

熱疲労評価手法のシステム化 閉塞分岐配管の熱成層問題への適用

An approach for integrated evaluation method of thermal fatigue I
-Application to thermal stratification of a closed branch pipe-

大 厩 徹 (Toru Oumaya)*¹ 中 村 晶 (Akira Nakamura)*¹ 竹 中 信 幸 (Nobuyuki Takenaka)*²

要約 原子力発電所の配管における合流・分岐部では温度差のある流体が混合する場合があります、このような部位に熱疲労が生じる可能性がある。熱疲労が懸念される部位の健全性を評価するため、流動解析及びモックアップ試験結果を用いて熱荷重を見積もることが重要である。本研究では熱荷重を求めるために、モックアップ試験結果と構造解析を統合した熱疲労評価手法 IMAT-F を開発した。本報告ではこの評価手法を、閉塞分岐管の曲がり部における熱成層現象を再現した実験に対して適用した。閉塞分岐管の曲がり部の内壁面に面状に30点ほど熱電対を取り付けて、熱成層が生じた際の温度分布及び変動を測定した。そして、この測定結果を用いて IMAT-F により、最大の温度変動が生じる位置における熱応力変動幅を求めた。その結果、熱成層の界面よりも下側のエルボ外側管壁にて最大の温度変動と熱応力変動が生じることが明らかになった。

キーワード 熱疲労, 熱応力, 分岐配管, 曲がり管, 熱成層, 温度変動

Abstract Mixing tees and branch pipes are common piping elements in a nuclear power plant. Some of them may combine water that has large temperature difference. This phenomenon could be the potential cause of thermal fatigue crack. To evaluate structural integrity of these piping elements, it is important to assess the thermal load against them. In this study, an integrated evaluation method named IMAT-F was developed to calculate the thermal load through a mock-up experiment. Then, it was applied to the thermal stress evaluation caused by swaying of the thermally stratified layer at a bent pipe. Temperature distribution and fluctuations were measured using approximately 30 thermo couples installed at the pipe's inner wall. Using the newly developed IMAT-F, thermal stress fluctuations at the point of largest temperature difference was calculated. The largest temperature fluctuations and thermal stress fluctuations were located at the area slightly below the thermally stratified layer.

Keywords Key Words: thermal fatigue, thermal stress, branch pipe, bent pipe, thermal stratification, temperature fluctuation

1. はじめに

種々のプラントの配管における合流・分岐部では、温度差のある流体が混合する場合がある。温度条件はプラントの要求から定まるため、このような部位での温度変動を無くすことは困難である。温度変動が配管に伝達されて応力変動となって生じる疲労を熱疲労と呼ぶ。1999年に生じた日本原子力発電(株)敦賀2号機の再生熱交換器連絡配管からの漏洩事象は、この熱疲労が損傷の原因であった⁽¹⁾。米仏を始め世界的に熱疲労によるトラブルは報告⁽²⁾⁽³⁾されており、研究が進められている⁽⁴⁾。従来、設計段階では系統全

体がプラントの運転状態の変化などにより熱過渡を受けて生じる熱応力の変動についてのみ発電用原子力プラントの構造に関する技術基準⁽⁵⁾などの規定に基づいて構造評価を行ない、熱疲労の発生を防止してきた。しかし実際の漏洩事例⁽¹⁾⁽²⁾では、系統全体の平均的な流動状態とは異なった局所的流況が生じ、それが設計段階では予測できなかったことがき裂発生の要因であった。

日本機械学会ではこのような局所的な流況によって生じる熱応力による構造物への影響評価を確立するため、「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」⁽⁶⁾を策定した。指針は、水を内包する配管の高温低温水の合

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

*2 神戸大学 工学部 機械工学科

流・混合，閉塞分岐配管の熱成層により生じる熱的負荷を評価するものである。構造物の疲労強度がこの熱負荷（熱荷重）に対して十分な強度を持っていれば損傷は生じない。そのため指針では，熱応力の変動が疲労限以下であることを示す評価方法を数段階のステップに分けて，流況のパターン別に指針中の図表を読み取ることで比較的容易に最大の熱応力の変動が評価でき，可否の判定が行えるようになっている。

指針の評価フローにおいては，最終的な評価ステップとして，妥当性が示せば詳細評価の実施を認めている⁶⁾。この詳細評価は例えば，モックアップ試験あるいは流動解析により実機の熱負荷を再現し，それを元に構造評価を行なった結果が疲労限以下であること示すことが考えられる。本研究ではこの詳細評価を行う手法として，軽水炉の配管系の熱疲労評価に活用することを目的に後述の統合評価システムの開発を行なった。データ連携の部分の自動化及び最大値発生位置の探索の自動化を図ったこの評価システムでは，評価部位の全点について最大応力振幅や疲労累積損傷係数を算出してその最大値発生位置及び時点を知ることができる。

本報告ではこの統合評価システムを用いて，モックアップ試験結果による温度測定結果の時間空間補間から構造評価を行ない，熱応力の発生原因の検討を行なった。対象としたモックアップ試験の内容は，熱疲労現象の詳細説明のため取り組んできた閉塞分岐配管の曲がり部に生じる温度変動である。この閉塞分岐配管に生じる熱疲労現象は過去に米国で研究されてきた⁴⁾。当初は分岐部に生じる流れが乱れを輸送するという乱流貫入⁷⁾⁸⁾ (turbulence penetration) と呼ばれ，Kimら⁸⁾は閉塞分岐配管内の流速を測定し，乱れ速度で定義したレイノルズ数と侵入深さの関係を求めた。近年はキャビティーフローが特有の旋回渦を形成することから，渦貫入⁹⁾ (vortex penetration, swirl penetration) と呼ばれている。筆者らもこれまで閉塞分岐配管の曲がり部に生じる温度変動現象のメカニズム解明を目的に研究を行ってきた^{10) - 15)}。

この閉塞分岐配管の曲がり部の温度変動についてはこれまで内壁面の温度分布を詳細に測定した例はない。そこで本報告では閉塞分岐配管の曲がり部の内壁面におよそ30点のシース型熱電対を面状に取り付けて温度変動を測定した。そして後述の評価システムを適用して，最大の熱応力の変動とその発生部位を調べた。

2. 熱疲労評価のシステム化の検討

本研究では熱疲労評価を一貫して行える統合評価システム IMAT-F (Integrated Methodology of Assessment for Thermal-Fatigue) の検討を行なった。IMAT-Fでの各評価ステップの連携の概念を図2-1に示す。IMAT-Fでは，流動解析や熱応力の算出の際には多数の評価実績を有する汎用コードを用いることにした。

本システムの特徴は，データ変換や補間といった処理を自動化して流体解析コードの演算結果と構造解析コードの入力データ作成処理を統合したことと，最大応力振幅や疲労累積損傷係数 (Usage Factor: 以下 UF とする) を全点について算出してその最大値発生位置を自動的に探索可能としたことである。これらの処理を1つのシステムとして統合したことにより，複数の解析ケースのパラメータサーベイが行ないやすくなった。また応力評価や疲労評価では，解析者が着目した部位のみについて各点ごとに手作業で応力振幅，UF等を算出するのに比べて，予期しない部位での発生点の見落としが防げるようになった。このような評価の際の重要な判定値は，等高線図などの目視によって最大値の発生位置を確認することができないため，本システムを活用することでより正確な評価が可能になると考える。

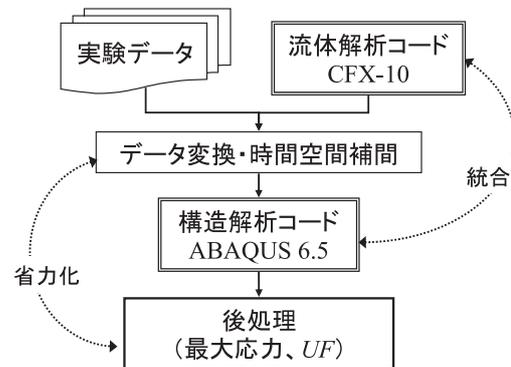


図2-1 IMAT-Fシステムの概要

2.1 システムの基本構想

前章で述べたように熱疲労評価は，配管系における対象部位の局所的な流況を考慮した評価方法であることが重要である。対象部位の流況を詳細に把握する方法としては流動解析を用いる方法とモックアップ試験を用いる方法の2通りがある。

流動解析には配管内壁面の温度変動が網羅的に把握でき，実機条件の模擬も容易であるという利点があ

る。一方、その妥当性については対象とする流況毎にモックアップ試験によって確認しておく必要がある。

モックアップ試験ではその実験体系における配管の内壁面の温度履歴が熱電対を適切に配置することで正確に得られる。一方、実機条件への外挿や壁面の温度測定箇所が限定的になってしまい面状の分布の把握が難しいという問題がある。

そのため流況を反映した熱応力の評価においては流動解析結果を用いる方法とモックアップ試験結果を用いる方法の両方を活用できるようにすることによってそれぞれの方法の欠点を相互補完できる。よって、本システムでは流動解析結果からもモックアップ試験結果からも熱応力の評価を行えるようにした。

モックアップ試験を用いた場合と流動解析結果を用いた場合における熱疲労の評価フローの一例を図2.1-1に示す。図中の①の実験手法(計測手法・可視化手法)を用いたケースは、モックアップ試験で流体温度の変動を計測した場合である。この場合、その結果を用いて熱応力の評価を行なうためには流体と配管の内壁面の熱伝達率を適切に設定する必要がある。このとき問題となるのはその熱伝達率をいかなる式を用いて求めるかという点である。Dittus-Boelterの式⁽¹⁶⁾は、円管内における定常の乱流に対しては比較的良好に一致することから設計時の配管の伝熱評価などでは一般的に広く用いられている。しかしここで対象とするような局所的な流動挙動による温度変動に対して同式を適用することが必ずしも適切とは限らない。このような問題に対しては非定常熱伝達率を適用すべきであるが、これを厳密に求めるためにはモックアップ試験体を用いた流動実験にて配管内壁面と壁面近傍の流体温度を用いてその部位の流体から配管への熱流束を得る必要がある。そのためこのフローを実際に適用できるケースは熱伝達率が既存の知見などから推定できる流況の問題に限られる。

の実験手法(計測手法)を用いたケースは、モックアップ試験にて配管内壁の温度変動を計測した場合である。この場合その結果を用いて熱応力の評価を行なうために、配管内壁面の温度変動が生じている部位を適切に測定点として選定し、かつ面状の温度分布が得られるだけの適切な点数のデータを取得する必要がある。またこのケースと同様、モックアップ試験により得られる限定的な温度測定結果を構造解析用のFEMモデルの入力荷重とするために、測定

点以外の領域についてもなんらかの内外挿補間により温度分布を与える必要がある。そのためこのフローの適用にあたっては温度分布の補間手法の妥当性と、もし実機条件と同じ圧力・温度で実施していない場合にはそれへの外挿が適切かどうか課題となる。

最後の③の解析手法(乱流モデル等)を用いたケースは、流動解析において配管部分も同時にモデル化して内壁近傍の流動挙動と流体から配管への熱伝達を同時に解くという流体・構造熱連成解析である。この場合、課題となるのは流動解析結果が実機条件を正確に模擬できていることを確認することである。また非定常の流動解析は極めて長時間を要するため、モデルをどの程度簡略化するか及び解析する時間区間をどのくらいの長さにするのかも、現実的な熱疲労評価のためには重要な課題である。

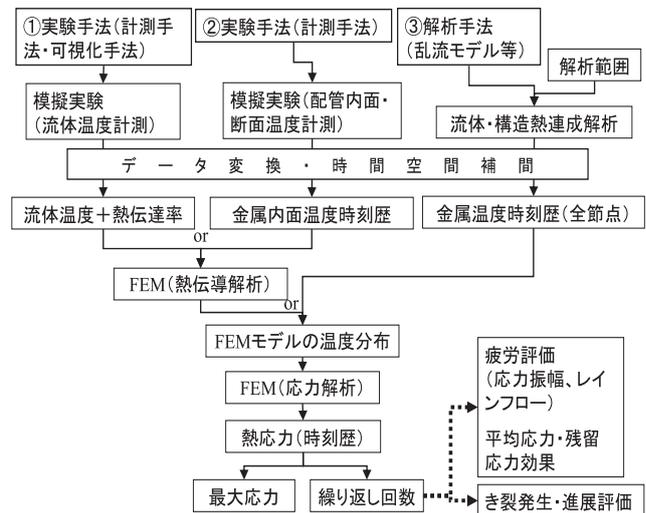


図2.1-1 熱疲労評価フロー

2.2 モックアップ試験結果を用いた熱応力の具体的な評価手順

モックアップ試験結果を構造解析用FEMに用いる上では、温度測定データの補間が欠かせない。補間した結果得られる近似式としては1次式、多項式、周期関数などが考えられる。

補間に1次式を用いた場合には、温度測定点が少ない場合に温度勾配が過度に緩くなるケースや、温度変化の極値近傍で過度に急峻な分布となることが考えられる(図2.2-1参照)。実際の配管の内面においては、温度分布は周方向に滑らかな分布とならずであり、周方向には連続した温度分布(0°の点において値と傾きが一致)となるはずである。

この条件を満たすために、管の周方向については周期関数を用いることとした。軸方向については、任意に補間領域を分割してそれぞれの領域に対して別の近似式を用いることが可能なことから1次式で近似することとした。

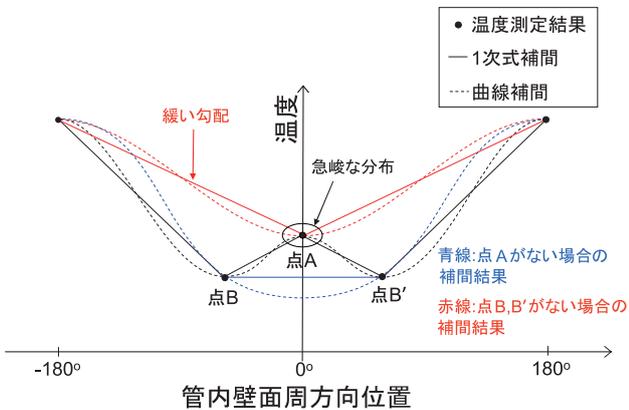


図 2.2-1 1次式と曲線式を用いた場合の補間の違い

以上より、仮定した近似式は、

$$T = (aY + b) \cos(1X + cY + d) + (eY + f) \cos(2X + gY + h) + iY + j \quad (1)$$

となる。ここでT: 温度, a~j: 係数, X: 周方向角度, Y: 軸方向位置である。ただし、周方向の分布に周期関数を用いることが適切でない流況の場合には新たな近似式を定義する必要がある。

また、近似式の決定手法としては3点補間、スプライン補間、最小二乗近似補間など各種の方法がある。ここでは、一般的に1次式の補間に用いられる最小二乗近似補間を採用した。式(1)のような非線形の近似式を、最小二乗法を用いて決定するのに有効な方法としてMarquardt法を用いた手法⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾がある。その決定方法を図2.2-2のフローに示す。この方法は比較的単純なアルゴリズムで安定しており収束が早いことが特徴である。

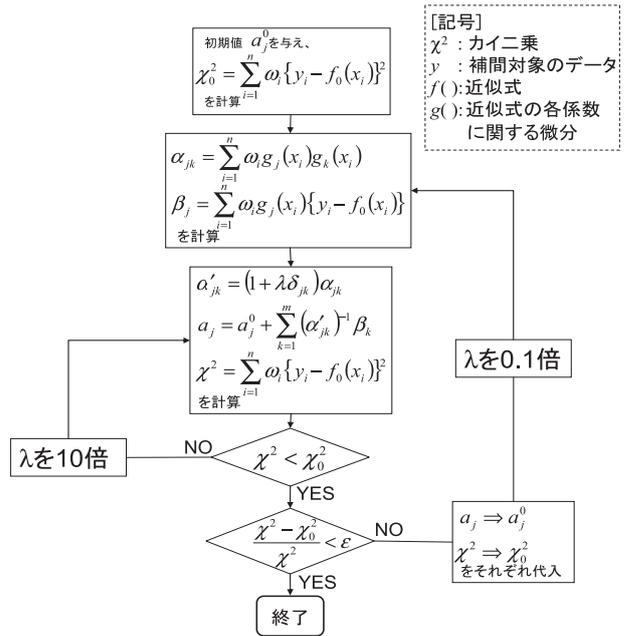


図 2.2-2 Marquardt法を用いた近似式決定フロー

式(1)に基づく補間式を適用して汎用構造解析コードABAQUS⁽¹⁹⁾用の入力データを作成する具体的なフローを図2.2-3に示す。本フローに基づいた処理を自動的にこなすプログラムを本研究で提案するIMAT-Fの機能の一部として作成した。図2.2-4にその実行画面を示す。

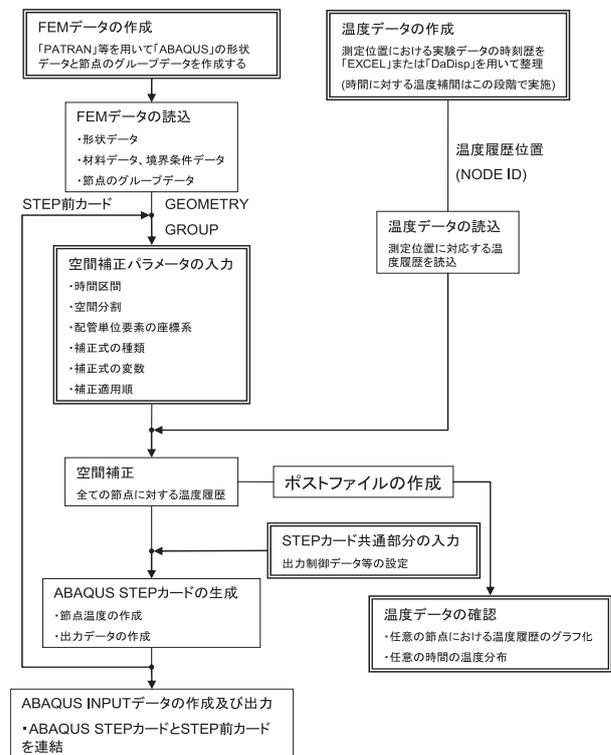


図 2.2-3 補間結果を用いた構造解析用入力ファイルの作成手順



図 2.2-4 実測温度データ補間機能の実行画面

- 構造モデル温度定義点
- 流動モデル温度定義点

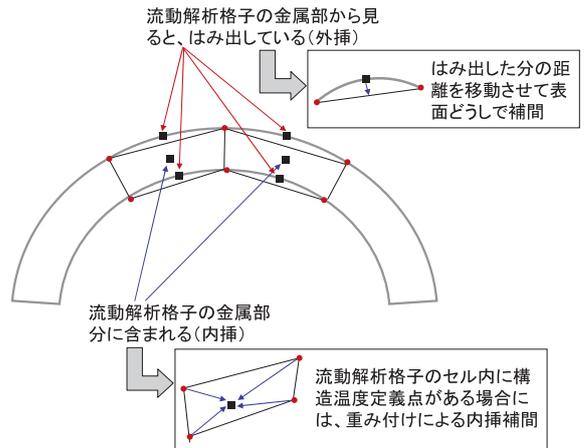


図 2.3-2 流動解析モデルのデータを構造解析モデルに変換する際の問題点

2.3 流動解析結果を用いた熱応力の具体的な評価手順

図 2.1-1 に示すデータ変換・空間補間では、流動解析結果を構造解析用 FEM の入力条件とするために、流動解析モデルにおける配管部分の温度分布を構造解析用の入力モデルへ変換する必要がある。その際の手順を図示すると図 2.3-1 のようになる。一般に流動解析モデルは構造解析用の入力モデルよりも各要素 (格子) が細かい。そのため内壁面の温度データの変換にあたっては、流動解析モデルにおける配管にある各節点 (格子点) での温度分布を、それが配管部分にあると判定した上で構造解析用の入力モデルに変換する必要がある (図 2.3-2 参照)。構造解析における表面節点座標を流体解析における構造表面に移動する機能及び構造解析モデルにおける任意座標における温度を流動解析結果から補間する機能について検討を行ない、それらの処理を自動的に行なえるようプログラム化を行なった。図 2.3-3 に IMAT-F におけるデータ変換機能の実行画面を示す。

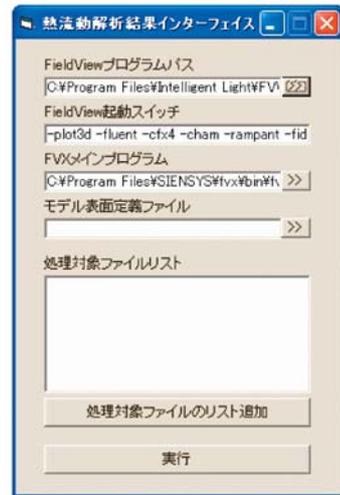


図 2.3-3 データ転送機能の実行画面

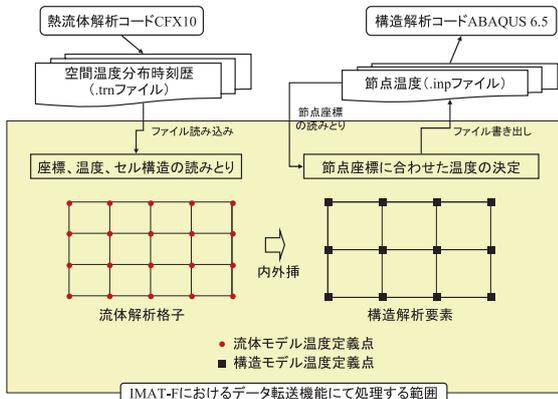


図 2.3-1 流動解析モデルのデータを構造解析モデルに変換する際の手順

3. 熱成層現象により曲がり管に生じる温度変動の測定

3.1 曲がり管に生じる熱成層現象

閉塞分岐配管の曲がり部においては、高温水と低温水が熱成層を形成し、その成層界面が上下に周期的に変動することによって管内壁に熱応力の周期的な変動を生じる^{(10)~(15)}。その現象によって生じる熱応力を算出するため配管内壁面の温度変動を測定した。

3.2 配管内壁温度分布の測定方法

分岐管の曲がり部の流動挙動によって配管内壁面に生じる温度変動を、内壁面に熱電対を多数面状に取り付けることによって測定した。図3.2-1に本測定の際に使用した神戸大学の実験ループの概要を示す。作動流体には脱気した水を用い、ポンプ入熱による流体温度の上昇を冷却水の流量調節によって制御した。

温度測定に使用した配管はSUS316 ステンレス鋼製で外径が60.5mm、肉厚が8.7mmで曲率半径125mmの冷間曲げ加工管である。管の外面には綿を巻いて断熱した。図3.2-2に配管内壁面に取り付けた熱電対の配置図を示す。厚さ1mmのシースに覆われた0.2mm径のK型熱電対を34点、シース先端が管内壁面とそろそろように管壁の貫通穴に挿入し、管外面からはんだを流し込んで固定した。また同図中に示した位置(測定点6~10)に0.1mm径のシースのないK型熱電対を壁面から2mm浮かせた位置に5点設置し、

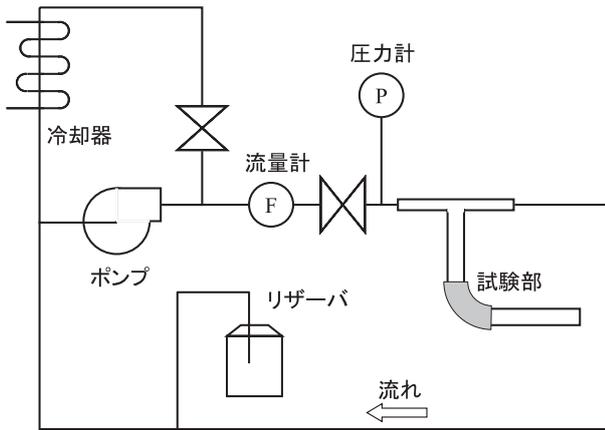


図3.2-1 実験ループの概要

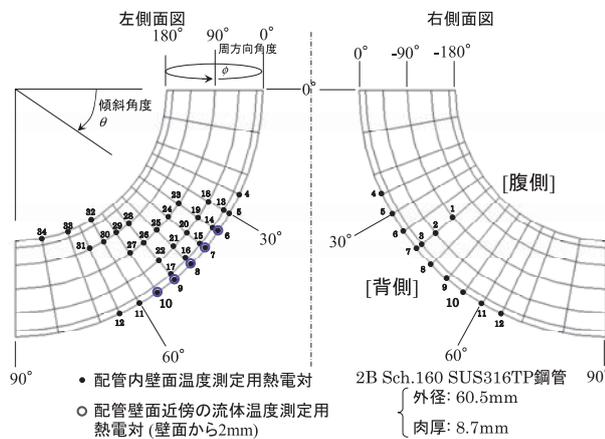


図3.2-2 配管内壁面温度測定用熱電対設置位置

流体温度も同時に測定した。実験では、主管流速が6~12m/sの場合について1m/sずつ流速を増加させて管壁及び流体の温度分布を測定した。

3.3 測定結果

図3.3-1に、図3.2-2に示す熱電対位置7~10番における主管流速が8m/sと11m/sの場合の液温と壁温の時刻歴変化を示す。同図中の縦軸の温度変動 T_n は次式

$$T_n = \frac{T - T_c}{T_h - T_c} \quad (2)$$

[T : 測定温度, T_c : 滞留部温度, T_h : 主管温度]

で定義される無次元温度である。同図からわかるように熱成層界面近傍で流体温度の著しい変動が生じていることがわかる。いずれの主管流速においても、熱成層界面の近傍の液温の変動に比べて、壁温の変動ははるかに緩やかである。また傾斜角が50度以上になると、壁温の平均温度が液温よりも高くなっている。このことは液部の熱成層界面の下側にまで界面上側の熱が管壁を伝わったことを示している。ステンレスの熱伝導率が水よりも高いために、熱は管壁をよく伝わったためと考えられる。

図3.3-2に主管流速が6~12m/sのときの図3.2-2に示した壁面温度の全測定点の標準偏差の分布を示す。同図において縦軸は曲がり部の傾斜角度(水平を0°とする)、横軸は管の周方向の角度(曲がり部背側を0°とする)である。標準偏差は、温度測定期間のうち定常状態に達したと考えられる $t = 3000$ から3600[s]までについて次式により算出した。

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n} \sum (T_n(s) - \bar{T}_n)^2} \quad (3)$$

このとき T_n :各時点における無次元化温度, \bar{T}_n :算出区間の平均温度, n :測定点の数である。

図3.3-2から、主管流速が6~9m/sのときの管内壁面の温度変動幅は10~12m/sの場合よりも小さく、変動が生じている部位の面積も狭いことがわかる。

また主管流速が11m/sの場合の、傾斜角度が50°と55°の測定結果を比較すると、図3.3-1より液温の変動の様子が55°位置では低温側に高温の水がときおり流入することで間欠的な温度上昇が見られ、50°位置ではその逆となっている。このことから、熱成層界面は50°と55°の間にあることがわかる。さらに壁温の変動は55°位置のほうが若干大きいことがわかる。一方、図3.3-2より同流速の管内壁面の温度変動は管

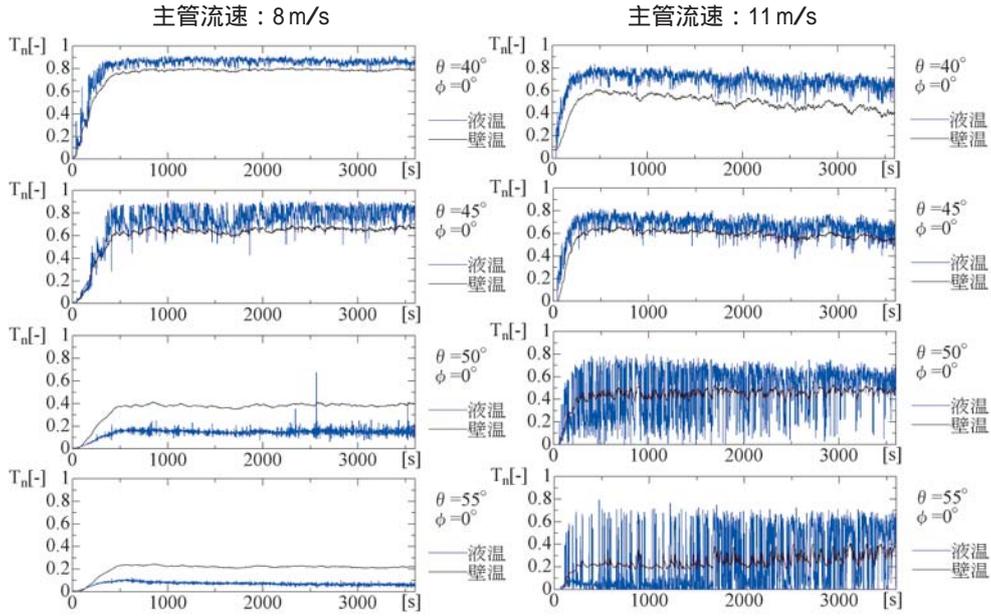


図 3.3-1 主管流速が 8 及び 11 m/s のときの液温及び壁温の変動

背側において 55°~60° の範囲で最も大きな変動が生じていることがわかる。このことから管壁の温度変動が最も大きくなる点は熱成層界面よりも若干下側にあることが今回の測定で明らかになった。

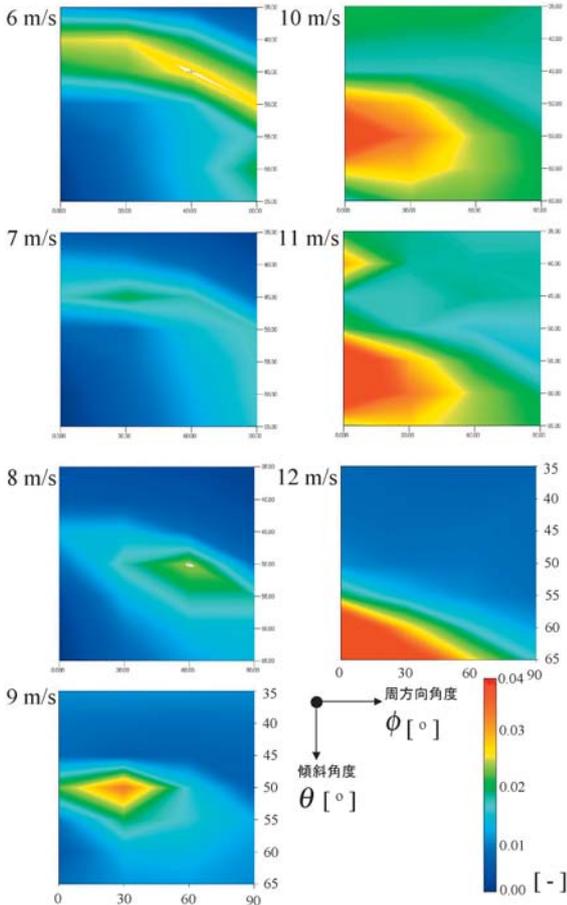


図 3.3-2 曲がり部の温度変動の標準偏差分布 (t = 3000 から 3600[s]間について算出)

4. 温度測定結果を用いた熱応力の評価

前章で得られた温度測定結果のうち主管流速が 11 m/s のときの温度測定結果を用いて、温度変動により生じる熱応力の変動を評価した。この主管流速では、曲がり部全域に渡って温度変動が見られ(図 3.3-2 参照)、かつ大きな変動が生じている部位が広いことから、熱応力の変動が最も大きくなると判断した。

4.1 構造解析における荷重条件及び境界条件

各測定点における温度変動によって生じる熱応力の変動を、構造解析用 FEM にて評価する。熱応力の算出には汎用構造解析コード ABAQUS⁽¹⁹⁾ を用いた。20 節点の 3 次元ソリッド要素 (DC3D20[熱伝導解析]と C3D20[応力解析]) を用いて、主管から分岐した曲がり部を、周方向が対称となるように 1/2 の範囲で、22,528 個の要素と 109,147 個の節点を有する入力モデルを作成した。図 4.1-1 に構造解析モデルの概要と解析に際して与えた境界条件を示す。

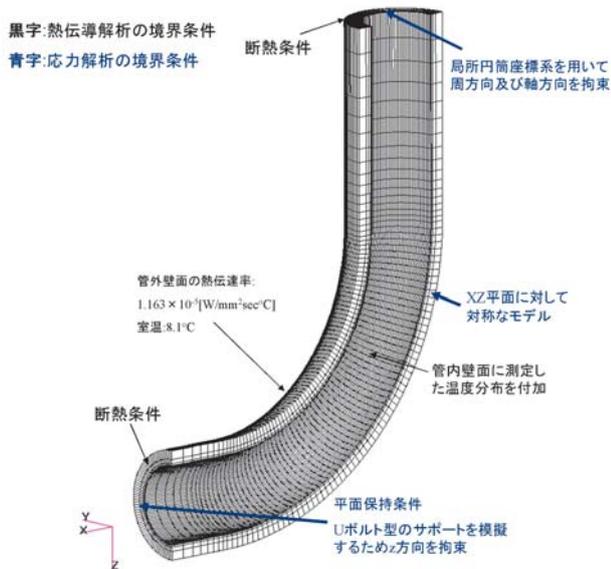


図 4.1-1 解析モデルの概要及び境界条件

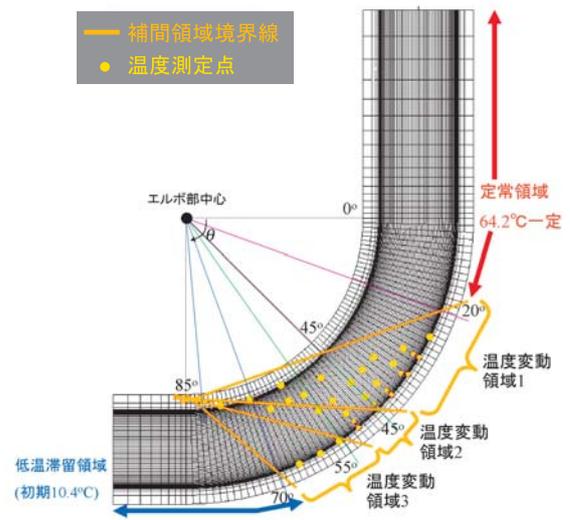


図 4.1-2 空間補間領域区分図

また管内壁面に与える実測温度分布の空間補間に使用した領域区分を図 4.1-2 に示す。同図中の温度変動領域 1~3 についてそれぞれ (1) 式に基づく補間式を作成し、内挿補間を行なった。図中に示す定常領域では高温な主管の流れが常時浸入しており、その管壁も主管の流体温度とほぼ同一となっていると考えられることから、主管内の流体温度である 64.2 一定とした。さらに低温滞留領域については、この領域で分岐管内の冷水が自然対流によって温められて温度が管内の上と下とで異なることから、温度変動領域 3 の下端の周方向温度分布をその下流側の全領域に渡って与えることにした。

以上に示した熱荷重条件、境界条件を与えて熱伝導解析と応力解析を行ない熱応力の変動を算出した。

4.2 解析結果及び検討

図 4.2-1 (1) に測定開始時、100 秒後、300 秒後及び 500 秒後の分岐管の温度分布、ミーゼス応力分布及び変形図を示す。また図 4.2-1 (2) に 1000 秒後、1500 秒後、3000 秒後及び測定最終時点 (3655 秒後) の温度、応力分布及び変形図を示す。測定開始直後の熱成層界面の降下に伴い、水平部の冷水が加熱されて水平部の温度が全体的に上昇している。

管の変形図では、初期には鉛直部のみが高温であったため熱膨張による伸びは鉛直方向下向きにのみ発生しているが、水平部の温度上昇に伴い徐々に水平方向にも伸びが生じている。また測定開始直後に熱成層界面が急激に下降して、水平管の上部で急激な温度上昇が生じる。そのため、管全体の変形は初期の 0~500 秒間は顕著である。しかし、その後は水平管下部の温度が緩やかに上昇するもののその影響による変形はほとんど見られなかった。

平均的な温度変動・分布により生じる応力は、常時一定に負荷されたままであり、熱疲労き裂の要因となる変動応力ではない。そこで変動応力のうちその最大のものの大きさ及び、温度が 1 上昇した場合の単位変動応力の最大値を以降で把握する。

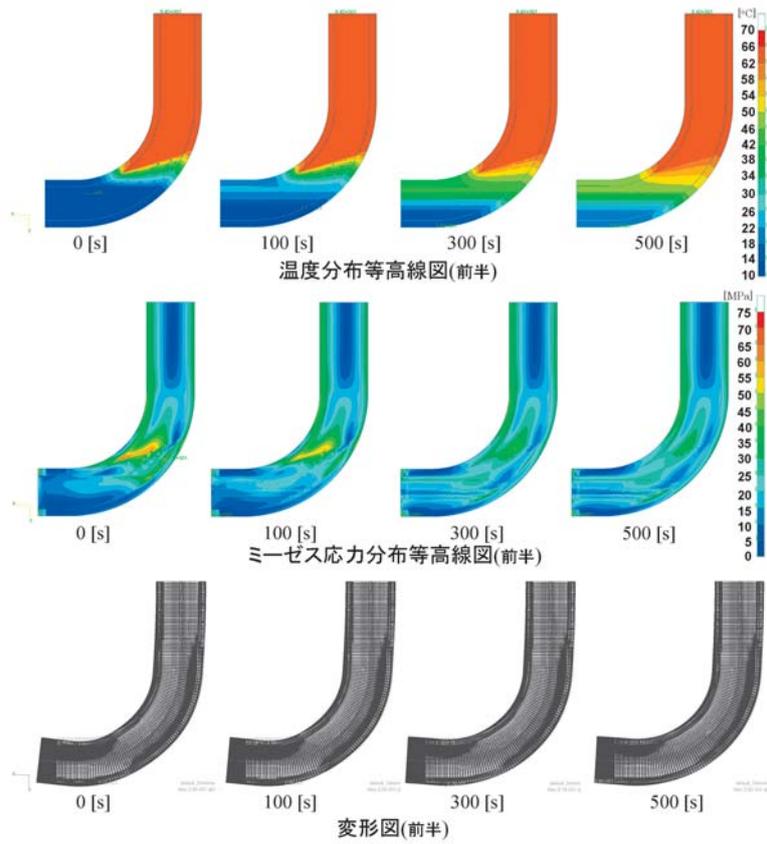


図 4.2-1(1) 測定区間前半の温度、ミーゼス応力及び変形図

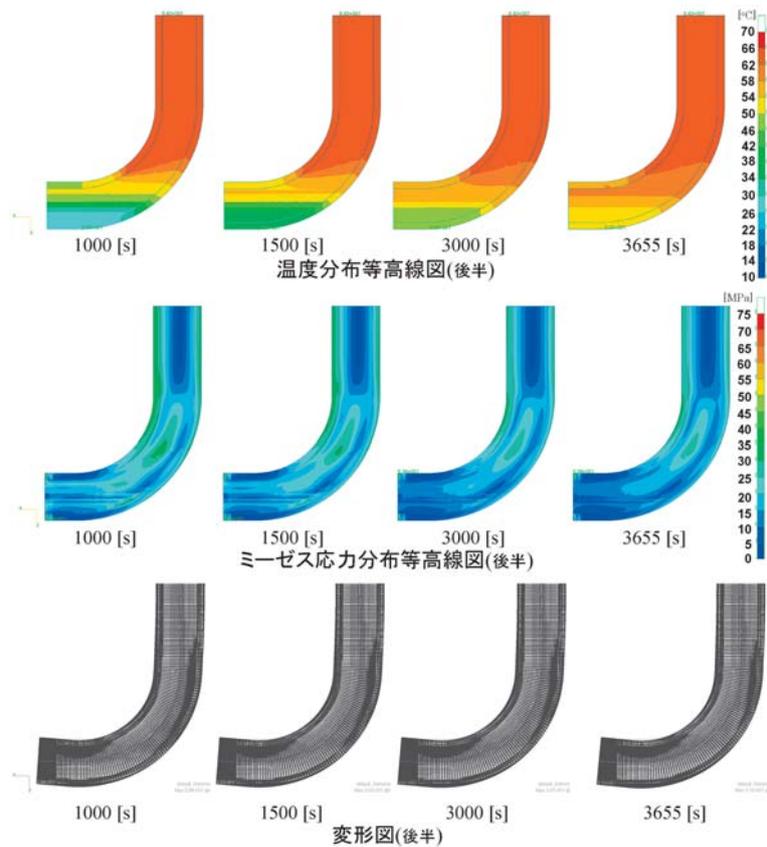


図 4.2-1(2) 測定区間後半の温度、ミーゼス応力及び変形図

図4.2-2に、主管流速が11 m/sのときに最も大きな温度変動が観測された測定点 No.10 (図3.2-2参照)の無次元化温度変動 T_{n1} を示す。応力評価時点として選定した温度変動の極値も同時に示す。なお、温度測定結果の無次元化にあたっては(2)式を用いて算出した。また、各時点の温度 T_i と各時点間の温度差 T_1 は表4.2-1に示す通りである。

温度変動の極値どうしの差によってどの程度の応力変動が生じているか評価するために、各応力評価時点 A~L において全点の応力分布からその前の時点の応力分布との差をとって等高線図に表示した (図4.2-3参照)。同図の応力分布としては、各時点間の各方向の応力成分の差を用いてミーゼス応力を算出した値 σ_{mises} の分布が表示されている。 σ_{mises} の値は、時点 B-A のときが全区間中最大で、約 6MPa となる。

次に、各区間における応力変動の最大値の、温度差に対する比率 h と、その発生位置を表4.2-2に示す。 h の算出式は下式の通りである。

$$h_{\Delta\sigma} = \frac{\Delta\sigma_{mises}}{\Delta T_1} \quad (4)$$

[σ_{mises} : 時点間の最大の応力変動, T : 時点間の温度変動]

同表より、温度が1 上昇した場合の単位変動応力の最大値は時点 H-G における 1.32 [MPa/] であることがわかった。図4.2-2からもわかるように測定された温度変動を主管と滞留部の温度差で補正するとほぼ一定の振幅の無次元化温度変動が周期的に生じていることがわかる。このため、この変動による応力変動を評価する上では、ただ単に温度変動が最大の時点間を評価するのではなく単位温度上昇当たりの変動応力にも留意する必要がある。

また、構造解析モデル上で、温度測定点 No.10 に

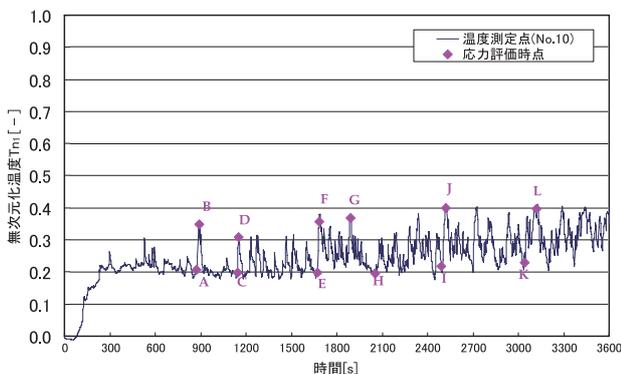


図4.2-2 温度測定点 No.10 と応力評価時点

対応する節点番号は99163番であるが、表4.2-2よりいずれの区間においてもその近傍で最大の応力変動が生じていることがわかる。

表4.2-1 各応力評価時点における温度及びその前の時点との温度差

| 時点 | 各時点における温度 T_i [°C] | 時点間の温度差 ΔT_i [°C] |
|--------|----------------------|---------------------------|
| Time A | 36.70 | |
| Time B | 42.21 | 5.51 |
| Time C | 39.44 | |
| Time D | 43.22 | 3.79 |
| Time E | 43.90 | |
| Time F | 48.60 | 4.70 |
| Time G | 50.39 | |
| Time H | 46.70 | -3.69 |
| Time I | 49.84 | |
| Time J | 53.38 | 3.54 |
| Time K | 52.25 | |
| Time L | 55.60 | 3.35 |

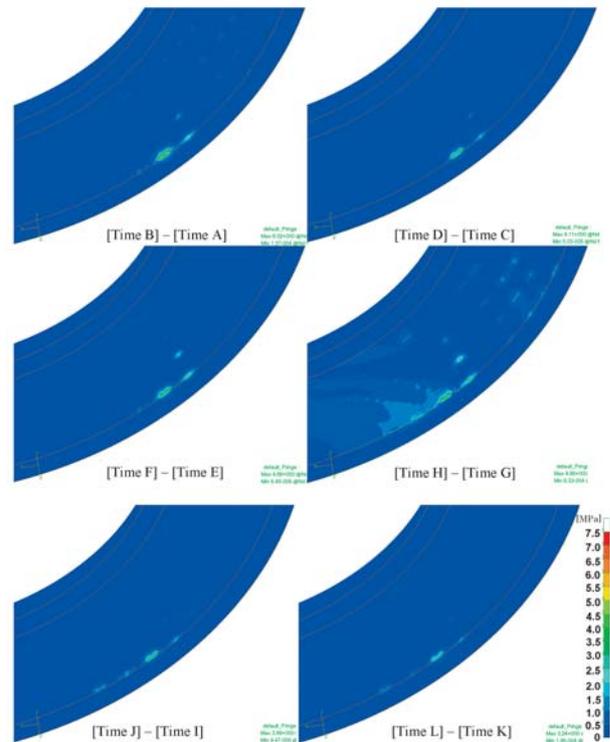


図4.2-3 応力評価時点間の各成分の差のミーゼス応力分布

表 4.2-2 各応力評価時点間の最大の単位変動応力 (ミーゼス応力) とその発生位置

| 時点間の差 | $h_{\Delta\sigma}$ [MPa/°C] | 発生位置 (節点番号) |
|-----------------|-----------------------------|----------------|
| Time B - Time A | 1.09 | 99162 |
| Time D - Time C | 1.09 | 99162 |
| Time F - Time E | 0.99 | 99162 |
| Time H - Time G | 1.32 | 99164 |
| Time J - Time I | 1.10 | 99162 |
| Time L - Time K | 0.97 | 99162 |

5. まとめ

熱疲労に対する健全性を評価するために、流動解析及びモックアップ試験結果を用いて熱応力評価を行なう手法の両方を整備した。またこれらの手法においては、データ連携の部分の自動化及び最大値発生位置の探索の自動化を図り、統合評価システムとして整備した。また検討した統合評価システムを、閉塞分岐配管曲がり部の熱成層現象によって生じる温度変動による熱応力の評価に適用した。得られた主な成果は下記の通りである。

- (1) 流動解析及びモックアップ試験結果を用いて熱応力評価を行なう評価システムを開発し、閉塞分岐管の曲がり部の熱成層問題に適用して熱応力の算出が行えることを確認した。
- (2) 閉塞分岐配管曲がり部の管壁の温度測定実験において、主流流速が 11 m/s の場合、流体の熱成層界面は傾斜角度が 50 °と 55 °の間に見られたが、配管内壁面の温度変動は傾斜角度が 55 °から 60 °の範囲で最も大きな変動が生じていた。このことから管壁の温度変動が最も大きくなる部位は熱成層界面よりも若干下側になることがわかった。
- (3) 曲がり部の管壁の温度測定結果を用いて、最も大きな温度変動が得られた位置における熱応力の変動を構造解析により求めた。その結果、最大の応力変動は時点 B-A の最も温度変動が大きい区間で生じたが、単位変動応力 h の最大値は時点 H-G の相対的に温度変動が小さい区間で生じた。

6. 今後の課題

これまでに述べた結果から、モックアップ試験結

果を用いて熱応力の算出を行なうことは可能になったと言える。一方、今回熱応力の算出に適用したモックアップ試験方法自体については次の課題がある。

- (1) 内表面から 1 mm の位置における温度測定結果を内表面温度として扱ったが、厳密に内表面における応力変動を得るためにはその結果を補正する必要がある。その内表面の応力変動を効率的に外挿する手法を検討する必要がある。
 - (2) 今回の実験条件では主流 65 ， 滞留部 10 としたが、主流と滞留部の温度の大きさ及び温度差が異なれば、流体の物性が異なるため曲がり部の熱成層挙動が異なってくる可能性がある。そのため、その違いによる内壁面の温度変動への影響を検証する必要がある。
- また、本システム自体の課題としては以下の改良項目がある。
- (3) 応力変動による疲労評価だけでなく、応力拡大係数の算出やき裂進展解析を行なえるようにシステムを拡張する必要がある。

謝辞

熱疲労評価手法のシステム化にあたっては熱応力算出に関するデータ連携の部分のプログラム化を中心にカワサキプラントシステムズ(株)の佐々木亨氏をはじめ関係者の方々の協力をいただきました。ここに謝意を表します。

文献

- (1) 通商産業省資源エネルギー庁編，平成 12 年度版原子力発電所運転管理年報，火力原子力発電技術協会，p.233 (2000)。
- (2) 資源エネルギー庁，高サイクル熱疲労に関する技術基準運用ガイドライン (1999)。
- (3) 奥田 恭令，軽水炉の熱疲労による不具合事象の分析，INSS Journal, Vol.7, p.88 (2000)。
- (4) IPSN / OECD-NEA / WANO, Experience with Thermal Fatigue in LWR Piping Caused by Mixing and Stratification (1998)。
- (5) 日本機械学会，JSME S NC 1-2005 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2005)。
- (6) 日本機械学会，JSME S 017 配管の高サイクル

- 熱疲労に関する評価指針 (2003).
- (7) NRC, NRC Assessment of Pressurized Water Reactor Primary System Leaks, NUREG / CR-6582 (1999).
- (8) J. H. Kim, R. M. Roidt and A. F. Deardorff, Thermal stratification and reactor piping integrity, Nuclear Engineering and Design, Vol.139 No.1, p.83 (1993).
- (9) J. D. Keller, A. J. Bilanin, A. E. Kaufman and J. Carey, Thermal Cycling Screening and Evaluation Methodology and Application to Pressurized Water Reactor Branch Line Piping, Third International Conference Fatigue of Reactor Components (2004).
- (10) 中村晶, 竹中信幸, 濱谷大輔, 村瀬道雄, 佐々木亨, 分岐配管に起こる熱成層変動現象の実験と数値解析, INSS Journal, Vol.9, p.67 (2002).
- (11) 中村晶, 竹中信幸, 閉じられた直管の分岐配管に生じる流れ場の構造と温度変動, INSS Journal, Vol.12, p.146, (2005).
- (12) 竹中信幸, 長谷正紹, 中村 晶, 閉塞分岐配管のエルボ部における熱成層の挙動, 日本機械学会 年次大会講演論文集, No.03-1, Vol.III, p.171 (2003).
- (13) 長谷正紹, 竹中信幸, 中村 晶, 枝管内入り込み現象における温度変動の可視化, 日本伝熱学会 第40回伝熱シンポジウム講演論文集, E 233 (2003).
- (14) Nakamura, A. and Takenaka, N., Investigation of Flow Structure and Temperature Fluctuation in a Closed Branch Pipe Connected to Main Pipe, Third International Conference Fatigue of Reactor Components, Session No.2 b-5 (2004).
- (15) Takenaka N., Hosokawa S., Hase M., Onojima D., Nakamura A. and Oumaya T., Investigation of Flow Structure and Temperature Fluctuation in a Closed Branch Pipe Connected to High Velocity and High Temperature Flow in a Main Pipe, Fourth Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS4), No.000002 (2004).
- (16) 日本機械学会, 伝熱工学資料 改訂第4版, p.56 (1986).
- (17) 渡部力, 名取亮, 小国力, Fortran 77 による数値計算ソフトウェア, 丸善, p.237 (2000).
- (18) D. W. Marquard, An Algorithm for Least Squares Estimation of Nonlinear Parameters, Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics, 11, p.431 (1963).
- (19) ABAQUS Inc., ABAQUS ver.6.5 Users Manual (2004).