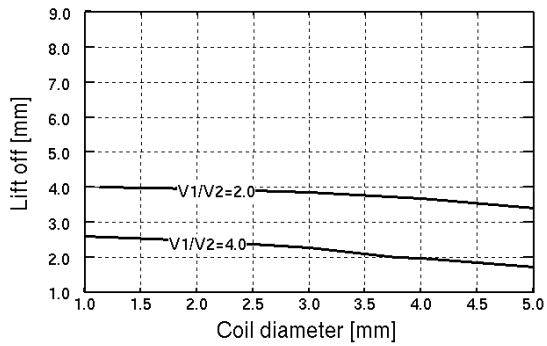


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

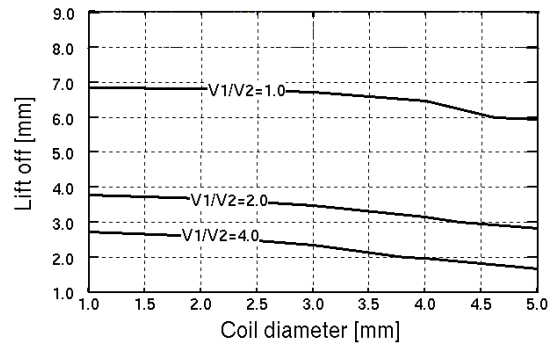


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

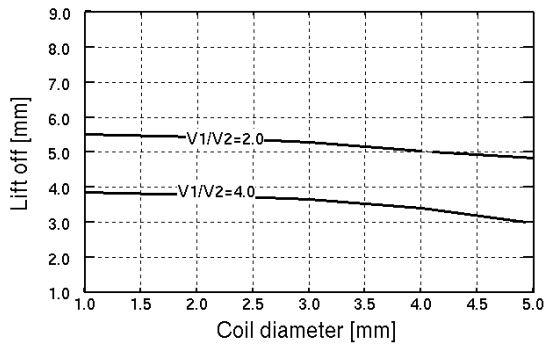
図 3. 2. 3-56 信号振幅比等高線 (長さ 20mm 非導電性きず)



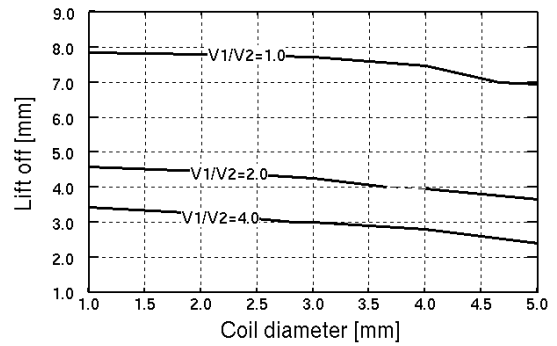
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



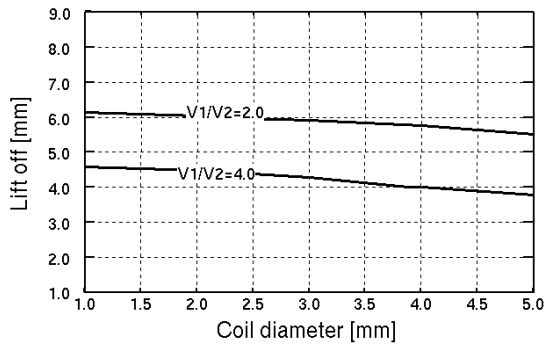
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



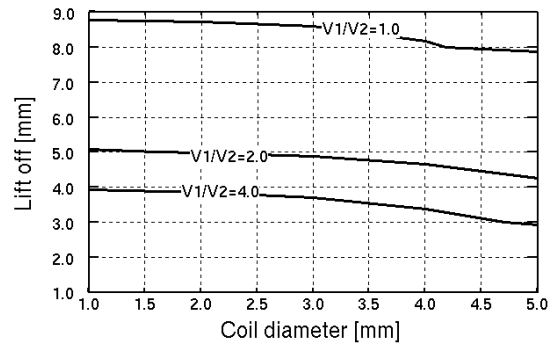
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

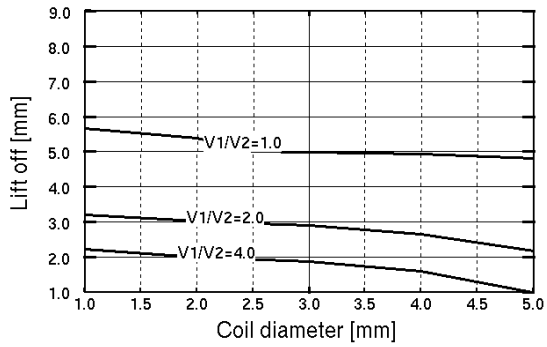


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

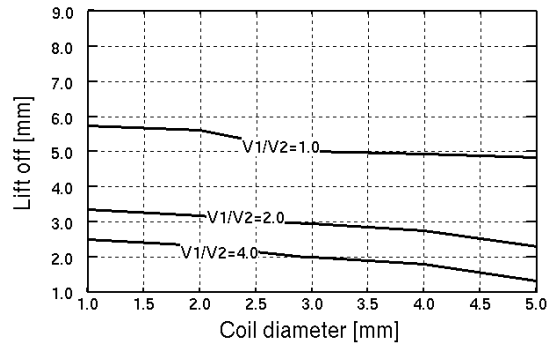


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

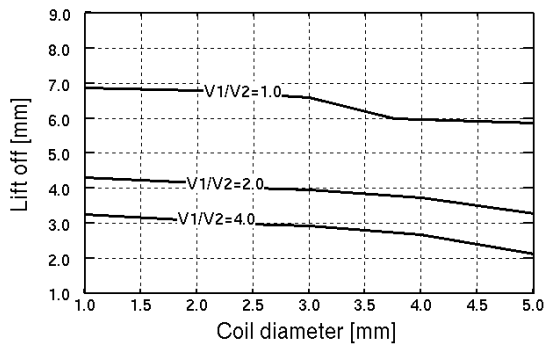
図 3. 2. 3-57 信号振幅比等高線 (長さ 40mm 非導電性きず)



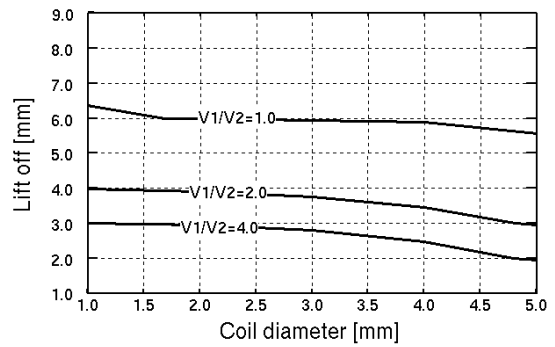
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



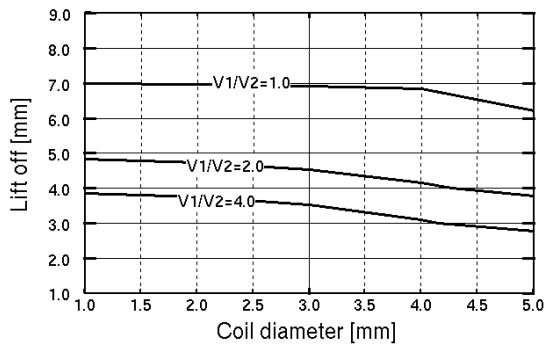
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



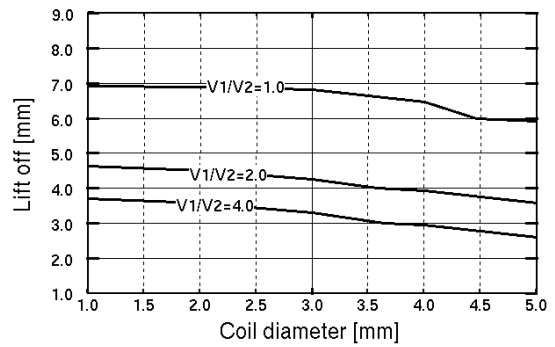
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

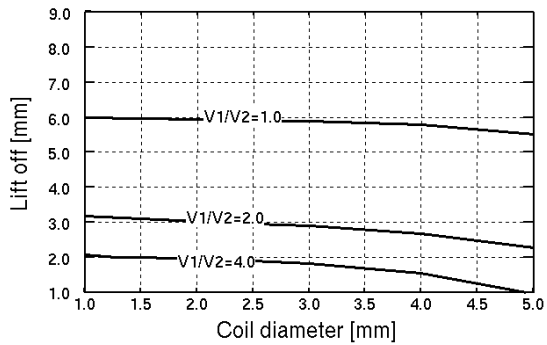


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

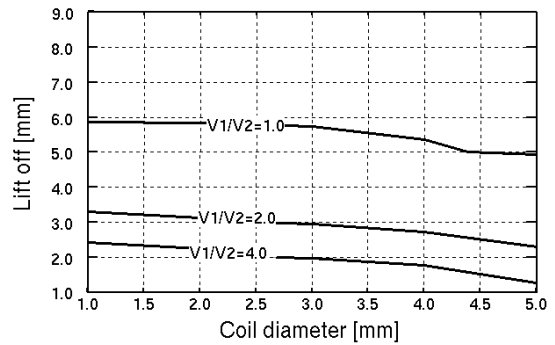


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

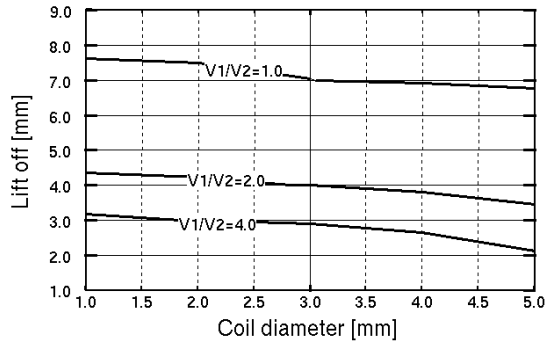
図 3. 2. 3-58 信号振幅比等高線 (長さ 10mm 導電性きず)



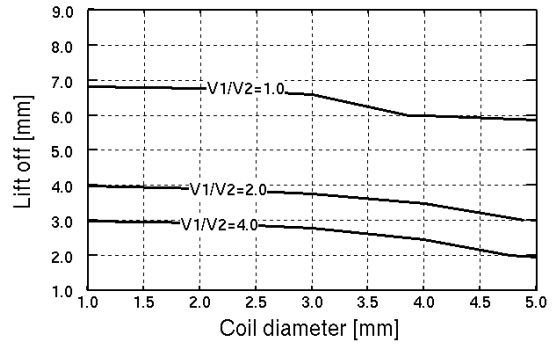
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



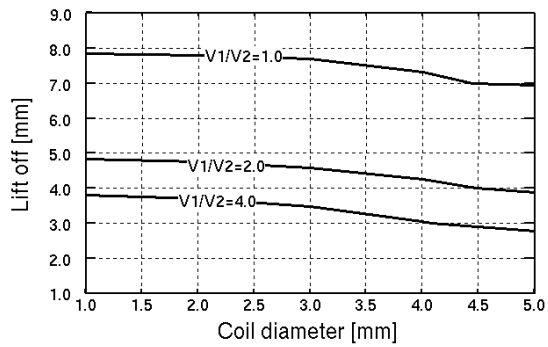
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



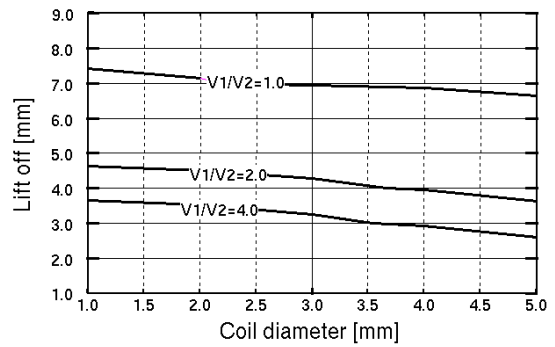
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

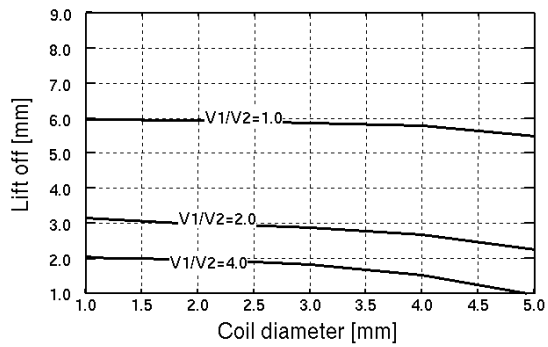


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

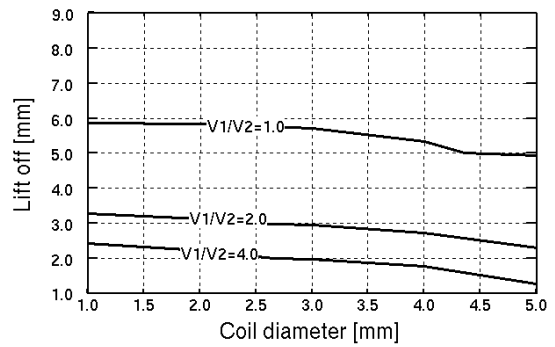


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

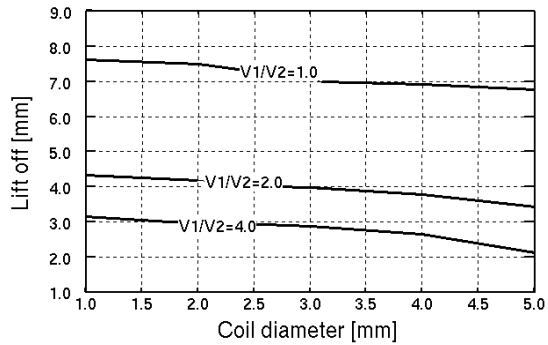
図 3. 2. 3-59 信号振幅比等高線 (長さ 20mm 導電性きず)



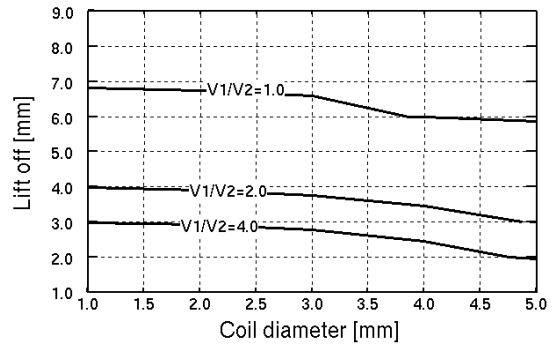
(a) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 5 mm



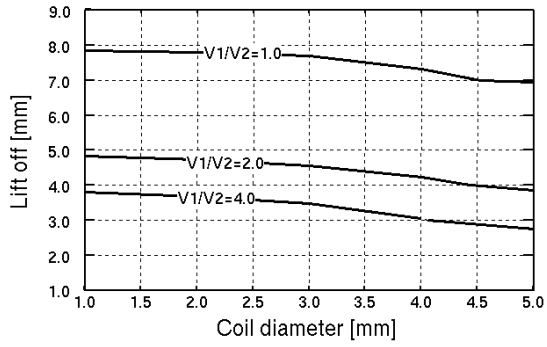
(b) 励磁周波数 25 kHz, きず深さ 0.5 mm



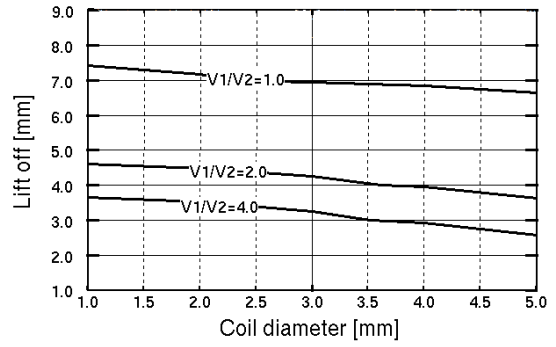
(c) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 5 mm



(d) 励磁周波数 100 kHz, きず深さ 0.5 mm

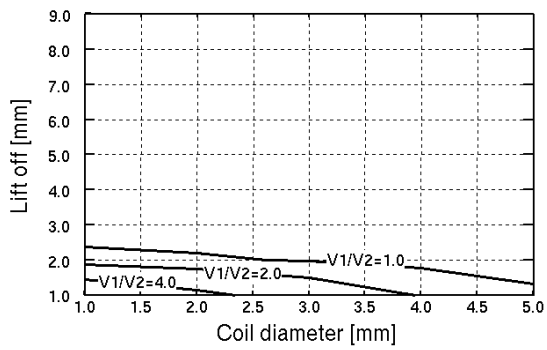


(e) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 5 mm

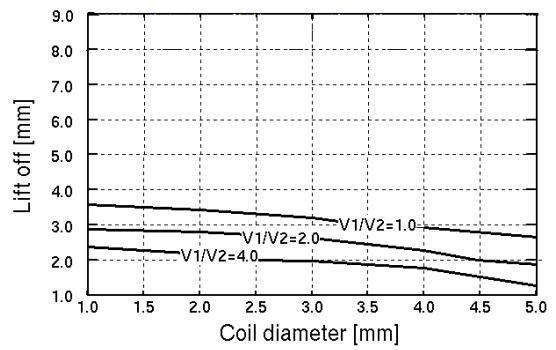


(f) 励磁周波数 400 kHz, きず深さ 0.5 mm

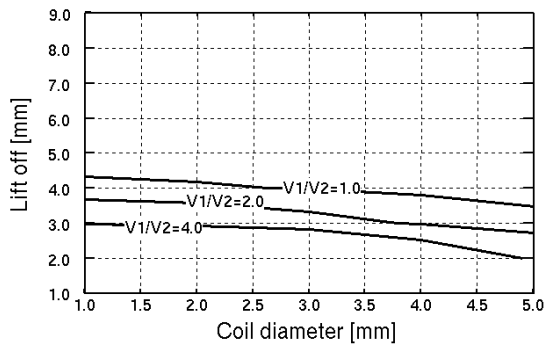
図 3.2.3-60 信号振幅比等高線 (長さ 40mm 導電性きず)



(a) 励磁周波数 25kHz

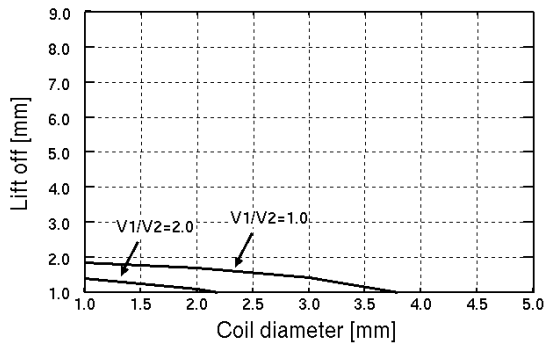


(b) 励磁周波数 100kHz

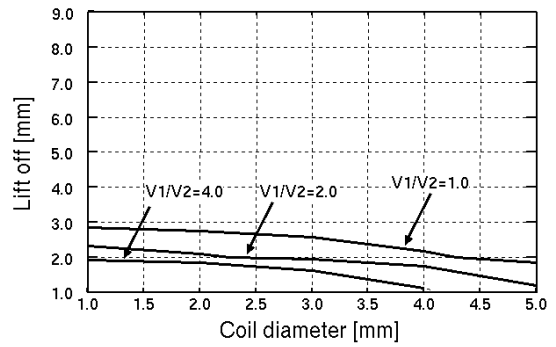


(c) 励磁周波数 400kHz

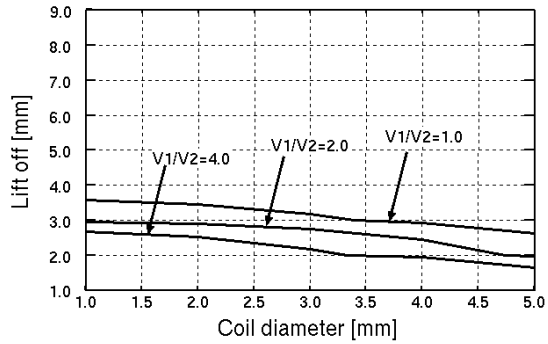
図 3.2.3-61 信号振幅比等高線 (長さ 40mm 深さ 5mm 非導電性きず + 長さ 10mm 深さ 0.5mm 非導電性きず)



(a) 励磁周波数 25kHz

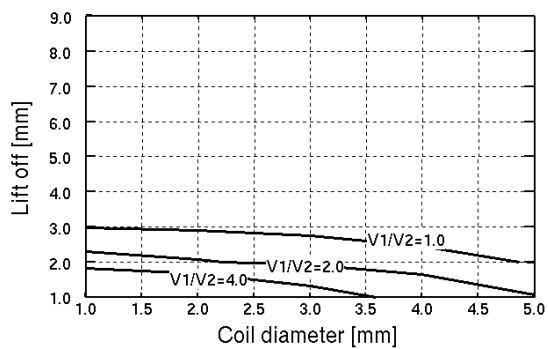


(b) 励磁周波数 100kHz

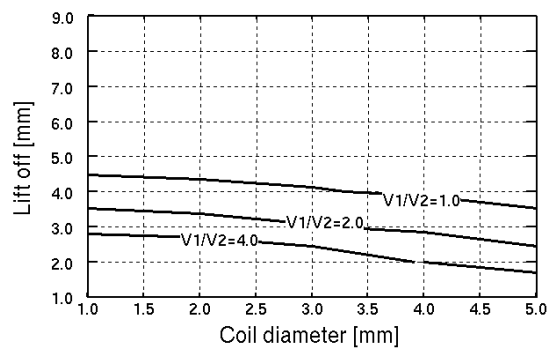


(c) 励磁周波数 400kHz

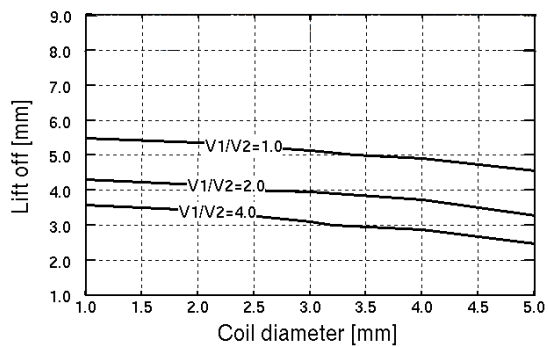
図 3.2.3-62 信号振幅比等高線 (長さ 40mm 深さ 5mm 非導電性きず+長さ 10mm 深さ 0.5mm 導電性きず)



(a) 励磁周波数 25kHz



(b) 励磁周波数 100kHz



(c) 励磁周波数 400kHz

図 3.2.3-63 信号振幅比等高線 (長さ 40mm 深さ 5mm 導電性きず+長さ 10mm 深さ 0.5mm 導電性きず)

b) 熱疲労割れの破面接触度の評価

きず破面の電気的な接触の度合いは渦電流探傷信号に特に大きな影響を与えるものであるということを踏まえ、平成 24 年度事業においては高経年化対策という観点から重要な劣化事象である熱疲労割れに焦点を当て、高ニッケル合金平板及び SUS316L 平板に人工的に導入した熱疲労割れ計 7 体の破面接触度の評価が行われた。有限要素法解析による渦電流探傷測定信号の詳細分析、及び四端子法による熱疲労割れの電気的抵抗の直接測定の結果、破面は電気的に接触してはいるものの、その度合いは応力腐食割れのそれと比べると明らかに小であり、渦電流探傷法の観点からは熱疲労割れは応力腐食割れよりもむしろスリットに近い

との知見が得られた。しかしながら、渦電流探傷法に期待される主たる役割として MVT を置換もしくは補完する表面検査技術であることを踏まえると、特に浅いきずに対してはさらなる知見の蓄積が必要と言わざるを得ないのもまた確かである。このような状況を鑑み、本年度事業においては平成 24 年度事業において対象とした熱疲労割れの中で最も浅いものと同程度か、もしくはより浅い熱疲労割れを対象として、渦電流探傷法の観点から、破面の電氣的接触度評価に関する知見の蓄積のための試験を実施した。

対象とした熱疲労割れが導入された試験体の外観を図 3.2.3-64 に示す。平成 24 年度対象とした SUS316L 平板試験体と同一の材料に対して、やはり平成 24 年度業務において用いたものと同様の手法で 4 体の熱疲労割れを導入した試験体である。4 体の熱疲労割れの表面を撮影した写真を図 3.2.3-65 に、また表面観察の結果得られた表面長さや平均開口幅を、破壊試験により明らかとなった最大深さと共に表 3.2.3-15 に示す。

渦電流探傷信号の収集に用いたのは、平成 24 年度業務において用いたものと同じ、5mm 角の自己誘導差動型プラスポイントプローブである。測定条件についても、励磁周波数は 100, 200, 400kHz、プローブリフトオフは 0.7mm と、平成 24 年度業務と同条件に設定した。深さ 5mm、長さ 20mm の矩形人工スリットからの信号の最大値が 10V となるように校正を行った時の各熱疲労割れからの探傷信号振幅のきず近傍分布を図 3.2.3-66～図 3.2.3-69 に示す。

探傷試験後実施された破壊試験により得られた、きず中央におけるきず断面観察結果が図 3.2.3-70 である。従来知見により当該手法により人為的に導入された熱疲労割れはほぼ半楕円に近い輪郭形状を有することが明らかとなっているため、当該断面における深さがほぼ最大深さに等しいと考えられ、表 3.2.3-15 に示したきず深さの値はこれらの断面でのきず深さ評価値である。図 3.2.3-70(c) より、279BCB1773 は図 3.2.3-65(b) にて確認できるきずに加えて、実際にはその左右に複数の微小なきずが存在していたことが確認できるが、これが図 3.2.3-67 にあるのように当該きずからの信号は他のものと比べて複雑な分布を有していた理由であると考えられる。

探傷試験及び破壊試験結果に基づいて、平成 24 年度事業と同様の手順により有限要素法解析に基づく分析を実施した結果が図 3.2.3-71～図 3.2.3-74 である。また、これらの結果に基づいて、信号を再現しうるきずの電氣的抵抗値を評価した結果をまとめたものが表 3.2.3-16 である。279BCB1773 については比較的幅が大きな領域に高い導電率を与えたモデルが試験結果をよく再現するものとなっているが、これは上述のように実際には複数のきずであるものを単独のきずとしてモデル化したことに起因するところが大いと考えられる。一方、279BCB1773 以外の、図 3.2.3-67 に示されている信号強度の分布が一山、即ち渦電流探傷法の観点からも単独のきずとみなされ得る 3 体のきずについては、周波数によらず導電率を 0 とした場合に最も良く実験結果を再現できている。ここでの目的は個々の熱疲労割れの分析であるため、279BCB1773 以外のきずについての分析の結果は平成 24 年度事業において得られた知見をより浅いきずに対しても外挿するものである、即ち、渦電流探傷法の観点

からは、熱疲労割れは、深さ 1mm 程度の浅いものであっても、ほぼスリットと同等にみなしうると言えると結論付けられる。

表 3.2.3-15 熱疲労割れ表面長さ、表面開口幅、最大深さ

| ID         | Length [mm] | Average opening [ $\mu$ m] | Maximum Depth [mm] |
|------------|-------------|----------------------------|--------------------|
| 276BCB1771 | 9.1         | 27.6                       | 2.2                |
| 279BCB1773 | 3.9         | 16.8                       | 1.2                |
| 297BCB1781 | 3.7         | 19.4                       | 1.0                |
| 297BCB1782 | 9.6         | 30.6                       | 2.3                |

表 3.2.3-16 熱疲労割れモデル化における幅と導電率の値

| ID         | Freq. [kHz] | Width [mm] | Conductivity [% base metal] | Eq. Resistance |
|------------|-------------|------------|-----------------------------|----------------|
| 276BCB1771 | 100         | 0.05       | 0                           | $\infty$       |
|            | 200         | 0.02       | 0                           | $\infty$       |
|            | 400         | 0.02       | 0                           | $\infty$       |
| 279BCB1773 | 100         | 0.50       | 9.5                         | 0.053          |
|            | 200         | 0.20       | 6.2                         | 0.032          |
|            | 400         | 0.10       | 3.7                         | 0.027          |
| 297BCB1781 | 100         | 0.20       | 0                           | $\infty$       |
|            | 200         | 0.10       | 0                           | $\infty$       |
|            | 400         | 0.05       | 0                           | $\infty$       |
| 297BCB1782 | 100         | 0.05       | 0                           | $\infty$       |
|            | 200         | 0.10       | 0                           | $\infty$       |
|            | 400         | 0.10       | 0                           | $\infty$       |



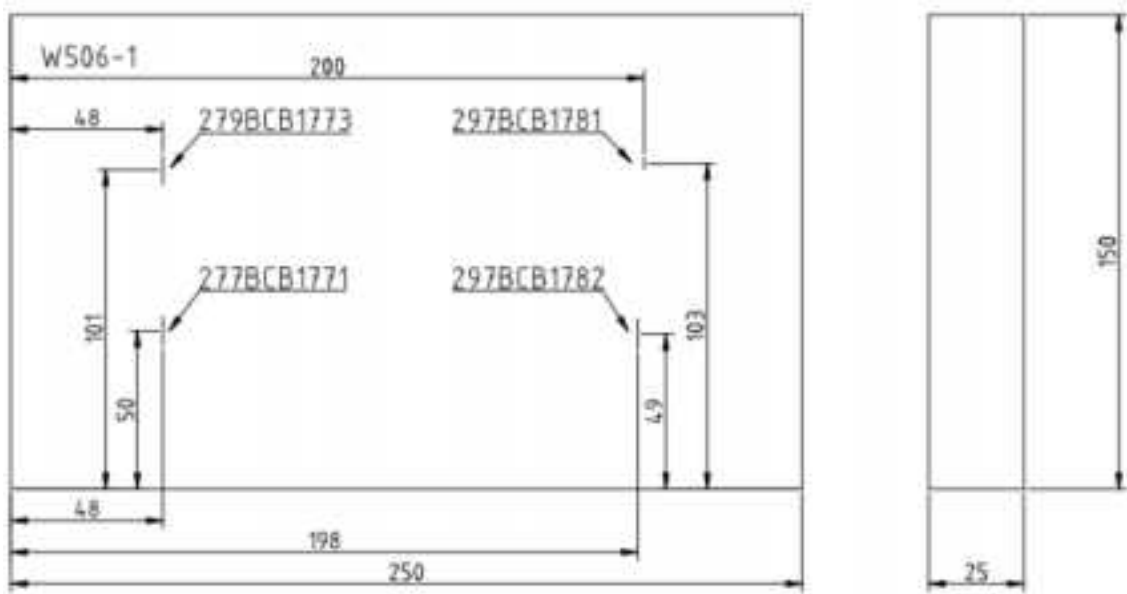


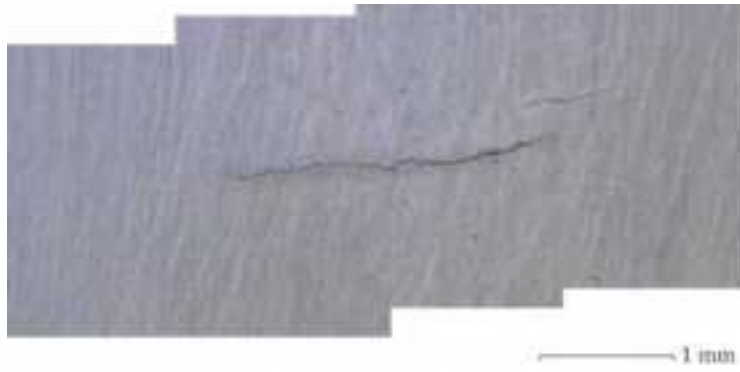
図 3. 2. 3-64 熱疲労割れ試験体外観



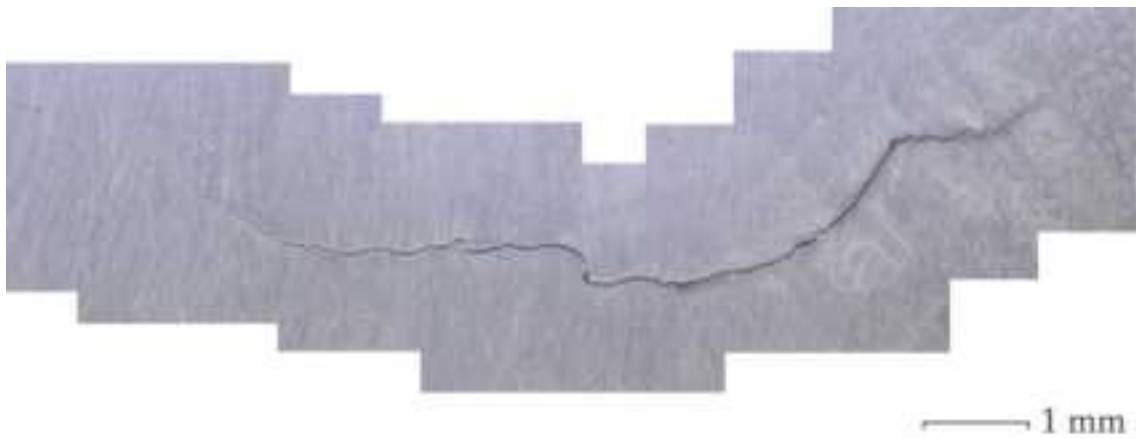
(a) 277BCB1771



(b) 279BCB1773

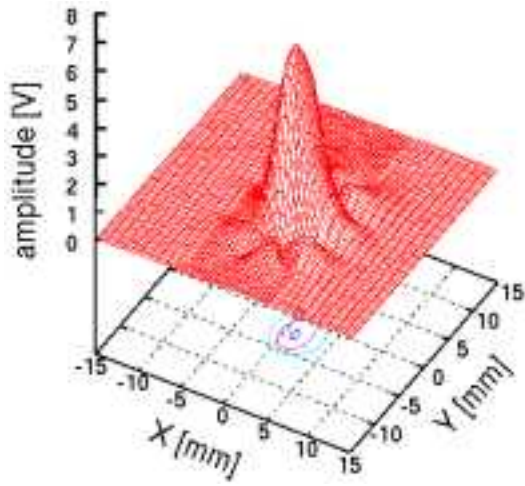


(c) 279BCB1781

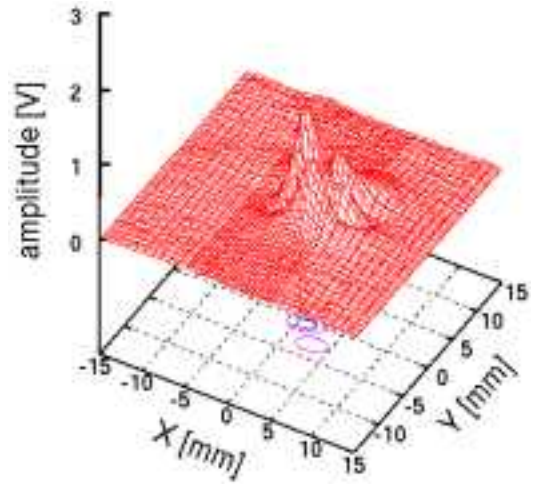


(d) 279BCB1782

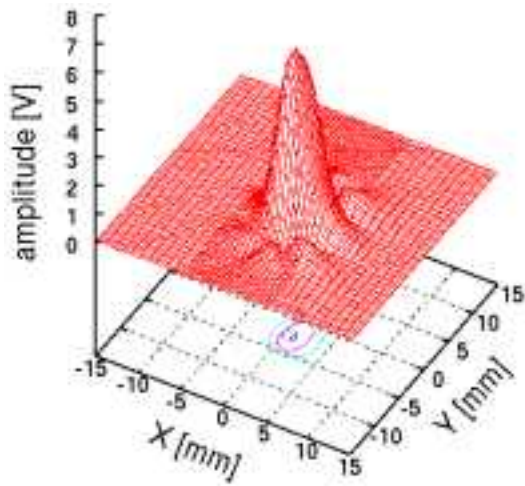
図 3. 2. 3-65 熱疲労割れ表面観察写真



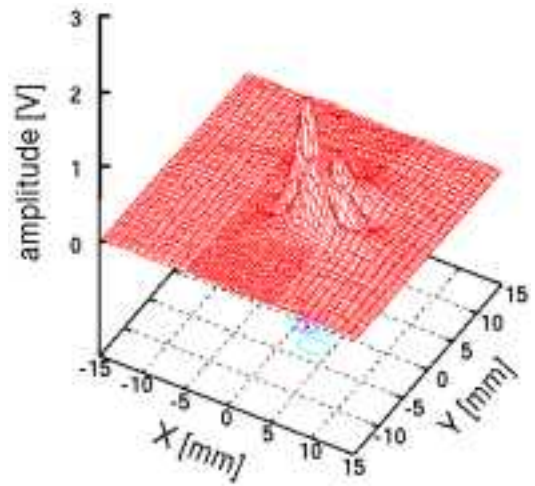
(a) 100 kHz



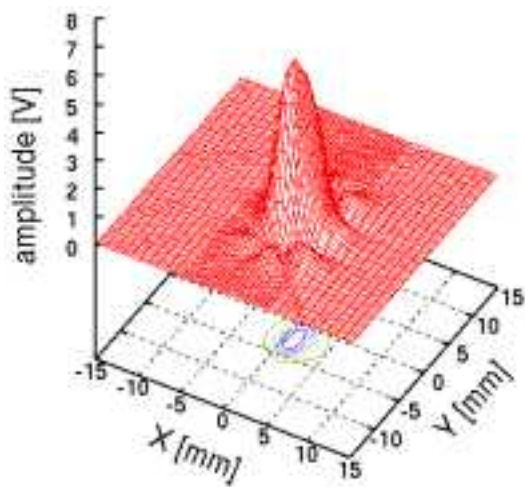
(a) 100 kHz



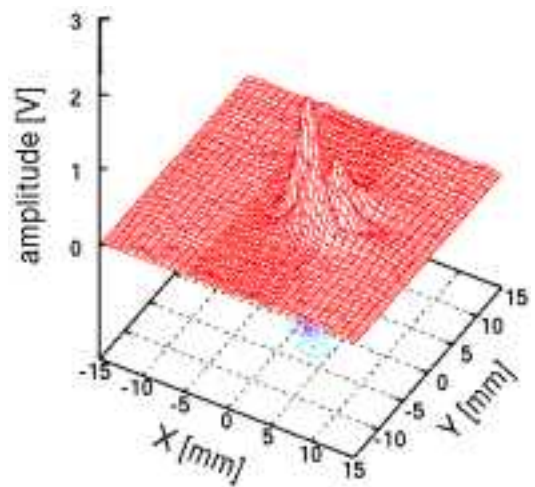
(b) 200 kHz



(b) 200 kHz



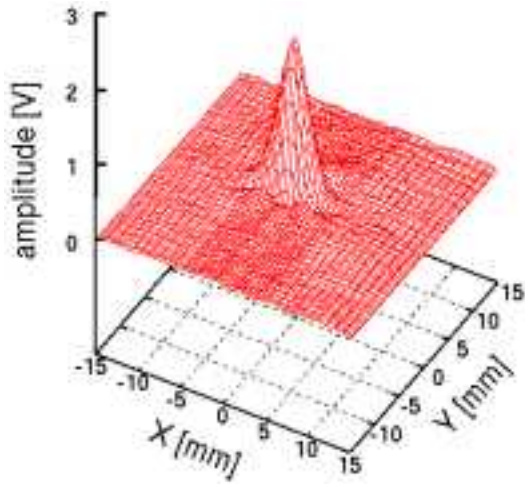
(c) 400 kHz



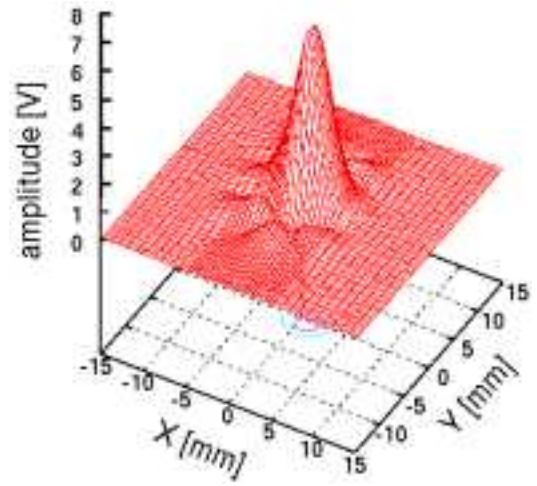
(c) 400 kHz

图 3.2.3-66 277BCB1771 渦電流探傷信号

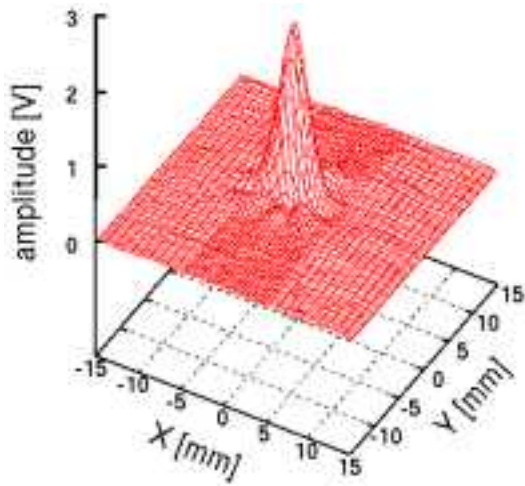
图 3.2.3-67 279BCB1773 渦電流探傷信号



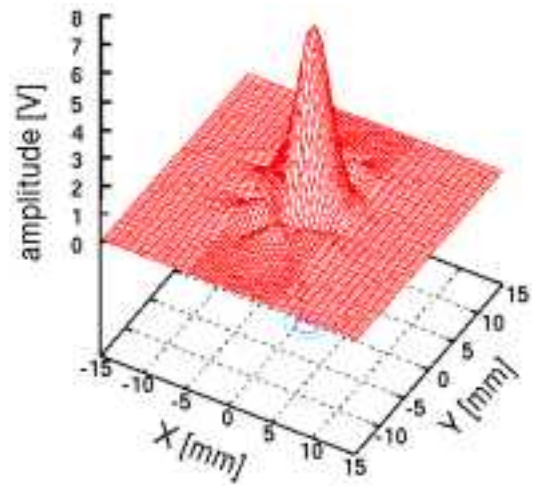
(a) 100 kHz



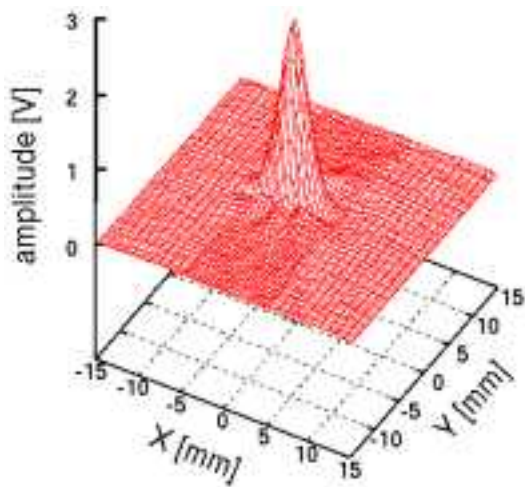
(a) 100 kHz



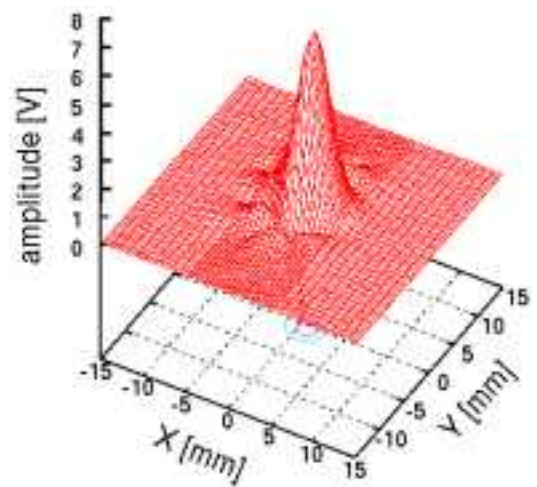
(b) 200 kHz



(b) 200 kHz



(c) 400 kHz



(c) 400 kHz

图 3.2.3-68 297BCB1781 渦電流探傷信号

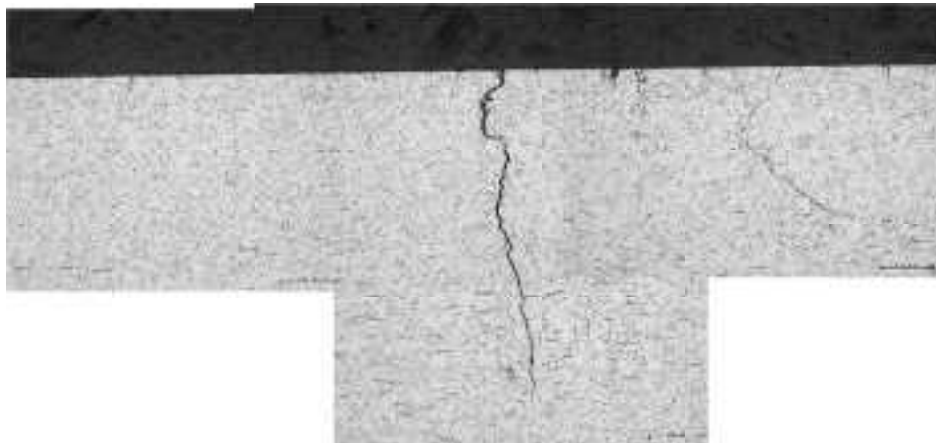
图 3.2.3-69 297BCB1782 渦電流探傷信号



(a) 277BCB1771



(b) 297BCB1782



(c) 279BCB1773



(d) 297BCB1781

図 3.2.3-70 破壊試験（きず中央断面金相試験）結果

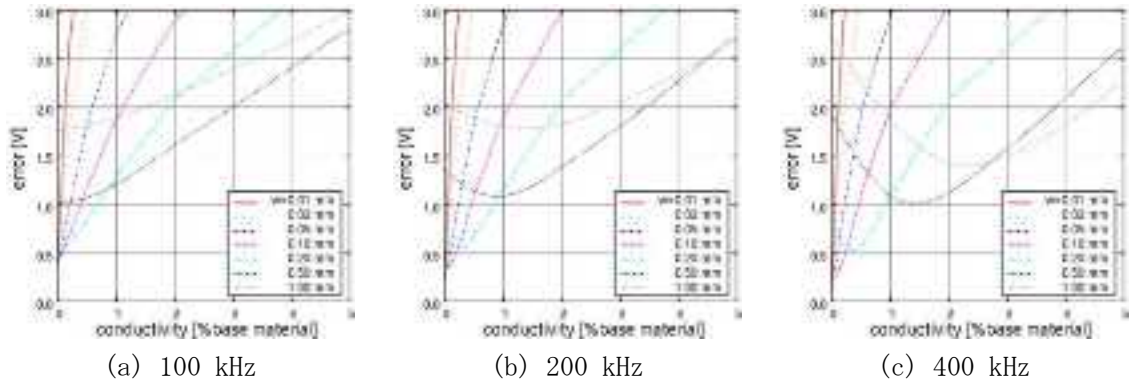


图 3. 2. 3-71 277BCB1771 渦電流探傷信号分析結果

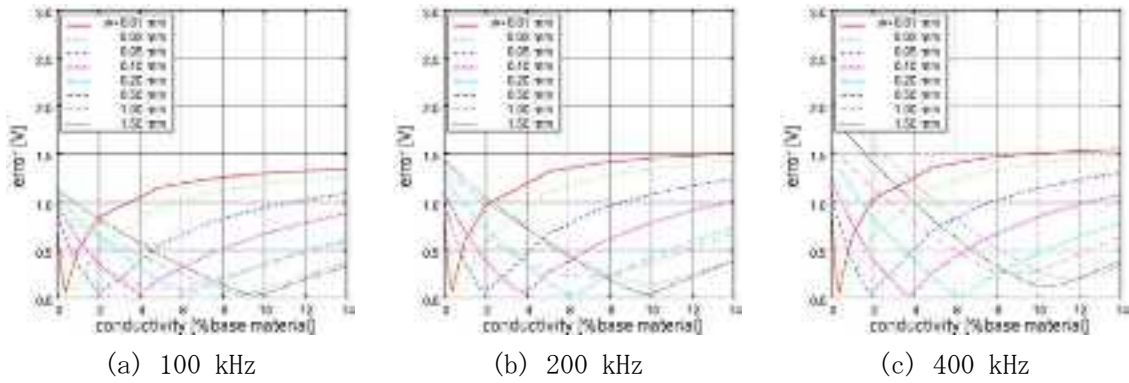


图 3. 2. 3-72 279BCB1773 渦電流探傷信号分析結果

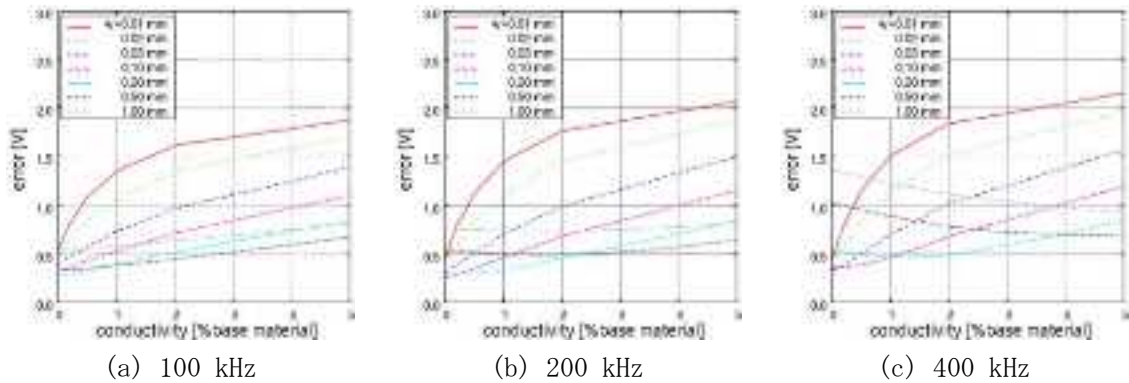


图 3. 2. 3-73 297BCB1781 渦電流探傷信号分析結果

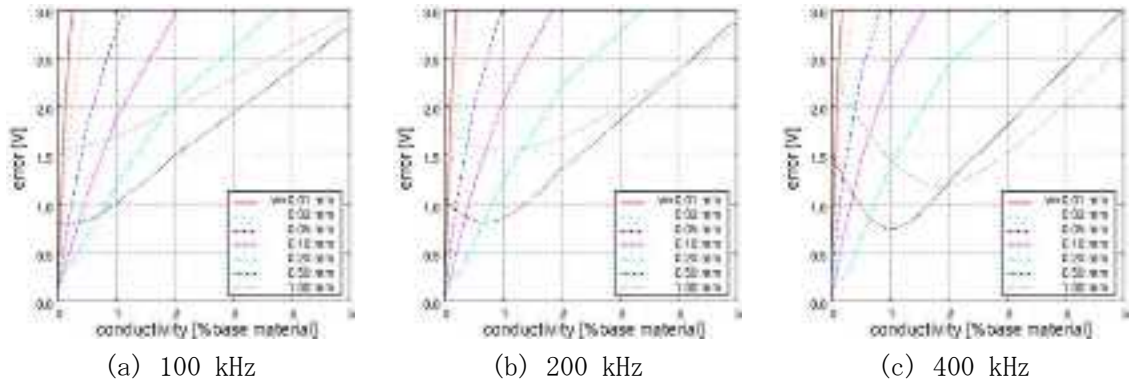


图 3. 2. 3-74 297BCB1782 渦電流探傷信号分析結果

c) 探傷条件がきず深さ評価に与える影響の評価

PIRT により抽出された渦電流探傷信号からきず深さを評価する際の影響因子について、文献において提唱されている有限要素法解析を用いた経験的な方法<sup>46</sup>により、その影響度合いの評価を試みた。

解析体系を図 3.2.3-75 に示す。平滑平板中央に、プローブの大きさに比して十分に長く、一定の深さと幅を有する矩形領域としてモデル化され得るきずが存在している場合に、きずを垂直にプローブが走査した時に得られた探傷信号から、きずの深さを推定することを試みたことを想定したものである。解析においては、さまざまな深さ、幅、内部導電率を有するきずからの探傷信号を探傷点間隔 0.5mm で計算した後、きず A からの信号  $V_i^A$  ときず B からの信号  $V_i^B$  の差異  $\varepsilon$  を

$$\varepsilon^2 = \frac{\sum_{i=1}^M |V_i^B - V_i^A|^2}{\sum_{i=1}^M |V_i^A|^2}$$

により計算し、 $\varepsilon$  の値が設定された閾値  $\varepsilon_0$  よりも小である場合、きず A はきず B とサイジングされたと見なしてきず A ときず B の深さの差を評価する。ここで、下付の  $i$  は探傷点番号であり、評価においては、きず A からの信号が最大値の 25%以上となる探傷位置のみを用いることとした。

単純化のためコイルは厚みを有さないフィラメント状のものであるとし、また検出コイルの大きさは励磁コイルよらず径 1mm であり、励磁コイル中心で、励磁コイル軸と同じ向きを向いているものとした。その他解析に用いたパラメータを表 3.2.3-17 に示す。きずの導電率に関しては、概ね文献<sup>47</sup>において報告されている応力腐食割れの電氣的抵抗の下限値を踏まえて設定されたものである。尚、解析は有限要素法—境界要素法併用法<sup>48</sup>に基づく 3 次元渦電流解析コードを用いて実施した。

閾値  $\varepsilon_0$  を 0.03, 0.05, 0.10 とした場合について、コイル径及びリフトオフが共に 3mm である時のきず A ときず B の深さ分布を散布図として示したものが、図 3.2.3-76～図 3.2.3-81 である。図中×は条件を満たしたきず A ときず B の深さの組み合わせを示しており、探傷信号よりきず A の深さが正しく評価されうるのであれば、45 度の線上にのみ×が存在することになる。図より、いずれの条件においても閾値  $\varepsilon_0$  が大であるほど、励磁周波数が大であるほどきず深さ推定が困難となっていることが確認できるが、これは上記  $\varepsilon$  の定義、そして表皮効果から合理的な結果であるといえる。

より定量的な評価のため、 $\varepsilon \leq \varepsilon_0$  を満たすきず A ときず B の組み合わせについて、両者

<sup>46</sup> N. Yusa, H. Huang, K. Miya. “Numerical evaluation of the ill-posedness of eddy current problems to size cracks”, NDT&E International, Vol. 40, pp. 185-191 (2007).

<sup>47</sup> N. Yusa, H. Hashizume. “Evaluation of stress corrosion cracking as a function of its resistance to eddy currents”, Nuclear Engineering and Design, Vol. 239, pp. 2713-2718 (2009).

<sup>48</sup> F. Matsuoka, A. Kameari. “Calculation of three dimensional eddy current by FEM-BEM coupling method”, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 24, pp. 182-185 (1998).

の深さの差の標準偏差をきず A の深さの関数として示したものが図 3. 2. 3-82～図 3. 2. 3-95 である。いずれの結果においても、きず A の深さがある値になった時に標準偏差の値が急激に増大しているが、これは渦電流探傷信号からのきず深さ評価においては、特にきずが導電性を有する場合、深さを定量的に評価可能なのはある一定の深さ以下のきずに限定されるということを示している。条件により多少の差異はあるものの、今回対象としたきずの形状は極めて単純であることを踏まえると、励磁周波数 25kHz においては 3mm、100kHz においては 2mm、400kHz では 1mm が深さ評価可能な限界値と判断される。また、図 3. 2. 3-82～図 3. 2. 3-87 より、コイル径はきず深さ評価に有意な影響を与えるものではなく、よって空間分解能や必要なコイル巻き線数などの条件に基づいてコイル径を決定することが妥当性であると言えることが出来る。図 3. 2. 3-88～図 3. 2. 3-95 より、特に励磁周波数が 25kHz の場合はリフトオフを大とすることできず深さ評価能が向上するいることがわかる。しかしながら、リフトオフを大とすることによる信号の微弱化とそれによる信号対ノイズ比の低下を考慮すると、図に示された性能向上の度合い程度では、実際にはリフトオフもきず深さ評価能には影響を与えるものではないと見なすことが妥当であると考えられる。

励磁コイルが検査面に対して対向している場合と垂直な場合とを比較すると、後者がきず深さ評価という面では有利であることがやや示唆されもするものの、特に高周波においては両者に有意な差異を確認することが出来ない。ただし、一般的に検査面に対してコイルを垂直に配置することによって実探傷時の問題となる主要なノイズの一つであるリフトオフノイズを大きく低減することが出来ることから、実探傷信号からのきず深さ評価においては、検査面に対して垂直にコイルを配置することが有利になるとは考えられる。

表 3. 2. 3-17 解析パラメータ

| コイルパラメータ | コイル配置     | 検査面に対向，検査面に垂直   |
|----------|-----------|---|
|          | 励磁コイル径，ID | 1， 3， 5， 7 [mm]   |
|          | リフトオフ，L   | 1， 3， 5 [mm]  |
|          | 励磁周波数，f   | 25， 100， 400 [kHz]  |
| きずパラメータ  | きず深さ      | 0.2， 0.4， 0.6， 0.8， 1.0， 1.5， 2.0， 2.5， 3.0， 4.0， 5.0， 7.0， 10.0 [mm] |
|          | きず幅       | 0.001， 0.010， 0.100 [mm]  |
|          | 導電率       | 0， 20， 40， 60， 80， 100 [x きず幅 (mm)%base metal]                        |



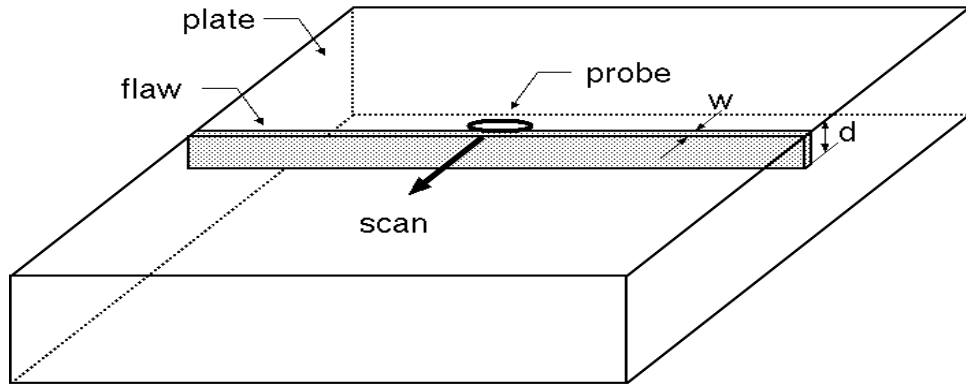


図 3.2.3-75 解析体系

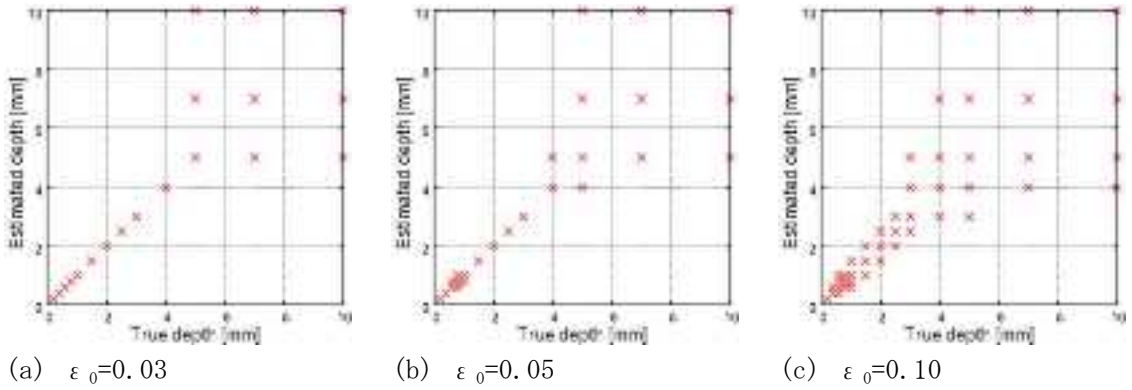


図 3.2.3-76 きず深さ評価誤差分布 (対向, ID=3mm, L=3mm f=25 kHz)

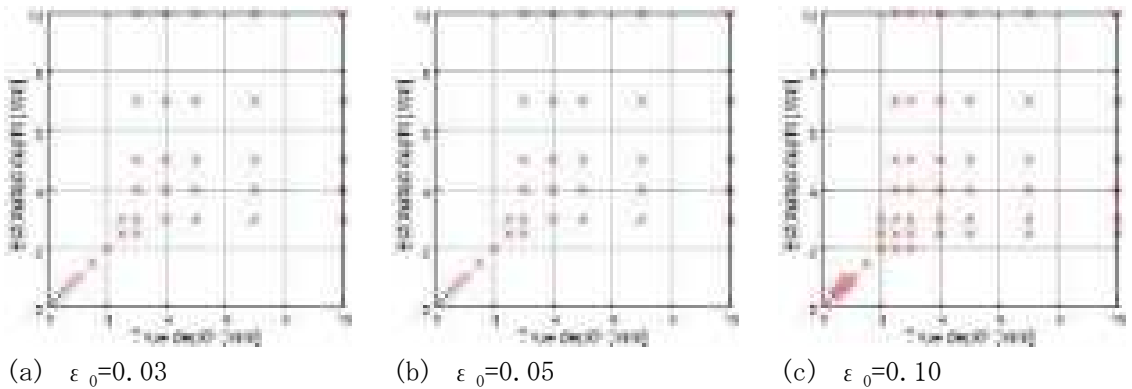


図 3.2.3-77 きず深さ評価誤差分布 (対向, ID=3mm, L=3mm f=100 kHz)

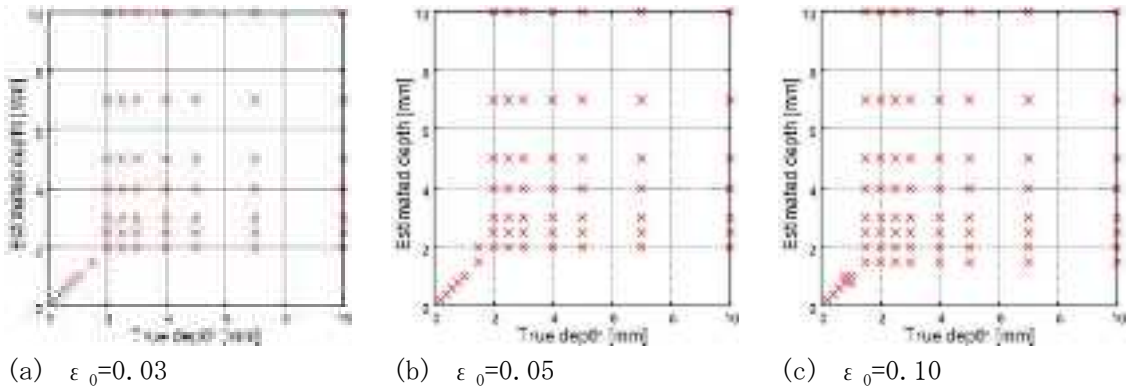


図 3.2.3-78 きず深さ評価誤差分布 (対向, ID=3mm, L=3mm f=400 kHz)

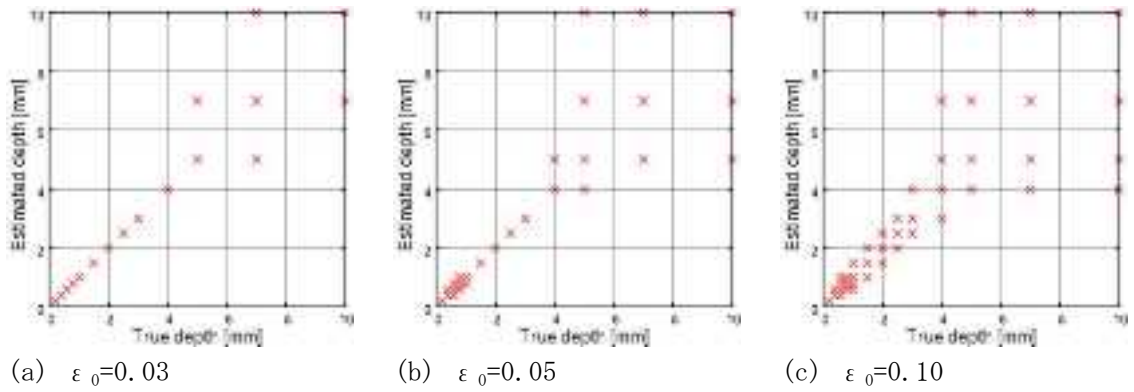


図 3.2.3-79 きず深さ評価誤差分布 (垂直, ID=3mm, L=3mm f=25 kHz)

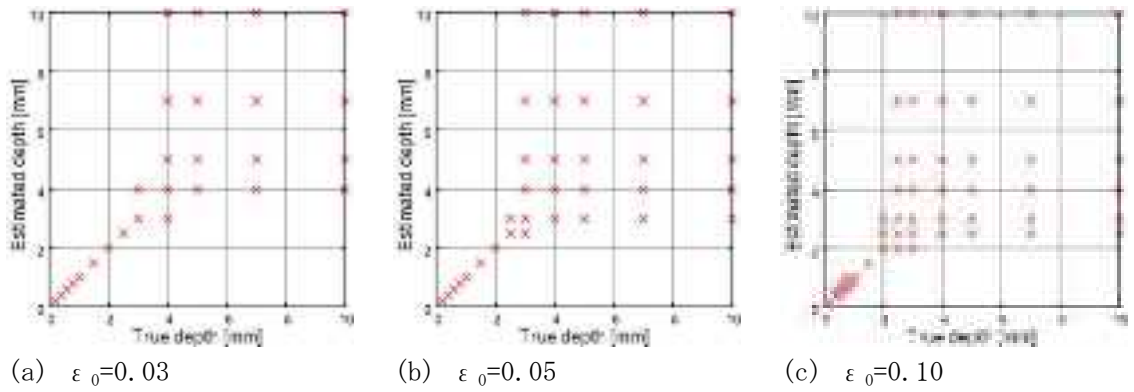


図 3.2.3-80 きず深さ評価誤差分布 (垂直, ID=3mm, L=3mm f=100 kHz)

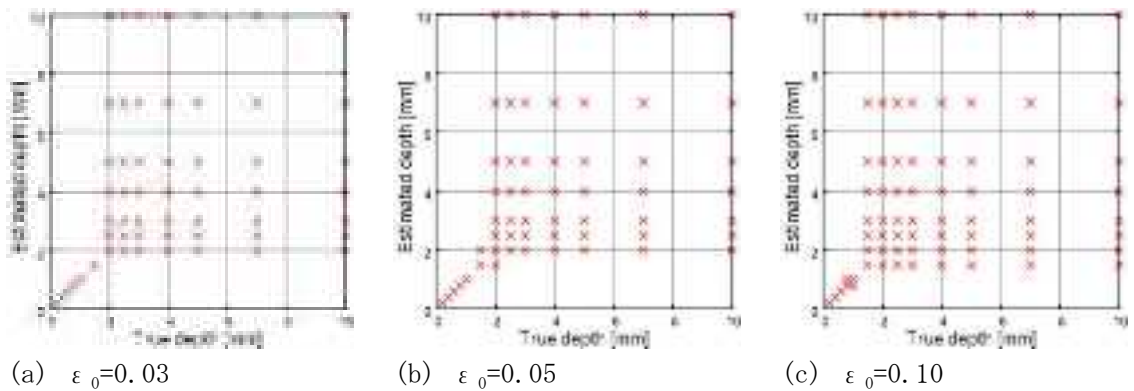


図 3.2.3-81 きず深さ評価誤差分布 (垂直, ID=3mm, L=3mm f=400 kHz)

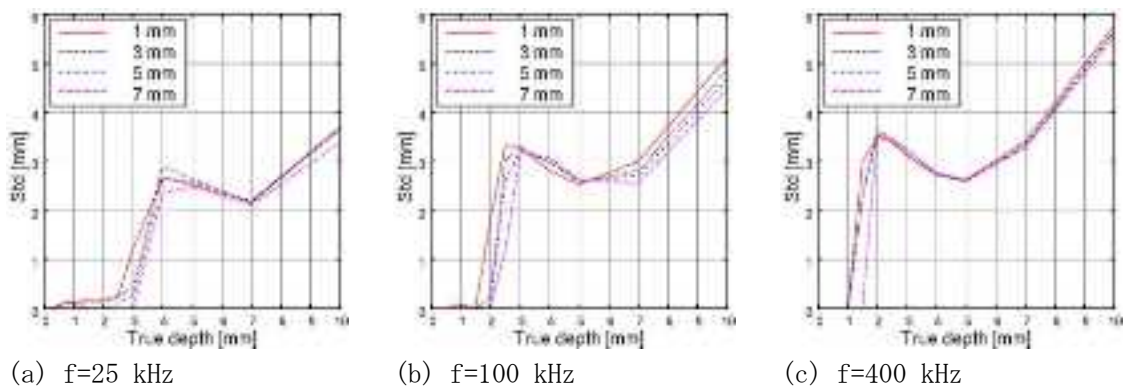
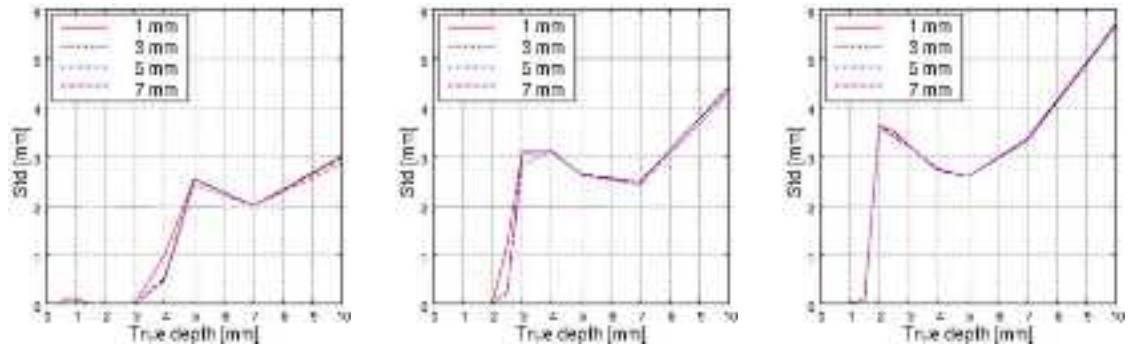


図 3.2.3-82 コイル径のきず深さ評価誤差に対する影響 (対向, L=1mm,  $\epsilon_0=0.05$ )

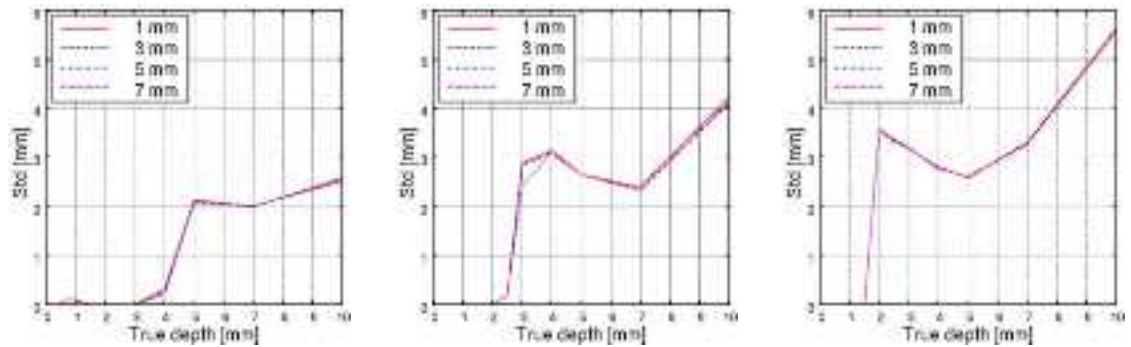


(a)  $f=25$  kHz

(b)  $f=100$  kHz

(c)  $f=400$  kHz

図 3. 2. 3-83 コイル径のきず深さ評価誤差に対する影響 (対向,  $L=3\text{mm}$ ,  $\epsilon_0=0.05$ )

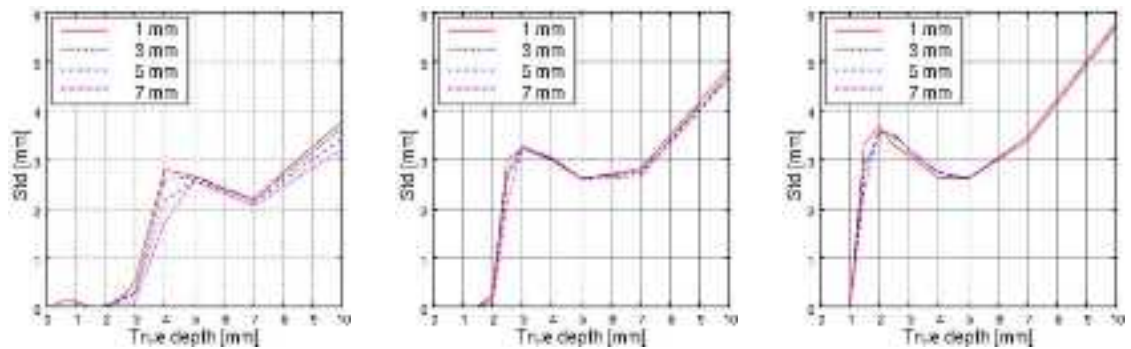


(a)  $f=25$  kHz

(b)  $f=100$  kHz

(c)  $f=400$  kHz

図 3. 2. 3-84 コイル径のきず深さ評価誤差に対する影響 (対向,  $L=5\text{mm}$ ,  $\epsilon_0=0.05$ )

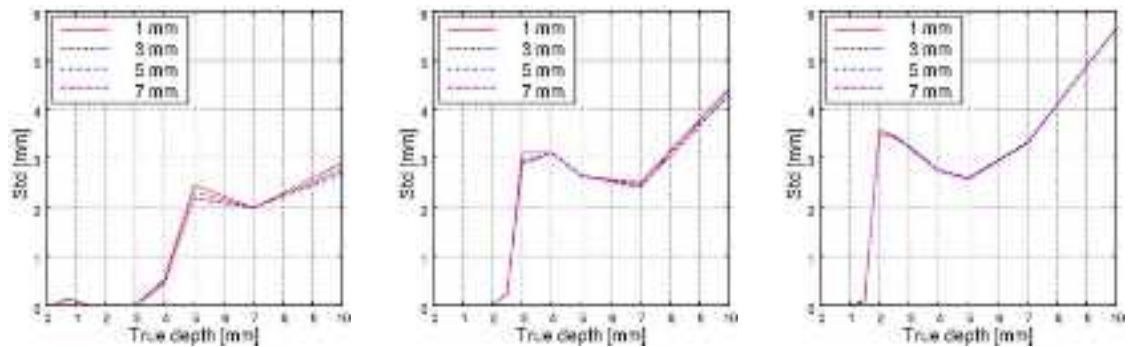


(a)  $f=25$  kHz

(b)  $f=100$  kHz

(c)  $f=400$  kHz

図 3. 2. 3-85 コイル径のきず深さ評価誤差に対する影響 (垂直,  $L=1\text{mm}$ ,  $\epsilon_0=0.05$ )

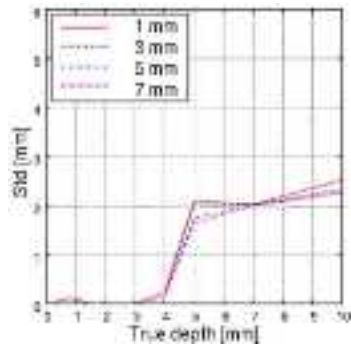


(a)  $f=25$  kHz

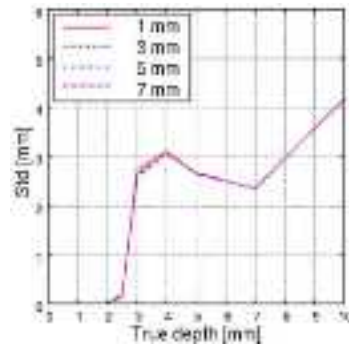
(b)  $f=100$  kHz

(c)  $f=400$  kHz

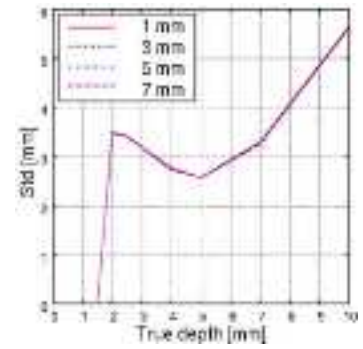
図 3. 2. 3-86 コイル径のきず深さ評価誤差に対する影響 (垂直,  $L=3\text{mm}$ ,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a)  $f=25$  kHz

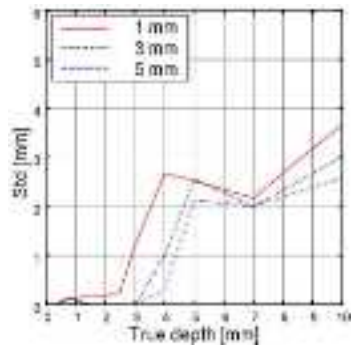


(b)  $f=100$  kHz

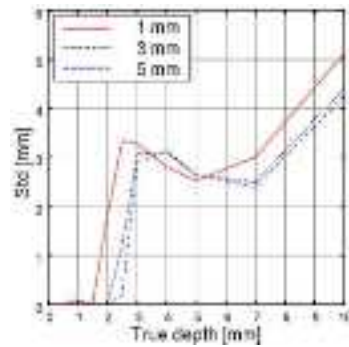


(c)  $f=400$  kHz

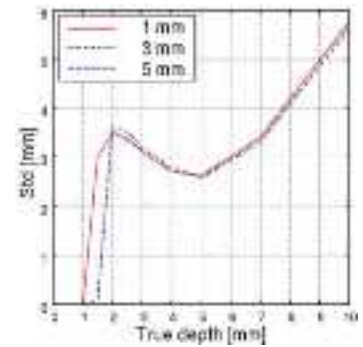
図 3.2.3-87 コイル径のきず深さ評価誤差に対する影響 (垂直,  $L=5$ mm,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a)  $f=25$  kHz

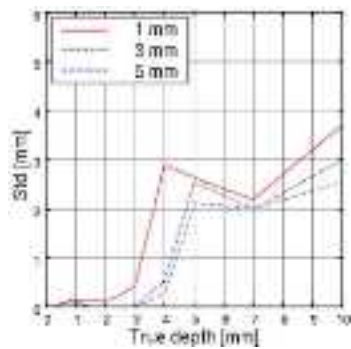


(b)  $f=100$  kHz

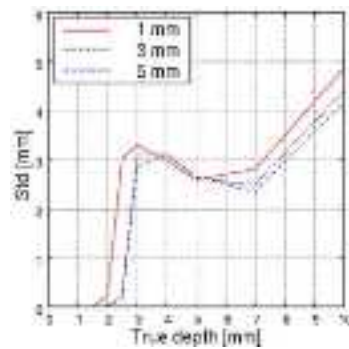


(c)  $f=400$  kHz

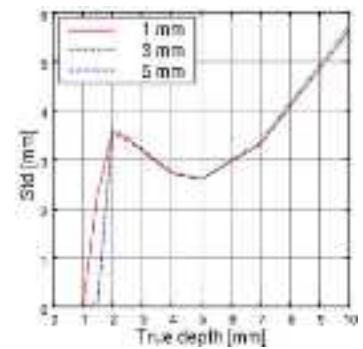
図 3.2.3-88 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響 (対向,  $ID=1$ mm,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a)  $f=25$  kHz

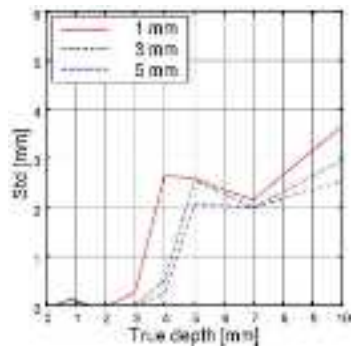


(b)  $f=100$  kHz

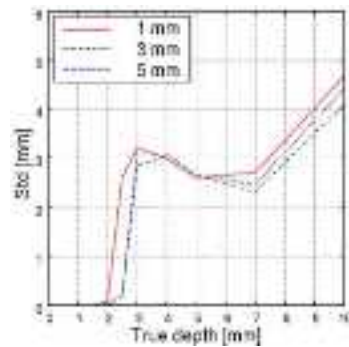


(c)  $f=400$  kHz

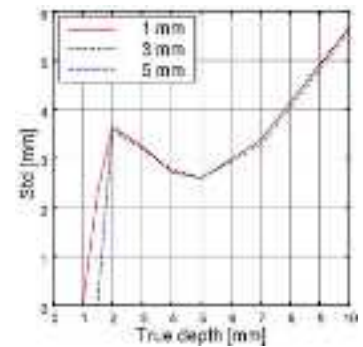
図 3.2.3-89 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響 (対向,  $ID=3$ mm,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a)  $f=25$  kHz

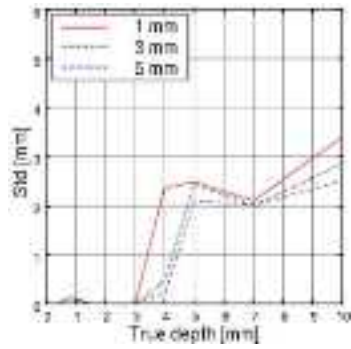


(b)  $f=100$  kHz

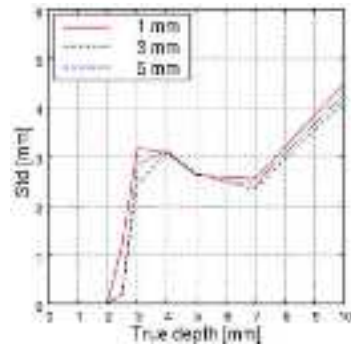


(c)  $f=400$  kHz

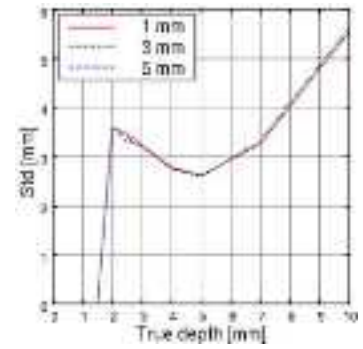
図 3.2.3-90 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響 (対向,  $ID=5$ mm,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a) f=25 kHz

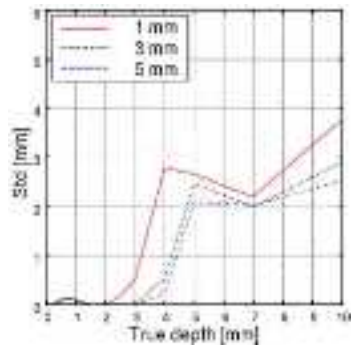


(b) f=100 kHz

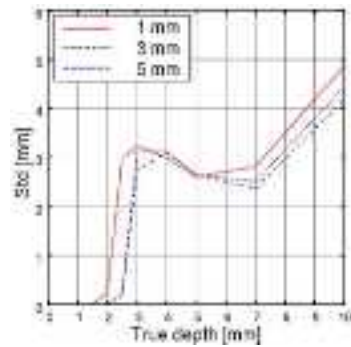


(c) f=400 kHz

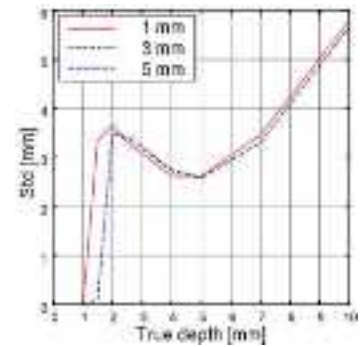
図 3.2.3-91 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響 (対向, ID=7mm,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a) f=25 kHz

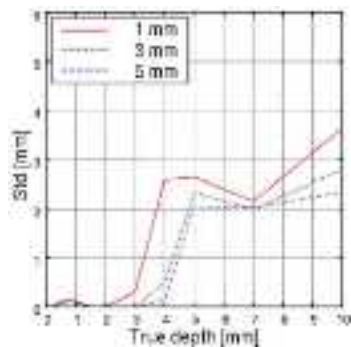


(b) f=100 kHz

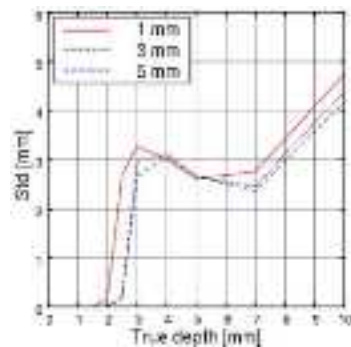


(c) f=400 kHz

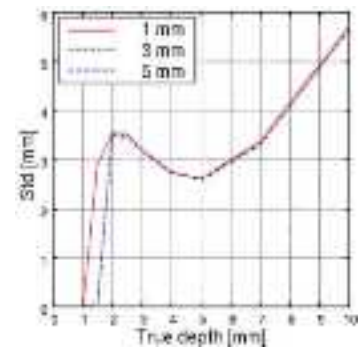
図 3.2.3-92 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響 (垂直, ID=1mm,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a) f=25 kHz

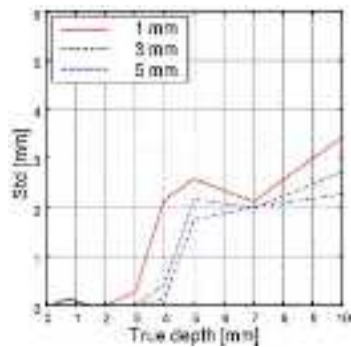


(b) f=100 kHz

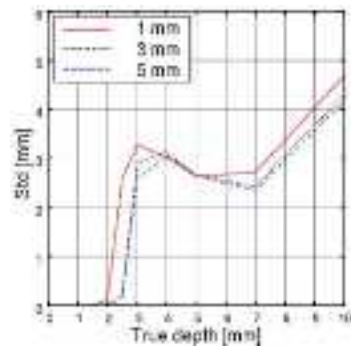


(c) f=400 kHz

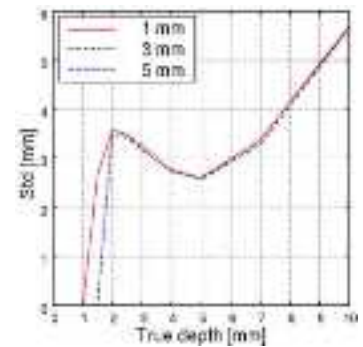
図 3.2.3-93 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響 (垂直, ID=3mm,  $\epsilon_0=0.05$ )



(a) f=25 kHz



(b) f=100 kHz



(c) f=400 kHz

図 3.2.3-94 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響 (垂直, ID=5mm,  $\epsilon_0=0.05$ )

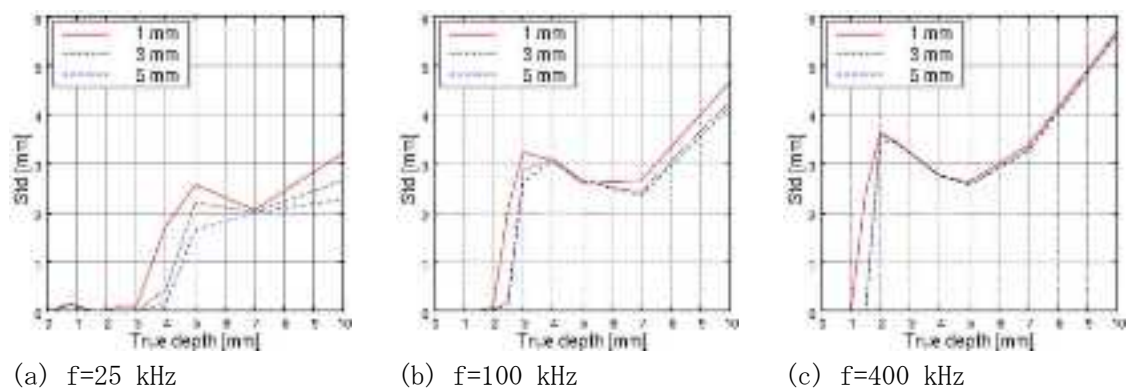


図 3.2.3-95 リフトオフのきず深さ評価誤差に対する影響（垂直, ID=7mm,  $\epsilon_0=0.05$ ）

d) まとめ

本研究においては、平成24年度実施されたPIRTにより抽出された、渦電流探傷法によるきず評価における影響因子の影響度合いの知見の蓄積に資することを目的とした各種試験及び数値解析を実施した。得られた知見及び関連する今後の課題を実施項目ごとに以下にまとめる。

- MVT-1の代替手法としての渦電流探傷法の適用可能性を鑑み、探傷信号強度の空間分布から近接きずの分離を行う際の分解能に与える影響因子及びその影響度合いの評価を行った。最も単純な自己誘導絶対値型のパンケーキプローブに関して、励磁周波数、コイル径、そしてリフトオフが及ぼす影響を数値解析により評価し、発電用原子炉設備規格における平行平面上欠陥の合体条件の閾値の一つである平行平面間垂直距離10mmの場合のきず分離性を確保するための探傷条件について検討した。本年度事業においては各種雑音を考慮しない理想的な条件で行ったものであるため、得られた値はいわば限界値であるということが出来る。今後、実探傷試験による信号対ノイズ比の評価により、より実際に即した条件を見出すことが可能となると考えられる。
- 検出及び評価という観点から渦電流探傷法の主たる対象と考えられる深さ1-2mm程度の比較的浅い熱疲労割れを対象として、探傷試験及び数値解析により、渦電流探傷信号に特に大きな影響を与えると考えられるきず破面の電氣的接触の度合いの定量的評価を行った。得られた結果は対象とした熱疲労割れにはほぼ破面の電氣的な接触は無いというものであり、平成24年度事業において得られた知見も併せると、これまでの検討で対象としていないごく浅いものをもしくは著しく閉口したようなもの除いては、熱疲労割れは渦電流探傷法の観点からはほぼ人工スリットと同様に取り扱うことが出来ると考えられる。
- 渦電流探傷信号からきず深さ評価を行う際の、励磁周波数、励磁コイル径、励磁コイルの向き、そしてリフトオフが深さ推定精度に及ぼす影響を、数値解析により評価した。各種雑音を考慮しない理想的な条件下での解析の結果、一般的に渦電流探傷法において用いられる範囲では、励磁周波数以外の3つのパラメーターが深さ推定精度に大きな影

響を及ぼすことはないということが明らかとなった。このことは、探傷条件設定時には、各種ノイズの低減を第一として励磁コイル径、励磁コイルの向き、そしてリフトオフを決定することが、きず深さサイジングという観点からも妥当であるということを示していると考えられる。ただし、現状、複数周波数などの複数の条件下で得られた探傷信号の融合の効果については検討が行われておらず、信号融合による情報量増大の程度、及び適切な融合法については依然として議論の余地が大きいと言わざるを得ない。

d) 疲労割れのき裂面の磁性層、き裂閉口圧、き裂閉口状態の影響評価

本研究の目的は電磁非破壊検査におけるきず信号に対する影響因子を明確化し、その度合及び影響度を定量的に明らかとすることで、きず評価における情報基盤を構築し、原子力プラントのシステム安全性評価の高度化に貢献することである。

そのために、疲労割れにおけるき裂面のマルテンサイト相、き裂閉口圧、表面加工（き裂の封口）等が渦電流探傷信号に与える影響を関連する因子と併せて総合的に評価する。

具体的には、

- 1) 応力拡大係数とマルテンサイト相のサイジングに対する影響
- 2) 閉口圧のサイジングに対する影響
- 3) き裂検出後の加工（表面研削加工）の影響について明らかにする。

① 渦電流探傷試験の概要

渦電流探傷法を簡単に説明する。コイルに交流電流を流すとコイル内に交流磁束が発生し、このコイルが導電性の試験体の上に置かれると電磁誘導作用によって試験体の表面内部に渦電流が誘導される。ここで試験体にき裂などの不連続部があると、渦電流の流れに変化が起きて反作用として試験コイルに伝わりコイルの起電力を変えることとなる。この起電力の変化をとらえることにより欠陥の有無を評価するのが渦電流探傷法である。また、試験体やき裂の導電率および透磁率が渦電流信号に影響を与える。

図 3. 2. 3-96 に使用する渦電流探傷装置の外観を示す。使用する渦電流探傷装置は ASSORT PC II（アスワン社製）である。図 3. 2. 3-97 に使用するプローブの概要を示す。使用するプローブは自己誘導自己比較型でパンケーキ型コイルが上下に二つ配置されておりコイル外形が  $\phi 5\text{mm}$  で巻き数は 337 回巻である。試験周波数を 50kHz とし、基準信号を材質 SUS316 に加工された深さ 1mm、幅 0.5mm の EDM スリットの検出信号の最大振幅を 1.0V、最大振幅の位相を  $90^\circ$  に校正する。図 3. 2. 3-98 に校正された検出信号と EDM スリット深さ 2mm の検出信号を示す。

プローブの走査は疲労割れの長さの中心を長さ方向に対して直行するように、距離を 40mm、測定間隔を 0.1mm として測定する。





## ② 4点曲げによる疲労割れ試験片の作成

図 3.2.3-99 と図 3.2.3-100 に試験体の概要を示す。材質は SUS316 である。大きさは 148 × 50mm、厚さ 30mm で、上部を幅 20mm、高さ 10mm の凸部として中央にき裂を伸展させるためのノッチを加工する。ノッチの寸法は角度が 60°、深さが 5mm である。

図 3.2.3-101 に疲労試験の概要を示す。試験は MTS system 社製の疲労試験機を用いて行う。疲労試験装置は油圧供給ユニット（型式 510.10C）、ロードユニット（型式 318.10）、マイクロコンソール（型式 458.20）、インバータ冷却装置（オリオン機械製）から構成されている。4点曲げは、外側と内側 2点ずつの支点で試験片に曲げモーメントを付加するもので、軸荷重の圧縮疲労試験機に 4点曲げ治具を取り付けて実施する。割れ試験面である引張側面の試験片中央部の内側支点間では、最大引張り応力が均一となる。試験条件は 4点曲げの内側支点間隔を 40mm、外側支点間隔を 120mm とし、振動周波数は 10Hz とする。

表 3.2.3-18 に予備試験の試験条件と疲労試験の結果を示す。試験は最大荷重を 49、40、30kN とし、それぞれの応力比を 0.1 で一定として行った。応力拡大係数  $\Delta K$  はサイクル数とノッチからのきず深さと応力比により計算により求めたものである。最大荷重 40kN の No. 1 と No. 2 では  $\Delta K$  は 24.7、24.8 [MPa $\sqrt{m}$ ] であり、No. 3 の最大荷重 49kN では 28.4 [MPa $\sqrt{m}$ ]、No. 4 の最大荷重 30kN では 17.1 [MPa $\sqrt{m}$ ] と変化する。図 3.2.3-102 に疲労試験後の破壊試験により観察されたき裂断面写真を示す。ノッチの先端からき裂が進展していることが分かる。

疲労割れ試験片はき裂導入後にノッチ部分の凸部をフライス加工にて除去し、再度 4点曲げを行う。これは、き裂表面がフライス加工により塞がる可能性があることから 4点曲げによりき裂表面を開口するためである。

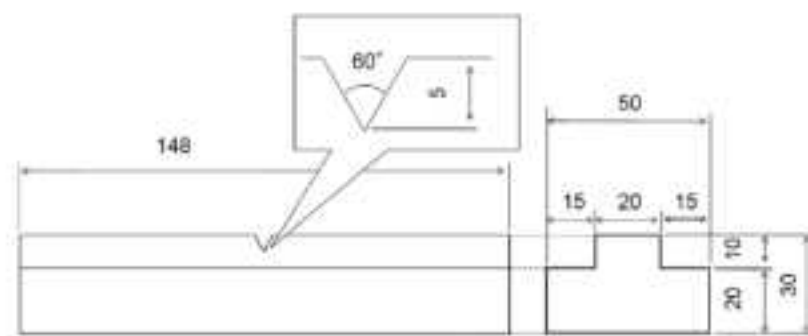


図 3.2.3-99 試験片形状



図 3. 2. 3-100 試験片写真

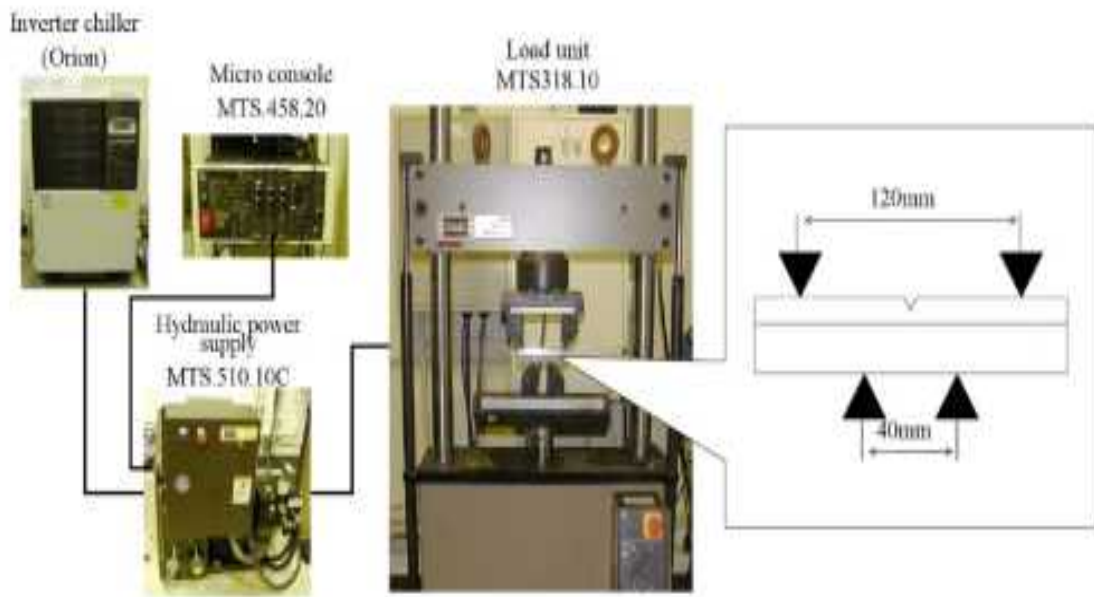


図 3. 2. 3-101 疲労曲げ試験の概要

表 3. 2. 3-18 予備疲労試験の結果

| Testing Number | Cycle (N) | Depth (mm) | Maximum of Load (kN) | Stress ratio | Crack growth rate (m/cycle) | $\Delta K$ (MPa $\sqrt{m}$ ) |
|----------------|-----------|------------|----------------------|--------------|-----------------------------|------------------------------|
| No. 1          | 167000    | 15.9       | 40 kN                | 0.1          | 0.952E-7                    | 24.7                         |
| No. 2          | 110000    | 10.6       | 40 kN                | 0.1          | 0.964E-7                    | 24.8                         |
| No. 3          | 52000     | 7.9        | 49 kN                | 0.1          | 1.519E-7                    | 28.4                         |
| No. 4          | 208000    | 5.9        | 30 kN                | 0.1          | 0.2836E-7                   | 17.1                         |

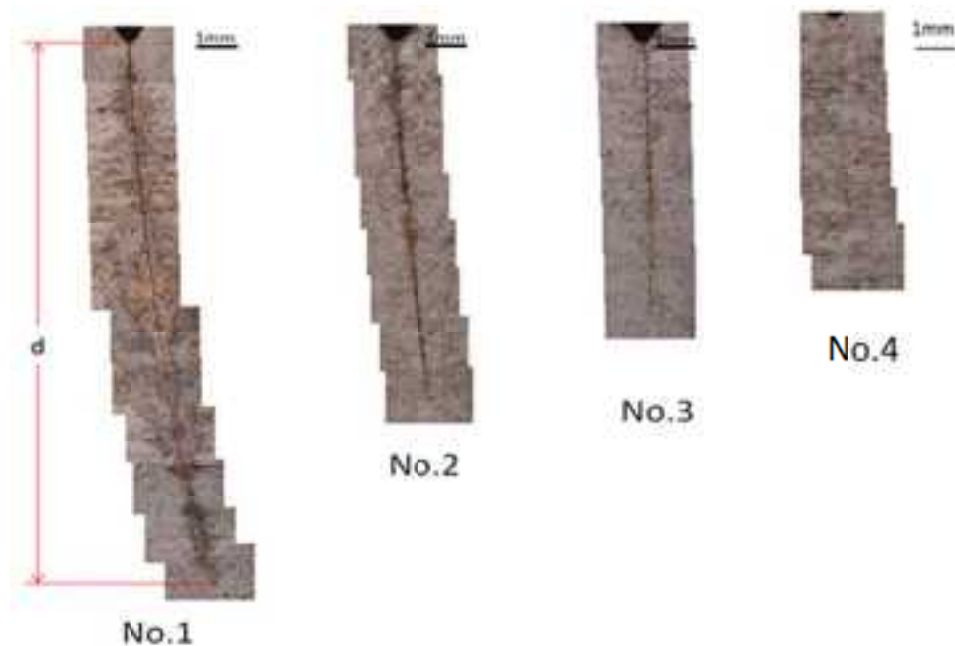


図 3.2.3-102 き裂断面観察結果

③ 応力拡大係数とマルテンサイト相のサイジングに対する影響

H24年度の結果から、4点曲げ試験によるき裂導入時の応力により加工誘起マルテンサイトが発生してき裂周辺に磁性が表れ、600℃の熱処理により逆マルテンサイト変態が起きて磁性を失うことが報告されている。今年度は、最大荷重を変化させることにより応力拡大係数の違う試験体を用意し、その影響を検討する。

試験体の4点曲げは最大荷重が30kN、40kN、49kN、振動サイクル数がそれぞれ265,000回、155,000回、70,000回、応力比がすべて0.1である。これらの疲労割れ試験片を電気炉内（大気中）において加熱温度600℃で熱処理して、24時間で電気炉から取り出し室温まで冷却して、渦電流探傷を行いECT信号への影響を確認する。

表3.2.3-19に加熱前後のECT信号の振幅と位相の測定結果を示す。き裂深さは渦電流探傷後に破壊試験によりき裂中央の断面から求めている。

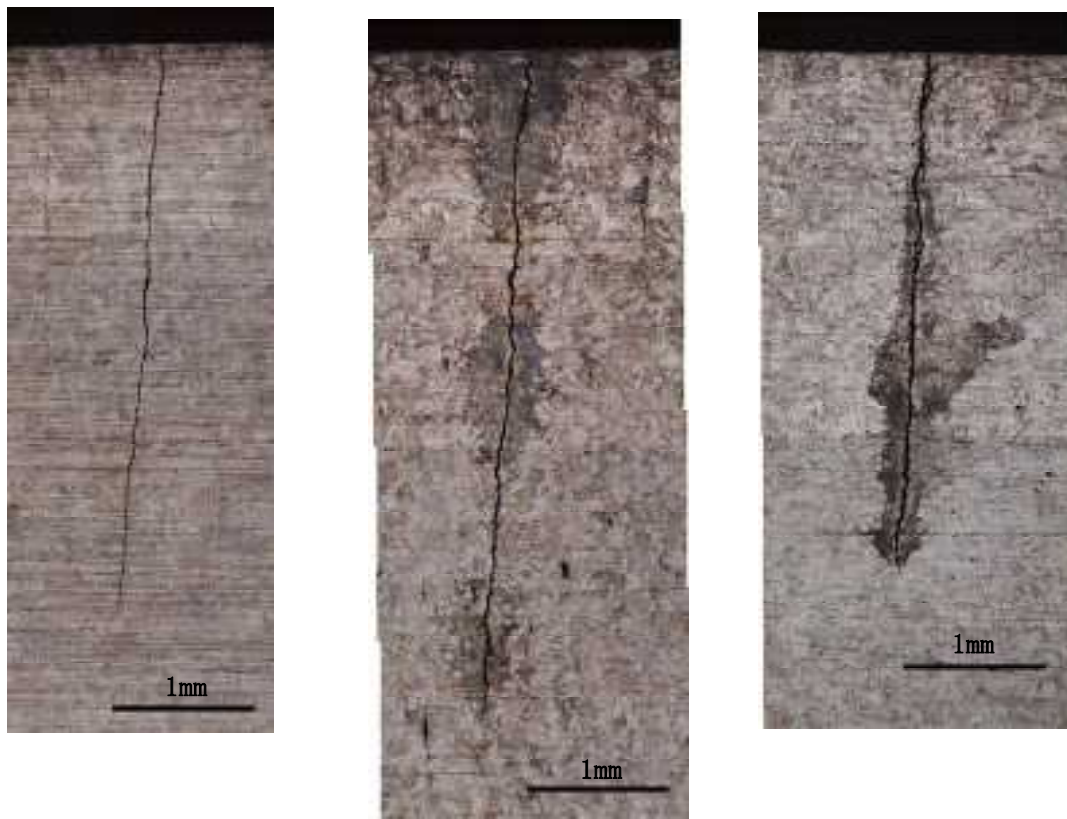
図3.2.3-104、図3.2.3-105、図3.2.3-106にそれぞれの測定結果を示す。すべての試験体において加熱後の信号が加熱前の信号に比べて、位相が反時計回りに回転してECTの振幅も低下している。

図3.2.3-107、図3.2.3-108、図3.2.3-109にそれぞれの数値解析の結果を示す。き裂深さは破壊試験から得られた値であり、それぞれ4.2mm、4.8mm、3.7mmとし、き裂の幅は0.04mmとし磁性層の幅を0.6mm、導電率を $1.35 \times 10^6$ 、比透磁率を1.0、1.1、1.2、1.3、1.4と変化させている。数値解析の結果、図3.2.3-107から最大荷重30kNでは比透磁率が1.15程度であり、図3.2.3-108から40kNでは比透磁率が1.2、図3.2.3-109から49kNでは1.3であった。き裂導入時の最大荷重が大きくなるに従い磁性層の比透磁率が大きくなっている。深

さサイジングへの影響は、ECT 信号が磁性層によって振幅が 10%程度大きくなり、位相が 5°程度時計方向に傾く結果となる。

表 3. 2. 3-19 加熱前後の比較表

| 最大荷重 | 熱処理     | 振動回数       | E C T 振幅 | 位相      | き裂深さ   |
|------|---------|------------|----------|---------|--------|
| 30kN | なし      | 265, 000 回 | 2. 47 V  | 72. 5°  | 4. 2mm |
|      | 600°C加熱 |            | 2. 16 V  | 76. 7°  |        |
| 40kN | なし      | 155, 000 回 | 2. 47 V  | 70. 3°  | 4. 8mm |
|      | 600°C加熱 |            | 2. 33 V  | 74. 8°  |        |
| 49kN | なし      | 70, 000 回  | 2. 42 V  | 69. 3°  | 3. 7   |
|      | 600°C加熱 |            | 2. 15 V  | 76. 47° |        |



最大荷重 30kN

最大荷重 40kN

最大荷重 49kN

図 3. 2. 3-103 断面観察写真 (深さ方向)

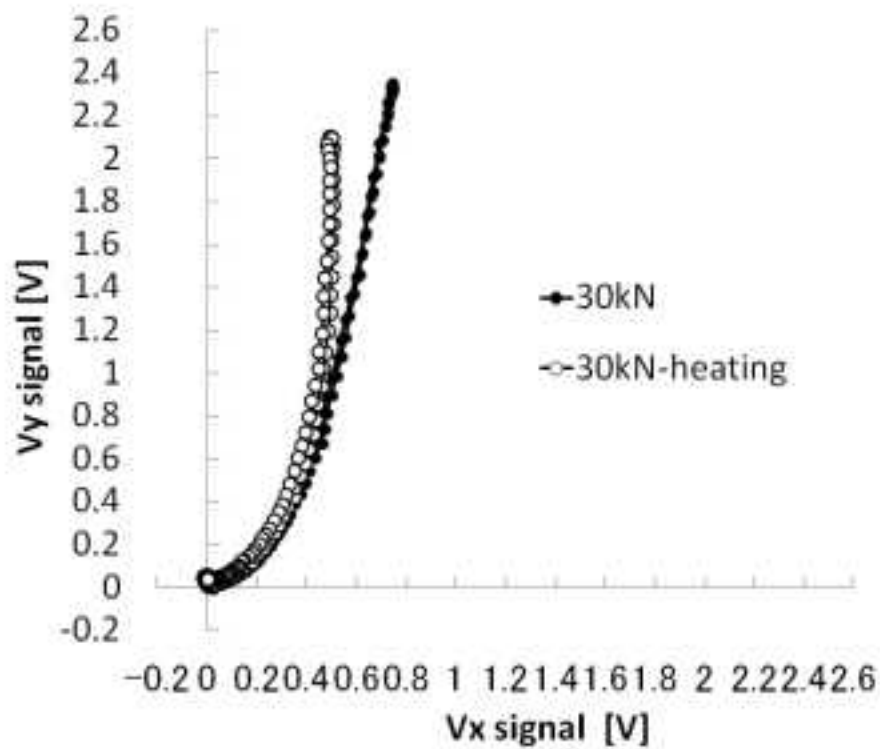


図 3.2.3-104 最大荷重 30kN の加熱前後の ECT 信号比較

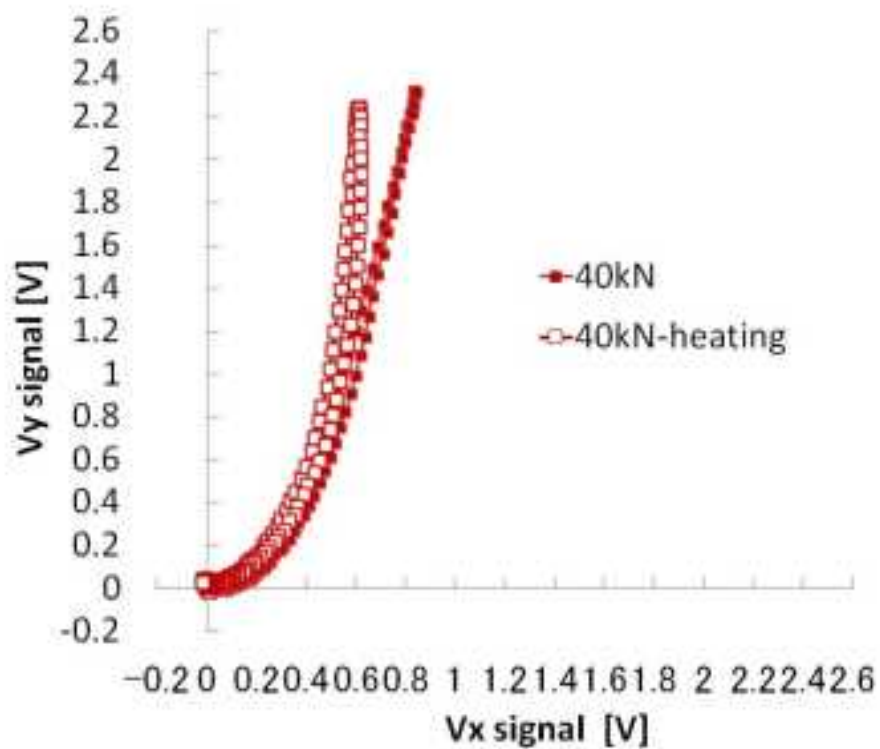


図 3.2.3-105 最大荷重 40kN の加熱前後の ECT 信号比較

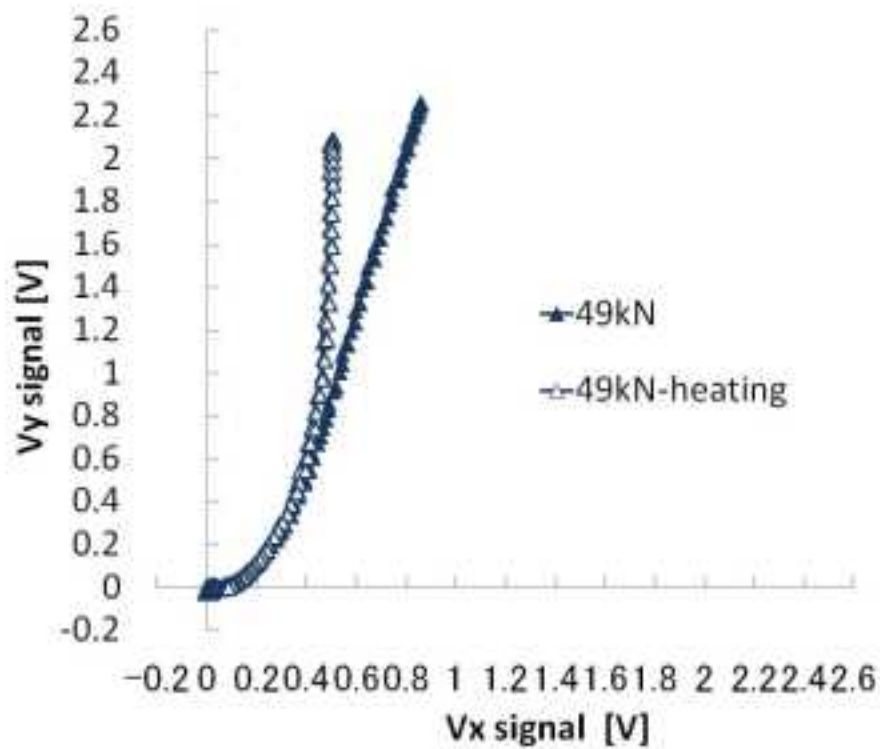


図 3. 2. 3-106 最大荷重 40kN の加熱前後の ECT 信号比較

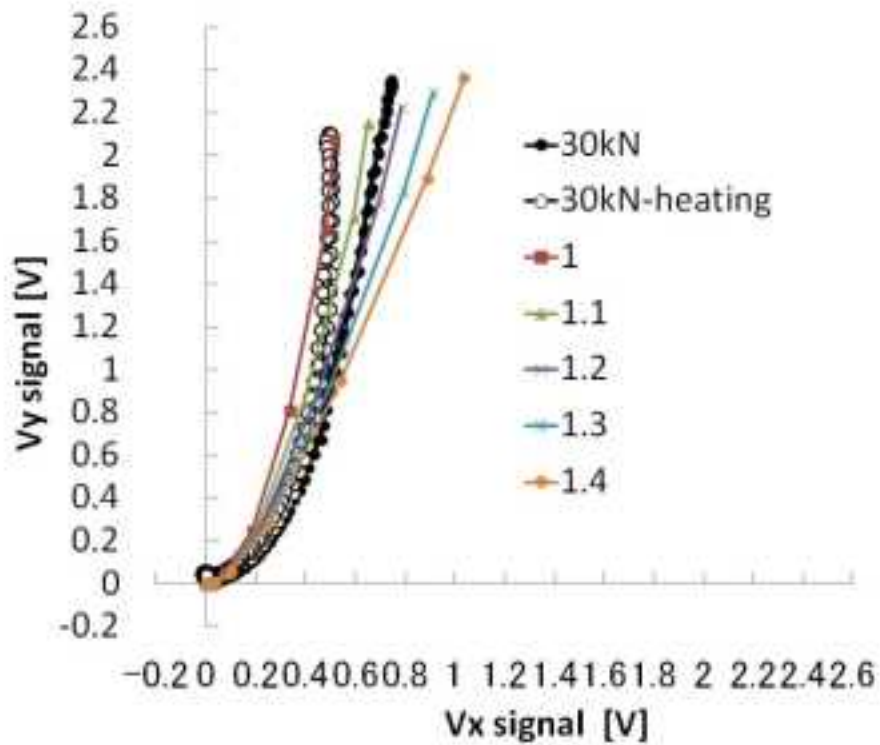


図 3. 2. 3-107 最大荷重 30kN の磁性層の透磁率変化の解析結果

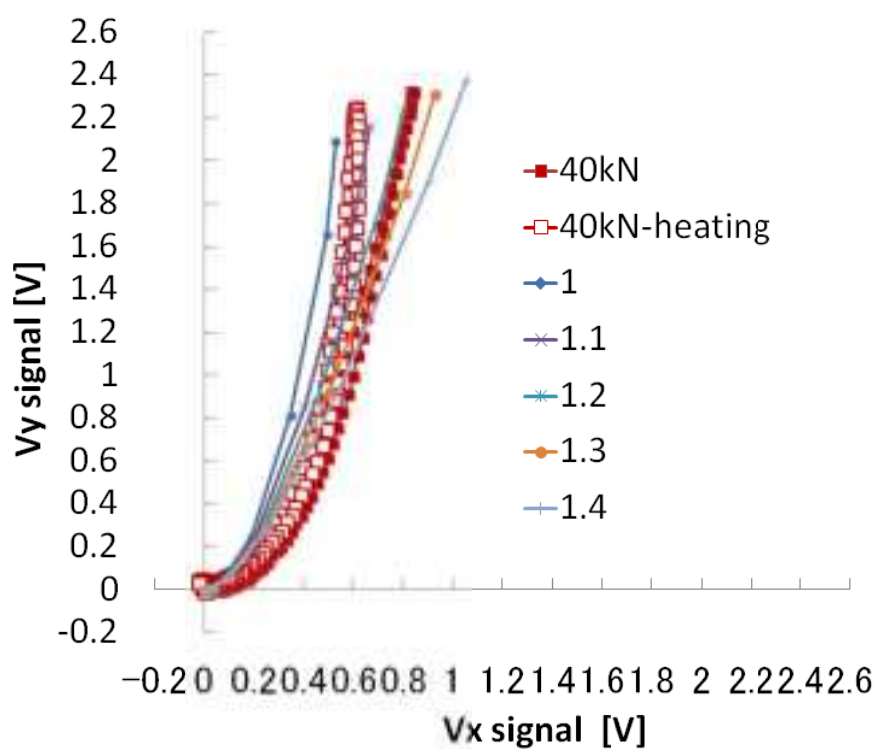


図 3. 2. 3-108 最大荷重 40kN の磁性層の透磁率変化の解析結果

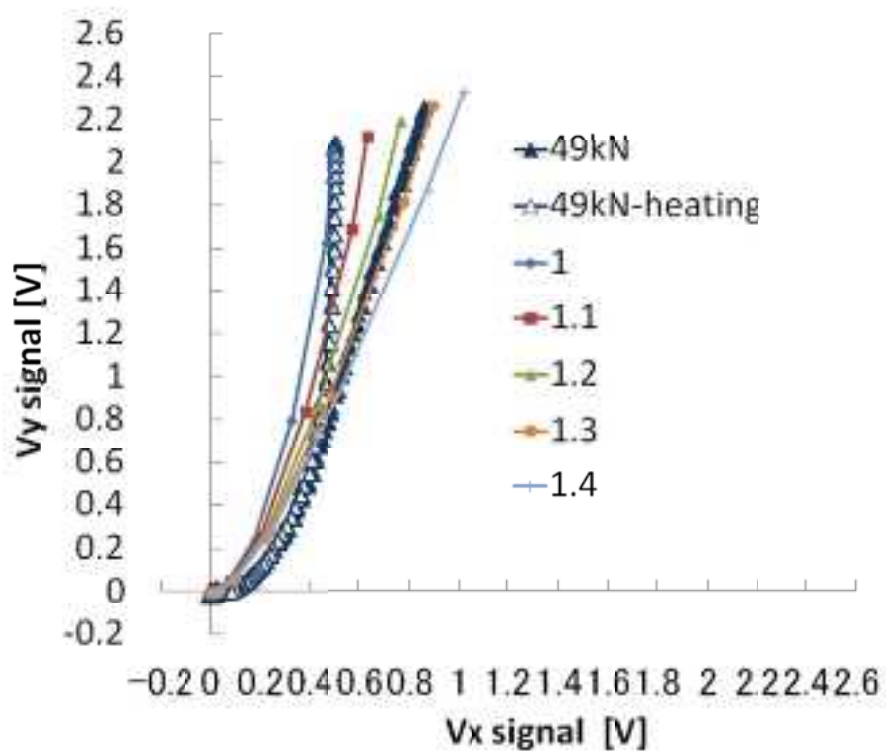


図 3. 2. 3-109 最大荷重 49kN の磁性層の透磁率変化の解析結果



#### ④ 閉口圧のサイジングに対する影響

ここでは、き裂に対して閉口圧を加えき裂面が接触状態にあるときに渦電流探傷信号への影響を検討する。

試験片は前項同様に4点曲げによる疲労試験により作成する。プローブは同様のものを使用し、ECT信号はデータロガーを使用する。図3.2.3-110にプローブの取り付け状態を示す。試験片のき裂の中央でECT信号が最大となる個所にプローブを固定し、プローブの横に歪ゲージを接着して、4点曲げ試験機に設置する。試験片の変形に対して、プローブにリフトオフが出ないようにプローブホルダー内のバネにより均一の力で試験体表面に押しつけるようにしてある。4点曲げ治具の内側支点にき裂を置いた場合にはき裂に対して閉口方向の応力が加わることとなる。内側支点間隔を55mm、外側支点間隔を125mmとし、荷重制御で0kNから45kNまでを徐々に荷重を増加させてき裂の渦電流信号のピークを測定する。このとき閉口圧は圧縮ひずみとしてひずみゲージにて記録する。

図3.2.3-111に最大荷重49kNで作成した試験片に閉口圧を加えたときのECT信号のピーク値の変化を示す。また、図3.2.3-112に最大荷重40kNの試験片の結果を示す。図中の白抜き○は試験前にき裂長さ方向の中央をスキャンしたECT信号であり、黒丸は閉口圧を加えたときのECT信号のピーク値の変化を示している。最大荷重49kNと40kNの両者ともに閉口圧に対してECTのピークが減少している。これは、図3.2.3-113で示すように、き裂内部の導電率を変化させた数値解析から、き裂破面の接触が原因と考えられる。

一方で最大荷重40kNの試験片のECT信号振幅の減少が最大荷重49kNのものより激しい。これは、図3.2.3-103の断面観察で分かるように、最大荷重が小さいとき裂の開口の幅が狭くなっていることから、低い応力で破面が接触し易いと考えられる。また、図3.2.3-114と図3.2.3-115が示す圧縮ひずみと信号振幅の関係から、49kN試験片は圧縮ひずみが1000 $\mu\text{m}/\text{m}$ を超えたあたりからECT信号の振幅ピークが低下しているのに対して、40kN試験片は200 $\mu\text{m}/\text{m}$ 程度から低下が始まっている。このことから、き裂導入時の最大荷重が小さいき裂(き裂の幅が狭い)ほど閉口応力により破面接触が容易に発生しECT信号に影響を及ぼすと考える。

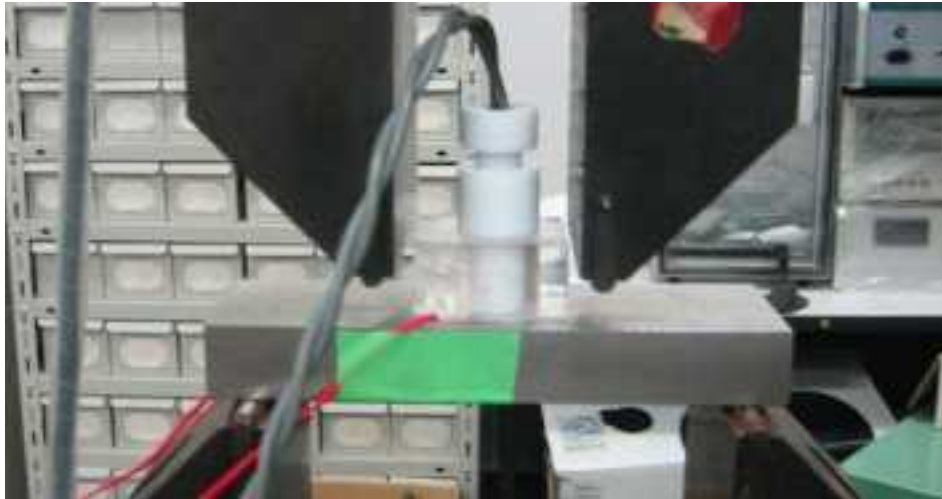


図 3.2.3-110 プローブの取付け状態

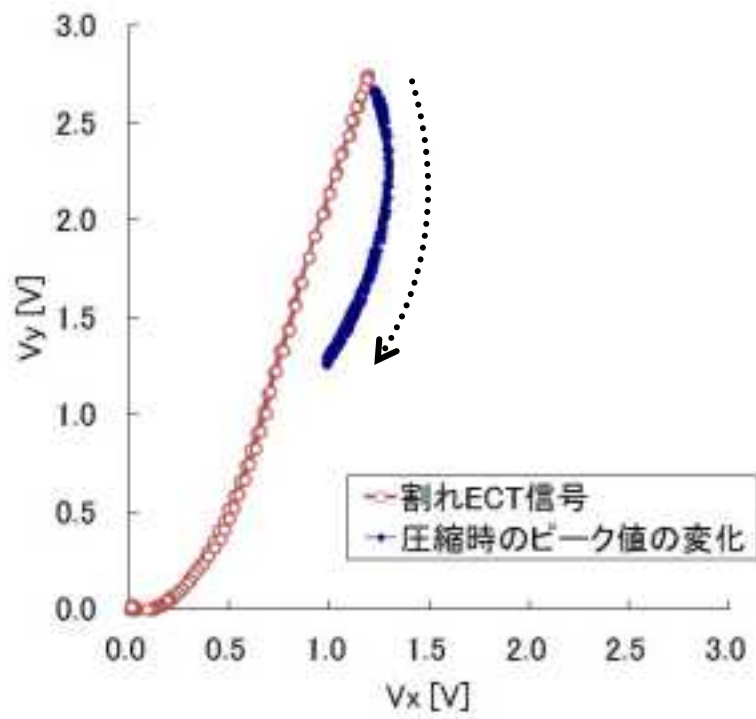


図 3.2.3-111 閉口圧による ECT 信号変化 (最大荷重 49kN 試験片)

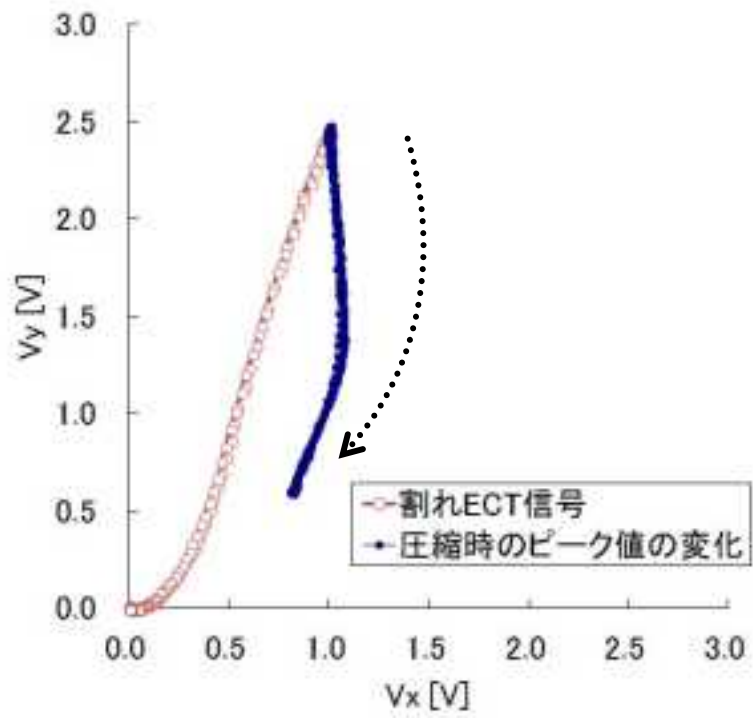


図 3. 2. 3-112 閉口圧による ECT 信号変化 (最大荷重 40kN 試験片)

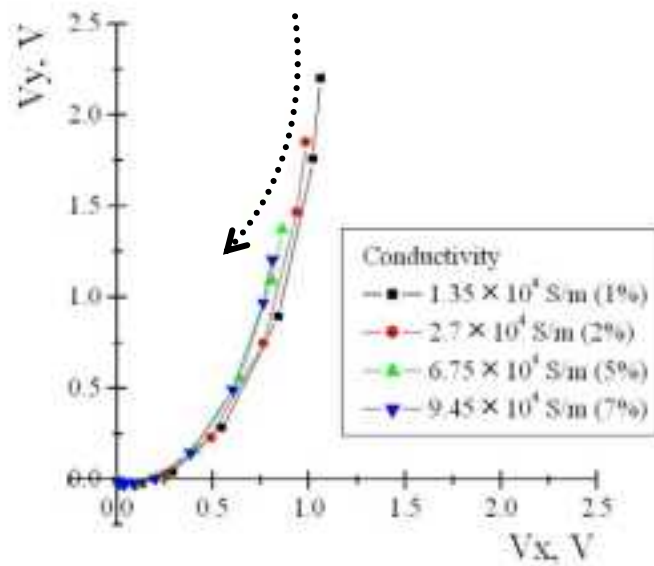


図 3. 2. 3-113 導電率変化での数値解析結果

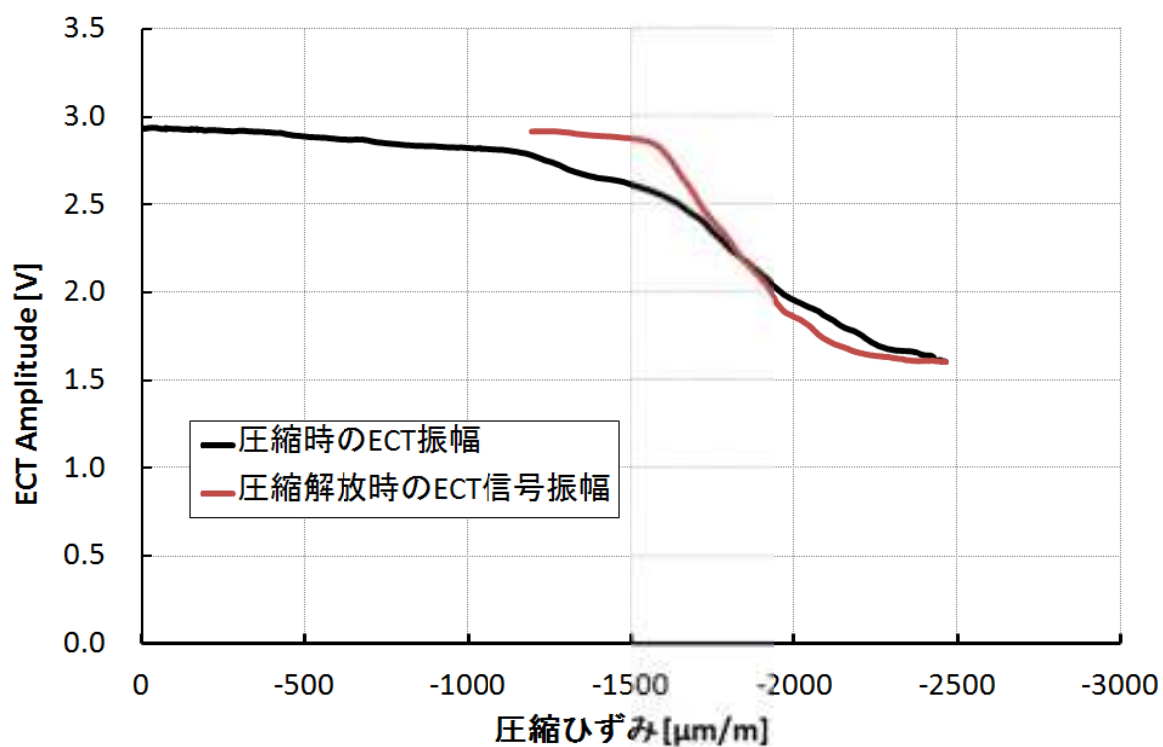


図 3. 2. 3-114 閉口圧による圧縮ひずみと ECT 信号振幅 (最大荷重 49kN 試験片)

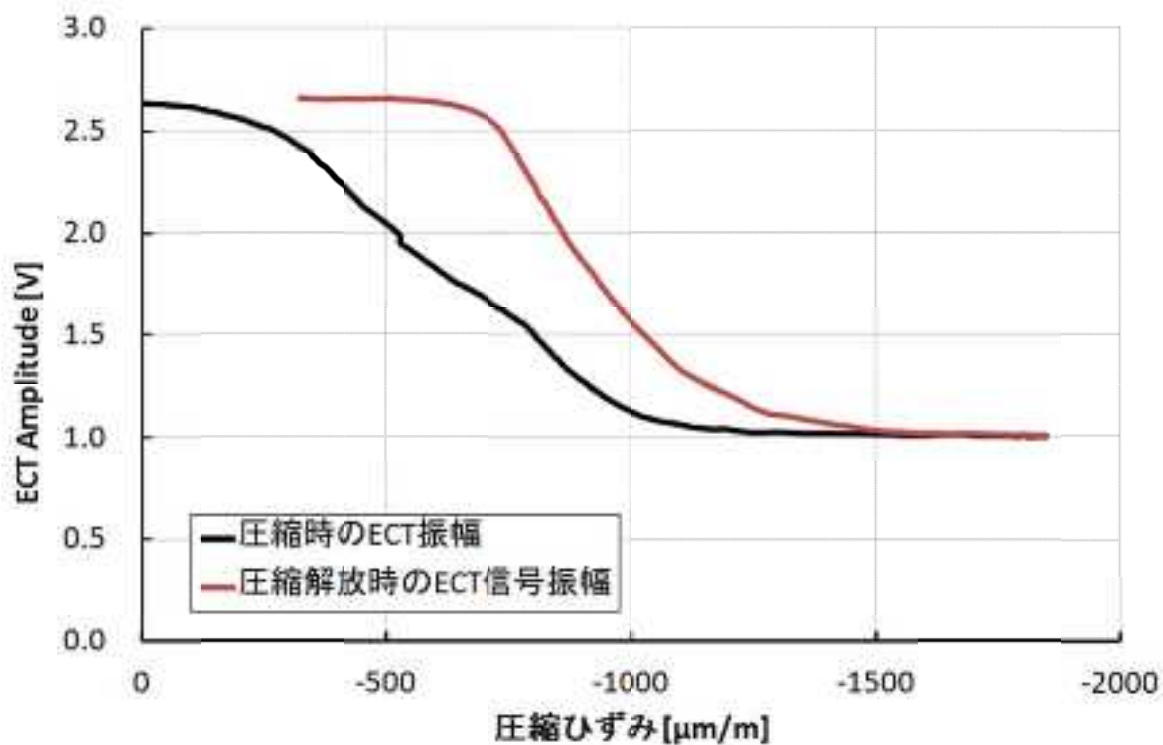


図 3. 2. 3-115 閉口圧による圧縮ひずみと ECT 信号振幅 (最大荷重 40kN 試験片)

③ き裂検出後の加工（表面研削等）の影響

本試験での疲労割れ試験片の作成において、き裂導入後に凸部をフライスにて切削加工した後の ECT 信号の位相と振幅に大きな変化が生じたことから、その影響因子を検討した。

表 3.2.3-20 に疲労試験の条件と渦電流探傷による検出信号の最大振幅と最大振幅での位相角の結果を示す。図 3.2.3-116 に  $V_x \cdot V_y$  平面の信号変化を示す。深さ 1mm の校正信号が  $90^\circ$  であるのに対して、疲労割れ試験片のき裂信号の位相が  $29.2 \sim 66.7^\circ$  と位相が時計回りに回転している。また、図 3.2.3-117 に示される H24 年度の測定結果に対しても位相角が回転していることが分かる。

位相の違いの影響因子として下記が考えられる。

- a) 材料の違いによる透磁率、導電率の変化
- b) き裂周りの磁性の影響
- c) 試験片とノッチ形状の違い
- d) き裂の閉口

これらについて検討する。

表 3.2.3-20 疲労試験条件と検出信号

| Load (kN) | Cycle Number | Stress ratio | Amplitude | Phase |
|-----------|--------------|--------------|-----------|-------|
| 49kN      | 49,500       | 0.1          | 0.52      | 57.4  |
| 49kN      | 59,000       | 0.1          | 1.23      | 47.2  |
| 49kN      | 70,000       | 0.1          | 1.45      | 49.2  |
| 49kN      | 82,000       | 0.1          | 1.95      | 58.6  |
| 49kN      | 90,000       | 0.1          | 2.99      | 66.7  |
| 40kN      | 93,500       | 0.1          | 0.498     | 29.2  |
| 40kN      | 110,000      | 0.1          | 0.656     | 59.6  |
| 40kN      | 135,000      | 0.1          | 1.75      | 52.2  |
| 40kN      | 140,000      | 0.1          | 2.59      | 65.9  |
| 40kN      | 155,000      | 0.1          | 0.82      | 29.9  |
| 30kN      | 265,000      | 0.1          | 0.866     | 57.6  |
| 30kN      | 350,000      | 0.1          | 1.47      | 42.5  |
| 30kN      | 420,000      | 0.1          | 1.61      | 51.9  |
| 30kN      | 500,000      | 0.1          | 1.46      | 57.6  |
| 20kN      | 1,750,000    | 0.1          | 0.43      | 31.2  |
| 20kN      | 2,000,000    | 0.1          | 2.11      | 63.5  |

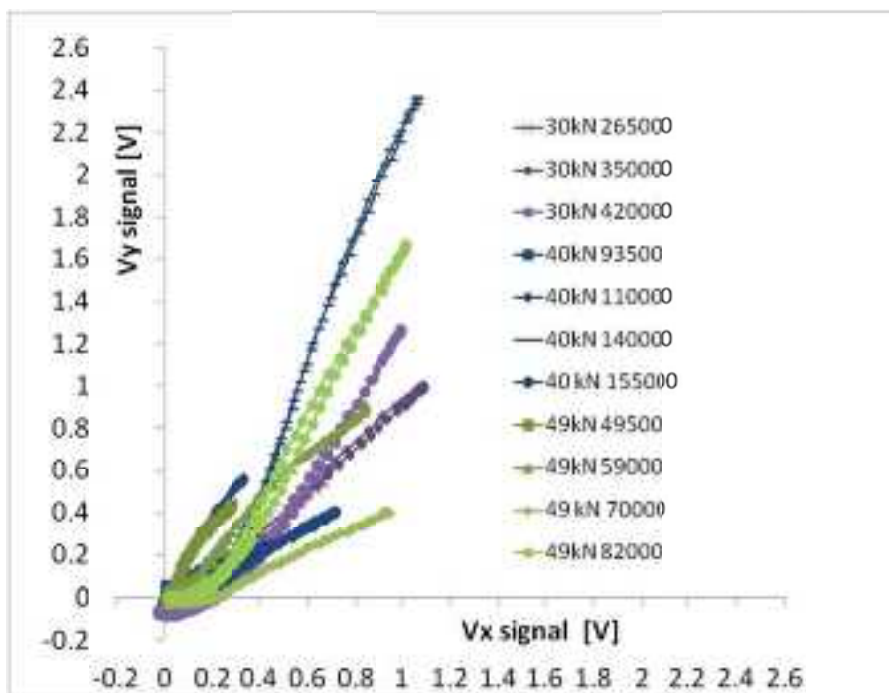


図 3.2.3-116 疲労試験によるき裂の検出信号

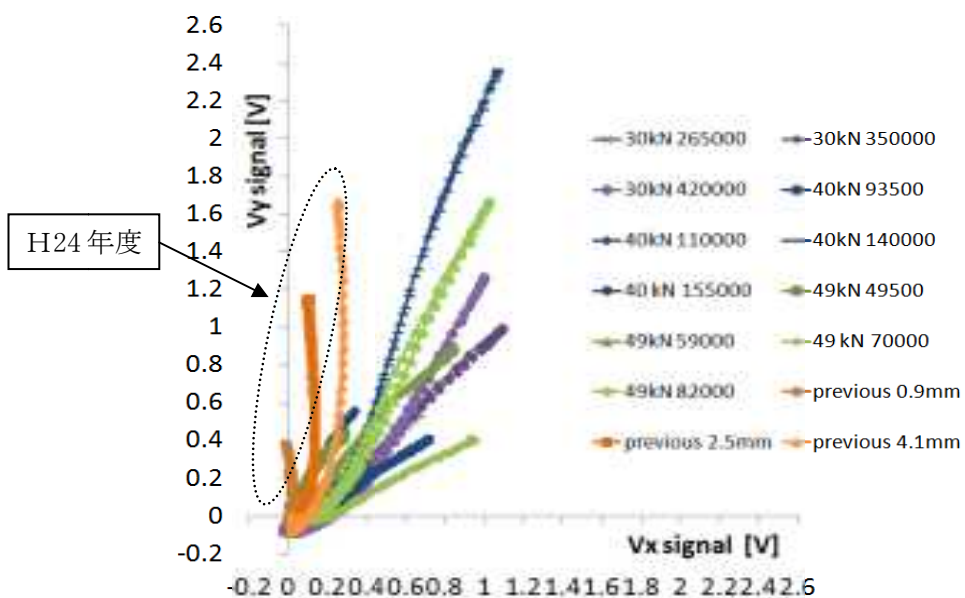


図 3.2.3-117 H24年度の疲労割れによるき裂信号との比較



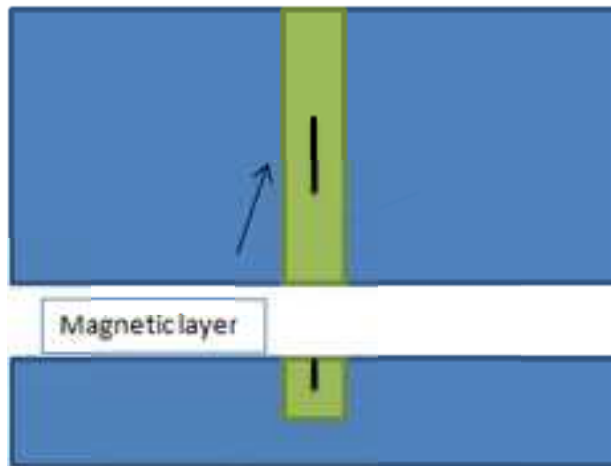


図 3. 2. 3-119 数値解析の磁性層

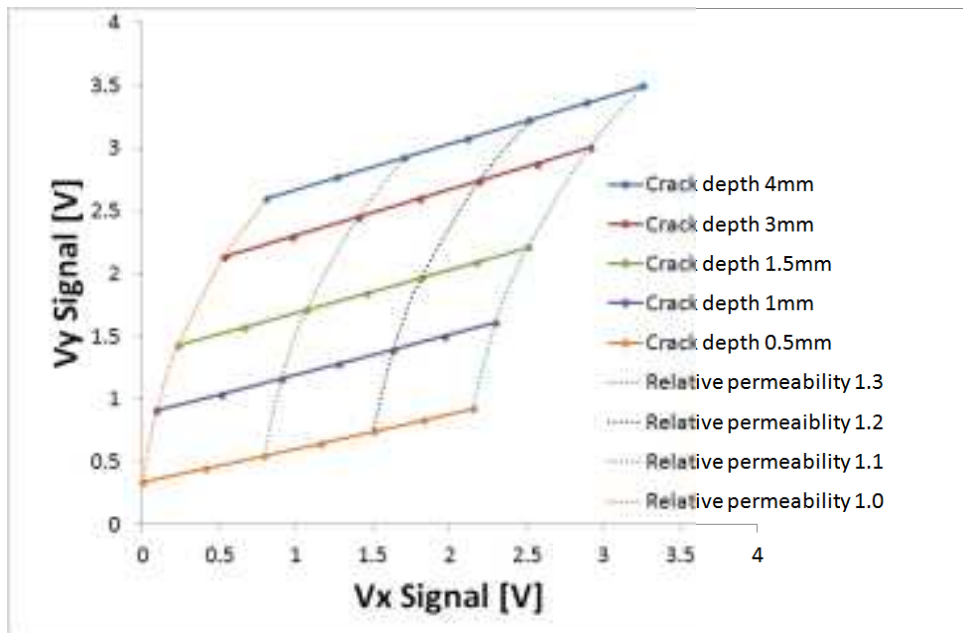


図 3. 2. 3-120 磁性層を与えた数値解析結果



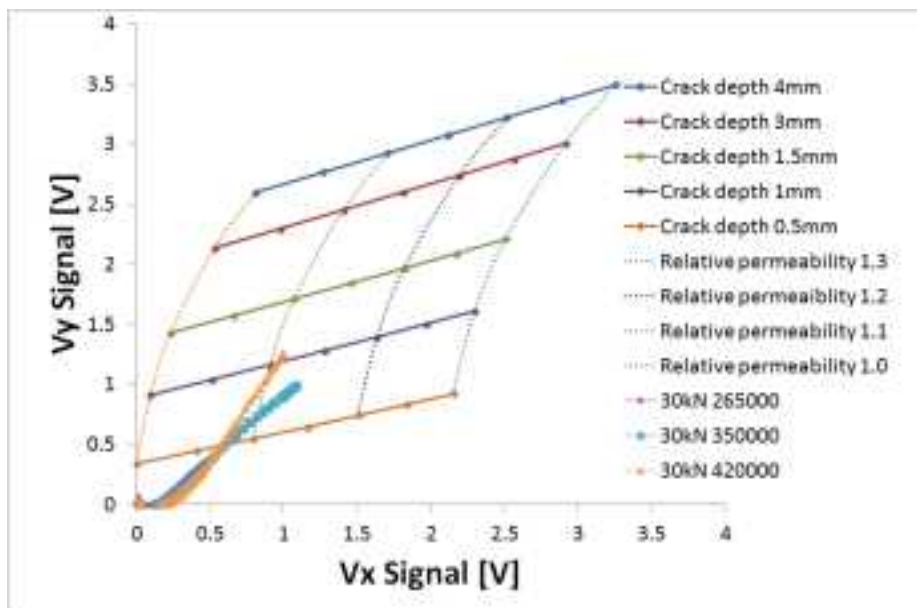


図 3.2.3-121 数値解析結果と検出信号との比較

c) ノッチ形状の違い

表 3.2.3-21 に H24 年度の疲労割れ試験片の作成と本研究での試験片の作製工程の違いを示す。図 3.2.3-122 は H24 年度の疲労試験の試験片へ加工したノッチ形状である。ノッチの違いの影響を評価するため、このノッチと同じ形状を今回の材料の平板に加工し疲労試験によりき裂を導入して、今回の検出信号と比較を行った。試験片は凸部のない平板として、長さが 148mm、幅 50mm、厚さが 20mm で試験片中央に図 3.2.3-122 の形状のノッチが加工されている。疲労試験の条件は最大荷重 49kN で応力比が 0.1 である。ノッチがついたまま渦電流探傷を行い、検出信号が 2[V]程度になるまで振動を加え、振動回数は 260,000 回となった。

図 3.2.3-123 に渦電流の測定結果を示す。疲労試験前のノッチ中央での渦電流信号は最大振幅が 0.3[V]で位相が  $94^\circ$  であった。疲労試験 260,000 回でノッチがついたままの位相は  $80.6^\circ$  で最大振幅が 1.9[V]ある。ノッチ形状の違いによる影響は見られなかった。

しかし、疲労試験後にノッチ除去のため表面を 0.6mm 切削した後の信号は振幅が 0.95[V]と低下して、位相が  $53.7^\circ$  に変化している。H24 年度の試験片はフライス加工後に再度亀裂を進展させていて、本試験はフライス加工のみである。このことから、ノッチを除去する際のフライス加工が原因で ECT 信号が変化したと考えられる。

表 3.2.3-21 H24 年度試験片との試験内容の比較

|         | H24 年度試験片  | 本研究試験片                                 |
|---------|--|--|
| 試験片形状   | 平板   | 凸型                                     |
| 大きさ     | 長さ 270mm 幅 75mm 厚さ 20mm                                  | 長さ 148mm 幅 50mm 厚さ 30mm                |
| ノッチ形状   | 深さ 0.5mm<br>角度 60° R37.5mm 半円形<br>長さ 約 12mm<br>幅 約 0.6mm | 深さ 5mm<br>角度 60°<br>長さ 20mm<br>幅 約 5.8 |
| 内側支点間隔  | 50mm   | 40mm                                   |
| 外側支点間隔  | 200mm  | 120mm                                  |
| 最大荷重    | 45kN   | 49、40、30、20kN                          |
| 応力比     | 0.1  | 0.1                                    |
| ノッチ部の除去 | 表面を切削加工  | 凸部を切削加工                                |
| 備考      | ノッチ除去後に再び疲労試験を行いき裂を伸展させている。                              |  |

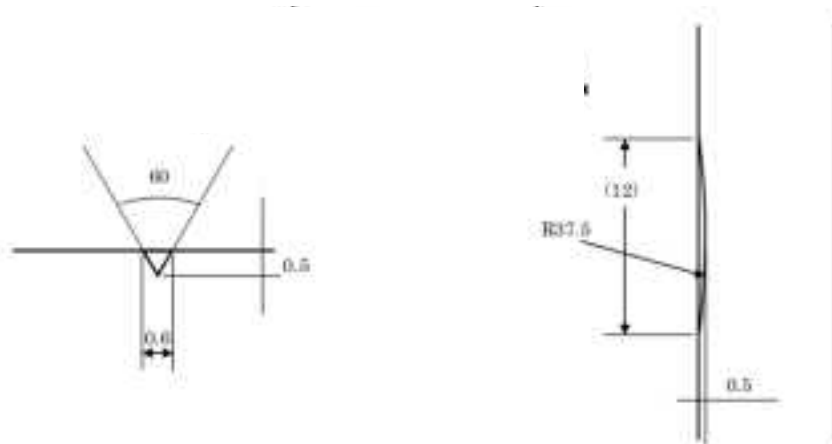


図 3.2.3-122 H24 年度の疲労割れ導入のためのノッチ形状

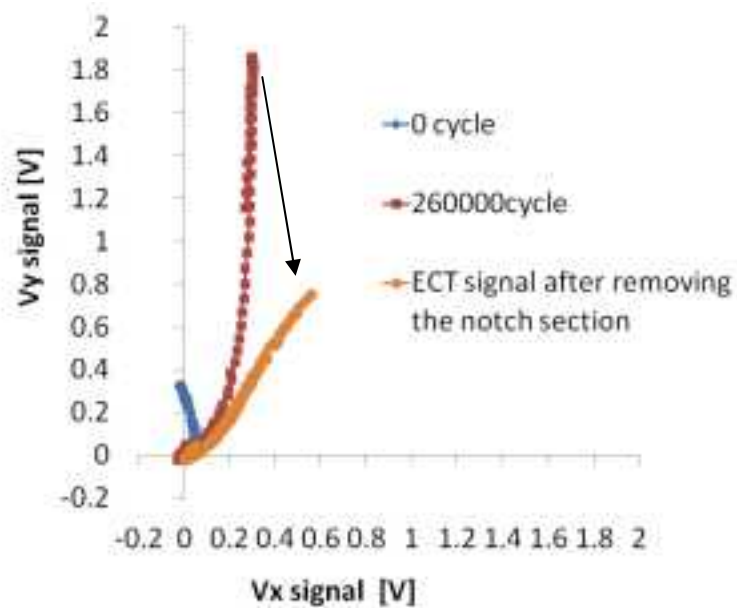


図 3. 2. 3-123 H24 年度のノッチ形状によるき裂信号

d) フライス切削加工によるき裂封口

図 3. 2. 3-124 に本試験の試験片のき裂中央の断面写真と H24 年度の試験片の断面写真を示す。図 3. 2. 3-124-(a) の本研究で導入した疲労割れはき裂の開口幅が狭いのに対して、図 3. 2. 3-124-(b) の H24 年度の疲労割れのき裂は明確に開口していることが分かる。

H24 年度の試験片の作製において、ノッチ除去後に再び疲労試験をしていることから、前項 c) のノッチ除去した試験片に対して再び疲労試験を追加した。このとき最大荷重を 49kN で応力比を 0.5、振動回数は 1,000 回とした。図 3. 2. 3-125 にその渦電流測定結果を示す。ノッチ除去後の最大振幅が 0.95V、位相が 53.7° に対して、追加振動試験後の最大振幅が 1.36V 位相が 68.4° となり振幅の増加と位相が反時計回りに回転して、校正信号の位相角に近づく傾向が認められた。図 3. 2. 3-126 にノッチ除去後の表面観察の写真と図 3. 2. 3-127 に追加疲労試験を行った後の表面観察の写真を示す。追加試験前の試験片表面でのき裂の状態はフライス加工によりき裂が塞がりき裂が封口した状態であり、追加疲労試験後は明らかにき裂が開いたのが確認できる。

き裂信号の振幅低下と位相の変化は、試験体表面での破面の接触が原因と考えられる。

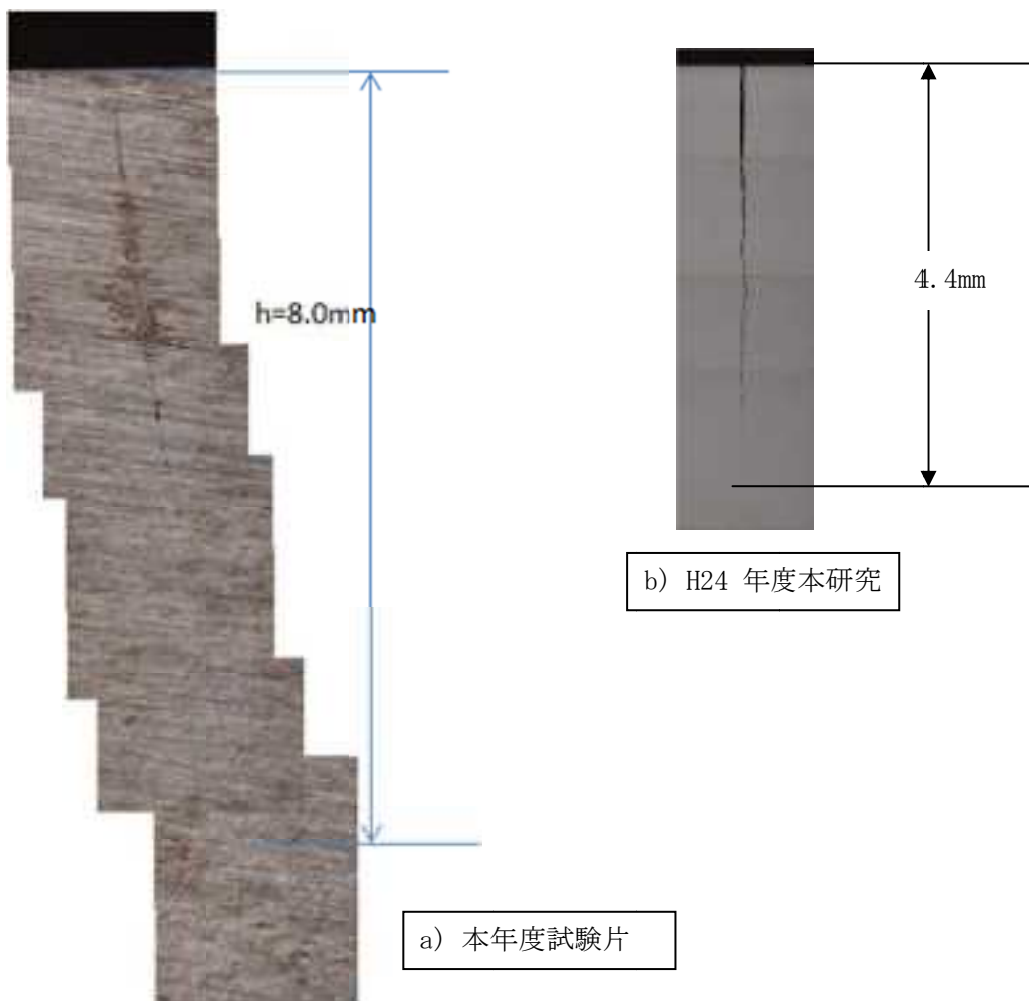


図 3. 2. 3-124 疲労き裂断面観察比較

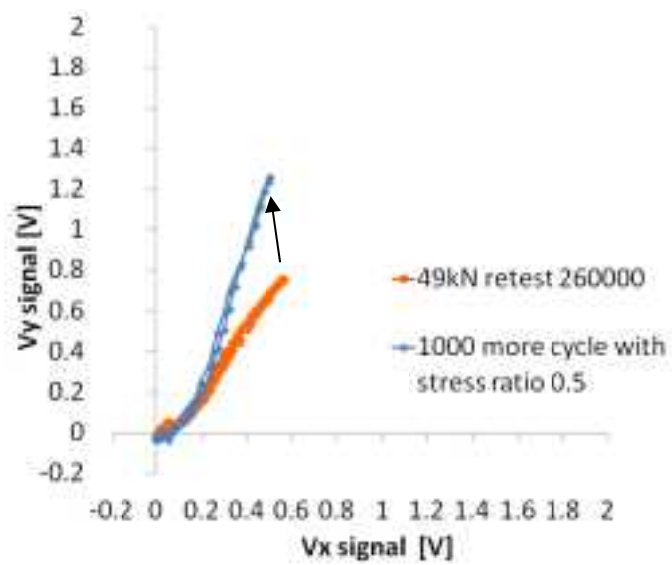


図 3. 2. 3-125 追加疲労試験前後の検出信号の比較



図 3. 2. 3-126 追加試験前の表面観察画像

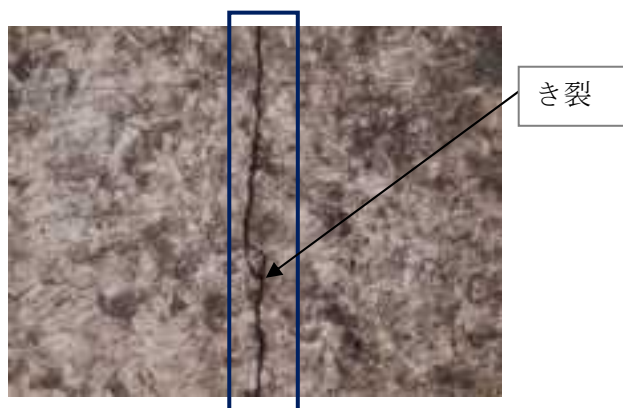


図 3. 2. 3-127 追加疲労試験後の表面観察画像

e) き裂封口に対する数値解析

図 3. 2. 3-124-(a) の断面観察により、き裂が表面付近で封口し接触している可能性があると思われることから、き裂の表面付近に導電率を与えて数値解析を行う。

数値解析するき裂の幅を 0.04mm、長さを 4mm、材料 SUS316 の比透磁率を 1、試験片の導電率を  $1.35 \times 10^6$  とし、き裂表面から深さ方向に、0、0.25、0.5mm の範囲でき裂内に材料と同じ透磁率と導電率を与えて計算する。

図 3. 2. 3-128 に数値解析により得られた検出信号と表 3. 2. 3-22 に最大振幅とその位相を示す。図 3. 2. 3-128 により表面近傍に導電率を与えると検出信号の振幅が低下し、位相が変化することを確認した。図 3. 2. 3-129 に最大荷重 30kN で振動数 420,000 回の試験片の検出信号と数値解析による信号を示す。この試験片は渦電流探傷試験の後に破壊試験による深さ評価によって深さが 8mm であった。数値解析ではき裂の幅を 0.04mm、深さを 8.0mm とし表面から 0.1、0.2、0.4mm の深さで導電率を与えている。この結果から、き裂表面から 0.1mm 程度の範囲でき裂が封口して破面が接触している可能性が示された。

d) まとめ

疲労割れ試験片の作成において、き裂導入後に凸部をフライスにて切削加工した後の ECT 信号の位相と振幅に大きな変化が生じたことから、その影響因子を検討した。その結果、フライス加工の表面切削でき裂の表面近傍でき裂が封口してしまうことで、ECT 信号に影響を与えたと考えられる。このことから、原子力配管設備などで補修のためにグラインダーによる表面仕上げを行った場合に、表面近傍においてき裂が封口してしまい ECT 信号が低下する恐れがある。

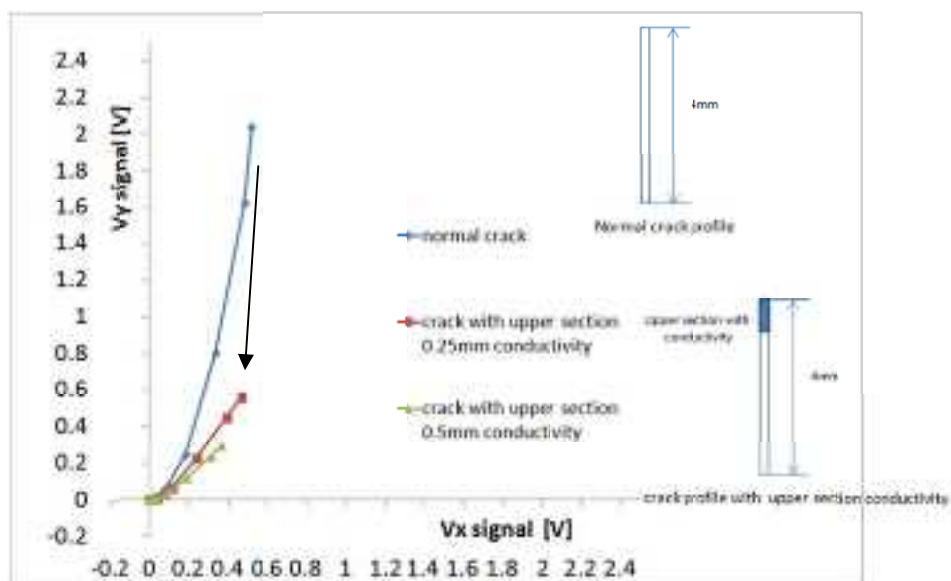


図 3. 2. 3-128 き裂面接触の数値解析結果

表 3. 2. 3-22 破面接触の数値解析結果

| き裂接触の範囲 [mm] | 最大振幅 [V] | 最大振幅での位相 [°] |
|--------------|----------|--------------|
| 0            | 2.1      | 75.7         |
| 0.25         | 0.72     | 50.3         |
| 0.5          | 0.46     | 39.0         |

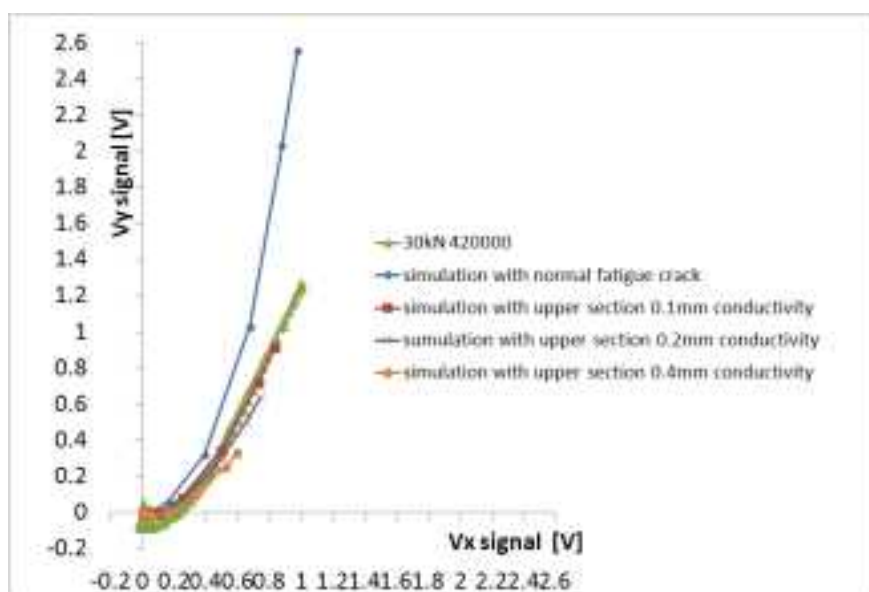


図 3.2.3-129 破面接触の数値解析と検出信号の比較

表 3.2.3-23 破面接触の数値解析と検出信号

| き裂接触の範囲 [mm]        | 最大振幅 [V] | 最大振幅での位相 [°] |
|---------------------|----------|--------------|
| 数値解析 0.0            | 2.7      | 69.2         |
| 数値解析 0.1            | 1.2      | 47.7         |
| 数値解析 0.2            | 1.0      | 34.8         |
| 数値解析 0.4            | 0.7      | 29.4         |
| 30kHz 420,000 回き裂信号 | 1.61     | 51.9         |

#### ④まとめ

本項の目的は電磁非破壊検査におけるきず信号に対する影響因子を明確化し、その度合及び影響度を明らかとすることで、きず評価における情報基盤を構築し、原子力プラントのシステム安全性評価の高度化に貢献することである。

そのために、疲労割れにおけるき裂面のマルテンサイト相、き裂閉口圧、表面加工（き裂の封口）等が渦電流探傷信号に与える影響を関連する因子と併せて総合的に評価した。

1) 応力拡大係数とマルテンサイト相のサイジングに対する影響との関係に関しては、き裂導入時の応力により加工誘起マルテンサイトが発生してき裂周辺に磁性が表れることから、最大荷重を変化させ応力拡大係数の違う試験体を用意してその影響を評価した。4点曲げ疲労試験と数値解析により、最大荷重が大きくなると磁性層の比透磁率が大きくなることが分かった。ECT 信号への影響は信号振幅で 10%程度、位相の傾きで 5° 程度ある。

2) 閉口圧のサイジングに対する影響に関してはき裂に対して閉口圧を加えき裂面が接触状態にあるときに渦電流探傷信号への影響を検討した。閉口圧に対してき裂破面の接触が原因と考えられる ECT のピークの低下を確認した。また、最大荷重が小さいき裂ほど小さい応力で閉口することを確認した。このことから、最大荷重が小さいき裂(き裂の開口幅が小さい)ほど閉口応力により破面接触が発生し易く ECT 信号により大きな影響を及ぼすことが分かった。

3) き裂検出後の加工(表面研削)の影響に関しては、き裂導入後に凸部をフライスにて切削加工した後の ECT 信号の位相と振幅に大きな変化が生じたことから、その影響因子を検討した。その結果、フライス加工の表面切削でき裂の表面近傍でき裂が封口してしまうことで、ECT 信号に影響を与えたと考えられる。このことから、原子力配管設備などで補修のためにグラインダーなどによる表面仕上げを行った場合に、表面近傍においてき裂が封口してしまい ECT 信号が低下することが考えられる。



### (3) 非破壊検査性能を見極めるための国内外動向調査

#### 1) 国際ラウンドロビン試験 PARENT への参加と情報収集

米国 NRC (Nuclear Regulatory Commission) が主催するニッケル基合金溶接部の非破壊検査に関する国際協力プログラム PARENT (Program to Assess the Reliability of Emerging Nondestructive Technique) は、Ni 基合金の異材溶接継手部に発生する PWSCC (Primary Water Stress Corrosion Cracking) の、①現行検査技術による検査性能の検証・検査データの拡充と、②開発途上にある新技術による検査性能の把握、更にはこれら検査技術を適用する場合の課題抽出を目的とした国際協力プログラムであり、アメリカ・スウェーデン・フィンランド・スイス・韓国・日本が参加している。

参加各国においては、国内の取り纏め機関が NRC と契約を結び、各国内では検査を実施する機関、あるいは新技術を開発中の研究機関それぞれが、国の取り纏め機関と契約を結び、世界各国の参加機関が提供し回送されてくる試験体に対して行った探傷試験の試験データを提供することで、他の国・他の機関のデータや情報を効率的に共有することができるメリットが有り、現在、世界の 36 機関が参加する予定で進行している。

この PARENT プログラムに国内では 11 機関が参加しているが、そのうち、本事業の「疲労割れ非破壊評価の高信頼化」に携わる 5 機関が世界の検査技術情報の収集の観点から PARENT プログラムに参加し、回送試験体の探傷試験を実施している。

以下に PARENT プログラムの概要、回送試験に使われた試験体、および参加 5 機関の測定試験結果について述べる。

#### (a) 国際ラウンドロビン試験 PARENT の概要

PARENT プログラムは大きく分けて 2 つのカテゴリー、即ち試験体に付与された欠陥の情報を開示せずに現行検査技術を用いて探傷試験を行い、検査技術・試験要領ごとの欠陥検出特性とサイジング精度を評価するブラインド試験と、欠陥の情報を開示した試験体に対して開発途上にある検査技術を用いて探傷試験を行い、この開発技術の有効性を評価・検証するオープン試験に分類される。ブラインド試験は実機プラントでの検査に適用している商用の試験要領と認定された検査員を保有している機関が実施し、オープン試験は大学や研究機関が開発途上の試験技術や試験要領を適用して実施する試験である。

また、PARENT プログラムにおいて試験の対象とする試験体は、PARENT プログラムの開始時に各国参加の議論により採択された、PWSCC による損傷事例が比較的によく且つその金属組織構造や SCC の形態の影響により検査の難易度が高いと言われているノズルとセーフエンドの Ni 基合金異材継手試験体（以下、DMW 試験体と記す／大型の LBDMW と小型の SBDMW がある）と、損傷発生事例が近年報告されている炉底部計装管台異材継手試験体（以下、BMI 試験体と記す）である。更に 1 体のウェルドオーバーレイ試験体も含まれている。

それぞれの試験体は前記のブラインド試験およびオープン試験ごとに、適切な欠陥数と欠陥寸法の分布になるよう分類されている。表 3.2.3-24 にブラインド試験用の試験体分類と試



(b) PARENT への参加機関が探傷試験に用いた試験体

本事業の「疲労割れ非破壊評価の高信頼化」への参加機関はオープン試験体に対して開発途上の探傷技術を適用して、その有効性を確認する試験を実施したが、次項(c)で述べる各参加機関の探傷試験において用いられているオープン試験試験体について、開示されているその形状寸法、欠陥位置・方向・寸法について以下に示す。

a) 異材継手試験体

・ 大口径異材継手試験体 (LBDMW)

P12 : 図3.2.3-131

P23 : 図3.2.3-132

P24 : 図3.2.3-133

P37 : 図3.2.3-134

・ 小口径異材継手試験体 (SBDMW)

P1 : 図3.2.3-135

P4 : 図3.2.3-136

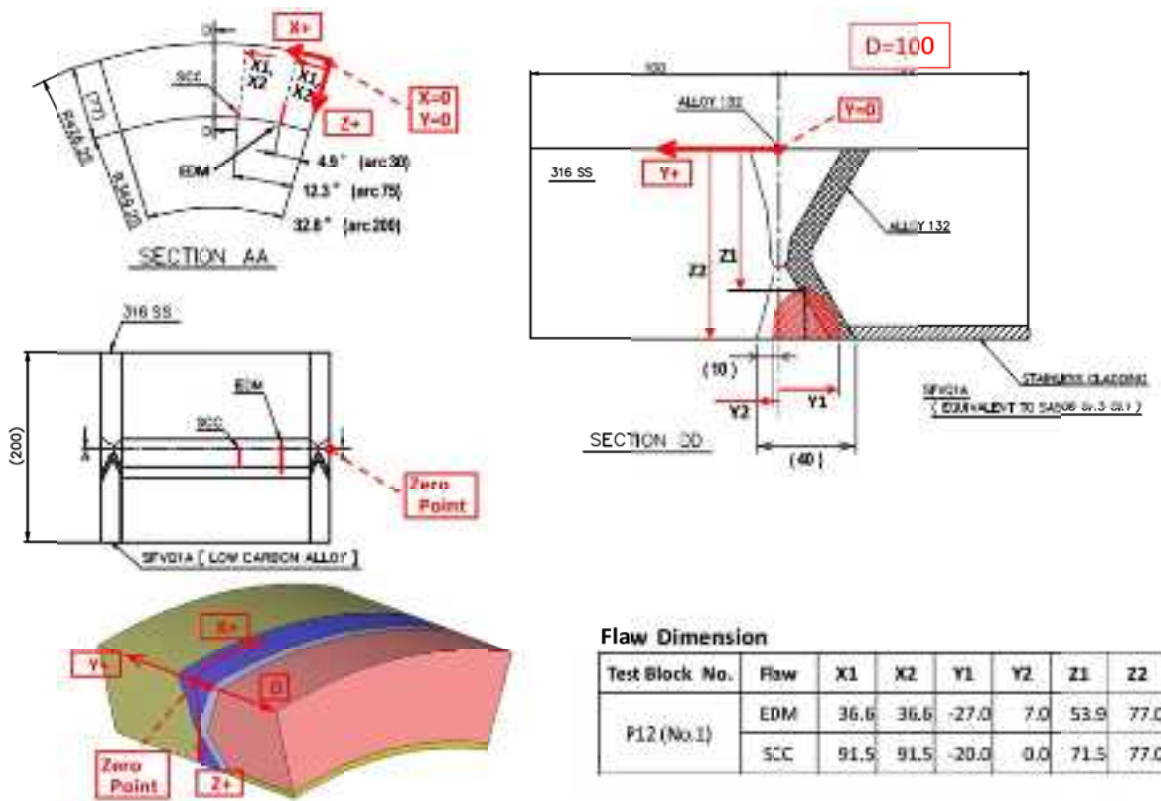
P41 : 図3.2.3-137

P28, P29, P30, P31, P32, P38, P42 : 図3.2.3-138

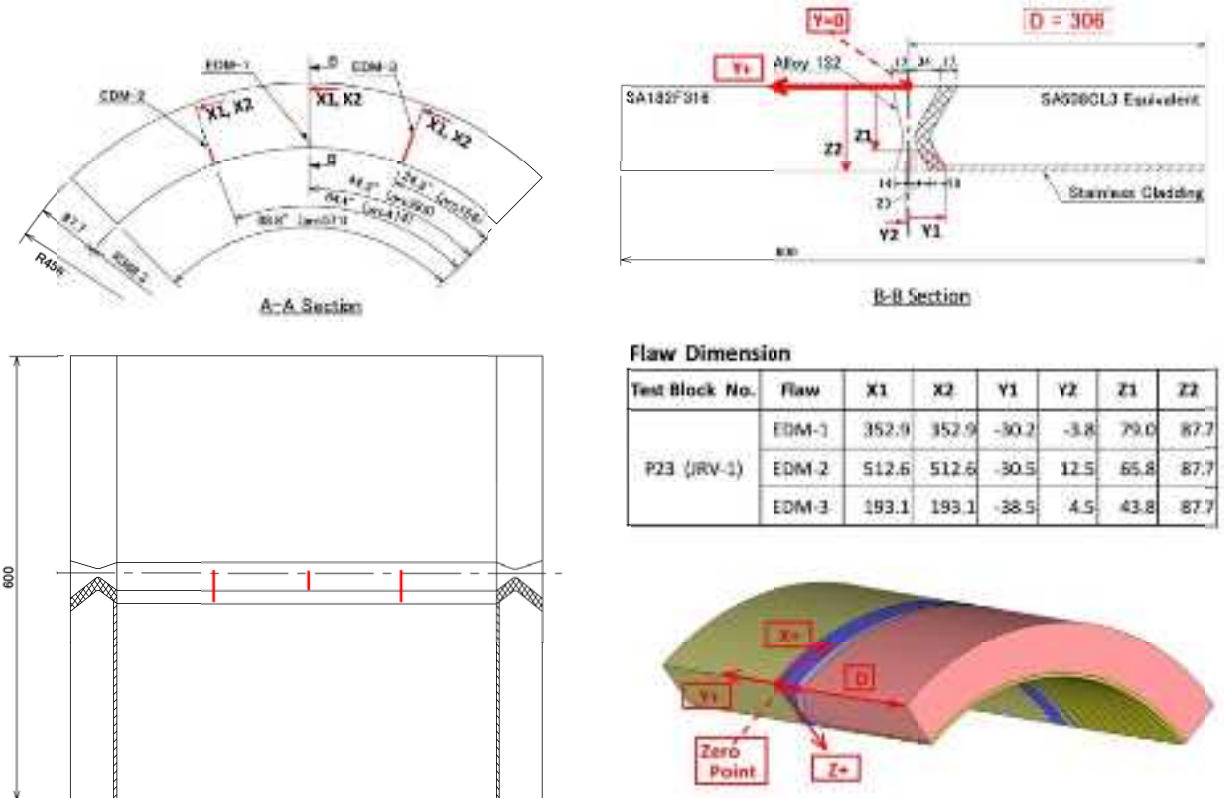
b) BMI 試験体

P5 : 図 3.2.3-139

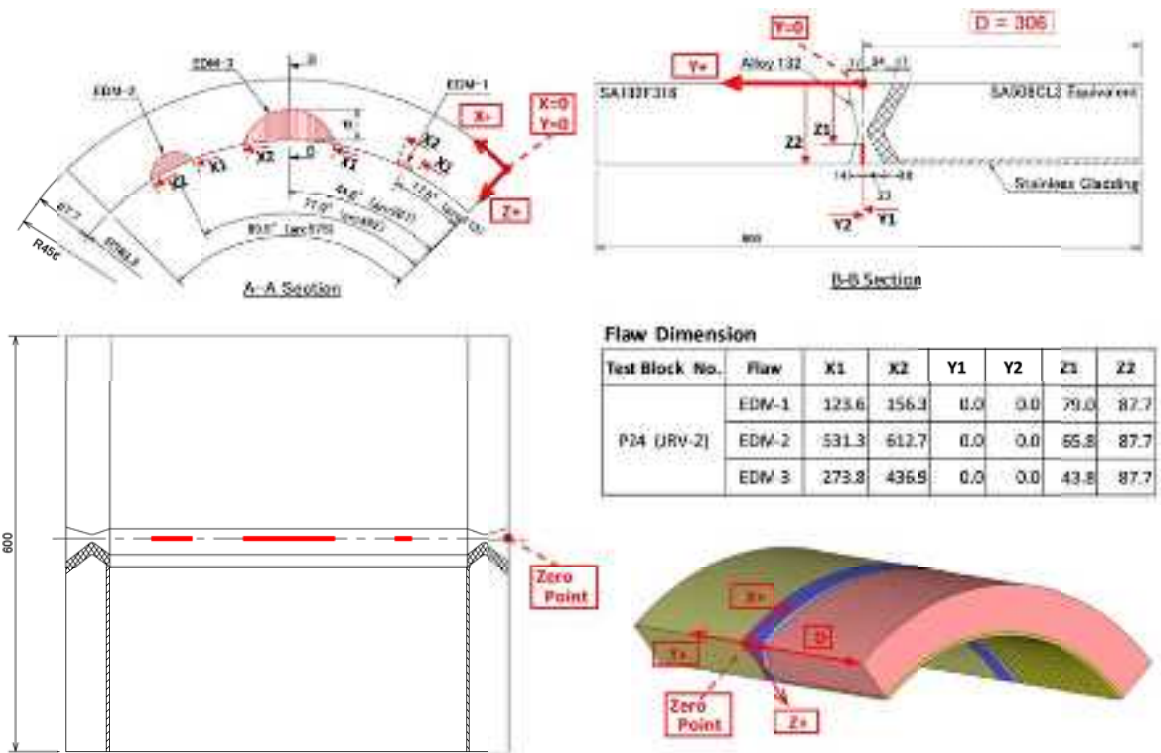
P7 : 図 3.2.3-140



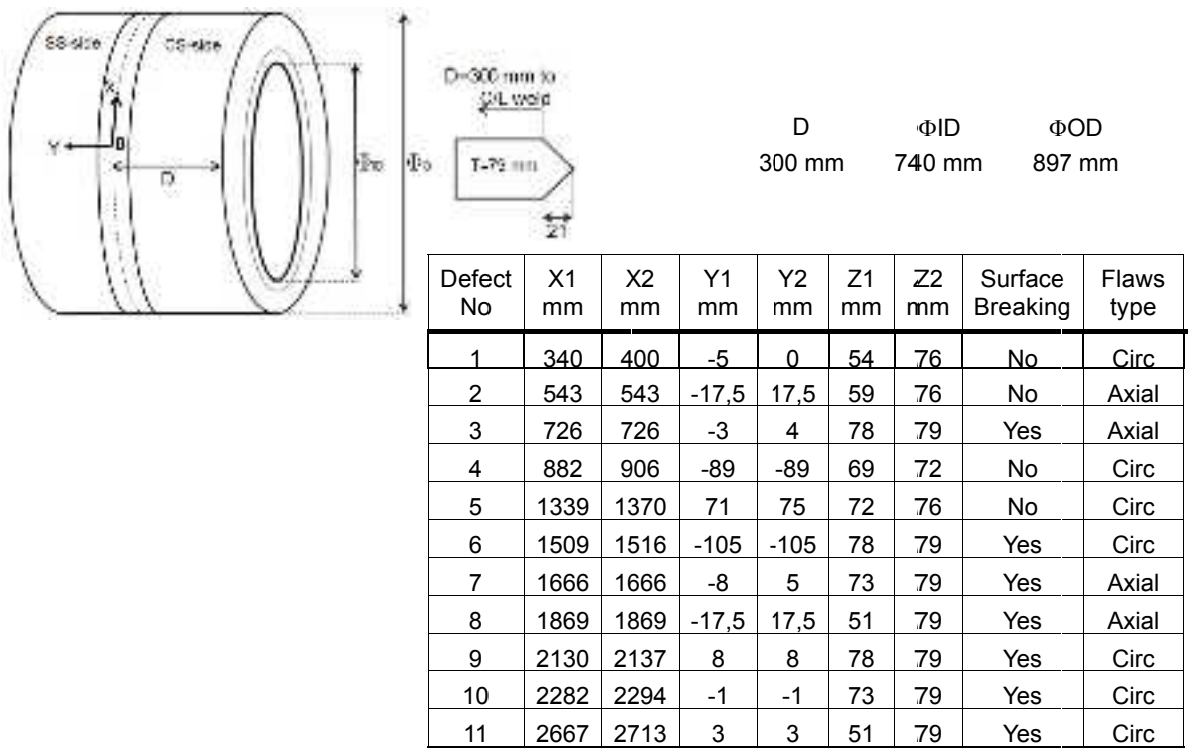
☒ 3.2.3-131 Test block and defect information of P12



☒ 3.2.3-132 Test block and defect information of P23

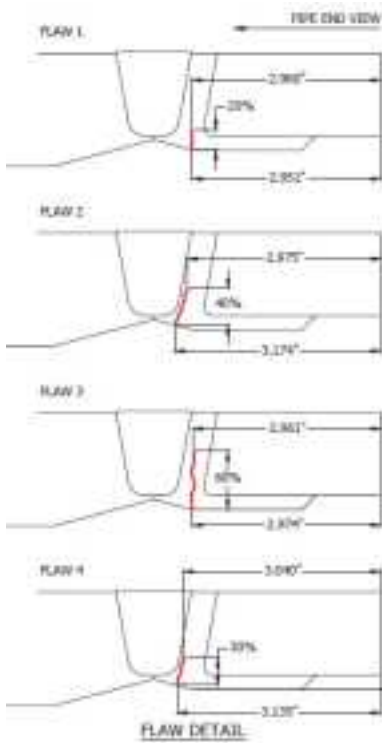
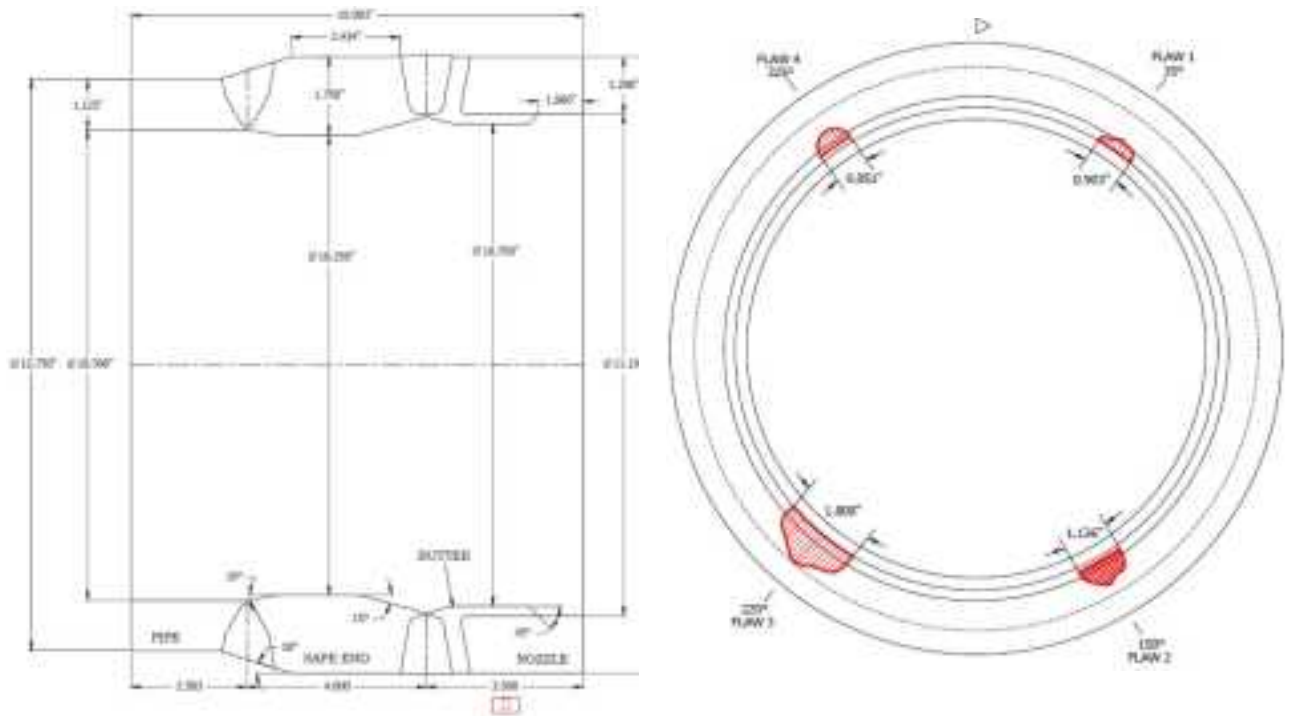


☒ 3.2.3-133 Test block and defect information of P24



All values are measured from pipe outside surface (OD)

☒ 3.2.3-134 Test block and defect information of P37

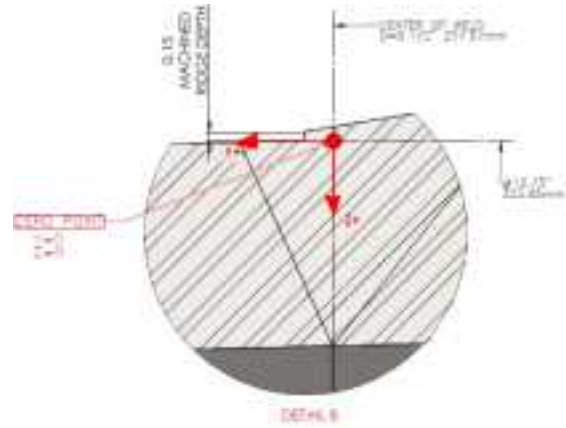
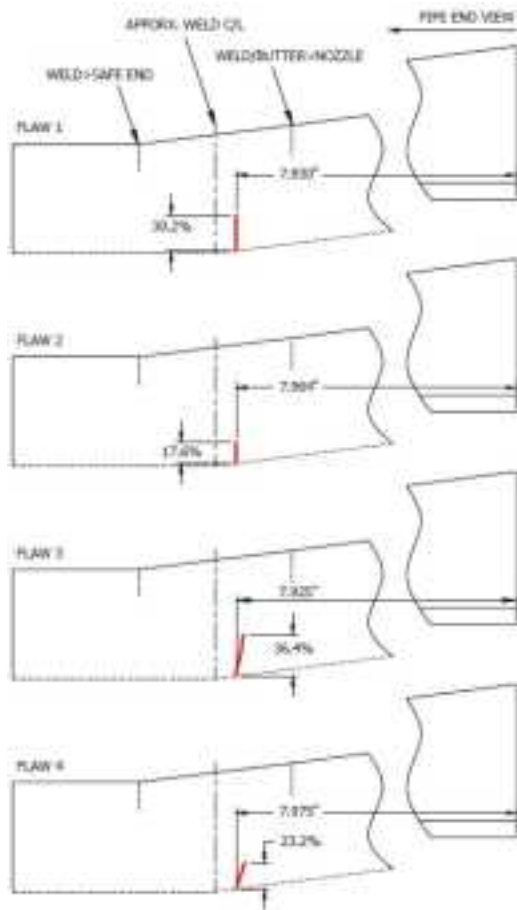
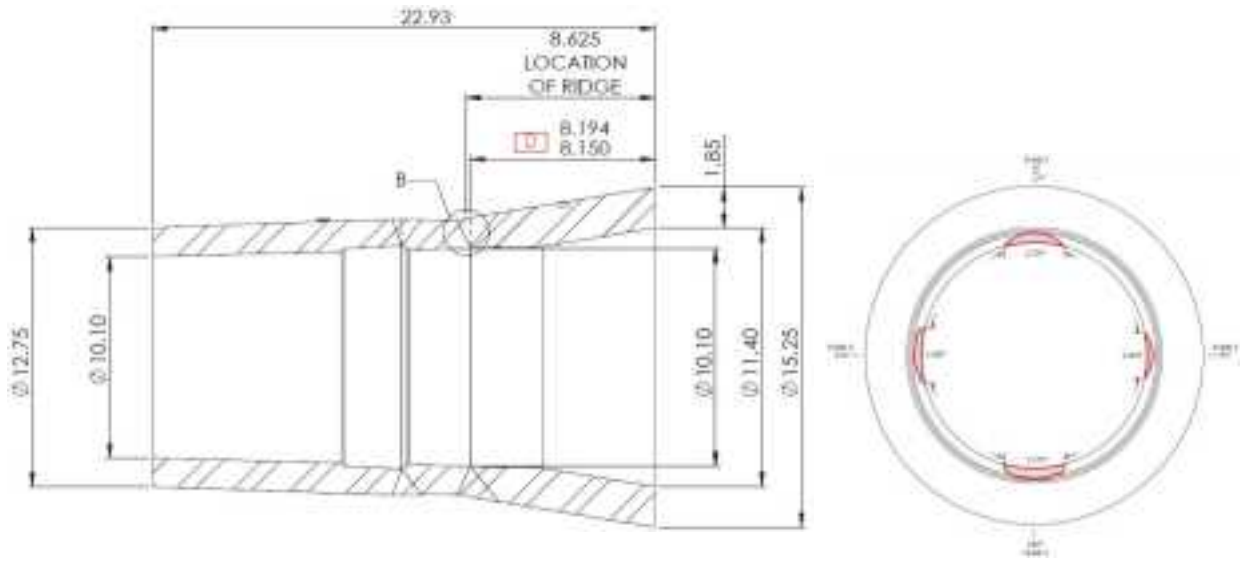


| FLAW # | X1     | X2      | Y1     | Y2     | Z1    | Z2    |
|--------|--------|---------|--------|--------|-------|-------|
| 1      | 91.99  | 121.36  | -13.95 | -13.72 | 30.43 | 38.1  |
| 2      | 438.95 | 475.38  | -13.34 | -8.28  | 21.62 | 36.04 |
| 3      | 640.97 | 700.05  | -13.69 | -13.36 | 15.14 | 38.1  |
| 4      | 976.90 | 1004.16 | -11.68 | -9.27  | 25.2  | 36.04 |

TABLE IS IN mm.

| MATERIAL TABLE   |               |
|------------------|---------------|
| PART             | MATERIAL TYPE |
| NOZZLE           | SAS08 G2 CS   |
| BUTTER           | INCO 182      |
| WELD(NOZZLE->SE) | INCO 182      |
| SAFE END         | 316 SS        |
| WELD(SE->PIPE)   | 309 SS        |
| PIPE             | A321 TP304L   |

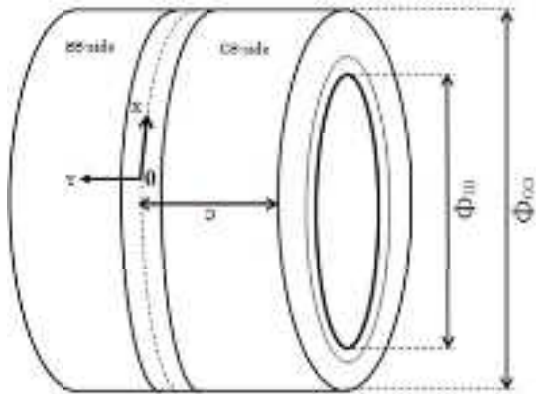
图 3.2.3-135 Test block and defect information of P1



| FLAW # | X1     | X2     | Y1    | Y2    | Z1    | Z2    |
|--------|--------|--------|-------|-------|-------|-------|
| 1      | 44.15  | -44.15 | -6.15 | -6.15 | 22.00 | 33.66 |
| 2      | 222.07 | 286.63 | -5.28 | -5.28 | 26.62 | 33.66 |
| 3      | 463.57 | 553.84 | -8.61 | -6.27 | 19.54 | 33.66 |
| 4      | 726.41 | 799.69 | -7.75 | -5.01 | 24.44 | 33.66 |

TABLE IS IN mm.

图 3.2.3-136 Test block and defect information of P4



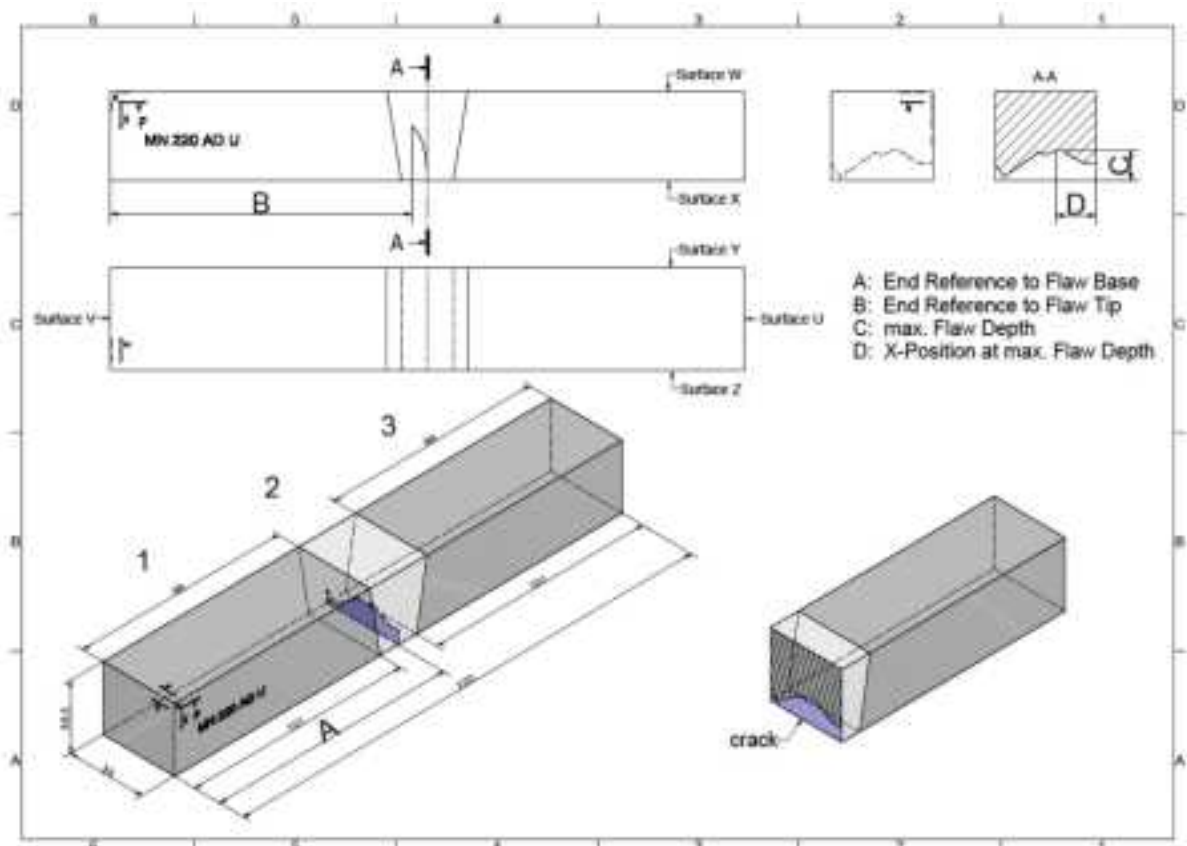
D            ΦID            ΦOD  
 215 mm    222 mm    286 mm

| Defect No | X1 mm | X2 mm | Y1 mm | Y2 mm | Z1 mm | Z2 mm | Surface Breaking | Flaws type |
|-----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------------------|------------|
| 1         | 61    | 87    | -10   | -10   | 26    | 32    | Yes              | Circ.      |
| 2         | 144   | 144   | -20   | 0     | 26    | 32    | Yes              | Axial      |
| 3         | 202   | 202   | -20   | 0     | 15    | 32    | Yes              | Axial      |
| 4         | 260   | 324   | -8    | -8    | 15    | 32    | Yes              | Circ.      |
| 5         | 383   | 383   | -20   | 0     | 26    | 32    | Yes              | Axial      |
| 6         | 441   | 467   | -10   | -10   | 26    | 32    | Yes              | Circ.      |
| 7         | 524   | 524   | -19   | 1     | 6     | 32    | Yes              | Axial      |
| 8         | 582   | 646   | -9    | -9    | 6     | 32    | Yes              | Circ.      |
| 9         | 705   | 705   | -15   | -9    | 29    | 32    | Yes              | Axial      |
| 10        | 763   | 763   | -14   | -4    | 30    | 32    | Yes              | Axial      |
| 11        | 821   | 829   | -9    | -9    | 29    | 32    | Yes              | Circ.      |
| 12        | 885   | 898   | -7    | -7    | 30    | 32    | Yes              | Circ.      |

All values are measured from pipe outside surface (OD).

☒ 3.2.3-137 Test block and defect information of P41





|                                |  |                                |                     |                                |                                 |                                |                          |
|--------------------------------|--|--------------------------------|---------------------|--------------------------------|---------------------------------|--------------------------------|--------------------------|
| Test Block Identifier          | MN 220 AD U 6                                      | Test Block Identifier          | MN 220 AD U 10      | Test Block Identifier          | MN 220 AD U 7                   | Test Block Identifier          | MN 220 AD U 1            |
| PARENT Test Block ID           | P28  | PARENT Test Block ID           | P29                 | PARENT Test Block ID           | P30                             | PARENT Test Block ID           | P31                      |
| Flaw Type                      | BNRWND SCC Crack                                   | Flaw Type                      | PWR SCC Crack       | Flaw Type                      | Fatigue Crack                   | Flaw Type                      | PWR SCC                  |
| Flaw Position relative to Weld | center   | Flaw Position relative to Weld | center              | Flaw Position relative to Weld | center                          | Flaw Position relative to Weld | Middle of Weld           |
| End Reference to Flaw Base (Y) | 110 mm<br>4.33"                                    | End Reference to Flaw Base (Y) | 110 mm<br>4.33"     | End Reference to Flaw Base (Y) | 110 mm<br>4.33"                 | End Reference to Flaw Base (Y) | 110 mm<br>4.33"          |
| End Reference to Flaw Tip (Y)  | 110 mm<br>4.33"                                    | End Reference to Flaw Tip (Y)  | 110 mm<br>4.33"     | End Reference to Flaw Tip (Y)  | 110 mm<br>4.33"                 | End Reference to Flaw Tip (Y)  | 110 mm<br>4.33"          |
| Flaw Depth (absolute)          | 12 mm<br>0.48"                                     | Flaw Depth (absolute)          | 10 mm<br>0.41"      | Flaw Depth (absolute)          | 18 mm<br>0.72"                  | Flaw Depth (absolute)          | 4 mm<br>0.16"            |
| Flaw Depth (relative)          | 40%  | Flaw Depth (relative)          | 36%                 | Flaw Depth (relative)          | 60%                             | Flaw Depth (relative)          | 10%                      |
| X-Position at max. Flaw Depth  | 14 mm<br>0.55"                                     | X-Position at max. Flaw Depth  | 12 mm<br>0.47"      | X-Position at max. Flaw Depth  | 16 mm<br>0.63"                  | X-Position at max. Flaw Depth  | MN 220 AD U 13<br>11.00" |
| Test Block Identifier          | MN 220 AD U 5                                      | Test Block Identifier          | MN 220 AD U 3       | Test Block Identifier          | MN 220 AD U 12                  | Test Block Identifier          | MN 220 AD U 18           |
| PARENT Test Block ID           | P32  | PARENT Test Block ID           | P38                 | PARENT Test Block ID           | P42                             | PARENT Test Block ID           | P46                      |
| Flaw Type                      | BNRWND   | Flaw Type                      | PWR SCC             | Flaw Type                      | Surface SCC                     | Flaw Type                      | No Flaw                  |
| Flaw Position relative to Weld | Middle of Weld                                     | Flaw Position relative to Weld | Weld Butt Interface | Flaw Position relative to Weld | Middle of Weld                  | Flaw Position relative to Weld | No Flaw                  |
| End Reference to Flaw Base (Y) | 110 mm<br>4.33"                                    | End Reference to Flaw Base (Y) | 110 mm<br>4.33"     | End Reference to Flaw Base (Y) | 110 mm<br>4.33"                 | End Reference to Flaw Base (Y) | No Flaw                  |
| End Reference to Flaw Tip (Y)  | 110 mm<br>4.33"                                    | End Reference to Flaw Tip (Y)  | 110 mm<br>4.33"     | End Reference to Flaw Tip (Y)  | 110 mm<br>4.33"                 | End Reference to Flaw Tip (Y)  | No Flaw                  |
| Flaw Depth (absolute)          | 10 mm (0.80) (continued)<br>20 mm (1.02) (assumed) | Flaw Depth (absolute)          | 5 mm<br>0.20"       | Flaw Depth (absolute)          | 10 mm<br>0.39"                  | Flaw Depth (absolute)          | No Flaw                  |
| Flaw Depth (relative)          | 50% (continued)<br>81% (assumed)                   | Flaw Depth (relative)          | 16%                 | Flaw Depth (relative)          | 33% (assumed)                   | Flaw Depth (relative)          | No Flaw                  |
| X-Position at max. Flaw Depth  | 30 mm (1.18) (continued)<br>10 mm (0.63) (assumed) | X-Position at max. Flaw Depth  | 21 mm<br>0.83"      | X-Position at max. Flaw Depth  | 17 mm (0.67) (assumed)<br>5.00" | X-Position at max. Flaw Depth  | No Flaw                  |

☒ 3.2.3-138 Test block and defect information of P28 through, P38, P42, P46

| FLAW DIMENSIONS |                  |                  |         |         |         |           |
|-----------------|------------------|------------------|---------|---------|---------|-----------|
| FLAW #          | $\theta_1$ (deg) | $\theta_2$ (deg) | R1 (mm) | R2 (mm) | Z1 (mm) | * Z2 (mm) |
| 1               | 9.5              | 18.0             | 34      | 37      | 0       | 3         |
| 2               | 149.3            | 157.1            | 40.8    | 39.6    | 0       | 2         |
| 3               | 287.3            | 291.7            | 37.6    | 30.9    | 0       | 0.01      |

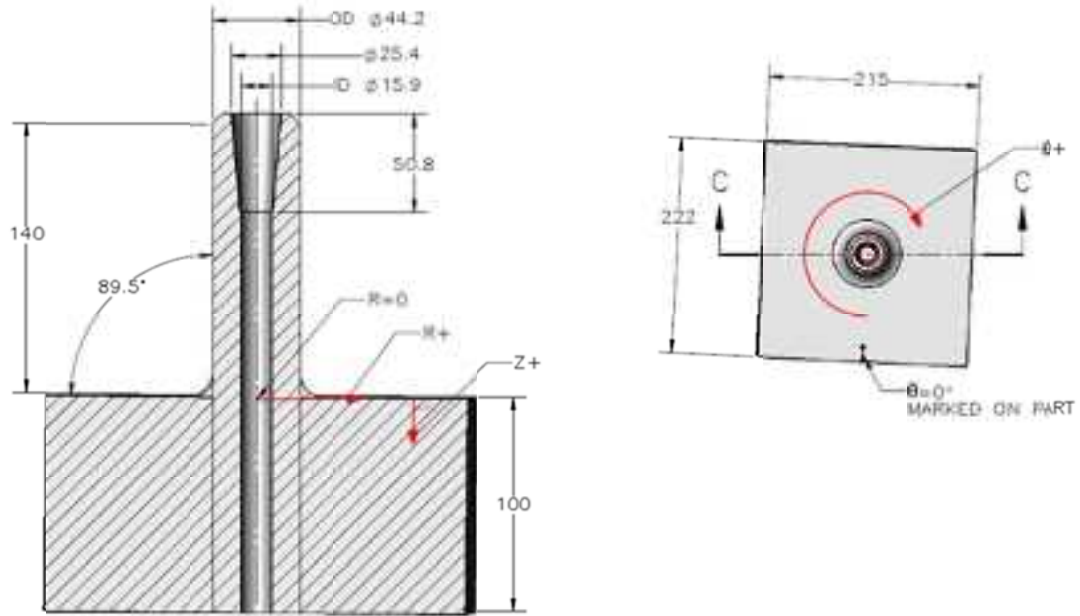


图 3.2.3-139 Test block and defect information of P5

| FLAW DIMENSIONS |                  |                  |         |         |         |           |
|-----------------|------------------|------------------|---------|---------|---------|-----------|
| FLAW #          | $\theta_1$ (deg) | $\theta_2$ (deg) | R1 (mm) | R2 (mm) | Z1 (mm) | * Z2 (mm) |
| 1               | 64.3             | 65.2             | 50.5    | 47.4    | 0       | 7         |
| 2               | 103.7            | 103.8            | 41.9    | 47.7    | 0       | 1         |
| 3               | 165              | 165              | 33      | 38      | 0       | 6         |
| 4               | 263              | 267              | 50      | 42      | 0       | 3         |

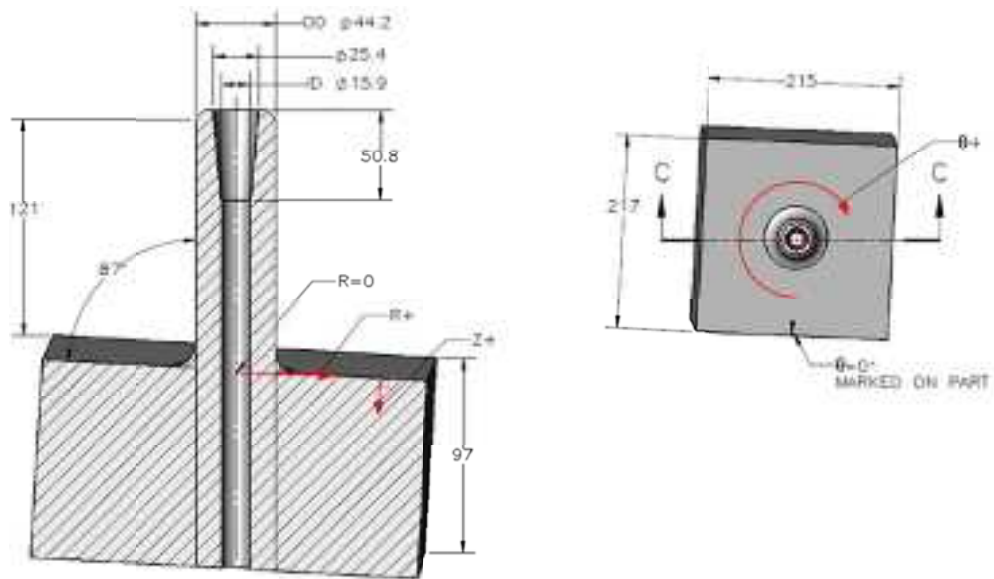


图 3.2.3-140 Test block and defect information of P7

### (c) 探傷試験結果

#### a) SAW SPACE および Bulk SPACE による非破壊評価

##### ① 測定結果

本研究では、SAW SPACE および Bulk SPACE によりき裂を映像化し、き裂が存在する範囲 (X1、X2、Y1、Y2、Z1、Z2) を調べた。報告する映像化結果としては、各座標の計測に用いた映像のみを選択した。

試験片 P1 (No. 1-No. 4 : 熱疲労き裂) の測定条件および結果について述べる。

まず、き裂の検出および長さ測定のため、SAW SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子 (中心周波数 5 MHz、素子数 32、素子間距離 0.5 mm、素子長さ 10 mm) を用いた。これをレイリー波の臨界角 ( $64^\circ$ ) を有する楔に配置し、内表面に設置した。入射波には、送信周波数 3.5 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いて、送信焦点は  $r=39.5$  mm、 $\theta=-14^\circ \sim 15^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

SAW SPACE による熱疲労き裂 (No. 1-No. 4) の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-141 に示す。図 3.2.3-141 (a) 上部は、き裂 No. 1 を観察した際の探触子配置の模式図である。アレイ探触子位置  $X=94.1$  mm、 $Y=-43.9$  mm で得られた FA 像を図 3.2.3-141 (a) 左下に示す。これより、き裂の左端が映像化された。これは、き裂左端が開いていることを示唆している。また、この映像より、き裂左端の座標が  $X1=91.6$  mm、 $Y2=-15.0$  mm であることが分かった。次に、アレイ探触子位置  $X=131.9$  mm、 $Y=-43.9$  mm で得られた FA 像を図 3.2.3-141 (a) 右下に示す。これより、き裂の右端が映像化された。これは、き裂右端が開いていることを示唆している。また、この映像より、き裂右端の座標が  $X2=133.1$  mm、 $Y1=-15.0$  mm であることが分かった。

同様の計測を No. 2-No. 4 に対しても行った結果、図 3.2.3-141 (b)～(d) に示すように、全ての欠陥に対して、FA 像でき裂の左端および右端が映像化された。これは、き裂の左端および右端が開いていることを示唆している。また、き裂が XY 面内で存在する範囲として、各 FA 像から XY 座標 (X1、X2、Y1、Y2) を測定した。このように、き裂の検出および長さ測定を行った。

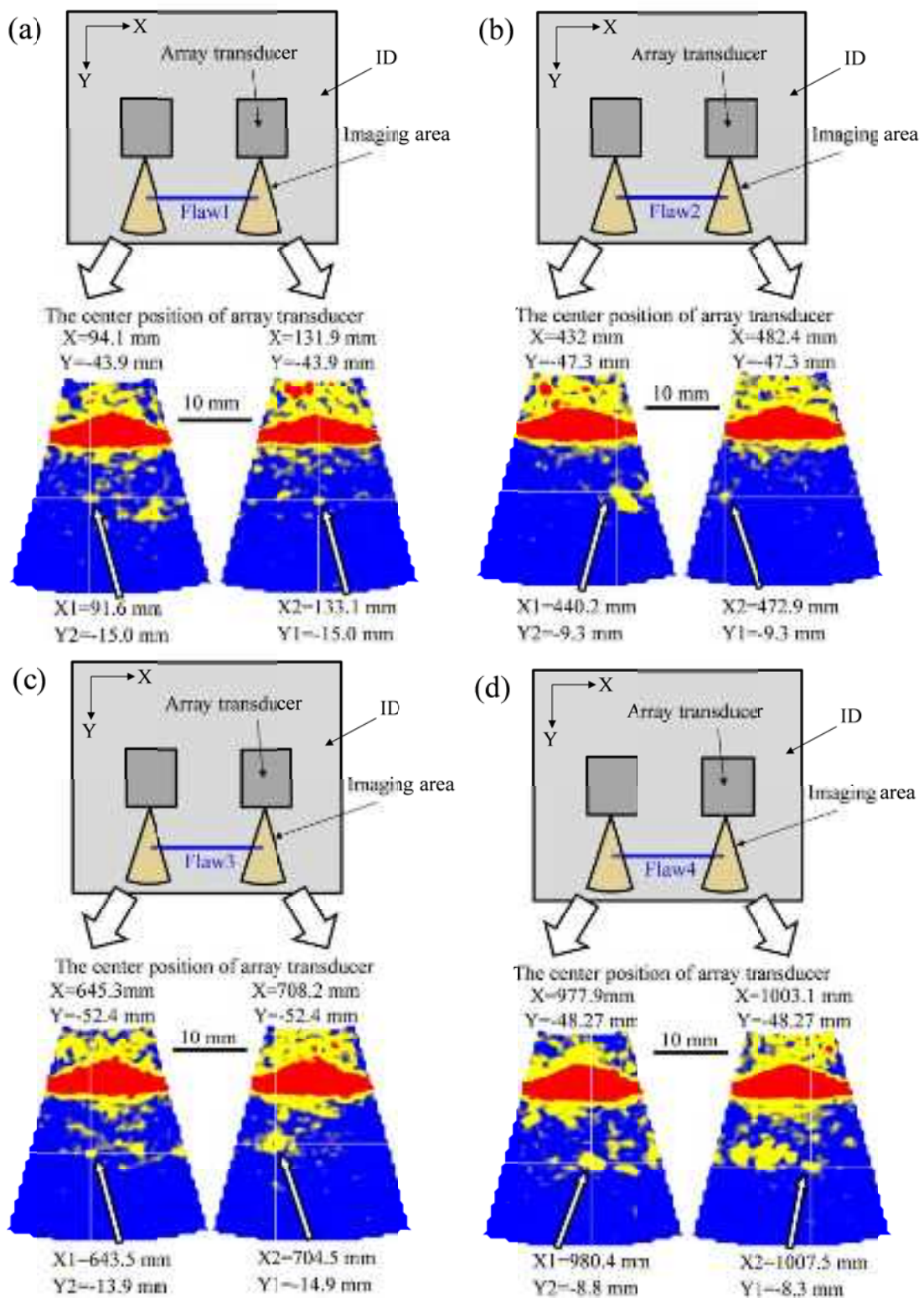


図 3. 2. 3-141 アレイ探触子配置の模式図と SAW SPACE で得られた試験片 P1 (疲労き裂) の FA 像: (a)No. 1、(b)No. 2、(c)No. 3、(d)No. 4.

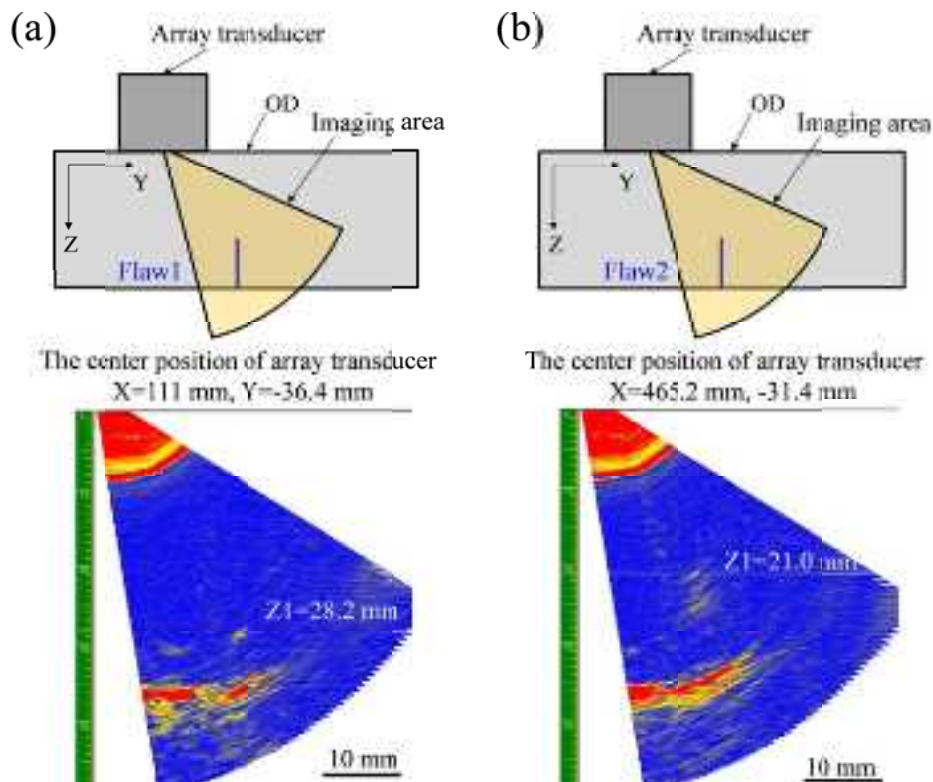
次に、き裂深さを計測するため、Bulk SPACE を適用した。ここでは、SAW SPACE と同一の PZT アレイ探触子を楔なしで用いた。入射波には、送信周波数 5 MHz、サイクル数 2 のパースト波を用いた。送信焦点は  $r=15\text{ mm}\sim 45\text{ mm}$  (3.5 mm 刻み)、 $\theta=10^\circ\sim 60^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

Bulk SPACE による熱疲労き裂 (No. 1-No. 4) 映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-142 に示す。

図 3.2.3-142(a) 上はき裂 No. 1 を観察した際の探触子配置の模式図である。アレイ探触子位置  $X=111\text{ mm}$ 、 $Y=-36.4\text{ mm}$  で得られた FA 像を図 3.2.3-142(a) 下に示す。 $Z_1=28.2\text{ mm}$  の深さにき裂上端の映像が観察された。

同様の観察を全ての欠陥に対して行った結果、図 3.2.3-142(b)～(d) に示すように、FA 像でき裂の上端が映像化された。これは、これらの欠陥の上端が開いていることを示唆している。また、き裂が Z 軸方向に存在する範囲として、各 FA 像からき裂上端の座標 ( $Z_1$ ,  $Z_2$ ) を測定した。このようにして、Bulk SPACE によりき裂深さの計測を行った。

最後に、SAW SPACE および Bulk SPACE で試験片 P1 に対して計測されたき裂が含まれる領域の座標 ( $X_1$ ,  $X_2$ ,  $Y_1$ ,  $Y_2$ ,  $Z_1$ ,  $Z_2$ ) をまとめて、表 3.2.3-18 に示す。



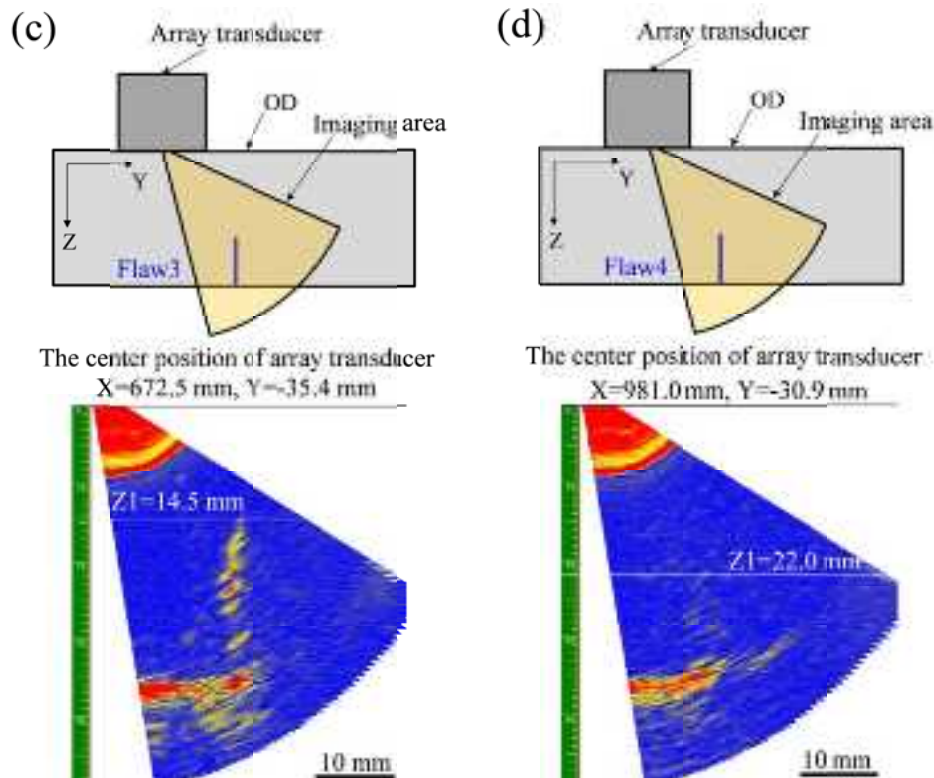


図 3. 2. 3-142 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P4(熱疲労き裂)の FA 像: (a)No. 1、(b)No. 2、(c)No. 3、(d)No. 4.

表 3. 2. 3-26 試験片 P1 の測定結果

| Defect No | X1 [mm] | X2 [mm] | Y1 [mm] | Y2 [mm] | Z1 [mm] | Z2 [mm] |
|-----------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| 1         | 91.6    | 133.1   | -15.0   | -15.0   | 28.2    | 38.1    |
| 2         | 440.2   | 472.9   | -9.3    | -9.3    | 20.4    | 36.0    |
| 3         | 643.5   | 704.5   | -14.9   | -13.9   | 14.5    | 38.1    |
| 4         | 980.4   | 1007.5  | -8.8    | -8.3    | 22.0    | 36.0    |

次に、試験片 P4 (No. 1, No. 2:hipped EDM、No. 3, No. 4 : 熱疲労き裂) の測定条件および結果について述べる。

まず、き裂の検出および長さ測定のため、SAW SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子 (中心周波数 5 MHz、素子数 32、素子間距離 0.5 mm、素子長さ 10 mm) を用いた。これをレイリー波の臨界角 (64°) を有する楔に配置し、内表面に設置した。入射波には、送信周波数 3.5 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いて、送信焦点は  $r=39.5$  mm、 $\theta=-14^\circ \sim 15^\circ$  (1° 刻み) に設定した。

SAW SPACE による hipped EDM (No1-No. 2) および熱疲労き裂 (No. 3-No. 4) の映像化結果 (FA 像) を図 3. 2. 3-143 に示す。全ての欠陥に対して、FA 像でき裂の左端および右端が映像化された。これは、き裂の左端および右端が開いていることを示唆している。また、き裂が XY 面内で存在する範囲として、各 FA 像から XY 座標 (X1、X2、Y1、Y2) を測定した。こ

のように、き裂の検出および長さ測定を行った。

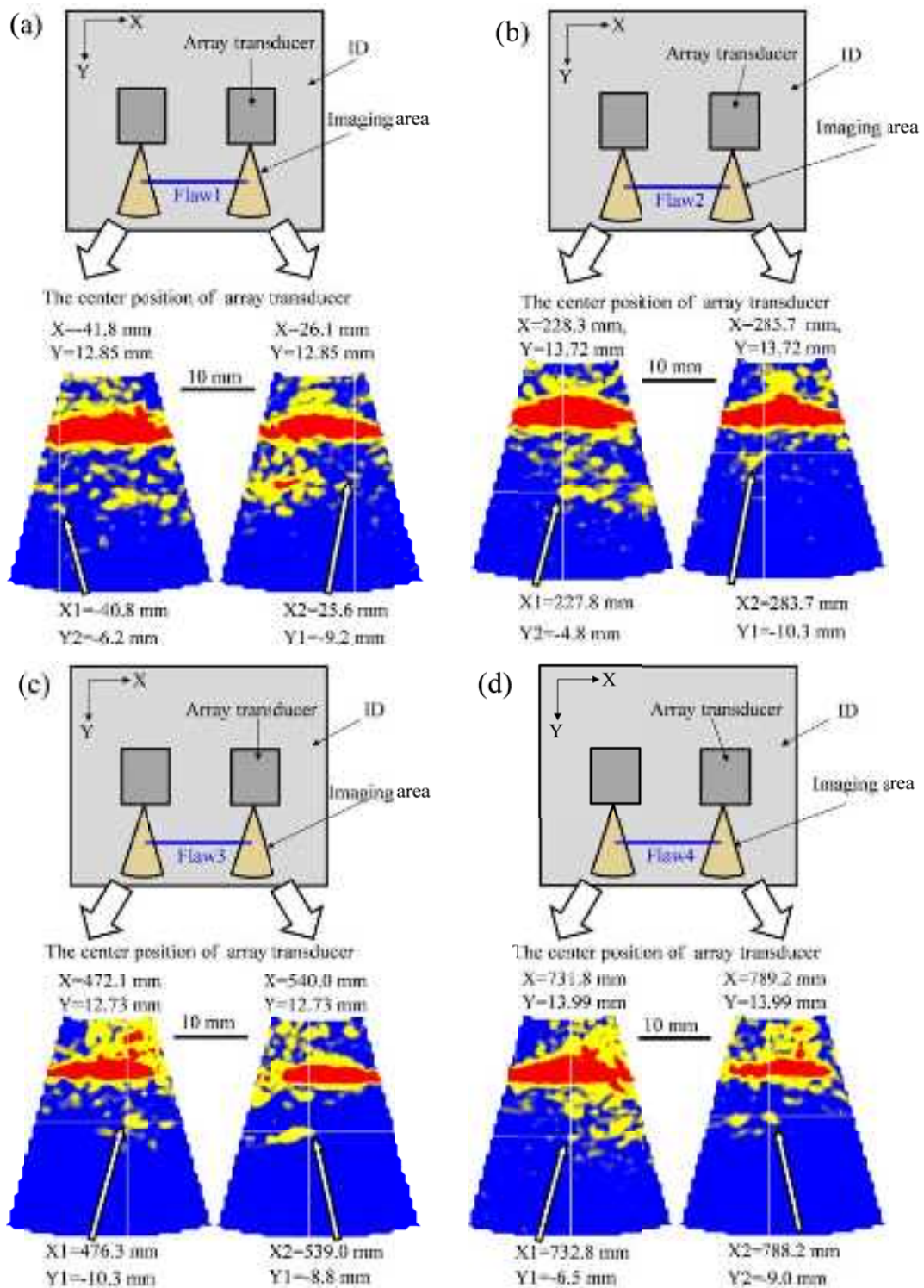


図 3.2.3-143 アレイ探触子配置の模式図と SAW SPACE で得られた試験片 P4 (No. 1、No. 2 :  
hipped EDM、No. 3、No. 4 : 熱疲労き裂) の FA 像:  
(a)No. 1、(b)No. 2、(c)No. 3、(d)No. 4

次に、き裂深さを計測するため、Bulk SPACE を適用した。ここでは、SAW SPACE と同一の PZT アレイ探触子を楔なしで用いた。hipped EDM (No. 1, No. 2) に対して、入射波には、送信周波数 7 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いた。No. 1 に対しては、送信焦点を  $r=28$  mm、 $\theta=46^\circ$ 、No. 2 に対しては、 $r=28$  mm、 $\theta=43^\circ$  に設定した。熱疲労き裂 (No. 3, No. 4) に対しては、入射波には、送信周波数 5 MHz、サイクル数 2 のバースト波を用いた。送信焦点は  $r=15$  mm $\sim$ 45 mm (3.5 mm 刻み)、 $\theta=10^\circ \sim 60^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

Bulk SPACE による hipped EDM (No. 1, No. 2) および熱疲労き裂 (No. 3, No. 4) の映像化結果を図 3.2.3-144 および図 3.2.3-145 に示す。全ての欠陥に対して、き裂上端が映像化された。No. 1 および No. 2 は SA 像 (図 3.2.3-144) で観察されたことから、これらの欠陥の上端が閉じていることが分かった。尚、図 3.2.3-144 では他に応答が観察されたが、これは他の部位でも観察されたため、アーティファクトと判断した。また、No. 3 および No. 4 は FA 像 (図 3.2.3-145) で観察されたことから、これらの欠陥の上端が開いていることが分かった。また、き裂が Z 軸方向に存在する範囲として、各映像から座標 (Z1, Z2) を測定した。このように、Bulk SPACE によりき裂深さの計測を行った。

最後に、SAW SPACE および Bulk SPACE で試験片 P4 に対して計測されたき裂が含まれる領域の座標 (X1, X2, Y1, Y2, Z1, Z2) をまとめて、表 3.2.3-27 に示す。

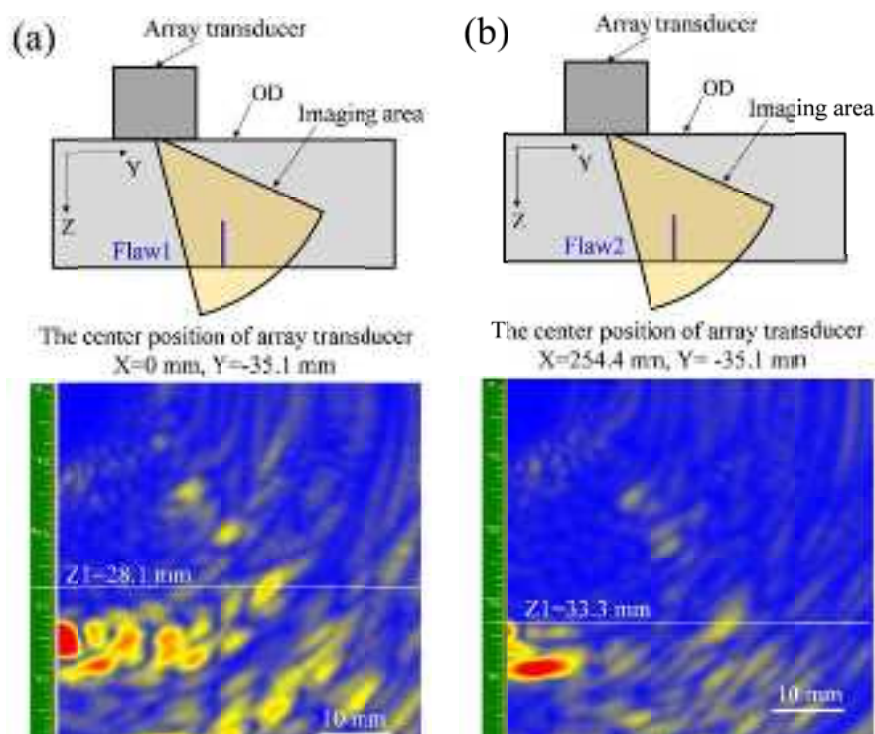


図 3.2.3-144 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P4 (No. 1, No. 2 : hipped EDM) の SA 像:(a)No. 1、(b)No. 2



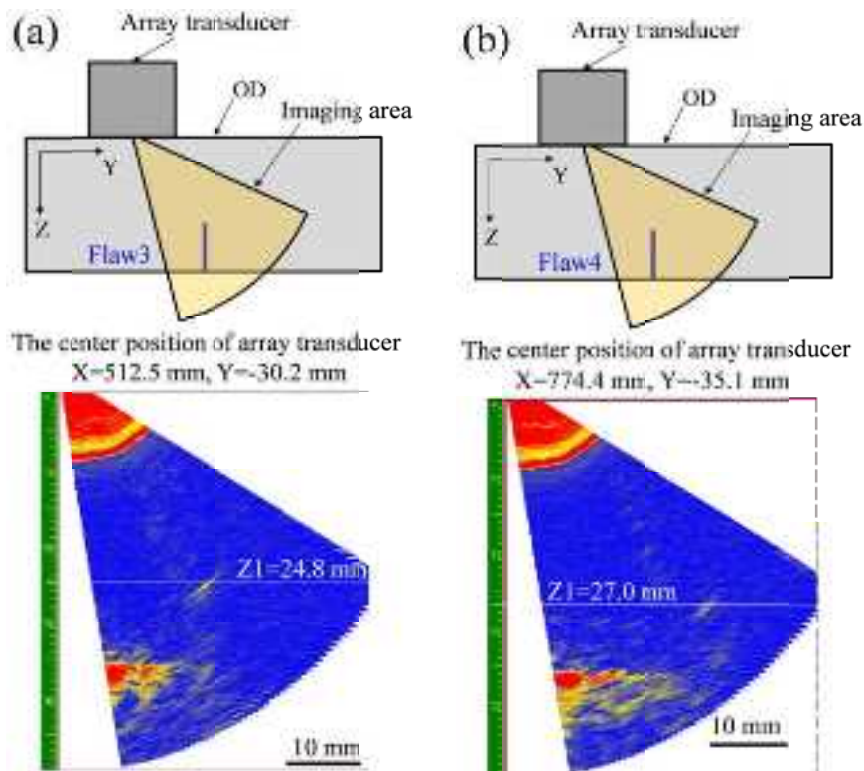


図 3. 2. 3-145 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P4 (No. 3、No. 4 : 熱疲労き裂) の FA 像:(a)No. 3、(b)No. 4

表 3. 2. 3-27 試験片 P4 の測定結果

| Defect No | X1 [mm] | X2 [mm] | Y1 [mm] | Y2 [mm] | Z1 [mm] | Z2 [mm] |
|-----------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| 1         | -40.9   | 24.6    | -9.2    | -6.2    | 28.1    | 33.6    |
| 2         | 227.8   | 283.7   | -10.3   | -4.8    | 33.3    | 33.6    |
| 3         | 474.3   | 539.0   | -10.3   | -8.8    | 24.8    | 33.6    |
| 4         | 732.8   | 788.2   | -9.0    | -6.5    | 27.0    | 33.6    |

試験片 P28 (BWR/NWC SCC) の測定条件および結果について述べる。

まず、き裂の検出および長さ測定のため、SAW SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子 (中心周波数 5 MHz、素子数 32、素子間距離 0.5 mm、素子長さ 10 mm) を用いた。これをレイリー波の臨界角 ( $64^\circ$ ) を有する楔に配置し、内表面に設置した。入射波には、送信周波数 3.5 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いて、送信焦点は  $r=39.5$  mm、 $\theta=-14^\circ \sim 15^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

SAW SPACE による BWR/NWC SCC の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-146 に示す。FA 像でき裂左端および右端が映像化された。これは、SCC の左端および右端が開いていることを示唆している。また、き裂が XY 面内で存在する範囲として、各 FA 像から XY 座標 (X1、X2、Y1、

Y2) を測定した。このように、き裂の検出および長さ測定を行った。

次に、き裂深さを計測するため、Bulk SPACE を適用した。ここでは、SAW SPACE と同一の PZT アレイ探触子を楔なしで用いた。入射波には、送信周波数 5 MHz、サイクル数 2 のパースト波を用いた。送信焦点は  $r=15\text{ mm}\sim 45\text{ mm}$  (3.5 mm 刻み)、 $\theta=10^\circ\sim 60^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

Bulk SPACE による BWR/NWC SCC の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-147 に示す。FA 像で SCC 上端が映像化された。これは、SCC 上端が開いていることを示唆している。また、き裂が Z 軸方向に存在する範囲として、各映像から座標 (Z1, Z2) を測定した。このように、Bulk SPACE によりき裂深さの計測を行った。

最後に、SAW SPACE および Bulk SPACE で試験片 P28 に対して計測されたき裂が含まれる領域の座標 (X1, X2, Y1, Y2, Z1, Z2) をまとめて、表 3.2.3-28 に示す。

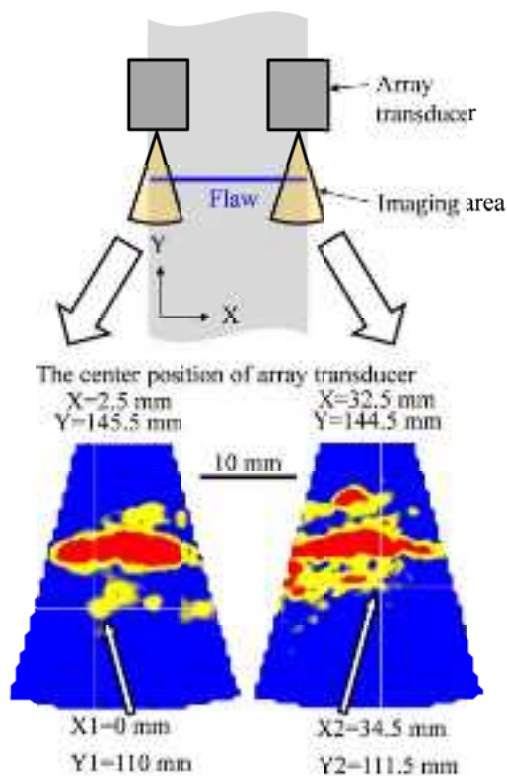


図 3.2.3-146 アレイ探触子配置の模式図と SAW SPACE で得られた試験片 P28 (BWR/NWC SCC) の FA 像

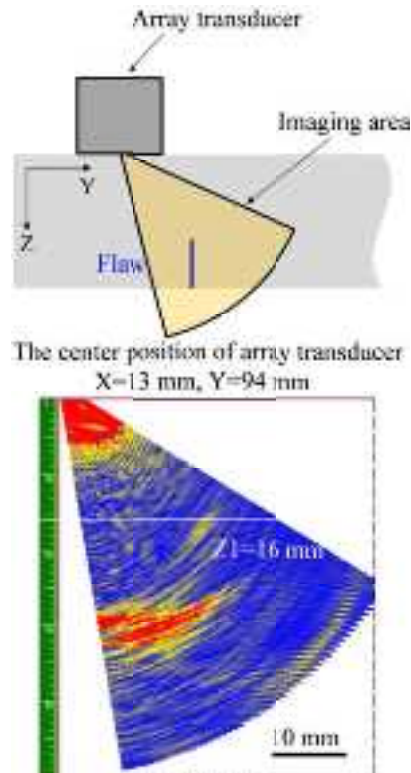


図 3.2.3-147 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P28 (BWR/NWC SCC) の FA 像

表 3.2.3-28 試験片 P28 の測定結果

| X1<br>[mm] | X2<br>[mm] | Y1<br>[mm] | Y2<br>[mm] | Z1<br>[mm] | Z2<br>[mm] |
|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| 0.0        | 34.5       | 110.0      | 111.5      | 16.0       | 30.3       |

試験片 P29 (PWR SCC) の測定条件および結果について述べる。

まず、き裂の検出および長さ測定のため、SAW SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子（中心周波数 5 MHz、素子数 32、素子間距離 0.5 mm、素子長さ 10 mm）を用いた。これをレイリー波の臨界角（64°）を有する楔に配置し、内表面に設置した。入射波には、送信周波数 3.5 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いて、送信焦点は  $r=39.5$  mm、 $\theta=-14^\circ \sim 15^\circ$ （1° 刻み）に設定した。

SAW SPACE による PWR SCC の映像化結果（FA 像）を図 3.2.3-148 に示す。FA 像でき裂左端および右端が映像化された。これは、SCC の左端および右端が開いていることを示唆している。また、き裂が XY 面内で存在する範囲として、各 FA 像から XY 座標（X1、X2、Y1、Y2）を測定した。このように、き裂の検出および長さ測定を行った。

次に、き裂深さを計測するため、Bulk SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子（中心周波数 2.5 MHz、素子数 32、素子間距離 1 mm、素子長さ 10 mm）を楔なしで用いた。入射

波には、送信周波数 2 MHz、サイクル数 2 のバースト波を用いた。送信焦点は  $r=15\text{ mm}\sim 45\text{ mm}$  (3.5 mm 刻み)、 $\theta=10^\circ\sim 60^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

Bulk SPACE による PWR SCC の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-149 に示す。FA 像で SCC 上端が映像化された。これは、SCC 上端が開いていることを示唆している。また、き裂が Z 軸方向に存在する範囲として、各映像から座標 (Z1、Z2) を測定した。このように、Bulk SPACE によりき裂深さの計測を行った。

最後に、SAW SPACE および Bulk SPACE で試験片 P29 に対して計測されたき裂が含まれる領域の座標 (X1、X2、Y1、Y2、Z1、Z2) をまとめて、表 3.2.3-29 に示す。

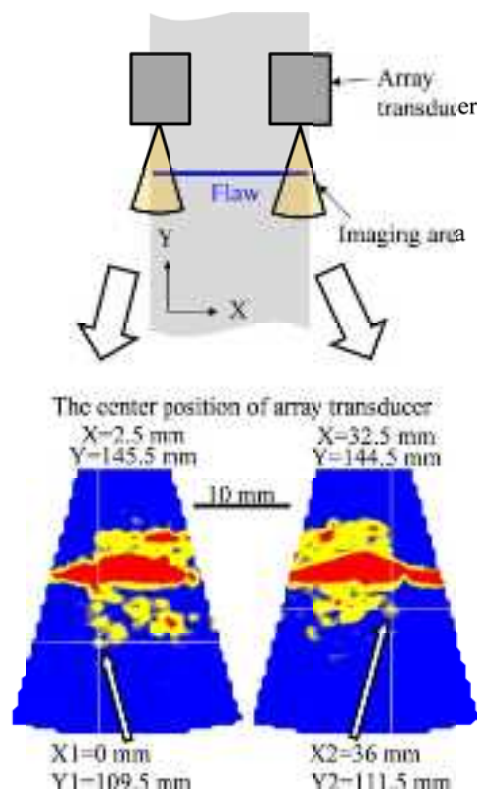


図 3.2.3-148 アレイ探触子配置の模式図と SAW SPACE で得られた試験片 P29 (PWR SCC) の FA 像

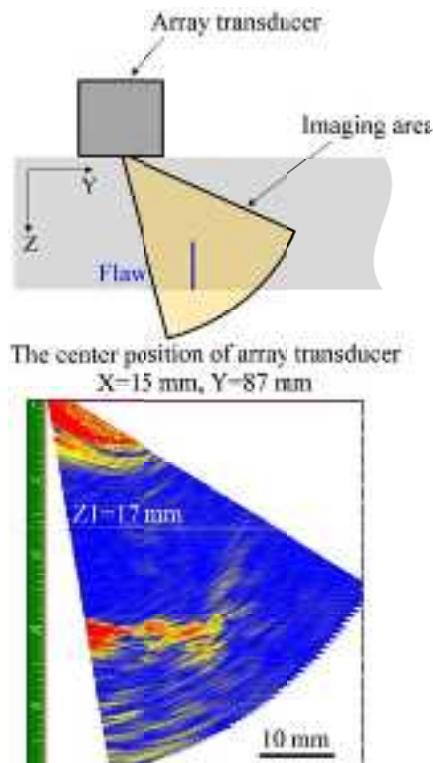


図 3. 2. 3-149 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P29 (PWR SCC) の FA 像

表 3. 2. 3-29 試験片 P29 の測定結果

| X1   | X2   | Y1    | Y2    | Z1   | Z2   |
|------|------|-------|-------|------|------|
| [mm] | [mm] | [mm]  | [mm]  | [mm] | [mm] |
| 0.0  | 36.0 | 109.5 | 111.5 | 17.0 | 30.3 |

試験片 P30 (疲労き裂) の測定条件および結果について述べる。

まず、き裂の検出および長さ測定のため、SAW SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子 (中心周波数 5 MHz、素子数 32、素子間距離 0.5 mm、素子長さ 10 mm) を用いた。これをレイリー波の臨界角 (64°) を有する楔に配置し、内表面に設置した。入射波には、送信周波数 3.5 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いて、送信焦点は  $r=39.5$  mm、 $\theta=-14^\circ \sim 15^\circ$  (1° 刻み) に設定した。

SAW SPACE による疲労き裂の映像化結果 (FA 像) を図 3. 2. 3-150 に示す。FA 像でき裂左端および右端が映像化された。これは、疲労き裂の左端および右端が開いていることを示唆している。また、き裂が XY 面内で存在する範囲として、各 FA 像から XY 座標 (X1、X2、Y1、Y2) を測定した。このように、き裂の検出および長さ測定を行った。

次に、き裂深さを計測するため、Bulk SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子 (中心周波数 2.5 MHz、素子数 32、素子間距離 1 mm、素子長さ 10 mm) を楔なしで用いた。入射

波には、送信周波数 2 MHz、サイクル数 2 のバースト波を用いた。送信焦点は  $r=15\text{ mm}\sim 45\text{ mm}$  (3.5 mm 刻み)、 $\theta=10^\circ\sim 60^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

Bulk SPACE による疲労き裂の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-151 に示す。FA 像で疲労き裂の上端が映像化された。これは、疲労き裂の上端が開いていることを示唆している。また、き裂が Z 軸方向に存在する範囲として、各 FA 像から座標 ( $Z1$ ,  $Z2$ ) を測定した。このように、Bulk SPACE によりき裂深さの計測を行った。

最後に、SAW SPACE および Bulk SPACE で試験片 P30 に対して計測されたき裂が含まれる領域の座標 ( $X1$ ,  $X2$ ,  $Y1$ ,  $Y2$ ,  $Z1$ ,  $Z2$ ) をまとめて、表 3.2.3-30 に示す。

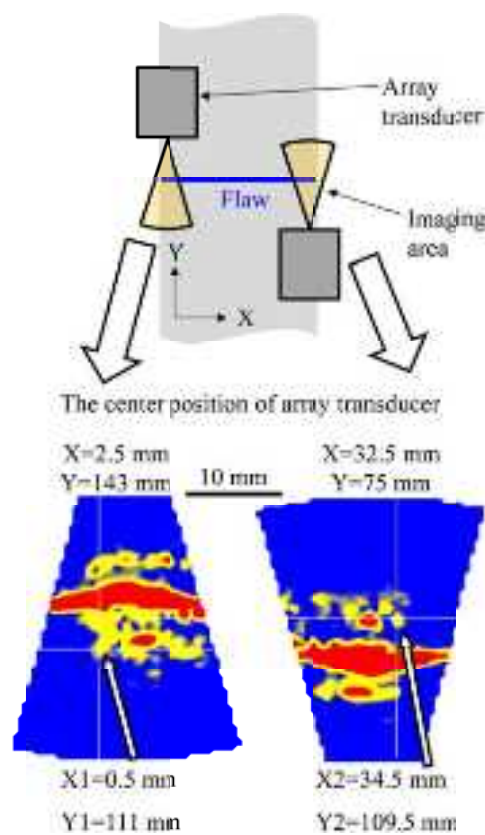


図 3.2.3-150 アレイ探触子配置の模式図と SAW SPACE で得られた試験片 P30 (疲労き裂) の FA 像

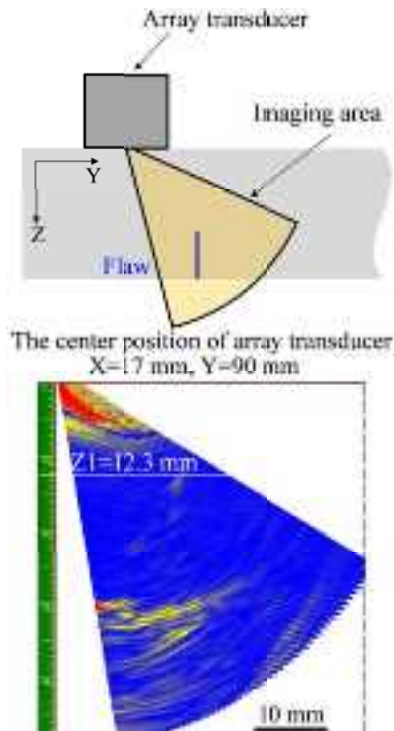


図 3.2.3-151 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P30（疲労き裂）の FA 像

表 3.2.3-30 試験片 P30 の測定結果

| X1<br>[mm] | X2<br>[mm] | Y1<br>[mm] | Y2<br>[mm] | Z1<br>[mm] | Z2<br>[mm] |
|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| 0.5        | 34.5       | 109.5      | 111.0      | 12.3       | 30.3       |

試験片 P31（PWR SCC）の測定条件および結果について述べる。

まず、き裂の検出および長さ測定のため、SAW SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子（中心周波数 5 MHz、素子数 32、素子間距離 0.5 mm、素子長さ 10 mm）を用いた。これをレイリー波の臨界角（ $64^\circ$ ）を有する楔に配置し、内表面に設置した。入射波には、送信周波数 3.5 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いて、送信焦点は  $r=39.5$  mm、 $\theta=-14^\circ \sim 15^\circ$ （ $1^\circ$  刻み）に設定した。

SAW SPACE による PWR SCC の映像化結果（FA 像）を図 3.2.3-152 に示す。FA 像でき裂左端および右端が映像化された。これは、SCC の左端および右端が開いていることを示唆している。また、き裂が XY 面内で存在する範囲として、各映像から XY 座標（X1、X2、Y1、Y2）を測定した。このように、き裂の検出および長さ測定を行った。

次に、き裂深さを計測するため、Bulk SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子（中心周波数 2.5 MHz、素子数 32、素子間距離 1 mm、素子長さ 10 mm）を楔なしで用いた。入射波には、送信周波数 2 MHz、サイクル数 2 のバースト波を用いた。送信焦点は  $r=15$  mm～45 mm

(3.5 mm 刻み)、 $\theta=10^\circ \sim 60^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

Bulk SPACE による PWR SCC の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-153 に示す。FA 像で SCC 上端が映像化された。これは、SCC 上端が開いていることを示唆している。また、き裂が Z 軸方向に存在する範囲として、各映像から座標 (Z1、Z2) を測定した。このように、Bulk SPACE によりき裂深さの計測を行った。

最後に、SAW SPACE および Bulk SPACE で試験片 P31 に対して計測されたき裂が含まれる領域の座標 (X1、X2、Y1、Y2、Z1、Z2) をまとめて、表 3.2.3-31 に示す。

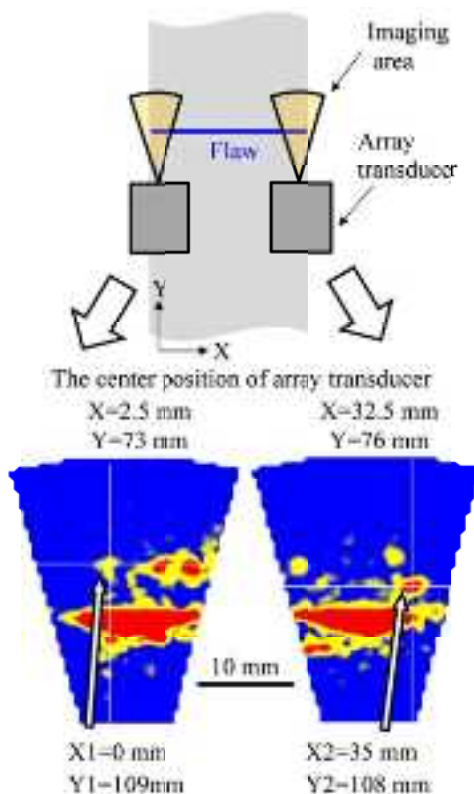


図 3.2.3-152 アレイ探触子配置の模式図と SAW SPACE で得られた試験片 P31 (PWR SCC) の FA 像



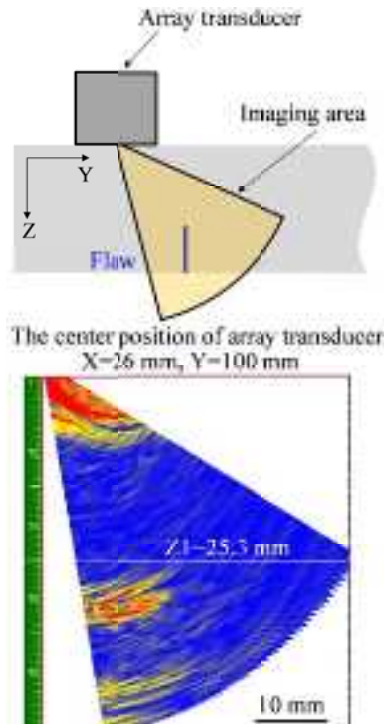


図 3.2.3-153 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P31 (PWR SCC) の FA 像

表 3.2.3-31 試験片 P31 の測定結果

| X1<br>[mm] | X2<br>[mm] | Y1<br>[mm] | Y2<br>[mm] | Z1<br>[mm] | Z2<br>[mm] |
|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| 0.0        | 35.0       | 109.0      | 111.0      | 25.3       | 30.3       |

最後に、試験片 P32 (BWR/NWC SCC) の測定条件および結果について述べる。

まず、き裂の検出および長さ測定のため、SAW SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子 (中心周波数 5 MHz、素子数 32、素子間距離 0.5 mm、素子長さ 10 mm) を用いた。これをレイリー波の臨界角 ( $64^\circ$ ) を有する楔に配置し、内表面に設置した。入射波には、送信周波数 3.5 MHz、サイクル数 3 のバースト波を用いて、送信焦点は  $r=39.5$  mm、 $\theta=-14^\circ \sim 15^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

SAW SPACE による BWR/NWC SCC の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-154 に示す。FA 像でき裂左端および右端が映像化された。これは、SCC の左端および右端が開いていることを示唆している。また、き裂が XY 面内で存在する範囲として、各映像から XY 座標 (X1、X2、Y1、Y2) を測定した。このように、き裂の検出および長さ測定を行った。

次に、き裂深さを計測するため、Bulk SPACE を適用した。ここでは、PZT アレイ探触子 (中心周波数 2.5 MHz、素子数 32、素子間距離 1 mm、素子長さ 10 mm) を楔なしで用いた。入射波には、送信周波数 2 MHz、サイクル数 2 のバースト波を用いた。送信焦点は  $r=15$  mm $\sim$ 45 mm

(3.5 mm 刻み)、 $\theta=10^\circ \sim 60^\circ$  ( $1^\circ$  刻み) に設定した。

Bulk SPACE による BWR/NWC SCC の映像化結果 (FA 像) を図 3.2.3-155 に示す。FA 像で SCC の上端が映像化された。これは、SCC 上端が開いていることを示唆している。また、き裂が Z 軸方向に存在する範囲として、FA 像から座標 (Z1, Z2) を測定した。このように、Bulk SPACE によりき裂深さの計測を行った。

最後に、SAW SPACE および Bulk SPACE で試験片 P32 に対して計測されたき裂が含まれる領域の座標 (X1, X2, Y1, Y2, Z1, Z2) をまとめて、表 3.2.3-32 に示す。

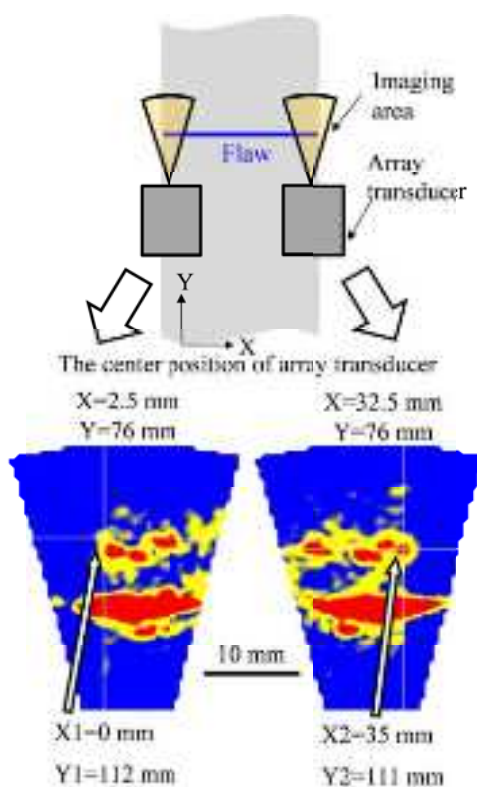


図 3.2.3-154 アレイ探触子配置の模式図と SAW SPACE で得られた試験片 P32 (BWR/NWC SCC) の FA 像

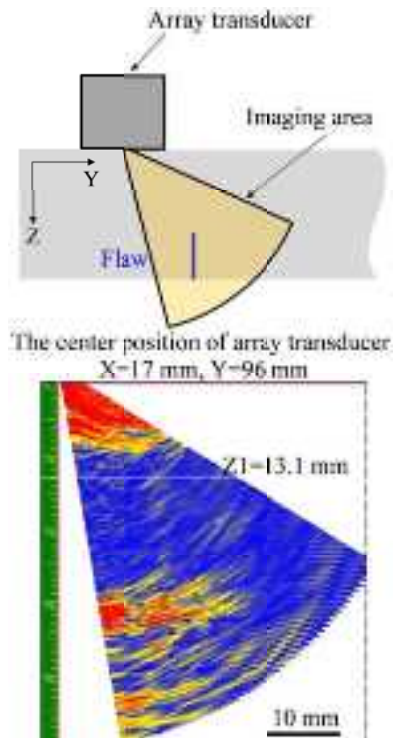


図 3. 2. 3-155 アレイ探触子配置の模式図と Bulk SPACE で得られた試験片 P32 (BWR/NWC SCC) の FA 像

表 3. 2. 3-32 試験片 P32 の測定結果

| X1<br>[mm] | X2<br>[mm] | Y1<br>[mm] | Y2<br>[mm] | Z1<br>[mm] | Z2<br>[mm] |
|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| 0.0        | 35.0       | 111.0      | 112.0      | 13.1       | 30.3       |

## ② 考察

本研究では、P1 (No. 1-No. 4: 熱疲労き裂)、P4 (No. 1-No. 2: hippe EDM、No. 3-No. 4: 熱疲労き裂)、P28 (BWR/NWC SCC)、P29 (PWR SCC)、P30 (疲労き裂)、P31 (PWR SCC)、P32 (BWR/NWC SCC) の計 13 個の欠陥を測定した。その結果、熱疲労き裂、疲労き裂、BWR/NWC SCC、PWR SCC は FA 像で映像化された。これは、これらのき裂が開いていることを示唆している。一方、P4 試験片の No. 1 と No. 2 の hippe EDM は、Bulk SPACE の SA 像で計測された。これはき裂の先端が閉じていたことを示唆している。このように疲労き裂や SCC より、hippe EDM が閉じている結果が得られた。これは予想外だったが、非常に興味深いため、その映像化結果について以下で詳述する。

hippe EDM (P4) で得られた FA 像と SA 像を図 3.2.3-156 (No. 1) と図 3.2.3-157 (No. 2) に示す。FA 像では、複数の応答 (A) が観察された。しかし、これはき裂以外の探触子配置でも常に観察されたことから、溶接部の粗大結晶粒等の線形散乱源によると考えられる。一方、SA 像でも複数の応答が観察された。B の応答は、FA 像の A と同様、き裂以外の探触子配置でも常に観察されたが、C の応答は hippe EDM の部位のみで観察された。それゆえ、C は閉口部の応答と考えられる。

この結果は閉じた欠陥を映像化できる非線形超音波の有用性と必要性を示している。なかでも、非線形超音波におけるサブハーモニック波 (分調波) の利点は大きい。非線形超音波では、高調波の研究も進められているが、高調波は入射周波数の整数倍の周波数を有するため、高減衰材では大きく減衰するため計測は容易ではない。一方、分調波は入射波の半分の周波数を有するため、減衰の影響を受けにくい。SPACE はこのような高減衰材の映像化にも有効であることが分かった。

また、実機ではき裂閉口が検査精度低下の一因と考えられているが、閉口き裂を実験室で再現性良く作製することは容易ではない。これまで、閉じた疲労き裂<sup>22,23,49</sup>や閉じた SCC<sup>23,24,50,51</sup>がいくつか報告されているが、同条件で作製しても、同じ閉口状態のき裂を作製することは困難である。これは、本研究で計測した疲労き裂や SCC が FA 像で観察されたことから理解できる。一方、本研究では hippe EDM がき裂閉口の兆候を示した。この hippe EDM は、放電加工 (electrical discharge machining: EDM) で作られた slit を熱間等方加圧 (hot isostatic pressing: HIP) により圧縮することで、き裂を模擬したものと推定される。これはスリットサイズ、HIP の圧力等の条件を調整することで、再現性良く閉じたき裂を模擬できる可能性があり、今後の閉じたき裂作製法の開発に重要な知見である。

---

<sup>49</sup>小原, 橋本, 堀之内, 新宅, 山中: “非線形超音波映像法による閉じた疲労き裂の進展モニタリング”, 電子情報通信学会和文論文誌 (A), J94-A, 11 号, pp. 800-808 (2011)

<sup>50</sup>Y. Ohara, H. Endo, T. Mihara, K. Yamanaka. “Ultrasonic Measurement of Closed Stress Corrosion Crack Depth Using Subharmonic Phased Array.”, Japanese Journal of Applied Physics, Vol. 48, No. 7, pp. 07GD01-1-6 (2009)

<sup>51</sup>S. Horinouchi, M. Ikeuchi, Y. Shintaku, Y. Ohara. “Evaluation of Closed Stress Corrosion Cracks in Ni-Based Alloy Weld Metal Using Subharmonic Phased Array.”, Japanese Journal of Applied Physics, Vol. 51, pp. 07GB15-1-5 (2013)

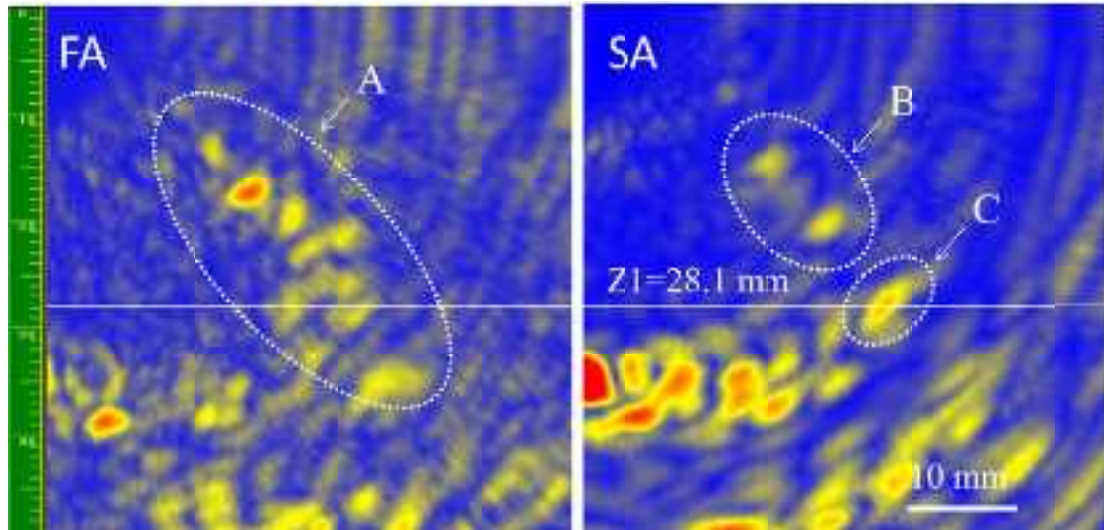


図 3.2.3-156 Bulk SPACE で得られた試験片 P4 (No. 1: hiped EDM) の FA 像と SA 像

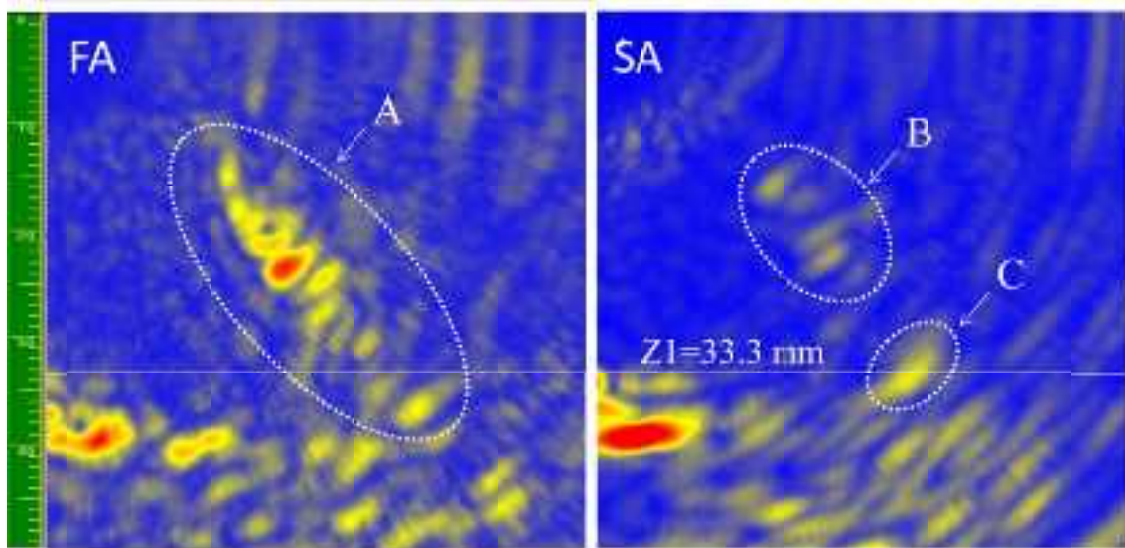


図 3.2.3-157 Bulk SPACE で得られた試験片 P4 (No. 2: hiped EDM) の FA 像と SA 像

#### b) 3次元開口合成法 (3D SAFT 法)

3次元開口合成 (3-Dimensional Synthetic Aperture Focusing Technique, 3D SAFT) 法は、「原子力安全・保安院高経年化対策強化基盤整備事業」(平成18~22年度)において、ニッケル基合金溶接金属内の応力腐食割れに対して比較的複雑な形状であっても高精度な深さサイジングが行える可能性が示された。本事業でも、昨年度の調査において、熱疲労き裂を付与した試験体の3D SAFT法による測定結果の評価を行い、フェーズドアレイ UT 法ではき裂の深さ変化が大きい部位で深さサイジング精度が低下するのに対し、3D SAFT 法ではき裂全体の輪郭形状を捉えることができ、き裂深さが変化する部位でも比較的精度の高い深さサイジングが行えることを確認した。

本年度は、PARENT プロジェクトのオープン・ラウンドロビン試験に参加し、3D SAFT 法を使って試験体形状と欠陥形態がより実機に近い試験体の測定を行い、このような条件での3D SAFT 法の性能評価を行った。測定を行った試験体は、配管試験体 P1、P37、P41、配管から切り出した瓦状試験体 P12、P23、P24、ブロック試験体 P28、P29、P30、P31、P32、P38、P42、P46 である。

#### (i) 測定方法

図 3.2.3-158 は、3D SAFT 法の測定に使用した探傷装置である。探傷器は、(株)東芝製の3次元超音波探傷器 Matrixeye™ 256 チャンネル機 (S/N 2099064-01) を使用した。探触子は、256 チャンネル (16×16) で 2 MHz のものを使用した。くさびは、ポリスチレン製の斜角用で、公称屈折角はステンレス鋼で縦波 45° である。探傷条件の詳細を表 3.2.3-33 に示す。

欠陥は配管内面で開口しており、探傷は配管外面から行った。探触子は、超音波の入射方向が欠陥の長手方向に対して垂直になるように配置し、各欠陥に対してその両側から測定を行った (図 3.2.3-159)。図 3.2.3-160 は、実際に探触子を設置した様子である。くさびは、探傷面との接触面が平面のもの他、探傷面に合わせて接触面を曲面にしたものも用意しており、接触面の曲率半径を小口径配管試験体では R145、大口径配管試験体では R455 とし、それぞれ入射方向が軸方向または周方向のものを適宜使い分けた。

図 3.2.3-161 に探傷方法を図示する。ここで、図のように、探傷面に X-Y 座標を設定し、探傷面と欠陥面に垂直な断面に Y-Z 座標を設定する (ここでの座標は、試験体のものと必ずしも一致しない)。今回のラウンドロビン試験では、あらかじめ欠陥位置・寸法の座標が与えられているため、“ビーム中心軸”が入射点より距離  $l$  進んだ点で欠陥面に当たるように探触子を配置した。ただし、“ビーム中心軸”とは、アレイ探触子の全ての振動子を合わせて単一の振動子と見たときのビーム中心軸とする。そして、アレイ探触子を構成する 256 個の振動子のうち 1 個を送信、1 個を受信とする全ての組合せの信号を取得し、YZ 平面上の開口合成画像を生成した。このとき、1 箇所の探触子の位置につき、ビーム中心軸を中心としてその両側に 20 枚ずつ、X 軸方向に 1 mm ピッチで 40 枚の断面について画像化した。入

射点からビーム中心軸に沿って距離  $l$  の点を中心とし、この点を通る YZ 平面上でビーム中心軸に垂直な方向に幅  $a$ 、平行な方向に幅  $b$  の領域を基準として、断面上の画像化する範囲は、この領域を各断面まで X 軸方向に平行移動させた領域である。表 3.2.3-34 に試験体ごとに定めた  $l$ 、 $a$ 、 $b$  の値を記す。

1 箇所の探触子の位置で欠陥の全体像が得られない場合は、探触子を欠陥の長手方向に沿って 20 mm ピッチで移動させ、それぞれの位置で測定を行い、開口合成画像を求めた。また、受信信号が弱く、画像が明瞭に得られないときは、探触子をさらに欠陥に近付けた位置で測定を行った。

配管試験体において軸方向欠陥を探傷する場合、図 3.2.3-162 のように、試験体内外面は超音波の入射方向に曲率を持っている。探触子の位置決めはこの曲率を考慮して行うが、このとき得られる開口合成画像の座標は、探触子を基準とした Y-Z 座標であり、欠陥が内面に対して垂直に伸びていたとしても、Z 軸方向から傾いた欠陥として捉えられ、欠陥深さを Z 軸成分とすると過小評価となる。今回の測定環境では、この補正を行うのは大きな手間が掛かるため、あえて補正を行わないこととした。

ここで、測定値に曲面補正しない場合の誤差を見積もる。入射点から欠陥面までの距離  $l$  と試験体の外面半径  $r_{OD}$  を使って、入射点から欠陥面までの中心角  $\theta$  は

$$\theta = \arctan\left(\frac{l}{\sqrt{2r_{OD} - l}}\right) \quad (3.2.3-1)$$

で求められる。このとき、Z 軸から傾いた欠陥深さ  $d$  の Z 軸成分は  $d \cos \theta$  であるから、誤差は  $d(1 - \cos \theta)$  で、欠陥深さ  $d$  に対する割合で与えられる。大口径配管試験体で欠陥深さの 1%、小口径配管試験体で欠陥深さの 3.5% 程度で、今回の測定では 1 mm に満たない。

他にも曲面により生じる誤差がある。測定で底面エコーが得られなかったとき、入射点から板厚分の深さを底面としたため、入射方向に曲率がある場合、この底面深さにもずれが生じる。試験体の内面半径を  $r_{ID}$  とすると、欠陥位置における実際の底面の Z 軸成分は、入射位置での底面に対して、さらに  $r_{ID}(1 - \cos \theta)$  だけ深くなっているため、板厚から定めた底面と欠陥先端の Z 軸成分の差を欠陥深さとする、この底面のずれの分、過小評価してしまうことになる。この誤差は、大口径配管試験体、小口径配管試験体でともに 4 mm 弱である。これについても今回は考慮していない。

#### (ii) 欠陥輪郭形状の導出

各試験体の測定後、欠陥の評価を行うために、測定で得られた開口合成画像から欠陥輪郭形状の導出を行った。図 3.2.3-161 で示したように、YZ 平面上の開口合成画像を X 軸方向に並んで 40 枚生成するため、これらを組み合わせると 3 次元空間の開口合成データが得られたことになる。XY、YZ、ZX 平面のそれぞれに対して、これらの 3 次元データを面に垂直な方向に足し合わせ各面に投影した画像が図 3.2.3-163 である。この中で、ZX 平面が欠陥

面に対応し、中央のやや下にある強い指示がコーナーエコーであり、その上方で半楕円状の輪郭を作っている弱い指示が端部エコーである。

欠陥面を測定して得られた一連の開口合成画像よりノイズレベルを定め、ノイズレベルをしきい値として ZX 平面の画像を 2 値化したものが図 3. 2. 3-164 の左図であり、欠陥の輪郭形状を反映している。数値としての輪郭形状の導出は、この ZX 平面画像だけでなく、YZ 平面の開口合成画像を一枚ずつ精査して、端部エコー位置、コーナーエコー位置を 1 断面ごとに求めることにより行い、図 3. 2. 3-164 の右図のようなグラフを作成した。このグラフが欠陥輪郭形状を表し、ここから欠陥深さ・長さが求められる。

欠陥深さは、開口合成データにおいて、底面近傍で最大値が得られた点を底面の基準とし、基準から Z 軸成分の差が最大となる欠陥指示を欠陥先端とみなして求めた。底面近傍の欠陥指示が見つからず、欠陥端部の指示のみ見つかった場合は、試験体板厚より底面を定め、欠陥深さを求めた。試験体 P1 と P37 の欠陥には試験体内面で開口していない内在欠陥が含まれるが、本手法では探傷面から見て欠陥の下端を検出することを意図していないため、内在欠陥であっても底面から欠陥上端までを欠陥深さとして精度評価を行った。

欠陥長さは、底面近傍で欠陥指示がノイズレベル以下となって消失する点を欠陥の両端として求めた。底面近傍で欠陥指示が長く続く場合は、底面の基準から 1 mm 未満になった点を欠陥の両端とした。底面近傍の欠陥指示が見つからなかった場合は、欠陥長さは求められないとした。

グラフを求める過程において、強いノイズと有意な指示の区別は、コーナーエコーと端部エコーの相対的な位置関係や指示の連続性、探触子の移動に対する指示の追従性を考慮して行った。今回、測定データの分析者の作為的な判断を無くすため、欠陥形状のもっともらしさから明らかにノイズと思われる指示であっても、体系的な判断基準で排除できないものは有意な指示として残した。その結果、グラフから直接、欠陥形状を捉えることが難しくなったものもある。

### (Ⅲ) 測定結果

図 3. 2. 3-165 から図 3. 2. 3-228 は、今回の測定より得られた欠陥輪郭形状をグラフにしたものである。図 3. 2. 3-159 に示したように、欠陥ごとにその両面を測定しているため、それぞれのグラフがある。どちらの側からも検出できなかった欠陥についてはグラフを省いた。

表 3. 2. 3-35 から表 3. 2. 3-37 に欠陥検出結果をまとめた。表より、周方向欠陥に対して軸方向欠陥の検出性が悪いことがわかる。これは、軸方向欠陥を探傷する場合、超音波を溶接線に沿って入射するため、超音波が溶接部を伝搬する距離が長くなり減衰が大きくなるためである。そのため、軸方向欠陥で検出できているのは、寸法が大きい欠陥と板厚が薄い小口径の試験体の欠陥である。図 3. 2. 3-229 は軸方向欠陥を測定したときの YZ 画像であり、図 3. 2. 3-230 は周方向欠陥を測定したときの YZ 画像である。どちらの欠陥も深さ 28 mm であり、検出可能であったものである。各画像中央部に欠陥の端部エコー、コーナーエコーが Z



軸正方向に並んでおり、コーナーエコーから見て Y 軸正方向にあるのが底面によるエコーである。軸方向欠陥を測定する場合の方が、欠陥指示より手前 (Y 軸正方向) にノイズが多いのが確認できる。

また、周方向欠陥でも検出できなかったものがある。試験体 P1 の欠陥は、全てノズル側のバタリング部にあり、セーフエンド側からの測定では、欠陥が溶接部を挟んで反対側となり、欠陥指示を得ることが難しくなる場合がある。

試験体 P37 では、欠陥 6 が深さ 1 mm で検出できているのに対し、欠陥 10 が深さ 6 mm でも検出できていない。これらの欠陥の位置に大きな違いがあり、欠陥 10 は溶接線のほぼ中央にあるが、欠陥 6 はノズル側の炭素鋼の母材部にあるため、溶接部を通さずに測定が行えて欠陥指示が捉えやすい。図 3.2.3-232 は、同じく炭素鋼の母材部にある試験体 37 の欠陥 4 の YZ 画像であり、溶接部の欠陥を測定して得られた YZ 画像と比較して明らかにノイズが少ない。

一般に、板厚が大きくなれば超音波の減衰が大きくなり、得られる欠陥指示も弱くなる。図 3.2.3-230 は、試験体 P41 の欠陥 8 の YZ 画像であり、板厚 32 mm で欠陥深さ 26 mm である。これに対し、図 3.2.3-232 は、試験体 P37 の欠陥 11 の YZ 画像であり、板厚 79 mm で欠陥深さ 28 mm である。両者ともに周方向欠陥で、同程度のき裂深さであるが、特にステンレス鋼のセーフエンド側からの測定では、板厚の大きい試験体 P37 で欠陥指示が弱くなっていることが確認できる。

図 3.2.3-233 と図 3.2.3-234 は、測定結果より求めた欠陥深さと欠陥長さをラウンドロビン試験で公開されている真値と比較した結果である。各グラフの右下に 2 乗平均平方根誤差 (RMSE) を記した。ブロック試験体については、欠陥が試験体の全幅に渡って入っているため、欠陥長さサイジングを行わなかった。

今回、欠陥深さサイジングにおいて、端部エコー指示がある程度の広がりを持つ場合、指示の中で底面から最も遠い境界部を欠陥の終わりとしたため、全体的に欠陥深さを大きく見積もる傾向があった。端部エコー指示が最大となる点を使用すると精度が改善される可能性がある。

(iv) まとめ

今回のラウンドロビン試験では、欠陥がニッケル基合金溶接部にあり、また、80 mm 前後と板厚の大きい試験体が多く、超音波の減衰が大きい条件での測定となった。3D SAFT 法では、振動子数が多く、各振動子が小さいアレイ探触子を使用するため、発信する超音波を強くすることは難しく、実際のところ、減衰が大きい条件では欠陥検出自体ができないことがある。今回も、特に、溶接部内での超音波の伝搬距離が長くなる周方向欠陥の測定においては、欠陥検出性が悪かった。しかしながら、検出が行えた欠陥については、おおよその欠陥輪郭形状が得られており、超音波の減衰が問題ないレベルであれば、実機に近い試験体でも欠陥輪郭形状が推定できる可能性が示された。試験体の実際の欠陥形状は確認されていないため、現状では欠陥形状の再現性を評価できないが、一部を除いて、欠陥サイジングの誤差は小さくなく、ある程度、信頼できる結果であると考えられる。



(a) Matrixeye™ 256ch 機



(b) 超音波探触子

図 3. 2. 3-158 探傷装置

表 3. 2. 3-33 探傷条件一覧

| 項目         | 内容                    |
|------------|-----------------------|
| 試験方式       | 直接接触法                 |
| 接触媒質       | ソニコート                 |
| 周波数        | 2 MHz                 |
| 素子数        | 16×16 (3 mm ピッチ)      |
| A/D サンプルング | 30 MHz                |
| くさび        | ポリスチレン (音速 2,360 m/s) |
| 検査対象音速     | 5,750 m/s             |
| 屈折角 (計算上)  | 45.1°                 |
| ゲイン        | 30 dB                 |
| アベレージング    | 8                     |
| 発受信パターン    | Ttidori-Rall          |

### 周方向欠陥



### 軸方向欠陥

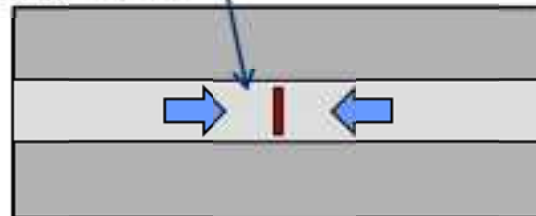


図 3.2.3-159 探傷方向



ブロック試験体

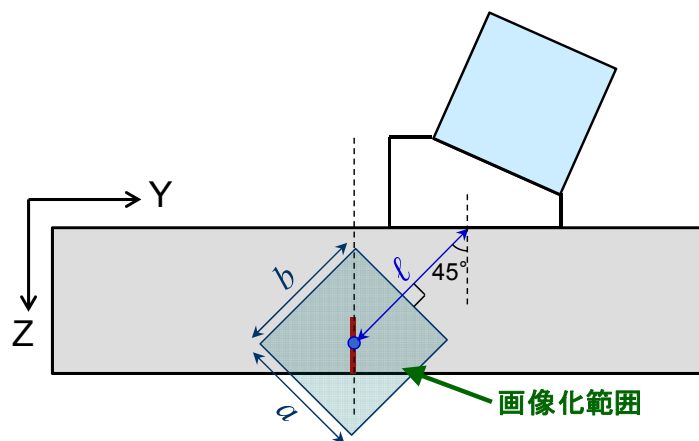


小口径配管試験体

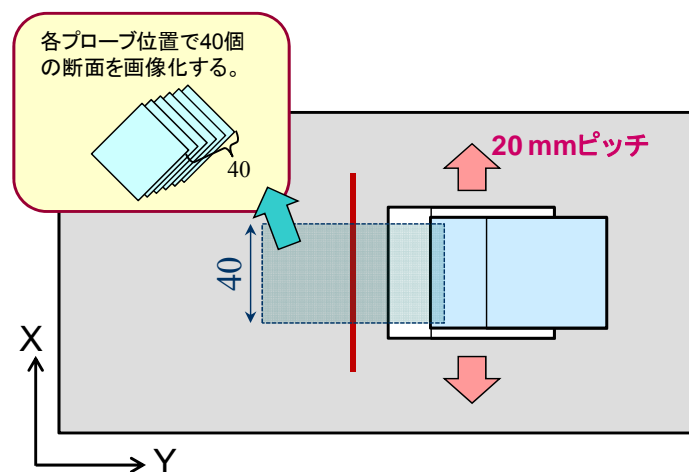


大口径配管試験体

図 3.2.3-160 探触子設置方法



(a) 断面



(b) 上面

図 3.2.3-161 探傷手順

表 3.2.3-34 画像化範囲パラメータ

|         | $\ell$ (mm) | $a$ (mm) | $b$ (mm) |
|---------|-------------|----------|----------|
| ブロック試験体 | 42.5        | 45       | 50       |
| 大口径配管   | 80          | 100      | 120      |
| 小口径配管   | 43          | 80       | 70       |

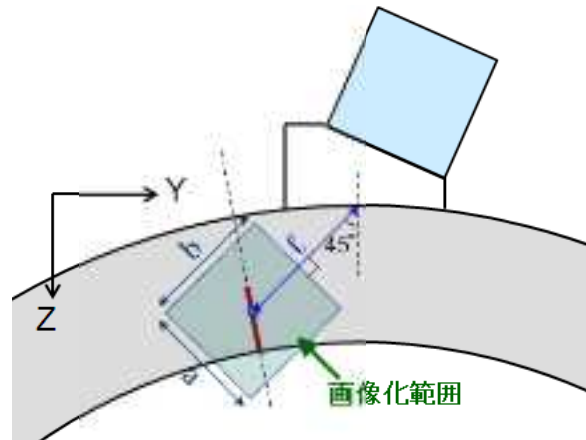


図 3.2.3-162 軸方向欠陥の探傷における画像化範囲

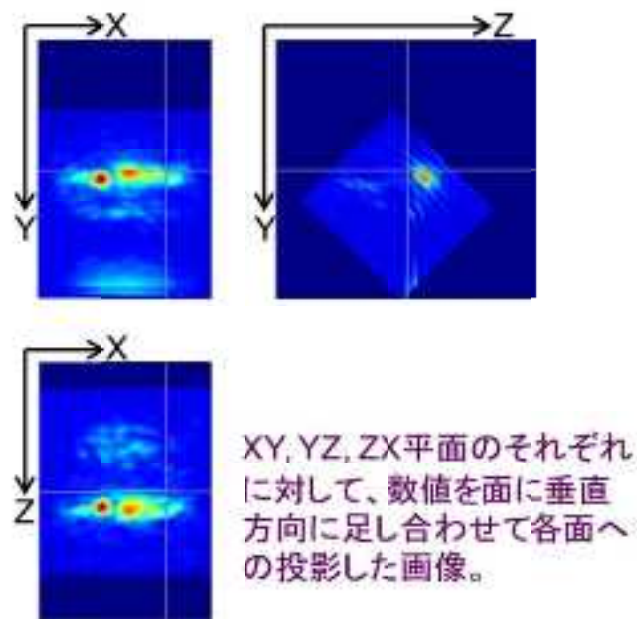


図 3.2.3-163 開口合成画像を合わせて得られた積算画像 (試験体 P30)

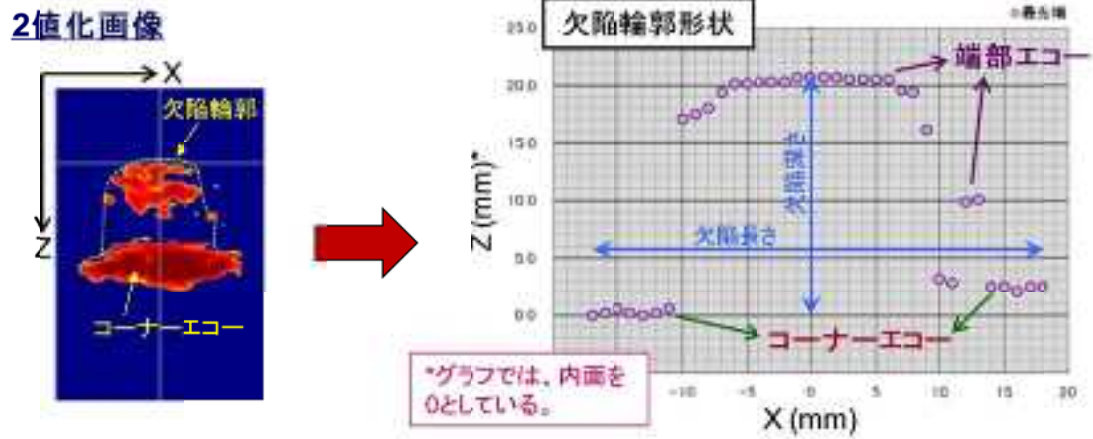


図 3.2.3-164 欠陥形状の導出 (試験体 P30)

表 3.2.3-35 欠陥検出結果 (軸方向欠陥)

| 試験体       |      | P12  |     | P23  |      |      |
|-----------|------|------|-----|------|------|------|
| 板厚 (mm)   |      | 77   |     | 87.7 |      |      |
| 欠陥番号      |      | 1    | 2   | 1    | 2    | 3    |
| 欠陥深さ (mm) |      | 23.1 | 5.5 | 8.7  | 21.9 | 43.9 |
| 検出        | 周正方向 | ×    | ×   | ×    | ○    | ○    |
|           | 周負方向 | ×    | ×   | ×    | ×    | ○    |

| 試験体       |      | P37 |   |   |    | P41 |    |   |    |   |    |
|-----------|------|-----|---|---|----|-----|----|---|----|---|----|
| 板厚 (mm)   |      | 79  |   |   |    | 32  |    |   |    |   |    |
| 欠陥番号      |      | 2   | 3 | 7 | 8  | 2   | 3  | 5 | 7  | 9 | 10 |
| 欠陥深さ (mm) |      | 20  | 1 | 6 | 28 | 6   | 17 | 6 | 26 | 3 | 2  |
| 検出        | 周正方向 | ×   | × | × | ×  | ○   | ○  | ○ | ○  | × | ×  |
|           | 周負方向 | ×   | × | × | ×  | ×   | ○  | ○ | ○  | × | ×  |

表 3.2.3-36 欠陥検出結果（周方向欠陥）

| 試験体       |         | P1   |      |      |      | P24  |      |      |
|-----------|---------|------|------|------|------|------|------|------|
| 板厚 (mm)   |         | 38.1 |      |      |      | 87.7 |      |      |
| 欠陥番号      |         | 1    | 2    | 3    | 4    | 1    | 2    | 3    |
| 欠陥深さ (mm) |         | 7.7  | 16.5 | 23.0 | 12.9 | 8.7  | 21.9 | 43.9 |
| 検出        | ノズル側    | ○    | ○    | ○    | ○    | ○    | ○    | ○    |
|           | セーフエント側 | ○    | ×    | ○    | ○    | ○    | ○    | ○    |

| 試験体       |         | P37 |    |   |   |   |    |    |
|-----------|---------|-----|----|---|---|---|----|----|
| 板厚 (mm)   |         | 79  |    |   |   |   |    |    |
| 欠陥番号      |         | 1   | 4  | 5 | 6 | 9 | 10 | 11 |
| 欠陥深さ (mm) |         | 25  | 10 | 7 | 1 | 1 | 6  | 28 |
| 検出        | ノズル側    | ○   | ○  | ○ | ○ | × | ×  | ○  |
|           | セーフエント側 | ○   | ○  | ○ | ○ | × | ×  | ○  |

| 試験体       |         | P41 |    |   |    |    |    |
|-----------|---------|-----|----|---|----|----|----|
| 板厚 (mm)   |         | 32  |    |   |    |    |    |
| 欠陥番号      |         | 1   | 4  | 6 | 8  | 11 | 12 |
| 欠陥深さ (mm) |         | 6   | 17 | 6 | 26 | 3  | 2  |
| 検出        | ノズル側    | ○   | ○  | ○ | ○  | ×  | ○  |
|           | セーフエント側 | ○   | ○  | ○ | ○  | ○  | ×  |

表 3.2.3-37 欠陥検出結果（ブロック試験体）

| 試験体       |        | P28  | P29 | P30 | P31 | P32 | P38 | P42 |
|-----------|--------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| 板厚 (mm)   |        | 30.3 |     |     |     |     |     |     |
| 欠陥深さ (mm) |        | 12   | 10  | 18  | 4   | 15  | 5   | 10  |
| 検出        | Y 軸正方向 | ○    | ○   | ○   | ○   | ○   | ○   | ○   |
|           | Y 軸負方向 | ○    | ○   | ○   | ○   | ○   | ○   | ○   |



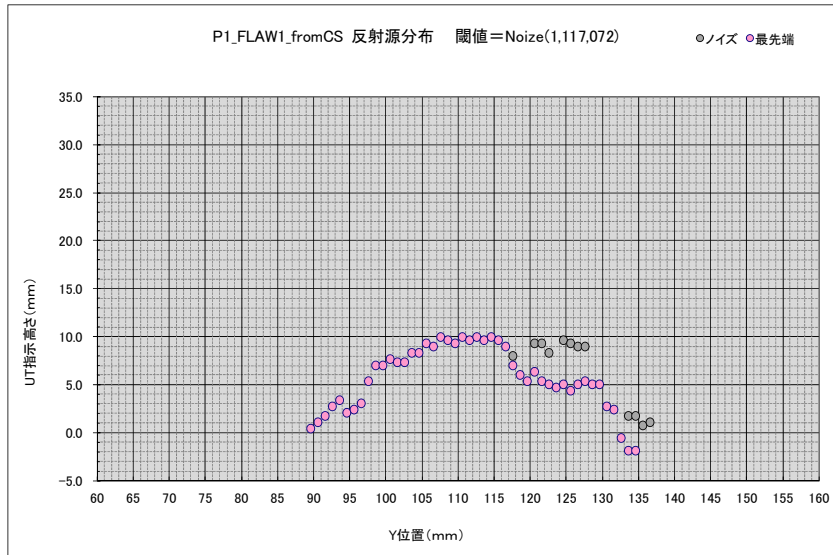


図 3. 2. 3-165 試験体 P1 欠陥 1 のノズル側からの測定結果

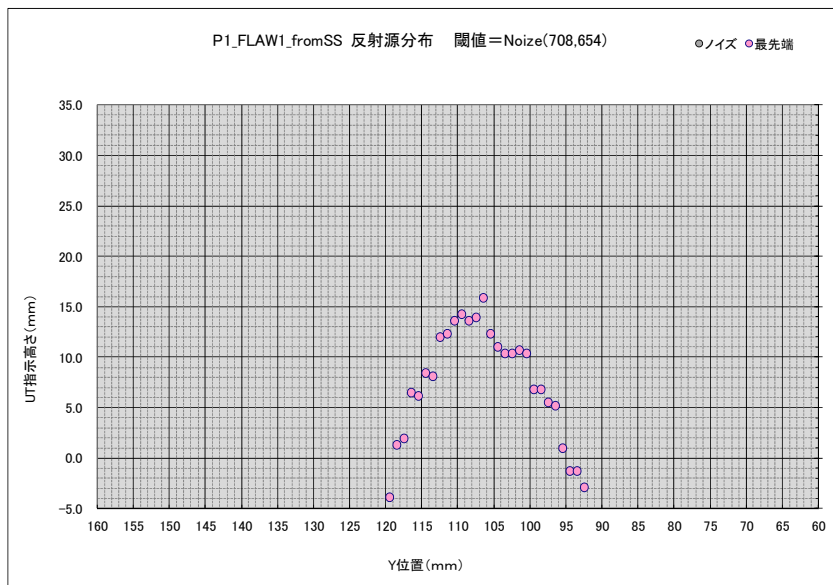


図 3. 2. 3-166 試験体 P1 欠陥 1 のセーフエンド側からの測定結果

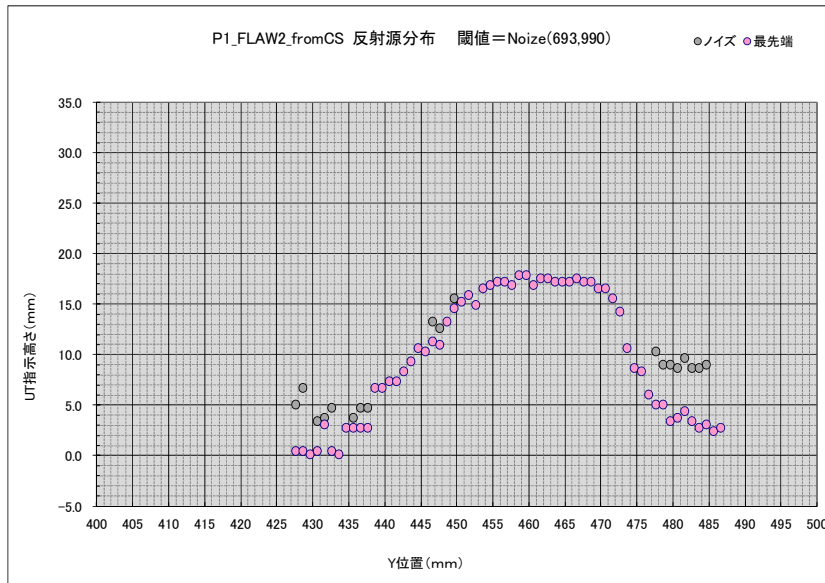


図 3. 2. 3-167 試験体 P1 欠陥 2 のノズル側からの測定結果

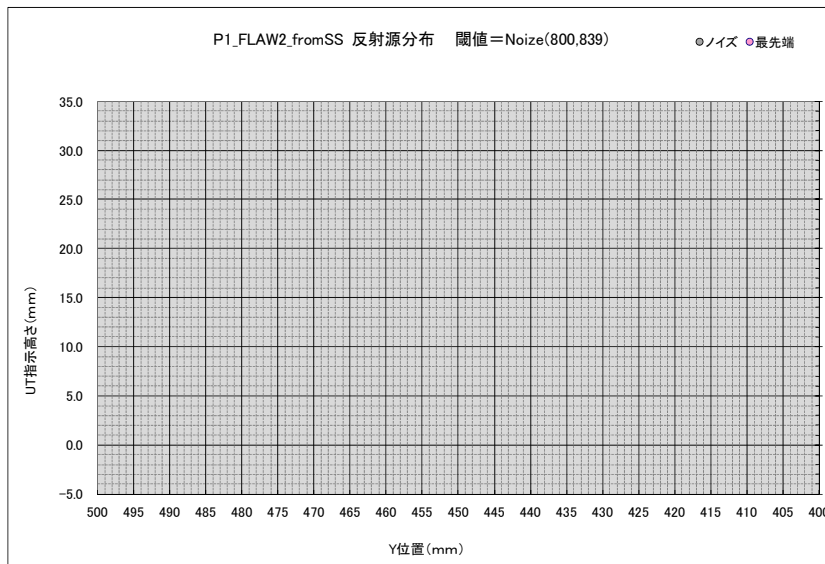


図 3. 2. 3-168 試験体 P1 欠陥 2 のセーフエンド側からの測定結果

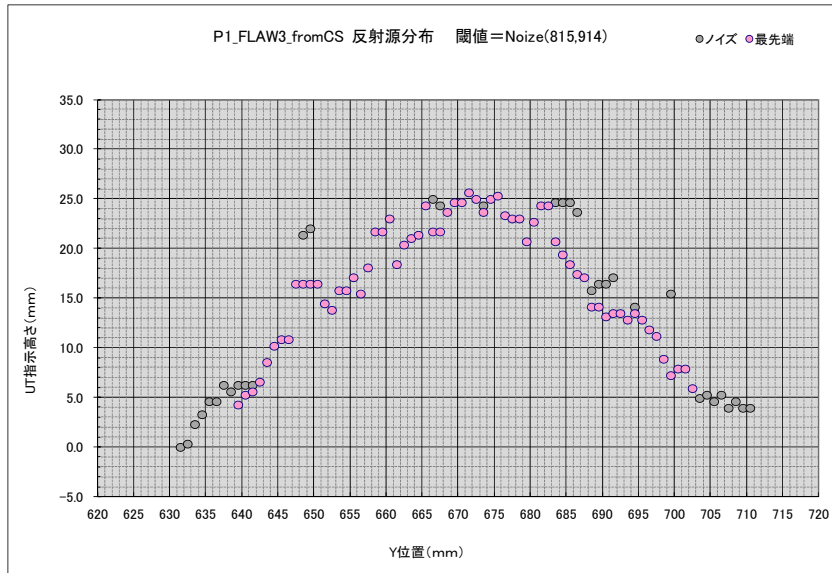


図 3. 2. 3-169 試験体 P1 欠陥 3 のノズル側からの測定結果

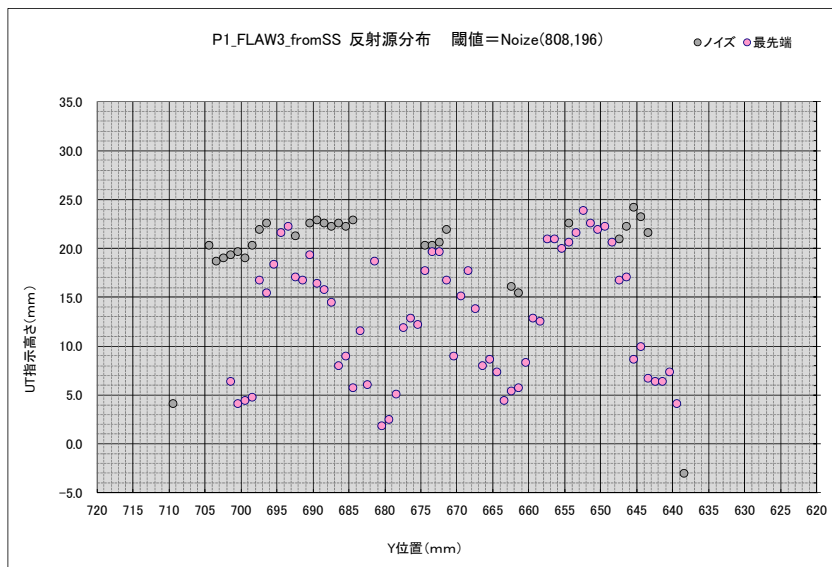


図 3. 2. 3-170 試験体 P1 欠陥 3 のセーフエンド側からの測定結果

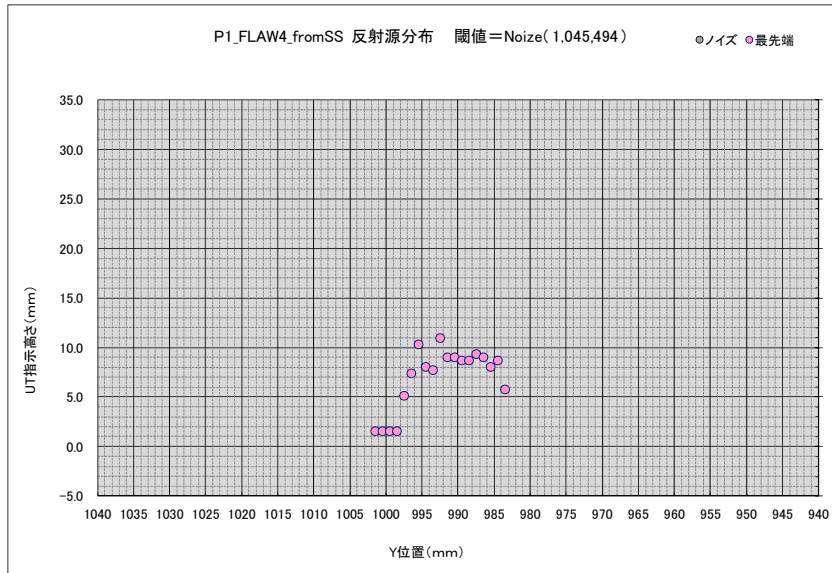


図 3. 2. 3-171 試験体 P1 欠陥 4 のノズル側からの測定結果

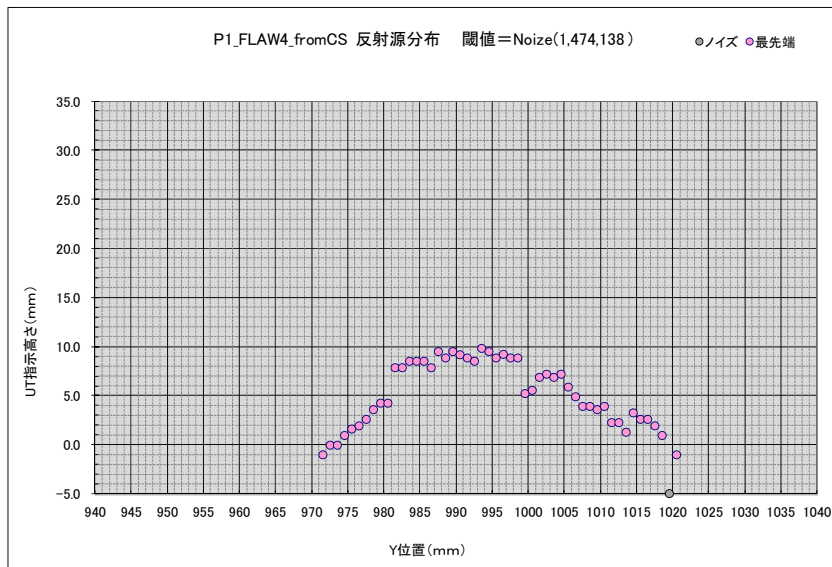


図 3. 2. 3-172 試験体 P1 欠陥 4 のセーフエンド側からの測定結果

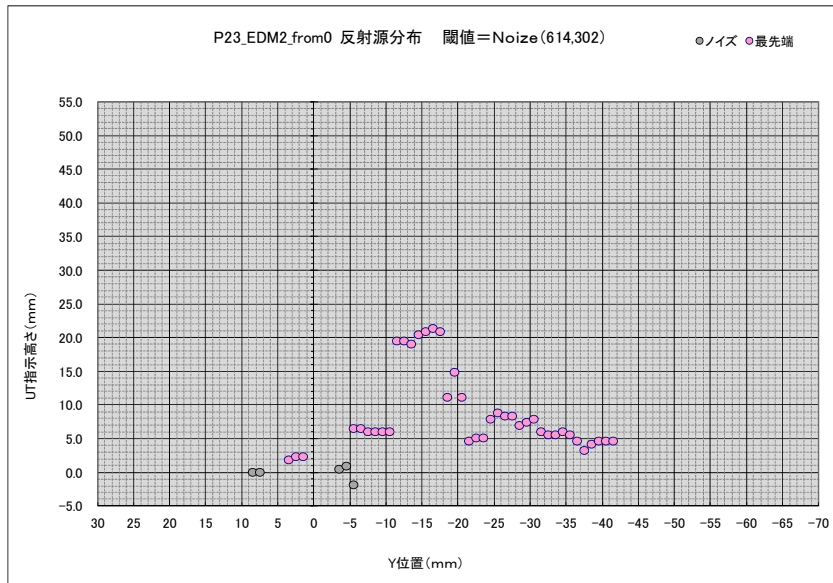


図 3. 2. 3-173 試験体 P23 欠陥 2 の周正方向の測定結果

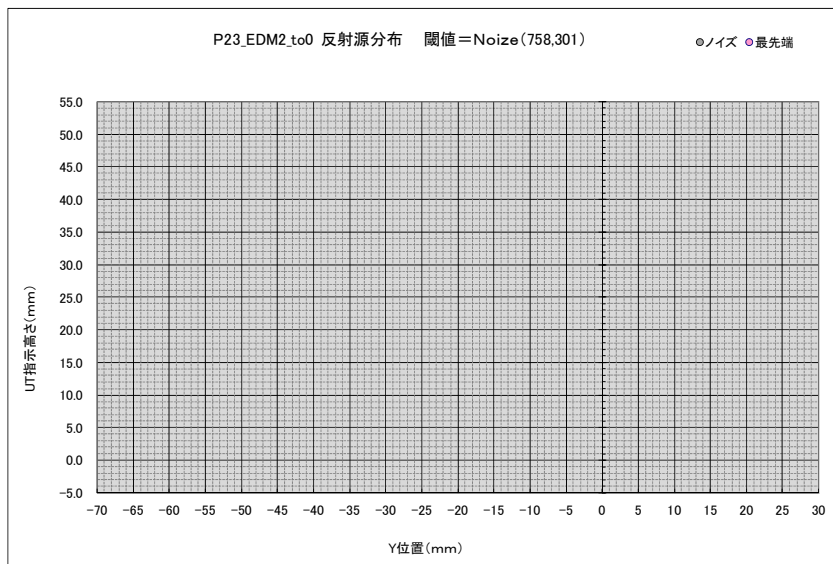


図 3. 2. 3-174 試験体 P23 欠陥 2 の周負方向の測定結果

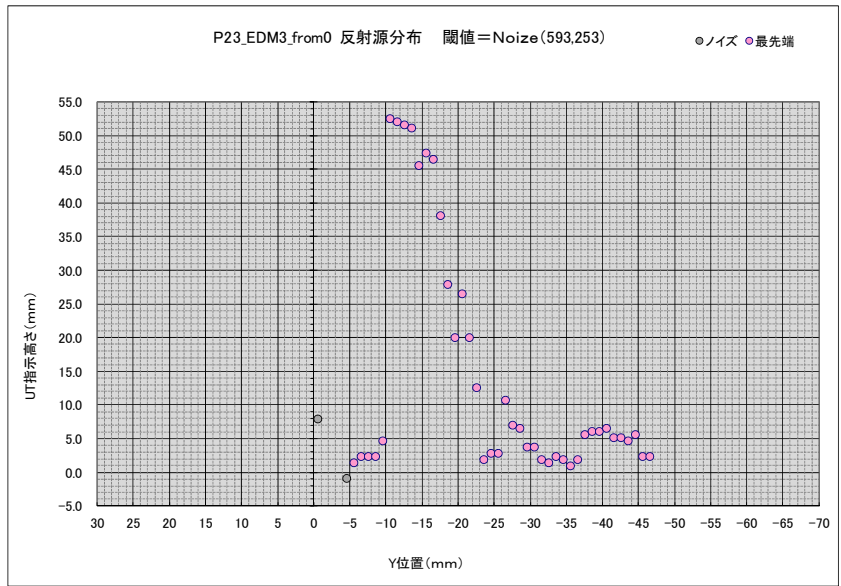


図 3. 2. 3-175 試験体 P23 欠陥 3 の周正方向の測定結果

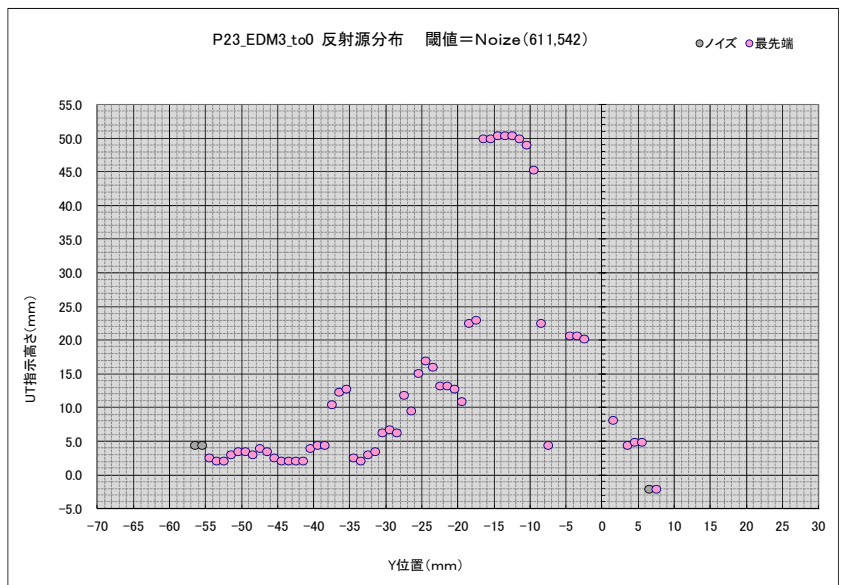


図 3. 2. 3-176 試験体 P23 欠陥 3 の周負方向の測定結果

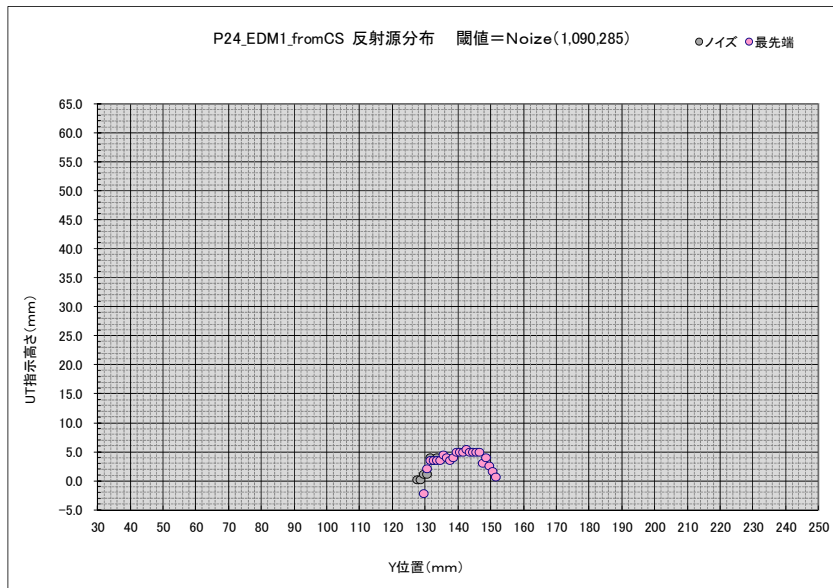


図 3. 2. 3-177 試験体 P24 欠陥 1 のノズル側から測定結果

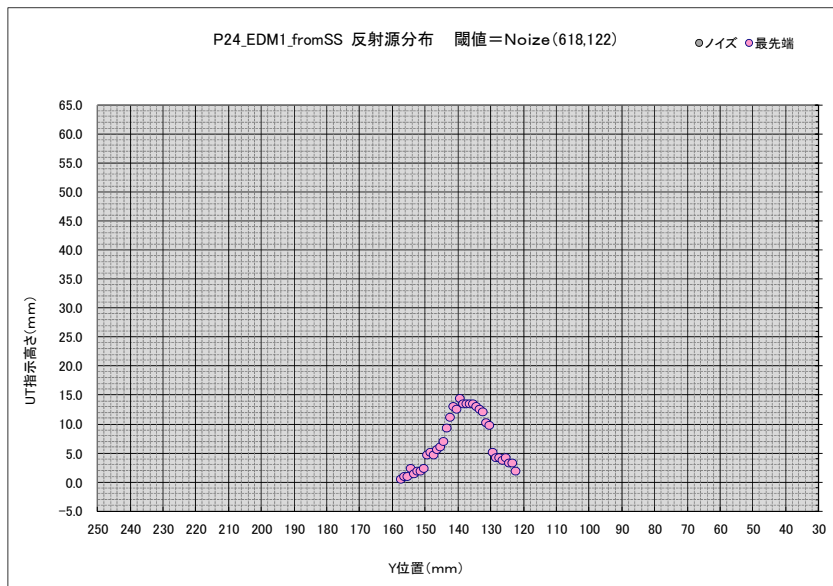


図 3. 2. 3-178 試験体 P24 欠陥 1 のセーフエンド側から測定結果

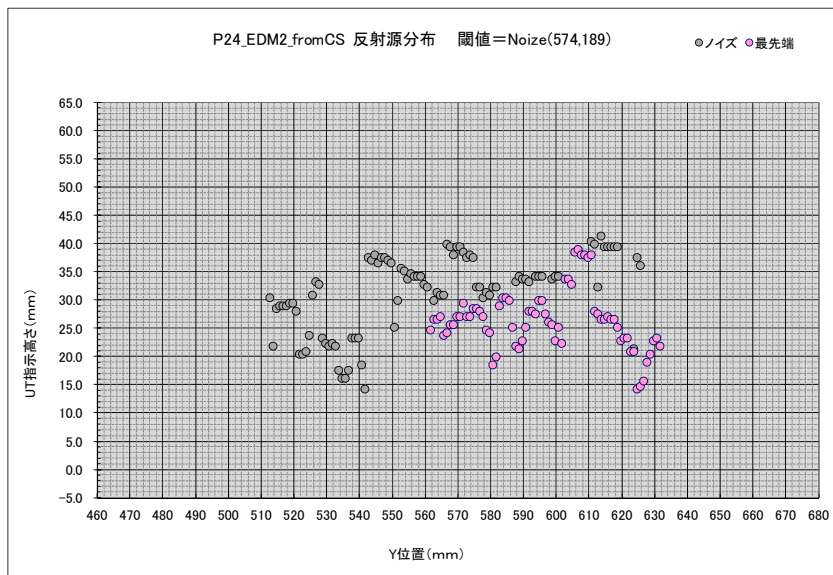


図 3. 2. 3-179 試験体 P24 欠陥 2 のノズル側から測定結果

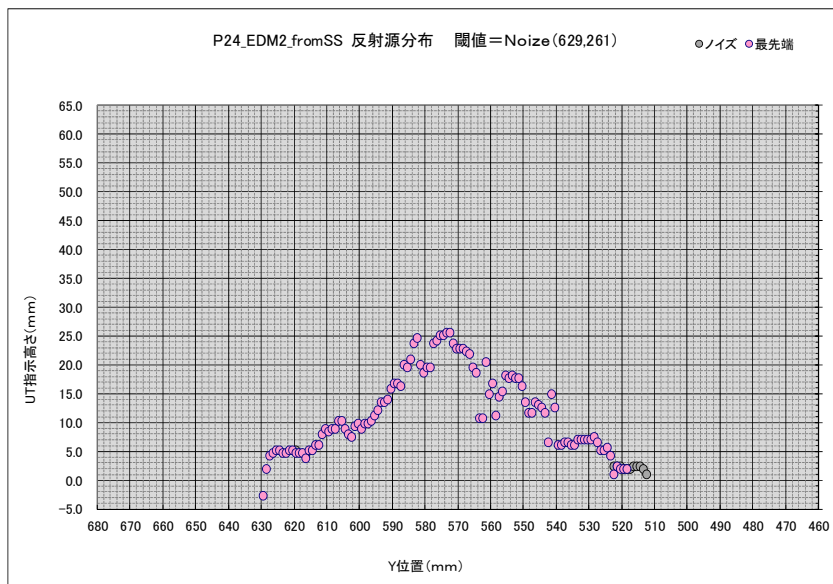


図 3. 2. 3-180 試験体 P24 欠陥 2 のセーフエンド側から測定結果



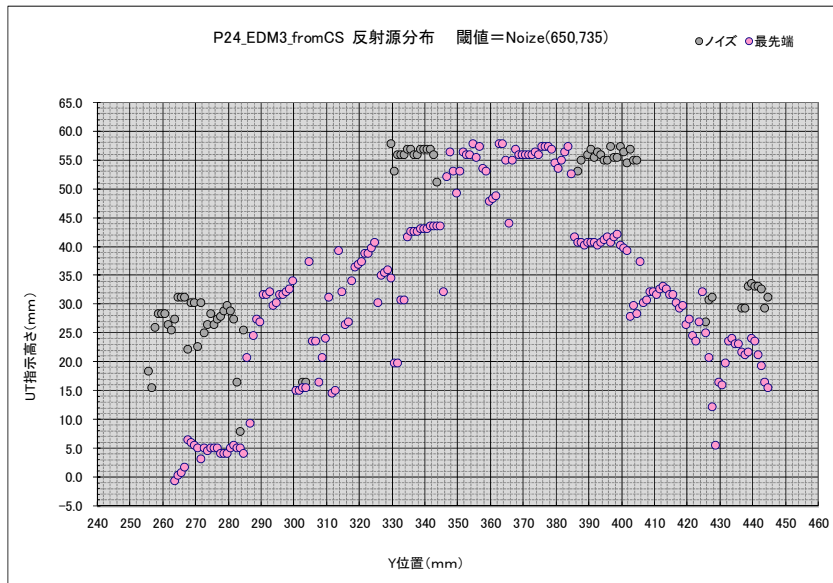


図 3. 2. 3-181 試験体 P24 欠陥 3 のノズル側から測定結果

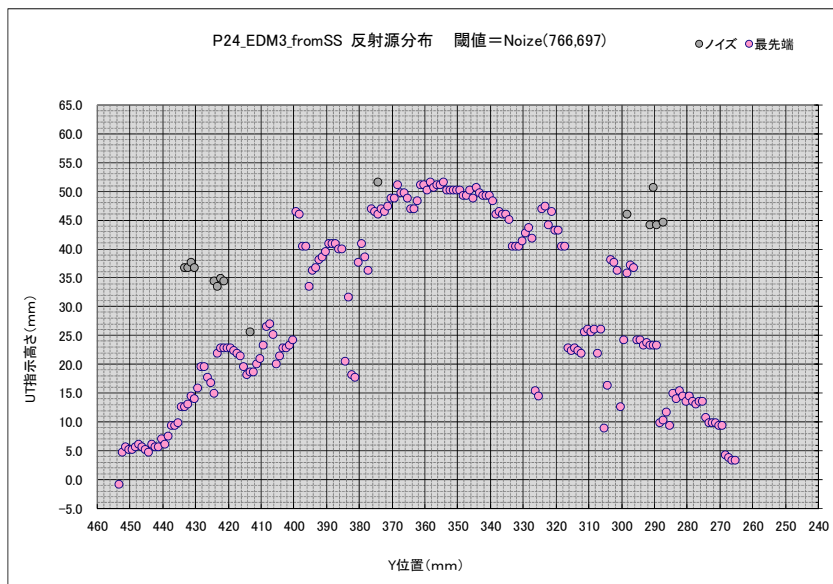


図 3. 2. 3-182 試験体 P24 欠陥 3 のセーフエンド側から測定結果

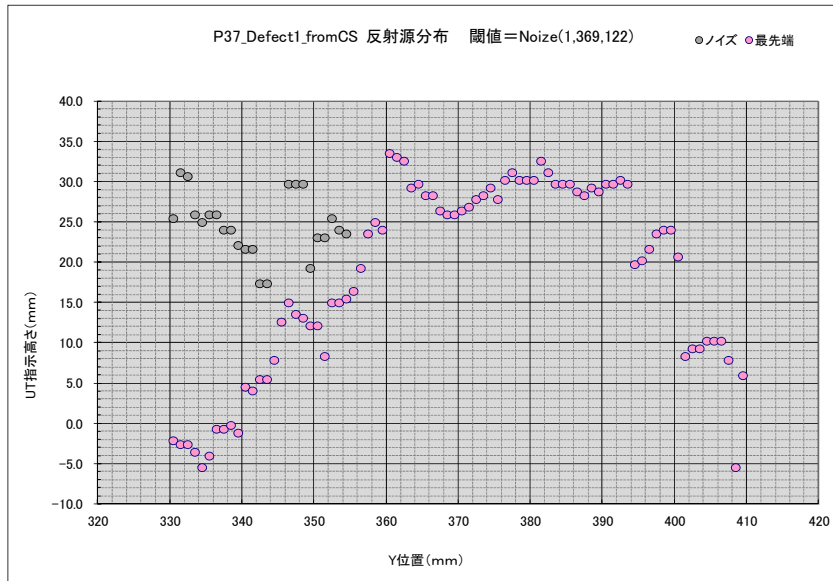


図 3. 2. 3-183 試験体 P37 欠陥 1 のノズル側から測定結果

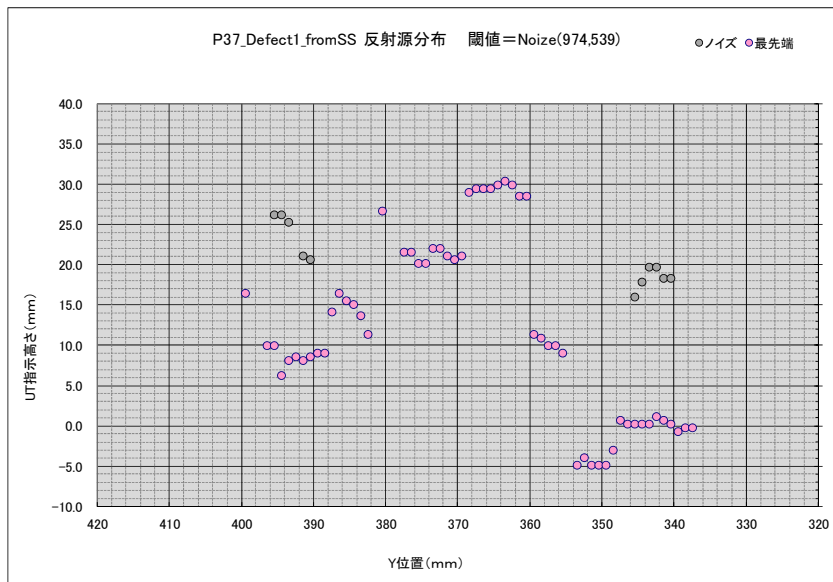


図 3. 2. 3-184 試験体 P37 欠陥 1 のセーフエンド側から測定結果

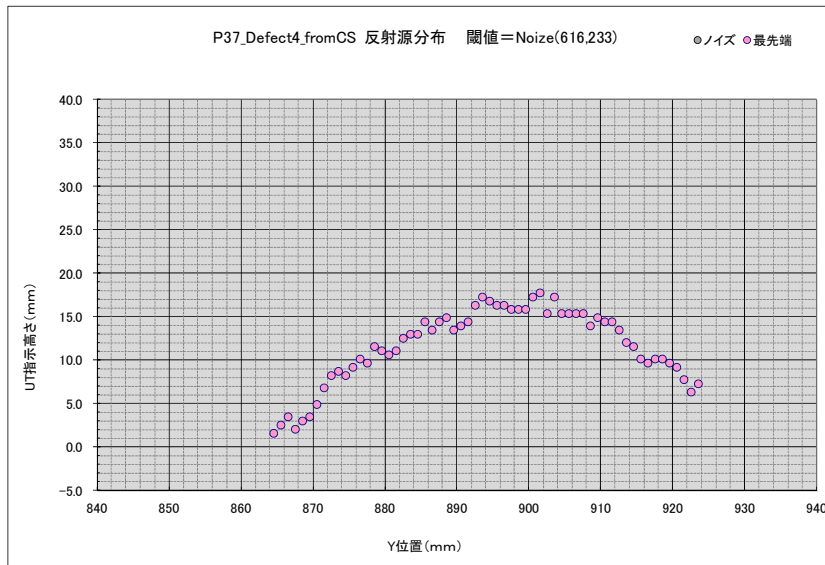


図 3. 2. 3-185 試験体 P37 欠陥 4 のノズル側から測定結果

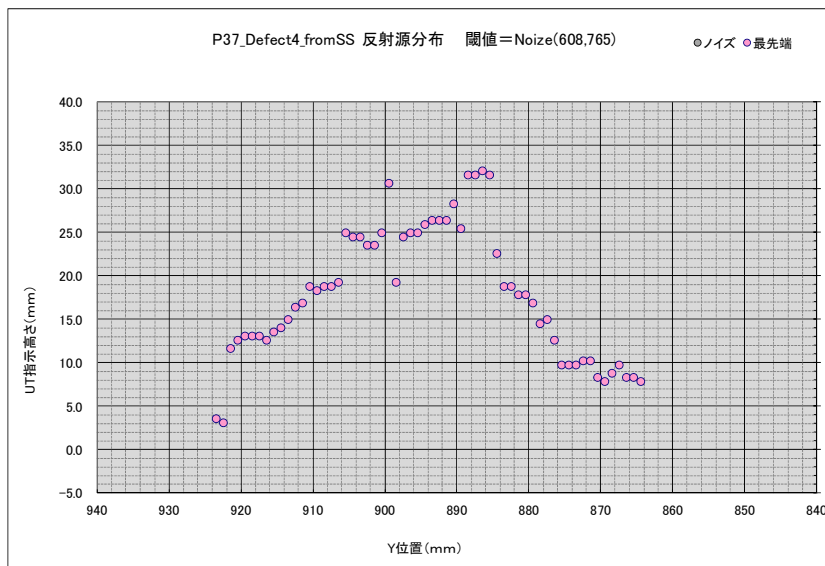


図 3. 2. 3-186 試験体 P37 欠陥 4 のセーフエンド側から測定結果

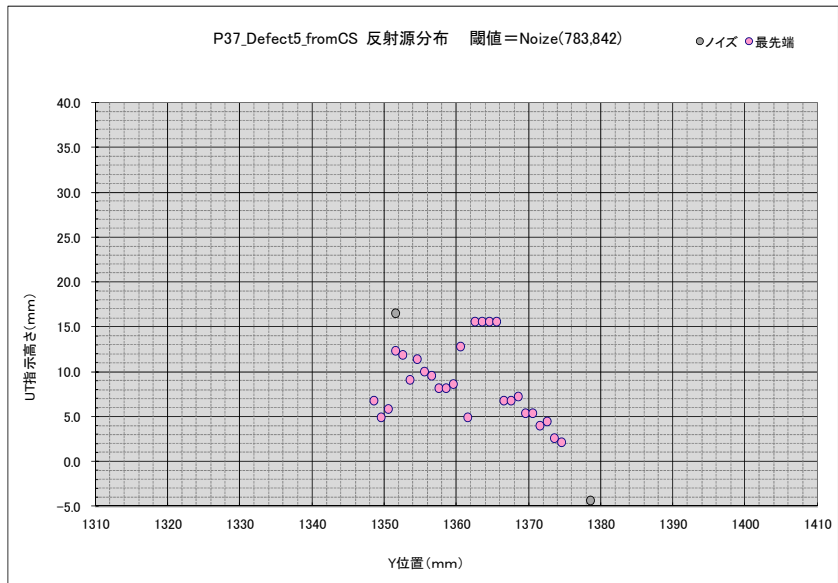


図 3. 2. 3-187 試験体 P37 欠陥 5 のノズル側から測定結果

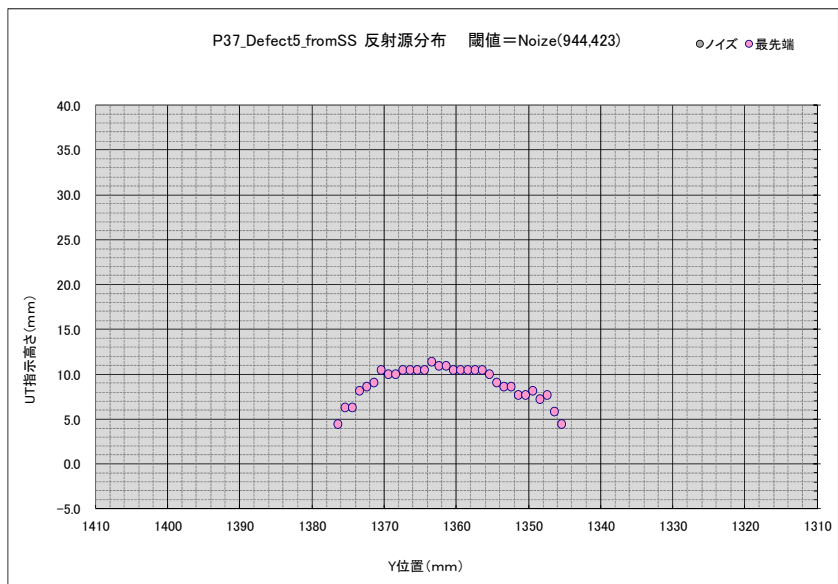


図 3. 2. 3-188 試験体 P37 欠陥 5 のセーフエンド側から測定結果

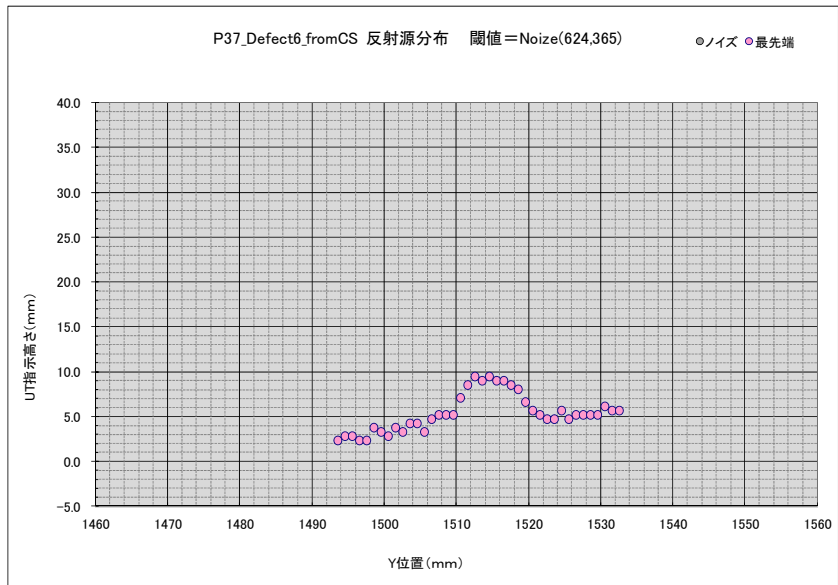


図 3. 2. 3-189 試験体 P37 欠陥 6 のノズル側から測定結果

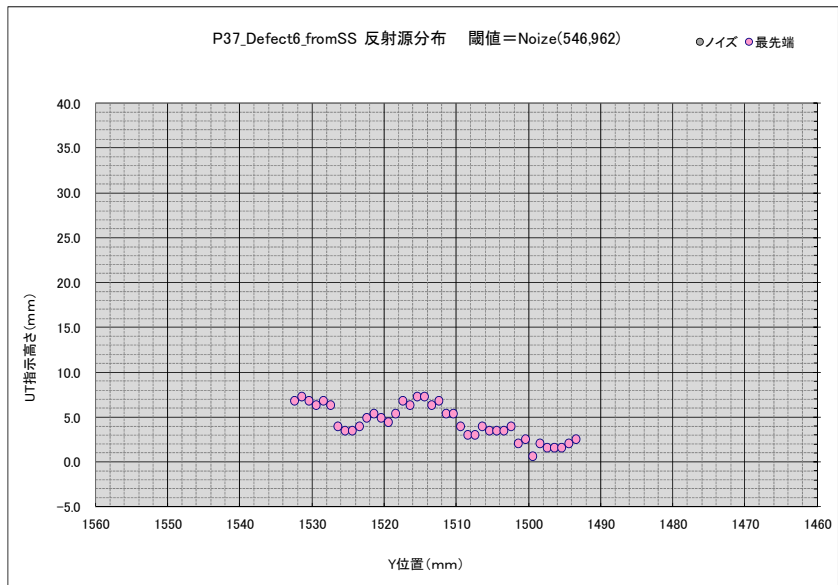


図 3. 2. 3-190 試験体 P37 欠陥 6 のセーフエンド側から測定結果

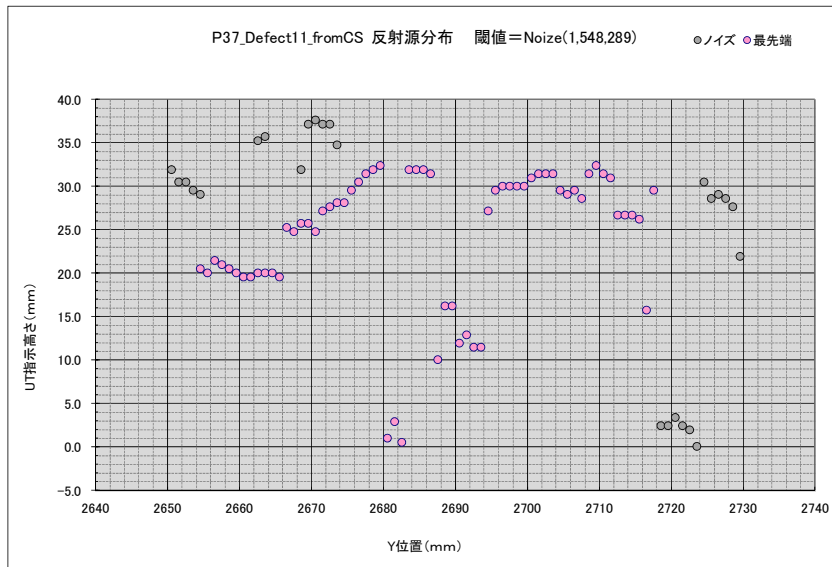


図 3. 2. 3-191 試験体 P37 欠陥 11 のノズル側から測定結果

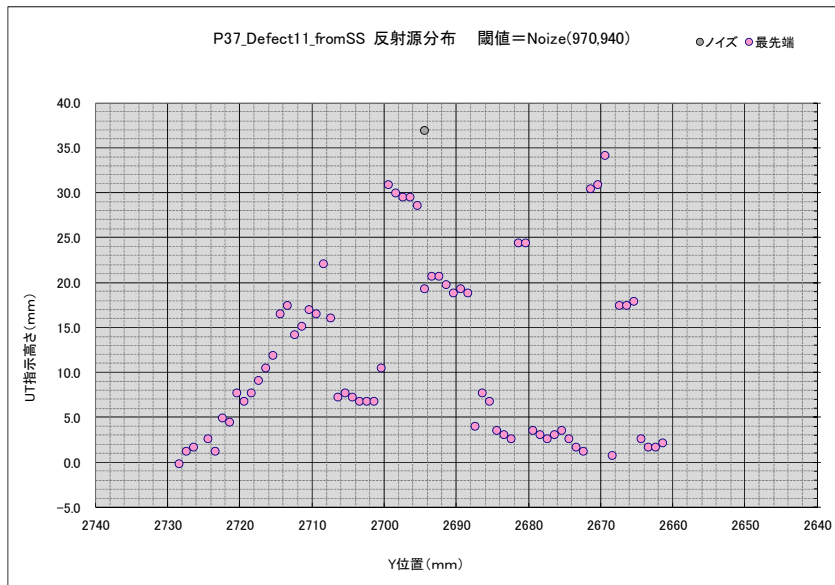


図 3. 2. 3-192 試験体 P37 欠陥 11 のセーフエンド側から測定結果

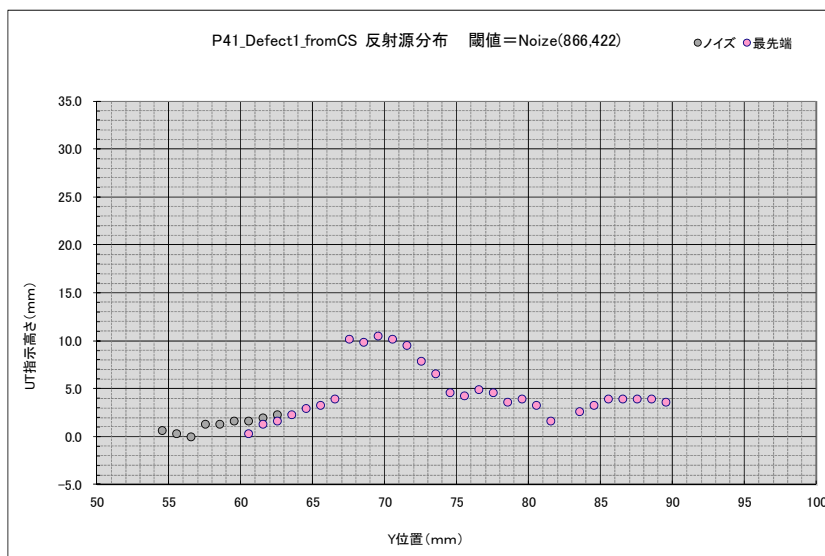


図 3. 2. 3-193 試験体 P41 欠陥 1 のノズル側から測定結果

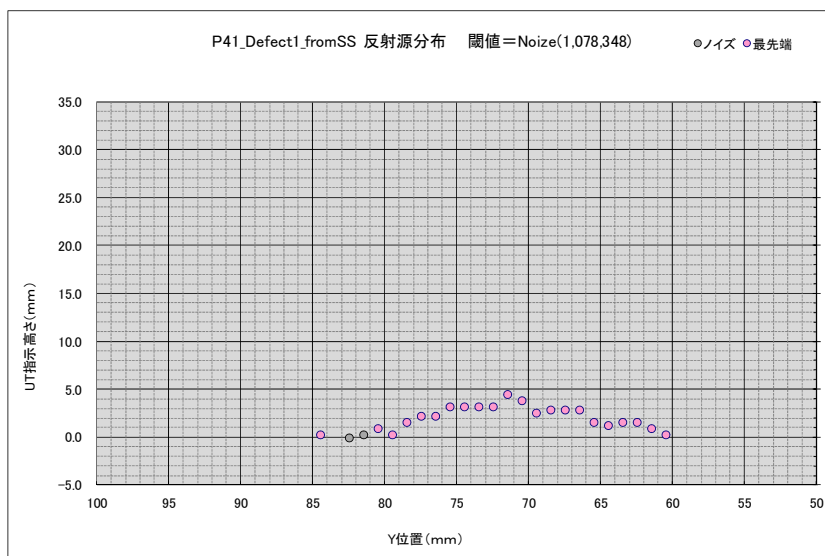


図 3. 2. 3-194 試験体 P41 欠陥 1 のセーフエンド側から測定結果

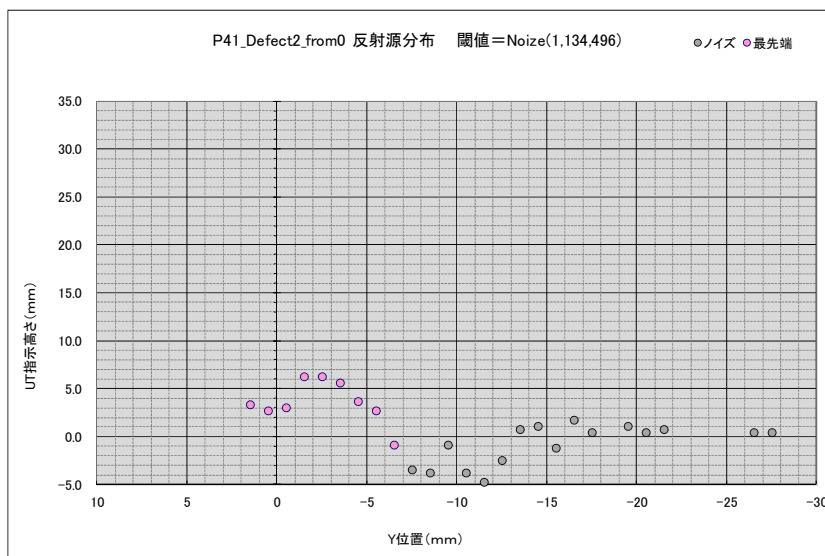


図 3.2.3-195 試験体 P41 欠陥 2 の周正方向の測定結果

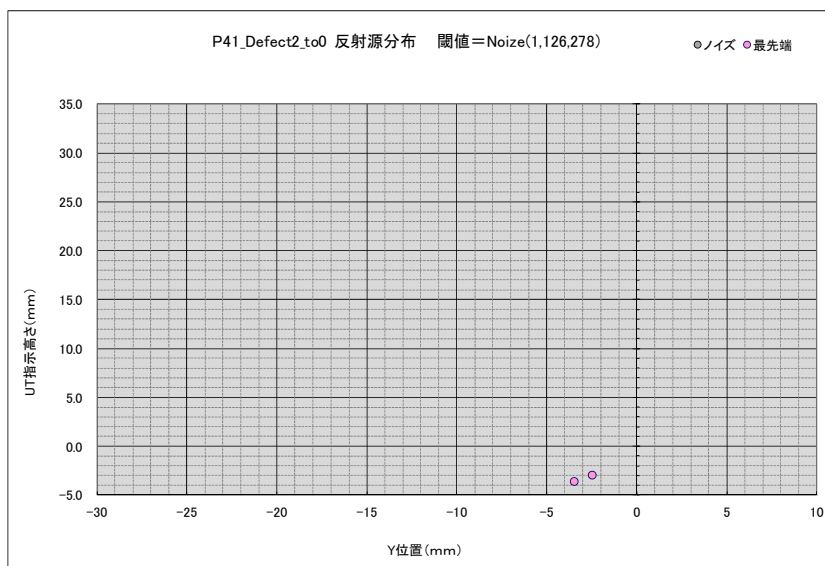


図 3.2.3-196 試験体 P41 欠陥 2 の周負方向の測定結果



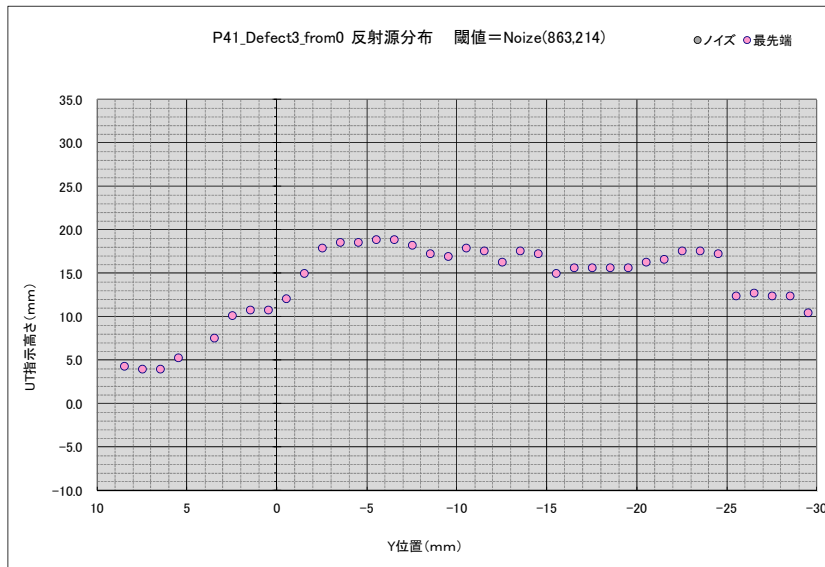


図 3. 2. 3-197 試験体 P41 欠陥 3 の周正方向の測定結果

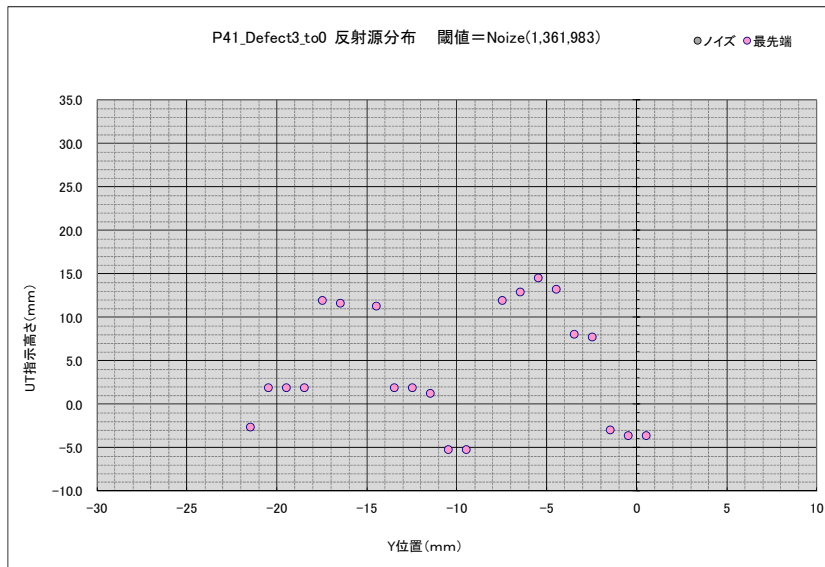


図 3. 2. 3-198 試験体 P41 欠陥 3 の周負方向の測定結果

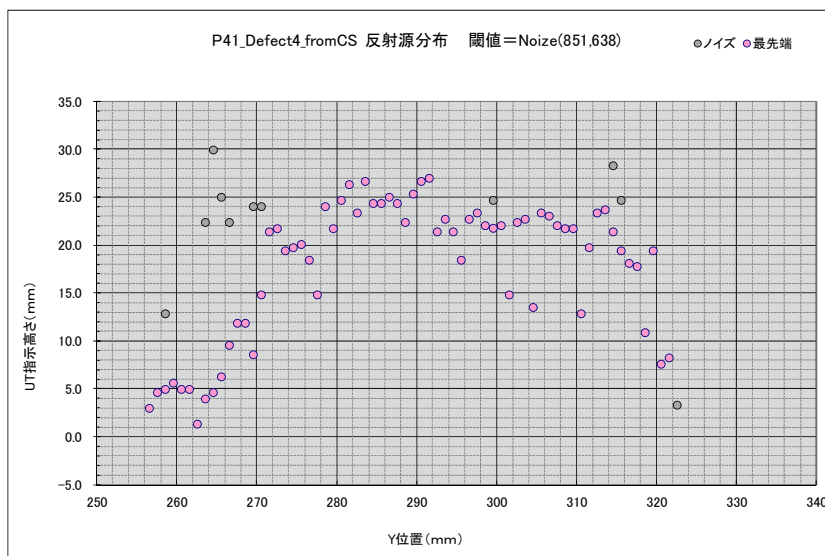


図 3. 2. 3-199 試験体 P41 欠陥 4 のノズル側から測定結果

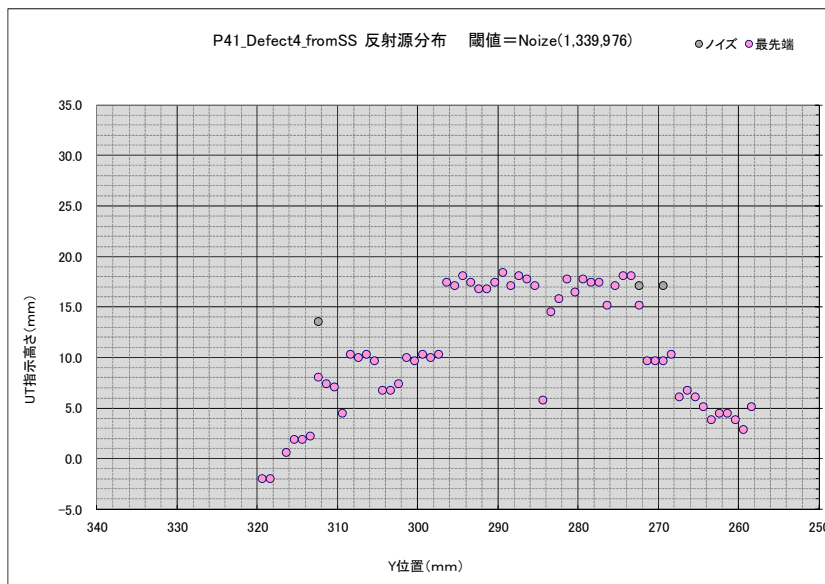


図 3. 2. 3-200 試験体 P41 欠陥 4 のセーフエンド側から測定結果

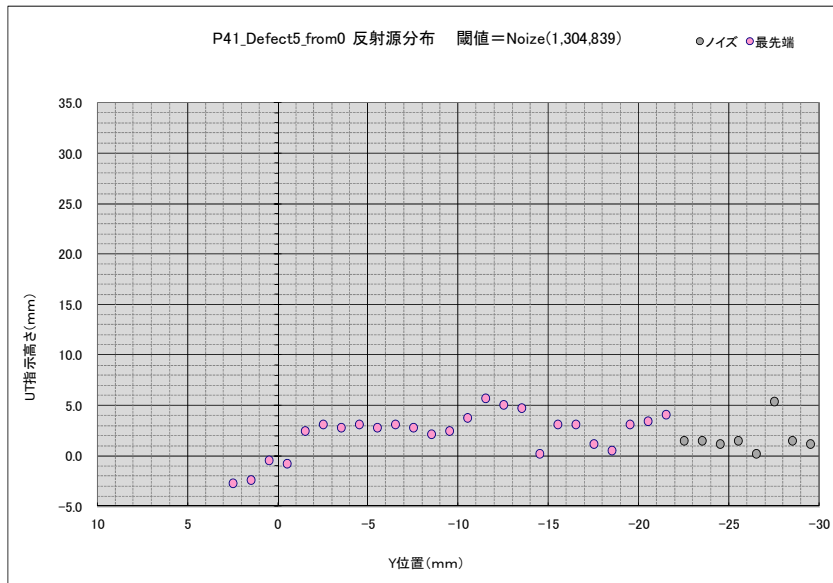


図 3. 2. 3-201 試験体 P41 欠陥 5 のノズル側から測定結果

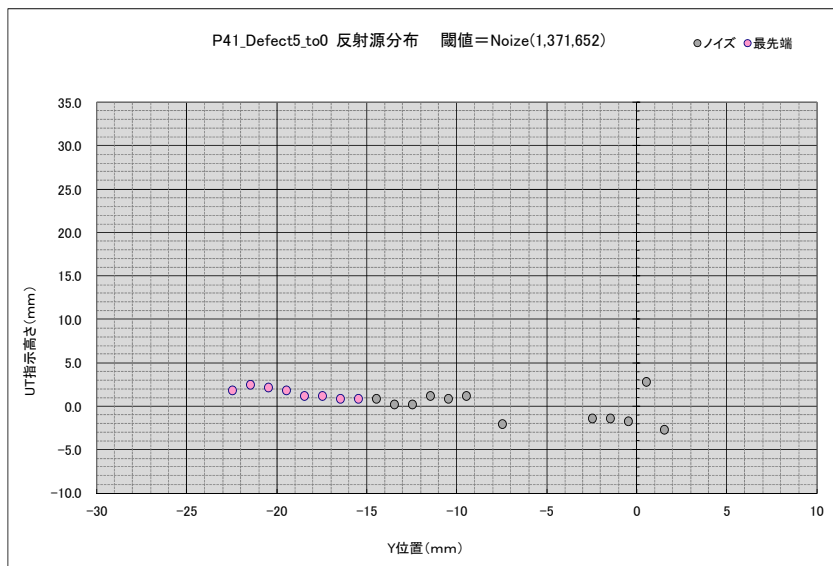


図 3. 2. 3-202 試験体 P41 欠陥 5 のセーフエンド側から測定結果

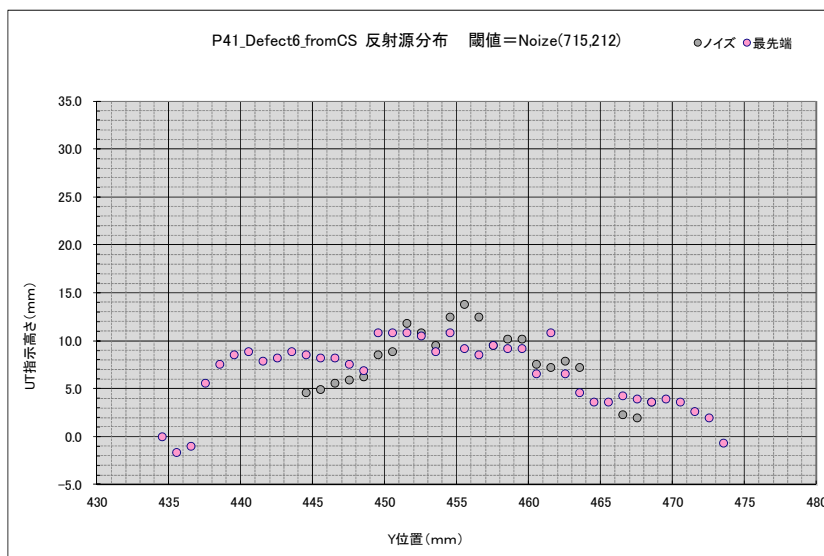


図 3. 2. 3-203 試験体 P41 欠陥 6 のノズル側から測定結果

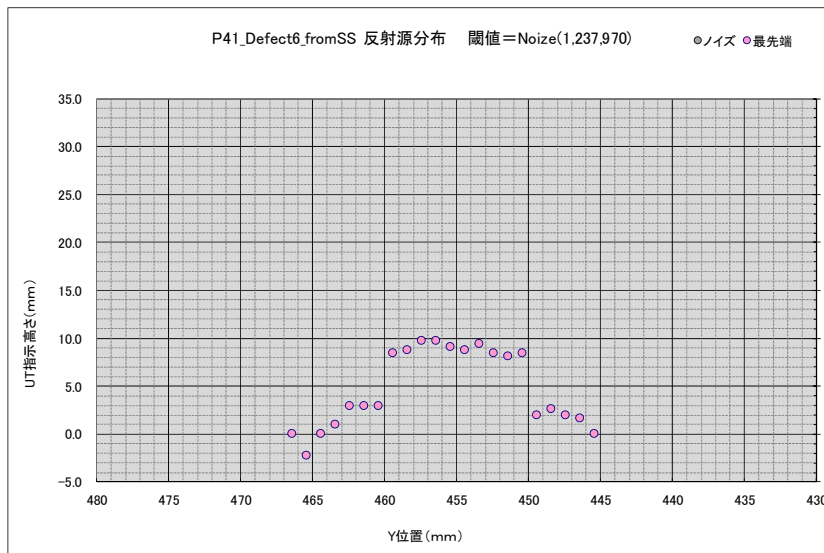


図 3. 2. 3-204 試験体 P41 欠陥 6 のセーフエンド側から測定結果

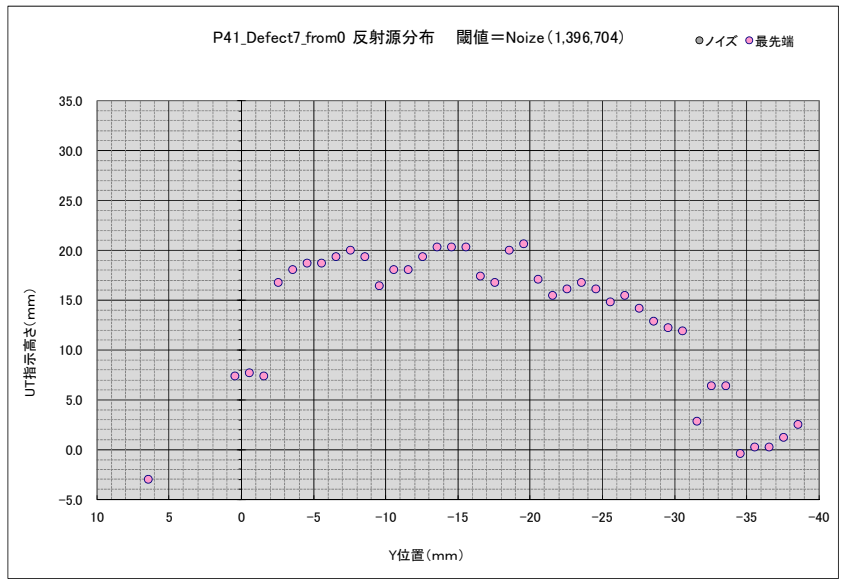


図 3.2.3-205 試験体 P41 欠陥 7 のノズル側から測定結果

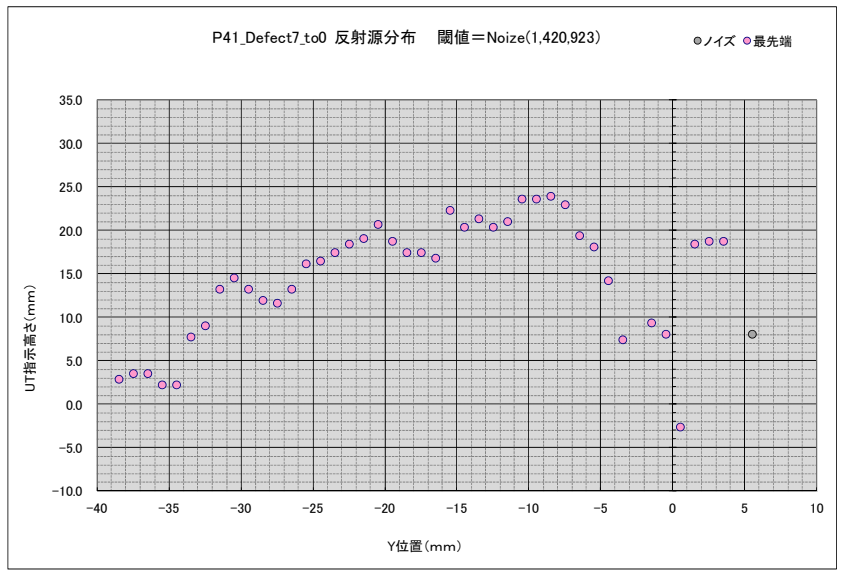


図 3.2.3-206 試験体 P41 欠陥 7 のセーフエンド側から測定結果

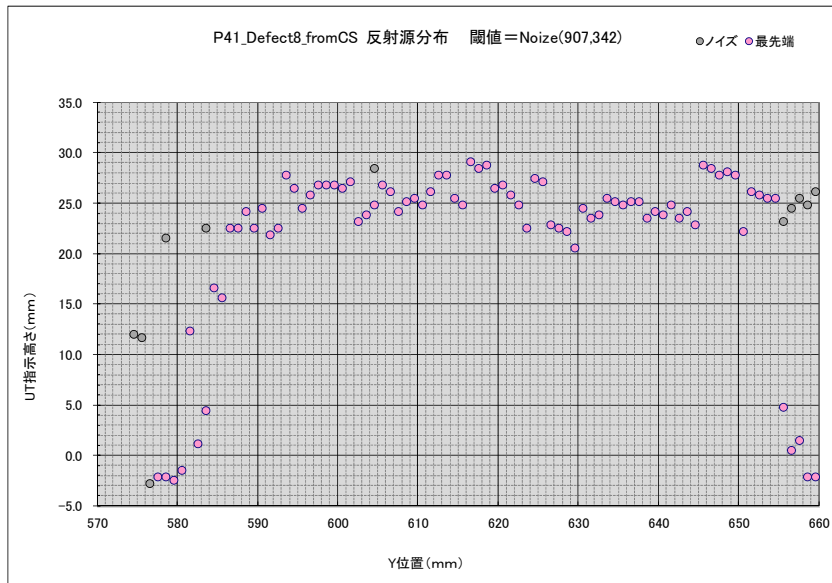


図 3. 2. 3-207 試験体 P41 欠陥 8 のノズル側から測定結果

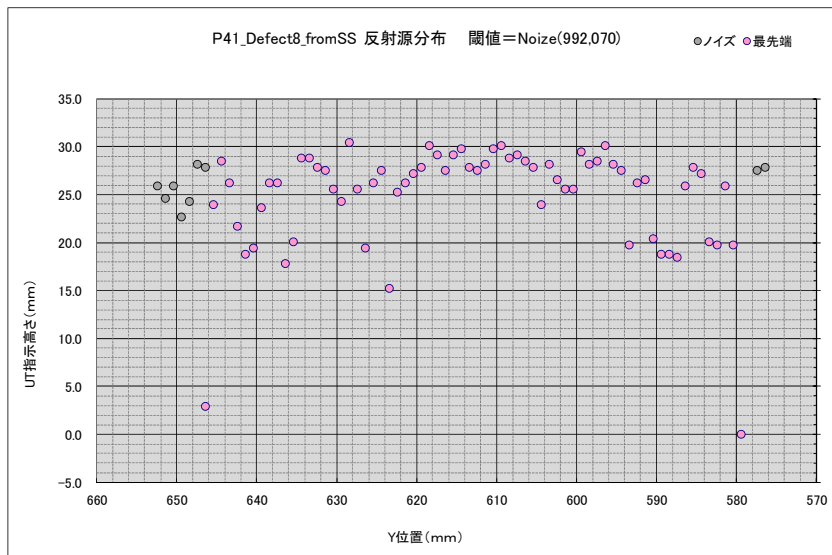


図 3. 2. 3-208 試験体 P41 欠陥 8 のセーフエンド側から測定結果

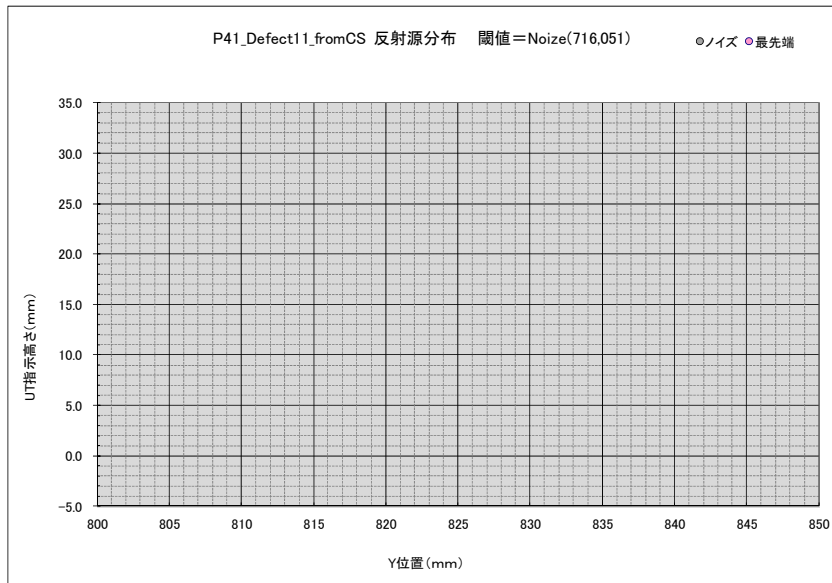


図 3. 2. 3-209 試験体 P41 欠陥 11 のノズル側から測定結果

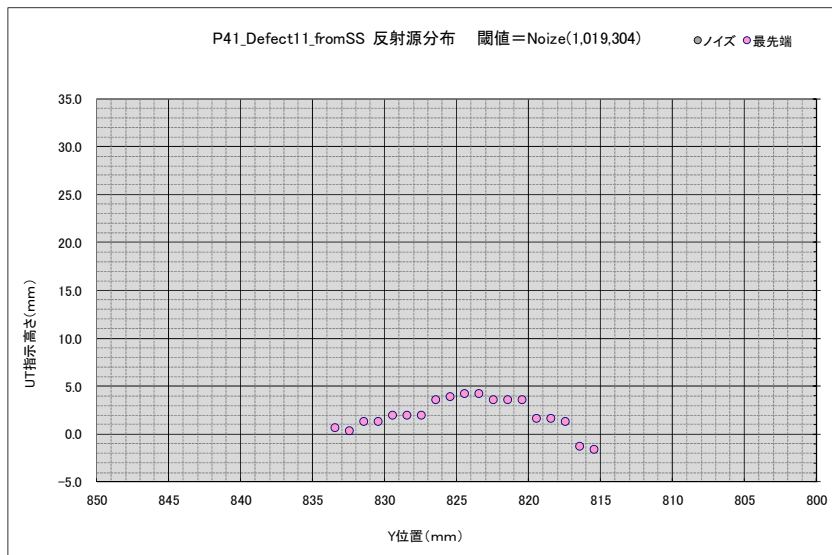


図 3. 2. 3-210 試験体 P41 欠陥 11 のセーフエンド側から測定結果

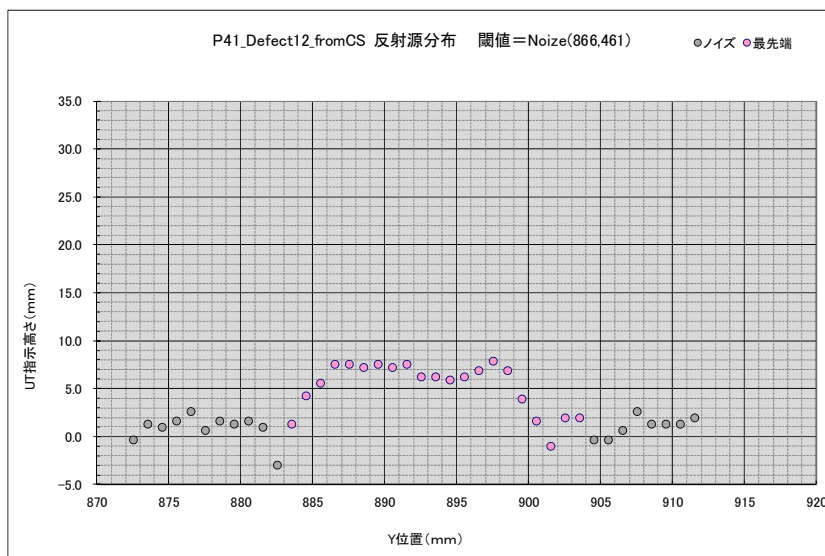


図 3.2.3-211 試験体 P41 欠陥 12 のノズル側から測定結果

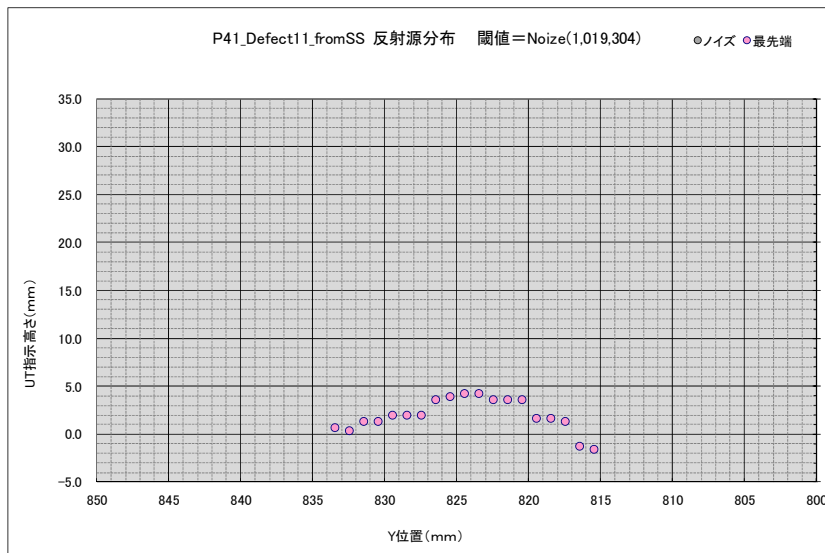


図 3.2.3-212 試験体 P41 欠陥 12 のセーフエンド側から測定結果



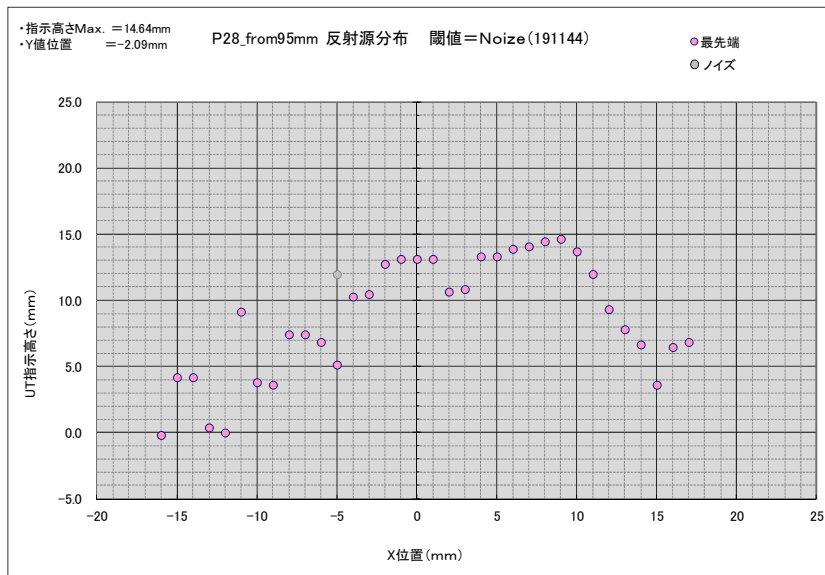


図 3. 2. 3-213 試験体 P28 の Y 軸正方向の測定結果

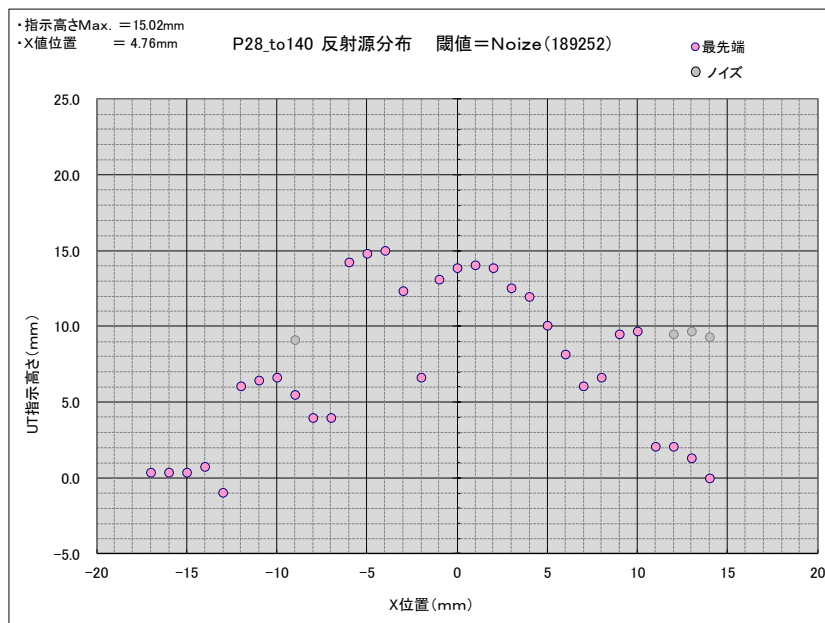


図 3. 2. 3-214 試験体 P28 の Y 軸負方向の測定結果

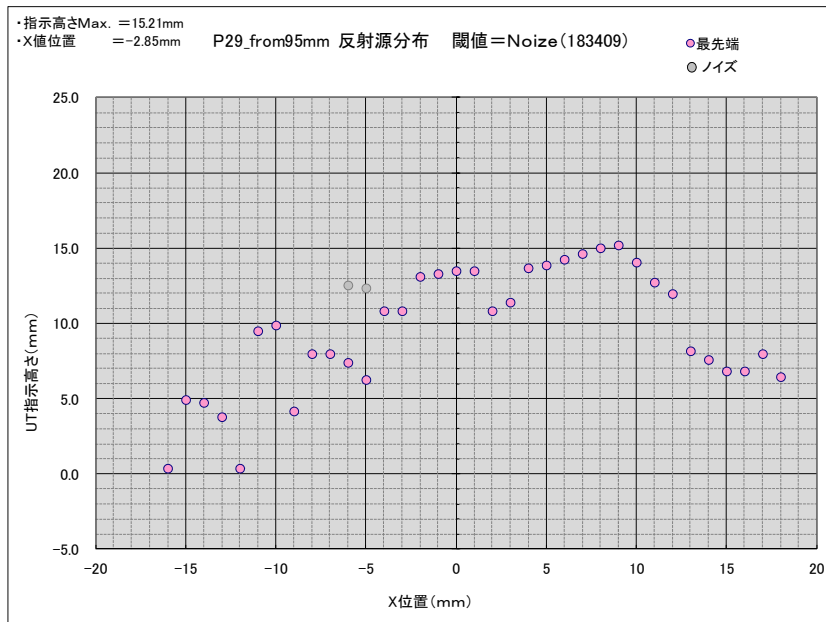


図 3. 2. 3-215 試験体 P29 の Y 軸正方向の測定結果

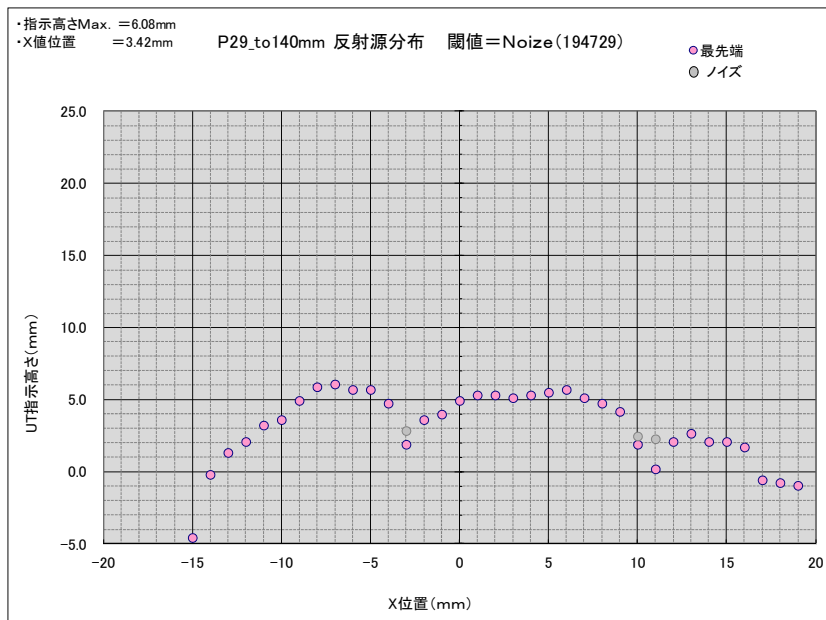


図 3. 2. 3-216 試験体 P29 の Y 軸負方向の測定結果

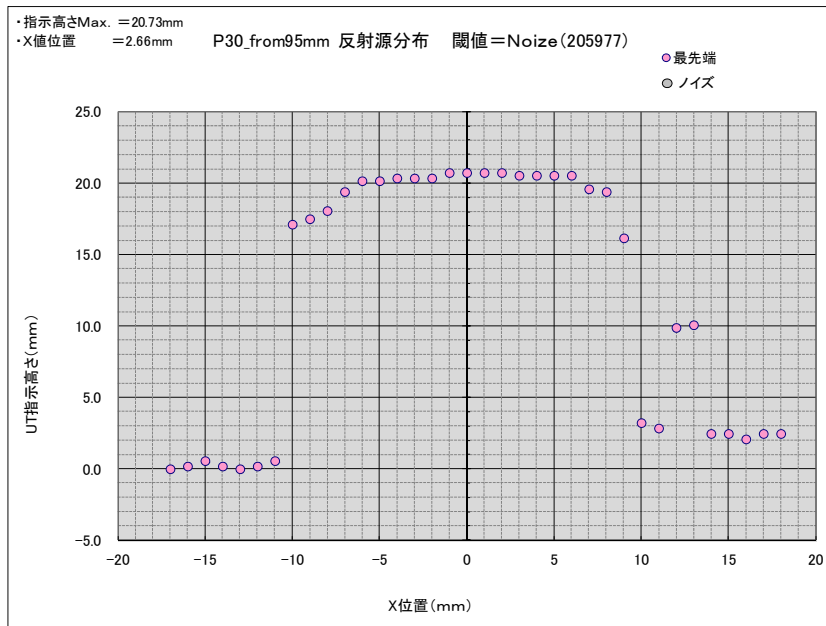


図 3. 2. 3-217 試験体 P30 の Y 軸正方向の測定結果

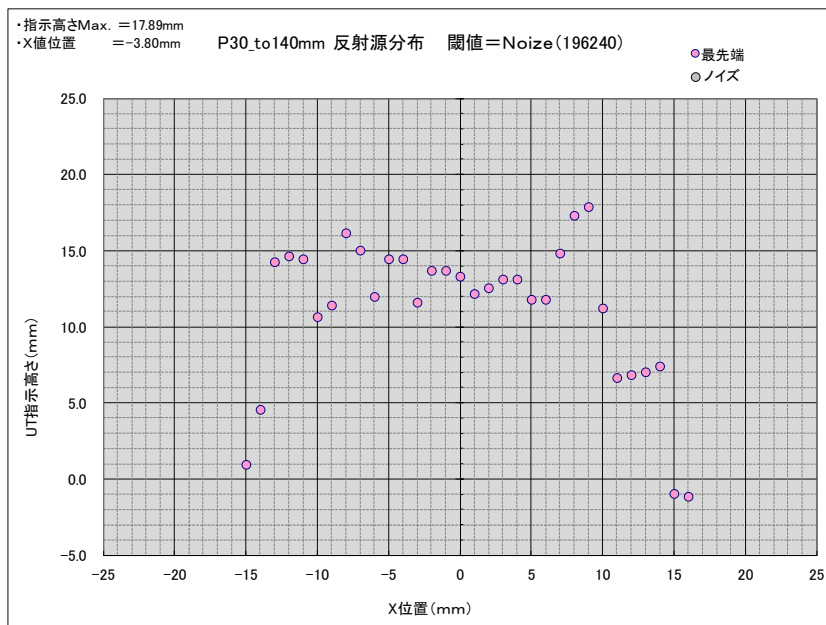


図 3. 2. 3-218 試験体 P30 の Y 軸負方向の測定結果

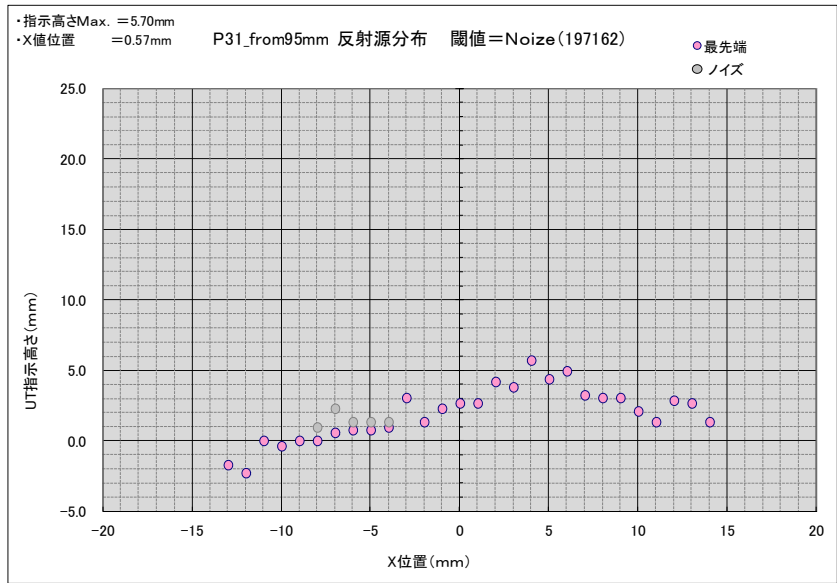


図 3. 2. 3-219 試験体 P31 の Y 軸正方向の測定結果

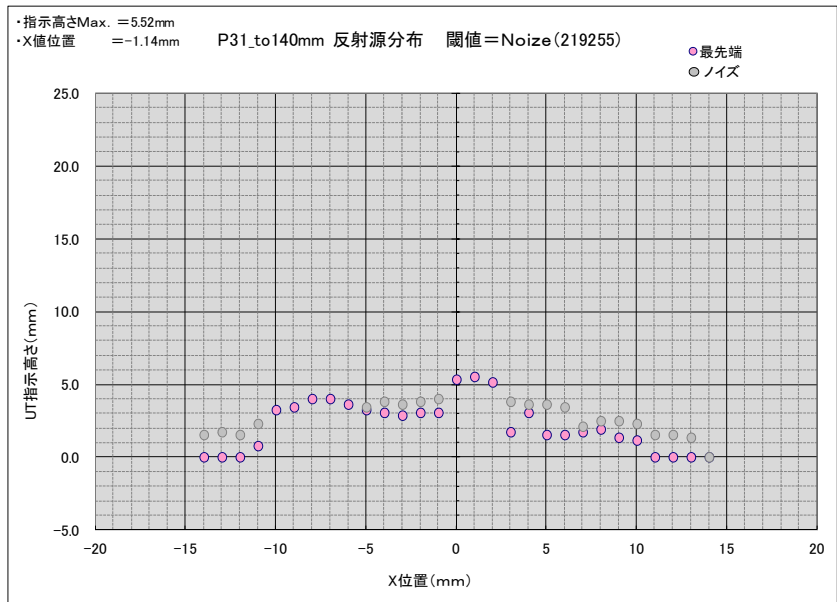


図 3. 2. 3-220 試験体 P31 の Y 軸負方向の測定結果

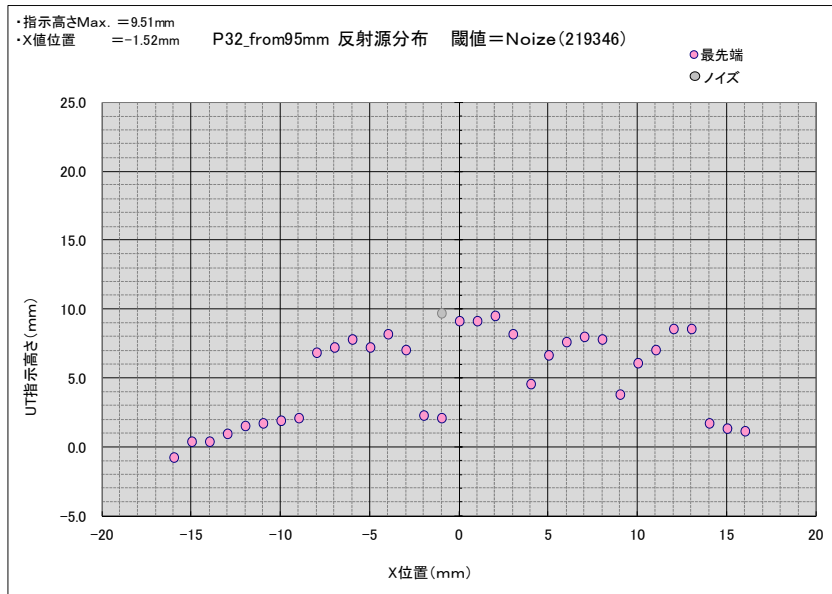


図 3. 2. 3-221 試験体 P32 の Y 軸正方向の測定結果

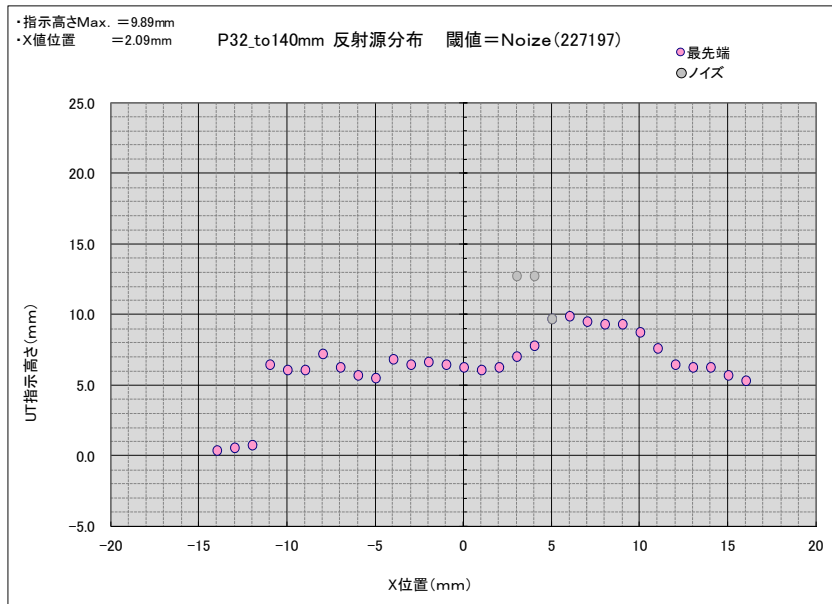


図 3. 2. 3-222 試験体 P32 の Y 軸負方向の測定結果

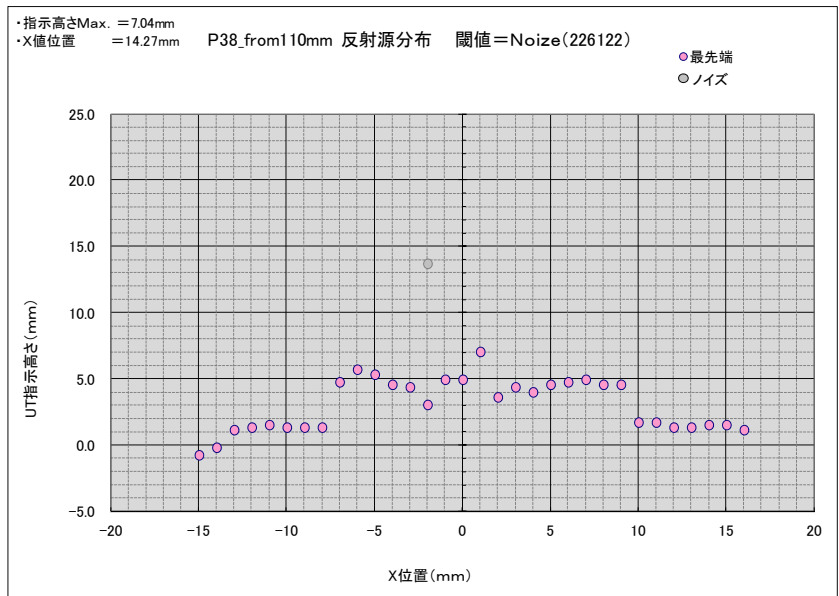


図 3. 2. 3-223 試験体 P38 の Y 軸正方向の測定結果

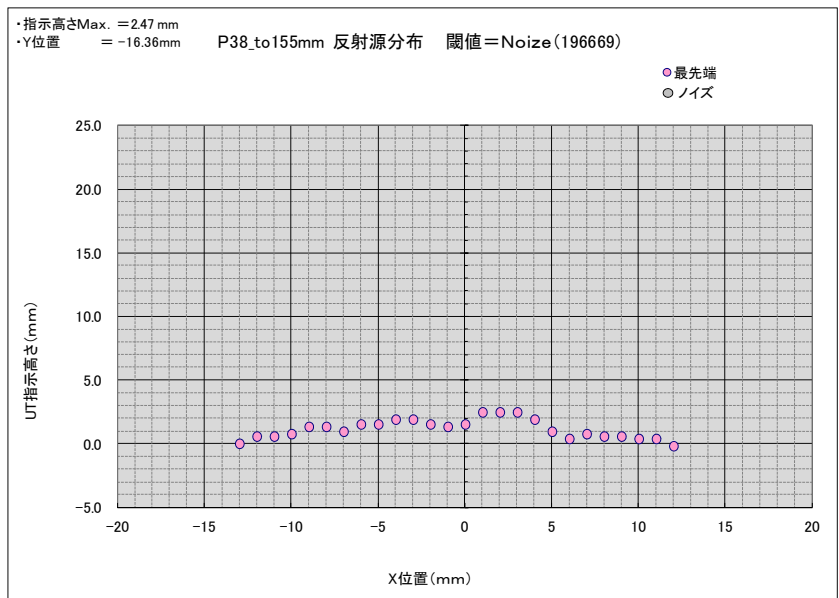


図 3. 2. 3-224 試験体 P38 の Y 軸負方向の測定結果

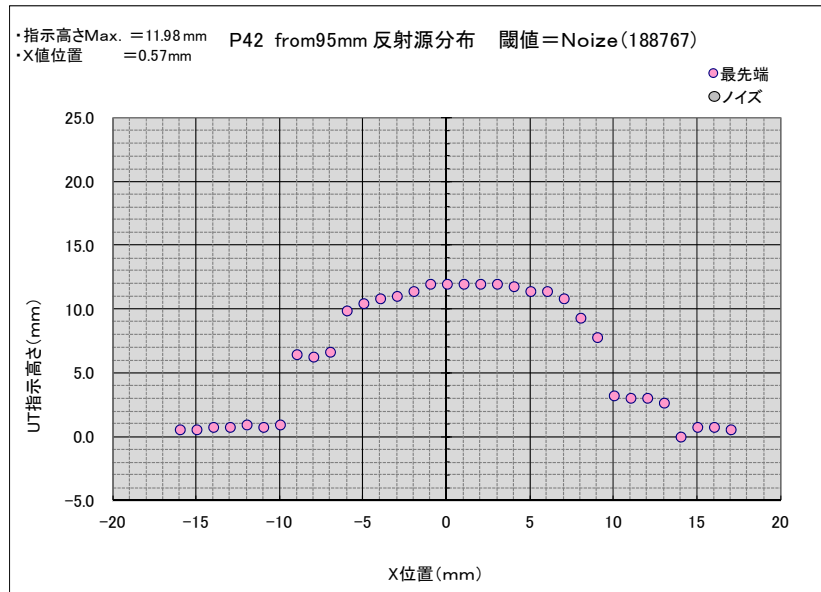


図 3. 2. 3-225 試験体 P42 の Y 軸正方向の測定結果

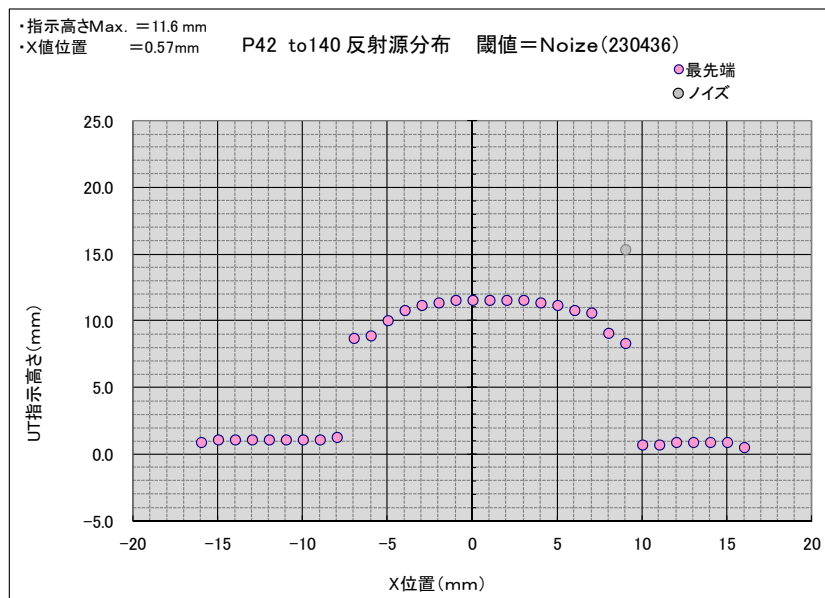


図 3. 2. 3-226 試験体 P42 の Y 軸負方向の測定結果

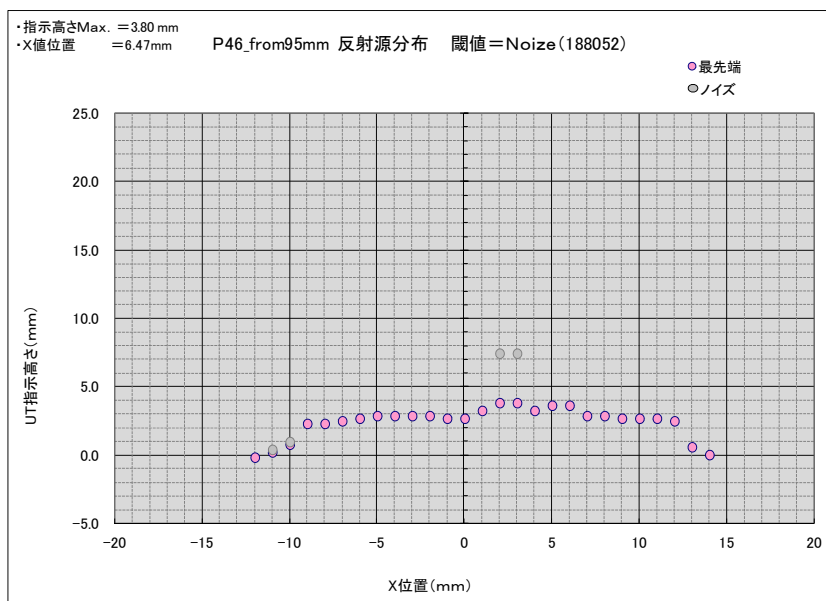


図 3. 2. 3-227 試験体 P46 の Y 軸正方向の測定結果

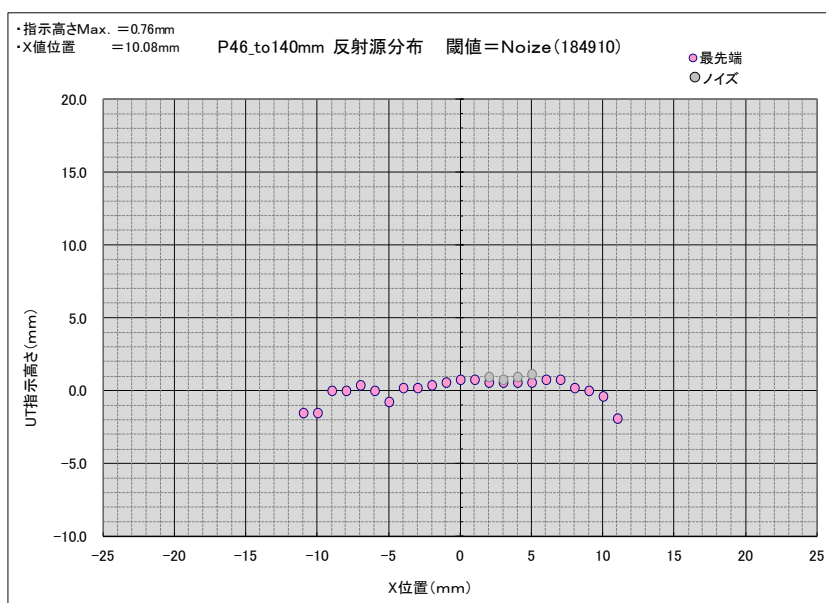
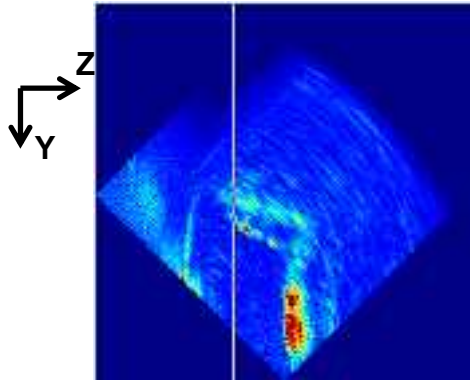
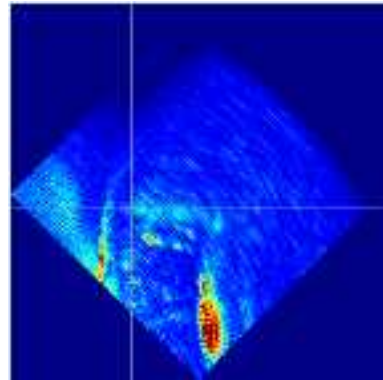


図 3. 2. 3-228 試験体 P46 の Y 軸負方向の測定結果



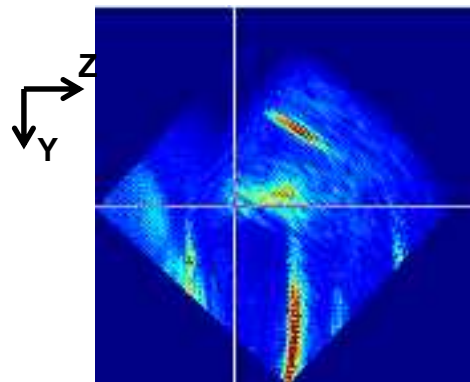


(a) 周正方向の測定結果

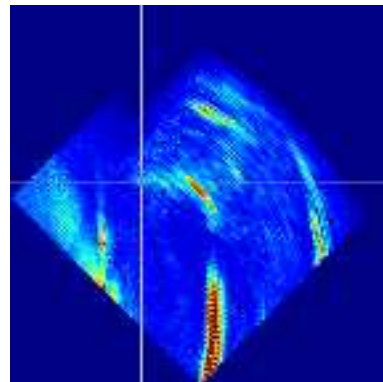


(b) 周負方向の測定結果

図 3. 2. 3-229 試験体 P41 欠陥 7 (軸方向欠陥) の積算 YZ 画像

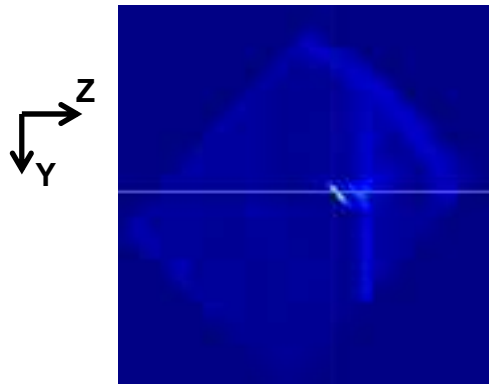


(a) ノズル側からの測定結果

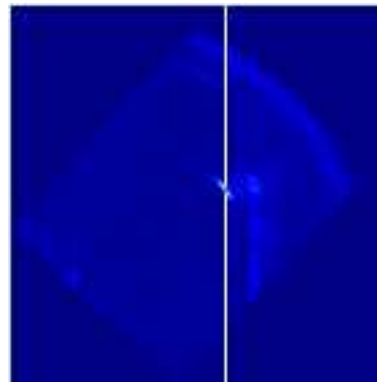


(b) セーフ側からの測定結果

図 3. 2. 3-230 試験体 P41 欠陥 8 (周方向欠陥) の積算 YZ 画像

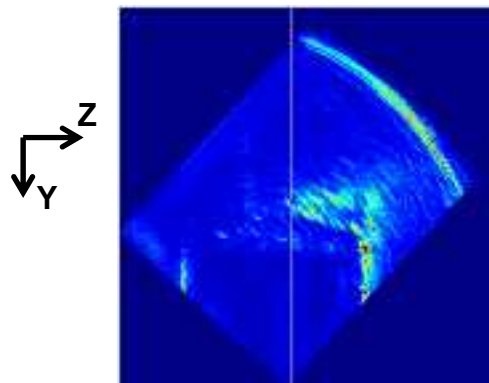


(a) ノズル側からの測定結果

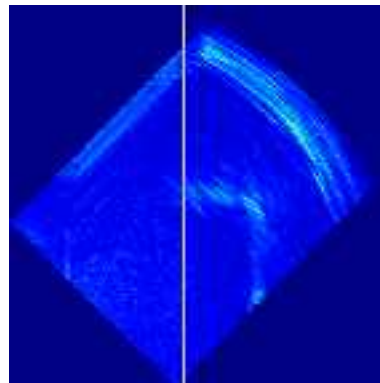


(b) セーフ側からの測定結果

図 3.2.3-231 試験体 P37 欠陥 4 (周方向欠陥) の積算 YZ 画像

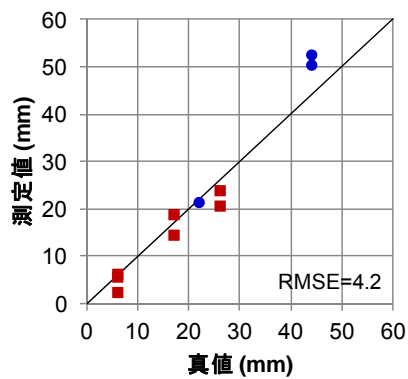


(a) ノズル側からの測定結果

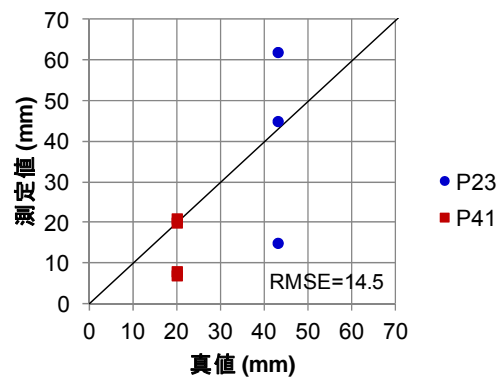


(b) セーフ側からの測定結果

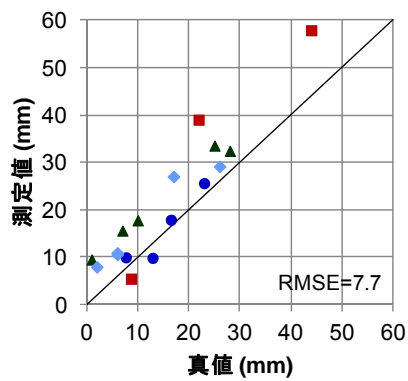
図 3.2.3-232 試験体 P37 欠陥 11 (周方向欠陥) の積算 YZ 画像



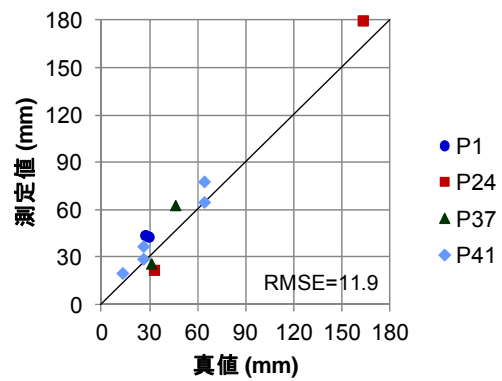
(a) 軸方向欠陥深さ



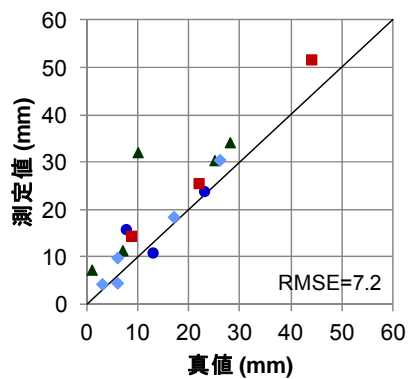
(b) 軸方向欠陥長さ



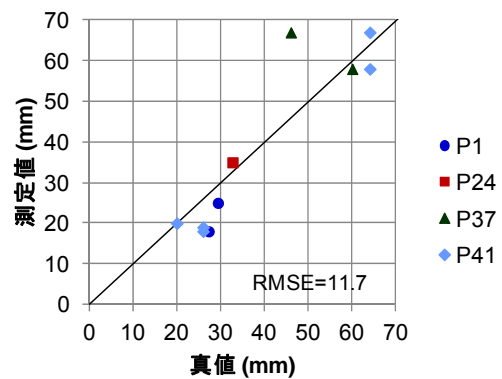
(c) 周方向欠陥深さ (ノズル側)



(d) 周方向欠陥長さ (ノズル側)



(e) 周方向欠陥深さ (セームト側)



(f) 周方向欠陥長さ (セームト側)

図 3. 2. 3-233 配管試験体のサイジング結果

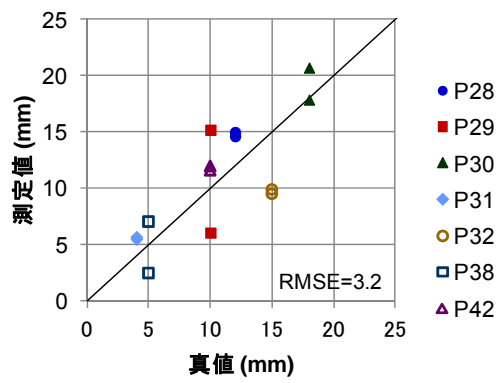


図 3. 2. 3-234 ブロック試験体の欠陥深さサイジング結果

c) ZETEC 社製 ECT アレイプローブによる探傷試験

今回のラウンドロビン試験で使用されている試験体は、ニッケル基合金溶接部に一次冷却水中応力腐食割れ (PWSCC) を模擬した欠陥が入ったものであり、母材部に入った機械加工による欠陥と比べると検出・サイジングが格段に難しい。先進的検査手法の評価を行う上でも、これらの試験体に対して市販の装置でどの程度の検査結果が出せるかを確認する必要がある。ここでは、表面開口欠陥に対して高い検出能力を持つ渦電流探傷試験 (ECT) の市販の装置を使って対象の試験体を測定した結果を紹介する。

測定を行った試験体は、配管試験体 P1、P4、P41、配管から切り出した瓦状試験体 P12、BMI 試験体 P5、P7、ブロック試験体 P28、P29、P30、P31、P32、P38、P42、P46 である。

(i) 測定装置

測定では、探傷装置 R/D Tech MS5800 に ZETEC 社製 ECT アレイプローブ E342024D を接続して使用した (図 3.2.3-235、図 3.2.3-236)。このとき、探傷装置とプローブの間には、プローブのチャンネルの切り替えを行うマルチプレクサ装置が必要となる。このアレイプローブは、炉内計装筒管台 (BMI) の溶接部表面を検査する目的で作られたものであるが、シリコーンの緩衝材表面に複数のコイルを埋め込んだ構造は、検査面の曲面に追従してコイルを接触させるため、表面に若干のうねりがある配管内面の探傷にも有効であると考えた。

図 3.2.3-237 に ECT アレイプローブのコイル配置を示す。各コイル要素は、接触面に垂直に立たせた 2 個のコイルを直交して組合せた幅 3 mm の直交コイルである。プローブ先端からプローブ取り付け部に向かって 24 個のコイル要素が 2 列交互に配置されている。カタログ値で、コイル列の中心間隔は 6.65 mm、同じコイル列に並ぶコイル要素の中心間隔は 4.52 mm である。この探傷システムでは、直交コイルを構成する両方のコイルを励磁と検出に使用する IMP (Impedance) モードと一方のコイルを励磁に使用して残りのコイルを検出に使用する TR (Transmit-Receive) モードの 2 種類のモードで使用できる。



図 3. 2. 3-235 探傷装置 MS5800



図 3. 2. 3-236 ECT アレイプローブ

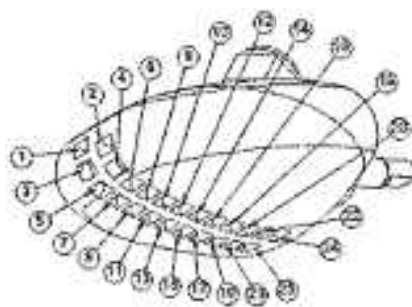


図 3. 2. 3-237 ECT アレイプローブのコイル配置

(ii) 測定手順

プローブのコイル列が溶接線に直交する向きでプローブを欠陥開口面に置き、プローブを溶接線に沿って移動させることによって探傷を行った。今回の測定では、全ての試験体で欠陥の分布がプローブのコイル列の長さに収まっていたので、試験体ごとに溶接線に沿った一列（または一周）のみの走査を行った（図 3.2.3-238）。

配管試験体については、配管内面にプローブを固定し、配管を回転台の上で回転させることによって溶接線に沿った走査を行った（図 3.2.3-239）。配管は手で回しており、ワイヤエンコーダのワイヤ端部を配管外面に固定して位置情報を取得している（図 3.2.3-240）。今回のラウンドロビン試験では、測定結果を配管の外面座標で示すことになっているため、ここで得られる位置情報を変換することなくそのまま利用できた。

BMI 試験体については、プローブ先端が中央の管に当たるように溶接部表面に固定し、BMI 試験体を載せたターンテーブルを回転させることにより管周囲の全周の走査を行った（図 3.2.3-241）。この場合も、ターンテーブルは手で回しており、試験体の中心がターンテーブルの中心に来るように配置し、ターンテーブルの回転板の側面にワイヤエンコーダのワイヤ端部を固定することにより位置情報を取得している。回転板の直径は 400 mm であり、ワイヤエンコーダから得られる移動距離を回転半径 200 mm で割ることにより、回転角が得られる。

ブロック試験体については、探傷面が平面であるため、プローブを電動スキャナで移動させ走査を行った（図 3.2.3-242）。図 3.2.3-242 の写真では、ブロック試験体を左右に 2 個並べてプローブを配置しているが、右側の試験体はプローブの位置決めのために置いており、測定を行っているのは左側の試験体である。ブロック試験体は、溶接線の直交方向に長い試験体であり、これらの試験体については、図 3.2.3-238 とは異なり、溶接線を横切るようにプローブを動かした。

配管から切り出した瓦状試験体 P12 については、配管周方向に回転させるには試験体が小さく、また、適当な回転台もなかったため、ブロック試験体と同様に電動スキャナにより走査を行った。ただし、走査方向は、図 3.2.3-238 のように、溶接線に沿った方向である。このとき、プローブを直線的に動かすのに対し、瓦状試験体の探傷面は完全な平面ではないため、プローブの接触状態はプローブの位置によって一定ではなくなっている。

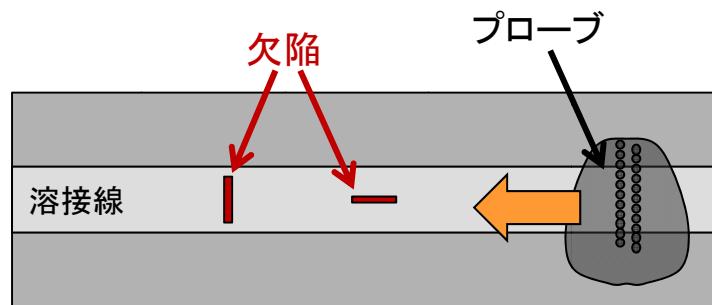


図 3. 2. 3-238 プローブ走査方法



図 3. 2. 3-239 配管試験体へのプローブ配置

ワイヤエンコーダのワイヤ端部を  
配管外面に固定する。



図 3. 2. 3-240 ワイヤエンコーダの固定





図 3. 2. 3-241 BMI 試験体へのプローブ配置



図 3. 2. 3-242 ブロック試験体へのプローブ配置

### (iii) 測定結果

図 3.2.3-243 から図 3.2.3-270 は、測定により得られた C スコープ図である。色分布は、探傷領域の各点で得られた信号振幅を表す。測定では IMP モードと TR モードの信号を同時に取得しており、各試験体に対してそれぞれのモードでの C スコープ図を載せた。本事業において参加したのは、PARENT プロジェクトのオープン・ラウンドロビン試験であり、欠陥の位置・寸法があらかじめ与えられている。図中の赤い実線の四角は、欠陥位置を示す。これらの四角は、公開されている欠陥座標の真値に対して X 軸・Y 軸の±方向にそれぞれ 10 mm 広げて描いている。

BMI 試験体 P7 を除いて、測定を行った全ての試験体の欠陥が検出できている。試験体 P7 は、試験体 P5 とほぼ同一の形状であるものの、試験体中央の管が P5 は垂直であるのに対し、P7 では少し傾いている。ただし、測定において、プローブと探傷面の接触状態が走査の間なるべく一定になるように試験体とプローブの配置の微調整を行っており、P5 との試験体形状の差異が P7 の欠陥検出を妨げたとは考えにくい。また、欠陥の深さは、P7の方がむしろ深いものが多い。試験体 P5 と P7 では、欠陥の生成方法が異なっており、P5 では熱疲労割れであるのに対し、P7 では溶接凝固割れである。そのため、欠陥の生成方法の違いが検出に影響を与えたのだと推測される。

IMP モードと TR モードの C スコープ図を比較すると、IMP モードの方が概ねノイズが小さく、欠陥指示が明瞭である。

試験体 P4 の X=400 mm の位置に欠陥指示の様な反応が見られるが、対応する場所に欠陥があるという報告は受けておらず、現状では原因が不明である(図 3.2.3-245 (c)、図 3.2.3-246 (c))。

試験体 P12 では、特に X=900 mm 近くの SCC の欠陥指示が不明瞭になっている。これは、前述のように R349 mm の曲面に対してプローブを直線的に動かしたため、プローブの接触状態が不均一となり、プローブと探傷面の接触状態が最も弱くなる中央部付近で検出能力が低下したためと考えられる。

ブロック試験体では、溶接部の欠陥を検出することを踏まえ、無欠陥の溶接部である試験体 P46 の中央で ECT 信号のバランス調整を行った。その結果、母材部では、欠陥指示と同レベルのノイズが現れた。

欠陥位置の真値を示す四角の中央から少しがずれた位置の欠陥指示が散見されるが、配管試験体と BMI 試験体の測定におけるプローブ位置の取得はワイヤエンコーダで行い、試験体の回転は手動で行っているため、もともと測定で得られる位置情報に高い精度は期待できない。また、配管試験体については、回転台の上で回転するときに、試験体が軸方向にずれていくことが確認されている。これらを考慮すると、むしろ、使用している大まかな位置取得方法に対して比較的良好な結果が得られていると言える。

電動スキャナを使用したブロック試験体でも欠陥指示の位置にずれが見られるが、これはプローブを曲面部に対応させるために緩衝材でプローブ接触面に弾力を持たせていること

が原因と推測され、プローブ移動時にコイル部がプローブの中心からずれているのだと考えられる。今回は、ブロック試験体も配管試験体など同一の手法で測定することとしたが、このような探傷面が平面である試験体の測定において高い精度を求めるとすれば、プローブ内でコイルが完全に固定された平面用のプローブを使用した方が良い。

(iv) まとめ

ZETEC 社製 ECT アレイプローブを使用し、試験体 P7 を除いて、全ての欠陥を検出することができた。検出できた欠陥については、市販されている探傷装置と ECT プローブで十分検出できるものと言える。試験体 P7 の欠陥は溶接凝固割れであり、これらの欠陥が検出できなかった原因とこれらが PWSCC を模擬する欠陥として適切であるかについてはさらに検討が必要である。

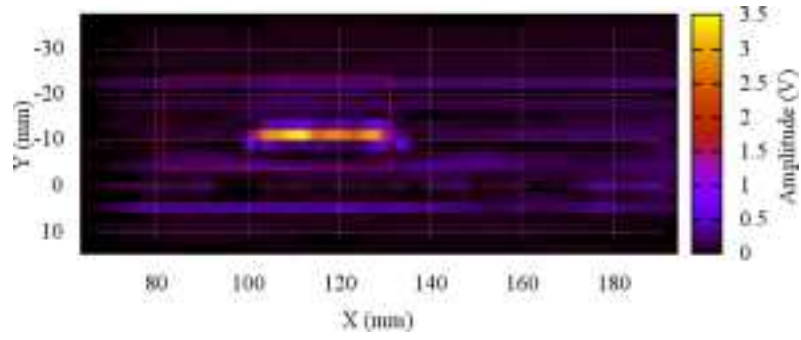
特に IMP モードでは、検出できたほとんどの欠陥について十分明確な欠陥指示が得られているが、さらにノイズを除去することができれば、さらに欠陥指示の識別性が向上し、また、欠陥の開口部形状の評価を行うときにより精度の高い結果が得られる。今後の課題として、より適切なプローブ設置方法や有効な信号処理手法の検討が望まれる。

検出結果を表 3.2.3-38 にまとめる。

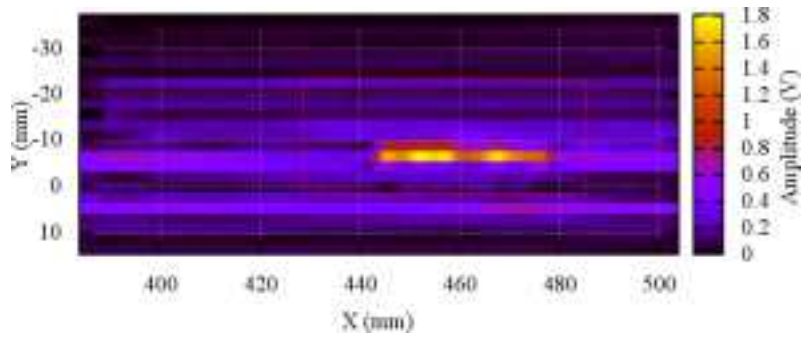
表 3.2.3-38 検出結果のまとめ

| 試験体種類 | 配管試験体 |                  |      | 瓦状試験体   | BMI 試験体 |      |
|-------|-------|------------------|------|---------|---------|------|
| 試験体番号 | P1    | P4               | P41  | P12     | P5      | P7   |
| 欠陥の種類 | 熱疲労割れ | 圧縮 EDM/<br>熱疲労割れ | 凝固割れ | EDM/SCC | 熱疲労割れ   | 凝固割れ |
| 検出の可否 | ○     | ○                | ○    | ○       | ○       | ×    |

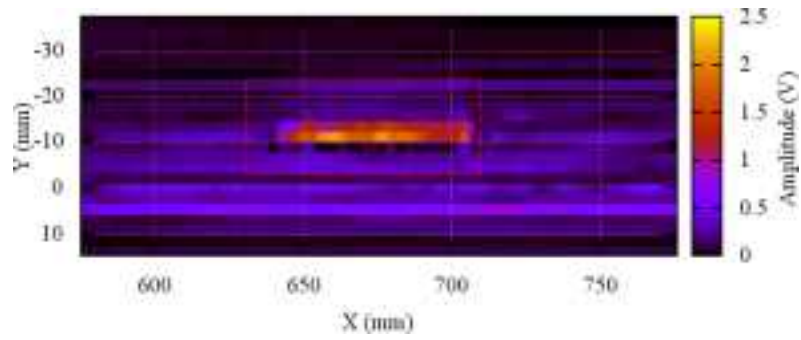
| 試験体種類 | ブロック試験体 |     |      |     |     |     |     |
|-------|---------|-----|------|-----|-----|-----|-----|
| 試験体番号 | P28     | P29 | P30  | P31 | P32 | P38 | P42 |
| 欠陥の種類 | SCC     | SCC | 疲労割れ | SCC | SCC | SCC | EDM |
| 検出の可否 | ○       | ○   | ○    | ○   | ○   | ○   | ○   |



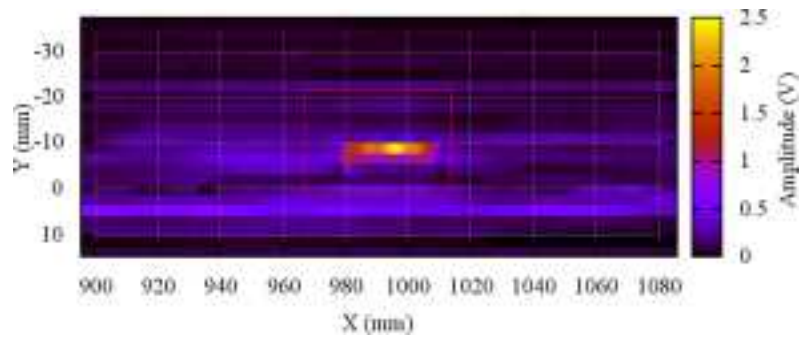
(a) 範囲 1



(b) 範囲 2

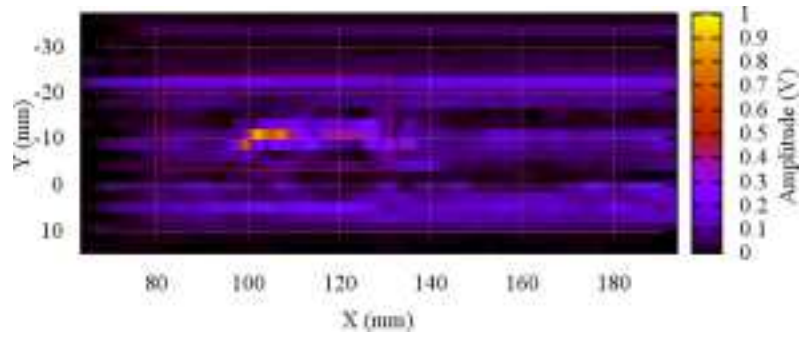


(c) 範囲 3

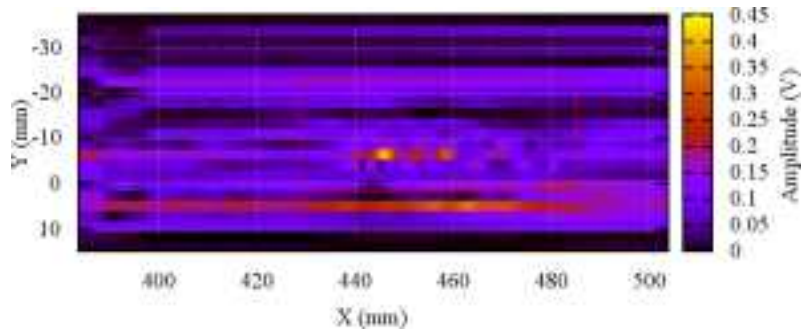


(d) 範囲 4

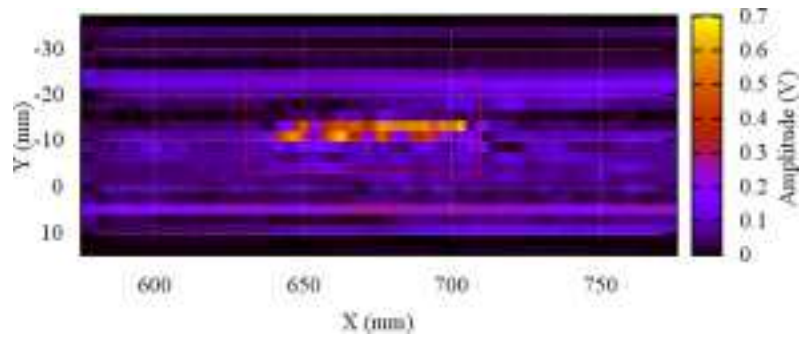
図 3.2.3-243 試験体 P1 の測定結果 (IMP モード)



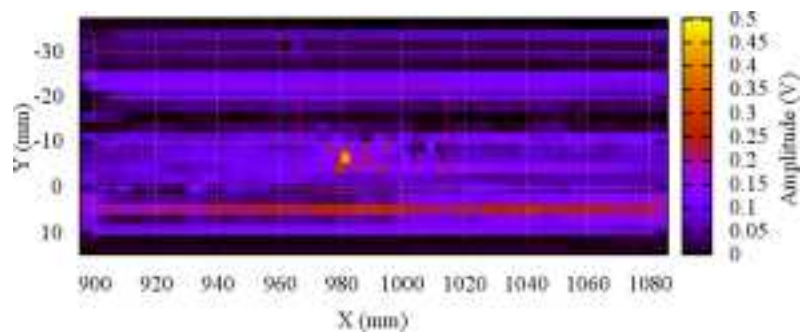
(a) 範囲 1



(b) 範囲 2

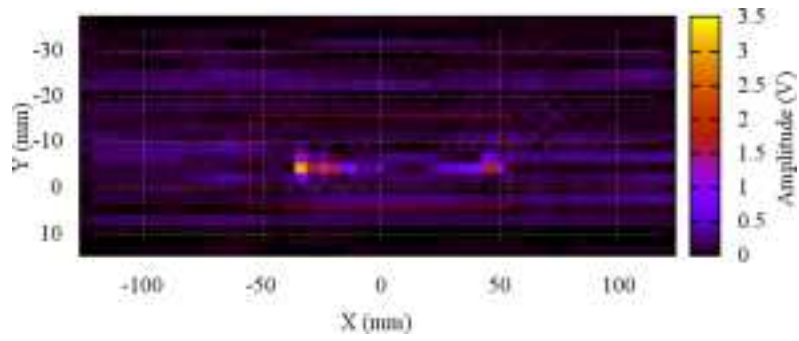


(c) 範囲 3

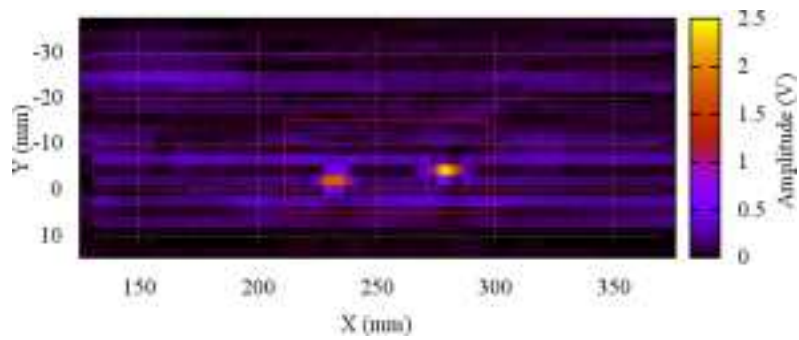


(d) 範囲 4

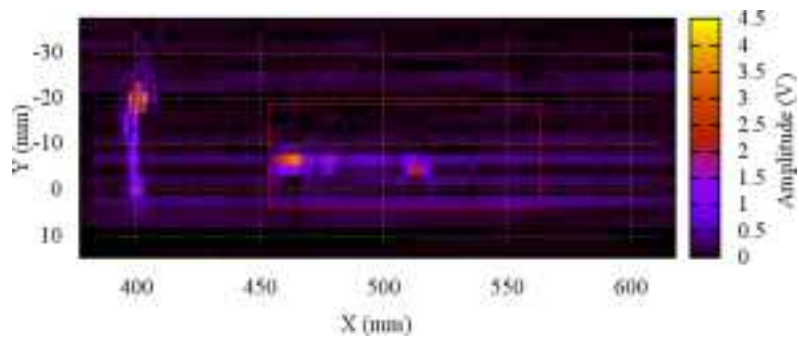
図 3.2.3-244 試験体 P1 の測定結果 (TR モード)



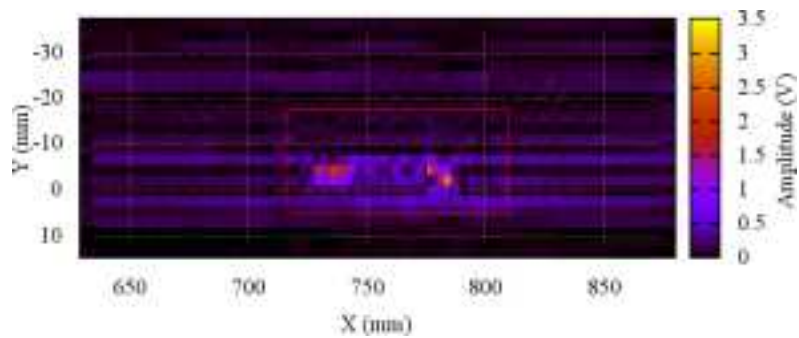
(a) 範囲 1



(b) 範囲 2

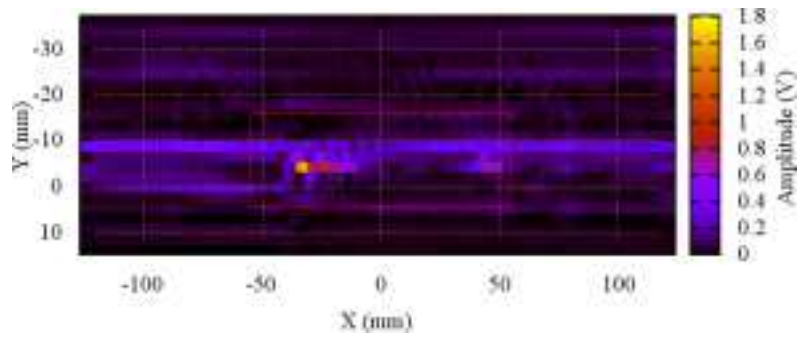


(c) 範囲 3

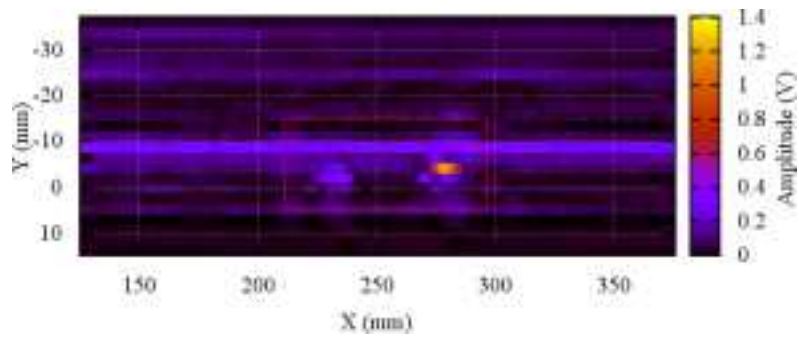


(d) 範囲 4

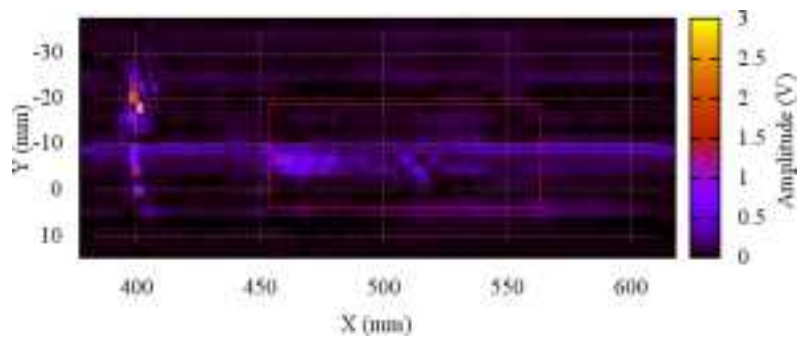
図 3. 2. 3-245 試験体 P4 の測定結果 (IMP モード)



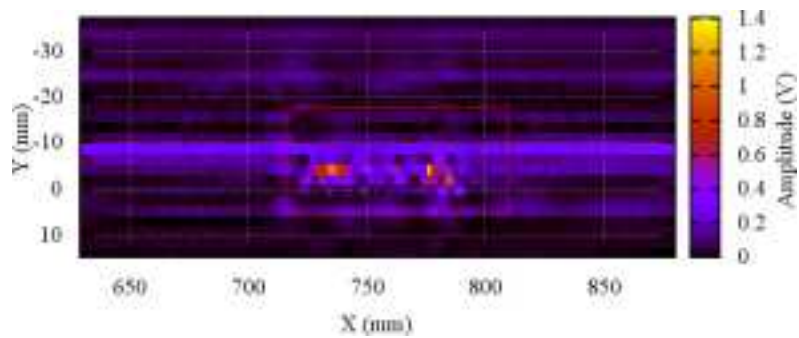
(a) 範囲 1



(b) 範囲 2



(c) 範囲 3



(d) 範囲 4

図 3. 2. 3-246 試験体 P4 の測定結果 (TR モード)

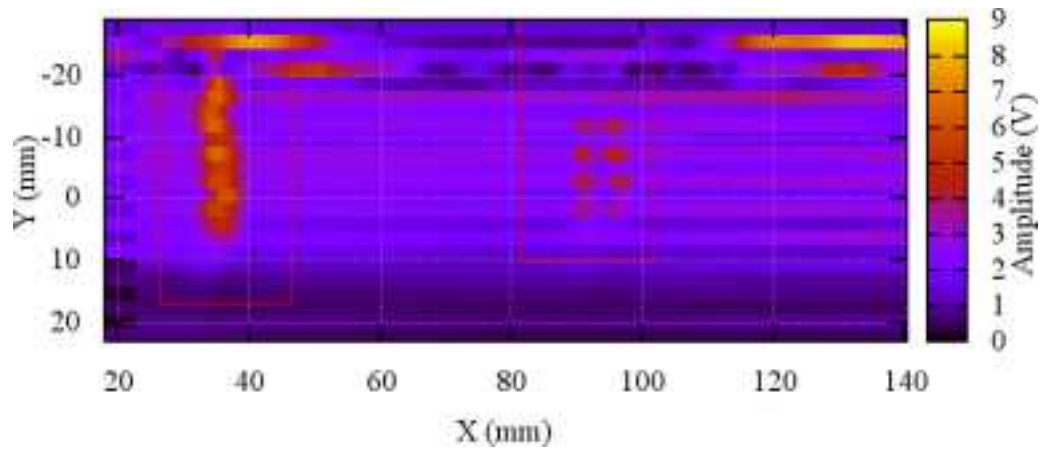


図 3. 2. 3-247 試験体 P12 の測定結果 (IMP モード)

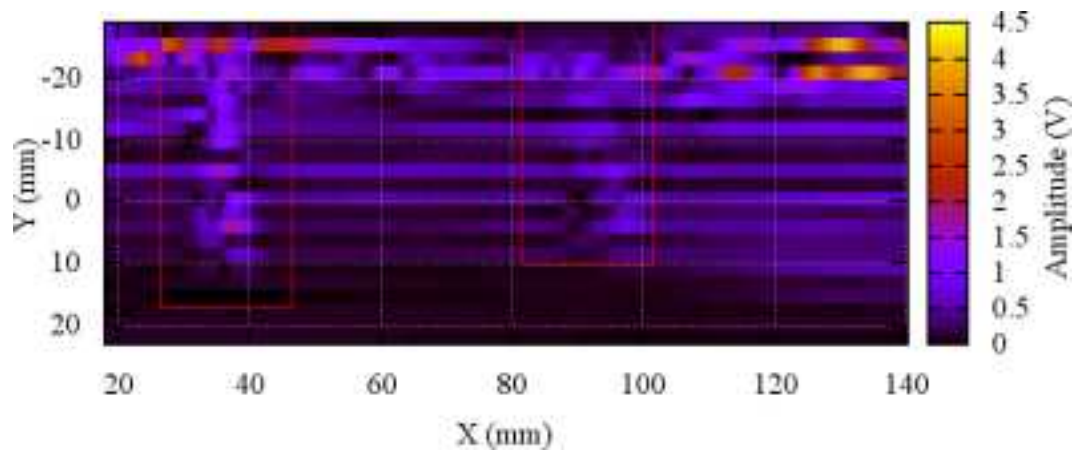
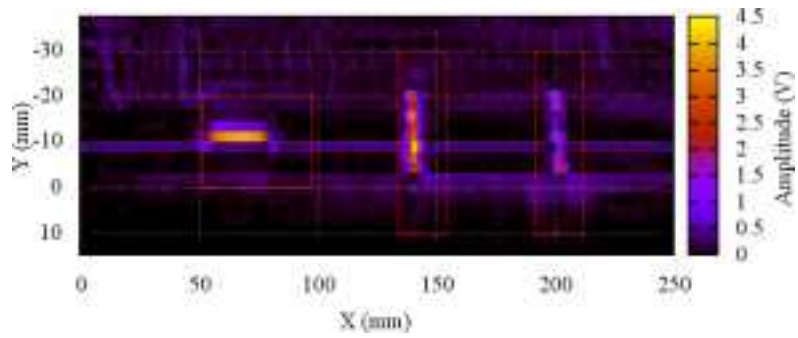
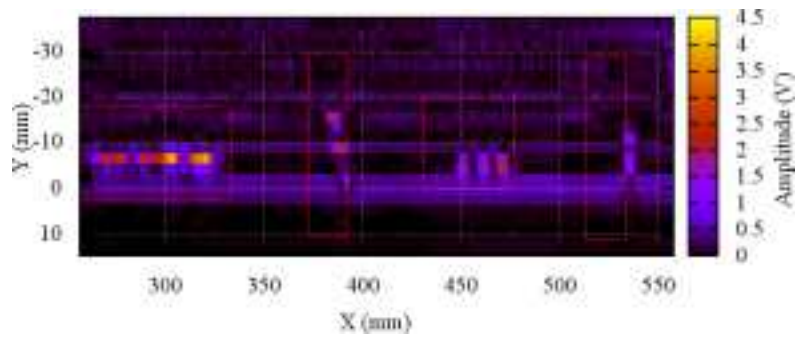


図 3. 2. 3-248 試験体 P12 の測定結果 (TR モード)

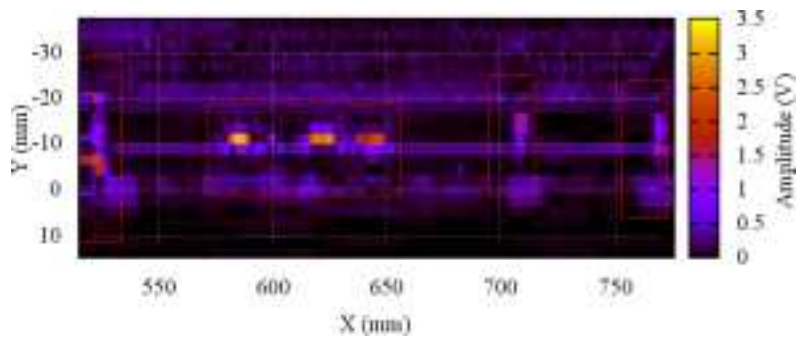




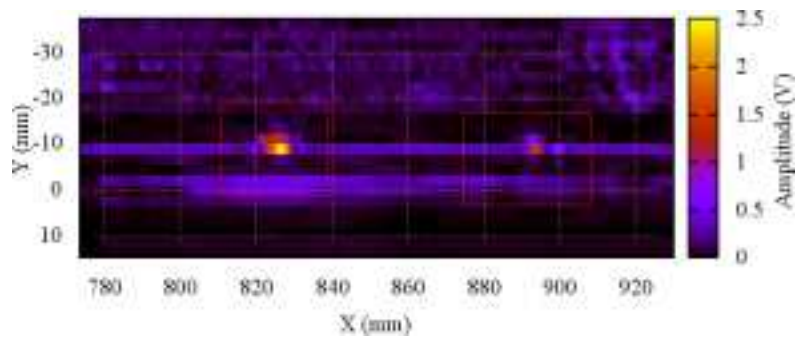
(a) 範囲 1



(b) 範囲 2

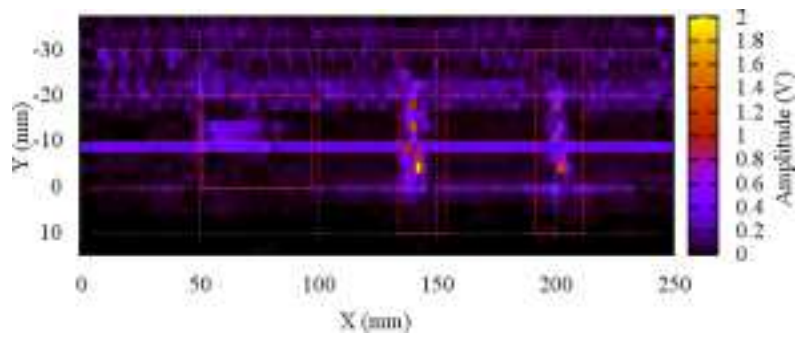


(c) 範囲 3

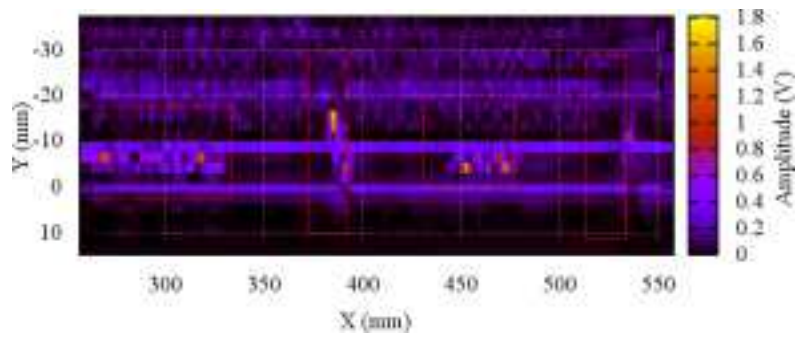


(d) 範囲 4

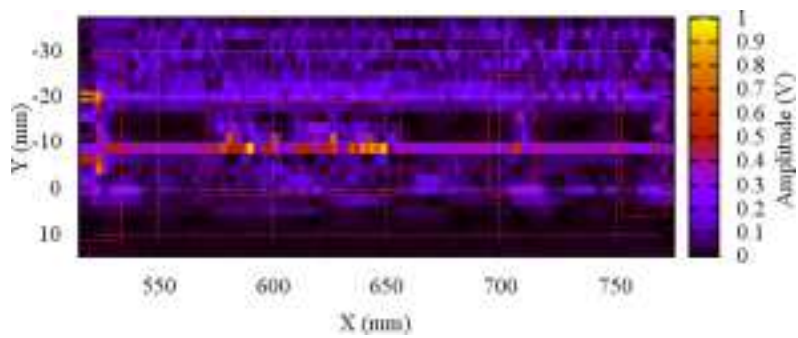
図 3. 2. 3-249 試験体 P41 の測定結果 (IMP モード)



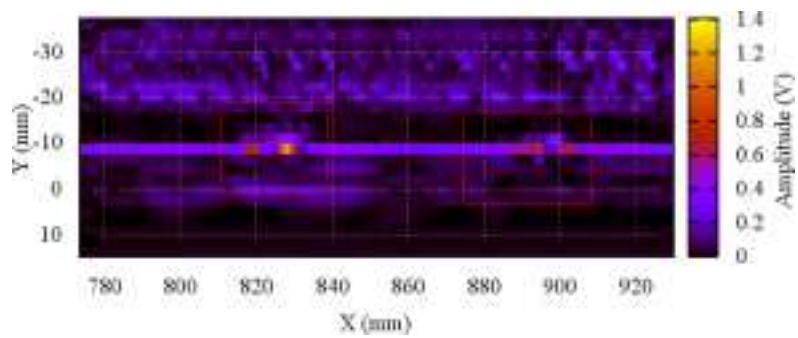
(a) 範囲 1



(b) 範囲 2

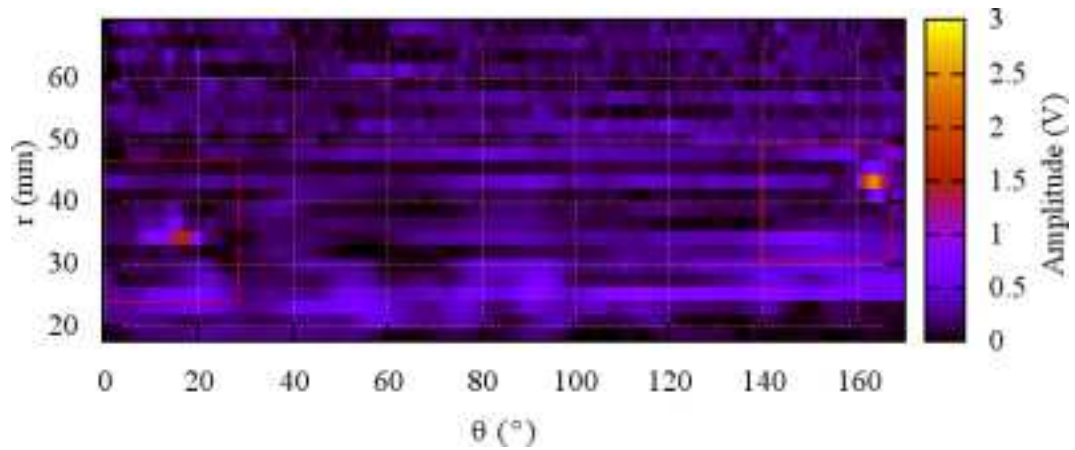


(c) 範囲 3

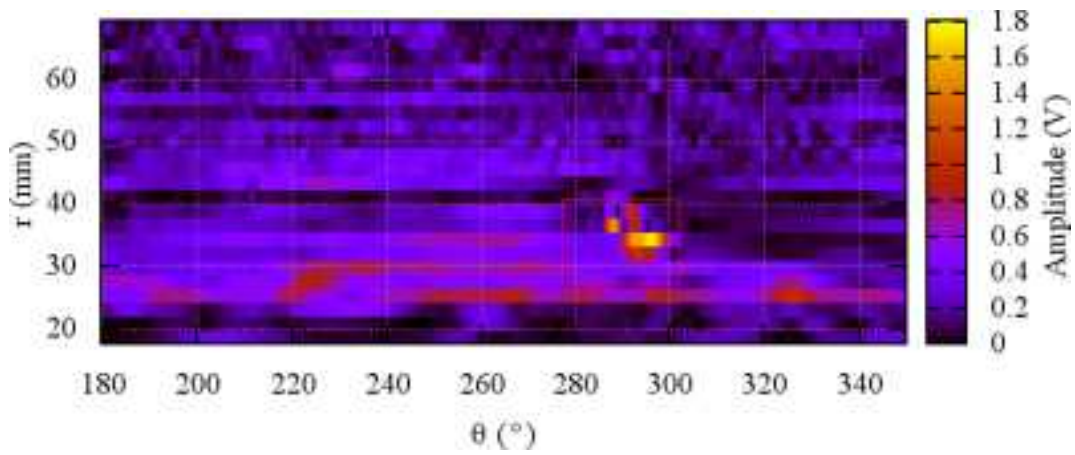


(d) 範囲 4

図 3. 2. 3-250 試験体 P41 の測定結果 (TR モード)

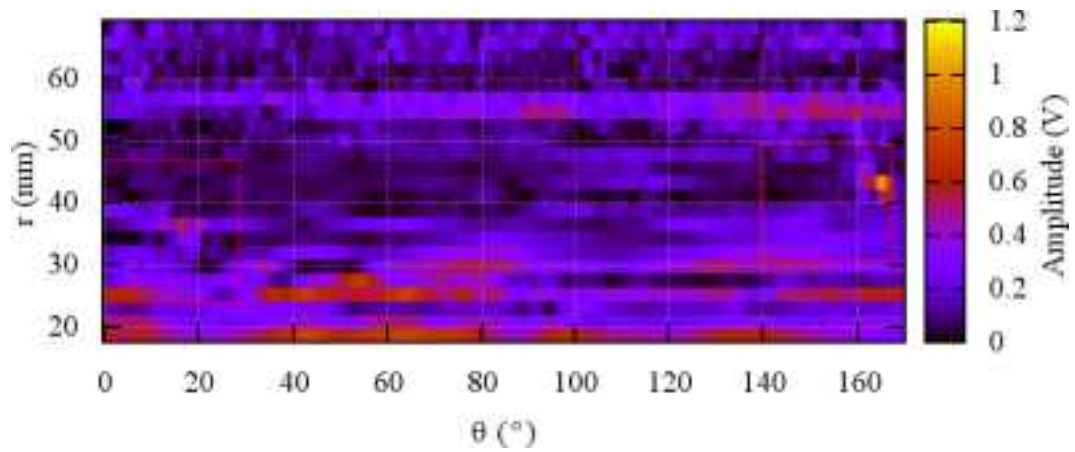


(a) 範囲 1

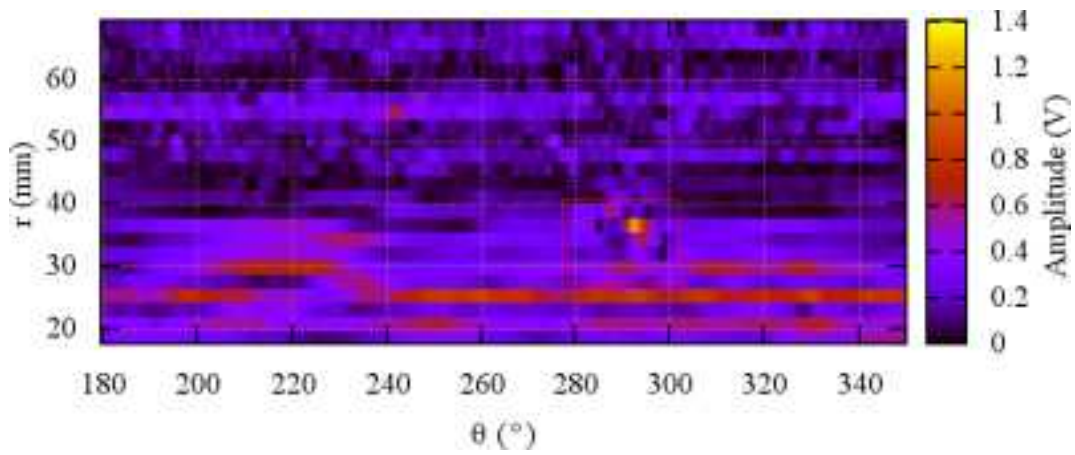


(b) 範囲 2

図 3.2.3-251 試験体 P5 の測定結果 (IMP モード)

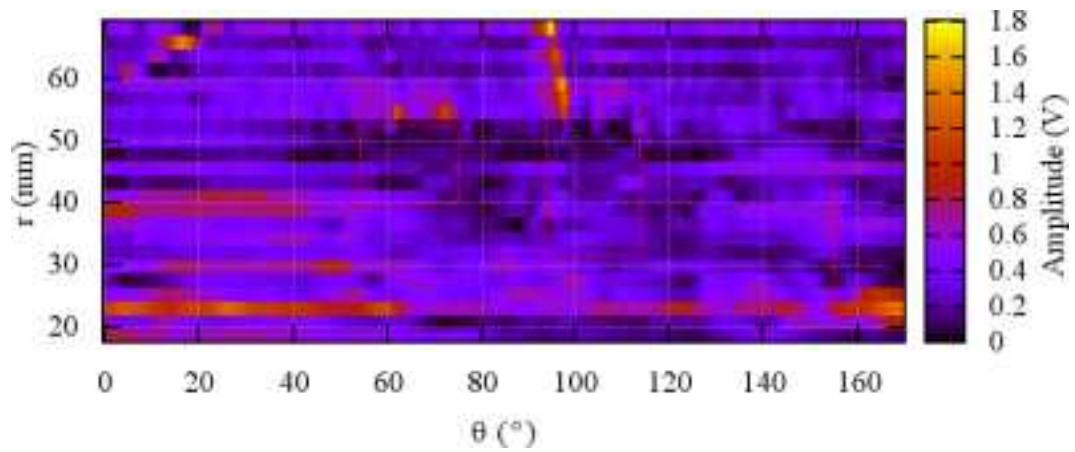


(a) 範囲 1

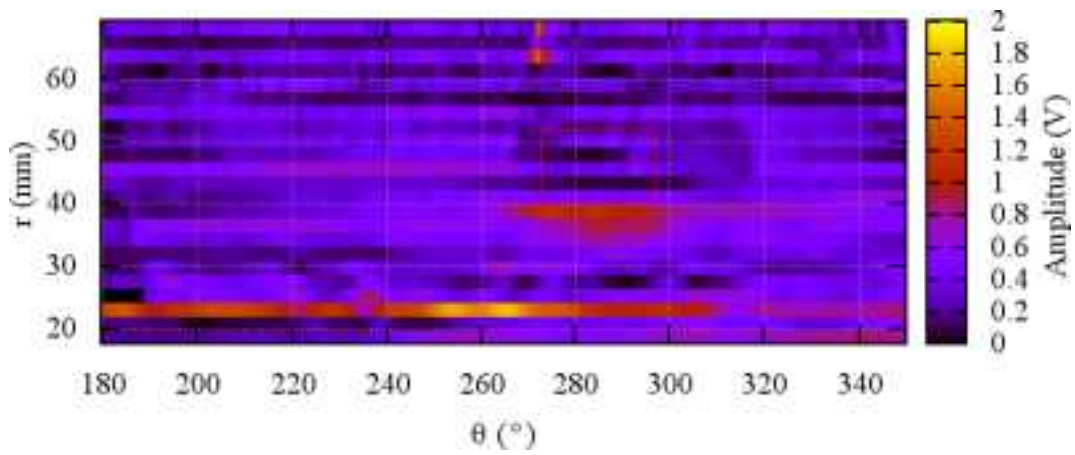


(b) 範囲 2

図 3. 2. 3-252 試験体 P5 の測定結果 (TR モード)

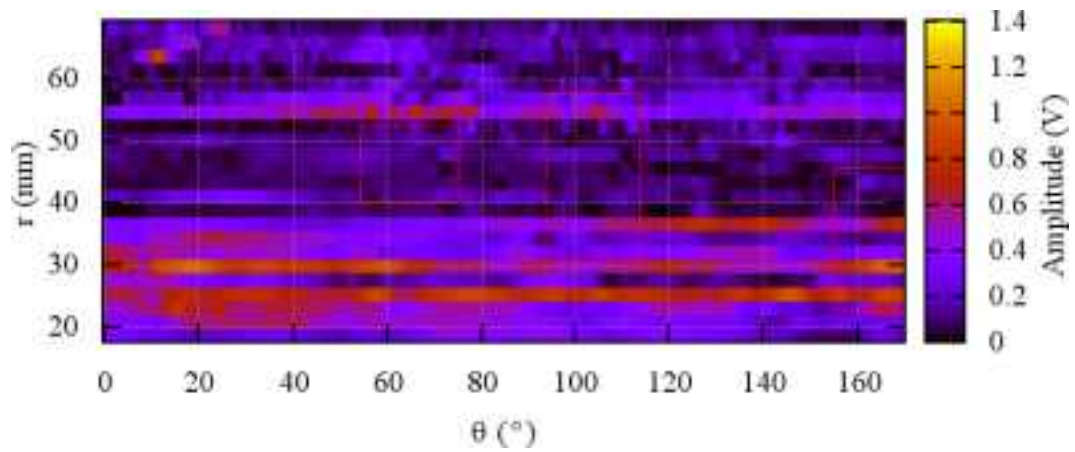


(a) 範囲 1

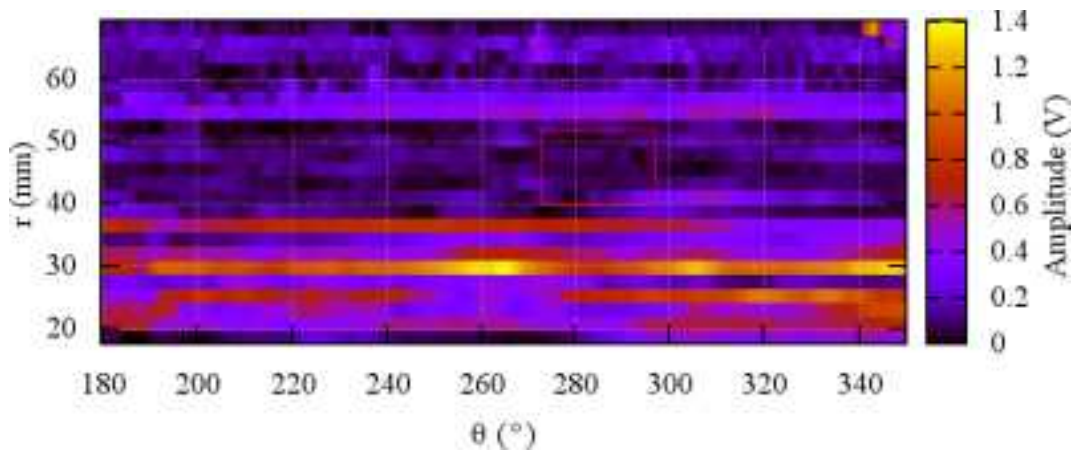


(b) 範囲 2

図 3.2.3-253 試験体 P7 の測定結果 (IMP モード)



(a) 範囲 1



(b) 範囲 2

図 3.2.3-254 試験体 P7 の測定結果 (TR モード)

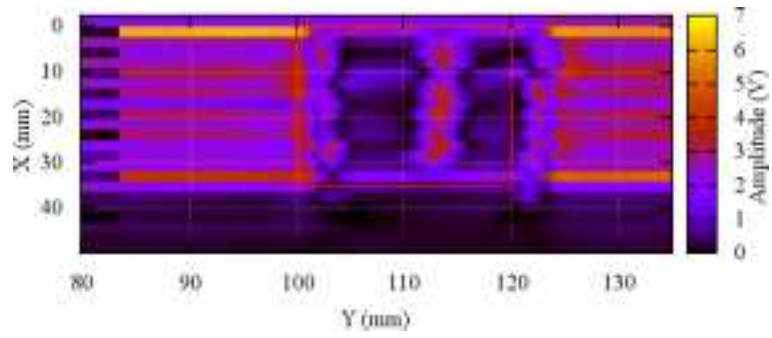


図 3. 2. 3-255 試験体 P28 の測定結果 (IMP モード)

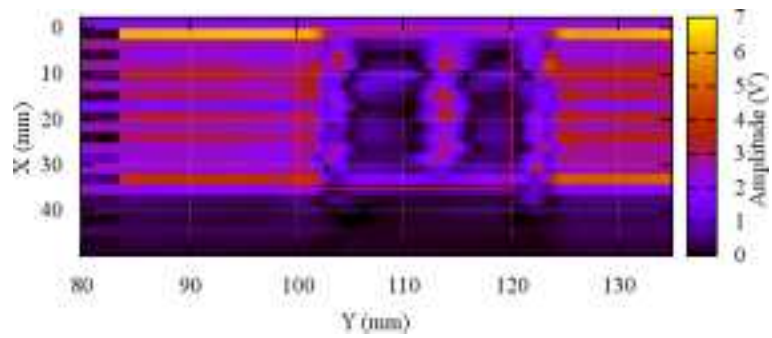


図 3. 2. 3-256 試験体 P29 の測定結果 (IMP モード)

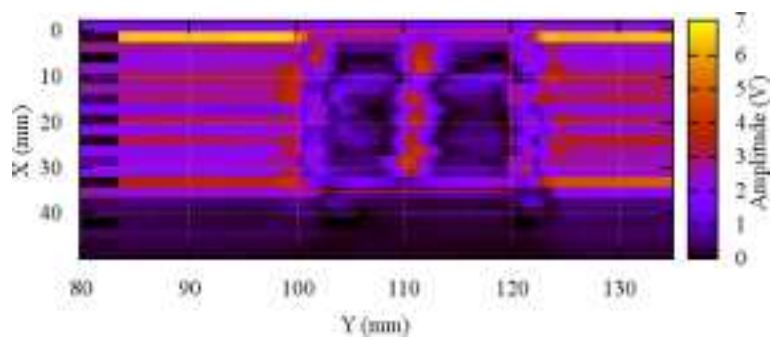


図 3. 2. 3-257 試験体 P30 の測定結果 (IMP モード)

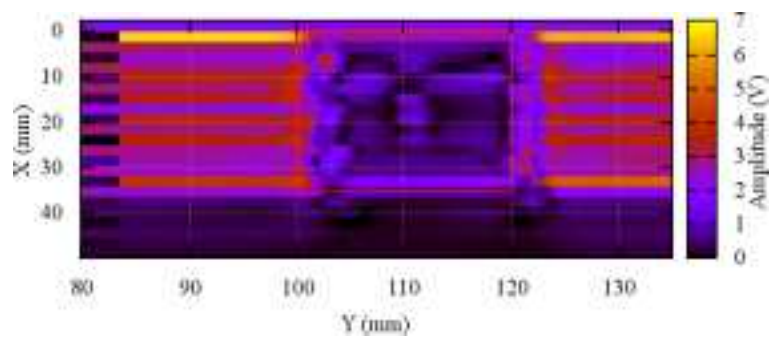


図 3. 2. 3-258 試験体 P31 の測定結果 (IMP モード)

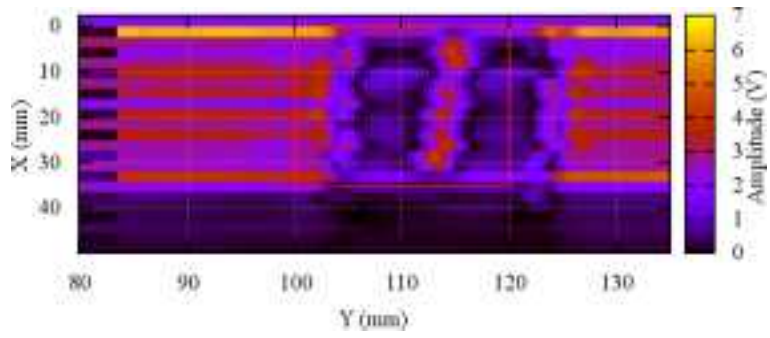


図 3. 2. 3-259 試験体 P32 の測定結果 (IMP モード)

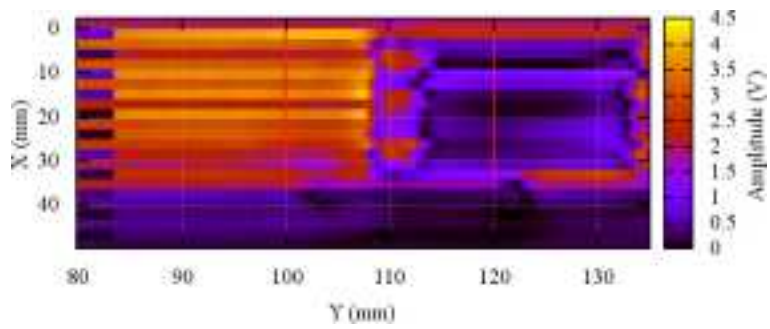


図 3. 2. 3-260 試験体 P38 の測定結果 (IMP モード)

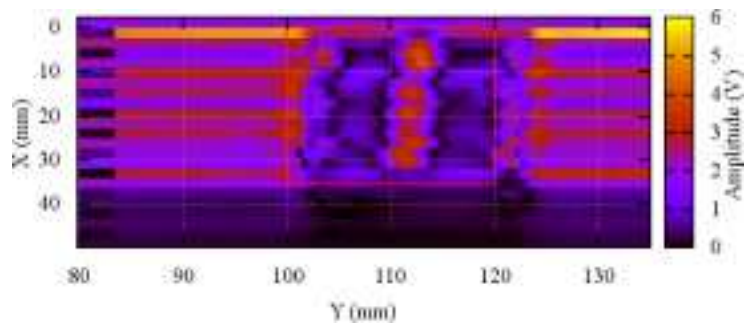


図 3. 2. 3-261 試験体 P42 の測定結果 (IMP モード)

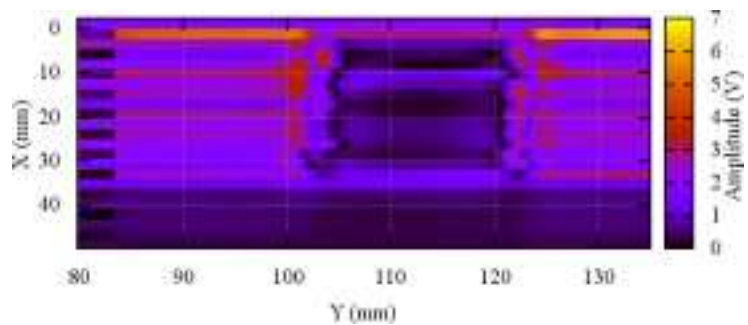


図 3. 2. 3-262 試験体 P46 の測定結果 (IMP モード)



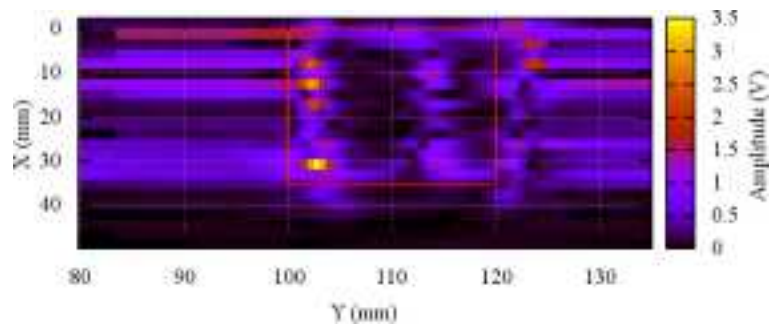


図 3. 2. 3-263 試験体 P28 の測定結果 (TR モード)

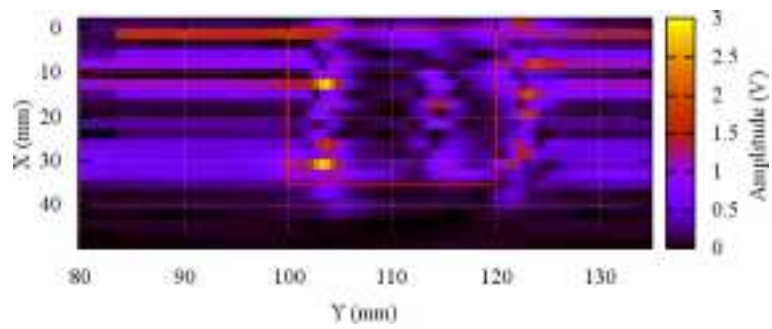


図 3. 2. 3-264 試験体 P29 の測定結果 (TR モード)

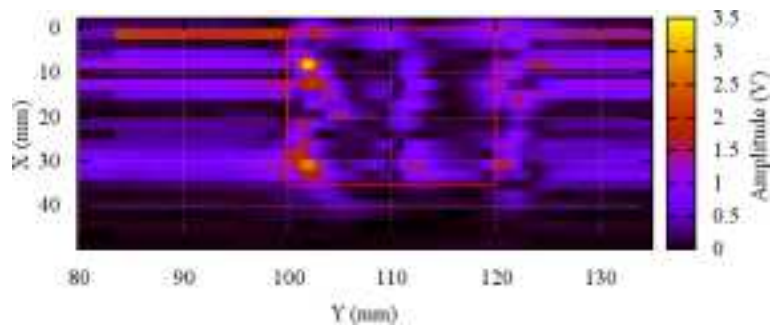


図 3. 2. 3-265 試験体 P30 の測定結果 (TR モード)

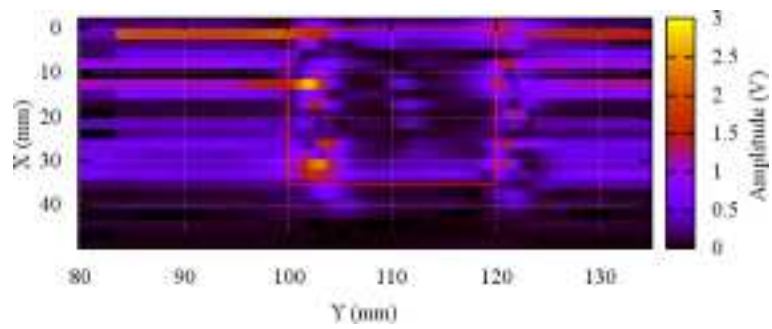


図 3. 2. 3-266 試験体 P31 の測定結果 (TR モード)

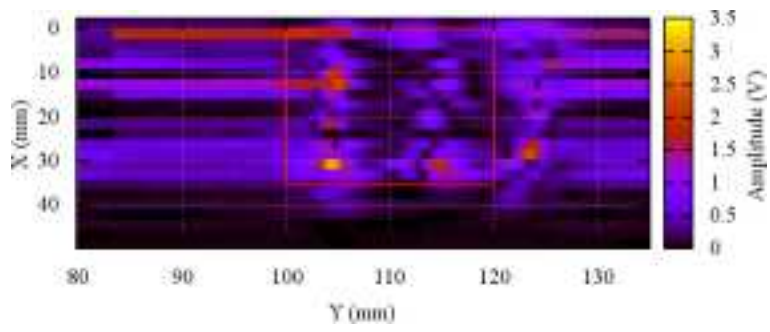


図 3.2.3-267 試験体 P32 の測定結果 (TR モード)

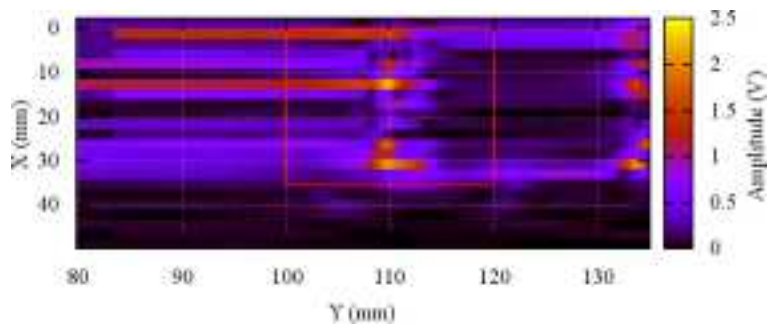


図 3.2.3-268 試験体 P38 の測定結果 (TR モード)

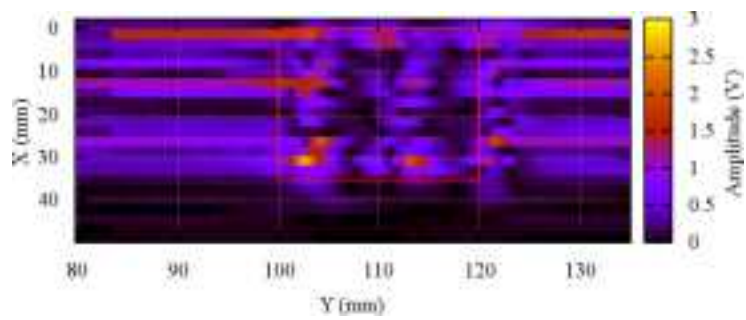


図 3.2.3-269 試験体 P42 の測定結果 (TR モード)

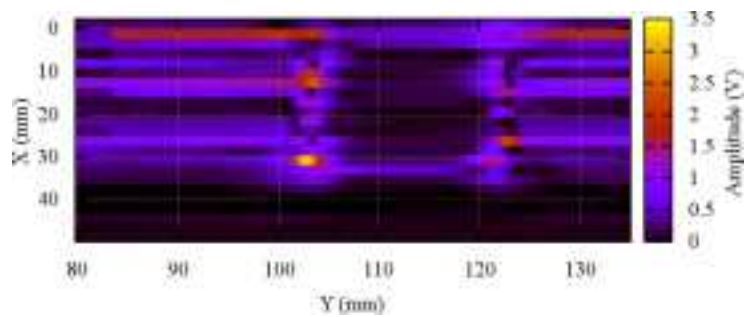


図 3.2.3-270 試験体 P46 の測定結果 (TR モード)

#### d) 電流制御型渦電流探傷法による測定結果

##### ① Abstract

Three DMW specimens, P1, P4, and P12, and two BMI specimens, P5 and P7, were inspected using a controlled excitation eddy current testing. All of the inspections were conducted from the surfaces where flaws open, and scanning was conducted manually so that eddy currents induced directly below the probe flew perpendicular to a flaw. Two flaws introduced to P12 were detected with clear indications; however their surface lengths were evaluated as approximately 2/3 of the actual ones. Their depths could not be evaluated because large noise due to the welds made it difficult to quantitatively evaluate the phase of measured signals that are used to estimate the depth of a flaw. In contrast flaws on the other specimens were not even detected clearly because of large noises due to the welds. More specifically, whereas large signals that would be due to the flaws were confirmed, the signals did not clearly exhibit an 8-shaped loop that is characteristic as a flaw signal. Consequently, it was difficult to clearly declare that the signals were not due to weld but due to flaws.

##### ② 試験方法

試験に用いたプローブを図 3.2.3-271 に示す。プローブは被検査面に対向したパンケーキ型の検出コイルと、検出コイルに対して互いに対称な位置に配置された縦置ききの 2 体の励磁コイルからなる構造を有している。両励磁コイルに流れる励磁電流は同相である。本プローブは、文献<sup>52</sup>において報告されているように、縦置ききの励磁コイルと上置型の検出コイルの組み合わせにおいては、コイル間隔を適切に設定することにより表皮深さよりもはるかに深いきずに対してもきず信号の変化が得られるという現象を利用したものであり、当該現象を用いることで励磁周波数 100kHz において、SUS316L 平板に加工された深さ 15mm のスリット深さの定量的評価にも成功したとの報告がなされている<sup>53</sup>。

試験装置の結線図を示したものが図 3.2.3-272 である。ファンクションシンセサイザ（NF 回路設計ブロック社製 WF1974）を用いて発生させた 50kHz の正弦波をバイポーラー増幅器（NF 回路設計ブロック社製 HSA4051）を用いて増幅することで、直列に接続された励磁コイルに励磁電流を供給する。回路にはシャント抵抗が挿入されており、オシロスコープ（Tektronix 社製 1001B）により励磁電流のモニタリングを行った。検出コイルに誘導される信号はロックインアンプ（NF 回路設計ブロック社製 LI5640）により同期検波され、信号

---

<sup>52</sup> N. Yusa, Y. Sakai, H. Hashizume: “An eddy current probe suitable to gain information about the depth of near-side flaws much deeper than the depth of penetration”, NDT&E International, Vol. 44, pp. 121-130 (2011).

<sup>53</sup> 遊佐訓孝, ラディ斯拉ブヤノーセック, 宮健三: “渦電流探傷法を用いた厚肉構造物の深い開口きず深さ定量評価”, 日本機械学会論文集 A 編, 75 巻, 759 号, pp. 1454-1459 (2009).

データはAD変換器(キーエンス社製NR-500)を通じたAD変換の後、PCにより収集される。ロックインアンプの参照信号には、前述のシャント抵抗の電圧を用いた。

いずれの試験体も形状が複雑であるため、ステージなどの位置決め装置を用いることはなく、手探傷にて測定は行った。より具体的には、試験体に非導電性スケールを貼り付け、スケールに沿ってプローブを1次元的に移動させつつ信号収集を行った後、スケールの位置をプローブ移動方向に対して垂直方向に移動させ、再びスケールに沿ってプローブを1次元的に移動させつつ信号収集を行う、という手順を繰り返すことで、検査対象面の測定を行っている。探傷信号はプローブの移動とは無関係に連続的に収集されるものであるため、測定後プローブの総移動距離と総データ点数から、各データ測定時のプローブ位置情報を算出した。プローブの移動速度を可能な限り一定とした状態で測定は行ったが、このような理由により、プローブの位置情報についてはある程度の誤差を含んでいると考えられる。なお、いずれの測定においても、測定はきず開口面側より行った。

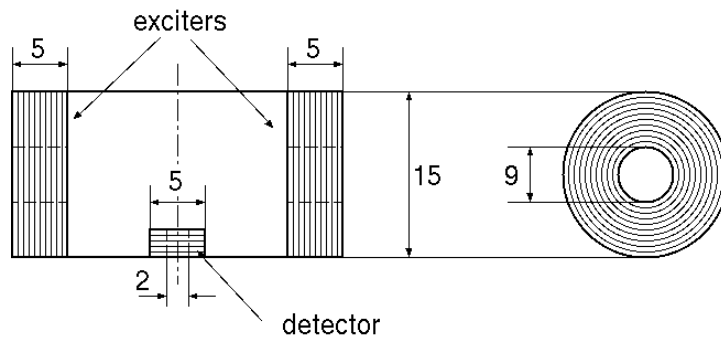


図 3. 2. 3-271 使用プローブ

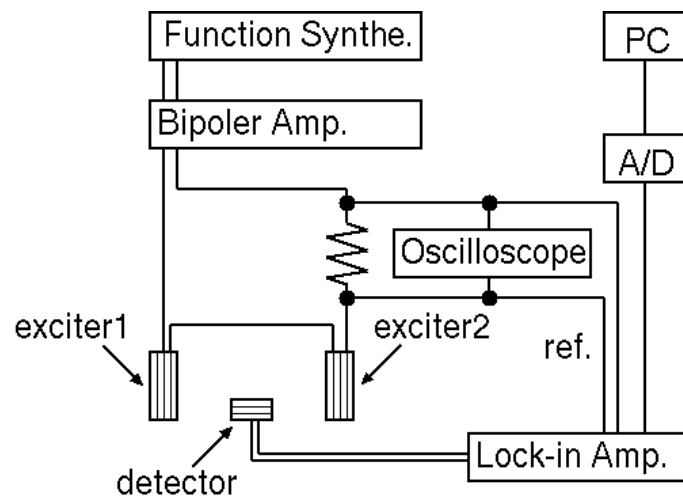
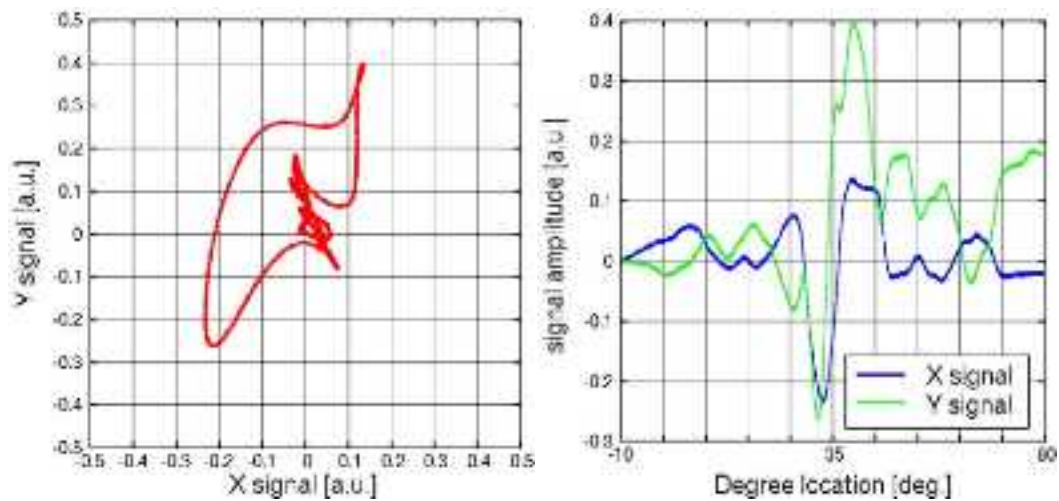


図 3. 2. 3-272 装置結線図

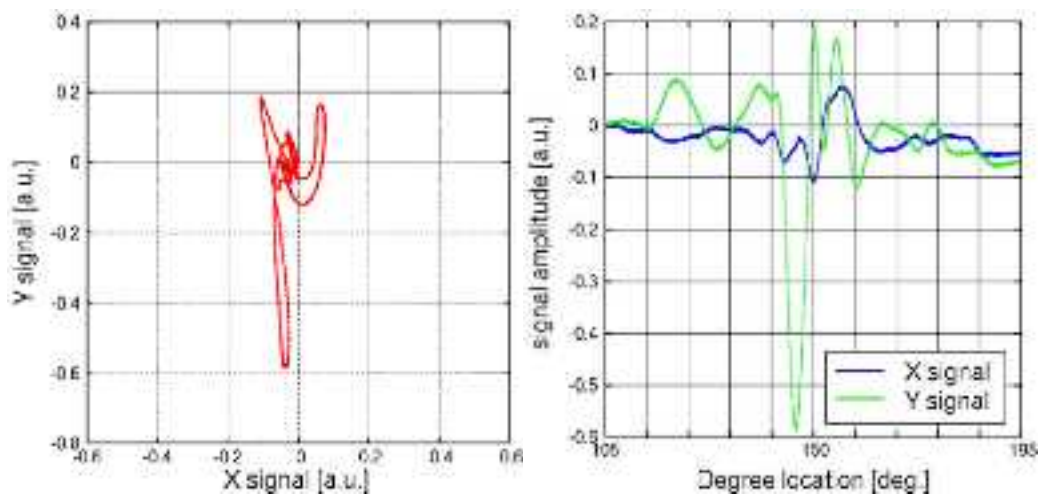
### ③ 結果

#### (i) P1 試験体測定結果

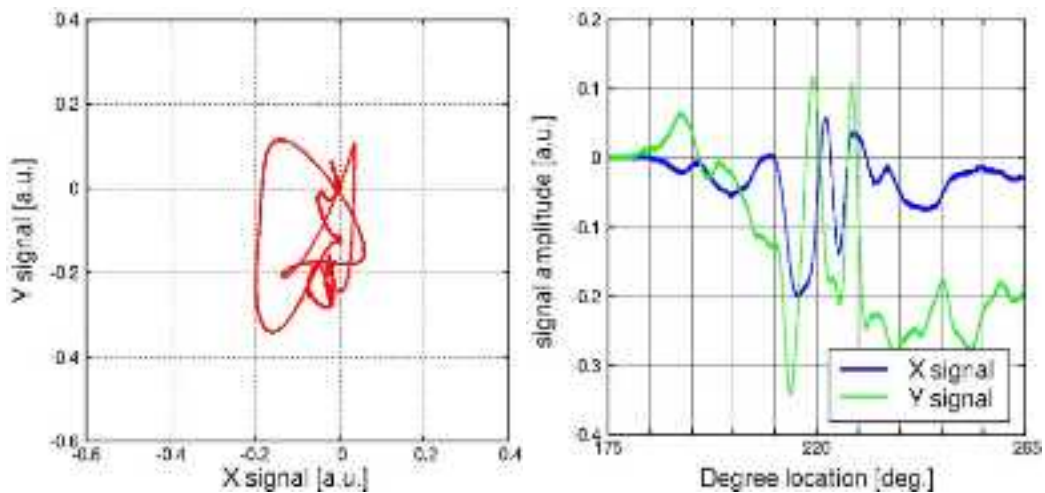
P1 試験体に対する測定結果を図 3.2.3-273 に示す。各図はプローブを管内壁面  $Y=-8\text{mm}$  の箇所に配置し、周方向にプローブを走査させた場合に得られた探傷信号の、信号リサージュと信号振幅である。走査時はプローブ励磁コイルの軸が管周方向となるようにプローブを配置し、各走査では仕様書に記載されているきず位置を中心として、周方向  $\pm 45^\circ$  の範囲について測定を行っている。図より、いずれにおいても、きず直上において大きな信号が測定されてはいることが確認できる。しかしながらその一方、信号リサージュには、図 3.2.3-271 に示したプローブを用いて表面開口きずから得られる信号の特徴である、8 の字の軌跡を明瞭に確認することが出来ない。よって、きずからの信号である可能性は高いとはいえ、明瞭にきずを検出したということとはできないと言わざるを得ない結果となっている。



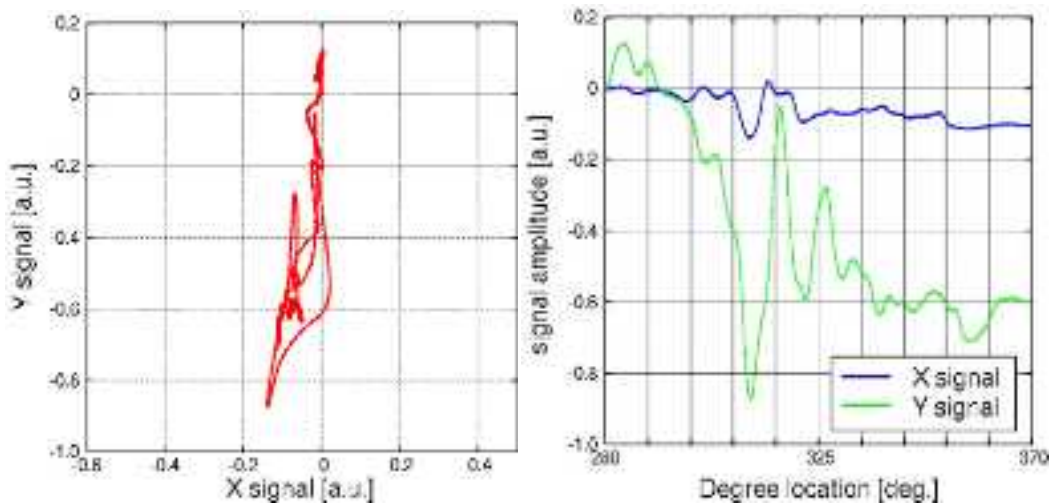
(a)  $-10^\circ < X < 80$  (above flaw 1)



(b)  $105^\circ < X < 195^\circ$  (above flaw 2)



(c)  $175^\circ < X < 265^\circ$  (above flaw 3)

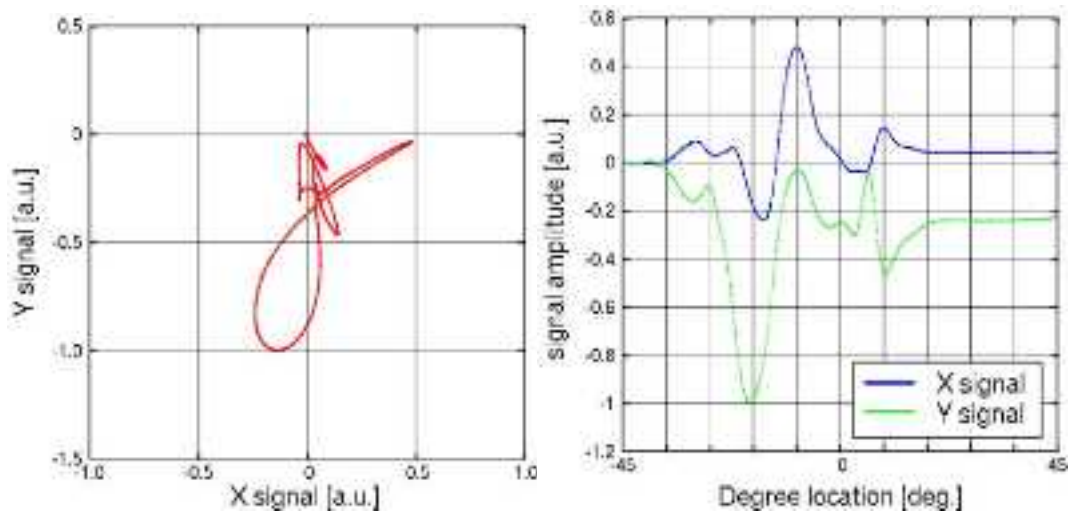


(d)  $280^\circ < X < 370^\circ$  (above flaw 4)

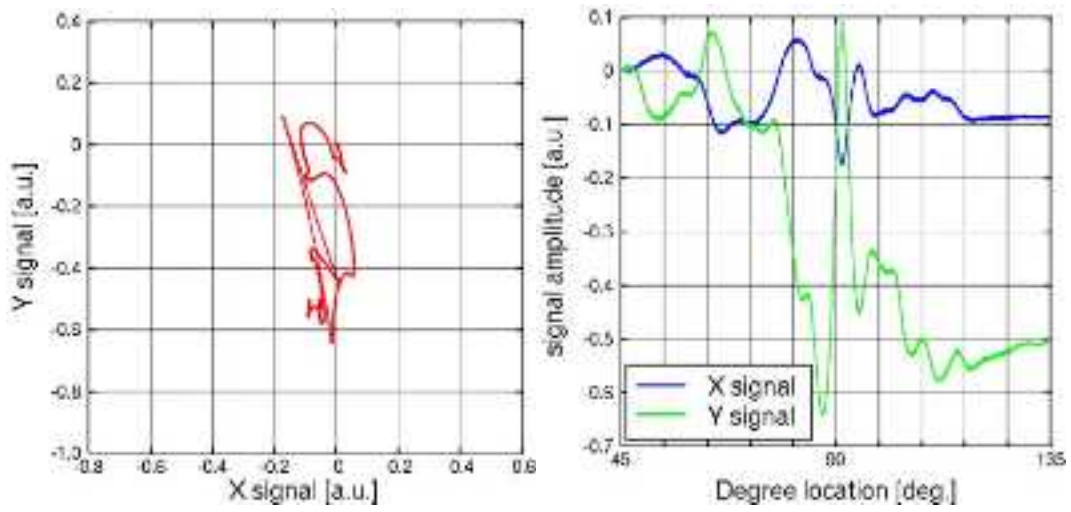
図 3.2.3-273 P1 試験体測定結果 (左: リサージュ、右: 信号振幅)

(ii) P4 試験体測定結果

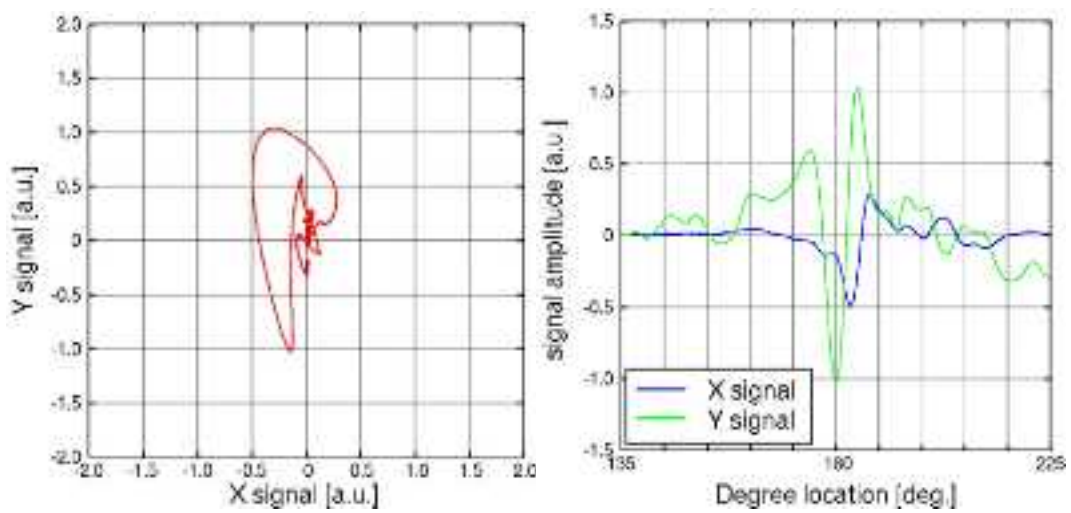
P1 試験体に対する測定結果を図 3.2.3-274 に示す。各図はプローブを管内壁面  $Y=-5\text{mm}$  の箇所に配置し、周方向にプローブを走査させた場合に得られた探傷信号の、信号リサージュと信号振幅である。P1 試験体に対する測定時と同様、走査時はプローブ励磁コイルの軸が管周方向となるようにプローブを配置し、各走査では仕様書に記載されているきず位置を中心として、周方向  $\pm 45^\circ$  の範囲について測定を行っている。図より、いずれにおいても、きず直上において大きな信号が測定されてはいることが確認できる。しかしながらその一方、信号リサージュには、図 3.2.3-271 に示したプローブを用いて表面開口きずから得られる信号の特徴である、8の字の軌跡を明瞭に確認することが出来ない。よって、きずからの信号である可能性は高いとはいえ、明瞭にきずを検出したということとはできないと言わざるを得ない結果となっている。



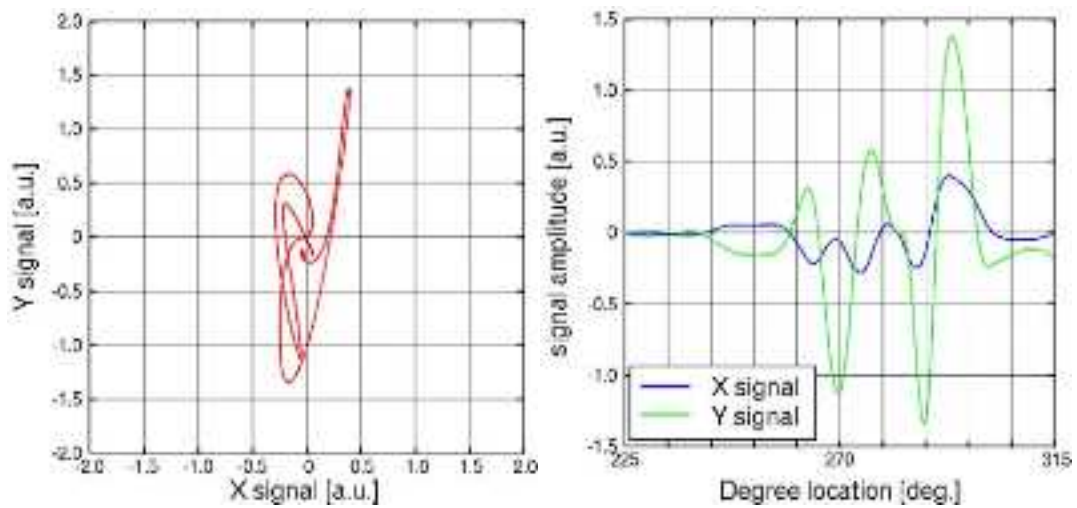
(a) From -45 to 45 deg. (above flaw 1)



(b) From 45 to 135 deg. (above flaw 2)



(c) From 135 to 225 deg. (above flaw 3)



(d) From 225 to 315 deg. (above flaw 4)

図 3.2.3-274 P4 試験体測定結果 (左: リサーチ、右: 信号振幅)

(iii) P5 試験体測定結果

P5 試験体に対する走査線位置を図 3.2.3-275 に示す。プローブは励磁コイル軸が走査線方向を向くように配置されており、走査線が試験体の 1 辺に対して平行となるようにプローブの走査は行った。

仕様書よりきず近傍と思われる、 $X=10\text{mm}$  と  $X=15\text{mm}$  の走査線に沿ってプローブを走査させた場合に得られた探傷信号を、図 3.2.3-276、図 3.2.3-277 に示す。溶接に起因すると思われる大きな信号が発生しており、きず信号らしきものを確認することはできない。よって、本試験体に対しては、きずの検出も全く行えなかったと結論付けられる。

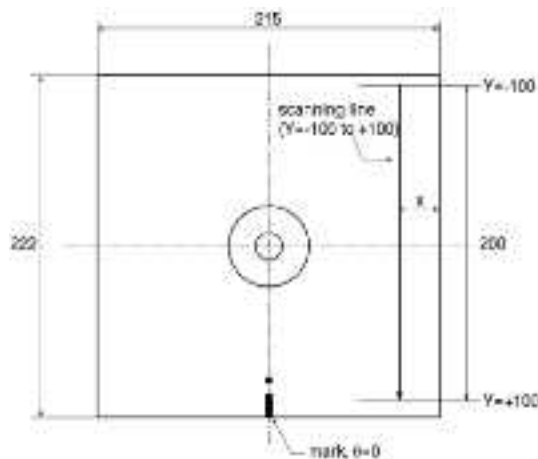


図 3.2.3-275 P5 試験体走査線位置



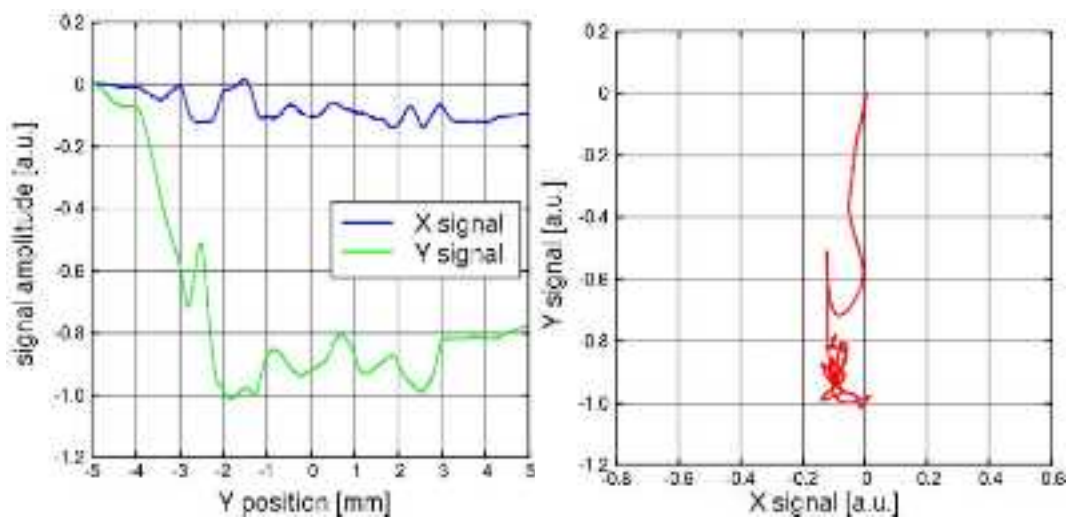


図 3.2.3-276 P5 試験体 X=10mm 走査線信号

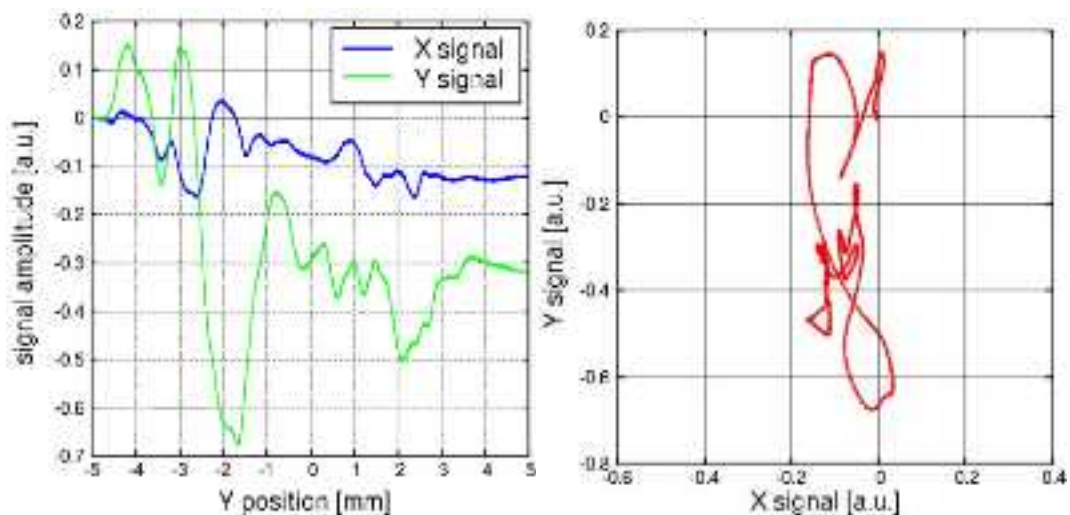


図 3.2.3-277 P5 試験体 X=15mm 走査線信号

(iv) P7 試験体測定結果

P7 試験体に対する走査線位置および走査線方向を図 3.2.3-278 に示す。プローブは励磁コイル軸が走査線方向を向くように配置されており、走査線が試験体の 1 辺に対して平行となるようにプローブの走査は行った。

得られた探傷信号を図 3.2.3-279～図 3.2.3-289 に示す。溶接に起因すると思われる大きな信号が発生しており、きず信号らしきものを確認することはできない。よって、本試験体に対しては、きずの検出も全く行えなかったと結論付けられる。

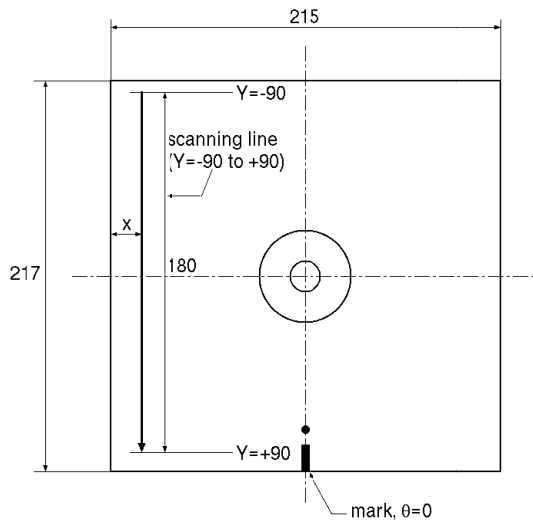


図 3. 2. 3-278 P7 試験体走査線位置

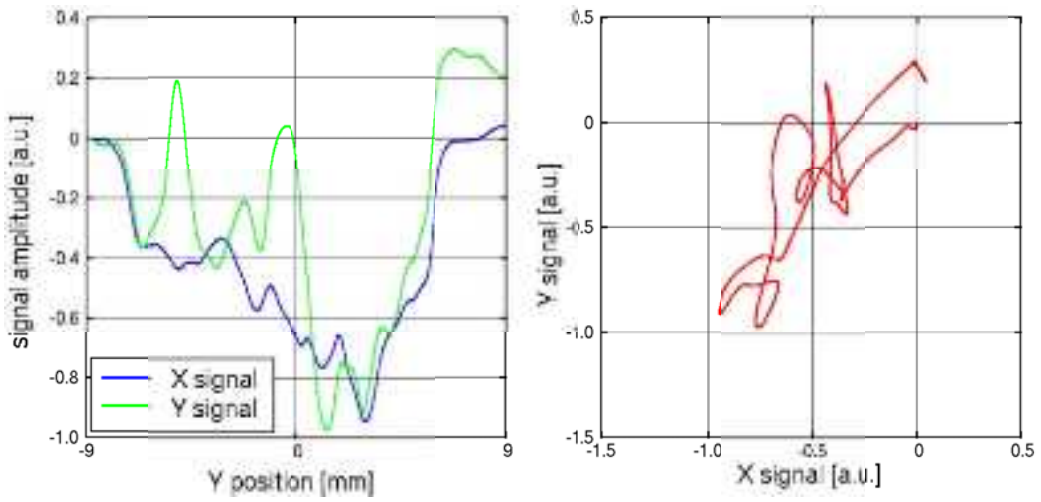


図 3. 2. 3-279 P7 試験体 X=20mm 走査線信号

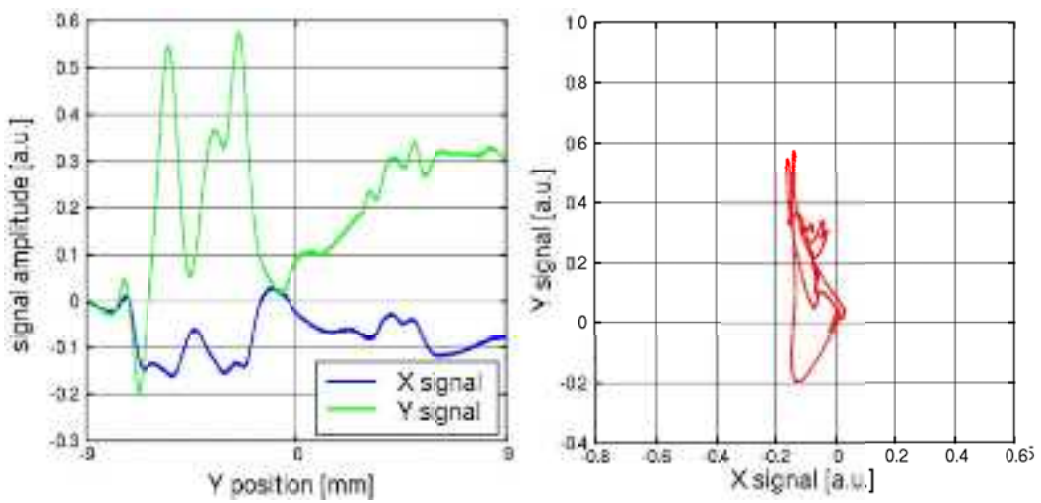


図 3. 2. 3-280 P7 試験体 X=25mm 走査線信号

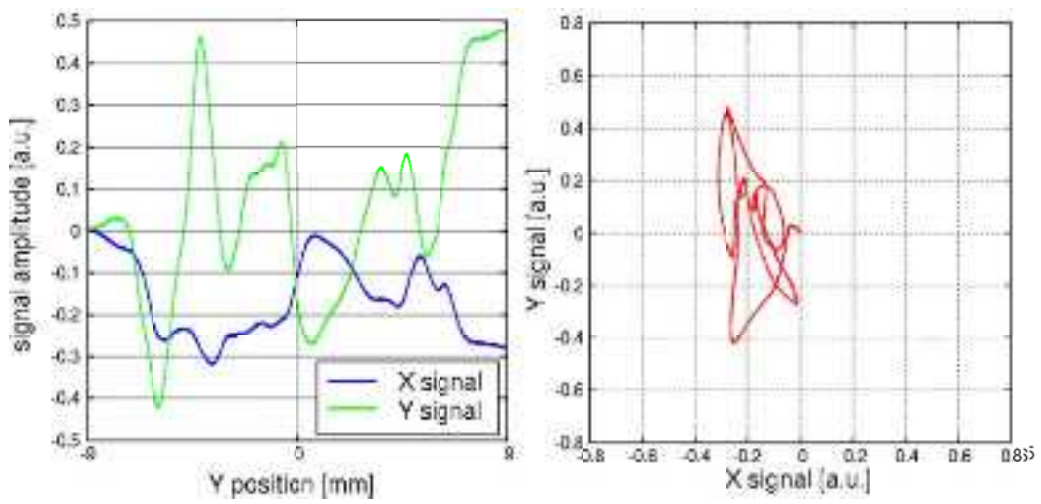


図 3. 2. 3-281 P7 試験体 X=30mm 走査線信号

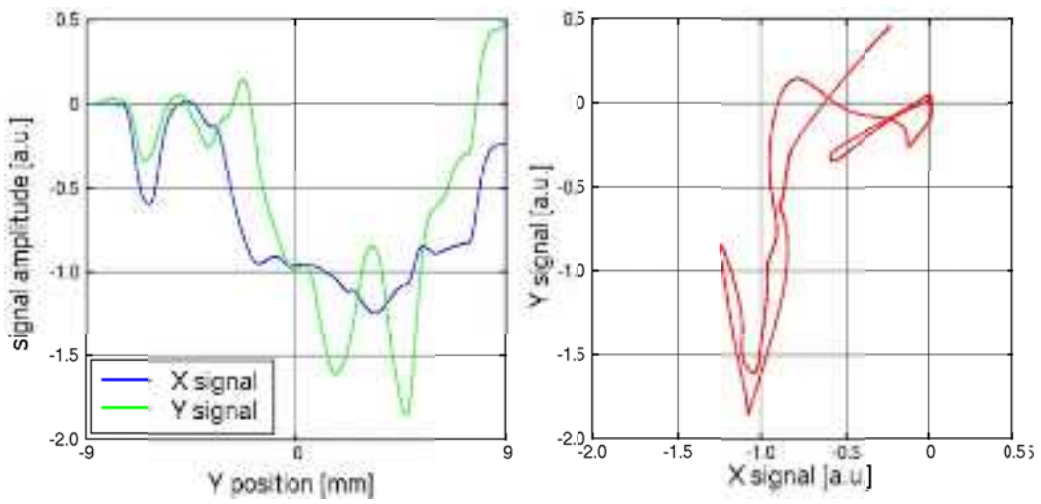


図 3. 2. 3-282 P7 試験体 X=35mm 走査線信号

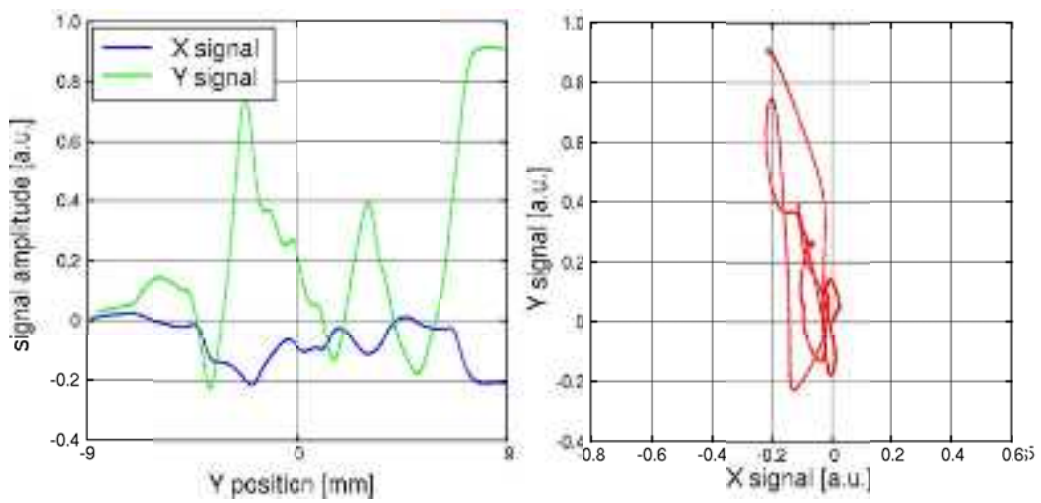


図 3. 2. 3-283 P7 試験体 X=40mm 走査線信号

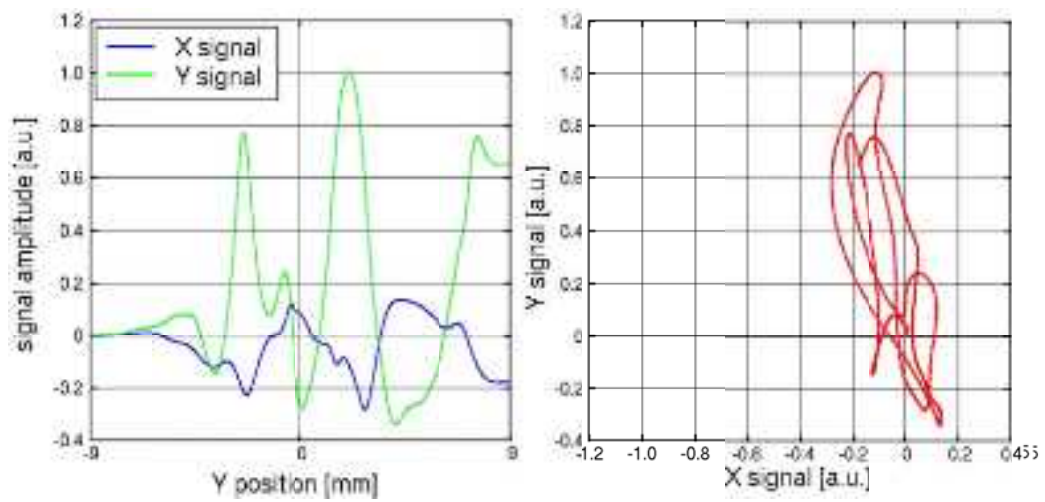


図 3. 2. 3-284 P7 試験体 X=45mm 走査線信号

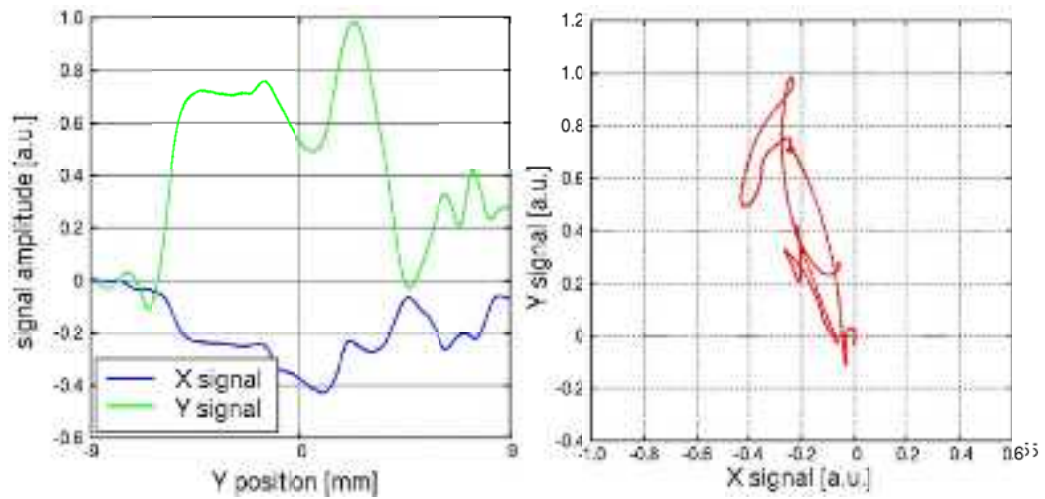


図 3. 2. 3-285 P7 試験体 X=50mm 走査線信号

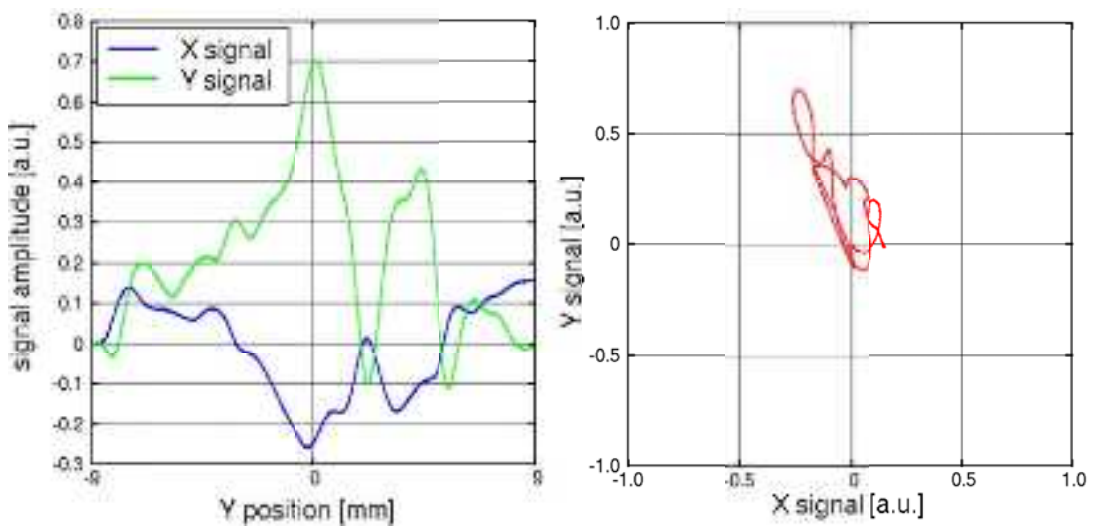


図 3. 2. 3-286 P7 試験体 X=165mm 走査線信号

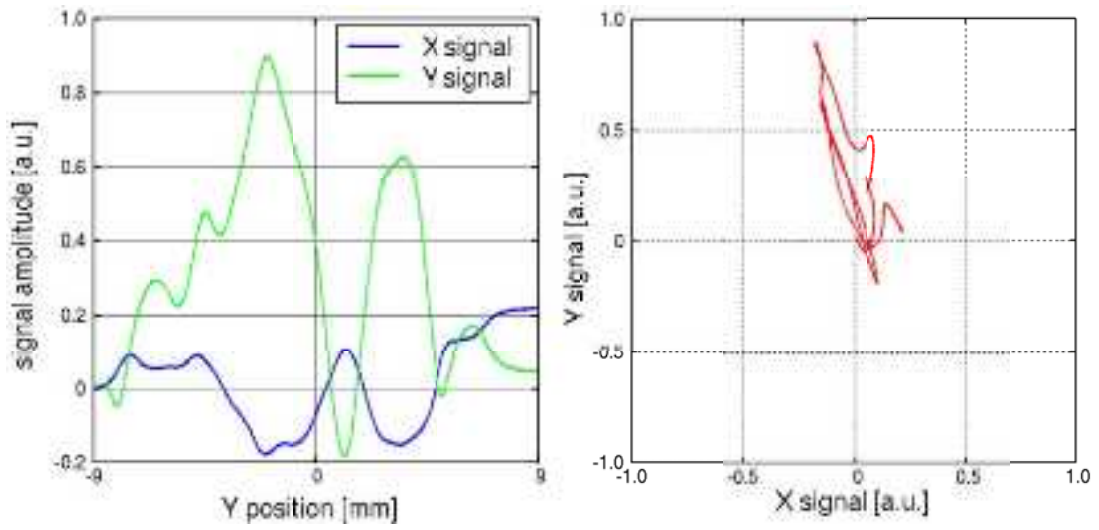


図 3. 2. 3-287 P7 試験体 X=170mm 走査線信号

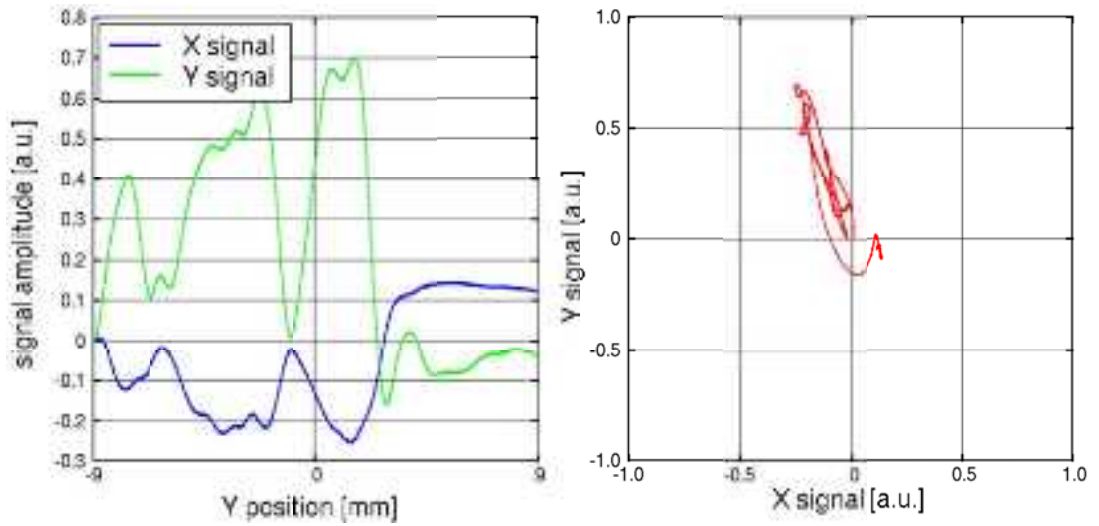


図 3. 2. 3-288 P7 試験体 X=175mm 走査線信号

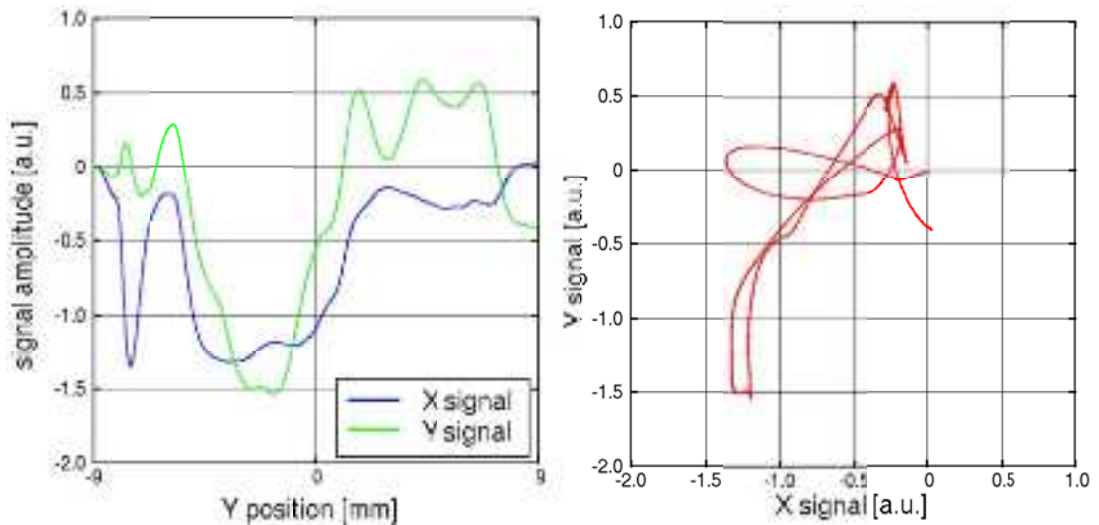


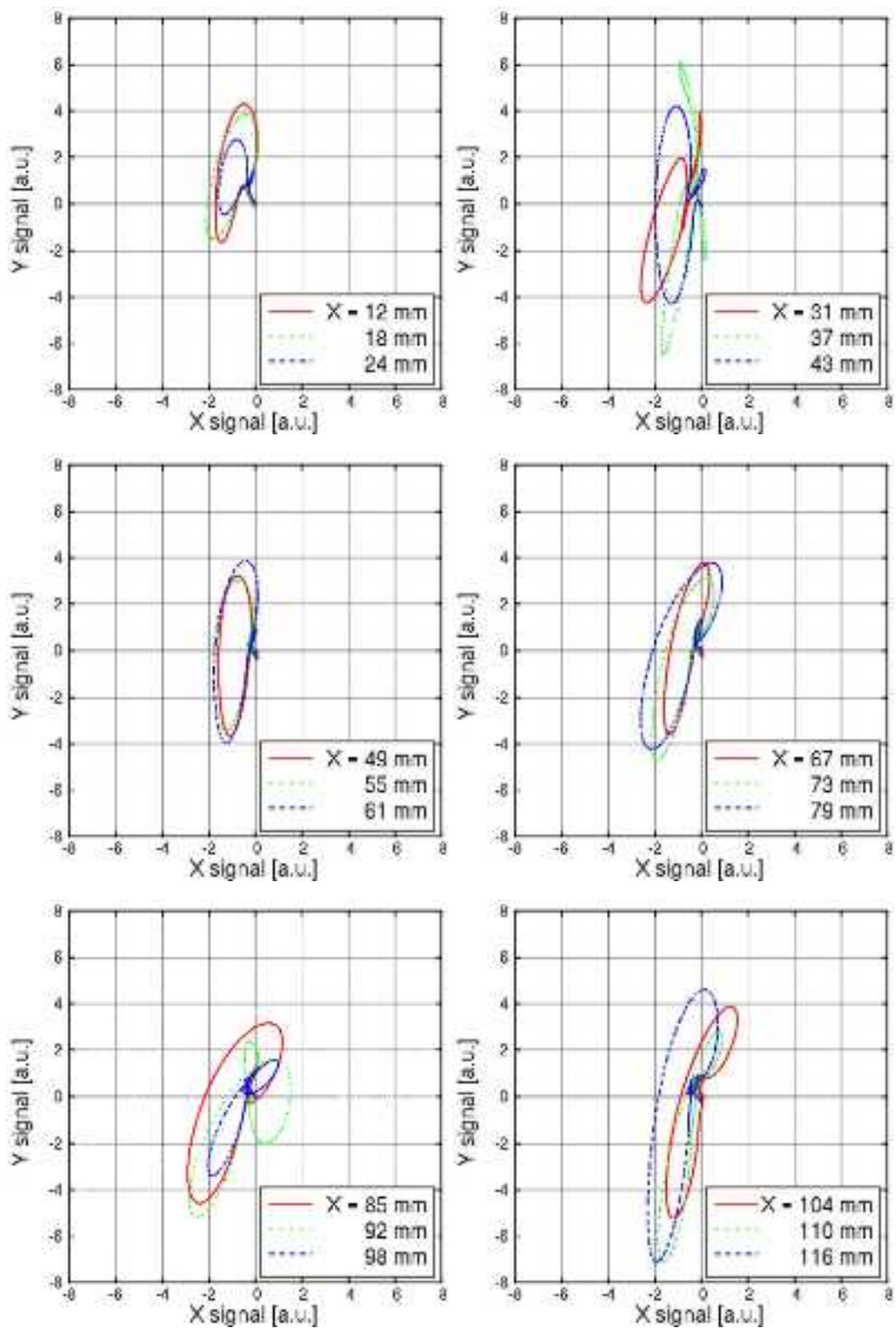
図 3. 2. 3-289 P7 試験体 X=180mm 走査線信号

(v) P12 試験体測定結果

P12 試験体の測定においては、試験体内表面軸方向にスケールを取り付け、プローブをスケールに沿って Y 方向に 100mm に走査させることで、 $12 < X < 134\text{mm}$ 、 $-50 < Y < 50\text{mm}$  の範囲の測定を行った。走査線間隔は 5mm であるが、X 座標は試験体外表面で定義されているものであるため、走査線の X 座標は 5mm 間隔とはなっていない。各走査線に沿って得られた信号のリサージュを図 3.2.3-290 に示す。図より、いずれの走査線に沿ってても有意な信号が得られていることが確認できるが、これは走査線に沿って材料がステンレスクラッド-132 溶接金属-316 ステンレス鋼と変化しているため、材料の電磁気特性の差異に起因して生じたものであると判断される。軌跡の様子という観点から信号を確認すると、大半の走査線上の信号は XY 平面において楕円を描いているのに対し、 $X=37$  及び  $X=92\text{mm}$  における走査線からの信号の軌跡は、楕円とはかなり異なったものとなっていることがわかる。より具体的には、大きな楕円に 8 の字が重なったような軌跡となっている。試験体の構造が周方向には基本的には変化が無いこと、また前述のとおり図 3.2.3-271 に示したプローブを用いて表面開口きずから得られる信号は一般的には 8 の字の軌跡を描くことを考慮すると、これは溶接ノイズにきず信号が重畳しているものと考えられる。

確認のため、 $X=37$  及び  $X=92\text{mm}$  における走査線上のきず信号の Y 成分をプローブ位置に対して示したものが、図 3.2.3-291、図 3.2.3-292 である。比較のため、図にはそれらの走査線と隣り合う走査線上のきず信号の Y 成分も併せて示したが、材料の境界からと思われる信号には大きな差異は無いものの、溶接金属～ステンレスクラッド部においてきず両端と思われる信号ピークがあることが確認できる。信号ピークはきず端部で得られることを踏まえると、信号ピーク間距離より、 $X=37$  の走査線上のきずは表面長さ約 21mm、 $X=92\text{mm}$  の走査線上のきずは表面長さ約 14mm と評価される。仕様書によると、EDM の X 座標は 36.6mm、SCC の X 座標は 91.5mm であることから、きず信号と判断された  $X=37\text{mm}$  と  $X=92\text{mm}$  の走査線からの信号は確かにきずからのものであると判断される。その一方、仕様書上の EDM の Y 座標は  $-27 \sim 7\text{mm}$  であり、SCC の X 座標は 91.5mm、Y 座標は  $-20 \sim 0\text{mm}$  であり、よって信号から評価されたきず表面長さは実際のものの約 2/3 であったということになる。この誤差は前述のようにプローブの位置を評価していることに起因するところが大であると考えられる。

きず深さについてはきず信号の位相角を用いて行われるものであるが、材料の電磁気的特性の差異に起因すると思われるノイズがきず信号と同程度以上あるためきず信号の位相角を定量的に評価することが困難であり、よって探傷信号からのきず深さ評価を行うことが出来なかった。



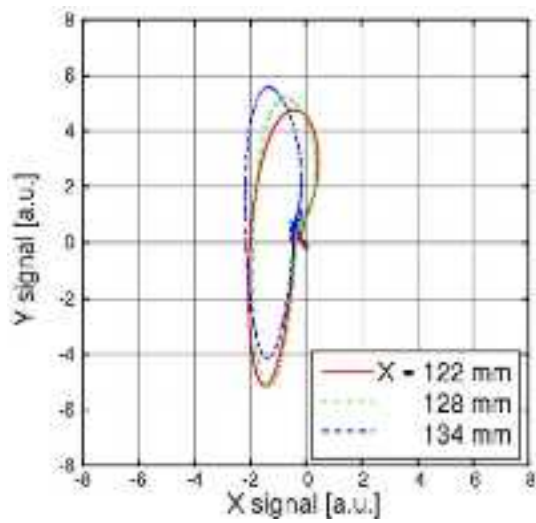


図 3. 2. 3-290 P12 試験体測定結果

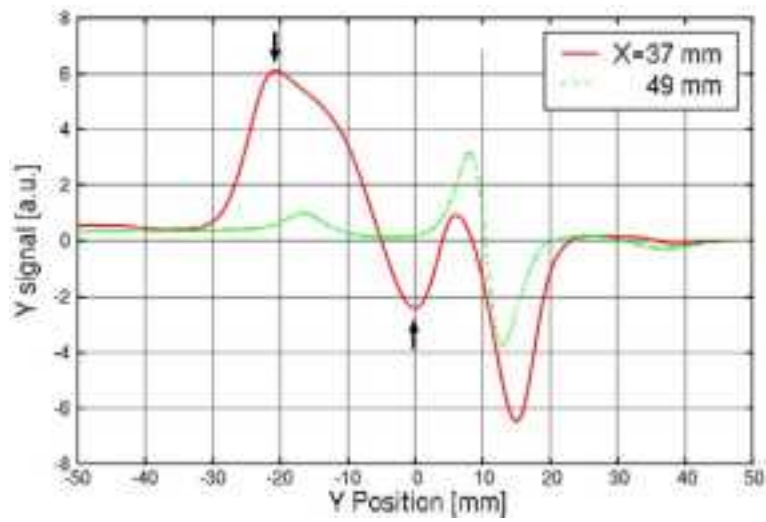


図 3. 2. 3-291 P12 試験体 X=37, 49mm 走査線に沿って得られた信号の Y 成分

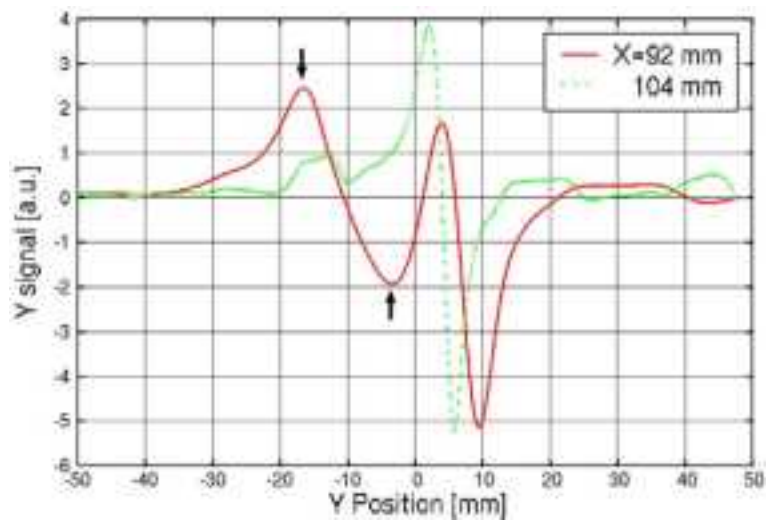


図 3. 2. 3-292 P12 試験体 X=92, 104mm 走査線に沿って得られた信号の Y 成分



④ Conclusion

Three DMW specimens, P1, P4, and P12, and two BMI specimens, P5 and P7, were inspected using a controlled excitation eddy current testing. The results of detection, length sizing, and the depth sizing are summarized in 表 3.2.3-39.

表 3.2.3-39 Summary of the inspections

| specimen | detection | length sizing | depth sizing |
|----------|-----------|---------------|--------------|
| P1       | △         | ×             | ×            |
| P4       | △         | ×             | ×            |
| P5       | ×         | ×             | ×            |
| P7       | ×         | ×             | ×            |
| P12      | ○         | ○             | ×            |

## e) マルチプローブを用いた探傷試験

### ① 試験概要

渦電流探傷法は、電磁誘導を用いて導電性材料の欠陥を検出することが可能である。上置き型の励磁コイルを試験片の上に配置して交流電流をコイルに流すと、磁場は試験体との相互作用によって変化し、渦電流が試験片表面近傍に発生する。欠陥による渦電流の位相と振幅の変化は受信コイルを用いて検出する。

相互誘導の差動型の渦電流プローブの探傷信号は特徴的なループを描くので、ノイズ信号と区別することが容易である。しかし、欠陥に対してコイルの走査方向と配置によって検出が困難である場合がある。欠陥の長さ方向に二つの検出コイルが直行方向に走査されたときに欠陥信号の振幅は最大となり、対照的にこれらのコイルが欠陥に平行方向に走査されたとき、欠陥信号の振幅は小さくなる。

マルチプローブは、パンケーキ型の1個の励磁コイルの中に4個の検出コイルを配置している。従って、プローブを一方向にCスキャンするだけで、走査方向に平行及び垂直の傷信号が得られる。また、リフトオフに対してもロバストである。

本研究では、マルチプローブを用いて実機で使用されている配管と同じ母材及び溶接材料で形状の違う試験片に付与されたSCCを測定して、その検出性と長さのサイジング精度を評価する。

### ② 渦電流探傷マルチプローブ

#### i 渦電流探傷マルチプローブの概要と原理

図 3.2.3-271 にマルチプローブの励磁コイルと検出コイルの配置を示す。マルチプローブは1個の円形の励磁コイルの中に4個の検出コイルが配置されている。検出コイル1と3は走査方向に直角に、コイル2と4は並行に配置されている。これらのコイルの検出信号の差分をとることにより、走査方向に対して欠陥の方向が直行、並行また45度の欠陥信号が一方向のCスキャンにより検出することが可能となる。

熱疲労試験体の測定例を下記に示す。図 3.2.3-294 に熱疲労割れの染色試験結果を示す。図 3.2.3-295 に検出コイル1~4のそれぞれの検出信号を示す。また、図 3.2.3-296 に検出コイル2と4、1と3、1と2のそれぞれの差動信号を示す。これらの情報をもとに欠陥を詳細に評価することができる。図 3.2.3-294 で見られる枝分かれている割れも明確に確認できている。

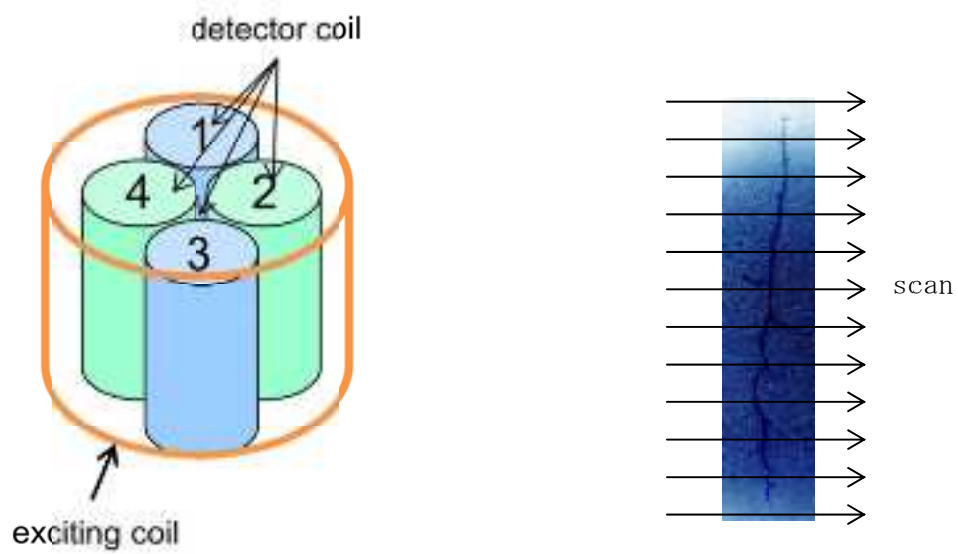
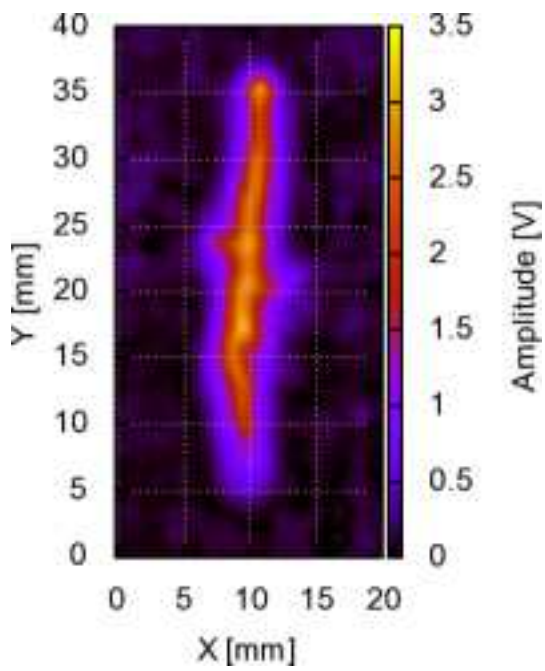


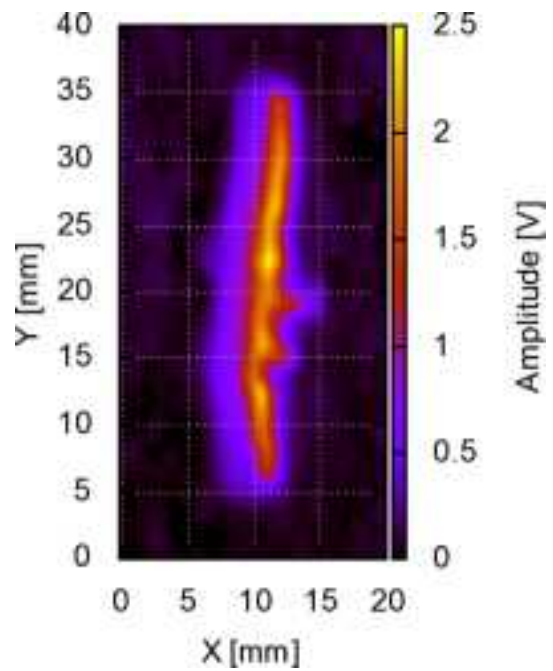
図 3. 2. 3-293 マルチプローブのコイル配置の概要



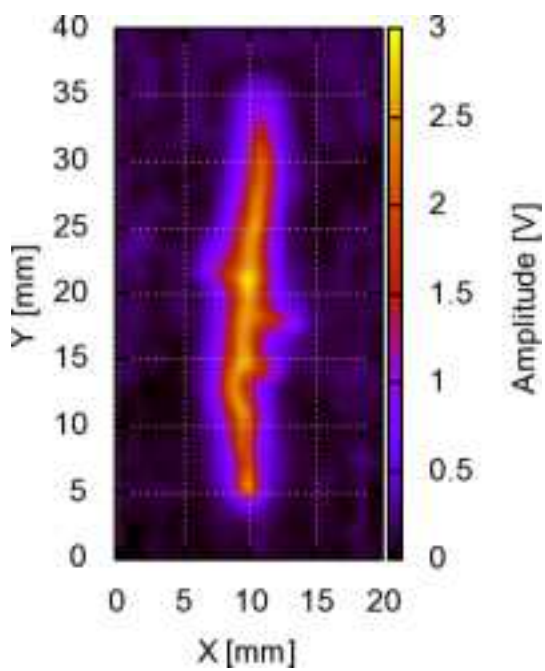
図 3. 2. 3-294 熱疲労割れの染色試験結果



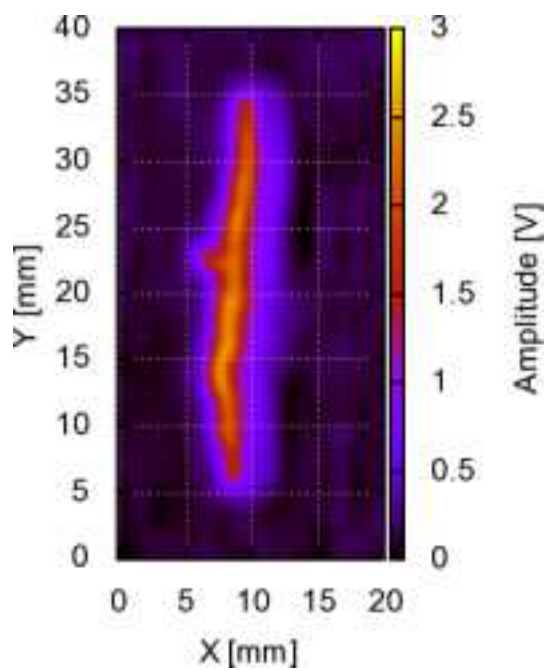
(a) 検出コイル1 (Detection coil 1)



(b) 検出コイル2 (Detection coil 2)

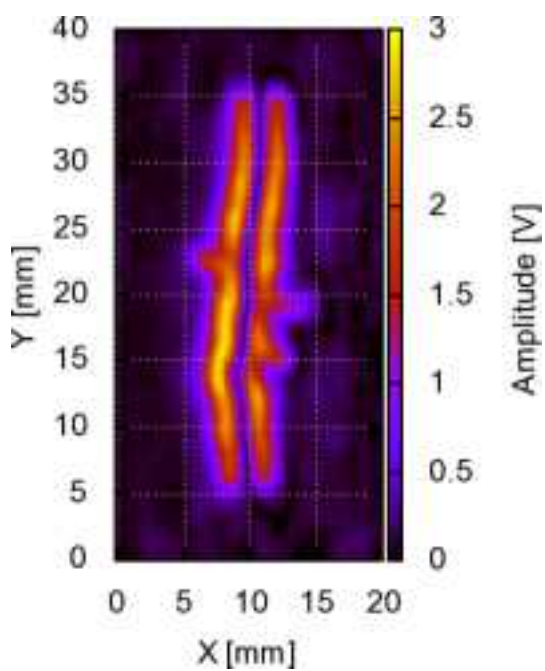


(c) 検出コイル3

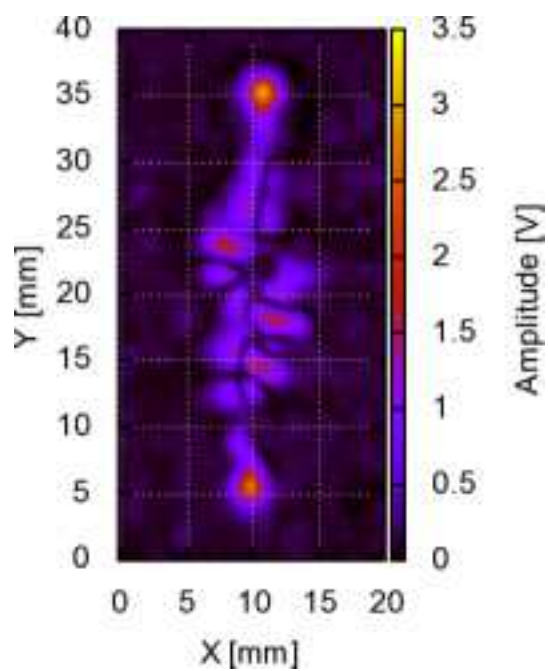


(d) 検出コイル4

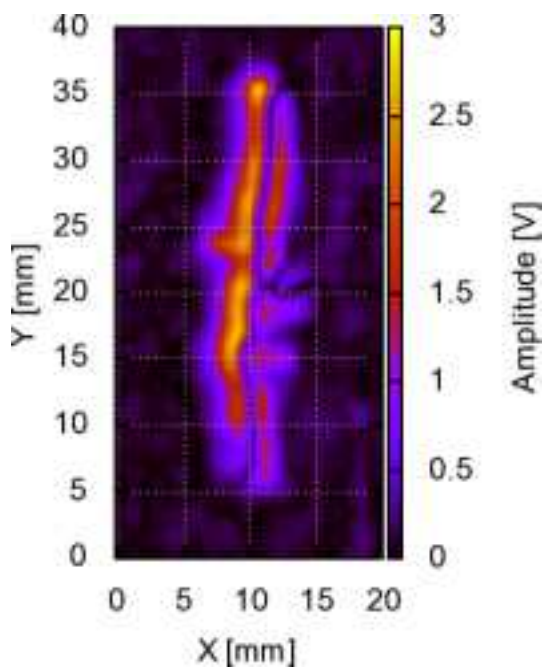
図 3. 2. 3-295 各検出コイルの ECT 信号



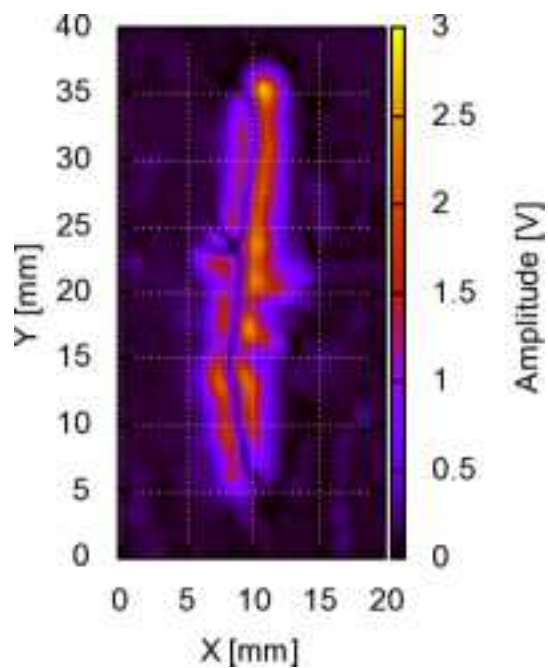
(a) コイル2と4の差動信号



(b) コイル1と3の差動信号



(c) コイル1と2の差動信号



(d) コイル1と4の差動信号

図 3. 2. 3-296 各検出コイルの差動信号

ii 探傷装置・探傷システム

図3. 2. 3-297に渦電流探傷システムの概略図を示す。渦電流探傷試験はマルチ渦電流探傷装置（48CH 探傷装置，アスワン電子株）、マルチプローブ、XY軸自動ステージ若しくは回転アクチュエータ、ステージコントローラー、DAQ pad若しくはデータロガーを用いて実施する。マルチプローブは1個の励磁コイルと4個の検出コイルからなる差動型である。励磁コイルは外径5mm、内径4.2mm、高さ5mm、巻き数が100ターン、検出コイルは外径1.5mm、内径0.7mm、高さ5.0mm、巻き数が300ターンである。試験周波数は100 kHzとする。

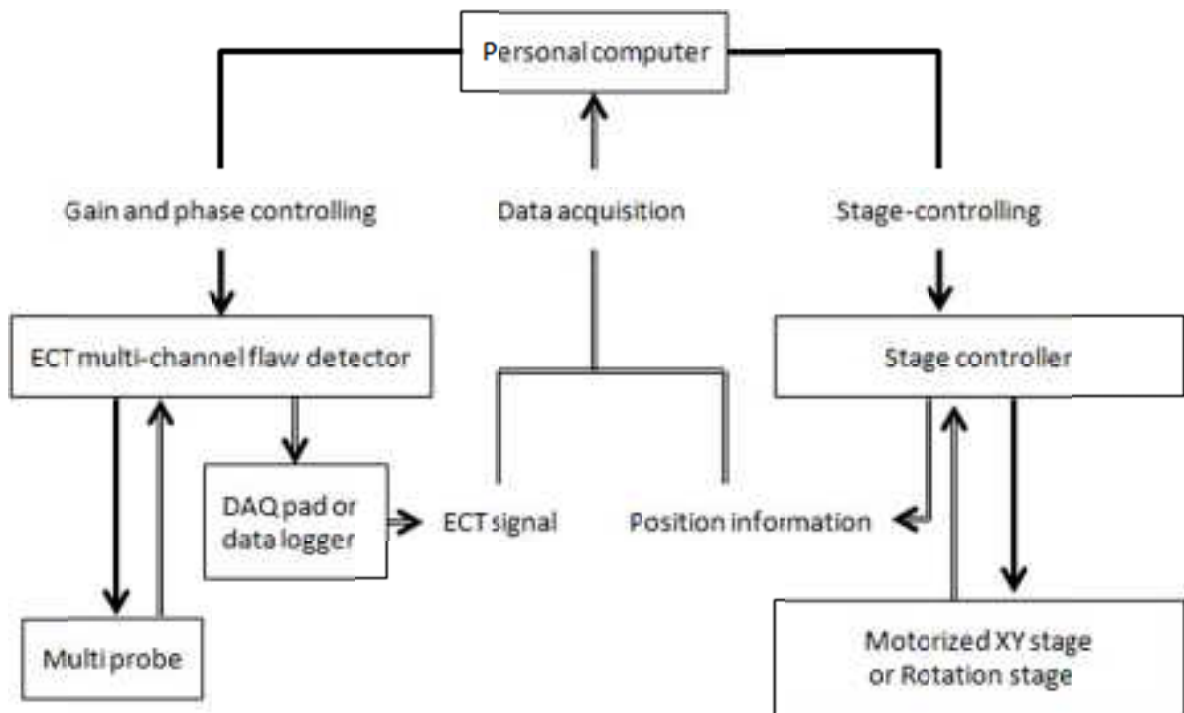


図 3. 2. 3-297 ECT システムの概略図

### iii 走査方法及びデータ収集方法

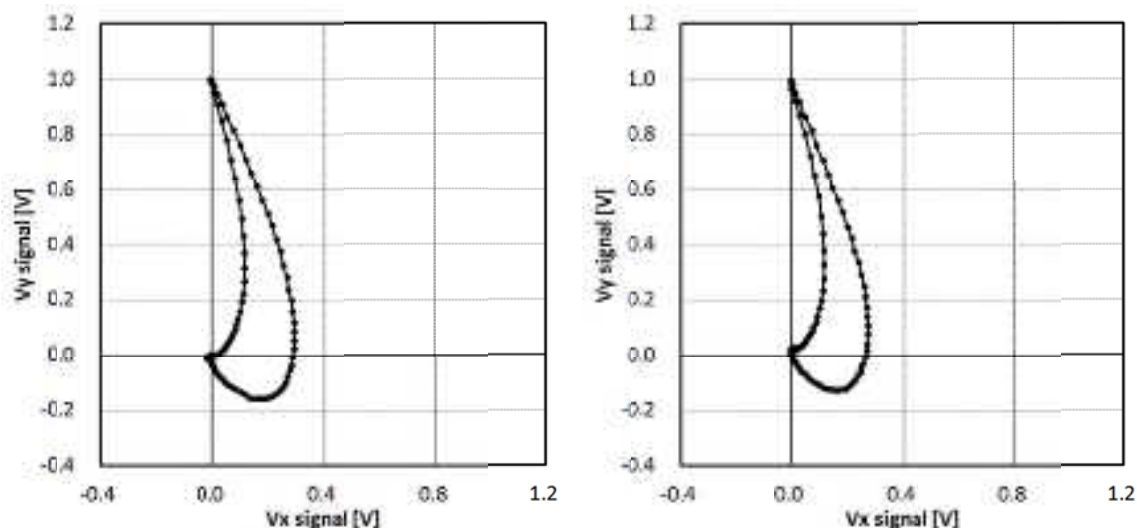
プローブの走査にはXY軸自動ステージ若しくは回転アクチュエータを使用する。XY軸自動ステージは Small Test Blocks の P28, P29, P30, P31, P32, P38, P42, P46 と Large DMW Test Blocks の P12 の測定に使用され、回転アクチュエータは DMW Test Blocks の P37, P41 と BMI Test Blocks の P5, P7 の測定に使用される。

XY軸自動ステージを使用した場合には、探傷器からのアナログ信号をパソコンにてデータを収集するために DAQ pad によりデジタル信号に変換する。また、回転アクチュエータを使用した場合には、データロガーを使用して検出信号をパソコンにて収集する。

### iv キャリブレーション

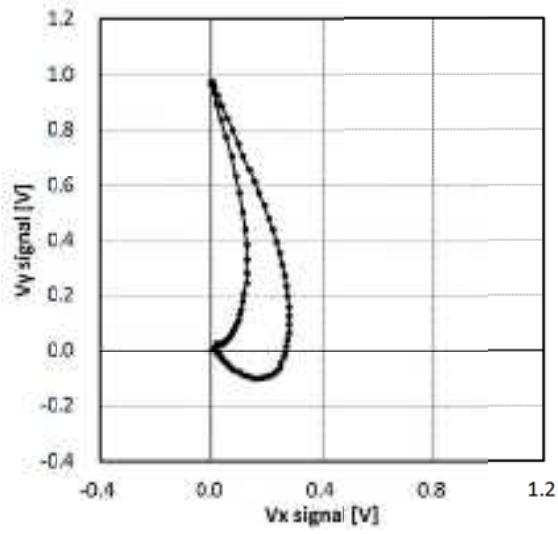
キャリブレーションは標準試験片（材質がインコネル600、長さ200mm、幅75mm、厚さ20mm）の深さ1mm、幅0.33mmの二次元スリットの検出信号を1Vで位相90°とする。4個のコイルをそれぞれ同じようにキャリブレーションする。

図3.2.3-298にキャリブレーションしたそれぞれの信号を示す。図3.2.3-299は検出コイル1とコイル3の差動信号を示す。この信号は欠陥信号に現れる特有の8の字を示し、その傾きが90度に近い。図3.2.3-300に示すような、幅0.2、深さ1.0、2.0、3.0、5.0mmの二次元スリットを有するSUS316の試験片を用意した。図3.2.3-301にマルチプローブでこれらのスリットを測定した結果を示す。この結果は欠陥の深さにより振幅が増減するが、位相は大きく変化しないことを示している。

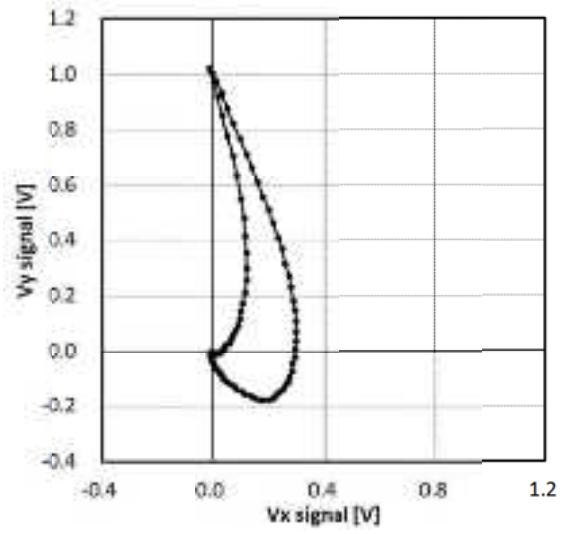


(a) 検出コイル1

(b) 検出コイル2

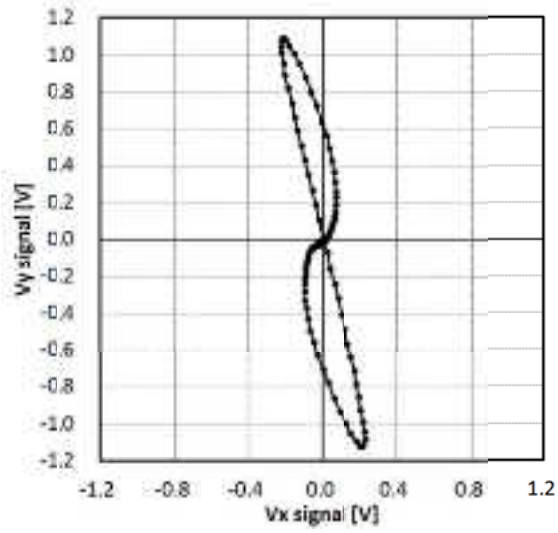


(c) 検出コイル 3

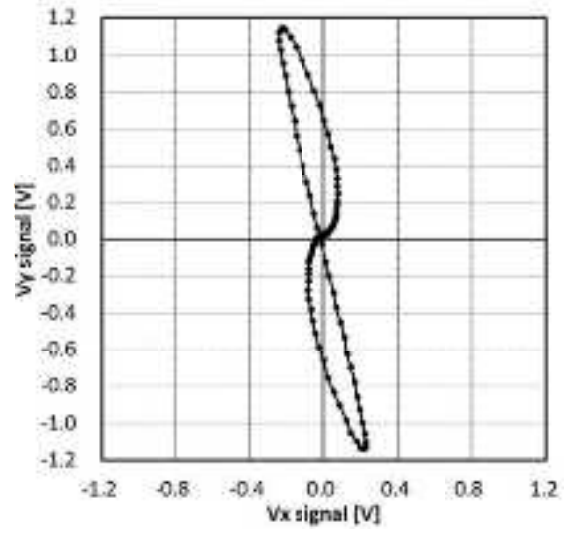


(d) 検出コイル 4

図 3. 2. 3-298 各検出コイルのキャリブレーション信号



(a) コイル 1 と 3 の差動信号



(b) コイル 2 と 4 の差動信号

図 3. 2. 3-299 差動信号のキャリブレーション信号



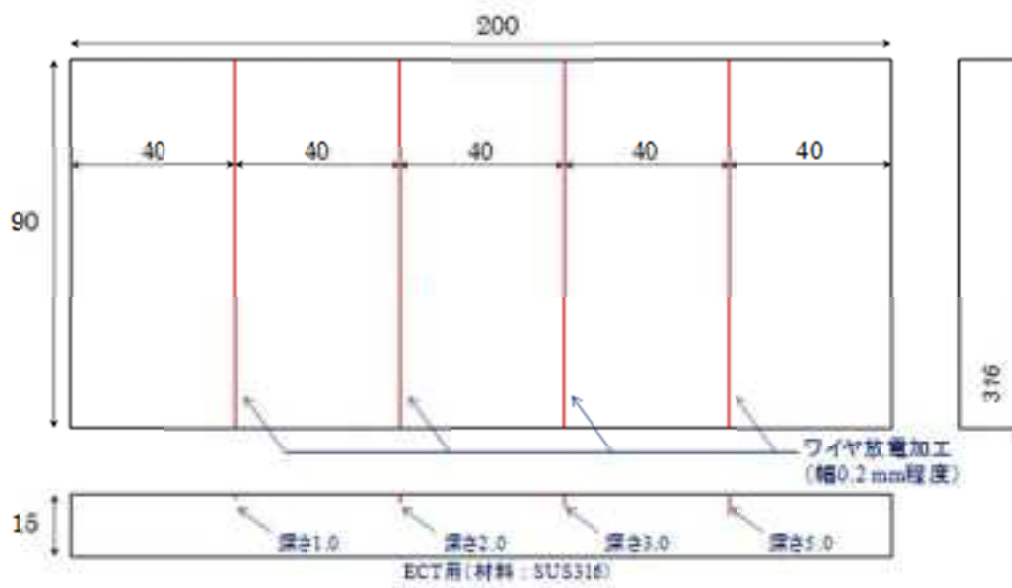


図 3. 2. 3-300 SUS316 試験片

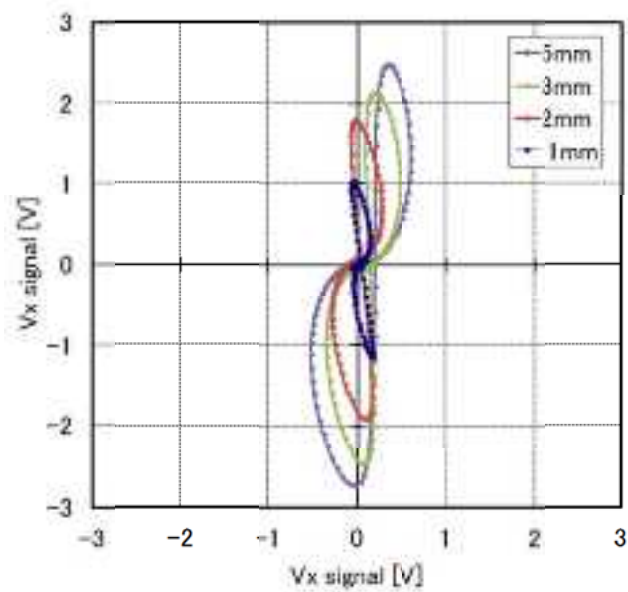


図 3. 2. 3-301 深さ 1.0, 2.0, 3.0, 5.0mm の ECT 信号

### ③ 信号処理によるノイズ除去

図 3.2.3-302 は P28 試験体の概要であり、試験片の長さ方向と幅方向の中心を  $X=0$ 、 $Y=0$  とする。図 3.2.3-303 はプローブを試験体の中心 ( $Y=0$ ) で  $X$  を  $-22.5\text{mm}$ ～ $+22.5\text{mm}$  で欠陥に直行するように走査して得られた  $X$  軸方向の  $V_x/V_y$  信号を示している。 $X$  軸の  $-10\text{mm}$  及び  $+10\text{mm}$  の位置での信号変化は溶接部と母材の境界の影響と考えられる。欠陥信号は  $X$  軸の  $0\text{mm}$  付近の信号変化である。図 3.2.3-304 にリサージュ波形を示す。図 3.2.3-304-a は  $X$  軸中心から  $\pm 22.5\text{mm}$  のリサージュ波形である。 $30^\circ$  に傾いている大きな振幅信号は溶接部の影響による信号変化である。図 3.2.3-304-b は欠陥付近のリサージュ波形の拡大図である。この信号は欠陥信号に現れる特徴的な 8 の字を示し、欠陥の真上ではその傾きが  $90$  度に近い。ただし、材料の影響やリフトオフなどによりリサージュ波形の中心が  $0[\text{V}]$  になるとは限らない。したがって、位相を走査ステップの間隔での信号の変化の傾きとして計算する。位相は  $n+1$  番目と  $n$  番目との  $V_x/V_y$  信号の傾きとして下式を用いて計算する。

$$\theta = \text{ATAN} \left[ \frac{(V_{y(n+1)} - V_{y(n)})}{(V_{x(n+1)} - V_{x(n)})} \right]$$

$\theta$  は ECT 信号の位相、 $V_{x(n)}$  は  $n$  番目の  $V_x$  の値、 $V_{y(n)}$  は  $n$  番目の  $V_y$  の値である。

図 3.2.3-305 は ECT 信号の振幅と位相の閾値を  $80\sim 110^\circ$  として解析した結果を示している。 $X$  軸の  $1\text{mm}$  付近に  $80\sim 110^\circ$  の位相が確認できることから、この位置に欠陥が存在することが分かる。

図 3.2.3-306 にテストブロック P28 の C スコープ表示を示す。図 3.2.3-306-a は欠陥信号が溶接部と母材の境界の信号よりも小さいことを示している。図 3.2.3-306-b は位相の C スコープ表示である。

図 3.2.3-306-c に解析結果の C スコープ表示を示す。この時の条件として、振幅の閾値は  $V_{y(n+1)}$  と  $V_{y(n)}$  の差の絶対値が  $0.1\text{V}$  以上とし、位相の閾値を  $80\sim 110$  度と設定する。また、有意な値が連続して 3 回以上現れない場合は、位相を  $0^\circ$  とする。ノイズ除去により欠陥は図中のオレンジ色の位置に存在することが確認できる。

欠陥の長さは、信号消失指示長さとし解析信号が消失した位置座標で評価する。

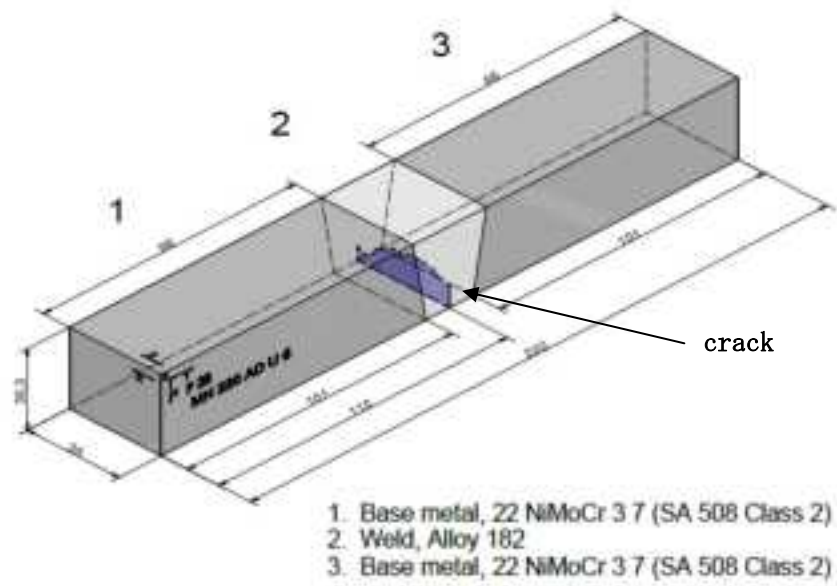


図 3. 2. 3-302 テストブロック P28 の概要

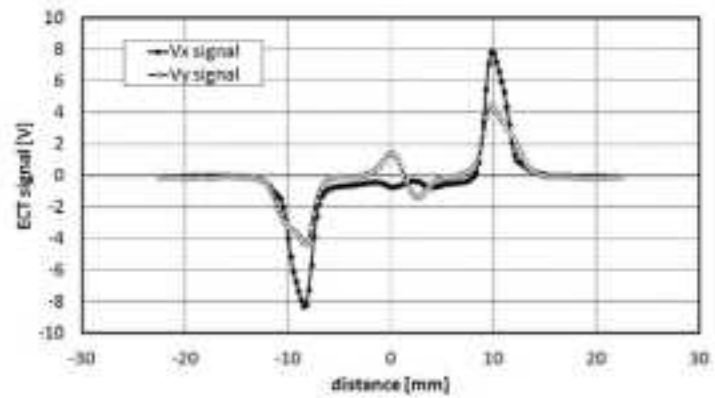
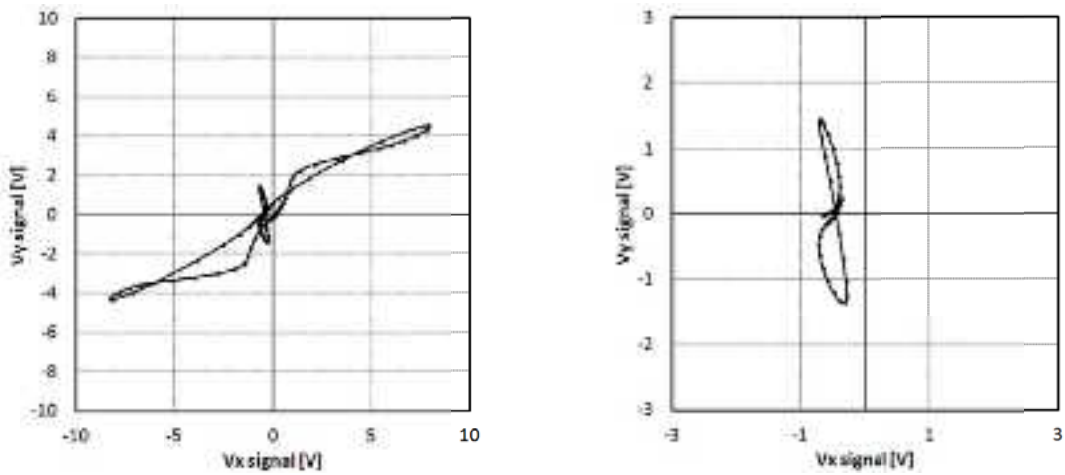


図 3. 2. 3-303 Y 軸中心の ECT の Vx と Vy 信号



(a) X 軸-12.5~+12.5mm のリサーチ波形      (b) X 軸-5~+5mm のリサーチ波形  
 図 3. 2. 3-304 Y 軸中心でのリサーチ波形

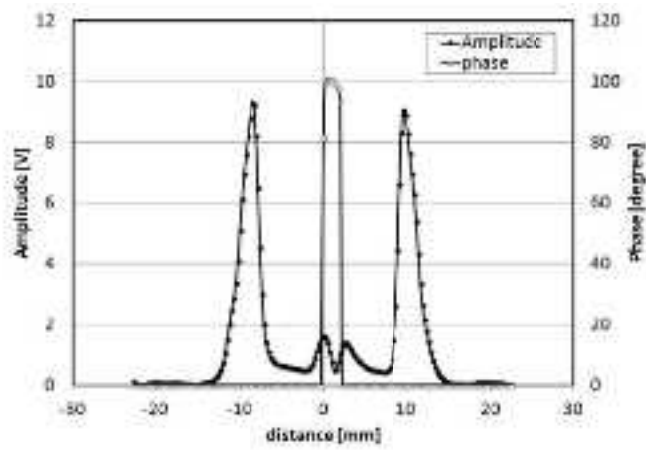
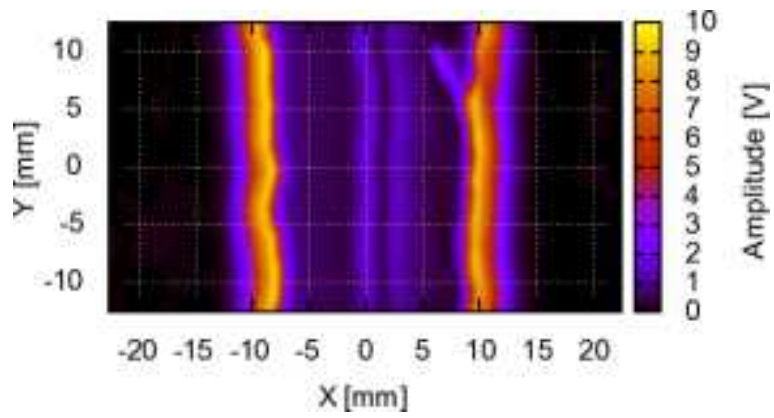
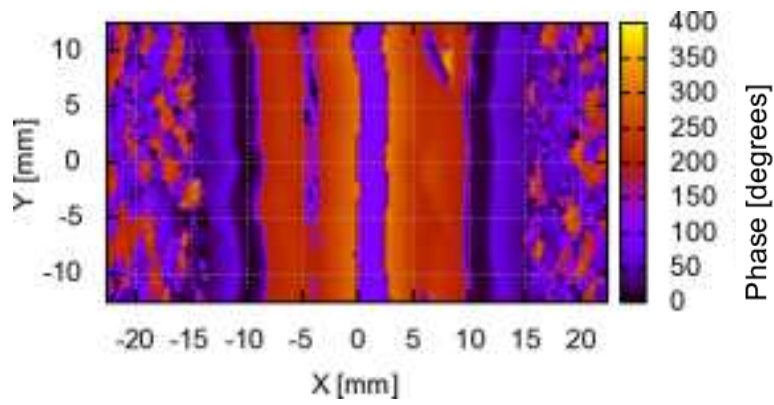


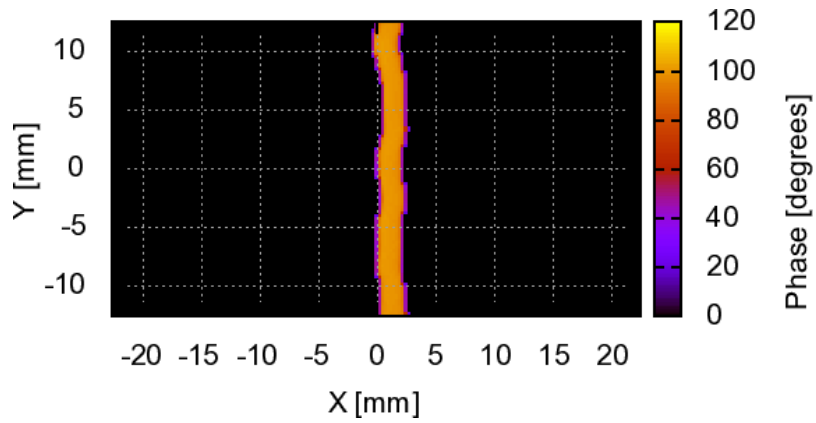
図 3. 2. 3-305 Y 軸中心での振幅と位相の解析結果



(a) P28 の ECT 振幅



(b) P28 の ECT 位相



(c) 欠陥の解析結果

図 3. 2. 3-306 P28 の C スキャン

④ 小型テストブロック (Test block-ID: P28, P29, P30, P31, P32, P38, P42, P46) の測定結果

i. 小型テストブロック測定概要

図 3.2.3-307 は小型テストブロックの測定状態を示す。小型テストブロックの測定には XY 自動ステージを使用し、プローブは測定点ごとに停止して位置情報と ECT 信号が同時に PC に収集される。プローブの走査範囲は欠陥の開口面を試験片の中央を  $X=0, Y=0$  として、試験片の長手方向 X 軸を  $-25\sim+25\text{mm}$ 、また試験片の幅 (Y 軸) は  $35\text{mm}$  であるが試験片の端部では末端効果により渦電流が乱れることから Y 軸方向を  $-12.5\sim+12.5\text{mm}$  の  $25\text{mm}$  の範囲とする。

ii. 小型テストブロックの欠陥検出結果

表 3.2.3-40 に端部からの距離とした欠陥位置の解析結果を示す。また、図 3.2.3-308 から図 3.2.3-315 に C スコープの結果を示す。

試験片 P28、P29、P30、P31、P32 は試験片中央部に開口した SCC が存在し、また試験片 P42 は試験片中央部に EDM によるスリットが存在している。これらの欠陥は解析により溶接部のノイズ信号が除去されその位置を特定するのは容易であった。P46 は溶接のみで欠陥は導入されていない試験片である。

試験片 P38 は欠陥の信号を検出することができなかった。P38 は溶接部と母材との境界線近傍に SCC が導入されている。図 3.2.3-316 に P38 の位相の測定結果を示す。X 軸の  $0\text{mm}$  上に欠陥信号と思われる位相の変化をわずかに確認できたが、母材との境界上に現れる溶接ノイズが大きく変化しているため、図 3.2.3-313 に示すように位相解析では欠陥を評価することができなかった。

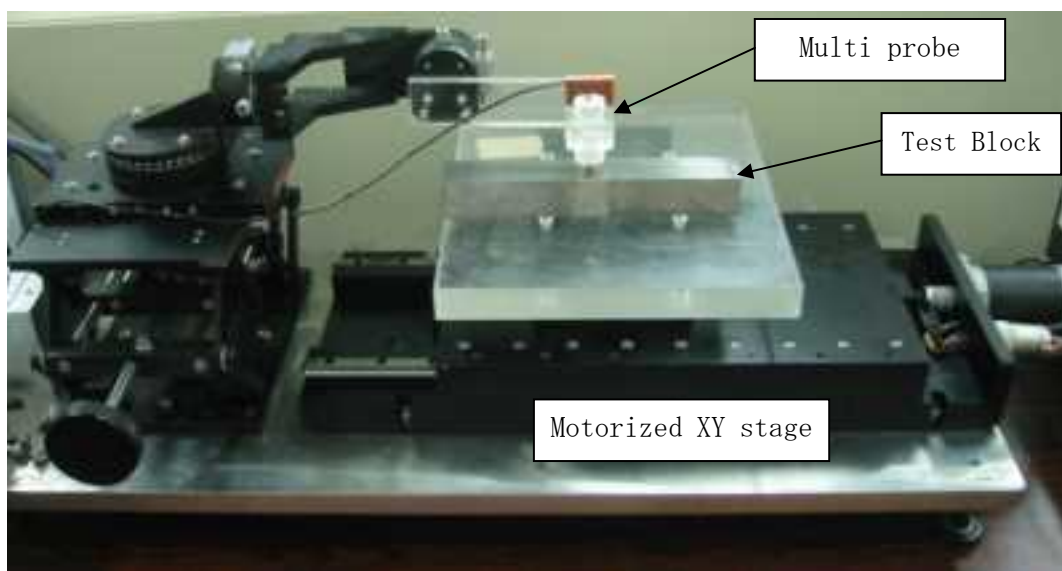


図 3.2.3-307 Small Test Block の試験状態

表 3.2.3-40 Small Test Block の測定結果

| Test Block ID | X1 mm | X2 mm | Y1 mm | Y2 mm | 備考 (Comments) |
|---------------|-------|-------|-------|-------|---------------|
| P28           | 111   | 111   | 5以下   | 30以上  |               |
| P29           | 108   | 108   | 5以下   | 30以上  |               |
| P30           | 112   | 112   | 5以下   | 30以上  |               |
| P31           | 112   | 112   | 5以下   | 27    |               |
| P32           | 112   | 112   | 5以下   | 30以上  |               |
| P38           | —     | —     | —     | —     | 検出不可          |
| P42           | 110   | 110   | 5以下   | 30以上  | EDM           |
| P46           | —     | —     | —     | —     | 欠陥なし          |

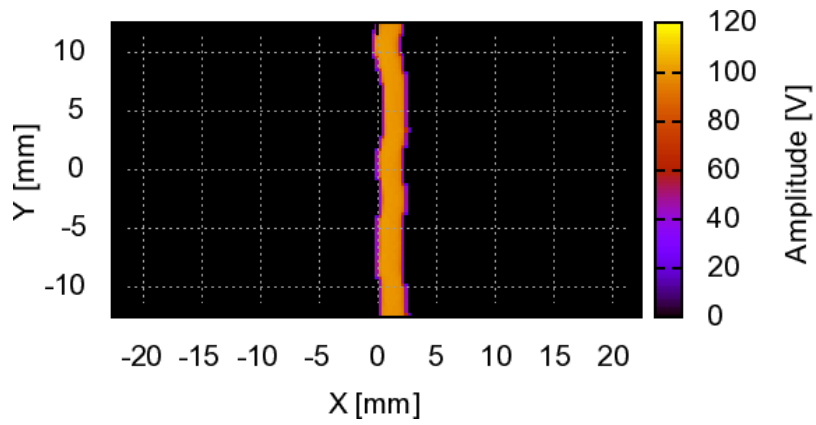


図 3. 2. 3-308 P28 の解析結果

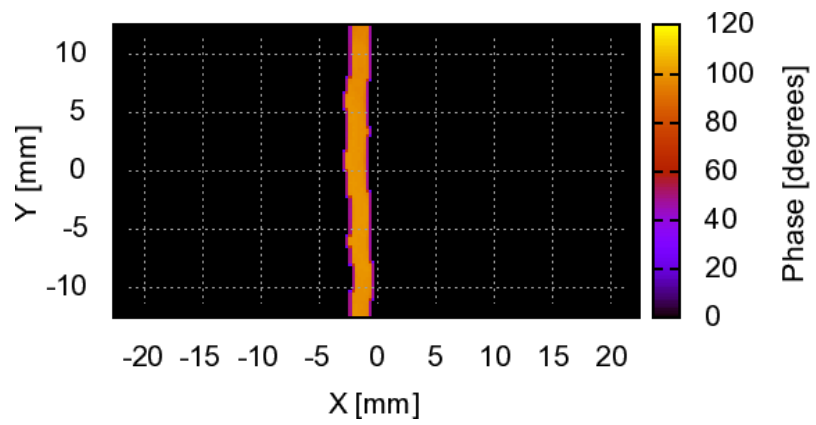


図 3. 2. 3-309 P29 の解析結果

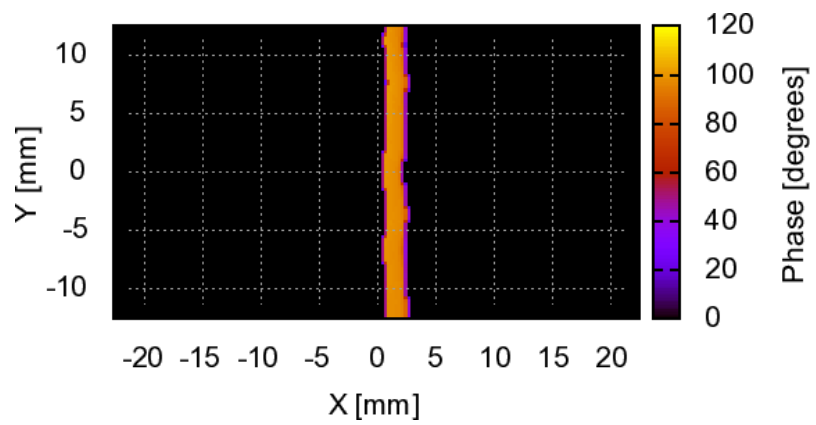


図 3. 2. 3-310 P30 の解析結果



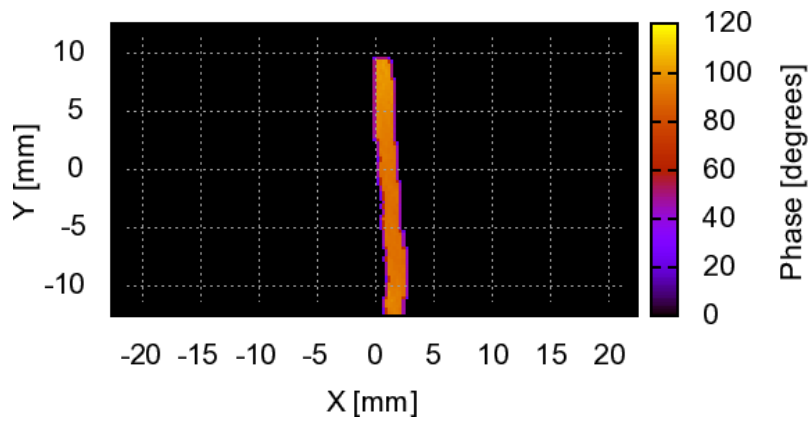


図 3. 2. 3-311 P31 の解析結果

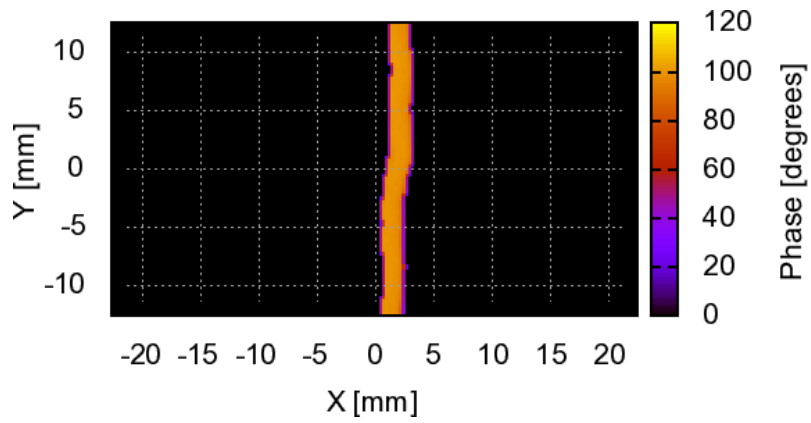


図 3. 2. 3-312 P32 の解析結果

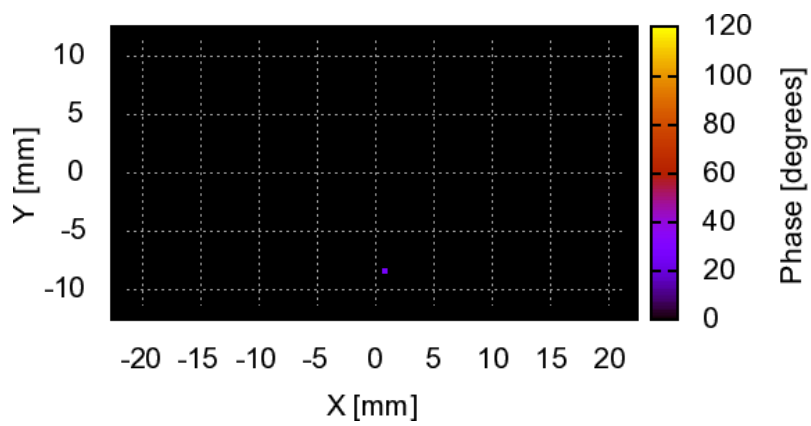


図 3. 2. 3-313 P38 の解析結果

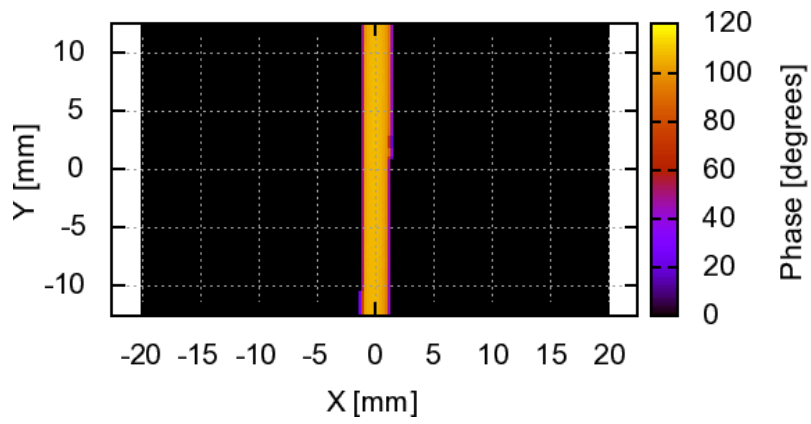


図 3. 2. 3-314 P42 の解析結果

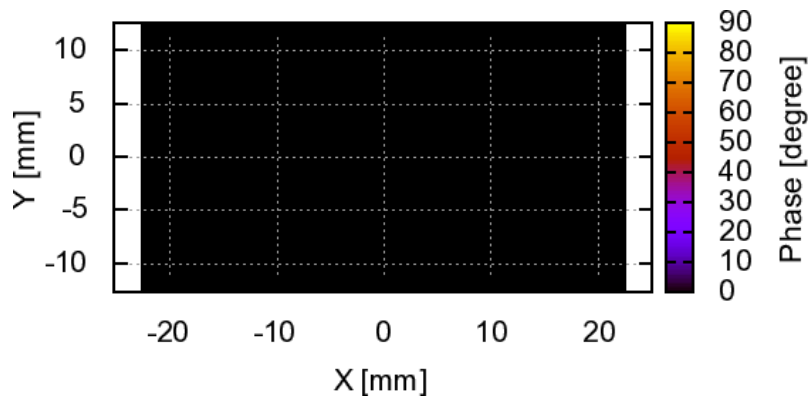


図 3. 2. 3-315 P46 の解析結果

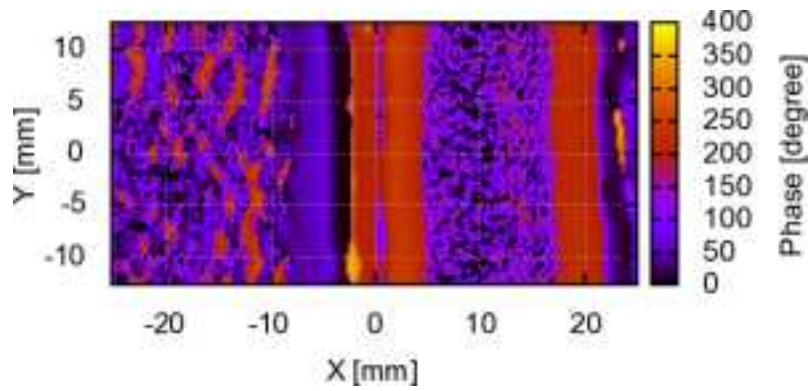


図 3. 2. 3-316 P38 の位相

⑤ Large DMW (Test block-ID: P12)の測定結果

i. Large DMW P12の測定概要

図 3.2.3-317 は Large DMW P12 試験片の測定状態を示す。小型テストブロックと同様に XY 自動ステージを使用し、プローブは測定点ごとに停止して位置情報と ECT 信号が同時に PC に収集される。欠陥は SCC と EDM であり、ともに溶接部に対して直行して存在している。

ii. Large DMW P12の欠陥検出結果

表 3.2.3-41 に欠陥位置の解析結果を示す。また、図 3.2.3-318 と図 3.2.3-319 に C スコープの結果を示す。EDM 及び SCC とともに問題なく検出された。また、EDM は周方向の位置はのずれは提示された位置と比べて 1.2mm で長さは 2.5mm 長く評価された。SCC は周方向が 0.5mm のずれで、長さは 7mm 長く評価された。

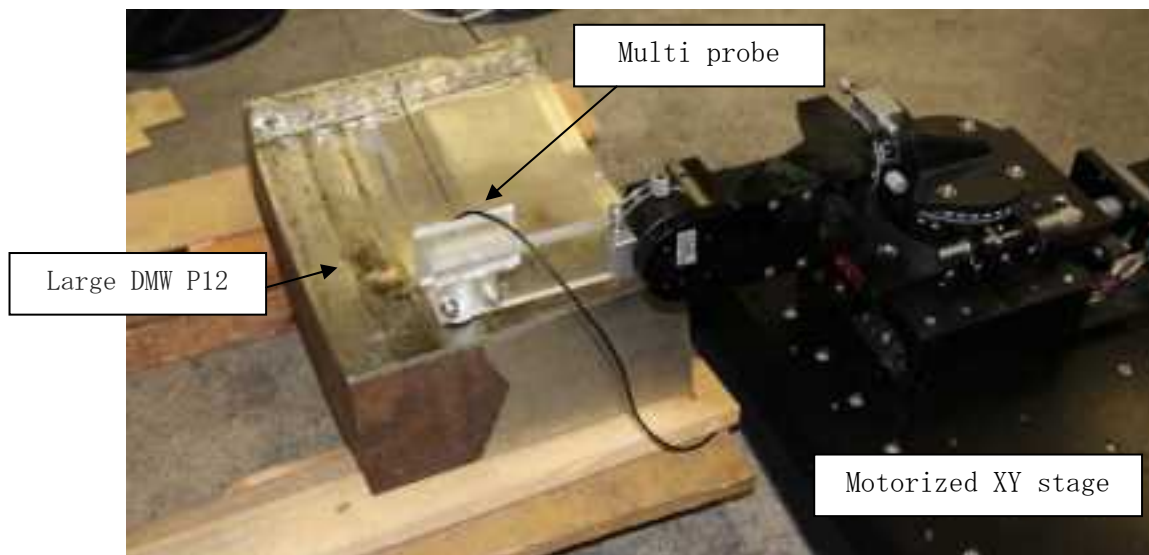


図 3.2.3-317 Large DMW P12 の試験状態

表 3.2.3-41 Large DMW P12 の測定結果

| Defect No | X1 mm | X2 mm | Y1 mm | Y2 mm | Comments |
|-----------|-------|-------|-------|-------|----------|
| EDM       | 35.4  | 35.4  | -27   | 4.5   |          |
| SCC       | 92.0  | 92.0  | -26   | 1     |          |

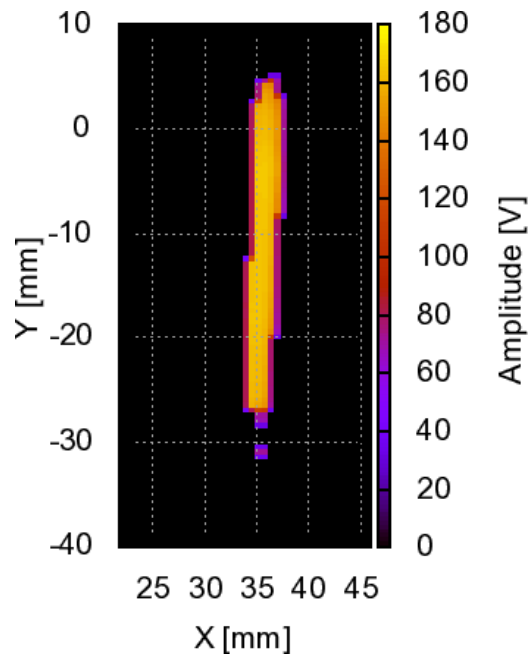


図 3. 2. 3-318 P12-EDM 解析結果

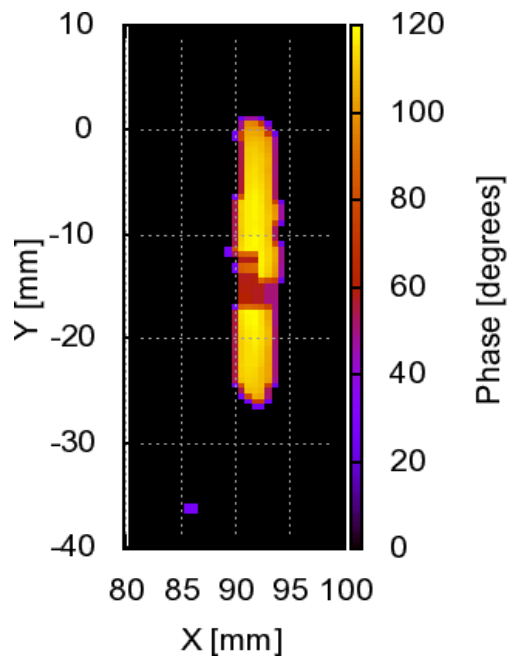


図 3. 2. 3-319 P12-SCC 解析結果

⑥ Small DMW P41 及び Large DMW P37 の測定結果

i. Small DMW P41 及び Large DMW P37 の測定概要

図 3.2.3-320 と図 3.2.3-322 に Small DMW P41 と Large DMW P37 の測定状態を、図 3.2.3-321 に配管内部のプロープの状態を示す。プロープは回転アクチュエータにより配管内の周方向を、送りねじによって手動で長さ方向を走査する。また、ステージコントローラーにより回転アクチュエータの回転速度と測定する角度を制御する。ECT 信号と測定時刻はデータロガーによって収集する。測定の経過時間と回転アクチュエータの回転速度から測定の位置情報（測定角度）は算出され、最終的に 0 点からの外周の距離として換算する。

ii. Small DMW P41 の欠陥検出結果

表 3.2.3-42 に欠陥位置の解析結果を示す。また、図 3.2.3-323 から図 3.2.3-334 にそれぞれの欠陥の C スコープの結果を示す。すべての欠陥が検出された。ただし、Defect No. 7、8 は不連続な欠陥信号となった。

提示された長さとの差は周方向（X 軸方向）の欠陥で最大 7.7mm であり、No. 4 を除いて欠陥を長く評価した。一方 Y 軸方向の欠陥は差が 2.5mm 以下であり、提示された長さとはほぼ同等の値を示している。

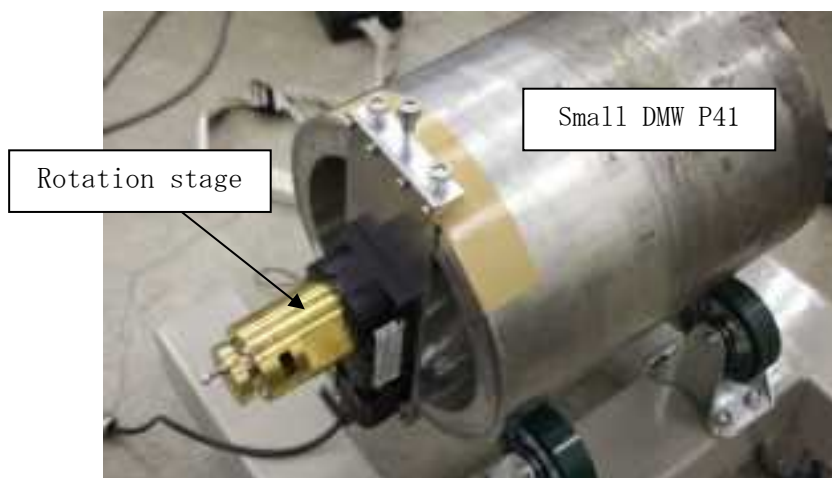


図 3.2.3-320 Large DMW P41 の試験状態



図 3. 2. 3-321 配管内のマルチプローブの状態

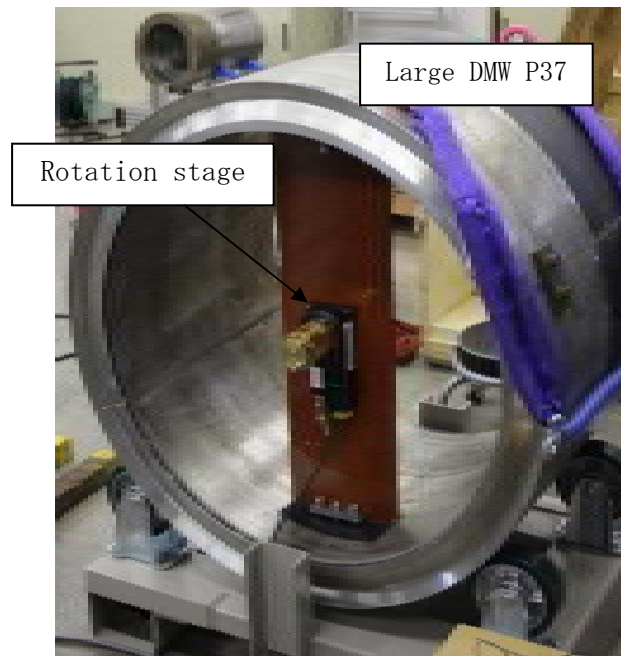


図 3. 2. 3-322 Large DMW P37 の試験状態

表 3.2.3-42 Small DMW P41 の測定結果

| Defect No | X1 mm | X2 mm | Y1 mm | Y2 mm | 備考 (Comments) |
|-----------|-------|-------|-------|-------|---------------|
| 1         | 56.1  | 87.6  | -10.5 | -10.5 |               |
| 2         | 146.3 | 146.3 | -24.0 | -2.0  |               |
| 3         | 205.3 | 205.3 | -24.0 | -2.0  |               |
| 4         | 264.0 | 325.4 | -9.5  | -9.5  |               |
| 5         | 385.0 | 390.0 | -24.0 | -1.5  |               |
| 6         | 438.3 | 471.1 | -9.0  | -10.0 |               |
| 7         | 526.0 | 531.0 | -20.5 | 0     | 不連続な信号        |
| 8         | 580.0 | 651.7 | -8.0  | -8.0  | 不連続な信号        |
| 9         | 710.0 | 712.0 | -17.0 | -9.0  |               |
| 10        | 770.0 | 770.0 | -16.0 | -6.5  |               |
| 11        | 820.8 | 835.5 | -9.5  | -7.5  |               |
| 12        | 889.0 | 905.5 | -8.5  | -8.5  |               |

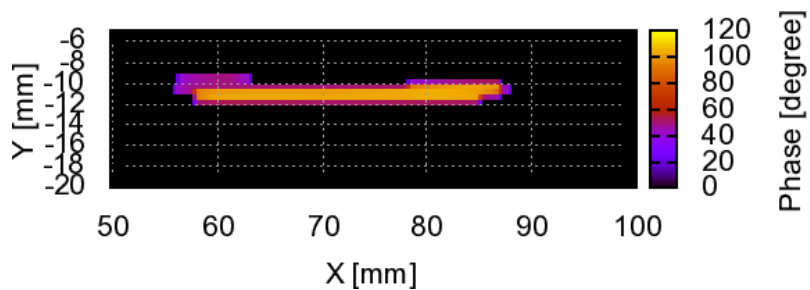


図 3.2.3-323 欠陥 No. 1 の解析結果

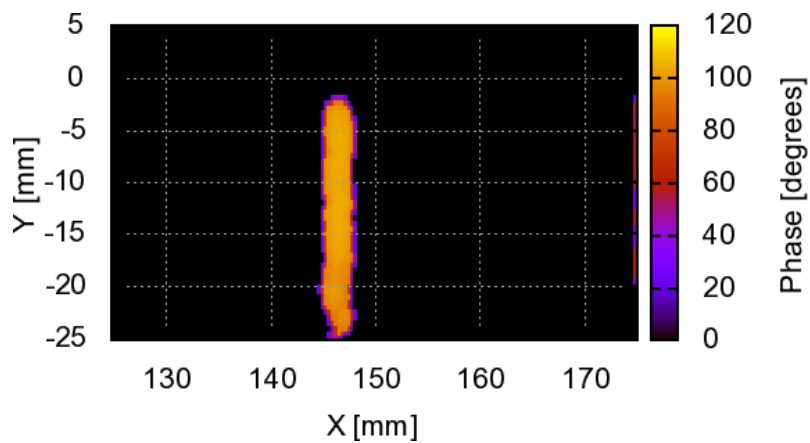


図 3. 2. 3-324 欠陥 No. 2 の解析結果

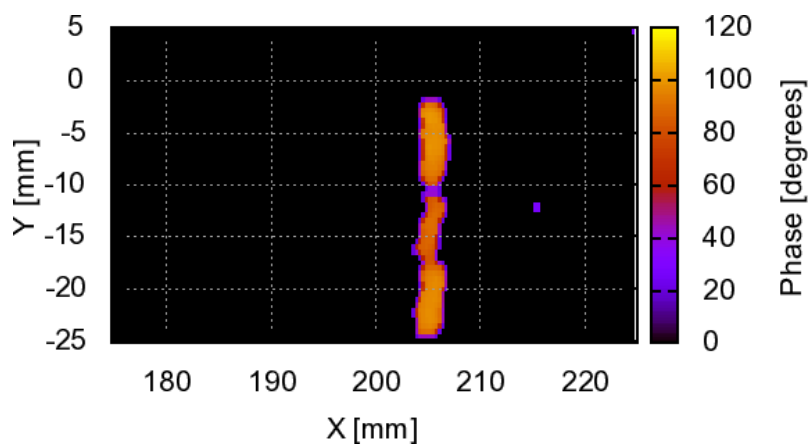


図 3. 2. 3-325 欠陥 No. 3 の解析結果

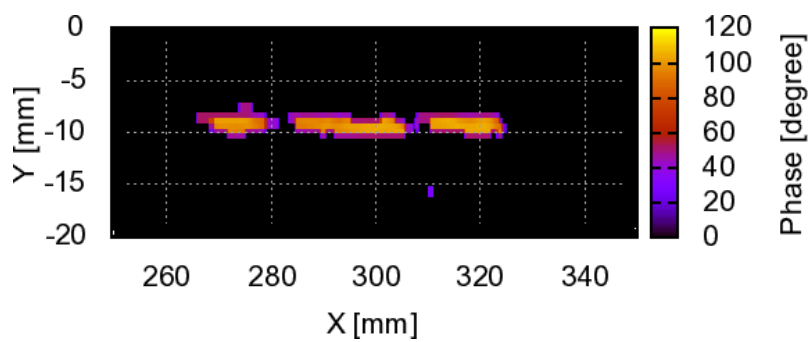


図 3. 2. 3-326 欠陥 No. 4 の解析結果



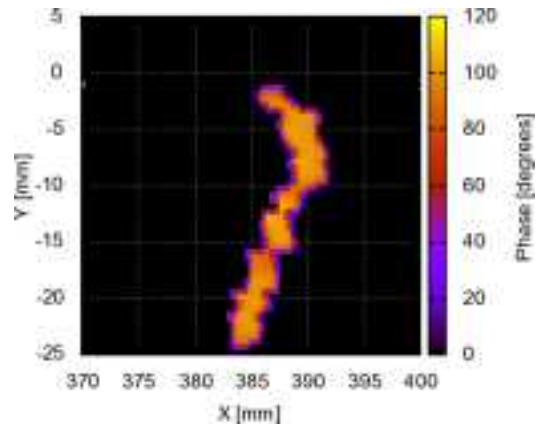


図 3. 2. 3-327 欠陥 No. 5 の解析結果

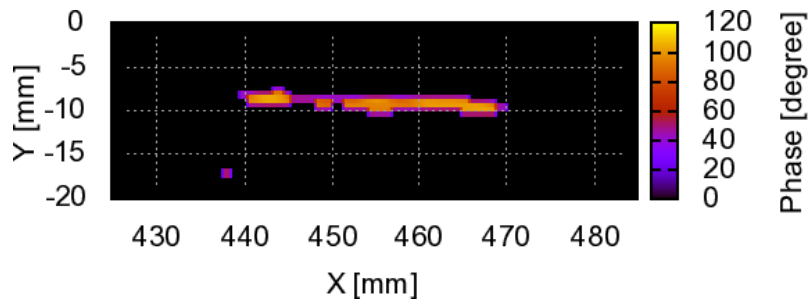


図 3. 2. 3-328 欠陥 No. 6 の解析結果

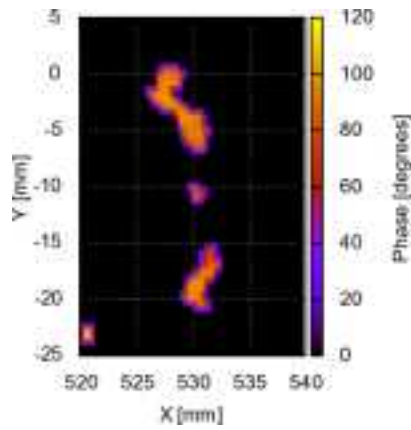


図 3. 2. 3-329 欠陥 No. 7 の解析結果

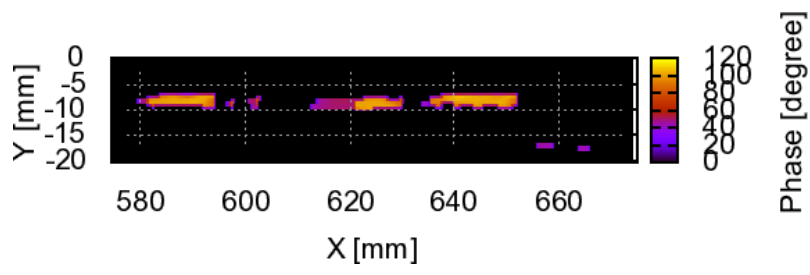


図 3. 2. 3-330 欠陥 No. 8 の解析結果

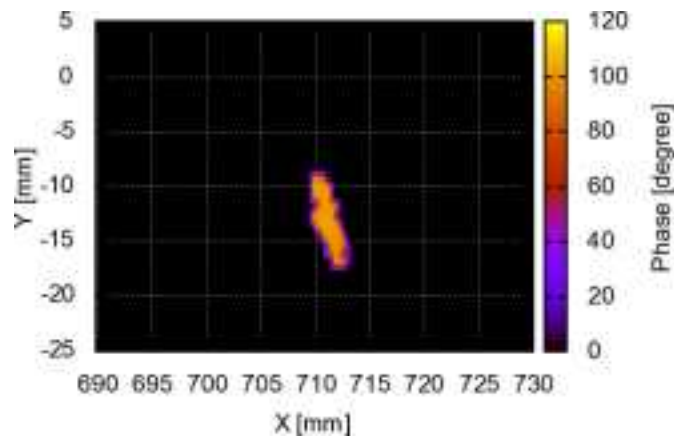


図 3. 2. 3-331 欠陥 No. 9 の解析結果

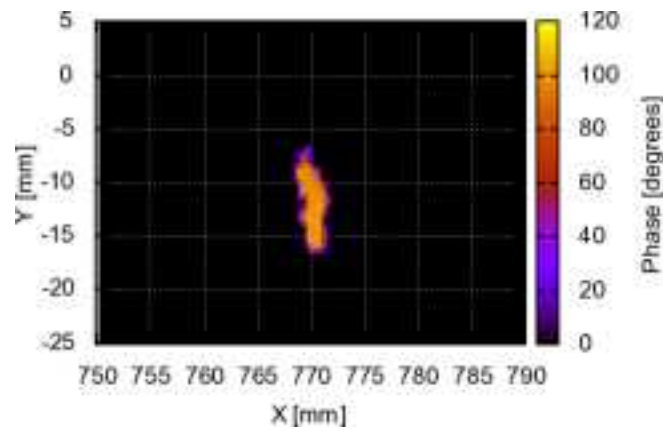


図 3. 2. 3-332 欠陥 No. 10 の解析結果

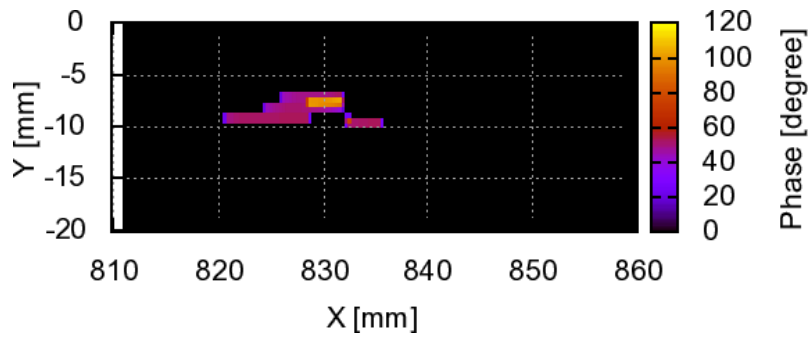


図 3.2.3-333 欠陥 No. 11 の解析結果

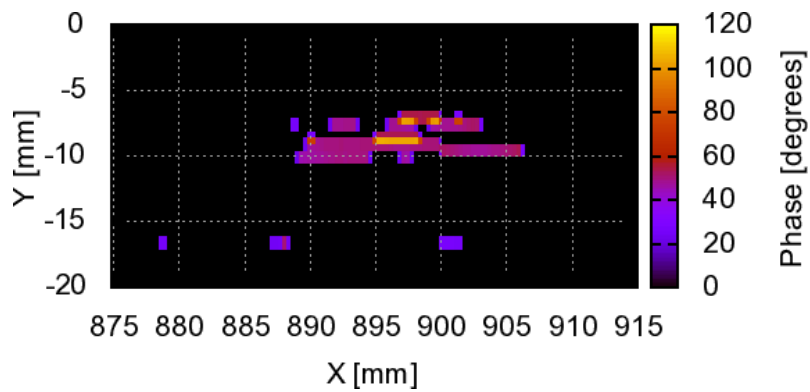


図 3.2.3-334 欠陥 No. 12 の解析結果

### iii. Large DMW P37 の測定結果

表 3.2.3-43 に欠陥位置の解析結果を示す。また、図 3.2.3-335 から図 3.2.3-340 に検出された欠陥の C スコープの結果を示す。Defect No. 3、7、8、9、10、11 の欠陥を検出することができる。No. 1 及び 2 は閉じたき裂であり、検出信号が認められなかった。また、No. 5、6、7 は溶接部と母材の境界近傍に欠陥があり、溶接ノイズのために有意な欠陥信号は認められなかった。

提示された長さとの測定値との差は No. 3、No. 8、No. 11 は 2mm 以下であった。No. 7 と No. 9 は周方向 (X 軸方向) の欠陥で最大 6mm の差があり、欠陥を長く評価した。No. 10 は X 軸と Y 軸方向の差が -6 と -7mm であった。

表 3. 2. 3-43 Large DMW P37 の測定結果

| Defect No | X1<br>mm | X2<br>mm | Y1<br>mm | Y2<br>mm | 備考<br>Comments |
|-----------|----------|----------|----------|----------|----------------|
| 1         | -        | -        | -        | -        | 検出不可           |
| 2         | -        | -        | -        | -        | 検出不可           |
| 3         | 728      | 728      | -3.5     | 5.5      |                |
| 4         | -        | -        | -        | -        | 検出不可           |
| 5         | -        | -        | -        | -        | 検出不可           |
| 6         | -        | -        | -        | -        | 検出不可           |
| 7         | 1652     | 1658     | -7       | 8        |                |
| 8         | 1861     | 1861     | -19      | 17       |                |
| 9         | 2125     | 2138     | 7        | 7        |                |
| 10        | 2286     | 2292     | -2       | -9       | 二つの欠陥信号        |
| 11        | 2660     | 2707     | 3        | 3        | 不連続な信号         |

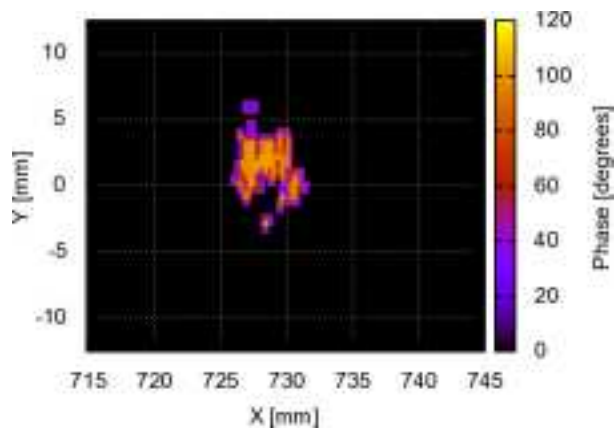


図 3. 2. 3-335 欠陥 No. 3 の解析結果

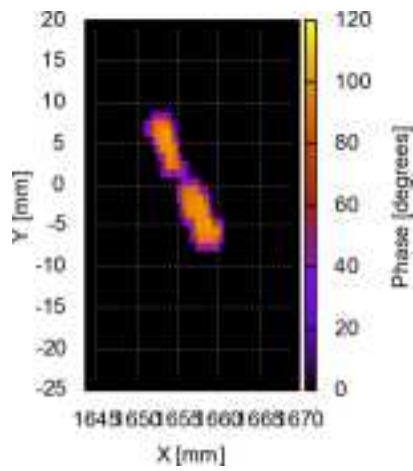


図 3. 2. 3-336 欠陥 No. 7 の解析結果

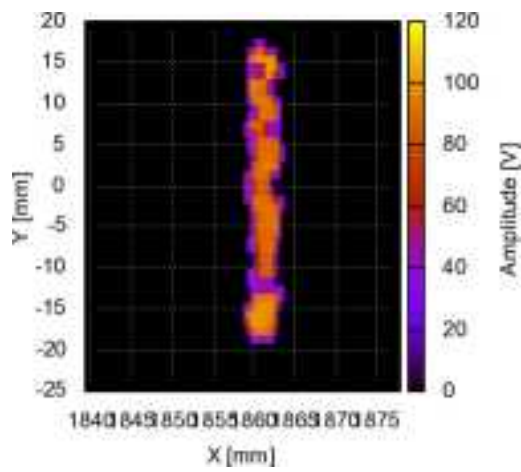


図 3. 2. 3-337 欠陥 No. 8 の解析結果

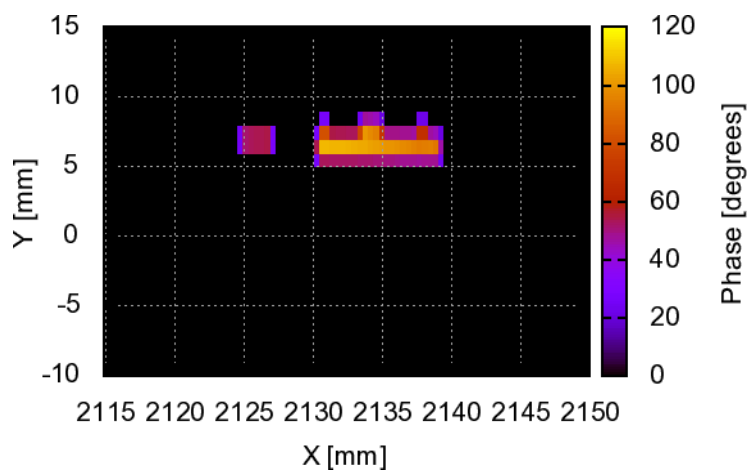


図 3. 2. 3-338 欠陥 No. 9 の解析結果

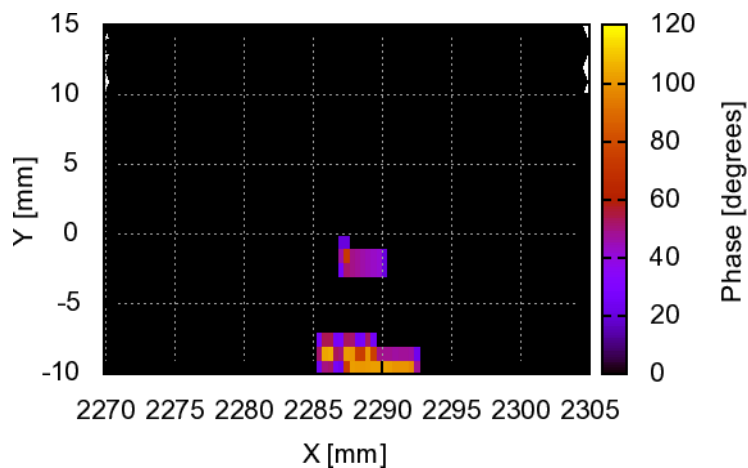


図 3. 2. 3-339 欠陥 No. 10 の解析結果

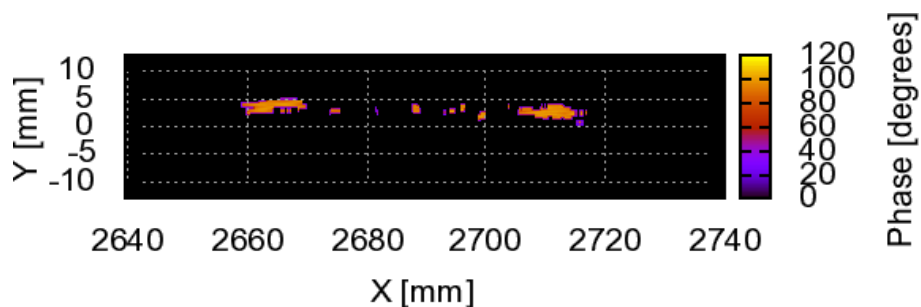


図 3. 2. 3-340 欠陥 No. 11 の解析結果

⑦ BMI Test Block -ID P5, P7 の測定結果

i. BMI Test Block -ID P5, P7 の測定概要

図 3. 2. 3-341 に BMI の試験の状態と図 3. 2. 3-342 にプローブの状態を示す。プローブは回転アクチュエーにより配管周囲の周方向を走査し、スケールにより手動で長さ方向の位置決めをする。ステージコントローラーにより回転アクチュエータの回転速度と測定する角度を制御する。ECT 信号と測定時刻はデータロガーによって収集する。測定の経過時間と回転アクチュエータの回転速度から測定の位置（測定角度）は算出される。

ii. BMI Test Block -ID P5 の測定結果表 3. 2. 3-44 に欠陥位置の解析結果を示す。また、図 3. 2. 3-343 から図 3. 2. 3-344 に検出された欠陥の C スコープの結果を示す。すべての欠陥を検出することができている。ただし、配管の立ち上がりの R 形状の歪みのためプローブのリフトオフと溶接部のノイズにより検出信号が不安定であり、長さ評価は難しい。

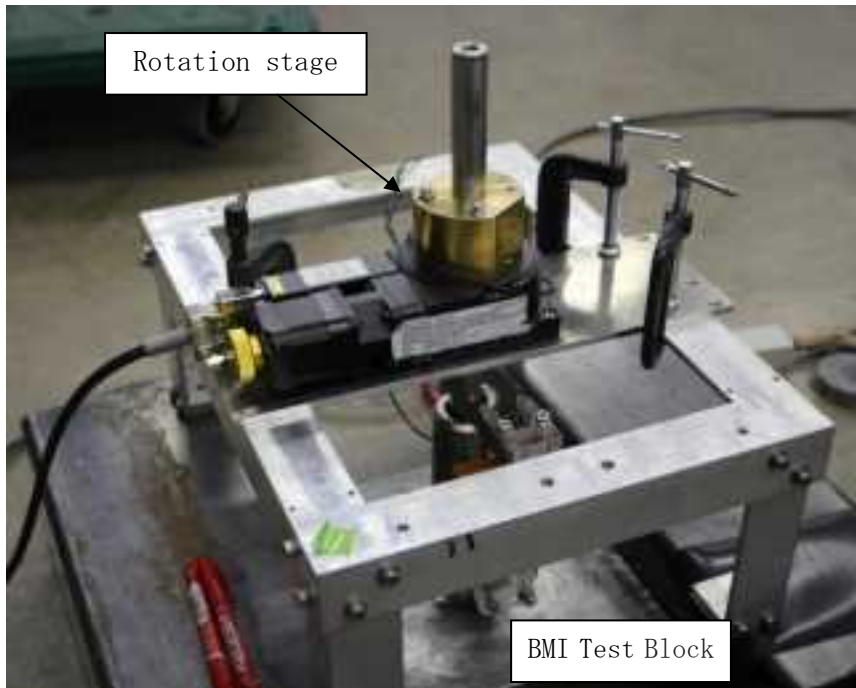


図 3. 2. 3-341 BMI Test Block の試験状態

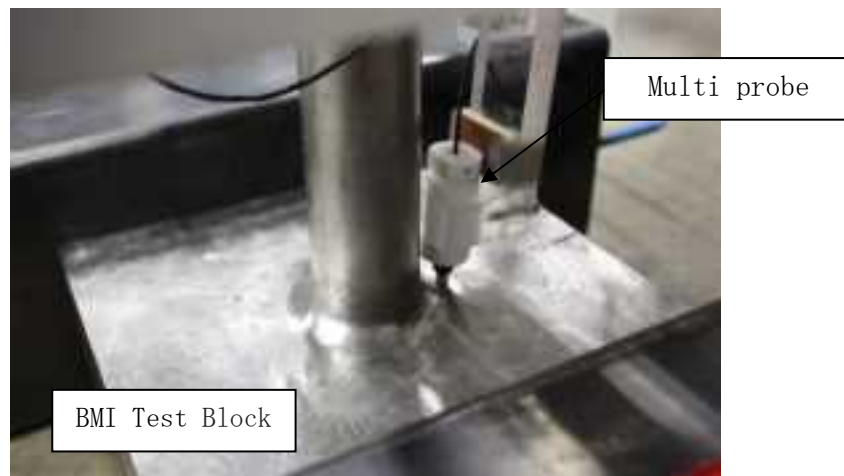


図 3. 2. 3-342 マルチプローブの状態

表 3.2.3-44 BMI P5 の測定結果

| Defect No | $\theta_1$ Deg. | $\theta_2$ Deg. | R1 mm | R2 mm | Comments |
|-----------|-----------------|-----------------|-------|-------|----------|
| 1         | 16              | 17              | 30    | 31    |          |
| 2         | 153             | 153             | 42    | 42    |          |
| 3         | 282             | 297             | 29    | 35    |          |

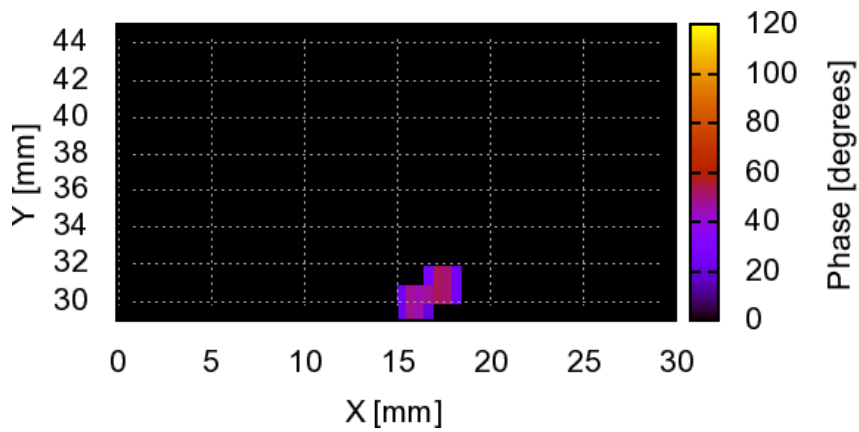


図 3.2.3-343 No. 1 欠陥の解析結果

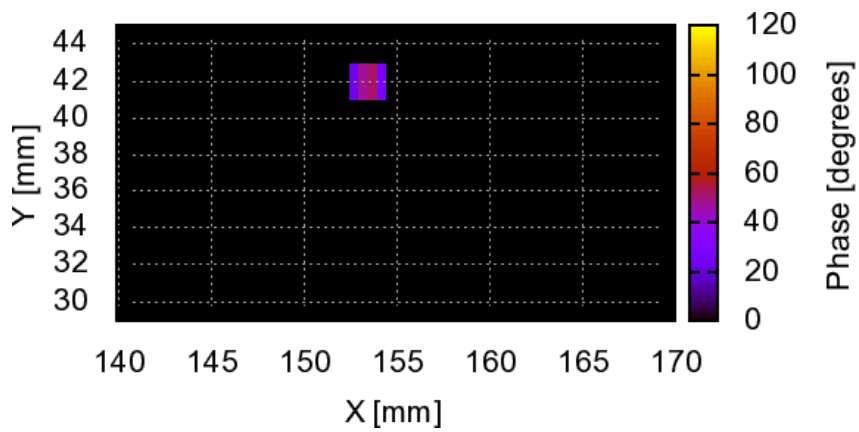


図 3.2.3-344 No. 2 欠陥の解析結果



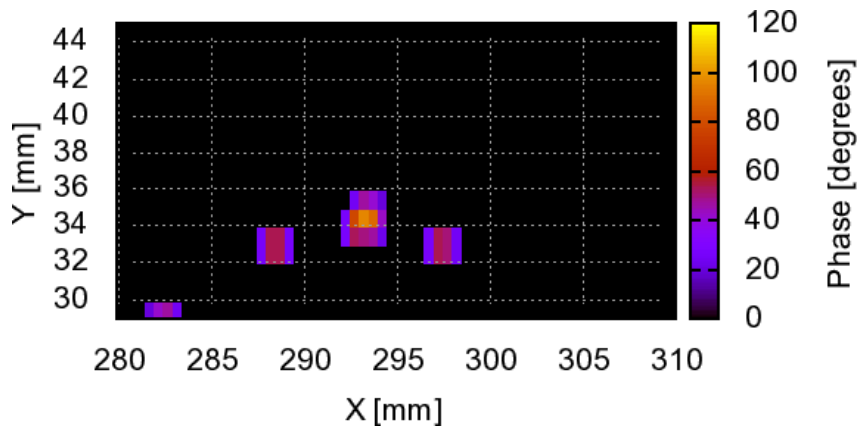


図 3. 2. 3-345 No. 3 欠陥の解析結果

iii. BMI Test Block -ID P5 の測定結果

表 3. 2. 3-45 に欠陥位置の解析結果を示す。また、図 3. 2. 3-346 に検出された欠陥の C スコープの結果を示す。Defect No. 4 が検出されたが、Defect No. 1、2、3 は有意な信号が得られなかった。配管の立ち上がりの R 形状の歪みのためプローブのリフトオフが変化して信号が不安定であった。また、R 方向走査がスケールを使用して手動で行ったため精度が低下したことも考えられ、今後は高精度の走査方法への改良が求められる。

表 3. 2. 3-45 BMI P7 の測定結果

| Defect No | $\theta_1$<br>Deg. | $\theta_2$<br>Deg. | R1<br>mm | R2<br>mm | 備考<br>Comments |
|-----------|--------------------|--------------------|----------|----------|----------------|
| 1         | -                  | -                  | -        | -        | 検出不可           |
| 2         | -                  | -                  | -        | -        | 検出不可           |
| 3         | -                  | -                  | -        | -        | 検出不可           |
| 4         | 292                | 295                | 41       | 54       | 不連続な信号         |

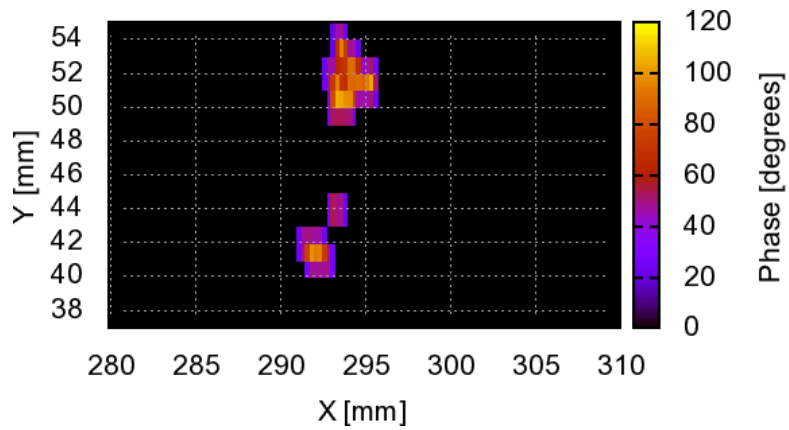


図 3. 2. 3-346 No. 4 欠陥の解析結果

⑧まとめ

マルチプローブを使用して Small Test Blocks (P28, P29, P30, P31, P32, P38, P42, P46), DMW Test Blocks (P12, P37, P41) and BMI Test Blocks (P5, P7)の測定を実施した。その結果、溶接部と母材の境界のノイズの影響が少ない個所の欠陥を検出することができた。しかし、溶接部と母材の境界近傍の欠陥は溶接ノイズの影響が大きく検出が困難であった。また、表面が平行した欠陥も検出ができなかった。長さ評価では、検出された欠陥の長さと提示された長さとの大きな差は見られなかった。

## 2) 国内外の非破壊評価技術の動向に関する調査

### (a) 他産業における非破壊評価技術の動向調査

#### a) フランホーハー研究機構非破壊検査研究所 IZFP ドレスデンにおける調査

##### ①概要

訪問先：Fraunhofer Institute for NDT, IZFP-Dresden

開催日程：2013年9月12日～13日

開催場所：ドレスデン（ドイツ）

##### ②訪問の趣旨および内容

Fraunhofer Institute for NDT, IZFP は、Saarbrücken, Dresden に同程度の規模の研究施設をもつ。各研究所の職員は200名程度、そのうち正規職員は100名程度である。歴史的にはそれぞれ、旧西、東ドイツの原子力発電所の検査を目的に設置された。現在、Dresden では、航空機、エレクトロニクス、環境などの分野の検査を中心に研究開発が進められている。一方、Saarbrücken では、自動車、鉄道、製造業などの検査を中心に研究開発が行われている。IZFP は、財源の約30%を国からの補助、残りの約70%を産業界からの収入により、研究開発を行っている。国からの補助を得ていることから、ビジネスモデルとして、新しい検査のプロトタイプ装置を産業界に販売することを主眼としており、検査機器会社との棲み分けを行っている。

Dresden では、航空機の検査、エレクトロニクスの検査が主な対象であり、例えば Airbus A380 のフルスケールの疲労試験などを IMA, IMBG などの Airbus 検査会社と共同で行っている。また、Dresden には、半導体大手の GLOBAL FOUNDRIES 社のなどの製造拠点が置かれており、エレクトロニクスの検査に関する研究も活発に行われている。

本調査においては、航空機および鉄道に適用されている最新の検査のうち、原子力検査に適用できる技術について調査を行った。

##### ③調査の目的

他産業において実用化されている非破壊検査技術に関する情報の調査

##### ④調査の成果

ピエゾ素子を埋め込んだ航空機翼のオンラインモニタリングシステムを構築している。複数の素子の受信信号から損傷の位置、規模を同定する。損傷の同定については、TOF から推定するためのプログラムを開発している。また、ガイド波を用いた配管のモニタリングシステムを開発している。数 mm 径の導波ワイヤを溶接することにより、送受信を行っているため、断熱材を取り付けたままモニタリングを行うことが可能である。せん断モードを用いているため管内の流体の影響はない。これらの技術は、今後の原子力発電設備における状態監視保全に適用することが可能である。

高速鉄道用車軸の検査システムの開発を行っている。高速鉄道の車軸は軽量化のために中

空となっている。この空洞に、プローブを挿入し、接触媒質を挿入して螺旋状に走査する。45° 斜角プローブを用いている。ドイツ国内の ICE の他、中国に導入されている。これらの自動化された検査システムについても、原子力発電設備の定期検査に適用できるものと考えられる。

## b) 社会インフラのメンテナンスを支える非破壊検査技術における調査

### ①概要

会議名：社会インフラのメンテナンスを支える非破壊検査技術

開催日程：2013 年 9 月 30 日

開催場所：大井町きゅりあん 小ホール（東京）

### ②会議の趣旨および内容

シンポジウム社会インフラのメンテナンスを支える非破壊検査技術は、老朽化した社会インフラの健全性確保は緊急の課題であることをかんがみ、日本非破壊検査協会が特別に企画したシンポジウムである。社会インフラに対する非破壊検査技術のニーズは、精度の側面もあるものの、簡便さやコストも重要な項目となり、広域検査あるいは遠隔からの検査技術についての講演もあった。

### ③調査の目的

系統全体を概略検査する技術の一つとして、他産業における広域検査・モニタリング技術に関する情報を調査

### ④調査の成果

本シンポジウムは社会インフラを対象としたテーマであり、本年度事業の主たる対象である疲労割れの検査技術に直接関する発表は無かったが、広域検査・遠隔検査やモニタリング技術について、系統全体を概略検査する技術の情報が得られた。

“漏れなく効率的な配管検査を可能とするガイド波計測”では、広域検査法として注目されているガイド波法の紹介があり、現状適用が困難とされている曲がり管部を探傷可能とする取り組みが紹介された。シンポジウムでは減肉を対象としていたが、今後疲労き裂の広域検査への活用が期待されると考えられる。

“レーザ超音波法と社会インフラ機器検査への応用 遠くから触らずに対象を検査する方法”では、遠隔検査法として注目されているレーザ超音波法について表面のき裂検出技術等について紹介があった。レーザ超音波法は遠隔かつ非接触で超音波を送受信する方法であり、ガイド波法等組み合わせた広域検査への応用や通常の UT と組み合わせた詳細評価への応用が期待されると考えられる。

“アコースティックエミッションによるインフラアセットモニタリング”では、微小な破

壊等に伴い発生する弾性波を受動的に検知するモニタリング法であり、橋梁のモニタリングに適用した事例の紹介があった。過去には原子力機器への適用の試みもあったようだが、劣化メカニズムと弾性波発生の関係が得られれば、広域検査へ期待できる方法の一つと考えられる。

c) International Conference on Energy, Environment and Sustainable Economy における調査

#### ①概要

会議名：International Conference on Energy, Environment and Sustainable Economy

開催日程：2013年12月1日～4日

開催場所：バンコク（タイ）

#### ②会議の趣旨および内容

International Conference on Energy, Environment and Sustainable Economy は、広くエネルギーと環境、そして持続可能な経済発展についての研究発表が行われる国際会議である。本会議が対象とする研究範囲は極めて広く、具体的なスコープとしては、エネルギーと材料、環境、環境技術、そして持続可能な経済発展となっているが、その細目として、例えばエネルギーと材料に関しては、従来型及び再生可能エネルギー、石油/天然ガス、石油工学、バイオ燃料、ハイブリッドエネルギーシステム、自然エネルギー、燃料電池、プラズマ工学、先進エネルギー技術、核分裂及び核融合エネルギー、エネルギー政策、ナノ材料・ナノテクノロジー及びその応用、ナノデバイスとシステム、ナノスケールプロセス工学のように、関連する多くの研究分野が列挙されている。本年度会議においては15カ国より62件の研究発表がなされた。対象とする研究範囲がきわめて広いために定量的な評価は困難であるが、社会的な側面の強い発表と工学的な側面が強い発表の割合は、6：4程度であった。

#### ③調査の目的

状態監視を含む原子力発電所の今後の信頼性向上のための情報の調査

#### ④調査の成果

上述のように本会議が対象とする研究範囲は極めて広いものであるため、本年度事業の主たる対象である疲労割れの検査技術に直接関する発表は無かったのだが、発表の中には状態監視も含む原子力発電所の今後の信頼性向上のために適用が可能とも考えられる技術に関するものがいくつか見受けられた。

” Early detection of defects and energy cost reduction through combined burn-in and vibration test for switching power supplies ” ではスイッチング電源の出荷前検査としてのバーンイン試験において、通常のテストパターンに加えて他の物理的な外部刺激を加え

た場合の試験結果が報告された。外部刺激としては機械的な振動が用いられており振動を加えることによって、不具合検出率が向上するだけでなく試験時間も短縮することが可能であったとのことであった。対象がバーンイン試験であること、また外部刺激として加えられている振動が2Gと相当に大きいものであるために、本研究は原子力における検査として直接適用できるものではない。しかしながら、今後モニタリング技術の高度化及び原子力発電設備への適用を検討する際、能動的に外部刺激を加えた場合の応答も併せて評価することで、異常状態の検出がより容易になる可能性について検討することは価値があるものと考えられる。

”Regression models for prediction of water quality in Krishna river”は、河川水に含まれる土壌成分と各種イオンの関係について相関式を見出し、もって水質管理と土壌管理を両立ならしめるという研究発表がなされた。当該発表も直接原子力発電所の検査に関するものではなく、また手法の詳細な説明がなされなかったために判断は難しいものがあるが、各種モニタリング信号から対象の状態を把握するという傾向監視及び異常予測には適用されうる可能性があるとも考えられる。

同じく傾向監視及び異常予測に対する適用性があると考えられた研究発表に“Forecasting of electric consumption in as semiconductor plant using time series methods”がある。上記研究は既知情報に基づいて相関式を構築するものであるため、発生頻度の小さい事象の考慮が困難であるとも考えられる。一方、本研究はあるパラメータの経時変化の様子を数式モデルを用いて表現・推定し、実際と比較を行うというものである。そのため、健全時の傾向から大きく外れた場合に異常が顕在化しつつある

(b) 国際会議における非破壊評価技術の動向調査

a) International Conference on Nondestructive Evaluation in Relation to Structural Integrity of Nuclear and Pressurized Components における調査

① 概要

会議名：International Conference on Nondestructive Evaluation in Relation to Structural Integrity of Nuclear and Pressurized Components

開催日程：2013年10月1日～3日

開催場所：フランス・カンヌ

② 会議の趣旨及び内容

NDE 国際会議 (International Conference on Nondestructive Evaluation in Relation to Structural Integrity of Nuclear and Pressurized Components) は、原子力機器の非破壊評価に関する国際会議で、欧州委員会共同研究センターのエネルギー・輸送研究所 (EC JRC-IET) と開催国の幹事団体との共催で開催されている。一般的な学術会議とは異なり、電力会社やメーカー等産業界が主体となって参加し、企業展示も活発であることが特徴である。今回の第10回 NDE 国際会議は、2013年10月1日～3日の2日半に渡り、フランス・カンヌのホテル・マルティネスにて開催された。

③ 調査の目的

NDE 国際会議では、各国のメーカーや研究機関が原子力機器に対する非破壊評価の研究開発や活動の成果の発表を行うため、会議に参加することにより各国の最新の非破壊評価に関する研究の動向を調査することを目的とした。

④ 調査の成果

蒸気発生器関連の内容としては、渦電流探傷試験 (ECT) についての講演が多かったが、検査や診断の補助や自動化などを目的としたシステムとしての紹介が目立った。ECTプローブに関しては、感度を上げるためにボビン型とアレイ型を組み合わせたものや磁気センサーを利用したものについての発表があった。また、欠陥検出だけでなく、蒸気発生器内の堆積物の評価を目的にしたものも数件あり、ECT やカメラを利用した目視試験 (VT) が利用されていた。

原子炉圧力容器の講演としては、ベルギーのドール3号機とティアンジュ2号機の原子炉圧力容器で水素白点と推定される欠陥指示が大量に発見されたことを受けて、これらの圧力容器に対して製造時から最近の調査までに行われた検査方法と結果が解説された。また、この問題を念頭に、超音波探傷試験 (UT) による水素白点の検出およびサイジングの性能評価を行った発表もあった。さらに、スウェーデンのリングハルス2号機において原子炉圧力容器の水素白点を発見するために適用された自動 UT 手法についての紹介があった。

配管検査については、より評価精度を上げるためにフェーズドアレイプローブを使用した

UT に関する講演が多く、さらに、開口合成法 (SAFT) を利用したものも数件あった。ECT に関して、磁気飽和を利用したものや曲面部に対応したものが紹介された。

今回の調査により、原子力発電設備に対する検査の現場での課題を解決するために、各国で着々と非破壊評価技術の高度化が図られていることを確認できた。

## b) Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation における調査

### ①概要

会議名 : Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation (QNDE)

開催日程 : 2013 年 7 月 21 日～2013 年 7 月 26 日

開催場所 : Hilton Baltimore, Baltimore, Maryland, Unites States

### ②会議の趣旨および内容

QNDE は、非破壊評価全般の研究・開発に携わる学術研究機関および産業界の技術者や研究者を集める国際ワークショップである。非破壊評価の最新の研究成果や新しい応用例について発表が行われる。

### ③調査の目的

PIRT の重要課題に対する知識向上のための情報の調査

### ④調査の成果

#### E-⑥ : き裂の閉口状態 (密着性) とその分布 (検出性、サイジング精度への影響解明)

米国 Georgia Institute of Technology の Prof. L. Jacobs による基調講演「Nonlinear Ultrasonics for Structural Health Monitoring」において、高調波による閉じた疲労き裂の計測結果も報告されたが、高調波は閉じたき裂だけではなく、探触子、液体カップラント、電気回路等でも発生するため、慎重なキャリブレーションが必要であることが示された。この点で、分調波を用いた手法は発生源が閉じたき裂に限定されることから、閉じたき裂の評価に有効であると考えられる。

#### D-② : 超音波の直進性 (被検体内の均質性・異方性) の影響 (検出性、サイジング精度への影響解明)

英国 Imperial College の Prof. J. S. Lowe による講演「Array Imaging of Austenitic Welds by Measuring Weld Material Map」において、溶接部の超音波検査で偏向や散乱の原因となる、溶接部の音響異方性や不均質性への対策として、weld performance map が有望であることが示された。weld performance map は結晶成長方位を示し、溶接部の弾性特性を表すのに使われるが、これを非破壊で計測できれば、超音波フェーズドアレイ像で問題となる偏向をお補正できる。

著者らが提案した方法は、溶接手順と結晶成長の規則性を考慮した MINA (Modeling of



anIsotropy based on Notebook of Arcwelding) モデル<sup>54</sup>とアレイ探触子を用いた超音波計測を組み合わせるものである。まず、溶接施工者が残した記録に基づいて、MINA モデルにより、weld performance map を算出した (図 3.2.3-347)。そして、実験で、2つのアレイ探触子間の全ての素子の組み合わせ (図 3.2.3-348) で伝搬時間 (time of flight: TOF) を計測し、レイトレーシングに基づく逆解析<sup>55</sup>により、weld performance map を改良した。この有効性を実証するため、計測された weld performance map を用いて、超音波アレイ像を補正した結果、欠陥が正しい位置に映像化された。

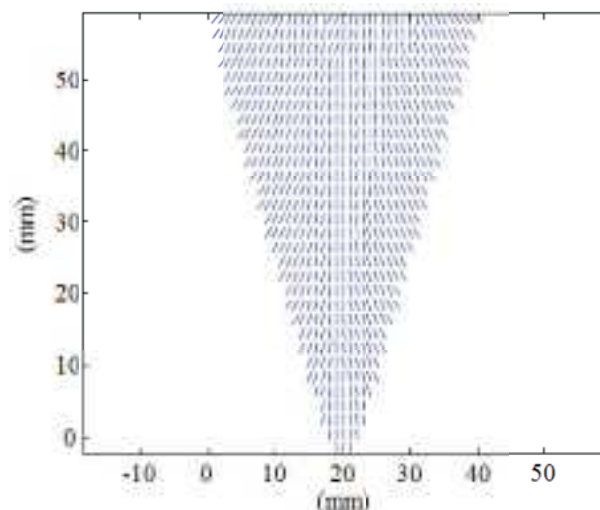


図 3.2.3-347 MINA により算出された weld performance map<sup>56</sup>

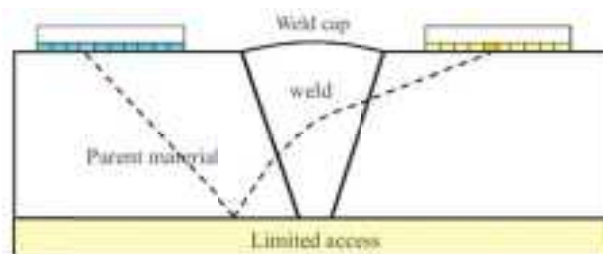


図 3.2.3-348 アレイ探触子による TOF 計測の配置<sup>56</sup>

<sup>54</sup> J. Moysan, A. Apfel, G. Corneloup, B. Chassignole. “Modelling the Grain Orientation of Austenitic Stainless Steel Multipass Welds to Improve Ultrasonic Assessment of Structural Integrity.”, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 80, pp. 77-85 (2003)

<sup>55</sup> G. D. Connolly, M. J. S. Lowe, J. A. G. Temple. “Correction of Ultrasonic Array Images to Improve Reflector Sizing and Location in Inhomogeneous Materials Using a Ray-Tracing Model.”, The Journal of the Acoustical Society of America, Vol. 127, No. 5, pp. 2802-2812 (2010)

<sup>56</sup> Z. Fan, M. J. S. Lowe. “Characterizaion of Inhomogeneous and Anisotropic Steel Welds by Ultrasonic Array Measurements.”, AIP conference Proceedings, Vol. 1511, pp. 849-856 (2013)

以上より、溶接部の均質性・異方性は、一般に溶接部ごとに異なるが、上記方法により、weld performance map を作成することで、異なる溶接部でも特性化可能であり、超音波フェーズドアレイ像の映像補正に適用することで、検出性・サイジング精度を向上できる可能性がある知見が得られた。

#### c) International Symposium on Electromagnetic and Mechanics における調査

##### ①概要

会議名：第16回 International Symposium on Electromagnetic and Mechanics

開催日程：2013年7月31日～8月2日

開催場所：ケベック（カナダ）

##### ②会議の趣旨及び内容

International Symposium on Electromagnetic and Mechanics は電磁気応用の全般を網羅する国際シンポジウムである。科学や最初の工学の萌芽など、産業界に直接関わるトピックを強く推奨しており、研究者に電磁気応用や力学に関する研究の意見交換の場を提供する。その細目としては、電磁センサーとアクチュエータ、電磁流体・電磁プロセッシング、バイオエンジニアリング、非破壊検査・評価、新材料と応用、電磁気装置の解析シミュレーション、レーザーと粒子ビーム・プラズマ、先進的な磁気工学・力学と制御、ナノテクノロジー、超伝導の応用、マイクロ電磁機械、保全と信頼工学、電磁機能材料など多くの研究トピックスが列挙されている。本年度会議においては約15カ国の研究者が参加し、200件以上の研究発表がなされた。

##### ③調査の目的

原子力検査や保全に適用できる技術、検査に応用できる技術の調査

##### ④調査の成果

電磁気応用全般幅広い発表内容の中に、本年度事業の主たる対象である疲労割れの検査・評価にある程度関わっている発表を下記に記す。

- Plenary 講演：‘R&D to Electromagnetic NDT in German Nuclear Safety Research Program - Material Characterization of Aging Phenomena and Online Monitoring of Fatigue and Fracture Mechanical Tests’ :3MA (Micromagnetic, Multiparameter, Microstructure and Stress Analysis) 技術を中心に、原子力圧力容器や配管に使われる強磁性体材料の経年劣化、低サイクル疲労などを検査・評価する技術を紹介した。オーステナイト系の材料について、負荷によって強磁性体に変相した場合、

3MA が適用できる。また、ほかの場合に適用する UT や EMAT も紹介した。破壊力学の視点から疲労とそのモニタリングの方向性も示した。

- Plenary 講演：‘Computed Tomography for Material Inspection and Characterization’：最近 10 年間急速に成長しているコンピューター断層撮影法における材料特性検査・評価技術の事例を数多く紹介した。非接触で、幅広い範囲の材料寸法に対応でき、また、2 次元ではなく、材料全体の情報を引き出す特徴があるため、これからさまざまな部品や製品検査に使われる見通しである。
- ‘Localization and Evaluation of Corrosion in Small-Bore Piping System Using Bobbin-type Magnetic Camera’：小口径チューブ内外面に発生した腐食を検査・評価する技術である。コイルを用いてチューブに渦電流を誘導し、32X32 の Hall センサーアレーによって高解像度で (780  $\mu$ m) 電磁場の乱れを測定し、小口径チューブ内外の腐食を検査・評価する。
- ‘Simulation on Eddy Current Stimulation Thermography for Crack Detection on Complex Geometry Metal Components’：複雑形状部品の欠陥を検出するため、渦電流による発熱に注目し、熱の発生や伝導の過度過程中的熱分布画像の分析により欠陥を検出・サイジングする
- ‘Pulsed Eddy Current Detection of Cracks in F/A-18 Inner Wing Spar at Large Lift-off Using Modified Principal Component Analysis’：パルス渦電流探傷法を用いて、飛行機の内面アルミ翼のファスナー付近に発生する腐食を検出する。リフトオフは 9.5mm~21mm 程度大きく、SN 比は小さい。主成分の分析は信号の判別に重要な役割を果たしている。

#### d) 第 18 回 ENDE 国際会議における調査

##### ①概要

会議名：International Workshop on Electromagnetic Nondestructive Evaluation (ENDE)

開催日程：2013 年 6 月 25 日~28 日

開催場所：ブラチスラバ (スロバキア)

##### ②会議の趣旨及び内容

International Workshop on Electromagnetic Nondestructive Evaluation (ENDE) は、渦電流探傷法 (ECT) などの電磁非破壊評価の研究開発に携わる学術研究機関および産業界の技術者や研究者が集まる国際ワークショップであり、電磁非破壊評価の新たな進展や高度なセンサー開発、電磁現象を計算により再現するためのモデリング、計測信号から物性や欠

陥形状を求める逆問題の解法などの電磁非破壊評価に関する最新の研究成果について発表が行われる。第18回となる ENDE2013 は、2013年6月25日～28日にスロバキアの首都ブラチスラバで開催された。今回のワークショップには、17ヶ国から64名が参加し、61件の発表が行われた。

### ③調査の目的

本会議で発表される電磁非破壊評価の研究成果のうち原子力機器に対する非破壊評価の高度化に寄与する可能性があるものについて調査を行った。

### ④調査の成果

イルメナウ工科大学の Matthias Carlstedt 氏により発表された “Comparison of Lorentz force eddy current testing and common eddy current testing — measurements and simulations” では、励磁コイルを使って誘導電流を発生させるのではなく、静磁場を発生させる永久磁石を試験体に沿って移動させることにより、試験対象表面に誘導電流を発生させるローレンツ力渦電流探傷法が紹介された。試験体に欠陥があるときには、この誘導電流の流れが変わり、そのとき永久磁石に生じるローレンツ力の反作用の変化を計測することによって欠陥を検出する。一般の渦電流探傷法は、交流磁場を用いるため、励磁周波数に依存して誘導電流の浸透深さが決まる。これに対して、ローレンツ力渦電流探傷法では、直流磁場を使うことで、浸透深さに関して一般の渦電流探傷法を比べて有利であるとのことである。原理上、プローブに加わる外部からの力がノイズとなると考えられるので、その影響評価が必要であるが、渦電流探傷法より深い欠陥が検出できる高速探傷の手段となりうる。

また、リスボン工科大学の Helena G. RAMOS 氏により発表された “Defect detection with velocity induced eddy currents using a permanent magnet” では、上述の発表と同様に、試験体に沿って移動させた永久磁石により誘導電流を発生させ、欠陥検出は、誘導電流が作る磁場を GMR センサーで測定し、欠陥の存在による磁場の変化を捉えることによる。検出性についてより詳細な評価が必要であるが、従来の渦電流探傷法より高速な探傷や高い検出性を実現できる可能性がある。

#### (4) 特別点検部位の検査に必要な検査精度と信頼性

運転期間延長認可制度では、「延長期間に伴う劣化を考慮した上で、発電用原子炉施設に関する技術基準を定める規則に定める基準に適合すること」が要求されている。また、運転期間延長の可否を判断するに当たって、プラントの現状を詳細に把握する観点から劣化状況の把握のための点検、すなわち「特別点検」を実施し、その結果を記載した書類を提出することが求められている。

今後、電気事業者が特定の検査技術を適用してこの特別点検を実施し、その結果をまとめて運転期間延長の認可申請を実施してることが想定される。これに対して、規制当局は検査結果及びその評価はもとより、特別点検に相応しい検査性能を有する検査技術が特別点検に適用されているか審査・確認する必要がある。この問題を検討するに当たって、(b)b)節で述べた方法を応用する。すなわち、表 3.2.3-6 の縦軸に特別点検対象の機器を取り込んで、当該機器の健全性あるいは信頼性を証明するのに必要な検査性能を明確にするとともに、実際に適用されて検査技術の性能を記入することにより、両者を比較対照できるようにする。これによって、規制当局は電気事業者の採用する検査技術の技術的妥当性をチェックできることになる。

以上を踏まえ、特別点検対象機器の検査に適用する検査技術が必要な性能を有するものであるか否かを確認できる表を作成した(表 3.2.3-46)。今後、同表の空欄部分を埋めるための詳細な調査検討を行い、検査の妥当性を確認できるようにする必要がある。



表 3.2.3-46 (2/2) 特別点検部位の検査に必要な検査精度と信頼性 (BWR)

| 対象設備          | 対象部位  | 点検方法 / 点検項目  | 材質<br>寸法<br>構造  | 欠陥の検出精度、サイジング精度  |  | 検査信頼性 (POD)                              |  | 調査・研究項目  | 課題解決への方向性<br>(案)                          |
|---------------|---|--|---|--|--|--|--|--|---|
|               |   |  |   | クリティカル欠陥寸法<br>健全性確保に必要な検査精度  | 現状技術の精度 <sup>(注)</sup>   | 健全性確保に必要な検査信頼性                           | 現状技術の信頼性 <sup>(注)</sup>  |  |   |
| 原子炉圧力<br>容器   | ・母材及び溶接部 (ジェットポンプラiser プレージング溶接部を含む。) (蒸気乾燥器、気水分離器、ジェットポンプヒーム及びインレットキラーを取り外した状態で点検可能な炉心領域の全て)                                 | ・ UT による欠陥の有無の確認<br><br>(内面 UT か、外面 UT か? 外面 UT は ISI と同手法を仮定して検討)                     | 低合金鋼<br>内径 6.4m、板厚 160 mm<br>円筒                               | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=40$ mm<br>(板厚 T=160mm と仮定)<br>DA: $a \geq a_c = 40$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 40 - a_m$  | 外面 UT<br>DA: 0 mm (クラッド境界部に達する欠陥)<br>SA: $\sigma = 2.1$ mm   | $a \geq a_c = T/4=40$ mm<br>をほぼ 100% 検出要 | ・ 従来法のデータがあるので、今後調査する。   | ・ 既存の信頼性データを調査した上で検討。  |   |
|               | ・ 給水ノズルコーナ部 (最も疲労損傷係数が高い部位)   | ・ 磁粉探傷試験 (MT) 若しくは PT 又は ECT による欠陥の有無の確認   | 低合金鋼<br>内径 320 mm、板厚 160 mm<br>ノズルコーナ R                       | クリティカル欠陥寸法 $a_c = T/4=40$ mm<br>(板厚 T=160mm と仮定)<br>DA: $a \geq a_c = 40$ mm<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m = 40 - a_m$  | 外面 UT<br>DA: 3.9 mm<br>SA: $\sigma = 1.0$ mm   | $a \geq a_c = T/4=40$ mm<br>をほぼ 100% 検出要 | ・ ECT のデータが十分でない。  | ・ フェライト鋼表面の ECT 及び VT の検査性能の確認のための試験が必要。<br>・ 内面からの検査は干渉物 (スパーチャ) 対策が必要。 | ・ NRA 高経年化技術評価高度化事業で確認試験を実施。<br>・ 産業界が実施。 |
|               | ・ 制御棒駆動機構 (CRD) スタブチューブ (全数)、CRD ハウジング (全数)、中性子束計測ハウジング (ICM) (全数) 及び差圧圧検出・ほう酸水注入ノズル  | ・ MVT-1 による炉内側からの溶接部の欠陥の有無の確認及び PT 又は ECT による CRD ハウジング 及び ICM に対する、内面の溶接熱影響部の欠陥の有無の確認 | CRD ハウジング<br>オーステナイト系ステンレス鋼、Alloy600 系母材/溶接部<br>内径??mm、板厚??mm | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??$ mm<br>$\ell_c = ??$ mm<br>DA: $w \geq 1\text{mil wire (MVT-1)}$<br>$\ell \geq 10\text{mm? (MVT-1)}$<br>$a \geq ??\text{mm (ECT)}$<br>$\ell \geq ??\text{mm (ECT)}$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m$ (ECT)<br>$\epsilon < \ell_c - \ell_m$ (ECT) | CRD スタブ 外面 UT<br>DA: 5.2 mm<br>SA: $\sigma = 0.8$ mm<br>CRD ハウジング 内面 UT<br>DA: 2.2 mm<br>SA: $\sigma = 0.2$ mm | $a \geq a_c = ??\text{mm}$ をほぼ 100% 検出要  | ・ UT は実証試験データが少ない。<br>・ 溶接部の ECT データはあるが、内面 HAZ 部の ECT の実証データ無し。 | ・ 曲率大の個所の ECT 性能確認のための試験が必要。<br>・ 昨年度 PIRT 手法で抽出された課題の中に必要なものがあるか確認が必要。  | ・ NRA 高経年化技術評価高度化事業で確認試験を実施。              |
|               | ・ トレンノズル  | ・ 目視による内面の確認   | —   | —  | —  | —  | —  | —  | —   |
|               | ・ 基礎ボルト (全数)  | ・ UT によるボルト内部に異常がないことの確認   | 低合金鋼  | クリティカル欠陥寸法 $a_c = ??$ mm<br>DA: $a \geq ??\text{mm (UT)}$<br>SA: $\epsilon < a_c - a_m$ (UT)   | ボルト端面より UT<br>DA: 1.6 mm<br>SA: ?  | $a \geq a_c = ??\text{mm}$ をほぼ 100% 検出要  | ・ データが十分でない。   | ・ UT 検査精度及び検査信頼性のデータの採取・蓄積が必要。   | ・ NRA 高経年化技術評価高度化事業で確認試験を実施。              |
| 原子炉格納<br>容器   | ・ サブレクションチャンバヘント管及びヘント管へのロス (Mark I, Mark I 改)  | ・ 目視による内外面の確認  | —   | —  | —  | —  | —  | —  | —   |
|               | ・ 原子炉格納容器鋼板 (圧力抑制室を含む。) 鋼板 (接近できる点検可能範囲の全て)   | ・ 目視による塗膜状態の確認   | —   | —  | —  | —  | —  | —  | —   |
|               | ・ 鉄筋コンクリート製原子炉格納容器 (ABWR)   | ・ 採取したコアサンプル等による強度、遮蔽能力、中性化及びびり割れ骨材反応の確認   | —   | —  | —  | —  | —  | —  | —   |
|               | ・ サブレクションチャンバ支柱基礎ボルト (全数) (Mark I, Mark I 改)  | ・ UT によるボルト内部の欠陥の有無の確認   | 炭素鋼   | —  | —  | —  | —  | —  | —   |
| コンクリート構造<br>物 | ・ 原子炉設備の安全性を確保するための機能*を有するコンクリート構造物 (原子炉圧力容器ベテスタル又はこれに準ずる部位 等)<br>・ 常設重大事故等対処設備に属するコンクリート構造物及び常設重大事故等対処設備に属する機器を支持するコンクリート構造物 | ・ 採取したコアサンプル等による強度、遮蔽能力、中性化及びびり割れ骨材反応の確認   | —   | —  | —  | —  | —  | —  | —   |

検討用サンプル

DA: Detectability Accuracy    SA: Sizing Accuracy    a: Crack Depth     $a_c$ : Critical Crack Depth     $a_m$ : Measured Crack Depth  
 $\ell$ : Crack Length     $\ell_c$ : Critical Crack Length     $\ell_m$ : Measured Crack Length    w: Crack Width     $\epsilon$ : Measurement Error     $\sigma$ : Standard Deviation

(注) 現状技術の精度及び信頼性の出典を添付資料 2 に示す。

#### (5) 全体のまとめ

今年度は、下記の4点について調査検討及び試験を行い、当初の成果を得た。

◆ システム全体の疲労状態を効果的に把握するための疲労評価管理の在り方に関する調査  
非破壊評価の観点から、原子力安全の構造や原子力発電所の安全機能と検査の関係、検査の位置付け、役割等について概略検討するとともに、信頼できる合理的な劣化管理方法として2段階で検査及び評価を行う方法の考え方等の概要について調査検討した。その結果、当初計画の通り、成果を収めることができた。引き続き、次年度以降も今回の成果を踏まえ、さらに検討内容を深める必要がある。

◆ 機器の疲労割れ状態を詳細把握するための非破壊検査技術の性能を見極めるための調査  
従来及び先端非破壊検査手法を用い前年度のPIRT手法により抽出された重要課題に対して、その影響度合いを評価し、知識レベルの向上と検査手法の有効性が示された。H24・25年度の研究成果によるランキング表を整理した結果を図3.2.3-349（超音波探傷検査）および図3.2.3-350（渦電流探傷検査）に示す。今後は、残る課題に対して重要な検査部位との関連を検討し、追加調査の必要な項目に対して評価を行う。

#### ◆ 非破壊検査性能を見極めるための国内外動向調査

PARENTの実機に近い試験片を従来及び先端非破壊検査手法で測定することにより、その有効性と検査の課題を抽出した。今後は国内外の参加検査グループとの比較を通して検査技術の調査を進める。

また、他産業における非破壊評価技術の動向調査においては、他産業において実用化されている非破壊検査技術や広域検査・モニタリング技術などに関する調査を行いそれらの情報を整理した。加えて国際会議における非破壊評価技術の動向調査では、PIRTで抽出された重要課題に対する知識向上のための情報の調査、電磁気を応用した新しい検査技術などに関して調査し情報を収集した。

#### ◆ 特別点検部位の検査に必要な検査精度と信頼

当該機器の健全性あるいは信頼性を証明するのに必要な検査性能を明確にし、実際に特別点検対象機器の検査に適用する検査技術が必要な性能を有するものであるか確認するための表を作成した。今後は検査性能に関する詳細情報の収集整理を完了させ、その結果に基づき課題の抽出とその解決方策の検討を行う。

今年度は5年計画の3年目に当たる。そこで、これまでの成果を踏まえ、本研究の最終成果を展望するとともに、今後2年間の課題と実施計画（案）について検討した。その結果を表3.2.3-47と表3.2.3-48に示す。



|     |             |   |  |  |
|-----|-------------|---|--|--|
| 重要度 | 優先順位1       | 優先順位2   | 優先順位6  |  |
|     | H           | <ul style="list-style-type: none"> <li>A-③:特殊励振方式の影響(検出性、サイジング精度)</li> <li>E-③:き裂の2次元形状(サイジング精度)</li> <li>E-⑤:き裂内物質の状態(腐食生成物の有無、疎密)(検出性、サイジング精度)</li> <li>E-④:き裂性状(き裂面およびき裂先端部近傍の凹凸・ファセット寸法・分岐)(検出性、サイジング精度)</li> <li>E-⑥:き裂の閉口状態(密着性)とその分布(検出性、サイジング精度)</li> <li>I-①:受信回路のフィルター機能・特性(検出性、サイジング精度)</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>C-②:被検体表面の凹凸および表面粗さ(検出性、サイジング精度)</li> <li>D-②:超音波の直進性(被検体内の不均質性・異方性)の影響(検出性、サイジング精度)</li> <li>E-⑦:き裂の方向(角度)(検出性)</li> </ul> <p>き裂面の凹凸が、エコーの振幅や持続時間に及ぼす影響を評価。</p> <p>→き裂閉口状態の調査に必要な閉じたき裂試験片の作製にhipped EDMが有望。</p> <p>→き裂閉口状態およびき裂内物質の状態の評価法として、BulkSPACEにより裂深さ方向の閉口状態分布を映像化し、SAWSPACEによりき裂長さ方向を映像化することが出来た。今後、閉口度の異なる閉じたき裂試験片への適用により、検出性・サイジング精度の解明に期待。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>D-①:被検体材質の超音波特性(音速・減衰・拡散特性(結晶粒度・析出物等依存性))(サイジング精度) → オーステナイト系溶接金属における複雑な超音波の伝搬状況の原因が柱状晶組織による異方性であることを理論的に確認し、技術者の経験に基づく考察の妥当性を検証。</li> <li>F-①:底面の形状不連続・溶接部境界(検出性、サイジング精度)M → オーステナイト系溶接部での溶接部境界から生じるエコーの発生源を理論的に確認、技術者の経験に基づく考察の妥当性を検証。</li> </ul> | <p>き裂の2次元形状を把握することで最深部特定信頼度が向上することを確認。今後、必要に応じて精度の検証やき裂進展評価への反映方法の検討が必要。</p> |
|     | M           | 優先順位2   | 優先順位3  | 優先順位6  |
| L   | 優先順位4       | 優先順位5   | 優先順位6  |  |
|     | U (Unknown) | P(Partially known)  | K(Known)   |  |

図 3.2.3-349 PIRT 手法により抽出された重要課題の H24・25 年度の研究成果によるランキング整理 (UT)

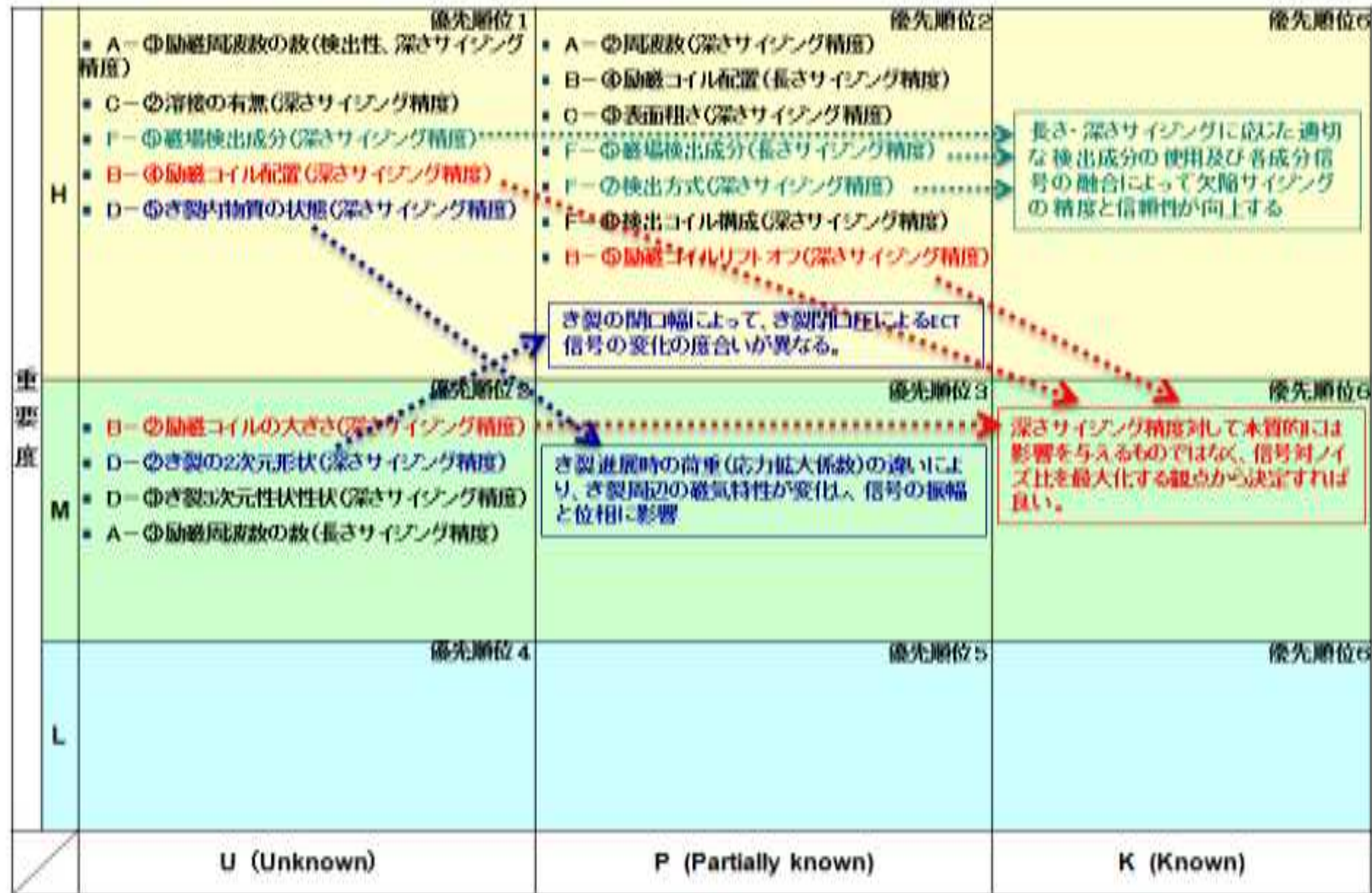


図 3. 2. 3-350 PIRT 手法により抽出された重要課題の H24・25 年度の研究成果によるランキング整理 (ECT)

表 3.2.3-47 今後の調査研究の課題と実施計画（案）

| 作業項目  | 年度展開  |  |   | 備考   |
|---|---|--|---|--|
|   | H25年度   | H26年度  | H27年度   |  |
| (1) システム全体の疲労状態を効果的に把握するための疲労評価管理の在り方に関する調査 | 原子力安全の構造の概略検討<br>信頼できる合理的な<br>点検管理方法の概略検討<br>評価/検査の不確定要素を考慮した健全性評価方法の検討 | 左記の詳細検討<br>左記の詳細検討、広域検査・モニタリングの調査<br>左記の詳細検討、検査技術の国際調査<br>検査の技術戦略マップ検討 | 広域検査・モニタリングの調査<br>検査技術の国際調査<br>検査の技術戦略マップ検討     | 本研究の最終成果として、非破壊評価の観点から原子力規制のチェックポイントを明確にするために、検査の技術戦略マップを作成することを目標として検討を進める。 |
| (2) 機器の疲労割れ状態を詳細把握するための非破壊検査技術の性能を見極めるための調査 | 非破壊検査技術の性能に関する試験 (PWRの課題)   | a. 非破壊検査技術の性能に関する試験 (特別点検への適用性評価)                                      |   | 非破壊検査技術の検査精度及び信頼性がどの程度にあるかをこの観点から試験等を実施する。                                   |
| (3) 非破壊検査性能を見極めるための国内外動向調査                  | a. 国際フロンティア試験 PARENTの実施<br>b. 国内外動向・他産業動向の調査                            | a. 国際フロンティア試験<br>b. 国内外検査技術の特別点検への適用性の調査                               | 他検査技術の情報収集                                      | 非破壊検査技術の検査精度及び信頼性の向上に関する情報を収集整理する。   |
| (4) 特別点検に適用可能な検査の性能把握                       | 特別点検部位の検査に必要な検査精度と信頼性の調査及び課題の抽出   | 特別点検の検査の課題の解決法を検討  |   | 運転期間延長に伴って検査精度を必要とする。  |
| マイルストーン                                     | ▼日本保全学会<br>学術講演会<br>▼ ISaG 2013   | ▼日本保全学会<br>学術講演会<br>▼ ICM5T2014<br>▼ ISaG 2014                         | ▼日本保全学会<br>学術講演会<br>▼ ISaG 2015<br>← 評価期間評価審査 → |  |

原子力規制のチェックポイントの提示

表 3.2.3-48 H26 年度実施項目の検討

|   | H26 年度実施項目 (案)                             | 実施内容の説明  | 備考 |
|---|--|--|----|
| ① | 原子力安全と検査の関係に関する検討                          | ・今年度に引き続き、システム安全の観点から原子力安全と検査の関係や検査の位置付け、役割等について更に詳細に検討する。                               |    |
|   |  | ・また、国内外の動向調査 (ISSS 等) を行う。   |    |
| ② | 系統信頼性を確保するために必要な検査性能と現状検査技術の性能の比較検討        | ・重要系統を選定し、その系統の主要機器をリストし、系統信頼性を確保するために必要な検査性能と現状検査技術の性能の整理・比較した表を作成する。(対象系統は今後検討)        |    |
|   |  | ・上記②のために必要な解析評価を実施する。  |    |
| ③ | UT および ECT の検査精度向上のための試験の実施                | ・H24 年度に実施した PIRT 検討で抽出された重要課題のうち、H25 年度に実施した重要課題以外の重要課題について試験を実施する。または、H25 年度の研究を深化させる。 |    |
|   |  | ・H24 年度に実施した PIRT 検討は管状機器に関するものであったが、その他の形状寸法等を考慮した追加検討を行う。                              |    |
| ④ | UT および ECT の検査精度および検査信頼性に関する国内外動向調査        | ・検査精度と検査信頼性に focus した調査を行う。  |    |
|   |  | ・調査対象は、PARENT、国際会議、研究所とする。   |    |
| ⑤ | 特別点検部位の ECT 検査性および MVT-1 相当検査の検査性に関する試験の実施 | ・曲率の大きいオーステナイト系ステンレス鋼クラッド表面に発生した疲労き裂の ECT による欠陥検出性能/サイジング性能確認試験の実施 (PWR)                 |    |
|   |  | ・フェライト鋼表面に発生した疲労き裂の ECT による欠陥検出性能/サイジング性能確認試験の実施 (BWR)                                   |    |
|   |  | ・上記疲労き裂の水中 MVT-1 による欠陥検出性能/サイジング性能確認試験の実施 (PWR, BWR)                                     |    |
|   |  | ・高ニッケル合金溶金部に発生した応力腐食割れの ECT による欠陥検出性能/サイジング性能に係わる必要な調査の実施 (PWR, BWR)                     |    |
| ⑥ | SCC および疲労を対象とする広域検査手法に関する調査                | ・具体的な方法、調査対象範囲を検討し調査する。  |    |
| ⑦ | 検査の技術戦略マップの検討                              | ・具体的イメージを作り上げるため、検討を行う。  |    |

## 原子力発電所における損傷事例の調査分析結果

各国の原子力発電所で運転実績が積みあがるにつれ様々な損傷が発生するようになっていく。図 3.2.3-351 はこれまで経験した主な損傷発生事例を大まかな時系列で示している。1970 年に米国で ASME Sec. XI が発行され ISI が開始されたが、この時期には主に放射線透過試験 (RT) を使用する製造時検査で検出されなかった溶接部欠陥が ISI の検査手法 (UT) による供用前検査 (PSI : Pre-service Inspection) で検出される問題が発生し、RT と UT の欠陥検出特性の違い及び UT の信頼性に疑問が投げかけられる発端となった。また、製造時の評価基準では不合格となる欠陥に対して破壊力学的な評価で運転継続の可否を判断する仕組みが ASME Sec. XI の 1974 年版に導入されている。供用期間中の損傷事例としては 1965 年 12 月に米国の BWR, Dresden 1 号機の小口径ステンレス鋼配管溶接継手の熱影響部で SCC による漏洩が発見されている。当初この BWR の SCC は小口径配管で原子炉水が滞留する部分に発生すると考えられていたが、その後厚肉の大径管でも SCC が検出されたことにより BWR 全体の問題となっている。1982 年に Nine Mile Point-1 号機の大径管に SCC が検出されたがこのプラントは 3 か月前の UT では欠陥なしとされていたため UT の信頼性に関する様々な実証試験が開始される契機となっている。1978 年には米国の BWR, Duane Arnold の高ニッケル合金を使用する異種金属溶接部に SCC による漏洩が発見されている。この高ニッケル合金溶接部内で発生及び進展する SCC は従来の横波超音波を使用する UT では検出が難しかったため、柱状晶組織内における超音波の透過及び直進性の問題を浮かび上がらせている。2000 年には米国の PWR である V. C. Summer で大径の高ニッケル合金を使用する溶接部に漏洩が検出され、PWR 炉水中における SCC (PWSCC) が認識される契機になっている。原子炉容器関係では 1977 年に国内の BWR プラントにおいて炉水が戻る系統のノズル内面コーナ部に熱疲労によるき裂が原子炉内からの PT による点検で発見されている。このき裂に対しては対策が講じられその後の発生は報告されていない。原子炉容器溶接部については国内外とも運転による劣化や損傷は報告されていない。ただし、国外では製造時検査及び PSI で検出されなかった欠陥が ISI で精細な UT を行ったために検出される事象がフランスのトリカスタン 1 号機やベルギーの Doel-3 号機及び Tihange-2 号機で発生している。これらのプラントの欠陥は詳細な調査でその発生が製造時のものであり、運転による進展の可能性が認められなかったため継続監視を条件に発電所の運転が継続されている。また、PWR 及び BWR の原子炉容器貫通部の SCC は事象としては異種金属溶接継手の SCC 及び PWSCC に相当する。

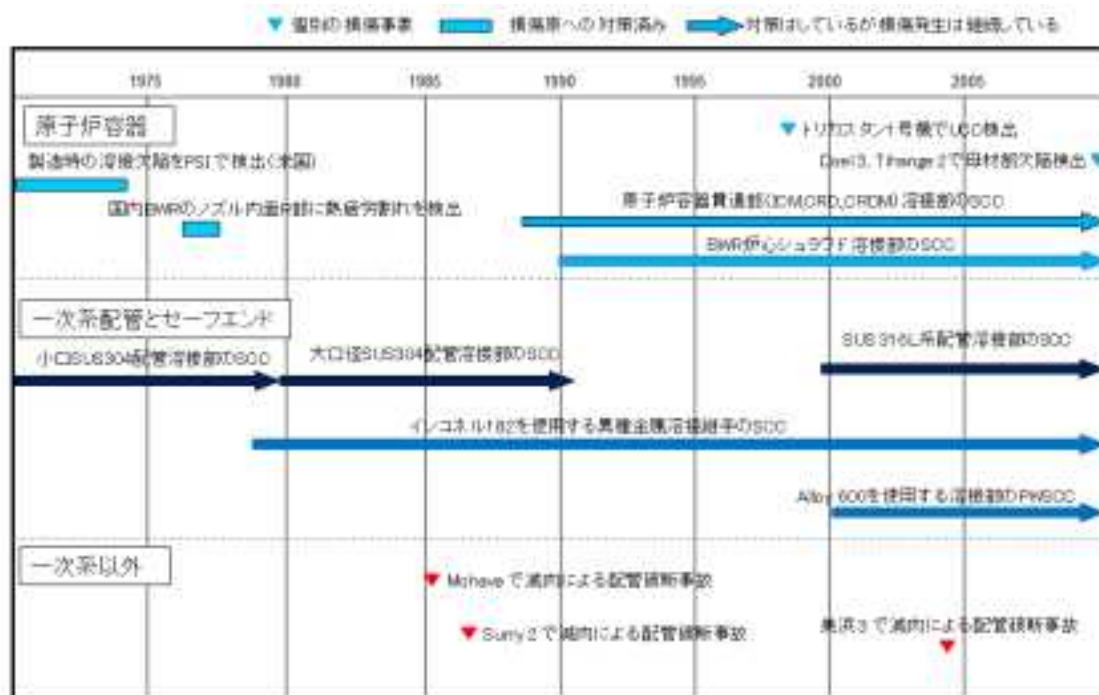


図 3. 2. 3-351 原子力発電設備の主な損傷事例

以上の事例は一次系の主要部材に発生した損傷であるが、一次系以外の配管や一次系の母管に接続する小口径配管の溶接部では、振動、キャビテーションあるいは熱変動による疲労き裂が発生し、そのほとんどは漏洩により損傷が発見されている。国内では澁谷、檜崎他が原子力施設情報公開ライブラリー「ニューシア」や電力各社のプレスリリースの情報を基に損傷の発生原因と劣化事象の傾向分析を行っている<sup>57,58</sup>。図 3. 2. 3-352 は澁谷他の報告にある 2008 年度から 2009 年度にかけての損傷事例の件数を円グラフにまとめたものである。また、表 3. 2. 3-49 は檜崎他が 1971 年から 2009 年までの配管溶接部の疲労損傷事例をクラス別に分析した結果をまとめて示している。これらの情報から原子力発電所用機器の 1 次系ではステンレス鋼溶接部や高ニッケル合金溶接部の SCC が主な損傷となっているが、それ以外の部位では様々な原因で損傷が発生していることがわかる。配管に限定すればクラス 1 以外の配管溶接部においては疲労損傷や腐食が発生している。また、この疲労損傷の多くは小口径配管で発生し、その半数は溶接部欠陥が起点となっている。

<sup>57</sup> 澁谷忠弘, 江原和也, 檜崎千尋, 岩松史則, 小林英男, 「原子力発電施設の損傷事例データベースを用いた統計解析」, 日本機械学会[No. 12-5] M&M2012 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集, 2012

<sup>58</sup> 檜崎千尋, 澁谷忠弘, 江原和也, 岩松史則, 小林英男, 「原子力発電施設の損傷事例データベースを用いた損傷モードの分析—溶接部の疲労損傷事例調査」, 日本機械学会[No. 12-5] M&M2012 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集, 2012

図 3.2.3-353 及び図 3.2.3-354 はスウェーデンの BWR における 1972 年から 1998 年までの損傷事例を示している<sup>59</sup>。これらの図から配管の SCC が最も重要な課題となっていることがわかる。

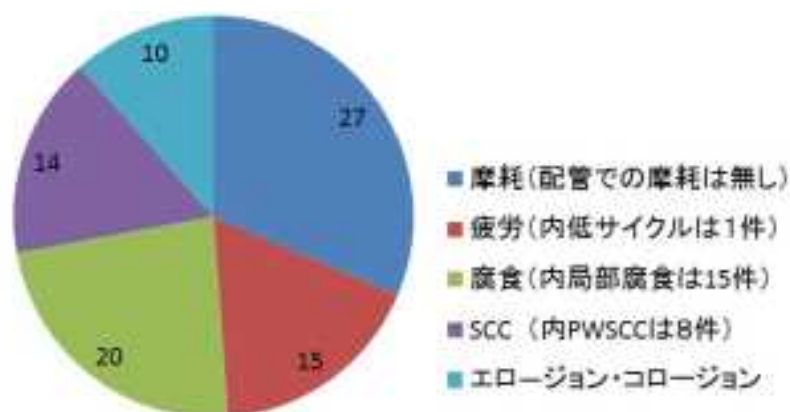


図 3.2.3-352 国内原子力発電施設の損傷事例 (2008 年度～2009 年度)

表 3.2.3-49 国内配管溶接部の疲労損傷事例 (1971 年～2009 年 10 月)

| クラス      | 損傷起点 | 箇所数 | 備考                |
|----------|------|-----|-------------------|
| クラス 1 配管 | 溶接部  | 6   | 熱成層によるもの 1 件、他は振動 |
|          | 溶接不良 | 0   |                   |
| クラス 2 配管 | 溶接部  | 13  | それぞれ再発防止対策済       |
|          | 溶接不良 | 3   |                   |
| クラス 3 配管 | 溶接部  | 14  | それぞれ再発防止対策済       |
|          | 溶接不良 | 7   |                   |
| ノンクラス配管  | 溶接部  | 13  | それぞれ再発防止対策済       |
|          | 溶接不良 | 9   |                   |

<sup>59</sup> SAQ/FoU-Report, “The use of risk based methods for establishing ISI-priorities for piping components at Oskarshamn 1 nuclear power station”, 1999

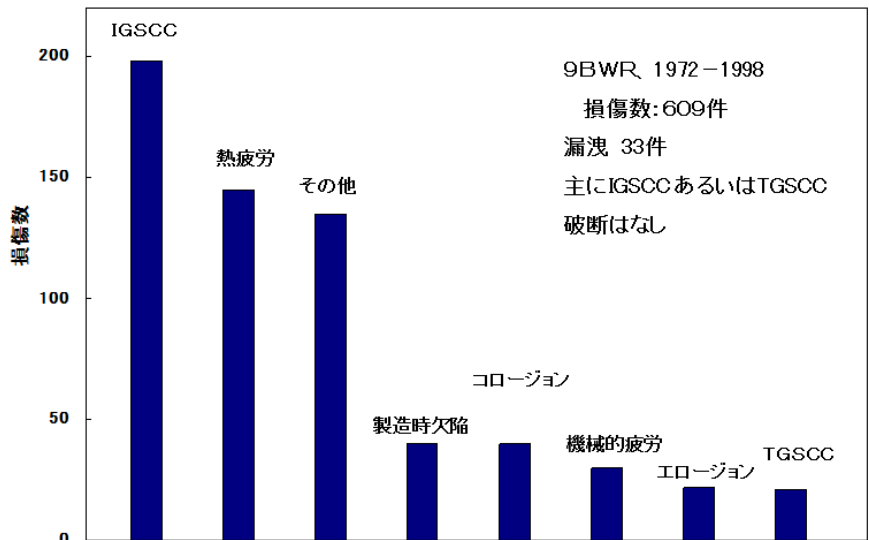


図 3. 2. 3-353 スウェーデンの BWR における損傷事例 クラス 1, 2 部材

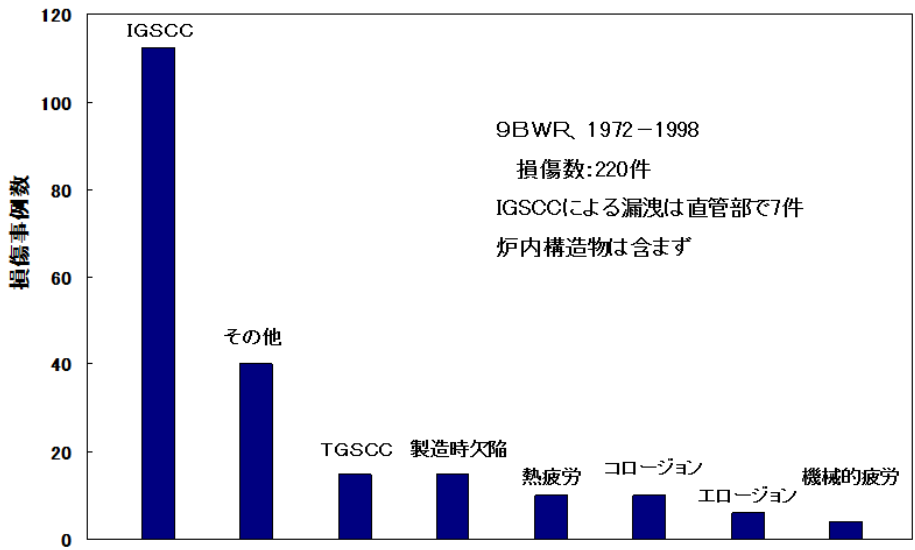


図 3. 2. 3-354 スウェーデンの BWR における損傷事例 クラス 1, 2 配管

以上述べたように、これまで経験した損傷の多くは一次系ではステンレス鋼配管溶接部や高ニッケル合金溶接部の SCC となっている。それ以外の系の部材では機械的疲労や熱疲労など当初に予想していない部位における予想していなかった原因に起因する損傷となっている。このような現実に直面したため各国では損傷事例に基づいた検査プログラムや検査範囲の組み換え、すなわちリスクに基づく検査計画 (RBI : Risk Based Inspection) の検討が開始されている。米国では 1995 年に NRC がリスクに基づく検査計画の容認に舵を切り、欧州では 1998 年に RBI のネットワーク EURIS を立ち上げている。スウェーデンでは損傷実績をベースに Oskarshamn-1 でパイロット研究が実施され、その後に RBI が開始されている。米国においても RBI の検討が進められ NUREG や EPRI などの RBI ツールが開発され運



用が容認されている。これらの RBI の動きは配管溶接部の検査プログラムの変更が中心であるがこれと並行して原子炉容器に関してもプログラムの見直しが進められ、米国では当初 1 検査間隔で縦溶接継手では 10%の検査を要求していたものが 1980 年代には 100%に変更され、その後経年劣化による損傷事例の発生が見られないことから 100%の検査を 20 年間で実施するような要求に変わってきている。また、これら RBI に基づく検査プログラムは、炉型毎の画一的な検査要求から個々のプラントの運転や損傷発生経験に応じた計画が立案可能な仕組みに変わりつつある。

更に各国ではプラントが計画外の停止を余儀なくされる事態も経営上のリスクと捉え、小口径配管の溶接部や熱交換器チューブの検査<sup>60</sup>を重要な検査項目として加えるなど、全体として原子力発電所の安全性と安定性を向上させる方向に検査プログラムが変えられつつある。

---

<sup>60</sup> EPRI TR-108009, “Balance-of-Plant Heat Exchanger Condition Assessment and Inspection Guide”, 1999

## 検査に必要な検査精度と信頼性に関する調査結果

## 1. 調査結果の概要

ISI では機器の健全性を確認するために様々な非破壊試験が実施されており、特に超音波探傷試験 (UT) 及び渦流探傷試験 (ECT) は重要な体積試験法となっている。健全性評価の観点からこれらの非破壊試験に求められる最も重要な能力は、欠陥検出性と欠陥寸法測定精度となっている。このうち、欠陥検出性は一般的には欠陥の板厚方向の寸法 (深さ) と欠陥が検出される可能性 (確率) の関係として整理され、欠陥検出確率 (POD: Probability of detection) と呼ばれている。この POD で欠陥検出性を論ずる場合は、有資格者が定められた手順で検査を実施した場合に確実に検出可能な寸法が重要となる。

また、欠陥寸法測定精度には欠陥長さの測定精度と部材の板厚方向の大きさ (深さ) の測定精度があるが、残存寿命を決定するき裂進展評価では深さ方向の寸法がより重要な因子となっている。

国内外では、使用する非破壊検査の能力を明らかにするために様々な実証試験が行われてきた。1980 年以降に国内で行われ、本調査でその成果を引用した実証試験の名称と実施時期を図 3.2.3-355 に、試験の対象とした部位と探傷手法を表 3.2.3-50 に示す。

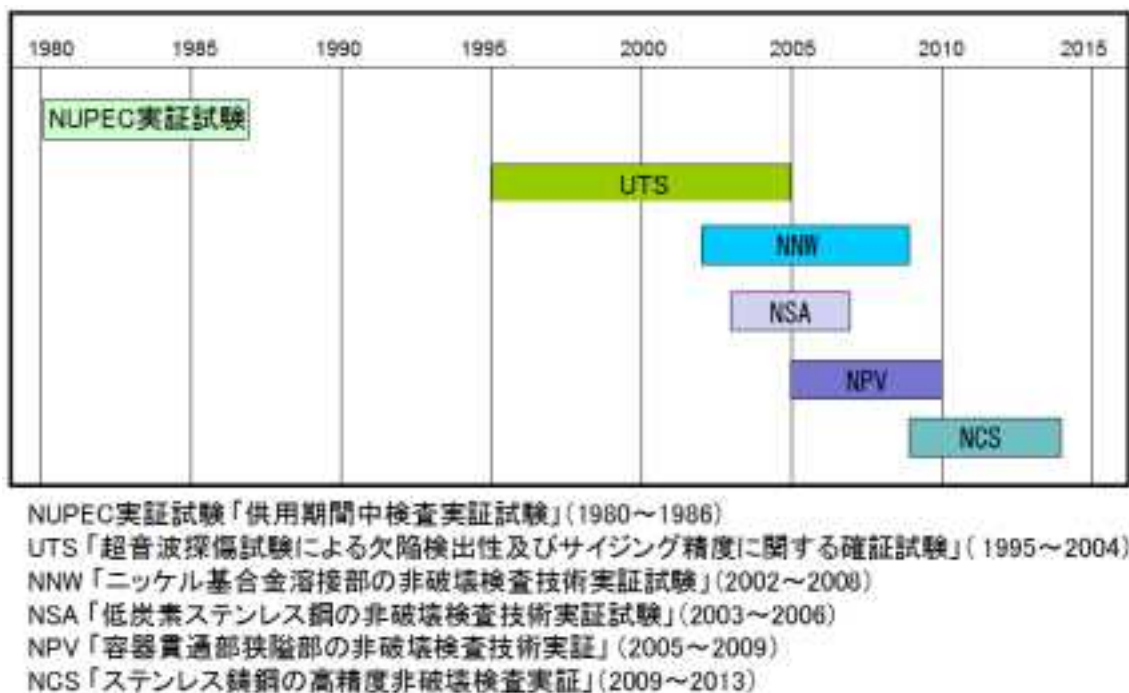


図 3.2.3-355 国内における主な非破壊試験関係実証試験

図 3.2.3-355 に示したこれらの実証試験は、欠陥の存在及び位置を知らせない「目隠し試験」方式で実施されている。したがって、試験で得られた欠陥検出性及び欠陥寸法測定

精度は現在の技術水準を示すと考えることができる。しかしながら、探傷試験は ISI を専門とするメーカーの選別チームが行った結果であるため、これらの結果が示す検査の信頼性を確保するには十分に訓練された検査員と実施環境が必要なことに留意する必要がある。

表 3.2.3-50 実証試験とその対象部及び探傷手法

| 名称    | 探傷手法   | 配管  |     |           | 異材         |           | 容器       |          |    |           |
|-------|--------|-----|-----|-----------|------------|-----------|----------|----------|----|-----------|
|       |        | 炭素鋼 | SUS | SUS<br>鋳鋼 | セーフ<br>エンド | 容器貫<br>通部 | ノズル<br>R | 内面<br>近傍 | 中央 | 炉内構<br>造物 |
| NUPEC | UT     | ○   | ○   | ○         | *1         |           | ○        | ○        |    |           |
| UTS   | UT     | ○   | ○   | ○         | ○          |           | ○        | ○        |    |           |
| NNW   | UT,ECT |     |     |           | ○          | ○         |          |          |    | ○         |
| NSA   | UT,ECT |     | ○   |           |            |           |          |          |    | ○         |
| NPV   | UT,ECT |     |     |           |            | ○         |          |          |    |           |
| NCS   | UT     |     |     | ○         |            |           |          |          |    |           |

実証試験で得られた検査性能を原子力発電所用機器の系統別に記載した結果を本文の表 3.2.3-6 に示す。また、特別点検部位を対象に検査精度と信頼性を纏めたものを本文の表 3.2.3-46 に示す。

表中ではほぼ確実に検出が期待できる欠陥深さを「DA」の記号で示している。また、欠陥深さの測定精度としては実証試験で得られた標準偏差値 ( $\sigma$ ) を示している。

なお、実証試験では、例えば「ステンレス鋼配管溶接部」の区分において様々な管径や肉厚を対象として種々の探傷手法を適用して実証試験を行っている。このため、表 3.2.3-6 及び表 3.2.3-46 に示した検査性能は代表値を示しており、その活用にはある程度の余裕を含ませるのが妥当である。

以下に、表 3.2.3-6 に示した各部位について検査性能を求めた根拠を示す。表 3.2.3-46 に示した検査性能は表 3.2.3-6 を参考として記載している。

## 2. PWR プラント機器に関する調査結果の説明

### 2.1 上蓋フランジ

上蓋フランジは上蓋とフランジを溶接した後、内面にステンレスクラッドを施している。この溶接部は上蓋外面からの UT を行っている。この箇所の検査性能は UTS における「平板炭素鋼 (クラッド付)、外面探傷」に示されている<sup>61</sup>。UTS では様々な板厚のデータを含んで

<sup>61</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構、”平成 16 年度 原子力発電施設検査技術実証事業に関する報告書 (超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認に関するもの) [総括版]”, 05 基材報-0001, 2006

いるため DA はこれらの概数とし、クラッドと母材の境界部から 3mm とした。

なお UTS におけるクラッドの厚さは 3mm～8mm となっているため、クラッド表面からのき裂深さとしては 6mm～11mm となる。き裂深さの測定精度は、対象溶接部が上蓋とフランジの溶接部であるので、形状的にフランジ側からの片側探傷となり、端部エコー法が適用されることになると考え、端部エコー法の  $\sigma = 2.0\text{mm}$  とした。

## 2.2 スタッドボルト

原子炉容器上蓋用締付ボルトの UT による検出性については国内外とも実証試験は行われていない。ASME Section XI Appendix VIII におけるボルトの PD 合格基準でボルト径が 50mm 以上 100mm までの場合深さ 2.7mm (17mm<sup>2</sup>)、100mm を超えると深さ 4mm (38mm<sup>2</sup>) のノッチを検出することとなっている。国内のスタッドボルトの径は 100mm 以上であるため DA=4mm とした。

欠陥深さ測定精度に関しては、スタッドボルトに欠陥が検出された場合には欠陥進展評価を行わずに交換されるため、これまで欠陥深さ測定精度に関する実証試験結果は報告されていない。

## 2.3 CRDM 貫通部

PWR の CRDM 貫通部では NPV で UT 及び ECT による実証試験が行われ報告されている<sup>62</sup>。実証試験における欠陥としては UT では SCC が、ECT は EDM が使用されている。また、UT 手法としては固定角及びフェーズドアレイ (PA) 法が使用されている。

探傷方向は内外面、欠陥方向は周、軸の 2 方向、溶接部の有無など様々な条件で探傷が行われており、手法を特定した場合の個々のデータ数が少ないため、検査能力はこれらを代表して内表面 (欠陥側) からの検査として UT の DA=1.3mm、ECT の DA=0.2mm とした。深さ測定精度は PA 法で得られた  $\sigma = 1.0\text{mm}$  とした。

なお、実証試験の報告書<sup>62</sup>では欠陥検出には ECT を深さサイジングでは UT の使用を推奨している。

## 2.4 一次系冷却材出口及び入口管台

PWR の一次系冷却材出口管台及び入口管台については UTS で代表として入口ノズルを対象に実証試験が行われ、検査性能は「容器ノズルコーナ (クラッド付)、内面探傷」に示されている<sup>61</sup>。ステンレスクラッドの厚さは約 6.5mm である。また、使用した欠陥は疲労き裂及び EDM ノッチである。欠陥検出性能 DA は 9.1mm であった。また、深さ測定には端部エコー法と TOFD 法が使用され測定の標準偏差  $\sigma$  は 0.3mm～1.2mm の範囲であったため 1.2mm とした。上記の欠陥検出性能及び深さ測定精度はクラッド厚さに影響されることが知られて

---

<sup>62</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構, ”平成 21 年度 容器貫通部狭隘部の非破壊検査技術実証に関する事業報告書(総括版)”, 10 原高報-0004, 2012

おり、目安と考えるのが妥当である。

## 2.5 円筒胴（炉心領域）

PWRの円筒胴は、炉内構造物を取り外した後、炉内からUT探傷が行われている。UTSで実証試験が行われ、検査性能は「平板炭素鋼（クラッド付）、内面探傷」に示されている<sup>61</sup>。ステンレスクラッドの厚さは3mm～8mmである。試験には疲労き裂が使用されている。欠陥検出性能 DA=6.3mm は板厚 250mm の試験体で得られた値とした。また、深さ測定には端部エコー法とTOFD法が使用され測定の標準偏差  $\sigma$  は 2.29mm～2.31mm の範囲にあるため 2.3mm とした。

## 2.6 BMI 計装筒貫通部

PWRのBMI計装筒貫通部に関してはNPVで単管の試験体を使用してUTとECTの実証試験が行われ報告されている<sup>62</sup>。また、NNWでは溶接部あり試験体を使用してUTの実証試験が行われている<sup>63</sup>。どちらの実証試験でも探傷は内外の両面から実施されている。欠陥にはNPVではSCCが、NNWではEDMノッチが使用されている。CRDM貫通部で示したように、欠陥検出にはECTを深さサイジングではUTの使用が推奨されていることから DA=1.3mm は NPVで行ったECTによる内面探傷の結果を示した。深さ測定精度  $\sigma = 0.35\text{mm}$  は NNWにおけるUTの結果を示した。なお、ECTによる裂深さ測定精度は  $\sigma = 0.3\text{mm}$  であるが測定が可能なのは 3mm～5mm の範囲となっている。

## 2.7 主ループ配管

PWR主ループ配管は鋳鋼品である。PWRのステンレス鋳鋼配管溶接部のUTに関してはUTS<sup>61</sup>及びNCS<sup>64</sup>で実証試験が行われ報告されている。また、その成果は「非破壊検査情報の収集整備事業（APN）」の平成24年度報告書の中に纏められている<sup>65</sup>。その中では従来法を使用した場合 20mm 深さのき裂を発見できなかったケースがあると報告され、マトリックス PA あるいは大型探触子を用いた UT を推奨している。き裂深さ測定でもマトリックス PA あるいは大型探触子を用いた UT を推奨している。マトリックス PA 及び大型の探触子を使用する場合は深さ 3.8mm～56mm の全てのき裂を検出したと報告されているが、表 3.2.3-46 では現在の探傷技術を使用されるものとして DA=20mm とした。また、深さ測定精度もマトリックス PA では深さが 30mm を超えると良好な正確さで測定が可能としているが、結果として示されている値が  $\sigma = 3.9\text{mm}$  であり、格段の性能向上とは言えないため、従来法の  $\sigma = 5.2\text{mm}$

<sup>63</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構、”平成20年度 ニッケル基合金溶接部の非破壊検査技術実証に関する事業報告書”，09 原高報-0006, 2009

<sup>64</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構、”平成22年度 ステンレス鋳鋼の高精度非破壊検査技術検証に関する事業報告書”，11 原高報-0003, 2012

<sup>65</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構、”安全研究年報(平成24年度)”，JNES-RE-2013-0001-Rev. 1, pp. 231-240, 2013

とした。

## 2.8 蒸気発生器入口管台，出口管台，水室（PWR）

上記の箇所は SG の熱交換器チューブの点検時に接近が可能であり，被ばく低減の対策が必要ではあるが，基本的に炉内から行う検査技術が適用可能である。したがって欠陥の検出性および欠陥寸法測定精度もそれらと同等以上であることが期待できるものの，実証試験による検査性能のデータは得られていない。

## 3. BWR プラント機器に関する調査結果の説明

### 3.1 上蓋フランジ

PWR プラントの上蓋ノズルと同じとした。

### 3.2 スタッドボルト

PWR プラントのスタッドボルトと同じとした。

### 3.3 主蒸気ノズル及び給水ノズルコーナ

BWR の主蒸気ノズル及び給水ノズルはクラッド無しのノズルである。UTS で実証試験が行われ，検査性能は「容器ノズルコーナ（クラッド無し），外面探傷」に示されている<sup>61</sup>。また，使用した欠陥は疲労き裂及び EDM ノッチである。き裂高さ測定では TOFD 法を使用している。

欠陥検出性能は主蒸気ノズルでは  $DA=3.8\text{mm}$ ，給水ノズルでは  $DA=3.9\text{mm}$  である。欠陥深さ測定精度は両ノズルを合わせた数値が示されており， $\sigma=1.0\text{mm}$  である。

き裂長さ測定では測定誤差及び測定値のばらつきとも大きく，信頼できる測定値となっていない。最新の PA 探傷ではき裂の長さ及び深さ測定精度向上が期待できるが，検証データは得られていない。

### 3.4 円筒胴（炉心領域）

BWR の円筒胴は外面から UT が行われている。UTS で実証試験が行われ，検査性能は「平板炭素鋼（クラッド付），外面探傷」に示されている<sup>61</sup>。ステンレスクラッドの厚さは  $3\text{mm}$ ～ $8\text{mm}$  である。試験には疲労き裂と EDM ノッチが使用されている。欠陥検出性能は  $160\text{mm}$  試験体でクラッド表面から  $5.4\text{mm}$  でクラッドと母材の境界からクラッド側へ  $0.1\text{mm}$  であったため， $DA=0\text{mm}$ （クラッド境界部）とした。また，深さ測定には端部エコー法と TOFD 法が使用され測定の標準偏差  $\sigma$  はそれぞれ  $2.07\text{mm}$  と  $1.34\text{mm}$  であったため，端部エコーの値として  $\sigma=2.1\text{mm}$  とした。

### 3.5 原子炉再循環出口ノズル

BWR の再循環出口ノズルはクラッド付のノズルである。UTS で実証試験が行われ、検査性能は「容器ノズルコーナ (クラッド付), 外面探傷」に示されている<sup>61</sup>。試験には疲労き裂と EDM ノッチが使用されている。欠陥検出性能はクラッド表面から DA=8.1mm であった。深さ測定では TOFD 法が使用され、標準偏差は  $\sigma = 4.0\text{mm}$  であった。

き裂長さ測定では測定誤差及び測定値のばらつきとも大きく、信頼できる測定値となっていない。最新の PA 探傷ではき裂の長さ及び深さ測定性能向上が期待できるが、検証データは得られていない。

### 3.6 CRD ハウジング貫通部スタブチューブ

BWR の CRD ハウジング貫通部スタブチューブと原子炉容器の J 溶接部の UT に関しては NNW で実証試験が行われている<sup>3)</sup>。試験には SCC が使用され、PA 探傷が行われている。CRD スタブの外面からの探傷では深さ 5.2mm の SCC を検出しているなのでこの値を採用し DA=5.2mm とした。深さ測定精度としては  $\sigma = 0.76\text{mm}$  が得られているので表では  $\sigma = 0.8\text{mm}$  とした。なお、CRD スタブチューブの内面からの探傷では DA<2.2mm,  $\sigma = 0.13\text{mm}$  が得られている。

### 3.7 アンカーボルト

直径 50mm を超える中心孔付のボルトでは先に述べたスタッドボルトと同じ探傷性能が期待できる。中心孔の無いボルトの場合はボルトの端面からの探傷となるが、これに関しては東京電力から基礎ボルトの非破壊検査 (UT) に関する実証試験結果が報告されている<sup>66</sup>。その結果では深さ 1.6mm 以上の欠陥が検出可能としている。

欠陥深さについてはスタッドボルトと同様に測定データが得られていない。

### 3.8 原子炉再循環系主配管 (ステンレス鋼)

ステンレス鋼直管溶接継手では SUS204 材のデータは NUPEC で得られ板厚の 5% 以上の欠陥は検出可能としている<sup>67</sup>。その後材料が SUS316L 材に変更されたこともあり UTS<sup>61</sup> 及び NSA<sup>68</sup> で実証試験が行われている。また、SCC の深さ測定に関しては実機配管を使用した SCC サイジング性能の確性試験及び PD 試験が実施され実績が積み上げられている<sup>69</sup>。

これらの実証試験では欠陥として SCC が使用されている。また探傷手法としては UTS では従来の手動探傷法が使用され、NSA では PA 法が使用されている。確実に検出可能な欠陥

<sup>66</sup> 東京電力, 基礎ボルトの非破壊検査 (UT) 結果について, 中越沖地震における原子炉施設に関する調査・対策委員会運営管理・設備健全性評価ワーキンググループ設備健全性評価サブワーキンググループ (第 12 回) 配布資料, (2008)

<sup>67</sup> 財団法人 原子力工学試験センター, ”原子力発電施設 信頼性実証試験の現状”, 1986

<sup>68</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構, ”平成 18 年度 低炭素ステンレス鋼の非破壊検査技術実証に関する事業報告書 [総括版]”, 07 基材報-0003, 2008

<sup>69</sup> 笹原他, ”SCC 深さ測定 PD 試験受験者の技量評価”, 保全学 Vol. 9, No. 1, pp. 39-44, 2010

深さは板厚により異なり、UTS の 47mm 厚さで<5.4mm、NSA の 37.5mm 厚さで<5.6mm との値が得られているため板厚 40mm では 5.0mm とした。また、深さ測定精度は PD 試験の結果を採用し  $\sigma = 2.0\text{mm}$  とした。

### 3.9 原子炉再循環系ポンプ出入口弁及びバルブ（ステンレス鋳鋼）

BWR に使用されているステンレス鋳鋼品の溶接部に関する UT 性能の実証試験は実施されていない。期待できる検査性能としては PWR の主ループ配管と同等と考え、その値を使用している。

### 3.10 主蒸気系主配管（炭素鋼管）

炭素鋼配管溶接継手に対しては UTS で実証試験が行われ、検査性能は「直管炭素鋼」に示されている<sup>61</sup>。試験には疲労き裂が使用されている。欠陥検出性能は肉厚 35mm の場合は<1.0mm とあるが一部誤認識があるため、余裕を見て DA=2.0mm とした。また深さ測定精度は端部エコー法により標準偏差 0.94mm を得ているため、 $\sigma = 1.0\text{mm}$  とした。



### 3.2.4 熱疲労評価手法の高度化

#### (1) はじめに

流体温度変動に基づく熱応力の発生機構は複雑であり、応力の予測そのものが極めて困難である。このことから、「荷重およびメカニズムの解明」を行い、その結果に基づき「シミュレーション技術の知識ベース構築」、およびそれらを応用した「システム安全評価のための破損予測式の提示」を目的とした研究を実施した。「荷重およびメカニズムの解明」においては、①荷重発生から破壊までの熱疲労現象全体のメカニズムの解明、②性能規定評価に資するためのメカニズムおよび関連する評価技術を記載した技術情報基盤の入口となるガイダンスの作成、③機械学会指針に対する科学的根拠に基づく合理化案の提示に資する研究を実施した。「シミュレーション技術の知識ベース構築」においては、①数対シミュレーションによる熱応力評価手法の開発、②検証および妥当性評価法の整備に資する研究を実施した。「システム安全評価のための破損予測式の提示」においては、①機能喪失確率評価式の入力となる熱疲労による破損予測式の提案、②知識ベース・モニタリング・シミュレーションの組み合わせによる破損予測精度の向上に資する研究を実施した。

具体的には、本年度は、昨年度に引き続き、以下に挙げるテーマについての研究を実施した。

- ・ 熱疲労メカニズム解明に基づく安全評価手法の高度化
- ・ シミュレーション技術の知識ベース構築
- ・ システム安全評価のための劣化予測式の提示

研究成果の詳細を以下に示す。

#### (2) 熱疲労メカニズム解明に基づく安全評価手法の高度化

##### 1) 熱成層化による高サイクル熱疲労メカニズム解明

###### (a) 研究背景

主管から鉛直下向きに分岐した枝配管の先が、弁で閉じられているような分岐管を閉塞分岐管と呼ぶ。このような配管系において、主管を高温流体が流れ、分岐管内が低温流体で満たされているとき、分岐管接続部では主管の流れによるせん断力によって、分岐管内の流体が駆動されるため、分岐管内にキャビティフローが生じることが知られている。このキャビティフローによって主管の高温流体が直管部も含めて分岐管の途中まで輸送されると、分岐管内の低温流体と主管から輸送された高温流体との間に温度成層（あるいは熱成層）と呼ばれる、温度勾配の急峻な領域が形成されることがある。この温度成層が時間と共に分岐管軸方向に位置を変化させながら揺動することによって、配管構造材に熱応力

が発生する場合がある。特に温度成層が鉛直部と水平部の間の曲がり部に存在する場合は、熱疲労による配管損傷へと至ることがあるため、これを未然に防ぐ必要がある。

(b) 研究目的

原子力プラントにおける配管熱疲労を原因とした配管損傷を未然に防ぐための安全性評価手法として、本国プロでは最終的に配管の破損予測式の作成を目指している。この破損予測式作成のためには、き裂発生およびき裂進展に関連した知見の拡充に加え、温度成層現象による荷重メカニズムの解明が必要となる。これらのうち、本研究では後者の温度成層現象による荷重メカニズム解明を目的とした研究を行う。

(c) 平成 24 年度までの実施内容の概要

図 3.2.4-1 に滞留部熱成層現象の数値シミュレーションに係る課題の整理を示す。以下では同図を参照しながらこれまでの実施内容の概要を説明する。

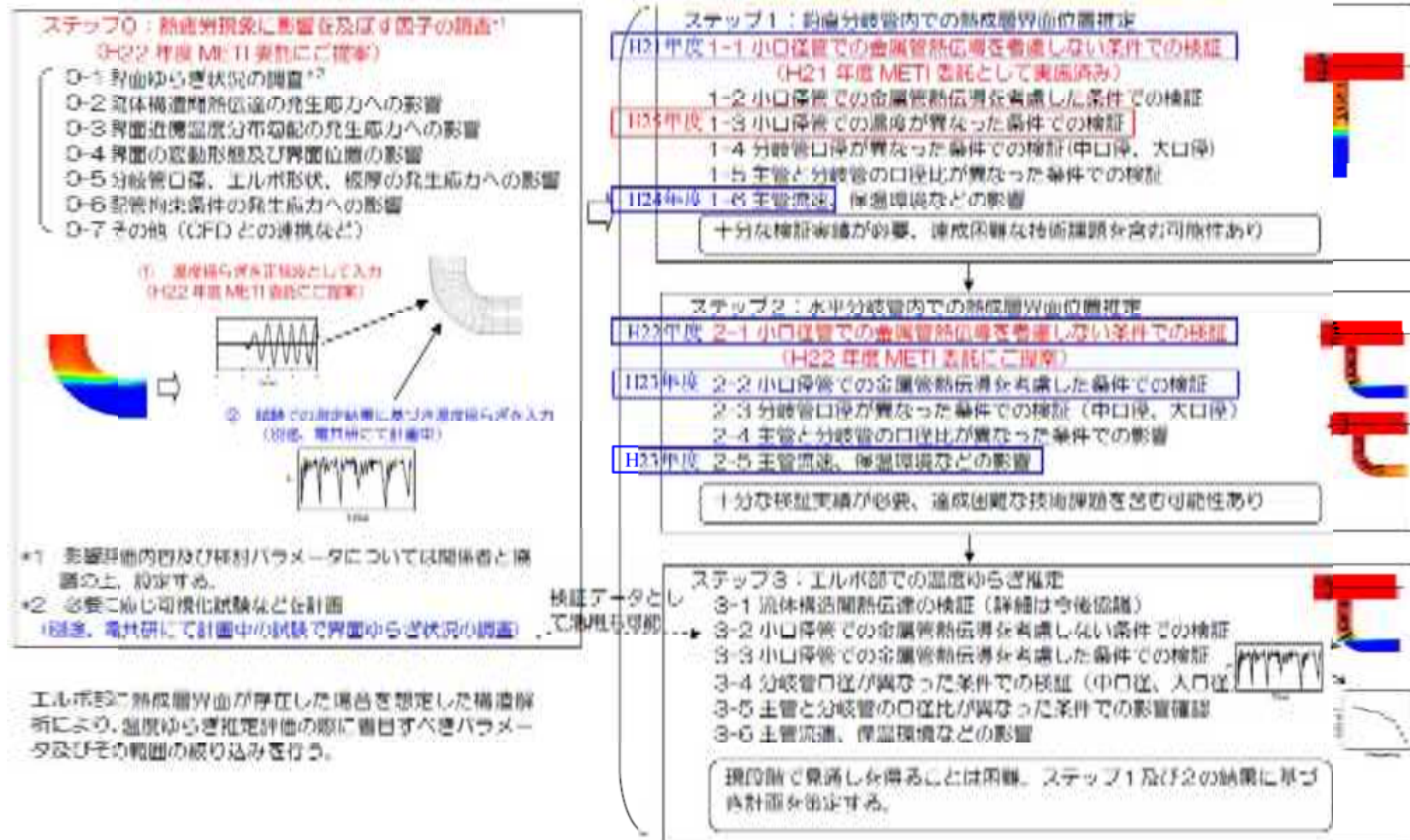


図 3.2.4-1 滞留部熱成層現象の数値シミュレーションに係る課題の整理

a) 平成 21 年度

平成 21 年度は図 3. 2. 4-1 のステップ 1 - 1「小口径管での金属管熱伝導を考慮しない条件での検証」について研究を実施した。同ステップでは、大気圧条件下で主管内流速 5 m/s、主管内流体温度 60. 6℃、分岐管内径 50 mm、長さ 1550 mm の鉛直管を対象とし、2 種類の低レイノルズ数型乱流モデルによる温度成層界面位置の予測精度について調査した。その結果、3 次非線形 k-ε モデルによる結果が試験結果の 645 mm より浅い、525～575 mm となるのに対し、SST (Shear Stress Transport : せん断応力輸送) モデルによる結果は、675 mm ～725 mm となることを示した。

b) 平成 22 年度

平成 22 年度は図 3. 2. 4-1 のステップ 2 - 1「小口径管での金属管熱伝導を考慮しない条件での検証」について研究を実施した。同ステップでは、大気圧条件下で、主管内流速 5 m/s、主管内流体温度 60℃、分岐管内径 43 mm、鉛直部長さ 305 mm、エルボ部軸中心半径 125 mm、水平部長さ 1002 mm の、鉛直管と水平管が曲がり部を介して接続された閉塞管（以下、曲がり管と呼ぶ）を対象とし、21 年度と同様に SST モデルを用いた解析手法が曲がり管で温度成層界面位置を正確に予測できるかどうかを検証した。その結果、CFD 解析は、曲がり部に温度成層が形成される試験の状態を再現でき、試験で得られている温度成層界面位置と概ね同じ、分岐部から約 430 mm の位置に界面を予測した。その結果、平成 21 年度に調査した解析手法が曲がり管の界面位置予測においても有効であることがわかった。

c) 平成 23 年度

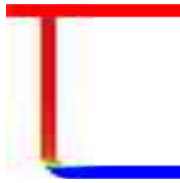
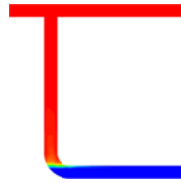


平成 23 年度は図 3. 2. 4-1 のステップ 2 - 2「小口径管での金属管熱伝導を考慮した条件での検証」およびステップ 2 - 5 の内、「主管流速の影響」について研究を実施した。これらのステップでは、大気圧条件下で、主管内流速 4 および 7 m/s、主管内流体温度 65℃、分岐管内径 43 mm、鉛直部長さ 305 mm、エルボ軸中心半径 125 mm、水平部長さ 546 mm の曲がり管を対象として、主管内流速が温度成層界面位置へ及ぼす影響、および配管構造材の熱伝達率が温度成層界面位置へ及ぼす影響を調査した。その結果、主管内流速 4 m/s では曲がり部に温度成層界面が形成される状態を模擬できたが、7 m/s では主管内流体が水平部まで侵入した状態となり、試験を模擬できなかった。一方、SUS304 およびアクリルの 2 種類の配管構造材の熱伝導率の違いが温度成層界面位置へ及ぼす影響を調べたところ、両者に顕著な違いは見られなかった。

d) 平成 24 年度

平成 24 年度は、平成 23 年度に曲がり管で主管内流速 7 m/s の条件で温度成層界面形成を再現できなかったことを踏まえ、再度、鉛直管体系において主管内流速の影響について検討することとし、図 3.2.4-1 のステップ 1 - 6 の内、「主管流速の影響」について研究を実施した。主管内流速の影響を検討するため、大気圧条件下で主管内流速 4~10 m/s、主管内流体温度 65°C、分岐管内径 43 mm、長さ 1398 mm の単純な鉛直管で主管内流速と界面位置の関係を調査した。その結果、流速の増大に伴って侵入深さが 115 mm (4 m/s) から 298 mm (10 m/s) まで増大する傾向となった。別途、これから公開される INSS 殿の試験結果と比較する予定である。

なお、表 3.2.4-1 に平成 21 年度から平成 24 年度までの解析条件詳細と、後述する本年度実施内容案の詳細を示す。

表 3.2.4-1 平成 21 年度から平成 24 年度までの実施内容および平成 25 年度実施内容

| 年度       | H21  | H22  | H23   | H24  | H25  |
|----------|--|--|---|--|--|
| 体系       | 鉛直管<br> | 曲がり管<br> | 曲がり管<br> | 鉛直管<br> | 鉛直管<br> |
| 主流流速     | 5 m/s  | 5 m/s  | 4, 7 m/s  | 4, 5, 7, 10 m/s  | 15 m/s   |
| 主流温度     | 60.6 °C  | 60.0 °C  | 65.0 °C   | 65 °C  | 320 °C   |
| 分岐管初期温度  | 5  | 15.0   | 22.7 (4 m/s)<br>25.9 (7 m/s)  | 25 °C  | 16.2°Cと仮定  |
| 周囲空気温度   | -  | 15.0   | 22.7 (4 m/s)<br>25.9 (7 m/s)  | 25 °C  |  |
| 圧力       | 0.1 MPa  | 0.1 MPa  | 0.1 MPa   | 0.1 MPa  | 15 MPa   |
| 主流流路寸法   | 内径 100 mm  | 高さ 10 mm<br>幅 60 mm  | 高さ 10 mm<br>幅 60 mm   | 高さ 10 mm<br>幅 60 mm  | 内径 87 mm   |
| 分岐管内径    | 50 mm  | 43 mm  | 43 mm   | 43 mm  | 43.1 mm  |
| 分岐管材質    | アクリル   | アクリル   | SUS304<br>アクリル  | アクリル   | 種類不明ステンレス<br>のため、SUS304 と仮定  |
| 分岐管厚さ    | 10 mm  | 3 mm   | 3 mm  | 3 mm   | 8.7 mm (Sch160)  |
| 保温材厚さ    | -  | -  | -   | -  | 50 mm  |
| 分岐管熱抵抗   | 0.23 (m <sup>2</sup> ·K)/W   | 0.21 (m <sup>2</sup> ·K)/W   | 0.23 (m <sup>2</sup> ·K)/W  | 0.3 (m <sup>2</sup> ·K)/W  | 0.5 (m <sup>2</sup> ·K)/W  |
| 解析コード    | STAR-CD™ ver. 4.06   | STAR-CD™ ver. 4.06   | STAR-CD™ ver. 4.08  | STAR-CD™ ver. 4.08   | STAR-CD™ ver. 4.20   |
| 移流項のスキーム | MARS (2次)  | MARS (2次)  | MARS (2次)   | MARS (2次)  | MARS (2次)  |
| 乱流モデル    | 低 Re k-ε (非線形 3次)<br>低 Re SST  | 低 Re SST   | 低 Re SST  | 低 Re SST   | 低 Re SST   |
| 時間積分     | 1次精度陰解法  | 1次精度陰解法  | 1次精度陰解法   | 1次精度陰解法  | 1次精度陰解法  |

(d) 平成 25 年度実施内容

a) 目的

以上で述べたように、平成 21 年度から 24 年度までに、大気圧条件下で主流温度が 60～65°C の場合の CFD 解析を行った。本年度は鉛直管体系において、実機に近い条件での解析を行うことで、実用的な精度で熱成層界面位置を評価できるようにする。

b) 解析対象および条件

図 3.2.4-2 に、文献<sup>1</sup>の試験および電共研<sup>2</sup>データ開示依頼により入手した情報を元に整理した鉛直管の概要を示す。また、表 3.2.4-2 に配管寸法を、表 3.2.4-3 に熱流動条件を示す。() 付きの数値は不明確な情報であることを示す。

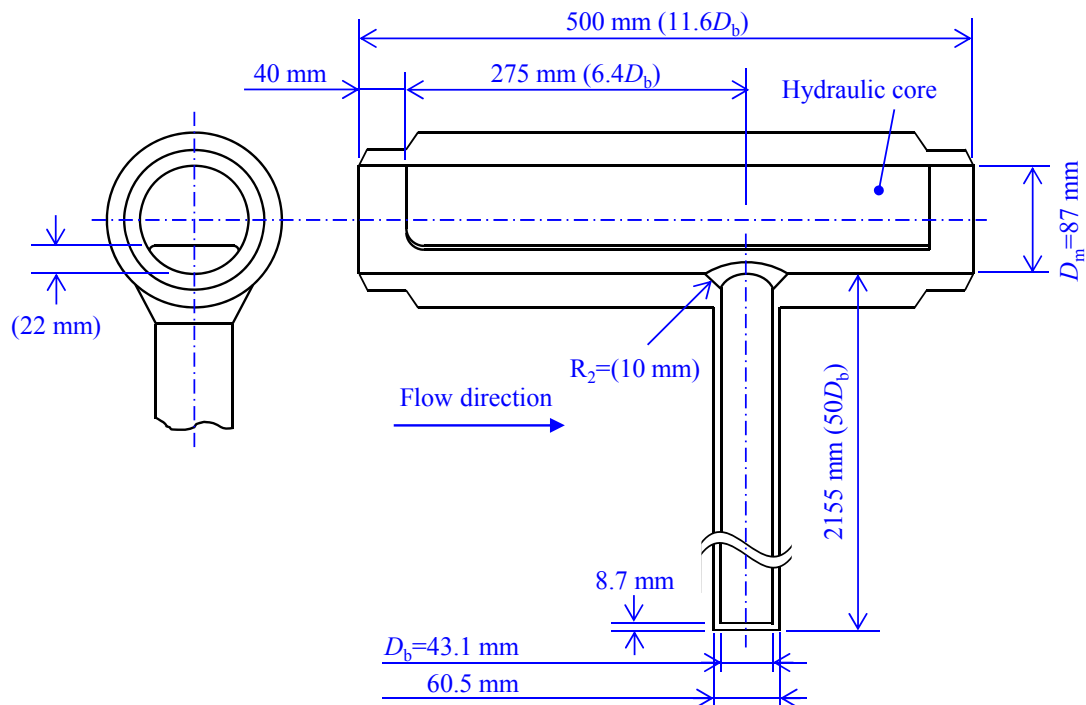


図 3.2.4-2 鉛直管モデルの概要<sup>2</sup>

<sup>1</sup> 谷本浩一、白石 直、鈴木盛喜、小倉健志、椎名孝次、福田俊彦、南 安彦、守屋祥一、“滞留部の熱成層化による高サイクル熱疲労に関する研究 (L1 評価手法の概要) ”、日本機械学会論文集 (B 編)、Vol. 70, No. 689(2004)、pp.176-183.

<sup>2</sup> 関西電力、北海道電力、四国電力、九州電力、日本原子力発電、三菱重工業、“共同研究報告書 キャビティフロー型熱成層現象に関する研究,平成 13 年度下期(最終報告書)”,平成 14 年 3 月.

表 3.2.4-2 実温・実圧試験の配管パラメータ<sup>1,2</sup>

| パラメータ                | 値              | 備考                              |
|----------------------|----------------|---------------------------------|
| 主管径                  | 87 mm          | 開示依頼により入手                       |
| 中子がある状態の流路高さ         | 22 mm          | 文献 <sup>2</sup> 、図 4.1.2-2 から推定 |
| 中子と主管の接続部のフィレットの寸法   | -              | 開示依頼の結果、不明。影響が小さいと考えられるため考慮しない。 |
| 分岐管材質                | SUS304TPSch160 | 開示依頼により入手                       |
| 分岐管径                 | 43.1 mm        | 文献 <sup>1</sup>                 |
| 分岐管肉厚                | 8.7 mm         | 文献 <sup>1</sup>                 |
| 分岐管接続部のフィレットの寸法      | 10 mm          | 開示依頼により入手した図から推定                |
| 分岐管長さ（主管内面から分岐管外側端部） | 2155 mm        | 開示依頼により入手                       |
| 分岐管端部の厚さ             | 8.7 mm         | 開示依頼により入手                       |
| 分岐管に巻かれた保温材の厚さ       | 50 mm          | 文献 <sup>1</sup>                 |
| 分岐管に巻かれた保温材の材質       | -              | 開示依頼の結果、不明                      |

表 3.2.4-3 実温・実圧試験の熱流動条件

| パラメータ             | 値                       | 備考                               |
|-------------------|-------------------------|----------------------------------|
| 系内圧力              | 15 MPa                  | 文献 <sup>1</sup>                  |
| 主管内流体流速           | 15 m/s                  | 文献 <sup>1</sup>                  |
| 主管内流体温度           | 320°C                   | 文献 <sup>1</sup>                  |
| 主管内流れの乱流強度        | 3%                      | SST モデルでは主流の影響が少ないため、低めの乱流強度を仮定。 |
| 主管内流れの乱流の長さスケール   | 8.7 mm                  | 内径の 1/10 とした。                    |
| 分岐管内流体初期温度        | 16°C                    | 文献 <sup>2</sup> 、図 4.1.2-14 から推定 |
| 大気温度              | 16°C                    | 文献 <sup>2</sup> 、図 4.1.2-14 から推定 |
| 分岐管からの放熱量（保温材設置時） | 2 W/(m <sup>2</sup> ·K) | 文献 <sup>1</sup>                  |



c) モデル化の検討

文献<sup>1</sup>で実施された試験で用いられている配管のパラメータのうち、侵入深さに影響する可能性があるフィレットについては、パラメータとして有無による影響の検討を行った。さらに念のため、中子の有無についても影響の確認を行った。

d) 予備解析と計算格子の仕様決定

計算格子の詳細な仕様を決めるために予備解析を行った。

(i) 流入境界位置

試験は PWR プラントのシミュレーションループで行われているため<sup>2</sup>、乱流境界層が十分発達した状態の流れが分岐管へ到達すると考えられる。そこで、本解析においても十分発達した流れが分岐管へ到達するように、流入境界位置を決めた。乱流の場合の助走距離  $Le$  については理論および実験結果がある<sup>3</sup>。Latzko(1921)の理論では、 $Le=20D_m$ 、Nikuradse(1927)では  $Le=(25\sim 40)D_m$  である。ここでは、主管の長さを  $50D_m=50\times 43.1\text{ mm}=2155\text{ mm}$  として主管のみの数値解析を  $U_m=15\text{ m/s}$ 、 $P_{ref}=15\text{ MPa}$ 、 $T_m=320^\circ\text{C}$  の条件で行い、図 3.2.4-3 における流入境界から分岐管中心軸までの距離  $L_{in}$  を決めた。乱流モデルには低  $Re$  型モデルである SST モデルを用い、乱れ度 3%、乱流の長さスケール 8.7 mm (主管内径の 1/10) の流入境界条件を与えた。流れ方向の格子間隔は 10 mm とした。解析の結果、図 3.2.4-4 に示すように、助走距離は約  $1\text{ m}=23.2D_b$  であったため、切の良いところで、分岐管中心軸から  $25D_b$  の位置に流入境界位置を設定した。

---

<sup>3</sup> 生井武文校閲，国清行夫，木本知男，長尾 健，“水力学（改訂・SI 版）”，森北出版株式会社(1971)。

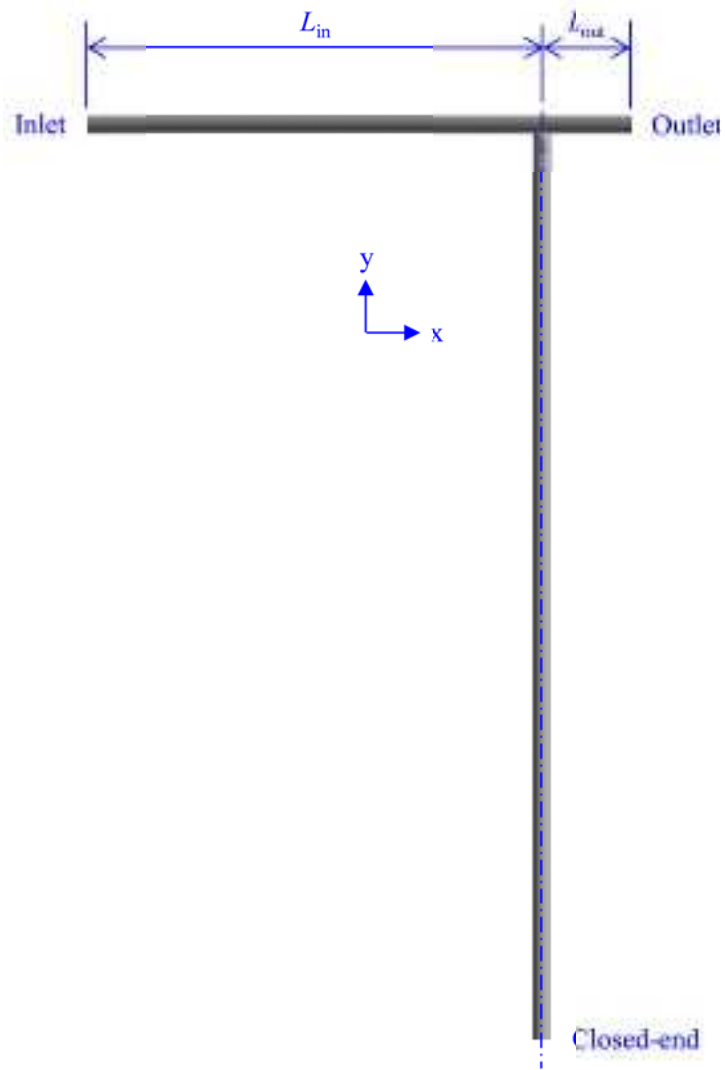


図 3. 2. 4-3 流入境界位置および流出境界位置

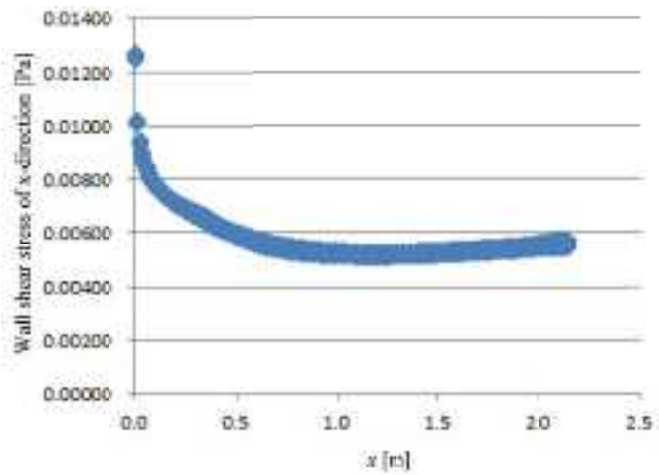


図 3. 2. 4-4 x 方向壁面せん断応力分布

(ii) 壁面格子幅

乱流モデルとして低 Re 型モデルである SST モデルを用いるため、それに合わせた格子が必要となる。圧力 15MPa、温度 320°C のときの圧縮水の物性値を文献<sup>4</sup>から求めて、流速 15 m/s の時のレイノルズ数を計算すると、

$$\text{Re} = \frac{\rho \cdot U_m \cdot D_m}{\mu} = \frac{678.5 \times 15 \times 0.087}{8.027 \times 10^{-5}} = 1.1 \times 10^7 \quad (3.2.4-1)$$

となる。このレイノルズ数域における円管内乱流の摩擦係数の実験相関式で適用範囲内のものが見つからなかったため、主管のみの数値解析を行い、 $y^+ < 5$  となる壁面格子幅を決め、 $\Delta y_{\min} = 1 \mu\text{m}$  とした。精度良く乱流境界層を捉えるためには、壁面に垂直方向の格子間隔の比率を 1.2 程度とするのが望ましいとされている<sup>5</sup>ため、隣接セルとの比がなるべく 1.2 となるように格子を作成した。分岐管内壁面格子幅も  $1 \mu\text{m}$  とした。図 3.2.4-5 に  $y^+$  の確認結果を示す。

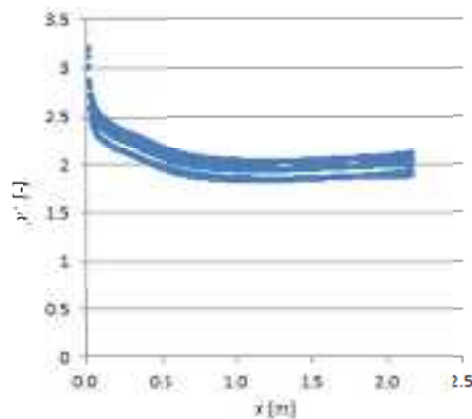


図 3.2.4-5 主管のみの定常解析における流れ方向の壁面  $y^+$  の分布の確認

(iii) 周方向格子間隔

昨年度までと同様に、分岐管の周方向を 64 セルに分割した。この時、周方向格子間隔は約 2.1 mm である。主管の周方向格子間隔は、構造格子を使用する限りにおいて分岐管周方向の格子間隔から自動的に決まる。

<sup>4</sup> 日本機械学会，“蒸気表”，(1999)。

<sup>5</sup> 小林敏雄編，“数値流体力学ハンドブック”，丸善(2003)。

e) 実温・実圧解析の実施

(i) 計算格子

図 3.2.4-6～図 3.2.4-8 に計算格子をそれぞれ示す。開示依頼により入手した図を読み取り、 $R=10\text{ mm}$  でモデルを作成すると、文献<sup>2</sup>記載の図の線とほぼ一致することを確認した。計算格子作成にはPointwise社製のメッシュジェネレータPointwise V17. 1R4を使用した。

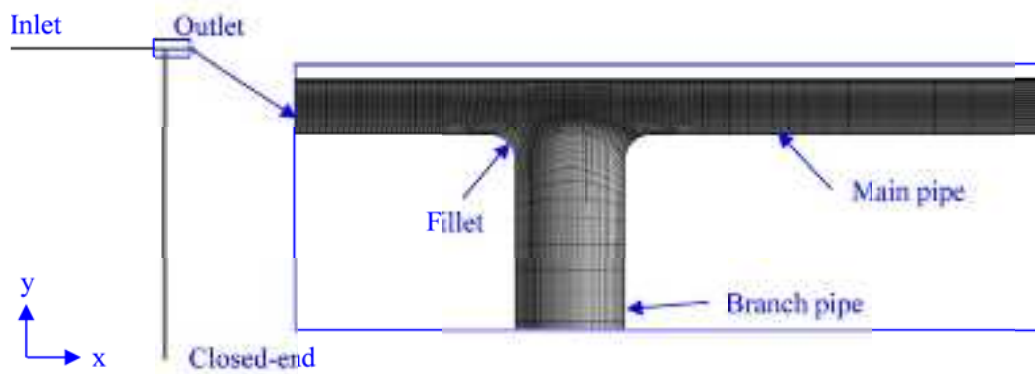


図 3.2.4-6 計算格子 (分岐管接続部の拡大図)

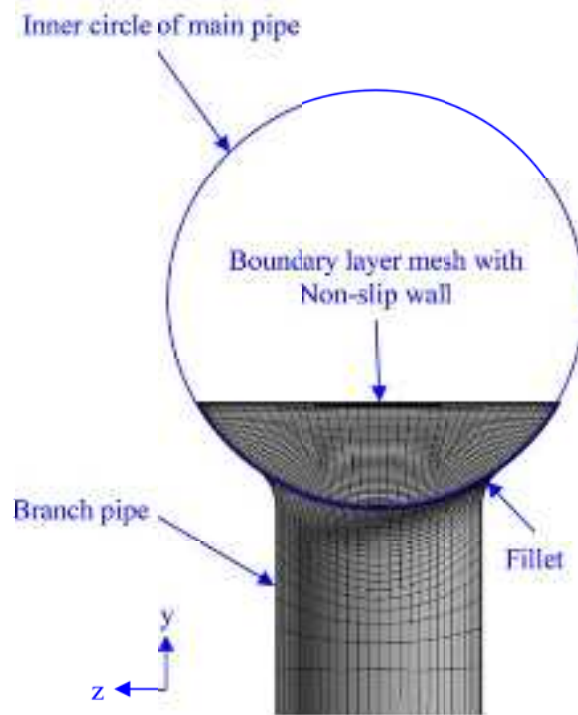


図 3.2.4-7 計算格子 (上流から見たところ)

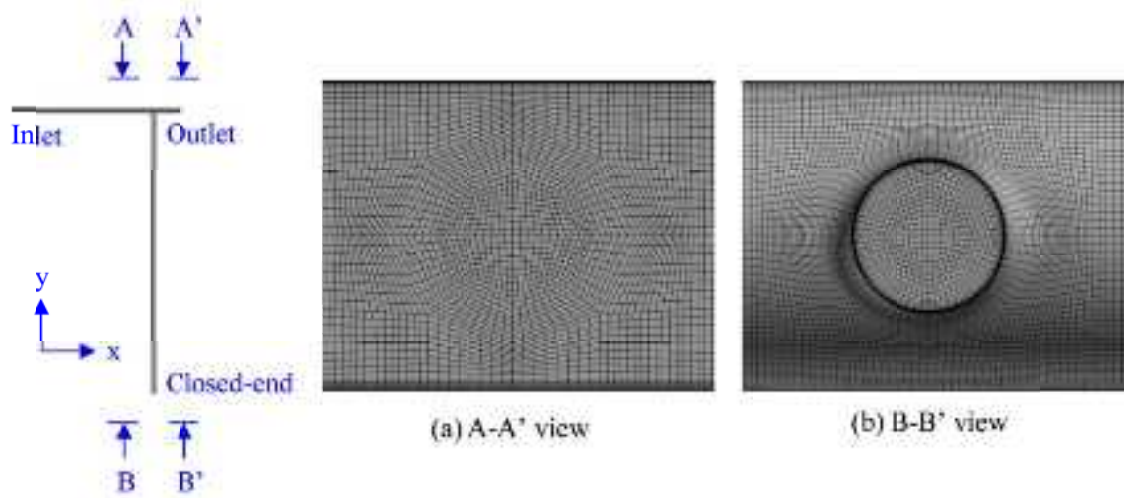


図 3.2.4-8 計算格子

(ii) 境界条件

放熱なしの最も単純な条件で解析を行った。

(iii) 結果

図 3.2.4-9 に分岐管中央断面における温度コンタを、図 3.2.4-10 に流線の可視化結果をそれぞれ示す。

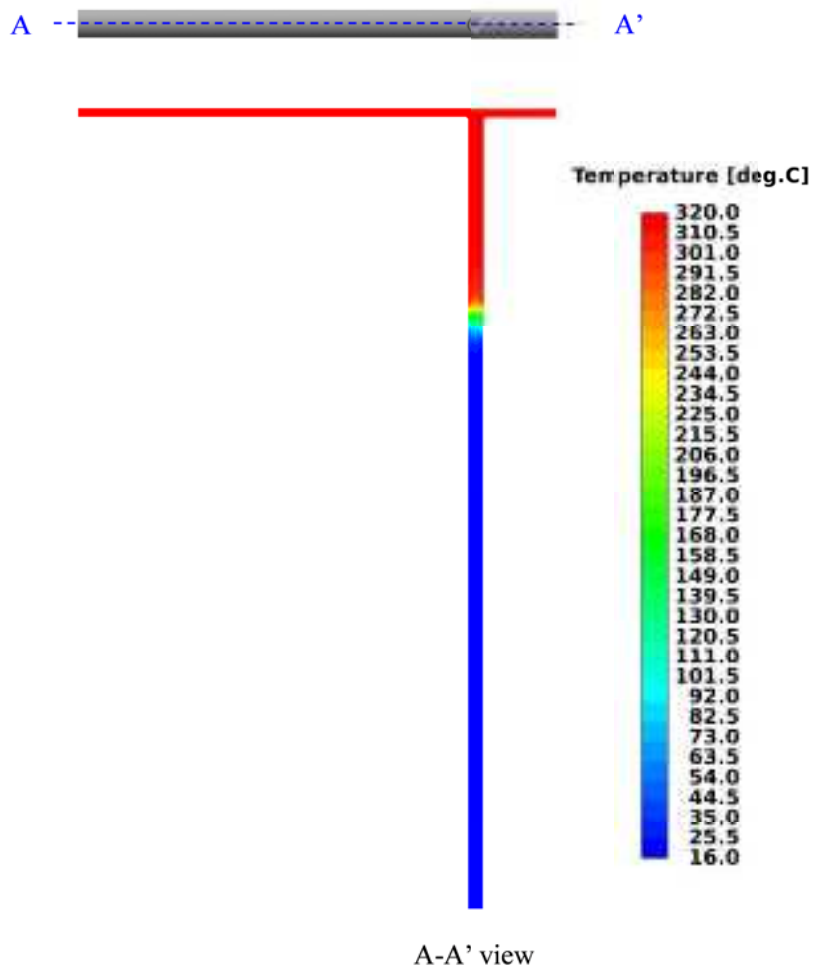


図 3.2.4-9 分岐管中央断面の温度コンタ

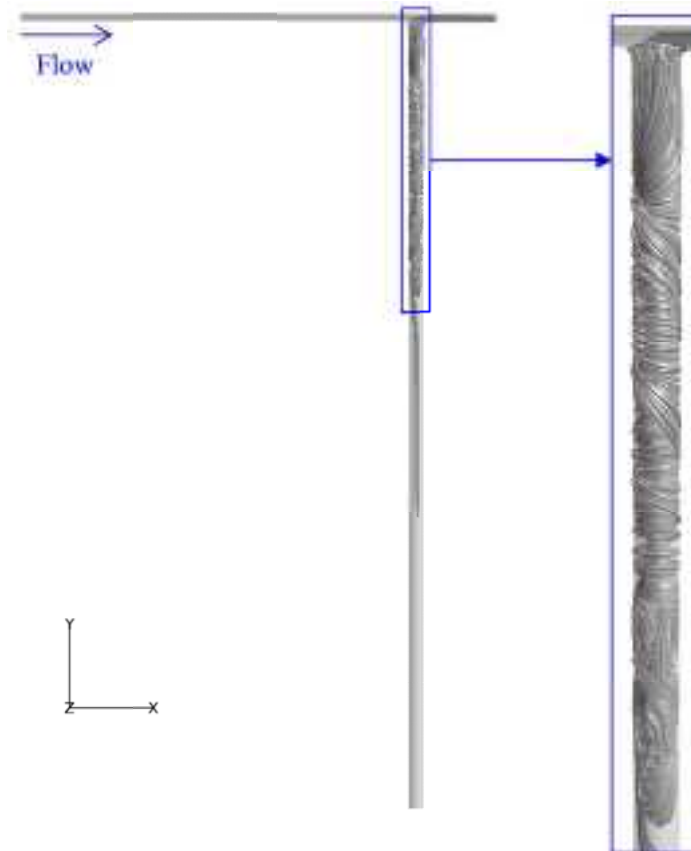


図 3. 2. 4-10 分岐管内の流線の可視化

図 3. 2. 4-11 に軸中心に沿った温度分布を、図 3. 2. 4-12 に分岐管軸上の温度勾配の分布をそれぞれ示す。実験と同様に温度勾配の最小値で侵入深さを定義すると、実験が 22. 5Db であるのに対して、解析は 12. 4Db となり、約 10. 1Db 浅い予測結果となった。

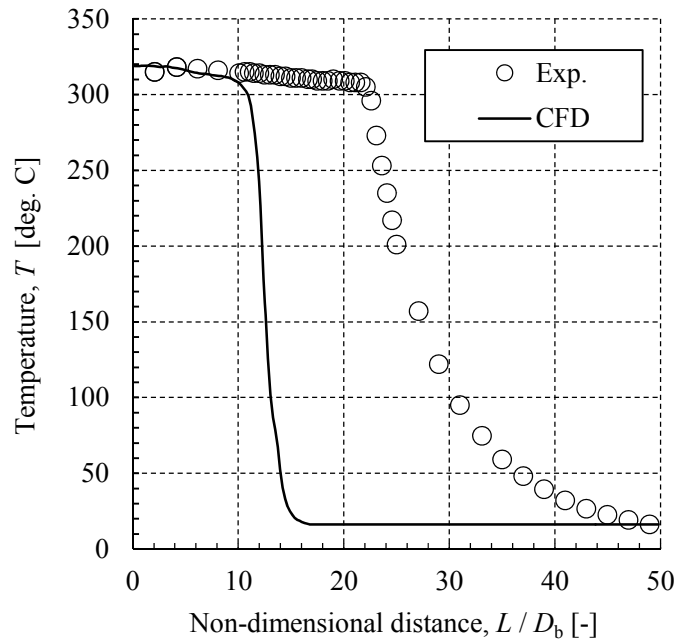


図 3. 2. 4-11 分岐管軸上の温度分布の比較

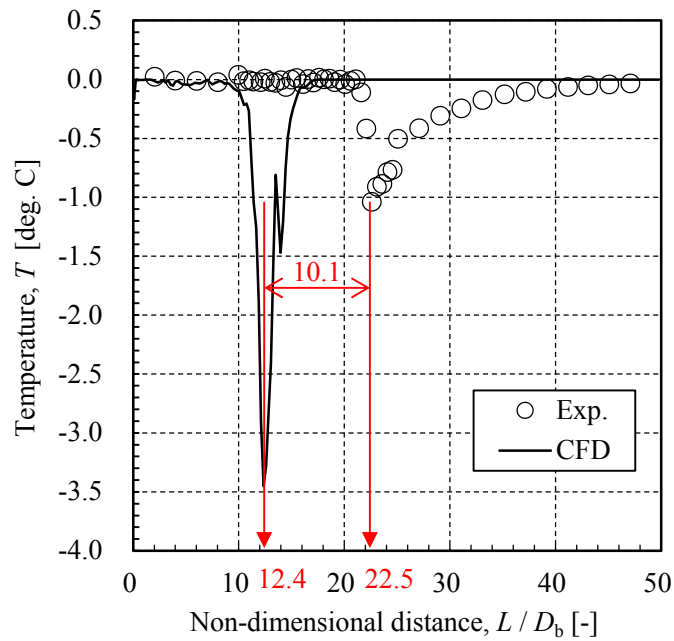


図 3. 2. 4-12 分岐管軸上の温度勾配の比較



図 3.2.4-13 分岐管軸方向断面内の最大旋回流速および最大下降流速の分布をそれぞれ示す。

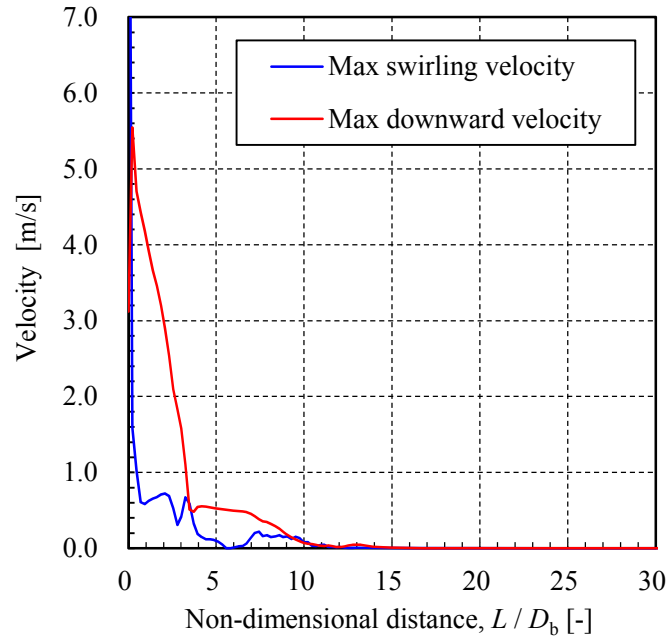


図 3.2.4-13 最大旋回流速および最大下降流速の分布

(iv) 考察

熱成層界面の侵入深さが実験よりも浅くなった原因について、図 3.2.4-14 を用いて考察する。同図のデータは全て、 $U_m=15$  m/s、 $D_b=43.1$ mm のデータである。主流温度、分岐管に巻く保温材のあり、なしについて合計 8 点の JSME 指針記載の実験データに加え、本研究で行った解析のデータも示してある。

保温材のありとなしの実験データにおいて、主流の高温流体の熱が SUS の配管を軸方向へ伝わることにより、熱成層界面より下側の流体が温められるため、界面が下へ進行していくものと考えられる。そのため、配管径方向の熱移動が抑えられ、軸方向の熱伝導が支配的な保温材ありの場合の方が、ない場合よりも深く侵入している。従って、配管熱伝導を考慮していない本解析の結果が、保温材ありの実験と比較すると浅い侵入深さになることは理解できる。しかし、保温材なしの  $T_m=320^\circ\text{C}$  の実験データである  $L/D_b=17$  と比較しても、本解析の結果は約  $7D_b$  mm 浅い結果となっており、その要因についての調査も今後の課題となる。

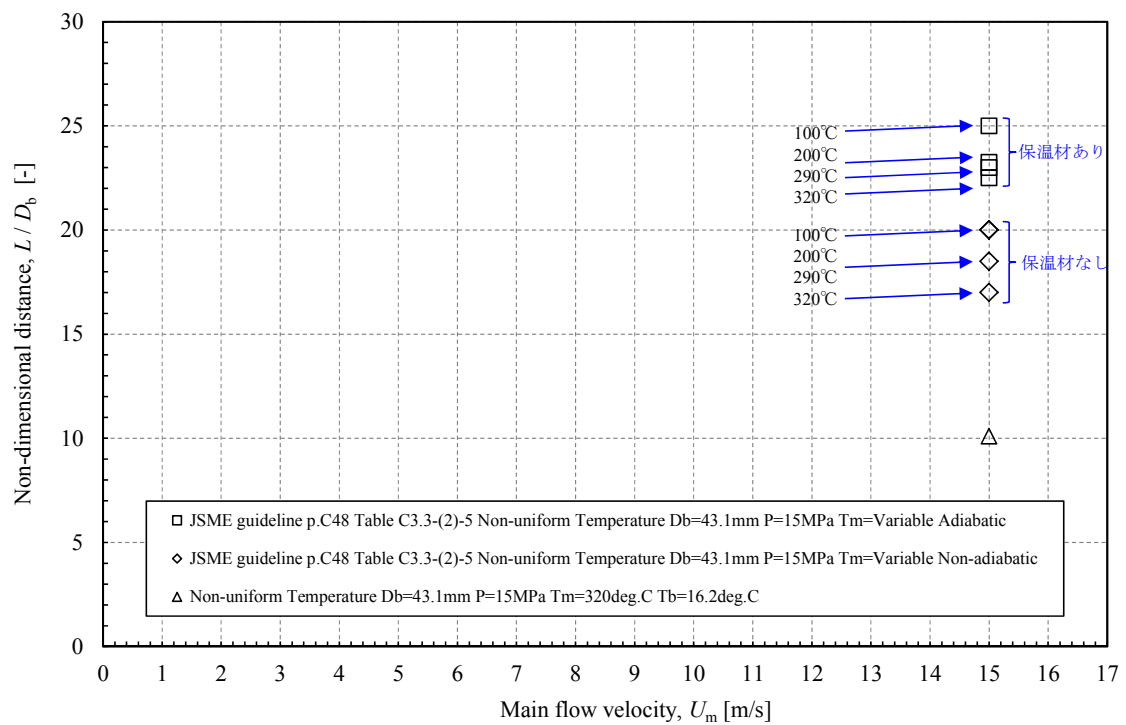


図 3.2.4-14 実温・実圧条件における侵入深さの比較

(e) まとめ

鉛直管体系において、実温・実圧条件の定常解析を行ったところ、実験に対して約 10.1Db 浅い結果となった。しかしながら、定常解析を用いても熱成層界面が形成されることを確認できた。解析精度に改善の余地はあるが、短い解析時間で侵入深さを評価することが可能であることがわかった。

(f) 今後の課題

実機に近い条件において、配管内熱伝導の影響があるかどうかを検討する。

## 2) CFD解析での推定が困難なパラメータの解決策検討

### (a) 目的

本研究では、熱疲労メカニズム解明に基づく疲労強度評価手法の高度化の一環として、鉛直方向に伸びた曲がり部を有さない閉塞分岐管を対象として、熱成層界面が生成される試験条件において、数値シミュレーションにより実用的な精度で主流の侵入深さを評価できることを目標としている。

熱成層界面のゆらぎなど、現状のシミュレーション技術を鑑み、CFD解析での推定では困難が予想されるパラメータも存在する。ここでは、CFD解析での推定が困難なパラメータについて計測等による代替手法を抽出することで解決策を検討する。

### (b) JSME 指針の評価フローと適用範囲

図 3.2.4-15 に JSME 指針<sup>6</sup>の熱成層化現象評価フローを示す。閉塞分岐管滞留部の熱疲労に対する配管の構造健全性を確保するためには、同図のうちいずれかのステップの評価を満足する必要がある。このとき、 $L_{sv}$  及び  $L_{sh}$  はキャビティフローの分岐管の鉛直部及び水平部への侵入判定長さをそれぞれ示す。これらのパラメータには適用制限が定められており、評価可能な対象配管が制限されている。図 3.2.4-16 に JSME 指針の適用範囲を示す。現行の指針では、分岐管口径は 50A～300A を対象とし、主管と分岐管の口径比（分岐管内径／主管内径）は 0.5 以下を対象としている。さらに、主流流速は、5m/s～18m/s を対象とするため、これらの適用範囲を超える実機条件での知見拡充が望まれている。

図 3.2.4-17 には熱疲労評価法作業会での成果予想を追加した検討フロー案を示す。JSME 指針にて適用範囲を満足しない、または図 3.2.4-15 の評価を満足しない場合、CFD 解析による鉛直部の侵入深さ個別評価へと進むこととなる。ここで、 $L_v$  が CFD による  $L_{sv}$  より大きい場合には評価完了となる。もし仮に、 $L_v$  が CFD による  $L_{sv}$  より小さい場合でも即座に配管が損傷するとは考えにくいいため、計測等の代替手法により当該配管の構造健全性を確保できるような解決策が必要である。

---

<sup>6</sup> 日本機械学会、“配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針”、JSME S 017-2003、日本機械学会（2003）。

(c) 既往文献<sup>7, 8</sup>の適用例

熱成層界面が閉塞分岐管のエルボ部に跨るような場合、図 3. 2. 4-18 に示される参考文献 7 及び 8 の適用例を示す。また、添付資料 1 に参考文献 7 及び 8 の概要を示す。本手法は、閉塞分岐管で発生する熱成層に対して、以下の 3 STEP で計算を行うことで、外面温度履歴より内面温度履歴を推定し、その後 FEM による熱伝導解析及び熱応力解析により、エルボ部の発生応力を推定するものである。

STEP1 : 外面温度履歴（計測点）の温度履歴をフーリエ変換

STEP2 : 各周期における伝達関数を用いて内面温度を計算

STEP3 : 得られた内面温度履歴をフーリエ逆変換して、内面温度履歴を計算

(d) CFD 解析での推定が困難なパラメータの解決策検討

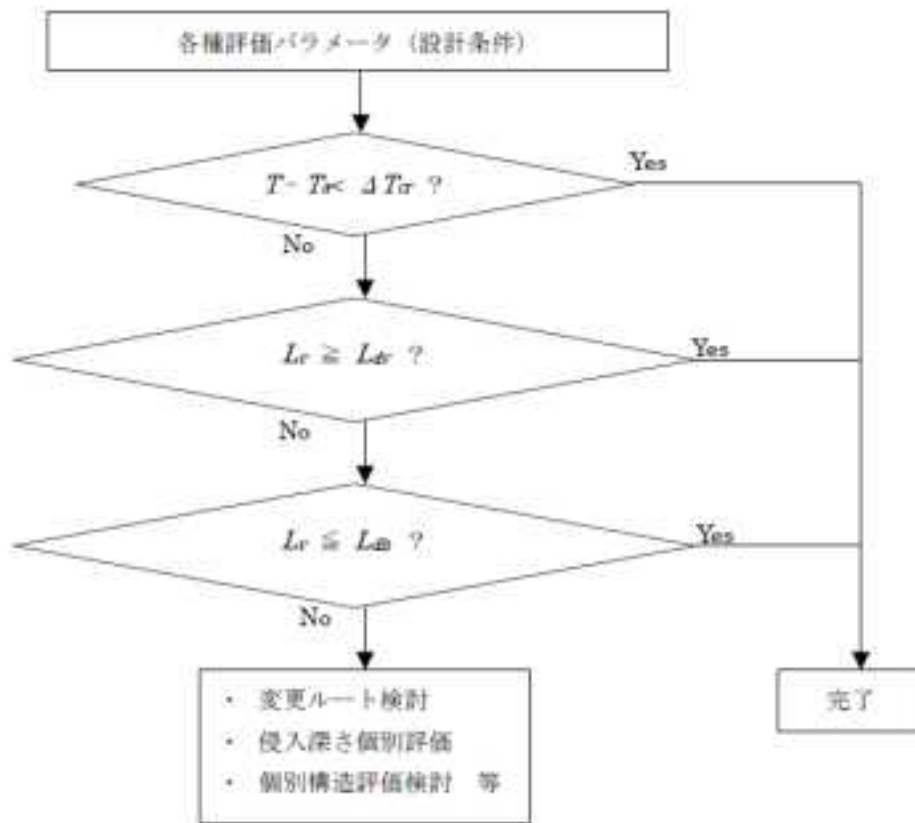
図 3. 2. 4-19 に分岐管各部での計測による解決策を示す。エルボ部に発生する熱応力推定として、6. 3 項に示される逆解析による内面温度推定が有効と思われる。また、熱成層界面が水平部に跨る場合であって、且つエルボ部に対してボーイングによる影響が顕著であると考えられる場合には、ボーイングに対する計測として配管サポート等でのひずみ計測並びにレーザー変位計等による変位計測によりエルボ部の損傷を間接的に計測する方法が考えられる。

これらの手法の実機への適用性については今後の検討課題としており、計測方法等に関する研究の枠組みでの検討が期待される。

---

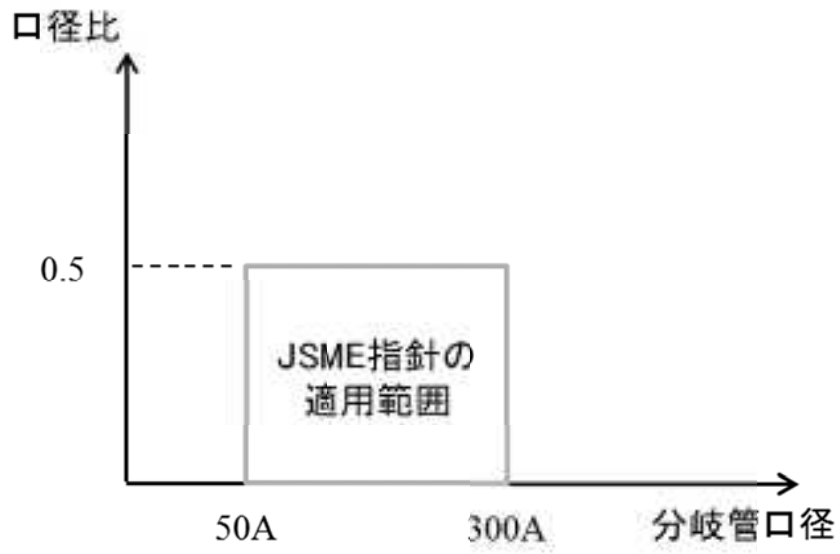
<sup>7</sup> S. IOKA, S. KUBO, M. OCHI and K. HOJO, " Development of Inverse Analysis of Heat Conduction and Thermal Stress for Elbow (Part I)" , 2013 ASME-PVP Conference, PVP2013-97883, Paris, 2013/7".

<sup>8</sup> K. HOJO, M. OCHI, S. IOKA and S. KUBO, " Development and Validation of Inverse Analysis of Heat Conduction and Thermal Stress for Elbow (Part II)" , 2013 ASME-PVP Conference, PVP2013-97620, Paris, 2013/7".

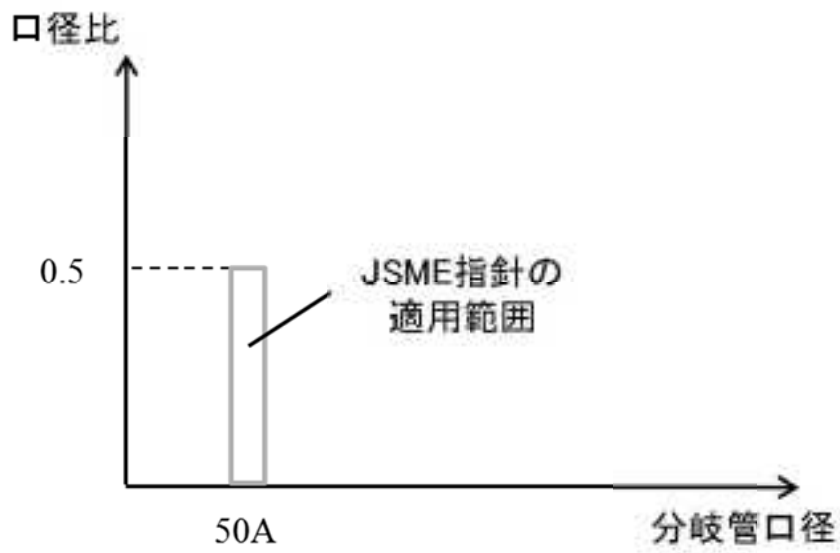


$T$ : 主管内流体平均温度  
 $T_s$ : 雰囲気温度  
 $\Delta T_{cr}$ : 判定温度差  
 $L_c$ : 分岐管鉛直部長さ  
 $L_{cr}$ : キャビティフローの分岐管鉛直部への侵入判定長さ  
 $L_{ch}$ : キャビティフローの分岐管水平部への侵入判定長さ

図 3.2.4-15 JSME 指針の熱成層化現象評価フロー<sup>6</sup>



(a) Lsv 評価試験



(b) Lsh 評価試験

図 3.2.4-16 JSME 指針の適用範囲

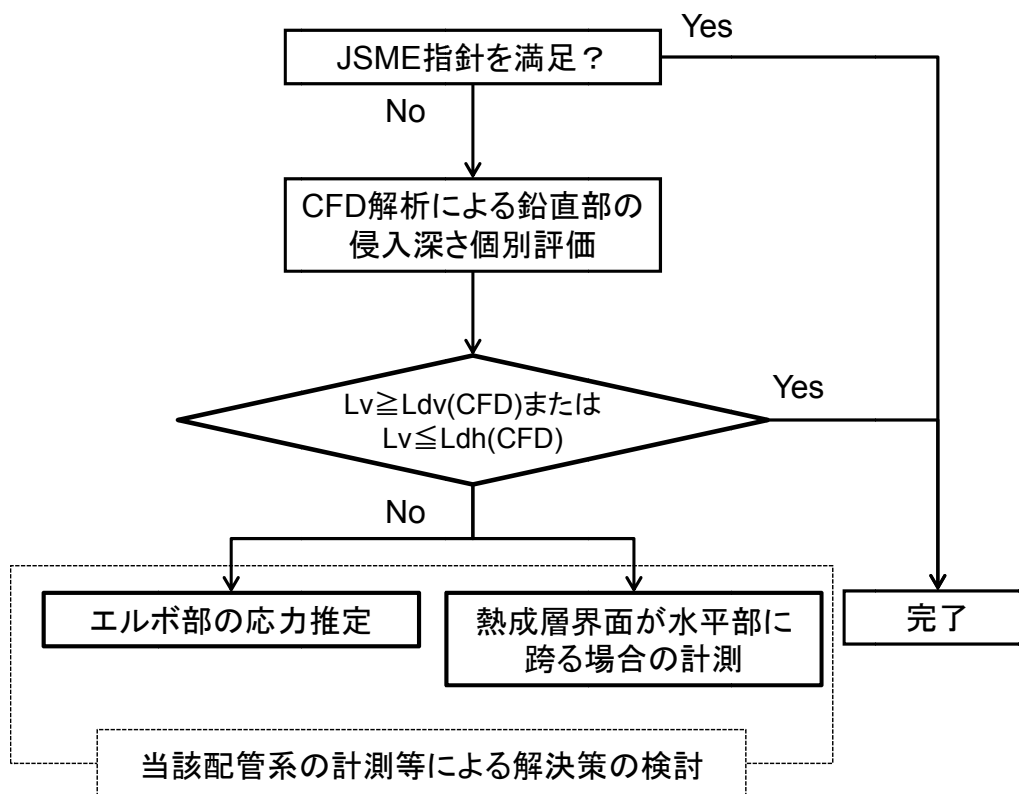


図 3.2.4-17 追加した検討フロー案

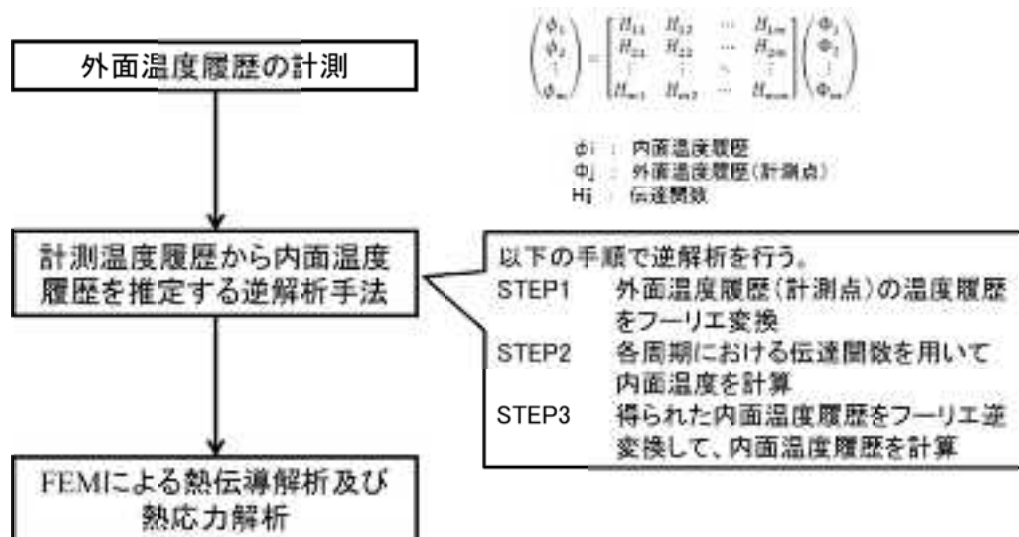


図 3.2.4-18 既往文献の適用例

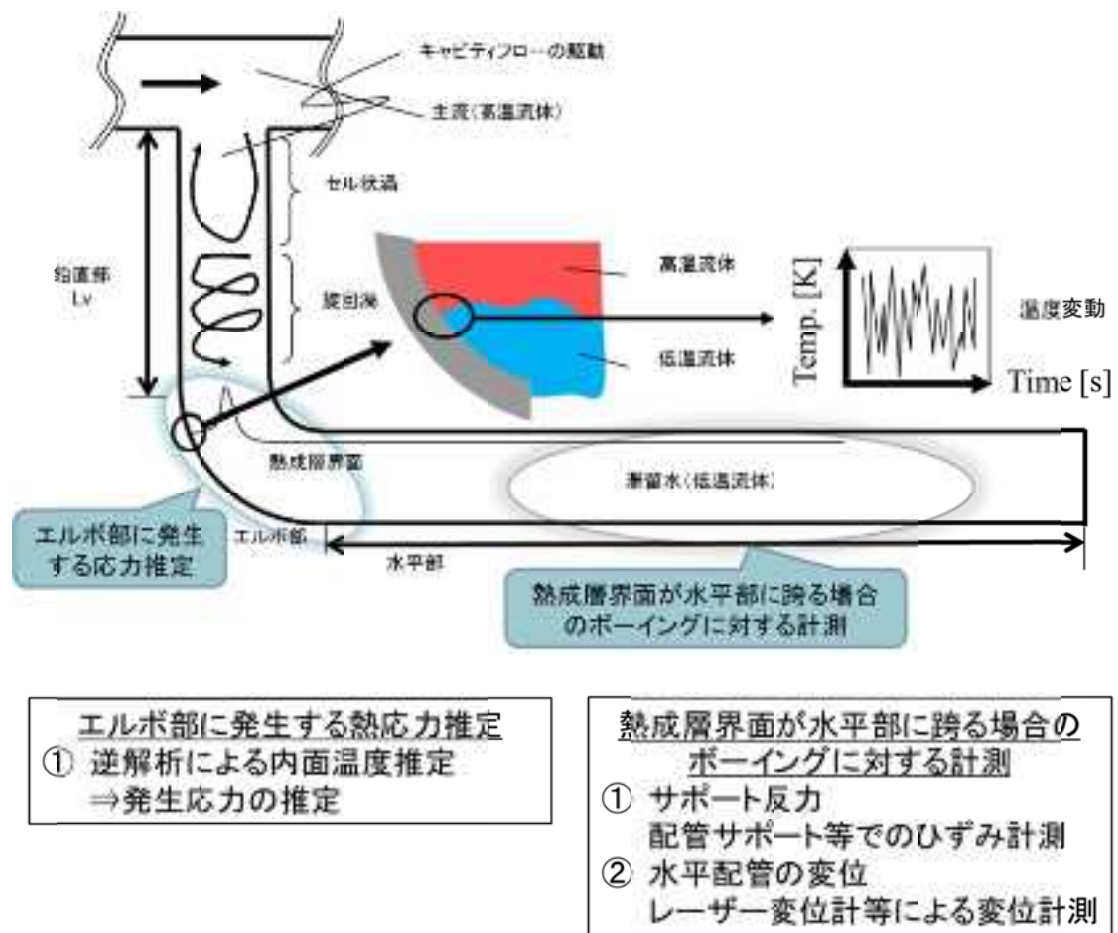


図 3.2.4-19 分岐管各部での計測による解決策



添付資料 1 既往文献の概要 (PVP2013-97883 及び PVP2013-97620)

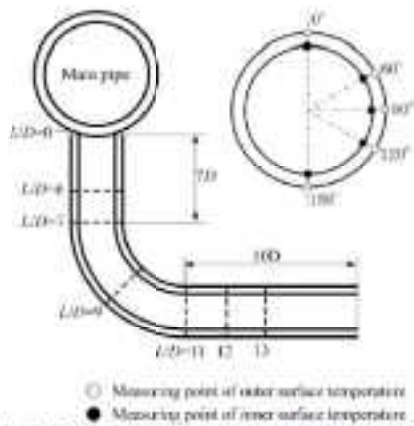


FIG. 2 LOCATION OF MEASURING CROSS SECTIONS AND POINTS

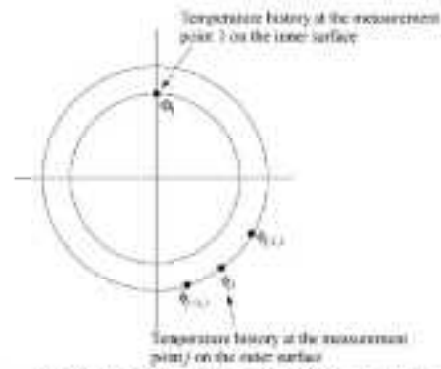
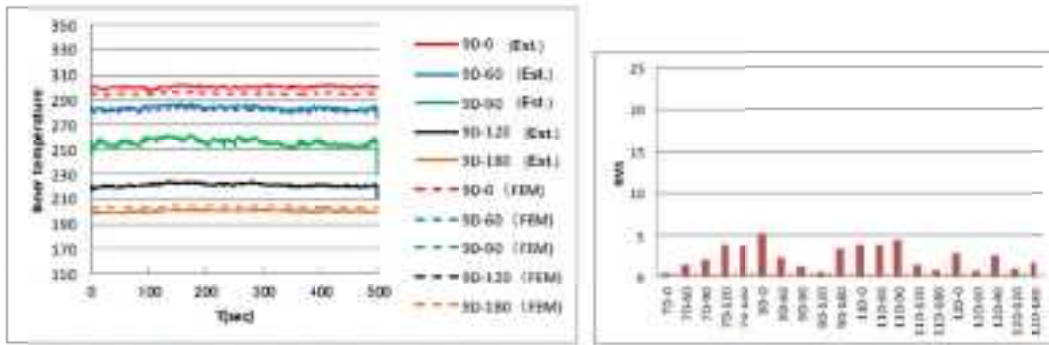
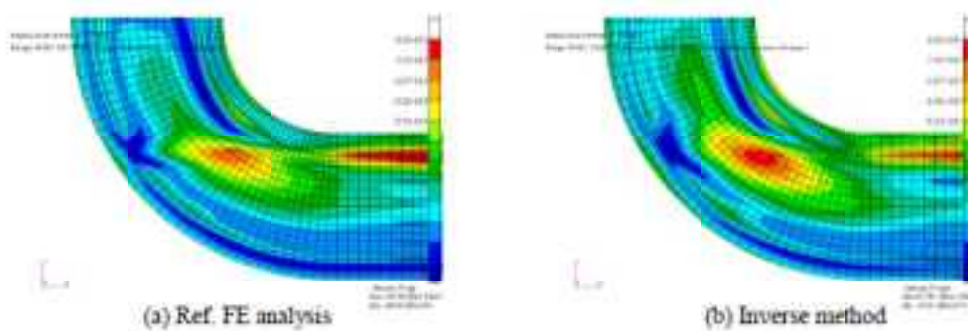


FIG. 3 MEASUREMENT POINT OF THE TEMPERATURE HISTORY



(a) Temperature-time change on inner surface (b) RMS of temperature difference between two methods  
Fig. 8 Comparison of temperature on inner surface between inverse method and reference FE analysis (based on high temperature-pressure test)



(a) Ref. FE analysis (b) Inverse method  
Fig. 10 Tresca stress contours at the maximum stress change on the inner surface (based on high temperature-pressure test)

#### 4) 温度成層界面ゆらぎに対する熱応力の周波数応答関数の提案

##### (a) 研究背景

原子力分野において熱疲労は古くから破損事例が報告されており、プラントの安全性、信頼性の観点からこれを適切に防ぐ必要がある。熱疲労は熱流動と構造の両分野に亘る複雑な現象である。冷却材の不規則な温度変動は構造表面に熱伝達で伝わり、熱伝導により構造内温度が変動し、その温度変動による熱膨張が拘束されて熱応力が発生する。この過程で、流体温度ゆらぎの周波数に依存した発生熱応力の減衰効果が構造健全性に大きな影響を持つことが示されている<sup>9</sup>。この周波数に依存する減衰効果を考慮し発生熱応力を評価する手法として、周波数応答関数がある<sup>10,11</sup>。

配管板厚方向温度勾配に対し開発された上記周波数応答関数（以下、板厚分布型周波数応答関数）は、原子力分野で典型的な熱疲労モードのうち高低温流体合流部で発生する不規則温度変動現象による発生熱応力を評価することができる。一方、同じく高低温流体合流部で発生するホットスポット現象や閉塞分岐管で発生するキャビティフロー型熱成層化現象など、多次元的な流体温度分布を持つ現象に対しては適用できない。従って、多次元的な流体温度分布に対する熱応力の応答メカニズムの解明と、それに基づく板厚分布型周波数応答関数の拡張が求められている。

##### (b) 研究目的

熱成層界面ゆらぎ現象により生じる配管板厚方向および軸方向の多次元的な流体温度分布により熱応力が発生するメカニズムを解明する。そのメカニズムに基づき板厚分布型周波数応答関数を拡張し、熱成層化現象に対応させる。

##### (c) 熱応力の周波数応答特性

熱応力の減衰効果は流体温度ゆらぎの周波数に依存する。熱応力の周波数応答メカニズムを図 3.2.4-20 に示す。流体温度ゆらぎが低周波のとき、熱は構造内で十分拡散し均一な温度分布になるため、大きな熱応力は発生しない。一方、高周波のときも、構造表面は温度ゆらぎに追従できず大きな熱応力が発生しない。結果として中間周波数で最大の熱応力が発生する。

---

<sup>9</sup> Gelineau, O., “Review of predictive methods applied to thermal striping problems and recommendations”, SMiRT15, F06/3(1999).

<sup>10</sup> Kasahara, N., “Structural response diagram approach for evaluation of thermal striping phenomenon”, SMiRT15, F05/4(1999).

<sup>11</sup> Kasahara, N. and Takasho, H., “Stress response functions to multi-dimensional spatial fluctuations of fluid temperature”, Pressure Vessels and Piping Conference of the ASME, Vol. 443(2002), PP. 25-32.

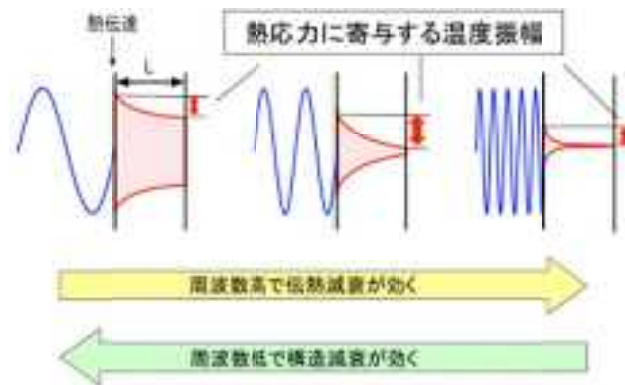


図 3.2.4-20 熱応力の周波数応答メカニズム

板厚分布型周波数応答関数  $G(x^*, Bi, jf^*, Rm, Rb)$  は構造内温度勾配により発生する熱応力を評価する理論的手法である。この関数は式(3.2.4-2)のように有効熱伝達関数  $H(Bi, jf^*)$  と有効熱応力関数  $S(x^*, jf^*, Rm, Rb)$  の畳み込みで与えられる。有効熱伝達関数  $H(Bi, jf^*)$  は熱伝達時の減衰を、有効熱応力関数  $S(x^*, jf^*, Rm, Rb)$  は構造内の均熱化による減衰を評価する関数である。

$$G(x^*, Bi, jf^*, Rm, Rb) = H(Bi, jf^*) \cdot S(x^*, jf^*, Rm, Rb) \quad (3.2.4-2)$$

$$H(Bi, jf^*) = Bi / \{Bi + (\pi f^*)^{1/2} + j(\pi f^*)^{1/2}\} \quad (3.2.4-3)$$

$$S(x^*, jf^*, Rm, Rb) = - (B + jC) + (1 - Rm)(Bm + jCm) + (1 - Rb)(Bb + jCb)(1 - 2x^*) \quad (3.2.4-4)$$

ここで、 $x^* = x/L$  (無次元板厚方向距離。  $L$  : 板厚)、 $Bi = hL/k$  (ビオ数。  $h$  : 熱伝達係数、  $k$  : 熱伝導率)、 $f^* = fL^2/a$  (無次元周波数。  $a$  : 熱拡散率)、 $Rm$  と  $Rb$  はそれぞれ熱膨張伸び、熱膨張曲げに対する構造の拘束率、 $B$  と  $C$  は JSME 指針 付録 2 “構造物の周波数応答特性とその評価” で与えられる係数である。この板厚分布型周波数応答関数は配管板厚方向の一次元熱伝導方程式より導出されているため、前述の通り、熱成層化現象などの多次元温度分布を持つ現象による発生熱応力を適切に評価することができない。

(d) 熱成層界面ゆらぎに対する熱応力の応答シミュレーション

熱成層界面ゆらぎに対する熱応力の応答を調べるため、現象を模擬する 2 つの流体温度変動モデルを作成し、有限要素法シミュレーションを行った。本研究で用いた、鉛直管を軸対象要素で模擬した FEM 解析モデルを図 3.2.4-21 に示す。材料は SUS316 に設定した。

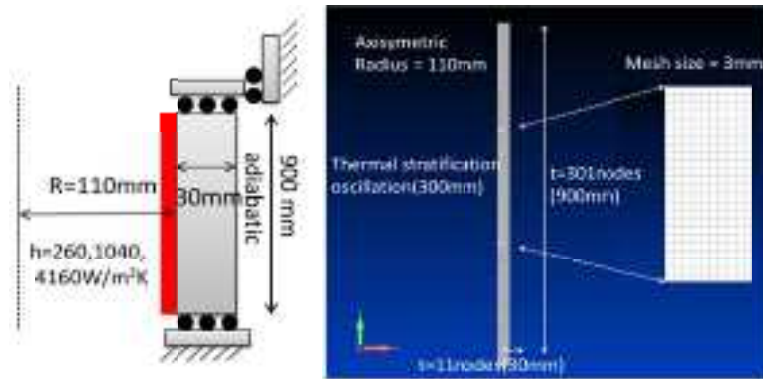


図 3.2.4-21 鉛直管の FEM 解析モデル

1 つ目の流体温度変動モデルは流体温度分布が配管軸方向に移動しない熱成層固定モデル (Fixed layer model) である (図 3.2.4-22 (左))。このモデルは構造上部が正弦波状に温度変動をする流体にさらされ、構造下部は低温で固定されている。2 つ目の流体温度変動モデルは熱成層界面の軸方向移動を考慮した熱成層移動モデルである (図 3.2.4-22 (右))。このモデルは軸方向上部が高温、下部が低温の 2 層に分かれ、その界面が一定の周波数で正弦波状に移動する。

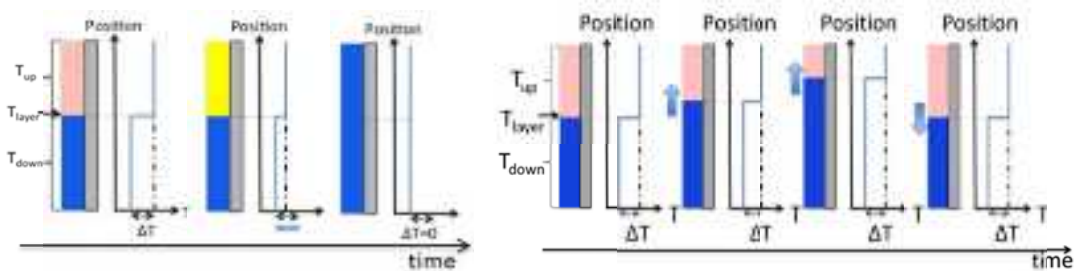


図 3.2.4-22 流体温度変動モデル：

(左) 熱成層固定モデル (Fixed Layer Model)、(右) 熱成層移動モデル (Moving Layer Model)

これら 2 つの流体温度変動を図 3.2.4-21 の解析モデルの配管内壁に熱伝達を介して与えて温度解析を行い、得られた構造内温度の時刻歴を用いて熱応力解析を実施した。各流体温度変動モデルにおいて、高温流体温度を  $160^{\circ}\text{C}$ 、低温流体温度を  $10^{\circ}\text{C}$  とし、その温度差は  $150^{\circ}\text{C}$  である。キャビティフロー型熱成層化現象の流体温度ゆらぎの周期は数 10 秒～数 100 秒であることから、シミュレーションでは  $0.001\text{Hz} \sim 1\text{Hz}$  の範囲で流体の温度を変動させた。また熱伝達係数  $h = 260, 1040, 4160 \text{ W/m}^2\text{K}$  ( $Bi = 0.5, 2.0, 8.0$ ) とした 3 通りのシミュレーションを実施し、熱伝達係数の違いに対する熱応力の応答を観察した。図 3.2.4-23 にシミュレーション ( $Bi = 2.0$ ) と板厚分布型周波数応答関数より得た熱応力のゲインをそれぞれ示す。図 3.2.4-23 より、板厚分布型周波数応答関数は熱成層界面が軸方向に移動する熱成層移動モデルによる発生熱応力を低周波領域および高周波領域で過小評価すること

が分かる。

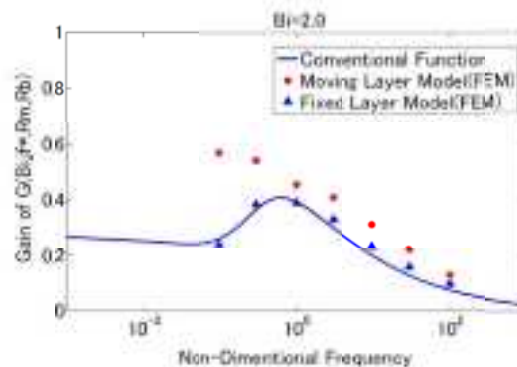


図 3.2.4-23 有限要素シミュレーションと板厚分布型周波数応答関数より得た熱応力のゲイン ( $Bi = 2.0$ )

(e) 熱成層界面ゆらぎによる熱応力発生メカニズムと周波数応答関数の拡張

a) 低周波領域における考察

熱応力は主に板厚方向温度勾配により発生するため構造内温度勾配を調べたところ、流体温度変動モデルによる違いは見られなかった。この結果から、低周波領域における各モデルの熱応力応答の違いは熱伝達過程によるものではないことがわかる。次に各モデルでの構造表面応力履歴を調べた (図 3.2.4-24)。図から、熱成層固定モデルの場合圧縮応力のみが働くのに対し、熱成層移動モデルの場合は圧縮と引っ張り両応力が働くことがわかる。

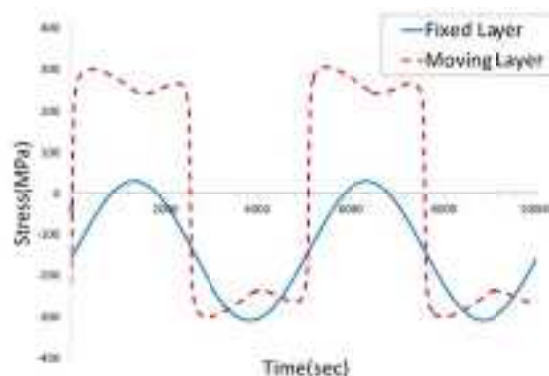


図 3.2.4-24 各流体温度変動モデルでの熱応力時刻歴応答の比較

この結果から、各モデルの熱応力応答メカニズムの違いを考察する。図 3.2.4-25 は各モデルの流体温度分布と構造表面応力分布を表している。熱成層固定モデルの場合流体温度が高温のとき圧縮応力が働くのに対し、低温のときは応力が発生していない。これに対して、熱成層移動モデルの場合は界面の軸方向移動に合わせ構造表面応力分布も移動するので、

構造表面のある一点で観察すると圧縮応力に加え引っ張り応力を受ける。このため熱成層移動モデルでの熱応力振幅は、熱成層固定モデルのものの2倍になる。

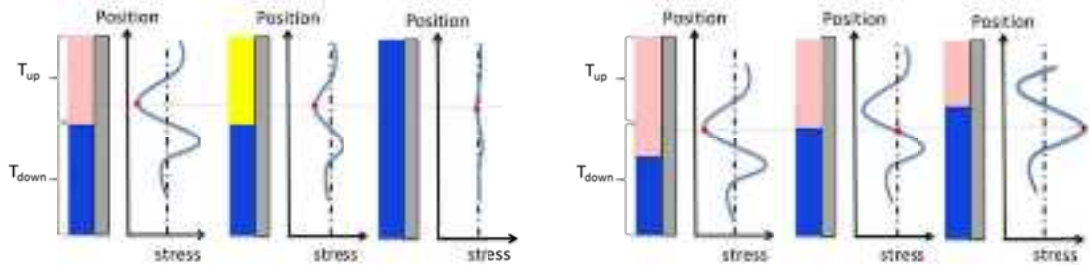


図 3. 2. 4-25 流体温度分布と応力分布：

(左) 熱成層固定モデル(Fixed Layer Model)、(右) 熱成層移動モデル(Moving Layer Model)

b) 高周波領域における考察

まず構造内温度勾配を調べたところ各モデルにより違いが見られた(図 3. 2. 4-26)。熱成層移動モデルの場合に構造表面近傍で温度勾配がより大きくなっていることから、構造表面でより大きな熱流束に晒されていることを予想し構造表面熱流束の時刻歴を観察したところ、界面通過直後に大きな熱流束を受けていることがわかった(図 3. 2. 4-26)。次に、構造表面の熱流束が構造内応力成分(膜、曲げ、ピーク応力)に及ぼす影響を考察した。図 3. 2. 4-26 から熱流束の違いによる温度上昇は構造表面近傍に限定されること、膜応力と曲げ応力は板厚方向全体の温度上昇により発生するのに対しピーク応力は構造表面近傍のみの温度上昇で発生することから、熱流束の違いは主にピーク応力に影響を及ぼすと考察した。

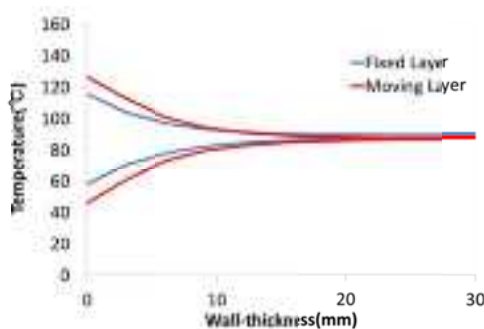


図 3. 2. 4-26 構造内温度勾配

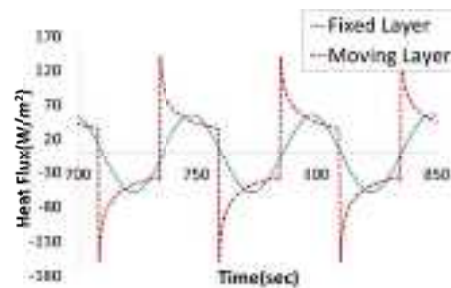


図 3. 2. 4-27 熱流束の時刻歴

c) 板厚分布型周波数応答関数の拡張

まず低周波領域における考察から、熱成層移動モデルは界面軸方向移動に伴い固定モデルに比べ2倍の応力変動を受けることがわかった。また、このメカニズムは熱伝達過程によらないことから有効熱応力関数に反映し修正する。低周波領域では主に膜応力が発生す

るので、板厚分布型周波数応答関数の膜拘束率を2倍 ( $Rm^* = 2 \times Rm$ ) することで周波数応答関数を拡張することができる。さらに、有効熱伝達関数について、従来は板厚方向一次元熱伝導方程式からの導出の際に構造を半無限固体と仮定することで式を単純化していた。しかし、低周波領域では半無限固体近似による誤差が大きくなるため、近似を行わず、有限平板に対して導出した有効熱伝達関数を用いる必要がある。なお、従来の板厚方向温度分布では、低周波領域で構造内均熱化により発生熱応力が低減する傾向にあることから実用上問題はなかった。

次に高周波領域における考察から、熱成層移動モデルは熱成層界面通過直後に過大な熱流束に晒されること、その熱流束の違いはピーク応力成分に影響することがわかった。この熱応力応答メカニズムに基づき周波数応答関数を拡張する。高周波領域のとき構造表面温度振幅は流体温度変動1周期に伝わる総熱量に比例すると考えられる。よって各モデルの1周期に伝わる総熱量の比を  $\Phi_Q$  とすると、熱成層移動モデルの表面温度振幅は熱成層固定モデルの温度振幅の  $\Phi_Q$  倍になる。高周波領域における構造表面の温度振幅の差は主にピーク応力成分になるので、周波数応答関数の拡張案としてピーク応力成分を  $\Phi_Q$  倍する。本研究では周波数応答関数を熱応力の理論解法としたまま拡張するために  $\Phi_Q$  を理論的に導出した。高周波領域で温度変動が表面近傍に限定されることに着目すると、構造を半無限固体で近似できる。半無限固体の表面温度の応答理論式を用いて  $\Phi_Q$  を計算すると図 3.2.4-28 のようになり、周波数や熱伝達係数に鈍感であることがわかる。この結果から  $\Phi_Q = 1.6$  とした。

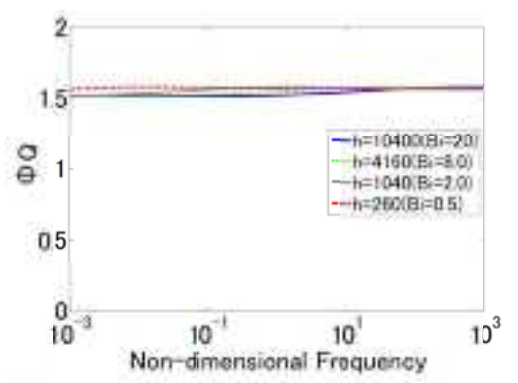


図 3.2.4-28 理論的に導出した総熱量比  $\Phi_Q$

図 3.2.4-29 に、有限要素シミュレーション、板厚分布型周波数応答関数、および上述の熱応力発生メカニズムに基づき拡張した「界面移動型周波数応答関数」<sup>12</sup>により得た熱応力のゲインをそれぞれ示す(拡張①:  $Rm^* = 2 \times Rm$ 、拡張②: ピーク応力  $\Phi_Q$  倍、拡張③:

<sup>12</sup>水谷崇人、ダビッド フォウントヴィエス、鈴木正昭、笠原直人、流体温度変動による配管熱疲労に関する研究(温度成層界面ゆらぎに対する円筒の熱応力応答に関する研究)、日本機械学会 2013 年度年次大会、J032034、2013.

半無限固体近似なし)。図 3.2.4-29 より、拡張した界面移動型周波数応答関数は低周波領域と高周波領域における熱成層移動モデルの熱応力を精度良く評価できることが確認できる。

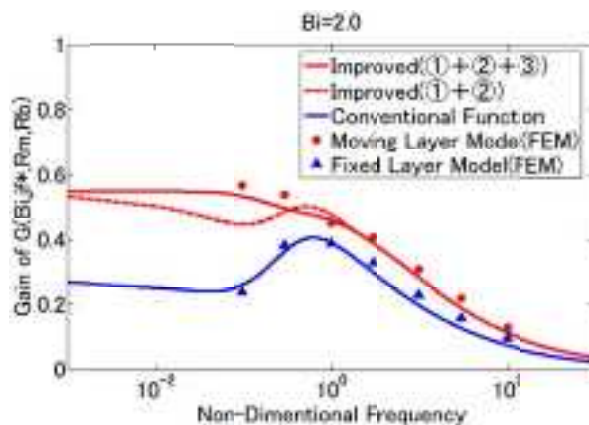


図 3.2.4-29 有限要素シミュレーションと各周波数応答関数より得た熱応力のゲイン ( $Bi = 2.0$ )

(f) 熱伝達係数を広い範囲で変えたときの適用性評価

$Bi = 2.0$  と同様に、低ビオ数 ( $Bi = 0.5$ ) と高ビオ数 ( $Bi = 8.0$ ) の条件における熱応力評価を行い界面移動型周波数応答関数の適用性を評価した (図 3.2.4-30)。図より、熱伝達係数 (ビオ数) を広く変えたとき、高ビオ数 ( $Bi = 8.0$ ) かつ低周波領域において熱応力を過小評価していることが分かる。

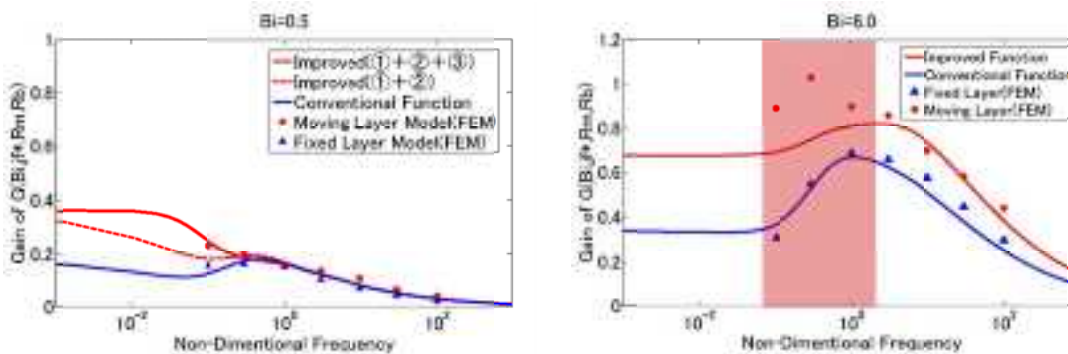


図 3.2.4-30 有限要素シミュレーションと各周波数応答関数より得た熱応力のゲイン：  
(左)  $Bi = 0.5$ 、(右)  $Bi = 8.0$

上記課題点について、まず低周波領域において界面通過直後の構造内温度勾配を調べた (図 3.2.4-31)。図より、ビオ数が高い場合に界面通過直後の温度上昇が大きく、過大なピーク応力が発生していることがわかる。また図 3.2.4-26 と比べると、高周波領域では構



造外壁温度（流体温度ゆらぎの中間温度（ここでは 85°C））に対して温度勾配が発生しているのに対し、低周波領域では最低温度から界面通過直後に急激に温度上昇をして温度勾配が発生しているため、構造内温度勾配は高周波領域の場合に比べ最大 2 倍まで増加する。本研究の熱成層移動モデルでは熱成層界面厚さがゼロであり保守的な流体温度変動モデルを用いているが、実際の熱成層化現象は熱成層界面厚さをもつ。今後はこの界面厚さの、上記低周波・高ビオ数条件で発生するピーク応力への影響を調べる必要があるが、実際のキャビティフロー型熱成層化現象は低ビオ数であるため、本研究で提案した界面移動型周波数応答関数によりその熱応力を実用的に予測できると考えられる。

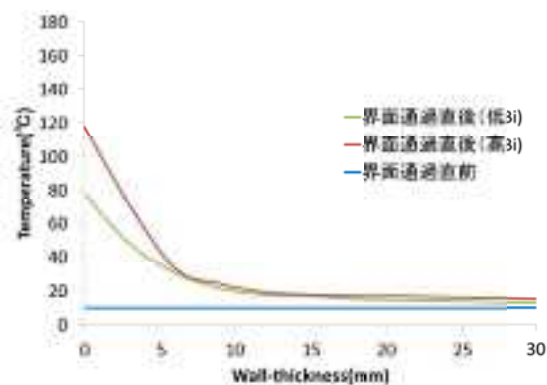


図 3.2.4-31 界面通過直後の構造内温度勾配

(g) まとめ

熱成層界面ゆらぎ現象に見られる界面の軸方向移動に対する熱応力応答メカニズムを説明した：

- ① 熱成層界面ゆらぎ現象の場合、熱成層界面の軸方向移動に伴い構造表面応力分布も移動することで、2 倍の膜応力変動に晒されることがわかった。
- ② 熱成層界面ゆらぎ現象の場合、構造表面は界面通過直後に過大な熱流束に晒されることがわかった。またその熱流束は主にピーク応力成分に影響することがわかった。
- ③ 熱成層界面ゆらぎ現象の場合、熱伝達係数(ビオ数)が大きいとき低周波領域でも過大なピーク応力が発生することがわかった。これは低周波領域のとき構造内は最低(最高)温度で安定しているが、熱伝達係数が大きいと界面通過直後に構造表面温度が急激に上昇(下降)し、ピーク応力が発生するためであるとわかった。

また、以下の 3 通りの方法で板厚分布型周波数応答関数を拡張し、「界面移動型周波数応答関数」を提案した：

- ① 明らかにした熱応力発生メカニズム①に基づき、板厚分布型周波数応答関数をその膜拘束率を 2 倍にすることで拡張した。
- ② 明らかにした熱応力発生メカニズム②に基づき、板厚分布型周波数応答関数をそのピーク応力成分を  $\Phi_0$  倍することで拡張した。ここで  $\Phi_0$  は理論的に導出した各流体温度

度変動モデルのシミュレーションの半周期分の総熱量の比である。

- ③ 熱伝達過程の伝熱減衰を評価する有効熱応力関数  $H(Bi, jf^*)$  を、半無限固体近似をせずに導出した式に修正した。

提案した界面移動型周波数応答関数を以下に示す。

$$G(x^*, Bi, jf^*, Rm, Rb) = H(Bi, jf^*) \cdot S(x^*, jf^*, Rm, Rb) \quad (3.2.4-5)$$

$$H(Bi, jf) = Bi / \{ Bi + (j2\pi f^*)^{1/2} \tanh\{(j2\pi f^*)^{1/2}\} \} \quad (3.2.4-6)$$

$$S(x^*, jf^*, Rm, Rb) = -\Phi_Q \cdot (B+jC) + (\Phi_Q - 2Rm)(Bm+jCm) + (\Phi_Q - Rb)(Bb+jCb)(1-2x^*) \quad (3.2.4-7)$$

今後、熱成層界面厚さの低周波・高ビオ数条件における過大ピーク応力に対する影響を調べる必要があるが、実際のキャビティフロー型熱成層化現象は低ビオ数 ( $Bi = 1.0 \sim 4.0$  程度) であるため、本研究で提案した界面移動型周波数応答関数によりその熱応力を実用的な精度で理論的に評価できると考えられる。

## 5) 疲労強度評価手法の高度化

### (a) はじめに

日本機械学会の「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」<sup>13</sup>（以下、JSME 指針）では、高低温水合流部の温度ゆらぎによる高サイクル熱疲労の評価手順として、図 3.2.4-32 に示すようにステップ 1 からステップ 4 の 4 種類の評価法が規定されている。後者になるほど評価が詳細になるが、評価に考慮される裕度が適正化される傾向にある。ステップ 1 からステップ 3 においては、流体温度変動によって発生する応力振幅と、材料の疲労限度を比較し、応力振幅（評価上は、温度変動幅を使用）が疲労限度以下であることを確認している。つまり、き裂の発生を防止している。そして、ステップ 4 では、疲労限度以上の応力振幅が発生することを許容し、累積疲労損傷量 UF が 1 以下であることを確認するよう規定されている。ステップ 4 では疲労損傷（き裂）の発生を許容し、その程度が許容値を下回ることを求めている。

高サイクル熱疲労で発生する応力変動は表面において最も大きくなり、内部にいくにしたがって小さくなるという特徴を有する。そして、き裂の成長駆動力も応力変動の大きさに対応し、き裂の成長とともに減少する。そして、駆動力がしきい値を下回ると、き裂の成長が停留することもある。ステップ 4 の評価においては、表面で発生する応力を用いて疲労損傷が評価されるが、深さ方向の応力勾配を考慮することで、より現実に近い損傷評価や寿命予測が可能となる。本研究では、き裂の発生と成長を考慮した疲労評価手順（ステップ 5）の構築を試みる。

### (b) 評価の流れ

評価の流れを図 3.2.4-33 に示す。本評価では、ステップ 4 までの評価にしたがい、配管表面での応力変動とその頻度分布の算出が完了していることを前提とする。評価は、き裂発生とき裂成長の 2 段階から成る。き裂の発生にはステップ 4 と同じく表面における応力振幅を用いる。ステップ 5 では、微小なき裂発生を想定するため材料定数である応力振幅（ひずみ範囲）に対する許容繰返し数の関係（き裂発生までの寿命）は、ステップ 4 の場合よりも短くなる。通常の疲労設計では、許容繰返し数到達時のき裂深さとして、試験片破断時のき裂深さに相当する 3 mm 程度を想定するが、ここでは、深さ  $a_i = 0.1$  mm のき裂が発生することを想定する。 $a_i = 0.1$  mm に対するき裂発生寿命  $N_i$  は、疲労評価グランドデザイン検討会で導かれた次式を用いる。

$$N_i = 3948(\Delta\varepsilon)^{-3.95} \quad (3.2.4-8)$$

ここで、 $\Delta\varepsilon$  の単位は [%] となる。発生したき裂に対して、以下の手順により成長予測を行う。

<sup>13</sup> 日本機械学会，配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針（2003）。

(c) 応力拡大係数の算出

一定の周期で流体温度が変動する場合の熱応力の大きさは、温度変動幅のみでなく、変動周波数とビオ数にも依存する。たとえば、単純な2次元平板モデルを想定した場合、ビオ数毎の周波数と基準化応力 $\Delta\sigma^*$ の関係は図3.2.4-34(a)のように求まる。評価において流体温度の変動周波数を特定することは困難であるので、JSME指針では図3.2.4-34(a)の全周波数範囲における $\Delta\sigma^*$ の最大値 $\Delta\sigma_{\max}^*$ をビオ数毎に算出し、図3.2.4-34(b)のように与えている。評価では、この図を用いることで、周波数に依存しない保守的な応力変動幅を推定することができる。

き裂成長評価においても、熱応力と同様の手順により、周波数に依存しない保守的な応力拡大係数を算出することが望まれる。応力拡大係数は、配管内部の温度分布から重み係数法を用いて算出することができる。

$$K(t) = \int_0^a \sigma(z, t) h(z) dz \quad (3.2.4-9)$$

ここで、 $K(t)$ は時間 $t$ における深さ $a$ のき裂の応力拡大係数で、 $\sigma(z, t)$ は深さ $z$ における応力、 $h$ は重み係数を示す。片側貫通き裂のモデルに対する重み関数として次式が与えられている<sup>14</sup>。

$$h(z) = \sqrt{\frac{2}{\pi a}} \left\{ \left(1 - \frac{z}{a}\right)^{-\frac{1}{2}} + m_1 \left(1 - \frac{z}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + m_2 \left(1 - \frac{z}{a}\right)^{\frac{3}{2}} \right\} \quad (3.2.4-10)$$

$$m_1 = 0.6147 + 17.1844 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 8.7822 \left(\frac{a}{w}\right)^6 \quad (3.2.4-11)$$

$$m_2 = 0.2502 + 3.2889 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 70.04444 \left(\frac{a}{w}\right)^6 \quad (3.2.4-12)$$

これらの係数の有効範囲は $a/w \leq 0.5$  ( $w$ は板厚)となっている。配管内部の温度分布と $K(t)$ は時間とともに変化するが、その最大となる $K(t)$ を用いる。図3.2.4-35(a)は、そのようにして求めた応力拡大係数とき裂深さ $a/w$ の関係を示す。応力拡大係数は次式の $K_0$ で正規化している。

$$K_0 = \alpha E \Delta T f \sqrt{\pi a} \quad (3.2.4-13)$$

ここで、 $\alpha$ は線膨張係数、 $E$ はヤング率、 $\Delta T$ は温度変動幅を示す。 $f$ は応力拡大係数の形状係数を示す。 $K_0$ は流体温度変動がすべて構造物に伝わり、かつその変動が配管内部で均一であったとした場合の応力拡大係数を示す。つまり、 $\Delta T$ の変動下で考え得る最大の応力拡大係数となる。

$K/K_0$ は周波数に依存して変化している。そこで、図3.2.4-34と同じく、全周波数につい

<sup>14</sup> Jones, I. S. and Lewis, M. W. J., Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. Vol. 17 (1994) pp. 709-720.

て  $K/K_0$  を算出し、その中の最大値  $\Delta K_{\max}^* = (K/K_0)_{\max}$  を図 3.2.4-35(b) に示した。 $\Delta K_{\max}^*$  はビオ数に依存し、図 3.2.4-34(b) と同様にビオ数とともに増加した。

(d) 高サイクル熱疲労下での応力拡大係数の一般化

図 3.2.4-35(b) に示した  $\Delta K_{\max}^*$  は、ビオ数のみでなく  $a/w$  にも依存するので、図 3.2.4-34(b) に相当する図を準備しようとするると 3 次元的な図や表が必要となり、利便性の観点からも現実的でない。

き裂深さが肉厚  $w$  に対して非常に小さい場合 ( $a/w = 0.01$  の場合) の  $\Delta K_{\max}^*$  とビオ数の関係を図 3.2.4-36 に示すが、 $\Delta K_{\max}^*$  が  $\Delta\sigma_{\max}^*$  とほぼ一致することがわかる。これは、表面近傍のき裂部分の応力がほぼ  $\Delta\sigma_{\max}^*$  と見なせることによる。これより、ステップ 4 の手順にしたがい  $\Delta\sigma_{\max}^*$  が求まれば、初期き裂の  $\Delta K_{\max}^*$  は推定できる。しかし、図 3.2.4-35 に示すように、 $\Delta K_{\max}^*$  は  $a/w$  の増加とともに減少する。そこで、 $\Delta K_{\max}^*$  と  $a/w$  の関係を次式で補間した。

$$\Delta K_{\max}^* \left( \frac{a}{w} \right) = C_1 \exp \left( C_2 \frac{a}{w} \right) \quad (3.2.4-14)$$

ここで  $C_1$  と  $C_2$  は定数である。図 3.2.4-37 は  $a^* = a/w = 0.5$  における  $\Delta K_{\max}^*$  である  $\Delta K_{\max}^* (a^*=0.5)$  と  $\Delta\sigma_{\max}^*$  の比を示す。 $\Delta K_{\max}^* (a^*=0.5) / \Delta\sigma_{\max}^*$  はビオ数によらず 0.31 から 0.41 程度の値となっていることわかる。そこで、 $\Delta K_{\max}^* (a^*=0.5) / \Delta\sigma_{\max}^* = 0.35$  として、(3.2.4-14) 式に代入することにより次式を得た。

$$\Delta K_{\max}^* \left( \frac{a}{w} \right) = \Delta\sigma_{\max}^* \exp \left( \frac{\ln 0.35}{0.5} \frac{a}{w} \right) \quad (3.2.4-15)$$

(3.2.4-8) 式を図 3.2.4-38 に実線で示しているが、この式が深さ方向の  $\Delta K_{\max}^*$  の変化をよく近似していることが確認できる。

以上は膜拘束がない場合の解析結果であるが、実際には膜拘束が無視できない場合がある。そこで、膜拘束  $R_m$  を 0.25、0.5、0.75 および 1 とした場合の解析結果を図 3.2.4-39 に示した。膜拘束によって  $\Delta\sigma_{\max}^*$  は増加し、 $\Delta K_{\max}^* (a^*=0.5) / \Delta\sigma_{\max}^*$  も  $R_m = 0$  の場合のようにビオ数に対して一定とは仮定できない。配管合流部における膜拘束はほぼ  $R_m = 0$  と見なせる場合が多いが、 $R_m = 0$  とみなせない場合の取り扱いは別途検討する必要がある。

(e) まとめ

JSME 指針のステップ 5 としてき裂成長予測をとりいれた評価手順について検討した。とくに、高サイクル熱疲労荷重下での深さ方向の応力勾配を考慮した応力拡大係数の算出と、その一般化を行い、周波数に依存しない応力拡大係数を簡便な式で予測できるようにした。この方法を適用した評価の流れは図 3.2.4-40 のようにまとめることができる。本手順では、き裂発生と成長に対する材料定数は必要となるが、応力振幅や応力拡大係数の算出については、ステップ 4 までの評価で  $\Delta\sigma_{\max}^*$  が算出できていれば、新たな応力評価を行う必要はな

い。

疲労評価にき裂成長をとり入れることで、高サイクル熱疲労荷重下で観察されるき裂停留現象を考慮することができる。また、き裂成長に際しては限界き裂深さを破壊評価により算出することで、機器の強度を考慮した合理的な疲労損傷評価が可能となる。

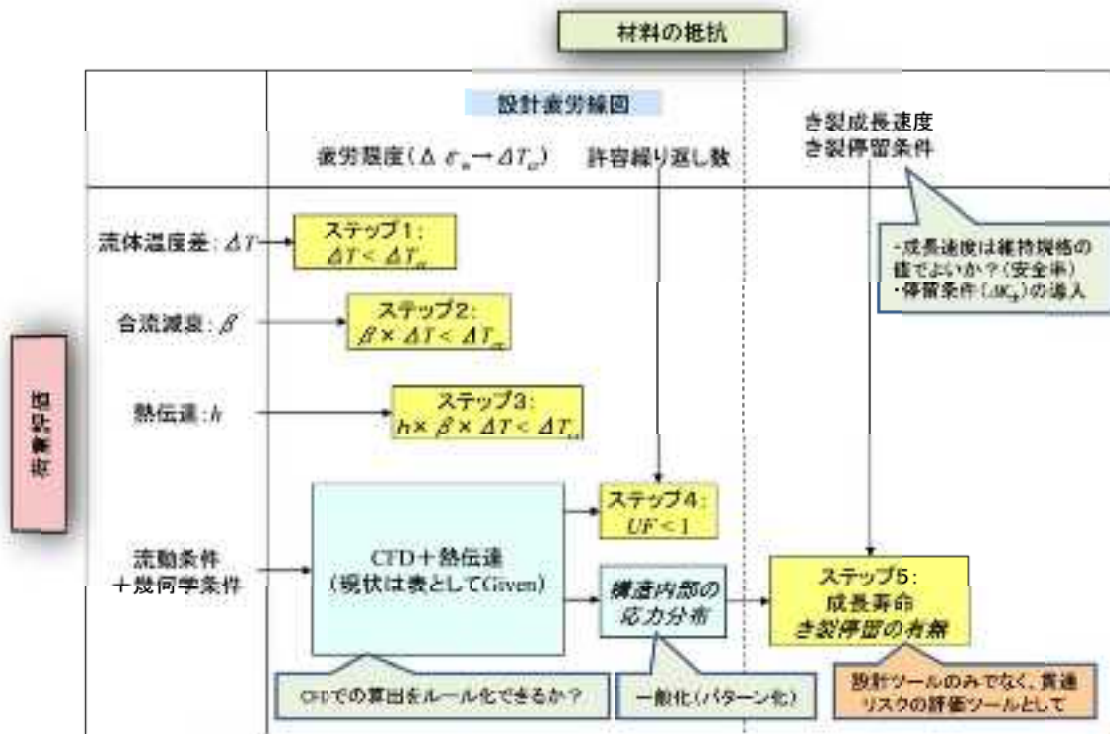


図 3. 2. 4-32 JSME 指針の構成とステップ 5 の位置づけ

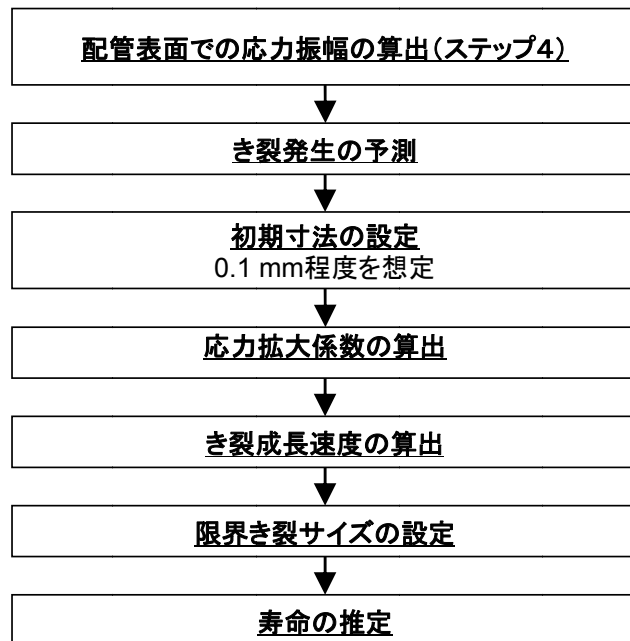
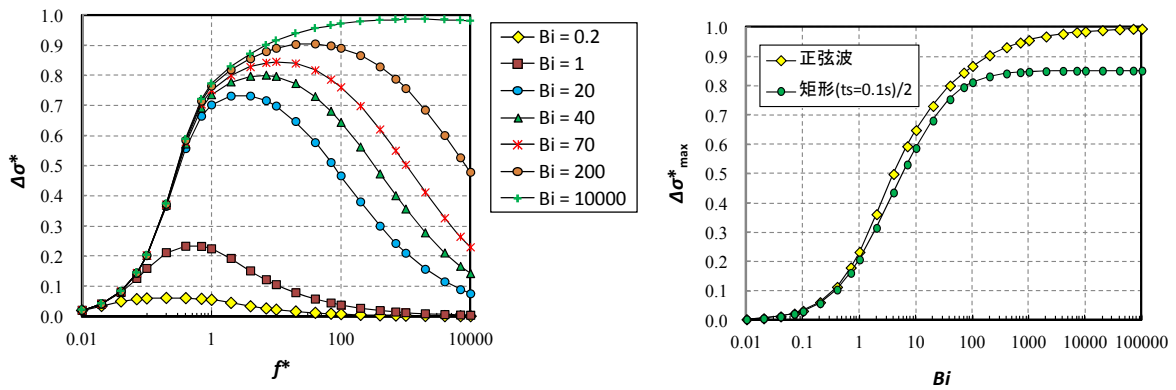
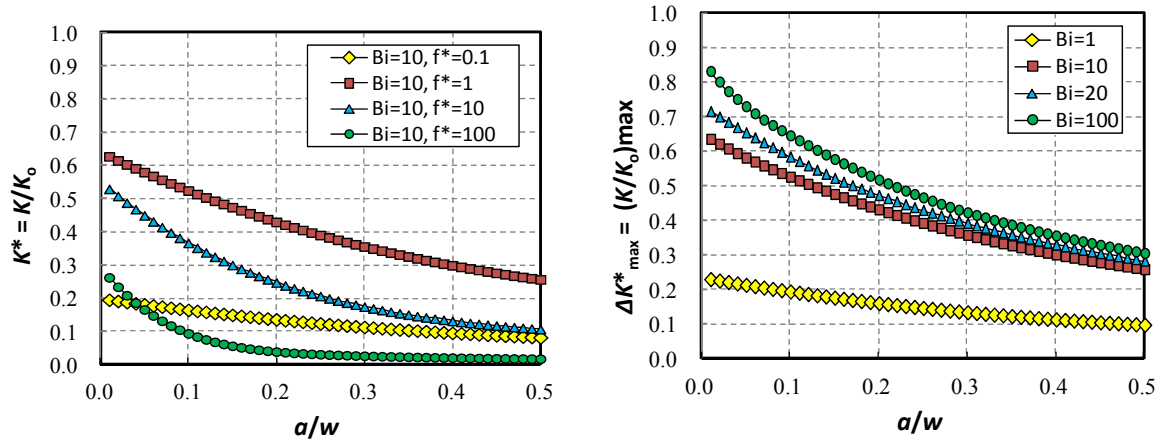


図 3. 2. 4-33 ステップ 5 の評価の流れ



(a) 無次元化周波数  $f^*$  と応力範囲  $\Delta\sigma^*$  の関係 (b) ビオ数と最大応力範囲

図 3.2.4-34 熱疲労荷重で作用する表面での応力範囲



(a) 無次元化 K 値  $K^*$  とき裂深さの関係 (b) 最大無次元化 K 値  $K^*_{max}$  とき裂深さ

図 3.2.4-35 熱疲労荷重で作用する内部の応力と応力拡大係数

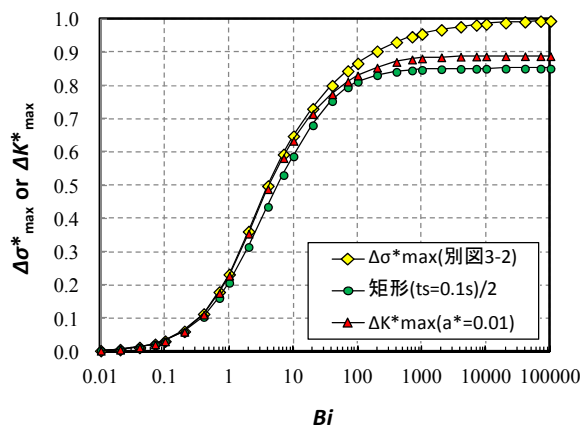


図 3.2.4-36 ビオ数と最大無次元化 K 値  $K^*_{max}$  関係



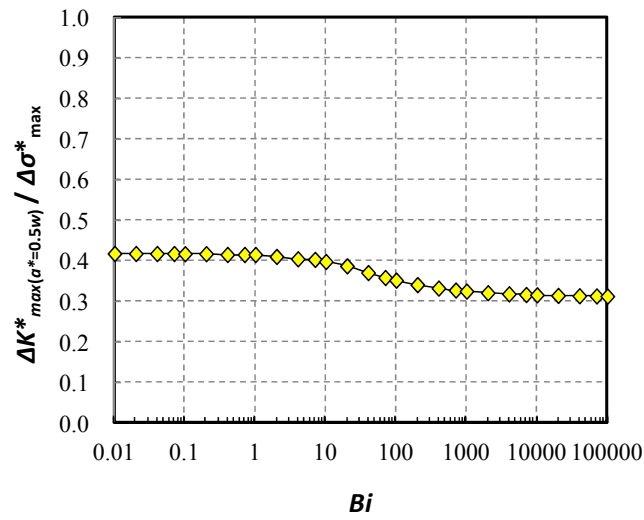


図 3. 2. 4-37 板厚中央での  $\Delta K^*_{\max(a^*=0.5)}$  /  $\Delta \sigma^*_{\max}$  とし裂深さの関係

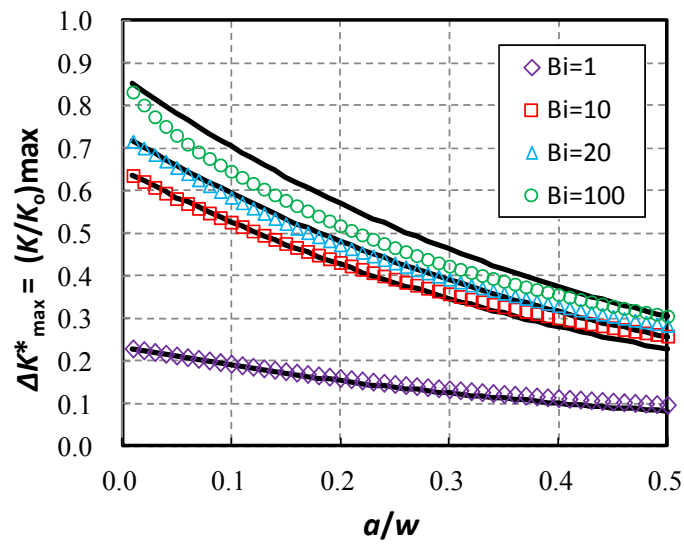
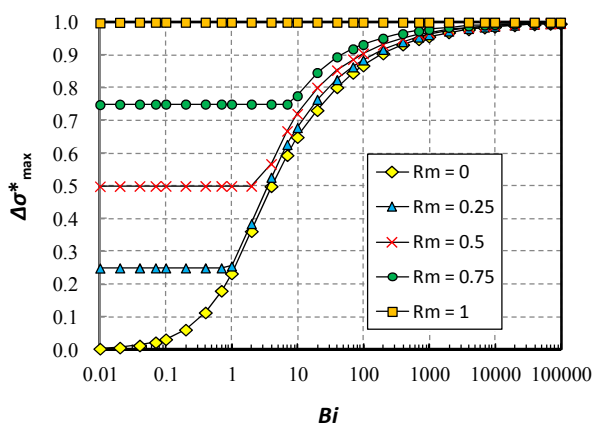
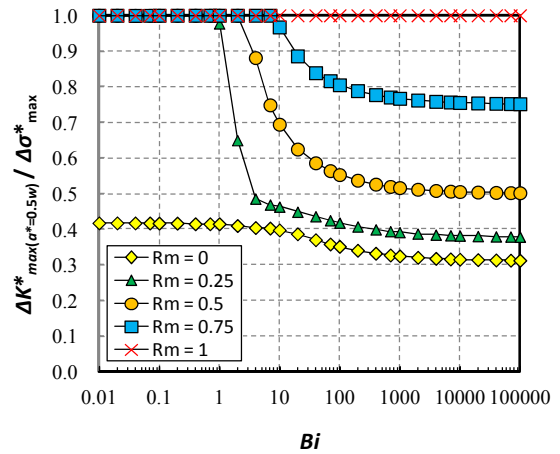


図 3. 2. 4-38 最大無次元化 K 値  $K^*_{\max}$  とし裂深さ (実線は(3. 2. 4-8)式)



(a) 最大応力範囲との関係



(b) 最大無次元化K値  $K_{max}^*$  との関係

図 3. 2. 4-39 ビオ数と最大応力および最大無次元化 K 値の関係 (膜拘束  $R_m$  の影響)

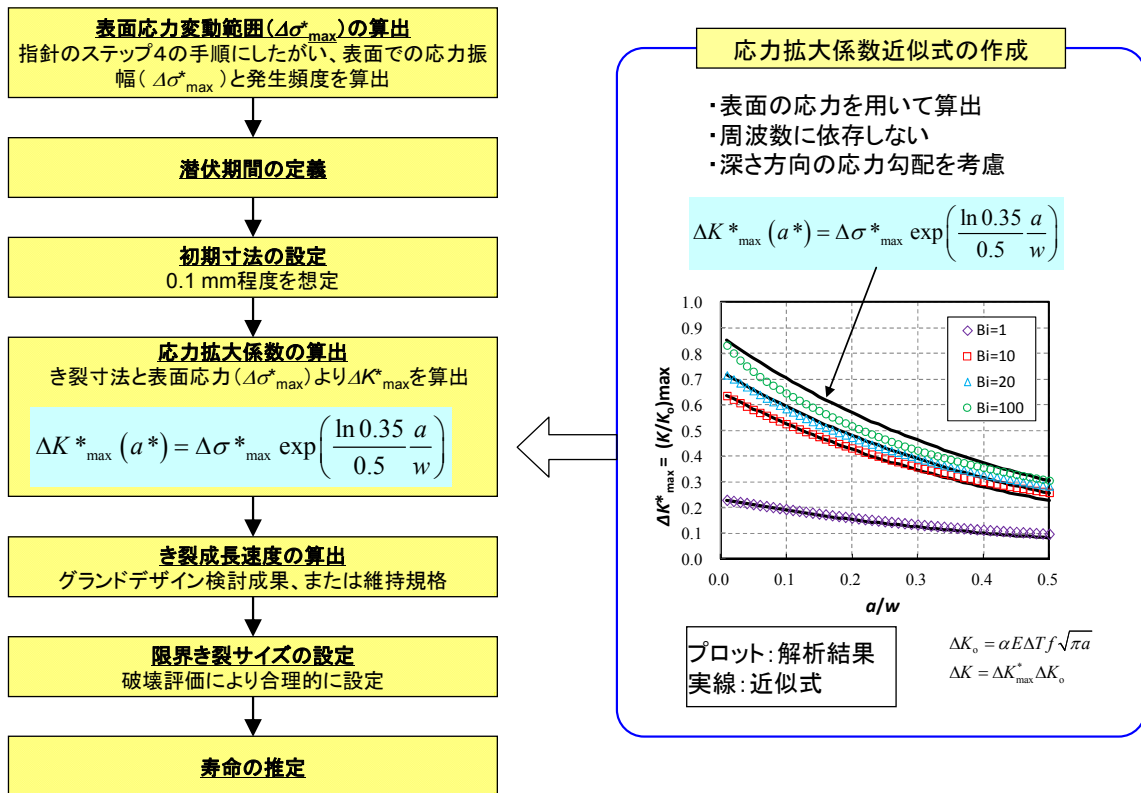


図 3. 2. 4-40 ステップ 5 の評価手順

## 6) 多軸応力負荷経路の疲労強度に及ぼす影響

### (a) 概要

本研究では、熱疲労メカニズム解明に基づく安全評価手法の構築を目指す研究の一環として、熱疲労強度に及ぼす多軸負荷の影響を考慮した検討を行った。すなわち、多軸負荷における疲労試験を実施して、多軸応力下における材料の疲労強度特性を明らかにし、得られた結果を基に日本機械学会指針の拡充に資する知識ベース化および安全評価手法への反映を図ることを目的とした。

原子力発電所をはじめとする各種プラントの配管系では、別々の管路を流れてきた温水と冷水がT字状のジャンクションで合流するT字形合流配管が多く使用されている。このような合流配管では、温度の異なる流体が混合することにより発生する温度揺らぎが管壁表面に到達して熱疲労を与え、条件によっては管の破断に至る危険性が指摘されている<sup>15</sup>。しかし、それに対する疲労損傷評価法の妥当性が明確でなく、またこの領域での疲労強度データが不十分である。一方、応力・ひずみの主軸方向が時間的に変化する非比例多軸負荷では、破損寿命は著しく低下することが知られている。よって、T字形合流配管の温度揺らぎによる負荷の多軸度や非比例度を把握するとともに、熱疲労を受ける配管で発生が十分に予想される多軸負荷における疲労損傷データの補足およびその評価法のための材料の変形、破壊および微視組織の変化について調査し、原子力プラントの設計および維持・管理の健全性向上につながる損傷モデルや評価手法を構築する。

熱流動現象とそれに対する構造の熱応力応答によって発生する熱荷重を繰返し多軸負荷に着目して、多軸応力下における材料の熱疲労破損メカニズムについて内外の知見を幅広く調査するとともに、損傷メカニズムの解明に向けて実験および解析を行った。具体的には、前年度に引続きT字形合流配管の揺らぎを模擬した負荷履歴の非比例多軸疲労試験と非比例多軸の過大予負荷を与えた回転曲げによる疲労試験を実施し、構造材料の寿命および変形・破壊特性を取得するとともに、得られた結果を総合的に評価し、熱疲労損傷評価の高度化に反映するための多軸負荷を考慮した損傷評価手法について検討した。

### (b) 非比例多軸負荷における応力ひずみの定義

応力やひずみの主軸方向が時間的に変化する非比例多軸の疲労では、破損寿命が負荷経路に依存する<sup>16, 17, 18, 19, 20, 21, 22, 23</sup>。したがって、非比例多軸疲労での破損寿命評価では負荷経

---

<sup>15</sup> Kasahara N, Asayama T. “High Cycle Thermal Fatigue Induced by Fluid Temperature Fluctuation.”, Journal of the Society of Materials, Vol. 56, No. 4, pp. 383-388 (2007)

<sup>16</sup> Fatemi A, Socie DF. “A Critical Plane Approach to Multiaxial Fatigue Damage Including Out-of-Phase Loading.”, Fatigue Fract Eng Mater Struct, Vol. 11, pp. 149-165 (1988)

<sup>17</sup> Nitta A, Ogata T, Kuwabara KJ. “Fracture Modes and Fatigue Life Evaluation of SUS 304 Stainless Steel under Non-proportional Biaxial Loading Conditions.”, J Society Material Science, Japan, Vol. 38, pp. 416-422 (1989)

路を考慮する必要がある。しかし、主軸方向が時間的に変化する場合の適切な応力およびひずみの定義法についてはまだ明確にされていない。また、このことが非比例負荷を受ける構造材料や構造物の疲労強度設計基準を開発する上での一つの障害となっている。そこで、Itoh らが既に提案している非比例多軸負荷での応力・ひずみおよび同範囲の記述方法について示す<sup>24</sup>。

a) 主応力および主ひずみの定義

非比例多軸負荷では、主軸方向が時間的に変化するため、主応力・主ひずみおよびその主軸方向を時間の関数で表す必要がある。時刻  $t$  における主応力・主ひずみベクトルを  $S_i(t)$  とする。ここで、添え字  $i$  は 1、2 および 3 であり、それぞれ、最大、中間および最小主応力・主ひずみベクトルを表す。また、 $S$  は応力基準では  $\sigma$  に、ひずみ基準では  $\varepsilon$  に置き換える（以下、同様）。主応力・主ひずみベクトルを xyz 座標系上で模式的に表したのが図 3.2.4-41 である。

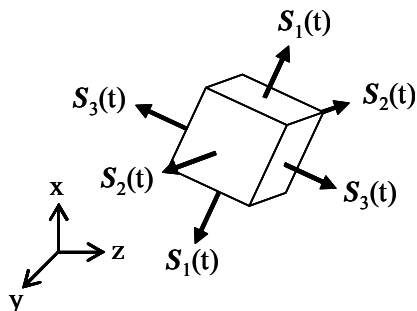


図 3.2.4-41 xyz 座標系における主応力または主ひずみ

<sup>18</sup> Doong SH, Socie DF. “Dislocation Substructure and Non-proportional Hardening.” , J Engng Mater Technol, Vol. 112, pp. 456-565 (1990)

<sup>19</sup> Itoh T, Sakane M, Ohnami M, Socie DF. “Nonproportional Low Cycle Fatigue Criterion for Type 304 Stainless Steel.” , Trans ASME J Eng Mater Technol, Vol. 117, pp. 285-292 (1995)

<sup>20</sup> Itoh T, Nakata T, Sakane M, Ohnami M. “Non-proportional Low Cycle Fatigue of 6061 Aluminum Alloy under 14 Strain Path.” , Multiaxial Fatigue and Fracture (Macha et al., eds.), Vol. 25, pp. 41-54 (1999)

<sup>21</sup> Carpinter A, Brighenti R, Macha E, Spagnoli A. “Expected Principal Direction under Multiaxial Random Loading.” , Part II: numerical simulation and experimental assessment through the weight function method, International Journal of Fatigue, Vol. 21, pp. 89-96 (1999)

<sup>22</sup> Socie DF, Marquis G, eds, Multiaxial Fatigue, SAE International (2000)

<sup>23</sup> Reis L, Li B, Freitas M. “Crack Initiation and Growth Path under Multiaxial Fatigue Loading in Structural Steels.” , International Journal of Fatigue, Vol. 31, pp. 1660-1668 (2009)

<sup>24</sup> Itoh T, Sakane M, Shimizu Y. “Definition of Stress and Strain Ranges for Multiaxial Fatigue Life Evaluation under Non-Proportional Loading” , 材料 (高温特集号) , Vol. 62, No. 2, pp. 117-124 (2013)

時刻  $t$  における応力・ひずみ ( $SI(t) : \sigma I(t), \varepsilon I(t)$ ) を次式の最大主応力・主ひずみベクトル ( $\mathcal{S}_1(t)$ ) または最小主応力・主ひずみベクトル ( $\mathcal{S}_3(t)$ ) の絶対値の最大で定義する。

$$SI(t) = \text{Max} \left[ \left| \mathcal{S}_1(t) \right|, \left| \mathcal{S}_3(t) \right| \right] \quad (3.2.4-16)$$

また、負荷経路を一巡する間 (1 サイクル中) での  $SI(t)$  の最大値を  $SI_{\max}$  とし、次式で表す。

$$SI_{\max} = SI(t_0) = \text{Max} [SI(t)] \quad (3.2.4-17)$$

すなわち、 $t_0$  は  $|\mathcal{S}_1(t)|$  または  $|\mathcal{S}_3(t)|$  のいずれかが 1 サイクル中での最大となる時刻である。

#### b) 主軸方向の変化角

主応力・主ひずみの主軸方向の変化を表すために、基準となる新たな直交座標系 XYZ を定義する。X 軸の定義方法は最大ひずみ方向と最大累積損傷平面の 2 種類あり、最大ひずみ方向は  $SI_{\max}$  の方向を X 軸と定義し、最大累積損傷平面は 1 サイクル中における応力・ひずみの累積値が最大となる面に対する垂直方向を X 軸と定義する。Z 軸は YZ 面に投影された主応力・主ひずみベクトルが最大となる時の方向とする。

図 3.2.4-42 に示すように応力・ひずみの主軸方向の変化角は、任意の時刻の主応力・主ひずみベクトル ( $\mathcal{S}_i(t)$ ) と X 軸方向との間の角度  $\xi(t)/2$  および  $\mathcal{S}_i(t)$  を YZ 面に投影した方向と Y 軸方向の間の角度  $\zeta(t)$  で定義され、次式で与えられる。

$$\frac{\xi(t)}{2} = \cos^{-1} \left( \frac{\mathcal{S}_i(t_0) \cdot \mathcal{S}_i(t)}{\left| \mathcal{S}_i(t_0) \right| \left| \mathcal{S}_i(t) \right|} \right) \quad \left( 0 \leq \frac{\xi(t)}{2} \leq \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.2.4-18)$$

$$\zeta(t) = \tan^{-1} \left( \frac{\mathcal{S}_i(t) \cdot \mathbf{e}_Z}{\mathcal{S}_i(t) \cdot \mathbf{e}_Y} \right) \quad \left( 0 \leq \zeta(t) \leq 2\pi \right) \quad (3.2.4-19)$$

ここで、 $\mathbf{e}_Y$  および  $\mathbf{e}_Z$  はそれぞれ、Y および Z 軸方向の単位ベクトルである。また、添え字  $i$  は、 $SI_{\max}$  が与えられる主応力・主ひずみによって決まり、1 または 3 である。たとえば、 $SI_{\max} = |\mathcal{S}_3(t_0)|$  のとき、 $i=3$  である。

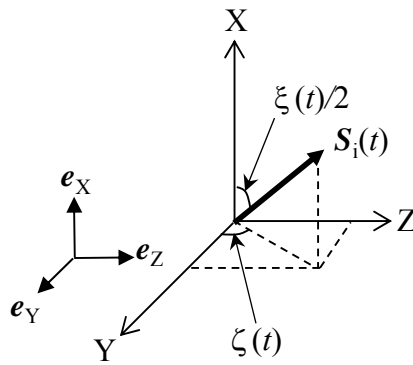


図 3.2.4-42 XYZ 座標系における主応力および主ひずみ方向

c) 応力・ひずみ範囲および平均ひずみ・応力の定義

式(3.2.4-15)の応力・ひずみ  $SI(t)$  と式(3.2.4-17)および式(3.2.4-18)の角度  $\xi(t)/2$  および  $\zeta(t)$  を同時に表す方法として、図 3.2.4-43 に示すような  $SI(t)$  と  $\xi(t)$  および  $\zeta(t)$  を用いた極座標系表示法を用いる。極座標系表示では、直交する 3 つの方向  $SI_1$ 、 $SI_2$  および  $SI_3$  をそれぞれ、 $\xi=0$ 、 $\xi=\pi/2$  で  $\zeta=0$  および  $\zeta=\pi/2$  の方向にとる。なお、図 3.2.4-43 の極座標系上では、表示する角度  $\xi(t)$  は図 3.2.4-42 の材料上での角度  $\xi(t)/2$  の 2 倍となっていることに注意を要する。

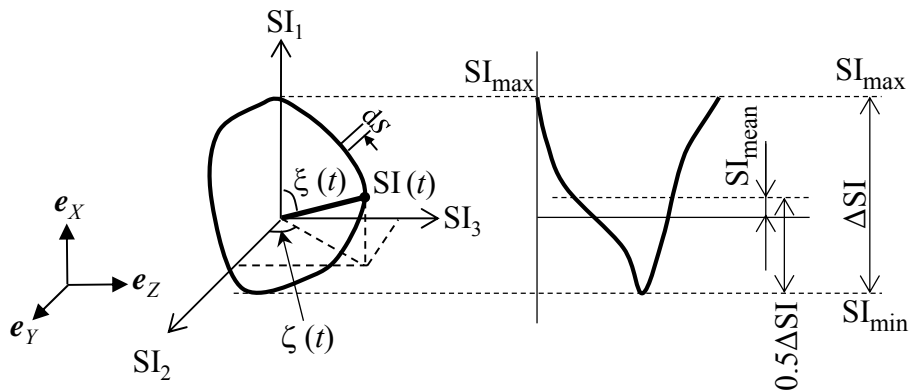


図 3.2.4-43 極座標系表示による応力範囲またはひずみ範囲、平均応力または平均ひずみ  
ここで定義した応力・ひずみおよび主軸方向の変化角を極座標系表示することによって、3 軸負荷状態での応力・ひずみ大きさと主軸方向変化の軌跡を 3 次的に表すことができる。また、応力・ひずみ範囲および平均応力・ひずみを容易に定義できる。

応力・ひずみ範囲 ( $\Delta SI$ ) は、極座標系表示した応力・ひずみの経路の  $SI_1$  方向の最大値と最小値の差で与えられる。また、その応力範囲の中央値が平均応力 ( $SI_{\text{mean}}$ ) であり、次式で与えられる。

$$\Delta SI = \text{Max}[SI_{\text{max}} - \cos\xi(t) SI(t)] = SI_{\text{max}} + SI_{\text{min}} \quad (3.2.4-20)$$

$$SI_{\text{mean}} = \frac{1}{2}(SI_{\text{max}} - SI_{\text{min}}) \quad (3.2.4-21)$$

ここで、 $SI_{\text{min}}$  は  $(SI_{\text{max}} - \cos\xi(t) SI(t))$  が最大となる時の  $(-\cos\xi(t) SI(t))$  である。 $\Delta SI$  は図 3.2.4-42 で示した  $SI_{\text{max}}$  面に作用する主応力・主ひずみの垂直成分の振幅であり、 $SI_{\text{mean}}$  はその中間値である。なお、ここでは  $SI$  を主応力・主ひずみとしたが、ミーゼスやトレスカの相当応力・ひずみに置き換えても良い。

#### d) 非比例度の定義法

Itoh らは平面負荷下での非比例多軸低サイクル疲労寿命を評価するために、ひずみ経路および材料依存性を考慮した次式の非比例多軸低サイクル疲労寿命評価式  $\Delta \varepsilon_{\text{NP}}$  を提案している<sup>19, 20, 25, 26</sup>。

$$\Delta \varepsilon_{\text{NP}} = (1 + \alpha f_{\text{NP}}) \Delta SI \quad (3.2.4-22)$$

ここで、係数  $\alpha$  は非比例負荷の影響の材料依存性を示す係数である。一方、 $f_{\text{NP}}$  は非比例負荷係数で、ひずみ経路の非比例負荷の強さを表すパラメータであり、次式で定義される。

$$f_{\text{NP}} = \frac{\pi}{2SI_{\text{max}} \cdot L_{\text{path}}} \int_C |\mathbf{e}_1 \times \mathbf{e}_R SI(t)| ds \quad (3.2.4-23)$$

$f_{\text{NP}}$  は比例負荷では 0 であり、非比例負荷では  $0 < f_{\text{NP}} \leq 1$  となる。ここで、 $\mathbf{e}_R$  は  $SI(t)$  方向の単位ベクトルであり、 $ds$  は応力・ひずみ経路での経路の増加分を示している。 $C$  は応力・ひずみ経路の積分路であり、“ $\times$ ”は外積を示している。また  $L_{\text{path}}$  は全負荷経路の長さの和である。式(3.2.4-23)で  $SI(t)$  は、応力の場合は  $\sigma$ 、ひずみの場合は  $\varepsilon$  と置換すれば良いが、 $SI$ - $\xi$ - $\zeta$  極座標系での経路で積分するので応力およびひずみ基準の違いによる  $f_{\text{NP}}$  値の差はない。また、 $f_{\text{NP}}$  は極座標において円形の場合 1 をとる。

#### e) レインフロー法を用いた非比例多軸負荷損傷評価

繰返し変動負荷における負荷波形の分離および繰返し係数法は、一般にレインフロー法<sup>27</sup>がよく用いられる。応力・ひずみの主軸方向が複雑に変化する非比例多軸負荷において

<sup>25</sup> Itoh T, Miyazaki T. “A Damage Model for Estimating Low Cycle Fatigue Lives under Non-proportional Multiaxial Loading.”, *Biaxial/Multiaxial Fatigue & Fracture* (Carpinter et al., eds.), Vol. 31, pp. 423-439 (2003)

<sup>26</sup> Itoh T, Yang T. “Material Dependence of Multiaxial Low Cycle Fatigue Lives under Non-proportional Loading.”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 33, pp. 1025-1031 (2011)

<sup>27</sup> Endo T, Mitsunaga K, Nakagawa H. “Fatigue of Metals Subjected to Varying

も、IS法を用いて図3.2.4-43のように非比例多軸負荷波形を単軸負荷波形相当に落とし込んでしまえば、破損寿命に及ぼす非比例多軸負荷の影響を適切に評価することにより、従来の単軸負荷と同様の寿命評価が可能になると考えられる。

図3.2.4-44に示すように、ある非比例多軸の繰返し負荷をIS法により $\epsilon_{I_1-L_{path}}$ 上に示した負荷波形を、レインフロー法を用いて4つの波形に分割した場合を考える。分割したそれぞれの波形に対して式(3.2.4-23)より $f_{NP}$ を計算し、式(3.2.4-7)の $\Delta\epsilon_{NP}$ が求められる。この $\Delta\epsilon_{NP}$ から単軸負荷で得られた寿命線図よりそれぞれの波形での破損寿命を計算し、従来の単軸負荷の設計と同様のプロセスで適切な累積損傷則を用いて非比例多軸負荷での破損寿命が予測できると考えられる。なお、ここで示す手法はまだ提案初期段階であり、モデルの構築のためのさらなる検討が必要である。

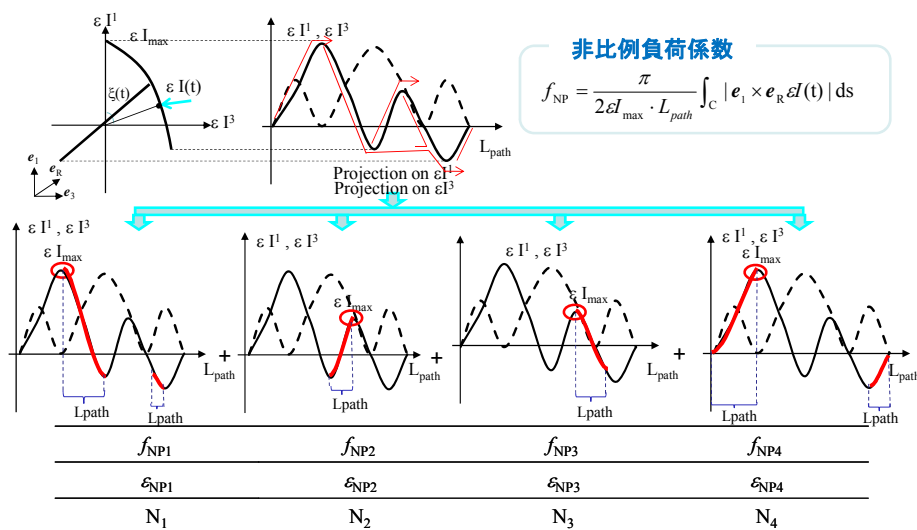


図 3.2.4-44 非比例多軸負荷の分割

(c) 非比例多軸疲労試験

a) 負荷経路のT字配管における応力履歴の解析

T字配管の2箇所（レインフロー、マイナー則で疲労損傷の大きな部位）が受けた応力時系列データを用いて、IS法<sup>24</sup>で多軸繰返し負荷状態を解析した。3次元および2次元の極座標系表示する結果を図3.2.4-45に示す。2次元の解析結果より、配管が受けた応力の主軸方向は複雑に変化していることがわかる。この2次元解析結果に基づき、負荷経路を極座標系表示上でT字負荷として模擬した。さらに、引張負荷と引張保持中に繰返しねじりを負荷する方法をT字負荷として多軸疲労試験に採用した。

Stress-prediction of Fatigue Lives.”, The Japan Society of Mechanical Engineers, pp. 41-44 (1967)



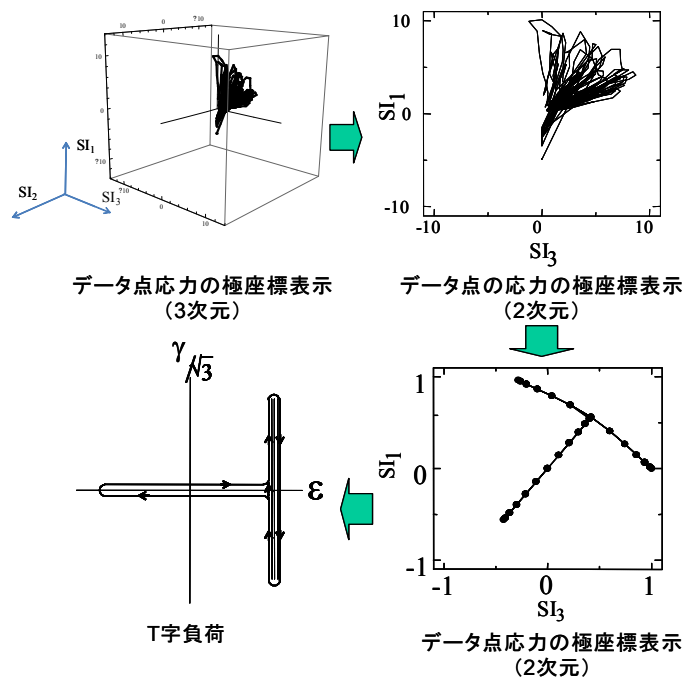


図 3.2.4-45 解析に基づいて試験負荷をモデル化したT字負荷

b) 試験条件

本試験に使用した装置は、試験片に軸荷重とねじり荷重を組み合わせることで、コンピュータ制御による横型電気油圧サーボ式引張・圧縮/繰返しねじりの多軸低サイクル疲労試験装置で、試験機の仕様は最大±50kN、最大トルク±500N・m、最大周波数 1Hz である。疲労試験は常温大気中において、全ひずみ制御で実施した。また、試験片は図 3.2.4-46 に示す薄肉円筒試験片を使用し、評点間距離は 7mm である。なお、すべての試験において、ひずみ速度はミーゼス型の全ひずみ基準で 0.1%/s 一定とした。

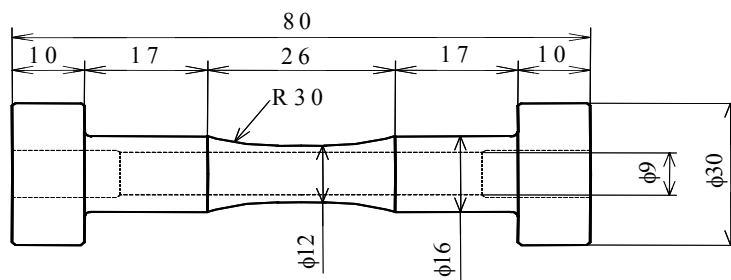


図 3.2.4-46 薄肉円筒試験片形状および寸法 (mm)

試験に用いたひずみ経路は、図 3.2.4-47 に示す 9 種類とした。ここで、PP、RT はそれぞれ単軸の引張・圧縮負荷、繰返しねじり負荷である。CI は軸ひずみ $\epsilon$ とせん断ひずみ $\gamma$ が 90 度位相差で負荷される円形負荷の試験である。また、PP、RT の試験は応力やひずみの主軸方向が変化しない比例負荷であり、CI は応力やひずみ主軸方向が時間的に変化する非比

例負荷である。T は、非比例度解析の結果に基づき熟疲労履歴を模擬した負荷経路のT字負荷の試験である。すなわち、T字負荷試験では、負荷経路を一巡する間に引張・圧縮負荷を一回と軸ひずみ一定で繰返しねじりを負荷する試験であり、一定軸ひずみの値やねじりの繰返し数を種々変化（1、10、100回）させた試験（T1～T6）を実施した。

本研究の破損寿命  $N_f$  は1サイクル中の応力範囲がその最大値の3/4となる繰返し数または破断した繰返し数とした。なお、本研究の繰返し数は、一巡する負荷経路（path）における引張・圧縮、ねじりの繰返し数（cycle）と定義した。

表 3.2.4-4 は試験条件および試験結果の一覧表である。T字負荷試験の数字も振り分けは図 3.2.4-47 の負荷経路とねじりの繰返し数に対応し、a、b はそれぞれひずみ範囲が軸ねじりで 0.7-0.7%、1.0-0.7% である。

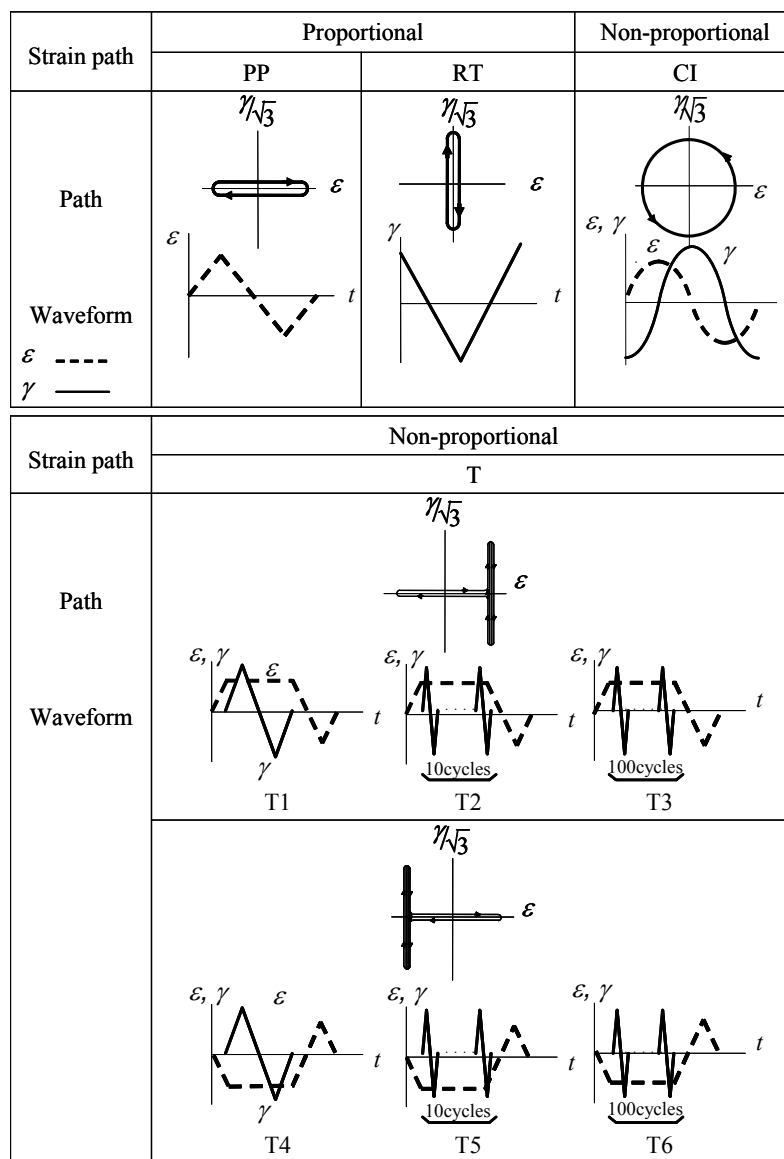


図 3.2.4-47 負荷経路

表 3. 2. 4-4 試験条件および試験結果

| Strain type |      | $\Delta\varepsilon$<br>(%) | $\Delta\gamma/\sqrt{3}$<br>(%) | Number of<br>cycle in RT<br>(cycles) | Cycle<br>counting<br>along path<br>(cycles) | Number of<br>cycle<br>(cycles) |
|-------------|------|----------------------------|--------------------------------|--------------------------------------|---|--------------------------------|
| PP          |      | 0.7                        | —                              | —                                    | 1   | 21000                          |
| RT          |      | —                          | 0.7                            | 1                                    | —   | 54000                          |
| CI          |      | 0.7                        | 0.7                            | 1                                    | 1   | 3940                           |
| T           | T1-a | 0.7                        | 0.7                            | 1                                    | 2   | 4240                           |
|             | T2-a |                            |                                | 10                                   | 11  | 16800                          |
|             | T3-a |                            |                                | 100                                  | 101   | 30780                          |
|             | T1-b | 1.0                        | 0.7                            | 1                                    | 2   | 4950                           |
|             | T2-b |                            |                                | 10                                   | 11  | 7870                           |
|             | T3-b |                            |                                | 100                                  | 101   | 34000                          |
|             | T4-a | 0.7                        | 0.7                            | 1                                    | 2   | 2330                           |
|             | T5-a |                            |                                | 10                                   | 11  | 10600                          |
|             | T6-a |                            |                                | 100                                  | 101   | 28000                          |
|             | T4-b | 1.0                        | 0.7                            | 1                                    | 2   | 1680                           |
|             | T5-b |                            |                                | 10                                   | 11  | —                              |
|             | T6-b |                            |                                | 100                                  | 101   | 30000                          |

c) 試験結果および考察

① 非比例負荷の効果

図 3. 2. 4-48 に示す基礎データである PP、RT および CI の破損寿命の比較より、PP に比べて RT の破損寿命は約 2.5 倍と長いことがわかった。また非比例負荷である CI の破損寿命は PP のその 1/5 倍程度で、非比例負荷の影響による破損寿命の低下が確認できた。非比例負荷では、比例負荷に比べてより多くのすべり系が活動することによりすべり系間の相互作用によって応力振幅が増加（追硬化）し、破損寿命が低下することが知られている

<sup>12</sup>。

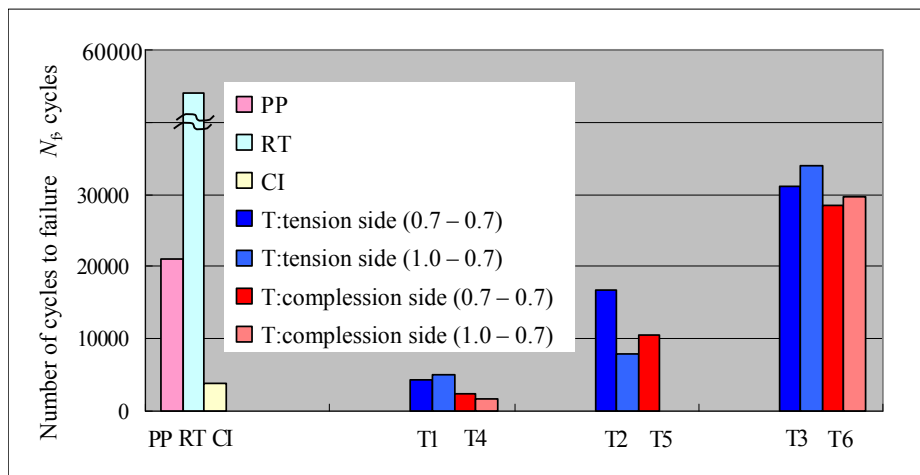


図 3. 2. 4-48 各負荷経路での実験結果の寿命比較

② T字負荷でのねじりの繰返し数の影響

図 3. 2. 4-48 の結果より、T字負荷はねじりの繰返し数の増加に伴って破損寿命が増加することがわかった。また、PP と RT の結果を基に線形累積損傷則を用いて算出した破損寿命と比較して、T1・T4（ねじりの繰返し数が 1 回）の破損寿命は著しく減少していることがわかった。このことは、ねじりの繰返し数が 1 回の負荷では非比例負荷の影響により破損寿命が減少したことを示している。しかし、ねじりの繰返し数を増加すると徐々に線形累積損傷則の結果に近づいた。このことから、ねじりの繰返し数の増加に伴って非比例負荷の効果が減少していると考えられる。

図 3. 2. 4-49 に  $1/2N_f$  の繰返し数を含む一巡する負荷経路での軸応力範囲およびせん断応力範囲の平均値と破損寿命の関係を示す。この結果から、データのばらつきは若干見られるものの、応力範囲で破損寿命を比較的うまく評価することが可能であることがわかった。このことは、ねじりの繰返し数の増加に伴って応力振幅が徐々に低下することを示している。このことから、ねじりの繰返し数の増加に伴って非比例負荷の効果が減少していると考えられる。

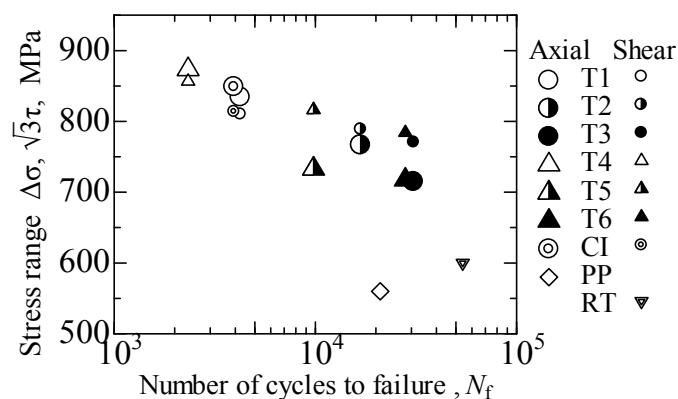


図 3. 2. 4-49  $1/2N_f$ での応力範囲の平均値と破損寿命の関係

③ T字負荷での一定軸ひずみの引張側と圧縮側の違いによる影響

図 3. 2. 4-50 に  $1/2N_f$  の繰返し数を含む一巡する負荷経路でのせん断応力-軸応力線図を示す。これらの応力経路は、塑性ひずみの発生に伴いヒステリシスを描いているものの、いずれの結果でも図 3. 2. 4-47 に示したひずみ経路と類似していた。この結果から、ねじりの繰返し数の増加は応力経路にあまり影響を及ぼさないことがわかった。

しかし、図 3. 2. 4-51 に T1 と T4 における  $1/2N_f$  での軸方向のヒステリシスループの例を示すとおり、引張保持 T1、T2、T3 と比べて、圧縮保持 T4、T5、T6 の方が軸の最大応力振幅の値が大きかった。すなわち、図 3. 2. 4-48 で示したように、T字負荷では圧縮保持の破損寿命が引張保持の破損寿命に比べて短くなったことは、この最大応力振幅の違いが起因していると考えられる。

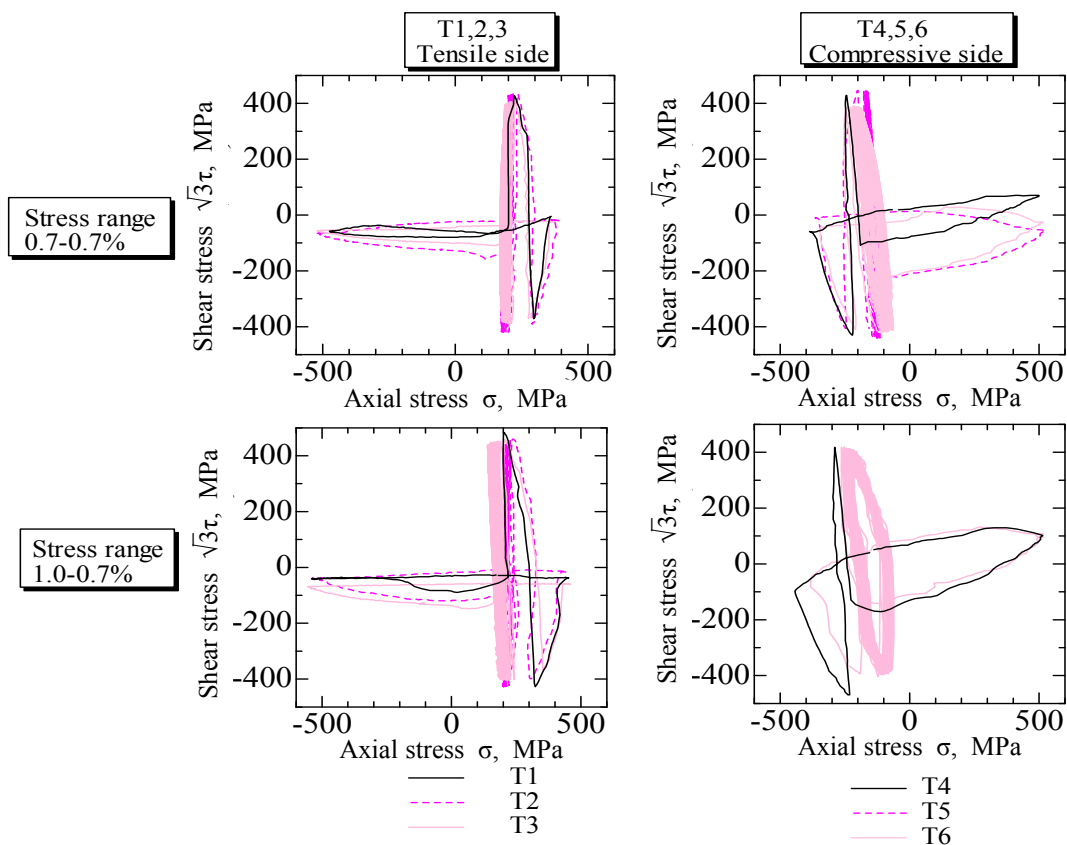


図 3. 2. 4-50  $1/2N_f$  での応力変化の関係

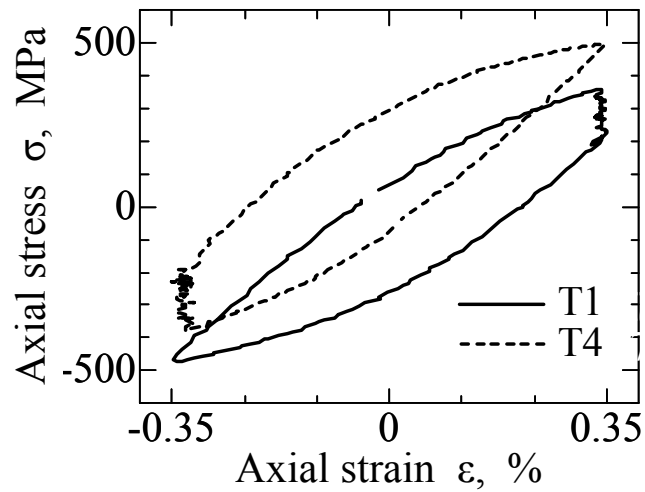


図 3.2.4-51 T1 と T4 のヒステリシスループの比較

④ T字負荷での軸ひずみの大きさの影響

T字負荷の試験では、軸のひずみ範囲を 0.7% および 1.0% の 2 レベルで試験を実施した結果、ねじりの繰返し数 100 回の T3 および T6 では軸ひずみ範囲の大きい 1.0% の方が長寿命となった。この原因について、T3 と T6 のねじりの塑性ひずみ範囲で破損寿命整理した図 3.2.4-52 から考察した。同図では寿命データがほぼ直線的に整理され、破損寿命が短いほどねじりの塑性ひずみ範囲が大きい傾向があった。このことから、軸ひずみ範囲を増加させることにより追硬化がより大きく生じ、その結果、ねじりの塑性ひずみが小さくなったことが起因していると考えられる。

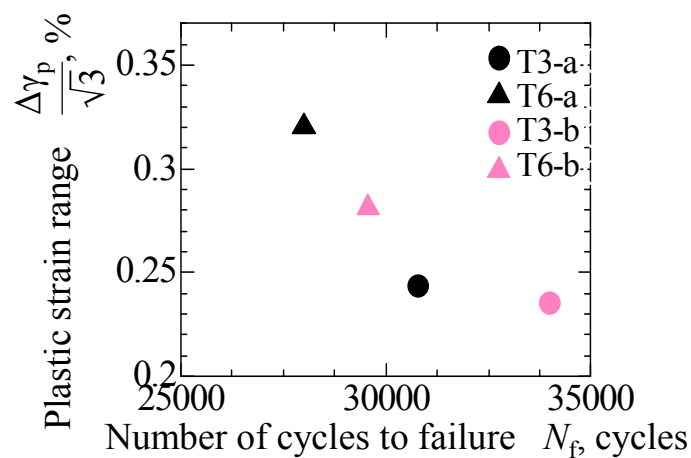


図 3.2.4-52 0.5N<sub>f</sub> 時の塑性ひずみ範囲と N<sub>f</sub> の関係

⑤ 破損寿命評価結果

表 3.2.4-5 および図 3.2.4-53 に、Itoh らが提案しているひずみ経路および材料依存性を考慮したの非比例多軸低サイクル疲労寿命評価式  $\Delta\epsilon_{NP}$  (式(3.2.4-15)～式(3.2.4-23)) より得られた破損寿命  $N_f^{eva}$  と実験より得られた破損寿命  $N_f^{exp}$  との関係を示す。この結果より、 $N_f^{eva}$  はねじりの繰返し数が 1 回の試験に対しては長寿命側で評価されるものの、ねじりの繰返し数が 10 回、100 回の試験に対してはほぼ係数 2 の範囲で評価することが可能であった。また、本評価式による破損寿命は、引張保持と圧縮保持では同等の値をとっており (T1 と T4、T2 と T5、T3 と T6)、また実験結果に比べ長寿命側で評価される傾向があったが、これは本評価式ではねじりの際に働く引張・圧縮の平均応力の効果を考慮できていないためであると考えられる。

表 3.2.4-5 疲労寿命評価結果

| Strain type |      | $\Delta\epsilon$<br>(%) | $\Delta\gamma/\sqrt{3}$<br>(%) | Number of<br>cycle in RT<br>(cycles) | Failure life in<br>experiment<br>$N_f^{exp}$<br>(cycles) | Failure life in<br>evaluation<br>$N_f^{eva}$<br>(cycles) |
|-------------|------|-------------------------|--------------------------------|--------------------------------------|--|--|
| T           | T1-a | 0.7                     | 0.7                            | 1                                    | 4240   | 12600  |
|             | T2-a |                         |                                | 10                                   | 16800  | 22000  |
|             | T3-a |                         |                                | 100                                  | 30780  | 25800  |
|             | T1-b | 1.0                     | 0.7                            | 1                                    | 4950   | 6340   |
|             | T2-b |                         |                                | 10                                   | 7870   | 16000  |
|             | T3-b |                         |                                | 100                                  | 34000  | 22900  |
|             | T4-a | 0.7                     | 0.7                            | 1                                    | 2330   | 12600  |
|             | T5-a |                         |                                | 10                                   | 10600  | 22000  |
|             | T6-a |                         |                                | 100                                  | 28000  | 25800  |
|             | T4-b | 1.0                     | 0.7                            | 1                                    | 1680   | 6340   |
|             | T5-b |                         |                                | 10                                   | —  | 16000  |
|             | T6-b |                         |                                | 100                                  | 30000  | 22900  |

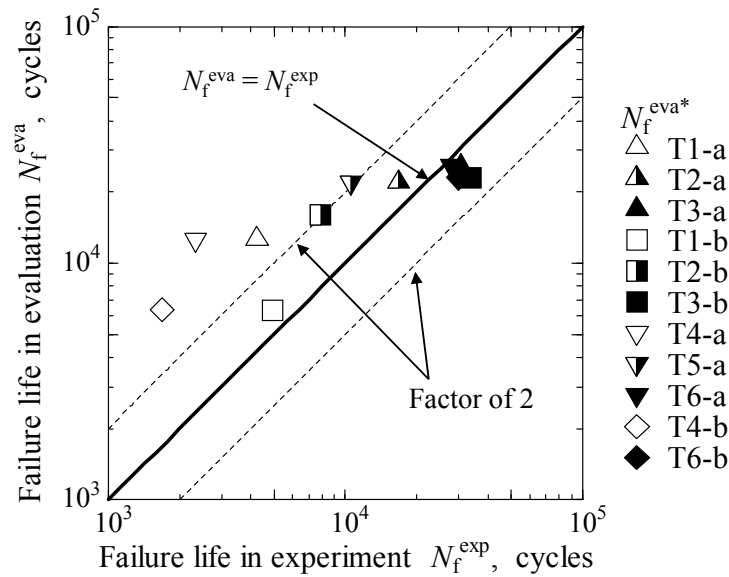


図 3. 2. 4-53 疲労寿命評価結果と実験結果の関係

(d) 非比例多軸の過大予負荷による高サイクル疲労強度への影響

a) 概要

原子力発電所をはじめとする各種プラントの配管系では、温度揺らぎによる熱疲労と流体によるせん断応力との重畳により、主応力・主ひずみ軸方向が時間的に変化する非比例多軸負荷状態にあることが多い。この非比例負荷により比例負荷に比べると追硬化を伴い疲労破損寿命が著しく低下することが報告されている<sup>16, 17, 18, 19, 20, 21, 22, 23</sup>。また、配管内の負荷モードとして、発電設備の起動停止等による昇温・冷却時の大幅な温度変化や地震などによる想定外の外荷重により数サイクルの非比例多軸過大負荷がかかることが予測される。この場合、追硬化現象によって極数サイクル内の非比例多軸負荷が材料を強化させる可能性があり、その負荷履歴が高サイクル疲労強度に及ぼす影響について調査することは原子力プラントの設計および維持・管理の向上の観点から重要である。とくにステンレス鋼などの結晶構造が FCC で SFE が小さい材料では、Planer すべりによってすべり系間の相互作用が大きくなり、大きな追硬化が生じることから、他の材料とは異なる挙動を示すことが示唆される<sup>26</sup>。

以上の観点から、本研究では SUS316 鋼を対象として、比例および非比例多軸の非弾性予負荷を付与した場合の負荷履歴が高サイクル疲労寿命に及ぼす影響について実験的に調べ、同負荷による損傷増加に起因する弱化と追硬化に起因する強化のメカニズムについて考察した。具体的に、まず、多軸疲労試験装置を用いて非比例多軸の中断（予負荷）試験を実施し、試験片に比例および非比例多軸の予負荷を付与した。その後、追加工した同試験片を用いて回転曲げ疲労試験装置による高サイクル疲労試験を実施した。

b) 試験片および試験方法



供試材はオーステナイト系ステンレス鋼 SUS316 であり、その化学成分を表 3.2.4-6 に示す。試験片は図 3.2.4-54 および図 3.2.4-55 に示す評点部直径 10mm の中実丸棒試験片を使用した。まず、図 3.2.4-54 のボタンヘッド (φ30) の中実丸棒試験片を用いて多軸予負荷試験を実施し、試験片に予負荷を付与した。その後、図 3.2.4-55 の形状に追加工し、高サイクル疲労試験を実施した。なお、追加工の際は、評点部直径 10mm の部分は一切加工せず、その他の部分を直径 12mm に加工した。試験片表面は、エメリー紙で研磨後、さらにアルミナ粒子によるバフ研磨により鏡面仕上げを施した。

表 3.2.4-6 化学成分

| Chemical composition (wt.%) |      |      |       |       |       |       |      |
|-----------------------------|------|------|-------|-------|-------|-------|------|
| C                           | Si   | Mn   | P     | S     | Ni    | Cr    | Mo   |
| 0.05                        | 0.27 | 1.36 | 0.036 | 0.029 | 10.04 | 17.02 | 2.02 |

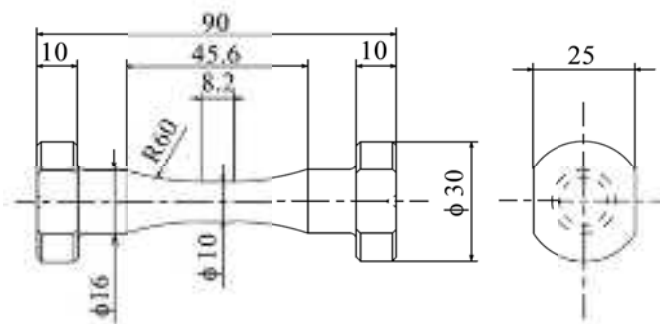


図 3.2.4-54 中実丸棒試験片 (多軸予負荷試験) (mm)

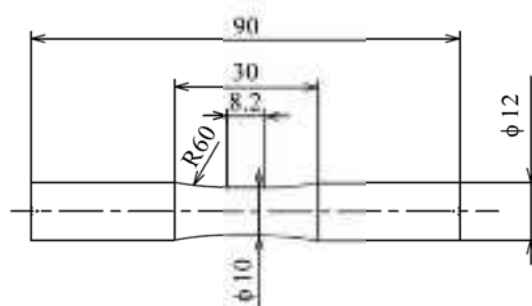


図 3.2.4-55 中実丸棒試験片 (高サイクル疲労試験) (mm)

試験の手順を図 3.2.4-56 に示す。試験は多軸疲労試験装置を用いて多軸予負荷試験を実施し、試験片に比例および非比例多軸の非弾性の予負荷を付与した。その後、追加工した同試験片を用いて回転曲げ疲労試験装置による高サイクル疲労試験を実施した。また、そ

れと並行して基本データ取得のため、無予負荷の高サイクル疲労試験も実施した。

多軸予負荷試験で使用した試験装置を図 3. 2. 4-57 に示す。試験装置は、試験片に軸荷重とねじり荷重を組み合わせることでできるコンピュータ制御による電気油圧サーボ式の引張・圧縮/繰返しねじりの多軸低サイクル疲労試験装置である（試験機の仕様：最大軸荷重 50 kN、最大トルク 500 N・m、最大試験周波数 1 Hz）。ひずみの計測は、渦電流式変位センサを備えたレバー式の伸び計を用いた。試験は、室温大気中において全ひずみ制御で実施した。また、ひずみ速度はミーゼス全ひずみ基準で 0.2%/s で一定とした。試験に用いたひずみ経路および負荷波形は図 3. 2. 4-58 に示すように単軸の引張・圧縮負荷 (PP) および軸ひずみ  $\varepsilon$  とせん断ひずみ  $\gamma$  が 90 度の位相差で負荷される円形負荷 (CI) である。ここで、円形負荷の試験はひずみ主軸方向が時間的に変化する非比例多軸負荷である。また、本試験での破損寿命 ( $N_f$ ) は 1 サイクル中の応力範囲がその最大値の 3/4 となる繰返し数または破断した繰返し数とした。

試験条件の一覧を表 3. 2. 4-7 に示す。すなわち、ひずみ範囲をミーゼス基準で  $\Delta\varepsilon_{eq}=0.5\%$ 、予負荷サイクル数を同ひずみ範囲で試験を実施した場合の破損寿命 ( $N_f$ ) の 10%、30%とした。また、数サイクルの予負荷試験として、ひずみ範囲をミーゼス基準で  $\Delta\varepsilon_{eq}=0.7\%$ 、予負荷サイクル数を 10、50 サイクルの試験を実施した。

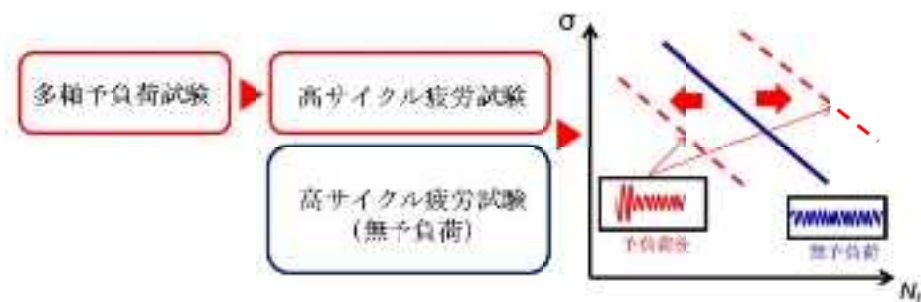


図 3. 2. 4-56 試験の手順

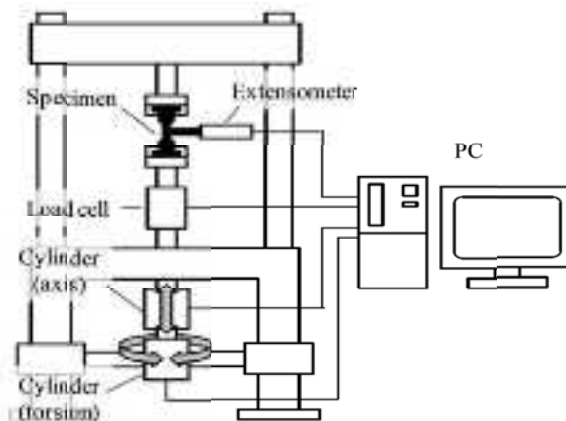
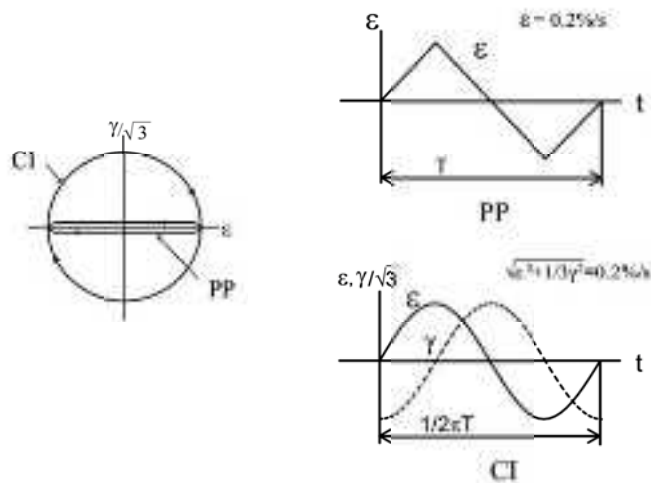


図 3. 2. 4-57 多軸低サイクル疲労試験装置



(a) 負荷経路 (b) 負荷波形

図 3.2.4-58 負荷経路および負荷波形

表 3.2.4-7 試験条件 (多軸予負荷試験)

| Strain range( $\Delta\epsilon_{eq}$ ), % | Strain path | Pre-loading cycle, cycles |          |       |
|--|-------------|---------------------------|----------|-------|
|  |             | $0.1N_f$                  | $0.3N_f$ | $N_f$ |
| 0.5                                      | PP          | $0.1N_f$                  | $0.3N_f$ | $N_f$ |
|  | CI          |                           |          |       |
| 0.7                                      | PP          | 10                        | 50       |       |
|  | CI          |                           |          |       |

高サイクル疲労試験は小野式回転曲げ試験装置を使用し、室温大気中で実施した。しかし、オーステナイト系ステンレス鋼の高周波数での疲労試験において、高応力振幅域での試験片の発熱が問題となる。そこで、試験は回転速度 1500rpm で実施し、発熱防止のため冷却水の試験片への滴下による水冷却下で実施した。

c) 試験結果および考察

(i) 多軸予負荷試験

① 変形特性

図 3.2.4-59 に縦軸を最大応力比、横軸を寿命比としてその関係を整理した図を示す。ここで、最大応力比は、各サイクルの最大応力 ( $\sigma_{max}$ ) を試験装置の応力調整が完了し応力が安定する 5 サイクル目の最大応力 ( $\sigma_{max0}$ ) で除した値と定義し、以下「応力比」として簡略に記す。また、寿命比はその時のサイクル数 ( $N$ ) を破損寿命 ( $N_f$ ) で除した値である。PP において、繰返し初期に応力比は増加し、その後、寿命比 0.2 に至るまで急激に低下した。それ以降、応力比は一定値を示し安定している。また、寿命比 0.9 以降の応力比の急激な低下は、主き裂の成長による影響だと考えられる。一方、CI において、繰返し初期に応力比は大きく増加し、その後、寿命比 0.7 付近に至るまで一定の割合で徐々に低下して

いる。また、寿命比 0.7 以降の応力比は急激に低下しているが、PP のそれより低下割合は小さい。これは非比例負荷により主応力・主ひずみ方向が時間的に変化するため副き裂が様々な方向に成長したためだと考えられる。

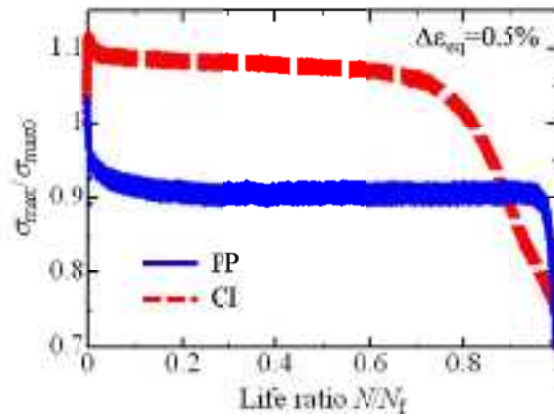


図 3. 2. 4-59 最大応力比と寿命比の関係

## ② き裂観察

比例負荷および非比例負荷の違いによるき裂の発生・成長過程の差より、変形・破壊特性を明らかにするために試験片の表面き裂の観察を行った。図 3. 2. 4-60 にレーザー顕微鏡による予負荷試験後の試験片表面き裂観察の結果を示す。表面にはサイズの異なるき裂が多数発生しており、破断の主因となるき裂を主き裂、き裂長さが 50 $\mu\text{m}$  以上あるものを副き裂、50 $\mu\text{m}$  以下のものを微小き裂と定義する。

図 3. 2. 4-60 に予負荷時の表面き裂観察結果を示す。図 3. 2. 4-60 より、PP では、0.3 $N_f$  まで微小き裂および副き裂は確認できなかった。すなわち、0.3 $N_f$  までの予負荷は材料に対して大きな損傷として作用していないことが言える。一方、CI では、50 サイクルからすべり線が発生し、そのすべり線に沿って微小き裂が発生している。すなわち、CI では繰返し初期から転位が活発に活動し、数サイクルの予負荷で材料に対して大きな損傷として作用することが言える。

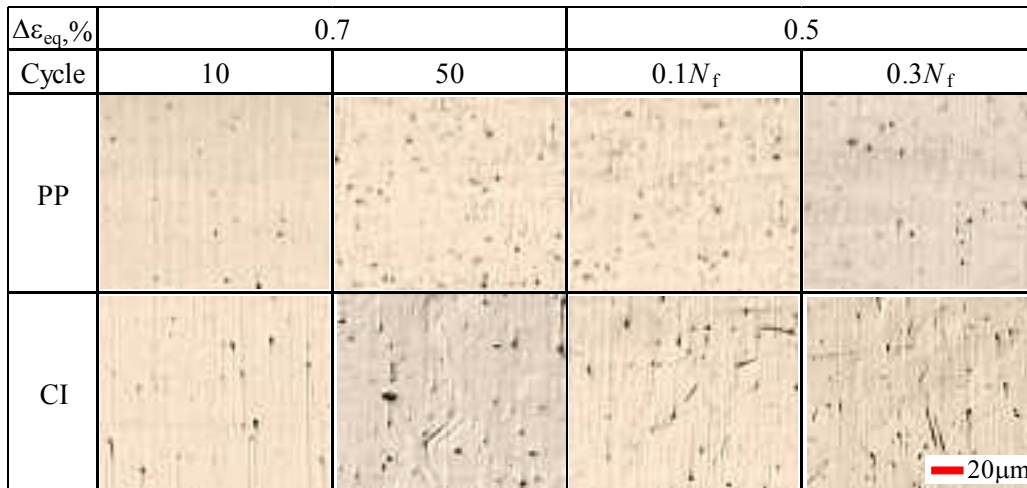


図 3.2.4-60 き裂観察結果

### ③ 内部組織観察

図 3.2.4-61 に内部組織観察結果を示す。PP では、50 サイクルまで転位が増殖し、結晶粒内に一様に散乱している。その後、 $0.1N_f$  では組織化が開始し、 $0.3N_f$  では組織化が進行している。一方、CI では、50 サイクルまで転位が増殖し、その増加量は PP よりも大きい。その後、 $0.1N_f$  では層状の PSBs（固執すべり帯）が形成され、 $0.3N_f$  ではセルの形成が確認できる。このように、PP では繰返し初期の転位の増殖とその後の集積および組織化に特徴付けられ、転位密度の低下が変形抵抗の減少につながり、軟化挙動を示したものと考えられる。一方、CI では、繰返し初期の転位の増殖とその後の PSBs およびセルの形成に特徴付けられ、転位密度の増加と PSBs の形成が変形抵抗の増加につながり、硬化挙動を示したものと考えられる。

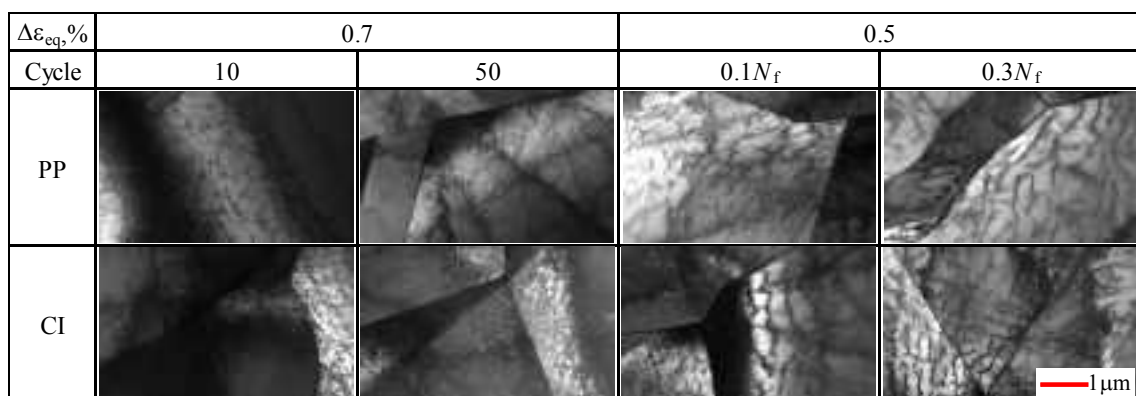


図 3.2.4-61 TEM 画像

### ④ 予負荷時の影響因子

予負荷時における変形挙動、き裂および内部組織観察の結果をまとめる。

PP の場合、変形特性に関して、繰返し初期に繰返し硬化し、その後、 $0.2N_f$  に至るまで急激に繰返し軟化を示す。それ以降、一定値に飽和し安定する。また、 $0.9N_f$  以降に主き裂

が成長し、破断に至る。この変形特性をき裂観察および TEM 観察による内部組織の変形から考察すると、繰返し初期において、繰返し負荷による転位の増殖と転位の相互作用による運動の障害が材料を硬化させたと考えられる。その後、一方向のすべりによる転位の集積および組織化の開始により急激な軟化を示す。また、 $0.3N_f$  では転位の組織化の進行によって、変形挙動は飽和する。

CI の場合、変形特性に関して、繰返し初期に急激に繰返し硬化し、その後、硬化状態を保ったまま、 $0.7N_f$  まで一定の割合で軟化挙動を示す。また、 $0.7N_f$  以降に主き裂が成長し、破断に至る。この変形特性をき裂観察および TEM 観察による内部組織の変形から考察すると、繰返し初期において、PP と同様に、繰返し負荷による転位の増殖と転位の相互作用による運動の障害が材料を硬化させたと考えられる。また、転位密度は PP よりも高いために、硬化量は PP よりも大きい。その後、PSBs の形成および成長とセルの形成によって硬化状態が続く。また、繰返し初期からすべり線および微小き裂が確認でき、き裂の成長によって軟化挙動を示していると考えられる。

(ii) 高サイクル疲労試験

①  $S-N$  曲線

図 3.2.4-62 に無予負荷材および予負荷材の  $S-N$  曲線を示す。PP の予負荷の場合、無予負荷材と比べて、PP10、PP50 の疲労寿命および疲労限は同程度であった。また、PP0.1 $N_f$  および PP0.3 $N_f$  では、疲労寿命は低下した。一方、CI の予負荷材の場合、無予負荷材と比べて、CI10、CI50 では、疲労寿命および疲労限は増加し、CI0.1 $N_f$  では疲労寿命および疲労限は同程度であった。また、CI0.3 $N_f$  では疲労寿命は低下した。すなわち、PP の予負荷は疲労寿命を低下させ、数サイクルの非比例負荷は疲労寿命を増加させることが確認できる。

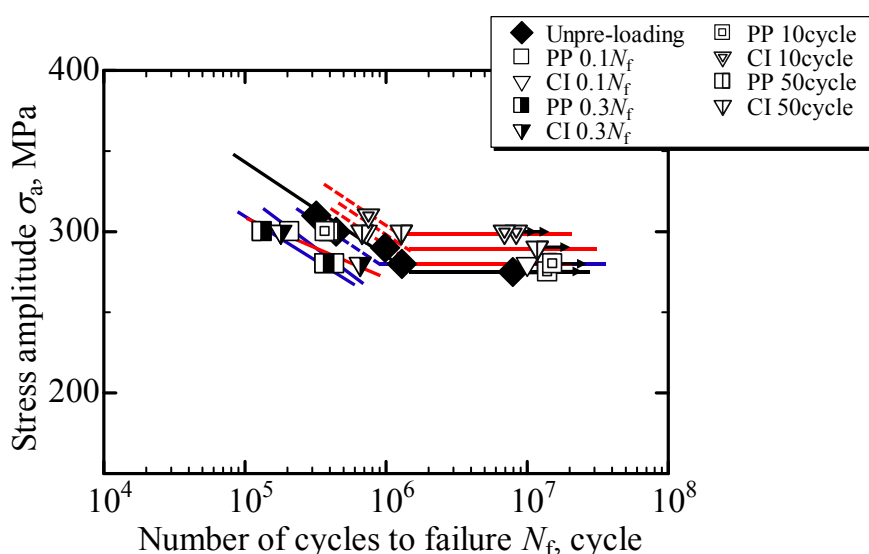


図 3.2.4-62  $S-N$  曲線

## ② き裂観察

比例負荷および非比例負荷の違いによるき裂の発生・成長過程の差より、変形・破壊特性を明らかにするために高サイクル疲労試験後の表面き裂観察をレーザー顕微鏡を用いて行った。試験片は高サイクル疲労試験における応力レベル $\sigma_a=300\text{MPa}$ で破断したものを使用し、観察を行った。応力レベル $\sigma_a=300\text{MPa}$ で破断した試験片の観察箇所は図 3.2.4-63 に示すとおり、主き裂発生箇所から 1mm の箇所を観察した。図 3.2.4-64 に予負荷試験後の試験片表面き裂観察の結果を示す。また、予負荷 CI10 に関しては未破断だったため、評点部表面の観察を行った。

表面にはサイズの異なるき裂が多数発生しており、き裂長さが  $50\mu\text{m}$  以上あるものを副き裂、 $50\mu\text{m}$  以下のものを微小子裂と定義する。

図 3.2.4-64 より、ひずみ範囲 ( $\Delta\varepsilon_{eq}$ ) 0.7%で極数サイクルの予負荷において、PP では、PP10 および PP50 とともに無予負荷材と比べて、微小子裂の数は同程度であった。一方、CI においては、CI10 および CI50 とともに無予負荷材と比べて、微小子裂の数が少ないことが確認できる。特に、CI10 においては、微小子裂は確認できなかった。すなわち、CI の極数サイクルの予負荷はき裂発生を抑制していることが言える。

ひずみ範囲 ( $\Delta\varepsilon_{eq}$ ) 0.5%の  $0.1N_f$  および  $0.3N_f$  サイクルの予負荷において、PP および CI とともに、無予負荷材と比べて、微小子裂が多く、すべり線に沿ったき裂が確認できる。また、PP より CI の予負荷の方が微小子裂は多い。すなわち、両負荷経路の予負荷ともに、 $0.1N_f$ 、 $0.3N_f$  の予負荷はき裂発生を促進させていることが言える。

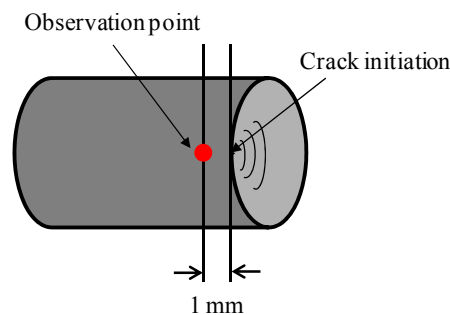


図 3.2.4-63 き裂観察箇所



図 3.2.4-64 高サイクル疲労試験後のき裂観察結果

### ③ 破面観察

高サイクル疲労試験におけるき裂進展速度を検討するため、SEM を用いて破面上のストライエーション間隔の測定を行った。ストライエーションの測定は、き裂発生箇所が 1ヶ所の試験片を対象として行った。なお、観察箇所は図 3.2.4-65 に示し、測定した 3 点の平均値をストライエーション間隔として採用した。図 3.2.4-66 に縦軸にストライエーション間隔、横軸にき裂深さで整理した。

図 3.2.4-66 より、PP50 のストライエーション間隔は、無予負荷材と同程度であり、PP0.3N<sub>f</sub> は、き裂深さ 4mm では無予負荷材と比べて差はないが、き裂深さ 5mm 付近では、明らかに広がっていることが確認できる。また、CI のストライエーション間隔は、き裂深さ 4mm では無予負荷材と比べて差はないが、き裂深さ 5mm 付近では、明らかに狭くなっていることが確認できる。すなわち、PP0.3N<sub>f</sub> の予負荷材は無予負荷材と比べて、き裂進展速度が加速し、CI の予負荷材はき裂進展速度が低速化していることが確認できる。

これらのき裂進展速度の違いは、予負荷時の変形挙動に大きく影響されていると言える。

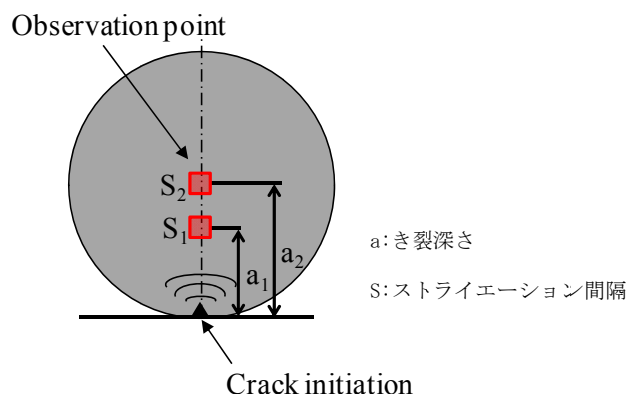


図 3.2.4-65 ストライエーション観察箇所



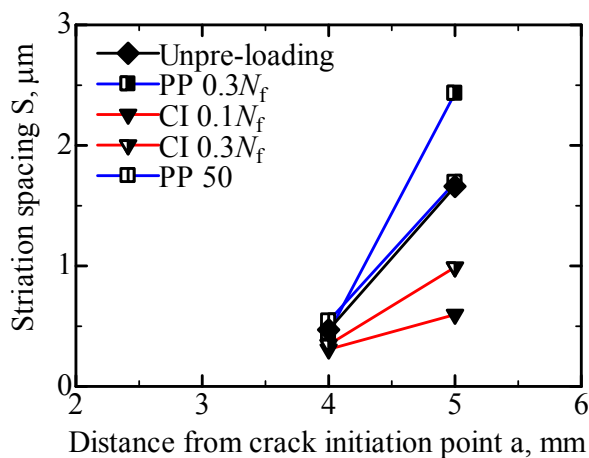


図 3.2.4-66 き裂深さとストライエーション間隔の関係

④ 疲労強度に及ぼす強化と弱化のメカニズム

以上の結果より、疲労強度に及ぼす強化と弱化のメカニズムについて推測した。

PP の予負荷材の場合、予負荷時の硬化定常化後の繰返し軟化により、き裂発生が促進され、き裂進展速度が高速化する。その結果、無予負荷材と比べて、高サイクル疲労寿命は低下したと考えられる。CI の場合、10 サイクル程度の予負荷では、予負荷時の繰返し硬化により、き裂発生が抑制され、き裂進展速度が低速化する。その結果、無予負荷材と比べて、高サイクル疲労寿命は増加したと考えられる。また、50 サイクル以上の予負荷では、予負荷時のすべり線およびき裂の形成によって、高サイクル疲労におけるき裂発生を促進させる。しかし、硬化により、き裂発生後のき裂進展速度は低速化する。その結果、無予負荷材と比べて、高サイクル疲労寿命は微増もしくは低下したと考えられる。

d) まとめ

試験結果を表 3.2.4-8 にまとめる。なお、表中の高サイクル疲労強度の矢印は、上向きが増加、下向きが低下を表し、矢印の長さが寿命の増加および低下の程度を表している。

SUS316 鋼は、比例負荷で繰返し硬化挙動を示した後、繰返し軟化を示す。また、高サイクル疲労試験において、予負荷時の軟化挙動により、き裂発生が促進され、き裂進展速度が加速化した。その結果、予負荷は無予負荷材と比べ高サイクル疲労強度を低下させる。一方、非比例多軸負荷は繰返し初期から繰返し硬化挙動を示し、高サイクル疲労試験におけるき裂発生が抑制され、き裂進展速度を低速化させた。その結果、数サイクルの予負荷は高サイクル疲労強度を増加した。

表 3.2.4-8 結果のまとめ

| 負荷波形,%     | PP      |    |                   |                   | CI  |    |                   |                   |
|------------|---------|----|-------------------|-------------------|-----|----|-------------------|-------------------|
| ひずみ範囲,%    | 0.7     |    | 0.5               |                   | 0.7 |    | 0.5               |                   |
| 予負荷, サイクル  | 10      | 50 | 0.1N <sub>f</sub> | 0.3N <sub>f</sub> | 10  | 50 | 0.1N <sub>f</sub> | 0.3N <sub>f</sub> |
| 変形挙動       | 初期から定常  |    | 硬化から軟化            |                   | 追硬化 |    |                   |                   |
| き裂・すべり線の有無 | -       | -  | -                 | -                 | -   | ○  | ○                 | ○                 |
| き裂発生       | 促進・抑制なし |    | 促進                |                   | 促進  |    |                   |                   |
| き裂進展速度     | 同速      |    | 加速                |                   | 低速  |    |                   |                   |
| 高サイクル疲労強度  | ■       | ■  | ↓                 | ↓                 | ↑   | ↑  | ↑                 | ↓                 |

## 7) 熱疲労寿命評価法高度化

### (a) はじめに

発電用プラントの閉塞分岐配管、高温水/低温水合流部、作動熱媒体の液面近傍などでは、起動/停止時に発生する長周期低サイクル型の熱応力と、熱成層化界面近傍での温度ゆらぎなど稼動中に発生する局所的な短周期高サイクル熱応力とが重畳し、場合によっては破損に至らしめることが懸念されている。この類の課題は構造問題と流体問題の複合境界領域的課題であり、破損の観点からも低サイクル疲労破損と高サイクル疲労破損という複合的改題となる。従来、この種の破損に関しては *Usage factor (UF)* と呼ばれる概念を導入して評価されてきたが、この扱いが非保守的予測を与える例も多々報告されており、損傷という実態を見える化した上で評価法を高度化する手法が切望されている。<sup>28, 29, 30, 31</sup>

一方、現在まで、疲労におけるき裂の進展に関する多くの研究が行われ、き裂進展速度の工学的取扱いには非線形破壊力学的パラメータである J 積分範囲を用いた整理が有効であることが明らかになっている。<sup>28, 29, 30, 31</sup> これらの多くは連続体的な取り扱いが可能な長いき裂（多くは、目視で検出可能なミリメートルオーダーあるいはそれ以上の長さのき裂のことをいう）を対象にしたものが多いが、最近では、微小なき裂（ここでは、肉眼では見えないミリメートル以下の長さのき裂をこの呼称で呼ぶ）の進展に関する研究も盛んに行われるようになってきた。微小き裂の進展に関連した調査が重要となる視点は以下の2点に集約できよう。一つは、微小き裂の進展速度と長いき裂の進展速度は必ずしも一致せず、前者のき裂が後者よりも大きな値を示すことがあり、加えて、微小き裂の進展挙動は結晶粒界等の微視組織によって大きく影響されることである。もう一つの観点は、き裂破損を管理する観点から見て、微小き裂の範疇に入るき裂の挙動を把握することが、疲労限度という応力で規定される破損規準と、下限界応力拡大係数範囲に代表される破壊力学的量によって規定される破損規準とを架橋する位置づけにあることである。<sup>32, 33, 34, 35</sup> このような微小き裂の重要性が指摘されている一方で、その調査には時間と緻密な観察を要することから、定量的な把握の段階までには至っていない。本事業の主題である高サイクル熱疲労破損に対しても例外ではなく、その破損防止をき裂の観点から抑えるには、微小疲労き裂の挙動をに関する知見の蓄積とそれをベースとした安全管理体制の構築が望まれる。

以上の背景を鑑み、本章では、熱処理により結晶粒径を種々に変化させた SUS 316 鋼を

<sup>28</sup> 日本機械学会:配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針, 日本機械学会基準, S017-2003, (2003).

<sup>29</sup> N. Kasahara, *Nucl. Engg. Design*, 212, p.281, (2002).

<sup>30</sup> K. J. Miller and Zachariah, K.P, *J. Strain Analysis*, 12, p.262, (1977).

<sup>31</sup> 岡崎正和、沢田拓也、笠原直人、釜谷昌幸, *JCOSSAR 2011, A 論文集*, 7, p.700, (2011).

<sup>32</sup> 田中啓介, *材料*, 33, 961(1984).

<sup>33</sup> 岡崎正和, 遠藤友大, 矢田敏夫, 小泉 堯, *材料*, 36 巻, p.1232 (1988).

<sup>34</sup> C. F. Shih and F. W. Hutchinson, *Trans. ASME, J. Eng. Mat. Tech.*, 98, p.289(1976).

<sup>35</sup> El Haddad and M. H. Topper, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 11, p. 573(1979).

用いて、高温低サイクル疲労過程中の微小き裂の発生、および進展挙動を調べるとともに、き裂の進展に及ぼす材料微細構造の影響、き裂長さとし荷レベリ依存性の調査を行った。得られた知見をベースに、高サイクル熱疲労破損を抑止するためのき裂の扱に関する簡便手法についても検討した。

#### (b) 実験方法

供試材はオーステナイト系ステンレス鋼 SUS 316 である。高温低サイクル疲労における微小き裂の進展挙動、およびそれに対する微細組織の影響を調査するため、受け入れ材を含め表 3.2.4-8 に示す条件の熱処理を施した。各素材の平均結晶粒径を表 3.2.4-8 に、組織写真を図 3.2.4-67 に示す。受け入れ材、及び 1300°Cx10 hr. の熱処理を与えた素材の結晶粒径は概ね一様であるが、1250°Cx10 hr. の熱処理を与えた素材では、小さいものでは 0.1mm、大きなものでは 1mm 程度の大きさの結晶粒が混在する組織となっている。

これらの素材から直径 8mm、標点距離 24mm の中実平滑丸棒試験片を切り出した (図 3.2.4-68)。なお、き裂の観察を容易にするため、試験片の標点部表面を鏡面研磨した。

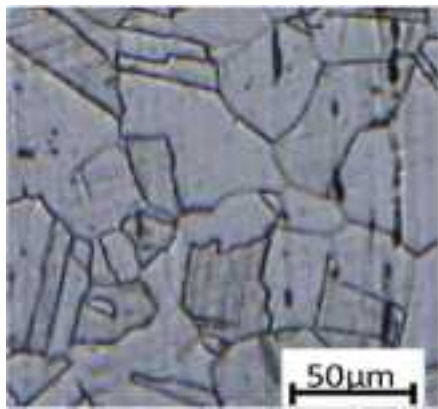
実験は電気-油圧サーボ式実験機を用い、573K の大気中で、完全両振りのひずみ制御のもとで行った。試験片は高周波誘導方式により加熱し、試験片標点間長手方向の温度分布は±3K 以内になるように工夫した。繰返したひずみはひずみ速度一定の三角波形であり、ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ は 1.0%と 0.5%の 2 種類とした。引張側と圧縮側のひずみ速度はともに  $10^{-3}/s.$  とした。

本研究では試験片表面に注目して高温低サイクル疲労における自然発生型の微小き裂 (人工的切欠などを施さない平滑試験片に発生したき裂を対象としたという意味で、このように形容することにする) の進展挙動を調べた。すなわち、所定のサイクル数のひずみを繰返した後、実験を中断し、試験片表面をアセチルセルロースフィルムに転写し、得られたレプリカに金蒸着を施し、レプリカ上でき裂長さを測定した。表面き裂の長さは荷方向と垂直な方向に投影した長さとし、その測定は写真撮影により行った。き裂の進展特性は、荷サイクル数で 100~500 サイクルごとに試験を中断しながらレプリカを採取・観察する手法を繰返して行った。

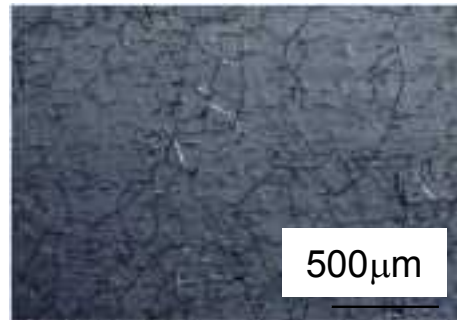
#### (c) 調査結果と検討

##### a) 自然発生型の微小き裂の進展挙動

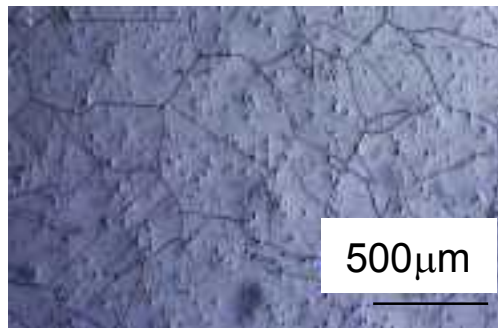
最終破損に至る途中過程においては複数のき裂が発生し、それらが自らの成長や他き裂



(a)



(b)



(c)

図 3.2.4-67 供試材の組織写真

表 3.2.4-9 供試材に与えた熱処理条件と結晶粒径

| Heat treatment | Average grain size (mm) |
|----------------|-------------------------|
| As-received    | 0.05                    |
| 1250°Cx10 hr.  | 0.35                    |
| 1300°Cx10 hr   | 0.8                     |

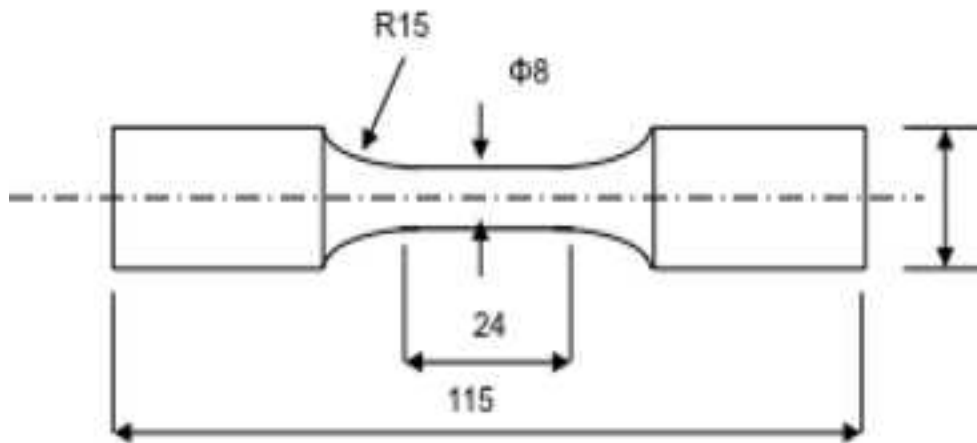


図 3.2.4-68 用いた平滑試験片形状

との合体を繰り返しながら長さを増加させ、数個の主き裂へと成長しながら最終的な破断に至らしめた。これらの破損過程では主き裂成長が破損に貢献する役割を果たしていると考え、主き裂の進展挙動を調べた。なお、本研究では、最終的に大きくなったき裂を繰返し数に対して逆にさかのぼることにより(レプリカの逐次観察による)、主き裂を見出した。

得られた主き裂の進展の様子を図 3.2.4-69、図 3.2.4-70 に示す。以後、これらのき裂の進展速度を巨視き裂のそれと比較して議論することにする。

本研究の試験過程では試験片全体が塑性変形しているため線形破壊力学が適用できない範疇に入ることから、非線形破壊力学を介した取扱いが適切であろう。ここでは、Shih と Hutchinson<sup>34</sup> が対案する簡便式を応用して J 積分範囲を評価し、それを介したき裂進展速度の分析を試みた。J 積分範囲  $\Delta J$  は次式により評価した。

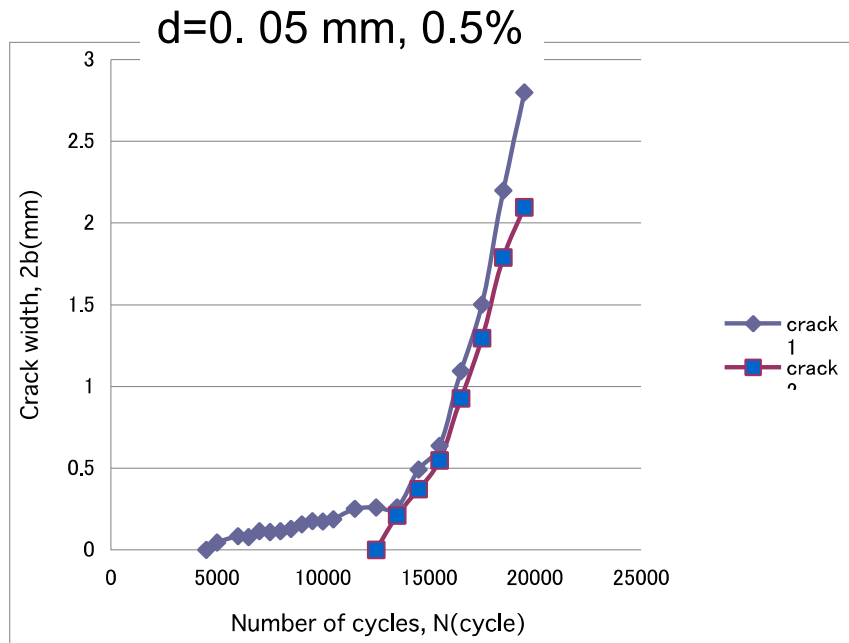
$$\Delta J = \left( \Delta K^2 / E \right) + G^2 (a/W) \cdot \{ f(n) \cdot \Delta \sigma \cdot \Delta \varepsilon_{in} \cdot a \}$$

$$\Delta K = G(a/W) \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.2.4-24)$$

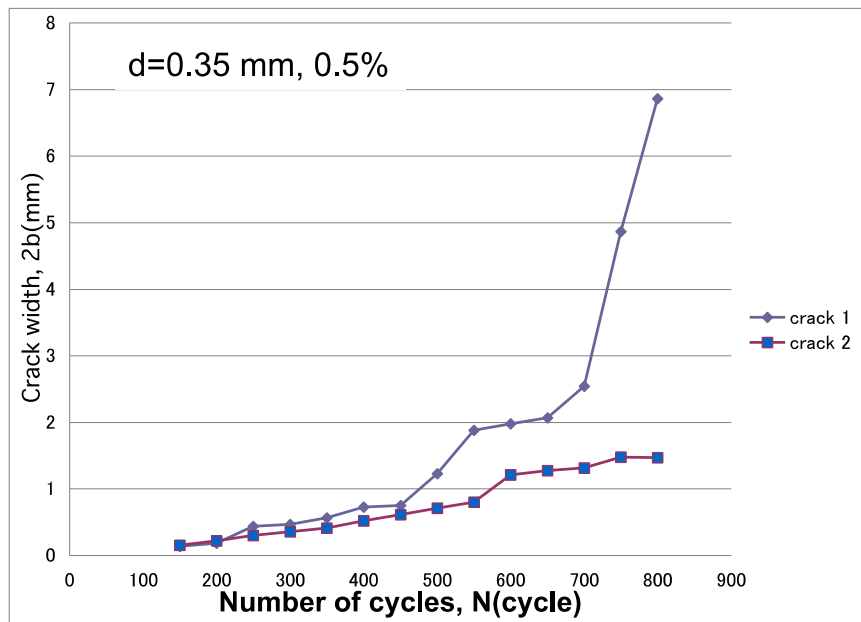
$$f(n) = \left\{ 3.85(1-n) / \sqrt{n} \right\} + \pi n$$

$$G(a/W) \cong 1.12 / \Phi \cong 0.71$$

これらの式中の  $\Delta \sigma$ 、 $\Delta \varepsilon_{in}$  は、それぞれ、応力幅、塑性ひずみ範囲である。本研究では、これらの値に対し  $N_f/2$  ( $N_f$ : 疲労寿命) における値を代表させた。また、上式中の  $n$  は繰返し応力 - ひずみ関係式、 $\Delta \sigma \propto (\Delta \varepsilon_p)^n$  中の指数であり、本研究では、 $n=0.24$  を用いた。さらに、上式中の  $\phi$  ( $\alpha$ 、 $b$ ) は第二種だ円積分であり、表面き裂のアスペクト比を 1 (半円形の楕円き裂) と近似し計算した。

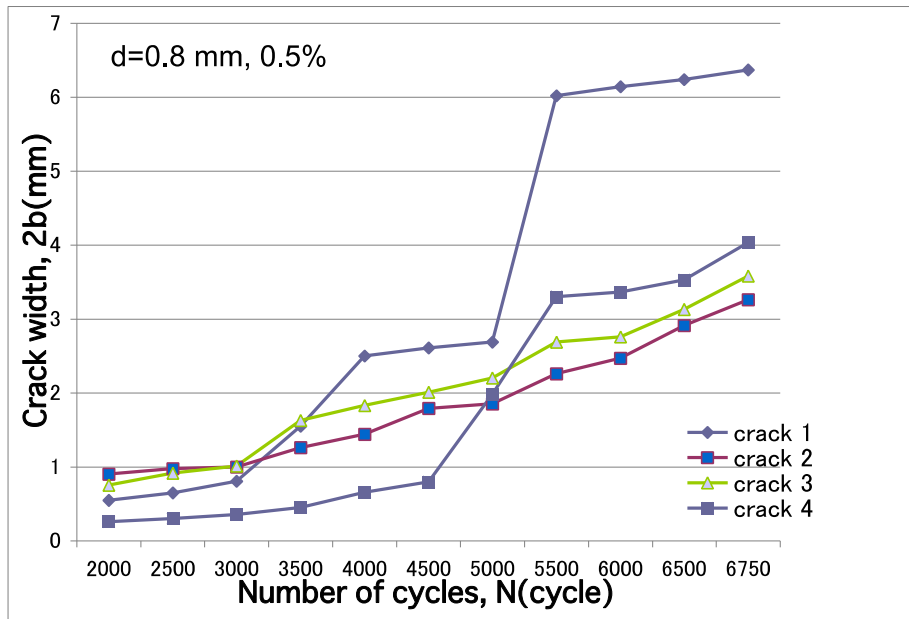


(a)



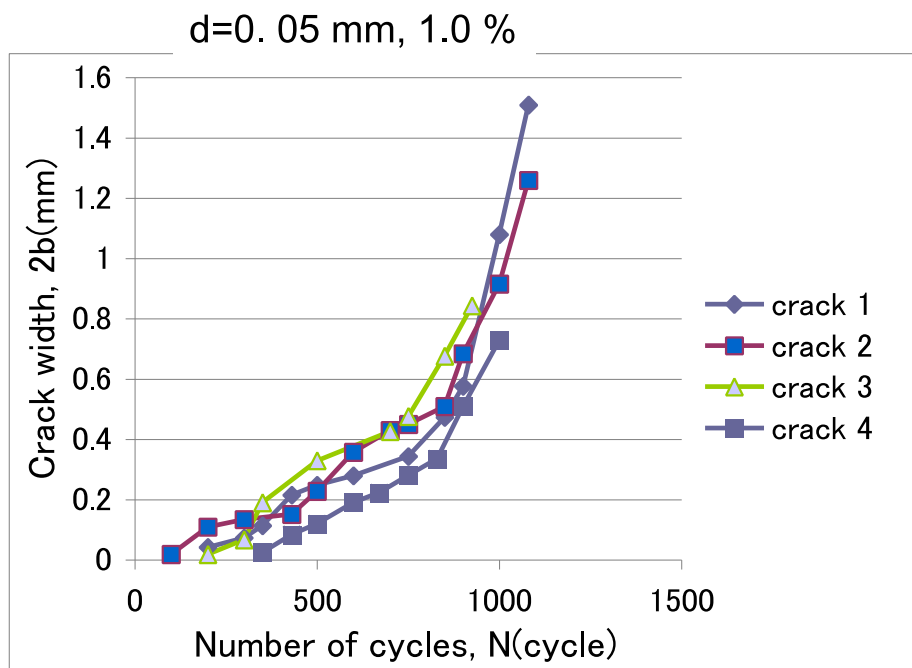
(b)

図 3.2.4-69 繰り返しに伴うき裂進展の様子：その 1 (0.5%)



(c)

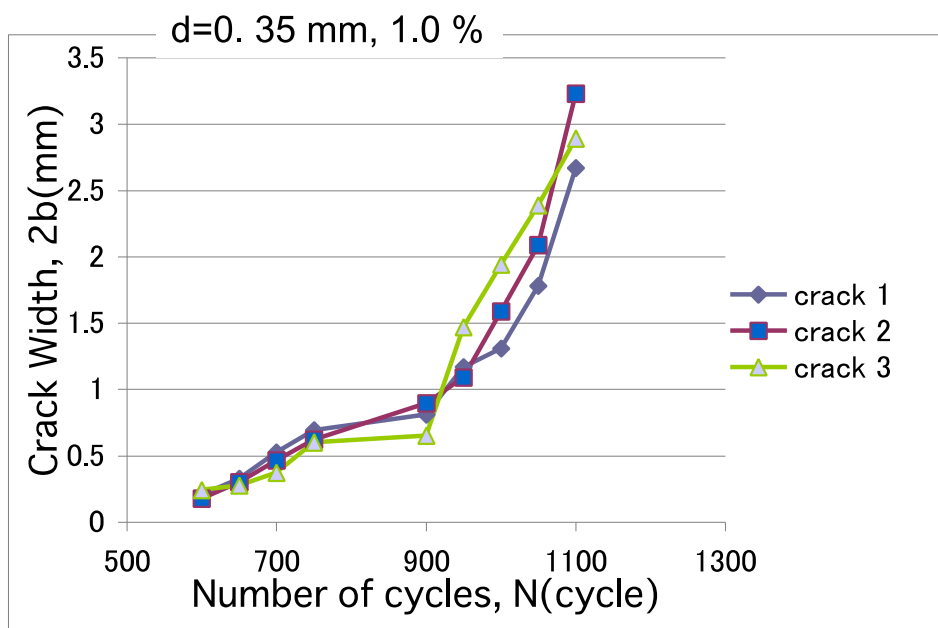
図 3.2.4-69 繰り返しに伴うき裂進展の様子：その 2 (0.5%)



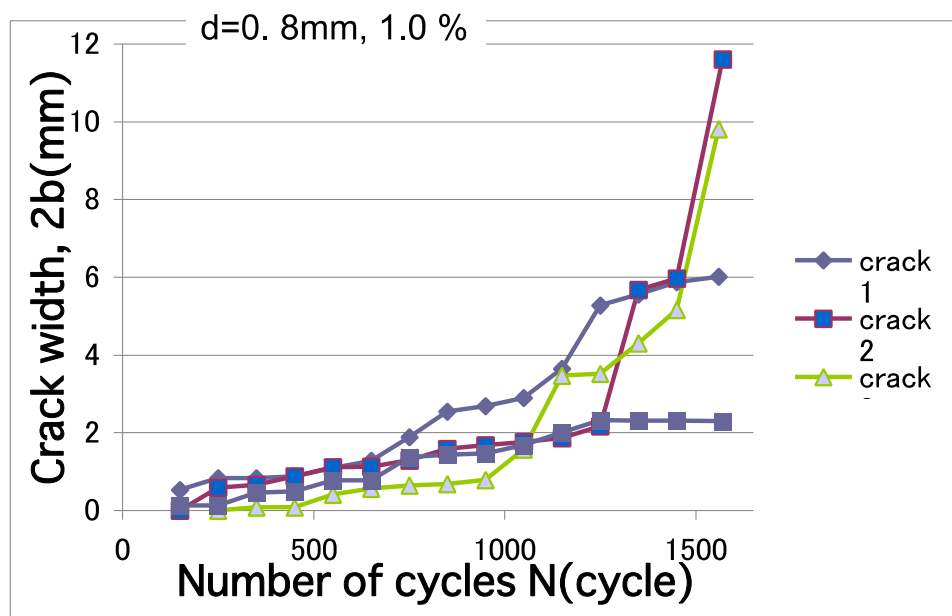
(a)

図 3.2.4-70 繰り返しに伴うき裂進展の様子：その 1 (1.0%)





(b)



(c)

図 3.2.4-70 繰り返しに伴うき裂進展の様子：その 2 (1.0%)

図 3.2.4-69、図 3.2.4-70 の結果と式(3.2.4-24)を介して評価した  $\Delta J$  とき裂進展速度の関係の代表例を図 3.2.4-71、図 3.2.4-72 に示す。これらの図中のき裂の番号(Crack, Crack 2 など)は、同一試験片に存在する主き裂に付けた番号であり、図中に描いた二重線については後述する。一連の図より、いずれのひずみ範囲の下においてもでも、また異なった結晶粒径を有する試験片においても、き裂進展速度は上下変動の大きな挙動を示しながら成長する。大きな変動を示すのは、加速と減速、場合によっては停留を繰返しながら進展することを意味する。これらの過程を材料の微細組織との関連で模式的に描いた結果を図 3.2.4-73 に示す。図 3.2.4-73 より示唆されるように、き裂進展速度の加速と減速(場合によっては停留)は、結晶粒界などの組織構造と深く関連しているようである。なお、本研究では、試験片表面から見たき裂進展速度と結晶粒界の位置関係を調べているが、上述と同様な挙動が試験片内部の結晶粒界においても生じていると推定される<sup>32,33</sup>。

図 3.2.4-71、図 3.2.4-72 中に示した図中に描いた二重線は、長さがミリメートルオーダーの長いき裂を対象として調べた  $da/dN-\Delta J$  の実験結果を表している。<sup>31,33</sup> 一方、本研究では材料の非線形性を考慮して  $\Delta J$  をベースとした検討を行っているが、負荷範囲が十分低く  $\Delta \varepsilon_{in}$  も十分小さい場合には、 $\Delta J$  は線形破壊力学的パラメータである  $\Delta K$  ( $\Delta K$  は応力拡大係数範囲) と相関性がある。このことを考慮すると、本研究で評価した  $\Delta J$  は等価拡大係数範囲( $\Delta K_{eq*}$ と表記)として変換することができ、これを介して従来の  $\Delta K$  を介して評価されているき裂進展下限界応力拡大係数範囲 ( $\Delta K_{th}$ ) と結びつけて考えることができる。<sup>34</sup>

$$\Delta K_{eq*} \equiv \sqrt{E\Delta J / (1-\nu^2)} \quad (3.2.4-25)$$

ここで  $E$ ,  $\nu$  はそれぞれ、材料の縦弾性係数、ポアソン比である。

式(3.2.4-25)を介して変換した  $\Delta K_{eq*}$  を図 3.2.4-71、図 3.2.4-72 中の下側の横軸に併記した。そして、これらの変換を介して本研究で得られた微小き裂の進展速度を従来の結果と比較した。その結果を図 3.2.4-74 に示す。これより、微小き裂の進展速度は長いき裂の進展速度に比べると大きなばらつきを示すものの、長いき裂の進展速度との間に特別な相違は見られない。すなわち、本研究で調査したサブミリメートル長さのき裂の進展に対して、長いき裂の知見を適用しても問題は無いように思われる。ただし、厳密に言えば、微小き裂進展速度の変動幅(図 7 に示したように、これは材料の微細構造と関連していると思われる)をも考慮すると、特にき裂長さが短い領域では、長いき裂の進展速度よりも大きな進展速度を示すことがあるようである。

低サイクル疲労き裂を扱う経験的手法としてひずみ拡大係数範囲  $\Delta K \varepsilon$  を用いた検討も行われる。本研究の結果を  $\Delta K \varepsilon$  を介して整理した結果を図 3.2.4-75 に示す。図 3.2.4-74 と類似の傾向が見られる。

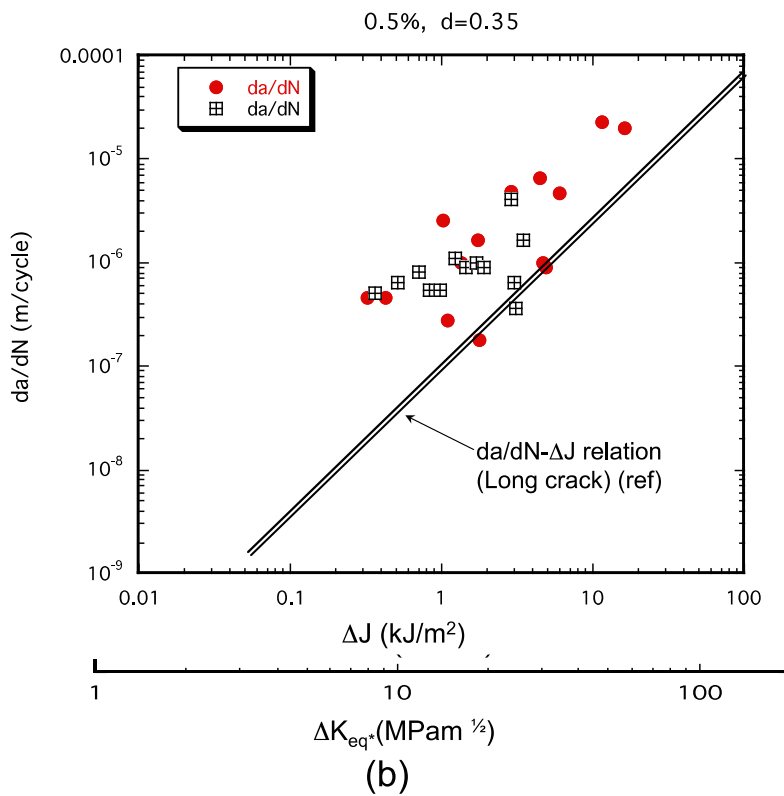
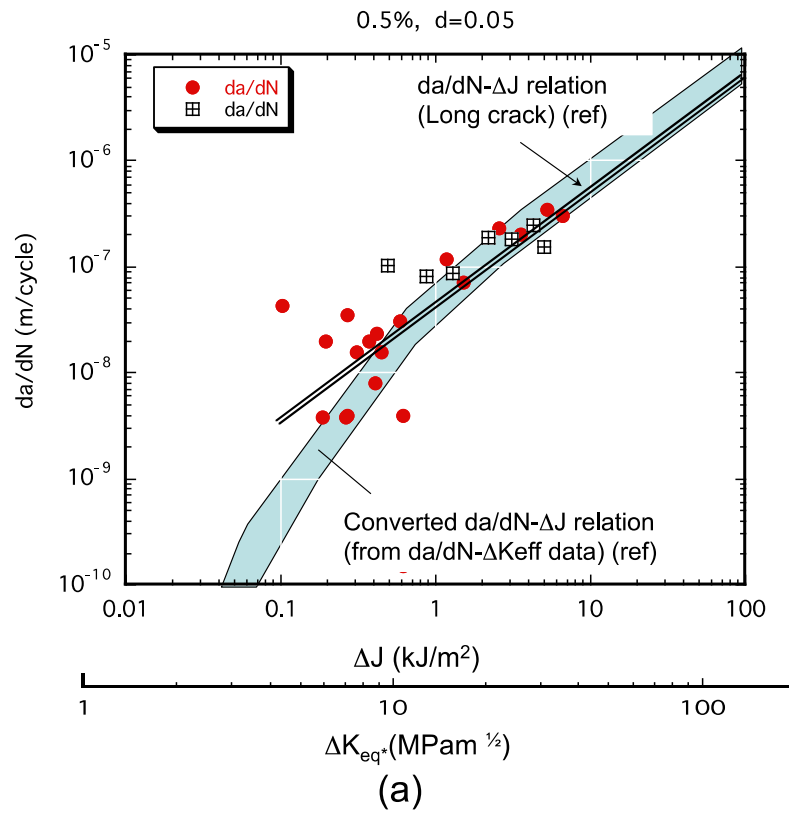


図 3.2.4-71 微小き裂の進展と巨視き裂の進展の比較：その 1 (0.5%)

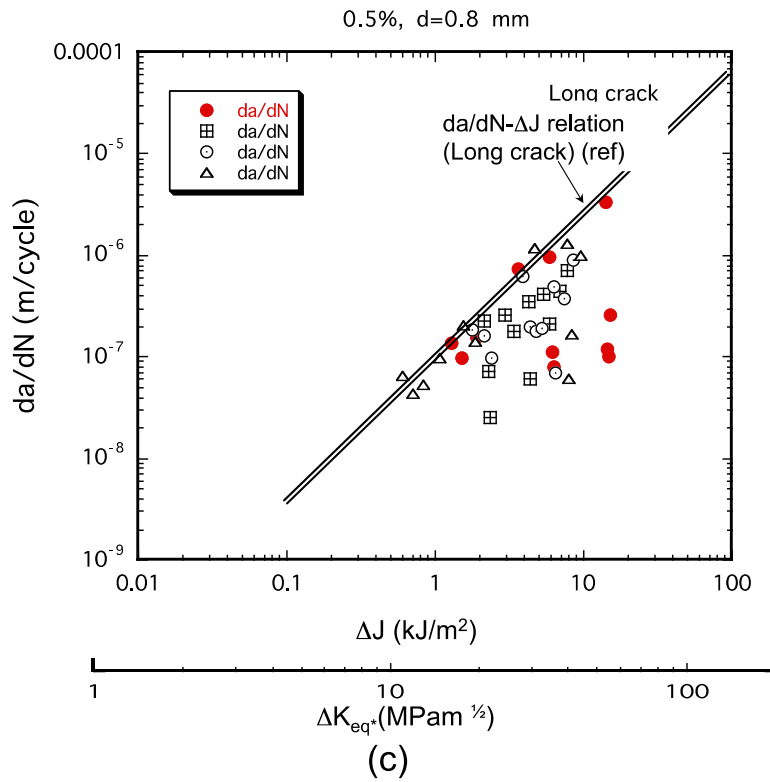


図 3. 2. 4-71 微小き裂の進展と巨視き裂の進展の比較：その 2 (0.5%)

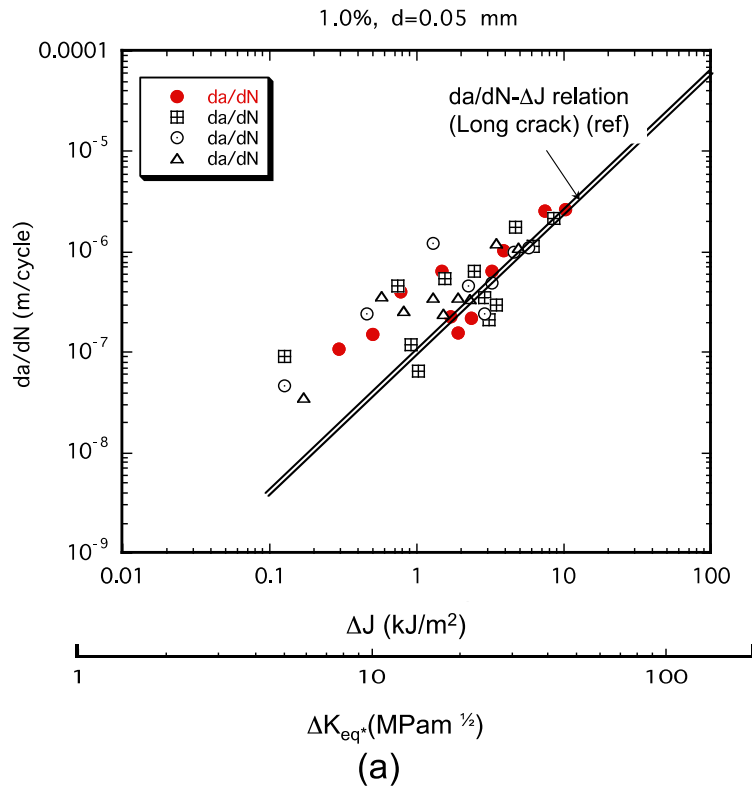
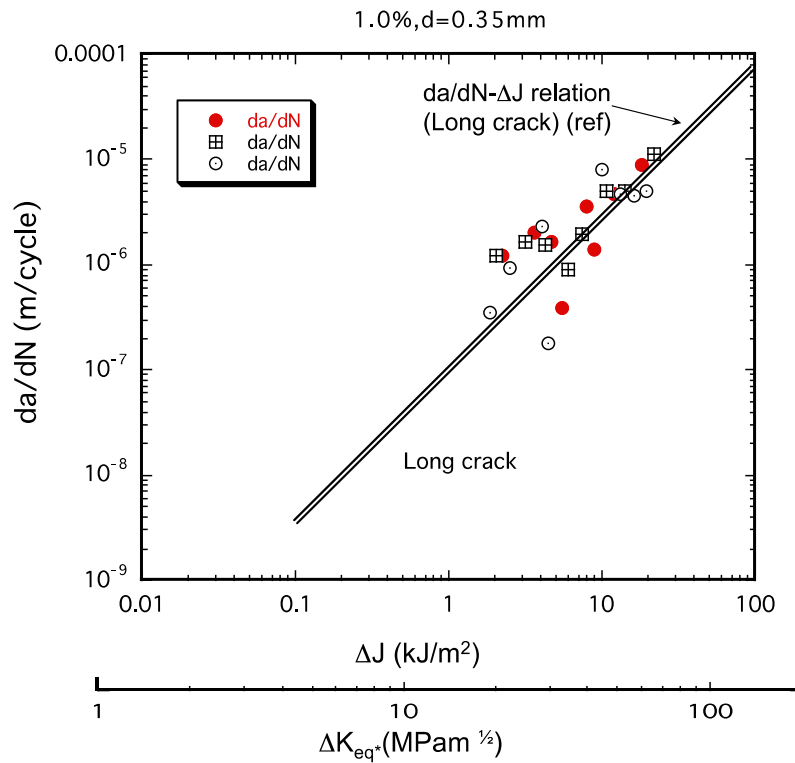
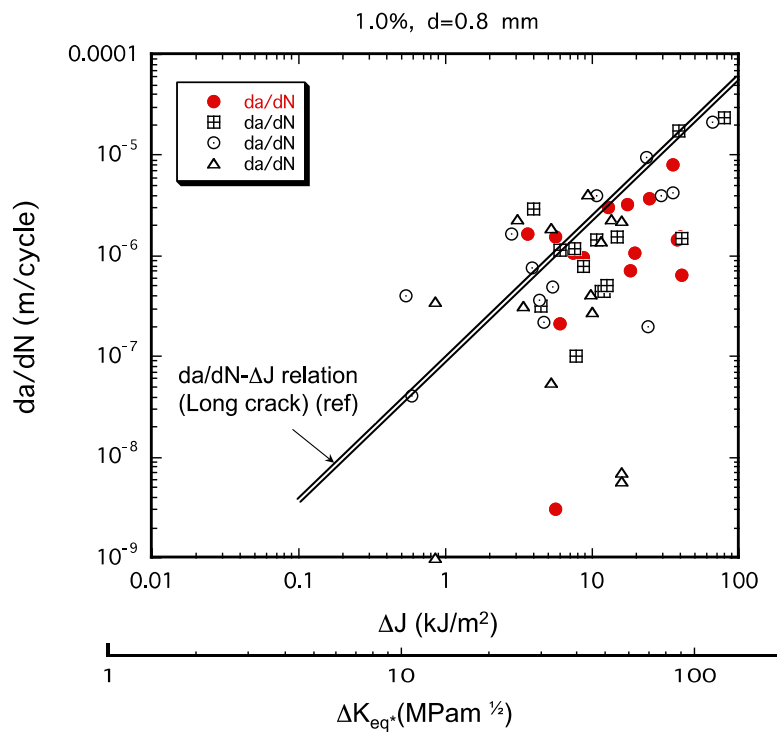


図 3. 2. 4-72 微小き裂の進展と巨視き裂の進展の比較：その 1 (1.0%)



(b)



(c)

図 3. 2. 4-72 微小き裂の進展と巨視き裂の進展の比較：その 2 (1.0%)

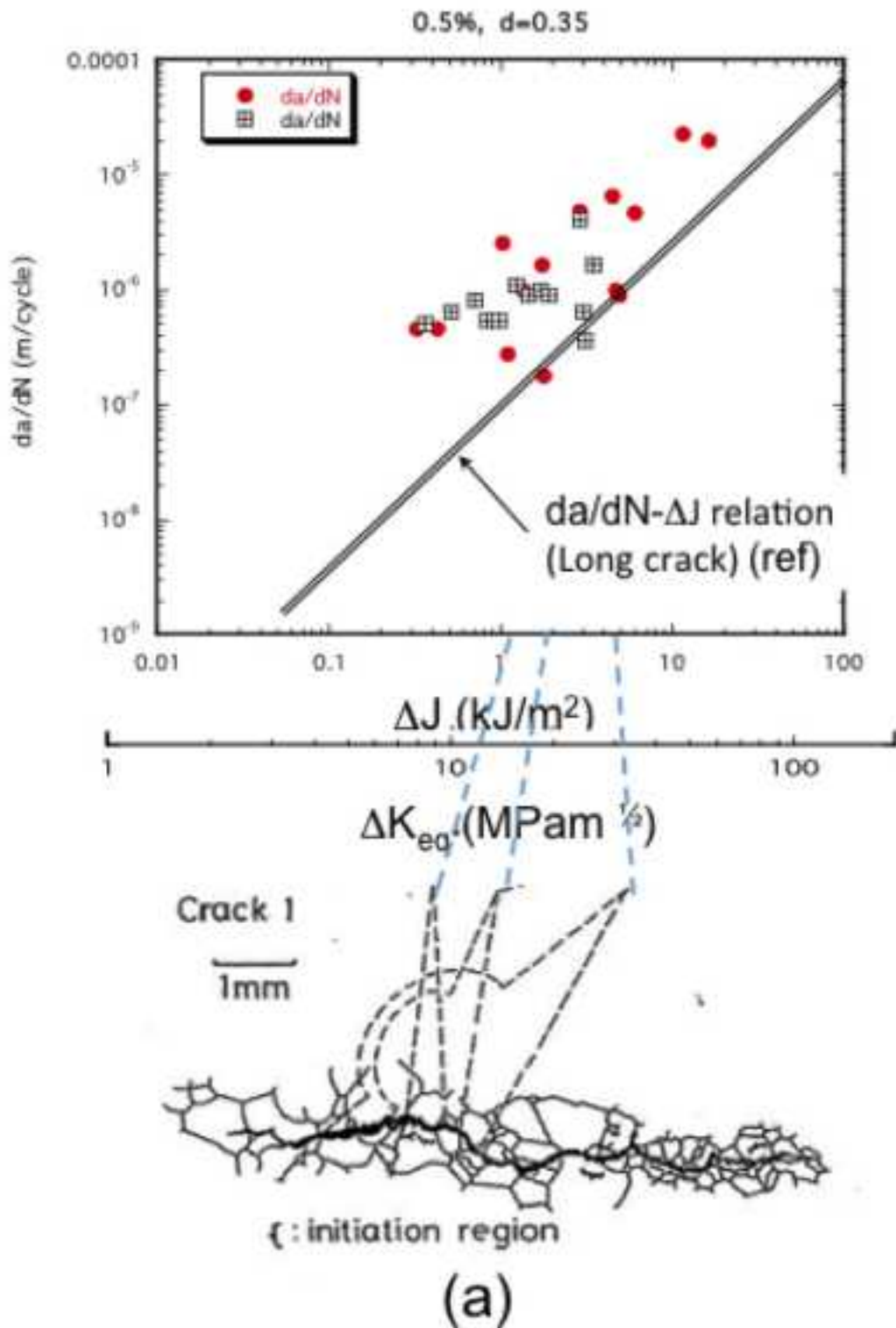


図 3.2.4-73 微小き裂の進展と材料の微細構造の関連性 (その1)

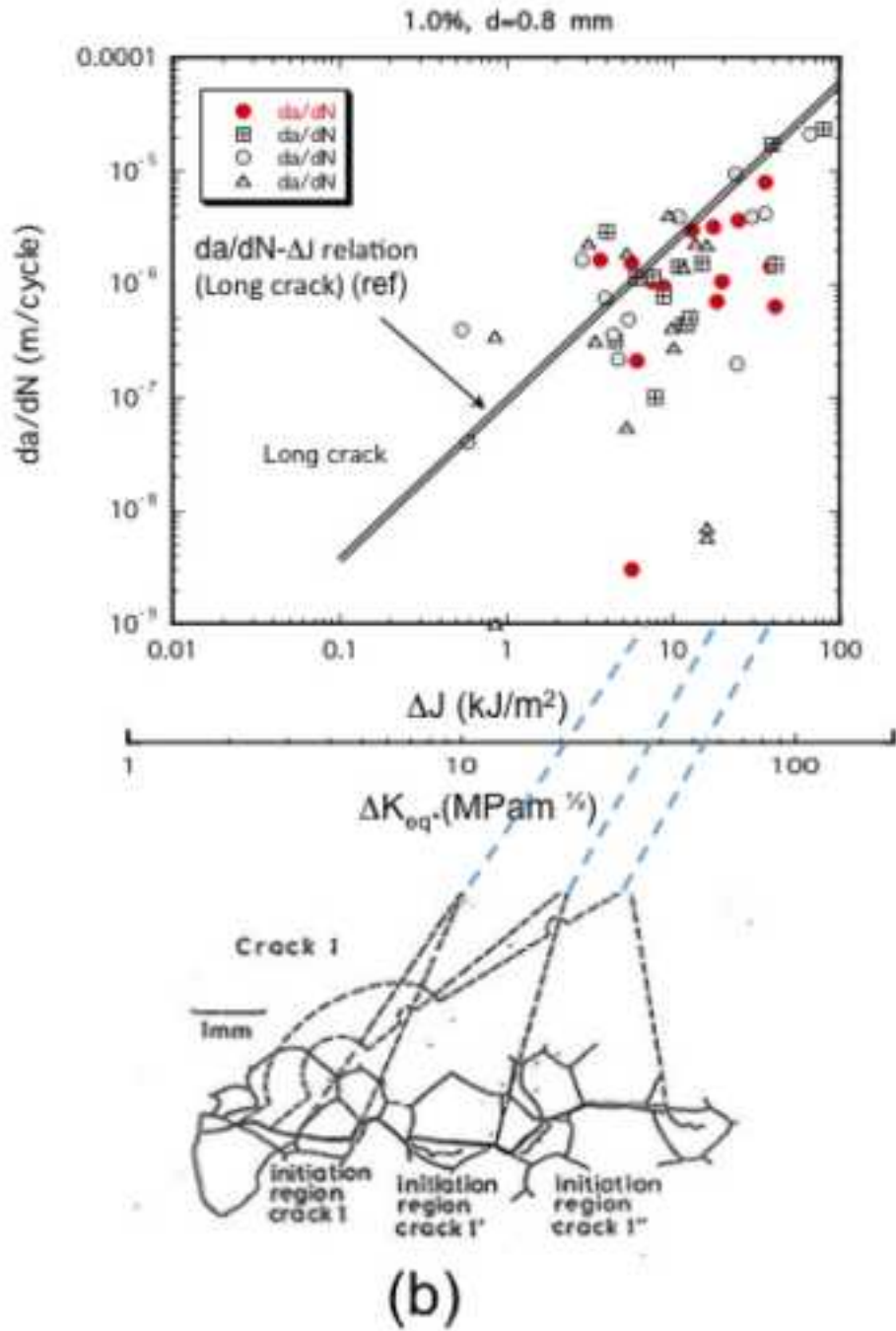


図 3.2.4-73 微小き裂の進展と材料の微細構造の関連性 (その 2)

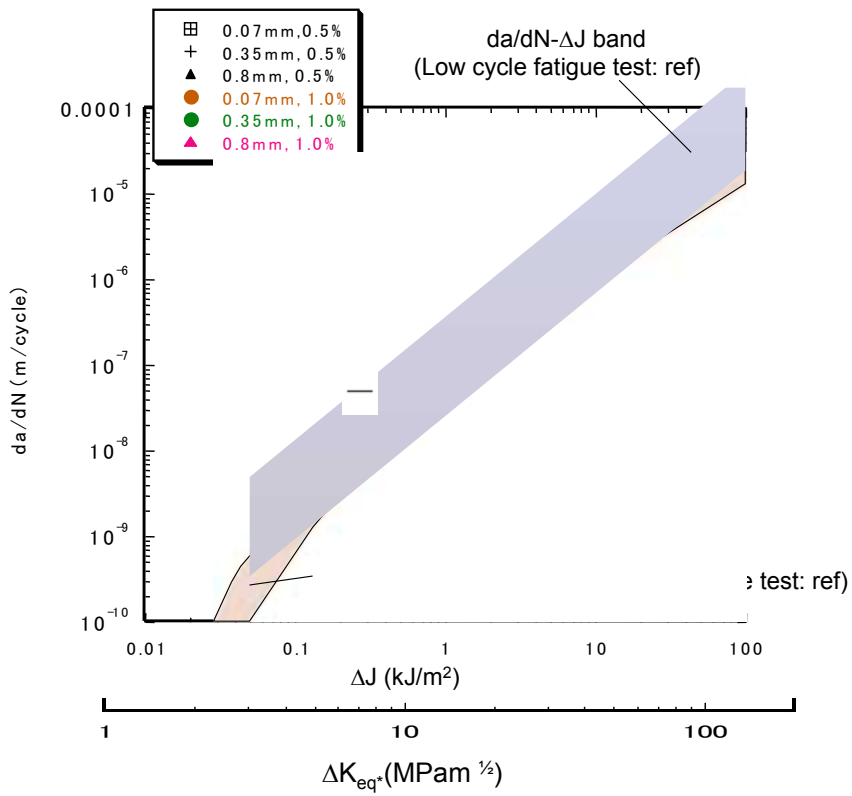


図 3. 2. 4-74 微小き裂と長いき裂の伝播特性の比較

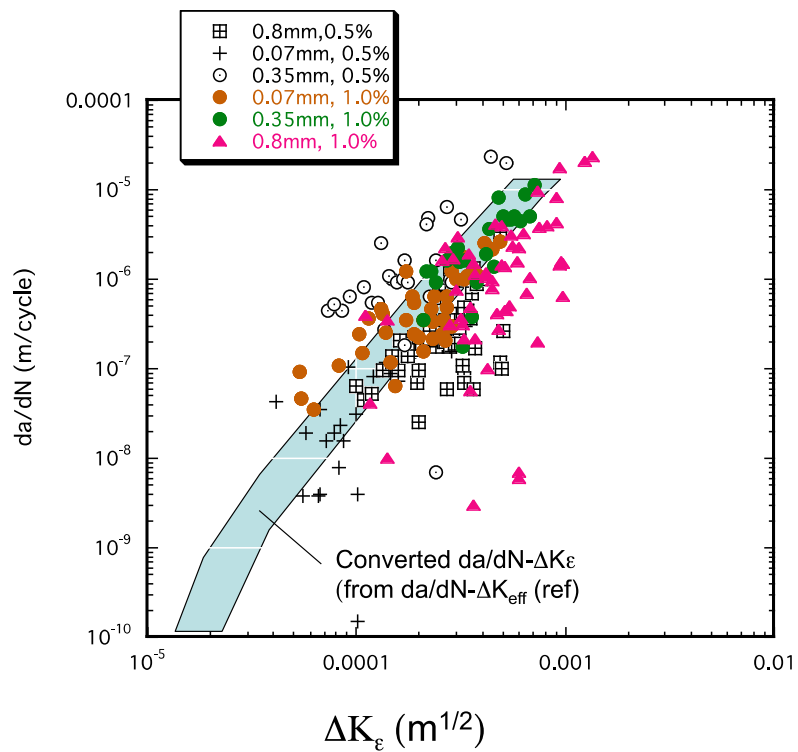


図 3. 2. 4-75  $\Delta K_{\epsilon}$ を介した微小き裂と長いき裂の伝播特性の比較



b) 自然発生型の微小き裂の取り扱い手法の提案

微小き裂と長いき裂の挙動をつなぐ一つの概念として潜在き裂(latent crack)の概念が提案されている<sup>35</sup>。これは、結晶粒径(あるいはその整数倍)相当の仮想的なき裂の存在を考え、実際のき裂長さにこれを加算した相当き裂長さ( $a_{\text{eff}}$ )を考える(き裂長さを割り増しして扱う)手法である。これにより、疲労破損を考える上で、疲労限度という応力で規定される破損規準と、下限界応力拡大係数範囲に代表される破壊力学的な量で規定される破損規準とが矛盾無く結びつけられるとされている。<sup>32, 35</sup>

本研究の結果に対しても上述の潜在き裂の考えを導入し再整理した結果を図 3.2.4-76 に示す。ここで、 $a_{\text{eff}}$ は、

$$a_{\text{eq}} = \{a + m(d/2)\}, \quad m=1 \quad (3.2.4-26)$$

で与え、 $a_{\text{eff}}$ を介して式(3.2.4-27)、式(3.2.4-28)により有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{\text{eq}}$ に換算した。

$$\Delta J_{\text{eq}} \equiv \Delta J(a_{\text{eq}}) \quad (3.2.4-27)$$

$$\Delta K_{\text{eq}} \equiv \sqrt{E \Delta J_{\text{eq}} / (1 - \nu^2)} \quad (3.2.4-28)$$

また、図 3.2.4-75 には長いき裂の下限界特性および伝ば曲線も併記した。図 3.2.4-76 より、図 3.2.4-74 で見られた微小き裂の伝ばに対する長いき裂の伝播則の適用の非保守性が概ね解消されている。すなわち、長さがサブミリメートルオーダーの微小き裂の進展に対しては、潜在き裂の概念を適用すれば、長いき裂の伝播則が適用できると言えよう。疲労破損寿命は、き裂発生寿命というよりは、発生したき裂が伝播しない条件で規定されると考えれば、そしてまた、多くの疲労き裂が結晶粒界で停留するという従来の多くの観察結果を考慮に入れると、結晶粒径程度の潜在き裂を初期から想定する潜在き裂の概念は高サイクル熱疲労破損防止に工業的に簡便且つ有効な手法になると期待できよう。

(d) まとめ

熱処理により結晶粒径を種々に変化させた SUS 316 鋼を用いて、高温低サイクル疲労実験を行い、自然発生形の微小表面き裂の発生から進展過程を連続的に調査し、微小き裂の進展に及ぼす負荷レベルの影響と材料微細構造との関連性を調査した。得られた知見をベースに、高サイクル熱疲労破損を抑止するためのサブミリメートルオーダーの微小なき裂の扱いに関する簡便手法についても検討した。

その結果、以下の知見を得た。

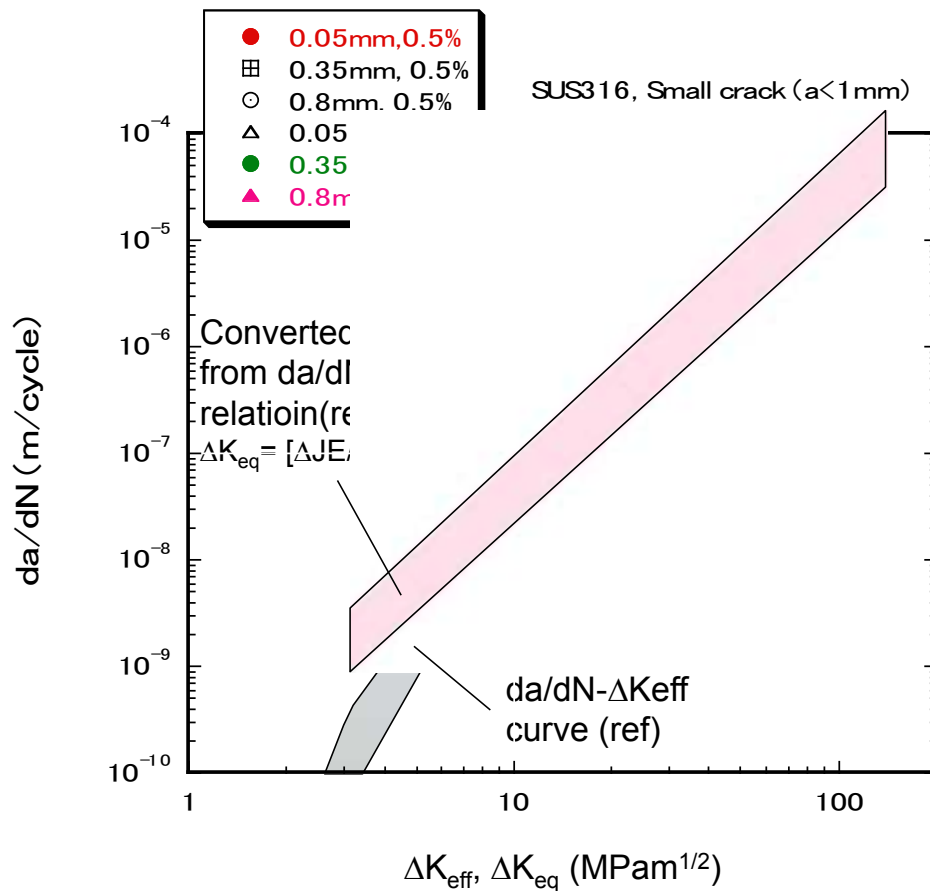


図 3.2.4-76 潜在き裂の概念を取り入れた微小き裂進展尾取り扱い例

- (1) サブミリメートルオーダーの微小き裂の進展速度は、加速と減速を繰り返しながら進展した。その変動には、材料の結晶粒界などの材料の微細構造が影響を及ぼすことが確認された。
- (2) サブミリメートルオーダーの微小き裂の伝ば速度を長いき裂のそれと比較すると、概ね一致したが、き裂長さが小さい範囲では前者の進展速度が高い値を示した。
- (3) 潜在き裂の概念を導入してき裂長さを補正すると、(2)の非保守性はほぼ解消されることが実験的に確認された。すなわち、高サイクル熱疲労き裂の進展の防止と速度予想に関連し、潜在き裂の概念を導入することにより、長さがサブミリメートルオーダーの微小き裂の伝ば特性を工業的に簡便且つ有効に予測可能になると期待できる。

### (3) シミュレーション技術の知識ベース構築

#### 1) 配管合流部の長周期温度変動の評価、および流体構造熱連成解析

##### (a) 目的

本節では主に、配管合流部の流体および配管温度変動を数値シミュレーションで妥当に評価するに当たり、考慮すべき点について検討する。合流部下流の流体温度変動を数値シミュレーションで精度よく再現するには、熱流動場のモデル化や数値解法を適切に設定する必要がある。それぞれについて影響パラメータは以下のように列挙される。

- ・モデル化：乱流モデル、境界条件（特に上流境界条件）
- ・数値解法：数値解析コード、計算メッシュ、差分スキーム

乱流モデルの選定は、本事業の H21 年度に行ったベンチマーク解析にて影響評価を行った。境界条件については H24 年度、計算メッシュについては H23 年度と H24 年度に取り組み、温度変動強度を保守側に大きめに予測できるようになった。よって、ある程度流体温度変動については再現可能と判断し、本年度はより実際的な問題に取り組んだ。

1 つ目は長周期温度変動である。熱疲労では、応力変動が長周期であるほど疲労寿命を低下させると言われている。実際に、配管合流部を対象とした実験<sup>36</sup>でも長周期温度変動が確認されている。そこで、数値シミュレーションで配管表面近傍における流体の長周期温度変動の再現に取り組んだ。

2 つ目は流体・構造熱連成解析である。最終的には構造解析による熱応力および疲労評価が目標であるが、本年度はその前段階として、配管温度変動の再現に取り組んだ。

##### (b) 既往の研究と課題

合流配管の熱流動場を対象とした数値シミュレーションはこれまで多くの実施例があり、主に熱疲労評価を目的として行われている。中村ら<sup>37 38</sup>は、乱流モデルを用いない疑似 Direct Numerical Simulation (DNS)による場合と、乱流モデルとして標準  $k-\varepsilon$  モデル、Shear Stress Transport  $k-\omega$  (SST)モデル、Detached Eddy Simulation (DES)を用いた数値解析を行い、日本原子力研究開発機構 (JAEA) が実施した WATLON 試験<sup>39 40</sup> 結果と比較

<sup>36</sup> 三好弘二, 中村晶, 歌野原陽一, : “T 字配管部の熱疲労評価手法高度化に向けた管壁温度特性の解明”, INSS ジャーナル, Vol. 20, pp. 45-55 (2013)

<sup>37</sup> 中村晶: “T 字合流配管の温度ゆらぎ現象の数値解析—乱流モデルと解析格子の影響—”, INSS JOURNAL, Vol.14, pp. 99-115 (2007)

<sup>38</sup> A. Nakamura, T. Oumaya and N. Takenaka. “Numerical Investigation of Thermal Striping at a Mixing Tee Using Detached Eddy Simulation.”, Proceeding of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1074 (2009)

<sup>39</sup> 五十嵐実他, : “配管合流部の混合現象に関する研究—DNSによる実験解析と現象の解明—”, 核燃料サイクル開発機構研究報告書, TN9400 2003-005 (2003)

<sup>40</sup> H. Kamide, M. Igarashi, S. Kawashima, N. Kimura and K. Hayashi, “Study on mixing behavior in a tee piping and numerical analyses for evaluation of thermal striping”,

している。その結果、乱流モデルを用いない場合の方が実験による温度変動分布に近いことを示した。中村らの結果<sup>2</sup>では、標準  $k-\epsilon$  モデル、SST モデル等の RANS 乱流モデルを用いた数値解析結果では温度変動がほぼ全く現れないが、RANS 乱流モデルの特性上、非定常な温度揺らぎが減衰し時間平均的な解が算出されたためと考えられる。

Howard ら<sup>41</sup> は、T 字合流配管の熱流動場の模擬のため計画された FATHERINO 試験を対象に Large Eddy Simulation (LES) を行い温度変動の再現を試みた、サブグリッドスケールの渦粘性モデルとして標準 Smagorinsky モデル、Dynamic Smagorinsky モデル、WALE モデルを使用し、計算結果の違いを比較している。再現された温度変動は渦粘性モデルにより違いが現れているが、FATHERINO 試験に先立って数値解析を実施したため、どのモデルが最適かについては言及されていない。

JAEA では、有限差分法に基づく内製コードを用いた疑似 DNS により配管合流部の温度変動を調べている<sup>42</sup>。また、境界適合座標系コード (MUGTHES) を開発し、比較的粗いメッシュでの LES と壁関数を用いたアプローチによる配管合流部の数値解析を行った<sup>43</sup>。その結果、流体の温度変動の再現に適用できる可能性があることを示している。

以上のように、多くの数値解析例では乱流モデルとしてどのモデルが相応しいかを議論している。そもそも、熱疲労で問題となる配管内の熱応力は、壁面近傍の流体と壁面の間で熱が伝達することによって生じる。よって、数値解析において壁面の熱伝達を精度よく評価することが求められる。壁面の熱伝達は壁面近傍の乱流状態により大きく影響を受けるため、壁面近傍の熱流動場の評価に適した乱流モデルを選定する必要がある。

よって、本事業において H21 年度に乱流モデルや計算コードの依存性を比較するためのベンチマーク解析を行った<sup>44</sup> <sup>45</sup>。原子力安全システム研究所 (INSS)、東芝、JAEA 等の各研究機関が参加し、WATLON 試験をベンチマーク問題として取り上げ、LES および DES 等の乱流モデルの違いや、数値解析コードの依存性などを比較した<sup>9,10</sup>。その結果、FLUENT の LES Dynamic が流体温度変動実験値に最も近い計算結果を算出した。

---

Nuclear Engineering and Design, Vol. 239, pp.58-67 (2009)

<sup>41</sup> R. Howard and T. Pasutto: "The effect of Adiabatic and Conducting Wall Boundary Conditions on LES of a Thermal Mixing Tee.", Proceeding of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1110 (2009).

<sup>42</sup> 村松壽晴, 笠原直人, 菊池政之, 西村元彦, 上出英樹: "サーマルストライピングに関する研究の現状と今後の研究計画", 核燃料サイクル開発機構研究報告書, TN9400 2000-010 (2000)

<sup>43</sup> M. Tanaka, H. Ohshima and H. Monji: "Thermal Mixing in T-Junction Piping System Related to High-Cycle Thermal Fatigue in Structure", Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 47, No. 9, pp. 790-801 (2010)

<sup>44</sup> 中村晶, 銭紹祥, 田中正暁, 笠原直人: "配管の熱疲労評価法の高度化に関する研究(2) 熱荷重の評価のための流体温度変動の熱流動ベンチマーク解析", M&M2010 材料力学カンファレンス, 1010 (2010)

<sup>45</sup> A. Nakamura, H. Ikeda, S. Qian, M. Tanaka and N. Kasahara: "Benchmark Simulation of Temperature Fluctuation Using CFD for the Evaluation of the Thermal load in a T-Junction pipe.", Proceeding of the Seventh Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS7), No. N7P-0011 (2010)

H22年度は、本事業の目指す方向性を示すため、WATLON試験を対象とした計算モデルに配管も計算対象に含めて流体・構造熱連成解析を実施した。更に、その結果から得られた配管温度をもとに、構造解析コードを用いた熱応力の評価も行った。渦放出による流体温度変動周波数は実験データとよく一致したが、流体温度変動強度は一部WATLON試験を過小評価していた。計算結果から非定常熱伝達率を算出すると、指針に定められた算出方法での値を下回る結果となった。なお、WATLON試験は流体温度のデータ取得が目的であるため、配管温度に関してはデータがなく、計算結果の妥当性は評価できなかった。

H23年度以後は、再び配管を含まない流体温度変動のみの評価に立ち戻った。数値解析結果は乱流モデルだけでなく、使用する計算メッシュや差分スキーム、境界条件などによっても影響を受ける。これらの影響因子を適切に設定しなければ、数値解析結果の信頼性が損なわれる。よって、数値解析結果の妥当性をガイドラインに沿って検証することが昨今求められている。評価手順のガイドラインは様々な団体により策定されているが、その一つとしてアメリカ機械学会 (ASME) が策定した ASME V&V 20<sup>46</sup>がある。V&VはVerificationとValidationの略である。Verificationは計画通りに計算モデルが正しく作られたことの確認作業であり、数値解析コードの検証、差分スキームや計算メッシュの検証がこれに当たる。Validationは、計算モデルの物理的実体の表現能力の確認作業であり、実験データとの比較を通して乱流モデルや境界条件等の妥当性を確認することに相当する。

本事業においても、H23年度にVerificationを目的として数値解析結果の格子依存性評価を行い、解像度の異なる計算メッシュによる計算結果を比較した。その結果、上述のベンチマークで使用した計算メッシュは実用に十分足る解像度を有していることを確認した。また、全体として同程度の計算メッシュ数であっても、部分的なメッシュの粗密によって結果に違いが見られ、流れ場に応じて適切な計算メッシュが必要なことを確認した。しかし、ある特定のガイドラインに沿った評価は行っていなかったため、H24年度はASME V&V 20に沿った評価を行った。H23年度に作成したものよりも更に粗い計算メッシュを作成し、どの程度まで粗い格子で温度変動強度が再現できるかを調べ、解析結果の格子依存性を明確化した。その結果、実験データ (WATLON試験) と比較して温度変動強度を保守側に大きめに予測でき、尚且つ比較的メッシュ数の少ない計算メッシュを作成することができた。

H24年度には他に、上流境界条件 (流速分布、乱れ) が温度変動強度等に与える影響についても確認を行った。その結果、主管・枝管で速度分布、変動流入を全く考慮しない場合が最も温度変動を過小評価し、逆に主管・枝管で速度分布、変動流入を共に考慮した場合が最も温度変動を保守側に大きめに評価した。実際の流れ場から考えて、速度分布、変動流入を考慮する場合が最も合理的な設定と考えられる。

以上のように、乱流モデル、数値解析コード、計算メッシュ、境界条件等の影響評価により、流体温度変動に関しては推奨される数値解法が明らかになりつつある。そこで、本

---

<sup>46</sup> The American Society of Mechanical Engineers, “Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer”, ASME V&V 20-2009 (2009)

年度はこれらの数値解法を踏まえて、より実際的な問題である以下の2点に取り組んだ。

- ・ 長周期温度変動

前年度までの計算条件を踏襲し、本年度は長周期温度変動の評価に取り組む。熱疲労では、応力変動が長周期であると熱応力が大きくなると言われている。そのため、WATLON試験を対象に、昨年度よりも長時間の数値解析を行い、長周期温度変動が再現できるか確認する。

- ・ 流体・構造熱連成解析

流体・構造熱連成解析はH22年度に実施したが、十分な配管温度の測定データが存在せず、計算結果の妥当性が評価できなかった。だが、現在INSSで実施しているT字配管壁温度測定実験(INSS実験)では、配管合流部の配管表面温度分布が測定されている。よって、INSS実験を対象とした流体・構造熱連成解析を実施し、流体温度変動だけでなく配管表面の温度変動の再現性も検討した。

(c) 配管合流部の長周期温度変動の評価

a) 数値解析条件 (長周期温度変動評価)

(i) 数値解析対象

H24 年度と同様、JAEA が実施した WATLON 試験<sup>40</sup>のうち、合流部後流に大きな温度変動が観察された壁面噴流条件を対象とする。T 字合流配管におけるフローパターンは式 (3.2.4-29) で示される運動量比  $M_R$  で整理され<sup>40</sup>、壁面噴流条件は  $M_R > 1.35$  である時のフローパターンである。

$$M_R = \frac{M_m}{M_b} \quad (3.2.4-29)$$

$$M_m = D_m D_b \rho_m U_m^2 \quad (3.2.4-30)$$

$$M_b = \frac{\pi}{4} D_b^2 \rho_b U_b^2 \quad (3.2.4-31)$$

ここで、 $D$  は管内径、 $\rho$  は密度、 $U$  は管断面平均流速で、下付き添え字  $m$  および  $b$  はそれぞれ主管と枝管を示す。選択した条件では  $M_R=8.1$  である。WATLON 試験から選択した実験条件を表 3.2.4-10 に示す。

(ii) 数値解析範囲

図 3.2.4-77 および図 3.2.4-78 に数値解析範囲を示す。合流から上流に管直径の 2 倍、下流には 5 倍の配管長さである。対象は流体のみとし、配管金属は模擬しない。管内壁面は断熱境界とした。座標系は、図に示すように、水平方向に  $x$ 、鉛直方向に  $y$ 、主配管流れ方向に  $z$  とする。座標原点は、主配管と枝配管のそれぞれの管中心軸が交差する点とする。

(iii) 乱流モデルと境界条件

主な数値解析条件を表 3.2.4-11 に示す。乱流モデルは H21 年度実施のベンチマーク解析において最も実験データを再現していた、LES Dynamic とした。

流入、壁面、流出境界条件は図 3.2.4-77 に示すように設定した。流入境界における流速分布は管内の乱流速度分布である指数法則<sup>47</sup>で与える。

$$\frac{\bar{u}}{u_{\max}} = \left( \frac{y}{R} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.2.4-32)$$

$$n = 3.45 Re^{0.07} \quad (3.2.4-33)$$

ここで、 $u_{\max}$  は最大流速、 $\bar{u}$  は配管壁から  $y$  の位置における時間平均流速、 $R$  は管の半径で

<sup>47</sup> 日本機械学会：“JSME テキストシリーズ、流体力学”、pg. 98 (2005)

ある。主管管に対しては、Reynolds 数は  $Re = 3.8 \times 10^5$  (48°C、 $U_{ave, m} = 1.46$  m/s)、枝配管に対しては  $Re = 6.7 \times 10^4$  (33°C、 $U_{ave, b} = 1.0$  m/s) であるので、主・枝配管のそれぞれの  $Re$  数を式(3.2.4-32)に入れると、 $n_m=8.5$ 、 $n_b=7.5$  となり、これを四捨五入してそれぞれ、1/9 乗、1/8 乗で入り口の流速分布を与えた。なお、最大流速  $u_{max}$  は次式により与えられる<sup>48</sup>。

$$\frac{U_{ave}}{u_{max}} = \frac{2n^2}{(n+1)(2n+1)} \quad (3.2.4-34)$$

ここで  $U_{ave}$  は管断面平均流速である。よって、主管の入り口最大流速は  $u_{max, m} = 1.71$  m/s ( $n_m = 9$ 、 $U_{ave, m} = 1.46$  m/s)、枝配管の入り口最大流速は  $u_{0, b} = 1.19$  m/s ( $n_b = 8$ 、 $U_{ave, b} = 1.0$  m/s) となった。

#### (iv) 数値計算メッシュ

図 3.2.4-79、図 3.2.4-80 に数値解析で使用した計算メッシュを示す。H24 年度に実施した解析結果の格子依存性評価では、24 万セル数程度の計算メッシュでも温度変動強度を保守側に大きめに予測できていたので、本年度も同じメッシュを使用した。また、図 3.2.4-79、図 3.2.4-80 には H23 年度に解析を実施した約 66 万セル数のメッシュも示した。後述の解析結果では、約 66 万セルの結果も比較のため適宜記載する。以下ではそれぞれ、24 万メッシュおよび 66 万メッシュと呼ぶ。なお、24 万メッシュのセルサイズは、66 万メッシュを  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向で均一に 1.4 倍に近い拡大率となるように作成した。メッシュ数は約 2.8 分の 1 の縮小率である。

各計算メッシュの壁面から第 1 層の厚さは 0.5 mm と一定とし、 $y^+$  が変化しないようにした。一般に、LES での壁面境界条件は粘着条件(壁面で流速 0)を用いるが、より簡便な評価手法の確立という観点から、どの計算メッシュでも壁面境界条件は壁関数を使用し壁面近傍の格子数を低減した。壁面における  $y^+$  は数十程度であることを確認している。なお、FLUENT では  $y^+$  の値に応じて壁関数を使用するか、粘着条件とするかを自動で切り替えている。

#### (v) 初期条件および統計処理

H23 年度に行なった 66 万メッシュでの計算結果(計算開始 10 秒後の結果)を使用した。FLUENT の Interpolate 機能で 66 万メッシュの計算結果を出力し、24 万メッシュ上で読み込んで使用した。ただし、計算メッシュを利用しての計算であるため、使用している計算メッシュでの準定常状態に至るまで、流れ場は過渡変化すると考えられる。よって、過渡変化を除いて準定常的な状態で統計量(時間平均値、変動強度)を得るために、計算開始

<sup>48</sup> 日野幹雄：“流体力学” 朝倉書店、pg. 316 (1992)



から3秒間は空走期間とし、3秒からは準定常状態に達したと考えて3~103秒の100秒間で統計処理を行った。

(vi) 計算時間

表 3.2.4-12 に計算時間を示す。使用した計算クラスターは4ノードで構成される。CPUはIntel Xeon E5-2690であり、1ノードあたり2個搭載されている。1CPUあたり8コアであるので、最大可能並列数は64並列である。本計算は8並列で行っているが、なるべく高速に計算できるように、CPU1個につき1ジョブを割り当て負荷の分散を行っている。また、インターフェースとして高速なinfinibandを利用し、通信時間を短縮するようにしている。

表 3.2.4-10 WATLON 試験から選択した実験条件

| 条件                     | 値                 | 備考     |
|------------------------|-------------------|--------|
| 主管流速 $U_{ave,m}$ [m/s] | 1.46              |        |
| 枝管流速 $U_{ave,b}$ [m/s] | 1.0               |        |
| 主管レイノルズ数 $Re_m$ [-]    | $3.8 \times 10^5$ |        |
| 枝管レイノルズ数 $Re_b$ [-]    | $6.7 \times 10^4$ |        |
| 主流温度 $T_m$ [°C]        | 48                |        |
| 枝管温度 $T_b$ [°C]        | 33                |        |
| 主配管口径 $D_m$ [mm]       | 150               | 口径比 3  |
| 枝配管口径 $D_b$ [mm]       | 50                |        |
| 運動量比 $M_R$             | 8.1               | 壁面噴流条件 |
| T字合流部形状                | 角有り               |        |

表 3.2.4-11 計算条件設定詳細

|           |                     |  |  |
|-----------|---------------------|--|--|
| 計算機 (CPU) |                     | Xeon E5-2690, 8 並列計算                       |  |
| OS        |                     | Red Hat Enterprise Linux WS release 6.3    |  |
| ソフトウェア    |                     | FLUENT 12.1.2                              |  |
| 流体        | 水(40.5°C)           |  |  |
|           | 密度                  | 991.71 kg/m <sup>3</sup>                   |  |
|           | 粘性係数                | 6.652 × 10 <sup>-4</sup> Pa s              |  |
|           | 比熱                  | 4.17968 × 10 <sup>3</sup> J/(kg K)         |  |
|           | 熱伝導率                | 0.62849 W/(m K)                            |  |
| 乱流モデル     |                     | LES Dynamic (Smagorinsky-Lilly)            |  |
|           |                     | Dynamic stress (Dynamic Energy Flux は off) |  |
| 境界条件      | 流入境界                | 主管   | 1.46 m/s (1/9 乗則分布)、48°C   |
|           |                     | 枝管   | 1.0 m/s (1/8 乗則分布)、33°C  |
|           |                     | 変動流入(主管のみ)                                 | Vortex method<br>Number of Vortices = 190<br>Turbulent Intensity = 5%<br>Turbulent Length Scale = 0.015<br>Reynolds-Stress Specification Method : K or Turbulent Intensity |
|           | 流出境界                | 自由流出 (outflow)                             |  |
|           | 壁面境界                | 壁関数 or Non-slip、断熱                         |  |
| 解法        | 圧力・速度カップリング         |  | SIMPLE   |
|           | Gradient            |  | Green-Gauss Cell Based   |
|           | Pressure            |  | Standard   |
|           | 対流項差分               | 運動量  | Bounded central differencing   |
| エネルギー     |                     | Bounded central differencing               |  |
| 時間        | 時間進行                |  | 2 次精度陰解法   |
|           | 時間刻み                |  | 0.0002 s   |
|           | 1time step 当たりの反復回数 |  | 毎回必ず 20 回  |
|           | 初期条件                |  | 66 万メッシュ計算結果(H23 年度実施)   |
|           | 統計処理時間              |  | 3 秒計算後の 3~103 秒(100 秒間)  |
| メッシュ      | 形状                  |  | 6 面体(ヘキサメッシュ)  |
|           | メッシュ数               |  | 241,396 セル   |
|           | 壁面 y+               |  | 50 程度  |

表 3.2.4-12 計算時間

|             |   |
|-------------|---|
| メッシュ        | 24 万メッシュ                                |
| 計算機 (CPU)   | Xeon E5-2690, 8 並列                      |
| インターコネク等    | Infiniband                              |
| OS          | Red Hat Enterprise Linux WS release 6.3 |
| ソフトウェア      | FLUENT 12.1.2                           |
| メッシュ数       | 241,396 セル                              |
| 計算時間(100 秒) | 25d 9h 37m                              |

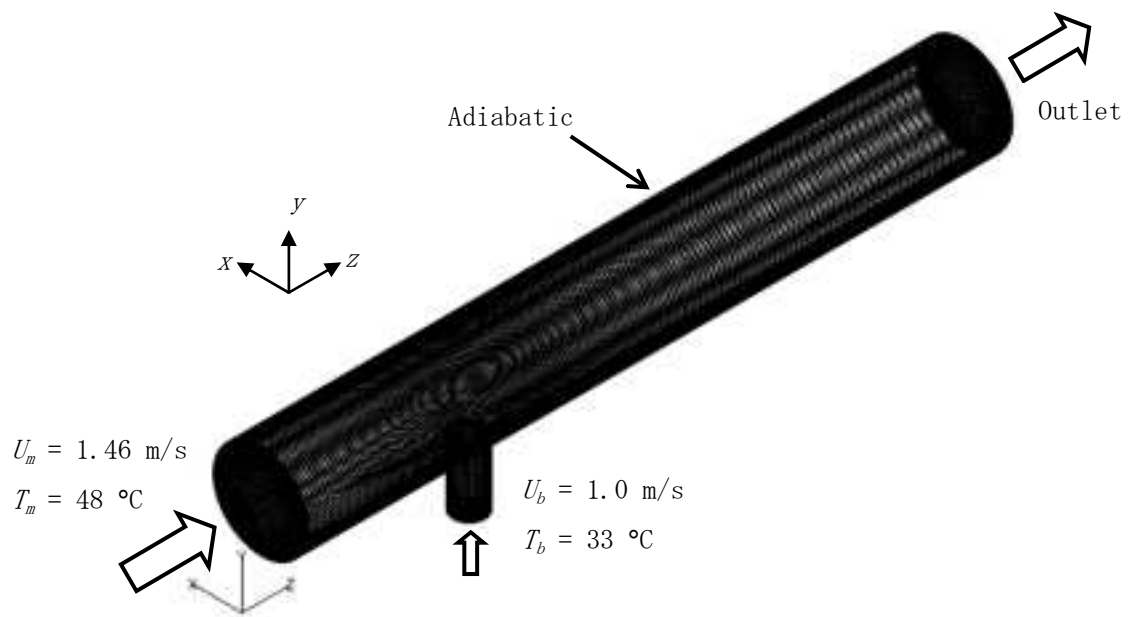


図 3.2.4-77 全体形状と境界条件 (WATLON 試験対象)

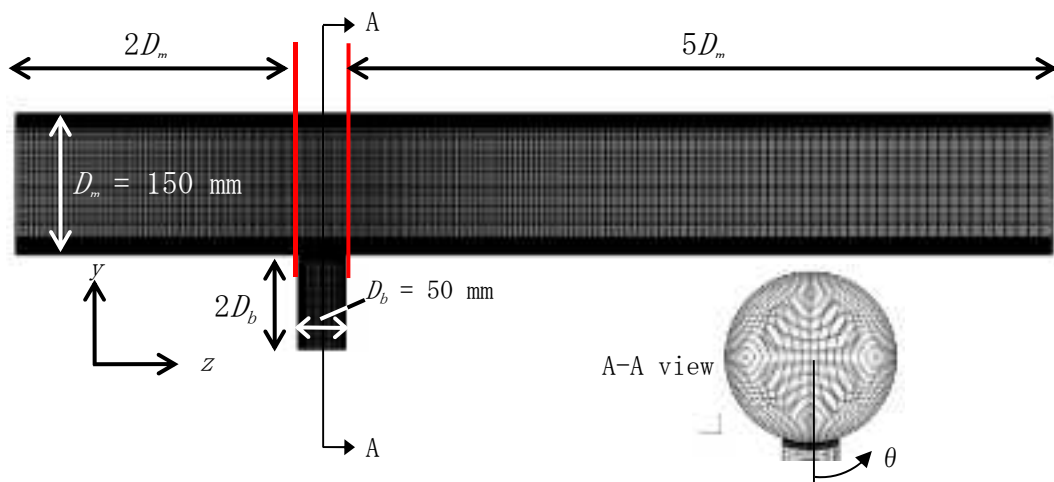


図 3.2.4-78 全体長さとし主・枝配管流入部長さ (WATLON 試験対象)

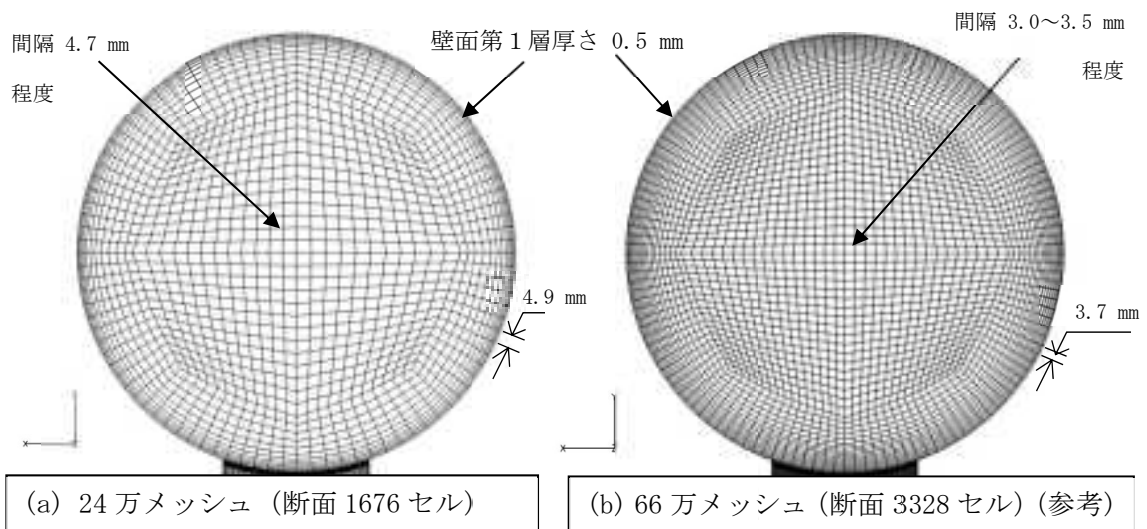


図 3.2.4-79 計算メッシュ 主配管断面 (WATLON 試験対象)

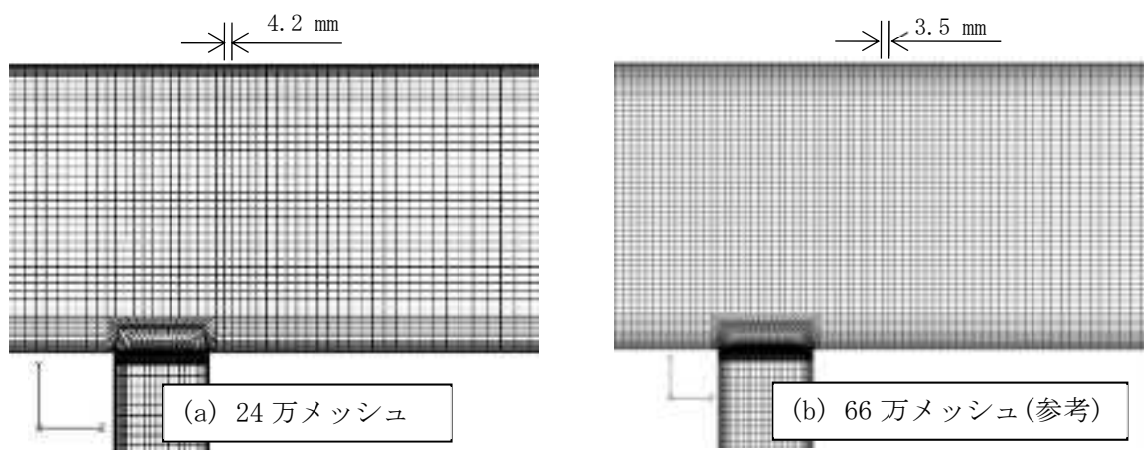


図 3.2.4-80 計算メッシュ 配管合流部の拡大 (WATLON 試験対象)

b) 数値解析結果 (長周期温度変動評価)

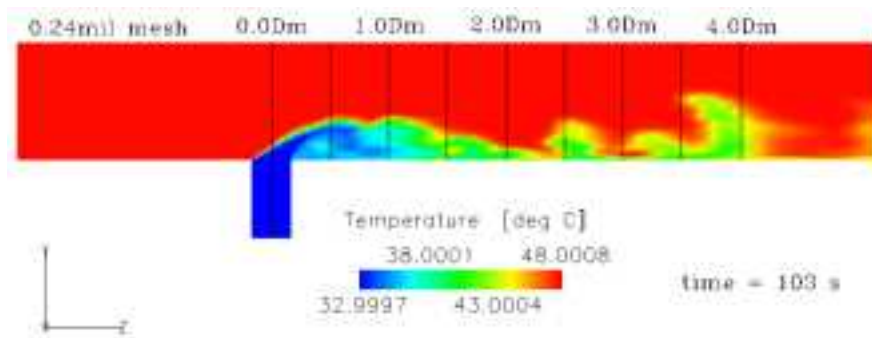
103 秒まで計算を実施し、100 秒間の統計処理を行った。以下に、本年度行った計算結果を示し、過年度までに実施した 5 秒間の統計処理結果 (66 万および 24 万メッシュ) と比較する。

(i) 瞬時の温度分布と時間平均温度分布

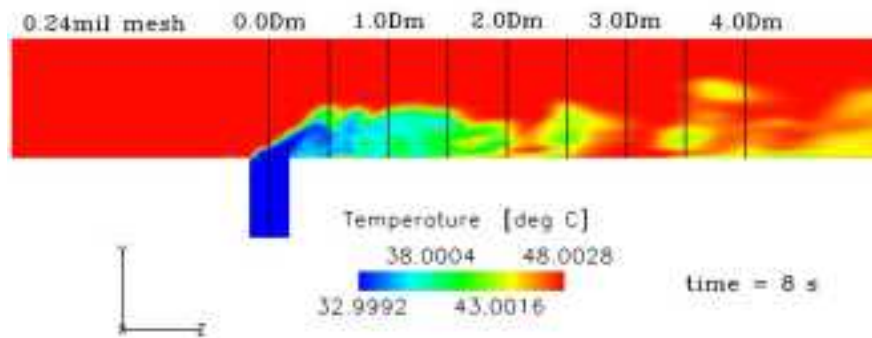
各メッシュを用いた計算終了時の瞬時の配管断面温度分布を図 3.2.4-81 に示す。コンターの上限・下限は流入境界温度 (48℃および 33℃) で打ち切らず、秒画面での計算結果の最大・最小値を示している。24 万メッシュでは上限、下限の逸脱はほぼなく、温度のムラなども認められず、妥当に計算が実行されたと考えられる。なお、66 万メッシュでは下限で 0.4℃程度の逸脱があるが、ほぼ無視できるレベルである。図 3.2.4-82 に時間平均温

度分布を示す。従来の計算結果と同様であり、壁面からの冷水が壁に付着した壁面噴流を形成していることが分かる。

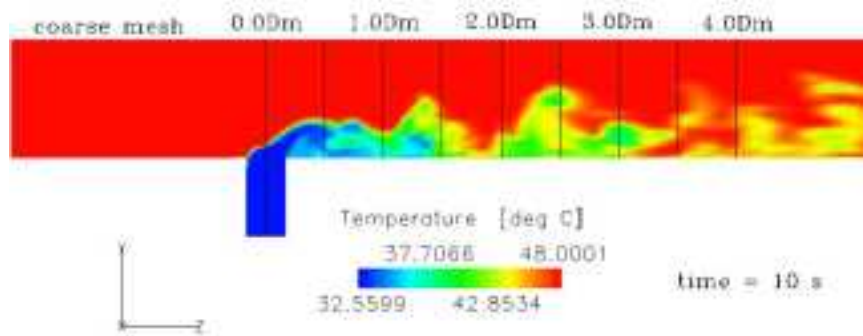
図 3.2.4-83 は合流部から  $0.5D_m$  下流における時間平均温度分布（垂直方向）である。24 万メッシュの 5 秒平均と 100 秒平均の分布はほぼ一致しており、両者に差は無い。時間平均を算出するに当たっては、5 秒間程度の平均で十分であることが示唆される。24 万および 66 万メッシュの差もほとんど無く、主流部分において実験データとよい一致を示しているが、壁面近傍で 24 万メッシュの方が若干高温側に評価する。



(a) 24 万メッシュ、時刻 103 秒

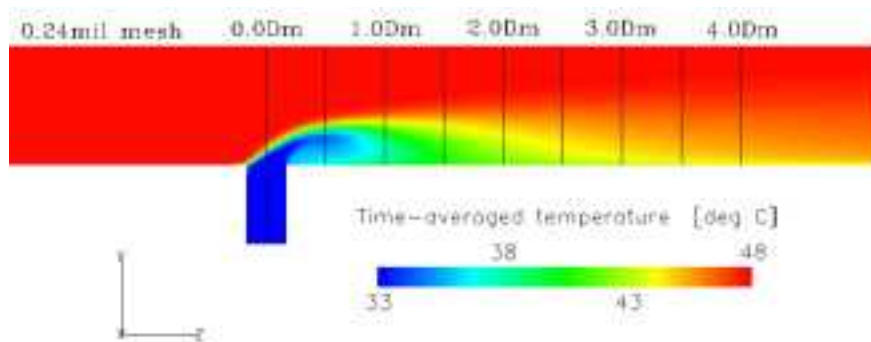


(b) 24 万メッシュ、時刻 8 秒

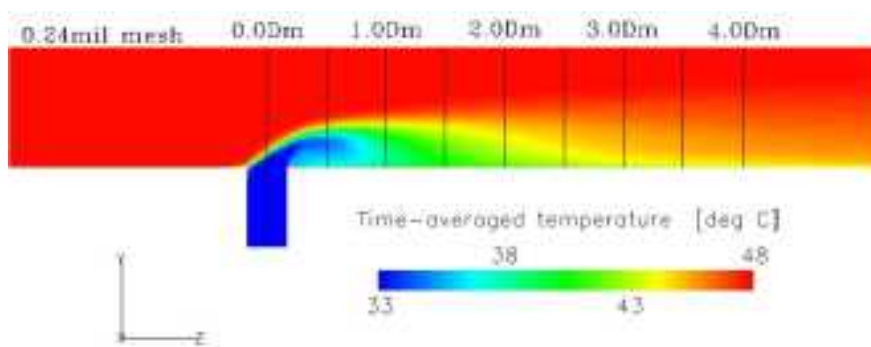


(c) 66 万メッシュ、時刻 10 秒

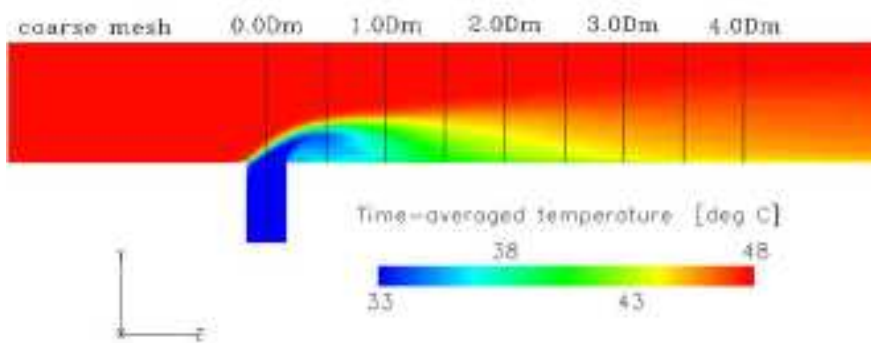
図 3.2.4-81 配管断面の瞬時温度分布



(a) 24 万メッシュ、100 秒間平均



(b) 24 万メッシュ、5 秒間平均



(c) 66 万メッシュ、5 秒間平均

図 3.2.4-82 配管断面の時間平均温度分布 (流れ方向断面)

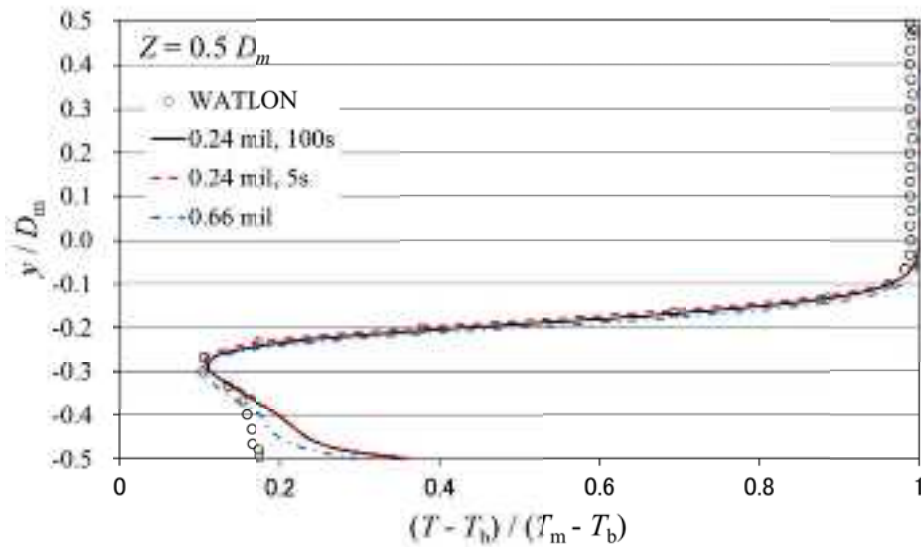


図 3.2.4-83 温度の時間平均値分布 (流れ方向位置  $z = 0.5D_m$ 、垂直方向)

(ii) 温度変動強度分布

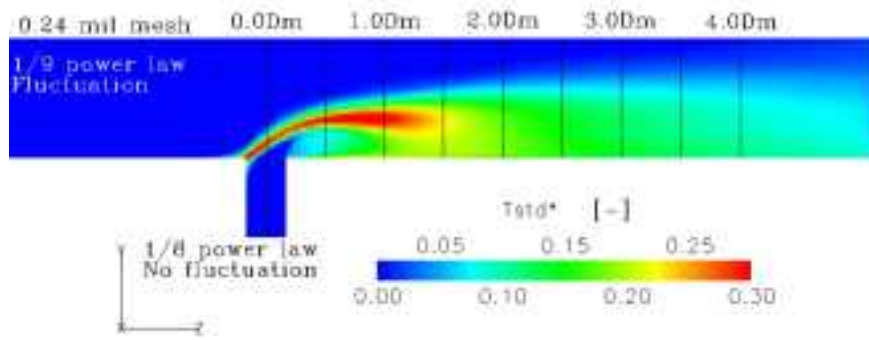
温度変動強度  $T_{std}^*$  分布を図 3.2.4-84 に示す。 $T_{std}^*$  の定義は次式の通りである。

$$T_{std}^* = \frac{T_{std}}{T_m - T_b} \quad (3.2.4-35)$$

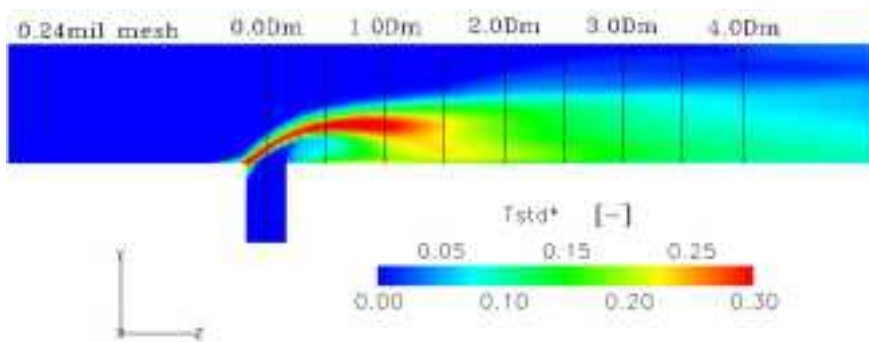
$$T_{std} = T_{rms} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_i - T_{ave})^2}{N}} \quad (3.2.4-36)$$

変動強度の大きい部分は主・枝管合流部の前縁から  $1D_m$  程度までの高低温水界面である。目視では統計処理時間 (5 秒と 100 秒)、メッシュ解像度 (24 万メッシュと 66 万メッシュ) が異なっても結果にあまり違いはない。

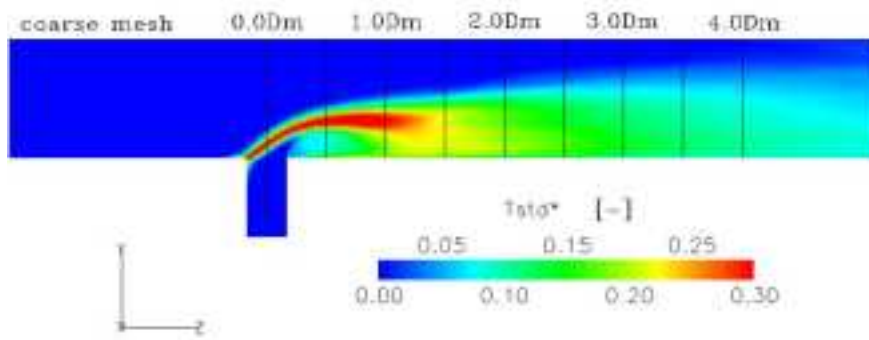
図 3.2.4-85 は温度変動強度を実験値と比較したものである。24 万メッシュの 5 秒平均と 100 秒平均とで局所的に微妙に差が生じているが、ほぼ一致する分布となっている。計算結果はいずれも  $0.5D_m$ 、 $1.0D_m$  の実験データよりも変動幅を大きく評価している。



(a) 24 万メッシュ、100 秒間で処理



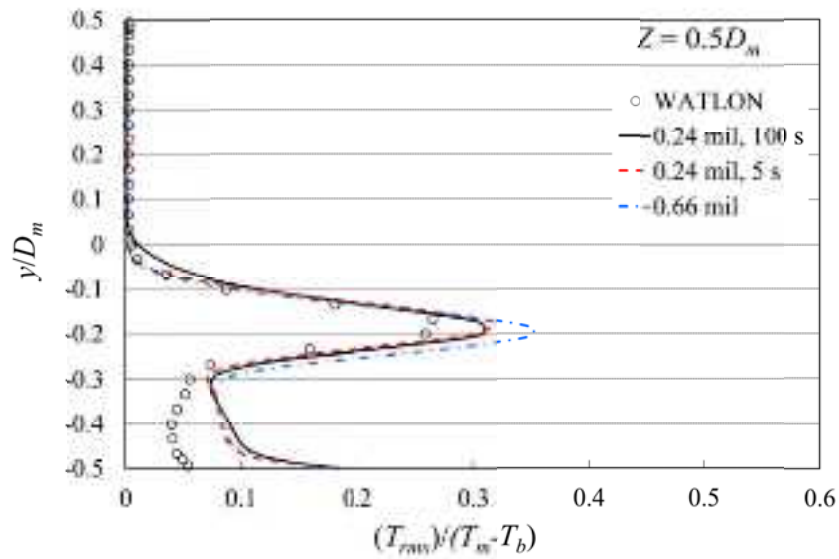
(b) 24 万メッシュ、5 秒間で処理



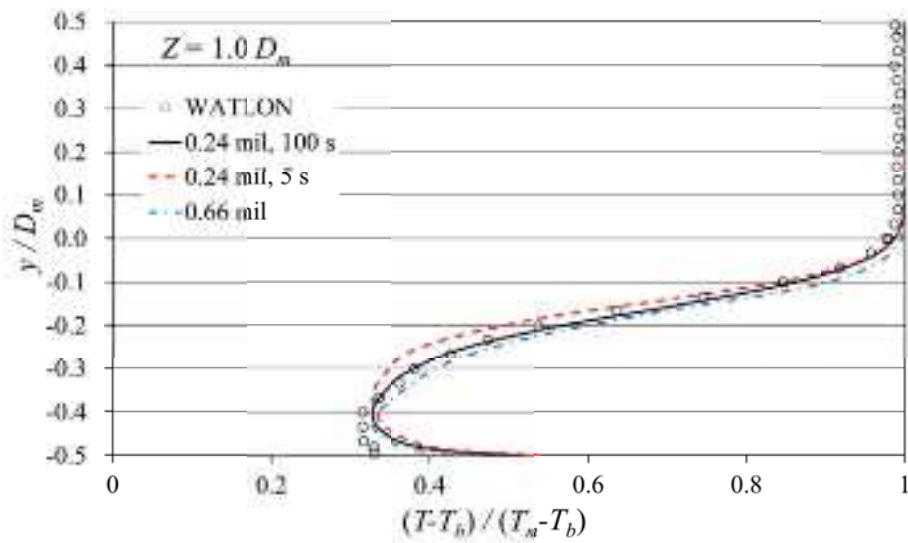
(c) 66 万メッシュ、5 秒間で処理

図 3.2.4-84 温度変動強度分布 (標準偏差、流れ方向断面)





(a)  $z = 0.5 D_m$



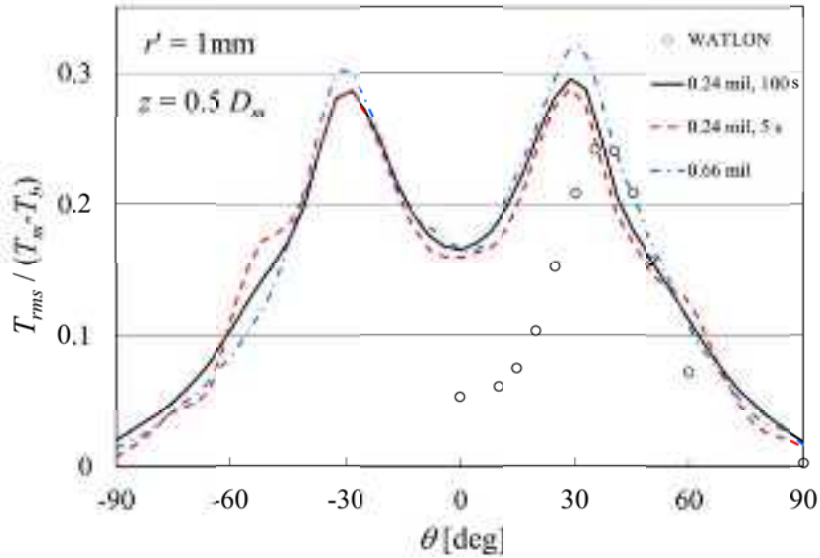
(b)  $z = 1.0 D_m$

図 3.2.4-85 温度の変動強度分布（垂直方向）

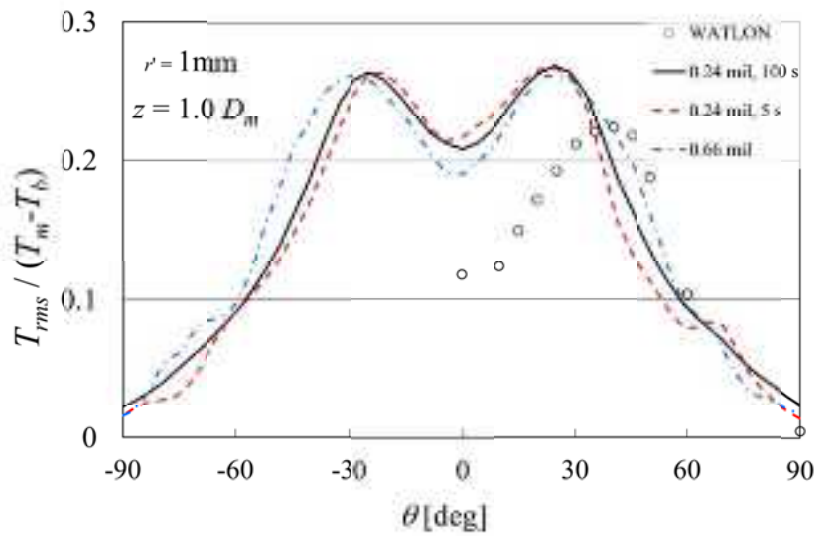
(iii) 周方向温度変動強度の比較

壁から 1mm の位置での周方向における温度変動強度分布を図 3.2.4-86 に示す。周方向角度の定義は図 3.2.4-78 に示す通りであり、流れ方向から見て反時計回りを正とし、枝管位置を  $0^\circ$  とする。24 万メッシュ 100 秒間平均の分布は、24 万メッシュ 5 秒間平均の分布とほぼ同様な分布であるが、より左右対称であり、局所的な凹凸もならされている。どの計算結果も実験データよりも過大評価側となり、また  $30^\circ$  付近でピークを持つ。なお、

H24 年度の結果では、メッシュ解像度が粗いほど温度変動を小さめに評価する傾向が確認されており、 $z = 0.5 D_m$ でもその傾向が現れている。



(a)  $z = 0.5 D_m$



(b)  $z = 1.0 D_m$

図 3.2.4-86 温度の変動強度分布 (周方向)

(iv) モニター点における温度の時刻歴

流体および配管温度を各点でモニタリングし、温度変動を調べた。図 3.2.4-87 は壁面に隣接するメッシュにおける流体の温度変動強度分布を示したものである。サンプリングは毎タイムステップ行ったので、サンプリング周波数は 5000 Hz である。温度変動は配管

合流部の前縁から合流部下流の  $\theta = \pm 30^\circ$  付近にかけて強く存在している。以下では、図中の白抜き点で示したモニタリングポイント（下流  $z = 0.5D_m$ 、 $1.0D_m$ 、 $\theta = +30^\circ$ ）における流体温度変動に注目した。

図 3.2.4-88 に合流部から下流  $z = 0.5D_m$ 、 $\theta = +30^\circ$  における、壁から 1mm 離れた地点の流体温度の時刻歴を示す。図 3.2.4-88 (b) の 10 秒間の時刻歴では、長周期的な変動があるように見えるが、高周波成分で見にくいため、図 3.2.4-89 に示すように 1000 データ（0.2 秒間）の移動平均を施した。移動平均により高周波成分がならされ、大体 10 秒間に 5 回程度の変動、つまり 0.5 Hz 程度の変動があることが確認できる。

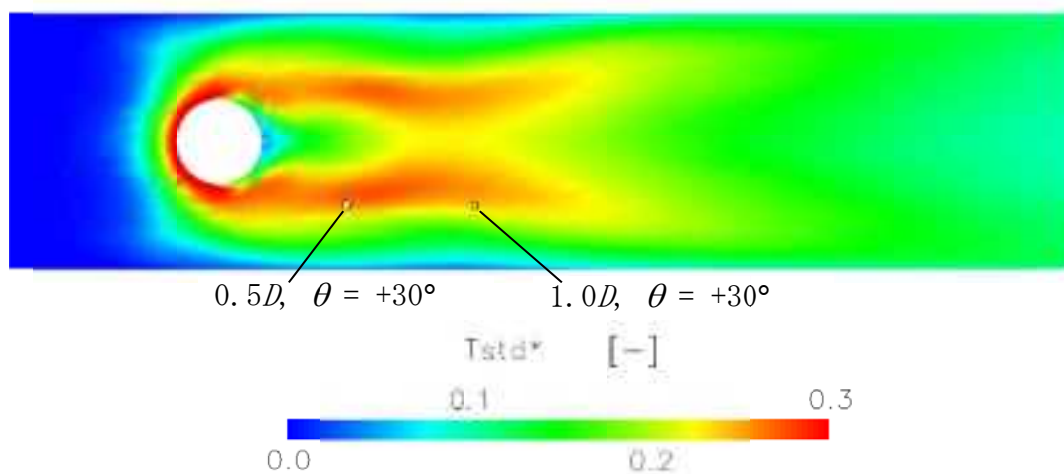
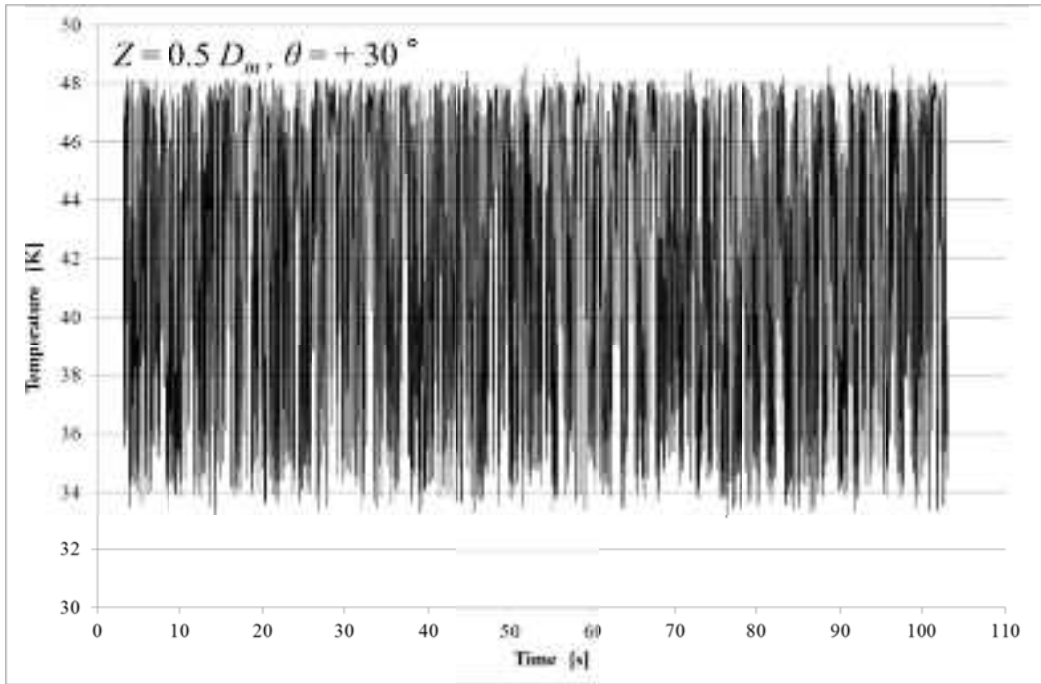
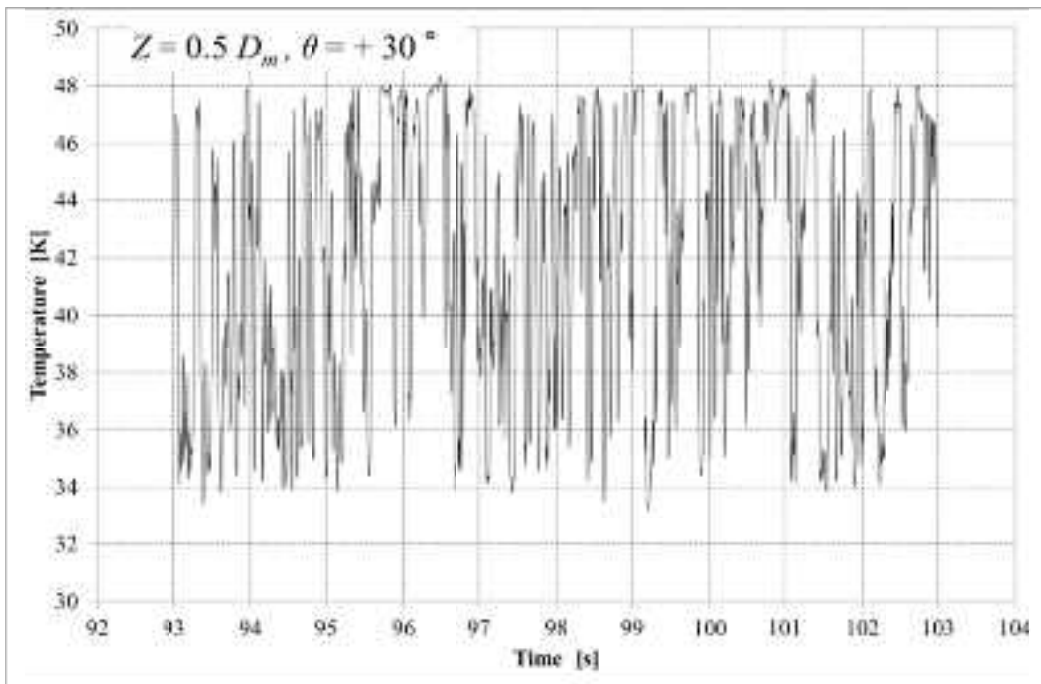


図 3.2.4-87 壁面近傍の温度変動強度分布とモニター点  
（視線は  $y$  軸負方向、標準偏差 3~103 秒）



(a) 100 秒間 (3~103 秒)



(b) 10 秒間 (93~103 秒)

図 3.2.4-88 流体温度の時刻歴 ( $z = 0.5 D_m$ 、 $\theta = +30^\circ$ 、壁から 1mm 流体側)

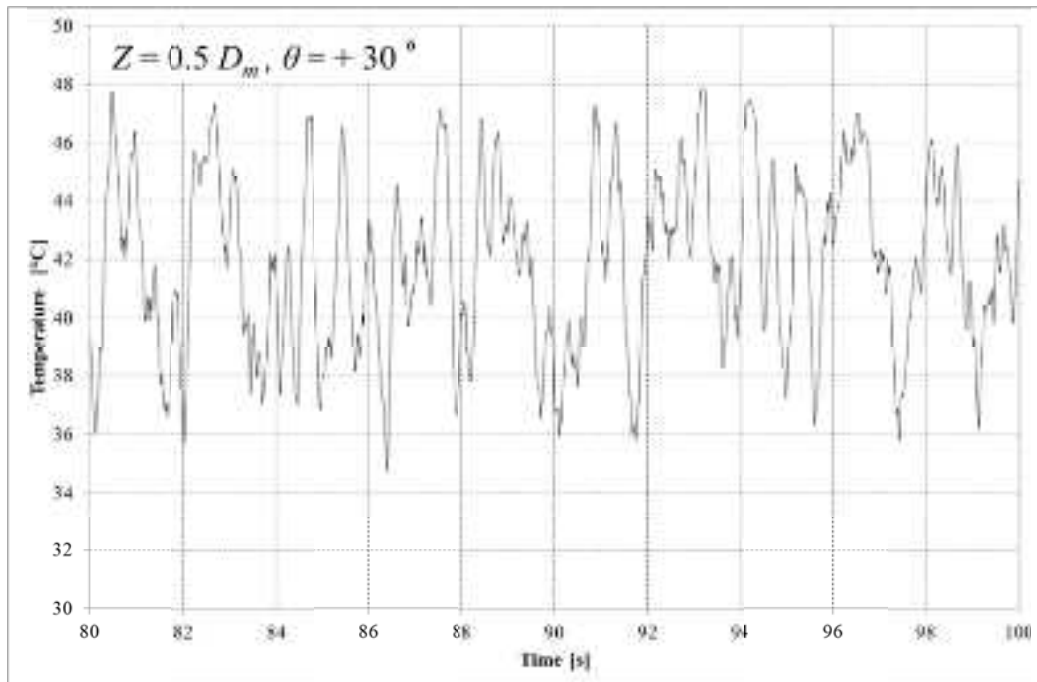
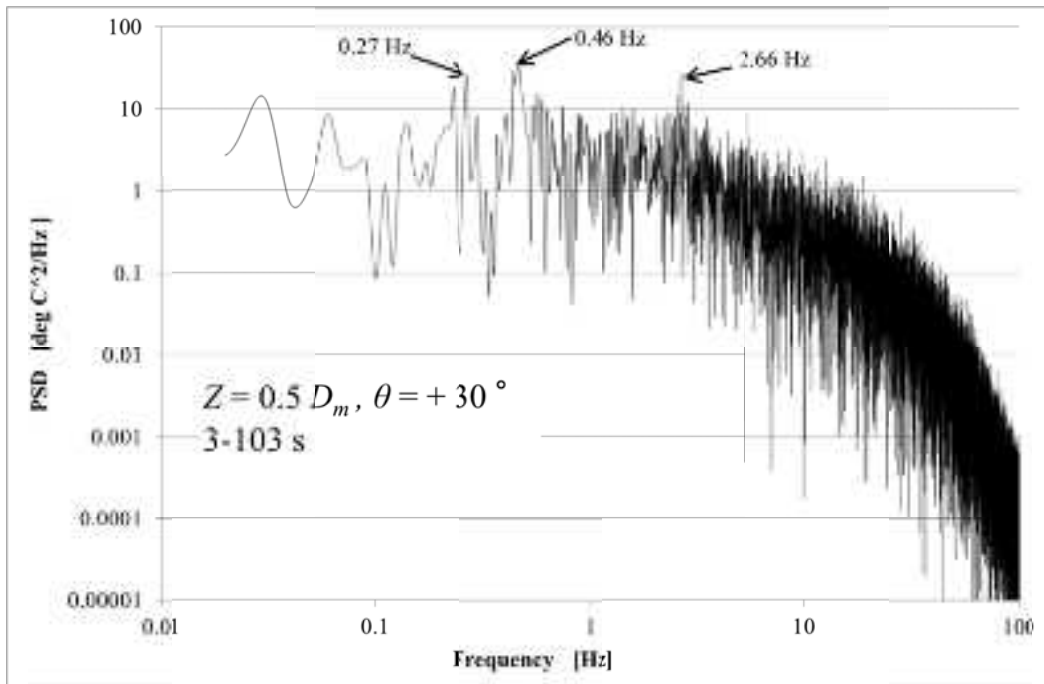


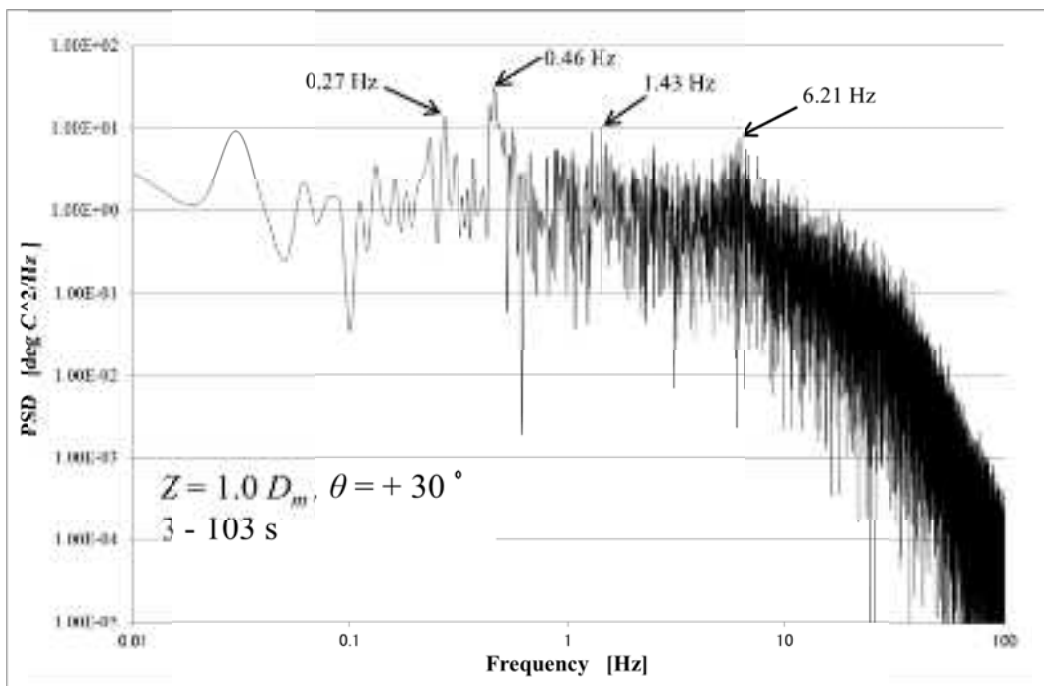
図 3.2.4-89 移動平均を施した流体温度の時刻歴 ( $z = 0.5 D_m$ 、 $\theta = +30^\circ$ 、壁から 1mm 流体側、1000 データ (0.2 秒間) での移動平均)

(v) モニター点における温度の周波数解析

流体温度の時刻歴 (図 3.2.4-88(a)) から時間平均値を引いて変動温度の時刻歴とし、FFT にて周波数解析を行った結果を図 3.2.4-90 に示す。それぞれのモニター点の 100 秒間のデータで FFT 解析を行った。 $z = 0.5 D_m$ では 0.22 Hz、0.46 Hz、2.66 Hz にそれぞれピークが現れ、 $z = 1.0 D_m$ ではさらに 6.21 Hz にピークが現れた。6 Hz 付近のピークはこれまでも確認されており、枝配管からの流れを円柱に見立てた場合の、円柱後流の渦放出周波数と考えられる (円柱後流渦の一般的なストローハル数  $St = f D_0 / U_m = 0.2$  より、主管速度  $U_m = 1.46$  m/s、枝管径  $D_0 = 50$  mm における渦放出周波数は 5.84Hz と推定される)。本年度は新たに 1 Hz よりも長周期側にピークが現れたが、100 秒間の長時間計算を行ったことで、周波数解析に明確に現れたものと考えられる。現在までのところ長周期温度変動の再現はできたが、その変動メカニズムの解明には至っておらず、今後の課題である。



(a)  $z = 0.5 D_m, \theta = +30^\circ$



(b)  $z = 1.0 D_m, \theta = +30^\circ$

図 3.2.4-90 モニター点における流体温度の周波数解析結果 (壁から 1mm 流体側)

(d) 配管合流部の流体・構造熱連成解析

a) 数値解析条件 (流体・構造熱連成解析)

(i) 数値解析対象

INSS が実施した T 字配管合流部下流の管壁面温度測定実験 (INSS 実験)<sup>36</sup> を対象とした。実験条件は WATLON 試験と同様、壁面噴流条件 (主管  $U_m = 0.995$  m/s、 $T_m = 25.7$  °C、枝管  $U_b = 0.66$  m/s、 $T_b = 59.8$  °C) である。INSS 実験から選択した実験条件を表 3.2.4-13 に示す。WATLON 試験とは異なり、主管温度は低く枝管温度は高い。運動量比は WATLON 試験の  $M_k=8.1$  に対し、INSS 実験では  $M_k=8.7$  と比較的近い値に設定している。

(ii) 数値解析範囲

図 3.2.4-91 および図 3.2.4-92 に数値解析範囲を示す。合流から上流に管直径の 2 倍、下流には 5 倍の配管長さで、WATLON 実験を対象とした数値解析とほぼ同じである。ただし、配管金属内も数値解析対象とし、流体・構造熱連成解析を行った。座標系も WATLON 実験を対象とした数値解析と同様で、図に示すように、水平方向に  $x$ 、鉛直方向に  $y$ 、主配管流れ方向に  $z$  とする。座標原点は、主配管と枝配管のそれぞれの管中心軸が交差する点とする。

(iii) 数値解析条件

主な数値解析条件を表 3.2.4-14 に示す。主な数値解析条件は WATLON 実験を対象とした数値解析から引き継いでいる。乱流モデルはこれまでの数値解析においても WATLON 試験を再現していた、LES Dynamic とした。

流入境界条件には INSS 実験において測定した流速分布、変動速度分布を与える。表 3.2.4-17 にレーザードップラー流速計で得られた時間平均流速分布および変動速度分布<sup>36</sup> を多項式近似でフィッティングしたものを示す。ただし、流速分布多項式を台形公式により管断面で積分して算出した流量は、INSS 実験において設定した流量と微妙にずれるため、設定流量と一致するよう補正係数を掛けている。また、FLUENT では流入境界条件として変動速度分布を与えることができないが、乱流エネルギー  $k$  および粘性消散率  $\varepsilon$  は分布として与えることができる。よって、主管変動速度  $w'$ 、枝管変動速度  $v'$  を基に、等方性乱流を仮定した  $k$  の式(3.2.4-37)と標準  $k-\varepsilon$  モデルで使用される式(3.2.4-38)を用いて  $k$  と  $\varepsilon$  の分布を与える。

$$k = \frac{3}{2} u'^2 \quad (3.2.4-37)$$

$$\varepsilon = \rho C_\mu \frac{k^2}{\mu_t} \quad (3.2.4-38)$$

ここで、式(3.2.4-37)の  $u'$  には主管変動速度  $w'$ 、枝管変動速度  $v'$  を代入する。 $C_\mu$  は標準  $k-\varepsilon$  モデルにおける無次元定数で、一般に  $C_\mu = 0.09$  で与えられる。式(3.2.4-38)では新たに乱流粘性係数  $\mu_t$  が未知となるので、別途管径 150mm、50mm の直管において、流量、温度

等を INSS 実験と同条件として標準  $k-\varepsilon$  モデルによる計算を行い、発達域での  $\mu_t$  を求めた。主管では  $\mu_t = 0.2 \text{ Pa s}$ 、枝管では  $0.05 \text{ Pa s}$  となった。

(iv) 数値計算メッシュ

図 3.2.4-93 に数値解析で使用した計算メッシュを示す。H24 年度に作成・使用したメッシュ (約 24 万セル) を基に、INSS 実験試験体と同形状になるよう配管金属部を追加した。計算メッシュの壁面から第 1 層の厚さは流体側で  $0.5 \text{ mm}$ 、配管金属側で  $0.1 \text{ mm}$  とした。WATLON 試験を対象とした数値解析と同様、壁面境界条件は壁関数を使用し壁面近傍の格子数を低減した。計算結果から、瞬時における壁面における  $y^+$  は合流部上流の低い部分で 5 程度、下流の高い部分で 60 程度である。FLUENT では  $y^+$  の値に応じて壁関数を使用するか、粘着条件とするか自動で切り替えている。

(v) 初期条件および統計処理

図 3.2.4-93 に示したメッシュで、まず標準  $k-\varepsilon$  モデルによる定常計算を行い、収束解を LES の初期条件とした。流れ場が準定常状態に達するまで 10 秒間空走期間を設け、10 秒後から 41 秒までの 31 秒間で統計処理を行い、時間平均値、変動強度を得た。

(vi) 計算時間

表 3.2.4-18 に計算時間を示す。長周期温度変動評価の場合 (表 3.2.4-12) と比べ、3 倍以上計算時間が増加したのは、配管分のメッシュ増加、計算の途中結果出力によるディスクアクセス、また計算機の負荷状況が原因と考えられる。

表 3.2.4-13 INSS 試験から選択した実験条件

| 条件  | 値                  | 備考     |
|---|--------------------|--------|
| 主管流速 $U_m$ [m/s] (流量 [m <sup>3</sup> /h]) | 0.995 (63.3)       | 壁面噴流条件 |
| 枝管流速 $U_b$ [m/s] (流量 [m <sup>3</sup> /h]) | 0.649 (4.59)       |        |
| 主管レイノルズ数 $Re_m$ [-]                       | $1.68 \times 10^5$ |        |
| 枝管レイノルズ数 $Re_b$ [-]                       | $7.07 \times 10^4$ |        |
| 主流温度 $T_m$ [°C]                           | 25.7               |        |
| 枝管温度 $T_b$ [°C]                           | 59.8               |        |
| 主配管口径 $D_m$ [mm]                          | 150                | 口径比 3  |
| 枝配管口径 $D_b$ [mm]                          | 50                 |        |
| 主配管肉厚 $t_m$ [mm]                          | 7.7                |        |
| 枝配管肉厚 $t_b$ [mm]                          | 5.2                |        |
| 運動量比 $M_R$                                | 8.7                |        |
| T 字合流部形状                                  | 角有り                |        |



表 3.2.4-14 計算条件設定詳細

|                                 |                     |   |   |
|---------------------------------|---------------------|---|---|
| 計算機 (CPU)                       |                     | Xeon E5-2690, 8 並列計算                                  |   |
| OS                              |                     | Red Hat Enterprise Linux WS release 6.3               |   |
| ソフトウェア                          |                     | FLUENT 14.0   |   |
| 流体<br>(水)<br>表 3.2.4-15 参照      | 密度                  | 991.005 kg/m <sup>3</sup> @42.75 °C、ブシネスク近似           |   |
|                                 | 粘性係数                | 温度多項式 (表 3.2.4-15)                                    |   |
|                                 | 比熱                  | 温度多項式 (表 3.2.4-15)                                    |   |
|                                 | 熱伝導率                | 温度多項式 (表 3.2.4-15)                                    |   |
|                                 | 体膨張係数               | 3.99238 × 10 <sup>-4</sup> 1/K @42.75 °C (表 3.2.4-15) |   |
| 配管<br>(SUS304)<br>表 3.2.4-16 参照 | 密度                  | 7916.3 kg/m <sup>3</sup> @42.75 °C (表 3.2.4-16)       |   |
|                                 | 比熱                  | 温度多項式 (表 3.2.4-16)                                    |   |
|                                 | 熱伝導率                | 温度多項式 (表 3.2.4-16)                                    |   |
| 乱流モデル                           |                     | LES Dynamic (Smagorinsky-Lilly)                       |   |
|                                 |                     | Dynamic stress (Dynamic Energy Flux は off)            |   |
| 境界条件                            | 流入境界                | 主管  | 0.995 m/s (流速分布は実験データのフィッティングカーブ、表 3.2.4-17)、25.7 °C  |
|                                 |                     | 枝管  | 0.649 m/s (流速分布は実験データのフィッティングカーブ、表 3.2.4-17)、59.8 °C  |
|                                 |                     | 変動流入<br>(主管・枝管)                                       | Vortex method<br>Number of Vortices = 190<br>流入部付近の流速乱れ強さ測定データをもとに、乱流エネルギー分布 $k$ 、粘性消散率 $\varepsilon$ それぞれの分布を与える(表 3.2.4-17)。<br>Reynolds-Stress Specification Method : K or Turbulent Intensity |
|                                 | 流出境界                | 圧力流出 (pressure-outlet)                                |   |
|                                 | 壁面境界                | 壁関数(流れ場、温度場)  |   |
| 解法                              | 圧力・速度カップリング         |   | SIMPLEC   |
|                                 | Gradient            |   | Green-Gauss Cell Based  |
|                                 | Pressure            |   | Second order  |
|                                 | 対流項差分               | 運動量   | Bounded central differencing  |
|                                 |                     | エネルギー   | Bounded central differencing  |
| 時間                              | 時間進行                |   | 2 次精度陰解法  |
|                                 | 時間刻み                |   | 0.0002 s  |
|                                 | 1time step 当たりの反復回数 |   | 毎回必ず 20 回   |
|                                 | 初期条件                |   | 定常 RANS 収束解(標準 $k-\varepsilon$ )  |
|                                 | 統計処理時間              |   | 10 秒計算後の 10~41 秒(31 秒間)   |
| メッシュ                            | 形状                  |   | 6 面体(ヘキサメッシュ)   |
|                                 | メッシュ数               | 流体側(円管断面)   | 247,444 セル(1,628 セル)  |
|                                 |                     | 配管側(円管断面)   | 321,120 セル(2,400 セル)  |
|                                 | 壁面 $\Delta x$ (主管)  |   | 合流部上流で 5 程度<br>合流部直後で 30 程度   |

表 3.2.4-15 物性値 (水) 温度多項式

|                         |   |
|-------------------------|---|
| 密度 [kg/m <sup>3</sup> ] | $\rho = -3.58929 \times 10^{-3} t^2 - 1.87272 t + 7.57697 \times 10^2$                      |
| 粘性係数 [Pa s]             | $\mu = 1.73161 \times 10^{-7} t^2 - 1.21869 \times 10^{-4} t + 2.18398 \times 10^{-2}$      |
| 熱伝導率 [W/ (m K)]         | $\lambda = -8.33929 \times 10^{-6} t^2 + 6.50572 \times 10^{-3} t - 5.90930 \times 10^{-1}$ |
| 比熱 [J/ (kg K)]          | $c = 1.17857 \times 10^{-2} t^2 - 7.42782 t + 5.34928 \times 10^3$                          |
| 体膨張係数 [1/K]             | $\beta = -4.00876 \times 10^{-8} t^2 + 3.262 \times 10^{-5} t - 5.90496 \times 10^{-3}$     |

日本機械学会、伝熱工学資料第5版を基に20~70°Cの範囲で近似式を作成。ただし、体膨張係数は、望月、村田、伝熱工学の基礎(日新出版、1994)より作成。温度  $t$  の単位は[K]。

表 3.2.4-16 物性値 (配管、SUS304) 温度多項式

|                         |  |
|-------------------------|--|
| 密度 [kg/m <sup>3</sup> ] | $\rho = -9.13957 \times 10^{-5} t^2 - 2.83684 \times 10^{-1} t + 8.01501 \times 10^3$                          |
| 熱伝導率 [W/ (m K)]         | $\lambda = -2.72438 \times 10^{-6} t^2 + 1.83140 \times 10^{-2} t + 9.75031$                                   |
| 比熱 [J/ (kg K)]          | $c = 3.41552 \times 10^{-7} t^3 - 8.24370 \times 10^{-4} t^2 + 7.86893 \times 10^{-1} t + 3.11368 \times 10^2$ |

ASME Sec. II Part D を基に近似式を作成。温度  $t$  の単位は[K]。

表 3.2.4-17 流入境界条件

|                           |   |
|---------------------------|---|
| 主管流入速度分布<br>$w$ [m/s]     | $\{-13.987(r_m/R_m)^6 + 36.7204(r_m/R_m)^5 - 37.0055(r_m/R_m)^4 + 17.9701(r_m/R_m)^3 - 4.56278(r_m/R_m)^2 + 0.327342(r_m/R_m) + 1.2447\} \times 0.966788$   |
| 枝管流入速度分布<br>$v$ [m/s]     | $\{-18.223(r_b/R_b)^6 + 46.3801(r_b/R_b)^5 - 44.4767(r_b/R_b)^4 + 19.7456(r_b/R_b)^3 - 4.23967(r_b/R_b)^2 + 0.286797(r_b/R_b) + 0.816827\} \times 0.985918$ |
| 主管流入変動速度<br>分布 $w'$ [m/s] | $1.53029(r_m/R_m)^6 - 4.90249(r_m/R_m)^5 + 6.06157(r_m/R_m)^4 - 3.52568(r_m/R_m)^3 + 0.949042(r_m/R_m)^2 - 0.0541976(r_m/R_m) + 0.0486829$                  |
| 枝管流入変動速度<br>分布 $v'$ [m/s] | $4.90206(-r_b/R_b)^6 + 12.4957(-r_b/R_b)^5 + 11.542(-r_b/R_b)^4 + 4.57108(-r_b/R_b)^3 + 0.691799(-r_b/R_b)^2 - 0.00564697(-r_b/R_b) + 0.0587856$            |

ただし、 $r_m$ 、 $R_m$  は主管半径および内径、 $r_b$ 、 $R_b$  は枝管半径および内径

表 3.2.4-18 計算時間

|          |   |
|----------|---|
| メッシュ     | 25万(流体)+32万(配管)                         |
| 計算機(CPU) | Xeon E5-2690, 8並列                       |
| インターコネク等 | Infiniband                              |
| OS       | Red Hat Enterprise Linux WS release 6.3 |
| ソフトウェア   | FLUENT 14.0                             |
| 計算時間(1秒) | 18h - 21h 30min                         |

注) 計算時間はファイル出力の頻度や容量、計算機の負荷状態に応じて変動する。

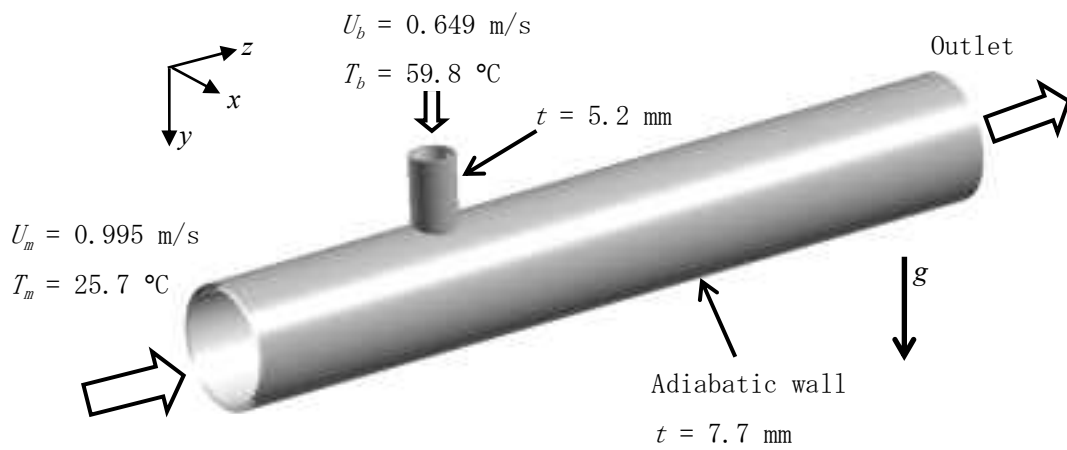


図 3.2.4-91 INSS 実験、全体形状と境界条件

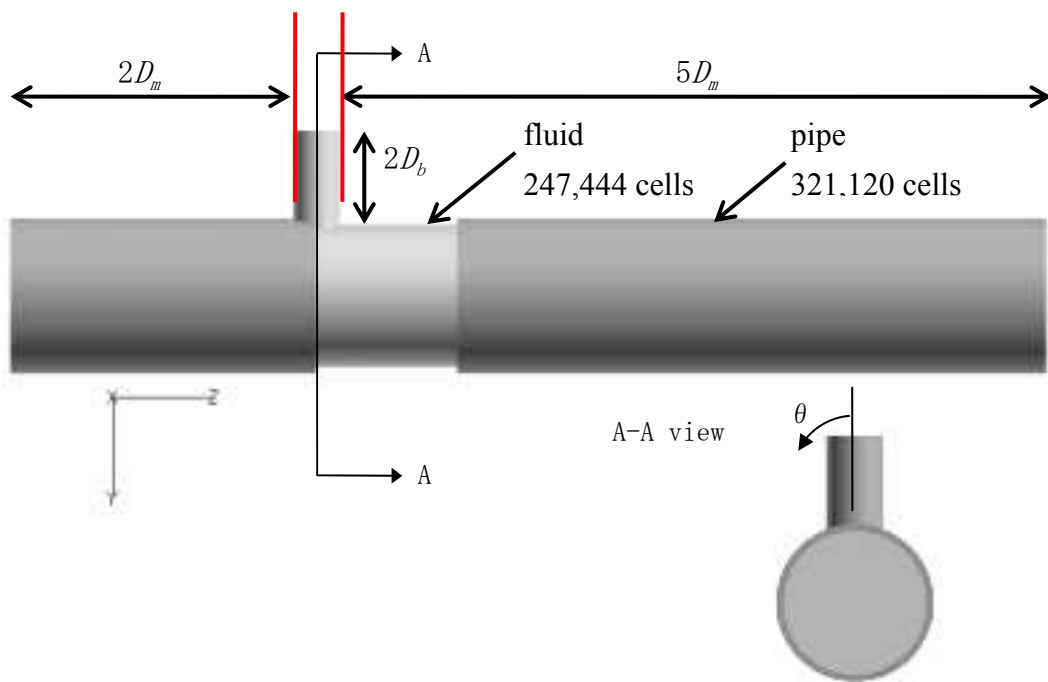


図 3.2.4-92 全体長さとは主・枝配管流入部長さ (INSS 実験対象)

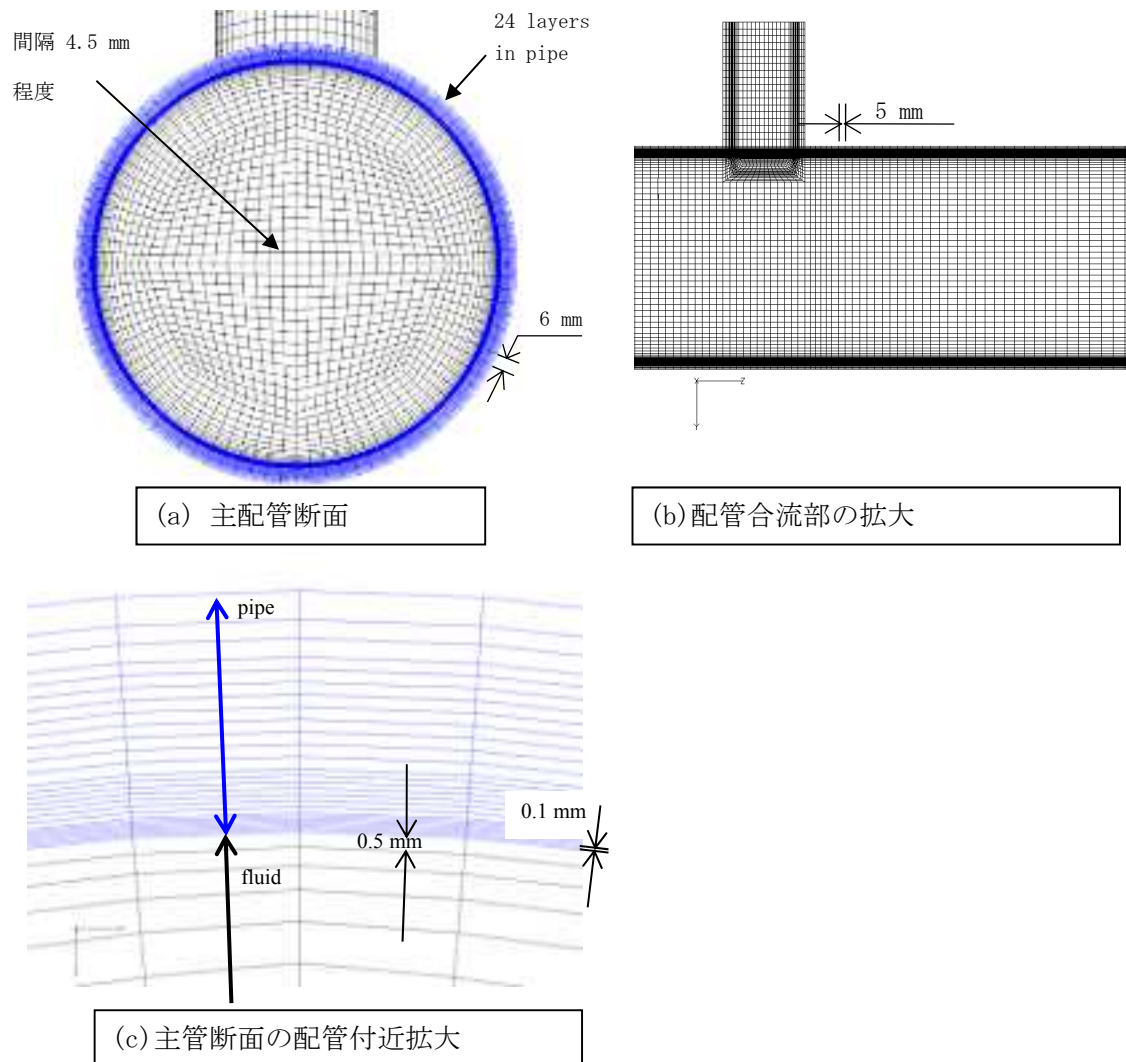
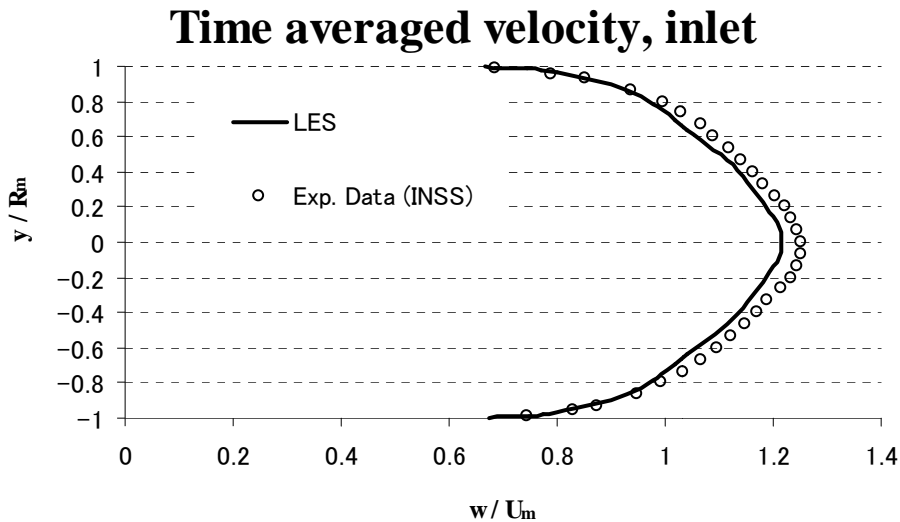


図 3.2.4-93 計算メッシュ (INSS 実験対象)

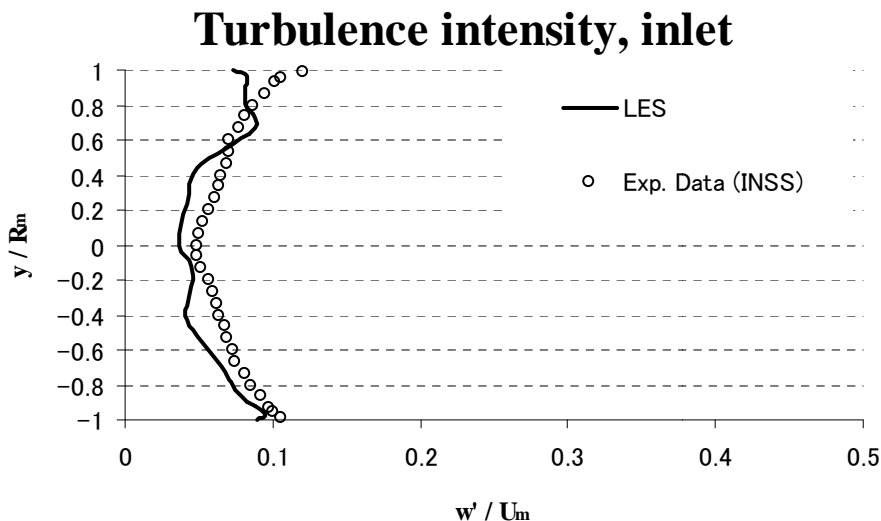
b) 数値解析結果 (流体・構造熱連成解析)

(i) 流入境界条件の確認

まず、流入境界面において設定通りの流速分布、速度変動強度分布となっているかを確認するため、図 3.2.4-94 に流入境界面での時間平均速度分布と速度変動強度分布を示す。時間平均速度分布は実験データとよく一致しており、ほぼ想定通りの流速分布となっている。速度変動強度分布はばらつきがあるが、壁面近傍で大きく流路中央で小さいという傾向は大体再現しており、オーダー的にも大体同一となっている。よって、従来の管断面で一定値として与える方法よりは精緻なモデル化となる。



(a) 時間平均速度分布 (31 秒間の時間平均)



(b) 速度変動強度分布 (31 秒間の標準偏差)

図 3.2.4-94 流入境界面における流速分布

(ii) 速度の時間平均と変動強度分布

図 3.2.4-95 に流れ方向に平行な鉛直断面における時間平均速度分布を示す。合流部上流では管中心軸で速度が高くなっており、合流部に差し掛かると枝管からの流入の影響で局所的に流速が増加する。合流部下流の枝管側壁面によどみ領域が生じるが、これは主管の流れにとって枝管からの流入が円柱のような障害物となるため生じる後流域である。より定量的に把握するため、図 3.2.4-96 に合流部下流  $z = 0.5D_m$ 、 $1.0D_m$  における時間平均速度の鉛直方向分布を示す。合流部下流  $z = 0.5D_m$  の枝管側壁面 ( $y/R_m = -1$ ) 近傍で逆流域が生じており、管中心に近づくにつれ流速が増加する。 $z = 1.0D_m$  になると逆流は消えており、混合が促進されている。実験データと数値計算結果を比較すると、両者はよく一致している。

図 3.2.4-97 に速度変動強度分布を示す。よどみ領域で速度変動は強くなっており、特に主管と枝管の流れの境界面付近で強くなる。これは速度差に基づく自由せん断層が形成されるため、この付近では周期的な馬蹄形渦の放出があることがわかっている。数値計算結果と実験データを定量的に比較するため、図 3.2.4-98 に合流部下流  $z = 0.5D_m$ 、 $1.0D_m$  における速度変動強度の鉛直方向分布を示す。合流部下流  $z = 0.5D_m$  では、全体的に過小評価であるが、定性的な傾向はおおむね再現する。枝管側壁面付近 ( $-1 < y/R_m < -0.4$ ) において変動強度のピーク値 ( $y/R_m = -0.5$  付近) を多少過小評価するが、分布はおおむね再現されている。管中心に近づくにつれ、より過小評価となる。合流部下流  $z = 1.0D_m$  では、計算結果は実験データを比較的再現しているが、枝管から離れるにつれ ( $0 < y/R_m < 1$ ) より過小評価となる。いずれにせよ、熱疲労評価で重要となるのは合流部下流枝配管側壁面 ( $y/R_m = -1$ ) 近傍の温度変動であるため、その意味では数値計算によりある程度速度変動が再現されたと言える。

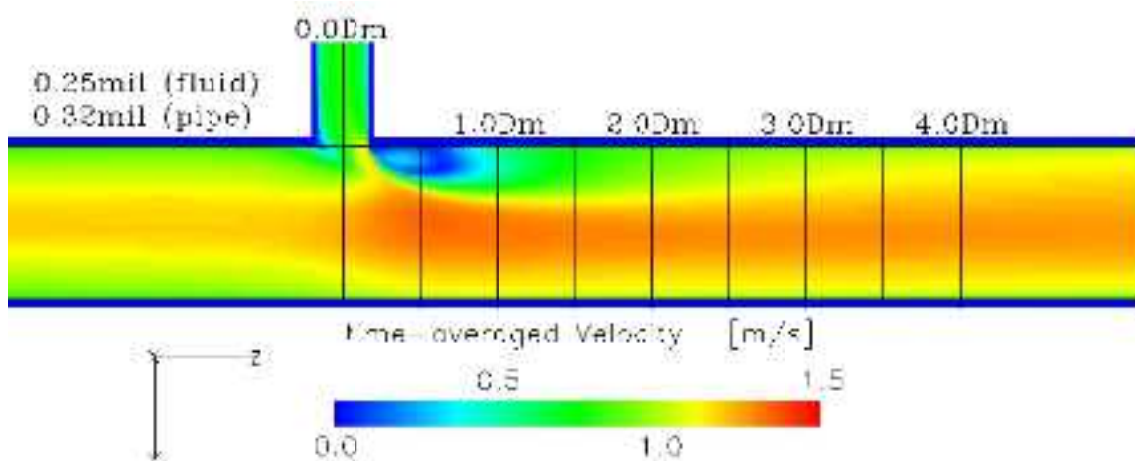
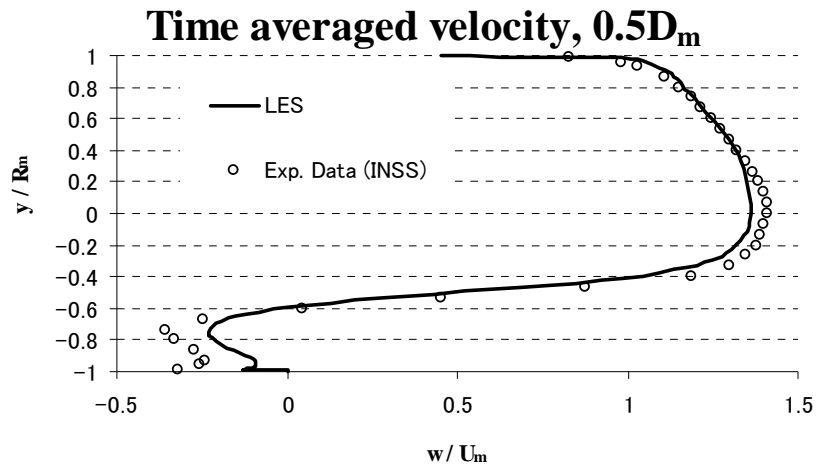
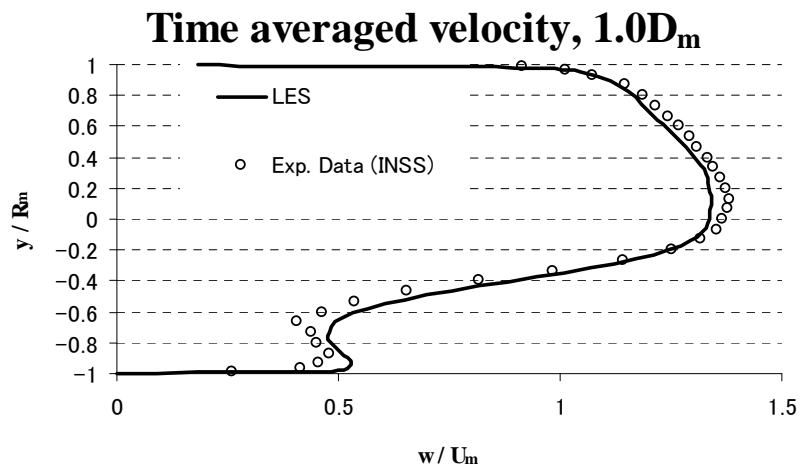


図 3.2.4-95 時間平均速度分布 (31 秒間の時間平均、流れ方向断面)



(a)  $z = 0.5 D_m$



(b)  $z = 1.0 D_m$

図 3.2.4-96 速度の時間平均分布、実験データとの比較 (31 秒間の時間平均、鉛直方向)

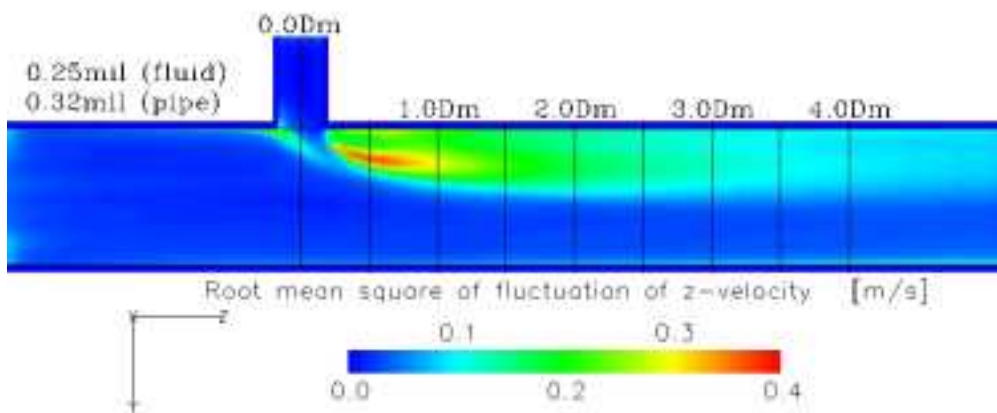
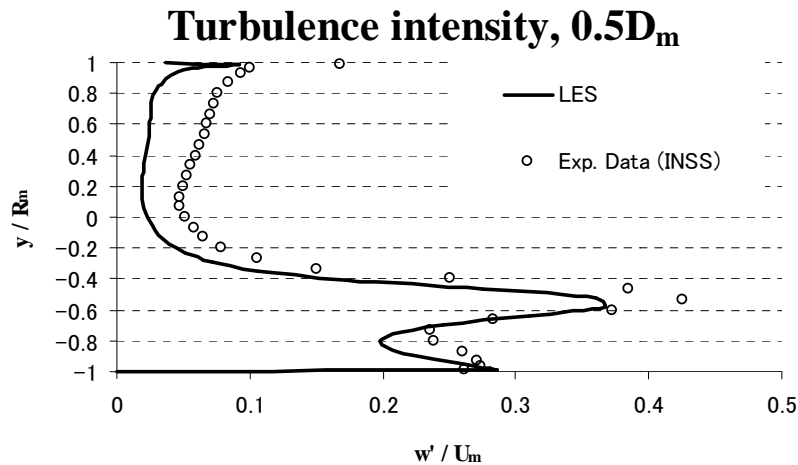
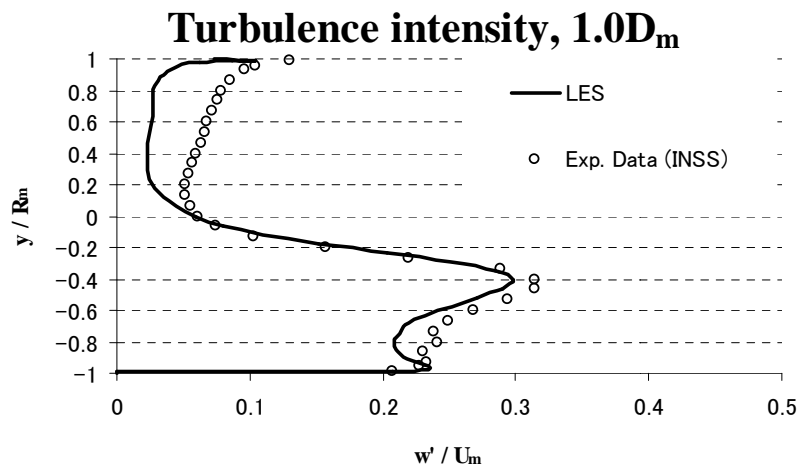


図 3.2.4-97 速度変動強度分布 (31 秒間の標準偏差、流れ方向断面)



(a)  $z = 0.5 D_m$



(b)  $z = 1.0 D_m$

図 3.2.4-98 速度変動強度分布、実験データとの比較 (31 秒間の標準偏差、鉛直方向)

(iii) 瞬時の温度分布と時間平均温度分布

計算終了時の瞬時の配管断面温度分布を図 3.2.4-99 に示す。コンターの上限・下限は流入境界温度 (59.8℃および 25.7℃) で打ち切らず、秒画面での計算結果の最大・最小値を示している。上限の逸脱は 0.02℃程度、下限の逸脱は 0.01℃程度と小さく、温度のムラなども認められず、妥当に計算が実行されたと考えられる。図 3.2.4-100 に時間平均温度分布を示す。従来の計算結果と同様であり、枝管からの温水が壁に付着した壁面噴流を形成していることが分かる。

図 3.2.4-101 に合流部下流  $z = 25 \text{ mm}$ 、 $0.5D_m$  (75 mm)、 $1.0D_m$  (150 mm) における時間



平均流体温度分布の鉛直方向分布を示す。下流に進むに従い、全体の温度差が徐々に低下し、温度の境界面が管中心側へ遷移する様子がわかる。図 3.2.4-102 は各管断面における時間平均流体温度（壁面から 1mm 地点）の周方向分布である。管中心 ( $\theta = 0^\circ$ ) でピークとなる温度分布が、下流に進むに従い徐々になだらかとなる様子がわかる。

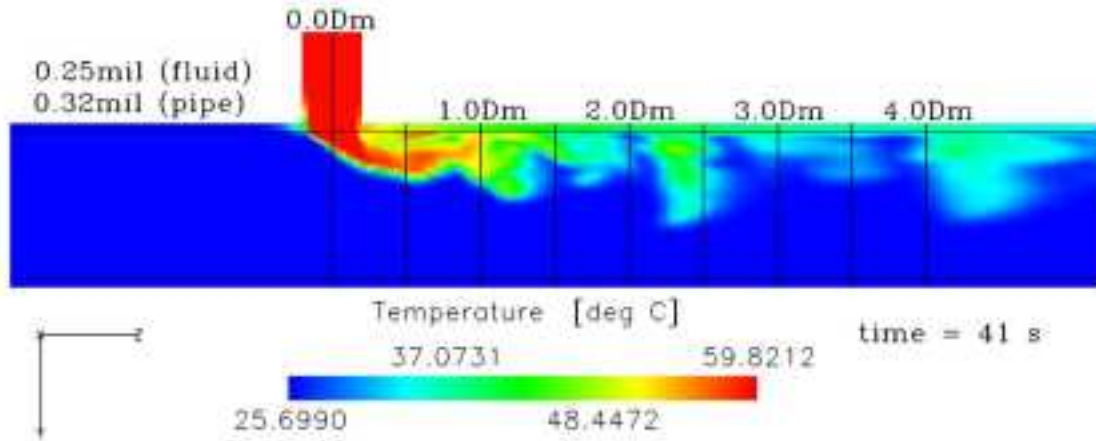


図 3.2.4-99 配管断面の瞬時温度分布 (41 秒時)

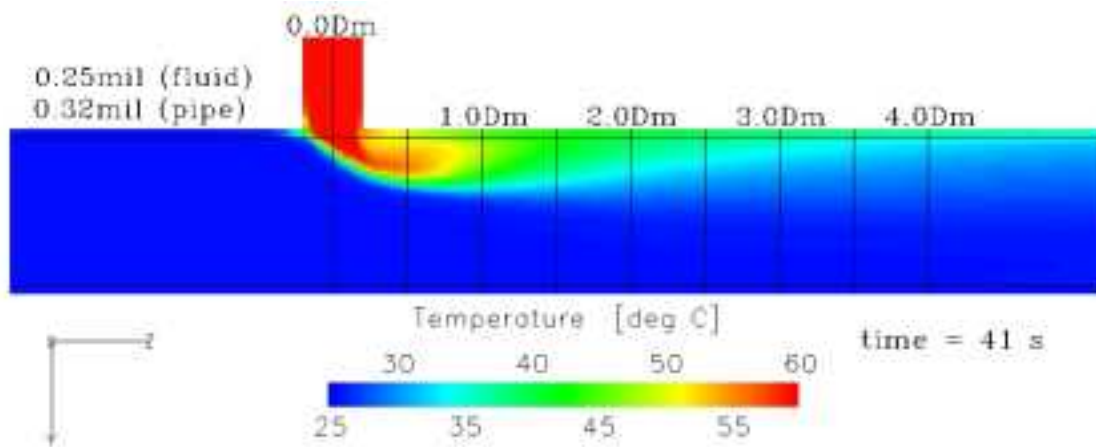


図 3.2.4-100 配管断面の時間平均温度分布 (31 秒間の時間平均、流れ方向断面)

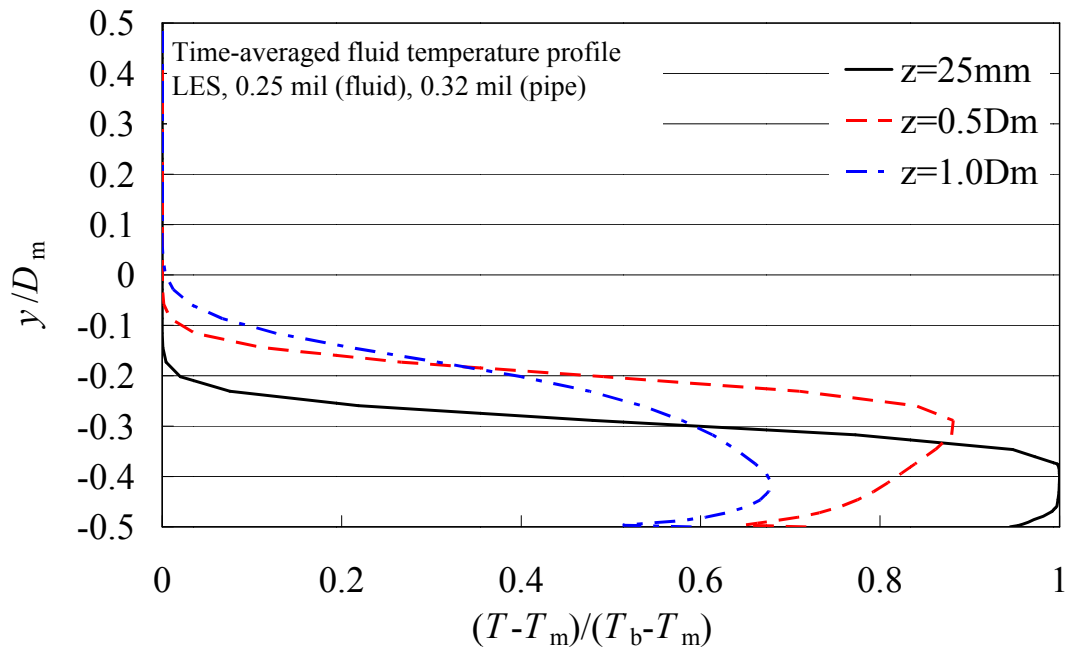


図 3.2.4-101 流体温度の時間平均値分布 (31 秒間の時間平均、垂直方向)

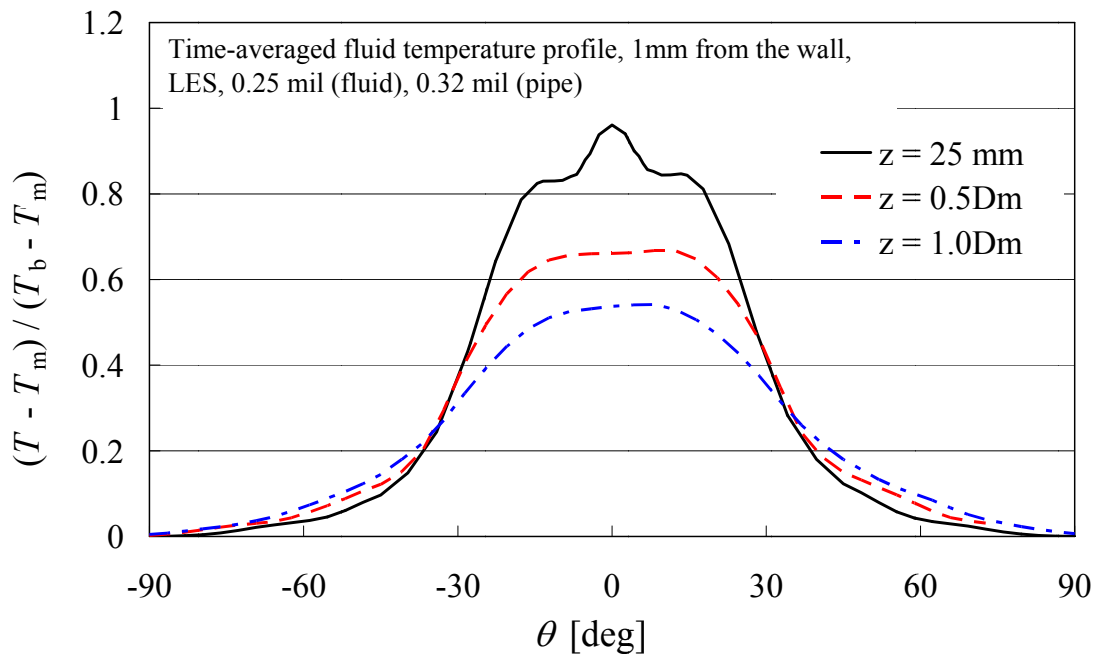


図 3.2.4-102 流体温度の時間平均値分布 (31 秒間の時間平均、周方向)

(iv) 流体温度変動強度分布

流体の温度変動強度  $T^*_{std}$  分布を図 3.2.4-103 に示す。WATLON 試験を対象とした計算結果 (図 3.2.4-84) と比べて、比較的同様な分布となっている。その理由として、INSS 実

験と WATLON 試験とでは主管と枝管の温度の高低が逆になっているが、運動量比がほぼ同じためだと考えられる。

図 3.2.4-104 は合流部下流  $z = 25 \text{ mm}$ 、 $0.5D_m$  (75 mm)、 $1.0D_m$  (150 mm) における流体の温度変動強度の鉛直方向分布である。ピーク値は約  $T_{std}^* = 0.3$  で各箇所ではほぼ同値である。下流に進むに従い分布が管中心へと広がっている。図 3.2.4-105 は流体の温度変動強度の周方向分布である。 $\theta = 0^\circ$  を境にほぼ左右対称に分布しており、ピークは  $\pm 30^\circ$  付近である。WATLON 試験を対象としたシミュレーションにおいてもピーク値は  $\pm 30^\circ$  付近であり (図 3.2.4-86)、同様な結果となる。 $\theta = 0^\circ$  の谷は  $z = 25\text{mm}$  で最も深く、下流に進むにつれて増加している。流体の温度変動強度のコンター図 (図 3.2.4-103) と合わせて考えると、温度変動が強い自由せん断層 (主流と枝管噴流の境界) が、下流に行くに従い壁面へ寄っていくためと考えられる。

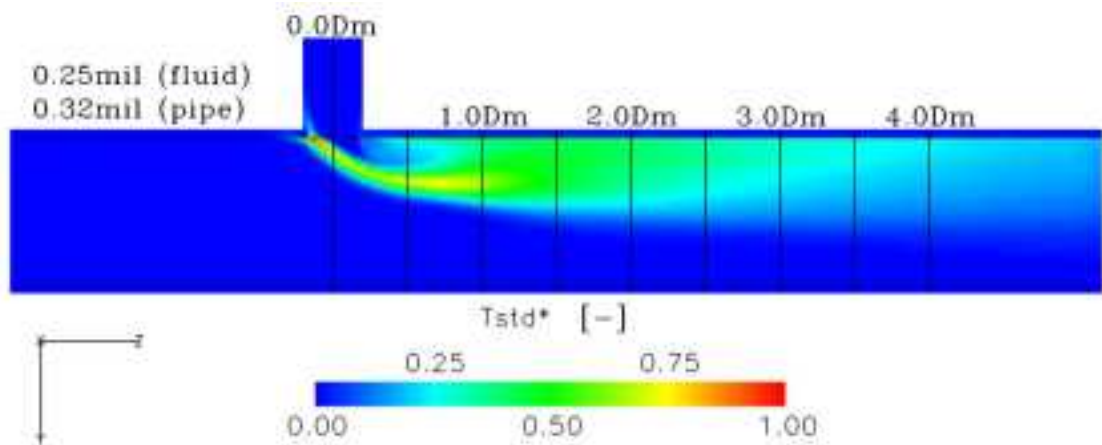


図 3.2.4-103 流体の温度変動強度分布 (31 秒間の標準偏差、流れ方向断面)

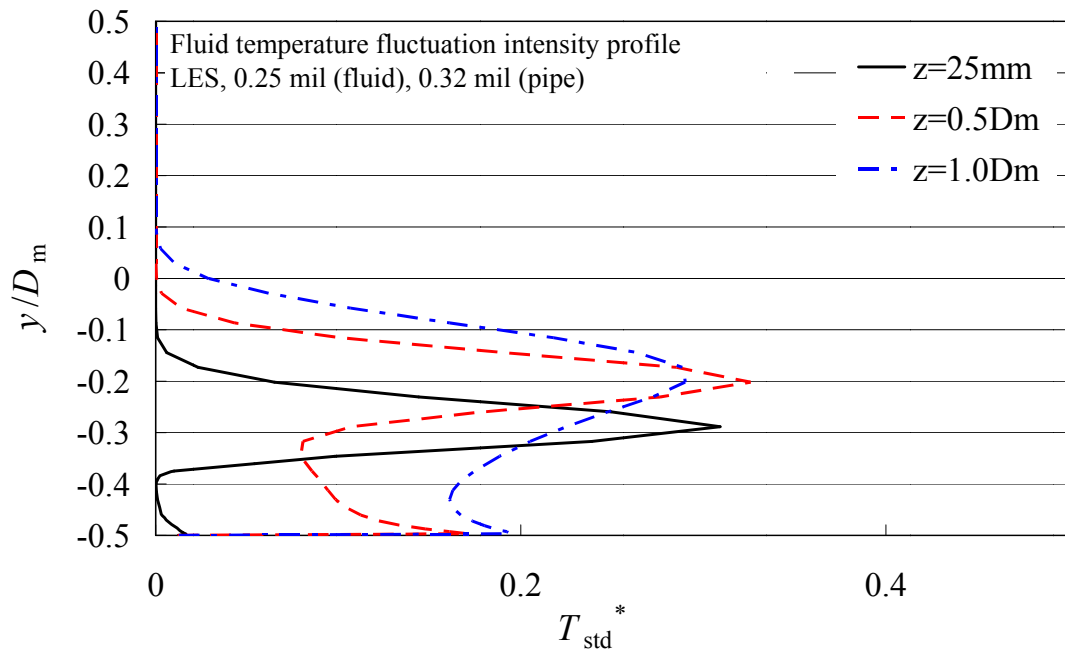


図 3.2.4-104 流体の温度の変動強度分布 (31 秒間の標準偏差、垂直方向)

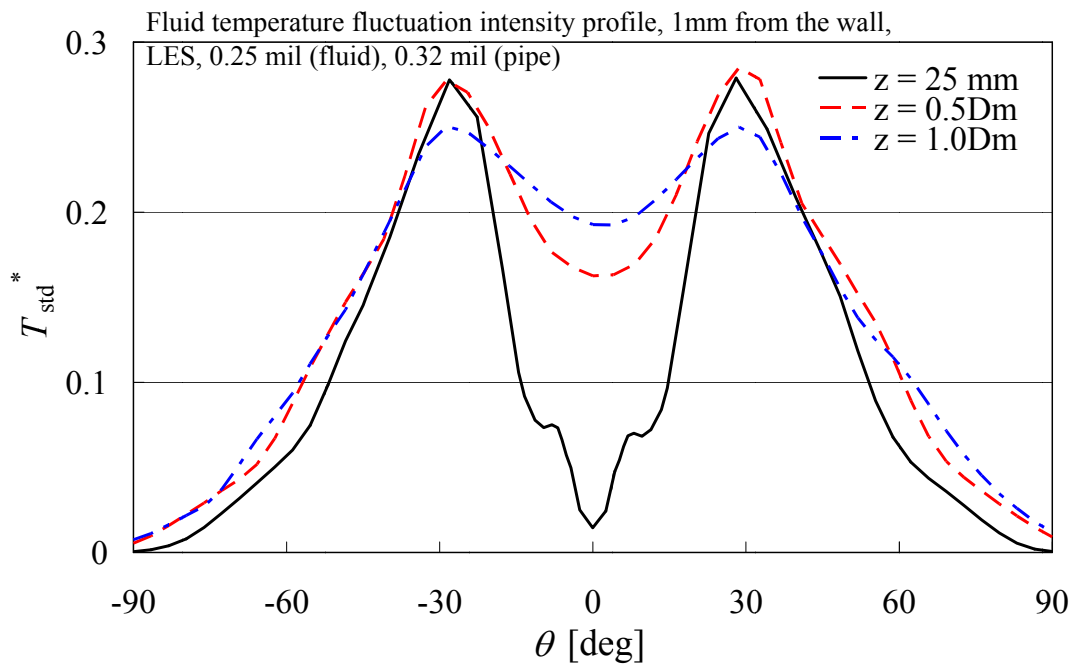


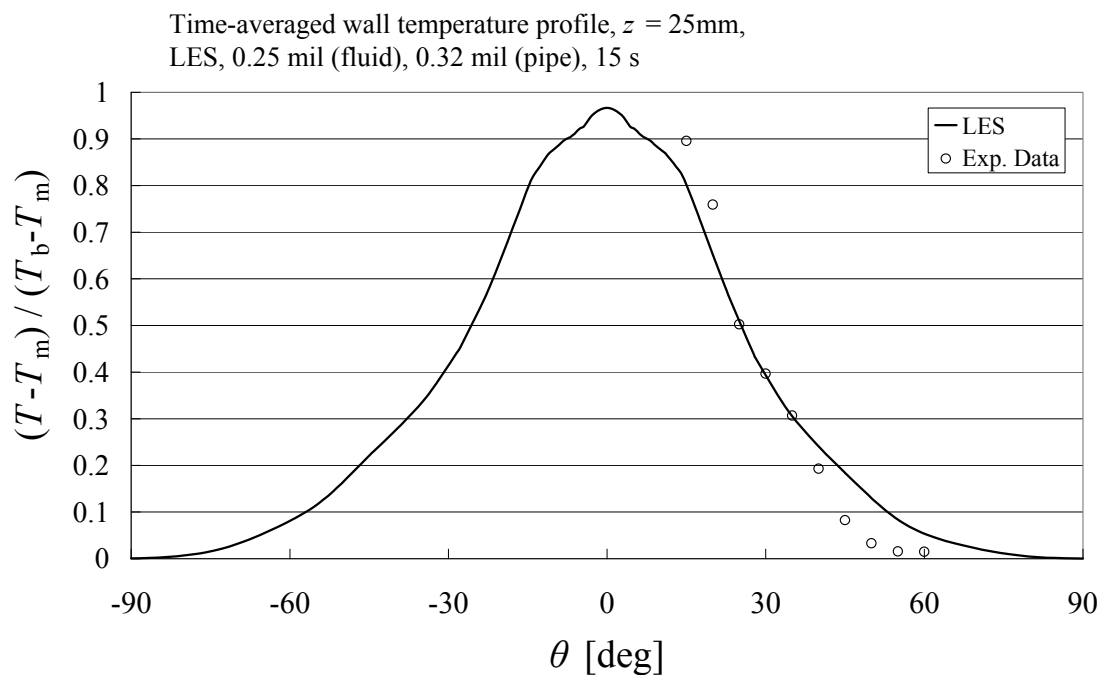
図 3.2.4-105 流体の温度の変動強度分布 (31 秒間の標準偏差、周方向)

(v) 壁面温度の時間平均値と変動強度

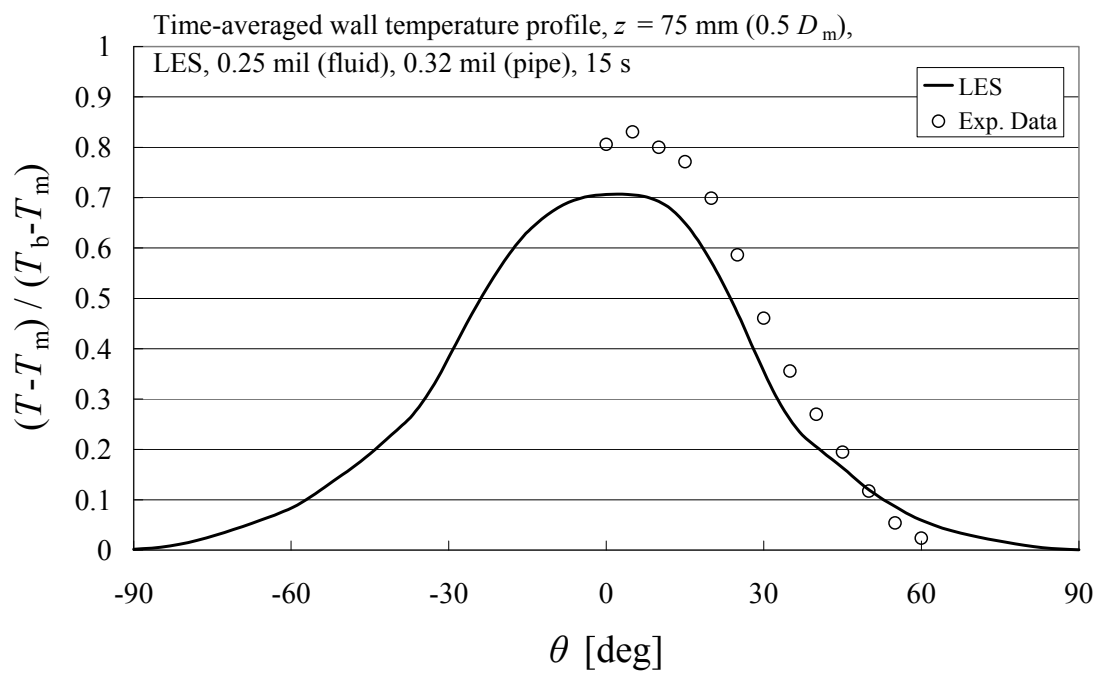
ここでは INSS 実験で得られた管壁温度データと計算結果を比較する。ただし、構造側の温度計算結果に不備があったため、これまでのように 41 秒時までの計算結果を示さず、不

備が含まれてない 15 秒時までの計算結果を示す。統計量取得時間は 10 秒から 15 秒までの 5 秒間である。

図 3.2.4-106 は壁面上での時間平均温度分布を示す。定性的な傾向は図 3.2.4-102 に示した時間平均流体温度分布と同じである。ただ、若干壁面温度の方が値が高くなっている。多少のずれ、特に  $z = 75 \text{ mm}$  において  $\theta = 0^\circ$  におけるピーク値を過小評価するが、おおよその分布は再現できている。図 3.2.4-107 は壁面上での温度変動強度分布である。統計量算出時間が 5 秒であるため、まだ左右に非対称な分布となっているが、分布や値のオーダーはよく合っている。今後計算を進め統計量算出時間を増やし、計算結果が実験データに近づくか離れるかを判断する予定である。

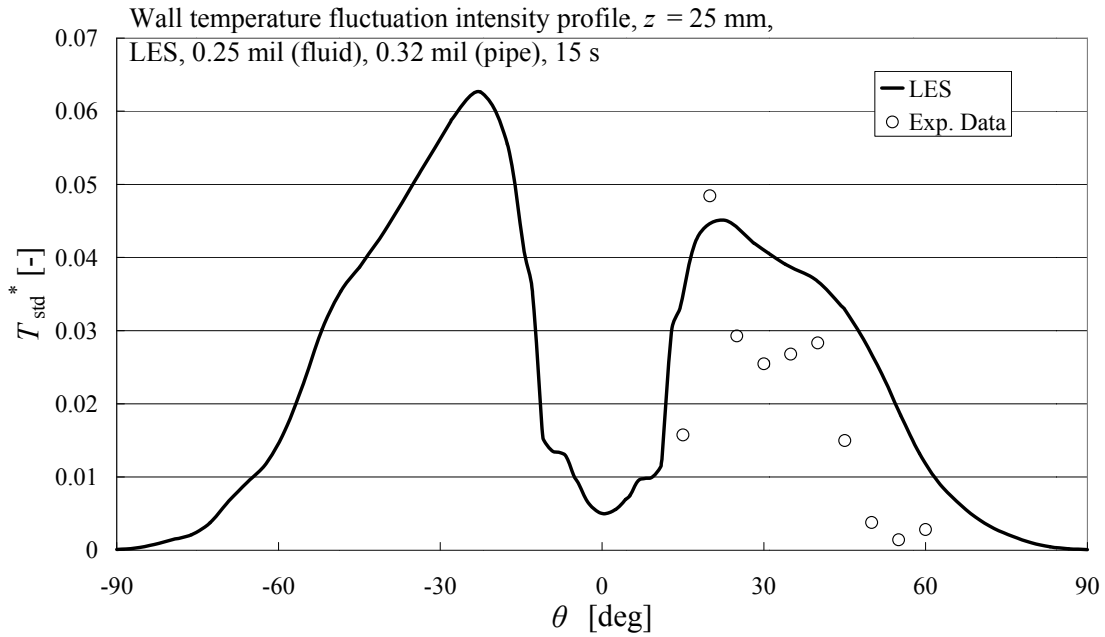


(a)  $z = 25$  mm

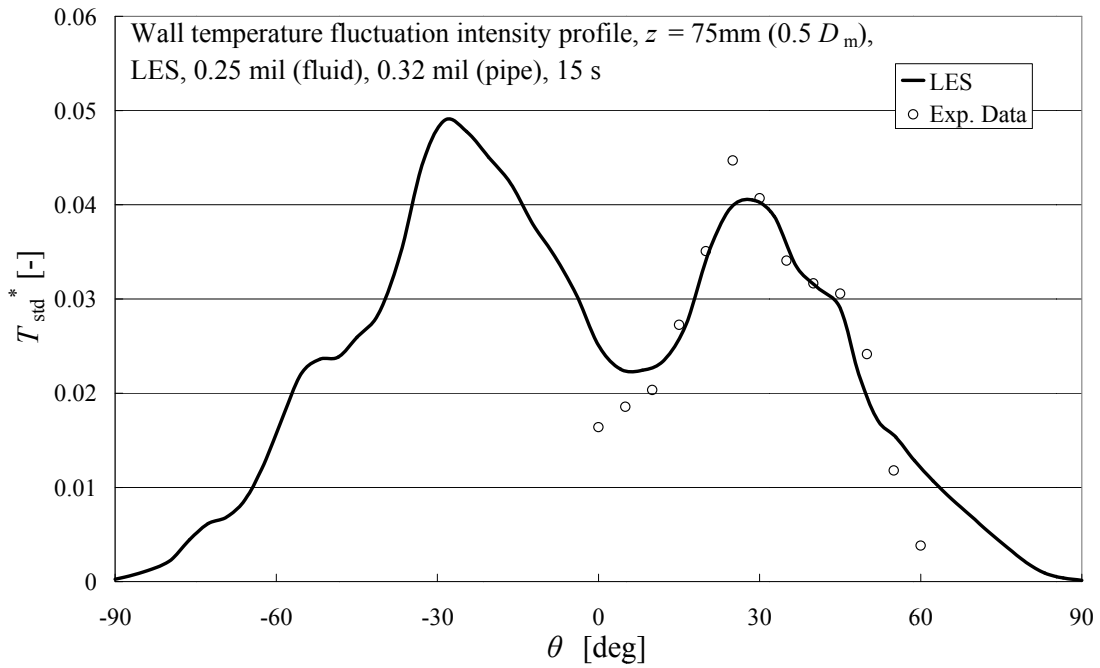


(b)  $z = 75$  mm ( $0.5 D_m$ )

図 3.2.4-106 壁面の時間平均温度分布 (5 秒間の時間平均、周方向)



(a)  $z = 25$  mm



(b)  $z = 75$  mm ( $0.5 D_m$ )

図 3.2.4-107 壁面の温度変動強度分布 (5 秒間の標準偏差、周方向)

(vi) モニタ点における温度の時刻歴

図 3.2.4-108 は壁面上の温度変動強度と流体温度のモニター点の位置を示したものである。INSS 実験<sup>36</sup>と比較すると、若干温度が変動する範囲が幅広であるが、合流部の角の

辺りから温度変動強度が強くなる傾向は再現されている。枝管流入の上流側に温度変動強度の高い部分が角のように2か所表れているが、これはメッシュ間隔がこの周辺で変化していることが影響していると考えられる。一種の誤差であり、今後改善が必要と考えている。

図中矢印で示す点(配管表面から1mm 流体側)に流体温度のモニター点を設置している。図 3.2.4-109 に10秒から15秒までの流体温度の時刻歴を示す。交互渦に由来すると考えられる変動が見られるが、5秒間では長周期変動の評価ができないため、現段階ではこれ以上のデータ処理は行っていない。

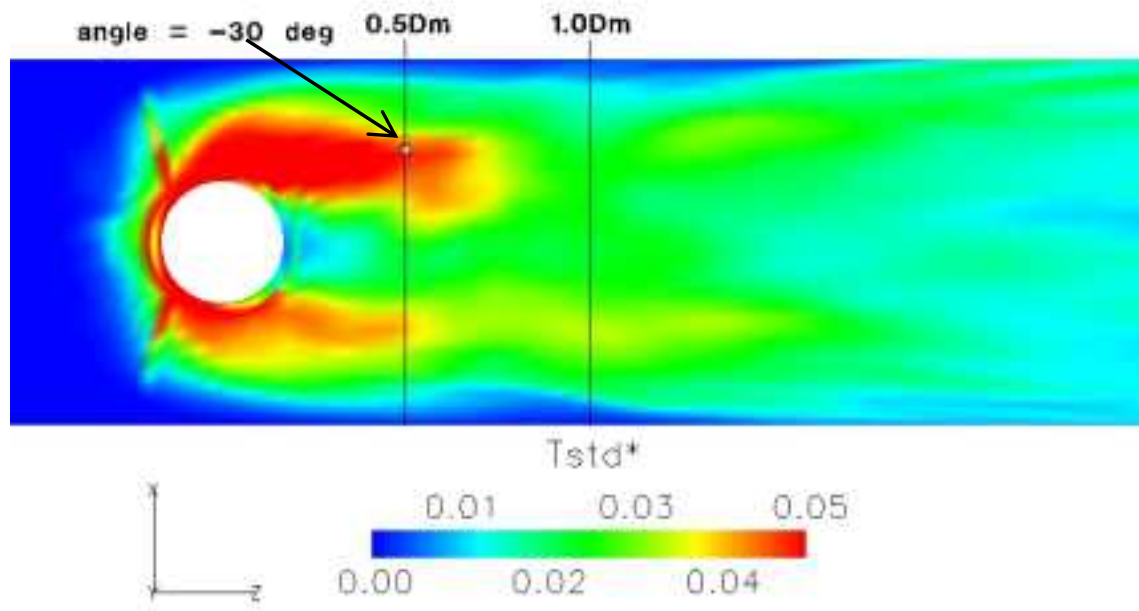


図 3.2.4-108 壁面表面の温度変動強度分布と流体温度モニター点  
(視線は  $y$  軸負方向、標準偏差  $t = 10 \sim 15$  s、モニター点は壁から 1mm)



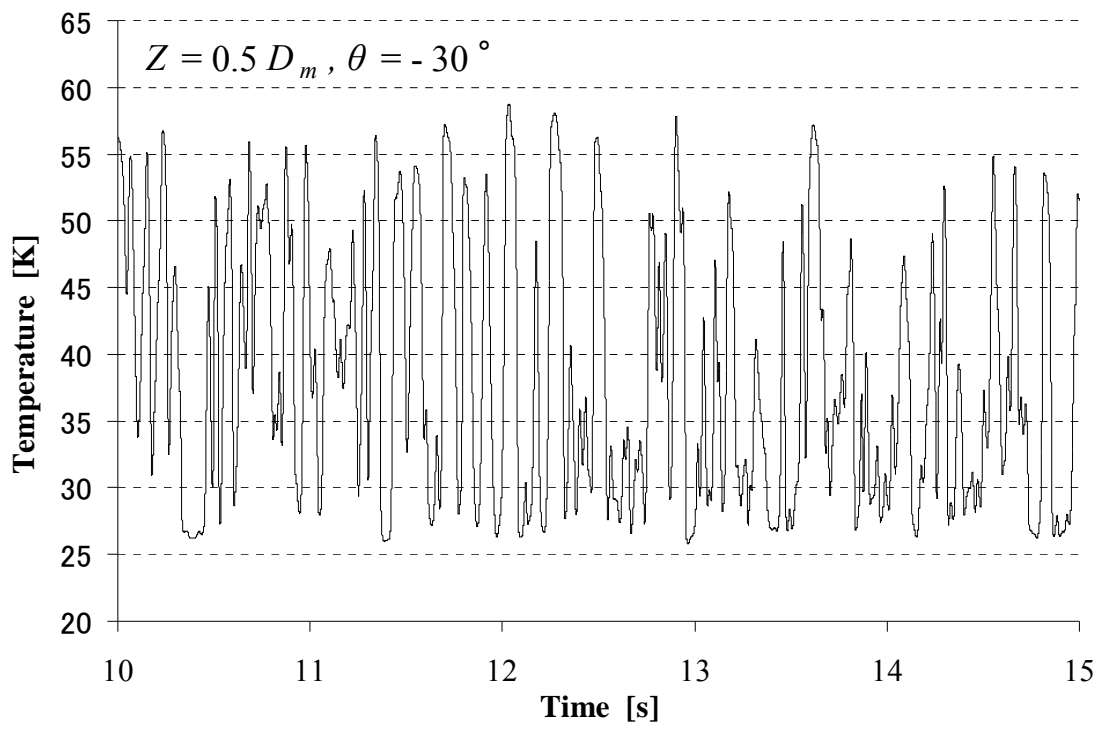


図 3.2.4-109 流体温度の時刻歴 ( $z = 0.5 D_m$ 、 $\theta = -30^\circ$  C、壁から 1mm 流体側)

(e) まとめ

a) 本年度の結果

日本機械学会 (JSME) 「配管の高サイクル熱疲労評価指針」における”詳細評価手法”として、数値解析の適用を目指している。そのため、配管合流部の温度揺らぎを対象とした数値流体解析を行い、長周期変動の再現と、流体・構造熱連成解析による配管表面温度の再現に取り組んだ。

- (1) WATLON 試験を対象とした約 100 秒間の数値解析で、1Hz 以下の長周期温度変動が現れることを確認した。
- (2) 5 秒と 100 秒の統計処理時間で、時間平均値、温度変動強度の分布はそれほど変わることはなかった。統計量の評価は 5 秒程度の統計処理時間で十分可能と考えられる。
- (3) INSS 実験を対象とした流体・構造熱連成解析を行い、流速分布、速度変動強度分布は実験データとよく一致した。配管表面温度は分布や値のオーダーを再現した。

b) 今後の課題

(i) 長周期変動メカニズムの解明

現在までのところ長周期温度変動の再現はできたが、その変動メカニズムの解明には至っていない。変動メカニズムの解明は、適切な数値解法の設定に繋がるため、今後流れ場の可視化実験や数値シミュレーションを通して、変動メカニズムを明らかにする必要がある。

(ii) 流体・構造熱連成解析の改良

本年度実施した流体・構造熱連成解析には、構造側の温度計算に不備があった。そのため、不備を含んでいない 15 秒時までの計算結果を示した。今後、数値解法を改良してシミュレーションを継続し、配管表面温度のより定量的な評価が必要である。

(iii) 熱応力での妥当性評価

本年度の流体・構造熱連成解析では、温度変動のシミュレーションまでに留まった。しかし、熱疲労の直接的な影響因子は熱応力である。よって、流体・構造熱連成解析から算出された配管温度分布を基に、構造解析で熱応力を算出し、熱応力の実験データとの比較を通して V&V を行う必要がある。

また、上記以外にも以下の検討課題が依然残されている。

(iv) 非定常熱伝達率のモデル化（乱流モデル、壁面の扱い）

流体・構造熱連成解析を行う際に、壁面境界条件として壁関数を使用し壁面近傍の熱流動場をモデル化して取り扱った場合、流体・構造間の熱伝達率は壁関数に依存することになる。厳密には、壁関数を用いず、壁面近傍（粘性底層）まで計算メッシュを作成し、壁面近傍の数値解析の対象とする方が望ましいが、計算負荷の増加に繋がる。よって、壁関数の妥当性の検討や、実験的に得られた非定常熱伝達率を境界条件として適用する手法を検討する必要がある。

(v) 非定常熱伝達率の機構解明

数値解析手法開発や実験データの整理の基本的考え方を整理するため、非定常熱伝達率について境界層や変動メカニズムとの関係を調べる。

(vi) 他の噴流形態での検証

本年度の壁面噴流条件の結果では、ある程度実験データの再現ができた。しかし、壁面噴流以外の条件での適用性についてはさらに検討を要する。

このような課題が今後解決され、指針の高度化、評価手法の検証が期待される。

## 2) 配管合流部流体・構造熱連成解析の実機適用性評価

### (a) 概要

昨年度の計算にて、長周期変動発現の兆しが観察されたことから、本年度は長時間の計算を行って、長周期変動の再現性を評価する。ただし、昨年度までの境界層を細密な格子にて直接表現する計算格子では、計算時間が非常に長時間になるため、壁関数を導入して格子数を削減した計算格子についても同時に評価を行う。

### (b) 解析条件

解析対象は日本原子力研究開発機構殿（JAEA 殿）で実施された異径 T 字合流配管とする。

解析条件を以下に記す。

#### a) 基本条件

##### ①解析方法

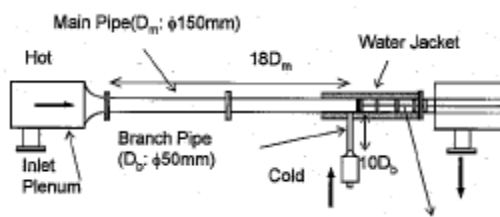
汎用熱流体解析コード FINAS/CFD を用いる非定常熱流動解析を実施し、配管に作用する熱履歴を計算する。

##### ②モデル化方針

- ・ 流体は非圧縮性粘性流体とする。
- ・ 配管はすべて SUS とする。JAEA 殿の実験では主管の一部が SUS であり、他の部分はアクリルである。
- ・ 計算格子は、粘性底層を含め境界層を細密格子で表現した「直接熱伝達モデル」（昨年度と同じ）と境界層に壁関数を用いた「壁関数モデル」の 2 種類を用いる。

#### b) 計算条件

図 3.2.4-110 に表わされる異径 T 字合流配管を対象とし、主管は合流部から上流側に 2D（ここで D は主管の直径）、下流側に 5D を解析領域とし、枝管部は枝管直径の 2 倍の長さを解析領域とする。主管及び枝管の諸元は表 3.2.4-19 及び表 3.2.4-20 のとおりとする。



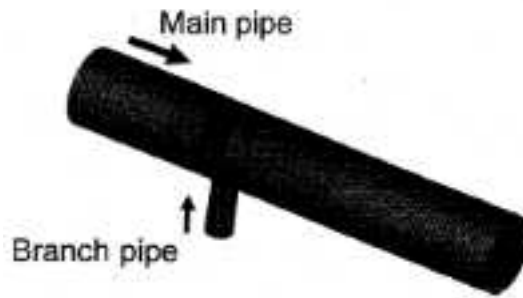


図 3.2.4-110 解析対象概要図

表 3.2.4-19 主管諸元

|            |   |
|------------|---|
| 管内径(D)     | 0.15m   |
| 平均流速       | 1.46m/s<br>(流入条件としては平均流速が1.46m/sとなるよう<br>1/7乗則速度分布を与える) |
| 入口温度       | 48°C  |
| Re数        | $40.0 \times 10^4$                                      |
| 配管厚み       | 5.0mm   |
| 配管外側温度境界条件 | 断熱  |

表 3.2.4-20 枝管諸元

|            |   |
|------------|---|
| 管内径(d)     | 0.05m   |
| 平均流速       | 1.0m/s<br>(流入条件としては平均流速が1.0m/sとなるよう<br>1/7乗則速度分布を与える) |
| 入口温度       | 33°C  |
| Re数        | $6.6 \times 10^4$                                     |
| 配管厚み       | 5.0mm   |
| 配管外側温度境界条件 | 断熱  |

- ・流体は水とし表 3.2.4-21 の値を用いる。浮力を考慮する。

表 3.2.4-21 水の物性

|                        |                        |
|------------------------|------------------------|
| 密度[kg/m <sup>3</sup> ] | 991.71                 |
| 粘性係数[Pa・s]             | $6.652 \times 10^{-4}$ |
| 比熱[J/kg/K]             | $4.17968 \times 10^3$  |

|             |                        |
|-------------|------------------------|
| 熱伝導率[W/m/K] | 0.62849                |
| 体積膨張係数[1/K] | $3.886 \times 10^{-4}$ |

※算術平均温度 40.5℃の物性値

- ・配管の材質はステンレス鋼 SUS304 とし表 3.2.4-22 の値を用いる。

表 3.2.4-22 SUS304 の物性

|                        |                          |
|------------------------|--------------------------|
| 密度[kg/m <sup>3</sup> ] | 7916.3                   |
| 比熱[J/kg/K]             | 500                      |
| 熱伝導率[W/m/K]            | 16.039                   |
| 線膨張係数(1/K)             | $17.3097 \times 10^{-6}$ |

※算術平均温度 40.5℃の物性値

熱流動解析の計算条件を表 3.2.4-23 に示す。

表 3.2.4-23 計算条件

|            |  |   |
|------------|--|---|
| 計算環境       | 直接熱伝達モデル   | 東京大学情報基盤センターの<br>スーパーコンピュータシステム<br>(FX10)   |
|            | 壁関数モデル   | CTC 所有計算機<br>OS : Windows7 CPU : Xeon W5590 |
| ソフトウェア     | FINAS/CFD ver2.2                                   |   |
| 乱流モデル      | Dynamic Smagorinsky Model                          |   |
| 移流項離散化スキーム | 1次精度風上差分、2次精度中心差分混合法<br>(運動量 2次精度 0.9、温度 2次精度 0.6) |   |
| 壁面         | Non-slip   |   |
| 重力加速度      | $9.80665 \text{ m/s}^2$ (ブジネスク近似で浮力を考慮)            |   |
| 時間積分       | 一次精度陰解法 (SIMPLE アルゴリズム)                            |   |
| 解析時間 (目標値) | 30 秒   |   |
| 時間刻み       | 直接熱伝達モデル   | 0.2ms                                       |
|            | 壁関数モデル   | 1.0ms                                       |

c) 計算格子

(i) 直接熱伝達モデル

去年度と同様に、配管合流部近傍の流体と構造物が接する部分では、粘性底層に厚さ  $h=10\mu\text{m} (\approx 1y^+)$  の 4 層の格子を設け、配管中心に向かって徐々に格子の幅を広げる。構造側も再内層は  $10\mu\text{m}$  とし、外側にむけて広げていく。計算格子数を表 3.2.4-24 に示す。計算格子は図 3.2.4-112 に示すように、配管合流部より下流  $0\sim 1D$  の範囲で計算格子を細かくする。主管の周方向のメッシュの拡大を図 3.2.4-113 に示す。配管合流部より  $0\sim 1D$  下流の拡大を図 3.2.4-114 に示す。配管合流部より下流  $1D$  以降の範囲では混合に与える影響が比較的小さいと考えられ、下流方向に向かって計算格子を徐々に拡大する。

注) 噴流は壁面に沿って流れており、粘性底層は一様円管流の粘性底層と大差がないと仮定して、その厚さを概算する。壁面せん断応力を  $C_f$  (Blasius 式) から次式に従って求める。

$$C_f = 0.079 \text{Re}^{-0.25}, \quad \tau_w = C_f \rho u_m^2 / 2 \quad (3.2.4-39)$$

主管条件 ( $u_m=1.46 \text{ m/s}$ , 平均温度  $T' = 40.5^\circ\text{C}$ ) にて求めた無次元化距離  $y^+=1$  は  $11\mu\text{m}$  となる。

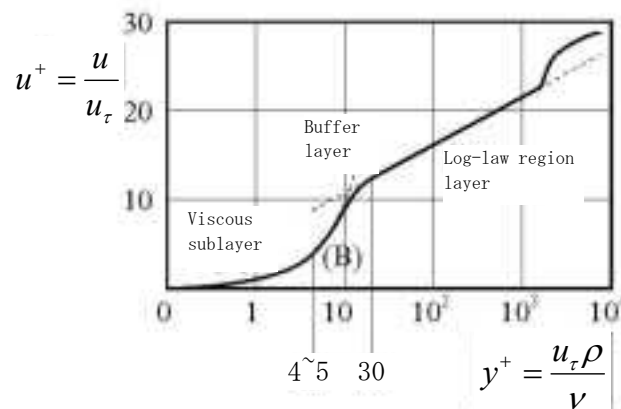


図 3.2.4-111 乱流境界層の速

表 3.2.4-24 直接熱伝達モデル 計算格子数

| 境界層格子幅/厚さ<br>[mm] | 流体        | 配管        | 合計        |
|-------------------|-----------|-----------|-----------|
| 0.5               | 5,800,368 | 2,013,216 | 7,813,584 |

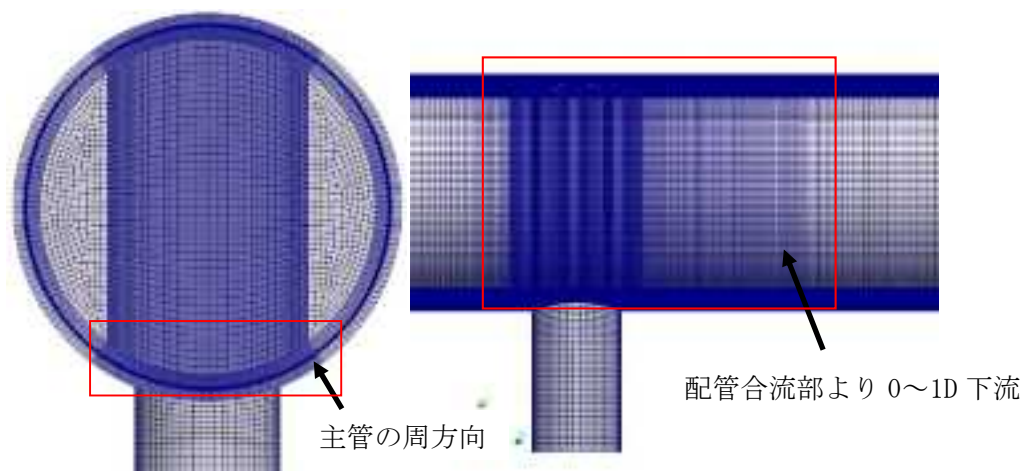


図 3.2.4-112 直接熱伝達モデル 計算格子

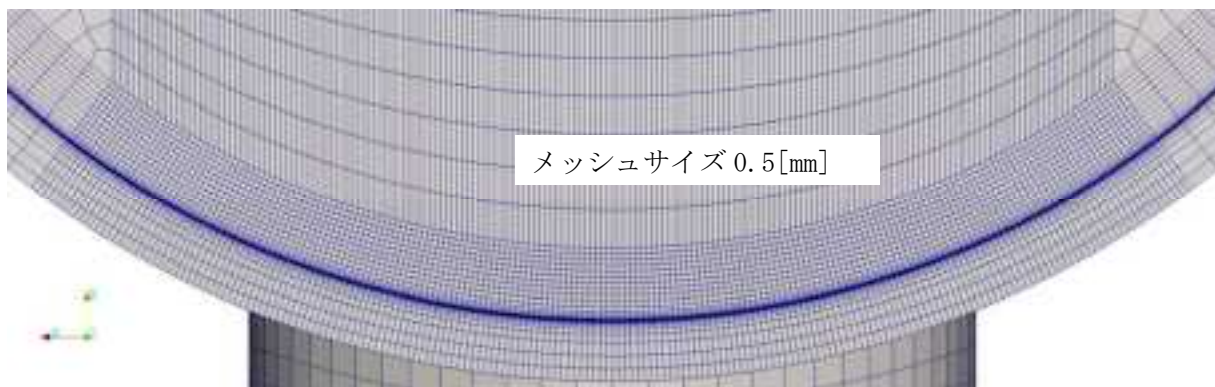


図 3.2.4-113 主管の周方向のメッシュ拡大図



図 3.2.4-114 配管合流部のメッシュ拡大図



(ii) 壁関数モデル

長周期変動 (0.3~0.4Hz 近辺) の再現することを主目的として、境界層の周りの格子数を大幅に減らしたものとする。後述する壁関数の試験用にもそのまま適用できるように格子配置を作成する。

格子配置の方針：対数則域 ( $30 \sim 50 < y^+ < 500$ ) \*に壁から最も近い計算格子を配置する。

式(3.2.4-39)から計算される距離は  $0.34 \sim 0.58 \text{mm} < y < 5.8 \text{mm}$ 。本解析では  $y^+=100$  の約 1mm に第1番目の計算ポイントを配置する。

計算格子数を表 3.2.4-25 に示す。また、計算格子を図 3.2.4-115 に示す。主管の周方向のメッシュの拡大および配管合流部より 0~1D 下流の拡大図を、図 3.2.4-116 および図 3.2.4-117 にそれぞれ示す。

表 3.2.4-25 壁関数モデル 計算格子数

| 境界層格子幅/厚さ<br>[mm] | 流体      | 配管      | 合計        |
|-------------------|---------|---------|-----------|
| 2.0               | 787,440 | 243,410 | 1,030,850 |

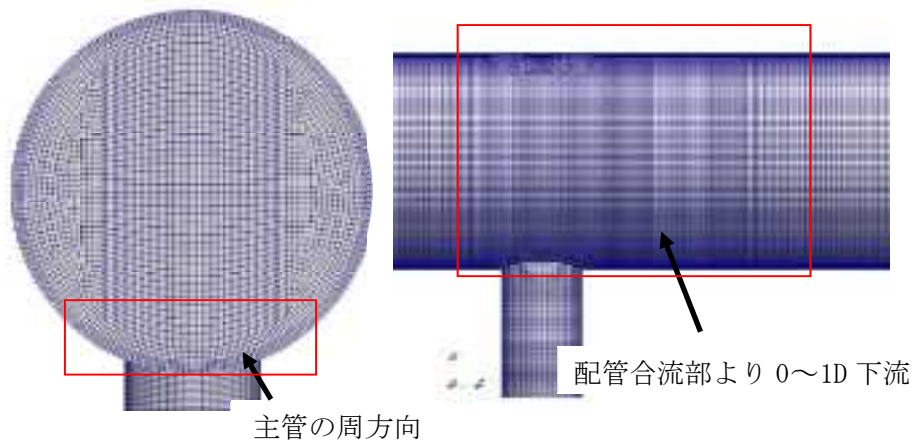


図 3.2.4-115 壁関数モデル 計算格子

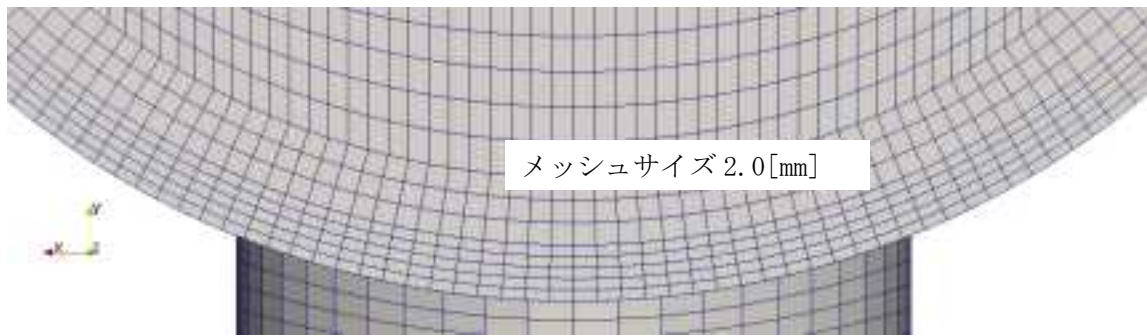


図 3.2.4-116 主管の周方向のメッシュ拡大図

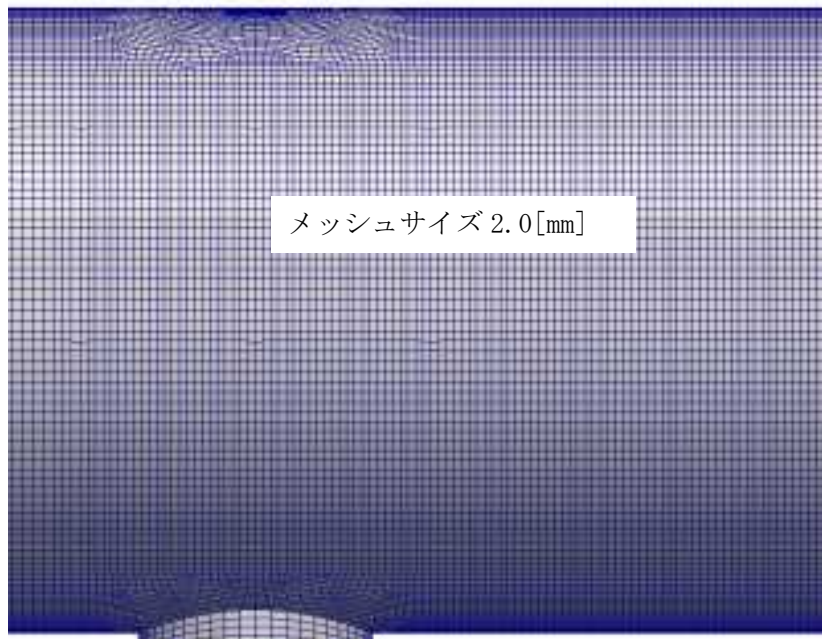


図 3.2.4-117 配管合流部のメッシュ拡大図

(c) 壁関数モデルの開発・試験

Fluent で用いられているエネルギー（温度）に関する壁関数の圧縮性を考慮する部分を除いた以下のモデルを利用する。

$$T^* = \frac{(T_w - T_p)\rho C_p k_p^{1/2}}{\dot{q}} = \begin{cases} \text{Pr } y^* & y^* < y_T^* \\ \text{Pr}_t \left[ \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^*) + P \right] & y^* > y_T^* \end{cases} \quad (3.2.4-40)$$

$$P = 9.24 \left[ \left( \frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_t} \right)^{3/4} - 1 \right] \left[ 1 + 0.28e^{-0.007 \text{Pr} / \text{Pr}_t} \right] \quad (3.2.4-41)$$

$k_p$  : 壁最近傍点での乱流エネルギー

$\rho$  : 密度

$C_p$  : 流体の比熱

$\dot{q}$  : 壁の熱流束

$T_p$  : 壁最近傍の温度

$T_w$  : 壁の温度

Pr : プラントル数

Pr<sub>t</sub> : 乱流プラントル数 (0.85)

E : 経験的定数 9.793

$\kappa$  : カルマン定数 0.4187

(d) 解析ケース

下記2ケースとする。解析#1では、直接熱伝達モデルを用いて、昨年度の結果（直接熱伝達モデル AR50）を接続して計算する。解析#2にて壁面温度変動を観察し、解析#1と比較する。こちらは RANS 解析実施後、LES に接続する。

表 3.2.4-26 解析ケース

| 解析# | 計算格子     | 内容                    |
|-----|----------|-----------------------|
| 1   | 直接熱伝達モデル | 昨年モデル (AR50) で 10 秒まで |
| 2   | 壁関数モデル   | 壁関数 30 秒 (目標)         |

(e) 解析結果

本解析における計算時間を表 3.2.4-27 に示す。

表 3.2.4-27 計算時間

| モデル   | 格子数       | 解析時間<br>[sec]                       | 計算機環境                            | 並列数 | 計算時間<br>[day] |
|-------|-----------|-------------------------------------|----------------------------------|-----|---------------|
| 直接熱伝達 | 7,813,584 | 11.7<br>( $\Delta t=0.2\text{ms}$ ) | 東京大学<br>スパコン FX10                | 64  | 約 180         |
| 壁関数   | 1,030,850 | 14.1<br>( $\Delta t=1.0\text{ms}$ ) | OS : Windows7<br>CPU : XeonW5590 | 4   | 約 10          |

以下に示す結果の評価位置を図 3.2.4-118 に示す。

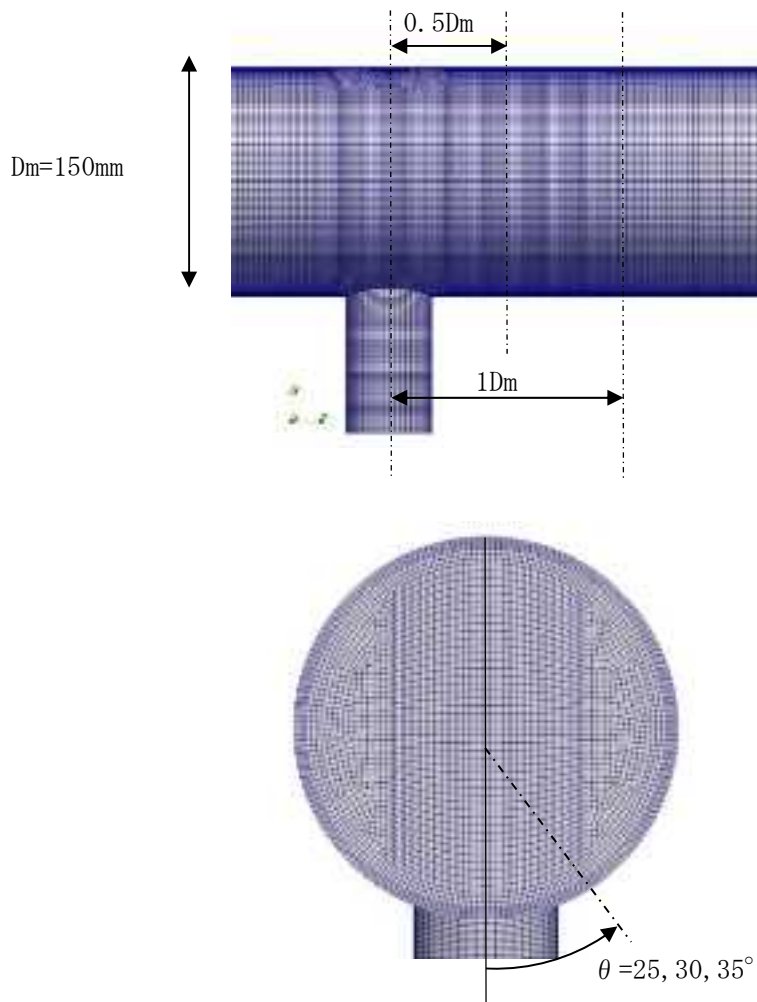
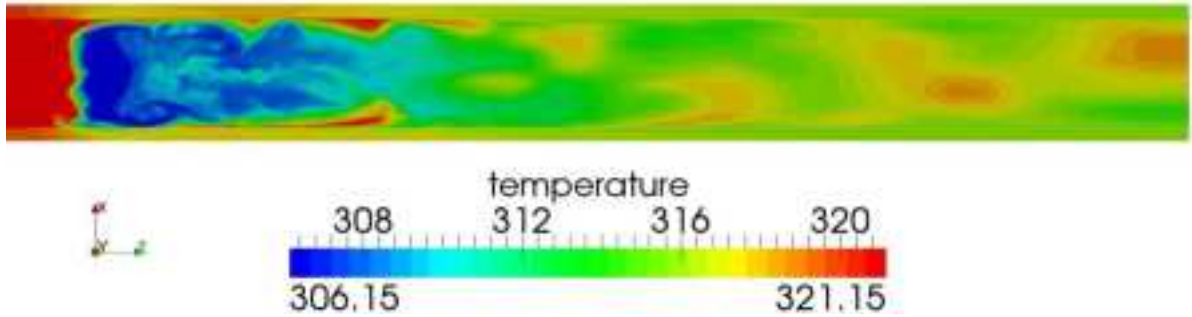
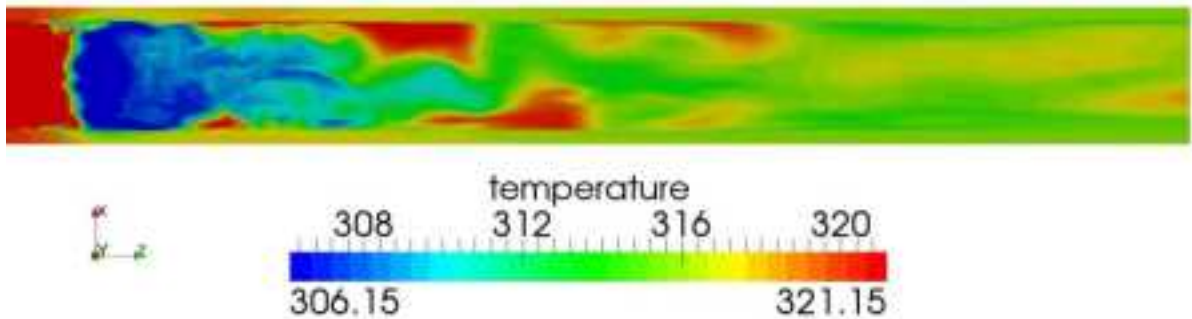


図 3.2.4-118 評価位置

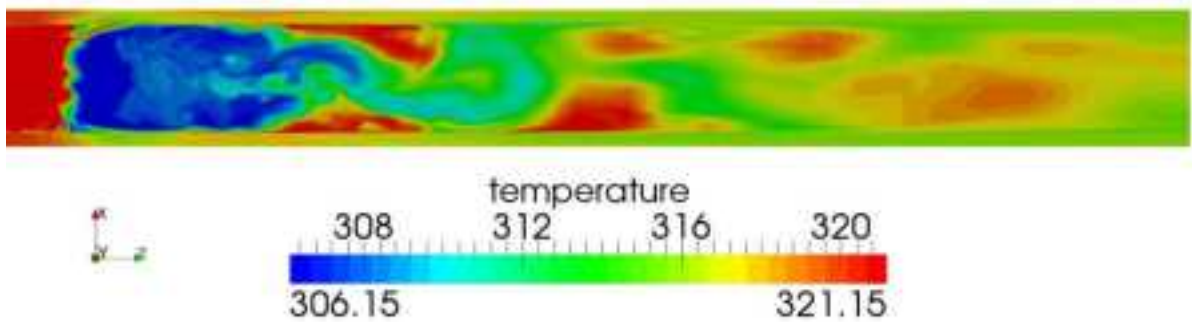
直接熱伝達モデルについて、図 3.2.4-118 に示す評価位置、水平断面 30° における温度変動を図 3.2.4-119 および図 3.2.4-120 に示す。



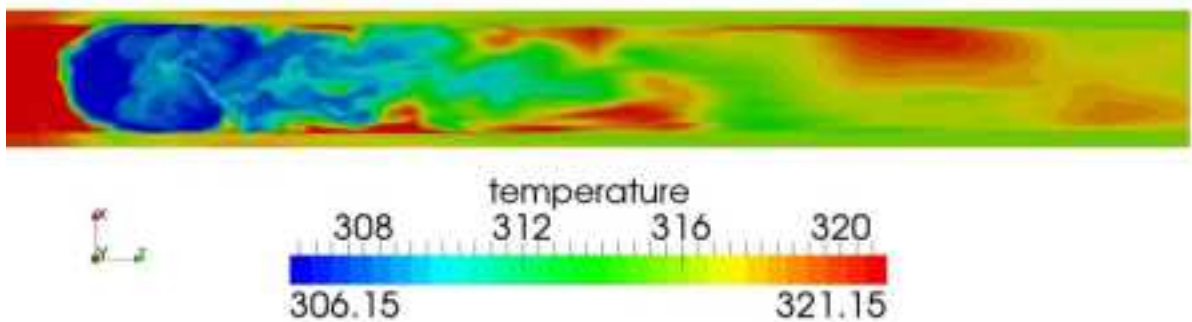
(a) 1 秒



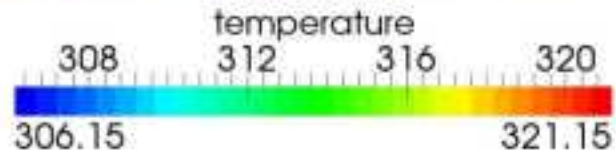
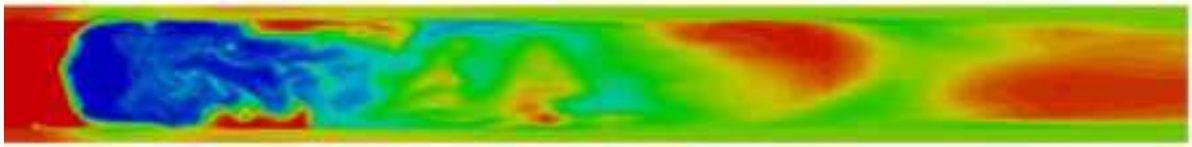
(b) 2 秒



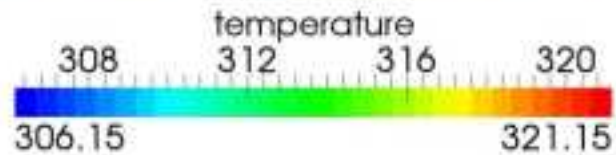
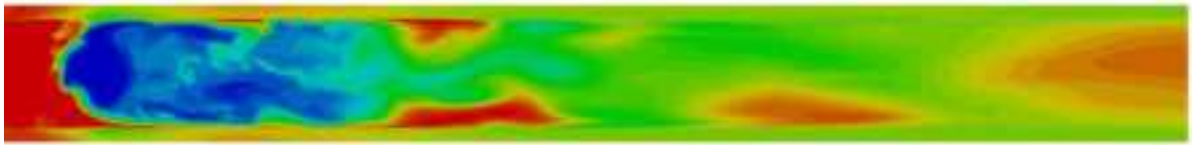
(c) 3 秒



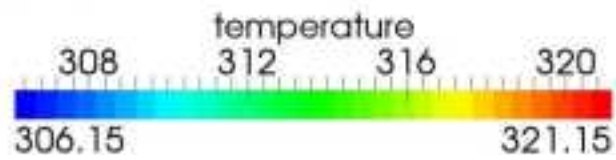
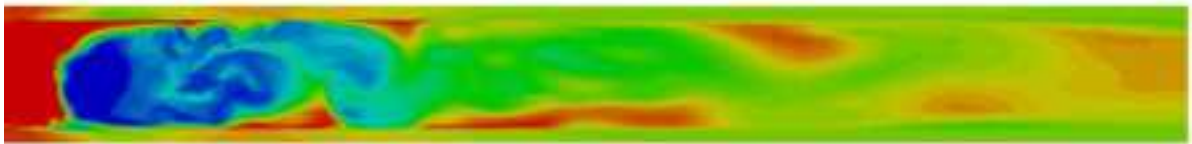
(d) 4 秒



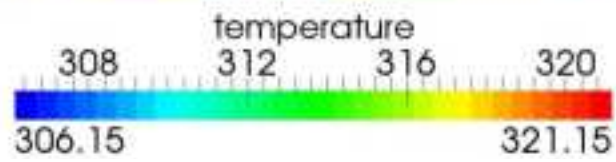
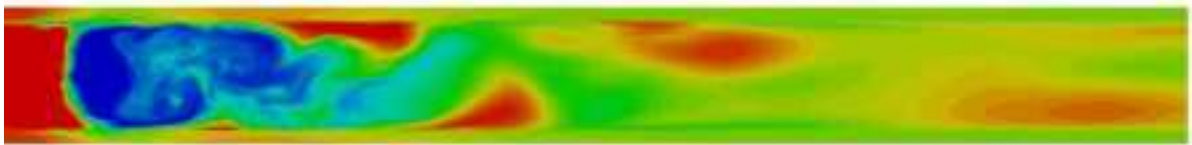
(e) 5 秒



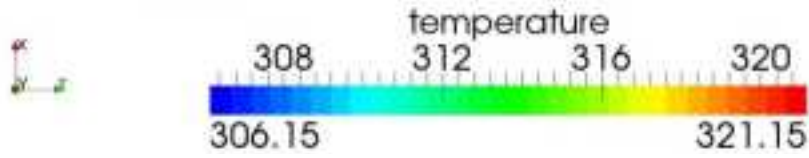
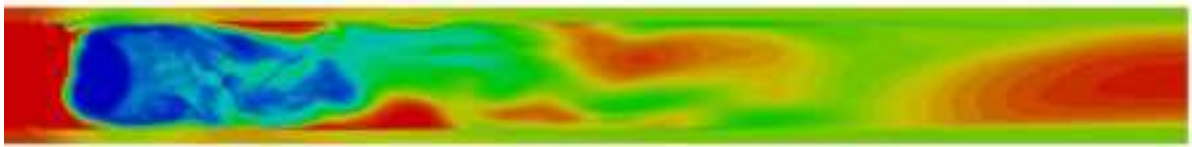
(f) 6 秒



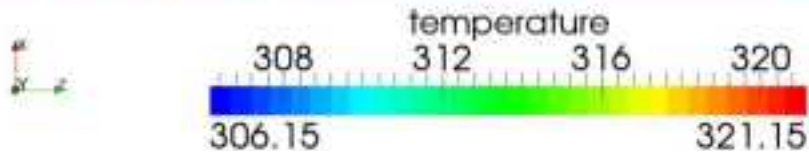
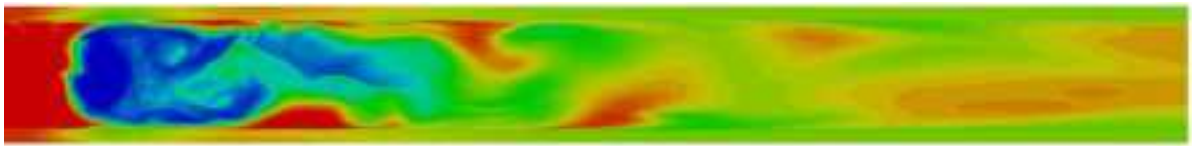
(g) 7 秒



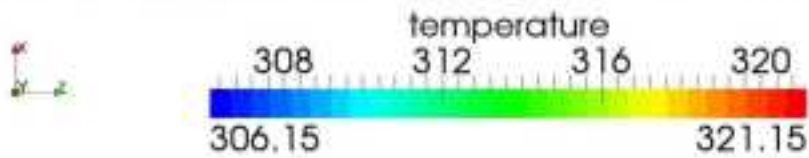
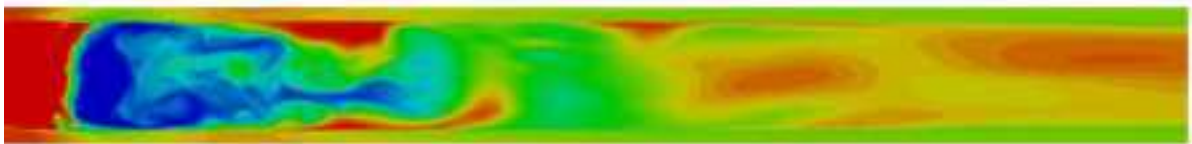
(h) 8 秒



(i) 9 秒

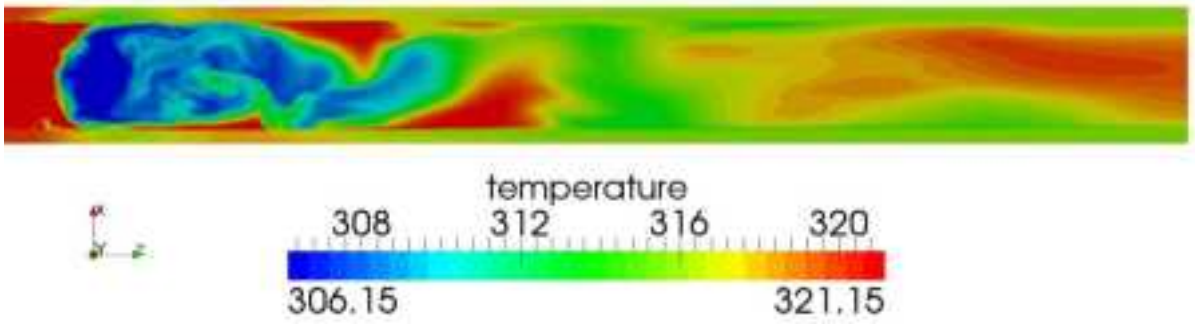


(j) 10 秒

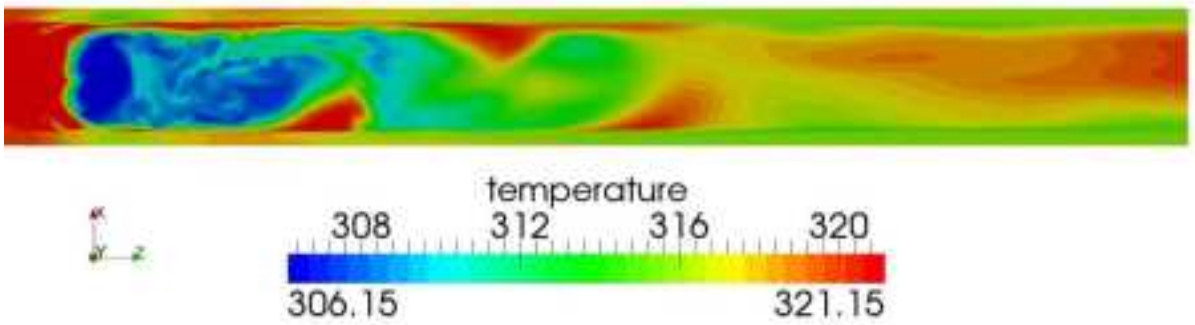


(k) 11 秒

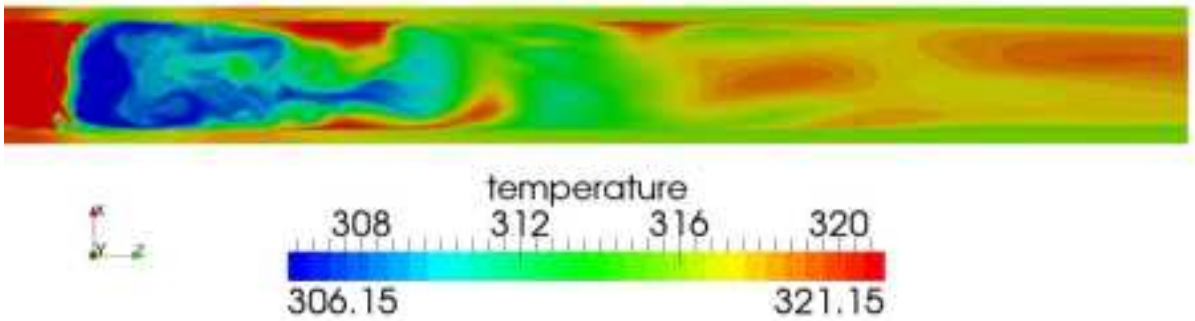
図 3.2.4-119 直接熱伝達モデル 水平断面  $30^\circ$  における温度変動 (1-11 秒 : 1 秒間隔)



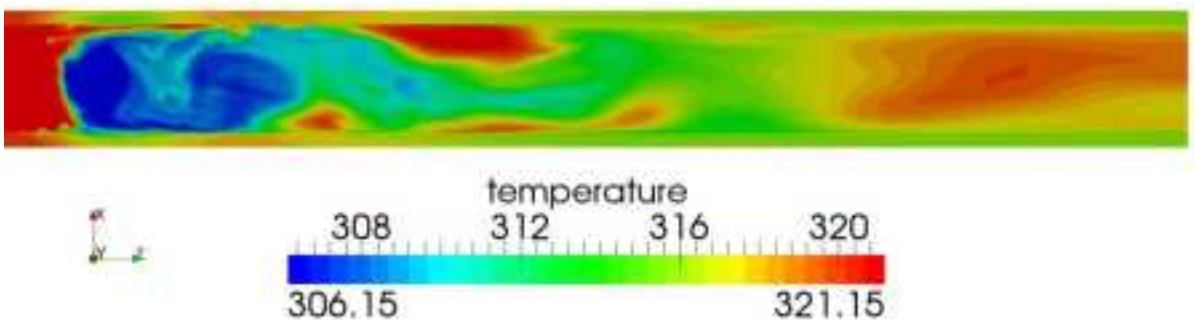
(a) 10.8 秒



(b) 10.9 秒

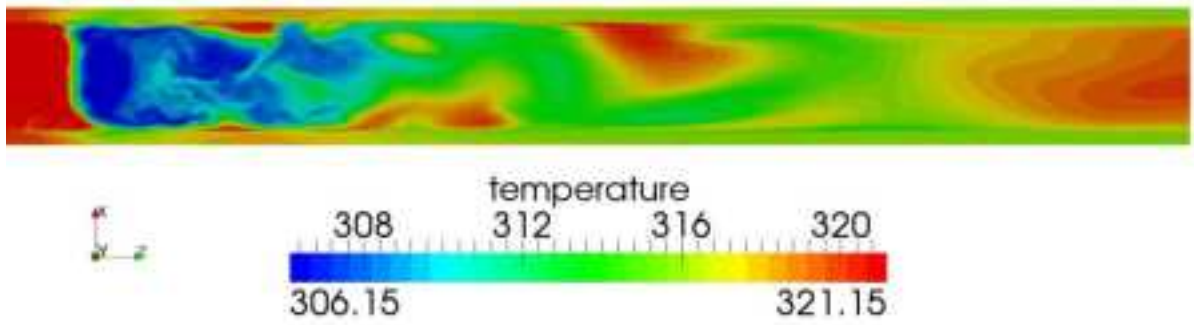


(c) 11 秒

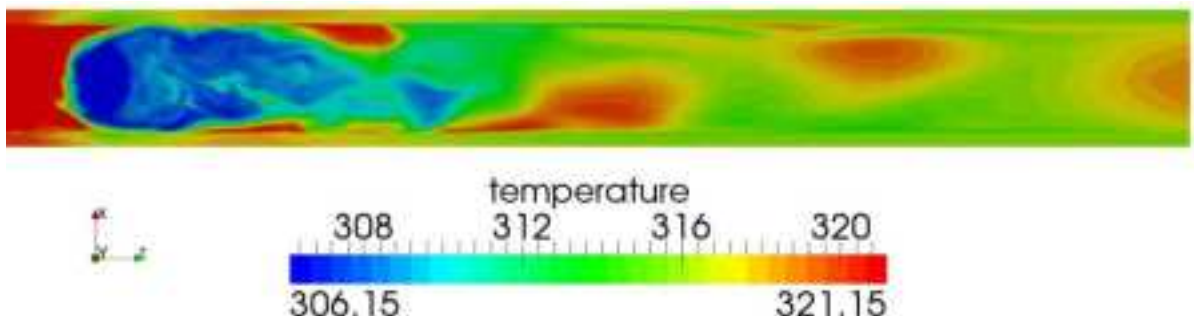


(d) 11.1 秒





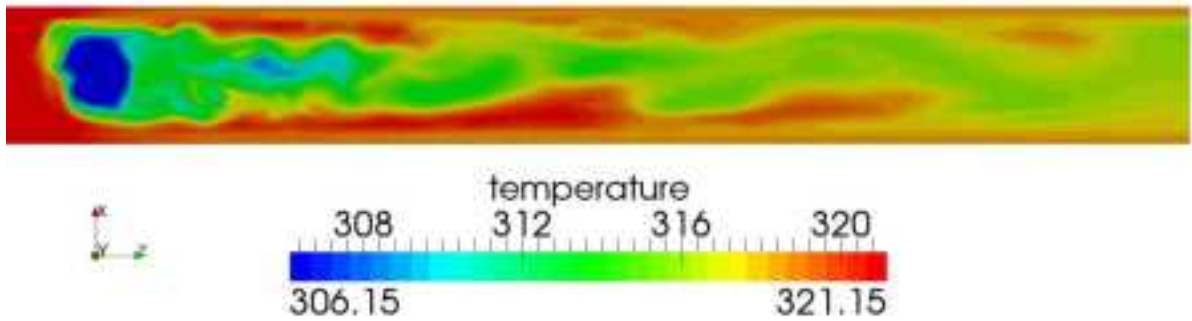
(e) 11.2 秒



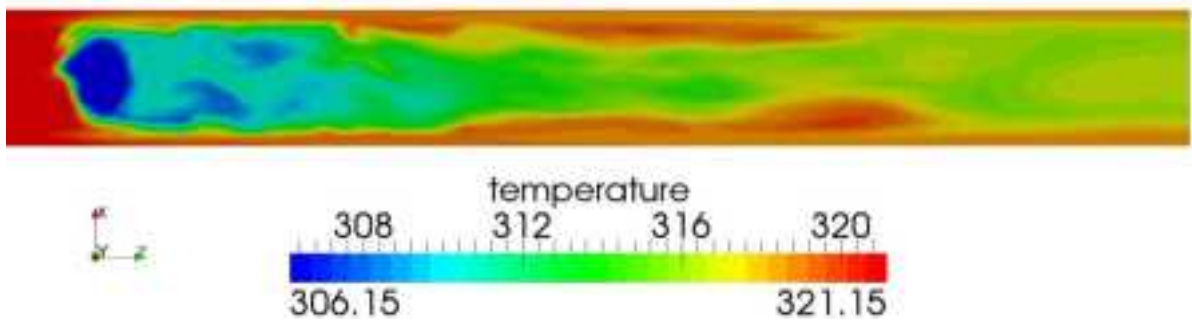
(f) 11.3 秒

図 3.2.4-120 直接熱伝達モデル 水平断面  $30^\circ$  における温度変動 (10.8-11.3 秒 : 0.1 秒間隔)

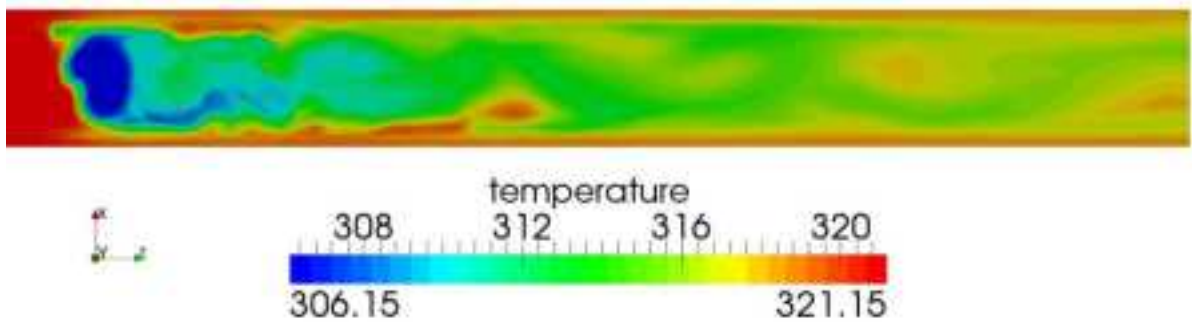
壁関数モデルについて、図 3.2.4-118 に示す評価位置、水平断面 30° における温度変動を図 3.2.4-121 および図 3.2.4-122 に示す。



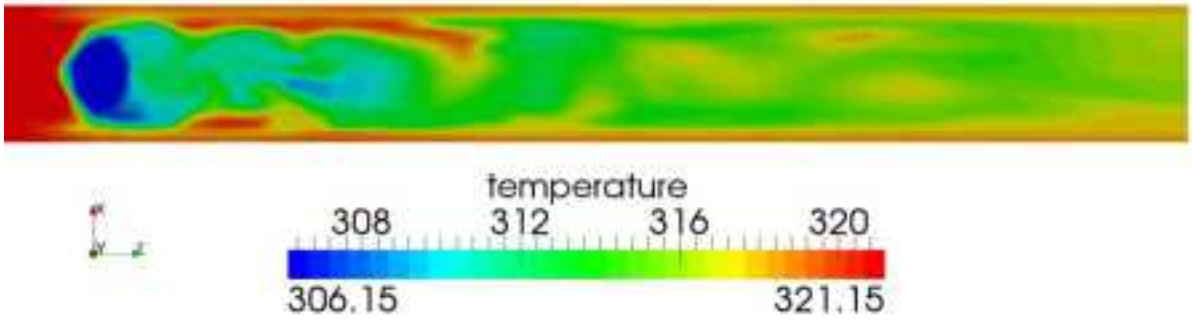
(a) 1 秒後



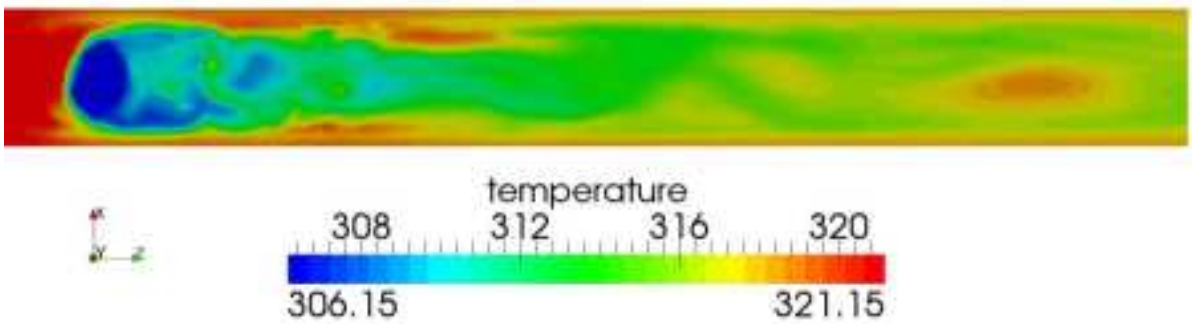
(b) 2 秒後



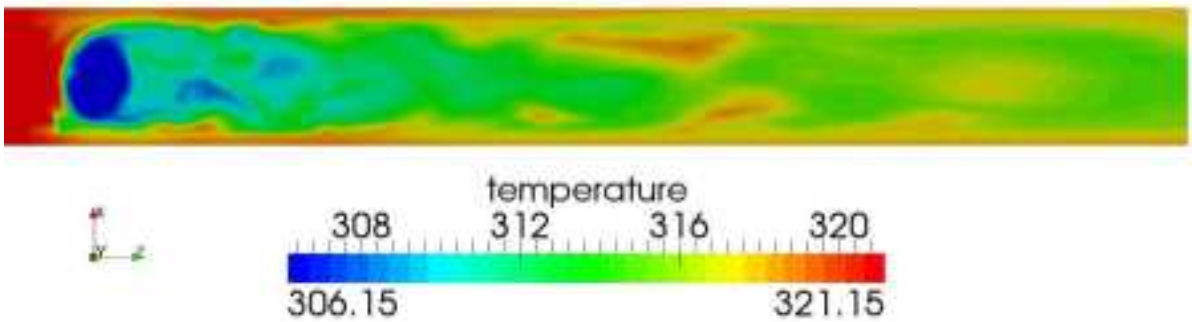
(c) 3 秒後



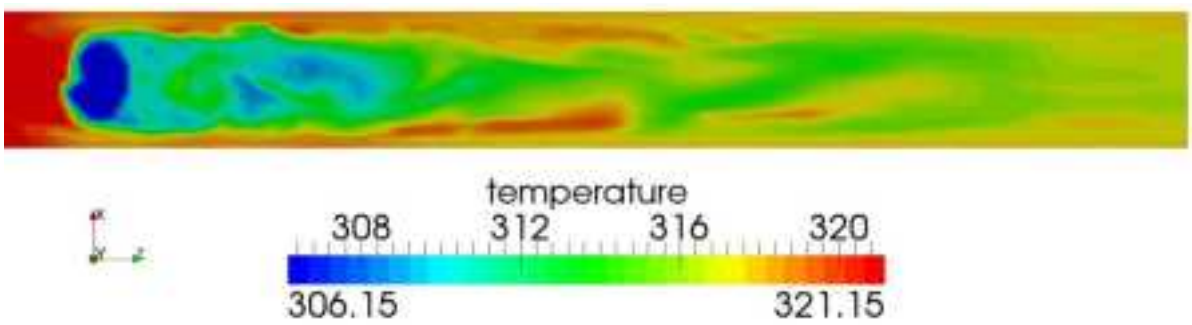
(d) 4 秒後



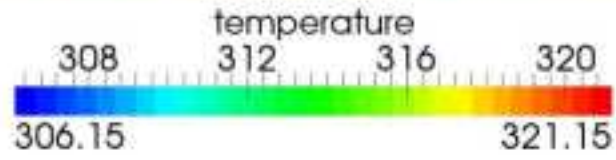
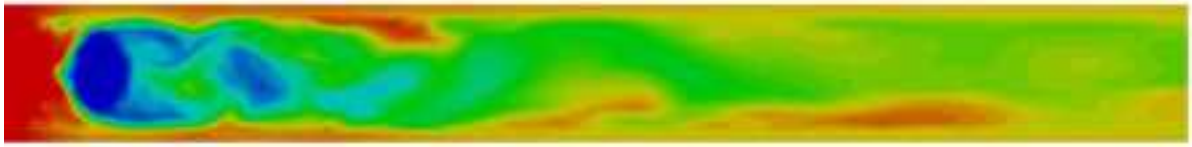
(e) 5 秒後



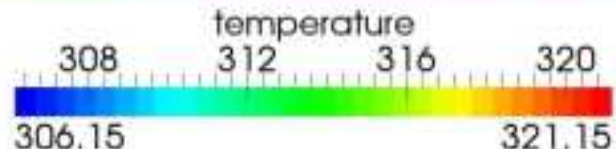
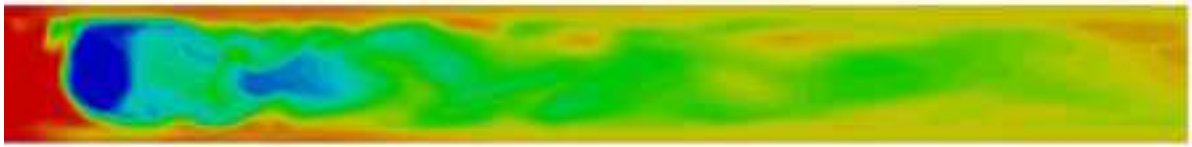
(f) 6 秒後



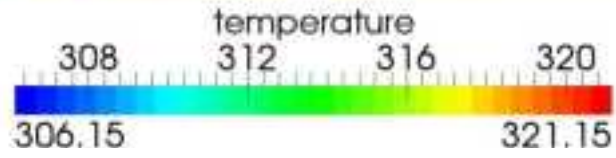
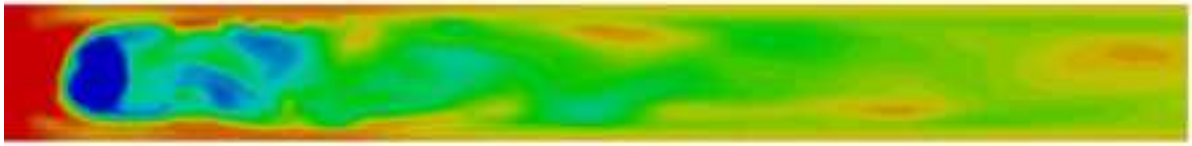
(g) 7 秒後



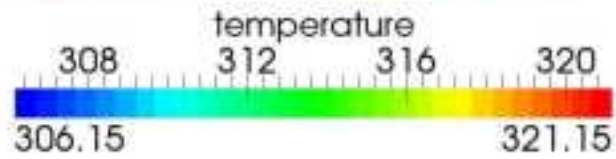
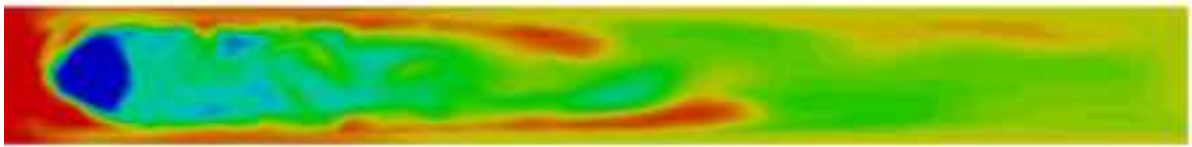
(h) 8 秒後



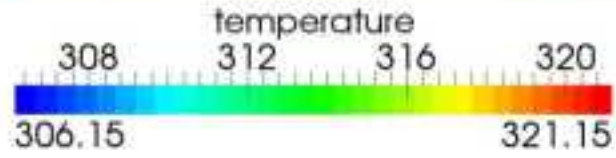
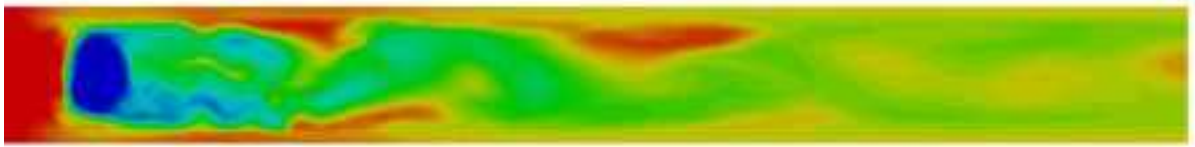
(i) 9 秒後



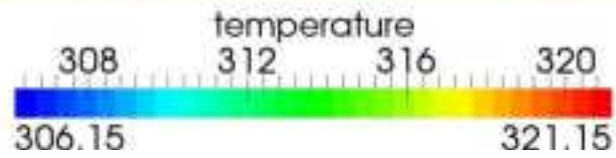
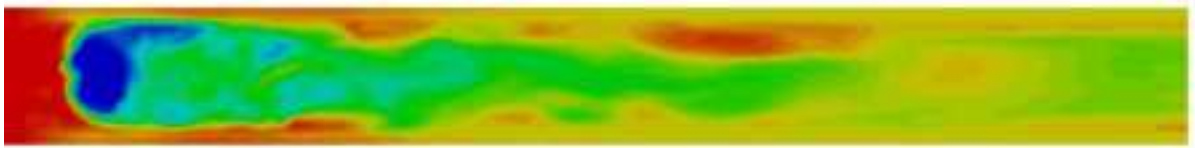
(j) 10 秒後



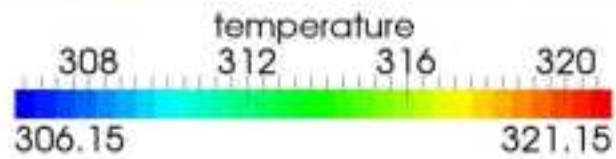
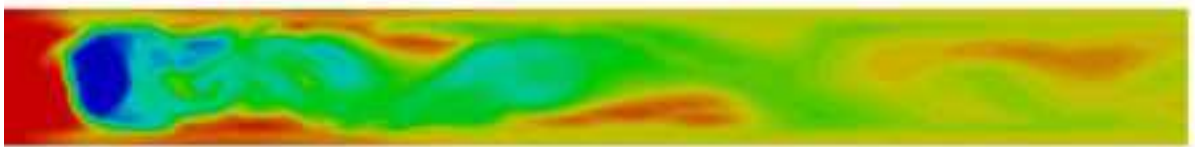
(k) 11 秒後



(l) 12 秒後

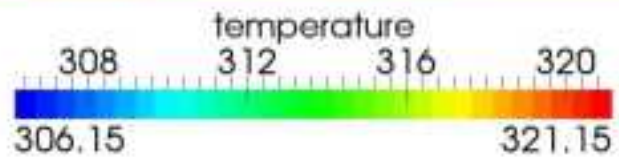
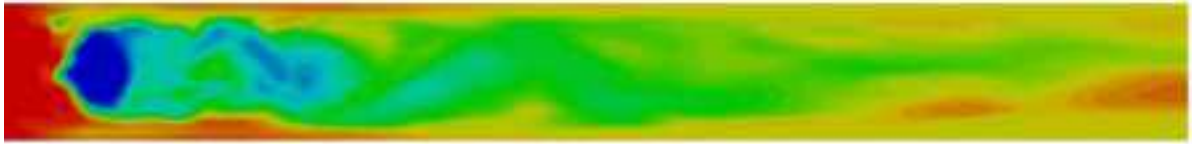


(m) 13 秒後

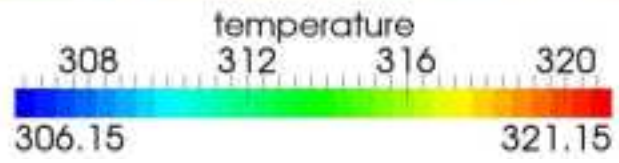
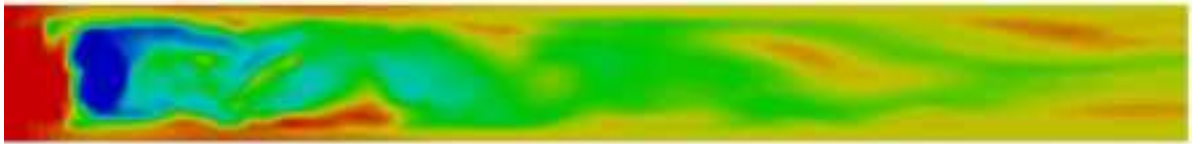


(n) 14 秒後

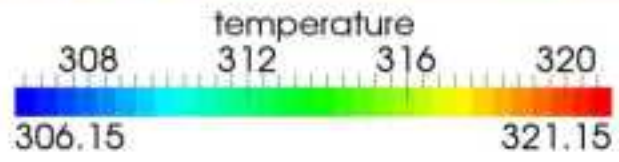
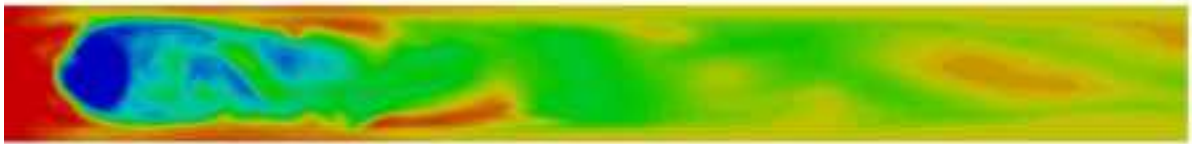
図 3.2.4-121 壁関数モデル 水平断面  $30^\circ$  における温度変動 (1-14 秒 : 1 秒間隔)



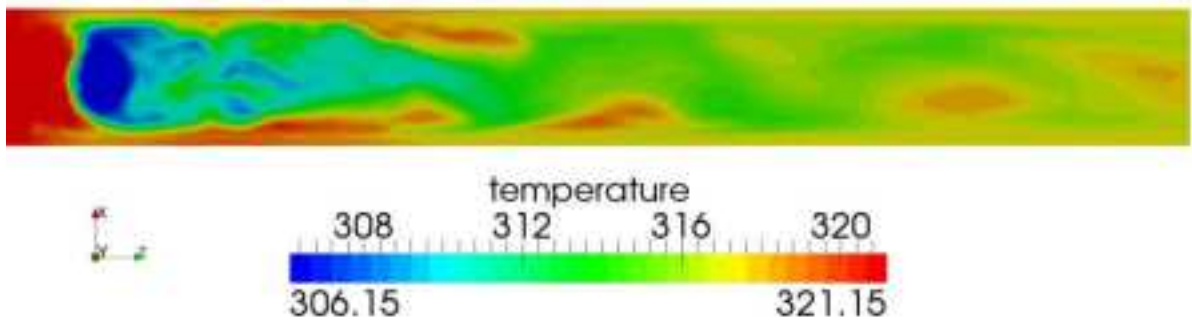
(a) 13.5 秒後



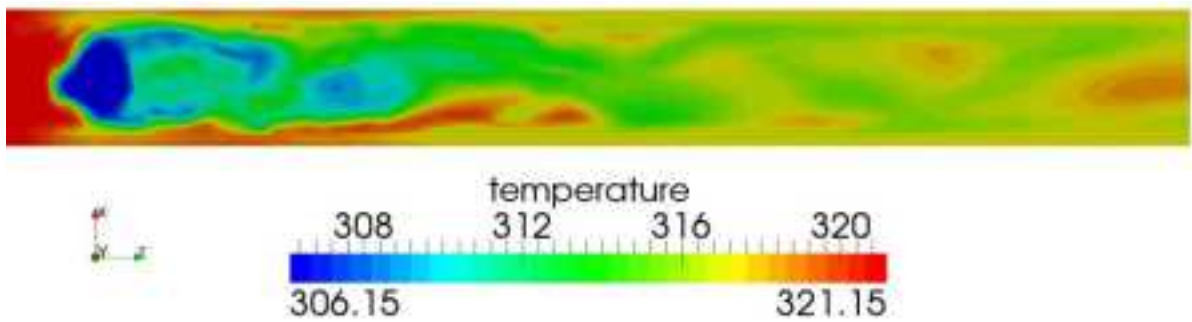
(b) 13.6 秒後



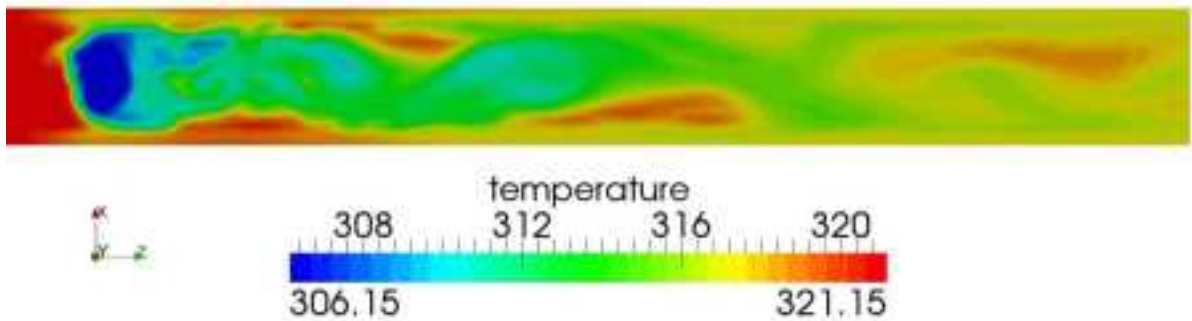
(c) 13.7 秒後



(d) 13.8 秒後



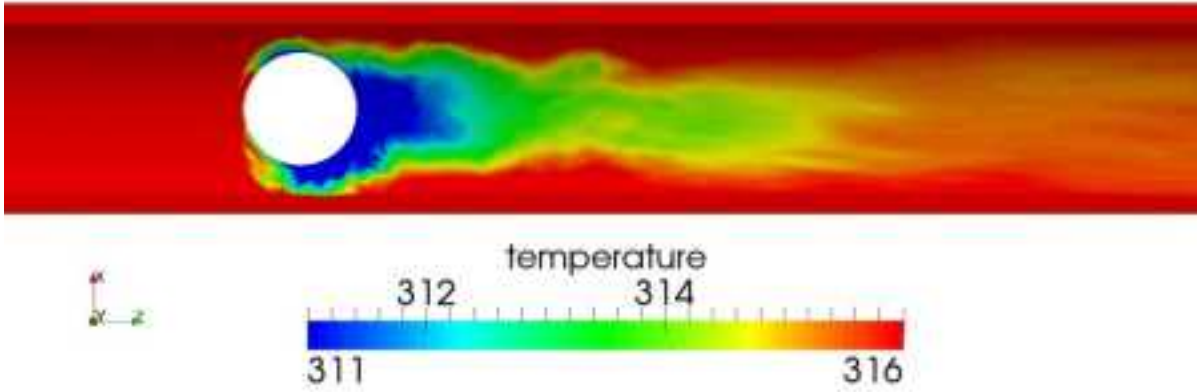
(e) 13.9 秒後



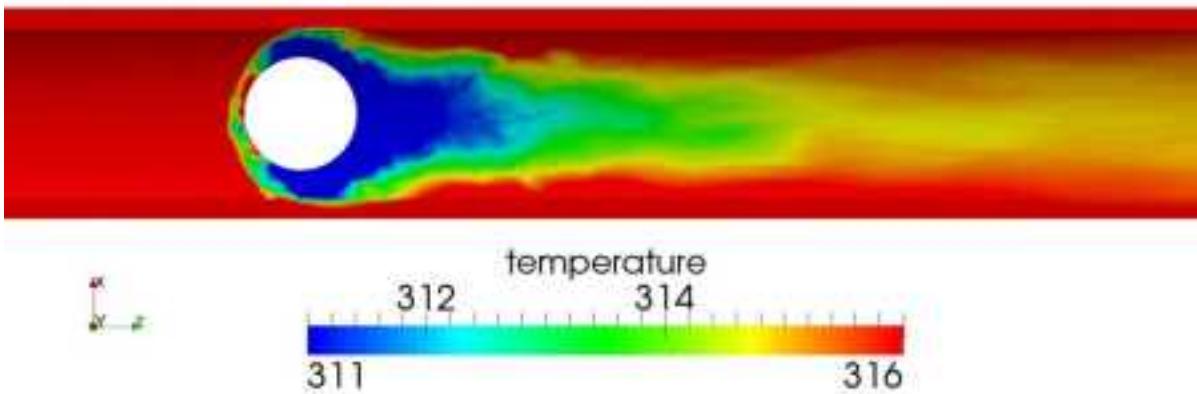
(f) 14.0 秒後

図 3.2.4-122 壁関数モデル 水平断面  $30^\circ$  における温度変動 (13.5-14.0 秒 : 0.1 秒間隔)

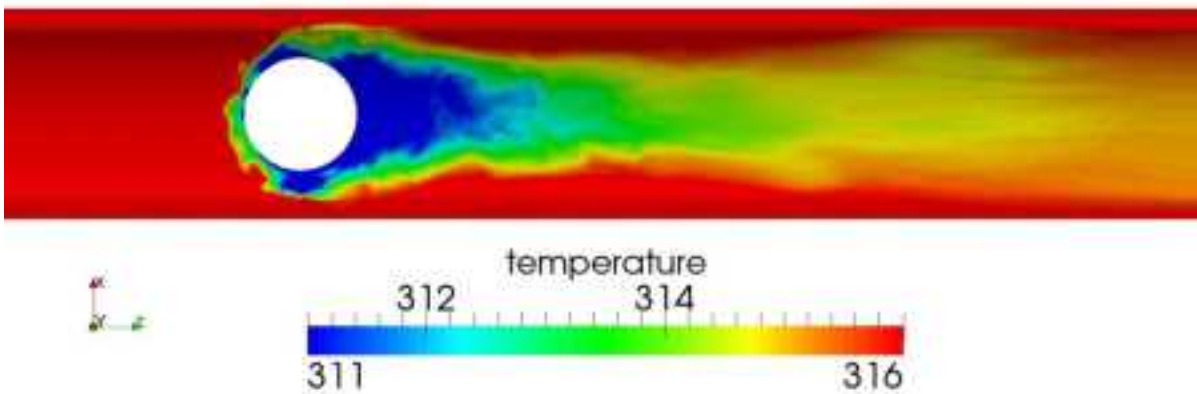
直接熱伝達モデルについて、合流部近傍の配管内面における温度変動を図 3.2.4-123 および図 3.2.4-124 に示す。



(a) 1 秒後

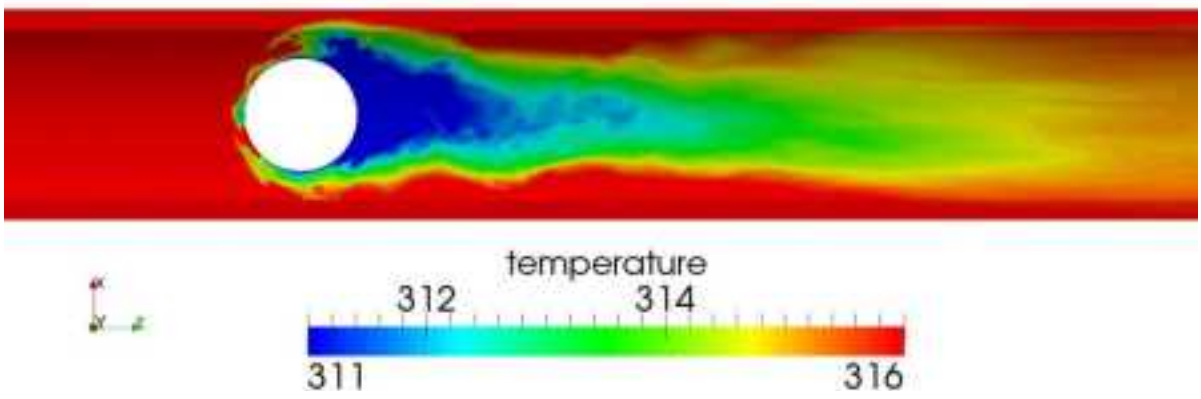


(b) 2 秒後

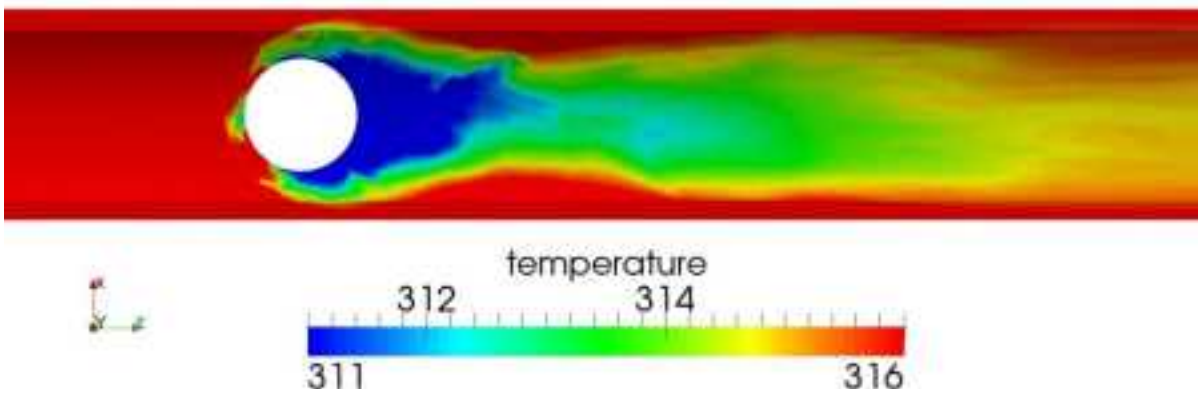


(c) 3 秒後

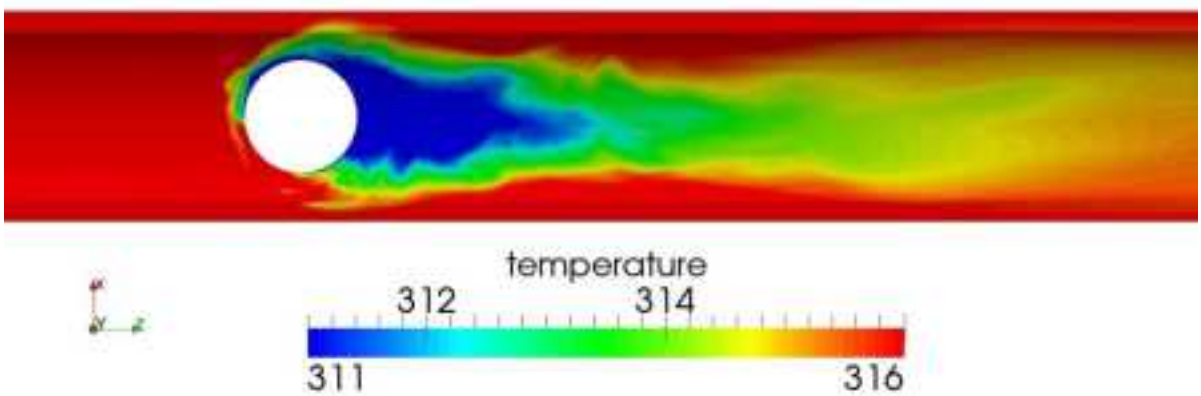




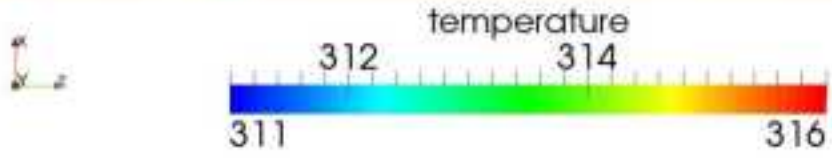
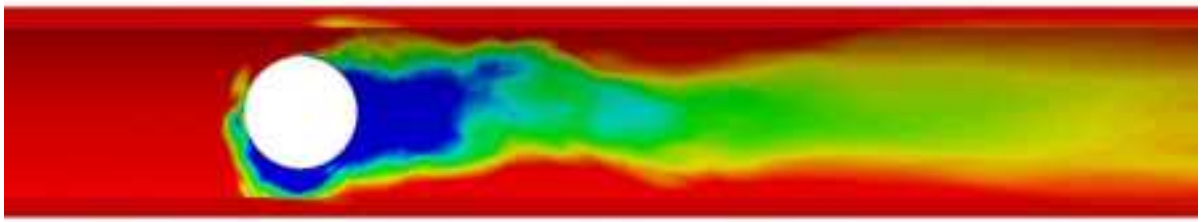
(d) 4 秒後



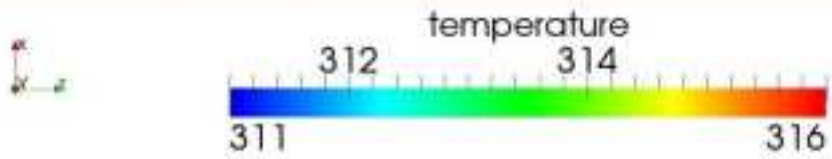
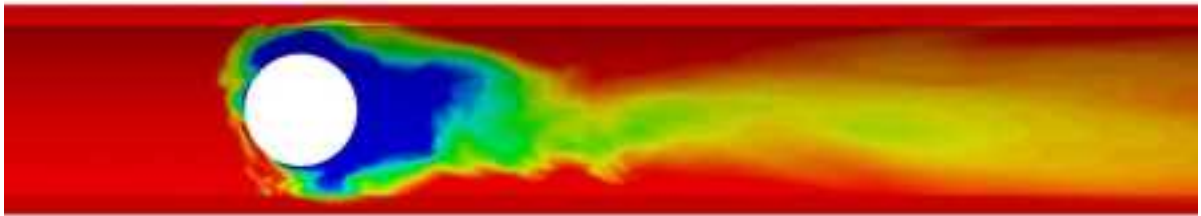
(e) 5 秒後



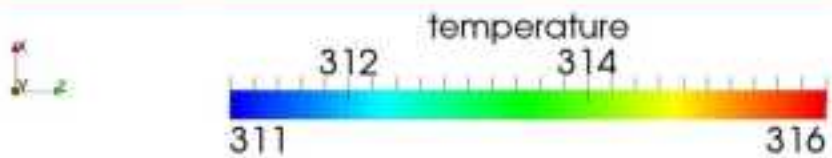
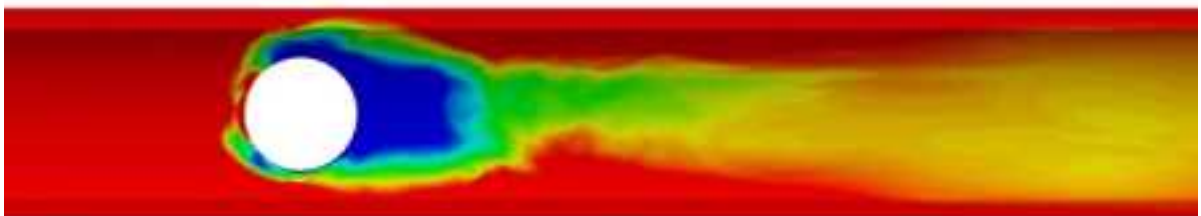
(f) 6 秒後



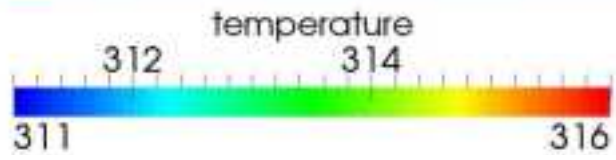
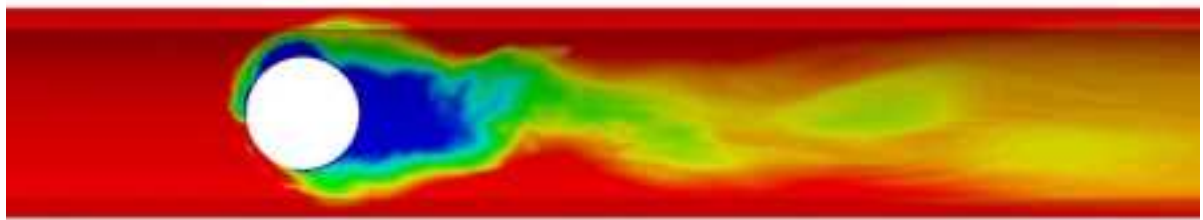
(g) 7 秒後



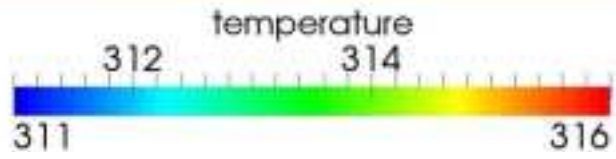
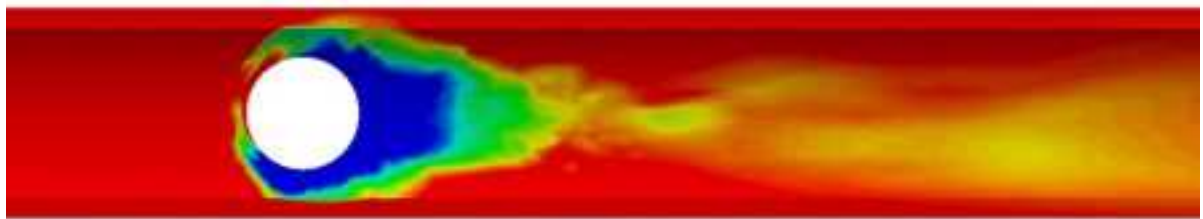
(h) 8 秒後



(i) 9 秒後

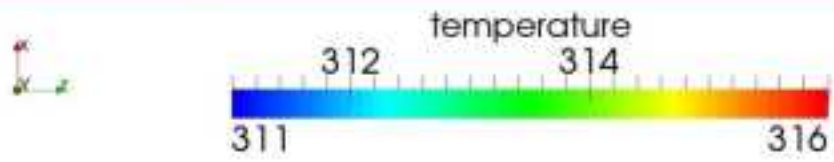
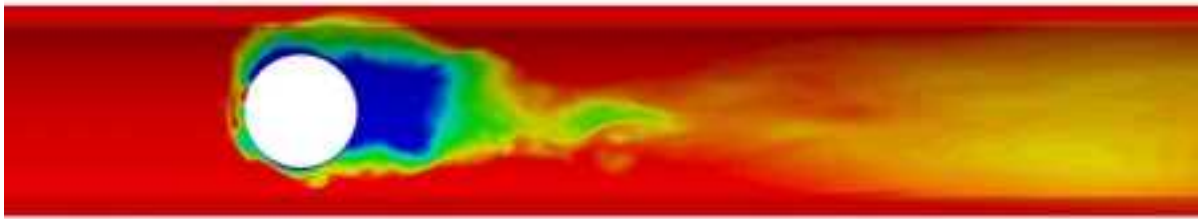


(j) 10 秒後

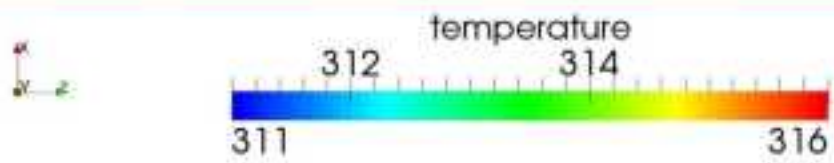
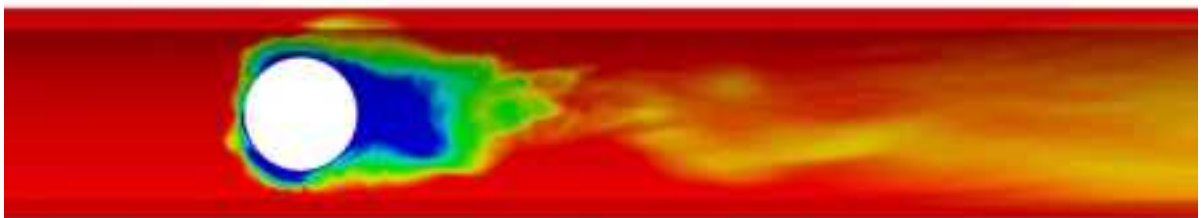


(k) 11 秒後

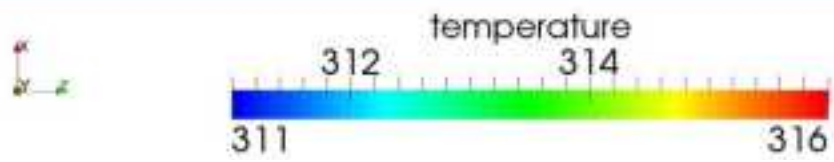
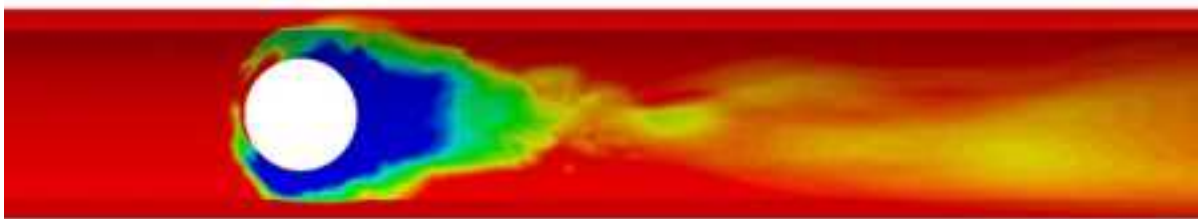
図 3.2.4-123 直接熱伝達モデル 配管内面における温度変動 (1-11 秒 : 1 秒間隔)



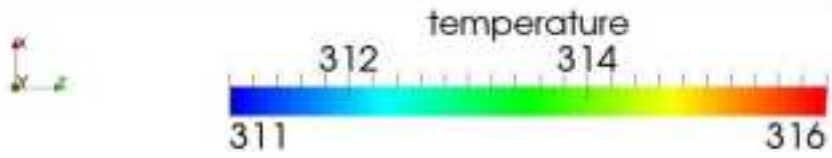
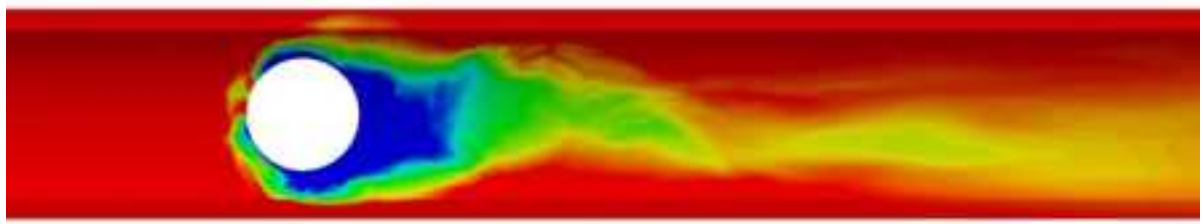
(a) 10.8 秒後



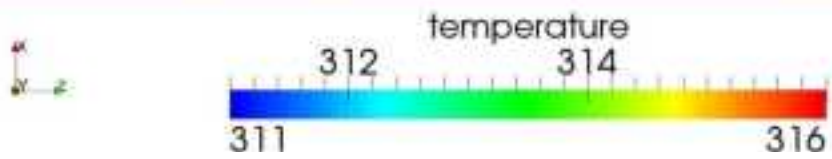
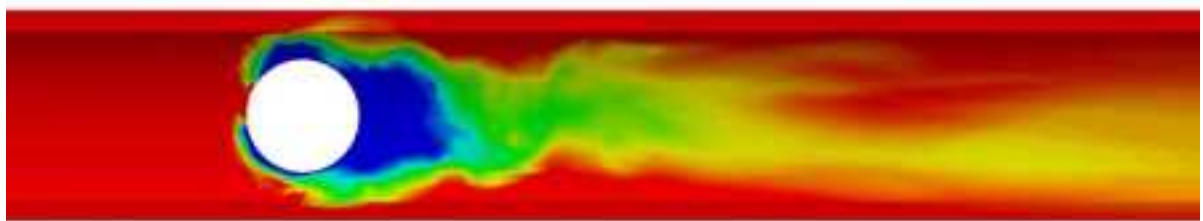
(b) 10.9 秒後



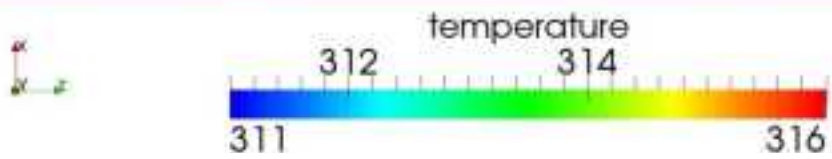
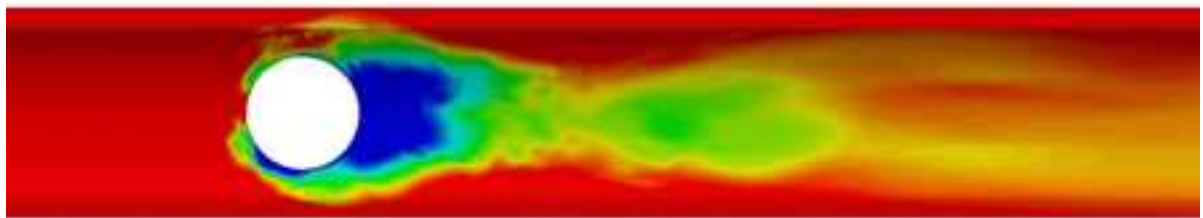
(c) 11.0 秒後



(d) 11.1 秒後



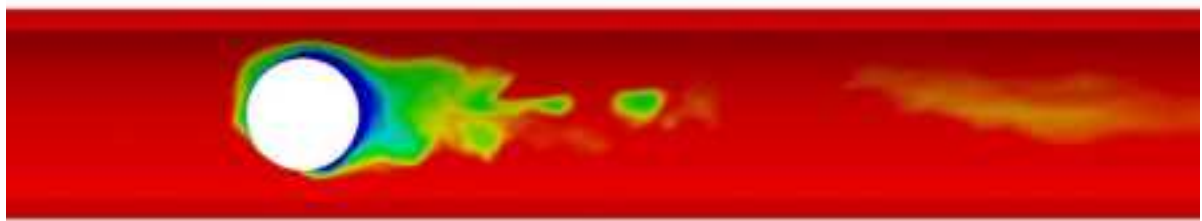
(e) 11.2 秒後



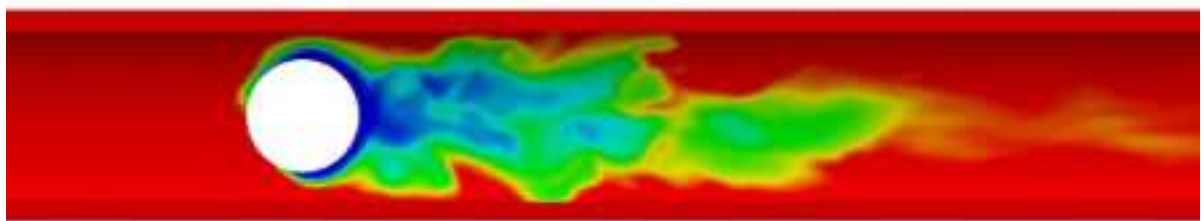
(f) 11.3 秒後

図 3.2.4-124 直接熱伝達モデル 配管内面における温度変動(10.8-11.3 秒:0.1 秒間隔)

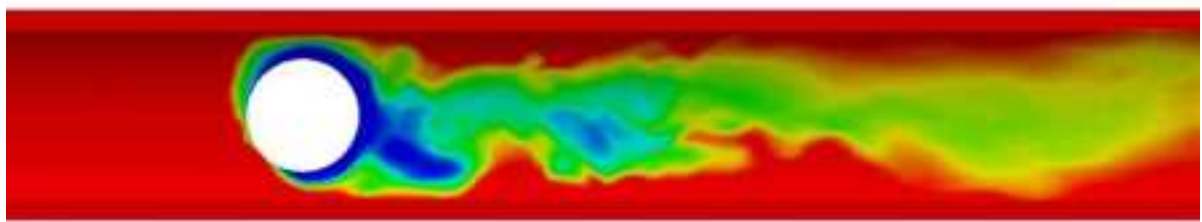
壁関数モデルについて、合流部近傍の配管内面における温度変動を図 3.2.4-125 および図 3.2.4-126 に示す。



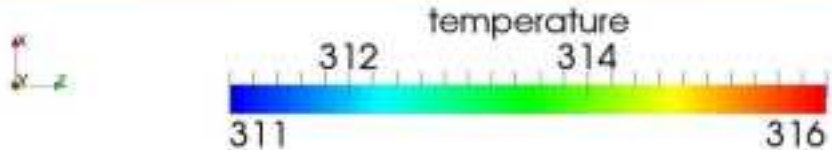
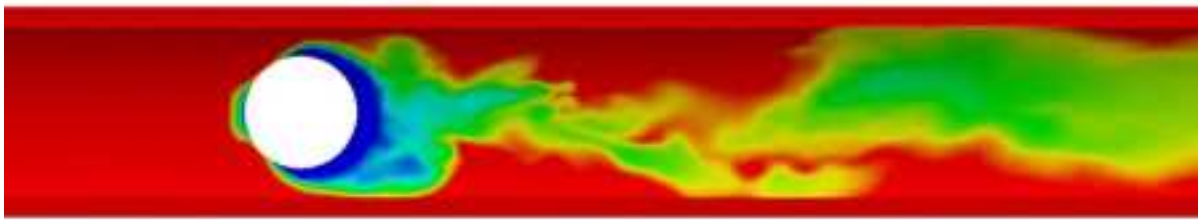
(a) 1 秒後



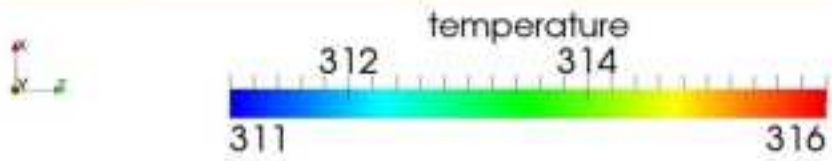
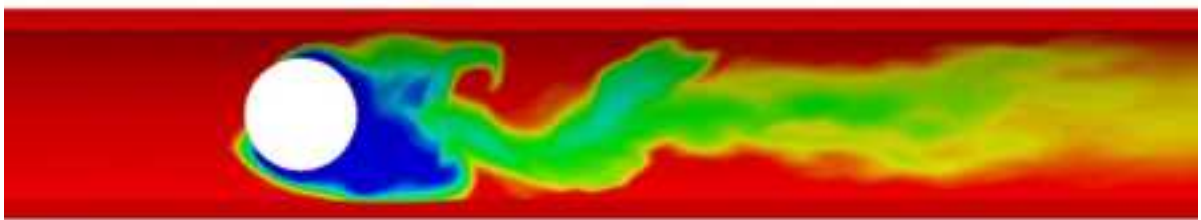
(b) 2 秒後



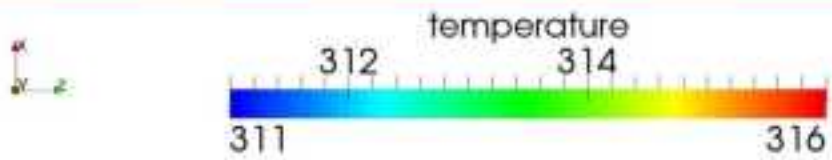
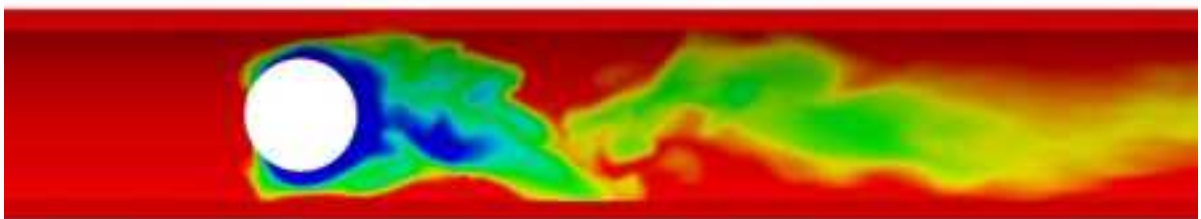
(c) 3 秒後



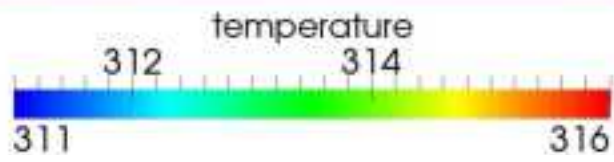
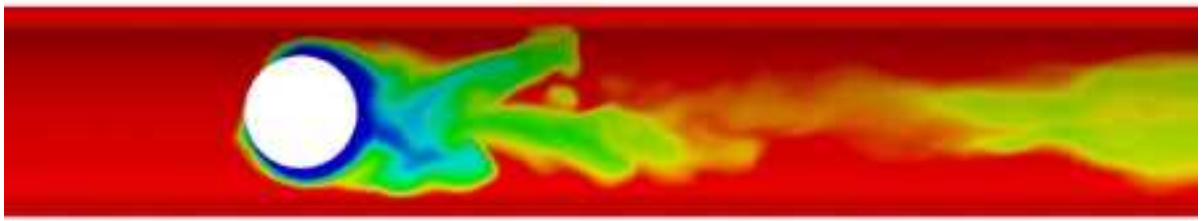
(d) 4 秒後



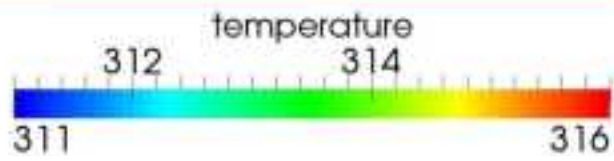
(e) 5 秒後



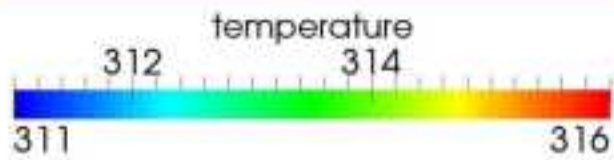
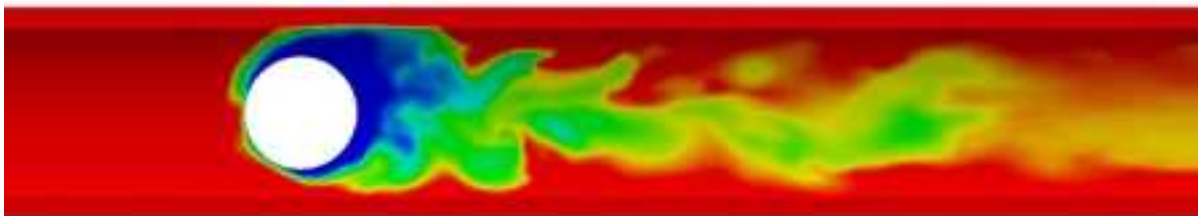
(f) 6 秒後



(g) 7 秒後

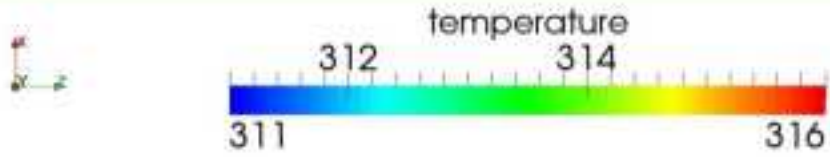
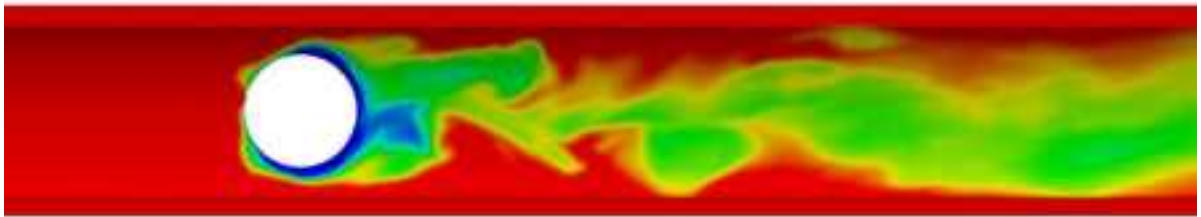


(h) 8 秒後

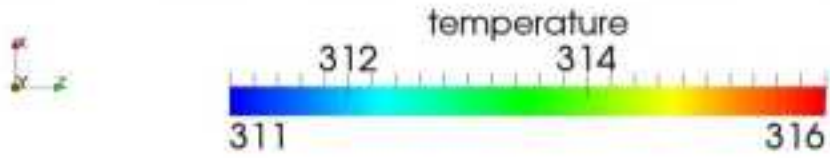
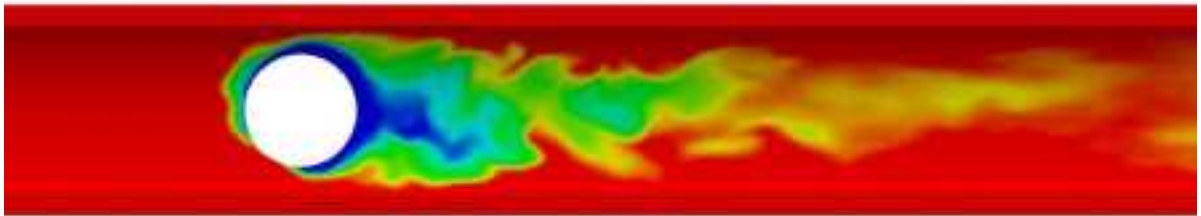


(i) 9 秒後

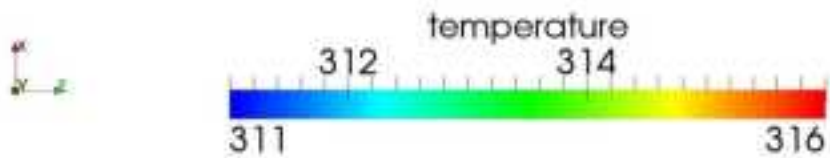
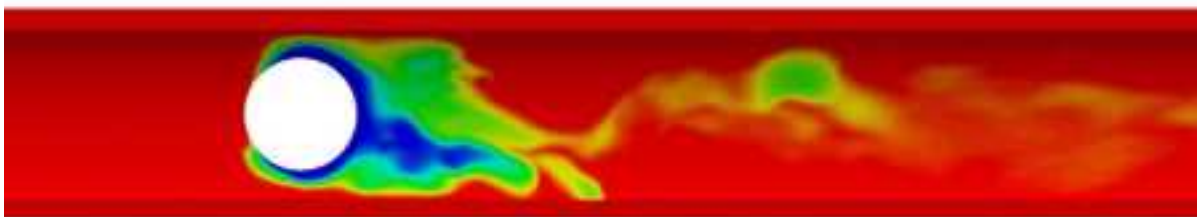




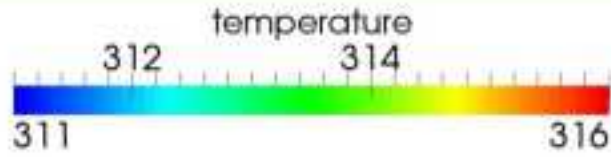
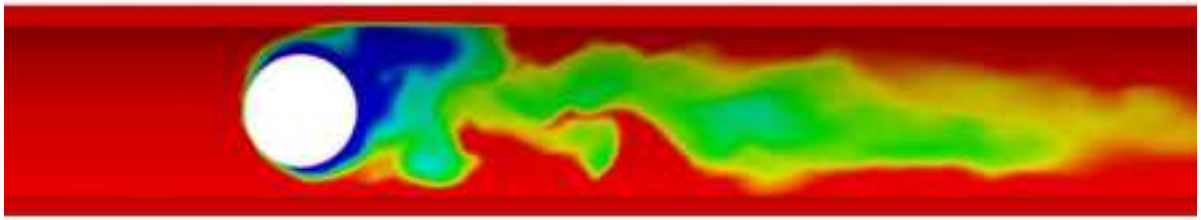
(j) 10 秒後



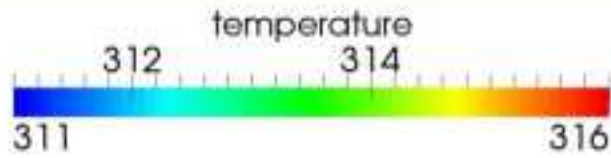
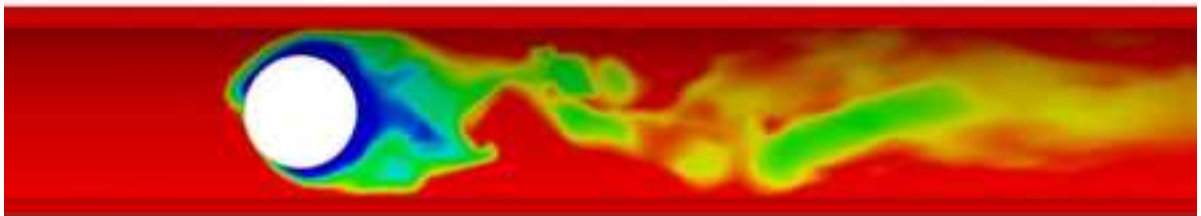
(k) 11 秒後



(l) 12 秒後

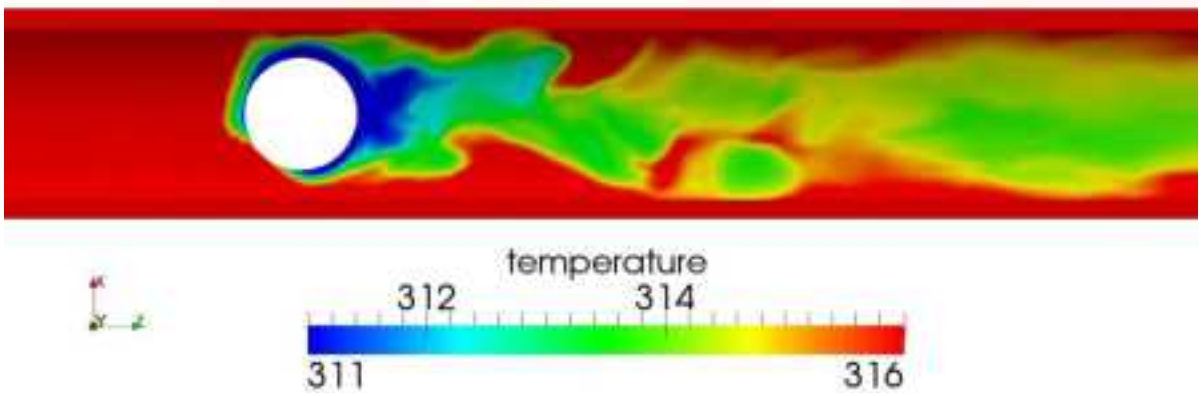


(m) 13 秒後

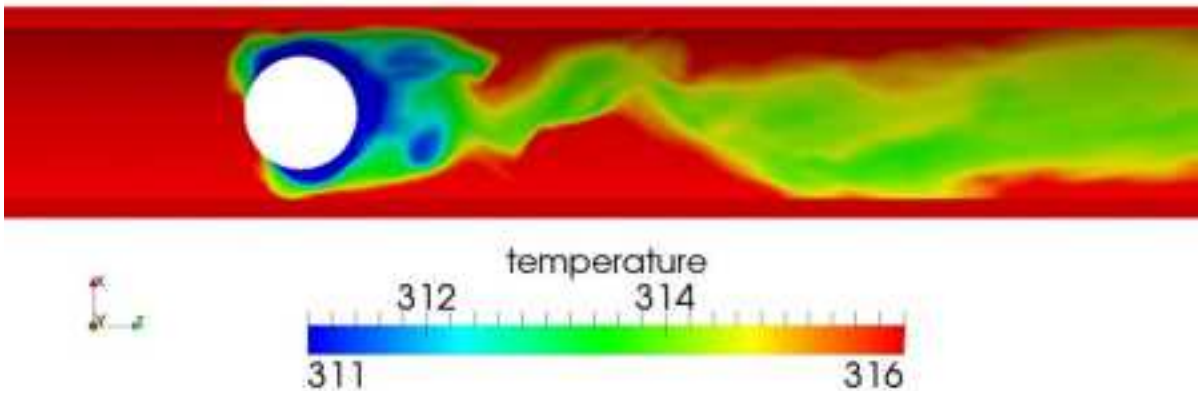


(n) 14 秒後

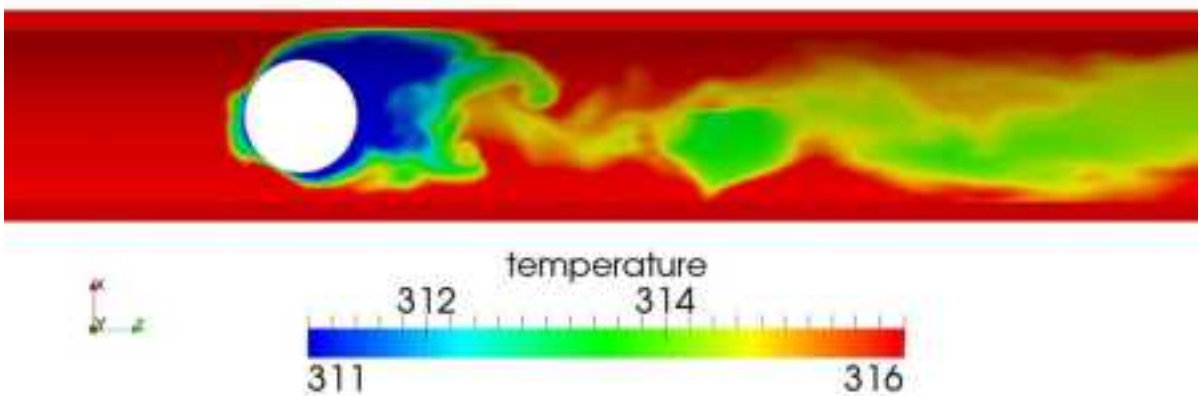
図 3.2.4-125 壁関数モデル 配管内面における温度変動 (1-14 秒 : 1 秒間隔)



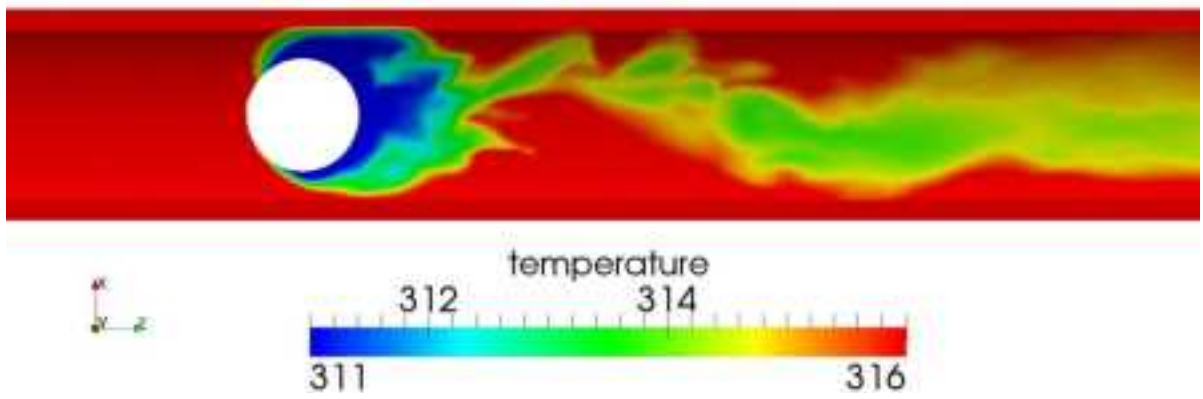
(a) 13.5 秒後



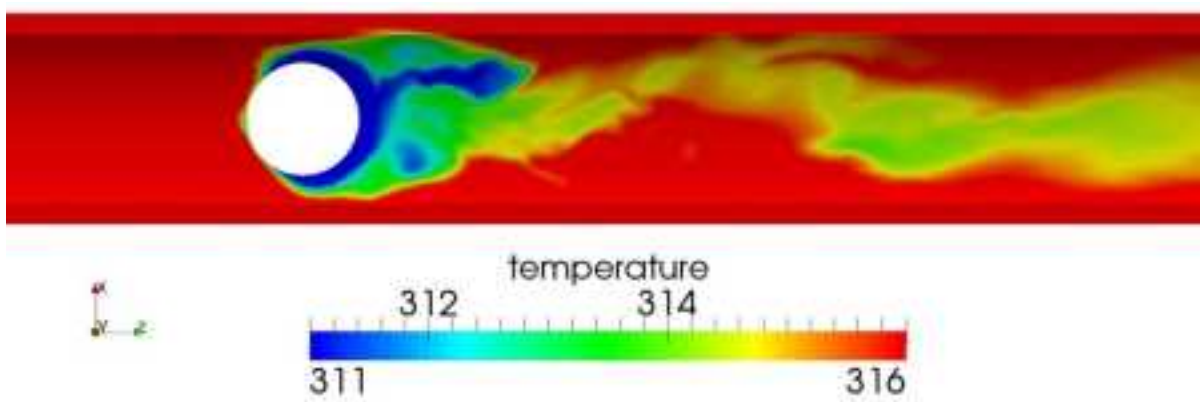
(b) 13.6 秒後



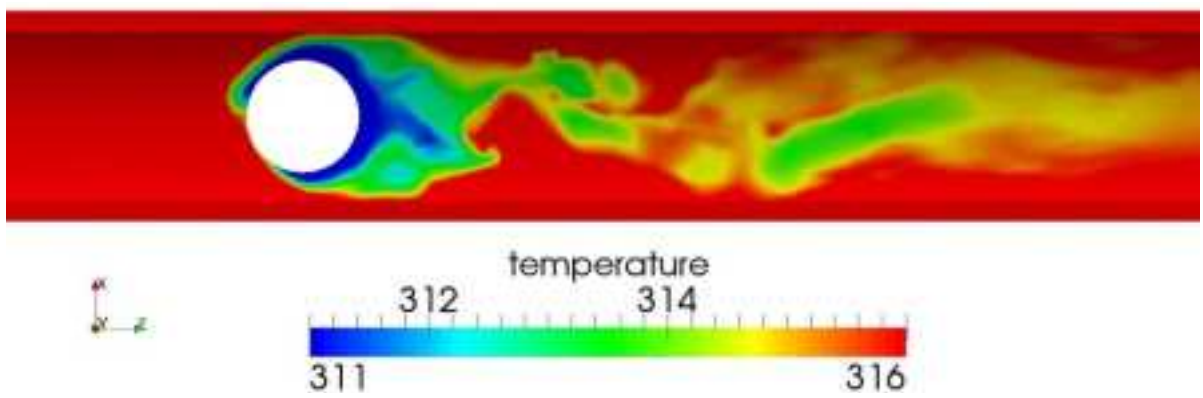
(c) 13.7 秒後



(d) 13.8 秒後



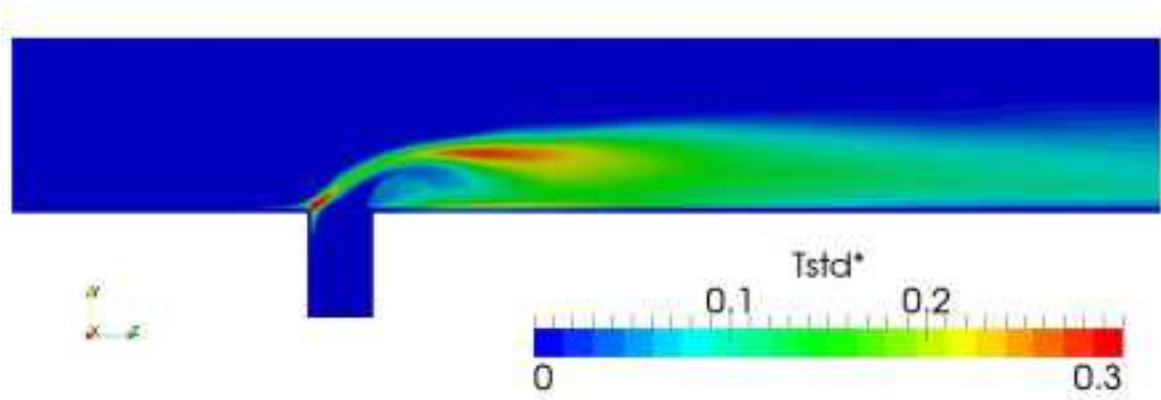
(e) 13.9 秒後



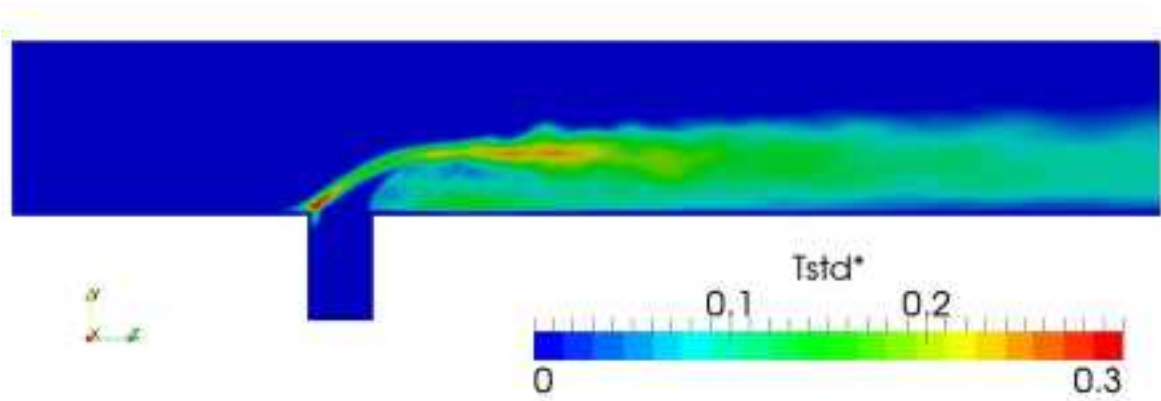
(f) 14.0 秒後

図 3.2.4-126 壁関数モデル 配管内面における温度変動 (13.5-14.0 秒 : 0.1 秒間隔)

直接熱伝達モデルおよび壁関数モデルの配管中心断面における温度変動強度分布を図 3.2.4-127 に示す。なお、直接熱伝達モデルは 6.6-11.5 秒の 5 秒平均、壁関数モデルは 9.0-14.0 秒の 5 秒平均より算出している。



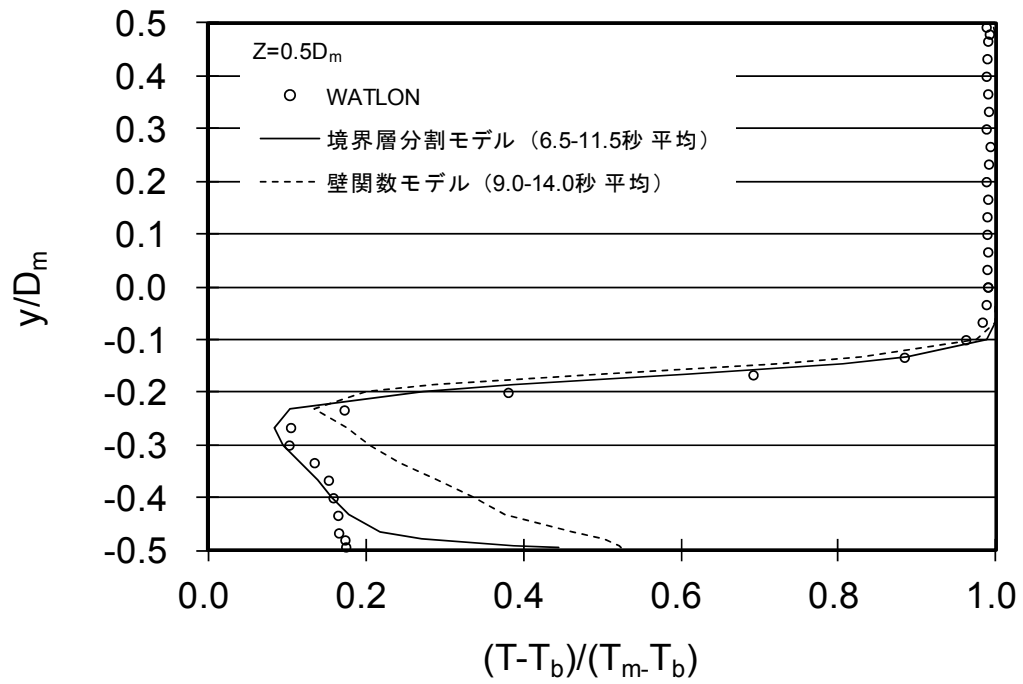
(a) 直接熱伝達モデル (6.6-11.5 秒平均)



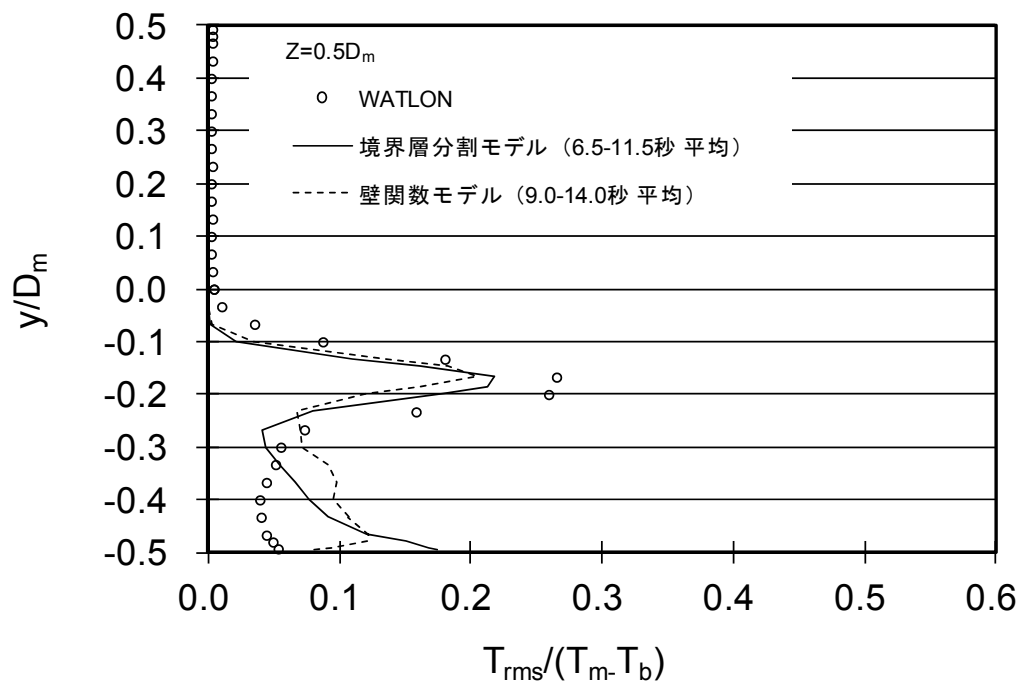
(b) 壁関数モデル (9.0-14.0 秒平均)

図 3.2.4-127 温度変動強度分布の比較

主管の温度および流速の統計量を図 3.2.4-128 から図 3.2.4-135 に示す。

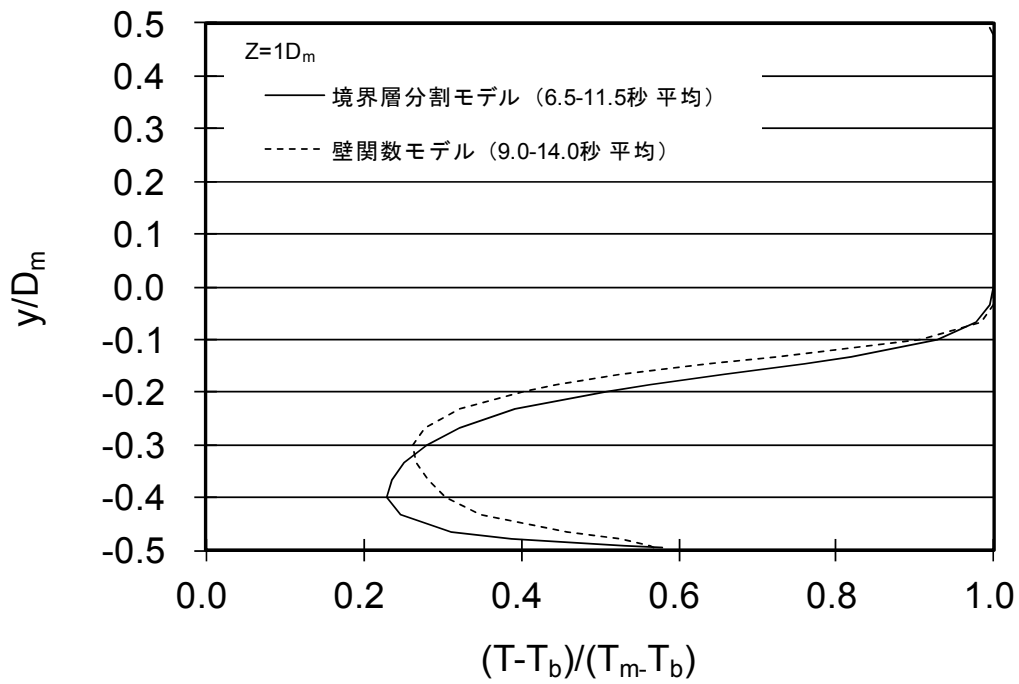


(a) 時間平均無次元温度

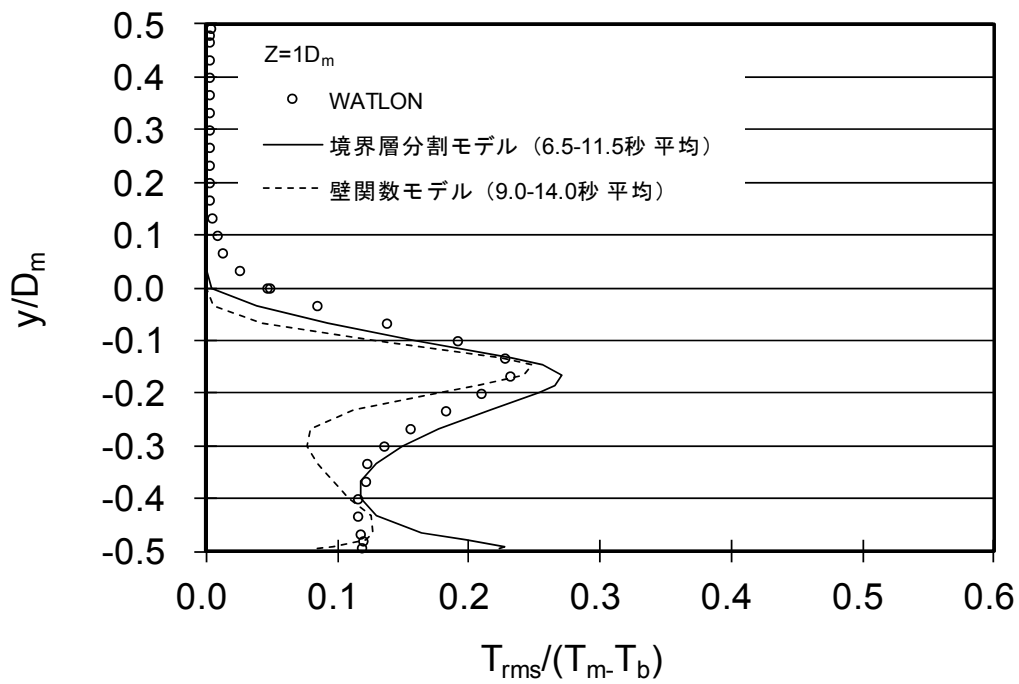


(b) 温度変動強度

図 3.2.4-128 温度統計量の主管垂直方向分布 (0.5Dm 位置)

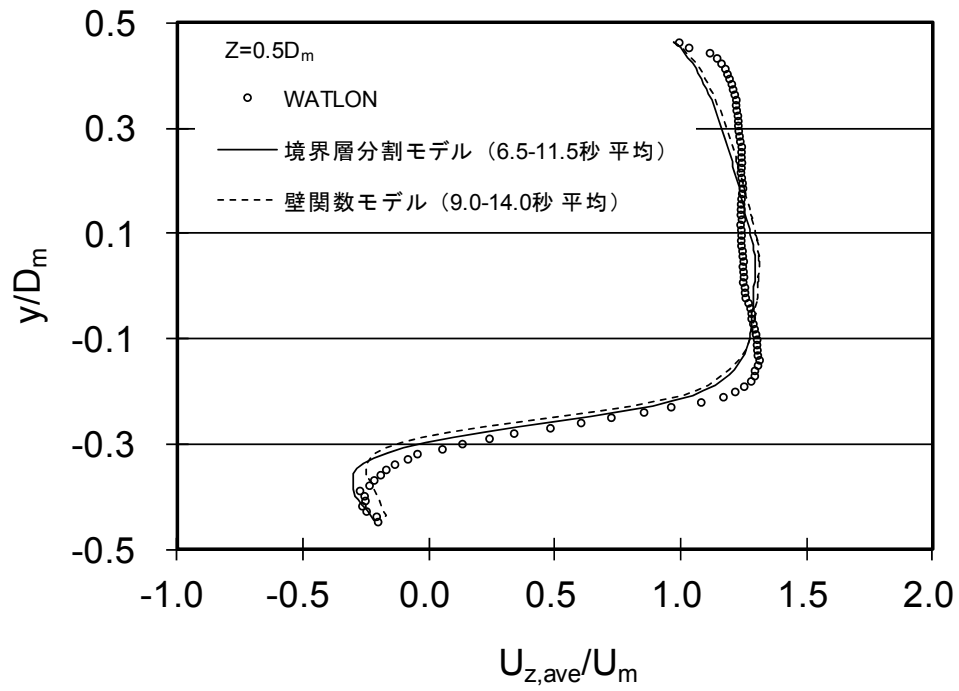


(a) 時間平均無次元温度

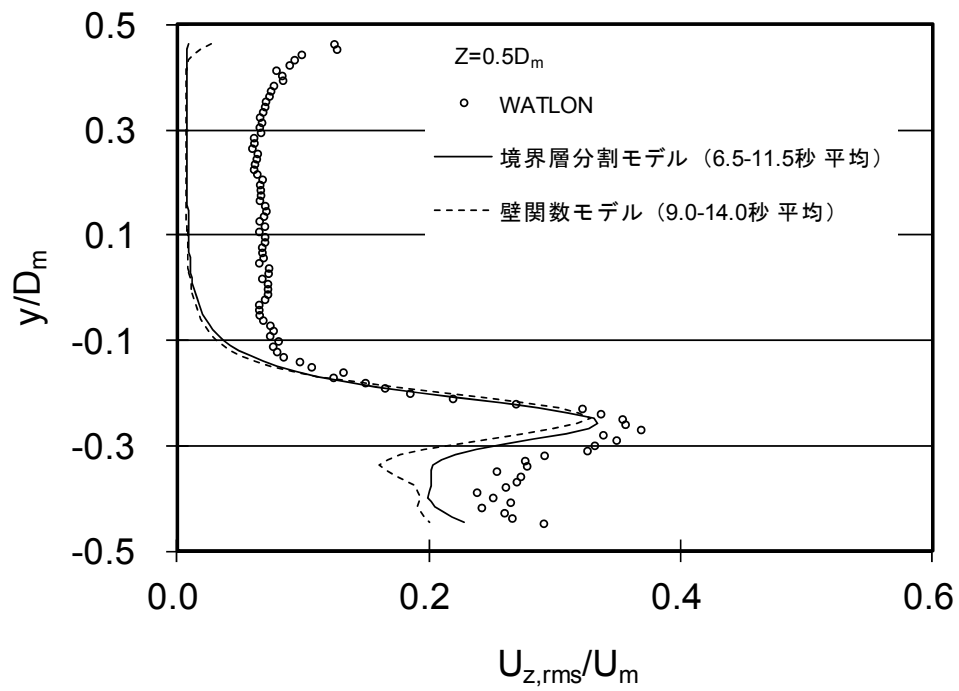


(b) 温度変動強度

図 3.2.4-129 温度統計量の主管垂直方向分布 (1Dm 位置)



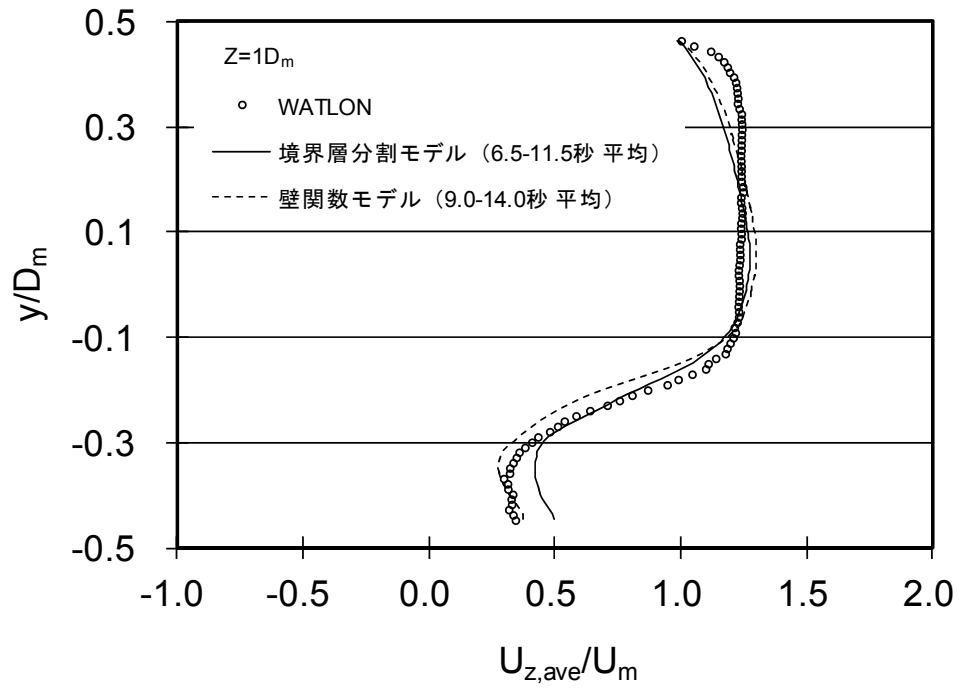
(a) 時間平均無次元流速



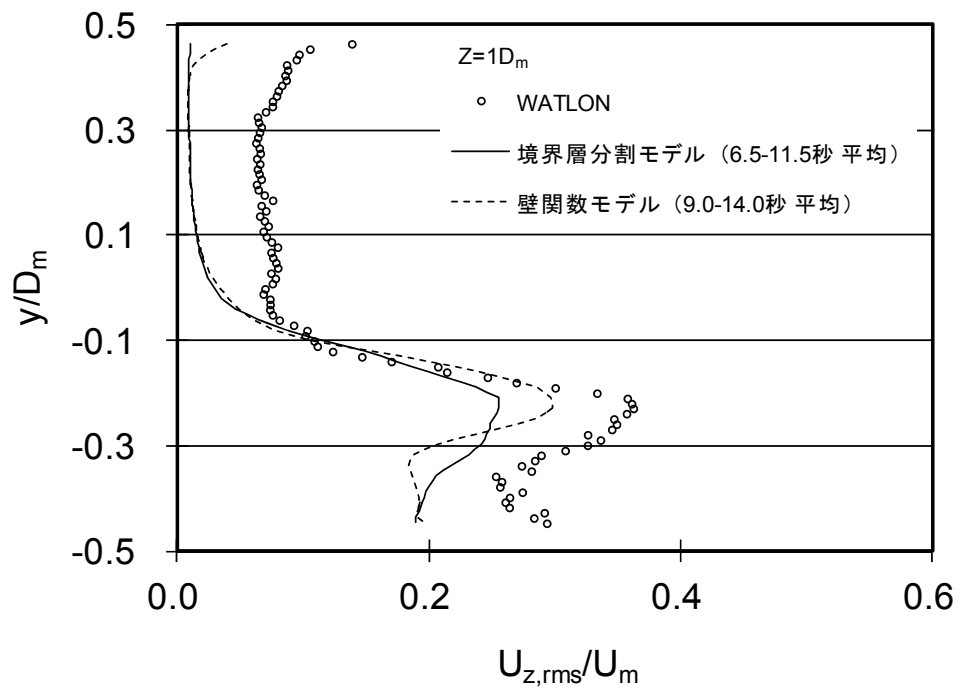
(b) 流速変動強度

図 3.2.4-130 流速統計量の主管垂直方向分布 (0.5Dm 位置)



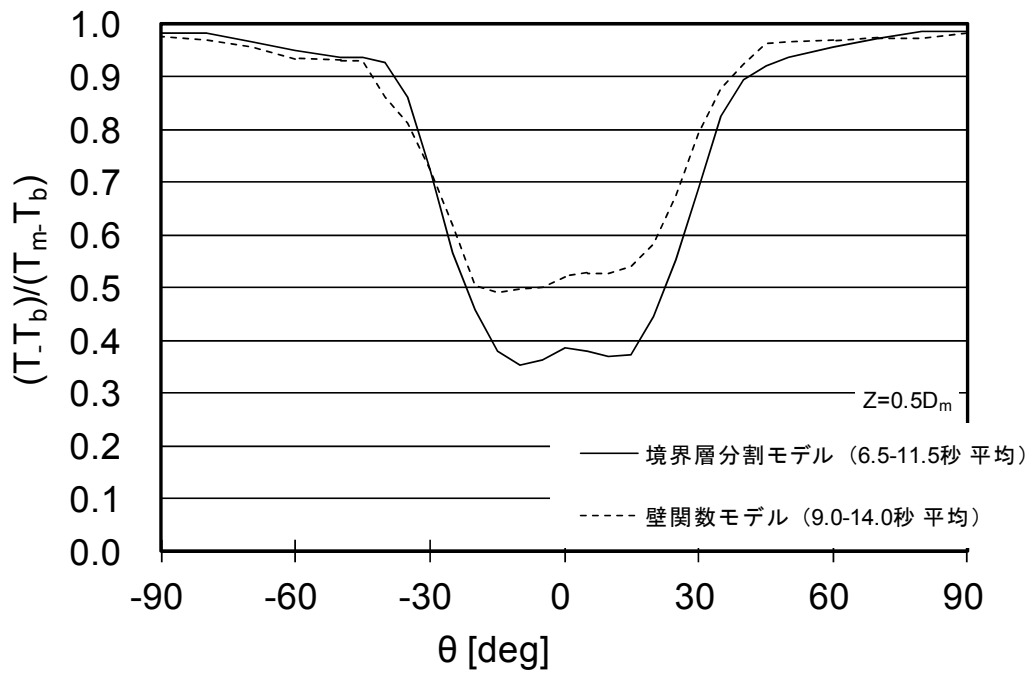


(a) 時間平均無次元流速

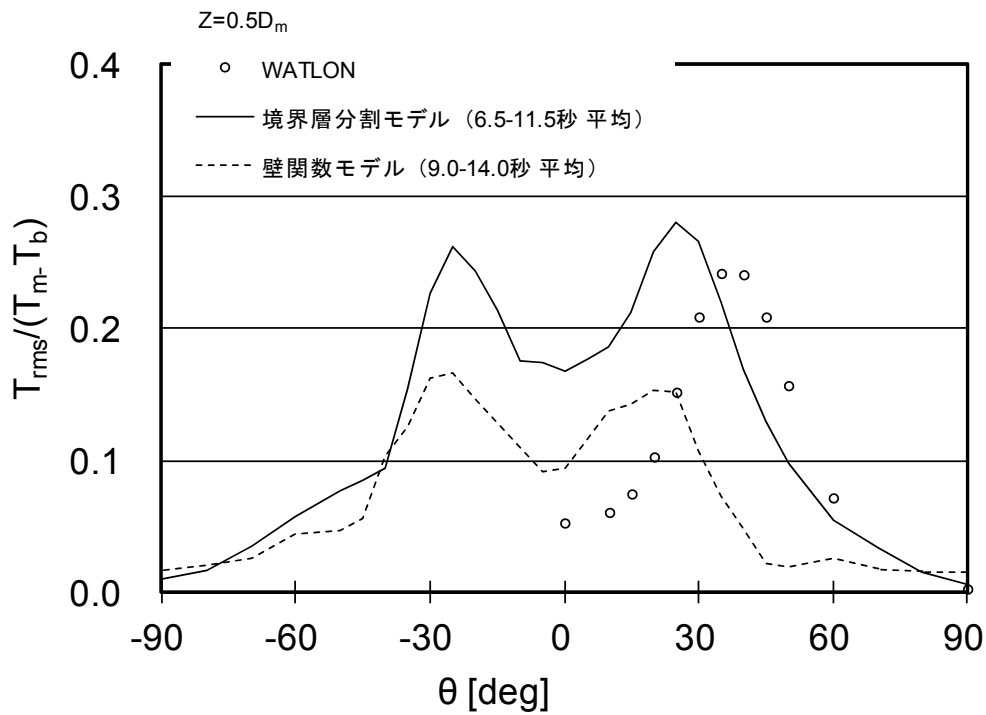


(b) 流速変動強度

図 3.2.4-131 流速統計量の主管垂直方向分布 (1Dm 位置)

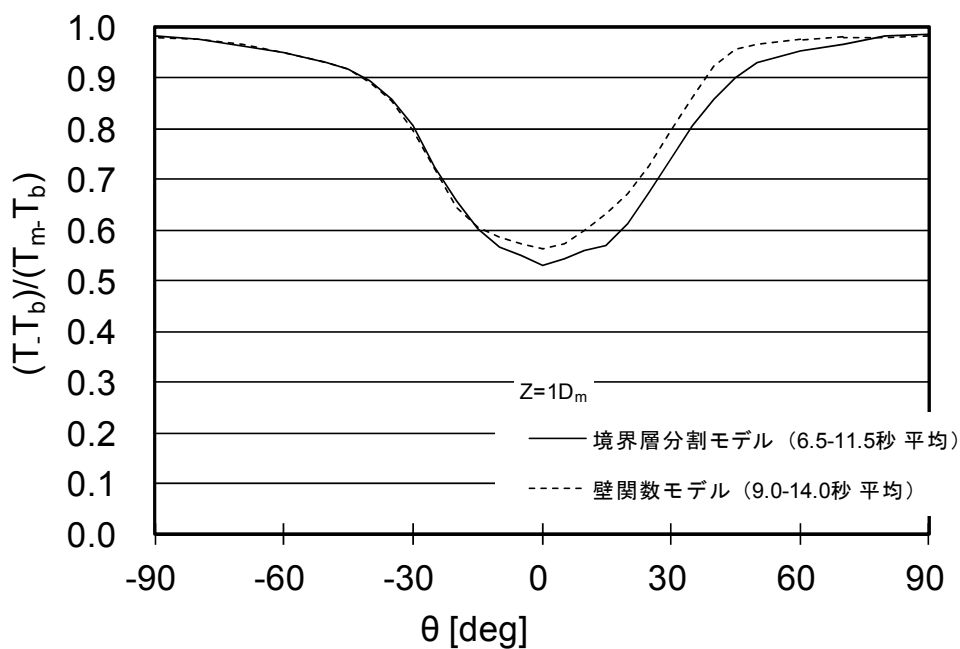


(a) 時間平均無次元温度

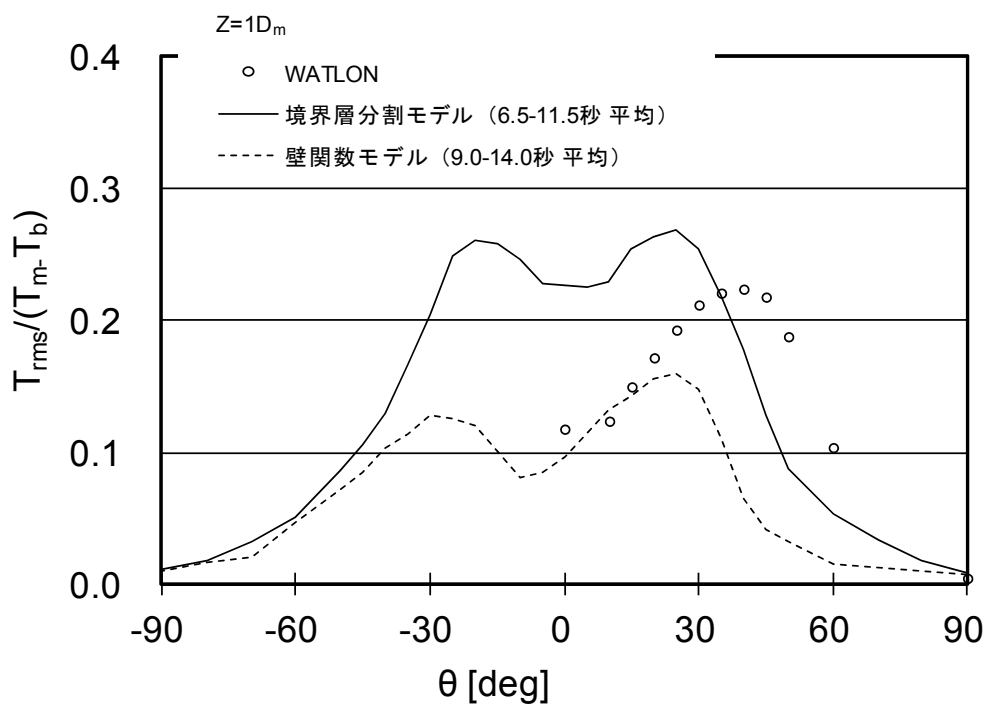


(b) 温度変動強度

図 3.2.4-132 流体部 温度統計量の周方向分布 (0.5D<sub>m</sub> 位置 : 配管壁面より 1mm 位置)

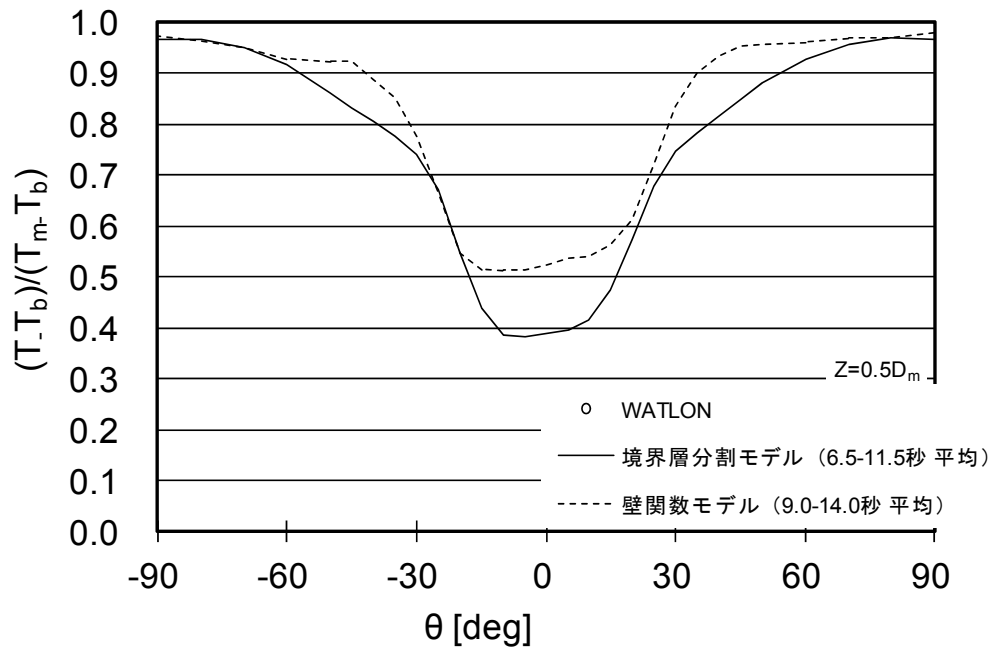


(a) 時間平均無次元温度

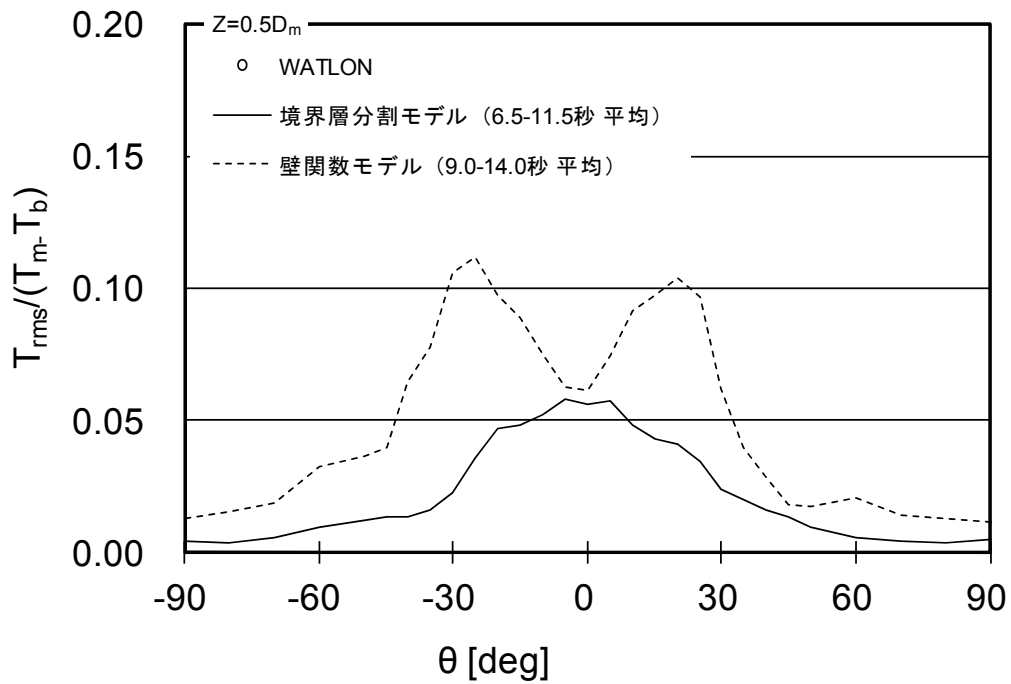


(b) 温度変動強度

図 3.2.4-133 流体部 温度統計量の周方向分布 (1D<sub>m</sub> 位置 : 配管壁面より 1mm 位置)

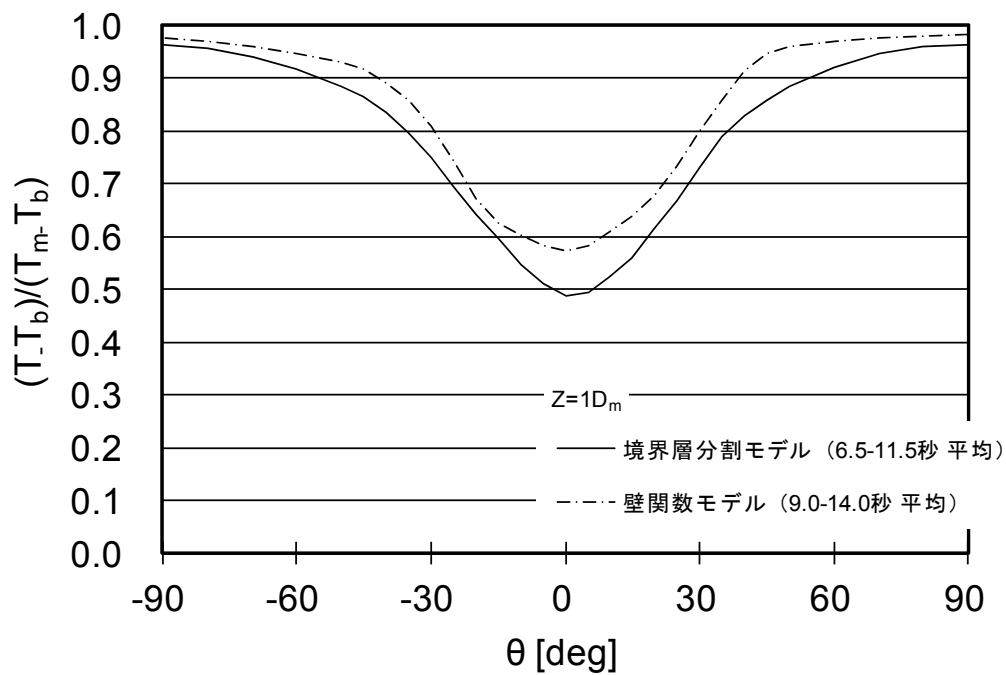


(a) 時間平均無次元温度

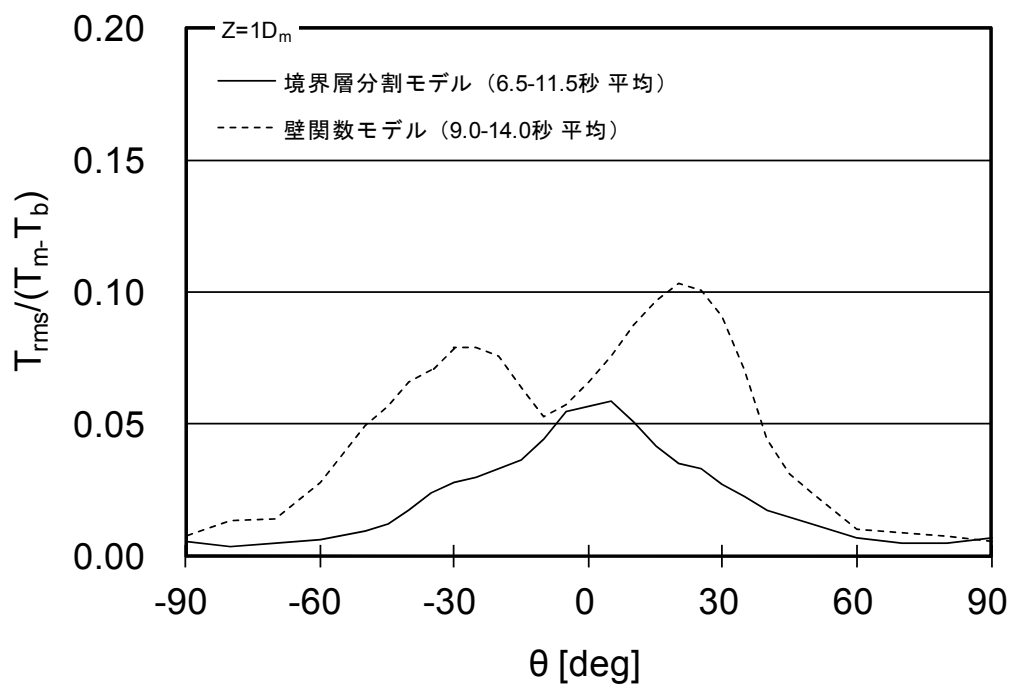


(b) 温度変動強度

図 3.2.4-134 配管部 温度統計量の周方向分布 (0.5D<sub>m</sub> 位置 : 配管壁面より 0.125mm 位置)



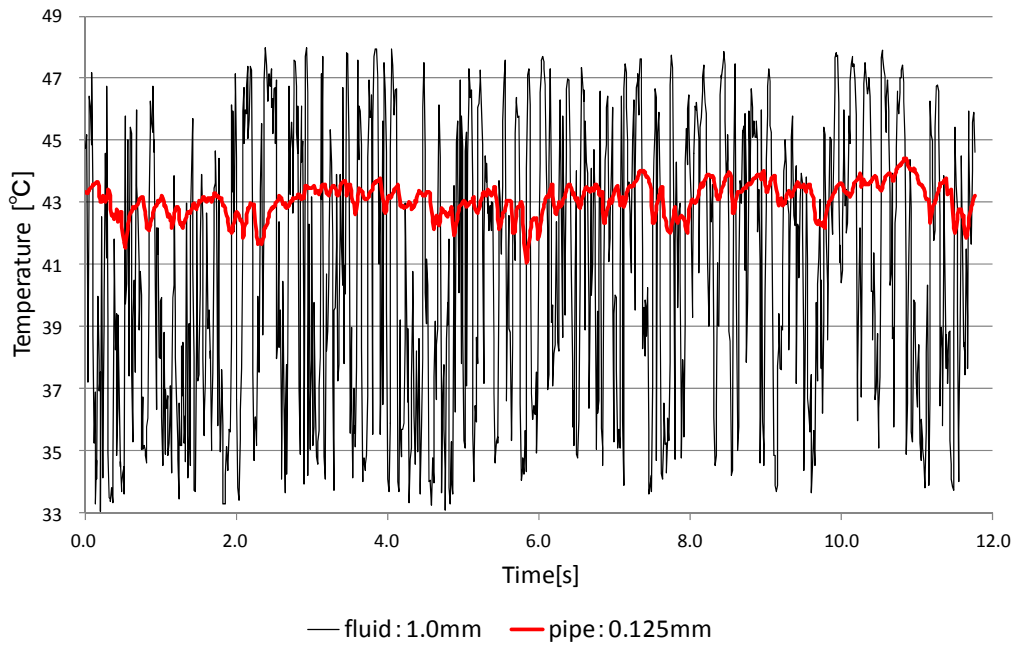
(a) 時間平均無次元温度



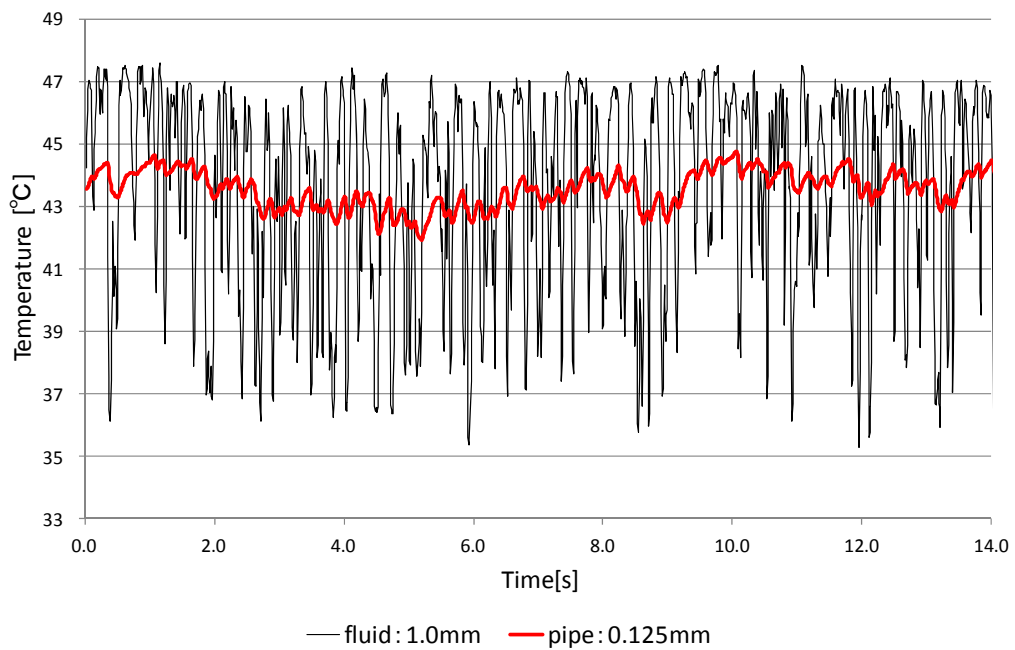
(b) 温度変動強度

図 3.2.4-135 配管部 温度統計量の周方向分布 (1D<sub>m</sub>位置:配管壁面より 0.125mm 位置)

直接熱伝達モデルおよび壁関数モデルそれぞれについて、流体部および配管部の評価位置における温度履歴を図 3.2.4-136～図 3.2.4-141 に示す。

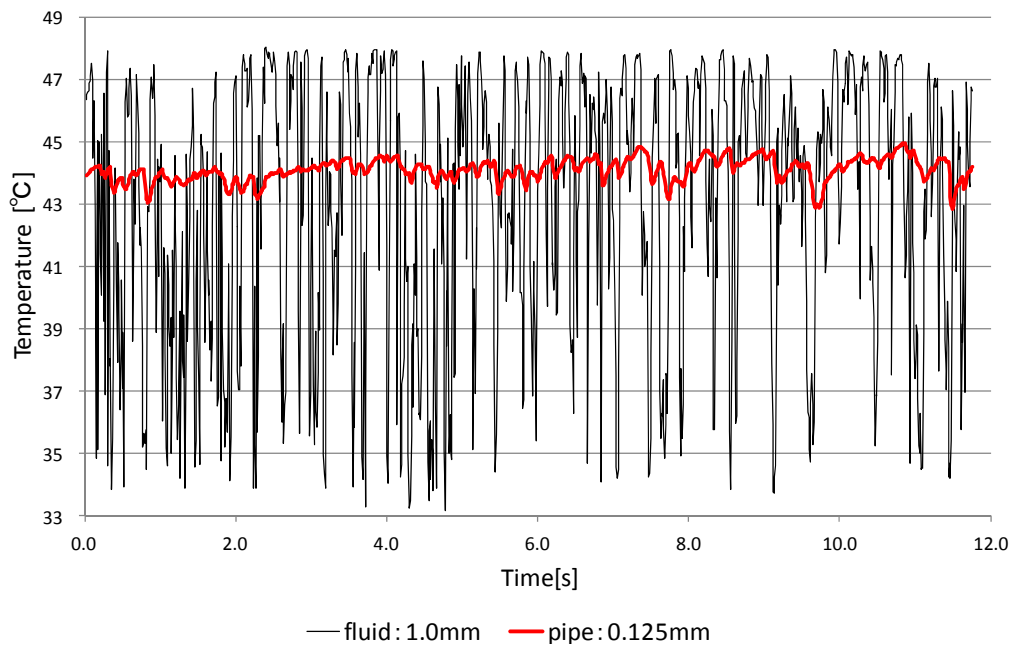


(a) 直接熱伝達モデル

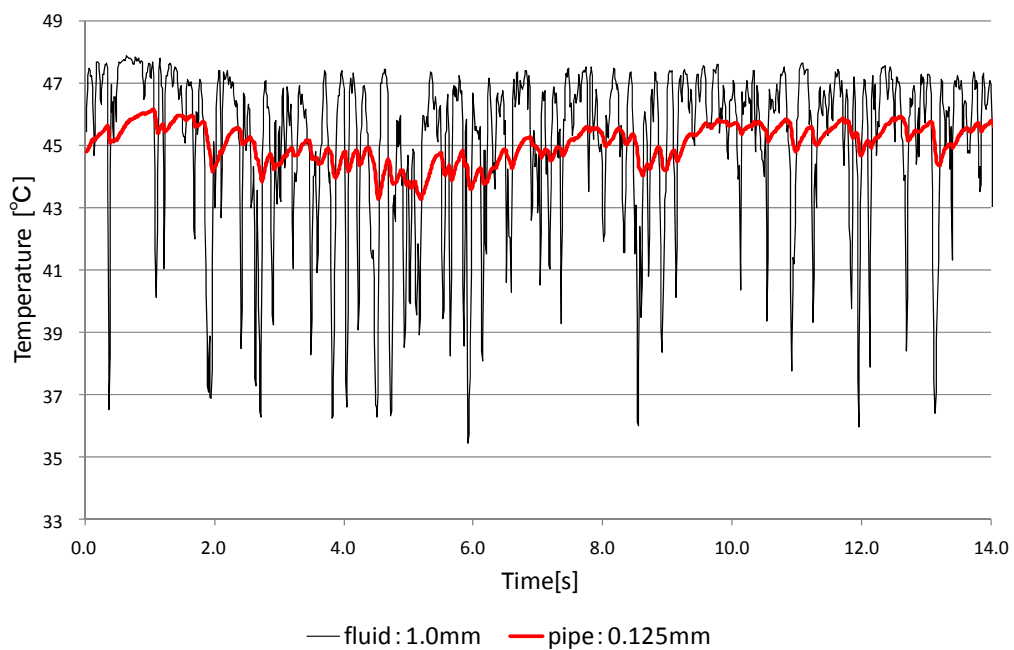


(b) 壁関数モデル

図 3.2.4-136 評価位置 ( $\theta = 25^\circ$ ) における温度履歴 : 0.5Dm 位置  
(配管壁面より流体 1mm、配管 0.125mm 位置)

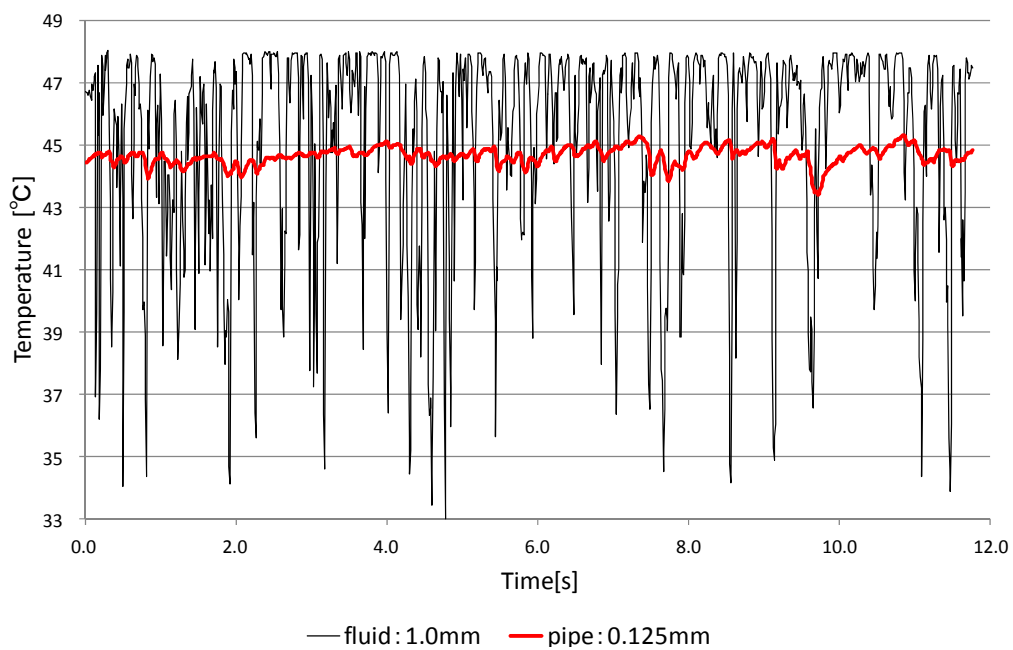


(a) 直接熱伝達モデル

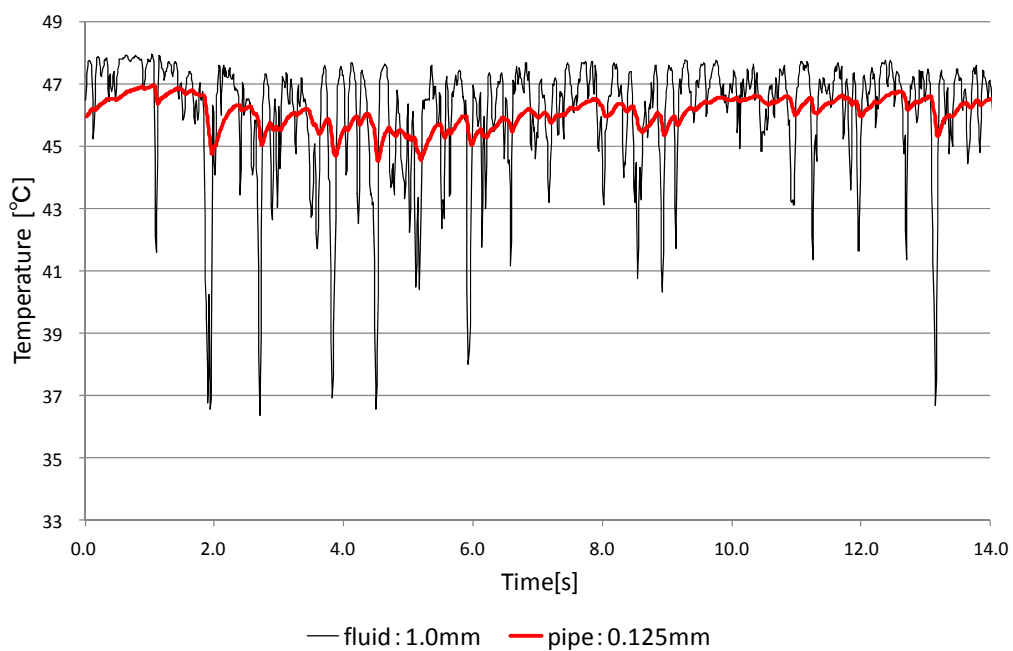


(b) 壁関数モデル

図 3.2.4-137 評価位置 ( $\theta = 30^\circ$ ) における温度履歴: 0.5Dm 位置  
(配管壁面より流体 1mm、配管 0.125mm 位置)



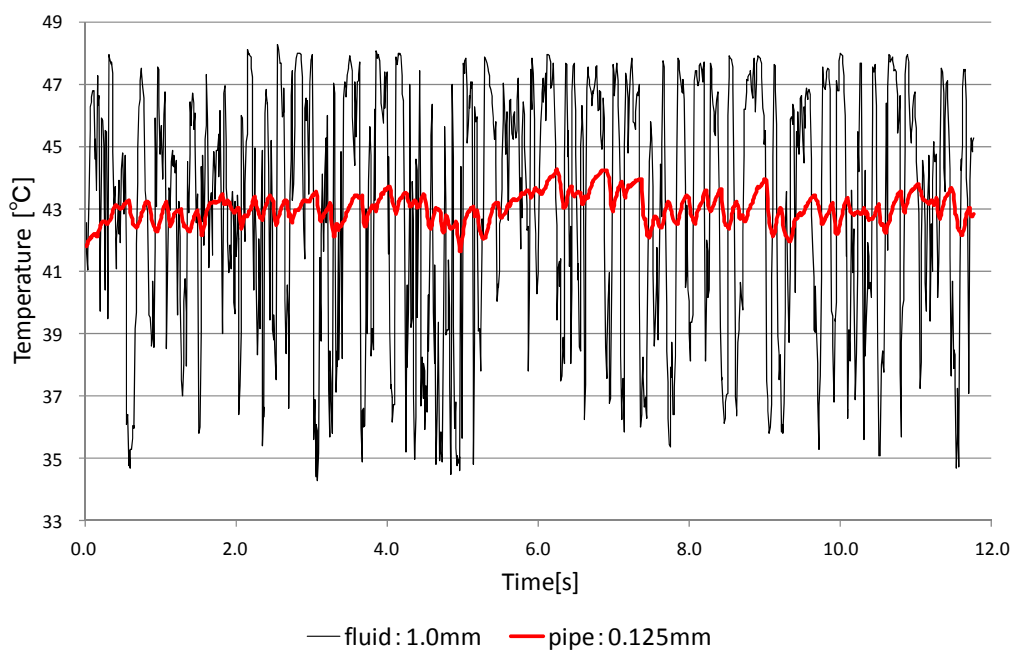
(a) 直接熱伝達モデル



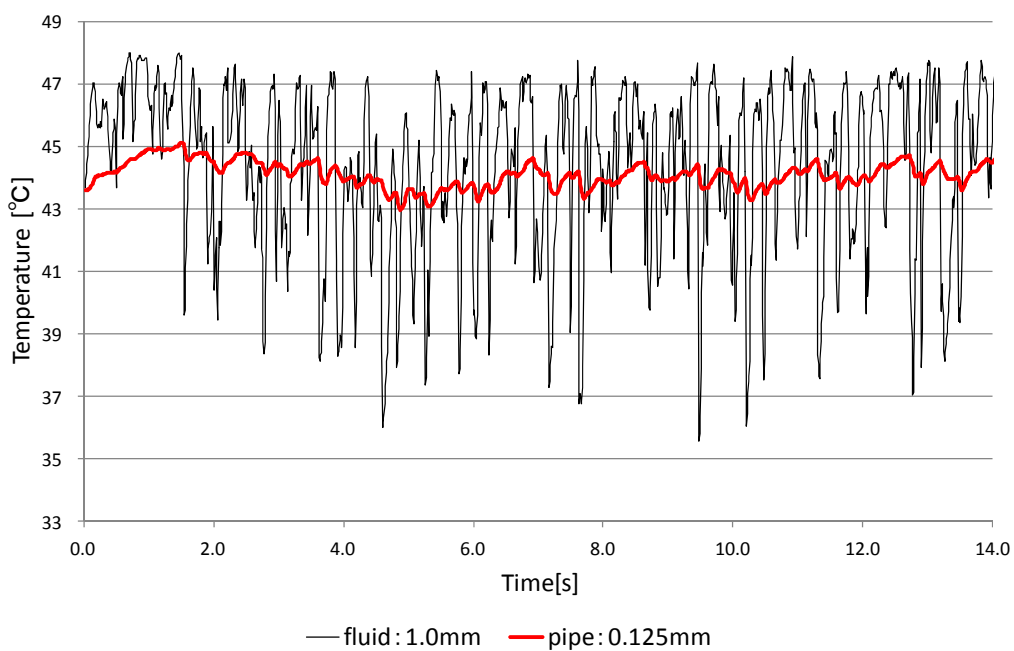
(b) 壁関数モデル

図 3.2.4-138 評価位置 ( $\theta = 35^\circ$ ) における温度履歴 : 0.5Dm 位置  
(配管壁面より流体 1mm、配管 0.125mm 位置)



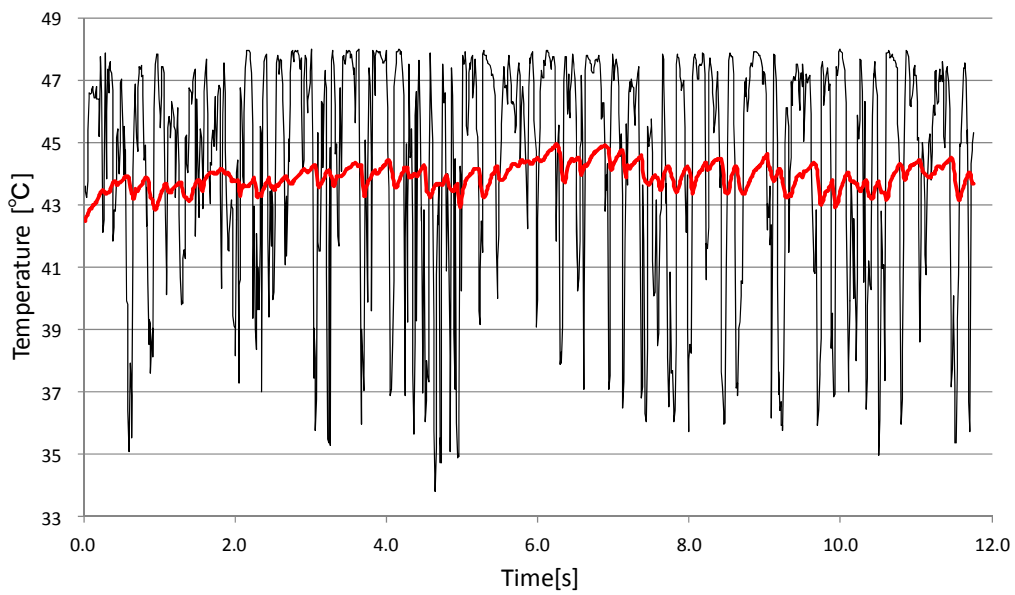


(a) 直接熱伝達モデル



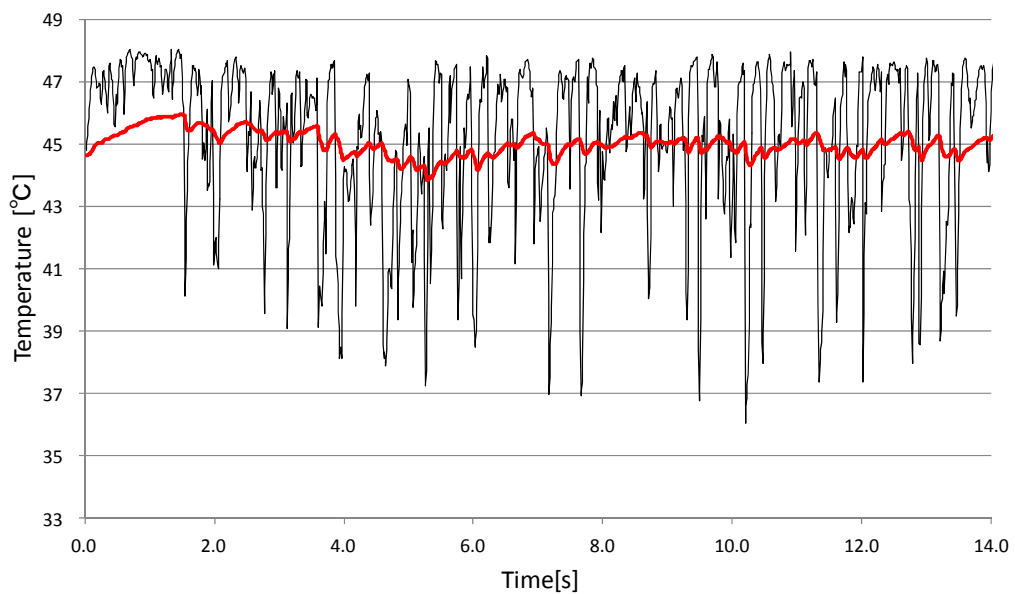
(b) 壁関数モデル

図 3.2.4-139 評価位置 ( $\theta = 25^\circ$ ) における温度履歴: 1Dm 位置  
(配管壁面より流体 1mm、配管 0.125mm 位置)



— fluid: 1.0mm    — pipe: 0.125mm

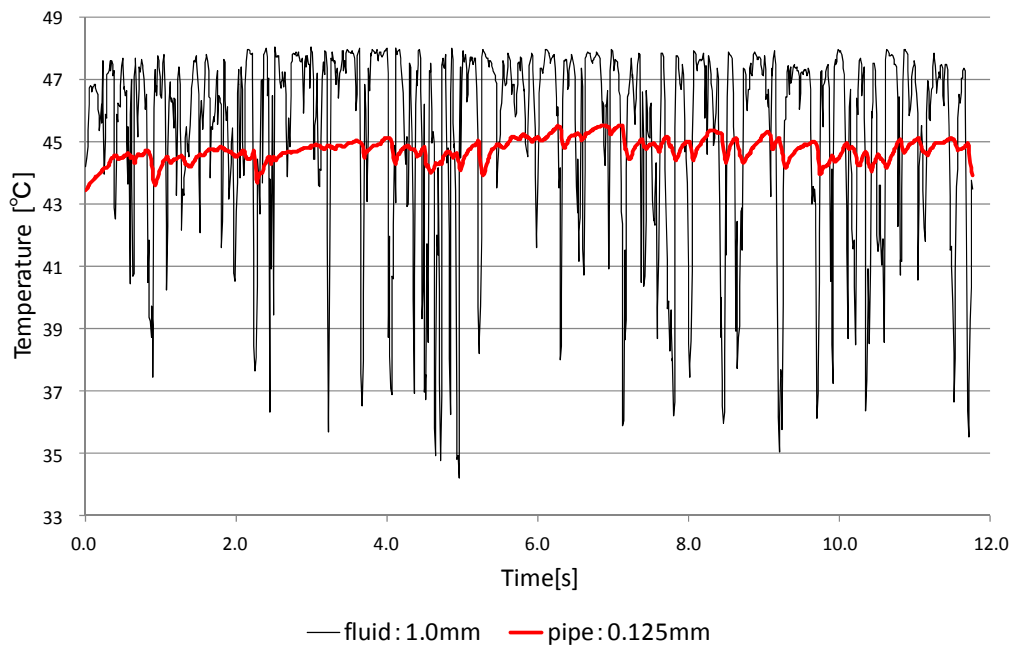
(a) 直接熱伝達モデル



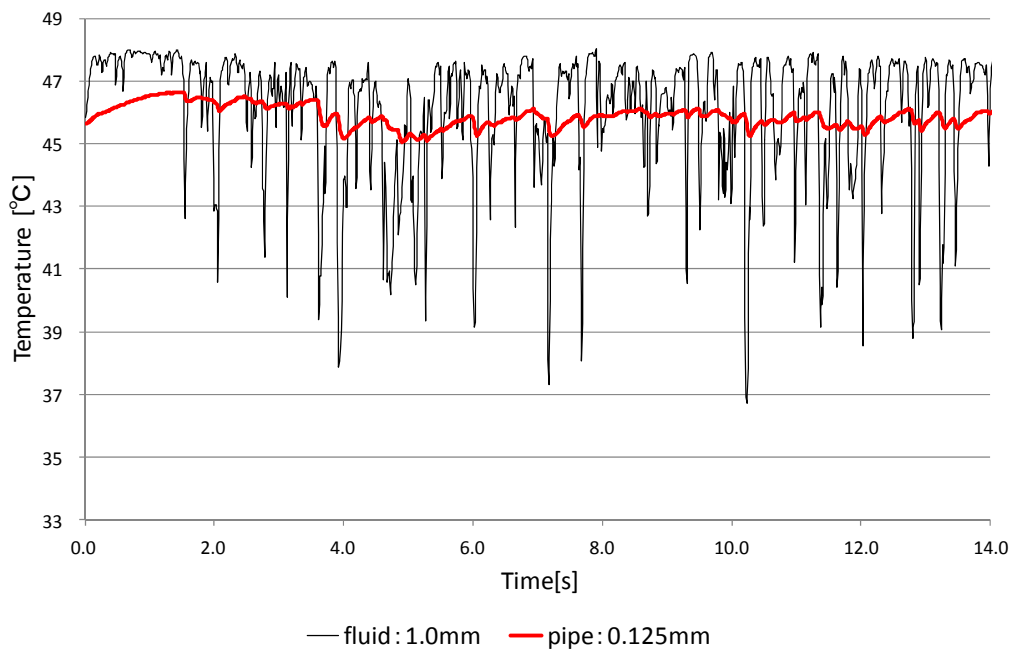
— fluid: 1.0mm    — pipe: 0.125mm

(b) 壁関数モデル

図 3.2.4-140 評価位置 ( $\theta = 30^\circ$ ) における温度履歴: 1Dm 位置  
(配管壁面より流体 1mm、配管 0.125mm 位置)



(a) 直接熱伝達モデル



(b) 壁関数モデル

図 3.2.4-141 評価位置 ( $\theta = 35^\circ$ ) における温度履歴: 1Dm 位置  
(配管壁面より流体 1mm、配管 0.125mm 位置)

図 3.2.4-136～図 3.2.4-141 に示す温度履歴より周波数解析を行った結果を図 3.2.4-142～図 3.2.4-145 に示す。

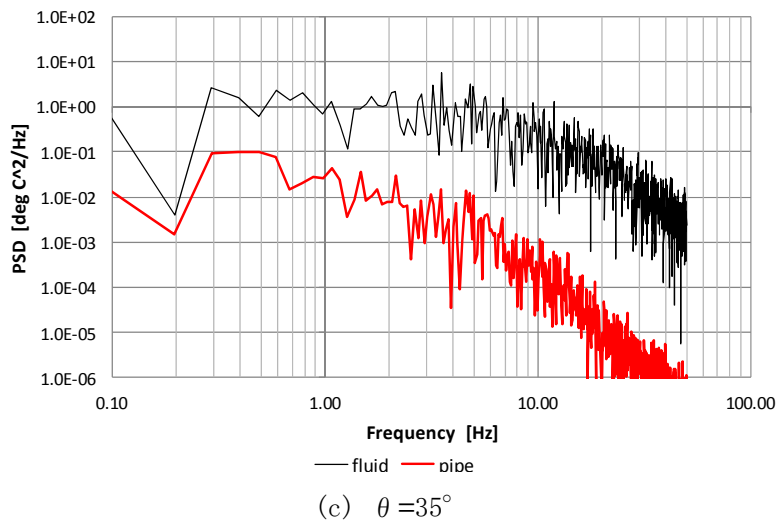
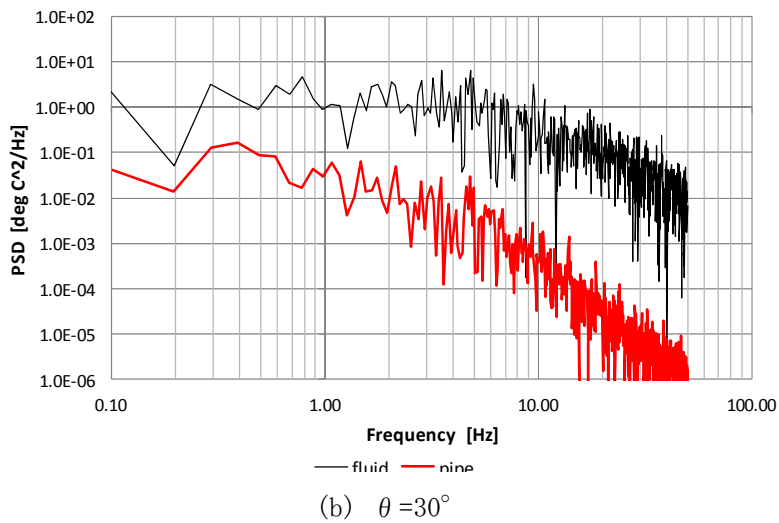
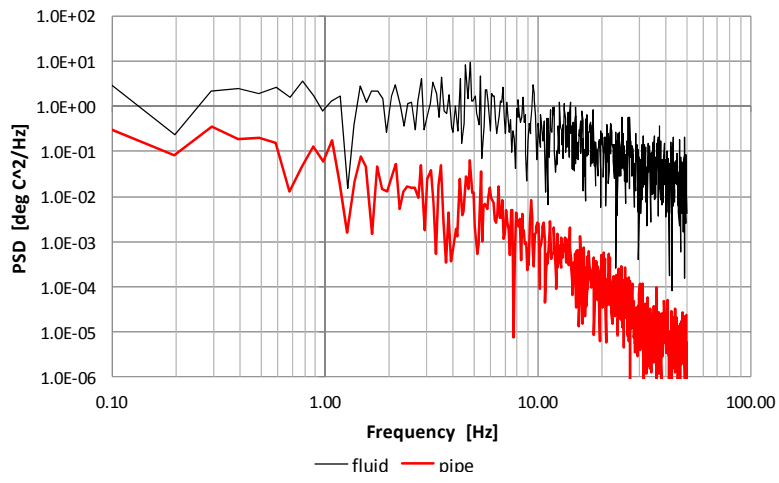


図 3.2.4-142 直接熱伝達モデル 周波数解析結果：0.5Dm 位置

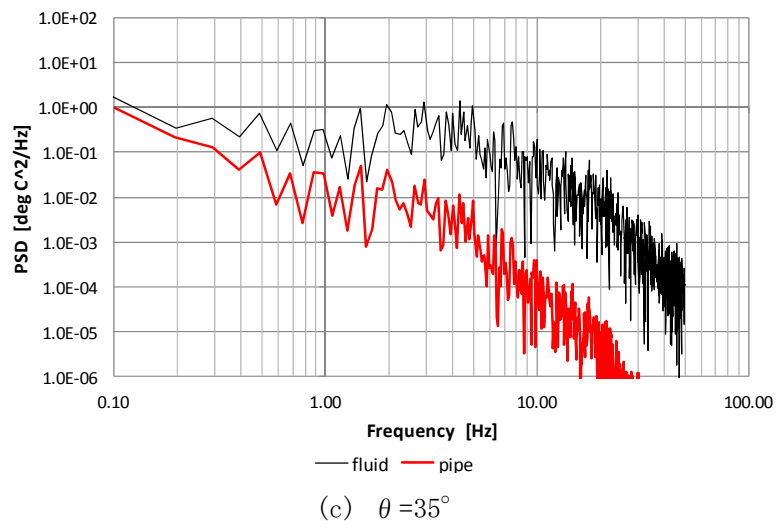
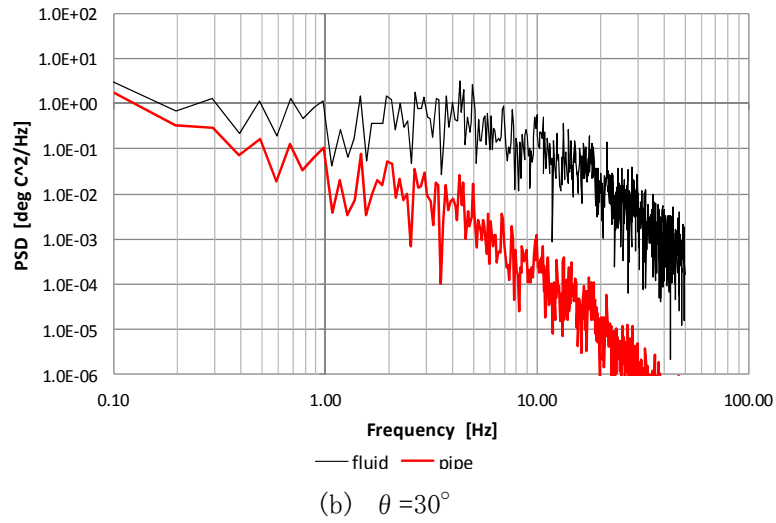
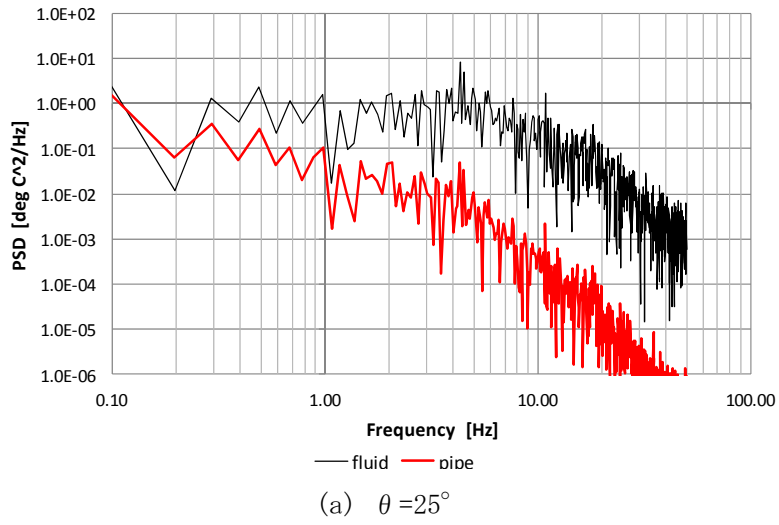


図 3.2.4-143 直接熱伝達モデル 周波数解析結果：1Dm 位置

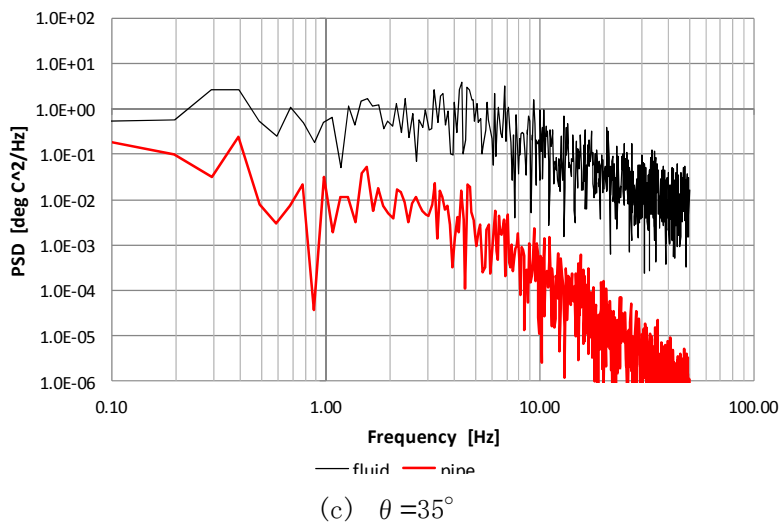
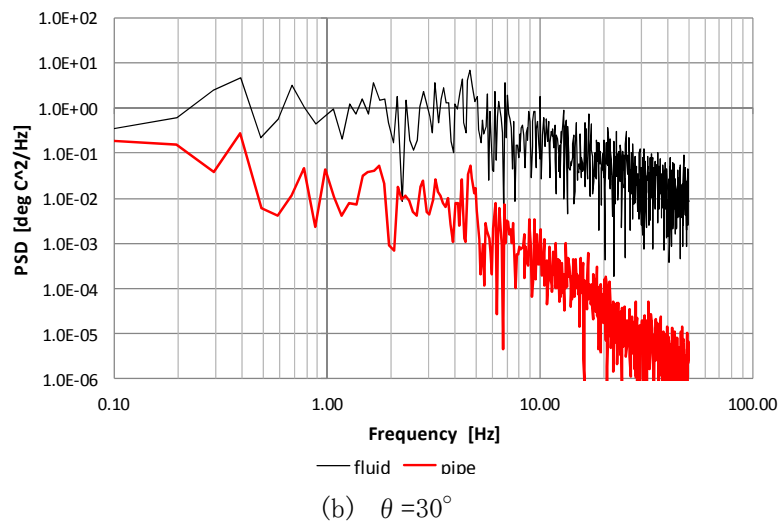
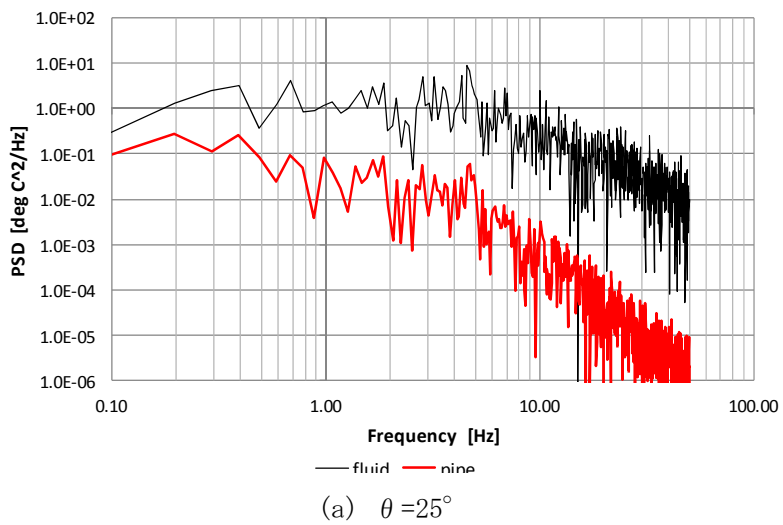
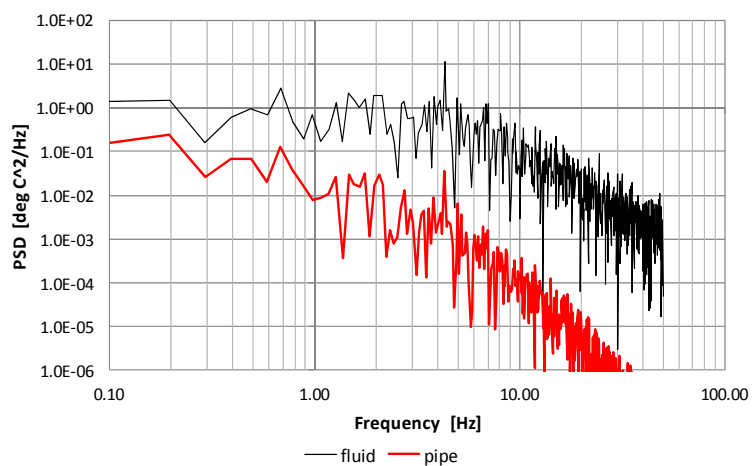
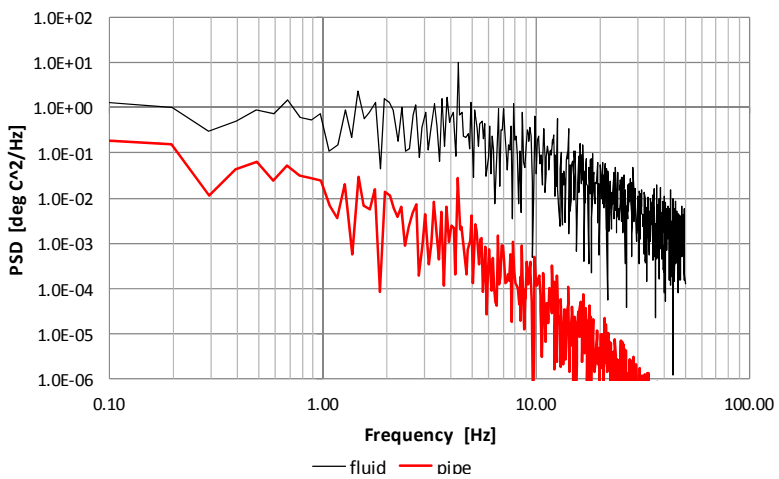


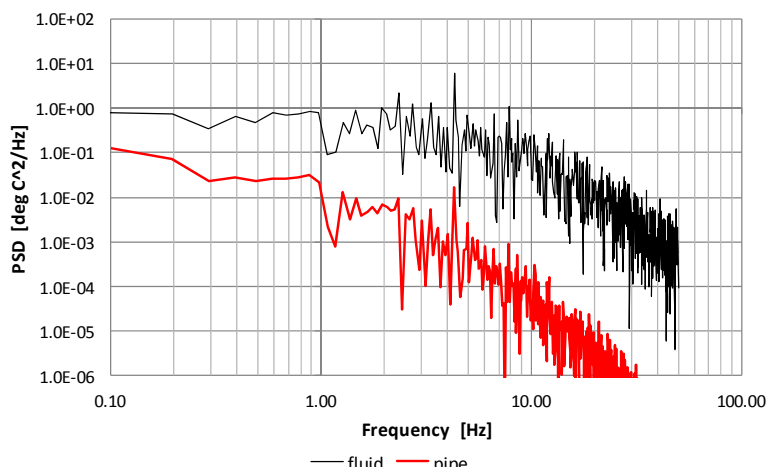
図 3.2.4-144 壁関数モデル 周波数解析結果：0.5Dm 位置



(a)  $\theta = 25^\circ$



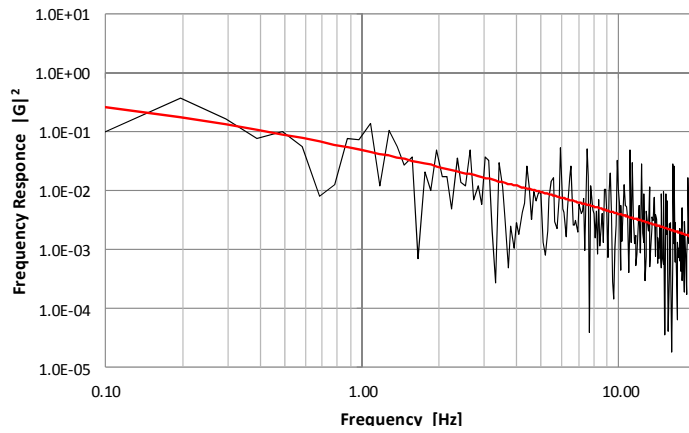
(b)  $\theta = 30^\circ$



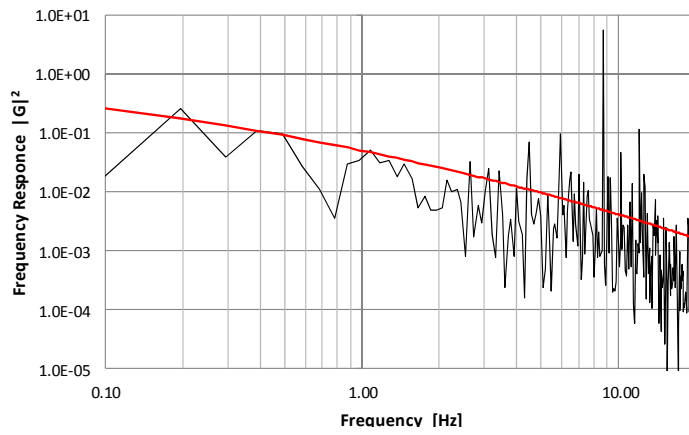
(c)  $\theta = 35^\circ$

図 3.2.4-145 壁関数モデル 周波数解析結果：1Dm 位置

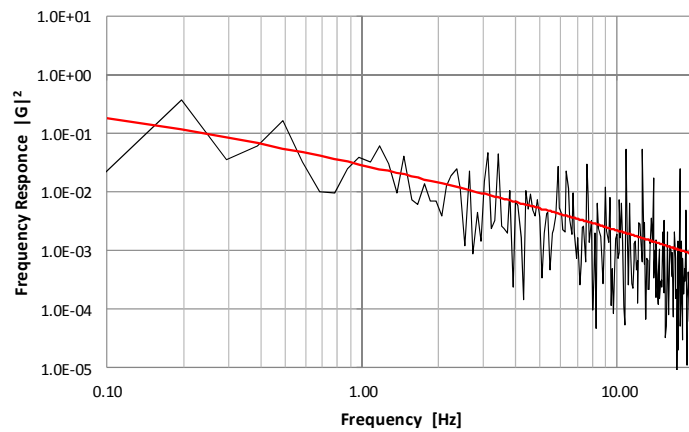
周波数解析結果よりパワースペクトル法により算出した非定常熱伝達率を図 3.2.4-146  
 ~図 3.2.4-149 に示す。



(a)  $\theta = 25^\circ$   $h=6106.8 \text{ W/m}^2\text{K}$



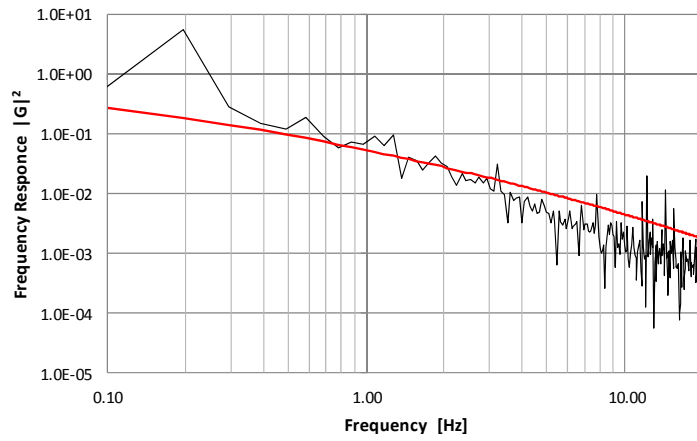
(b)  $\theta = 30^\circ$   $h=6183.2 \text{ W/m}^2\text{K}$



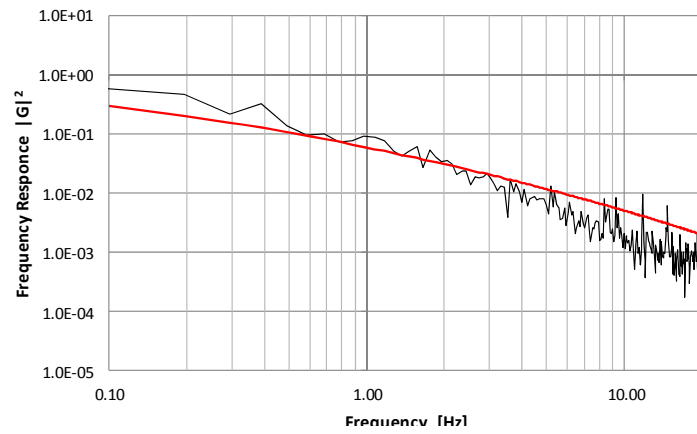
(c)  $\theta = 35^\circ$   $h=4431.0 \text{ W/m}^2\text{K}$

図 3.2.4-146 直接熱伝達モデル 非定常熱伝達率：0.5Dm 位置

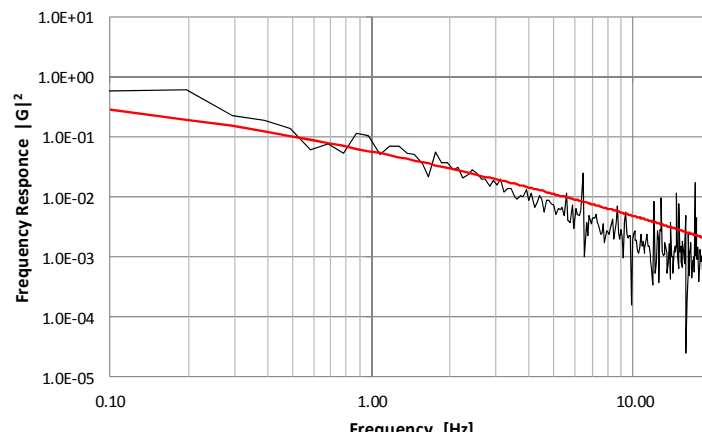




(a)  $\theta = 25^\circ$   $h = 6464.0 \text{ W/m}^2\text{K}$

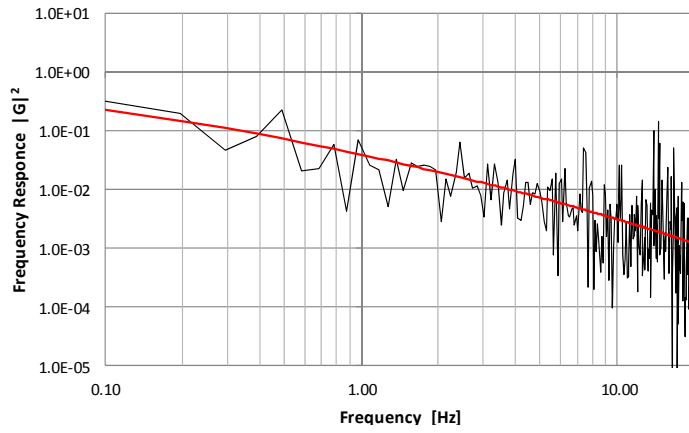


(b)  $\theta = 30^\circ$   $h = 6893.4 \text{ W/m}^2\text{K}$

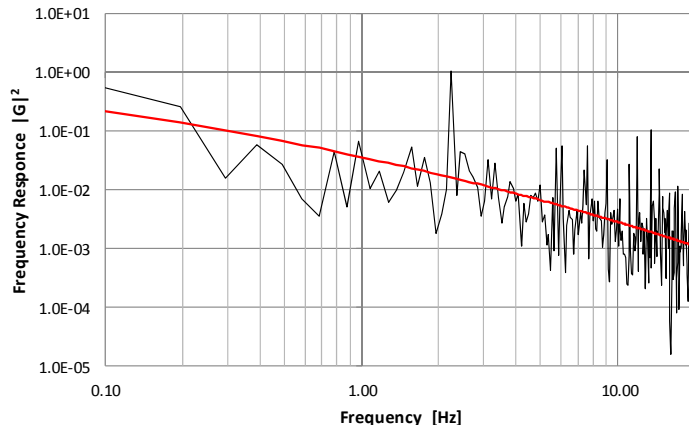


(c)  $\theta = 35^\circ$   $h = 6731.7 \text{ W/m}^2\text{K}$

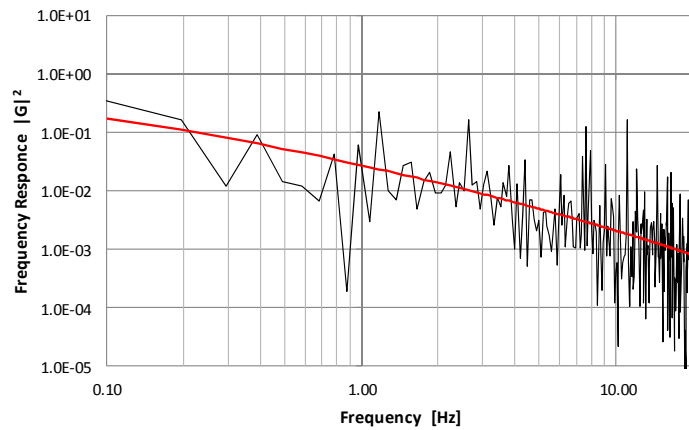
図 3.2.4-147 直接熱伝達モデル 周波数解析結果：1Dm 位置



(a)  $\theta = 25^\circ$   $h = 5316.8 \text{ W/m}^2\text{K}$

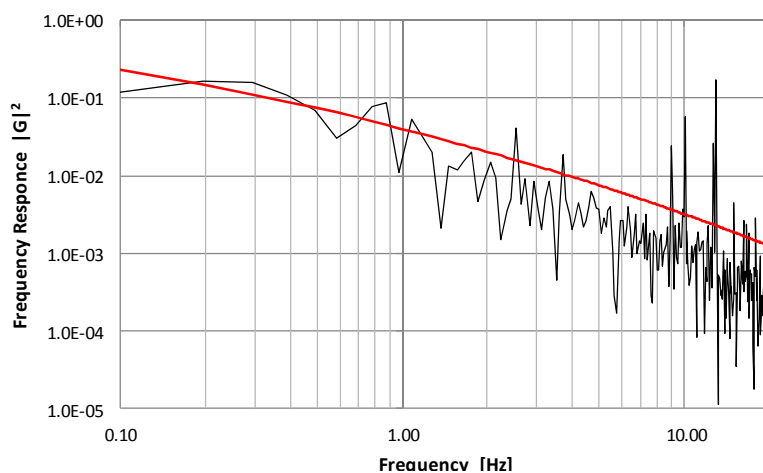


(b)  $\theta = 30^\circ$   $h = 5063.0 \text{ W/m}^2\text{K}$

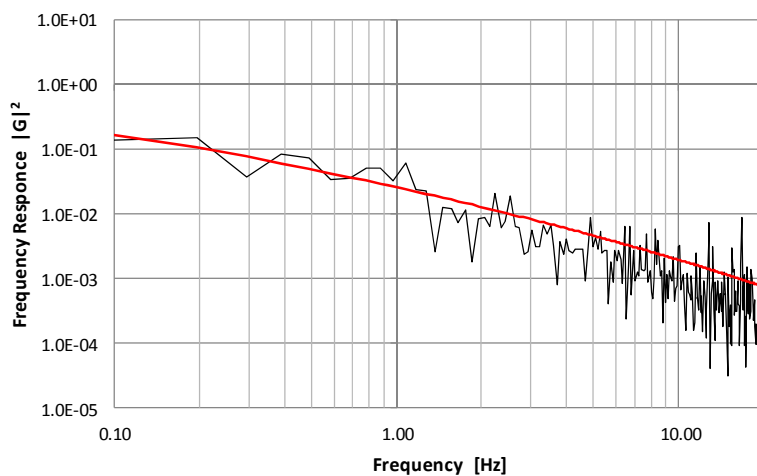


(c)  $\theta = 35^\circ$   $h = 4301.2 \text{ W/m}^2\text{K}$

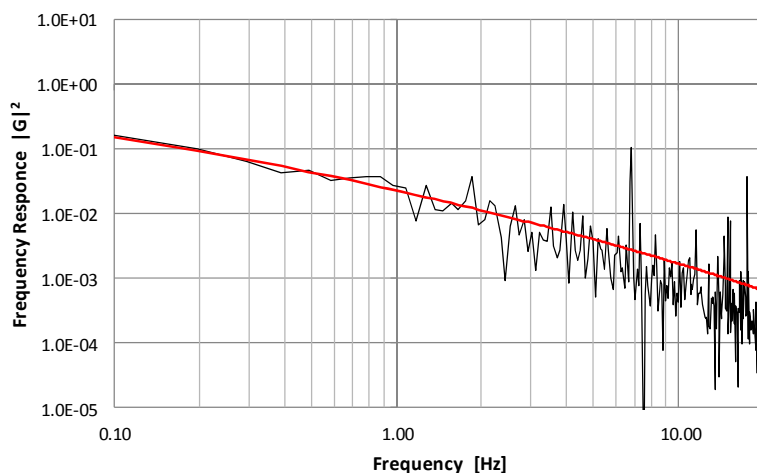
図 3.2.4-148 壁関数モデル 非定常熱伝達率 : 0.5Dm 位置



(a)  $\theta = 25^\circ$   $h=5384.0 \text{ W/m}^2\text{K}$



(b)  $\theta = 30^\circ$   $h=4150.6 \text{ W/m}^2\text{K}$



(c)  $\theta = 35^\circ$   $h=3846.4 \text{ W/m}^2\text{K}$

図 3.2.4-149 壁関数モデル 非定常熱伝達率：1Dm 位置

(f) まとめ

長周期変動の再現性を評価するため、境界層を細密な格子にて直接表現する計算格子である直接熱伝達モデルと、壁関数を導入して格子数を削減した計算格子を用いて解析を実施した。また両モデルの特性比較、並びに非定常熱伝達率について評価を実施し、以下の結論を得た。

- 後流域にカルマン渦に由来しているものと考えられる枝管流の蛇行が観察された。しかしながら、0.3~0.4Hzの明確な長周期変動の発現を現状の解析時間からは確認することは出来なかった。
- 流体域の表現性は格子分解能が高い直接熱伝達モデルの方が壁関数モデルに比べて良いものと推察され、温度変動強度は直接熱伝達モデルの方が壁関数モデルよりも大きくなる結果となった。
- パワースペクトル法により算出した非定常熱伝達率は直接熱伝達モデルと壁関数モデルの両者でほぼ同様の値となった。

#### (4) システム安全評価のための劣化予測式の提示

##### 1) 破損確率評価のための熱荷重評価と影響因子の調査

###### (a) 研究背景

フランスの高速炉 PHENIX における熱疲労破損事例（1992）および同軽水炉 CIVAUX における熱疲労破損事例（1998）以降、熱応力の発生要因、特にき裂貫通につながる要因として、従来から認識されていた板厚方向温度分布に加えてホットスポット等によって生じる三次元的な温度分布が検討対象となった。ホットスポット型熱疲労では、高低温流体合流部において枝管からの流速が主流に比べて低く管壁に付着する場合などに管壁の一部が周囲より高温（低温）となるホット（コールド）スポットが発生し、非定常な流れの中でスポットの位置や大きさが変化することにより熱応力の変動が生じる。これにより発生するき裂はスポットの境界に発生しやすい。PHENIX 炉等ではホットスポット境界と溶接線の交差部でき裂が発生したと考えられている。

JSME 指針では板厚方向の温度勾配による応力が支配的であると考えて曲げ拘束による熱応力を定義し、これに加えてホットスポットの効果など膜拘束の影響を応力割増係数  $Kt$  として考慮している。一方で、膜拘束の影響は配管の形状や温度分布、境界条件などによって複雑に変化するため、多次元温度分布における熱応力発生メカニズムに立脚した、より合理的な熱疲労評価法が求められている。機能喪失確率評価を可能とするための破損確率評価法提案の観点からも、前年度までの高低温流体合流部の不規則温度ゆらぎによる熱疲労を想定した破損確率評価に加え、ホットスポット等の多次元温度分布を持つ熱疲労破損モードに対して同様の評価を実施し、その差異等を評価・把握する必要がある。

###### (b) 研究目的

荷重と強度の不確実性を考慮した高低温流体合流部の熱疲労破損確率評価において、ホットスポットの有無によるき裂発生確率への影響を評価する。そのために、不規則温度ゆらぎ型、ホットスポット型の両熱疲労破損モードについて、周波数応答関数を用いて熱荷重評価を行う。その際、熱荷重データとして膜・曲げ・ピーク各応力成分の組み合わせ応力ヒストグラムを算出する。そして、評価された熱荷重に基づき、荷重と強度の不確実性を考慮したき裂発生確率評価を行う。

###### (c) 熱荷重評価

###### a) パワースペクトル密度関数に基づく熱荷重評価

流体温度ゆらぎによる発生熱応力は、流体温度ゆらぎの振幅に加えてその周波数にも強く依存する。ここでは、パワースペクトル密度関数(Power Spectrum Density function: PSD)

に基づく熱荷重評価法<sup>49</sup>を用いた。評価フローの概略を図 3.2.4-150 に示す。流体の温度ゆらぎ特性は流動状況に依存するため、まず配管径、流量などの設計条件に基づき流動パターンの分類（壁面噴流、偏向噴流、衝突噴流）を行う。その後、実験データ<sup>50</sup>に基づき流動パターン毎に与えられた流体温度の PSD を得る。次に、熱伝達係数と構造の形状、拘束条件、材料特性に基づき熱応力の周波数応答関数を求め、それを用いて流体温度 PSD を熱応力 PSD へと変換する。熱応力 PSD からランダム位相を仮定して逆フーリエ変換により熱応力時刻歴を生成し、波形分解法としてレインフロー法を適用することで応力の振幅とその頻度の組を得る。ここで、不規則温度ゆらぎによる熱荷重評価に対しては板厚分布型周波数応答関数を、ホットスポットによる熱荷重評価に対しては 3.2.4(2)3 項で提案した界面移動型周波数応答関数をそれぞれ用いた。

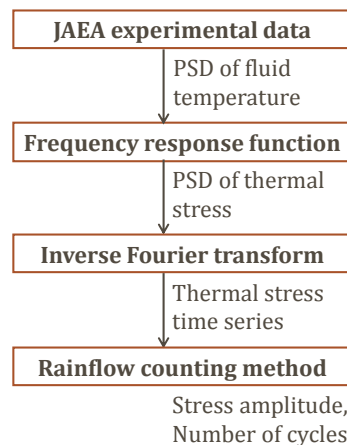


図 3.2.4-150 PSD に基づく熱荷重評価フロー

#### b) 組み合わせ応力ヒストグラムの算出

構造内での膜・曲げ・ピーク各応力成分の割合は流体温度ゆらぎ周波数への依存性を持つが、周波数応答関数によりそれを評価することが可能である。ここでは、流体温度 PSD から成分別の熱応力 PSD および熱応力時刻歴を求め波形分解法を適用することで、応力成分割合が  $(\sigma_{m,i}, \sigma_{b,j}, \sigma_{p,k})$  なるサイクルがどの程度の頻度で発生するのかを表す組み合わせ応力ヒストグラムを算出する。

図 3.2.4-151 に、流体温度ゆらぎによる熱応力発生機構の素過程とそれを記述する伝達関数との関係を示す。図中、有効熱伝導関数  $D(x^*, jf^*) = B(x^*, jf^*) + C(x^*, jf^*)$  は構造表面

<sup>49</sup> Kasahara, N., Kimura, N., and Kamide, H., “Thermal fatigue evaluation method based on power spectrum density functions against fluid temperature fluctuation”, Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference, 2005.

<sup>50</sup> Igarashi, M., Tanaka, M., Kimura, N., and Kamide, H., “Study on fluid mixing phenomena for evaluation of thermal striping in a mixing tee”, Proceedings of the 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, 2003.

温度から熱伝導によって伝わる深さ  $x^*$  の位置の温度応答特性を表しており ( $B$  と  $C$  は JSME 指針 付録 2 “構造物の周波数応答特性とその評価” で与えられる係数)、表面温度振幅を基準とした板厚内温度分布を表す無次元関数とみなすことができる。

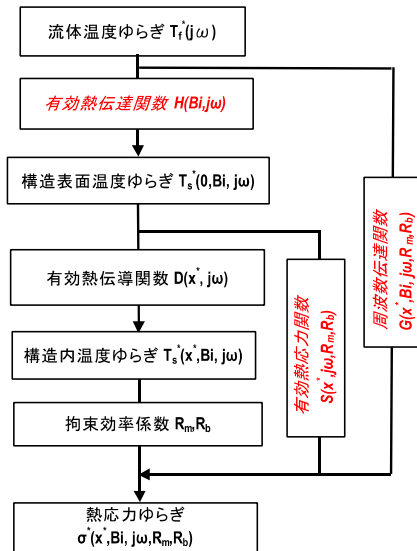


図 3. 2. 4-151 流体温度ゆらぎによる熱応力の発生機構と伝達関数による記述 (JSME 指針 付録図 2-4)

有効熱伝導関数  $D(x^*, jf^*)$  を板厚深さ方向へ積分することによって、表面温度から温度膜成分への伝達関数  $D_m$  および温度曲げ成分への伝達関数  $D_b$  が得られ、それを使用すると例えば流体温度ゆらぎ周波数に応じた接液表面での温度成分の割合を図 3. 2. 4-152 のように求めることができる。

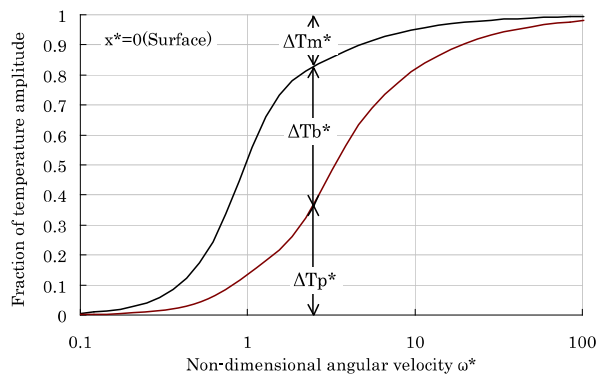


図 3. 2. 4-152 板厚内温度勾配の周波数に応じた成分割合 (JSME 指針 付録図 2-8)

さらに、構造物の膜、曲げに関する拘束係数  $R_m, R_b$  を用いれば、表面温度から膜応力までを変換する有効熱応力関数  $S_m$ 、曲げ応力までを変換する関数  $S_b$ 、ピーク応力までを変

換する関数  $S_p$  はそれぞれ以下のように求まる。

$$S_m = -(R_m \cdot B_m + jR_m \cdot C_m) \quad (3.2.4-42)$$

$$S_b = -(R_b \cdot B_b + jR_b \cdot C_b) \quad (3.2.4-43)$$

$$S_p = -(B - B_m - B_b + j(C - C_m - C_b)) \quad (3.2.4-44)$$

このとき、対応する周波数応答関数  $G_i$  ( $i = \{m, b, p\}$ ) は

$$G_i(x^*, Bi, jf^*, R_m, R_b) = H(Bi, jf^*) \cdot S_i(x^*, jf^*, R_m, R_b) \quad (3.2.4-45)$$

となる。図 3.2.4-153 に成分別の構造表面熱応力の周波数応答関数のゲインの例 ( $Bi = 7.9$ ) を示す。低周波領域で膜成分支配、高周波領域でピーク成分支配、中間周波数領域で曲げ成分支配となっている。

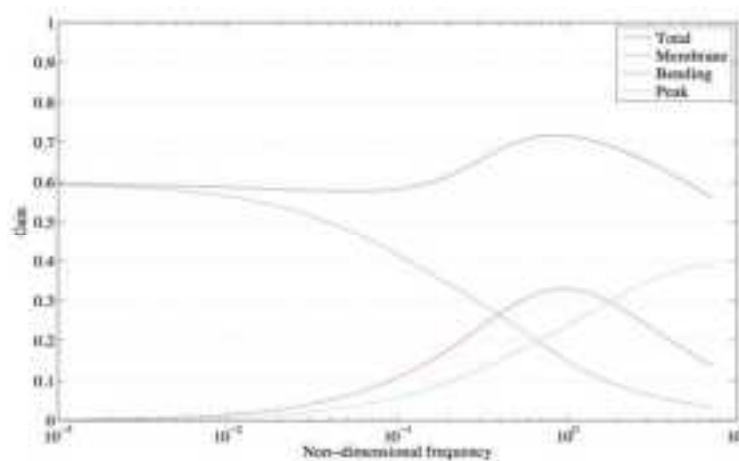


図 3.2.4-153 成分別表面応力の周波数応答関数のゲイン特性 ( $Bi = 7.9$ )

上記周波数応答関数に基づき、熱荷重評価として組み合わせ応力ヒストグラムを算出した。ここでは代表例として、ホットスポット型熱疲労（界面移動型周波数応答関数）、合流前高低温流体温度差  $150^\circ\text{C}$ 、壁面噴流、ピオ数 7.9 の例を抜粋して示す。図 3.2.4-154 (左) に壁面噴流の場合の流体温度 PSD を、同図 (右) には図 3.2.4-150 の評価フローおよび式 (3.2.4-42) ~ (3.2.4-45) の伝達関数に基づき生成された成分別熱応力時刻歴をそれぞれ示す。当該熱応力時刻歴にレインフロー法を適用し、成分毎の応力レンジヒストグラムとして整理したものが図 3.2.4-155 に、また、組み合わせ応力レンジヒストグラムとして整理したものが図 3.2.4-156 になる。



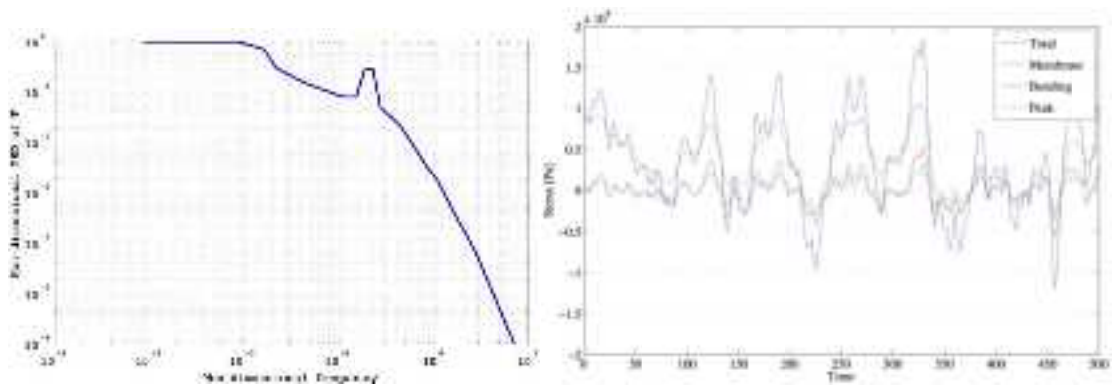


図 3.2.4-154 流体温度 PSD (左) および成分別熱応力時刻歴 (右)

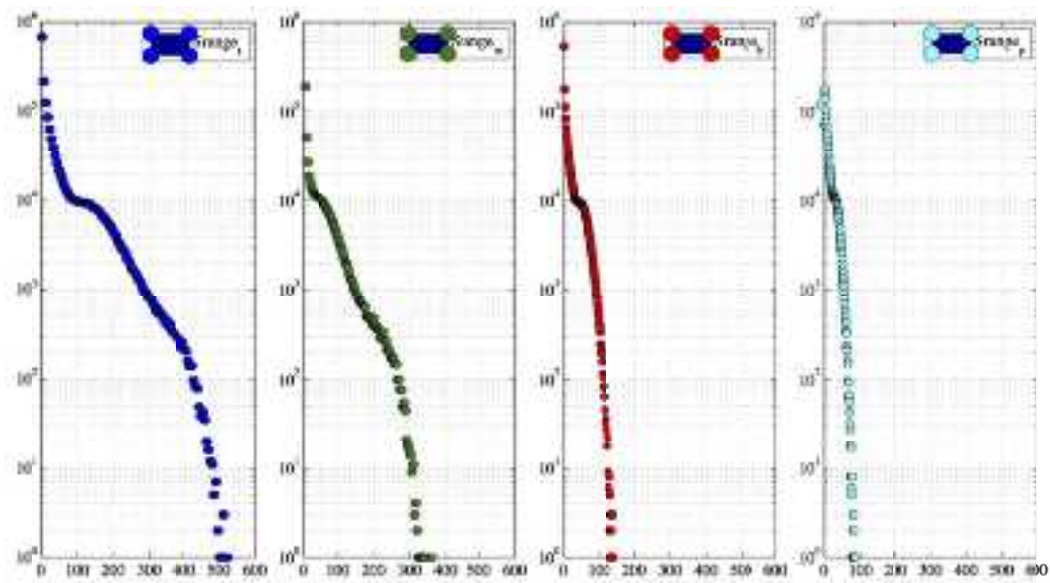


図 3.2.4-155 成分別応力レンジヒストグラム  
(左から、全体、膜成分、曲げ成分、ピーク成分)

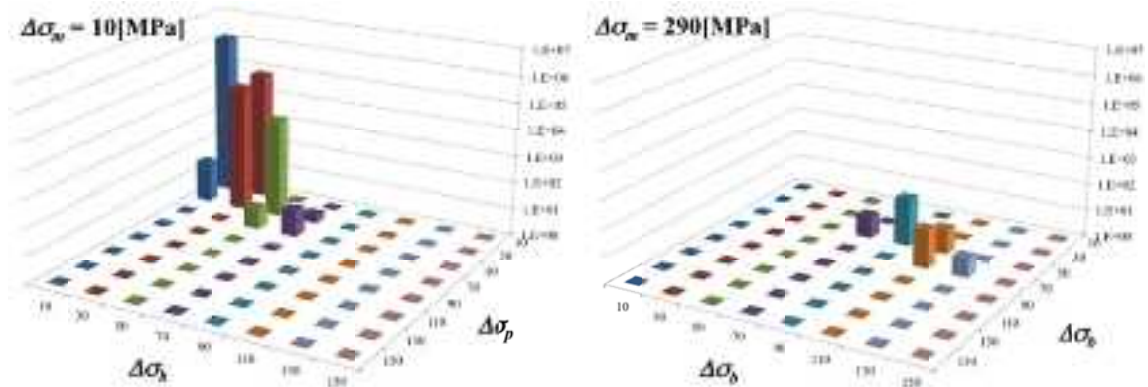


図 3.2.4-156 組み合わせ応力レンジヒストグラム

(d) ホットスポットの有無によるき裂発生確率への影響評価

前項での荷重評価から得た応力振幅と頻度の組、および材料疲労曲線から、マイナー則を用いて疲労損傷係数を算出し疲労強度評価を行う。その際、荷重と強度の不確実性因子としてそれぞれ熱伝達係数、疲労曲線のばらつきを考慮したき裂発生確率評価を行う（図 3.2.4-157）。主な評価条件を表 3.2.4-28 に、不確実性因子の確率モデル化について次項に示す。

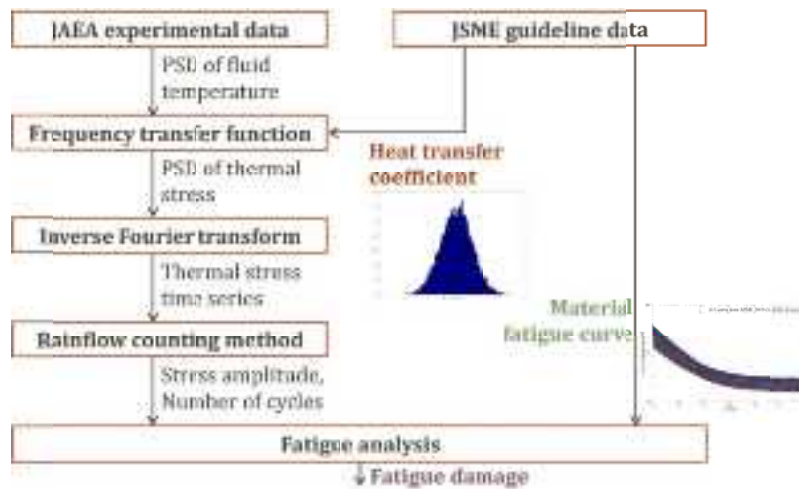


図 3.2.4-157 き裂発生確率評価フロー

表 3.2.4-28 主な評価条件

|     |           |        |                                |
|-----|-----------|--------|--------------------------------|
| 主管径 | 0.15 [m]  | 最適疲労曲線 | ASME 2009                      |
| 枝管径 | 0.05 [m]  |        | (NUREG/CR-6909 <sup>51</sup> ) |
| 板厚  | 0.007 [m] | 流動パターン | 壁面噴流                           |
| 材料  | SUS304    | 流体運動量比 | 8.1                            |

a) 不確実性の確率モデル化

荷重の不確実性因子として熱伝達係数を選択した。高低温流体合流部近傍での非定常熱伝達率  $h_u$  の値は定常熱伝達率  $h_s$  より増加するが、そのメカニズムは十分には解明されていない。JSME 指針では非定常熱伝達率  $h_u$  は以下の式で与えられる。

$$h_u = F_p \cdot h_s \quad (3.2.4-46)$$

ここで、 $h_s$  は Dittus-Boelter の式より算出した定常熱伝達率、 $F_p$  は実験データに基づき高

<sup>51</sup> O. K. Chopra and W. J. Shack, “Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials (NUREG/CR-6909) - Final Report”, (2007).

低温流体の流速比、口径比に応じて整備された熱伝達率増倍係数である。本研究では熱伝達率増倍係数  $F_p$  を確率変数として、図 3.2.4-158 のように正規分布を仮定して与えた。

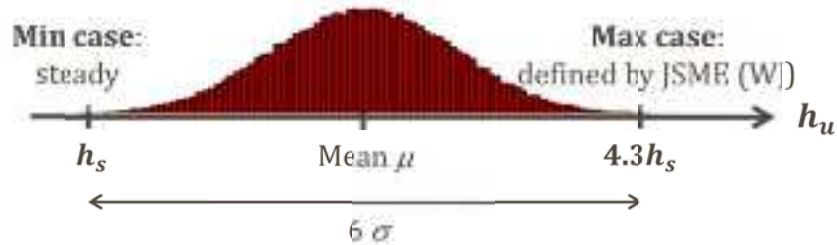


図 3.2.4-158 熱伝達率増倍係数  $F_p$  の確率モデル

強度の不確実性因子として材料疲労曲線を選択した。本研究では次式の設計疲労曲線における応力振幅に関する設計係数  $F_S$  および破損繰返し数に関する設計係数  $F_N$  を確率変数として、図 3.2.4-159 のようにそれぞれ対数正規分布を仮定して与えた。

$$\min \begin{cases} (S/F_S) = AN_f^{-1/m} + b \\ S = A(N_f/F_N)^{-1/m} + b \end{cases} \quad (3.2.4-47)$$

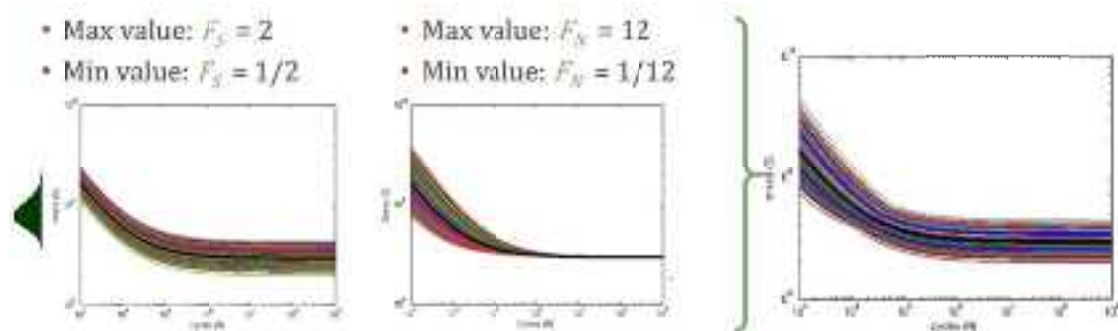


図 3.2.4-159 設計係数  $F_S$  および  $F_N$  の確率モデル

b) き裂発生確率評価

前項で示した3つの確率変数  $F_p$ 、 $F_S$ 、 $F_N$  を考慮した熱疲労評価の古典モンテカルロ計算を行い、不規則温度ゆらぎ型、ホットスポット型の両熱疲労破損モードに対してき裂発生確率を評価した。合流前高低温流体温度差を  $150^{\circ}\text{C}$  とした場合の累積き裂発生確率を、ビオ数をパラメータとして図 3.2.4-160 に示す。本評価においては、不規則温度ゆらぎ型に対しては、広いビオ数範囲で、評価対象としたほとんどの期間で累積き裂発生確率はゼロと評価された。一方で、ホットスポット型に対してはビオ数に応じておおよそ6~17年時点で累積き裂発生確率が0.5を超えると評価され、ホットスポットの有無により破損確率評価に大きな差異が生じ得ることを明らかにした。また、図 3.2.4-161 に両熱疲労破損

モードにおける 10 年目時点での累積き裂発生確率と合流前高低温流体温度差の関係を示す。両モードを比較すると、不規則温度ゆらぎ型では流体温度差 200°C から 300°C 程度にかけて比較的緩やかに累積き裂発生確率が増加していくのに対し、ホットスポット型では流体温度差 150°C 前後で累積き裂発生確率が急激に増加しており、流体温度差に対する感度が高い傾向がある。一方、不規則温度ゆらぎ型ではバイオ数の違いにより累積き裂発生確率が増加し始める流体温度差が比較的大きく変化し、バイオ数に対する感度が高い傾向が見てとれる。

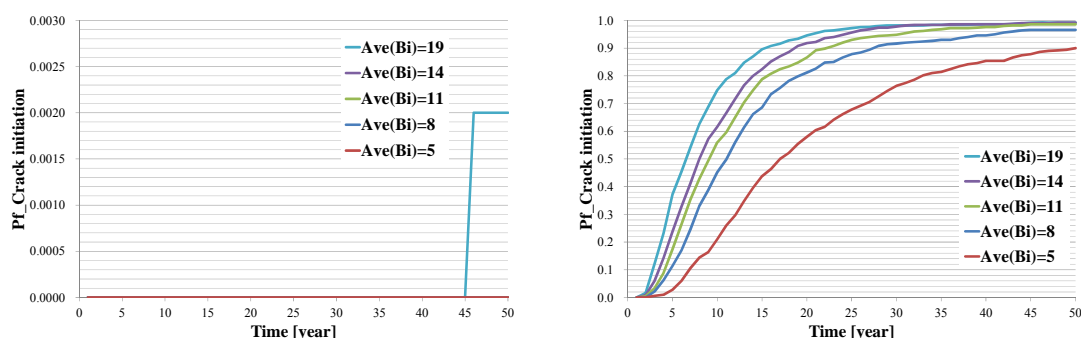


図 3.2.4-160 累積き裂発生確率（合流前高低温流体温度差  $\Delta T = 150^\circ\text{C}$ ）：  
（左）不規則温度ゆらぎ型、（右）ホットスポット型

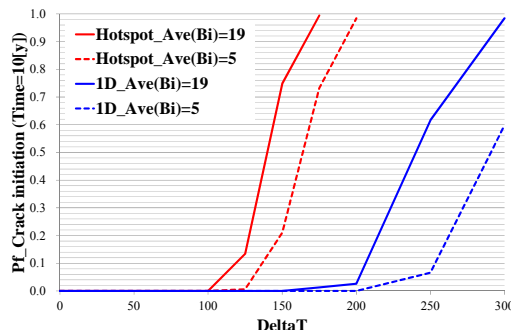


図 3.2.4-161 10 年目時点での累積き裂発生確率と合流前高低温流体温度差の関係

(e) まとめ

不規則温度ゆらぎ型、ホットスポット型の両熱疲労破損モードについて、周波数応答関数および PSD に基づく熱荷重評価を行い、熱荷重データとして膜・曲げ・ピーク各応力成分の組み合わせ応力ヒストグラムを算出した。さらに、評価された熱荷重に基づき、荷重と強度の不確実性因子としてそれぞれ熱伝達係数、疲労曲線のばらつきを考慮したき裂発生確率評価を行った。ホットスポットの有無、高低温流体温度差、バイオ数に対するき裂発生確率の感度を評価し、ホットスポットの存在によりき裂発生確率が大きく上昇しうること、ホットスポット型では流体温度差に対する感度が高い傾向が、不規則温度ゆらぎ型ではバイオ数に対する感度が高い傾向が見られた。

## 2) リスク評価を可能とするための破損確率評価法の提案

### (a) 熱疲労に関する破損確率評価法の高度化

原子力発電プラントの管にはオーステナイト系ステンレス鋼（例えば SUS304）やフェライト鋼（炭素鋼や低合金鋼）が用いられる。オーステナイト系ステンレス鋼とフェライト鋼では最適疲労線図や疲労き裂進展速度が異なり、き裂の発生確率や進展評価に大きな差が生じる。平成 23 年度と平成 24 年度に実施したオーステナイト系ステンレス鋼の評価に加え、今年度はフェライト鋼の評価も実施した。

#### a) 破損確率評価法の概要

高サイクル熱疲労による配管破損は、主に高低温水合流部で温度が異なる二流体の混合や、キャビティフローによる熱成層界面の変動によって発生する熱応力の交番によって発生する。配管破損に至るまでのシナリオは、以下のように想定される。

- ・熱応力が繰返し作用することにより、当該部位における疲労損傷（疲れ累積係数）が蓄積される。
- ・疲労損傷が許容値を超えると、当該部位にき裂が発生する。
- ・熱応力の繰返しにより、発生したき裂が疲労により進展し、き裂の貫通による内部流体の漏えい、または配管破断が生じる。

上記のシナリオに沿った破損確率は、図 3. 2. 4-162 に示す評価フローに基づいて評価される。評価フローの各ステップの概要を以下に示す。

#### (i) 評価対象の選定 (STEP1)

STEP1 では、評価対象配管の選定を行う。配管形状（配管口径、肉厚、要素の種類等）、材料、流動（流速、温度、低温等）の条件について明確にする。

#### (ii) 熱応力と発生頻度の算出 (STEP2)

流体温度ゆらぎに対する応力の応答特性は、ゆらぎの周波数特性に強く依存する。ゆらぎの周波数が高いと流体温度の構造材への伝達割合は構造の応答遅れにより低下する。逆に周波数が低いと構造内の均熱化により温度が応力に変換されにくいため、結果として中間の周波数で熱応力が最大となる。このような熱応力の周波数応答は、周波数伝達関数により表現できる<sup>52</sup>。

ここでは STEP1 で設定された条件に基づき、周波数伝達関数による熱応力を求め、対象とする評価部位で発生する熱応力とその発生頻度を算出する。

---

<sup>52</sup> Kasahara, N., Takasho, H., and Yacumpai, A., “Structural response function approach for evaluation of thermal striping phenomena”, Nuc. Eng. Des., 212, (2002)

(iii) き裂発生確率評価 (STEP3-1)

き裂発生確率評価は、モンテカルロ法で確率変数のばらつきを考慮したサンプルに対して疲労損傷評価を行い、疲労損傷係数がクライテリアを超えるサンプル数と全サンプル数の割合からき裂発生確率を評価する。ここでは、疲労損傷係数  $D_f$  (Uf) でき裂が発生すると仮定する。評価の詳細については、後述の「b) き裂発生確率評価」に示す。

(iv) 初期き裂を仮定するときの条件付き破損確率評価 (STEP3-2)

初期き裂を仮定した場合の条件付き破損確率評価は、モンテカルロ法で確率変数のばらつきを考慮しながら疲労き裂進展評価を行い、全サンプル数に対する破損サンプル数の比率から破損確率を評価する。評価の詳細については、後述の「c) 初期き裂を仮定するときの条件付き破損確率評価」に示すが、今年度の検討では、き裂進展評価において小さな温度変動に対する下限応力拡大係数を考慮することで、微小な温度変動に対するき裂伝播の停止を考慮する。

(v) 高サイクル熱疲労による破損確率の算出 (STEP4)

高サイクル熱疲労による運転開始  $i$  年目の累積漏えい確率  $P_{leak}(i)$  および累積破断確率  $P_{break}(i)$  は、以下の式を用いて評価する。

$$P_{leak}(i) = \sum_{j=1}^i (P_{init}(i) \times P_{leak|init}(i-j+1)) \quad (3.2.4-48)$$

$$P_{break}(i) = \sum_{j=1}^i (P_{init}(i) \times P_{break|init}(i-j+1)) \quad (3.2.4-49)$$

ここで、

$P_{init}(i)$  : 運転開始  $i$  年目のき裂発生確率 (式(3.2.4-56)より計算)

$P_{leak|init}(i)$  : 運転開始  $i$  年目の累積漏えい確率 (式(3.2.4-59)より計算)

$P_{break|init}(i)$  : 運転開始  $i$  年目の累積破断確率 (式(3.2.4-60)より計算)

b) き裂発生確率評価

き裂発生確率評価は、歪ベースの疲労損傷評価法が整備されている「高速増殖炉高温構造設計方針 (案)」<sup>53</sup>に基づき設定する。温度揺らぎによって生じる疲労損傷評価では、回数は少ないが大きな温度変動幅を持つ場合が想定され、結果として塑性領域を考慮した疲労評価が求められる。そこで、本評価手法は、弾塑性場における機器の破損確率評価に適用可能とするため、高速増殖炉高温構造設計方針 (案) を用いることとした。

き裂発生確率評価のフローチャートを図 3.2.4-163 に示す。評価フローの各ステップの詳細は以下のとおりである。

<sup>53</sup> 日本原子力発電株式会社, 高速増殖炉高温構造設計方針 (案)

(i) 確率変数のサンプリング

ばらつきを考慮する確率変数に対して乱数を発生させ、その確率変数に対して仮定する確率分布、平均値及び標準偏差等のパラメータに基づき、値のサンプリングを行う。

(ii) ピーク熱ひずみ範囲  $\varepsilon_F$  の算出

ピーク熱ひずみ範囲  $\varepsilon_F$  の評価式を以下に示す。

$$\varepsilon_F = z \frac{\langle Q_p \rangle_R}{E} \quad (3.2.4-50)$$

ここで、

$Q_p$  : 二次ピーク応力 [MPa]

$\langle \sigma \rangle_R$  : 応力  $\sigma$  に関する負荷サイクル中の応力強さ範囲 [MPa]

$E$  : 使用温度に対する縦弾性係数 [MPa]

(iii) 公称ひずみ範囲  $\varepsilon_n$  の算出

公称ひずみ範囲  $\varepsilon_n$  の評価式を以下に示す。

$$\varepsilon_n = \frac{S_n}{E} \quad (3.2.4-51)$$

ここで、

$S_n$  : 時点 1 及び時点 2 を二つの極値とすると、次式の値 [N/mm<sup>2</sup>]

$$S_n = \langle Q_m + Q_b \rangle_R$$

$Q_m$  : 二次膜応力 [MPa]

$Q_b$  : 二次曲げ応力 [MPa]

(iv) 公称ひずみ範囲に関するひずみ集中係数  $K_\varepsilon$  の算出

公称ひずみ範囲に関するひずみ集中係数  $K_\varepsilon$  の評価式を以下に示す。

$$K_\varepsilon = K'_e \frac{S^*}{\bar{S}} K^2 \quad (3.2.4-52)$$

ここで、

$S^*$  : 次式の値

$$S^* = EK'_e \varepsilon_n \quad (K'_e \varepsilon_n \leq \frac{3S_m}{E} \text{ のとき})$$

$$S^* = 3S_m \quad (K'_e \varepsilon_n > \frac{3S_m}{E} \text{ のとき})$$

$\bar{S}$  : 次式の値

$$\bar{S} = KK'_e E \varepsilon_n \quad (KK'_e \varepsilon_n \leq \frac{3S_m}{E} \text{ のとき})$$

$$\bar{S} = 3S_m \quad \bar{S} = 3S_m \quad (KK'_e \varepsilon_n > \frac{3S_m}{E} \text{ のとき})$$

$K$  : 一次+二次応力に関する応力集中係数

$E$  : 使用温度に対する縦弾性係数 [MPa]

$K'_e$  : 弾性追従によるひずみ集中係数で次式により求める

$$K'_e = 1 + (q_n - 1) \left( 1 - \frac{3S_m}{E\varepsilon_n} \right) \quad (K'_e \geq 1)$$

$q_n$  : 弾性追従係数

(v) 相当ひずみ範囲  $\varepsilon_t$  の算出

相当ひずみ範囲  $\varepsilon_t$  の評価式を以下に示す。

$$\varepsilon_t = K_f \{ K_\varepsilon \varepsilon_n + K_T \varepsilon_F \} \quad (3.2.4-53)$$

ここで、

$K_f$  : 相当ひずみ範囲に乗じる係数 (溶接部の評価で考慮する)

$K_\varepsilon$  : 公称ひずみ範囲に関するひずみ集中係数

$\varepsilon_n$  : 公称ひずみ範囲 [mm/mm]

$K_T$  : ピーク熱ひずみに関する弾性応力集中係数

(局部構造不連続に対して設計者が適切に定める)

$\varepsilon_F$  : ピーク熱ひずみ範囲 [mm/mm]

(vi) 破損繰返し数  $N_f$  の算出

破損繰返し数  $N_f$  の評価式を以下に示す。

【SUS304】

$$\frac{1}{\sqrt{\log_{10} N_f}} = A_0 + A_1 \log_{10} \Delta\varepsilon_t + A_2 (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^2 + A_3 (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^4 \quad (3.2.4-54)$$

ここで、

$T$  : 温度 [°C]

$\dot{\varepsilon}$  : ひずみ速度 [mm/mm/sec]

$\Delta\varepsilon_t$  : 全ひずみ範囲 [mm/mm]

$N_f$  : 破損繰返し数 [回]

$A_0 = 1.621827 - 4.567850 \times 10^{-8} T^2 R$

$A_1 = 1.131346 + 8.665061 \times 10^{-9} T^2$

$A_2 = 3.439663 \times 10^{-1}$

$A_3 = -1.374387 \times 10^{-2} + 4.910723 \times 10^{-5} R$

$R = \log_{10} \dot{\varepsilon}$



【炭素鋼】

$$\Delta\varepsilon = 19.14N_f^{-0.462} + 0.1 \quad (3.2.4-55)$$

$$N_f = \left( \frac{\Delta\varepsilon - 0.1}{19.14} \right)^{\left( -\frac{1}{0.462} \right)} \quad (3.2.4-56)$$

ここで、

$\Delta\varepsilon_t$  : 全ひずみ範囲 [%]

$N_f$  : 破損繰返し数 [回]

【低合金鋼】

$$\Delta\varepsilon = 45.17N_f^{-0.588} + 0.162 \quad (3.2.4-57)$$

$$N_f = \left( \frac{\Delta\varepsilon - 0.162}{45.17} \right)^{\left( -\frac{1}{0.588} \right)} \quad (3.2.4-58)$$

ここで、

$\Delta\varepsilon_t$  : 全ひずみ範囲 [%]

$N_f$  : 破損繰返し数 [回]

(vii) 疲労損傷係数  $D_f$  の算出

疲労損傷係数  $D_f$  の評価式を以下に示す。

$$D_f = \sum_i \frac{F}{N_f} dt \quad (3.2.4-59)$$

ここで、

$F$  : ひずみサイクルの繰返し数 [回/年]

$N_f$  : 破損繰返し数 [回]

$dt$  : 運転年数 [年]

(viii) き裂発生判定

疲労損傷係数  $D_f$  が 1.0 以上となるときに、き裂が発生したと判定する。

(ix) き裂発生確率評価

き裂発生確率  $P_{init}$  は以下の式から算出する。

$$P_{init} = \frac{n_{init}}{N_{total}} \quad (3.2.4-60)$$

ここで、

$n_{init}$  : き裂が発生したサンプル数

$N_{total}$  : 全サンプル数

c) 初期き裂を仮定するときの条件付き破損確率評価

初期き裂を仮定するときの条件付き破損確率評価のフローチャートを図 3.2.4-164 に示す。疲労によるき裂進展評価法は、JSME 維持規格<sup>54</sup>に基づく。評価フローの各ステップの詳細を以下に示す。

(i) 確率変数のサンプリング

ばらつきを考慮する確率変数に対して仮定する確率分布や平均値、標準偏差等のパラメータに基づき、乱数を発生させて値のサンプリングを行う。

(ii) 供用期間中検査の実施

供用期間中検査を考慮する場合には、き裂の検出確率や測定誤差等を考慮した検査が実施され、検査結果に基づき補修・取替の要否が判断される。

(iii) き裂進展評価

き裂進展評価は維持規格のき裂進展速度に基づく。

【BWR 環境中オーステナイト系ステンレス鋼】

$$\frac{da}{dN} = 8.17 \times 10^{-12} t_r (\Delta K)^{3.0} / (1-R)^{2.12} \quad (3.2.4-61)$$

ここで、

$da/dN$  : 1 サイクルあたりのき裂進展量 [m/cycle]

$t_r$  : 負荷上昇時間 [sec]

$t_r = 1$  ( $t_r < 1$  の場合)

$t_r = 1000$  ( $t_r$  が定義できない場合)

$\Delta K = K_{max} - K_{min}$  ( $R \geq 0$  の場合)

$\Delta K = K_{max}$  ( $R < 0$  の場合)

$K_{max}$  : 最大応力拡大係数 [MPa $\sqrt{m}$ ]

$K_{min}$  : 最小応力拡大係数 [MPa $\sqrt{m}$ ]

$R$  : 応力比 ( $K_{min}/K_{max}$ )

【軽水炉環境中(BWR、PWR)フェライト鋼】

<sup>54</sup> 社団法人日本機械学会, 発電用原子力設備規格 維持規格 (2008 年版), 2008 年 10 月

$$\begin{aligned} \Delta K \leq 19.48 \text{MPa}\sqrt{\text{m}} \text{ の場合} : \frac{da}{dN} &= 1.48 \times 10^{-14} \cdot \Delta K^{5.95} \\ \Delta K > 19.48 \text{MPa}\sqrt{\text{m}} \text{ の場合} : \frac{da}{dN} &= 2.13 \times 10^{-9} \cdot \Delta K^{1.95} \end{aligned} \quad (3.2.4-62)$$

ここで、

$da/dN$  : 1 サイクルあたりのき裂進展量 [m/cycle]

$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$  ( $R \geq 0$  の場合)

$\Delta K = K_{\max}$  ( $R < 0$  の場合)

$K_{\max}$  : 最大応力拡大係数 [ $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ]

$K_{\min}$  : 最小応力拡大係数 [ $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ]

$R$  : 応力比 ( $K_{\min}/K_{\max}$ )

(iv) 漏えい、破断判定

不安定破壊判定は、次式のように一次曲げ応力  $P_b$  が許容曲げ応力  $S_c$  を超えた場合に破断とする。

$$S_c = \frac{P_b'}{Z} - P_e - P_m \left( 1 - \frac{1}{Z} \right) > P_b \quad (3.2.4-63)$$

ここで、

$\theta < (1 - P_m/\sigma_f)/(2 - a/t)$  のとき、

$$\beta = \frac{1}{2} \left( \pi - \frac{a}{t} \theta - \pi \frac{P_m}{\sigma_f} \right)$$

$$P_b' = \frac{2\sigma_f}{\pi} \left( 2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right)$$

$\theta \geq (1 - P_m/\sigma_f)/(2 - a/t)$  のとき、

$$\beta = \frac{\pi(1 - a/t - P_m/\sigma_f)}{2 - a/t}$$

$$P_b' = \frac{2\sigma_f}{\pi} \left( 2 - \frac{a}{t} \right) \sin \beta$$

$P_b'$  は塑性崩壊時の曲げ応力、 $P_e$  は熱膨張応力、 $P_m$  は一次一般膜応力、 $Z$  は  $Z$  係数 (割増係数) である。

$\theta$  : き裂角度 (半角) [rad]

$\beta$  : 中立軸の角度 (半角) [rad]

$a$  : き裂深さ [mm]

$t$  : 管厚さ [mm]

$\sigma_f$  : 流動応力 [MPa]

き裂深さ  $a$  が配管肉厚  $t$  よりも大きいサンプル(すなわち  $a/t \geq 1.0$ ) については「漏えい」と判定する。

(v) 初期き裂を仮定するときの条件付き破損確率

初期き裂を仮定するときの条件付き漏えい確率  $P_{leak|init}$  および条件付き破断確率  $P_{break|init}$  は以下の式から算出する。

$$P_{leak|init} = \frac{n_{leak}}{N_{total}} \quad (3.2.4-64)$$

$$P_{break|init} = \frac{n_{break}}{N_{total}} \quad (3.2.4-65)$$

ここで、

$n_{leak}$  : 漏えいが発生したサンプル数

$n_{break}$  : 破断が発生したサンプル数

$N_{total}$  : 全サンプル数

d) 実機条件を模擬したき裂の発生と進展およびき裂貫通長さ

実機の ABWR では以下の 3 か所で高低温水合流部の温度揺らぎによる高サイクル熱疲労が予想される<sup>55</sup>。

- ① 残留熱除去系熱交換器出口配管とバイパス配管との合流部
- ② 給水加熱器ドレン・ベント系高圧ドレンポンプ吐出配管と給復水系母管との合流部
- ③ 給水加熱器ドレン・ベント系高圧ドレンポンプ入口配管と給復水系からの戻り配管の合流部

表 3.2.4-29 に各高低温水合流部の条件を示す。本検討では実機条件に記載されている各部位の温度差と想定される管の材料を用いて評価条件を決定する。ただし、温度差については最も厳しい 81°C に統一し、応力条件については記載がないため周波数応答関数で求めた応力を仮定し、破損確率評価を行った。

(i) き裂発生確率評価

上述の「(a) 熱疲労に関する破損確率評価法の高度化 b) き裂発生確率評価」の評価手法に基づき高サイクル熱疲労に因るき裂発生確率評価を行った。評価条件を表 3.2.4-30 に示す。管の材料は各高低温水合流部の STPT410、SB450 及び SCM3 の 3 種類とする。評価時間は 40 年とし、運転効率(定期検査などによる運転停止期間)は考慮しない。高低温水

<sup>55</sup> 北陸電力 プレスリリース 志賀原子力発電所 2 号機 高サイクル熱疲労による損傷の防止に関する評価結果について、2008 年 7 月 4 日

の温度差は実機における最大温度差の 81°C に統一し評価した。発生応力と発生頻度は周波数伝達関数より求めた応力と仮定する。応力条件は、図 3.2.4-165 に示す高低温水の温度差が 150°C の応力を元に同じ発生頻度に対して応力を 81/150 倍して補正した。発生応力や発生頻度のばらつきは考慮しないものとした。破損繰返し数  $N_f$  は、最適疲労曲線から得られる破損繰返し数に対してばらつきを考慮した。最適疲労曲線を図 3.2.4-166 に示す。破損繰返し数の確率分布の分布型を対数正規分布とし、中央値を 1.0、対数標準偏差を炭素鋼 (STPT410 と SB450) では 0.755、低合金鋼 (SCMV3) では 0.609 と仮定した。

き裂発生確率評価結果を図 3.2.4-167 に示す。炭素鋼 (STPT410 と SB450) も低合金鋼 (SCMV3) もき裂発生確率は 0 でありき裂は発生しない結果となった。これは各材料の 81°C の応力条件ではひずみが炭素鋼と低合金鋼の疲労線図の疲労限まで達していないためと考えられる。

#### (ii) 破損確率評価

上述の「(a) 熱疲労に関する破損確率評価法の高度化 c) 初期き裂を仮定するときの条件付き破損確率評価」の評価手法に基づき高サイクル熱疲労に因る破損確率評価を行った。評価条件を表 3.2.4-31 に示す。管形状や高低温水の温度差は、上述のき裂発生確率評価と同一である。き裂進展における荷重条件は完全片振り ( $R=0$ ) を想定した。管材質は全てフェライト鋼のため、疲労き裂進展式は式(3.2.4-62)に示す「BWR 環境中フェライト鋼のき裂進展式」を用い、疲労き裂進展式のばらつきは、Higuchi らの論文のデータを用いる<sup>56</sup>。疲労き裂進展速度評価式の係数の確率分布の分布系は対数正規分布、中央値は  $\Delta K \leq 19.48 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  の場合  $1.48 \times 10^{-14}$ 、 $\Delta K \leq 19.48 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  の場合  $2.13 \times 10^{-9}$ 、対数標準偏差は 0.63 する。

高低温水の温度差と条件付き破損確率の関係を図 3.2.4-168 に示す。40 年経過した際の破損確率は  $2.4 \times 10^{-6}$  と小さく、確率論的に評価したとしても破損しないことが分かる。また、き裂貫通時の半長さを図 3.2.4-169 に示す。応力条件が決定論的な評価ではき裂貫通時の長さは一定値となることが分かる。これは進展速度を変化させることで貫通時期は変化するが、き裂深さ方向とき裂長さ方向の進展速度が同様に変化するため、貫通する際のき裂長さとしては変化しないことを意味する。

#### (b) 主要パラメータの検討

高サイクル熱疲労がプラント安全に及ぼす影響や有効な検査や予防保全対策を把握するため、主要なパラメータが破損確率に及ぼす影響を評価した。パラメータ評価を行うにあたり Base ケースとなるき裂発生評価条件を表 3.2.4-32 に、破損評価条件を表 3.2.4-33 に示す。管材質は SUS304 とし、外径は 76.3mm、厚さは 7mm とする。破損評価では初期き

<sup>56</sup> M. Higuchi et al, "A consideration of margin on fatigue design curves for carbon and low-alloy steels", PVP2011-57083, ASME 2011, July 17-21 2011

裂深さを 1mm とする。高低温水の温度差は 150℃を用い、その他の温度差を評価する際には 150℃における応力が温度差に比例すると仮定して換算して用いる。評価時間は 40 年とし、運転効率（定期検査などによる運転停止期間）は考慮しない。

a) 検討するパラメータ

平成 24 年度は温度揺らぎ条件における応力を用いて破損確率に影響を与えるパラメータについて評価を行った。本年度は、引き続き温度揺らぎ条件における応力を用いて破損確率に影響を与えるパラメータについて評価を行うと共に、ホットスポットや他の管厚さの応力条件を用いて主要パラメータの破損確率に与える影響について評価を行う。

b) パラメータの影響評価

(i) ホットスポットの影響

高低温水の合流部では図 3.2.4-170 に示すように下流で全体的に温度揺らぎが発生する他、下流の一部が熱せられるホットスポットが存在する。ホットスポットのき裂の発生及び破損確率への影響を把握するため、ホットスポットが生じる場合の応力条件を用いてき裂発生及び破損確率を評価した。ホットスポットが生じると、板厚内温度勾配に加え、周囲との温度差による大きな膜応力が発生する。一方、このような大きな膜応力が発生する場合、ピーク応力や曲げ応力は小さくなる。発生応力と発生頻度は図 3.2.4-171 と図 3.2.4-172 に示すとおりである。

き裂の発生確率を図 3.2.4-173 に、条件付き破損確率を図 3.2.4-174 に示す。ホットスポットが生じる場合温度揺らぎのみが生じる場合に比べ大きな膜応力が発生するため、応力レンジが大きくなり、結果としてき裂の発生確率も相対的に大きくなる。ただし、き裂の発生確率が工学的に有意となるのは温度差が 150℃のケースでホットスポットが生じる場合のみであり、温度差が 75℃以下のケースや温度揺らぎのみが生じるケースでは工学的にき裂の発生を無視しえる。条件付き破損確率も、各温度差において温度揺らぎのみのケースよりもホットスポットが生じるケースで大きくなる。これはき裂の発生と同様にホットスポットで大きな膜応力が発生することが原因である。温度差が 75℃以上のケースでは、温度揺らぎとホットスポットの両方で 10 年目の条件付き破損確率がほぼ 1 となる。温度差が 35℃では温度揺らぎでは 40 年目の条件付き破損確率は 0.005 となる。ホットスポットが生じると温度差が 35℃でも 40 年目のき裂の条件付き破損確率が 0.5 となりホットスポット生じることで破損確率が 100 倍となり、ホットスポットの有無による破損確率への影響は大きいことが分かった。

(ii) 弾性追従係数の影響

応力が降伏応力を超え弾塑性領域に達する場合、弾性追従係数がひずみ範囲に大きく影響する。今回の条件で応力が大きくなるケースとしてはホットスポットで温度差が 150℃

のケースであるため、このケースに対して弾性追従係数の影響を評価した。

図 3.2.4-175 に示すとおり、き裂発生確率に対して弾性追従係数の影響が大きいことが分かる。弾性追従係数が 3.1 の場合、40 年目のき裂発生確率は 0.56 となるのに対し、弾性追従係数が 1 の場合は  $1.7 \times 10^{-12}$  と大きく異なる。このように弾性追従係数はき裂発生確率への影響が大きいので、高サイクル熱疲労に対する適切な弾性追従係数について今後検討する必要がある。

#### (iii) 管厚さ (Bio 数) の影響

高低温合流部の管の厚さが厚くなると熱抵抗が大きくなるため、応力バランスが変化し、特に曲げ応力が大きくなる。このような板厚の影響を評価する評価条件としては温度揺らぎの応力条件を用い、温度差は  $150^{\circ}\text{C}$  とした。管厚さは 7mm、17.7mm、44.4mm の 3 ケースについて評価した。管厚さを変更した際の応力および発生頻度を図 3.2.4-179 に示す。管厚さが増大すると共に最大曲げ応力が上昇し、また発生頻度も増加することが確認できる。

き裂の発生確率を図 3.2.4-176 に、破損確率を図 3.2.4-177 と図 3.2.4-178 に示す。管厚さが増大するにつれき裂の発生確率が増加することが確認できる。破損確率も発生確率と同様に管厚さが増加するほど増加する。これらは管厚さが厚くなる効果よりも応力が増大しき裂進展速度が速くなる効果の方が大きいためである。

#### (iv) 検査の有効性

破損確率を低下させる手段の一つとして供用期間中検査 (ISI) が考えられる。ISI の有効性を確認するため、き裂深さが発見可能になってから破断もしくは貫通するまでの期間を検査有効期間と定義し、ISI の有効性について評価した。評価手法としては決定論評価き裂進展解析により運転年数に対するき裂の深さの推移を求め検査有効期間を評価した。評価条件は温度揺らぎの応力を用い、管材質はフェライト鋼と SUS304 を想定した。初期き裂深さは 1.0mm とし、高低温水の温度差は  $150^{\circ}\text{C}$ 、 $75^{\circ}\text{C}$  及び  $35^{\circ}\text{C}$  の 3 ケースに対して評価する。また、き裂進展速度は維持規格に記載されている  $2\sigma$  上限の値を用いた。(式 3.2.4-61, 式 3.2.4-62 参照)

フェライト鋼のき裂深さ進展結果を図 3.2.4-180 に、SUS304 のき裂深さ進展結果を図 3.2.4-181 に示す。フェライト鋼では温度差が  $75^{\circ}\text{C}$  あれば検査有効期間は 100 年を超える。それに対して SUS304 では比較的き裂進展が速く、温度差が  $75^{\circ}\text{C}$  以上では検査有効期間が 1 年弱と検査は有効でないが、温度差が  $35^{\circ}\text{C}$  であれば検査有効期間は 10 年ほどとなる。このように管の材質によりき裂の進展速度は大きく異なる。また、今回の評価では稼働率を考慮していないため、稼働率を考慮することによりき裂の進展速度が大きく変わることが予想される。(BWR の RHR であれば稼働期間が年に 1 週間程度のため、検査有効期間は約 50 倍となる)

(c) 中間とりまとめに向けた評価体系の提案

実機において全ての配管に対して破損確率を詳細に評価することは現実的な計算量では難しい。そこで簡易に評価可能な実用的な破損確率予測式の枠組みを提案した。

a) 評価手法の整理

破損確率を評価するための簡易な予測式として、以下の2ケースを提案した。

(i) 疲労損傷値 Df を用いた簡易計算式による破損確率評価式

疲労損傷値を用いた簡易式による破損確率評価式は、疲労損傷値 Df 又は設計時の Uf を用いて破損確率を評価する手法であり、計算量はかなり低いことが予想される。しかし、解析精度については問題があると考えられる。

(ii) 応答曲面法

応答曲面法では、各主要パラメータの平均値や標準偏差を用いて、マトリックス的に破損確率を評価することで破損確率に対する応答曲面を作成し、それを用いて破損確率を評価することができる。破損確率の評価は容易ではあるが、応答曲面の作成には多大な労力がかかる。また、各主要パラメータの標準偏差データなども精査する必要がある。

b) 疲労損傷値と破損確率の関係

破損確率予測式として、解析精度がどの程度必要になるか検討を行う。CCDP が高くても破損確率が極端に低ければ、破損確率の予測精度は多少低下しても、プラントの安全評価に及ぼす影響は小さい。よって、上述①の疲労損傷値 Df を用いた簡易計算式による破損確率評価式を用いることが可能となる。ここでは、管材質は SUS304 とし、温度揺らぎの応力を用いてき裂の発生確率評価及び破損確率評価を行った。

疲労損傷値 Df と破損確率の関係を図 3.2.4-182 に示す。UF が 1 となる点は回数に 20 の安全率取る場合 Df が 0.05 に到達する点と考えられ、温度差は 271°C の評価結果が相当する。一方、温度差が 271°C における破損確率は  $7.6 \times 10^{-11}$  と工学的に破損を無視しえるほど小さいことが確認できた。これより、破損確率を求めるための計算精度はあまり必要はなく、疲労損傷値 Df から簡易的に破損確率を求める手法で十分と考えられる。



表 3.2.4-29 実機模擬の評価条件

| 部位名称  | 主流での<br>管材質 | 温度[°C] |       | 温度変化幅<br>[°C] |
|---|-------------|--------|-------|---------------|
|   |             | 主流     | 支流    |               |
| 残留熱除去系熱交換器出口配管と<br>バイパス配管との合流部                | STPT410     | 39     | 120   | 81            |
| 給水加熱器ドレン・ベント系高圧ドレンポンプ<br>吐出配管と給復水系母管との合流部     | SB450       | 140.7  | 182.8 | 42.1          |
| 給水加熱器ドレン・ベント系高圧ドレンポンプ<br>入口配管と給復水系からの戻り配管の合流部 | SCMV3       | 191.4  | 140.7 | 50.7          |

表 3.2.4-30 き裂発生確率評価の評価条件（実機模擬）

| 項目                 |             | 値        |          |          | 備考                            |
|--------------------|-------------|----------|----------|----------|-------------------------------|
| 管材質                |             | STPT410  | SB450    | SCMV3    | -                             |
| 管の外径               |             | 76.3mm   |          |          | Sch80 の管を想定                   |
| 管の厚さ               |             | 7mm      |          |          | -                             |
| 温度                 |             | 330°C    |          |          | -                             |
| 高低温水の温度差           |             | 81°C     |          |          | -                             |
| 破損<br>繰返し<br>数 Nf  | 分布型         | 対数正規分布   |          |          | -                             |
|                    | 中央値         | 1.0      |          |          | -                             |
|                    | 対数標準偏差      | 0.755    | 0.755    | 0.609    | PVP2011-57083 の<br>標準偏差より算出   |
| Ramberg-<br>Osgood | 係数 $\kappa$ | 0.001984 | 0.001999 | 0.002014 | API-579 (2000)の予測<br>方法を用いて算出 |
|                    | 係数 n        | 4.235    | 4.6155   | 5.13     |                               |

表 3.2.4-31 初期き裂を仮定する時の条件付き破損確率評価の評価条件（実機模擬）

| 項目                  |         | 値                                       | 備考                               |
|---------------------|---------|---|----------------------------------|
| 管材質                 |         | STPT410<br>SB450<br>SCMV3<br>(全てフェライト鋼) | -                                |
| 管の外径                |         | 76.3mm                                  | Sch80 の管を想定                      |
| 管の厚さ                |         | 7mm                                     | -                                |
| 温度                  |         | 330°C                                   | -                                |
| 高低温水の温度差            |         | 81°C                                    | -                                |
| 初期き裂形状              |         | 深さ 1.0mm<br>長さ 2.0mm                    | -                                |
| 疲労き裂進展式             |         | フェライト鋼の<br>BWR 環境中の<br>疲労き裂進展式          | -                                |
| 疲労き裂<br>進展式<br>の係数  | 分布型     | 対数正規分布                                  | -                                |
|                     | 対数標準偏差  | 0.63                                    | -                                |
| 不安定破壊<br>評価<br>荷重条件 | 一次膜応力   | 14.42MPa                                | 最高使用圧力を 7.0MPa と<br>して薄肉円筒の式より算出 |
|                     | 一次管曲げ応力 | 5.0MPa                                  | 自重を想定                            |
|                     | 二次管曲げ応力 | 10.0MPa                                 | 熱膨張応力を想定                         |

表 3.2.4-32 き裂発生確率評価の評価条件（主要パラメータ検討 Base ケース）

| 項目         |        | 値                      | 備考                   |
|------------|--------|------------------------|----------------------|
| 管材質        |        | SUS304                 | -                    |
| 管の外径       |        | 76.3mm                 | Sch80 の管を想定          |
| 管の厚さ       |        | 7mm                    | -                    |
| 温度         |        | 330°C                  | -                    |
| 高低温水の温度差   |        | 150°C                  | -                    |
| 応力レンジと発生頻度 |        | 150°C<br>(図 3.2.4-165) | -                    |
| 弾性係数       |        | 2                      | -                    |
| 破損繰返し数 Nf  | 分布型    | 対数正規分布                 | -                    |
|            | 中央値    | 1.0                    | -                    |
|            | 対数標準偏差 | 0.47                   | 「高速増殖炉高温構造設計方針(案)」参照 |

表 3.2.4-33 初期き裂を仮定する時の条件付き破損確率評価の評価条件  
(主要パラメータ検討 Base ケース)

| 項目          |         | 値                                      | 備考                               |
|-------------|---------|--|----------------------------------|
| 管材質         |         | SUS304                                 | -                                |
| 管の外径        |         | 76.3mm                                 | Sch80 の管を想定                      |
| 管の厚さ        |         | 7mm                                    | -                                |
| 温度          |         | 330°C                                  | -                                |
| 高低温水の温度差    |         | 150°C                                  | -                                |
| 応力レンジと発生頻度  |         | 150°C(図 3.2.4-165)                     | -                                |
| 初期き裂形状      |         | 深さ 0.01mm<br>長さ 0.02mm                 | -                                |
| 疲労き裂進展式     |         | オーステナイト系ステンレス鋼の<br>BWR 環境中の<br>疲労き裂進展式 | -                                |
| 疲労き裂進展式の係数  | 分布型     | 対数正規分布                                 | -                                |
|             | 対数標準偏差  | 0.54                                   | -                                |
| 不安定破壊評価荷重条件 | 一次膜応力   | 14.42MPa                               | 最高使用圧力を 7.0MPa とし<br>て薄肉円筒の式より算出 |
|             | 一次管曲げ応力 | 5.0MPa                                 | 自重を想定                            |
|             | 二次管曲げ応力 | 10.0MPa                                | 熱膨張応力を想定                         |

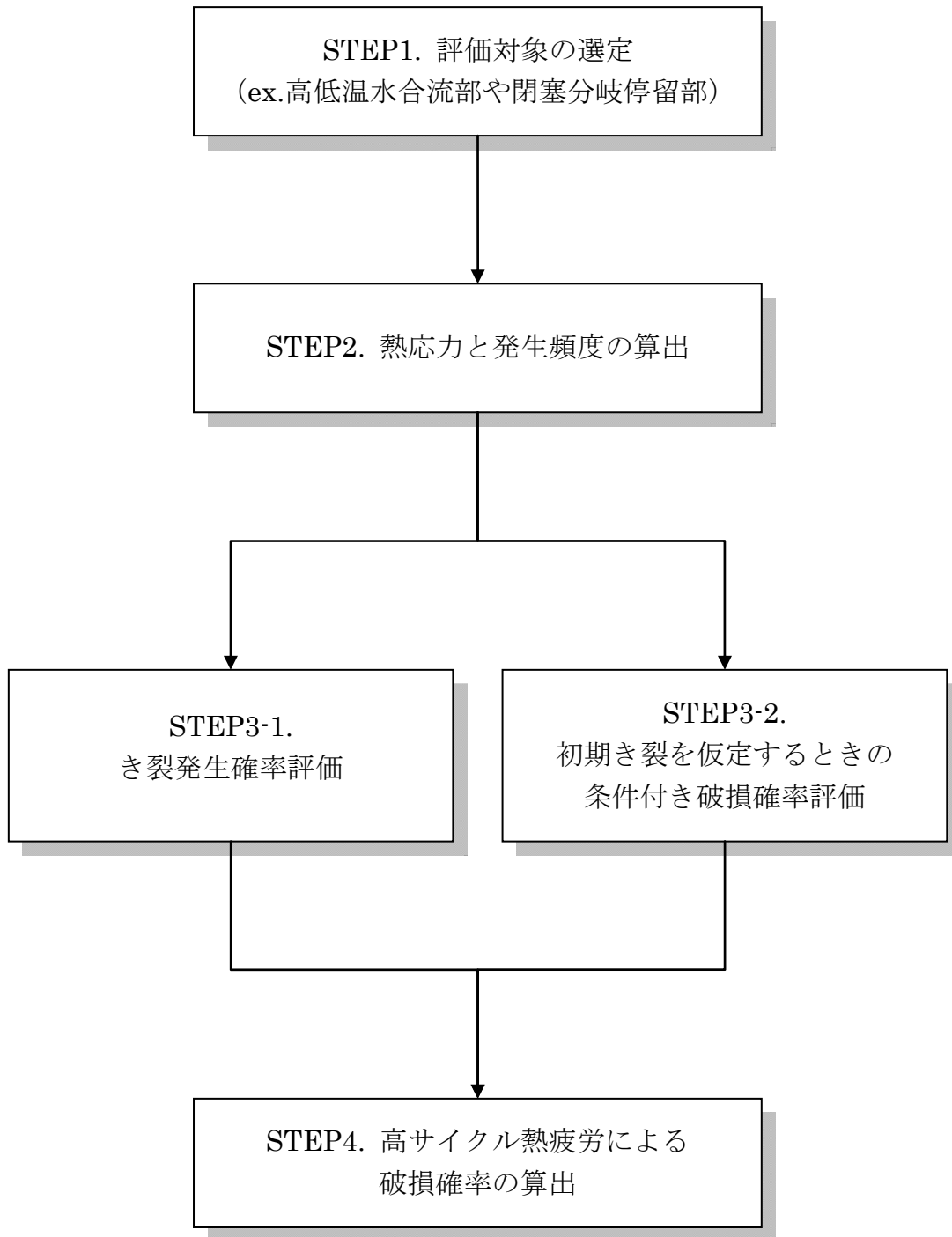


図 3. 2. 4-162 高サイクル熱疲労による破損確率評価フロー

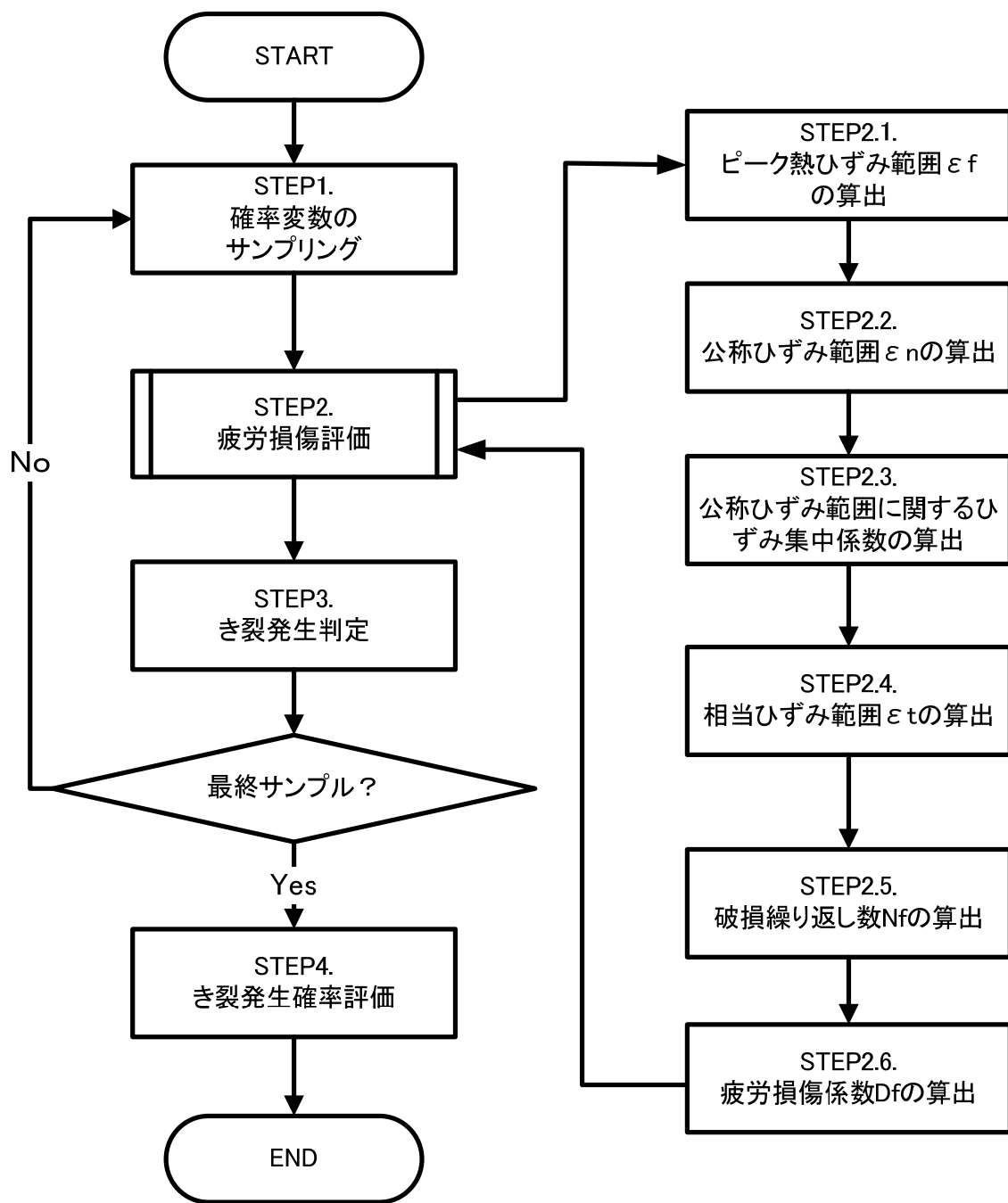


図 3. 2. 4-163 き裂発生確率評価フロー

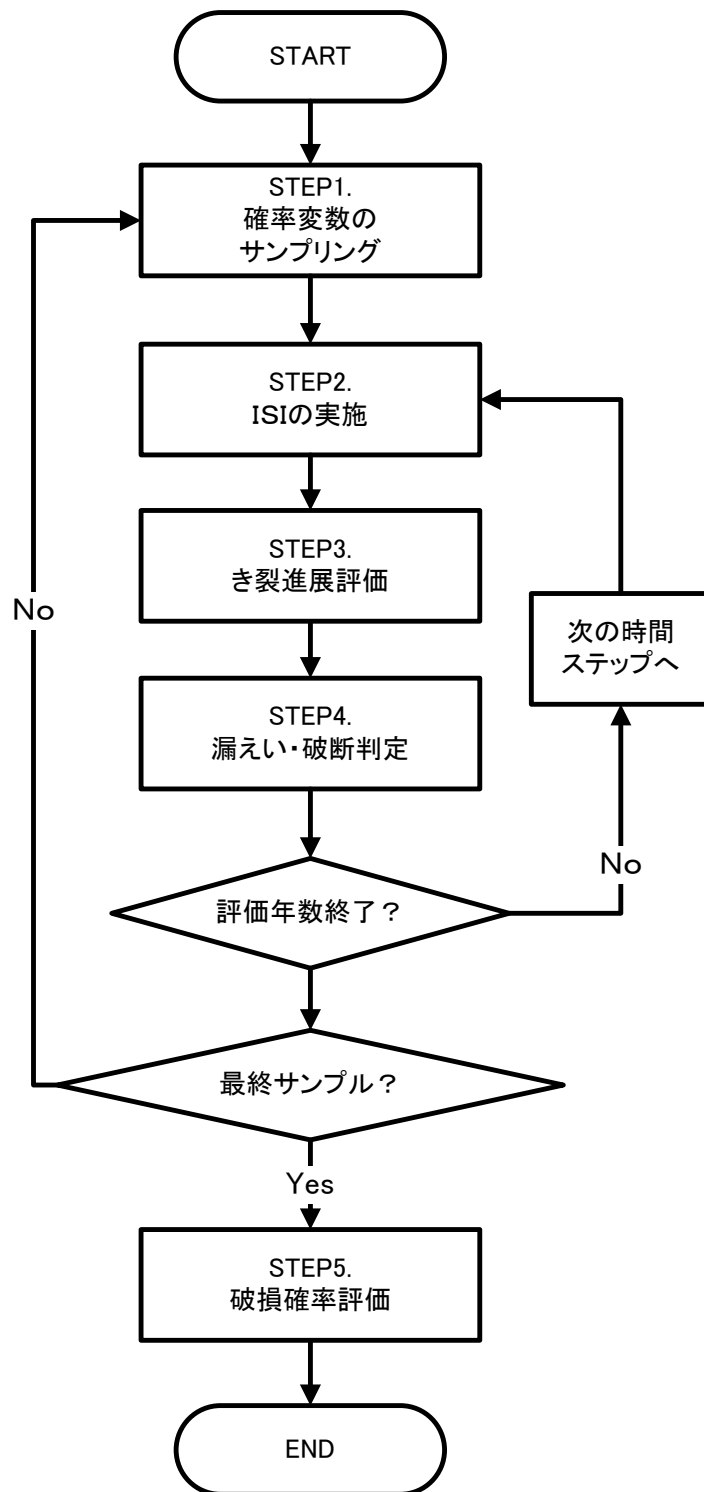


図 3.2.4-164 初期き裂を仮定するときの条件付き破損確率評価フロー

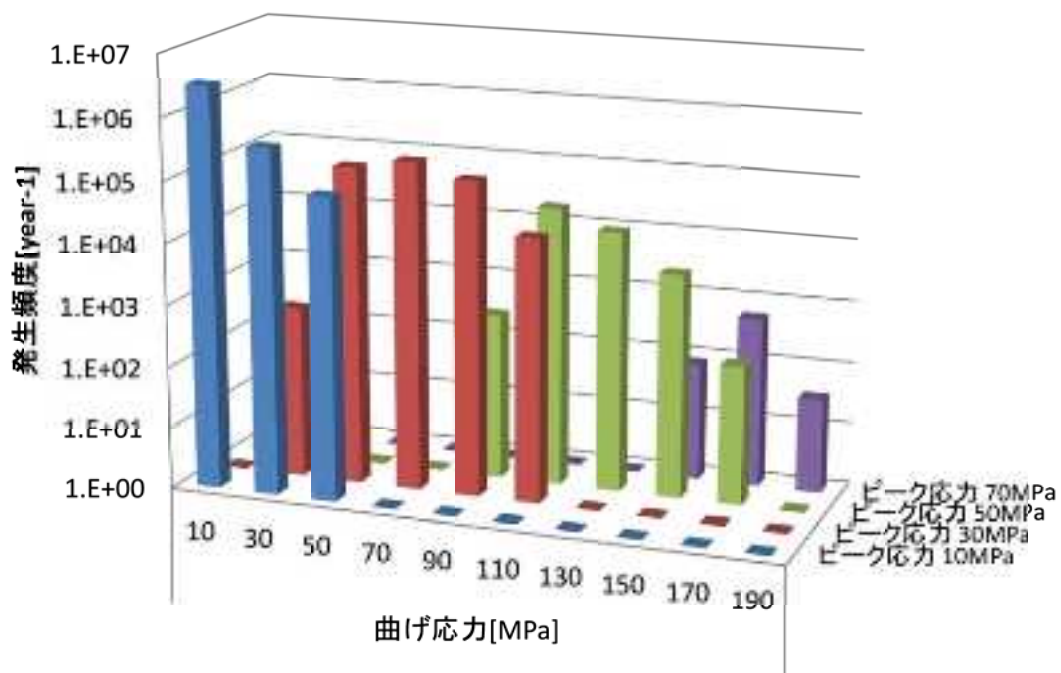


図 3.2.4-165 高低温水合流部に発生する応力および発生頻度 (温度差 150℃)

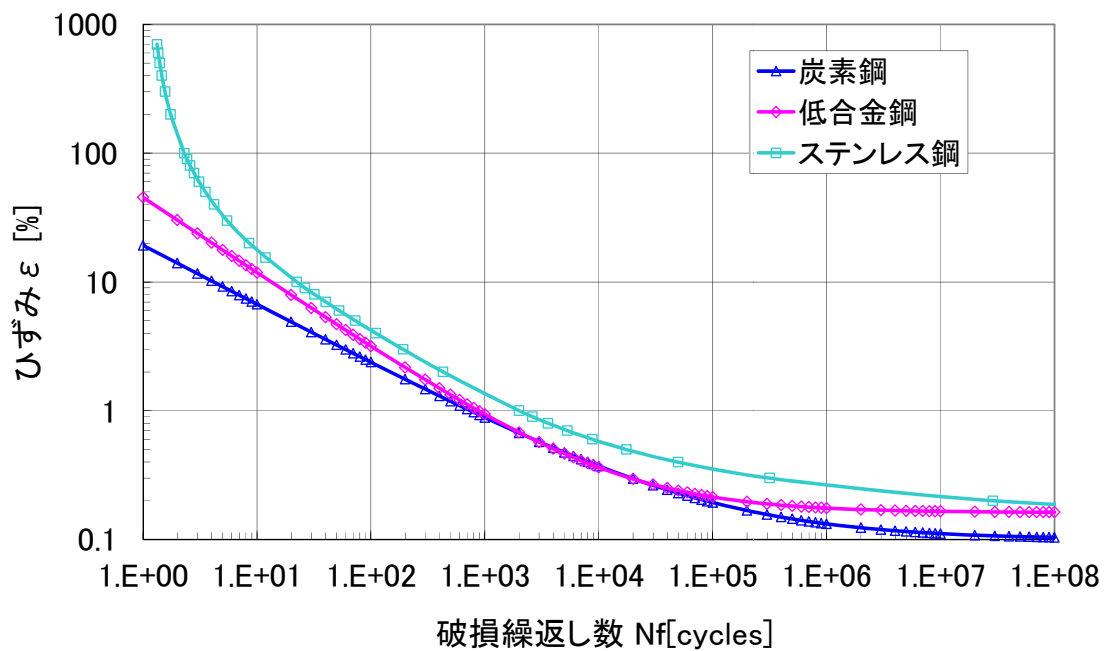


図 3.2.4-166 破損繰返し数とひずみ関係



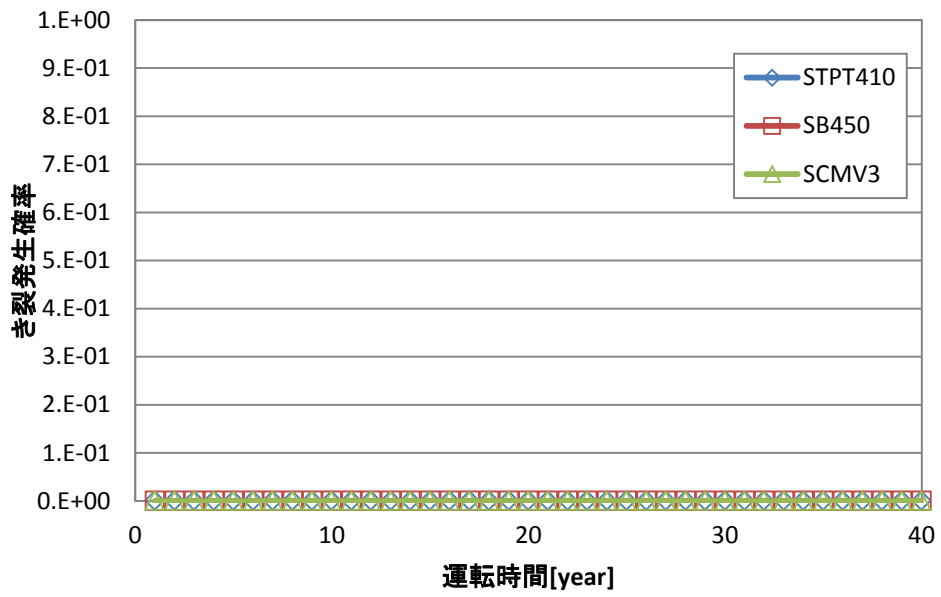


図 3.2.4-167 実機条件における高サイクル熱疲労によるき裂の発生確率

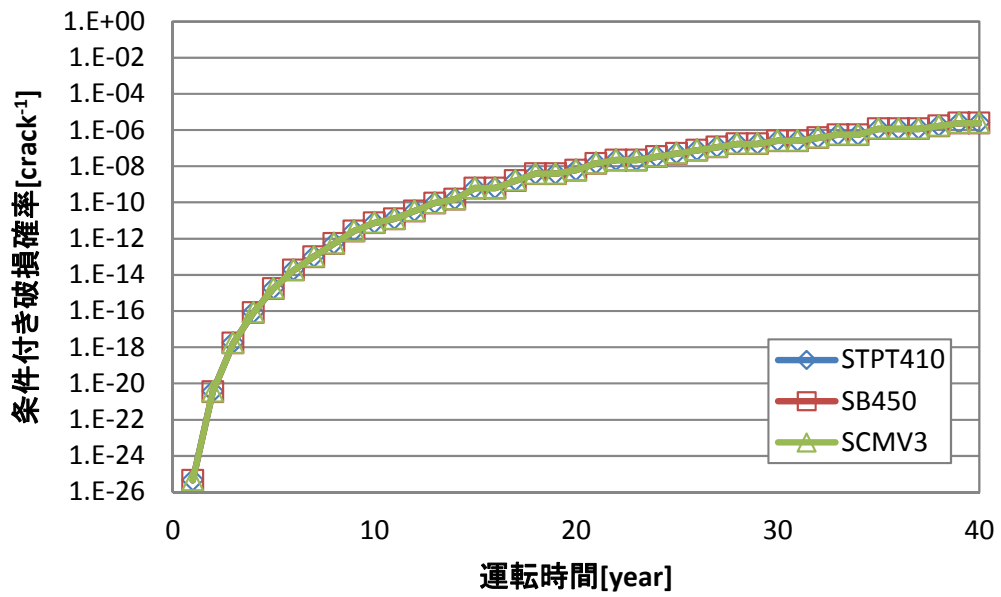


図 3.2.4-168 実機条件における高サイクル熱疲労による条件付き破損確率

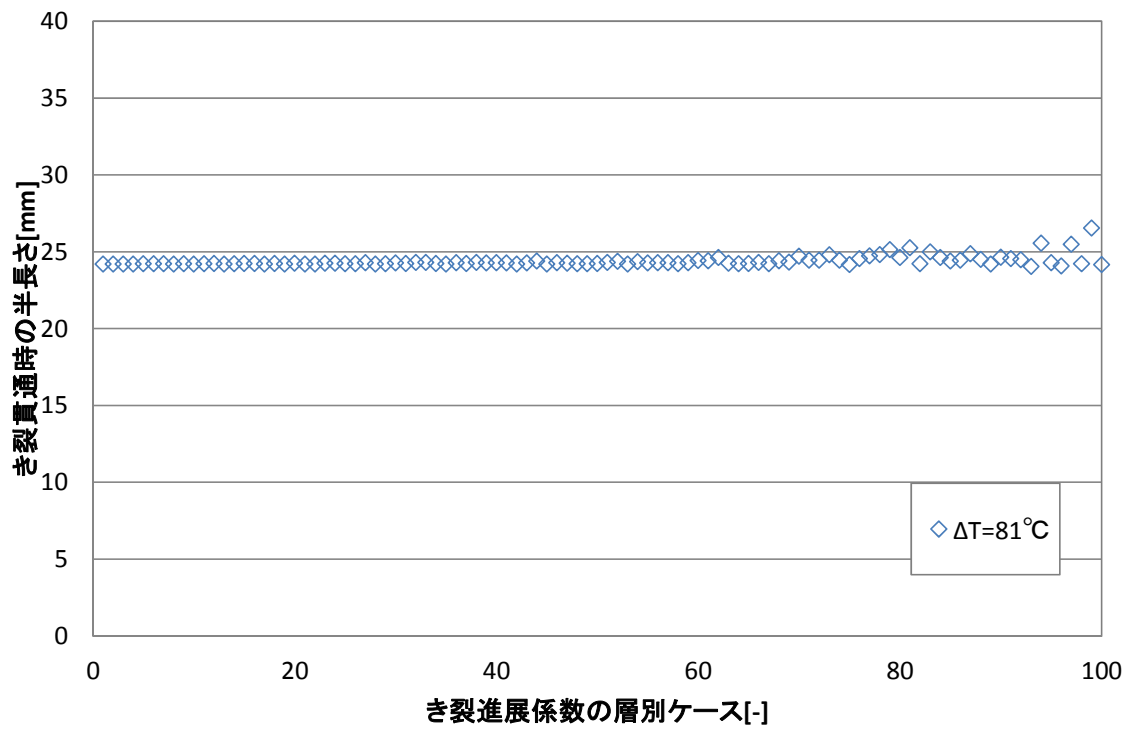


図 3.2.4-169 各き裂進展速度分布に対する裂貫通時におけるき裂半長さ

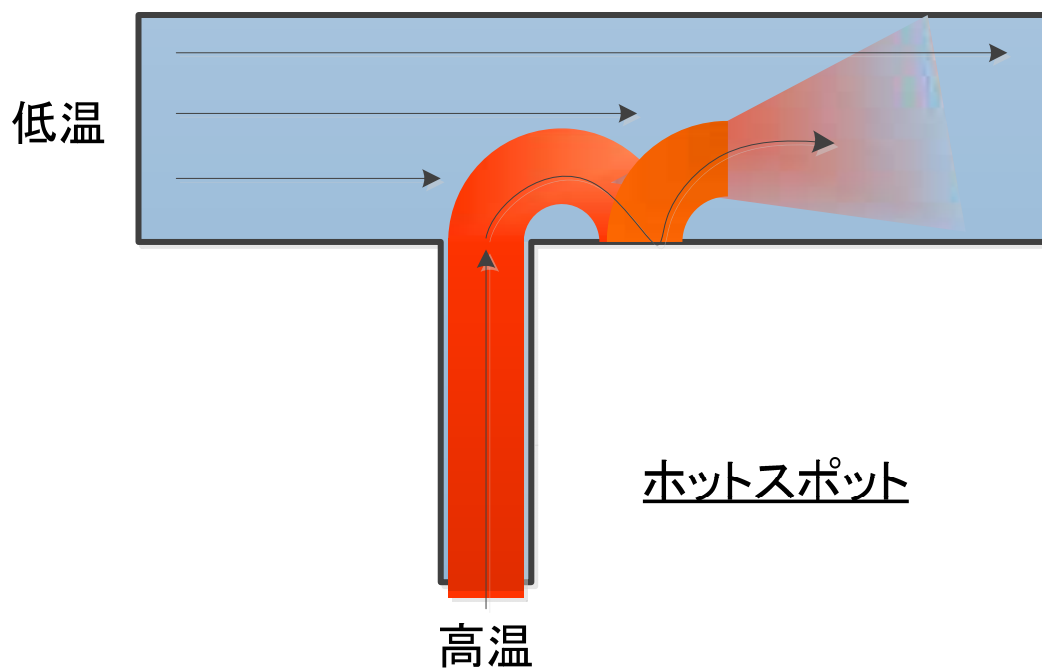
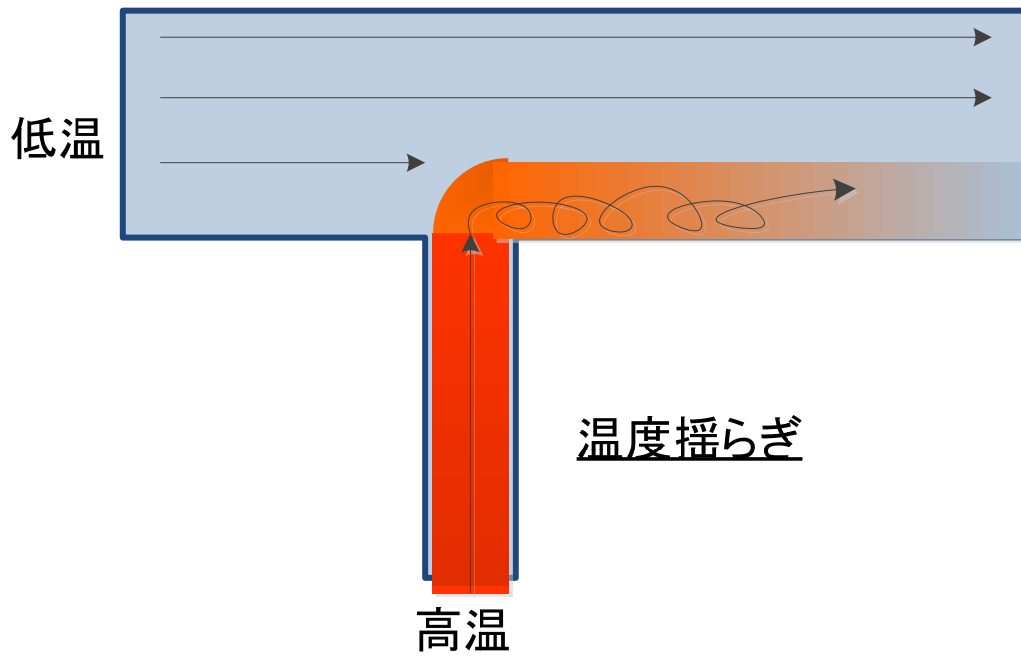


図 3. 2. 4-170 温度揺らぎとホットスポットの違い

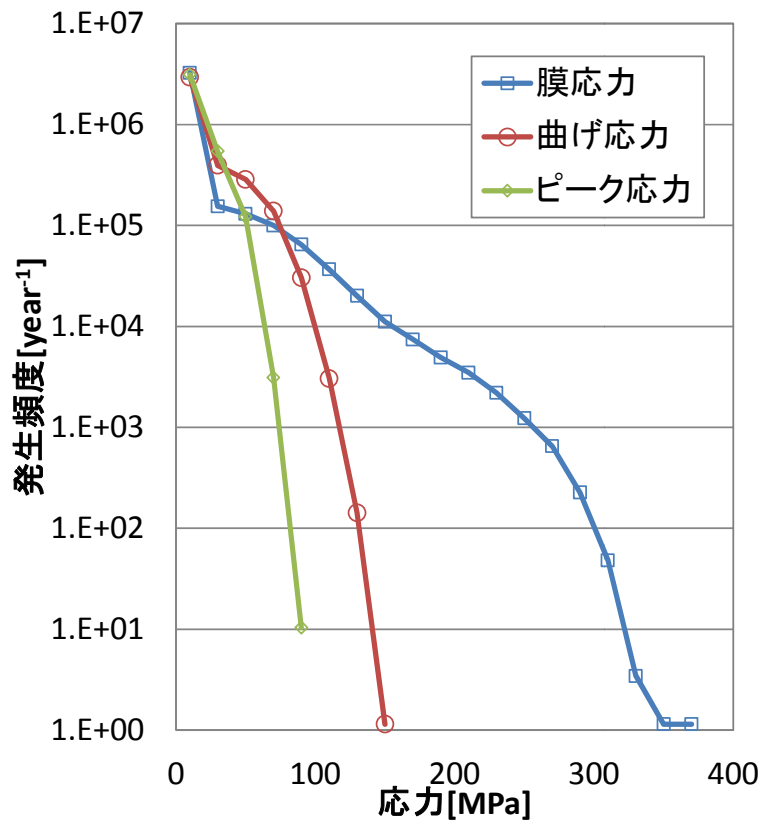


図 3.2.4-171 ホットスポットに発生する応力および発生頻度 (温度差 150°C)

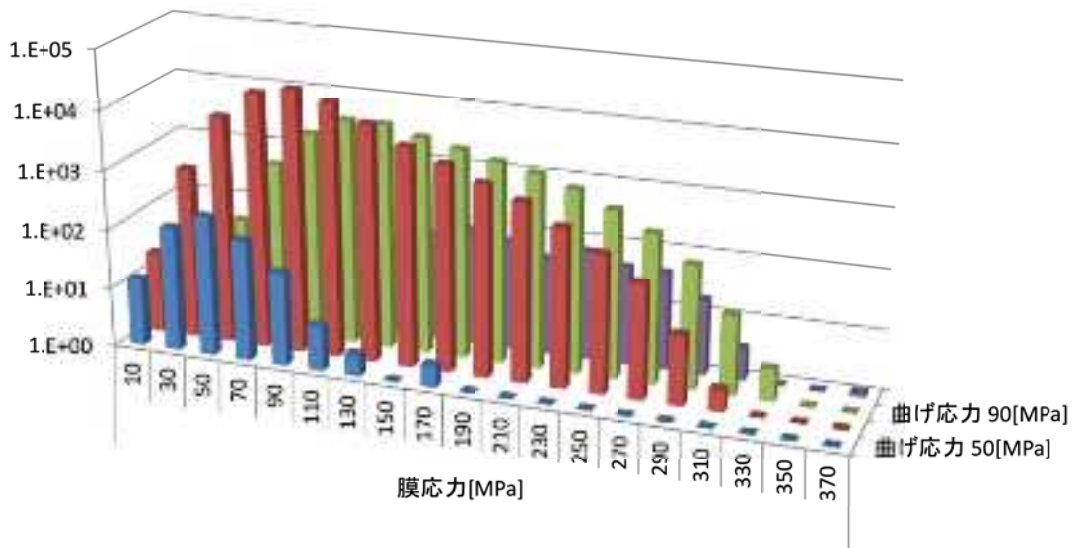


図 3.2.4-172 ホットスポットに発生する応力および発生頻度 (温度差 150°C、ピーク応力 50MPa)

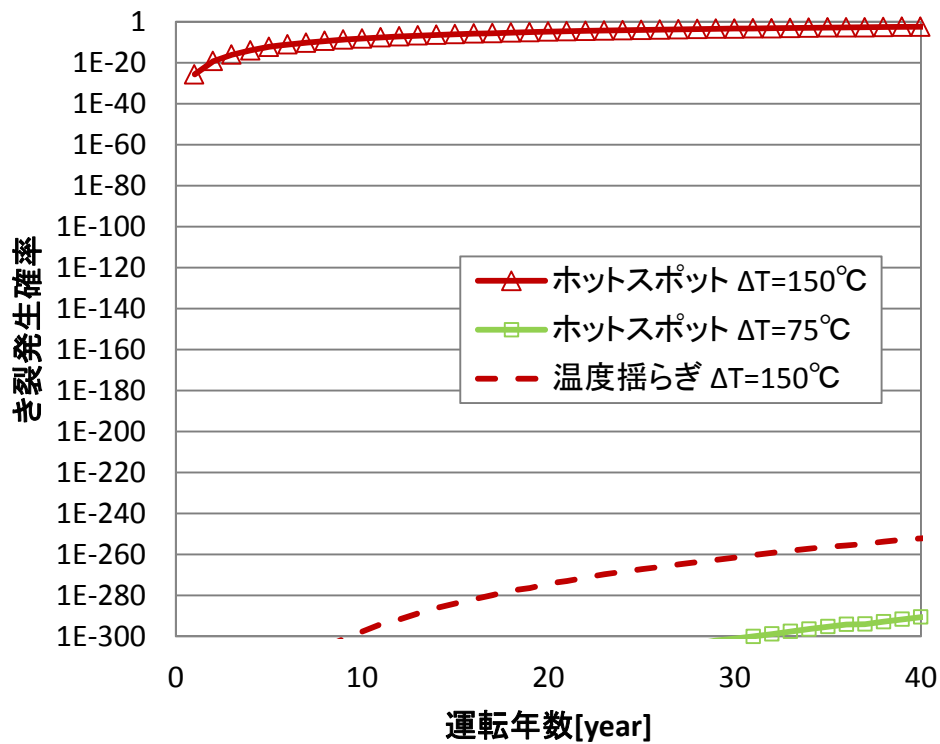


図 3.2.4-173 ミキシングティにおけるき裂の発生確率

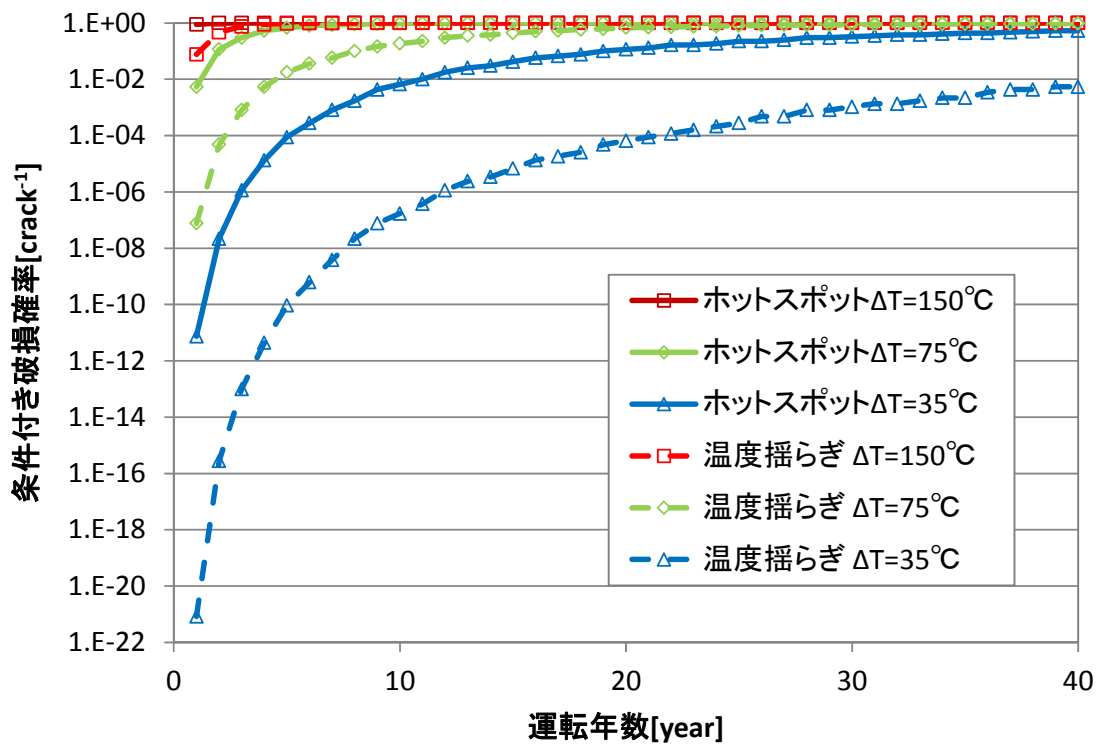


図 3.2.4-174 ミキシングティにおけるき裂の条件付き破損確率

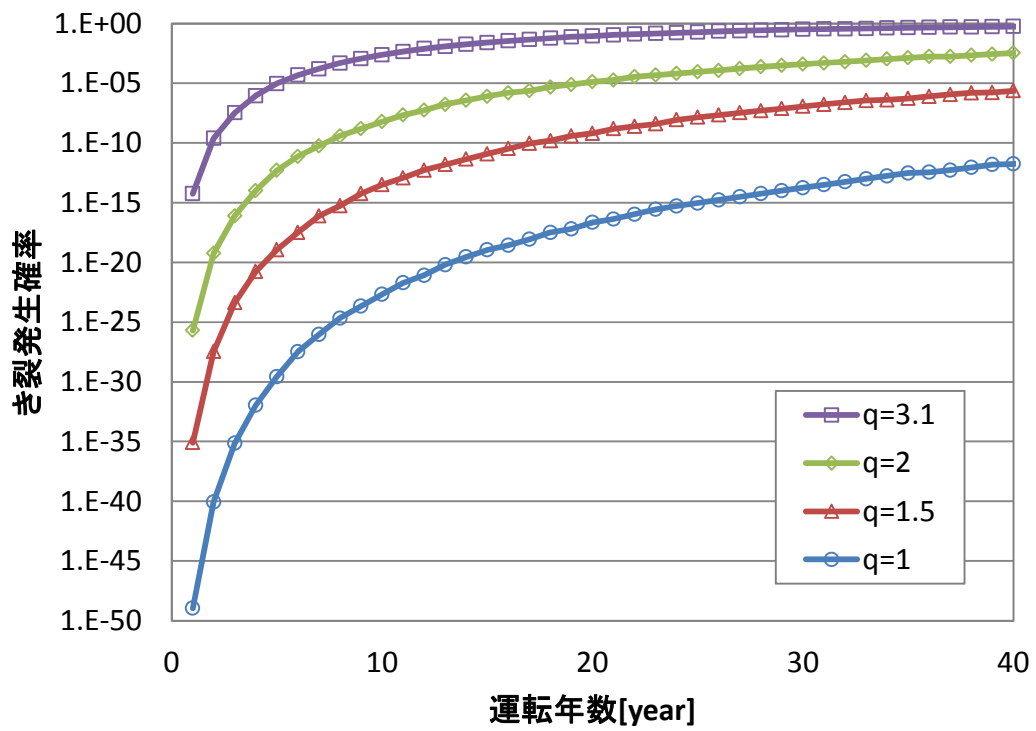


図 3.2.4-175 き裂の発生確率に対する弾性追従係数の影響 (ホットスポット 150°C)

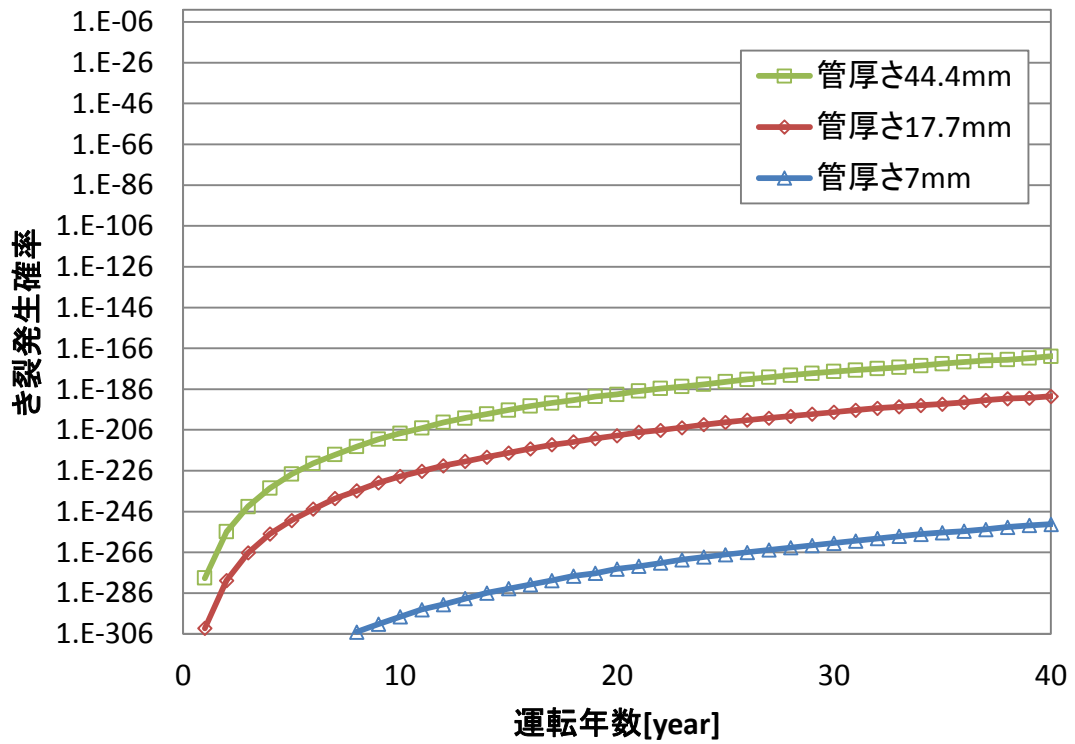


図 3.2.4-176 き裂の発生確率に対する管厚さ (Bio 数) の影響 (温度揺らぎ 150°C)

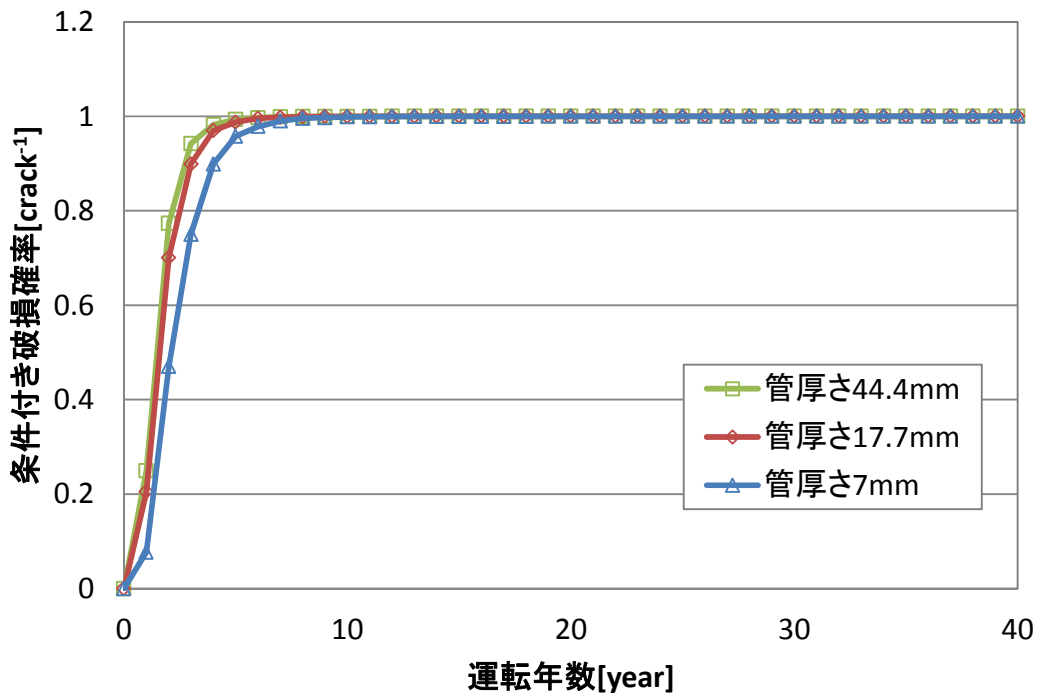


図 3.2.4-177 条件付き破損確率に対する管厚さ (Bio 数) の影響 (温度揺らぎ 150°C)

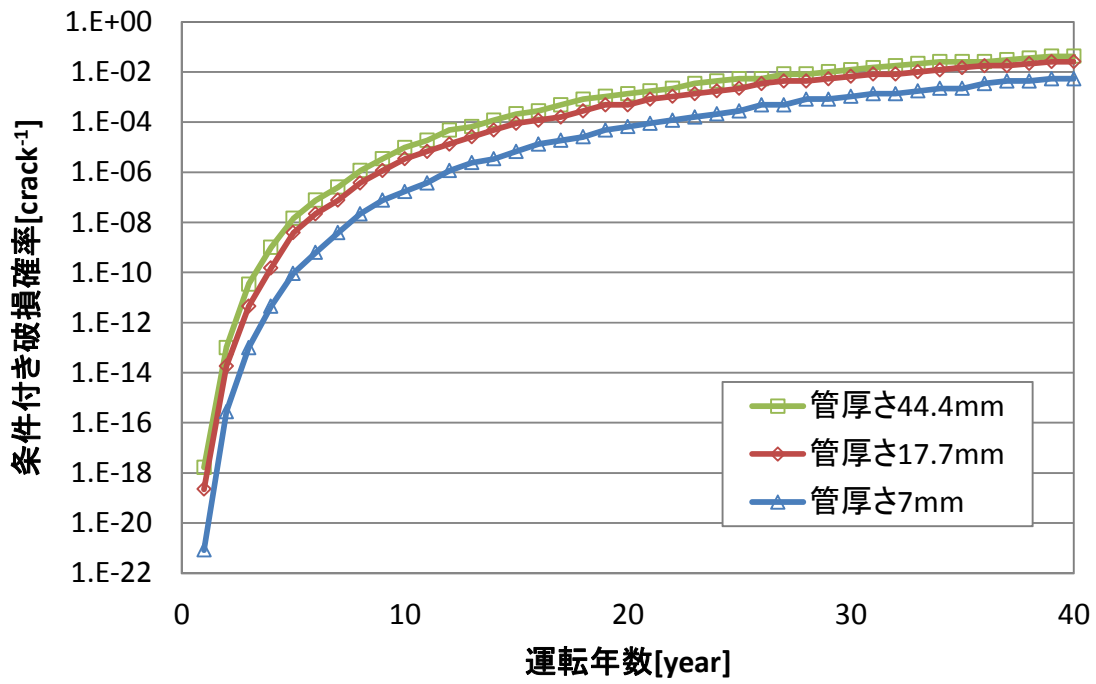


図 3.2.4-178 条件付き破損確率に対する管厚さ (Bio 数) の影響 (温度揺らぎ 35°C)

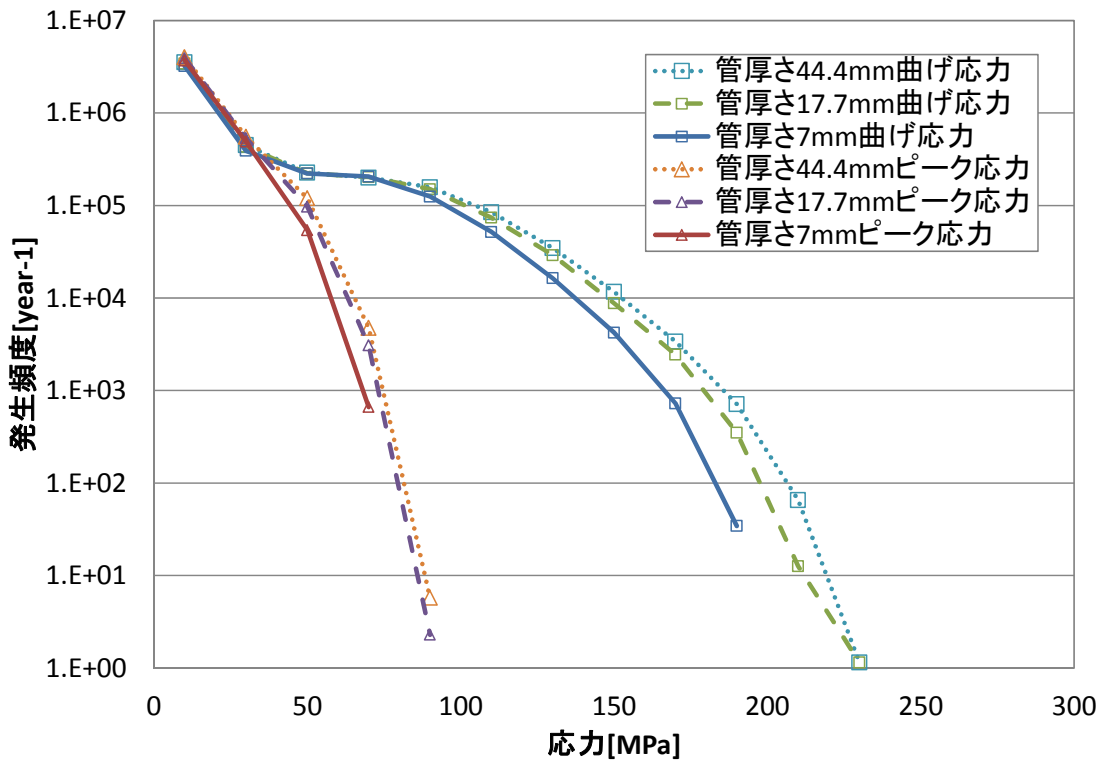


図 3.2.4-179 管厚さと発生応力頻度の関係 (温度揺らぎ)



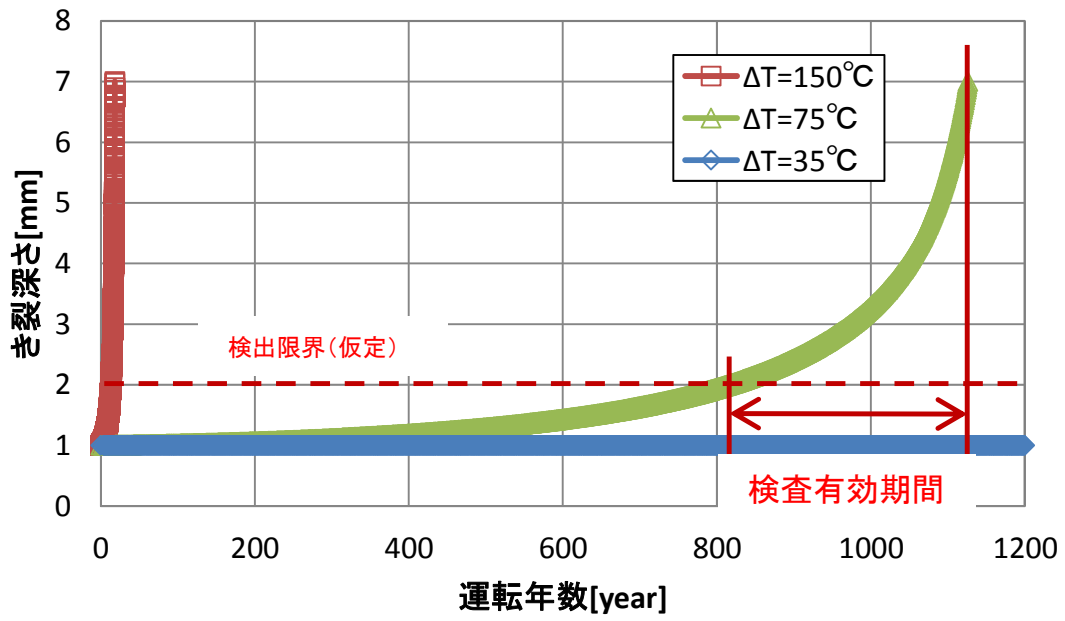


図 3.2.4-180 検査可能期間 (フェライト鋼 温度揺らぎ)

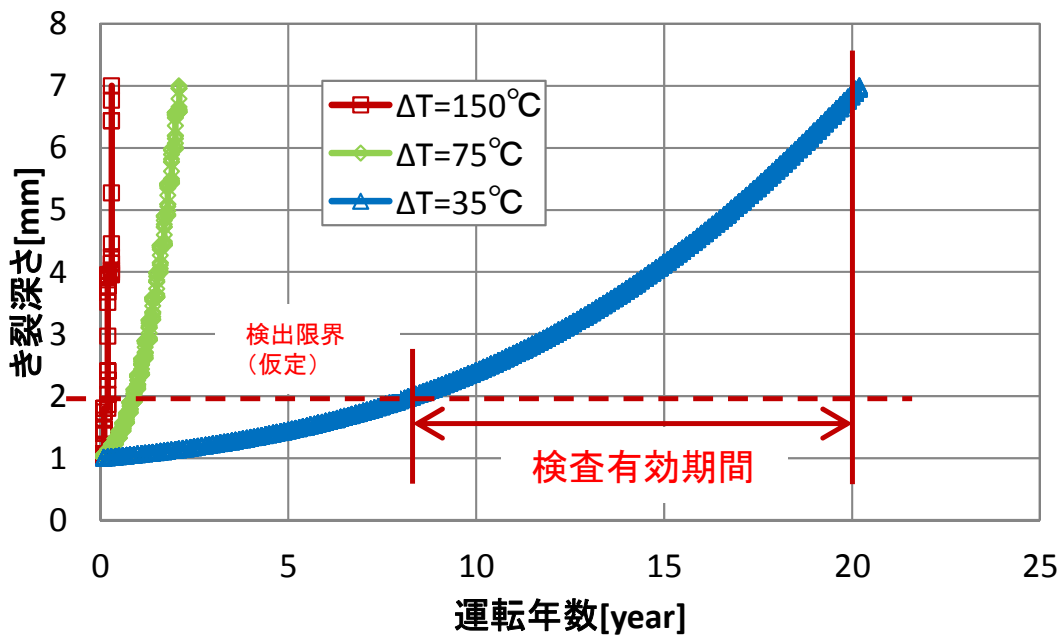


図 3.2.4-181 検査可能期間 (SUS304 温度揺らぎ)

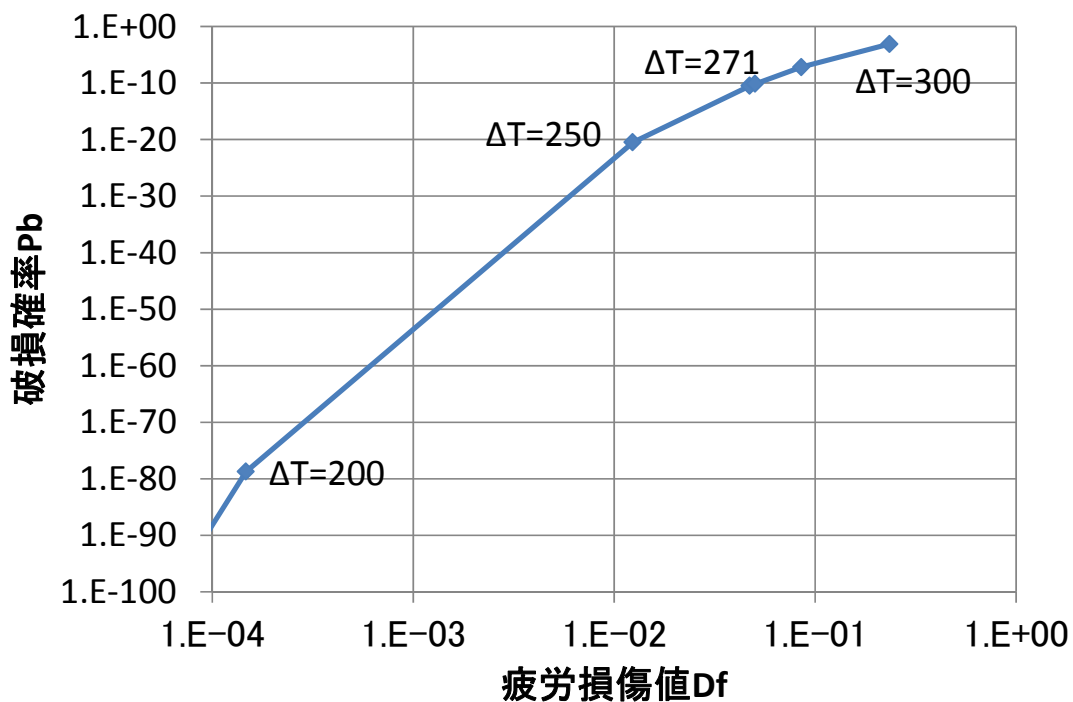


図 3.2.4-182 疲労損傷値と破損確率の関係 (SUS304 温度揺らぎ)

### 3) 配管熱疲労に関する実用的な信頼性評価手法の検討

#### (a) 諸言

原子力プラントの配管などにおける高低温流体の合流部位では、流体混合に伴い不規則温度ゆらぎが生じるため、繰り返し熱応力による接液構造物の高サイクル熱疲労が発生する可能性がある。国内外での熱疲労破損事例の報告を受け、2003年には日本機械学会によって配管の高サイクル熱疲労評価指針（以下、JSME 指針）が策定されている。

本研究では、荷重と強度の不確実性を考慮した不規則流体温度ゆらぎによる配管熱疲労の信頼性解析を行い、JSME 指針の有する安全裕度の定量化および熱疲労評価法の高度化に資することを目的としている。これまで主にモンテカルロシミュレーションによる不確実性因子への感度解析・支配因子の抽出等を行っているが<sup>57,58</sup>、一方で、信頼性評価を規格・基準へ取り入れる観点からは、設計者が確率論を陽に意識する必要のない評価体系の構築が望まれる。本項では、簡明で実用的な信頼性評価枠組みの検討について述べる。

<sup>57</sup> 鈴木正昭, 千原瑠為, 笠原直人, “不規則流体温度ゆらぎを受ける T 字合流配管の信頼性解析”, 計算工学講演会論文集, 第 17 卷 (2012).

<sup>58</sup> 鈴木正昭, “熱伝達係数の不確実性に対する T 字合流配管の熱疲労破損確率の感度評価”, 計算工学講演会論文集, 第 18 卷 (2013).

(b) 不規則流体温度ゆらぎによる高サイクル熱疲労の評価

流体温度ゆらぎによる熱荷重は時刻歴で表現すると不規則波形となることから、見通しが悪く工学的評価に向かない。また、発生熱応力は流体温度ゆらぎの振幅に加えて周波数にも強く依存する。このような問題点・特性を解決し、簡明でかつ高精度な熱疲労評価法として周波数応答関数およびパワースペクトル密度に基づく評価法が提案されており(3.2.4(4)1)項参照)、ここでもそれを評価法の基礎とする。当該手法は熱応力の周波数応答特性を評価法に取り込むことによって予測精度の向上を図っており、また、流体温度特性評価、構造物の応力応答特性評価および疲労損傷係数評価のすべてを周波数領域で行うことにより見通しを良くしている。

荷重と強度の不確実性因子およびそのモデル化についても、3.2.4(4)1)項と同様に、荷重の不確実性因子として熱伝達係数を、強度の不確実性因子として材料疲労曲線(応力振幅に関する設計係数  $F_S$ 、破損繰返し数に関する安全係数  $F_N$ )を選択して、それぞれ正規分布および対数正規分布を仮定して与えることとする。

(c) 限界状態設計法および信頼性評価手法

ここでは、本研究において基礎とした信頼性評価手法について略説する。限界状態設計法とは、構造物が機能喪失に至る限界の状態、および限界状態をもたらす破損モードを抽出し、各々の限界状態の生起に対する安全性を個々に照査する設計体系である。限界状態設計法では、当該破損モードによる限界状態の生起を表現する限界状態関数  $G$  を定義する。

$$\begin{cases} G(X_{Li}, X_{Rj}) > 0 & \text{Safe} \\ G(X_{Li}, X_{Rj}) \leq 0 & \text{Failure} \end{cases} \quad (3.2.4-66)$$

ここで、 $X_{Li}$ 、 $X_{Rj}$  ( $i = 1, \dots, N_L, j = 1, \dots, N_R$ ) はそれぞれ荷重に関する確率変数、強度に関する確率変数 ( $N_L$ 、 $N_R$  はそれぞれ各確率変数の個数) である。

限界状態関数に基づく構造物の信頼性評価手法は、その精度や簡便さに応じて大きく3つのレベルに分類できる。

・レベル III：モンテカルロ法などの、確率変数の詳細な分布特性に基づき、破損確率  $P_f$  を求める詳細評価手法。

$$P_f = \Pr[G(X_{Li}, X_{Rj}) \leq 0] \quad (3.2.4-67)$$

・レベル II：拡張一次近似二次モーメント法 (AFOSM 法：Advanced First-Order Second-Moment method) などの、確率変数の平均値と標準偏差に基づき、破損確率と対応関係を持つ信頼性指標  $\beta$  を求める近似評価手法。ここで、信頼性指標  $\beta$  とは、図 3.2.4-183 に示すように標準正規空間において原点と限界状態曲面との最短距離に相当する安全性の

尺度である。

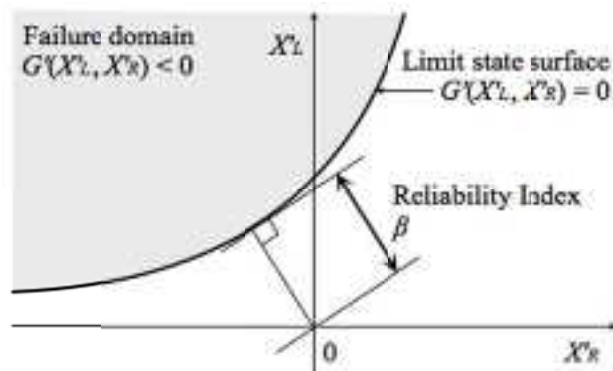


図 3. 2. 4-183 信頼性指標  $\beta$  の定義

・レベル I : 荷重・耐力係数設計法 (LRFD 法 : Load and Resistance Factor Design method) などの、限界状態関数と要求破損確率値 (要求信頼性指標値) に応じてあらかじめ整備された部分安全係数 PSF に基づき、次式により安全性を照査する最も簡便な評価手法。

$$G(\mathit{PSF}_{Li} \cdot X_{Li}, \mathit{PSF}_{Rj} \cdot X_{Rj}) > 0 \quad (3. 2. 4-68)$$

(d) 不規則流体温度ゆらぎによる配管熱疲労に関する信頼性評価枠組みの検討

a) 限界状態関数の定式化

限界状態としてき裂の発生を考えれば、対応する限界状態関数として例えば次式を考えることが出来る。

$$G_1 = 1 - D \quad (3. 2. 4-69)$$

ここで、 $D$  は累積疲労損傷係数である。但し、上記の限界状態関数  $G_1$  に基づきモンテカルロ法などで破損確率の評価が可能である一方で、荷重および強度の確率変数が関数中に陽に含まれていないため最も簡便な LRFD 法への適用性が低く、現象の見通しも悪い。そこで、荷重および強度の確率変数を陽に含む限界状態関数を提案している<sup>57</sup>。

今、次式で定義される平均化応力  $Se$  を考える。

$$\sum_i \frac{n_{Si}}{N_f(S_i)} = \frac{N_t}{N_f(Se)} \quad (3. 2. 4-70)$$

ここで、 $N_f(S_i)$  は応力レベル  $S_i$  に対応する破損繰返し数、 $n_{Si}$  は応力レベル  $S_i$  の繰返し数、 $N_t$  は各応力レベルの合計繰返し数である。平均化応力  $Se$  は次式で計算される。

$$S_e = [\sum_i S^m p(S = S_i)]^{1/m} \quad (3.2.4-71)$$

また、平均化応力  $S_e$  を用いて累積疲労損傷係数  $D$  は以下のように書ける。

$$D = \frac{N_t}{A^m} E[(S - b)^m] = \frac{N_t}{A^m} (S_e - b)^m \quad (3.2.4-72)$$

設計疲労曲線式、式(3.2.4-71)、および式(3.2.4-72)より、荷重の確率変数として平均化した応力  $S_e$ 、繰り返し数  $N_t$ 、強度の確率変数として応力係数  $F_S$ 、寿命係数  $F_N$  を陽に含む次式の限界状態関数  $G_2$  を導くことが出来る。

$$G_2 = \begin{cases} (A/F_S)^m - (S_e - b/F_S)^m N_t & \text{for } S_e < S_0 \\ A^m F_N - (S_e - b)^m N_t & \text{for } S_e \geq S_0 \end{cases} \quad (3.2.4-73)$$

提案した限界状態関数  $G_2$  の妥当性を確認するために、各限界状態関数  $G_1$ 、 $G_2$  を用いたモンテカルロシミュレーションをそれぞれ行い、得られた破損確率を比較した。両シミュレーションにおいて、熱応力 PSD から逆フーリエ変換により熱応力時刻歴を生成し、レインフロー法を適用することで応力の振幅とその頻度の組を得るところまでは手順に差異はない。その後、限界状態関数  $G_1$  に基づくシミュレーションでは、応力振幅とその頻度からマイナー則を用いて疲労損傷係数を算出し、式(3.2.4-69)により限界状態の生起を評価する。一方、限界状態関数  $G_2$  に基づくシミュレーションでは、応力振幅とその頻度から式(3.2.4-71)によって平均化応力  $S_e$  および合計繰り返し数  $N_t$  を算出し、式(3.2.4-73)により限界状態の生起を評価する。図 3.2.4-184 に、両シミュレーションから得られた熱疲労破損確率（き裂発生確率）を示す。ここで、限界状態関数以外の配管径等の諸条件は同一である。両者の結果はよく一致しており、導出した限界状態関数  $G_2$  が  $G_1$  と等価であると言え、定式化の妥当性が示された。

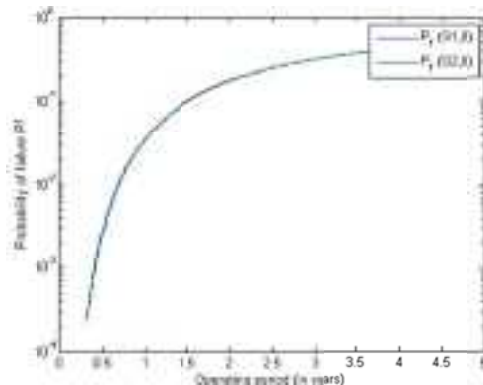


図 3. 2. 4-184 限界状態関数  $G_1$  および  $G_2$  を用いたモンテカルロシミュレーションより得られたき裂発生確率の比較

b) 等価応力振幅による荷重評価の簡明化

限界状態関数  $G_2$ 、および LRFD 法により信頼性照査を行うことを考える。荷重変数として平均化応力  $Se$  および合計繰り返し数  $Nt$  を算出するには、前述の通り熱応力 PSD から逆フーリエ変換による熱応力時刻歴の生成、さらにレインフロー法の適用による応力振幅とその頻度の組の獲得が必要となり、それが荷重の取り扱いを煩雑にし、設計の観点からは実用性に劣る。そのため、熱疲労評価の簡明化を目的として、等価応力振幅による荷重の取り扱いが提案されている<sup>59</sup>。

熱応力 PSD  $P(\omega)$  の  $i$  次モーメントは次式で求められる。

$$\lambda_i = \int_{-\infty}^{+\infty} |\omega|^i P(\omega) d\omega \quad (3. 2. 4-74)$$

0 次モーメント  $\lambda_0$  は応力波を二乗した値の平均値に等しい。そこで、 $\lambda_0^{-1/2}$  が元の応力波の片振幅の平均値に近いと考え、これを等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  として定義する。

$$\sigma_{ESA} \equiv \sqrt{\lambda_0} \quad (3. 2. 4-75)$$

式(3. 2. 4-75)を用いて、図 3. 2. 4-185 中、左図に示すような不規則応力波形を同右図のように置き換える。また、応力波が平均値を正勾配で通過する平均的頻度（零点通過頻度） $\nu_0$  は次式で求められ、等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  の波が単位時間あたり  $\nu_0$  回生じるとみなすことができる。

$$\nu_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\lambda_2}{\lambda_0}} \quad (3. 2. 4-76)$$

したがって、評価期間  $T$  における繰り返し数  $N$  は  $N = \nu_0 T$  として求められる。上記の評価はすべて理論的な取り扱いによって導くことが出来るため簡明であり、信頼性評価に有効である。

<sup>59</sup> Suzuki, T. and Kasahara, N., “Thermal fatigue evaluation method of pipes by equivalent stress amplitude”, Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference, (2012).

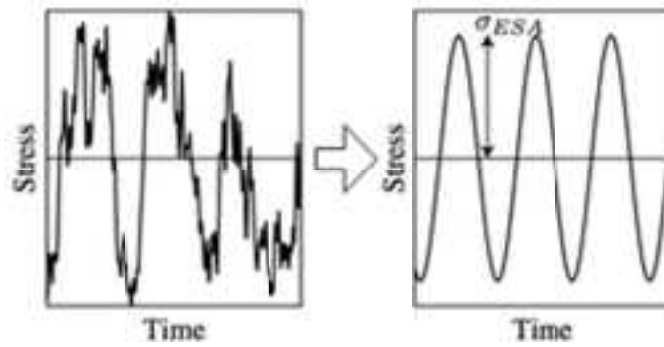


図 3.2.4-185 等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  による不規則応力波形の置き換え

等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  による信頼性評価の精度を確認するために、式(3.2.4-73)の限界状態関数形において平均化応力  $Se$ 、等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  を用いたモンテカルロシミュレーションをそれぞれ行い、得られた破損確率を比較した。図 3.2.4-186 に、両シミュレーションから得られた熱疲労破損確率（き裂発生確率）を示す。ここで、前項と同様、限界状態関数以外の配管径等の諸条件は同一である。両者を比較すると、等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  を用いて求めた破損確率が概ね評価期間に渡って保守的な評価となっていることが分かる。これは、等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  および零点通過頻度  $\nu_0$  の導出が、レインフロー法よりも若干保守的なレベルクロッシング法の考え方に基づくことによる差異であると考えられる。

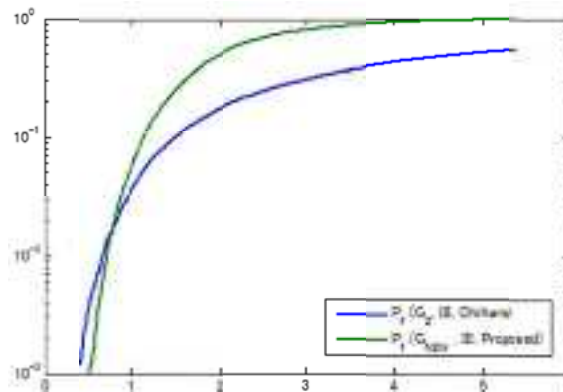


図 3.2.4-186 平均化応力  $Se$  および等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  を用いたモンテカルロシミュレーションより得られたき裂発生確率の比較

以上より、不規則流体温度ゆらぎによる配管熱疲労に関する信頼性評価枠組みとして、式(3.2.4-73)の限界状態関数形に基づく LRFD 法による信頼性評価をベースとし、信頼性照査において第 1 ステップとして荷重評価に等価応力振幅  $\sigma_{ESA}$  を用いた簡易的・保守的評価を行い、それが不成立であれば第 2 ステップとして荷重評価に平均化応力  $Se$  を用いた評価を行い、依然不成立であれば第 3 ステップ以降として確率変数の分布特性を陽に用いたレベル II 以上の信頼性評価手法による詳細評価を行う、スクリーニングによる段階的な評価枠組みが考えられる（図 3.2.4-187）。

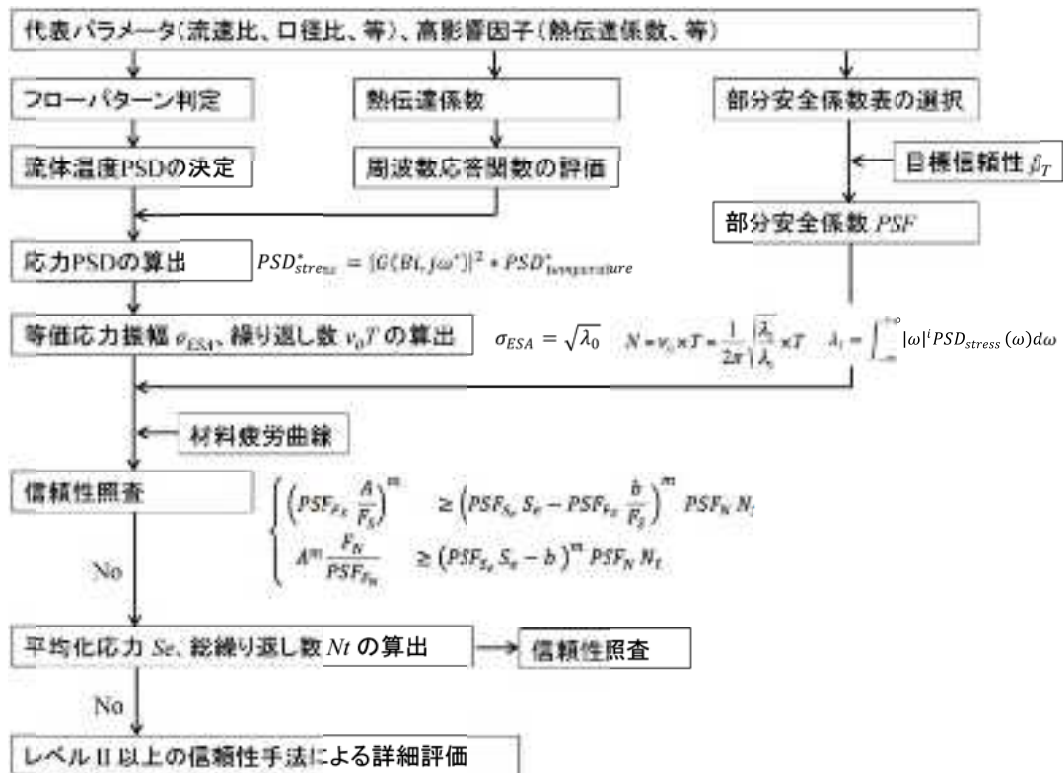


図 3.2.4-187 LRFD 法に基づくき裂発生に関する信頼性評価手順例

(e) 結言

荷重と強度に関する不確実性因子を考慮した不規則流体温度ゆらぎによる配管熱疲労の信頼性評価について、規格への適用性、現象理解を助ける見通しの良さの観点から、簡明で実用的な信頼性評価枠組みを検討した。限界状態設計法および LRFD 法による信頼性評価をベースとして、荷重・強度の確率変数を陽に含む限界状態関数の定式化、荷重評価の簡明化を目的とした等価応力振幅の適用、それらを用いたスクリーニングによる段階的な評価枠組みについて示した。



## (5) まとめ

本年度の熱疲労評価手法の高度化の研究において得られた成果は以下のとおりである。

### 1. 熱疲労メカニズム解明に基づく安全評価手法の高度化

- ・ 熱成層化による高サイクル熱疲労メカニズム解明についての研究においては、鉛直管体系において、実温・実圧条件の定常解析を行った。実験とシミュレーション結果は異なる結果となったが、定常解析を用いた場合においても熱成層界面が形成されることが確認できた。解析精度に改善の余地があるが、短時間で侵入深さを評価することが可能であることがわかった。
- ・ CFD 解析での推定が困難なパラメータ解決策検討についての研究を行い、エルボ部に発生する熱応力推定に対しては、逆解析による内面温度推定による発生応力の推定が有効であること、熱成層界面が水平部に跨る場合であって、且つエルボ部に対してボーイングによる影響が顕著であると考えられる場合には、ボーイングに対する計測として配管サポート等でのひずみ計測並びにレーザー変位計等による変位計測によりエルボ部の損傷を間接的に計測する方法を想定した。
- ・ 温度成層界面ゆらぎに対する熱応力の周波数応答関数の提案の研究においては、熱成層界面ゆらぎ現象に見られる界面の軸方向移動に対する熱応力応答メカニズムを解明した。また、3通りの方法で板厚分布型周波数応答関数を拡張し、「界面移動型周波数応答関数」を提案した。
- ・ 疲労強度評価手法の高度化についての研究を行い、JSME 指針のステップ5としてき裂成長予測をとりいれた評価手順について検討した。とくに、高サイクル熱疲労荷重下での深さ方向の応力勾配を考慮した応力拡大係数の算出と、その一般化を行い、周波数に依存しない応力拡大係数を簡便な式で予測できるようにした。
- ・ 多軸応力負荷経路の疲労強度に及ぼす研究を行い、多軸負荷の影響を考慮した検討を行った。SUS316 鋼は、比例負荷で繰返し硬化挙動を示した後、繰返し軟化を示した。また、高サイクル疲労試験において、予負荷時の軟化挙動により、き裂発生が促進され、き裂進展速度が加速化した。その結果、予負荷は無予負荷材と比べ高サイクル疲労強度を低下させた。一方、非比例多軸負荷は繰返し初期から繰返し硬化挙動を示し、高サイクル疲労試験におけるき裂発生が抑制され、き裂進展速度を低速化させた。その結果、数サイクルの予負荷は高サイクル疲労強度を増加した。
- ・ 熱疲労寿命評価法高度化についての研究を実施し、熱処理により結晶粒径を種々に変化させた SUS 316 鋼を用いて、高温低サイクル疲労実験を行い、自然発生の微小表面き裂の発生から進展過程を連続的に調査し、微小き裂の進展に及ぼす負荷レベルの影響と材料微細構造との関連性を調査した。

### 2. シミュレーション技術の知識ベース構築

- ・ 配管合流部の長周期温度変動の評価、および流体構造熱連成解析を実施した。WATLON 試験を対象とした約 100 秒間の数値解析で、1Hz 以下の長周期温度変動が現れることを確認した。5 秒と 100 秒の統計処理時間で、時間平均値、温度変動強度の分布はそれほど変わることはなかった。INSS 実験を対象とした流体・構造熱連成解析を行い、流速分布、速度変動強度分布は実験データとよく一致した。
- ・ 配管合流部流体・構造熱連成解析の実機適用性評価についての研究では、長周期変動の再現性を評価するため、境界層を細密な格子にて直接表現する計算格子である直接熱伝達モデルと、壁関数を導入して格子数を削減した計算格子を用いて解析を実施した。後流域にカルマン渦に由来しているものと考えられる枝管流の蛇行が観察された。流体域の表現性は格子分解能が高い直接熱伝達モデルの方が壁関数モデルに比べて良いものと推察され、温度変動強度は直接熱伝達モデルの方が壁関数モデルよりも大きくなる結果となった。

### 3. システム安全評価のための劣化予測式の提示

- ・ 破損確率評価のための熱荷重評価と影響因子の調査についての研究では、不規則温度ゆらぎ型、ホットスポット型の両熱疲労破損モードについて、周波数応答関数および PSD に基づく熱荷重評価を行い、熱荷重データとして膜・曲げ・ピーク各応力成分の組み合わせ応力ヒストグラムを算出した。評価された熱荷重に基づき、荷重と強度の不確実性因子としてそれぞれ熱伝達係数、疲労曲線のばらつきを考慮したき裂発生確率評価を行った。ホットスポットの有無、高低温流体温度差、ピオ数に対するき裂発生確率の感度を評価し、ホットスポットの存在によりき裂発生確率が大きく上昇しうること、ホットスポット型では流体温度差に対する感度が高い傾向が、不規則温度ゆらぎ型ではピオ数に対する感度が高い傾向が見られた。
- ・ リスク評価を可能とするための破損確率評価法の提案についての研究を実施し、簡易に評価可能な実用的な破損確率予測式の枠組みを提案した。疲労損傷値  $D_f$  を用いた簡易計算式による破損確率評価式ならびに応答曲面法を用いる二つの手法を提案し、計算精度の観点から、疲労損傷値  $D_f$  から簡易的に破損確率を求める手法で十分である結論を得た。
- ・ 配管熱疲労に関する実用的な信頼性評価手法の検討についての研究では、荷重と強度に関する不確実性因子を考慮した不規則流体温度ゆらぎによる配管熱疲労の信頼性評価について、規格への適用性、現象理解を助ける見通しの良さの観点から、簡明で実用的な信頼性評価の枠組みを検討した。限界状態設計法および LRFD 法による信頼性評価をベースとして、荷重・強度の確率変数を陽に含む限界状態関数の定式化、荷重評価の簡明化を目的とした等価応力振幅の適用、それらを用いたスクリーニングによる段階的な評価枠組みについて示した。