



目次

巻頭言	●安全規制制度の改善に関して……………1 原子力安全・保安院 次長 平岡英治
ご挨拶	● 理事長 佐々木 宜彦……………2
トピックス	●NDE シンポジウム 2009 を開催……………3
研究報告	● 欠陥検出評価技術に関する研究
	ガイド波探傷の大規模 FEM シミュレーション解析……………5 古川 敬, 古村一朗 西野秀郎 (徳島大学大学院)
	開口合成 3 次元超音波探傷法による Ni 基合金溶接部 SCC の探傷特性………… 13 古村一朗, 古川 敬
	深部欠陥を検出するための渦電流の発生法……………20 (渦電流誘導の解析解による検討) 程 衛英, 古村一朗
	放射光およびレーザーコンプトン散乱 γ 線を用いた……………26 オーステナイト系ステンレス鋼中 SCC の 3 次元 CT イメージング 中東重雄, 長谷川忠之 藤城智之, 山本厚之, 寺澤倫孝, 堀川健, 宮本修治 (兵庫県立大学) 梶原堅太郎, 伊藤真義 (SPRING-8/JASRI)
	● 溶接継手の健全性確保に関する研究
	高温高圧純水環境下の Ni 基 600 合金用被覆アーク溶接金属の……………31 応力腐食割れ感受性に及ぼす C, Nb 濃度の影響 西川 聡, 大北 茂 曾我部恵典, 三上欣希, 望月正人 (大阪大学大学院工学研究科) 池内健二 (大阪大学接合科学研究所)
	溶接始末端部の残留応力に関する基礎的検討……………40 —材料物性値および始末端部への入熱量が残留応力に及ぼす影響について— 長谷川忠之, 西川 聡, 大北 茂
	中性子回折によるステンレス鋼配管周溶接始末端部の残留応力測定……………45 水野亮二
	● 技術基準・規格化に関する調査研究
	高温高圧配管の厚さ計算式と温度依存パラメータについて……………49 吉田和夫, 森川昭二, 大石勇一
成果	●出願特許一覧……………57
	●学協会誌等への論文発表……………58
	●学協会等への口頭発表……………62
	●論文等表彰……………67

安全規制制度の改善に関して

最近、複数のメーカーの工場視察をさせていただいた。高品質を確保しつつ効率を高めようと努力するものづくり現場の息吹を改めて感じた。世界的な原子力プロジェクトの増加等への対応を進める一方、溶接施工や非破壊検査といった現場技術について、人を育て技能を継承する取り組みや技術の高度化などに積極的な対応が行われていた点が印象的であった。

工場視察後、国の安全規制制度について意見交換を行ったところ、溶接検査制度についての改善要望が出たのは意外であった。平成11年の電気事業法改正以降、事業者が溶接事業者検査を行い、その実施体制について溶接安全管理審査機関が審査する制度となっているが、現場実態にうまく合致していないとのこと。具体的には、「溶接施工や検査技術は製造者が保有すべき技術であり、技術基準が性能規定化された状況下では、専門的な第三者機関による検査などが望ましい」、「溶接士資格については事業者の仕事の有無によらず技術的能力として取得・更新できるようにして欲しい」などのご意見をいただいた。

法律上の検査義務が、施設の設置者であり最終的な安全責任を負う事業者に課されていることは自然だと思われる。一方、溶接施工や非破壊検査は、メーカーにおいて専門的スキルを身につけた人が行う共通基盤的な技術、という性格を有している。従って、溶接に関する検査は、専門性の高い検査員により共通的な方法・基準に従って行われるべきで、この点はメーカーにおける人材育成や技術力維持の観点からも重要である。現行制度にはこのような観点から改良の余地があるのではないかと。早急に、メーカー、事業者、国等がコミュニケーションを図り、検討を行うことが望まれる。その際、この分野の専門機関である発電技検も積極的貢献を果たすべきであるし、また、共通基盤的な技術であることから学協会による規格基準活動の役割も重要と考えられる。

原子力安全・保安院においては、今年2月、原子力安全規制に関する課題の整理を行い、制度改善への取り組みをスタートさせたところである。課題の中には、建設・製造段階の検査制度における品質保証の取り入れや、いわゆるベンダーインスペクションのあり方なども取り上げている。このような規制制度の改善を進めることは容易なことではないが、関係者との率直な意見交換に努めつつ、志を持って取り組んでいくことが重要と考えている。



原子力安全・保安院
次長 平岡英治

ご挨拶

2009年度に協会が実施した研究活動と成果を技術レビュー Vol. 6 として取りまとめましたのでご覧いただきたいと存じます。

今年、2010年は、協会が設立されて以来40周年と節目の年を迎えました。設立目的は火力、原子力機器の溶接検査の指定機関、原子力定期検査の立会い検査業務など国の規制制度を補完する役割を担うものでした。

試験研究業務については、火力、原子力技術の進歩をうけて、主にメーカーの依頼に応じ、国の技術基準に該当しない材料や溶接施工法など、新技術適用の妥当性を評価、試験する業務を行うことから徐々に実績を積み重ねました。その後、原子力を中心に国から機器、配管などの溶接部の信頼性実証のための受託研究が本格化するに伴い、1987年に鶴見試験センターの設立に至りました。受託事業もさらに拡大し、1993年には、千葉の浦安市に東京試験研究センターを、1995年にはひたちなか市に足崎試験研究センターを設立し、最盛期には試験研究部門の構成人員は70名強を擁し、受託研究費も70億円を超す事業規模となりました。しかし、2003年に独立行政法人原子力安全基盤機構（JNES）が設立され、規制に必要な試験研究はJNESに一本化されることに伴い、東京、足崎試験研究センターは閉鎖され、協会の試験研究活動も鶴見試験研究センター（現溶接・非破壊検査技術センター（NDEセンター））に集約されることになりました。

一方、NDEセンターでは設立以来これまで、国の受託事業とは別に、国の規制を先導するようなテーマや、産業界の抱える技術的将来課題に対し、協会独自に自主研究として鋭意取り組み、溶接、非破壊検査分野における専門的な試験研究機関としての能力を培ってきました。その後の行政機構改革、規制制度の変遷など、時代の変化、荒波は協会の試験研究活動にも大きな影響と変化を与えたことも事実ですが、この分野においてのこれまでの継続的、長期的な試験研究実績、蓄積を生かして安全確保に貢献していくことが、専門機関としての使命であると自負しているところです。

協会は事業経営方針として、2010年から2012年まで3ヵ年の新たな中期経営計画をスタートさせました。NDEセンターでは「競争力」をキーワードとして掲げています。NDEセンターの試験研究事業規模は現状で5億円強、人員も20名弱となっています。特に最近では独立行政法人からの業務が縮小傾向にあり、研究基盤の維持を図りつつ、収支均衡を目指していくことが協会事業経営にとっても大きな努力課題になっています。このため、今後さらに研究課題の集約化や、スリムで効率的な研究体制を構築していく必要があります。また、資金源の多様化を図るため、民間組織からの試験研究業務の受託の拡大、研究成果の多面的活用などを進める努力が一層求められています。

現在、協会は審査検査部門、規格基準部門、試験研究部門の3部門を有していますが、このことは他の審査検査組織が追従できない優位性を維持できる協会の強みであると考えています。この強みを生かし、部門間相互の連携やフィードバックシステムが機能するような試験研究体制を構築し、安全分野の現場に適用される研究成果を通じて貢献していくことこそ、協会としての試験研究業務の存立意義であると考えています。

その意味で、NDE センターの研究成果を関係する方々に広く知っていただく努力をすることが必要であると考えています。同時に溶接部の構造健全性評価やきずの有無、材質変化などを非破壊評価する分野の専門の研究者や技術者が一堂に会して研究成果や、実機適用例を報告し意見交換し、お互いに連携を高めていくことが極めて有益であるとの認識のもと、NDE センターが声かけ役をやらせていただき、主催する「NDE シンポジウム」を2008年より毎年開催させていただいております。2010年は3回目（12月13日開催予定）になりますが、これまで関係の方々の多大なご協力をいただいております。お陰様で一定の成果をあげつつあると認識しております。

以上のとおり、協会の試験研究活動を取り巻く情勢は厳しいものがあります。大学や他の研究機関との連携や専門家の知見やご指導も得つつ、限られた人材や物的資源を効果的に活用し、これまで培われてきた協会固有の技術の選択と集中を図りながら、一層の固有技術の深化と競争力のある技術の育成に着実に取り組んでまいりたいと決意を新たにしているところであります。これからも関係各位の一層のご指導、ご鞭撻のほどよろしくお願い申し上げます。

理事長
佐々木宜彦



NDEシンポジウム2009を開催



満席となった会場の様子



講演をされる野本名誉教授



講演をされる三原教授

当協会は、平成21年12月9日に東京大学山上会館大会議室において、昨年に引き続きNDEシンポジウム2009を開催いたしました。

本シンポジウムはテーマを「構造健全性と非破壊評価」と題し、原子力設備の安全を維持するうえで溶接継手部の健全性を確保するため、構造健全性を評価する分野ときずの有無や材質変化を非破壊評価（NDE）する分野の研究者／技術者の緊密な連携が必要不可欠とのことを趣旨として企画したものです。会場は原子力設備の構造健全性評価／非破壊評価に関する研究者／技術者等約100名の方方で満席状態となり、活発な意見交換を行うことができました。

当協会理事長の佐々木より開会の挨拶が行われた後、基調講演として東京大学名誉教授 野本敏治先生より「中越沖地震後の原子炉機器の健全性評価委員会」報告、富山大学教授 三原毅先生より「超音波計測の信頼性と超音波伝搬可視化技術」、さらに原子力安全・保安院統括安全審査官 石垣宏毅殿より「新検査制度の運用状況等について」の原子力の保全に関する貴重な講演をいただきました。

また、(独)原子力安全基盤機構河野殿より「ニッケル基合金溶接部の超音波探傷性能」について、日本原子力発電(株)堂崎殿より「ウェルドオーバーレイ配管に対する超音波探傷について」、三菱重工業(株)黒川殿より「セーフエンド溶接部に対するUTサイジング技術」、関西電力(株)平野殿より「テンパービード工法の開発と実機適用への取り組みについて」、日立GEニュークリア・エナジー(株)中村殿より「BWR炉底部の保全技術」、(株)東芝依田殿より「炉内保全用多機能レーザー溶接ヘッドの開発」の発表が行われました。その他当協会からは溶接構造物の非破壊評価技術、補修技術等2件の技術報告が行われました。

ガイド波探傷の大規模FEMシミュレーション解析

Large scale FEM simulation of ultrasonic guided wave inspection

溶接・非破壊検査技術センター 古川 敬, 古村 一郎
徳島大学大学院 西野秀郎

Ultrasonic guided waves are being tried widely to apply for the long range inspection of piping. Most of guided waves contain many wave modes with each different sound velocity, so it is difficult to identify the defects. Computer simulation technique of guided wave propagation and visualization is valuable to recognize beam paths of echoes. This paper describes the numerical simulation results of guided wave propagation in pipes with several defects by using a large scale three-dimensional FEM code. Procedure of modeling for guided wave generation and receiving are described. The echo amplitude of inner or outer defects with varying length (circumferential extent) or width (axial extent) are considered.

Keywords: Ultrasonic Testing (UT), Guided Wave, Piping, Wave Propagation, Three dimensional FEM, inner or outer defects

1.....はじめに

配管等の検査において、ガイド波を用いて広範囲を一括して探傷する方法や遠隔から探傷する方法等が適用されつつある^{1),2)}。しかし、ガイド波には複数の種類の伝搬モード（モードとは振動の種類を指す）が存在することに加え、それらが速度分散を持ち周波数によって音速が異なる性質があることから、エコーの伝搬時間にもとづき反射源位置を特定することが難しい場合がある。このため、ガイド波の伝搬状況の予測やエコーの予測が可能なシミュレーション解析技術が期待されている。

ガイド波のシミュレーション解析技術には、理論解析から算出された分散曲線をもとに発生するガイド波のモードを予測し、エコーの経路を推定する方法があり、これは比較的単純な断面形状の場合に活用されている。より詳細な解析では、半解析的有限要素法³⁾が活用され、曲がり管を越えた伝搬状況や欠陥からのエコーの予測が可能になってきている。しかし、現時点では実際の探傷を模擬する様な複雑

な解析は難しく、例えば送受信センサの配置の影響、溶接部やフランジの存在、エルボ部の背と腹の肉厚の違い、配管サポートの存在、内部流体の有無等といった、さらに複雑な境界条件の下での解析は困難である。

本研究では、このような複雑な条件でシミュレーション解析が行えるシステムの開発を目標に、条件設定に対する自由度が高い有限要素法（FEM）の適用を試みている。既報^{4),5)}では、大規模三次元FEMコードを活用しガイド波の発生モデルを構築し、直管部ならびに溶接部や曲がり管を伝搬するガイド波を解析し、既往の実験結果等⁶⁾と比較して解析結果の妥当性を検証してきた。

本報では、エコーの予測手法(シミュレータ)へ展開することを目的に、欠陥モデルの設定方法の構築と受信モデルの作成を行った。そして、配管モデルの内面・外面に寸法を変えて設置した欠陥モデルからエコーを解析し、既往の研究による知見等^{7),8)}と比較することで解析結果の妥当性を確認した。

2.....解析モデル及び解析条件

本ガイド波の送受信は次の様にモデル化した。送信はセンサから発生していると考えられる振動を初期変位として与え、受信は受信位置で変位の時間変化を出力する方法とした。今回はねじり (T)モードのガイド波を伝搬させる条件としたため図1に示す様に初期変位を与えるモデルとした。また受信のモ

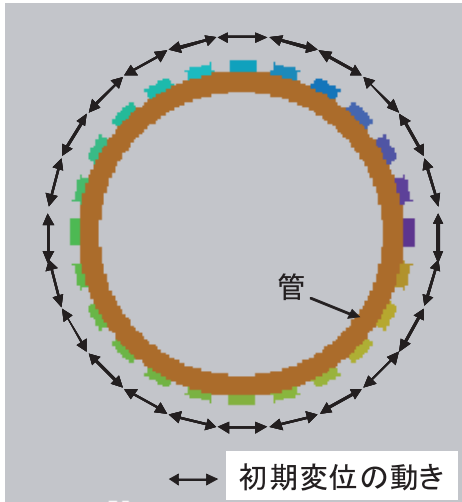


図1 ガイド波送信モデルの概要

デルは図2に示す様に円周上8箇所位置のFEM要素の変位を時系列で出力した。これら8箇所の周方向の変位を全て合成し、ねじりモードの基本モード (T(0,1)) を優先的に受信するモデルとした。

解析コードは三次元有限要素コード (伊藤忠テクノソリューションズ社製 ComWAVE Ver.3) を用いた。図3は解析モデル全体の概要と寸法を示したものであり、送信部から700mm離れた位置にスリット状の欠陥モデルを設定した。配管モデルは呼び

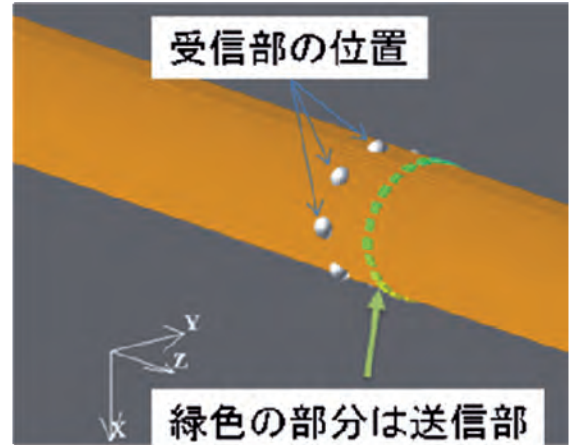


図2 ガイド波受信モデルの概要

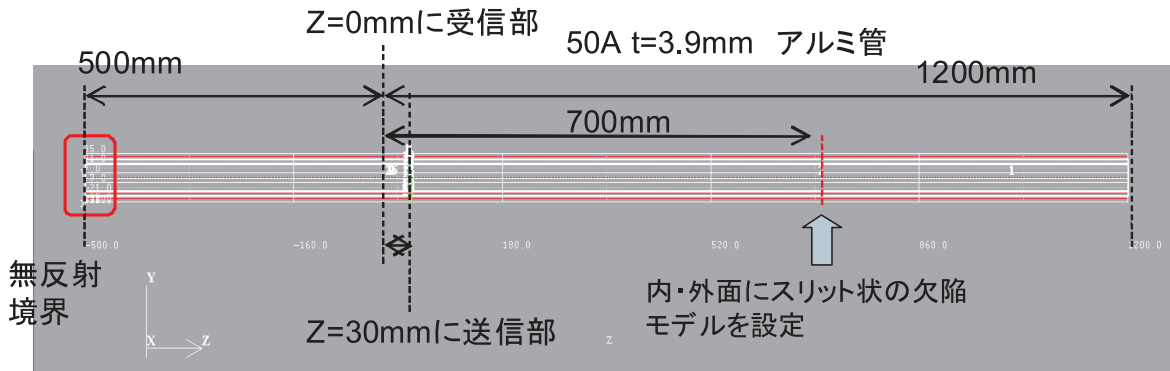


図3 解析モデルの全体概要及び寸法

表1 主な解析条件

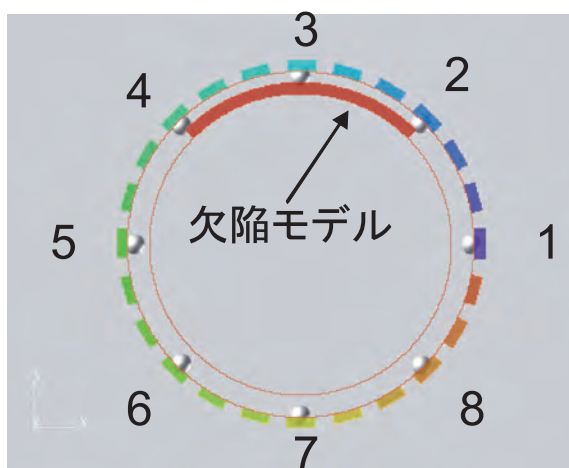
項目	条件
材質 (縦波, 横波音速, 密度)	アルミニウム合金 ($V_l=6.4\text{km/sec.}$, $V_s=3.12\text{km/sec.}$, $\rho=2.7 \times 10^3\text{kg/m}^3$)
口径, 肉厚	呼び径 50A, 肉厚 3.9mm
欠陥モデルの断面欠損率 高さ 2mm, 幅 1mm	外面開口: 3.3%, 13%, 27% (単独又は2個), 53% 内面開口: 2.9%, 11%, 23% (単独又は2個), 46%
欠陥モデルの幅 高さ 2mm, 内面開口	$\frac{1}{8}, \frac{1}{4}, \frac{3}{8}, \frac{1}{2}, \frac{5}{8}, \frac{3}{4}, \frac{7}{8}, 1, 1\frac{1}{8}, 1.25, 1.5, 2, 3.5, 6$ ((波長) = 62.4mm)
送信波の周波数	50kHz-バースト5波
総要素数 / 要素寸法	約7千万要素 / 0.5mm x 0.5mm x 0.5mm

径50A，肉厚3.9mm，アルミ合金とした。スリット状の欠陥モデルは，高さ2mm×幅1mmとし内面又は外面に開口して設置した。欠陥モデルの開口部の長さは，全周，1/2周，1/4周，1/8周及び1/16と変え，欠陥の長さとのエコーの振幅との関連を示した。また，内面全周および1/2周の欠陥モデルについては，幅（軸方向の長さ）を波長の1/8～6倍の範囲で変えて，幅とエコーとの関連を示した。受信位置と欠陥モデルの設置位置の関係を図4に示す。図中の1から8の数字は，受信位置を示している。解析条件の概要を表1に示す。

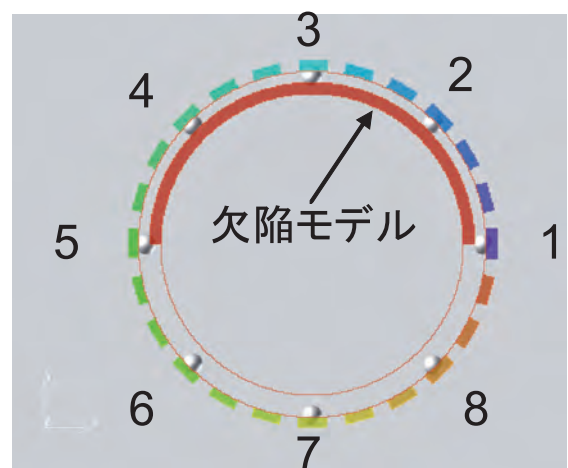
3.....解析結果及び検証

3.1 開口面及び周方向の長さの影響

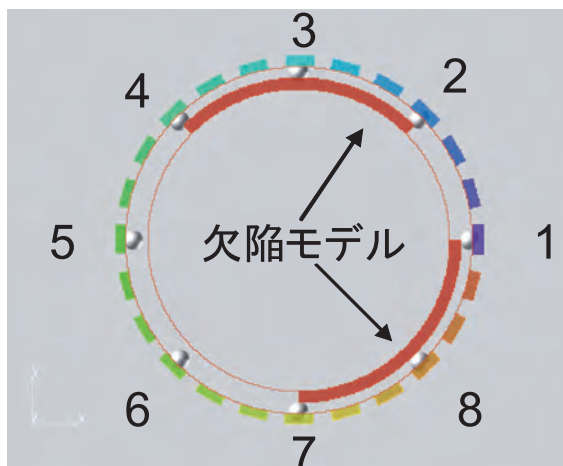
図5はそれぞれ (a)外面開口の全周欠陥，(b)内面開口の全周欠陥，(c)外面開口の1/2周欠陥および (d)内面開口の1/2周欠陥の受信波形の解析結果である。約440 μ秒から540 μ秒に欠陥エコーが確認できる。この受信波形は基本モード（T(0,1)）を優先的に受信するように処理したものである。他の解析結果についても欠陥エコーの振幅（Peak to Peak）を断面欠損率で整理してプロットした。その結果を図6に示す。図6の縦軸は断面欠損率100%の端面からのエコーの振幅で規格化した値である。このように，基本モード（T(0,1)）のエコーの振幅は断面欠損率に依存し，開口面が内面であっても外面であっても断



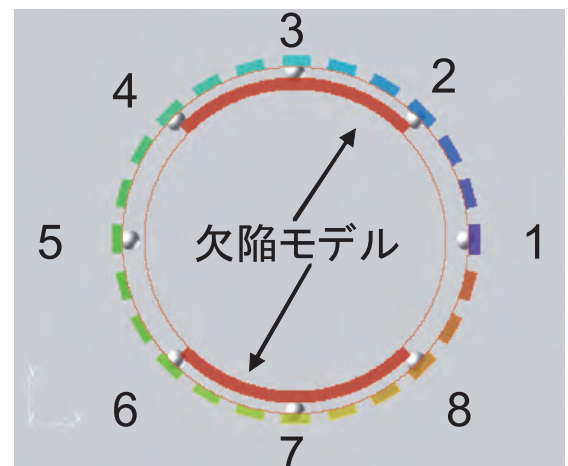
(a)1/4周欠陥のモデル(断面欠損率11%)



(b)1/2周欠陥のモデル(断面欠損率23%)



(c)1/4周欠陥2個のモデル 非対称に配置
(断面欠損率23%)



(c)1/4周欠陥2個のモデル 対称に配置
(断面欠損率23%)

図4 欠陥モデル（内面開口欠陥）の例

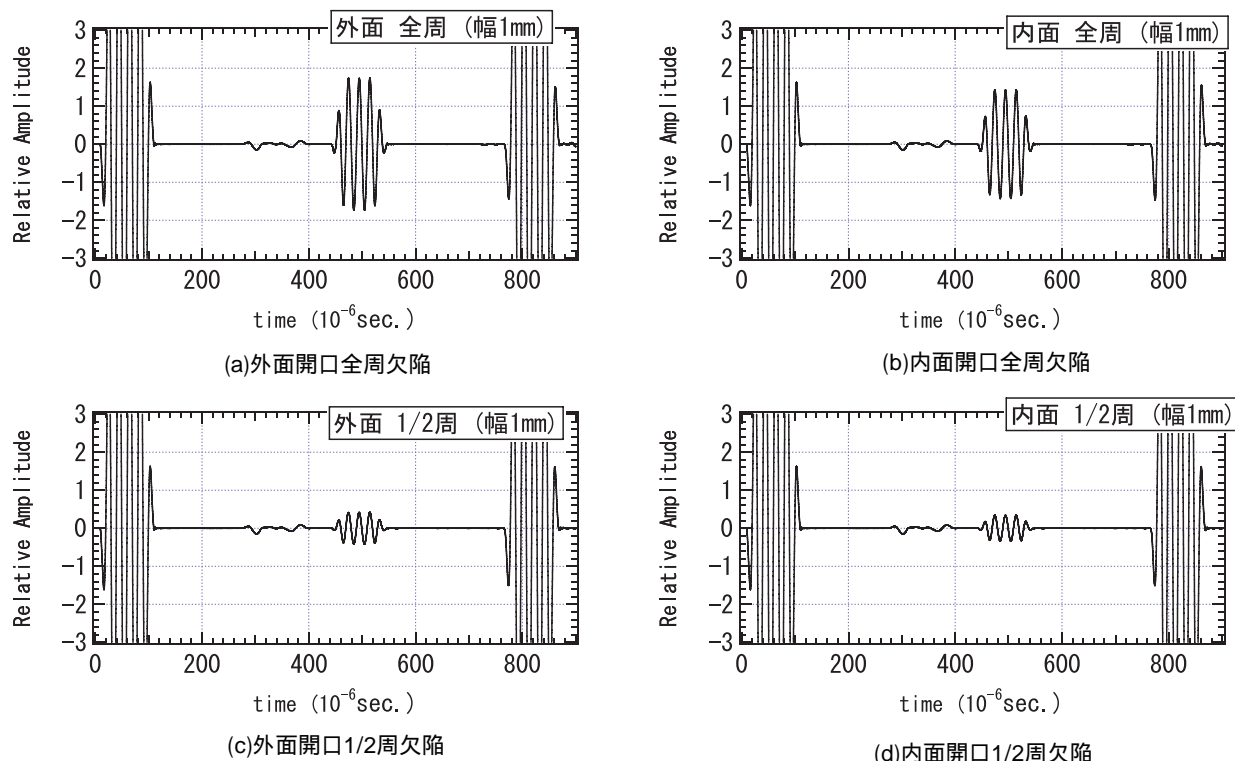


図5 欠陥の開口面及び周方向長さを変えたシミュレーション解析結果

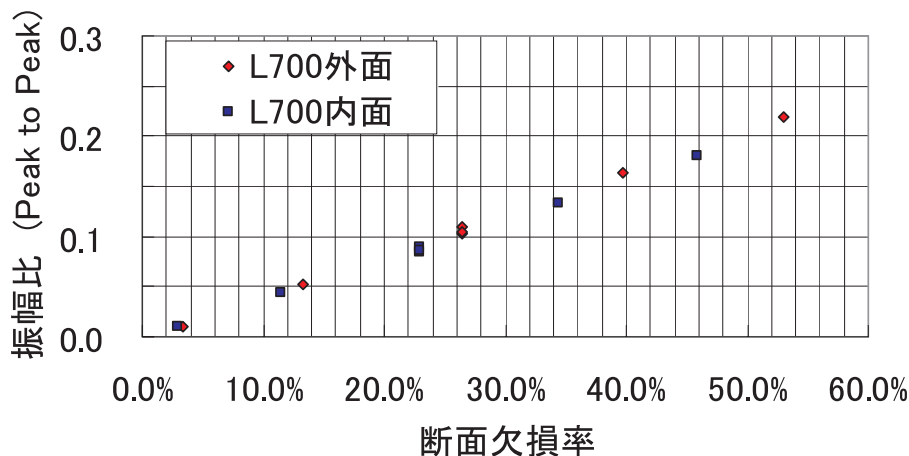


図6 エコーの振幅と断面欠損率との関係 (幅1mm, FEM解析結果)

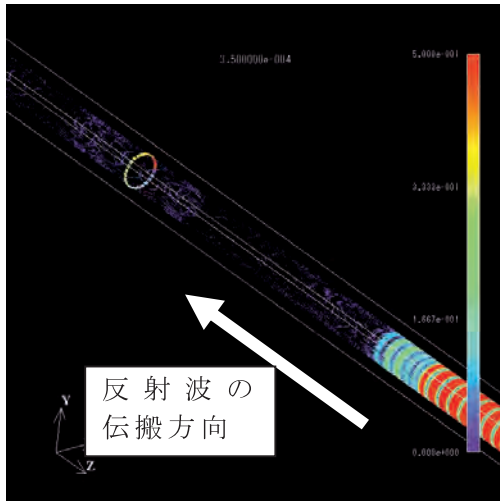
面欠損率が同じであれば、ほぼ同じ振幅であった。また、図中の断面欠損率が23% (内面欠陥) 及び27% (外面欠陥) には、1/2周欠陥1個と1/4周欠陥2個の結果が重なっており、欠陥の個数に関わらずエコーの振幅は断面欠損率に依存するものと考えられる。

ただし、この結果は基本モード (T(0,1)) の場合であり、図7及び図8に示す様に、1/2周欠陥の様な非軸対象な欠陥からの反射波は、基本モード (T

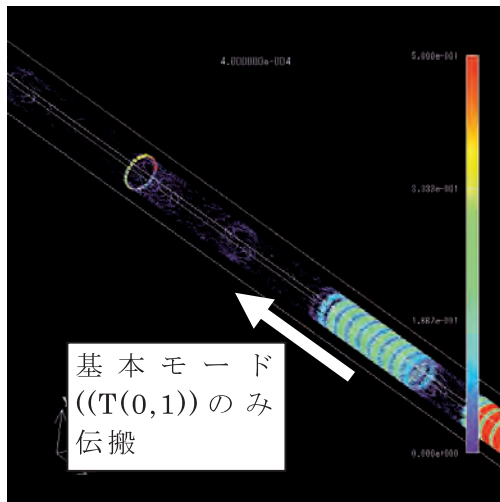
(0,1))から遅れて他のモードの波動が伝搬していた。詳細な分析は今後実施する予定であるが、これらはモード変換したT(1,1)やT(2,1)などの高次モード⁹⁾ではないかと考えている。

3.2 欠陥幅の影響

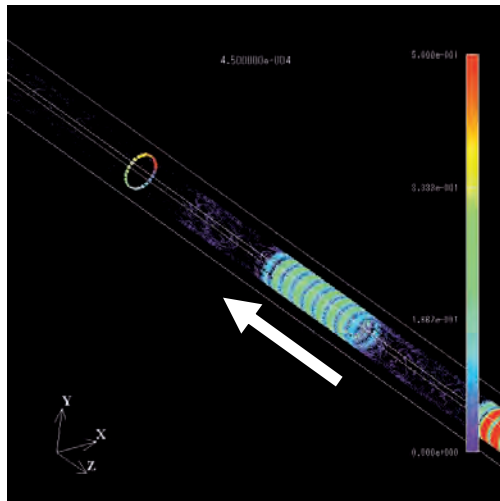
図9は欠陥の幅 (軸方向の長さ) を変えたときの受信波形の解析結果であり、各々内面全周欠陥における (a)波長の1/4の幅、(b)波長の1/2の幅、(c)波長



(a)送信後350 μ 秒の波面

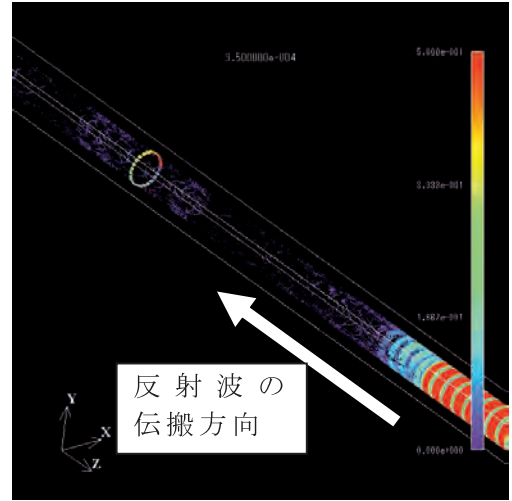


(b)送信後400 μ 秒の波面

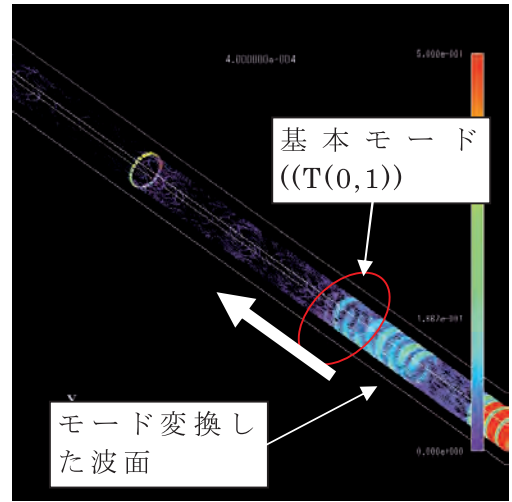


(c)送信後450 μ 秒の波面

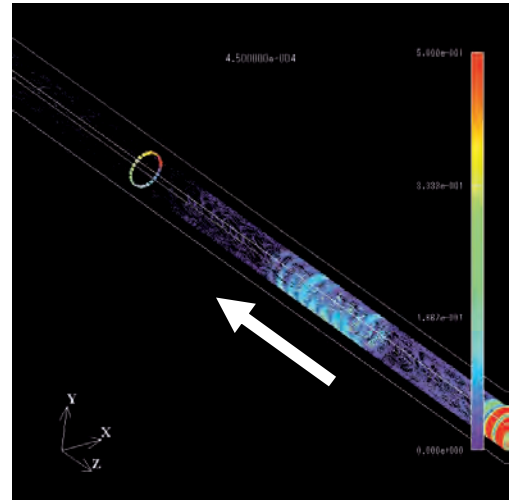
図7 外面開口全周欠陥で反射した波面の解析結果（伝搬状況）



(a)送信後350 μ 秒の波面

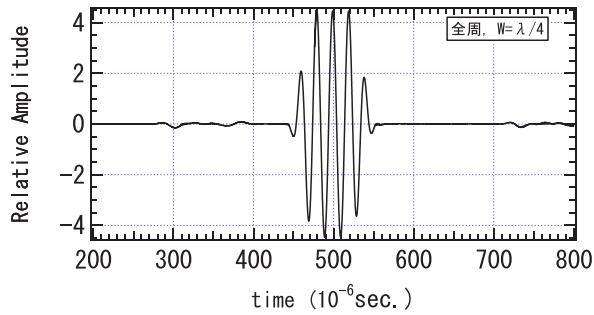


(b)送信後400 μ 秒の波面

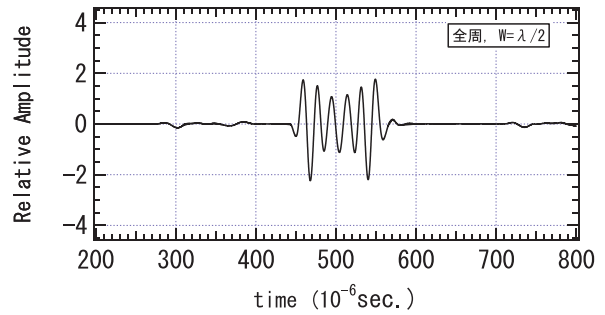


(c)送信後450 μ 秒の波面

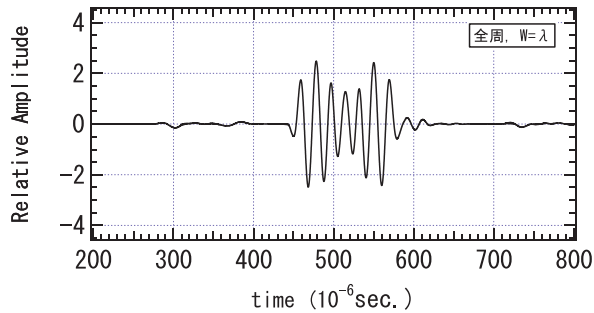
図8 外面開口1/2周欠陥で反射した波面の解析結果（伝搬状況）



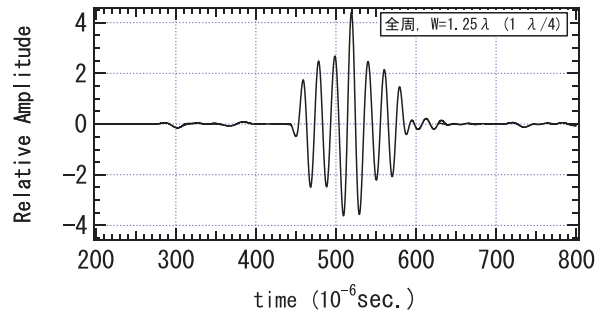
(a) 欠陥幅が波長の1/4のモデル



(b) 欠陥幅が波長の1/2のモデル

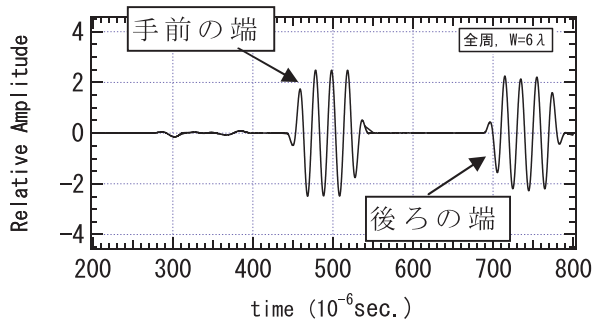


(c) 欠陥幅が波長と等しいモデル

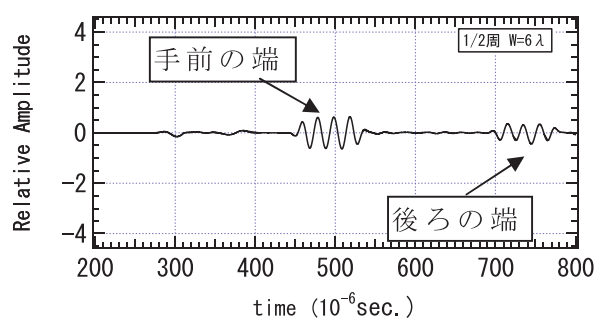


(d) 欠陥幅が波長の1.25倍のモデル

図9 欠陥の幅を変えたシミュレーション解析結果 (内面 全周欠陥)



(a) 全周の欠陥



(b) 1/2周の欠陥

図10 欠陥幅が波長の6倍のモデル (内面)

の1の幅および (d)波長の1.25倍の幅の波形である。この様に欠陥の幅によりエコーの振幅が異なるだけでなく、波形も異なる結果であった。この原因は、欠陥の手前と奥の反射波の干渉と考えられる。図10は欠陥幅を波長の6倍に設定したモデルの解析結果 (受信波形) である。約440 μ 秒から540 μ 秒のエコーは手前の端からの反射波であり、約680 μ 秒から780 μ 秒のエコーは奥の端からの反射波である。これらのエコーは位相が逆であることが確認できる。

より詳細に欠陥の幅とエコーの振幅の関係を調査するために、図11に示す様に手前の端からのエコー

の波形と奥の端からのエコーの波形を取り出し、欠陥幅に対応した路程差を与えて、これらの波形を加算処理した振幅の変化を計算した。この計算結果と、FEM解析で算出したエコーの振幅 (Peak to Peak) を、欠陥の幅で整理した結果を図12に示す。全周欠陥及び1/2周欠陥ともに周期的に振幅の増減し、欠陥の幅が1/2波長の倍数のときは振幅が低下し、1/4波長の奇数倍のときは振幅が増加することが確認できる。これらの結果は、既往の研究で得られている知見^{7),8)}と同様であり、本解析結果の妥当性が確認されたとも考える。

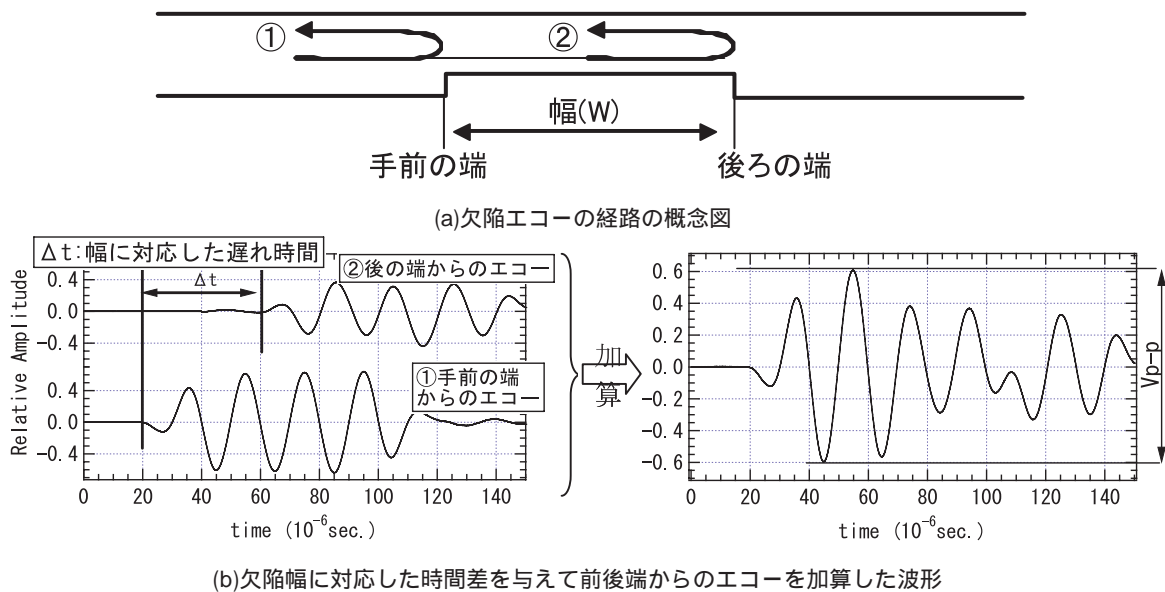


図11 前後端の波形からエコーの振幅を算出する方法

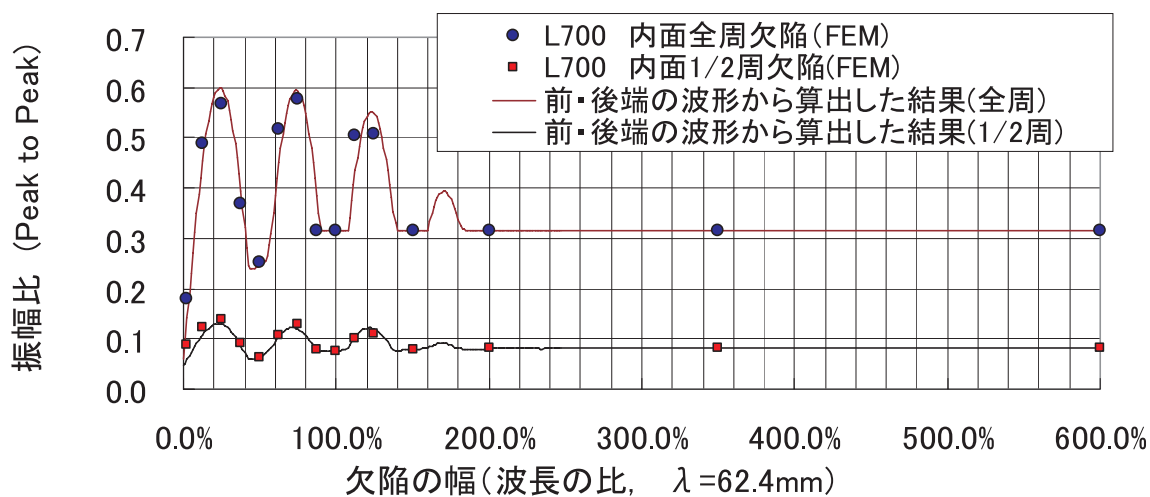


図12 エコーの振幅と欠陥の幅の関係 (解析結果)

4.....まとめ

ガイド波の探傷シミュレーションにおいて、大規模三次元FEMコードを用い種々の欠陥モデルからの反射波を解析した。今後、より現実に近い欠陥モデルや腐食/減肉モデルを構築しシミュレータの高度化を図る予定である。

参考文献

- 1) 川嶋編：特集 ガイド波による探傷，非破壊検査 Vol. 52, No. 12, pp. 653-682, 2003
- 2) 西野編：特集 ガイド波による探傷II，非破壊

検査 Vol. 54, No. 11, pp. 585-611, 2005

- 3) 林：ガイド波伝搬の数値シミュレーション，非破壊検査 Vol. 52, No. 12, pp. 662-666, 2003
- 4) 古川，古村，松尾，長：大規模FEM解析によるガイド波伝搬のシミュレーション，発電設備技術検査協会技術レビュー Vol. 5, pp. 5-12, 2009
- 5) 古川，古村：エルボ部におけるねじりモードガイド波伝搬の数値シミュレーション，非破壊検査協会平成22年度春季大会講演概要集，pp. 71-72, 2010年5月
- 6) 田中，増田，吉田，西野：エルボ管におけるT(0,1)モードガイド波の高次モード変換，第17回

超音波による非破壊評価シンポジウム , pp. 43-44,
2010年1月

7) 小松, 田中, 吉田, 西野: 管軸方向に漸増した
減肉欠陥のガイド波による検出感度, 第17回超
音波による非破壊評価シンポジウム , pp. 41-42,
2010年1月

8) A. Demma, P. Cawley, and M. Lowe: The
reflection of the fundamental torsional mode from
cracks and notches in pipes, J.A.S.A. Vol. 114, No.
2, pp. 611-625 (2003)

9) H. Nishino, S. Takahashi, F. Uchida, M.
Takemoto and K. Ono: Model Analysis of Hollow
Cylindrical Guided Wave and Applications, Japan
J. Appl. Phys. Vol. 40, pp. 364-370 (2001)



古川 敬



古村一朗

開口合成3次元超音波探傷法による Ni基合金溶接部SCCの探傷特性

Improvement of SCC depth sizing capability by 3D-SAFT UT method in Ni alloy weld

溶接・非破壊検査技術センター 古村一朗，古川 敬

Stress Corrosion Cracking(SCC) phenomena in the nickel alloy weld have been increased in Japan and in worldwide recently. But it is well known that the detection and depth sizing of SCC by UT is difficult in Ni alloy weld because of the strong anisotropy of metallurgical structure of weld and the complicated morphology of SCC. New UT technique which uses three dimensional synthetic aperture focusing technique (3D-SAFT) has been applied to Ni alloy dissimilar metal weld (DMW) which had EDM notches and SCCs. It was verified that the 3D-SAFT UT technique has the superior capabilities about the imaging of the shape of SCC, the depth sizing possibility, and the depth sizing accuracy.

Keywords: : Ni alloy weld, SCC, Ultrasonic examination, 3D-SAFT UT, Detection, Depth sizing, Sizing accuracy

1.....はじめに

原子力発電プラントにおいて、ニッケル基合金溶接部の損傷事例は増加しており、国内の例を挙げれば、この10年間に、敦賀1号シュラウドサポート(1999)、浜岡1号CRDスタブ/RPV溶接部(2001)、敦賀2号加圧器逃がし弁管台SE(2003)、大飯3号原子炉容器上蓋管台(2004)などの損傷事例が報告されている。更に2007年以降は、美浜2号(2007/9)、敦賀2号(2007/10)、高浜2号(2007/12)、高浜3号(2008/2)、玄海1号(2008/1)などの蒸気発生器入口管台セーフエンド異材溶接継手部において、また2000年には大飯3号機の原子炉容器出口管台のセーフエンド異材継手でもSCCが検出されている。上記の蒸気発生器入口管台や原子炉容器出口管台のセーフエンド異材溶接継手部の場合は、機器の構造上、内面からの検査が出来るが、構造上、外面からの超音波探傷試験の実施が必須である機器もあり、超音波探傷に対する期待は大きい。

しかしながら、ニッケル基合金溶接部の超音波探傷に関しては、溶接部の組織不均質性・異質性が非

常に強い複雑な柱状晶やデンドライト組織であることや、この部位に発生するSCCがデンドライト組織等からなる柱状晶に沿って複雑に進展する、凹凸の大きな、かつき裂先端が櫛歯状のSCCであることなどから、超音波の伝播特性や反射特性に対する影響が大きく超音波探傷が難しい部位である事は良く知られており、探傷特性の実情把握のためにSCCの検出と深さサイジング特性を評価する世界的な規模のラウンドロビン試験PINCが米国NRCの主催で行われた。

他方、原子力プラント全体の動向としては、正確な健全性評価が可能であればき裂の存在を、例えば次期定期検査まで許容するなどの弾力的運用が認められつつあるが、そのためには精度の高いサイジング技術や継続監視技術を確立する事が不可欠である。

本報告では、以上の背景・目的に沿って実施した開口合成信号処理を用いた3次元超音波探傷技術の、SCCの検出性・深さサイジングの可能性、および深さサイジング精度に関する試験・評価結果と、実機構造物の形状に依存する探傷不可能範囲の低減

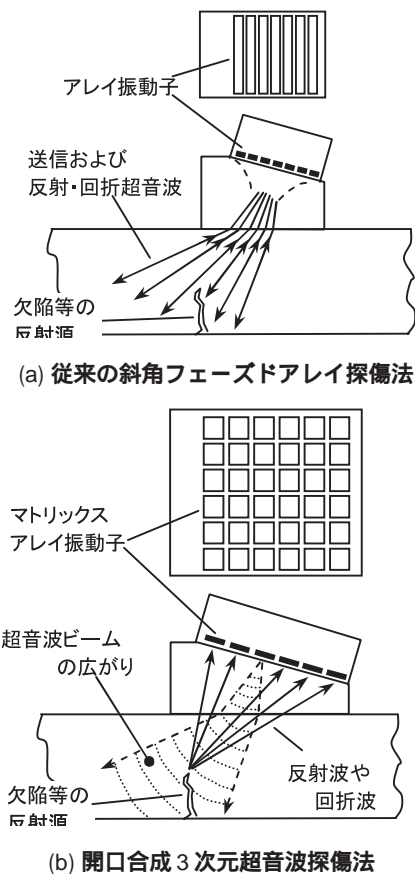


図1 開口合成3次元超音波探傷法の原理

のための評価試験結果について述べる。

2.....開口合成3次元超音波探傷法の原理

図1に従来の探傷法の1例である斜角フェーズドアレイ探傷法と開口合成3次元超音波探傷法の原理を示す。即ち、現状の超音波探傷技術では、例えば図1(a)に示す、ある程度の範囲を一度に画像化して探傷できる斜角フェーズドアレイ探傷法を用いる場合も、超音波ビームは特定の方向に送信され、その方向から戻って反射波や回折波を検出するのが探傷の原理である。

従って探傷結果の画像に見られる欠陥等の指示は特定の方向から見たデータであるため、もし超音波の入射方向に対して反射指向性の強い結晶粒界や組織異方性などが存在すれば、欠陥等の指示と同様の画像がノイズとして得られることとなるため、本当の欠陥の指示とノイズ信号の識別は困難になる。

また、特定方向への超音波送受信が基本動作であるために、SCCなどの面状欠陥の深さを測定するた

めの端部エコーを、最適な条件で、即ち精度よく探傷するには、超音波ビームを正しく欠陥先端位置に入射させるために、探触子を前後走査することが必要となる。

他方、開口合成3次元超音波探傷法は、図1(b)に示すように、マトリックス状に配置した多数の超音波振動子の中から1個の振動子を用いて超音波を送信し、残りの全ての（又は任意の）振動子で欠陥等から反射してくる超音波を受信する。この動作を、送信に用いる振動子を、順次、切り替えて行ない、得られた全ての受信信号を用いて開口合成信号処理を行い、3次元の探傷画像（欠陥像）を得る。（開口合成法とはレーダーや伝播望遠鏡の分野で用いられる、異なった方向から見た信号を合成することにより物体像の分解能を向上させる技術）

即ち、3次元超音波探傷法は1つの振動子から送信され、欠陥・形状不連続・材料組織に依存する反射原などから反射・回折して来る超音波を、送信用振動子とは異なる全ての振動子で受信し、これを開口合成信号処理しているため、欠陥等の反射原を種々の方向から見た反射源像を得ることになる。

そのため、欠陥や形状不連続の様に超音波の反射指向性が特定の方向に強い反射源からは、そのままのデータが得られ、溶接部の組織に起因する材料ノイズ源のような超音波の入射・反射方向に関してランダム性の高い反射源からの信号は、打ち消しあって目立たなくなり、即ちSN比が向上するという利点がある。

また、種々の方向から見たデータを得ることで、開口合成法の原理から言って、欠陥像の分解能および欠陥深さの測定精度が向上する特徴を有している。

さらに、これらの特徴・利点は、3次元超音波探傷法の適用対象領域が決れば、探触子を走査することなく実現できるため、高温への対応で解決すべき課題はあるが、今後、き裂が検出された後の補修までの間の、定点継続モニタリングに適用できる可能性がある。

3.....ニッケル基合金溶接部の探傷試験

3.1 ニッケル基合金溶接部試験体

試験には(独)原子力安全基盤機構JNESの超音波探

傷実証試験「ニッケル基合金溶接部の非破壊検査技術実証」(通称NNW-Pj)¹⁾で用いられた試験体の中で、比較的厚肉の試験体から比較的薄肉の試験体までの、下記の3種類のニッケル基合金異材溶接部試験体を借用して用いた。

- PWR 加圧器サージ管台セーフエンド溶接継手
- PWR 加圧器安全弁管台セーフエンド溶接継手
- BWR 水位計装ノズルセーフエンド溶接継手

表1に用いた試験体の寸法諸元を示す。EDM欠陥は目標通りの寸法で付与されているが、SCCは目標深さを示しており、正確な深さは超音波探傷試験終了後の切断調査により求められた。

表1 ニッケル基合金溶接部試験体

試験体名称	外径 (mm)	肉厚 (mm)	欠陥方向	EDM・SCC 目標深さ (%t)
サージ管台	390.0	46.0		
安全弁管台	188.0	29.6	軸・周	10, 25, 50
水位計装ノズル	77.0	13.9		

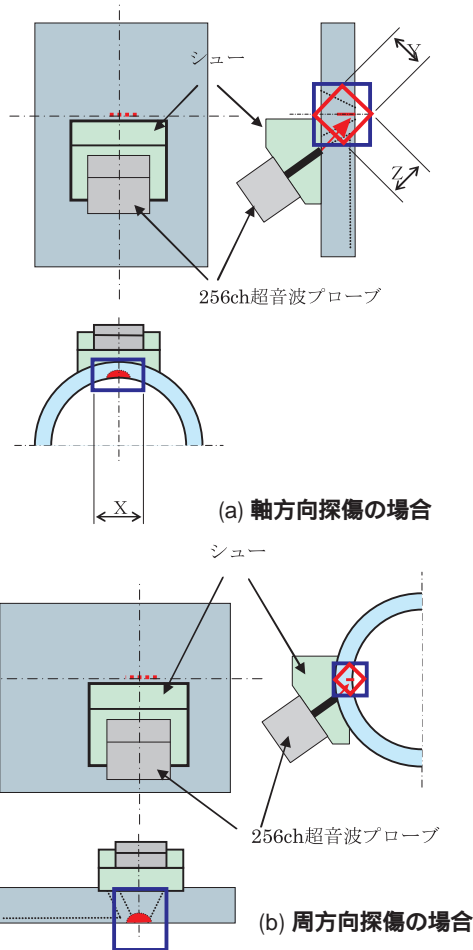


図2 開口合成3次元超音波探傷法(3DUT法)による探傷方法

3.2 探傷試験方法

開口合成3次元超音波探傷法(以下3DUT法と略記)は、16ch×16chのマトリクスアレイ探触子を軸方向探傷用および周方向探傷用のシューに取り付けて行った。図2(a)および(b)に、周方向欠陥を対象に軸方向探傷を行う場合と、軸方向欠陥を対象に周方向探傷を行う場合の模式図を示す。用いたマトリクスアレイ探触子は2MHzと5MHzであり、また超音波の欠陥への入射角としては45°と60°になるようにシューの形状を決めて実施したが、2MHz・45°の場合に良好な結果が得られたため、本報告では2MHz・45°の結果に関してまとめた。

図2中の赤枠の領域は超音波の入射方向に規定した探傷データ収集範囲(即ち、開口合成処理を行って3次元画像を求める範囲)を示し、また青の領域は開口合成処理結果の3次元画像を視覚的に認識しやすいように配管の表面に平行・直交方向の領域に変換して表わした範囲を示す。

3.3 探傷試験結果

このような探傷を行なった場合の典型的な探傷結果の画像を以下に示す。図3はサージ管台試験体の周方向欠陥のうち、深さ約18mm・長さ約80mmの深いSCC欠陥を探傷した画像である。この探傷画像には欠陥の3次元像として、超音波ビームの入射方向に平行な断面を見た画像(Bスキャン図)、被検体の上方から見た平面像(Cスキャン図)、および超音波を入射する探触子の後方から見た断面像(Dスキャン図)が描かれている。

この図3に示した探傷結果は長さ約80mmの長いSCCに対して得た結果であるため、1つの探触子位置ではSCCの全体像が描ききれず、探触子を周方向に走査して複数の探傷画像を得たのち、これらを結合してSCCの全体像を求めたのが図4である。SCC全体の形状が明瞭に描かれていることが解る。

また、図5は安全弁管台試験体に付与された深さ約16mmの軸方向欠陥の探傷画像を示す。この試験体においては、SCCは溶接金属内だけを進展していることや、SCC先端傷位置が明瞭に認識出来ることが解かる。さらに、この結果は1つの探触子位置、

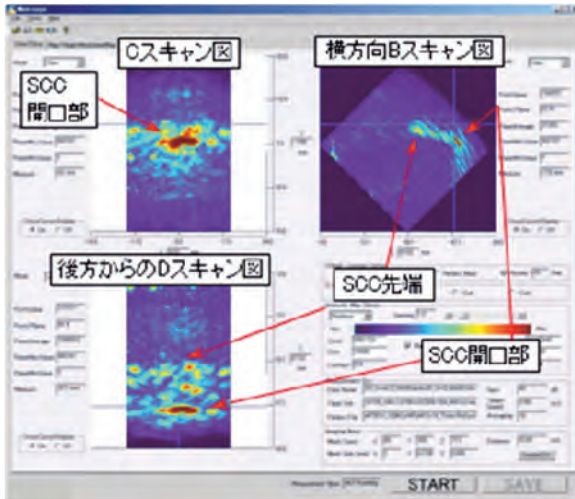


図3 3DUT法による典型的な探傷画像

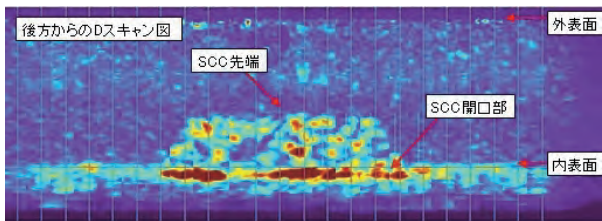


図4 サージ管台試験体の周方向 SCC 探傷結果

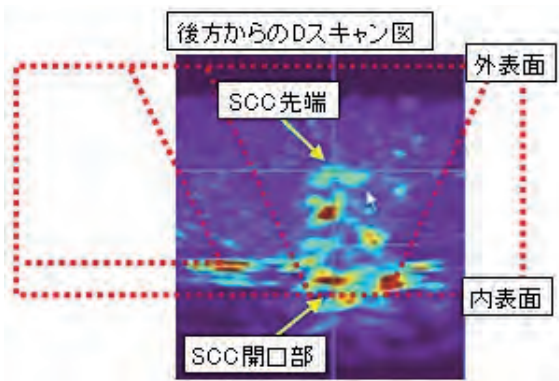


図5 安全弁管台試験体の軸方向 SCC 探傷結果

即ち探触子を走査することなくこの画像が得られているため、溶接金属内を選択的に進展するニッケル基合金溶接部の軸方向欠陥を、定点継続監視する事の可能性を示していると言える。

3.4 欠陥検出率

表1に示した3種類の試験体に付与されたEDM欠陥およびSCCの、周方向および軸方向それぞれ3深さ寸法の欠陥、即ち36個の欠陥に対して探傷試験を行った結果、全ての欠陥を3DUT法で検出する事が出来た。

なお、JNESの実証試験として行われた現行探傷法、即ち従来探傷法およびフェーズドアレイ探傷法においても、全ての欠陥の検出が可能であった。

3.5 欠陥深さ測定率

次に、SCC欠陥の深さ寸法を測定できたか否かに関して評価した。図6は欠陥深さ測定率、即ち、欠陥を検出した後に、端部エコー等を認識し欠陥深さを測定できたか否かを示したもので、3DUT法に関しては今回の測定結果で測定可能であれば“1”とし、JNESの実証試験結果においては3チームのうち欠陥深さを測定できたチームの割合をx/3として示している。なお、横軸は各欠陥を示したもので、試験体種別・欠陥方向ごとに3個づつ用意されたSCC欠陥の目標欠陥深さで示してある。探傷方法の凡例中に記載したSE側・NZ側・CW方向・CCW方向は、それぞれセーフエンド・ノズル・時計回り・反時計回り方向からの探傷である事を示している。

図6(a)に示した安全弁管台周方向SCCにおいては、3DUT法は全てのSCCの両方向からの探傷において

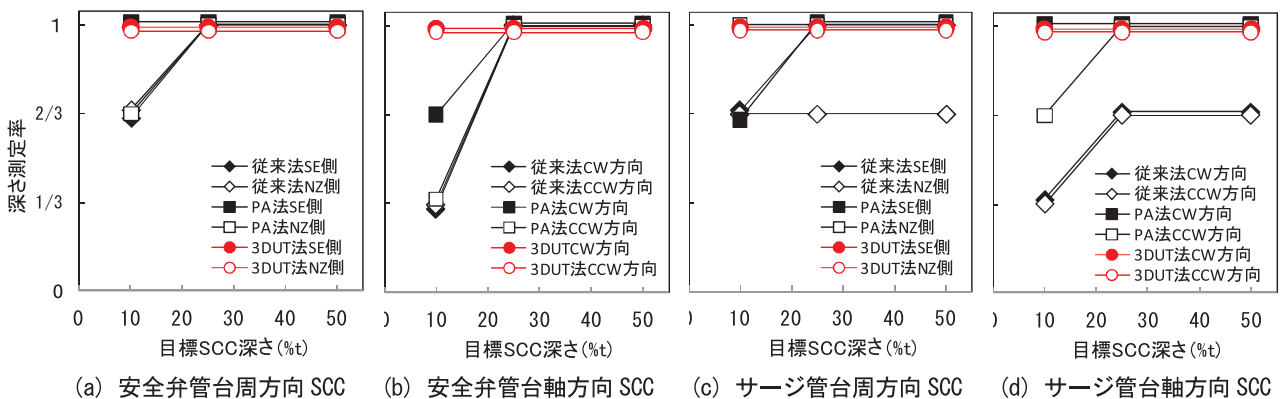


図6 欠陥深さ測定率に関する3次元UT法と現行UT法の比較

深さ測定可能であったが、従来UT法とフェーズドアレイUT法では一番小さなSCCにおいて深さ測定できなかった手法・チームが1チーム有ったことが示されており、図6(b)の安全弁管台軸方向SCCにおいては、一番小さなSCCを検出できなかった手法・チームが従来UT法とフェーズドアレイUT法の中で2チーム有ったことが示されている。

同様にサージ管台SCCの深さ測定率を示した図6(c)と図6(d)においては、従来UT法とフェーズドアレイUT法の中で中間の深さのSCC及び最も深いSCCにおいても、深さを測定できなかったチームがある事が分かり、ニッケル基合金SCCのUTの難しさが分かる。他方、3DUT法では全ての場合にSCC深さを測定できており、3DUT法がUT法として優れていることがわかる。

3.6 欠陥深さ測定精度

表1に示した加圧器サージ管台試験体・加圧器安全弁管台試験体・水位計装ノズル試験体に付与された周方向SCCおよび軸方向SCCの全ては、JNESプロジェクト一環として超音波探傷試験終了後に切断調査が行われ、SCC深さおよびSCC長さが正確に測定された。

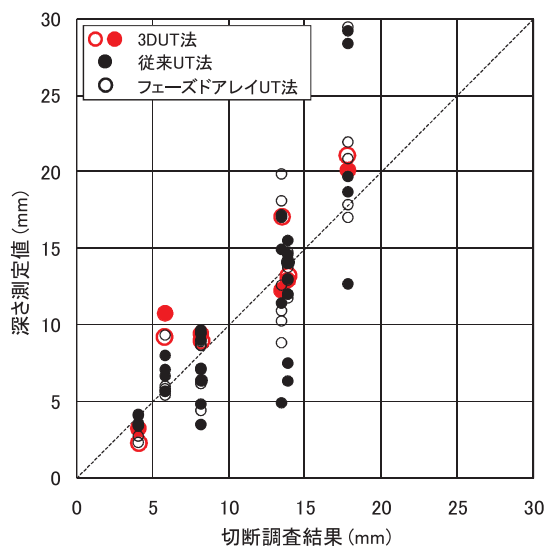
この切断調査結果と3DUT法によるSCC深さ評価の対応を、現行UT法の場合と比較して図7にまとめて示した。図7(a)は周方向SCCに対する評価結果

である。水位計装ノズルに関しては、周方向欠陥はEDMは製作されたがSCCを付与した試験体は製作されなかったため、安全弁管台とサージ管台試験体のみでの結果である。3DUT法の結果で一部にSCC深さの過大評価をしている場合があるが、全体的には大きくばらついている従来UT法およびフェーズドアレイUT法の結果に比較すれば深さサイジング精度が優れていることが分かる。また図7(b)は3種類の試験体に付与された全てのSCCに対する結果である。この軸方向SCCの場合においても3DUT法のSCC深さサイジング精度は、従来UT法およびフェーズドアレイUT法の結果に比較して優れていることが分かる。

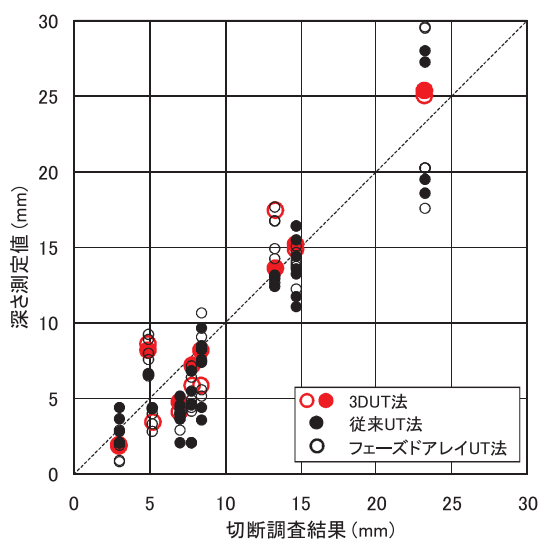
以上に述べたように、3DUT法によるニッケル基合金溶接部のSCCの深さサイジングに関しては、周方向SCCおよび軸方向SCCのいずれの場合も、現行UT法に較べて優れている事が示されたが、サイジング精度向上の観点からは更なるデータの蓄積が望ましいため、今後もSCCを探傷する機会があるごとに実施してゆきたい。

3.7 探傷不可能範囲低減に関する探傷特性

原子力機器を安全に維持してゆく事を目的に、供用中に機器に発生する割れ等の試験・検査手法や、発見された欠陥の健全性評価手法および欠陥を有する機器の補修・取替え法等を定めている日本機械学



(a) 安全弁管台・サージ管台の周方向SCC



(b) 安全弁管台・サージ管台・水位計装ノズル軸方向SCC

図7 欠陥深さ測定精度に関する3次元UT法と現行UT法の比較

会規格維持規格では、国内でもSCCが急増しているNi基合金溶接部の検査に関して、体積試験及び表面試験（外表面）を要求しているが、実機プラントなかには体積試験（外面からのUT）が、管台側の幾何学的形状のため、図8に示すごとく探傷不可範囲が存在する場合がありますが現状である。

このような場合、維持規格はIA-2360「接近性」における免除規定を適用しており、幾何学的形状等のため構造上接近または検査が困難な機器の当該箇所は検査を免除してもよいとしている。他方、国は呼び径100mm以上のセーフエンド溶接部に対し、NISA文書NISA-163a-03-1及びNISA-163a-05-2で、全ての試験可能な範囲のUTを要求しており、Ni基合金異材溶接部の探傷不可能範囲を減少させる探傷手法の検討と検証が期待されている。

3DUT法は、欠陥に対して真正面から超音波を入射できない場合も、「種々の方向から見たデータを用いて開口合成法による画像化を行う」という特徴を生かして探傷することができる可能性があり、この特性を図9に模式的に示す試験により評価した。

図10は、3DUTプローブを図9のように開口部長さ25mm・最大深さ15mmのEDM欠陥に対して真正面の方向から順次ずれた方向に移動しつつ探傷した欠陥検出画像（欠陥開口部の平面像）と、この際

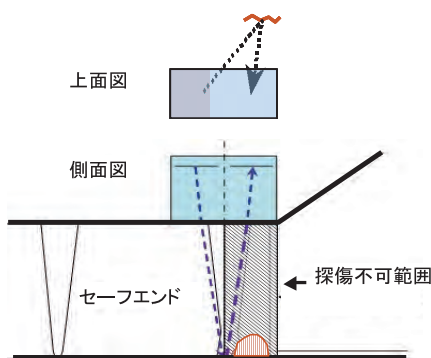


図8 構造上の接近困難性による探傷不可能範囲

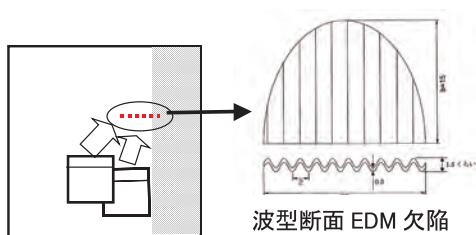


図9 斜め方向からの探傷特性評価の方法

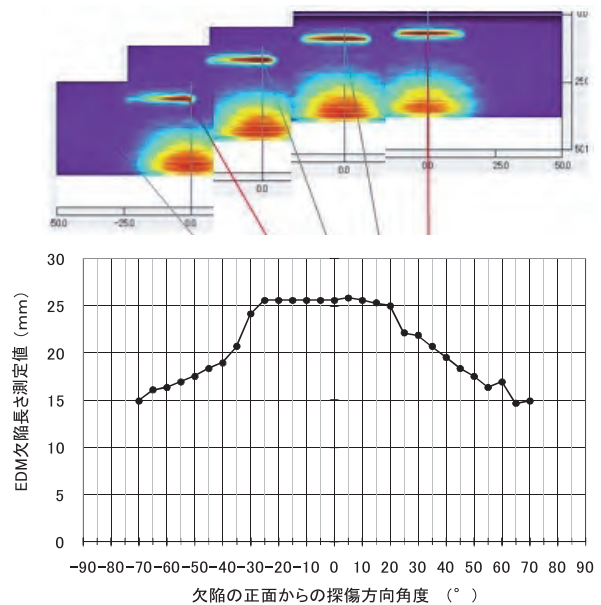


図10 斜め方向からの欠陥検出画像と検出特性

の欠陥開口部の長さサイジング特性を表したものである。欠陥検出画像は、欠陥に対する30°方向以上の画像は、ここには示していないが、長さサイジングのグラフから±約30°までは正しく長さサイジングが行われていることが分かる。

続いて図11は、3DUTプローブを開口部長さ25mm・最大深さ15mmのEDM欠陥に対して真正面の方向から順次ずれた方向に移動しつつ探傷した場

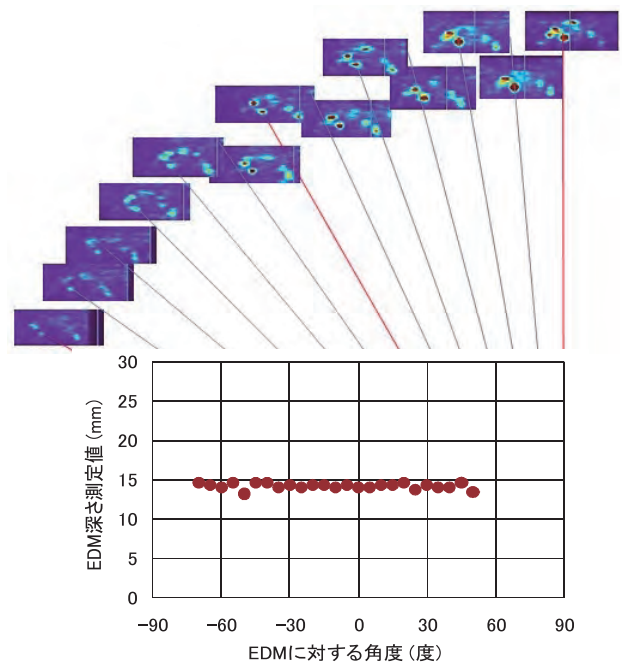


図11 斜め方向からの深さサイジング画像と深さサイジング特性

合の欠陥深さサイジング画像（探触子後方から見たDスキャン図）と、この際の欠陥深さサイジング特性を表したものである。探傷画像からはEDM欠陥の形状が確認でき、また深さサイジングのグラフから欠陥の真正面から±約60°の範囲で正しく深さサイジングが行われていることが分かる。

4.....まとめ

以上に述べたように3DUT法はSCCの深さサイジングが可能であるかという点と、深さサイジング精度の点で現行UT法に比較して優れており、また探傷不可能範囲の改善にも有効である見通しを得た。

さらに探触子を走査しなくても一定範囲の探傷画像が得られることから、定点継続監視への適用可能性も示された。今後、この継続監視への適用性の検証に努めてゆきたい。

なお、本研究は経済産業省 原子力・安全保安院から(株)原子力安全システム研究所が委託された「経年劣化事象の進展予測・評価手法の確立等」の一環として実施したものである。

参考文献

- 1)(独)原子力安全基盤機構事業報告書, 09原高報-0006
「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」平成21年12月



古村一朗



古川 敬

深部欠陥を検出するための渦電流の発生法 (渦電流誘導の解析解による検討)

Optimum Inducement of Eddy Current for NDE of Deep Lying Defects : an Analytical Approach

溶接・非破壊検査技術センター 程 衛英, 古村一朗

A line-current model is proposed to calculate eddy current induced by rectangle coils. Eddy current induced by rectangle coils are analytically calculated using this model, and a coil configuration to induce eddy current deeper into a conductive material is proposed. Optimum excitation frequency is also calculated.

Keywords: NDE, Eddy current, Deep lying defect, Analytical analysis

1.....緒 言

従来、渦電流探傷法（以下、ECT法と略記）においては、浸透深さを増すための励磁周波数の低周波化と検出コイルの検出感度の維持・向上のための高周波化が両立困難であるため¹⁾、一般的には深部欠陥の検出には適用困難とされてきた。しかし、近年、低周波でも高感度を有する磁気センサーの開発に伴い^{1)~6)}、低周波を用いた深部欠陥のECT技術が研究されてきている。

深部欠陥を検出するためには、以下のことが望ましい：

- 欠陥存在個処に十分な渦電流を誘起する。
- 表面状態の影響によるノイズを低減するため、表面付近の渦電流密度はなるべく低くする。
- ECTの空間分解能を向上させるため、できる限り小さな領域で渦電流を誘起する、
- 磁気センサーのダイナミックレンジとノイズの低減を念頭に、‘self-nulling’の励磁方式（磁気センサーが、励磁コイルにより生じる磁場強度を検出せず、欠陥による磁気変化のみを検出する方式）が望ましい。

以上の条件を満たす励磁は理想的な励磁である。本研究では、深部欠陥検出のための渦電流の誘導方法

（発生方法）に注目して検討を行った。

シミュレーション技術は理想的な励磁を検討するための有力な手段である。しかしながら、シミュレーションに一般的に用いられる3次元有限要素法（以下、FEMと記す）での解析は多大な労力を必要とするとともに、入力パラメータと出力の関係も不明瞭である。それに対し、解析解は高速で、入力と出力間の関係も数式で表せるケースが多い。対象物及びコイルの構造が簡単で、解析解が見つかる場合、解析解での分析は効率的であり、渦電流探傷の基本概念を組立てる初期段階に解析解で分析する事は非常に有利である。

本研究では、四角形コイルを対象として、線電流モデルを提案して、解析解を導出した。この解析解法を用いて、種々の構造のコイルの誘起電流を計算し、検査における適切なコイル構造と最適な励磁周波数を検討した。

2.....線電流モデル

Fig. 1に四角形励磁コイルを示す。コイルの平均幅は W 、長さは L である。コイルワイヤ部の幅は dr 、厚みは T である。励磁コイルは十分大きな導電体の上に置き、板のエッジ効果を考慮する必要がないと

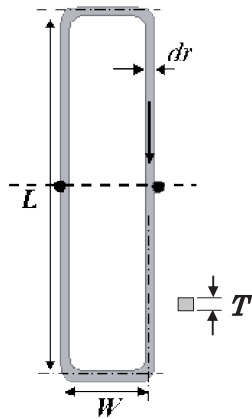


Fig. 1 Prototype of rectangle circular coil.

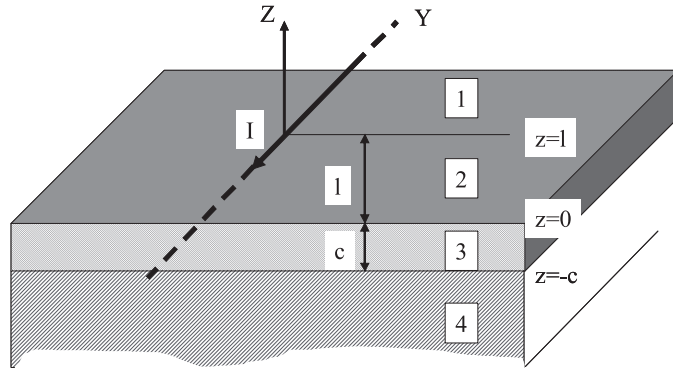


Fig. 2 Delta-function current line above a conductive plate.

仮定している。Fig. 1中に長さLのコイルワイヤを横断している破線を示しているが、この破線を通する断面を評価面としている。コイルワイヤの長さLが幅Wより十分長い場合、以下の二つの仮定が成立する：

- 1) 評価面での渦電流は2本の平行の、長さLのワイヤで誘導される。
- 2) この長さLのワイヤは無限長と近似できる。

評価面に流れる渦電流はこの2本の無限長ワイヤによる誘導電流の和である。

i_0 を励磁電流として、ベクトルポテンシャルAに基づき、異方性が無く線形の場合、均一媒体中の微分方程式は以下のとおりである。

$$\nabla^2 A = -\mu \dot{i}_0 + \mu \sigma \frac{\partial A}{\partial t} \quad (1)$$

Fig. 2は線電流が、厚さcの導電体の上にリフトオフ1で置かれているモデルであり、解析領域を4つに分けて考える：

- 領域1：線電流より上の空気領域
- 領域2：線電流より下で、導電体より上の領域
- 領域3：厚みcの導電体
- 領域4：領域3より下の区域（本研究では空気と仮定している。）

この場合、微分方程式の解は以下のとおりである^{7), 8)}。

$$A(x, z) = \int_0^{\infty} [(A(\alpha)e^{\alpha_1 z} + B(\alpha)e^{-\alpha_1 z}) \times (C(\alpha) \sin \alpha(x-x_0) + D(\alpha) \cos \alpha(x-x_0))] d\alpha \quad (2)$$

境界条件を入れることにより各領域の解が得られ

る。その中で、導電体、即ち領域3のベクトルポテンシャルの解は、下記3式で表せる。

$$A^{(3)}(x-x_0, z) = \frac{\mu I}{\pi} \int_0^{\infty} \left\{ \frac{(-\alpha + \alpha_1)e^{-\alpha d}}{(-\alpha - \alpha_1)^2 + (\alpha + \alpha_1)e^{2\alpha_1 c}} e^{-\alpha z} + \frac{(\alpha + \alpha_1)e^{-\alpha d}}{(-\alpha - \alpha_1)^2 e^{-2\alpha_1 c} + (\alpha + \alpha_1)^2} e^{\alpha z} \right\} \cos \alpha(x-x_0) d\alpha \quad (3)$$

以上はdelta関数線電流に基づいたベクトルポテンシャル解であるが、delta関数線電流を積分すると、四角形断面積のコイルで誘導したベクトルポテンシャルが計算できる。

$$A(x, z)(total) = \int_{x_1}^{x_2} \int_{l_1}^{l_2} A(x, z, x_0, l) dx_0 dl \quad (4)$$

この積分により、領域3のベクトルポテンシャルAは以下の式で求められる。

$$A^{(3)}(x, z) = \frac{\mu I}{\pi} \int_0^{\infty} \int_{l_1}^{l_2} \int_{x_1}^{x_2} \left\{ \frac{(-\alpha + \alpha_1)e^{-\alpha d}}{(-\alpha - \alpha_1)^2 + (\alpha + \alpha_1)^2 e^{2\alpha_1 c}} e^{-\alpha z} + \frac{(\alpha + \alpha_1)e^{-\alpha d}}{(-\alpha - \alpha_1)^2 e^{-2\alpha_1 c} + (\alpha + \alpha_1)^2} e^{\alpha z} \right\} \cos \alpha(x-x_0) dx_0 dl d\alpha \\ = \frac{\mu I}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{1}{\alpha^2} \left\{ \frac{(-\alpha + \alpha_1)(e^{-\alpha d_1} - e^{-\alpha d_2})}{(-\alpha - \alpha_1)^2 + (\alpha + \alpha_1)^2 e^{2\alpha_1 c}} e^{-\alpha z} + \frac{(\alpha + \alpha_1)(e^{-\alpha d_1} - e^{-\alpha d_2})}{(-\alpha - \alpha_1)^2 e^{-2\alpha_1 c} + (\alpha + \alpha_1)^2} e^{\alpha z} \right\} (\sin \alpha(x-x_1) - \sin \alpha(x-x_2)) d\alpha \quad (5)$$

また、導体中の渦電流密度は以下の式で計算できる。

$$J = \sigma E = -\sigma \frac{\partial A}{\partial t} = -j \omega \sigma A \quad (6)$$

本研究で仮定した四角形コイルのパラメーターは $W = 26.5\text{mm}$, $L = 100\text{mm}$, $dr = 3.5\text{mm}$, $T = 10\text{mm}$ である。評価面でのこの四角形コイルで誘導される渦電流密度は、Y方向が逆向きで距離W離れ、断面 $dr \times T$ の2本の電流バーによる誘導電流として

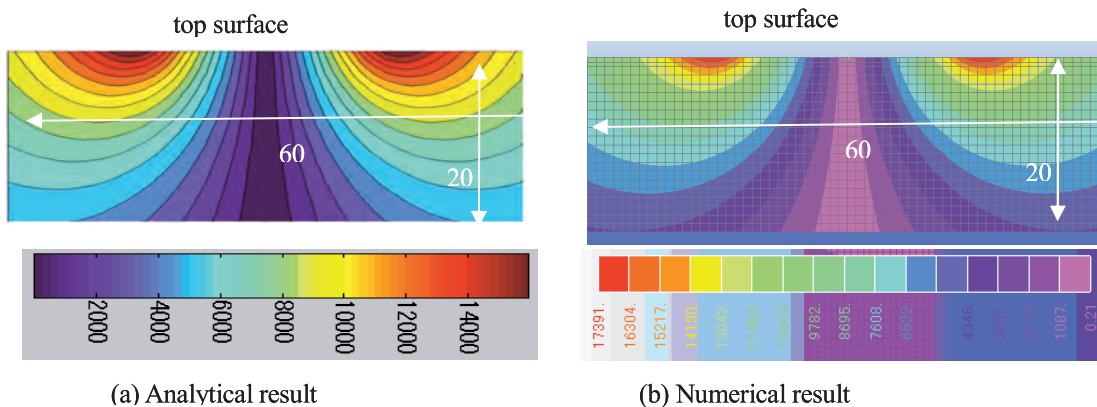


Fig. 3 Distribution of eddy current density on a defect-free plate's cross section, induced by a rectangle circular coil at 200 Hz.

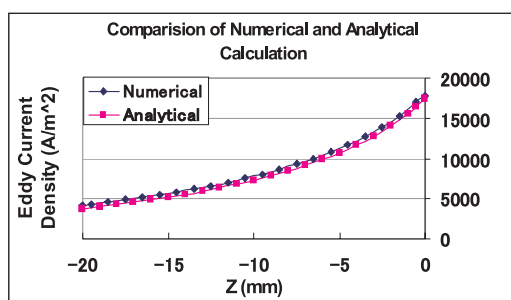


Fig. 4 Comparison of magnitude of eddy current density, along a vertical line drawn from the peak point on top surface to the bottom of a conductive plate.

近似できる。

解析解と3次元FEM法で求めた評価面の渦電流密度分布をFig. 3 (a), (b)に示す。カラーバーの色は解析解の場合とFEM法の場合で異なるが、二つの解で得られた評価面での渦電流密度分布はほぼ一致している。更に、試験体表面の渦電流密度が最大の点から試験体底面まで直線を引き、この線を評価線として、解析解と3次元FEM法の評価線上での渦電流密度変化をFig. 4に比較して示す。二つの解で得られる渦電流密度の絶対値およびその変化もほぼ一致している。

以上の結果から解析解の正しさが検証されたため、この解析解の手法を用いて、深部欠陥を検出するための渦電流の誘導法に及ぼす励磁コイル構造及び励磁周波数の影響を検討するためのシミュレーション解析を行った。以下にその結果について述べる。

3.....励磁コイルの構造

深部欠陥を探傷するため渦電流の誘導法に関して、以下のモデルのシミュレーション解析を行った。

矩形励磁コイルモデル (Single rectangle circular coil)

ダブル矩形励磁コイルモデル (Double rectangle circular coil)

電流シート励磁モデル (Current sheet)

立方体コイルモデル (Cubic coil)

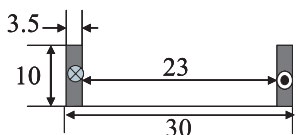
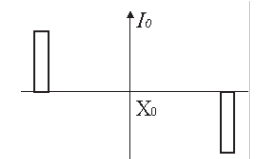
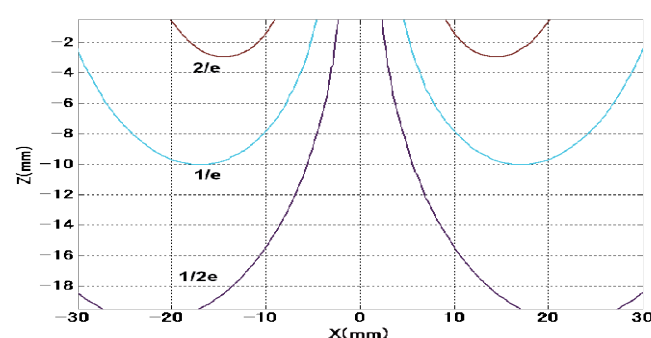
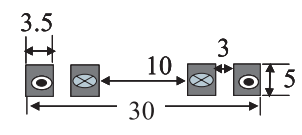
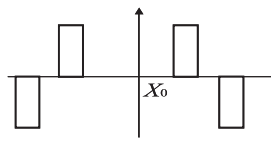
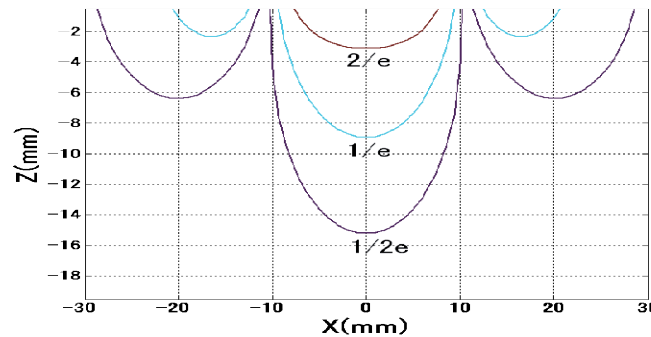

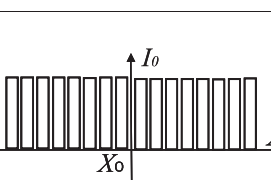
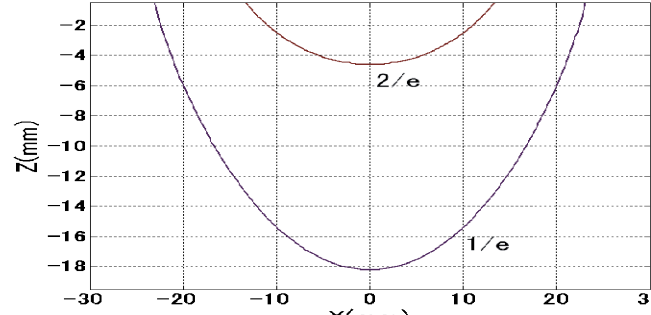
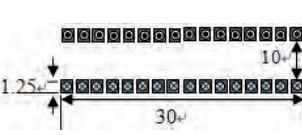
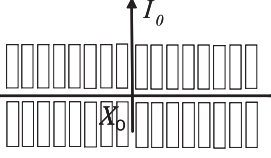
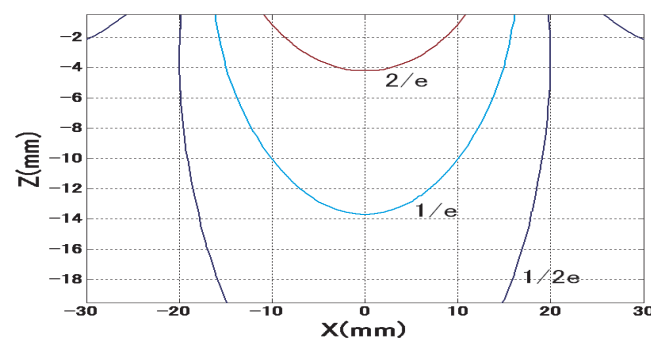
Table 1にこれらのモデルの形態と励磁電流の形態、および各構造の励磁方式に関して線電流モデルを用いた解析で得られた評価面の渦電流密度のコンター図を示す。

今回のシミュレーションでは、この四つの励磁方式のX方向の幅やコイルワイヤ断面に流す電流は同じ、即ち、励磁電流の電流密度は同じであるとした。計算には励磁周波数1000Hz、総電流30AT、励磁コイルの導電体からのリフトオフは1mmと仮定している。

Table 1に示したそれぞれの励磁方式における渦電流の浸透深さやその強度の評価を行った。まず、電磁気の基本問題として、十分に広い導体の表面に平行に交流磁界が作用した場合に、電磁誘導で導体内に流れる誘導電流の浸透深さ、周波数が1000Hz、導体の導電率が1 MS/m、比透磁率1の場合は、式 $\delta_s = 1/\sqrt{\pi f \mu \sigma}$ により15.9mmと得られる。

これに対して導体表面に置いたコイル等での励磁の場合は上記の基本問題の場合に比べ浸透深さは低

Table 1: Excitation coils and the distribution of eddy current

モデル構成と励磁電流形態		渦電流密度コンター図
矩形励磁コイルモデル	<p>モデル構成</p>  <p>励磁電流形態</p> 	
ダブル矩形励磁コイルモデル	<p>モデル構成</p>  <p>励磁電流形態</p> 	
電流シート励磁モデル	<p>モデル構成</p>  <p>励磁電流形態</p> 	
立方体励磁コイルモデル	<p>モデル構成</p>  <p>励磁電流形態</p> 	

下してくる。この場合も浸透深さは電流密度が表面における最大電流密度の1/eに落ちる深さと定義されるので、表1に示すように、1000Hzの矩形励磁コイルで励磁した場合およびダブル矩形励磁コイルで励磁した場合の浸透深さはそれぞれ10mm、9mmで

あった。

両者を比較すると、ダブル矩形励磁コイルで励磁した場合の浸透深さは矩形励磁コイルで励磁した場合よりも1mm浅いが、コンター図から渦電流はコイル中心に局在化する傾向にあるため、より高い空

間分解能の検査ができると考えられる。また、同じ総励磁電流が負荷された場合の導体表面の渦電流密度最大値はそれぞれ68.24kA/m²と56.16kA/m²でありダブル励磁コイルの場合の方が表面状態の影響を受けにくいと推定される。

ダブル矩形励磁コイルのもう一つの利点は二個の四角形コイルの間の中心の垂直面内では、励磁コイルによる磁場強度が常に0になる事である。即ち、例えば検出用の磁気センサーをこの面内に置けば、励磁コイルによるセンサー出力は欠陥等の影響がなければ常にゼロ(‘self-nulling’)になり、このセンサーが検出するのは欠陥による磁場の変化のみである。従って、原理的にはセンサーのダイナミックレンジを大幅に向上できることとなる。

他方、30mm幅の電流シート励磁で誘起した渦電流は表1中に示されるように、浸透深さは18mmになり、矩形励磁コイル及びダブル矩形励磁コイルの場合よりも大幅に増加し、浸透深さのみに注目すれば、電流シート励磁は優れた励磁方法であると言える。しかし、導体表面に誘起される渦電流密度は上記の矩形励磁コイル及びダブル矩形励磁コイルの場合の2倍以上大きい141kA/m²であり、表面状態の変化に起因するノイズが大きくなることが懸念される。

次に立方体励磁コイルの場合であるが、この場合は上記の電流シートが逆向きに2枚平行に置かれ、その間隔は10mm、導体に近い電流シートのリフトオフは3mmと仮定している。この場合の渦電流密度のコンター図から1000Hzでの浸透深さは14mmであり、これはCurrent Sheetの場合により浅いが、矩形励磁コイルあるいはダブル矩形励磁コイルの場合より深い。さらに特徴的な事は、渦電流は励磁コイルの幅の下の導体部分に比較的均一に分布しており、かつ導体表面の渦電流密度が僅か41.51kA/m²と低く、表面状態の変動の影響を受けにくいと考えら

れる事である。

以上のシミュレーション解析結果から、立方体コイルでは比較的均一な渦電流分布が得られ、ダブル矩形励磁コイルでは渦電流が他の方式よりも局在化する事などが分かった。これらの各励磁コイルの特徴を知り、検査の目的に応じて適切なコイルを選ぶことが重要である。

4.....励磁周波数

次に、深部欠陥を検出するための励磁における励磁周波数の影響を検討する。一般に欠陥が無い場合には、試験体内の渦電流はFig. 5 (a)のように流れ、裏面欠陥が発生するとFig. 5 (b)のように渦電流の流れが乱れる。欠陥が無い場合と有る場合の差は、欠陥を取り囲んで流れるリング電流を想定することで近似できる事が知られている。このリング電流の直径や長さは欠陥の寸法と関係しており、リング電流の大きさは欠陥がない場合のその部位の渦電流密度のk倍である。kは励磁コイルや励磁周波数、試験体及び欠陥寸法により決まる係数である。

欠陥が励磁コイルや検出センサーの反対側、即ち裏面に発生する場合、或いは、欠陥が試験体内部に発生する場合に、表面から欠陥までの深さをzとすると、想定したリング電流で生じる磁場強度は、この厚みzの導体により、 α_f の減衰係数で減衰してゆく。従って、磁気センサーで検出する欠陥で生じる磁場強度は以下の式で近似できる：

$$\Delta B = \kappa \cdot j_c(z) \cdot e^{-\alpha_f z} = \kappa \cdot j_{c0} e^{-z/\delta_c} \cdot e^{-\alpha_f z} \quad (7)$$

ここで、 c は励磁コイルを、 j_{∞} と j_c は導体表面及び表面から距離z下の部位の渦電流密度を、 δ_c は浸透深を表す。

検査における検出感度を考えると、欠陥で生じる磁場強度が大きい方が検出に有利である。そのため

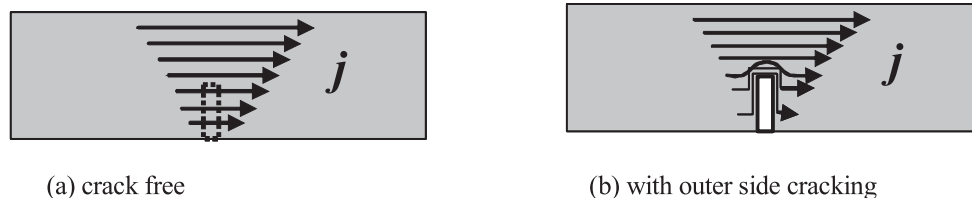


Fig. 5 Schematic drawing of eddy current on the cross section of a conductive plate.

には、欠陥存在部位に十分な渦電流を誘導する必要があるのである。式(7)に示すように、欠陥存在部位の渦電流密度は表面電流密度 j_{ω} と浸透深さ δ に関係している。励磁周波数を下げれば浸透深さ δ が大きくなる一方、表面電流密度は小さくなる。検出の感度を高めるためには、適切な励磁周波数を選ぶことが必要である。

電流シート励磁モデルを用いて、表面下 z の部位の渦電流密度の励磁周波数依存性を解析した。Fig. 6は20mm厚さの試験体の、表面から16mm・14mm・12mm（厚みの80%、70%、60%相当）の位置における各励磁周波数に対応する渦電流密度の変化を示したもので、渦電流密度が最大になる周波数は、 $Z = 16\text{mm}$ 、 14mm 、及び 12mm の部位でそれぞれ1800Hz、2000Hz、及び2550Hzであった。

以上のように、適切な励磁周波数を選択する事により、より高い検出感度を達成できることにも注意すべきであることが分かった。

5.....結 論

本研究は深部欠陥を検出するための渦電流の誘導方法に注目し、線電流モデルに基づいて、数種類の励磁コイルで試験体内に誘導される渦電流を計算した結果、電流シート励磁は均一な渦電流分布を誘起できる事、ダブル矩形励磁コイルでは分解能の良い検査が出来るであろう事、適切な周波数を選択する事により特定部位の欠陥検出感度を上げることが出来る事などが明らかになった。

参考文献

1) G. Mook, O. Hesse, V. Uchanin, Deep Penetrating Eddy Currents and Probes, ECNDT, 2006, Tu.3.6.2
 2) H. J. Kraus, M. v. Kreutzbruck, Recent Developments in SQUID NDE, Physica C 368 (2002) 70-79.

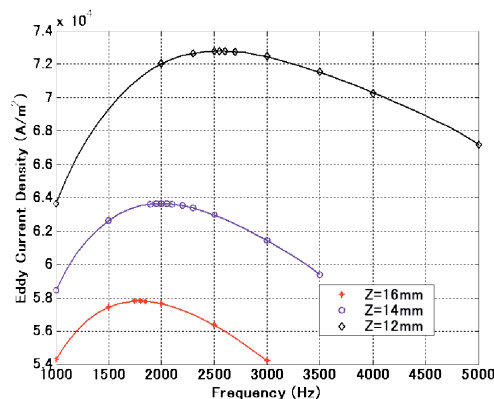
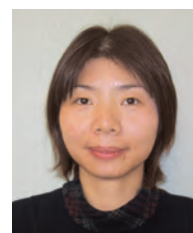


Fig. 6 Variation of maximum eddy current density with frequencies, with respect to different depth position

3) W. G. Jenks, S. S. Sadeghi, J. P. Wikswow, SQUIDs for nondestructive evaluation, J. Phys. D: Appl. Phys. 30 (1997) 293-323.
 4) M. v. Kreutzbruck, M. M. k and C. Heiden, Simulation of eddy current distributions and crack detection algorithm for a SQUID based NDE system, <http://www.ndt.net/article/ecndt98/simulat/384/s84.htm>
 5) M. v. Kreutzbruck, K. Allweins, C. Heiden, Fluxgate-magnetometer for the detection of deep lying defects, <http://www.ndt.net/article/wcndt00/paper/idn291/idn291.htm>
 6) V. O. De Haan, P. A. De Jong, L. Perez, C. Dolabdjian, Towards Material Characterization and Thickness Measurement using Pulsed Eddy Currents implemented with Improved Giant Magneto Resistance Magnetometer, ECDDT 2006.
 7) C. V. Dodd, W. E. Deeds, Analytical Solutions to Eddy-Current Probe-Coil Problems, Journal of Applied Physics, Vol. 39, No. 6, 1968, 2829-2838.
 8) W. K. H. Panofsky, M. Phillips, Classical Electricity and Magnetism, Addison-Wesley Publishing, 1965.



程 衛英



古村一朗

放射光およびレーザーコンプトン散乱 線を用いた オーステナイト系ステンレス鋼中SCCの3次元CTイメージング

Three Dimensional CT Imaging of SCC in Austenitic Stainless Steel
by Synchrotron Radiation and Laser Compton Scattering Gamma Ray

溶接・非破壊検査技術センター
兵庫県立大学

中東重雄, 長谷川忠之
藤城智之, 山本厚之
寺澤倫孝, 堀川 健
宮本修治
梶原堅太郎, 伊藤真義

SPring 8 / JASRI

In the previous paper, it has been reported that clear images of SCC in 2mm diameter austenitic stainless steel were obtained by synchrotron radiation CT imaging.

In this study, imaging experiments by higher energy synchrotron radiation than usual and laser Compton scattering gamma () ray have been performed in order to examine the applicability of 3D CT imaging for austenitic stainless steel of dozens of millimeters.

As a result, SCC in up to 10mm diameter SUS316L specimen could be imaged by 3D CT with synchrotron radiation. On the other hand, SCC in up to 30mm thick welded joint was imaged by laser Compton ray imaging technique.

Keywords: : Stainless Steel, SCC, CT Imaging, Laser Compton Scattering Gamma Ray

1.....はじめに

発電技検では超音波探傷シミュレーションの精度向上およびSCCの進展挙動の解明を目的に、放射光を用いたSCCの3次元CTイメージングの適用性について検討を行っている^{1)~4)}。

前報³⁾ではオーステナイト系ステンレス鋼(以下、ステンレス鋼)に対する37keVの放射光を用いたCTイメージングを行い直径2mm程度の試験片に付与されたIGSCCとTGSCCの進展挙動の違いを3次元的に捉えたことを報告した。しかし、超音波探傷シミュレーションの精度向上のためには、構築したモデルの有効性の検証が必要であり、シミュレーションと実際の超音波探傷試験結果とを比較検証することが必要となる。そのため探傷試験が可能なサイズの試験片に対するイメージング像を得る必要がある。そこで、30mm程度の厚さの試験片に対して適用可能なイメージング手法について検討して試験を行った。

2..... 試験方法

2.1 放射光を用いたCTイメージング

供試材はステンレス鋼SUS316Lとし、300 の高温高圧純水中にて粒界型応力腐食割れ(IGSCC)を発生させたブロック、および沸騰MgCl₂中にて粒内型応力腐食割れ(TGSCC)を発生させたブロックよりイメージング用試験片をそれぞれ採取した。試験片は、5mm8mmおよび10mmと前報(2mm)より太径とした。図1に放射光CTイメージング用試験片の写真を示す。

CTイメージングは、兵庫県播磨科学学園都市にある大型放射光施設SPring 8において行った。放射光のエネルギーを従来の37keVから115keVに上げ、照射範囲は4.5mmH×12mmW、カメラ長が606mm、CCDカメラの実効ピクセルサイズは、約2.9μmとした。試験片を0 から180°まで2°ピッチで回転させ、露光時間を8sec./frameとした。得られた像は、Filtered Back Projection法により再構成し、3次元再構成像を得た。表1に放射光CTイメー

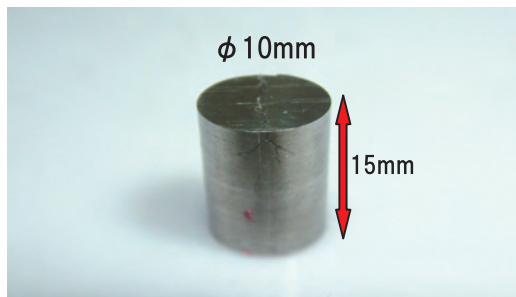


図1 放射光CT試験片(例: 10mm)

表1 放射光CTイメージングの試験条件

放射光エネルギー	115keV
照射エリア	4.5 mm × 12 mm
カメラ長	606 mm
撮影条件	0° - 180° に回転
撮影ピッチ	2°
露光時間	8sec/Frame
実効ピクセルサイズ	2.9 μm
像再構成法	Filtered Back Projection 法

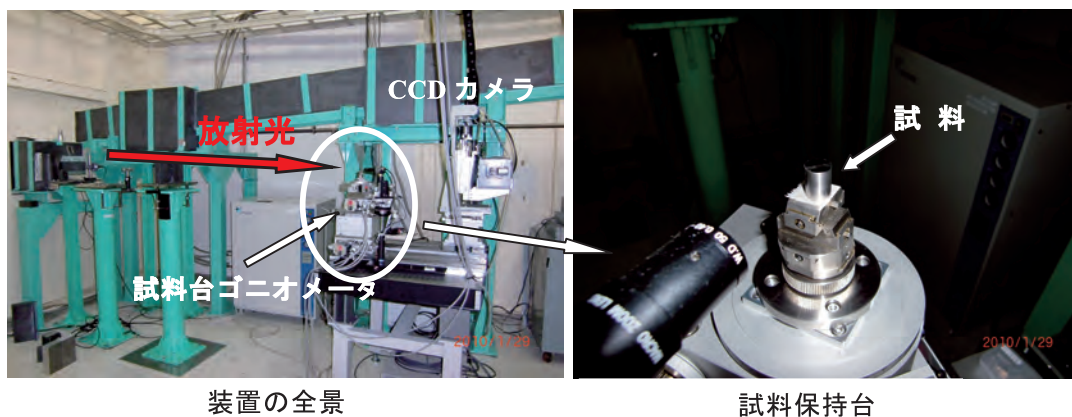


図2 放射光CTイメージング装置

イメージングの試験条件を示す。また、図2に放射光CTイメージング装置の外観を示す。

2.2 線を用いたイメージング

30mm厚程度の試験片に対するイメージングを行うため、放射光以外に高い透過力を持つ放射線について調査し、レーザーコンプトン散乱によって発生する線を用いることとした。

試験片はSUS316LにSCCを発生させたブロックより採取した。試験片サイズは10W × 10H × 15mm

である。また、厚さ4mmのSUS304ステンレス鋼溶接継手で、SCCが溶接熱影響部(HAZ)から溶接金属内に進展した試験片も準備した。さらに、標準試験片として、60W × 20H × 10mmのSUS316Lブロックに幅0.25mm、深さ2mmのスリットを等間隔(2mm)に付与した試験片をそれぞれ準備した。図3にSUS316LにIGSCCを発生させた試験片を示す。

線イメージングは、兵庫県立大学・高度産業科学技術研究所のNew SUBARU放射光施設において行った。1GeVの電子に対し、波長10.54 μmのCO₂レーザーを照射し、最大エネルギー1.76MeVの線を発生させた。線の照射時間は1~9hとした。また、像の記録にはイメージングプレート(輝尽性蛍

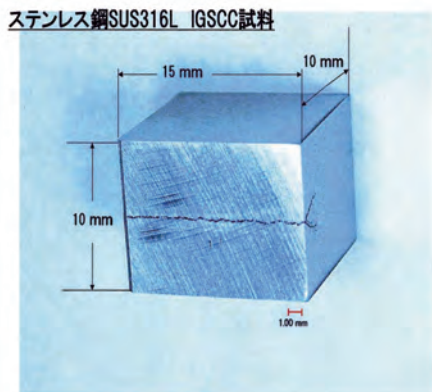


図3 線イメージング用試験片

表2 線イメージングの試験条件

電子線エネルギー	1.0 GeV
照射レーザー	CO ₂ レーザー(波長:10.54μm) エネルギー:4W
線エネルギー	1.76MeV(最大)
照射時間	1~9hrs
像の記録	イメージングプレート(IP) 分解能:50μm
現像までの時間	23min

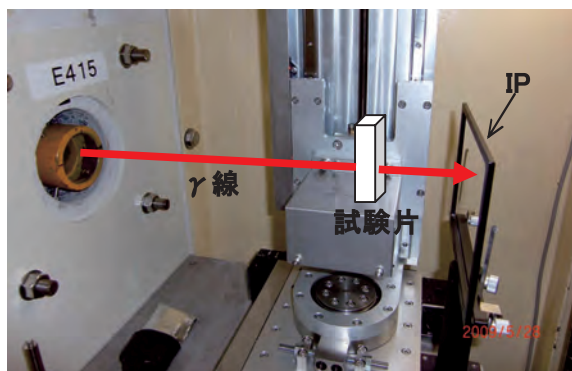


図4 線イメージング装置

光体膜IP)を用いた。IPはフェーディング現象が生じるため、現像までの時間を23分とした。表2に試験条件を示す。また、図4に線イメージング装置の外観を示す。

3..... 試験結果

3.1 放射光を用いたCTイメージング

図5に放射光によるCTイメージング測定結果の

一例を示す。図5(a)および図5(b)は、8mmでTGSCCが付与された試験片の横断面および縦断面像である。一方、図5(c)および図5(d)は、8mmでIGSCCが付与された試験片の横断面および縦断面像である。TGSCCの場合、き裂の屈曲は少なく、比較的平行なき裂が中央に2本観察された。一方、IGSCCではき裂は複雑に屈曲しており、TGSCCに比べてき裂幅が広く同径の試験片でありながら、き裂が明瞭に確認できた。TGSCCでは径が10mmまでの試験片についてき裂が確認できた。一方、IGSCCは8mmまでの試験片までのき裂しか確認していないが、TGSCCよりき裂幅が広いことを考慮すると、10mmまでの試験片に対するき裂は十分に識別できると予想される。

図6にIGSCC試験片の3Dボリュームイメージを示す。3次元に再構成した立体像から、径方向に貫通したき裂の内部部分のみならず、外面からは存在を推測することが困難な内部き裂まで検出可能であることが分かる。

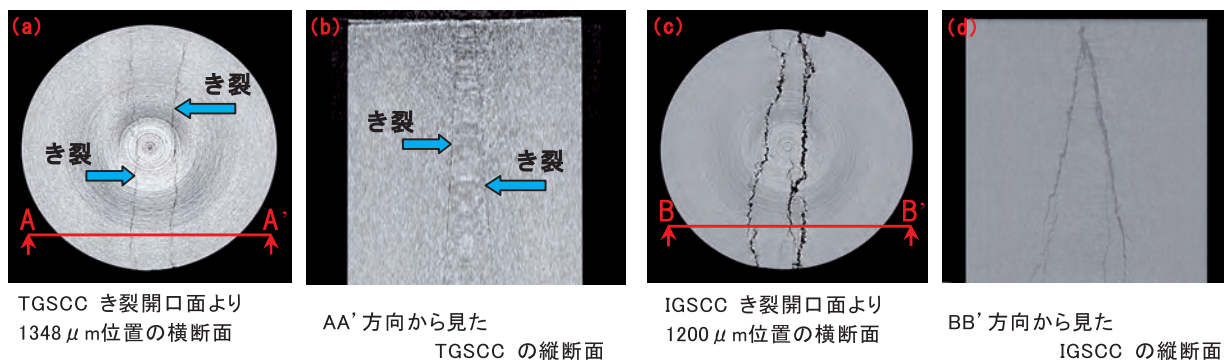


図5 放射光によるSUS316L中のSCCイメージング像(8mm)

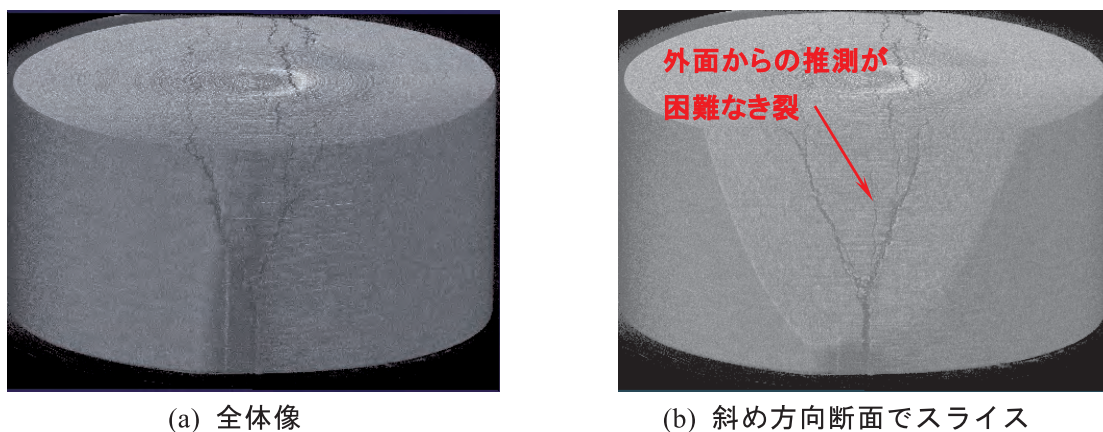
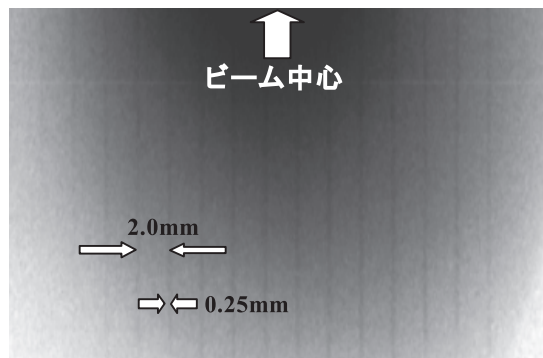


図6 IGSCC試験片の3Dボリュームイメージ

3.2 線を用いたイメージング

得られる像のコントラストについて、その特性を把握するため、等間隔にスリットを付与した標準試験片に対するイメージングを行った。その結果の一例を図7に示す。線照射時間は3hrsである。図に示されているように、線のビーム中心より左右に7本程度のスリットが識別できた。スリットのコントラストはビーム中心より6～12mmで最も鮮明となった。コンプトン散乱で発生する線のエネルギー



試験片厚さ 10mm、照射時間:3Hrs

図7 SUS316L 標準試験片の 線イメージング像

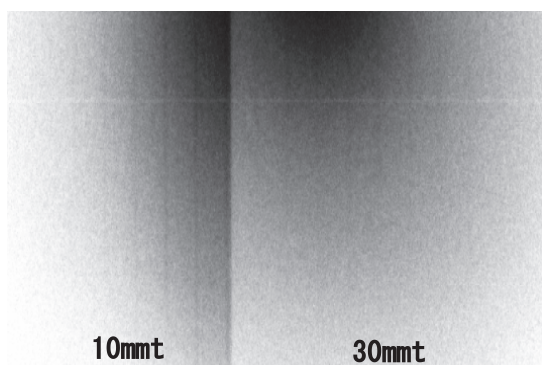


図8 試験片厚さの効果 (照射時間:3Hrs)

は照射方向に対する角度依存性を持つことから、最も鮮明な位置のエネルギーを計算すると、約0.6MeV～1MeVとなった。

試験片の厚さに対する像のコントラストの特性を調べるため、試験片の厚さを変えたイメージングを行った。その結果の一例を図8に示す。厚さ10mmの標準試験片の背後に20mmのき裂等の欠陥のないブロックを置き、片側が30mm厚となるように試験した。照射時間は3hrsとした。試験片の厚さによらず、識別できるスリット数は5本程度であった。しかし、像のコントラストは厚さ10mmの方が鮮明であった。また、6hrsおよび9hrs照射を行ったところ、厚さによって識別できるスリット数に違いはなかったが、コントラストは厚さ10mmの方が鮮明であった。

図9にSUS316Lに生じたSCCの透過像を示す。前述と同様、SCC試験片の背後に無欠陥のブロックを置き、厚さが25mmおよび45mmとなるようにした。その結果、厚さ25mmでは逆Y字状のSCCが確認できたが、厚さ45mmではき裂開口部からY字の結節点付近にかけて僅かに細い像が確認できる程度であった。最大9hrsの線照射を行ったが、この傾向は

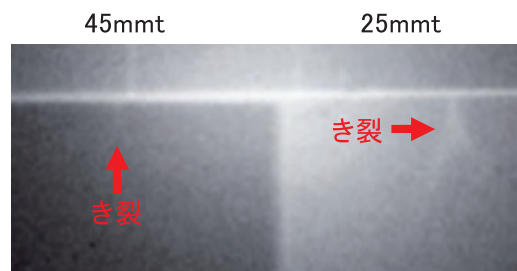


図9 SUS316L 中IGSCCの 線イメージング像

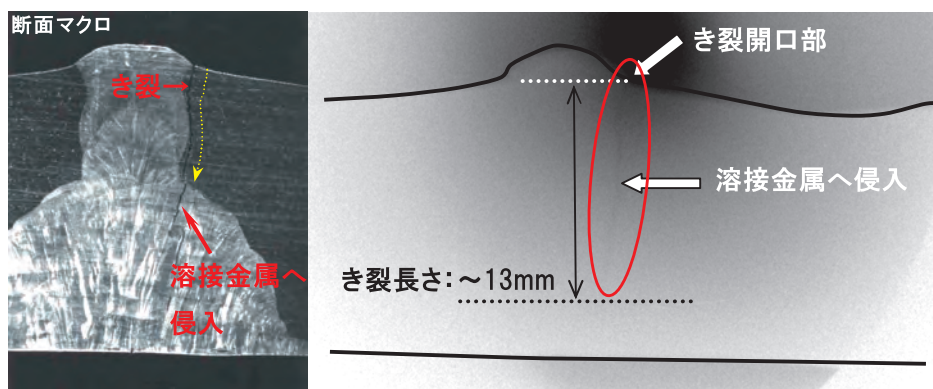


図10 SUS304 溶接継手の 線イメージング像

変わらなかった。

厚さ25mmについて、き裂先端に近いほど像の明瞭さは低下している。このSCCは開口部で250 μm、Y字の結節点で280 μm程度のき裂幅を持つ。一方、き裂先端に近づくに伴い幅は50 μmより狭くなり、IPの分解能以下となっているため、き裂先端に近づくほど識別が困難になったと考えられる。

また、図10にSUS304溶接継手の透過像を示す。照射時間は3hrsである。本法により、き裂がHAZから溶接金属内へ進展する様子が確認でき、き裂長さは約13mmと測定された。

4..... まとめと今後の課題

30mm程度の厚さの試験片に対して適用可能なイメージング手法について検討するため、ステンレス鋼試験片に対するエネルギーを高めた放射光CTイメージングおよび線イメージングを行った。

(1) 放射光CTイメージングでは、10mmまでの試験片に内在するSCCを識別することができた。一方、線イメージングでは、厚さ30mmまでの標準試験片について0.2mm幅程度のスリットを識別することができた。また、厚さ25mmのSUS316Lおよび厚さ4mmのSUS304溶接継手SCC試験片について、き裂の像を識別することができた。

(2) 今後の課題として、放射光では更に径の大き

い試験片についてイメージングが可能か検討する必要がある。一方、線イメージングについては、3次元CTイメージングを行った場合の試験片内部のき裂に関する識別性について確認する必要がある。

(3) 放射光および線とともに、視覚化による内在き裂の識別は可能であったが、幅の狭いき裂やき裂先端を精度よく把握するためには、例えば数値的な指標に基づくような評価方法について検討する必要がある。

参考文献

- 1) 中東他：放射光CTイメージングによるNi基金溶接金属中SCCのき裂検出，(財)発電設備技術検査協会 溶接・非破壊検査技術センター 技術レビュー，Vol. 3 (2007) pp. 31-38
- 2) 中東他：放射光CTイメージングによるステンレス鋼中SCCき裂の観察，(財)発電設備技術検査協会 溶接・非破壊検査技術センター 技術レビュー，Vol. 4 (2008) pp. 22-27
- 3) 中東他：放射光CTによるステンレス鋼応力腐食割れき裂の3次元観察，(財)発電設備技術検査協会 溶接・非破壊検査技術センター 技術レビュー，Vol. 5 (2009) pp. 25-31
- 4) 中東他：放射光CTによる原子炉材料のSCCき裂観察，保全学，Vol. 8, No. 3 (2009) pp. 69-75



中東重雄



長谷川忠之

高温高圧純水環境下のNi基600合金用被覆アーク溶接金属の 応力腐食割れ感受性に及ぼすC,Nb濃度の影響

Effects of Carbon and Niobium Contents on Stress Corrosion Cracking Susceptibility of
Shielded Metal Arc Weld Metals for 600 Type Alloy in High Temperature Pressurized Pure Water

溶接・非破壊検査技術センター
大阪大学大学院工学研究科

西川 聡, 大北 茂
曾我部 恵典, 三上 欣希
望月 正人
池内 建二

大阪大学接合科学研究所

The SCC susceptibility of the weld metal was evaluated from the maximum depth and number of cracks occurring during the CBB (Crevice Bent Beam) test in high temperature pressurized water using plate specimens cut from shielded metal arc weld metals. When the specimen received a heat treatment consisting of stress relief annealing (SR) for 72 ks at 893 K and subsequent ageing (LTA) for 720 ks at 673 K, however, the significant influences of the increases in C and Nb contents on the SCC susceptibility were observed; the susceptibility of weld metals with higher C contents (0.07mass%) decreased with increasing the Nb content up to 2.6mass%, but a further increase in the Nb content enhanced the SCC susceptibility remarkably. The hardness increased remarkably with the Nb content, suggesting that the higher stress was applied to the specimen during the CBB test, as the Nb content was increased. Also, the weld metal that yield stress is high could be confirmed to high stress value at grain boundary by FEM analysis. This increase in the applied stress is a possible factor that contributes to the increase in the SCC susceptibility with the Nb content in the weld metal free from the grain boundary depletion of Cr.

Keywords: Stress corrosion cracking, Alloy 600 weld metal, C and Nb contents, phase, stress, FEM analysis

1.....緒 言

原子力発電プラントの原子炉炉内構造物の一部に用いられているニッケル基600合金の被覆アーク溶接金属における応力腐食割れ(SCC)の発生が、これまでに沸騰水型原子炉(BWR)¹⁾および加圧水型原子炉(PWR)²⁾ともに定期検査等で検出されている。600合金溶接金属はCrより炭化物形成傾向の強いNb, Tiを添加することで、これらの炭化物を形成させ、Cr炭化物となるCの固溶濃度を減少させてCr炭化物の粒界析出を抑制する。これにより、BWRにおいては、炉水環境下でSCC感受性を高める要因とされている粒界のCr欠乏層の形成³⁾を抑制している。このようなNb, Tiの効果を定量的に表

わすために、山内ら⁴⁾はC, Nb, およびTi濃度から構成される安定化パラメータを提案し、600合金溶接金属のSCC発生を防止するためには、このパラメータを制御することが有効と述べている。しかしながら、個々の化学成分の含有量を単独で変化させた場合に、高温高圧純水環境下のSCC感受性がどのような影響を受けるかについて、これまでにほとんど報告が見られない。近年では溶接金属のSCC予防対策としてNb濃度が従来材より高く、4mass%程度まで含まれる改良材が用いられる傾向がある。しかし、このような高濃度域まで高温高圧純水環境下でのSCC感受性とNb濃度との関係を系統的に調査した研究は少ない。特に溶接金属は母材と異なり凝固偏析に伴う化学成分の不均一を生じるが⁵⁾、凝固偏析

がSCC感受性に及ぼす影響に着目した研究は過去にほとんど無い。

そこで本研究では、600合金被覆アーク溶接金属において、粒界のCr欠乏層の形成に強い影響を及ぼすとされているC、Nb濃度を变化させた溶接金属を作製して、原子炉圧力容器の製造時の応力除去焼鈍を模擬した熱履歴と、長期間運転時の熱履歴の加速条件に相当する熱処理を施した。そして、高温高圧純水中のSCC感受性に及ぼすC、Nb濃度の影響をCBB試験により把握し、その原因について主に金属組織学的な観点から調査した。さらに、SCC感受性に及ぼす力学的要因について、FEMを用いた数値解析により検討した。

2.....実験方法

2.1 評価試験体の作製

製作した試験体の溶接金属の化学組成を供試母材とともに表1に示す。標準材の化学成分を基本として、SCC感受性に影響を及ぼすと考えられるC、Nb濃度を、被覆材の化学成分を調整して变化させた合計七種類の600合金用被覆アーク溶接試験体を製作した。ここで、低C材は原子力用の182合金を、低C/高Nb材は原子力用の改良182合金の化学組成を模擬している。製作した溶接継手の外観写真を図1

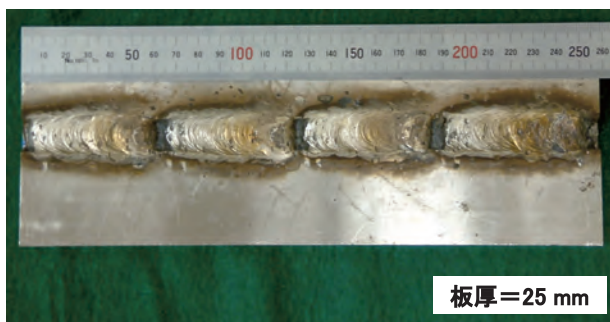


図1 製作した溶接継手

に示す。深さ6 mm、幅13 mmの形状に開先加工したNCF600合金板に多パス積層による多重熱サイクルの影響を避けるため、1パスで被覆アーク溶接を行った。溶接条件は溶接棒をプラス極として、直流で電流130A、電圧25V、溶接速度1mm/sとした。製作した溶接試験体に図2に示すように620、20hrsの熱処理（SR）と400、200hrsの低温熱時効（LTA）を行った。前者の620のSRは、原子炉圧力容器の製造時の応力除去焼鈍中にニッケル基合金溶接金属が受ける熱履歴を模擬したもので、後者の400で実施したLTAは実機運転温度下での時効の加速条件である。製作した試験体の溶接始末端部を避け、ビード表面に近い位置から板厚2mm、幅10mm、長さ50mmの試験片を、溶接線垂直方向に溶接金属が中心となるよう採取した。そして、試験片のビード表面側に相当する10mm×50mmの面を#1500番まで湿式研磨後、1μmのダイヤモンドペーストで鏡面に仕上げ、この面をSCC試験面とした。

2.2 応力腐食割れ試験

SCCは隙間付き定ひずみ曲げ（Crevice Bent Beam：以下CBB）試験により発生させた。図3に試験片を治具にセットした時の模式図を示す。

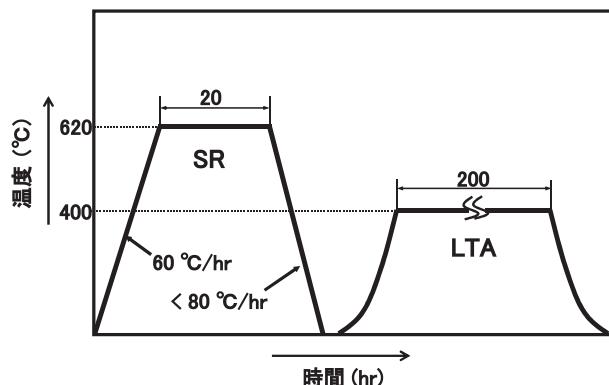


図2 熱処理（SR）及び低温熱時効（LTA）の温度履歴

表1 溶接金属及び母材の化学成分（mass%）

材料	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Nb	Ti	N(ppm)	O(ppm)
標準材	0.069	0.48	5.39	0.012	0.005	69.33	14.80	6.59	1.24	0.62	120	228
低C材	0.030	0.48	5.75	0.011	0.005	69.28	14.85	6.64	1.32	0.42	-	-
高C材	0.110	0.44	5.27	0.022	0.009	69.16	15.10	7.06	1.23	0.38	-	-
高Nb材1	0.074	0.49	4.97	0.016	0.005	68.92	14.08	7.21	2.59	0.61	-	-
高Nb材2	0.069	0.43	4.86	0.013	0.005	65.95	15.06	8.71	4.01	0.51	159	205
高Nb材3	0.076	0.55	4.87	0.017	0.004	68.39	14.32	7.23	4.39	0.50	234	239
低C/高Nb材	0.037	0.57	4.77	0.018	0.005	68.65	13.81	7.31	3.96	0.41	-	-
母材	0.120	0.36	0.28	0.005	0.008	72.89	17.37	6.93	-	0.21	11	5

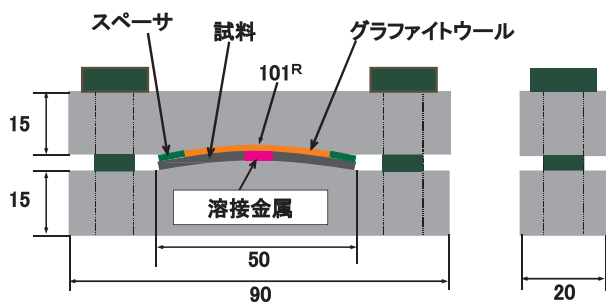


図3 CBB試験片を治具にセットしたときの概略図

NCF600合金の治具を用いて、試験面に1%の曲げひずみと0.2mmの隙間が一樣に付与されるようセットした。CBB試験片数は各条件につき6枚とした。セットした治具を循環型の高圧高温水試験装置の容器に入れ、BWRの運転温度に相当する288で、試験圧力を8MPaとして1000hrs浸漬した。なお、容器の入口側の水質は、溶存酸素量8ppm、導電率0.1 μ S/cm以下の純水とした。288の高温高圧純水中に1000hrs浸漬後、試験片に5%の曲げひずみを付与して割れを開口させ、幅方向中央部の断面を鏡面に仕上げ、王水(硝酸:塩酸:水=1:1:2)に20~120s浸漬させて腐食した。そして、図4に示すように溶接金属の割れ深さdを測定して、試験片6枚中の最大深さを求めた。さらに、試験片1枚当りの平均割れ個数も求めた。なお、光学顕微鏡観察ではSR+LTA処理を受けた溶接金属において、深さが30 μ mに満たない微小な割れが特に多く観察された。数百 μ m程度の深い割れの近傍にこのような割れが生じている場合、5%の曲げひずみを付与しても十分に開口しない場合があり、観察のために腐食処

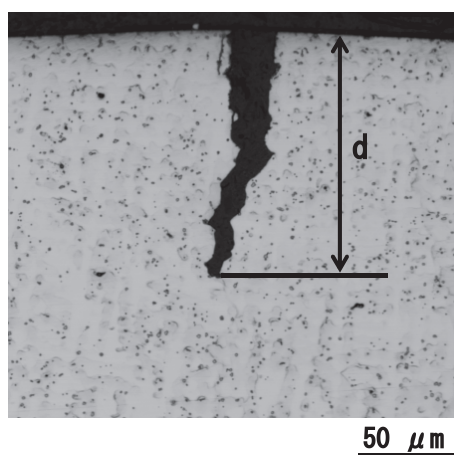


図4 割れ深さの定義

理を施した組織との識別が困難であった。したがって、本研究では深さが30 μ m以上の割れを十分に進展したSCCと判断し、個数を求めた。

2.3 硬さ測定

2.2節の応力腐食割れ試験後のCBB試験片表面近傍の硬さをマイクロビッカース硬さ計で測定した。測定荷重は10gとした。

2.4 引張試験

製作した評価試験体から図5に示す小型の引張試験片を採取して、精密万能試験機を用いて大気中で試験温度288、標点間ひずみ速度 $5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ で引張試験を行った。なお、NCF600合金板を図5に示す試験片とJIS G0567の-6試験片に加工して、試験温度288、標点間ひずみ速度 $5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ で引張試験を行い、ほぼ同じ応力ひずみ線図が得られることを確認している。

2.5 金属組織評価

電界放出型透過型電子顕微鏡(FE-TEM)を用いて組織観察を行った。また、薄膜試験片による柱状晶粒界近傍の元素分析を行った。組織観察、および元素分析時の加速電圧は200kVで、元素分布の調査のためのEDS分析時のビーム径は約1nmである。また、次節に示すFEM解析に用いるため、CBB試験片表面をEBSD測定して結晶方位図を求めた。結晶方位は、電界放出型走査型電子顕微鏡(FE-SEM)に取り付けた結晶方位解析装置(Tex SEM Laboratory製)を用いて、加速電圧25kV、計測ステップ2 μ mで測定した。

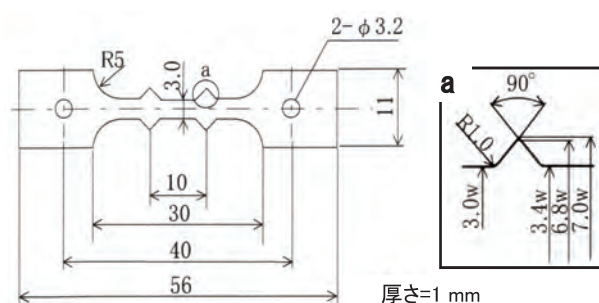


図5 微小引張試験片の模式図

2.6 FEM解析による微視的応力分布の導出

CBB試験時の試験片表面に負荷されている微視的応力分布を把握するため、三上ら⁶⁾が報告している手法で数値解析を行った。本研究では、応力が負荷されたときの各結晶のすべり変形の相違が微視的応力分布に影響を及ぼすと考え、結晶塑性論に基づいて各結晶のすべり変形をモデルに組み込み、解析を行った。

数値解析コードはABAQUSを用いた。5×5×5の立方体の形状を呈する要素モデルを作製し、2.5節のCBB試験片表面のEBSD測定で得られた結晶方位を各要素モデルにランダムに与え、さらに24節で求めた引張試験で得られた応力ひずみ関係を参照して、解析に必要な材料定数を求めた。

図6に微視的応力分布を求めるFEM解析モデルの一例を示す。(a)に示すCBB試験片表面のEBSD測定で得られた結晶方位図より、黒線で示す大傾角粒界の結晶粒形状に対応した(b)に示す二次元モデルを作製して、結晶方位に応じたすべり変形を各結晶粒に設定した。そして、CBB試験時の試験片表面に付与される1%の引張ひずみを負荷したときの応力分布を求めた。

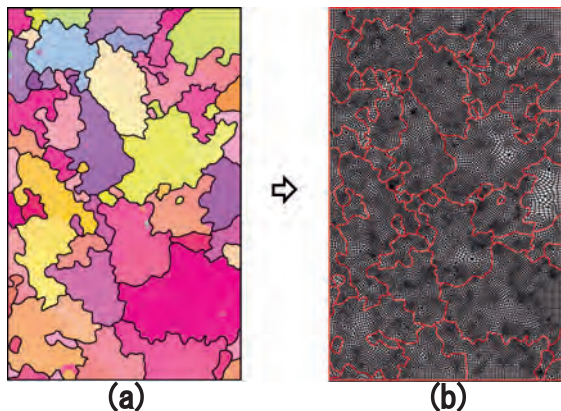


図6 ニッケル基合金溶接金属の(a)測定で求めた結晶方位図と(b)解析モデル

3.....実験結果及び考察

3.1 応力腐食割れ感受性

3.1.1 C濃度の影響

Nb濃度が1.2mass%の溶接金属における最大割れ深さのC濃度に伴う変化を図7に、平均割れ個数の変化を図8に示す。発生するSCCのほとんどは柱状晶粒界を起点として進展するIGSCCであった。溶接

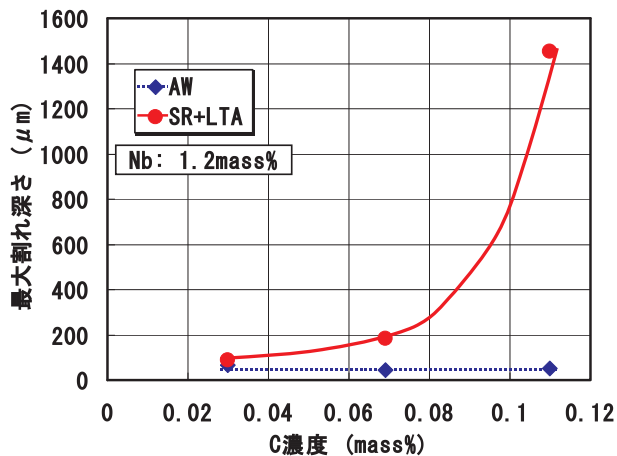


図7 CBB試験におけるSCCの最大深さに及ぼすC濃度の影響

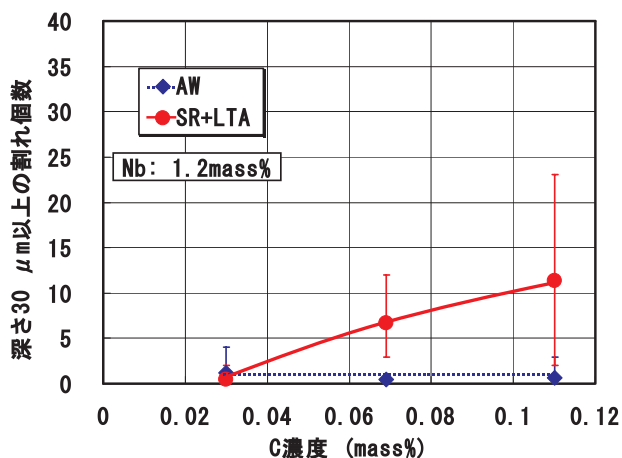


図8 CBB試験におけるSCCの平均個数に及ぼすC濃度の影響

のまま(AW)の溶接金属は、C濃度の増加に対して最大割れ深さと割れ個数は大きな変化を示さない。しかし、SR+LTA処理を受けた溶接金属では、C濃度の増加に伴い著しく増加する傾向が見られ、C濃度が高いほどAWより最大割れ深さと割れ個数の差が顕著になった。図9にSR+LTA処理を受けた標準材の柱状晶粒界近傍のTEM観察結果を示す。SR+LTA処理により柱状晶粒界に長さ1~2μmの析出物が観察され、電子線回折よりCrを主体とするM₇C₃であることが同定された。したがって、SR+LTA処理によりM₇C₃が析出し、その周囲にCr欠乏層が形成されて耐粒界腐食性が低下したため、SCC感受性は低下したものと考えられる。

3.1.2 Nb濃度の影響

C濃度が0.07mass%の溶接金属における最大割れ深さのNb濃度による変化を図10に、平均割れ個数

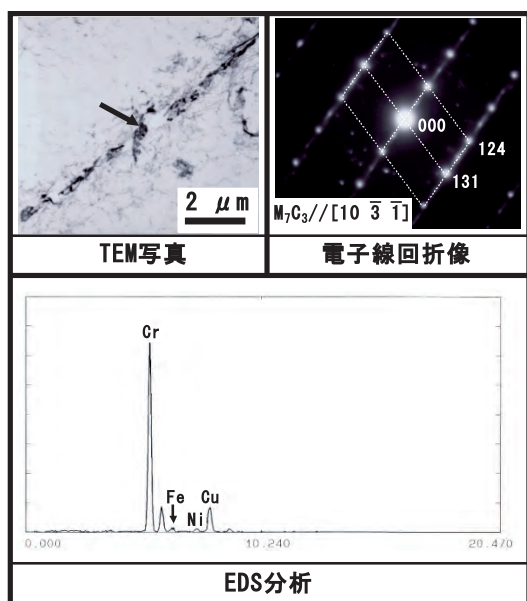


図9 SR+LTA処理を受けた標準剤の柱状晶粒界近傍のTEM観察結果(レプリカ試料)

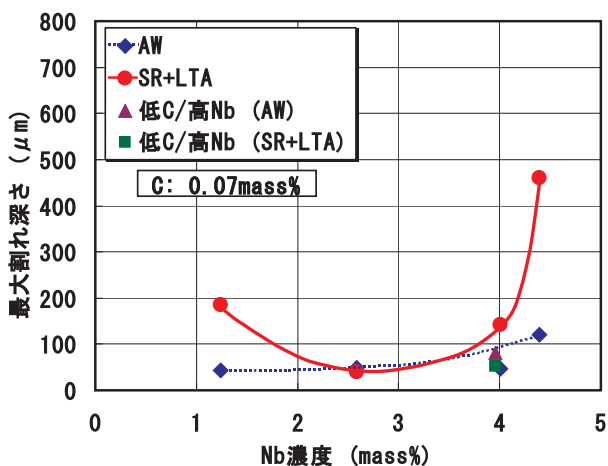


図10 CBB試験におけるSCCの最大深さに及ぼすNb濃度の影響

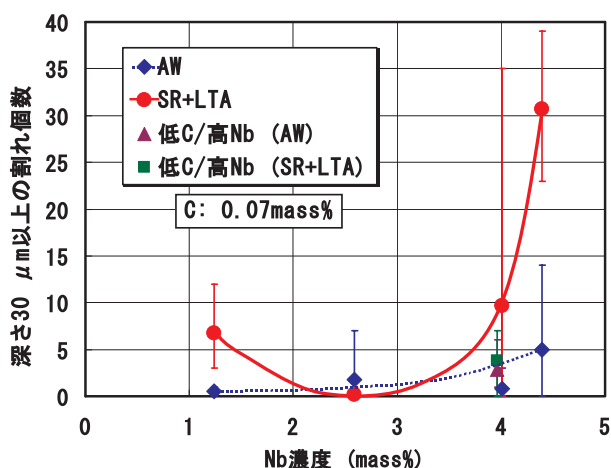


図11 CBB試験におけるSCCの平均個数に及ぼすNb濃度の影響

の変化を図11に示す。なお、比較のため低C/高Nb材の結果も図中に記した。溶接金属の一部に深さ100 μm未満の浅いTGSCCやIDSCCと思われる割れが観察されたが、深さ100 μm以上の深い割れはIGSCCになる傾向が見られた。AWでは、Nb濃度の増加とともに最大割れ深さと割れ個数はわずかに増加する傾向を示した。

一方、SR+LTA処理をした溶接金属では、Nb濃度の増加とともに2.6mass%までは最大割れ深さと割れ個数は減少したが、これ以上に濃度が高くなると、逆に最大割れ深さと割れ個数は増加し、Nb濃度が4.4mass%の高Nb材3では標準材よりもSCC感受性が大幅に上昇した。すなわち、Nb濃度の増加はCr欠乏層の形成を抑制してSCC感受性を低下させると言われているが、2.6mass%以上では逆にSCC感受性の上昇を招く可能性が示唆された。ただし、図10および図11に示されるようにNb濃度が4mass%程度であっても、C濃度が0.03mass%の低C/高Nb材ではSCC感受性が低下しており、C濃度を低下させることによりNbの高濃度化によるSCC感受性の増加は抑制できた。

以上より、実プラントに用いられている原子力用の182合金と原子力用の改良182合金の化学成分を模擬した低C材と低C/高Nb材は、AW、およびSR+LTA処理を受けた場合でもSCC感受性は低いと言える。

3.2 Nb濃度が2.6mass%以上でSCC感受性が高くなる理由

Nb濃度が2.6mass%以上でSCC感受性が高くなる理由を明らかにするため、柱状晶粒界近傍のCr濃度分布を測定した。図12にSR+LTA処理を受けた標準材、高Nb材1、および高Nb材3のCr濃度分布を、FE-TEMによりEDS分析した結果を示す。標準材では、柱状晶粒界からおよそ150nmの領域でCr欠乏層が形成され、柱状晶粒界ではCr濃度が3mass%と、マトリックスのCr濃度の1/5にまで低下していた。しかし、Nb濃度が2.6mass%の高Nb材1は、明瞭なCr欠乏層は見られなかった。これは、山内ら⁴⁾が指摘しているように、Nb濃度の増加でNb炭化物の量が増えて固溶C濃度が低下し、これに伴いCr炭化物の析出量が減少してCr欠乏層の形成が抑制されるた

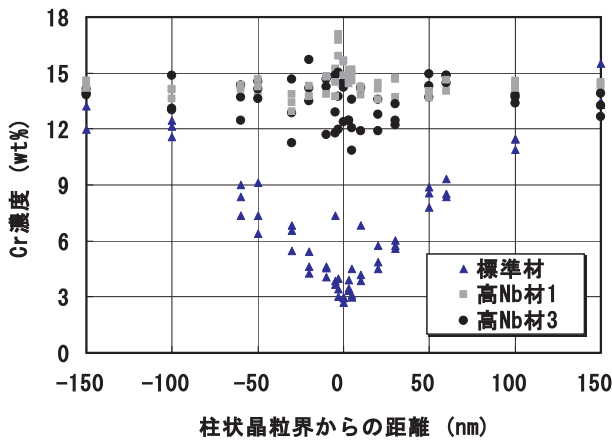


図12 SR+LTA処理を受けた各溶接金属の柱状晶粒界近傍のCr濃度分布

めと考えられる。そして、Nb濃度が4.4mass%の高Nb材3では、高Nb材1と同様に明瞭なCr欠乏層は見られなかった。したがって、SR+LTA処理を受けた高Nb材3が標準材よりSCC感受性が大幅に高くなったのは、柱状晶粒界のCr欠乏層に起因する耐粒界腐食性の低下によるのでは無く、それ以外の要因が影響を及ぼしていると言える。この点を明らかにするため、溶接金属の機械的性質を金属組織との関係に着目しながら調査した。

3.3 機械的性質と金属組織との関係

CBB試験時に試験片表面に荷重されていた応力を把握するため、引張試験を行った。図13にSR+LTA処理を受けた標準材、高Nb材1、高Nb材3、およびAWでの高Nb材3について、288で行った引張試験結果を示す。CBB試験時の試験片表面

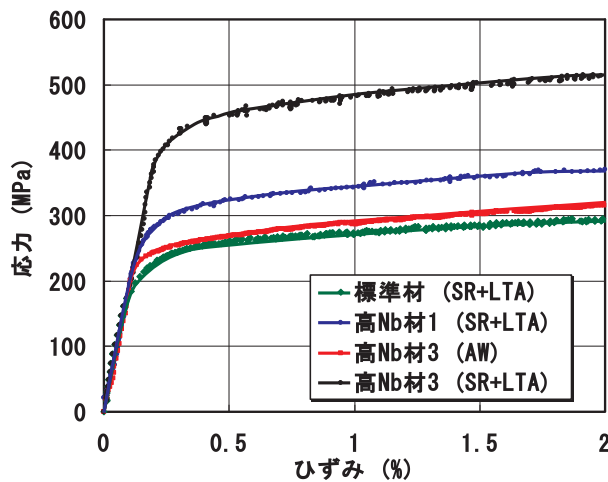


図13 各溶接金属の応力ひずみ線図

は1%の引張ひずみが付与されており、SR+LTA処理を受けた高Nb材3は502MPaであるが、AWではそれより大幅に低い287MPaであった。また、SR+LTA処理を受けた標準材は273MPaで、高Nb材3の54%であった。一般に、600合金は荷重応力が高いほどSCC感受性が高くなることが示されている³⁾。したがって、SR+LTA処理を受けた高Nb材3が標準材より高いSCC感受性を示した一因として、CBB試験時の荷重応力が高いことを挙げることができる。なお、高Nb材1の1%ひずみでの応力は343MPaであり、高Nb材3より標準材に近い応力値であった。そのため、Nb濃度が2.6mass%までの増加でSCC感受性が低下したのは、CBB試験時の試験片表面に荷重される応力の上昇に伴うSCC感受性の増加よりも、図12に示すようにCr欠乏層の形成が抑制されることに伴うSCC感受性の低下の方が大きいためと考えられる。

SR+LTA処理を受けると高Nb材3の応力が上昇する理由を明らかにするため、硬さ測定を行った。図14に高Nb材3のデンドライトとデンドライト境界部の硬さ測定結果を示す。デンドライトの硬さは、SR+LTA処理を受けてもほぼ同じであるが、デンドライト境界部の硬さは上昇した。したがって、高Nb材3がSR+LTA処理を受けると荷重応力が上昇する要因として、デンドライト境界部の硬さ上昇の寄与が考えられた。デンドライト境界部の硬さがSR+LTA処理により上昇する理由を明らかにするため、組織観察を行った。図15にSR+LTA処理を受けた高Nb材3の柱状晶粒界のTEM観察結果を示す。

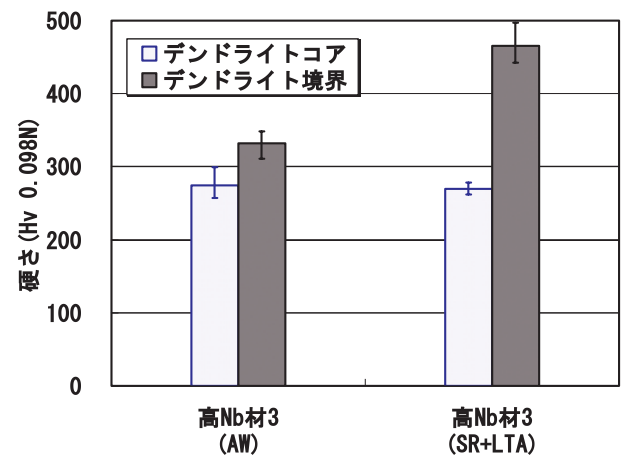


図14 高Nb材3のデンドライトコアとデンドライト境界の硬さ

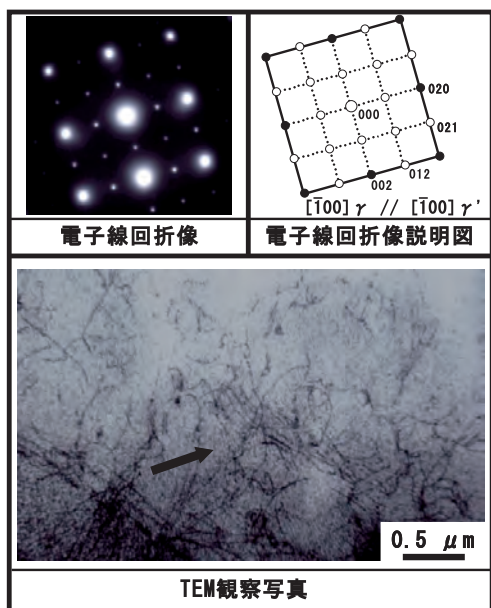


図 15 SR+LTA 処理を受けた高 Nb 材 3 の TEM 観察結果と電子線解析像

実線の矢印に示すように、10nm 程度の微細な析出物が観察され、電子線回折像より Ni_3Nb (γ' 相) と同定された。高 Nb 材 3 の AW、および SR+LTA 処理を受けた標準材に γ' 相は観察されないことから、SR+LTA 処理により γ' 相が微細析出したために硬さが上昇したものと考えられる。しかし、図 16 に示す低倍の TEM 観察結果に示すように、 γ' 相の分布には不均一性があり、図 16 の点線で示すように、 γ' 相が析出している領域と、析出していない領域とに分かれていた。Ni-Nb 状態図によれば、 γ' 相は Nb 濃度が約 5mass% 以上で、かつ 808 K 以上で析出することから、凝固偏析により Nb が濃化したデンドラ

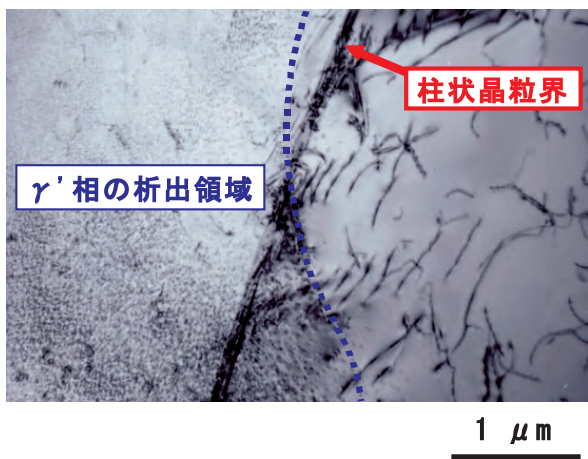


図 16 SR+LTA 処理を受けた高 Nb 材 3 の TEM 観察結果

イト境界部に SR 処理が施されて 相が析出したと考えられる。したがって、高 Nb 材 3 の Nb 濃度は 5mass% に達してはいないが、凝固偏析により Nb 濃度が 5mass% 以上の領域が生じ、893K で施した SR 時に γ' 相が析出したと考えられる。

以上より、SR+LTA 処理を受けた高 Nb 材 3 が標準材より SCC 感受性が高くなる理由の一つに、CBB 試験時に負荷されていた応力の上昇が挙げられた。高 Nb 材 3 の負荷応力の上昇は、凝固偏析で Nb が濃化した領域が形成され、この領域に SR 処理が施されて γ' 相が微細析出したためと考えられた。

3.4 柱状晶粒界の微視的応力に関する検討

SCC 感受性に及ぼす負荷応力の影響は、図 13 で示した引張試験によるマクロ応力の差異で説明できた。しかし、3.1 節で述べたように、発生する SCC のほとんどは IGSCC になることから、本節では CBB 試験時において各溶接金属の柱状晶粒界に負荷されるミクロ応力に着目し、SCC 感受性との関係について検討した。

図 17 に、SR+LTA 処理を受けた標準材と高 Nb 材 3 の 1% 引張ひずみでの FEM 解析による微視的残留応力分布を示す。引張試験では、1% ひずみでの負荷応力は標準材より高 Nb 材 3 の方が高いため、全体的に標準材より高い応力が負荷されている。また、柱状晶粒界近傍に応力集中する傾向が見られた。一般的に、柱状晶は母材結晶粒から [100] を優先方位としてエピタキシャル成長するため、各溶接金属の結晶方位分布は、広範囲で見た場合に顕著な差は無いものと考えられる。そこで、標準材の結晶方位モデルを代表例に用いて、引張特性を SR+LTA 処理を受けた高 Nb 材 1、および高 Nb 材 3 とした場合の 1%

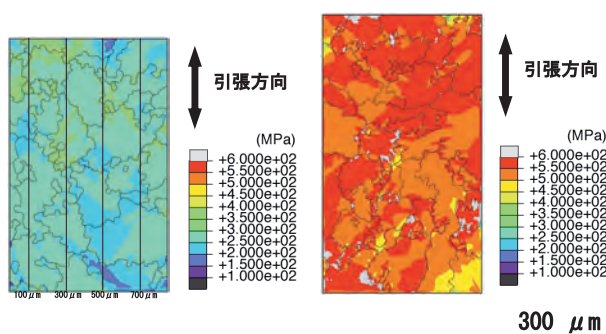


図 17 SR+LTA 処理を受けた (a) 標準材と (b) 高 Nb 材 3 の CBB 試験時の微視的応力分布 (数値解析)

ひずみでの微視的残留応力分布を求めた。そして、**図 17(a)**に示す左端から 100, 300, 500, 700 μm 離れた線上における柱状晶粒界の応力値を導出した。**図 18**に引張試験の 1%ひずみでの応力と、そのときに柱状晶粒界に負荷される応力との関係を示す。標準材（引張試験で 274MPa）の柱状晶粒界に負荷される応力の平均値は、マクロ応力と比較して特に大きな差は見られない。しかし、マクロ応力の上昇に伴い柱状晶粒界に負荷される応力の平均値は上昇し、高 Nb 材 3（引張試験で 502MPa）はマクロ応力より 63MPa 高く、ほとんどの粒界にマクロ応力以上の応力が負荷されていた。このため、マクロ応力が上昇した場合、柱状晶粒界に負荷される応力の平均値は、マクロ応力の上昇量以上に高くなることが示唆された。

以上より、**図 10**および**図 11**で示したように、高 Nb 材 3 の SCC 感受性がより顕著に上昇するのは、CBB 試験時に負荷されていたマクロ応力が高く、SCC の起点となる柱状晶粒界に負荷される応力は、これよりさらに高い値になるためと考えられた。

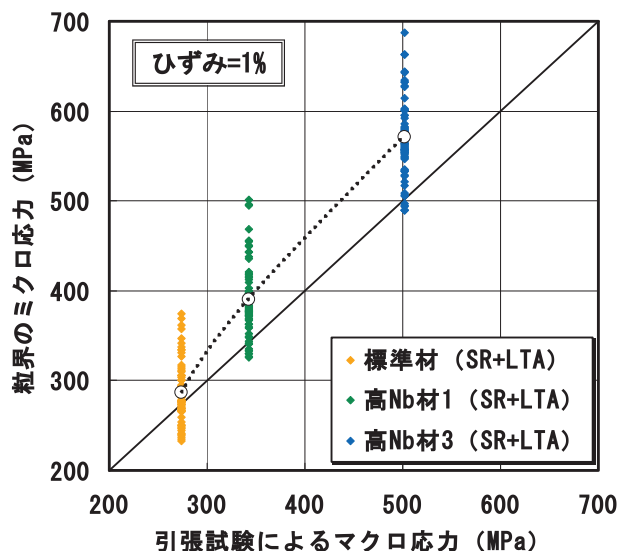


図 18 引張試験のマクロ応力と粒界のミクロ応力との関係（1%ひずみ、標準材の結晶方位モデルを使用）

4.....結 論

- 1) 溶接のままでは C, Nb 濃度の増加で SCC 感受性に大きな変化は見られないが、SR+LTA 処理を施した場合は C, Nb 濃度の増加で SCC 感受性は著しく変化する。

性は著しく変化する。

- 2) SR+LTA 処理を施した場合は、Nb 濃度の増加により 2.6mass% までは Cr 欠乏層の形成抑制のために SCC 感受性は低下するが、さらに Nb 濃度が増加して 4.4mass% になると、明瞭な Cr 欠乏層が形成されていないにもかかわらず SCC 感受性が大幅に上昇した。これは、凝固偏析で dendrite 境界部の Nb 濃度が高くなり、SR+LTA 処理で Ni₃Nb (相) が微細析出して材料が硬化し、SCC 試験時に負荷されていた応力が高くなるためと考えられる。
- 3) 引張試験で求めたマクロ応力が上昇した場合、柱状晶粒界に負荷される応力の平均値はマクロ応力の上昇量以上に高くなることが FEM 解析により示唆された。柱状晶粒界に過大な応力が負荷されるため、Nb 濃度が 4.4mass% で SCC 感受性が大幅に高くなったものと考えられた。

参考文献

- 1) 青木孝行, 服部成雄, 安齋英哉, 住本秀樹, “BWR 環境下で長期間使用されたニッケル基合金の応力腐食割れ,” 保全学, 4-1, 34-41(2005)
- 2) 福村卓也, 戸塚信夫, “原子炉容器上蓋管台部の 1 次冷却材漏洩経路等調査,” Journal of the Institute of Nuclear Safety System, 15, 113-124 (2008)
- 3) N. Saito, S. Tanaka and H. Sakamoto, “Effect of Corrosion Potential and Microstructure on the Stress Corrosion Cracking Susceptibility of Nickel-Base Alloys in High-Temperature Water,” Corrosion 59 [12], 1064-1074(2003)
- 4) 山内清, 浜田幾久, 岡崎朝彰, 横野智美, “安定化パラメータのコントロールによるニッケル基溶接金属の耐粒界腐食性並びに耐粒界型応力腐食割れ性の向上,” 防食技術, 35, 605-615(1986)
- 5) J. S. Ogborn, D. L. Olson and M. J. Cieslak, “Influence of Solidification on the Microstructural Evolution of Nickel Base Weld Metal,” Materials Science and Engineering, A203, 134-139(1995)
- 6) Y. Mikami, R. Uruguchi, K. Sogabe and M. Mochizuki, “SCC Prediction in Weld Components by Multi-scale Analysis Incorporating Crystal

Plasticity," Proceedings of 9th International Seminar, Numerical Analysis of Weldability, September, Graz-Seggau, Austria(2009)



西川 聡



大北 茂

溶接始末端部の残留応力に関する基礎的検討

- 材料物性値および始末端部への入熱量が残留応力に及ぼす影響について -

Basic study on the residual stress occurred at welding start/end

- Effect of material properties and heat input on the residual stress at welding start/end by FEM analysis -

溶接・非破壊検査技術センター 長谷川忠之, 西川 聡
大北 茂

The experimental measurement and FEM analysis were performed to examine the effect of material properties and heat input on the residual stress at welding start/end.

The residual stress distribution by FEM using the base-metal properties was good agreement with experimentally obtained one. The analysis using the weld-metal properties of higher yield stress resulted in higher residual stress than that of experiment. Welding heat input, which was varied from half times to twice as much as the steady-state welding, does not affect the residual stress significantly in this analytical conditions.

Keywords: : Welding start/end, Residual stress, FEM, Material properties, Heat input

1.....はじめに

溶接残留応力は割れの発生や進展等に影響を及ぼす一因となることから、これまで多くの研究が行われ、著者らもいくつか検討してきた¹⁾。一般的に、溶接残留応力の研究は溶接定常部を対象とした場合が多く、非定常部であるビード継部のような溶接始末端部については、これまであまり検討されていない。前報²⁾では、溶接始末端部を有する平板モデル溶接試験体を用いた溶接始末端部の残留応力測定およびFEM解析を行い、始末端部近傍で応力が大きく変化する、先行パス側に比べ後続パス側の応力は高くなる、残留応力の解析値が測定値より高い理由は解析に用いた降伏応力の影響と考えられる、等の知見を得た。そこで本報では、FEM解析に用いる材料物性値や入熱量が始末端部の残留応力分布に及ぼす影響について報告する。

2.....試験方法

2.1 溶接試験体の製作

始末端部の残留応力分布を把握するため、溶接試

験体を製作した。Fig. 1に試験体の形状を示す。母材には1173，1hの熱処理を施して初期残留応力を除去した、板厚55mm，211mm×211mmのSUS316平板を用いた。一方、溶加材にはY316を用いた。Table 1に溶接条件を示す。各パスとも、パス間温度は373K未満、入熱量0.8～1.2kJ/mmのGTAWにて積層した。試験体は溶接長中央部を溶接の終端とした終端一致試験体（以下、E/E試験体）、および溶接長中央部を始末端とした始末端一致試験体（以下、E/S試験体）の2種類とした。Fig. 1中の灰色部分

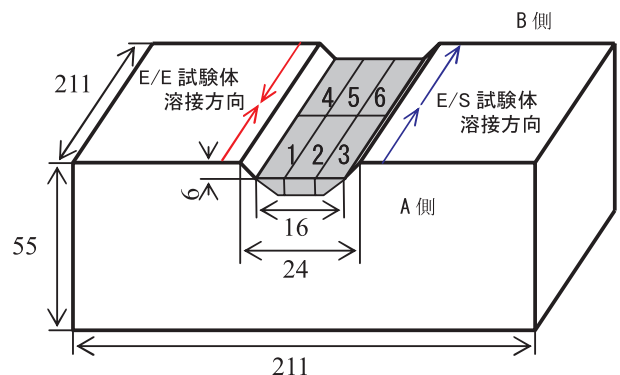


Fig. 1 試験体形状（灰色部分が溶接金属）

Table 1 溶接条件

電流	電圧	溶接速度	ワイヤー送給速度	入熱量	パス間温度
152 ~ 153A	8.2 ~ 12.8V	90 mm/min	8 g/min	0.8 ~ 1.2 kJ/mm	< 373K

の数字はパス順序を示す。両試験体とも、1～3パス目はA側端面から中央までトーチを移動させた。一方、4～6パス目について、E/E試験体ではB側端面から中央に向かって、E/S試験体では1～3パス目にトーチを止めた箇所からB側端面に向かってそれぞれトーチを移動させた。溶接開始時はトーチを3s保持した後に移動させた。一方、終端部ではトーチの移動とワイヤー送給を止め、電流80Aで3s保持した後に溶接を終了した。

2.2 残留応力測定およびFEM解析方法

残留応力測定はゲージ長1mmのひずみゲージを用いて行った。測定位置は溶接金属表面とし、Fig. 1に示すパス1とパス4の溶接線上（以下、パス1 - 4）、およびパス3とパス6の溶接線上（以下、パス3 - 6）とした。測定によって得られたひずみから、以下の式³⁾を用いて溶接線平行方向と溶接線直交方向の応力を算出した。

$$\sigma_1 = -\frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_1 + \mu \varepsilon_2) \quad \dots (1)$$

$$\sigma_2 = -\frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_2 + \mu \varepsilon_1) \quad \dots (2)$$

E：縦弾性係数、 μ ：ポアソン比、 ε_1 、 ε_2 ：ひずみ

Table 2に解析条件を、Fig. 2に有限要素モデルを示す。FEM解析には「Quick Welder」を用いた。本研究では材料物性値の影響について検討するため、溶接金属に対してY316の材料物性値を用いた場合とSUS316を用いた場合の解析を行った。材料物性値は文献値⁴⁾を基にしたが、Y316の降伏応力および加工硬化係数はY316の多層溶接金属に対する引張試験より得られた値を用いた。解析に使用した溶接金属部の降伏応力および加工硬化係数をFig. 3

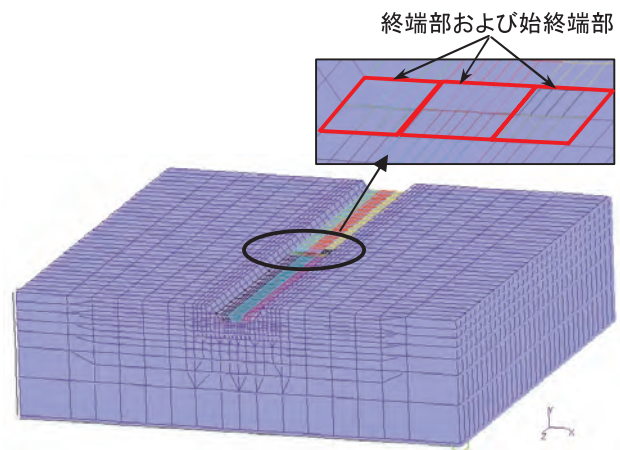


Fig. 2 有限要素モデル

に示す。また、始末端部への入熱の影響を検討するため、始末端部への入熱条件は定常部の入熱量の0.5倍、1倍、1.5倍および2倍の4条件とした。

3.....試験結果および考察

3.1 溶接金属に用いる材料物性値の影響

E/E試験体の場合を例に、Fig. 4に測定結果および解析結果を示す。測定結果については、終端部から ± 20 mm以内では、それより離れた領域と比べて応力値の変動が顕著であり、特に溶接線直交方向では -20 mm ~ 0 mmの間で応力が急激に増加した。また、応力分布の全体的な傾向として、先行パス側に比べ、後続パス側の応力が高くなった。解析結果は概ね測定結果と同じ傾向を示したが、母材の材料物性値を用いた方が溶接金属の材料物性値を用いた場合より応力値は低く、測定結果に近い値を示した。E/S試験体についても、E/E試験体と同様の傾向を示していることを確認している。

Fig. 3に示したように、解析に用いた溶接金属の降伏応力の値は、873Kまでの範囲において母材より200MPa程度高いことから、得られた残留応力の値

Table 2 FEM 解析条件

要素形態	要素数	応力-ひずみ線図	硬化剤	アーク効率	アニール温度
3次元5面体・6面体	14000	2直線近似	等方硬化剤	0.7	1073K

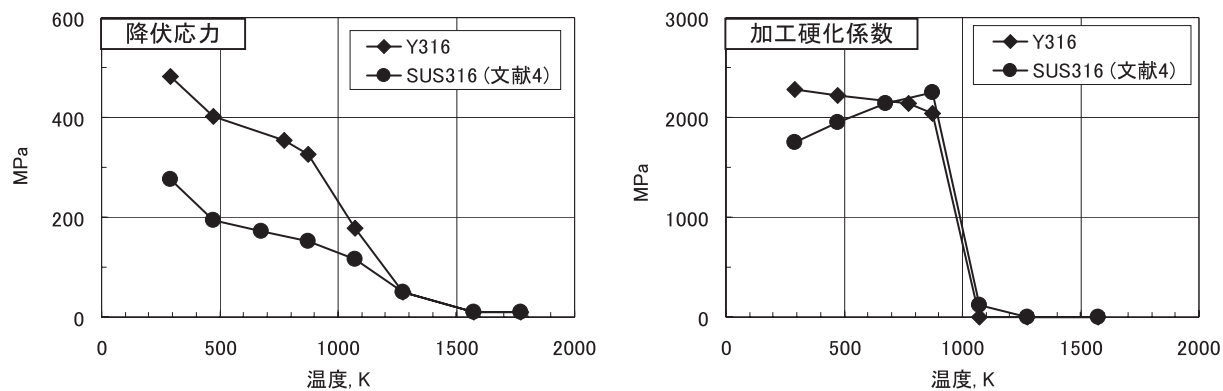


Fig. 3 FEM 解析に用いた降伏応力および加工硬化係数

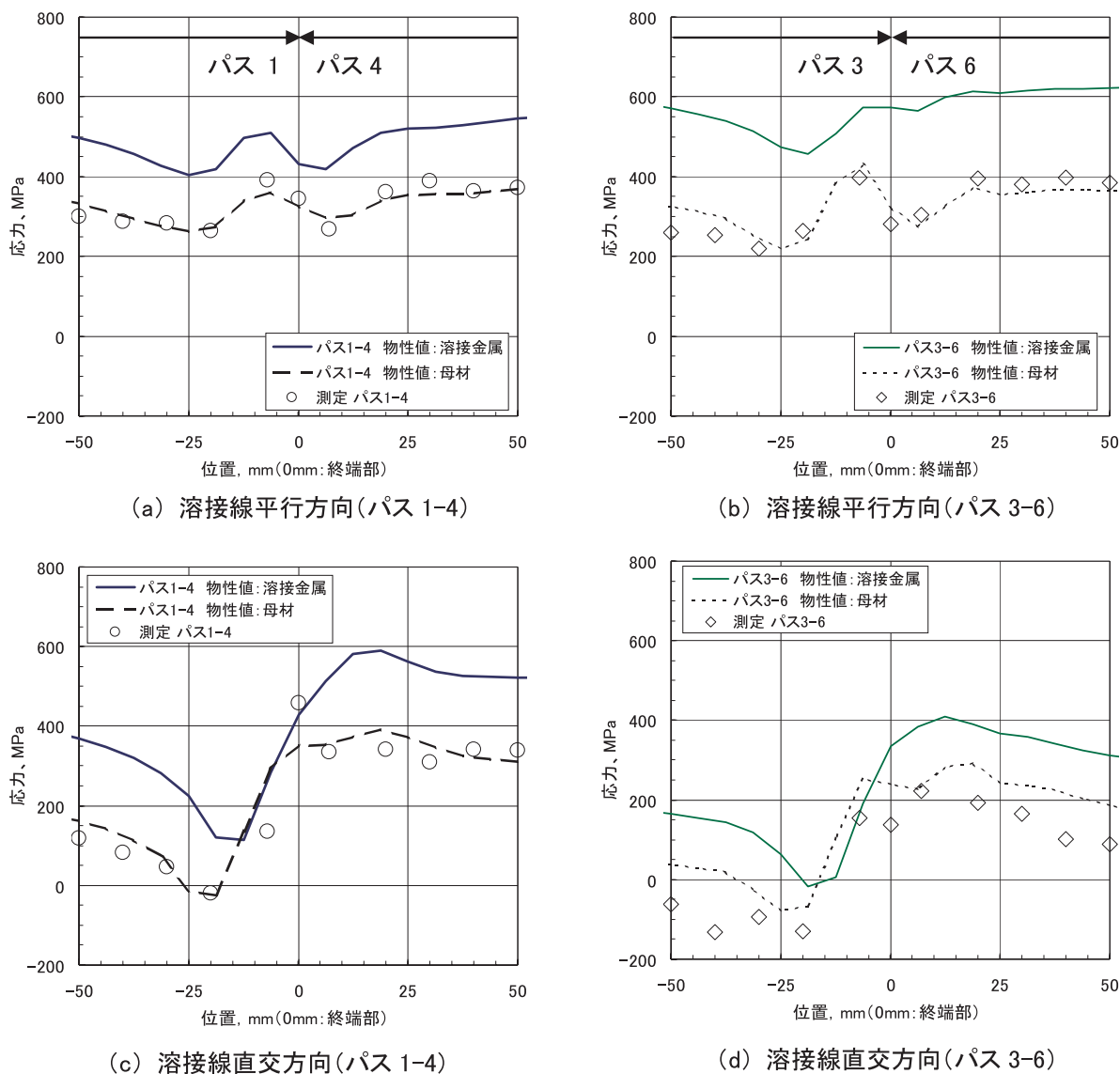


Fig. 4 FEM 解析に用いた材料物性値の影響 (E/E 試験体の場合)

はこの値の影響を受けたものと考えられた。また、本研究で用いた溶接金属の降伏応力の値は、多層溶

接部より採取した値であるため、繰り返しの熱履歴によるひずみ硬化が大きくなったものと考えられた。

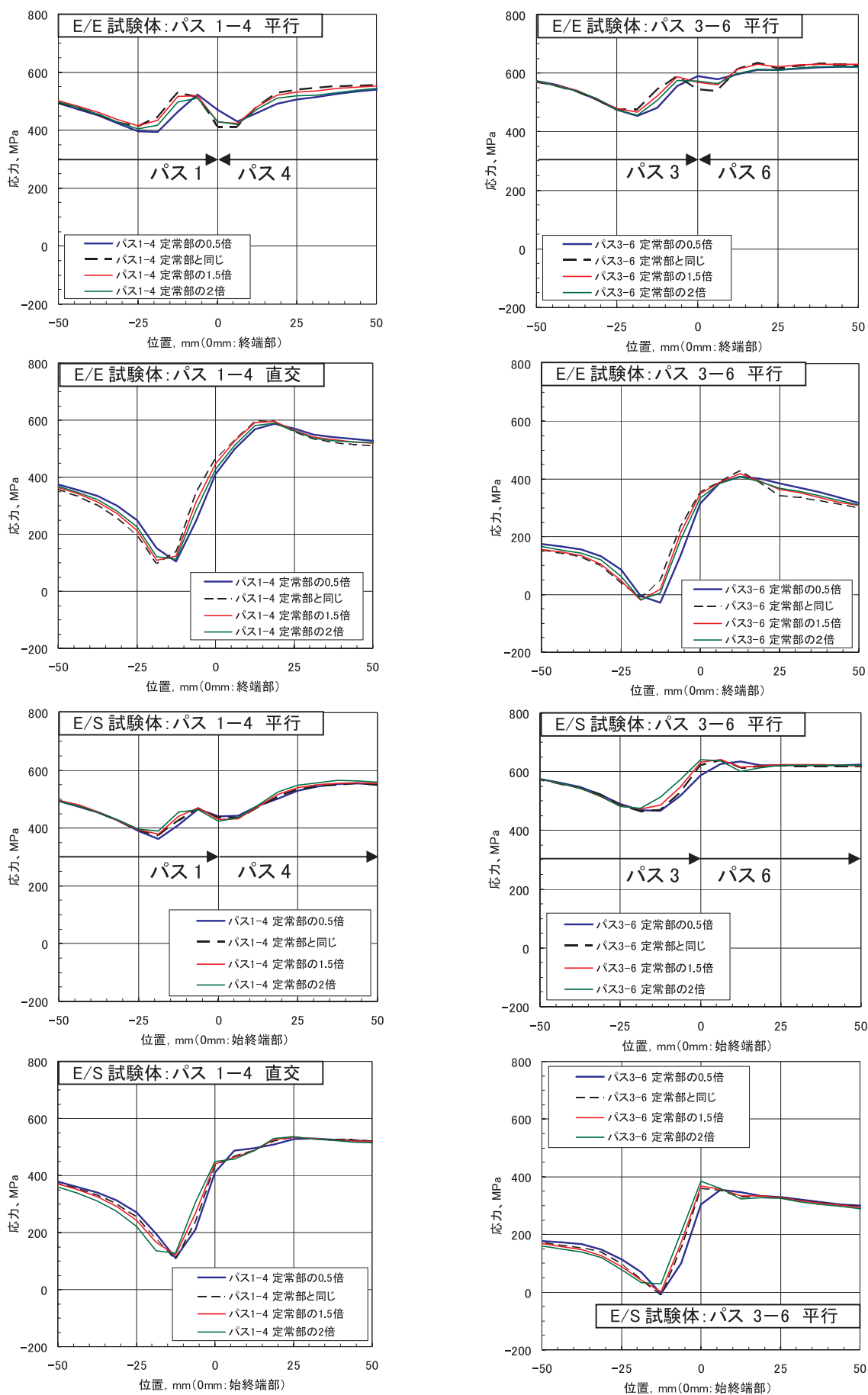


Fig. 5 終端および始末端部への入熱量が残留応力に及ぼす影響 (FEM 解析)

一方、本研究で製作した溶接試験体のようにパス数の少ない試験体では繰り返しの熱履歴によるひずみ硬化は少ないため、多層溶接金属に比べて降伏応力が低いと予想される。したがって、母材の材料物性値を用いた方が応力は低目の値となり、測定結果に近くなったと考えられた。

3.2 始末端部への入熱量の残留応力分布に及ぼす影響

Fig. 5にE/E試験体およびE/S試験体の解析結果を示す。溶接線平行方向応力は、後続パス側の終端・始末端部近傍の分布挙動にやや違いが見られるが、先行パス側の終端および始末端部近傍である - 20mm ~ 0mm 付近で応力値が最小となり、後続パス側の方が先行パス側に比べて応力値が高くなる傾向は入熱量によらず概ね一致した。また、入熱量を変化させた同一パスを比較しても応力値の差は顕著ではなかった。

溶接線直交方向応力については、先行パス側の終端・始末端部近傍である - 20mm ~ - 10mm 付近で応力値が最小、その後は後続パスに向かって急激に応力値が上昇し、終端・始末端部近傍である 0mm ~ 20mm 付近で応力値が最大となる傾向が入熱量によらず概ね一致した。また、平行方向応力の場合と同様に、同一パスにおいて、入熱量の違いによる応力値の差は顕著ではなかった。

このように、応力分布や応力値に顕著な差が見られないことから、本研究の条件において入熱量を0.5 ~ 2倍で変化させて解析した場合、終端部および始末端部へ与える入熱量が溶接残留応力に及ぼす影響は少ないと考えられた。しかし、本解析については検証としての応力測定を行っていないことから、今後、測定結果との対比を踏まえた更なる検討が必要である。

4.....おわりに

本研究では、始末端部を有する平板モデル溶接試験体を用いて、FEM解析に適用する材料物性値や入熱量が始末端部の残留応力分布に及ぼす影響を検討した。以下に得られた結果をまとめる。

- 1) 溶接始末端部の残留応力は非正常となり、特に後続溶接パス側で高い残留応力が生じた。
- 2) FEM解析においては、高い降伏応力値を用いた場合は残留応力が高くなり、使用する降伏応力値に大きく依存することが分かった。また、その残留応力分布は降伏応力の高低にかかわらず同様の傾向を示した。
- 2) FEM解析において、終端部および始末端部へ与える入熱量を定常部の0.5 ~ 2倍の範囲で変えても、残留応力の変化は少なかった。

参考文献

- 1) 例えば、長谷川忠之、西川聡、中田志津雄、堀井行彦、村川英一：FEM解析における入熱モデル形状の検討（溶接変形（III））、溶接学会全国大会講演概要 第77集（2005）、294-295
- 2) 長谷川忠之、西川聡：溶接始末端部の残留応力に関する基礎的検討、(財)発電設備技術検査協会 溶接・非破壊検査技術センター 技術レビュー、Vol. 5（2009）、pp. 40-43
- 3) 川田雄一、平修二、多田美朝 編：応力測定マニュアル、オーム社（1972）、344
- 4) 小川和夫、中田志津雄、西川聡、堀井行彦、村川英一：材料物性値およびFEM要素が溶接残留応力解析へ及ぼす影響、溶接構造シンポジウム2006講演論文集 Vol. 2（2006）、705-712



長谷川忠之



西川 聡



大北 茂

中性子回折によるステンレス鋼配管周溶接始末端部の残留応力測定

Residual stress measurement using neutron diffraction for weld start and stop of girth welded stainless steel pipes

溶接・非破壊検査技術センター 水野亮二

Tensile residual stress at weld start and stop may be higher than that at steady regions, so the SCC susceptibility is relatively high at weld start and stop. The weld residual stress was evaluated by both experimental and analytical methods. Specimens were fabricated with non-filler welding to simulate a girth weld with V-groove. The residual stress was measured using neutron diffraction method and analyzed using 3 dimensions FE model. The experimental residual stress agreed qualitatively with FEM predictions.

Keywords: : Residual stress, weld start and stop, girth welded pipe, neutron diffraction

1.....緒言

溶接残留応力は原子力発電設備における応力腐食割れの発生要因の一つである。溶接始末端部は定常部より引張残留応力が高く割れ感受性が定常部に比べて高くなる可能性がある。しかしながら、溶接始末端部の残留応力はこれまで十分な評価がされておらず残留応力測定データも少ない。本研究では、溶接始末端部の残留応力を評価するために、溶接始末端部を模擬した配管周溶接試験体を作製し残留応力測定を実施した。残留応力測定は中性子回折法を用いて行った。また、比較のために有限要素法により残留応力解析を行った。

2.....ノンフィラー溶接試験体における溶接始末端部の残留応力測定

2.1 溶接試験体作製

溶接試験体はFig. 1に示すように、長さ500mm、内径255mm、肉厚25mmのSUS304配管を用いた。開先形状はV形開先の溶接積層途中の開先部の形状を模擬して、長手方向の中央部に肉厚の1/2の深さの開先を設けた形状である。ティグ溶接法により電流132A、電圧10V、溶接速度9cm/min（入熱

8.8kJ/cm）の溶接条件を用いて、開先底部にノンフィラーで入熱のみを与えた。Fig. 1及びFig. 2に示すように1層3パス溶接を行い、1パス目と3パス目の始末端位置は0°2パス目の始末端位置は180°とした。1パス目のみの試験体と3パスの試験体の2体の試験体を作製した。

2.2 残留応力測定及び解析方法

溶接始末端部の残留応力分布の測定は、中性子回折法を用いて行った。測定は仏国のLaue-Langevin研究所に設置されているSALSA¹⁾を用いて実施した。Fig. 3, 4に示すように周方向に90°離れた位置

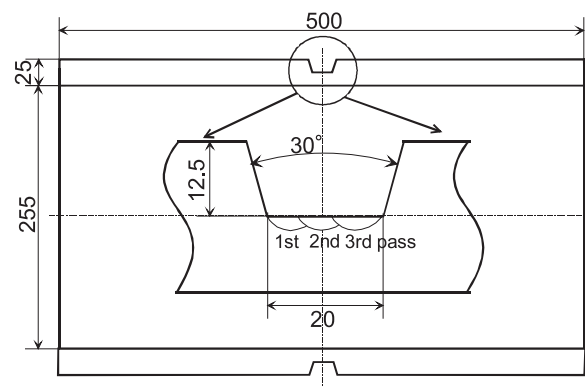


Fig. 1 Shape of welded pipe and groove.

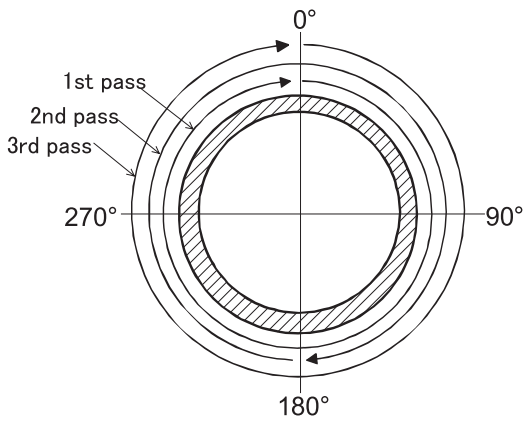


Fig. 2 Weld start and stop position.

に80×80mmのアクセスホールを加工した。応力フリーの d_0 サンプルはアクセスホールから切り出した部材を用いて作製した。Fig. 5に円周方向の測定位置を示す。1, 3パス目の溶接始末端部である0°を中心 $\pm 25^\circ$ の範囲で5°間隔で内面より10mm（開先底部より2.5mm深さ）の位置を測定した。また、内

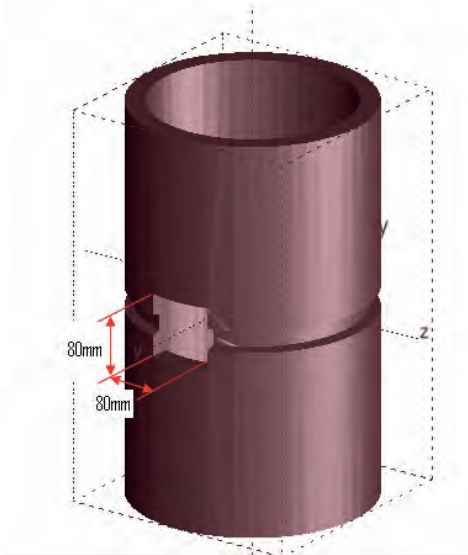


Fig. 3 Access hole for neutron beam.

面より7mm, 3mmの位置も同様に周方向の残留応力を測定した。SALSAは角度分散法による測定装置であり、測定は(311)面に対して行った。(311)面に対する弾性定数及びポアソン比はそれぞれKrönerモデル²⁾に基づき計算した183.5GPa及び0.31を用いた。

FEM解析は(株)計算力学研究センター製の「Quick Welder」を用いて3次元解析を行った。Fig. 7及びFig. 8にFEMモデルを示す。周方向は72分割であり、節点数及び要素数はそれぞれ17568, 21030である。解析には温度依存性の物性値及び2直線近似による応力ひずみ線図を用いた。また、等方硬化則を用い、アニール温度800℃で解析した。Fig. 6に溶接試験体作製時の溶接始末端部の電流、溶接速度の変化を示す。溶接始末端部は定常部と入熱量が異なるが、始末端部に相当する要素の入熱量は定常部と同等とした。

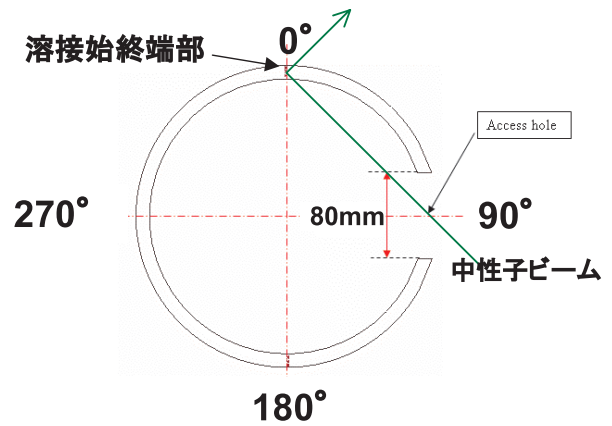


Fig. 4 Path of neutron beam.

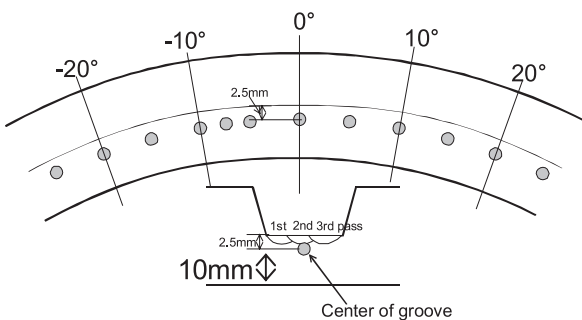


Fig. 5 Measured position.

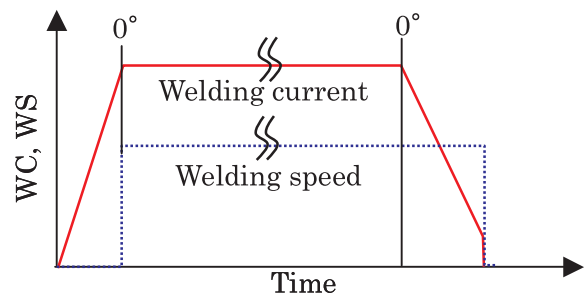


Fig. 6 Welding procedure for weld start and atop.

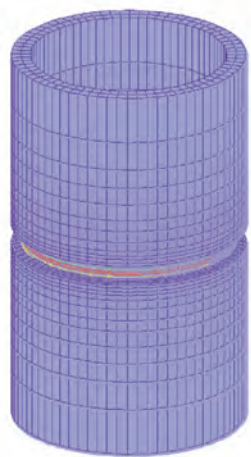


Fig. 7 FE model for non-filler welded pipes.

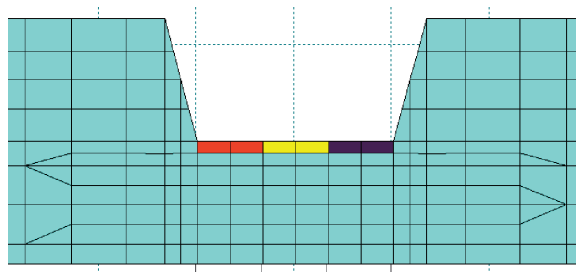


Fig. 8 FE mesh for weld part.

2.3 残留応力測定及び解析結果

Fig. 9に3パスノンフィラー溶接した溶接試験体の溶接始末端部の残留応力測定結果を示す。深さ方向いずれの位置においても周方向応力は引張残留応力であるが、始端側に比べて終端側の方が大きく、最も大きい引張の周方向応力は内表面から10mm位置（溶接パス直下）の - 25 °位置で約400MPaであ

った。軸方向応力は始端側では圧縮残留応力であり、終端側は引張の残留応力であった。軸方向応力で最も大きい引張残留応力は、内表面から10mm位置（溶接パス直下）の - 15 °位置で約200MPaであった。

Fig. 10に1パスノンフィラー溶接した溶接試験体の溶接始末端部の残留応力測定結果を示す。3パス溶接試験体と同様に深さ方向いずれの位置においても周方向応力は引張残留応力であり、軸方向応力は始端側では圧縮残留応力であり、終端側は引張の残留応力であった。周方向の引張残留応力の最大値は、3パス溶接試験体より小さく、始末端部の影響と考えられる応力分布の範囲は狭かった。

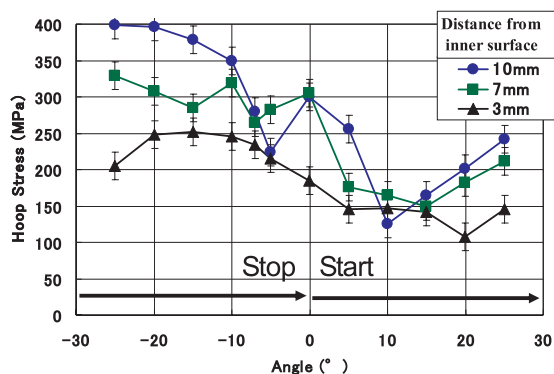


Fig. 9 Measured residual stress distribution for hoop direction for welded pipe with 3 passes.

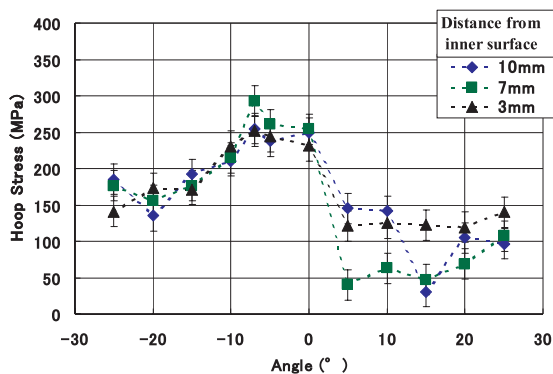
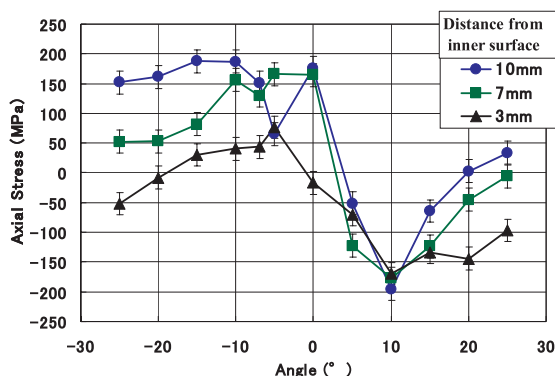
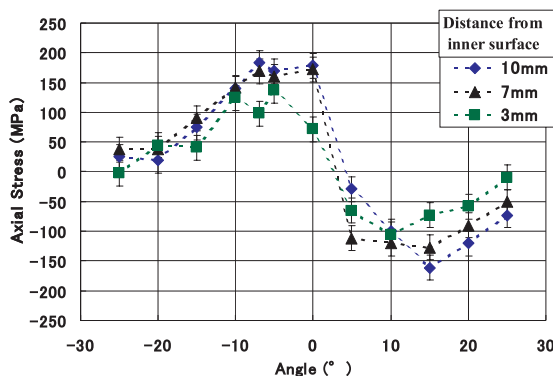


Fig. 10 Measured residual stress distribution for hoop direction welded pipe with 1 pass.



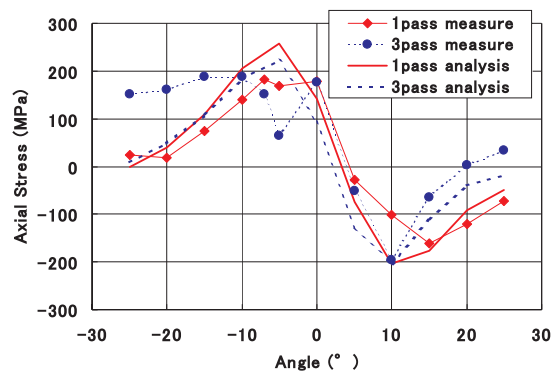
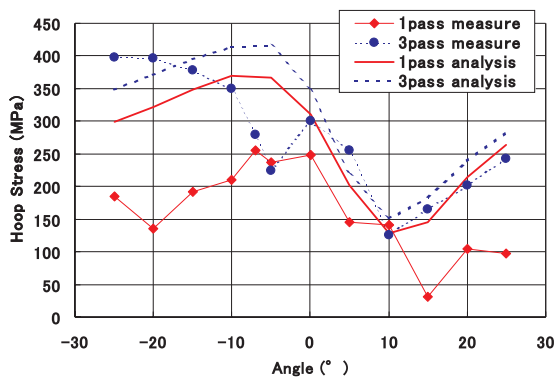


Fig. 11 Comparison of measured and predicted residual stress distribution for hoop direction.

Fig. 11 に内面より10mm位置の周方向及び軸方向応力の測定結果と解析結果を比較した図を示す。周方向及び軸方向応力の応力分布の傾向は、解析と測定とではほぼ一致している。1層3パスの入熱のみによる単純な溶接条件であるが、解析結果は測定による応力分布の傾向をよく表しており、本モデルにより溶接始末端部を考慮した応力分布が予測できることが示唆された。解析において1パス試験体の定常部(180°位置)の周及び軸方向応力は約298MPa、-27MPaであり、始末端部ではそれぞれ最大72MPa、233MPa程度応力が高い。

3.....まとめ

V形開先配管周溶接継手を模擬したノンフィラー溶接試験体の残留応力分布を中性子回折法により測定し、溶接始末端部の残留応力測定データを得た。また、測定結果をFEM解析結果と比較し、以下の結果を得た。

ノンフィラー溶接試験体において、配管周溶接における溶接始末端部の解析による残留応力分布の傾向は、中性子回折による測定結果と一致しており、溶接始末端部の応力分布を予測できることが示唆された。

4.....あとがき

本研究は、(独)原子力安全基盤機構よりの請負事業(経済産業省交付金事業「複雑形状部機器配管健全性実証事業」)の一部として実施した“差込み継手モデル試験体の残留応力計測”と“多層溶接パス

入熱試験”の成果^{3),4)}をまとめたものである。

参考文献

- 1) T. Pirling, G. Bruno and P. J. Withers : SALSA-A new instrument for strain imaging in engineering materials and component, Materials Science and Engineering A, 437(2006), 139.
- 2) M. T. Hutchings et al: Introduction to the Characterization of Residual Stress by Neutron Diffraction, Taylor & Francis: London(2005), 241.
- 3) 水野, 小川, 大城戸, R. Haigh, M. E. Fitzpatrick : 配管周溶接における溶接始末端部の残留応力に関する基礎的検討, 溶接学会全国大会講演概要集 第84集(2009-4), p. 32
- 4) 水野, 小川, 大城戸, R. Haigh, M. E. Fitzpatrick : 中性子回折による配管周溶接部の残留応力測定, 溶接構造シンポジウム2009講演論文集(2009年11月), p. 369



水野亮二

高温高压配管の厚さ計算式と温度依存パラメータについて

Short Note on Wall-Thickness Formula and Temperature-Dependent Parameter for High-Pressure, High-Temperature Piping

規格基準室 吉田和夫，森川昭二
西日本支部 大石勇一

The wall-thickness formula which is referred in Kagi-Kaishaku, rule for construction of thermal power generation facilities, is a equation for calculating the minimum thickness of pipe and/or tube under internal pressure, and the formula is similar to one defined in ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. I, PG-27. The temperature-dependent parameter is included in the formula, when the tubular product is applied to high-temperature piping, the parameter is high value as compared with one for low-temperature use. As a result, the minimum thickness is relatively small as compared with the thickness for the low value. In the short note, the historical review, which the temperature-dependent parameter was led to the modified Lamé formula was carried out, the direction for temperature-dependent parameter determination is represented in order to establish the parameters for new materials applied to high-pressure, high-temperature piping.

Keywords: Cylindrical Shell, Internal Pressure, Minimum Thickness, Bursting Tests, Stress-Rupture Tests, Creep, Ferritic Steels, Austenitic Steels, Nickel Alloys, Allowable Stress, Boiler, Pressure Vessel, Piping, ASME

1.....まえがき

発電用火力設備に関する技術基準を定める省令¹⁾によれば、ボイラー等及びその附属設備の耐圧部分の構造は、最高使用圧力又は最高使用温度において発生する最大の応力に対し安全なものとされ、更に、耐圧部分に生じる応力は材料の許容応力を超えてはならないとされている。この性能要求の技術的要件を満たす具体的な技術内容を例示するものとして、発電用火力設備の技術基準の解釈（以下、火技解釈という。）²⁾が発出されている。これによれば、ボイラー等の構造は、火技解釈の第6条から第14条に定める構造とされ、第5条の水圧に係る性能を有するものとされている。因みに、第6条には容器の胴の構造が規定されていて、第6条を構成する第1項から第6項には次が具体的に規定されている。

第1項 容器の形

第2項 容器の胴の厚さ

第3項 容器の胴の長手継手の効率

第4項 穴のある容器の胴の効率

第5項 容器の胴の穴の補強

第6項 円すい形の胴と円筒形の胴の接続

ボイラーの管及び管台の構造は第12条に規定されていて、その第1項に円筒形の管の厚さが管の種類に応じて第一号から第七号に具体的に規定されている。

第一号には、水管、過熱管、再熱管、節炭器管、下降管、上昇管及び管寄せ連絡管（外径127mm以下）の厚さをJIS B8201（2005）「陸用鋼製ボイラ - 構造」の「6.7.2 水管、過熱管、再熱管、エコノマイザ用鋼管などの最小厚さ」に規定の計算式により算出した値によることとしている。また、同じ管で外径が127mmを超えるもの及び蒸気管の厚さはJIS B8201（2005）「陸用鋼製ボイラ - 構造」の「6.7.4

蒸気管の最小厚さ」に規定の計算式により算出した値によることとしている。

火技解釈に引用のJIS B8201 (2005) の蒸気管の最小厚さの計算式は次に示すとおりであり,これは, ASME B&PV Code, Sec. I, PG-27³⁾に規定の式と同等の式である。

$$t = \frac{Pd}{2\sigma_a\eta + 2kP} + \alpha \quad (1)$$

t : 最小厚さ (mm)

P : 最高使用圧力 (MPa)

d : 外径 (mm)

σ_a : 許容引張応力 (MPa)

η : 長手継手の効率

k : 温度依存パラメータ (表 1 参照)

α : 付け代

上記の(1)式のk値は温度依存パラメータであって, k値は高温側において大きな値(0.7)となり, 管の計算厚さは高温側で薄く計算されることとなる。

表1 温度依存パラメータの値
(ASME B&PV Code, Sec. I, PG-27.4)

	温度 (deg-F)							
	900	950	1000	1050	1100	1150	1200	1250
Ferritic	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
Austenitic	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7

Note 900deg-F: 900deg-F and below
1250deg-F: 1250deg-F and above

厚さ計算式の基本は, 内面側に圧力を受ける厚肉円筒殻に生成する周方向応力を計算する式であって, 円筒殻の内面側に生成する周方向最大応力である次のLameの式である。

$$\sigma_t = P \left[\frac{\frac{1}{2} \left(\frac{d}{t} \right)^2 - \frac{d}{t} + 1}{\frac{d}{t} - 1} \right] \quad (2)$$

σ_t : 周方向最大応力

この計算式は機器設計に適用するには複雑であって, 円筒殻の厚さを容易に設定するのが困難であることから, 簡単化した式として次の修正Lameの式がASMEの設計式として採用された。

$$\sigma_t = P \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d}{t} \right) - 0.4 \right] \quad (3)$$

(1)式には修正Lameの式にない温度依存パラメータ(k値)が導入されているが, その理由について

は, (1)式の開発の経緯を調べることにより明らかにすることができる。本小文は, (1)式の開発の経緯を再確認することを通じて, 高温高圧設備に適用が予定されている新材料に対する温度依存パラメータ(k値)の値の設定の方法について考察し, k値の設定を合理的に達成する方法を供することを目的としたものである。

2.....修正Lameの式の妥当性の確認

修正Lameの式((3)式)を厚さ(t)で整理すれば, 次式のとおりととなる。

$$t = \frac{Pd}{2\sigma_t + 0.8P} \quad (4)$$

他方, (1)式に温度900deg-F (482) 以下の場合のk=0.4を代入して, σ_a = σ_t, η = 1, α = 0とすると(4)式を得ることができる。

この修正Lameの式の工学的な妥当性を確認するため, 1940年代に内圧を付与した配管破裂試験が多々行われてきた。Blairはこれらの配管破裂圧力をd/t比で整理し, d/t = 4.5 ~ 8の範囲で, 破裂圧力を引張強さで除した値が修正Lameの式と良い相関を示すことを明らかにした⁴⁾。また, Davisらの配管破裂試験結果⁵⁾をBlairの方法で整理した結果, d/t = 4.5 ~ 50の範囲で破裂圧力を引張強さで除した値が修正Lameの式と良い相関を示すことが同様に確認された⁶⁾。

これらの一連の工学的な妥当性の確認において, 配管破裂試験結果は修正Lameの式の他, 薄肉円筒殻の平均径の式((5)式参照), 次の(6)式⁷⁾及び(7)⁸⁾と比較された。

$$\sigma_t = P \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d}{t} \right) - 0.5 \right] \quad (5)$$

$$\sigma_t = P \frac{\sqrt{\frac{d}{d_i} + \frac{\left(\frac{d}{d_i} \right)^3 + 3}{2} + \left(\frac{d}{d_i} \right)^4}}{\left(\frac{d}{d_i} \right)^2 - 1} \quad (6)$$

$$\sigma_t = P \frac{\sqrt{3}}{2} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d}{t} \right) - 0.5 \right] \quad (7)$$

d_i : 内径 (d = d_i + 2t)

この比較の結果、配管破裂試験結果は修正Lameの式によって最も合理的に説明されるとされた⁶⁾。この解析結果にしたがって、(1)式が1950年代に開発されるまでの間、厚さ計算式としてASME Sec. I規格で使用されてきた。

3.....高温での厚さ計算式の検討

発電用のボイラの大容量化は1900年前後に驚異的に進んだ。そして、1950年には単機電気出力は300MWを超え、蒸気圧力は5MPaを超え、蒸気温度は500を超えた。

既に示したとおり、ASME Sec. Iで規定されていた管の厚さ計算式は、常温での内圧配管破裂試験で妥当性が検証された厚さ計算式であった((8)式参照)

$$t = \frac{Pd}{2\sigma_a + 0.8P} + \alpha \tag{8}$$

この式の高温域への拡張使用に関する疑問から、高温域での厚さ計算式の検討がASA B31委員会⁷⁾で1951年に開始された。委員会はReidを主査とするTask Forceを組織して高温域(クリープ温度域)で適用可能な厚さ計算式の検討を精力的に行い、1951年末には新しい厚さ計算式として次式をASA B31委員会に報告した。

$$t = \frac{Pd}{2\sigma_a + 2kP} \tag{9}$$

この式は1952年9月にASME Sec. I規格への採用が認められ、引き続きB31.1へも採用が認められた。

3.1 厚さ計算式の妥当性の検討

(8)式の妥当性の検討のためにTask Forceは高温での配管破壊試験データの収集を行った。収集された試験データはKooistraらのもの⁸⁾に限定されていた。供試材はSA210(化学成分及び機械的性質:表2参照)継目無し炭素鋼管(熱間仕上げ材及び冷間仕上げ後1650 deg-F焼きならし材)で、内圧による配管破裂試験温度は850 deg-F(454)及び950 deg-F(510)であった。配管破裂試験の内圧応力は9~34ksiであり、破断時間は約1.5時間~10,000時間であった。これらの配管破裂試験は内圧クリープ破断試験として行われたものであり、これらの結

果は同時に行ったSA210材(1,300 deg-F/0.5h熱処理後炉冷材)の短軸クリープ試験結果と良い相関を示し、内圧クリープ試験結果として解析するのに適正であることが確認された。

表2 SA210, Medium Carbon Seamless Steel Boiler and Superheater Tubes
化学成分及び機械的性質

化学成分 (wt%)					機械的性質		
C	Mn	P	S	Si	TS	YS	EI
0.35	0.80	0.04	0.045	0.10	60	37	25

TS: Minimum Tensile Strength (ksi)

YS: Minimum Yield Point (ksi)

EI: Minimum Elongation in 2 in. (%)

850deg-Fの配管内圧クリープ破断試験結果は修正Lameの式で推定される応力で試験結果を説明することができたが、950deg-Fの配管内圧クリープ破断試験結果は修正Lameの式で推定される応力とは若干異なるものの、修正Lameの式あるいは次式⁹⁾の何れでも説明できると判断された。

$$\sigma_t = P \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d}{t} \right) - 1 \right] \tag{10}$$

クリープ温度域における配管破裂試験結果を合理的に説明するために、次式¹⁰⁾を始めとして、多くの厚さ計算式が開発されたことから、Task Forceは試験結果を合理的に説明し、しかも設計に適用が容易な簡単な厚さ計算式の開発を開始した。

$$\sigma_t = P \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d}{t} \right) - 0.8 \right] \tag{11}$$

この検討以前からある厚さ計算式に(11)式を始めとした厚さ計算式を加えた31種類の厚さ計算式について、 $d/t = 4 \sim 200$ の範囲で内圧1000psiで発生する応力を比較して、厚さ計算式のグループ分けを行った。その上で、常温での配管破裂試験結果及びクリープ温度域での内圧クリープ破断試験を合理的に説明できる厚さ計算式として(9)式を選定した。

3.2 温度依存パラメータ(k値)の導入

(9)式に導入された温度依存パラメータは、材質に応じて温度と共に変化する。そのパラメータの設定には非クリープ温度域からクリープ温度に変化する時の許容引張応力の急激な変化に応じた計算厚さの変化を緩和するための措置が考慮されている。すなわち、概して非クリープ温度域で $k = 0.4$ で、クリ

ープ温度域で $k = 0.7$ で、その中間域で $k = 0.5$ となっている。

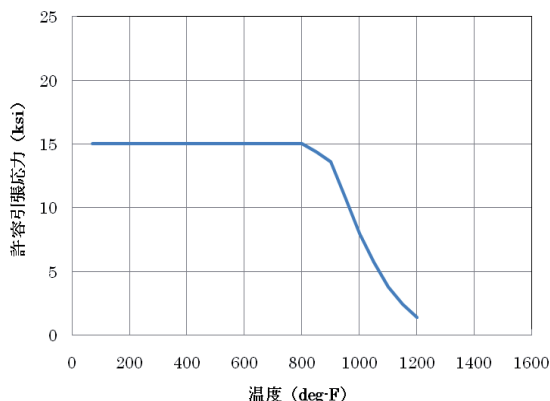


図1 ASME SA213T22 (2.25Cr-1Mo 鋼) の許容引張応力の温度依存性 (設計マージン =4.0)

図1に ASME SA213T22 (2.25Cr-1Mo 鋼) の許容引張応力の温度依存性 (設計マージン =4.0) を示す。850deg-F (427) までは許容引張応力は常温の引張強さ支配で決定され、900deg-F 以上の温度域ではクリープ破断支配で許容引張応力が決定されていることが示唆される。温度依存パラメータの設定は、非クリープ温度域での許容圧力とクリープ温度域での許容圧力の変化を緩和する目的で導入されたものであり、クリープ温度域の開始温度 (900deg-F) で、 $k = 0.7$ とはせずに、 $k = 0.4$ を採用している。そして、クリープ温度域の開始温度 + 50deg-F の温度で $k = 0.5$ とし、更に 50deg-F 高い温度で $k = 0.4$ として、上述のとおり、図1に示される許容引張応力の急激な変化による許容圧力の変化を緩和するものである。図2に $k = 0.4$ の修正Lameの式、 $k = 0.7$ の式及び ASA B31 提案の(9)式で計算される許容圧力に及ぼす温度の影響 (円筒殻を $d/t=10$ と仮定) を示す。(9)

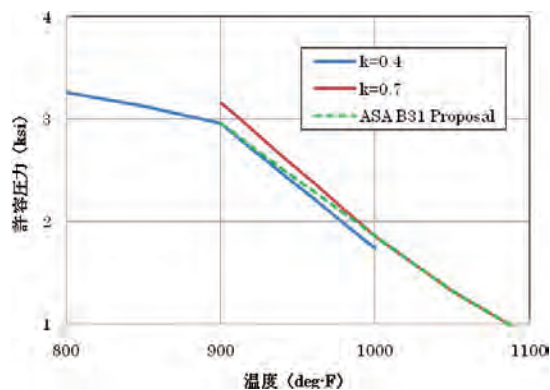


図2 厚さ計算式から得られる許容圧力に及ぼす温度の影響 (d/t=10、設計マージン =4.0)

式を採用することによって、非クリープ温度域からクリープ温度域の許容圧力が連続的に変化することが分かる。

図3に ASME SA213TP304 (18Cr-8Ni 鋼) の許容引張応力の温度依存性 (設計マージン =4.0) を示す。SA213T22の温度依存パラメータの設定の方法に従うと、SA213TP304のクリープ温度域の開始温度は図3より 1,050deg-F であると判断され、温度依存パラメータは次のとおりとなると予測される。

- $k = 0.4$ at 1,050deg-F
- $k = 0.5$ at 1,150deg-F
- $k = 0.7$ at 1,200deg-F

この予測は、表1の温度依存パラメータの値と同等であり、温度依存パラメータがフェライト系鋼及びオーステナイト系鋼共に同等な考え方で設定されていることが分かる。

この温度依存パラメータ (k 値) の設定は、既に示した通り高温クリープ破壊試験結果を踏まえた厚さ計算式であると同時に、高温側で管の厚さを適正化することによって、管の厚さ内の温度差によって生じる熱応力を軽減することにも効果がある。

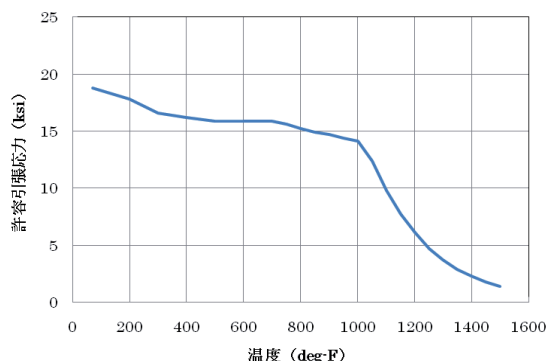


図3 ASME SA213TP304 (18Cr-8Ni 鋼) の許容引張応力の温度依存性 (設計マージン =4.0)

3.3 新規材料に対する k 値の設定

1980年代に Alloy 800 及び Alloy 800H に対して温度依存パラメータが与えられた。これらの材料の許容引張応力の温度依存性 (設計マージン =4.0) を図4に示す。これらの材料には同一の k 値が ASME Sec. I, PG27.4に規定されている(表3第1行目参照)。他方、図4の許容引張応力の非クリープ支配温度域又はクリープ支配温度域から推定される k 値を表3に併記したが、Alloy 800Hの k 値はPG-27.4に規定の

値と一致するが，Alloy 800のk値はPG-27.4に規定の値とは一致しない。材料毎にk値を設定するならば，k値は表3の第2行及び第3行目のとおりとすべきとも思われる。

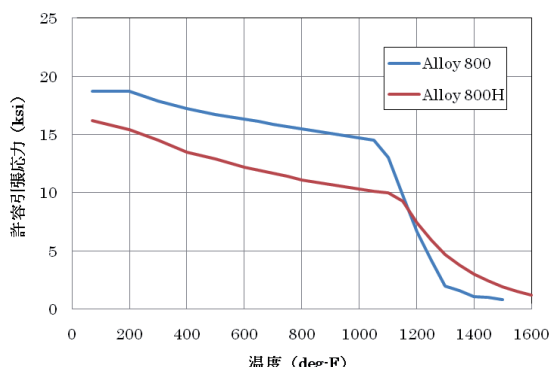


図4 Alloy 800及びAlloy 800Hの許容引張応力の温度依存性 (設計マージン=4.0)

表3 温度依存パラメータの値

	温度 (deg-F)							
	900	950	1000	1050	1100	1150	1200	1250
PG-27.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7
Alloy 800	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7
Alloy 800H	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7

Note 900deg-F: 900deg-F and below
1250deg-F: 1250deg-F and above

ここで，k値の設定の基本となったフェライト系鋼について，k値の合理性について再検討してみる。図5にフェライト系鋼であるSA213T91 (9Cr-1Mo-V鋼)，T22 (2.25Cr-1Mo鋼)，T12 (1Cr-0.5Mo鋼)，T2 (0.5Cr-0.5Mo鋼)，SA209T1a (0.5Mo鋼) 及びSA106B (炭素鋼) の許容引張応力の温度依存性を示す。この図から材料毎のk値を求めると表4が得られる。既に示したとおり，k値はT22鋼の許容引張応力の温度依存性に基いて設定されたものである。そして，k値を検討したときにボイラに適用の耐熱鋼のクリープ温度域の開始温度は何れも概ね900deg-Fであることから，900deg-Fまでの温度範囲でk=0.4としたことには合理性があると思われる。他方，炭素鋼のクリープ温度域の開始温度は概ね700deg-F (371) であり，900deg-Fまでの温度範囲で炭素鋼にk=0.4とすることは，750 ~ 950deg-Fの温度範囲で炭素鋼の厚さが過度に厚くなる傾向となる。このことは管の厚さ方向の熱応力の軽減の観点では適正ではないが，炭素鋼の使用温度域が最大

で700deg-F程度であることを考慮すれば，熱応力の軽減を目的に耐熱鋼とは異なるk値を設定する必要は小さかったものと思われる。

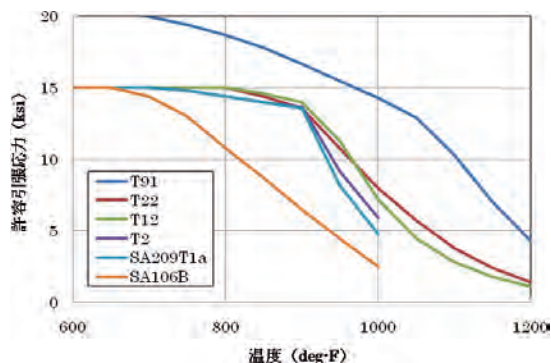


図5 フェライト系鋼の許容引張応力の温度依存性 (設計マージン=4.0)

表4 フェライト系鋼について材料毎に温度依存パラメータを設定した場合の値 (設計マージン=4.0)

	温度 (deg-F)							
	900	950	1000	1050	1100	1150	1200	1250
SA213T22	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
SA213T12	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
SA213T2	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
SA209T1a	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
SA106B	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
SA213T91	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.4

Note 900deg-F: 900deg-F and below
1250deg-F: 1250deg-F and above
k=0.4 at 700deg-F and below, 0.5 at 750deg-F, and 0.7 at 800 deg-F and above in SA106B.

上述を鑑みるに，温度依存パラメータ (k値) の設定は，代表的な鋼種でk値の設定を行った上で，同種の材料へのk値の適用性について大略の検討を行い，その結果を踏まえて設定されたものと思われる。したがって，Alloy 800とAlloy 800Hで同じk値が設定されたことについては合理性があると判断される。

3.4 設計マージンの変更とk値

温度依存パラメータ (k値) は設計マージン4.0の許容引張応力の温度依存性に基いて設定されたことを示した。ASME Sec. Iの設計マージンは1998年版から3.5に低減された。設計マージンの低下により非クリープ温度域の許容引張応力が大きくなるため，許容引張応力における非クリープ支配温度域とクリープ支配温度域との交点が低温側に移行するこ

となる。この移行がある場合には、温度依存パラメータの変更が必要となる。図6にSA213T22鋼及びSA213TP304鋼の許容引張応力の温度依存性（設計マージン3.5）を示した。クリープ温度域の開始温度は、T22鋼で900deg-F、TP304鋼で1,050deg-Fであり、設計マージン4.0の場合の許容引張応力の温度依存性から得られる結果と何らの相違はなかった。したがって、設計マージンの変更に伴う変更のなかったk値には、現時点でも当初の考え方が踏襲されていることが分かる。

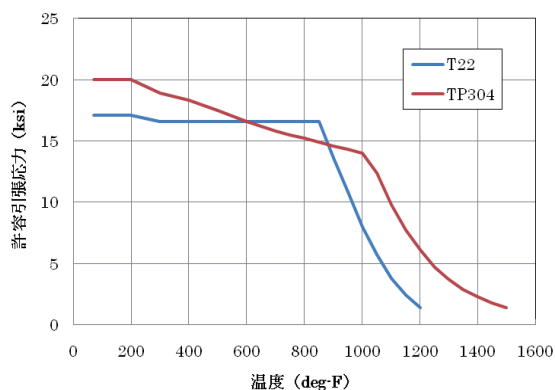


図6 SA213T22 及び TP304 の許容引張応力の温度依存性（設計マージン=3.5）

3.5 ニッケル合金に対するk値の設定

ASME Sec. I, 2003 AddendaでN06045, 2006 AddendaでN06600及びN06601, そして, 2008 AddendaでN06022がPG-27.4に追加された。これらの材料の許容引張応力の温度依存性を図7に示した。ニッケル合金は合金成分によって、その特性が大きく変化する。耐食性を主眼にした材料と耐熱性を主眼にした材料では、強度特性が大きく異なる。図7には、その特性の相違が顕著に示されている。これら4種類の材料のクリープ温度域の開始温度は、各々900deg-F, 900deg-F, 1050deg-F及び1100deg-Fである。この結果を踏まえたk値の設定を表5に示した。ASME Sec. I, PG-27.4では、2003 Addendaで最初に規定されたN06045に対して独自にk値を設定することはせず、他の固溶化焼きなましのニッケル合金の許容引張応力の温度依存性を踏まえて、N06045に対してk値を与えたものである。因みに、N06045のk値はオーステナイト系鋼のk値と同一である。この設定の工学的判断の合理性については、

炭素鋼を含むフェライト系鋼の許容引張応力の温度依存性が大きく異なるにも関わらず、SA213T22鋼の許容引張応力の温度依存性に基づいてk値を設定した工学的判断と同一であり、その判断には合理性が認められる。

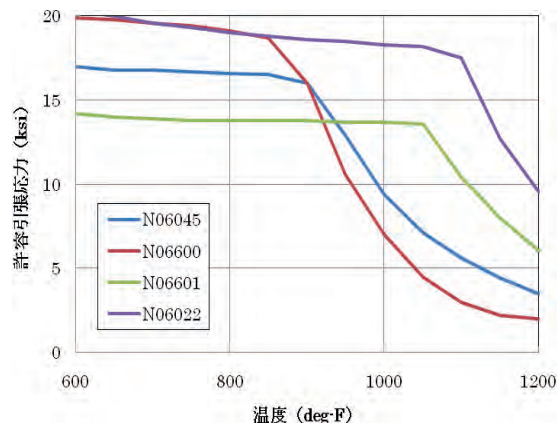


図7 ニッケル合金（N06045, N06600, N06601 及び N06022）の許容引張応力の温度依存性（設計マージン=3.5）

表5 ニッケル合金について材料毎に温度依存パラメータを設定した場合の値

	温度 (deg-F)							
	900	950	1000	1050	1100	1150	1200	1250
N06045	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
N06600	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
N06601	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7
N06022	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7

Note 900deg-F: 900deg-F and below
1250deg-F: 1250deg-F and above

3.6 超耐熱合金に対するk値の設定

ASME Sec. I, 2000 Addendaで230 AlloyがPG-27.4に追加規定された。230 Alloyはニッケル合金ではあるものの、既に規定化されていたAlloy 800及びAlloy 800Hとは、その機械的特性が大きく異なることから、温度依存パラメータ（k値）の設定は新たな検討によって行われた。図8に230 Alloy及びAlloy 617の許容引張応力の温度依存性を示した。230 Alloyのクリープ温度域の開始温度は1,150deg-Fであり、これを踏まえると、k値は表6に示すとおりとなる。この結果はASME Sec. I, PG-27.4のk値と同一であって、超耐熱ニッケル合金のk値も1950年代のASA B31委員会の考え方を踏襲して設定されたものである。

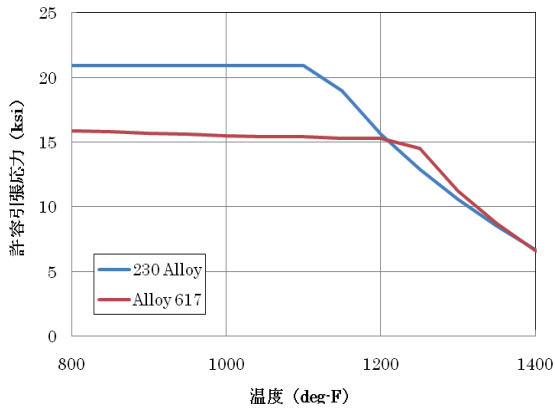


図8 超耐熱合金（230 Alloy 及び Alloy 617）の許容引張応力の温度依存性（設計マージン=3.5）

図8には、2003 AddendaでPG-27.4に追加規定された Alloy 617の許容引張応力の温度依存性を併記した。Alloy 617のクリープ温度域の開始温度は1,250 deg-Fであることから、この特性から得られるk値は表6に併記のとおりとなる。他方、PG-27.4で規定の Alloy 617のk値は230 Alloyのk値と同一であり、ここでも同一と見做される強化型超耐熱ニッケル合金に同一のk値を設定している。この工学的な判断については従来と同一な考え方によるものであるが、新しく開発される耐熱合金の機械的性質が230 Alloyと同様な傾向を示す保証はないことから、それらの材料のk値の設定に対する超耐熱合金グループ化については、再考が必要かも知れない。

表6 超耐熱合金について材料毎に温度依存パラメータを設定した場合の値

	温度 (deg-F)							
	1000	1050	1100	1150	1200	1250	1300	1350
230 Alloy	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7
Alloy 617	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7

Note 1000deg-F: 1000deg-F and below
1350deg-F: 1350deg-F and above

4.....k 値の合理性の検討

Sec. I, PG-27の厚さ計算式の導入、その合理性の検討及び高温での厚さ計算式の温度依存パラメータ(k値)の合理性について示した。その検討の中で、k値の設定の工学的判断の合理性及び一部のk値については再検討の必要があることを示唆した。

再検討の必要のある材料は、1980年代以降に開発されたフェライト系耐熱鋼及び1,200 ~ 1,400deg-F

(649 ~ 760)の温度で適用されるだろう超耐熱ニッケル合金である。図5にSA213-T91鋼の許容引張応力の温度依存性を併記したが、この材料のクリープ温度範囲の開始温度は、1950年代に既にボイラ配管に適用済みのフェライト系鋼に比して高く、オーステナイト系ステンレス鋼程度の温度となっている。したがって、1,000 deg-F前後の温度域でT91鋼の厚さは過小評価側になっている。図9にフェライト系耐熱鋼であるCSEFS (Creep Strength Enhanced Ferritic Steels)の許容引張応力の温度依存性を示した。T23のクリープ温度域の開始温度は1,000deg-Fであり、その他の鋼のクリープ温度域の開始温度は1,050deg-Fである。この結果によれば、これらの耐熱鋼に対しては、現行のk値を修正して表7のとおりの方が工学的判断としては的確と思われる。

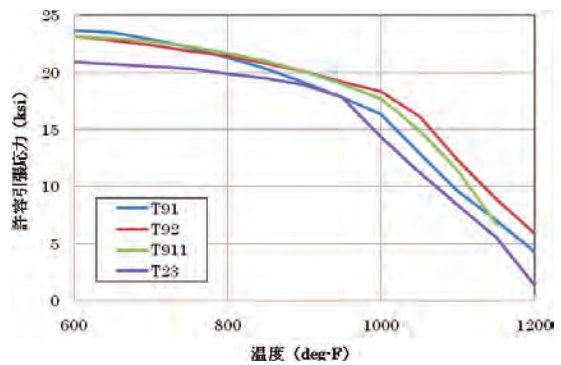


図9 耐熱フェライト系鋼の許容引張応力の温度依存性（設計マージン=3.5）

図8に230 Alloy 及び Alloy 617の許容引張応力の温度依存性を示したが、既に記したとおり230 Alloy に対するk値は適正に設定されてはいるものの、Alloy 617への設定は適正とは云えないものであった。1,300deg-Fを超える温度域で優れたクリープ強度を有する材料である Alloy 263 (N07263) や Alloy 740 他がボイラ配管に適用可能なものとすれば、それらの許容引張応力の温度依存性は図8に示した傾向とは異なり、クリープ温度域の開始温度はより高

表7 耐熱フェライト鋼の温度依存パラメータ

	温度 (deg-F)							
	900	950	1000	1050	1100	1150	1200	1250
CSEFS	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7

Note 900deg-F: 900deg-F and below
1250deg-F: 1250deg-F and above

い温度に移行する可能性がある。したがって、超耐熱ニッケル合金のk値は、現時点では表6に示すとおり材料毎に設定することが適切と思われる。

5.....まとめ

火技解釈に引用のJISB8201 (2005)の蒸気管の最小厚さ計算式の妥当性について、1950年代に当該の式がASME Sec. Iに導入された経緯を踏まえて検討した。その結果、火技解釈で引用のJIS B8201 (2005)の蒸気管の最小厚さ計算式は妥当なものの判断されたが、この式の前流規定であるASME Sec. I, PG-27ではk値を与える材料の種類を追加して、最新の知見に従って変更されていることが分かった。他方、そのk値の合理性に関して検討した結果、若干の不適合性を認めた。この小文は、ASME Sec. I, PG-27に規定の厚さ計算式の工学的判断の妥当性を検討したものであるが、結果として、k値としての確実と思われる値について検討することとなった。この検討結果が、JIS B8201 (2005)の最小厚さ計算式の改正に反映されることを願う。同時に、この小文の検討が、k値が規定されていない材料にk値を設定する方法を与えることを願うものである。

【追記】この小文では、1950年代のASME規格の許容引張応力を用いて検討を行う目的から、温度についてはdeg-F、応力についてはksi表示を採用した。これらの単位系の使用についてはこの様な解説小文であっても適切ではないとの指摘を受けるかも知れないが、単位換算を行わずに1950年代と現在の許容引張応力を比較するための方策であり、読者の寛容さを持って許容されることを願うものである。

参考文献

- 1) 平成9年3月27日通商産業省令第51号、発電用火気設備に関する技術基準を定める省令、平成19年9月3日最終改正
- 2) 平成19・08・10原院第3号、発電用火気設備に関する技術基準の解釈
- 3) American Society for Mechanical Engineers, Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. I, Rules for Construction of Power Boilers, July, 2007.

- 4) J. S. Blair, Stresses in Tubes due to Internal Pressure, Engineering, 172, 218, 1950.
- 5) E. A. Davis, Yielding and Fracture of Medium-Carbon Steel under Combined Stress, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, 67, A-13, 1945.
- 6) W. R. Burrows, R. Michel and A. W. Rankin, A Wall-Thickness Formula for High-Pressure, High-Temperature Piping, Trans. ASME, 76, 427, 1954.
- 7) American Standard Association, B31 Sectional Committee
- 8) L. F. Kooistra, R. V. Blaser and J. T. Tucker, High-Temperature Stress-Rupture Testing of Tubular Specimens, Trans. ASME, 74, 783, 1952.
- 9) The National Tube Company, National Pipe Standards, p. 291, Pittsburgh, PA, 1924.
- 10) A. W. Rankin and R. W. Clark, Design and Fabrication of Steam Piping, The Welding Journal, 40, 508, 1951.

【参考】ASME Sec. I-2008a, PG-27.4, Note 6
Temperature Dependent Parameters

	温度 (deg-F)							
	900	950	1000	1050	1100	1150	1200	1250
Ferritic	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
Austenitic	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7
800, 801	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7
800H, 800HT	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7
825	0.4	0.4	0.4					
230 Alloy	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7
N06022	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7
N06045	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
N06600	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
N06601	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7
N06025	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7
N06690	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7
Alloy 617	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7
S31803	0.4							

Note 900deg-F: 900deg-F and below
1250deg-F: 1250deg-F and above



吉田和夫



森川昭二



大石勇一

出願特許一覧

1	特許件名	皮膚切断法による微粉末積層皮膚厚測定法	発明者	三好 滋
	出願番号・出願日	特願平5-271499 H5.10.29	登録番号・登録日	特許第2522635号 H8.5.31
	概要	浸透探傷試験用現像剤を塗布したときの積層皮膚の厚さを 切断法により測定する方法		
2	特許件名	膜厚指示計を用いた微粉末積層皮膚厚測定法	発明者	三好 滋
	出願番号・出願日	特願平5-271500 H5.10.29	登録番号・登録日	特許第2506557号 H8.4.2
	概要	浸透探傷試験用現像剤を塗布したときの積層皮膚の厚さを 膜厚指示計を用いて測定する方法		
3	特許件名	交流磁化を用いた強磁性体の溶接物の溶接後熱処理評価装置	発明者	志波光晴 他
	出願番号・出願日	特願2000-62964号 H12.3.8	登録番号・登録日	特許第3355322号 H14.9.27
	概要	強磁性体の溶接構造物が熱処理されたかどうか及び熱処理した時の温度を 非破壊的で簡単に評価できる装置		
4	特許件名	交流磁化を用いた強磁性体構造物のクリープ損傷評価方法及び装置	発明者	志波光晴 他
	出願番号・出願日	特願2000-62965号 H12.3.8	登録番号・登録日	特許第3461781号 H15.8.15
	概要	特許第3355322号の装置を 強磁性体金属材料及び溶接構造物のクリープ損傷評価に適用		
5	特許件名	Method and Apparatus for Visualizing Elastic Wave Propagation in a Solid Substance(米国特許出願)	発明者	古川 敬他
	出願番号・出願日	09/695,911 2000.10.26	登録番号・登録日	US6,535,828 B1 2003.3.18
	概要	超音波が固体内を伝わる様子を 目に見えるようにした(可視化)手法及び装置		
6	特許件名	超音波探触子の位置・首振り量の測定方法及び装置	発明者	古川 敬他
	出願番号・出願日	特願2002-29015号 H14.2.6	登録番号・登録日	特許第3585467号 H16.8.13
	概要	超音波探触子の相対的な位置(または移動量)及び探触子の首振り量を自動的に測定する方法及び装置		
7	特許件名	非破壊高温クリープ損傷評価方法	発明者	志波光晴 他
	出願番号・出願日	特願2002-308126号 H14.10.23	登録番号・登録日	特許第3728286号 H17.10.7
	概要	供用中のボイラなどの高温機器において 非破壊的に測定された物理量を用いクリープ損傷率を評価し 余寿命時間を求める方法		
8	特許件名	クリープボイドの非破壊検出方法	発明者	志波光晴 他
	出願番号・出願日	特願2002-308129号 H14.10.23	登録番号・登録日	特許第3803314号 H18.5.12
	概要	供用中のボイラなどの高温機器において 交流磁化測定により簡便かつ非破壊的に現地においてクリープボイドを検出する方法		
9	特許件名	渦電流探傷信号処理方法	発明者	兼本 茂他
	出願番号・出願日	特願2006-027648号 H18.1.6	登録番号・登録日	特許第4235648号 H20.12.19
	概要	検査対象物表面の金属組織内部の自然欠陥を非破壊で外部から計測するための渦電流探傷信号処理方法		
10	特許件名	高Cr系鋼構造物のじん性評価方法	発明者	西川 聡他
	出願番号・出願日	特願2008-198193号 H20.7.31	登録番号・登録日	特開2010-38553 H22.2.18(出願中)
	概要	Cr含有量が8~14wt%のラーベス相が析出する高Cr系鋼構造物でアノード分極曲線を利用してじん性を評価する方法		

学協会誌等への論文発表

学協会誌名	著者	論文名称	掲載誌発行年月
INSIGHT	陳 綱朱 山口篤憲 他	Signal processing for detection and characterization of defects from composite eddy current signals	Vol.39, No.11, p.785-789, 1997
IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS	陳 綱朱 山口篤憲 他	A Novel Signal Processing Technique for Eddy-Current Testing of Steam Generator Tubes	Vol.34, No.3, p.642-647, May, 1998
WELDING journal	堀井行彦 桑 亮一 上杉信夫 他	Thermal Embrittlement of Simulated Heat-Affected Zone in Cast Austenitic Stainless Steels	Vol.77, No.8, p.350-360, August, 1998
Journal of Nuclear Materials	中東重雄 中村治方 上杉信夫 他	Effect of weld thermal cycle on helium bubble formation in stainless steel	Vol.258-263, p.2013-2017, 1998
	中東重雄 上杉信夫 中村治方 他	Weldability of helium-containing stainless steels using a YAG laser	Vol.258-263, p.2018-2022, 1998
火力原子力発電	陳 綱朱 米山弘志 山口篤憲 上杉信夫	ウエーブレット解析の渦電流探傷法への適応	Vol.49, No.507, p.70-78, 1998
Journal of Pressure Vessel Technology	志波光晴 山口篤憲 佐藤正信 村尾周仁 永井正雄	Acoustic Emission Waveform Analysis From Weld Defects in Steel Ring Samples	Vol.121, p.77-83, February, 1999
圧力技術	堀井行彦 西川 聡 桑 亮一 他	鑄造2相ステンレス鋼の溶接熱影響部の熱時効脆化 - 第1報 溶接熱影響部の熱時効脆化挙動 -	Vol.39, No.3 第1報 p.2-8 2001
	堀井行彦 西川 聡 上杉信夫 他	鑄造2相ステンレス鋼の溶接熱影響部の熱時効脆化 - 第2報 溶接熱影響部の熱時効脆化機構 -	Vol.39, No.3 第2報 p.9-15 2001
International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics	陳 綱朱	Theoretical Investigation of Change of Magnetic Property due to Creep Damage using Jiles-Atherton Magnetization Model	Vol.16, p.189-196, 2002
	程 衛英	Finite Element Simulation of Magnetoinductive Evaluation of PWHT Temperature of Cr-Mo Steel Welded Joints	Vol.19, p.125-130, 2004
Recent Advances in Nondestructive Evaluation Techniques for Material Science and Industries PVP2004-2836	程 衛英 古村一朗 志波光晴	Analytical and Experimental Approaches for the Sizing of Fatigue Cracks in Inconel Welds by Eddy Current Examination	PVP-Vol.484, p.191-197 2004
火力原子力発電	志波光晴 桑 亮一 他	高Cr鋼の交流磁化法によるクリープ損傷評価技術の開発	Vol. 55, No.8, No.575, p.26-32, 2004
保全学	古川 敬 古村一朗 他	原子炉再循環系配管のSCC深さサイジング技術	Vol.3, No.3, p.51-55, 2004
Journal of Synchrotron Radiation	中東重雄 他	High temperature and high pressure in-situ SCC device for SR diffraction Experiments and application for an austenitic stainless steel	Vol.13, p.13-18 ,2006
平成16年度 火力原子力発電大会論文集	程 衛英 古村一朗 志波光晴 他	炉内構造物検査への渦流探傷技術の摘要評価	広島大会CD-ROM1-2-6 2004年10月

学協会誌名	著者	論文名称	掲載誌発行年月
日本鉄鋼協会「鉄と鋼」 欧文誌	中東重雄 他	Effects of surface grinding hardness distribution and residual stress in low carbon Austenitic stainless steel SUS316L	Vol.44, No.10, 2004
火力原子力発電	西川 聡 堀井行彦 佐藤正信 他	配管周継手の局部後熱処理の適正施工条件について	Vol.56, No. 585, p.43-52, 2005
Journal of Pressure Vessel Technology	程 衛英 古村一朗 志波光晴 兼本 茂	Eddy Current Examination of Fatigue Cracks in Inconel Welds	Vol. 129, p.169-174 February 2007
PROGRESS REPORT ON NEUTRON SCIENCE	水野亮二 他	中性子回折によるNCF600-SQV2Aの異材溶接継手部の 残留応力評価	JAERI-Review 2005-045, p.136, September, 2005
保全学	古川 敬 古村一朗 米山弘志 山口篤憲	超音波探傷試験による応力腐食割れ深さサイジングにおける 教育訓練目標の指標について	Vol.4 ,No.3 ,p.50-55, 2005
Review of Quantitative Nondestructive Evaluation	程 衛英 志波光晴 古村一朗 他	FINITE ELEMENT ANALYSIS FOR THE VERIFICATION OF POSTWELD HEAT TREATMENT OF 9Cr-1Mo WELDS	Vol.24, p.1204-1211, 2005
保全学	兼本 茂 程 衛英 志波光晴 古村一朗	渦電流探傷における欠陥形状復元のための新しい信号 処理法の提案	Vol.5 ,No.1 ,p.63-70 , 2006年4月号
NDT & E International	程 衛英 兼本 茂 古村一朗 志波光晴	Depth sizing of partial-contact stress corrosion cracks from ECT signals	Vol.39, p.374-383, 2006
Review of Quantitative Nondestructive Evaluation	志波光晴 程 衛英 中東重雄 古村一朗 他	Nondestructive Evaluation of irradiation embrittlement of SQV2A Steel by using Magnetic Method	Vol.25, p.1163-1170, 2006
平成17年度 火力原子力発電大会論文集	水野亮二 松田福久 他	原子炉圧力容器鋼(SQV2A)のテンパーヒード溶接法に 関する研究	東京大会CD-ROM3-2 2005年10月
Science & Technology of Welding and Joining	堀井行彦 他	Recent Development of Repair Welding Technologies in Japan	Vol.11, No.3, p.255-264 May 2006
保全学	兼本 茂 程 衛英 志波光晴 古村一朗	部分接触SCCの渦電流探傷による新しいサイジング法	Vol.5, No.4, p.51-58, 2007年1月号
International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics	程 衛英 中東重雄 志波光晴 古村一朗 他	Investigation of the Micro-structural Dependence of the Magnetic Properties of SQV2A Steel for NDE	Vol.125, p.145-149, 2007
Studies in Applied Electromagnetics and Mechanics 28 Electromagnetic Nondestructive Evaluation (X)	程 衛英 古村一朗 兼本 茂	Identification of Defects from ECT Signals Using Linear Discriminant Function	No.28, p.251-258, 2007
平成18年度 火力原子力発電大会論文集	大石勇一 吉田和夫 他	発電用火力設備に関する外国規格の適用調査 (その3: 構造関係)	名古屋大会CD-ROM 8-1, 2006年10月

学協会誌名	著者	論文名称	掲載誌発行年月
溶接学会論文集	西川 聡 古川 敬 古村一朗 堀井行彦	ニッケル基合金の溶接金属組織と超音波探傷による欠陥検出性の関係	第25巻(2007)第1号 p.179-186
平成18年度 火力原子力発電大会論文集	古川 敬 古村一朗 米山弘志 山口篤憲	超音波探傷試験によるき裂深さ測定精度の評価	名古屋大会CD-ROM 3-4, 2006年10月
平成19年度 火力原子力発電大会論文集	米山弘志 杉林卓也	PD研修とその実績	高松大会CD-ROM 3-4, 2007年10月
平成19年度先端大型研究施設 戦略活用プログラム成果報告書 (Spring-8戦略活用プログラム 2007B)	中東重雄 他	放射光CTによるステンレス鋼中SCCき裂の検出とサイジング	p.191-194 2008年3月
SPRING-8 Research Frontiers 2007	中東重雄 他	Detection of Cracks due to SCC in Ni-base Alloys by Synchrotron Radiation CT Imaging	p.158-159 2008年7月
日本実験力学学会	関野晃一 他	種々の形状を有する自然き裂の耐熱ガラス板への付与とそのき裂開口変位の光干渉法による評価	p.59-64 2008年3月
IEEE, Transaction on Magnetics	程 衛英 兼本 茂 古村一朗	Numerical Evaluation of the Depth of Branched-off Cracks using Eddy Current Testing Signals	Vol. 44, No. 6, June, (2008), p.1030-1033.
Int. J. Nuclear Knowledge Management	兼本 茂 程 衛英 古村一朗	Intelligent system supporting defect identification and sizing using eddy current testing signals in nuclear power plants	Vol. 2, No. 4, 2007, p.396-408
保全学	中東重雄 程 衛英 古村一朗 山口篤憲 他	原子炉圧力容器鋼の照射による組織変化と磁気構造変化	Vol.7 ,No.3 ,p.47-55, 2008
溶接学会論文集	西川 聡 大北 茂 堀井行彦	長時間熱時効された改良9Cr-1Mo鋼溶接金属のじん性回復と電気化学計測による評価	第26巻(2008)第3号 p. 220-226
溶接学会論文集	西川 聡 堀井行彦 他	高温高圧純水環境下の600合金用被覆アーク溶接金属の応力腐食割れ形態	第27巻(2009)第1号 p. 67-72
平成20年度 火力原子力発電大会論文集	西川 聡 大北 茂 堀井行彦	長期間使用した改良9Cr-1Mo鋼溶接部のじん性評価方法	仙台大会CD-ROM 3-3 2008年10月
平成20年度 火力原子力発電大会論文集	古川 敬 古村一朗 他	超音波伝搬シミュレーション解析を用いた超音波探傷の支援技術	仙台大会CD-ROM 3-5 2008年10月
Advanced Materials Research	中東重雄 他	EFFECT OF COLD-ROLLING ON PRECIPITATION PHENOMENA IN 316L AUSTENITIC STAINLESS STEEL	Vol.26-28(2007) p. 1287-1290
保全学	中東重雄 古村一朗 山口篤憲 他	放射光による原子炉材料のSCCき裂観察	Vol.8 , .3 ,p.69-75, 2009
IEEE Trans. Magnetics	程 衛英 古村一朗	Simulation of Transient Eddy-Current Measurement for the Characterization of Depth and Conductivity of a Conductive Plate	Vol. 44, No. 11, November, 2008, p. 3281-3284
Electromagnetic Nondestructive Evaluation (XII)	程 衛英 古村一朗	Ac Magnetization and Barkhausen Noise Measurement for the Characterization of Degradation of Ferromagnetic Steels	ISO Press, 2009 p. 215-223

学協会誌名	著者	論文名称	掲載誌発行年月
溶接学会論文集	西川 聡 堀井行彦 他	高温高圧純水環境下の600合金用被覆ア - ク溶接金属の 応力腐食割れ感受性に及ぼすCrの影響	第27巻(2009)第4号 p.278-286
溶接学会論文集	西川 聡 堀井行彦 他	高温高圧純水環境下の600合金用被覆ア - ク溶接金属の 応力腐食割れ感受性に及ぼすC,Nbの影響	第27巻(2009)第3号 p.274-260
E-Journal of Advanced Maintenance	古村一朗 古川 敬	Simulation technique for UT wave propagation as an effective tool for predicting the inspection results and interpreting the root cause of unexpected indications	Vol. 1, No. 1,NT1 May, 2009
非破壊検査	関野晃一 他	ガラス板に挿入した表面楕円き裂の光干渉法による 破壊挙動の解析	第59巻(2010)第3号 p.138-144
溶接学会論文集	西川 聡 堀井行彦 他	高温高圧純水環境下の600合金用被覆ア - ク溶接金属の 応力腐食割れ感受性に及ぼすPの影響	第27巻(2009)第4号 p.287-296
圧力技術	西川 聡 堀井行彦 他	高温高圧純水環境下の600合金用被覆ア - ク溶接金属の 応力腐食割れ感受性に及ぼす化学成分 熱処理の影響	Vol.48, No.1 p.26-39 2010
International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics	程 衛英 古村一朗	Optimum Inducement of Eddy Current for NDE of Deep Lying Defects:an Analytical Approach	投稿中
Proceeding of the 7th Int. Conf. on NDE in Relation to Structural Integrity for Nuclear Pressurized Components.	古川 敬 古村一朗	Numerical simulation of guided wave propagation using large scale FEM code	EUR 24115EN-2009 p.252-259
火力原子力発電大会論文集	長谷川忠之 西川 聡	FEMを用いた溶接終端部の残留応力評価	大阪大会CD-ROM 3-4 2009年10月

学協会等への口頭発表

平成21年度

学協会名等	開催日時・場所	発表者等	発表テーマ名	
【非破壊】	JIMA2009 総合検査機器展「アカデミックコーナー」	2009/4/8 ~ 10 東京ビックサイト	関野晃一	光学的応力・ひずみ測定法の非破壊検査法への適用例
	KOREA-JAPAN JOINT WORKSHOP on Inspection and Mitigation of Dissimilar Metal Welds	2009/7/1 ~ 3 Gyongju KyoYuk MunHwa HoeKwan, Gyongju, Korea	古村一朗	DMW Inspection by Real Time 3D-SAFT Technique
	Short Course on Quantitative NDE for Life Extension in Power Plants	2009/7/25 ~ 26 University of Rhode Island Kingston, Rhode Island	古川 敬 古村一朗 山口篤憲	Verification of Inspection Performance of Phased Arrays under Different Inspection Parameters by an Ultrasonic Visualization Technique
	日本金属学会2009秋期(第145回)大会	2009/9/15 ~ 17 京都大学: 吉田キャンパス	中東重雄 長谷川忠之 他	放射光CTによるステンレス鋼中のSCCき裂観察
	日本原子力学会2009秋の大会	2009/9/16 ~ 18 東北大学 青葉山キャンパス	中東重雄 長谷川忠之 他	線イメージングによるSCCき裂の観察
	「第6回SPring-8 産業利用報告会ポスター発表」	2009/9/3 東京ステーションコンファレンス(東京丸の内)	中東重雄 長谷川忠之 他	放射光CTイメージングによるステンレス鋼応力腐食割れ(SCC)き裂の観察
	ISME 2009 (The 14th International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics)	2009/9/20 西安 中国	程 衛英 古村一朗	Optimum Inducement of Eddy Current for NDE of Deep Lying Defects
	第17回超音波による非破壊評価シンポジウム	2010/1/28 ~ 29 きゅりあん	古川 敬 古村一朗	エルボ管及び溶接部におけるガイド波伝搬シミュレーション
			古川 敬 古村一朗	可視化法を用いたフェーズドアレイによる集束音場の観察
	日本原子力学会 2010春の年会	2010/3/26 ~ 28 茨城大学 水戸キャンパス	中東重雄 長谷川忠之 古村一朗 山口篤憲 他	X線イメージングによるステンレス鋼中SCCき裂の観察
	兵庫県立大学 高度産業科学技術研究所 先端技術セミナー2010	2010/3/11 イーグレ姫路 あいめっせホール	中東重雄	ステンレス鋼中SCCのコンプトン散乱 線イメージングによる観察
	SPring-8 金属材料評価研究会(第2回)	2010/3/1 五反田 ゆうぼうと	中東重雄	ステンレス鋼溶接部のSCCのき裂観察における高エネルギーX線利用における試験片寸法拡大の検討
	平成22年度 非破壊検査協会 春季講演大会	2010/5/25 ~ 26 TFT(江東区 有明)	古川 敬 古村一朗	エルボ部におけるねじりモードガイド波伝搬の数値シミュレーション
【溶接】	溶接学会 平成21年度秋季全国大会	2009/9/9 ~ 11 徳島大学	西川 聡 堀井行彦 他	高温高圧純水環境下の600合金用被覆ア - ク溶接金属の応力腐食割れ感受性に及ぼすCrの影響
	平成21年度 火力原子力発電大会	2009/10/8 大阪国際会議場	長谷川忠之 西川 聡 他	溶接始末端部の残留応力解析

学協会名等	開催日時・場所	発表者等	発表テーマ名
【溶接】	溶接構造シンポジウム2009 2009/11/17～18 大阪大学銀杏会館	水野亮二 他	中性子回折による配管周溶接部の残留応力測定
		長谷川忠之 西川 聡 他	平板試験体を用いた溶接始終端部の残留応力評価
		西川 聡 他	Ni基合金溶接金属部のCBB試験における微視的応力分布の数値解析

平成20年度

学協会名等	開催日時・場所	発表者等	発表テーマ名	
【非破壊】	The 13th International Workshop on Electromagnetic Nondestructive Evaluation	2008/6/11 Seoul, Korean	程 衛英	Ac Magnetization and Barkhausen Noise Measurement for the Characterization of Degradation of Ferromagnetic Steels
	神奈川県非破壊試験技術交流会 第13回技術研究会	2008/6/13 KGU関内メディアセンター	関野晃一 古川 敬 古村一朗	振動モードの異なる超音波のき裂先端近傍の挙動
	日本原子力学会 2008年秋の大会	2008/9/4-6 高知工科大	中東重雄 他	放射線CTによる鋼中SCCき裂の観察
	日本保全学会 第5回学術講演会	2008/7/10-12 水戸市民会館	古川 敬 古村一朗	超音波の可視化技術を用いたフェーズドアレイUT条件の評価
			程 衛英 古村一朗	パルスECTによる肉厚及び導電率測定シミュレーション
	平成20年度 火力原子力発電大会	2008/10/22-23 仙台サンプラザ	古川 敬 古村一朗 他	超音波伝搬シミュレーション解析を用いた超音波探傷の支援技術
	溶接学会 第8回国際溶接シンポジウム	2008/11/16-18 国立京都国際会館	関野晃一 古川 敬 古村一朗 他	Visualaization of ultrasonic Wave around the crack by photoelasticity
	日本非破壊検査協会 平成20年度秋季講演大会	2008/11/5-7 東北歴史博物館	古川 敬 古村一朗	現行の規格に準拠したきず検出へのPhased array UTの適用
			古川 敬	擬似SCC探傷研究委員会の活動概要と作成した試験体 擬似SCC探傷研究委員会でのSCC試験体の探傷結果
	日本非破壊検査協会 第16回超音波による 非破壊評価シンポジウム	2009/1/29～1/30 東工大:デジタル多目的ホール	古川 敬 古村一朗	大規模FEM解析によるガイド波の伝搬経路シミュレーション
日本原子力学会 2009春の年会	2009/3/23～3/25 東工大・大岡山キャンパス	中東重雄 長谷川忠之 古村一朗 山口篤憲	放射光CTによるステンレス鋼中のSCCき裂観察	
		古川 敬 古村一朗	原子力機器の超音波探傷への大規模シミュレーションの適用	
【溶接】	日本保全学会 第5回学術講演会産学協同セッション	2008/7/10-12 水戸市民会館	西川 聡 大北 茂 山口篤憲	長期間使用した9Cr-1Mo系鋼構造物の電気化学計測を用いたじん性評価
	溶接学会 平成20年度秋季全国大会	2008/9/10-12 北九州国際会議場(小倉)	長谷川忠之 西川 聡 中田志津雄 他	溶接始終端部の残留応力に関する基礎的検討

学協会名等	開催日時・場所	発表者等	発表テーマ名	
【溶接】	第193回溶接冶金研究委員会	2008/8/26 大阪市立大学 文化交流センター	西川 聡 堀井行彦 他	高温高圧純水環境下の600合金系溶接金属の応力腐食割れに及ぼすCr,Pの影響
	平成20年度 火力原子力発電大会	2008/10/22-23 仙台サンプラザ	西川 聡 大北 茂 堀井行彦	長期間使用した改良9Cr-1Mo鋼溶接部のじん性評価方法
	溶接学会 第8回国際溶接シンポジウム	2008/11/16-18 国立京都国際会館	西川 聡 堀井行彦 他	Stress Corrosion Cracking Morphology of the Alloy 600 Type Shielded Metal Arc Weld Metals in Pressurized Hot-Water
			水野亮二 他	Residual stress measurement using neutron diffraction for girth-welded type 304 pipes with weld metal deposited up to half and full pipe thickness
	溶接学会 平成21年度春季全国大会	2009/4/22 ~ 4/24 アルカディア市ヶ谷	長谷川忠之 西川 聡 他	溶接始末端部の残留応力解析
水野亮二 他			配管周溶接始末端部の残留応力に関する基礎的検討	

平成19年度

学協会名等	開催日時・場所	発表者等	発表テーマ名	
【非破壊】	日本非破壊検査協会 平成19年度春季講演大会	2007/5/22 アルカディア市ヶ谷	米山弘志	PD研修とその実績について
	神奈川県非破壊試験技術交流会 第12回技術研究会	2007/6/8 KGU関内メディア センター	関野晃一 古川 敬 古村一朗 他	光学的ひずみ測定法の非破壊検査法への応用について
	日本実験力学学会年次大会	2007/8/6 埼玉大学	関野晃一	プローブによるき裂発生検出特性について
	日本保全学会 第4回学術講演会	2007/7/2 福井大学 (文京キャンパス)	古川 敬 古村一朗	ノッチを用いた斜角UT法の基準感度校正に関する検討
			古村一朗 古川 敬	超音波探傷シミュレーションソフトウェアの検証とその活用事例
	SPring-8 ワークショップ「放射光による金属組織観察技術の現状」	2007/7/20 キャンパス イノベーションセンター (東京地区)	中東重雄 他	き裂の非破壊検査とイメージング観察
	CTC ComWave リリース記念セミナー	2007/6/27 伊藤忠テクノソリューションズ(株) 東京本社	古川 敬 古村一朗	原子力機器の超音波探傷への数値シミュレーションの適用
	第4回 SPring8 産業利用報告会	2007/9/11-9/12 総評会館	中東重雄 他	放射光CTイメージングによるNi基合金中の応力腐食割れ(SCC)き裂検出
	第21回放射光学会年会・合同 シンポジウム	2008/1/12-14 立命館大学びわこ 草津キャンパス	中東重雄 古村一朗 山口篤憲 他	放射光CTによるNi基合金溶接金属中応力腐食割れの3原則
Spring-8利用推進協議会 Spring-8疲労損傷評価研究会	2008/1/25 メルパルクOSAKA	中東重雄 他	放射光CTによるNi基合金溶接金属中応力腐食割れ(SCC)き裂の検出	

学協会名等	開催日時・場所	発表者等	発表テーマ名	
「非破壊」	日本原子力学会2008年春の年会	2008/3/26-28 大阪大学 吹田キャンパス	中東重雄 古村一朗 古川 敬 他	放射光CTによるステンレス鋼中SCCき裂の検出とサイジング
	日本非破壊検査協会 第15回超音波による非破壊評価 シンポジウム	2008/1/23-24 きゅりあん 小ホール	関野晃一 古川 敬 古村一朗 他	横波入射によるき裂周りの超音波の挙動
	第6回NDE国際会議の Proceeding	2007/10/8-10 ハンガリー(ブタペスト)	古村一朗 古川 敬	Verification of the Simulation Code for Analyzing UT Wave Propagation Using Photo-elastic Visualization System.
	INTEMAG' 2008 (The International Magnetics Conference)	2008/5/4-8 スペイン(マドリッド)	程 衛英 古村一朗	Eddy Current Measurement for the Characterization of Depth and Conductivity of a Conductive Plate
	日本鉄鋼協会春季大会	2008/3/27 武蔵工大 世田谷キャンパス	程 衛英 中東重雄 古村一朗	電磁気手法による金属材料による劣化診断 SQV2A 低合金鋼の照射損傷について
	日本非破壊検査協会 学術セミナー	2008/4/23 東工大	古川 敬 古村一朗	超音波探傷検査技術の動向
	International Symposium on Research for Aging Manage- ment of Light Water Reactors and Its Future Trend	2007/10/22-10/23 福井国際交流会館	古村一朗 古川 敬	Recent Progress of UT Inspection Technique on Piping Weld and the Role of Wave Propagation Modeling
	16th International conference on the Computation of Electromagnetic Fields (Aachen, Germany)	2007/6/24-28 ドイツ(アーヘン)	程 衛英 古村一朗 他	Numerical Evaluation of the Depth of Branched-off Cracks using Eddy Current Testing Signals
	13th International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics (Michigan, USA)	2007/9/9-12 米国 (ミシガン州立大学)	程 衛英 古村一朗	Electromagnetic Characterization of PWHT of 9Cr-Mo Weldment
			兼本 茂 程 衛英 古村一朗	Depth Sizing of Complex Shape Cracks using ECT Signals
日本保全学会「材料劣化診断 技術に関する調査研究」及び 「非破壊検査技術調査研究」 分科会合同会合	2007/11/29 (東京理科大学)	程 衛英 他	電磁気手法による金属材料の塑性変形の検出に 関する試行試験	
「溶接」	日本保全学会 第4回学術講演会	2007/7/3 福井大学 (文京キャンパス)	西川 聡 中田志津雄 堀井行彦 古村一朗 山口篤憲	圧縮残留応力付与部の熱時効による応力緩和挙動
	平成19年度 溶接学会 秋季全国大会	2007/9/19 信州大学	中田志津雄 西川 聡 他	差込み継手の溶接変形・残留応力の検討 (その1) (その2)
	大阪大学接合科学研究所 共同研究成果発表会	2007/11/29 大阪大学 接合科学研究所	西川 聡 堀井行彦 他	ニッケル基合金溶接金属の高温高圧純水環境下の 応力腐食割れ
第191回溶接冶金研究委員会	2008/1/31-2/1 科学技術館	西川 聡 堀井行彦	改良9Cr-1Mo鋼溶接金属の靱性影響因子と電気化学 計測を用いた簡易評価方法の提案	
「規格・基準」	Eighth International Confe- rence on Creep and Fatigue at Elevated Temperatures	2007/7/22 米国(サンアントニオ)	吉田和夫 中井裕丈 福田 南	Regulatory Review Results on Design Allowable Stress values of Creep Strength Enhanced Ferritic Steels

学協会名等	開催日時・場所	発表者等	発表テーマ名	
「規格・基準」	5th International Conference on Advances in Materials Technology for Fossil Power Plants	2007/10/4 Marco Island Marriott Resort, Golf Club, and Spa	吉田和夫 佐藤長光	Study of Performance Requirements and Construction Rule for 700 degree-C Class Advanced USC Plant
	火力原子力発電大会	2007/10/18 サンポートホール高松	米山弘志 杉林卓也	PD研修の内容及び成果報告
	日本保全学会第1回検査・評価・保全に関する連携講演会	2008/1/16 東京大学	米山弘志 杉林卓也	PD研修の内容及び成果について

論文等表彰

氏名	受賞名等	機関等・受賞日	受賞内容
青野健二郎	平成13年度 新進賞	(社)日本非破壊検査協会 平成13年5月31日 (NDI協会春季大会)	本賞は平成13年度に行なわれたNDI協会大会での発表の中から特に優れた発表を行なった若手研究者に与えられる賞である。 受賞対象論文: 「溶接金属内部欠陥とUT及びRTによる非破壊信号量との関係」
西川 聡	平成13年度 溶接学会 研究発表賞	(社)溶接学会 平成14年4月25日	35歳未満の若手研究者に対する賞で発表論文「熱処理条件の非破壊的評価手法の検討-局部PWHT溶接部の性能評価に関する研究(第1報)」に対して与えられたものである。
西川 聡	平成14年度 科学技術奨励賞	(社)日本高圧力技術協会 平成14年5月24日	若手研究者に対する賞で発表論文「鍛造2相ステンレス鋼の溶接熱影響部の熱時効評価 第1・2報」に対して与えられたものである。
志波光晴 西川 聡 米山弘志 山口篤憲	技術賞開発奨励賞	(社)日本溶接協会 平成14年5月29日	研究成果報告「交流磁化法による施工後の溶接熱処理温度評価」に対して受賞したものである。
青野健二郎	「火力原子力発電」 掲載論文賞	(社)火力原子力発電技術協会 平成14年9月25日	論文「斜角探触子の距離振幅特性曲線と欠陥検出能力の評価」に対して受賞したものである。
水野亮二	平成15年度 木原奨励賞	(財)溶接接合工学振興会 平成16年5月13日	本賞は毎年1回溶接接合工学の分野における新進気鋭の原則として35歳以下の研究者 技術者に授与されるもので(財)溶接接合工学振興会会員 関連団体及び理事会の推薦によるものである。 今回原子炉圧力容器等原子力プラント溶接部の品質保証溶接施工法に係る研究開発に関する論文、学会発表等に対して受賞したものである。
糸 亮一 志波光晴	優秀論文賞	(社)火力原子力発電技術協会 平成17年10月12日	優秀論文表彰は平成17年度に会誌「火力原子力発電」に掲載された論文の中から優秀であった論文に対して授与されるもので「高Cr鋼の交流磁化法によるクリープ損傷評価技術の開発」が対象となった。
関野晃一	平成18年度 新進賞	(社)日本非破壊検査協会 平成18年10月27日 (NDI協会秋季大会)	本賞は平成18年度に行なわれたNDI協会大会での発表の中から特に優れた発表を行なった若手研究者に送られる賞である。 受賞対象論文: 「光干渉法と超音波可視化法を併用した手法によるき裂の評価」
古村一朗 古川 敬	平成19年度 第4回学術講演会 第1回産学協同 セッション 銅賞	NPO法人日本保全学会 平成19年7月3日	産学協同セッションは『研究者が提案する研究成果を商品とみなし 企業や国などを購買者と位置づけ 研究成果を売買する市場を保全学会が提供するという市場原理に近い新しい試み』として初めて開催されたものである。 当センターは超音波探傷シミュレーション技術を「実機探傷で得られるエコー群が欠陥かどうかの評価を可能にする技術」として発表し 非常に完成度の高い技術として銅賞を授与されたものである。
大北 茂	溶接学術振興賞	(社)溶接学会 平成20年4月9日	本賞は溶接学会会員として永年にわたり優れた学術業績を積み 所属支部の活性化にその識見を発揮し溶接の学術振興に大きく貢献した者として贈呈されたものである。

氏名	受賞名等	機関等・受賞日	受賞内容
西川 聡	平成19年度 溶接冶金研究委員会 優秀研究賞	(社)溶接学会 平成20年5月14日	本賞は 溶接冶金研究委員会で発表された研究の中から、優秀で今後の発展性が高いと評価された者に送られる賞である。 受賞対象研究: 「改良9Cr-1Mo鋼溶接金属の靱性影響因子と電気化学計測を用いた簡易評価方法の提案」
関野晃一 古川 敬	平成19年度 学術奨励賞	(社)日本非破壊検査協会 平成20年5月21日	本賞は 研究報告の内容が非破壊検査技術の向上に寄与するところが大きいと評価された者に送られる賞である。 受賞対象研究: 「硝子板に付与したき裂近傍における超音波の可視化」
関野晃一	第12回技術研究会 奨励賞	神奈川県非破壊試験技術交流会 平成20年6月13日	本賞は 第11・12回技術研究会で発表された研究の中から 優れた発表を行いその努力が非破壊検査技術の向上に寄与するところ大と評価された若手研究者に送られる賞である。 受賞対象研究: 「光学的ひずみ測定法の非破壊検査法への応用について」



溶接・非破壊検査技術センター 技術レビュー Vol.6 2010 (非売品)

発行編集人 ……●…… 山本 孝(溶接・非破壊検査技術センター管理グループ長)
発行所 ……●…… 財団法人発電設備技術検査協会 溶接・非破壊検査技術センター
〒230-0044横浜市鶴見区弁天町14-1
TEL(045)511-2751 FAX(045)511-2750
編集・協力 ……●…… 電気新聞メディア事業局

印刷 (株)新晃社

《無断転載を禁じます》

本誌は古紙再生紙を使用しています。