

熱疲労評価手法のシステム化 数値シミュレーションを用いた評価手法の検証

An Approach of Integrated Evaluation Method for Thermal Fatigue II
- A Validation of Evaluation Method by Numerical Simulations -

中村 晶 (Akira Nakamura)* 大厩 徹 (Toru Oumaya)*

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。熱疲労を考慮した設計を行うためには、流量・温度差・配管口径等の設計条件から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、熱流動数値解析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 IMAT-F を用いて日本原子力研究開発機構が行った高サイクル熱疲労試験 SPECTRA の数値解析を行い、システムの検証を行った。その結果、流体・構造熱連成解析により流体温度変動、構造温度変動が再現できること、構造温度分布時刻歴から熱応力が算出できることを確かめた。

キーワード 熱疲労, 熱応力, 温度変動, 流体構造連成解析

Abstract Thermal fatigue may occur where the high and low temperature fluid is mixed at T-junction of branch pipe in nuclear power plants. In consideration of thermal fatigue for structural design, it is important to evaluate thermal load from design condition of flow rate, temperature difference, pipe diameter, etc. IMAT-F, an evaluation method by integration of thermal hydraulic analysis and structure analysis, was developed in this study to evaluate thermal load. In order to validate this system, numerical simulations were carried out about high-cycle thermal fatigue test SPECTRA conducted by Japan Atomic Energy Agency. It was validated that IMAT-F can simulate the temperature fluctuation in fluid and structure with a fluid-structure coupled analysis and the thermal stress from transient temperature distribution in pipe wall.

Keywords thermal fatigue, thermal stress, temperature fluctuation, fluid-structure coupled analysis

1. 序論

日本機械学会は温度変動現象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」⁽¹⁾ (以下、指針) を策定した。指針は、水を内包する配管の高低温水の合流・混合、閉塞分岐配管の熱成層により生じる熱疲労を評価・防止するものである。指針の評価フローにおいては、設計条件を用いたデータに基づいて疲れ累積係数を評価して不合格となった場合に、詳細評価を行うパスが残されている。この詳細評価には数値解析を活用して、具体的な流動条件・配管形状に対してより精緻な熱荷重を算出することが考えられる。このような熱疲労評価技術の開発は国内外で進められており、日本原子力研究開発機構 (旧核燃料サイクル開

発機構、以下、原子力機構) では流体解析、熱伝導解析、構造解析を組み合わせた評価手法⁽²⁾を開発している。

国際的にも熱疲労の評価手法研究が重要と認識され、国際ベンチマークが行われた^{(3)~(5)}。このうち、フェニックス炉の2次主冷却系配管枝管合流部のベンチマーク問題では、実炉でき裂が発見された部位の評価には上流部エルボによる流速分布の影響があり、長周期の温度変動成分の評価が重要であると報告されている⁽³⁾。また、仏 Civaux 発電所の余熱除去システムで発見された熱疲労による配管のき裂の発生原因を調べるため、EDF⁽⁶⁾、CEA⁽⁷⁾はそれぞれ独自に開発したコードにより3次元の熱流動非定常解析を行っている。

村松ら⁽²⁾は熱疲労現象を次のような素過程に分解し、

* (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

その影響因子を抽出した。

- (1) 高低温流体の混合による温度ゆらぎが発生
- (2) 境界層内での温度ゆらぎへ伝播
- (3) 構造表面での温度ゆらぎへ熱伝達により輸送
- (4) 構造内での温度ゆらぎへ熱伝導により輸送
- (5) 構造表面での高サイクル疲労き裂が発生
- (6) 構造内への高サイクル疲労き裂が進展

ここで(4)の温度ゆらぎは構造の熱膨張と拘束を介して構造内での応力変動となる。そして(5)において材料の疲労強度との関係によりき裂が発生する。この応力変動をいかに精度良く見積もって、熱疲労を評価するかが課題である。

本研究では構造内での応力変動を予測するため、熱流動実験または熱流動数値解析から得られた温度分布から応力変動の時間・空間分布を求める手法を開発してきた。これは上記素過程のうち(1)~(4)をシミュレートするものであり、次章にその概要を述べる。本報告では、実験結果に対するベンチマークを行うことで、開発した熱疲労評価手法の妥当性を検証した。

2. 熱疲労評価手法の概要

本研究では原子力プラント配管を対象として熱疲労を評価するため、熱流動解析と構造解析を統合した評価手法 IMAT-F (Integrated Methodology of Assessment for Thermal-Fatigue) を開発してきた。IMAT-F の概要を図1に示す。この評価システムの特徴は、これまで別個に行われてきた熱流動解析と構造解析を統合し、データ変換と後処理を省力化したことである。次の図2のような熱疲労評価の流れをIMAT-Fは実現した。

システムについては前報に詳細を記述した。ここではIMAT-Fの機能のうち、熱流動と構造の数値解析の連携について述べる。図1において省力化と示している内容は、図2における以下の内容を指している。熱応力を算出するためには、構造解析に用いる解析格子の各接点の温度を求める必要がある。実験・熱流動解析結果から各接点座標の温度時刻歴データを作ることは、多くの労力を要する。同様に構造解析により求められた各積分点の応力時刻歴データから応力振幅や疲れ累積係数を算出し、最も損傷の生じやすい部位とその寿命を予測するために最大値を求めることにも労力を要する。IMAT-Fはこれらの点を自動化した。

図1において統合と示している内容は、図2における以下の内容を指している。熱応力の評価精度は配管内面温度分布の評価精度に依存し、配管内面温度はその近傍の流体温度と熱伝達率に依存する。この流体温度と熱伝達率は局所的な分布となり、配管内の流れ場と乱れによって変化する。実験により局所的な流体温度と熱伝達率を求めることには計測手法としての難しさがあり、熱流動解析が期待される部分である。一方、金属内部の熱伝導解析を行うことは構造解析コードで可能なだけでなく、流体解析コードでも可能である。後者は流体解析と熱伝導解析をカップリングして解くことであり、流体・構造熱連成解析と呼ばれる。そのメリットは、流体解析と熱伝導解析を個別に解くことに比べて評価精度の向上が期待できることである。この連成解析結果を用いると流体温度と熱伝達率を実験的に求めておく必要はなく、連成解析結果の配管内部温度を用いて構造解析を行うことが出来る。IMAT-Fではこの流体・構造熱連成解析を用いて、熱流動解析 構造解析の一方ではあるが両者を統合した。

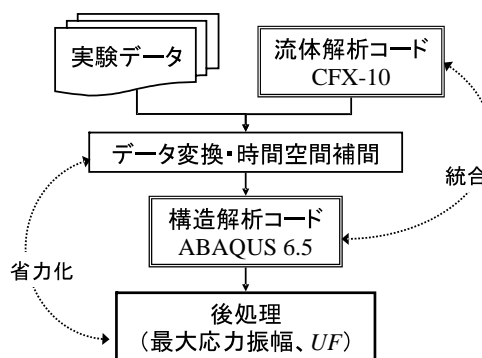


図1 IMAT-F 概要

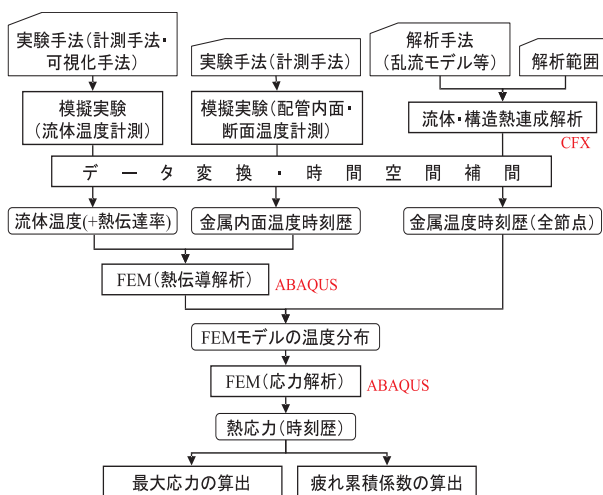


図2 熱疲労評価の流れ

このような熱応力算出のためのコードのカップリングは近年開発が行われている。原子力機構では流体解析に直接数値シミュレーションを用いたDINUS-3、構造解析にFINAS、熱伝導解析にBEMSETの3つのコードを組み合わせた熱疲労評価を行っている⁽²⁾⁽³⁾。本研究で用いているANSYS社の熱流動解析コードCFXも、構造解析コードのANSYSとのカップリングが可能となってきた。本研究では、これまでの原子力分野における実績と機能からABAQUSを構造解析コードに用いた。

前報では実験結果に対してIMAT-Fを適用したが、本報告では図1のIMAT-Fの右側で示された、熱流動解析結果の温度分布を用いて構造解析を行い、熱応力を評価する手法について検証を行った。

3. 検証内容と評価手法

3.1 検証対象とした問題

IMAT-Fによる熱疲労評価を検証するため、原子力機構が行った熱疲労試験⁽²⁾を解析することとした。この実験では図3のような高サイクル熱疲労試験装置SPECTRAを用いて、ナトリウム流動下でのステンレス試験体にき裂を生じさせた⁽⁸⁾。本研究の研究対象は軽水炉であるが、評価手法の検証という点では上記試験が活用できる。重要なことは、この実験が配管形状の試験体を用いて一様な流れにより熱疲労でき裂が貫通していることである。例えばFAT3D試験⁽⁴⁾⁽⁵⁾では加熱した円管内面にジェットで水をかけて沸騰させて強制冷却を行い、き裂を貫通させた。このような冷却方法はプラントと比較した場合、前章の(1)~(4)の素過程が大きく異なっている。

ナトリウムと水では特に熱伝導率が違うが、ナトリウム環境中では腐食の影響が少ないと考えられるという利点がある。また、水に比べてナトリウムでは熱伝達による熱輸送に対して熱伝導による熱輸送が大きく、温度境界層が厚くなり、熱流動数値解析における壁面近傍の解析格子間隔の影響を受けにくいと考えられる。このことは前章で述べた手法の検証がやや容易になることを意味する。以上から、この実験結果を検証に用いることにした。

SPECTRAの試験部には図4のような試験体が設置され、高低温ナトリウムが交互に流れるようになっている。試験部での流量を一定に保ったまま温度変動を正弦波になるように設計されている。試験体は

SUS304製で、試験体の厚肉部は薄肉部に比べて内外面の温度差が生じやすいために熱応力が生じやすくなっている。混合部では試験ループ配管が熱疲労を起こすことを避けるため、二重管で熱遮蔽を行っている。

本研究ではSPECTRAを用いた実験結果のうち典型的な結果として、20秒周期の正弦波で200の温度差を試験体に与えた場合を選び、数値解析による再現性を検証することとした。この20秒周期の試験によって、試験体には貫通き裂は3箇所発生し、試験体の肉厚変化部を中心に多くの非貫通き裂が認められた⁽⁸⁾。き裂の発生方向は主として軸方向であり、き裂破面に一部ストライエーションが観察された。き裂は37日間の試験により約16万サイクルで貫通した。なお、約13万サイクル時点で試験を中断して試験体の超音波探傷検査および放射線透過検査を実施したが、欠陥は検出されなかったと報告されている。

ここでの検証とは、図1のIMAT-Fによる評価、特に各解析とその結果のデータ変換が破綻無く行えて、妥当な結果を与えるかどうかである。数値解析の精度は流体・構造それぞれの解析手法・解析格子・境界条件に依存し、その精度確認という意味での検証は問題毎に別途行う必要がある。今回は安定性、実

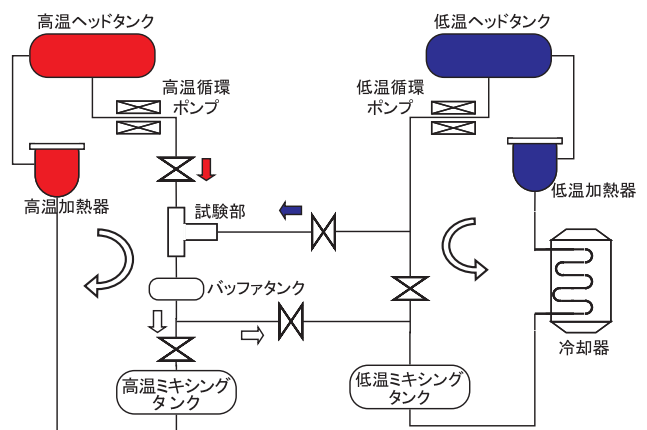


図3 SPECTRAの系統概要⁽²⁾

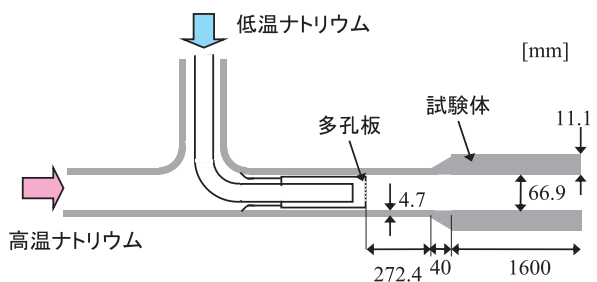


図4 試験部概念図⁽⁸⁾

用性を重視し、以下に示すような解析条件を用いた。

3.2 数値解析条件 (流体)

本研究では ANSYS 社の汎用熱流動解析コード CFX 10 を用いて計算を行った。CFX 10 は有限体積法を用い、計算アルゴリズムは Coupled Solver と呼ばれる流速・圧力場を同時に解く手法である。

コードの中で流体・構造熱連成により流体温度と配管温度の両方の分布を求める。そのため解析格子に流体の支配方程式と熱輸送を解く流体領域と、熱伝導方程式だけを解く構造領域の2つを作る。両者の境界で起こる熱伝達は流況（渦や壁面での流速勾配）が支配し、一般的な熱伝達率の実験式を用いる必要はなくなる。その代わりに、乱流モデルや解析格子の影響を事前に調べておく必要がある。

3.2.1 流体解析条件

1) 流体条件

流体の条件は SPECTRA と同じ液体ナトリウムの物性値を用いて、20 秒の温度変動周期で行われた実験を再現する。流体解析では浮力は考慮しない。実験条件である流体温度としては最高温度 525 ，最低温度 325 の正弦波温度変動を与え、流速としては試験部平均流速 $U = 1.42 \text{ m/s}$ に相当する多孔板孔での流速 6.83 m/s を与えた。

初期条件は流体・構造ともに最低温度である 325 を与えた。

2) 乱流モデル

乱流モデルは流況と熱伝達率の両方に対し影響する。最も広く用いられるレイノルズ平均モデルとして $k-\epsilon$ モデル、CFX-10 で推奨される SST^{*1} モデル、LES と SST との切り替えを行う DES^{*2} モデルの3つを用いた。計算したケースを表1に示す。

表1 解析ケースと条件

ケース	温度変動条件	乱流モデル
CASE 1	正弦波変動	$k-\epsilon$
CASE 2		SST ^{*1}
CASE 3		DES ^{*2}

*1 Shear Stress Transport (SST) $k-\epsilon$ Model : 壁面近傍では $k-\epsilon$ モデルが使用されバルク流では $k-\epsilon$ モデルが使用される

*2 Detached Eddy Simulation Model : 定常的な流れ場では SST モデルが使用され、変動の大きい流れ場では Large Eddy Simulation が使用される

移流項の空間差分には $k-\epsilon$, SST では 2 次精度上流差分, DES では 2 次精度中心差分を用い、時間項にはともに 2 次精度 Euler 後退差分を用いた。

3.2.2 解析格子

流体解析コードの中で流体・構造熱連成を解析するため、流体解析格子には構造物である配管が含まれる。解析格子は流体部分、構造部分とも十分に詳細である必要がある。本研究は評価手法の検証を行うことが主目的であるため、解析格子等の詳細さは実用的な範囲とする。

1) 解析範囲

図4のように、試験体上流には多孔板が設置されて混合を促進するように設計されている。これにより試験体内の流体温度を、なめらかに正弦波で変化させている。多孔板は乱れを作るために解析上、無視できないため、多孔板から配管肉厚が変化する部位までを解析範囲とする。肉厚が変化した後は平均的な温度変動幅がゆっくりと配管軸方向に減少するだけと考えた。

2) 格子

多孔板の孔が軸対象で配置され、配管断面に対して周期境界条件を用いることができる。そこで孔の位置から図5に示すように配管の1/6をモデル化して周期境界により円管を表すことにした。基本的な形状は同じであり、半径方向の最小格子幅と格子分割数が違っている。メッシュ精度に関して一般的には、壁面近傍で目標とする無次元距離 y^+ を制御することが用いられる。ここで y^+ は無次元距離 ($y \times u^* / \nu$)、 y は壁面からの距離、 u^* は摩擦速度 ($\sqrt{\tau_w / \rho}$)、 ν は流体の動粘度、 τ_w は壁面摩擦応力、 ρ は流体の密度である。

今回の解析で使用するメッシュとして以下のような考えで作成した。

$k-\epsilon$, SST 解析用粗メッシュ

壁面近傍 : $y^+ = 50$, 主流方向 : 5 mm 間隔

DES 解析用詳細メッシュ

壁面近傍 : $y^+ = 20$, 主流方向 : 5 mm 間隔

試験にて温度計測を実施しているバツフル板端から $z = 372.4 \text{ mm}$ での y^+ を予備的に算出すると以下となる。

$y^+ = 50$ とすると $y = 0.247 \text{ mm}$

$y^+ = 20$ とすると $y = 0.099 \text{ mm}$

以上の検討から、各モデルにおける壁面近傍メッシュ及びバップル板穴近傍メッシュの最小幅はそれぞれ、

- k-ε, SST解析用粗メッシュ : 0.3 mm
- DES解析用詳細メッシュ : 0.1 mm

とした。作成された解析格子の断面を図5に、全体を図6に示す。総メッシュ数は粗メッシュで224,930ノード(流体153,965, 構造70,965), 詳細メッシュで547,302ノード(流体367,524, 構造179,778)となった。

3) 時間刻み幅

今回の計算における時間刻み幅を検討するために、式(1)で表されるクーラン条件を満足する Δt を算出した。

$$C = U \Delta t / \Delta x < 1 \quad (1)$$

ここで、Cはクーラン数、 Δx は流れ方向のメッシュ幅、 Δt は時間刻み幅である。軸方向のメッシュ幅

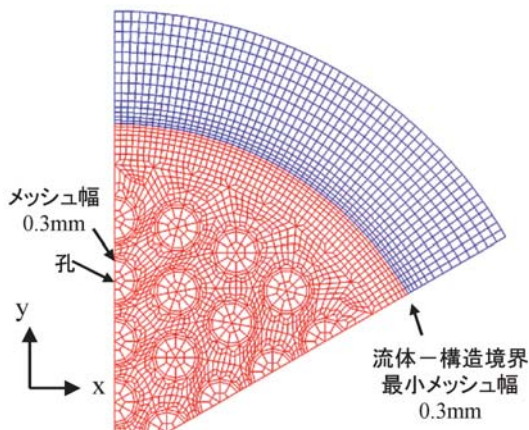
は5mmなので、試験部平均流速 ($U = 1.42 \text{ m/s}$) 条件で $C < 1$ となる時間刻み幅は $\Delta t < 0.0035 \text{ s}$ となる。

一方、熱伝導(熱拡散)計算における解の安定条件として式(2)が与えられる⁽⁹⁾。

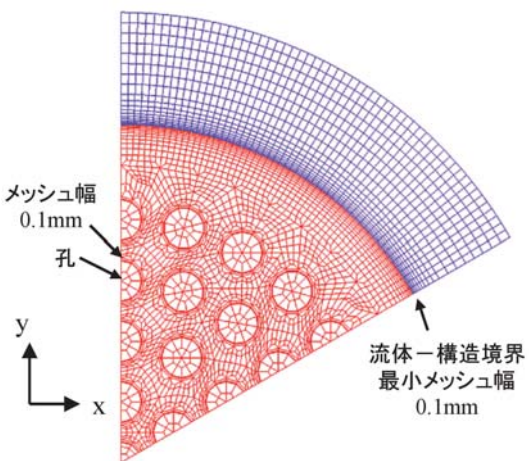
$$\Delta t < \frac{\rho_s c_s (\Delta x)^2}{2\lambda_s} \quad (2)$$

ここで ρ_s は配管の密度、 c_s は配管の比熱、 λ_s は配管の熱伝導率である。 $\Delta x = 5 \text{ mm}$ として、425の各物性値を使用して Δt を算出すると $\Delta t < 0.19 \text{ s}$ となる。

非定常計算では時間刻み幅が計算時間に大きく影響することから、なるべく大きな時間刻み幅を設定することが望まれる。また、今回使用する熱流動解析コードCFXにおける時間解法は陰解法なので、クーラン数をある程度大きくすることは可能である。時間刻み幅の影響を確認するために Δt

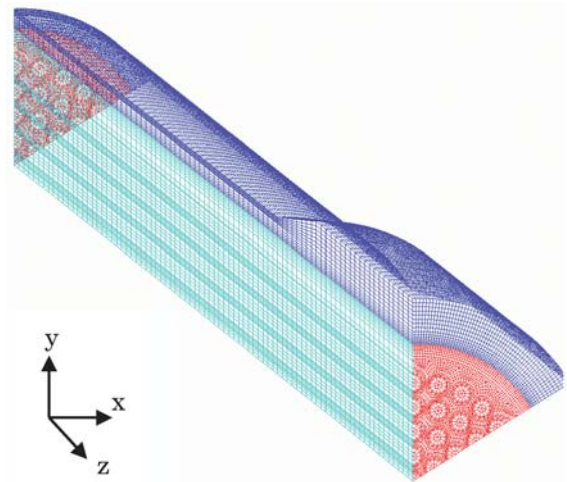


(a) k-ε, SST用の解析格子

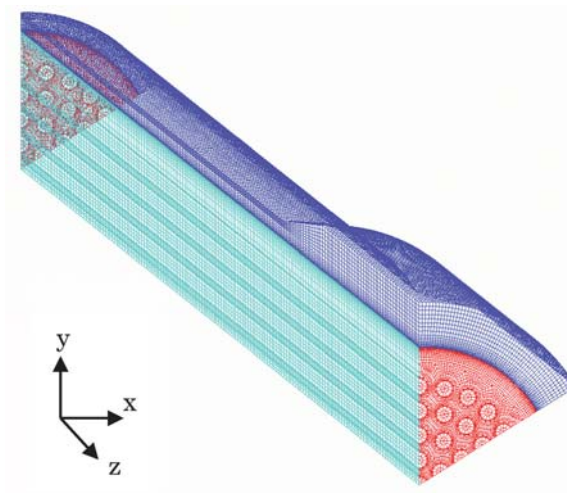


(b) DES用の解析格子

図5 流体解析の解析格子(断面, 流体・構造含む)



(a) k-ε, SST用の解析格子



(b) DES用の解析格子

図6 流体解析の解析格子(全体, 流体・構造含む)

= 0.005 s と $t = 0.05$ s の解析を別途実施し、本解析体系では時間刻み幅の影響がほとんどないことを確認した。

以上の結果から、k- ϵ 、SST 解析では大きめとなる時間刻み幅とし、DES 解析では上記クーラン条件を満たす時間刻み幅を設定した。今回の解析における時間刻み幅を以下に示す。

k- ϵ 、SST 解析用粗メッシュ : 0.05 s

DES 解析用詳細メッシュ : 0.002 s

各ケースのシミュレーション時間は、周期的変動を再現できる間隔とし、100 s (20 秒周期 \times 5 サイクル) とした。

3.3 数値解析条件 (構造)

本研究では ABAQUS 社の汎用構造解析コード ABAQUS 6.5 を用いて計算を行った。

3.3.1 構造解析条件

構造の材料データは日本機械学会編「発電用原子力設備規格」⁽¹⁰⁾ のオーステナイト系ステンレス鋼の縦弾性係数 E 、熱膨張係数 α を温度依存で用いた。また、ASME SEC. Part D により熱伝導率 k を温度依存で用いた。

3.3.2 解析格子

構造解析に用いる解析格子を図 7 に示す。構造解析モデルも流体解析と同様に 1/6 とし、総メッシュ数は 35,341 ノードとなった。

試験体入口の断面で軸方向を拘束条件とした。周方向の境界では周方向の自由度を拘束した。試験体出口断面では面外変形はない条件とした。



図 7 構造解析の解析格子 (全体、配管のみ)

4. 数値解析結果

4.1 流速分布

乱流モデルに k- ϵ を用いたケース 1 の結果から、瞬時の流速ベクトルを図 8 に示す。多孔板の孔から流れは噴流で試験部に流入する。最外周の多孔板の穴と配管内面壁との間には約 10 mm の隙間があり、流入部近傍ではこの部分に逆流が発生している。この逆流は入口から約 60 mm 程度の位置まで生成されているが、それより下流側では順方向となっている。多孔板から離れるに従って、流路断面の流速分布はなだらかになり、管断面流速である 1.42 m/s に漸近する。SST モデル、DES モデルの流速ベクトルはほぼ図 8 と同様であり、かつ全てのモデルに対して他の時刻における瞬時の流況も図 8 と同様である。

軸方向 $z = 50$ mm (噴流影響部)、372.4 mm (出口より前) の断面における半径方向 y に対する流速分布を、各乱流モデルで比較して図 9 に示す。図 9 の $z = 50$ mm 断面を見ると、DES モデルでは k- ϵ モデル、SST モデルに比較して、管中心付近の流速分布に多孔板の影響が見られ、孔に対応した流速のピークが複数存在する。多孔板の孔の廻りの解析格子は図 5 に示すように k- ϵ モデルと SST モデルは同じであり、DES モデルでは孔の半径方向にわずかに細かいが、配管壁面近傍以外はほぼ同等である。従って、DES モデルでの解析結果に多孔板の影響が見られるのは、解析格子の違いというよりも乱流モデルの差が出たと考えられる。また、 $z = 372.4$ mm 断面では DES モデルの結果は配管中央での流速が高く、噴流の影響が下流まで続いていることを示している。

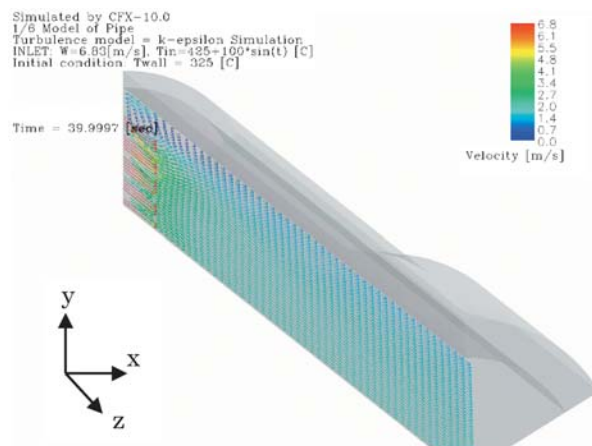


図 8 瞬時の流速ベクトル (k- ϵ モデル, 時刻 $t = 40$ s)

4.2 温度変動

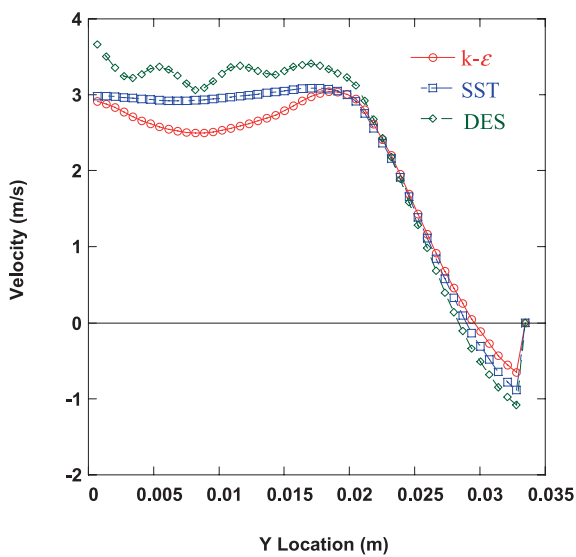
4.2.1 温度分布

乱流モデルに $k-\epsilon$ を用いたケース1と、DESを用いたケース3の結果から、 $t = 10, 20$ sにおける瞬時の温度分布を図10, 11に示す。

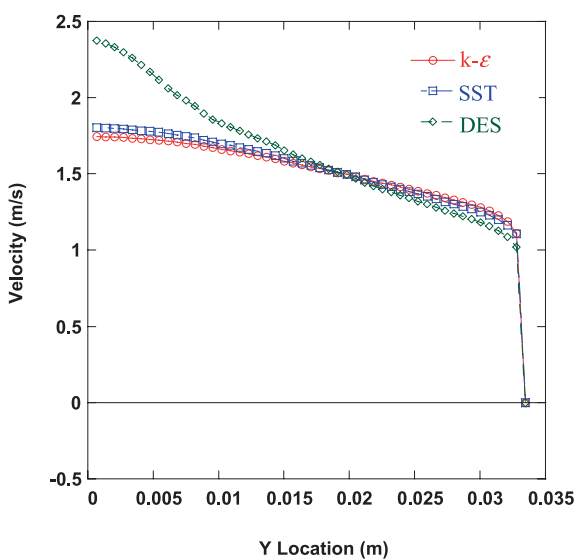
図10(a), 11(a)は流体温度が最高に到達した時刻の状態であり、配管温度は流体よりも低くなっている。配管厚肉部は薄肉部に比べて熱容量が大きいいため温度変化に時間遅れがあり、低温部が残っている。こ

のような状態では厚肉部で配管内側が高温となり伸びようとするのに対し、配管外側が低温で伸びを妨げる。従って配管内面に周方向の圧縮応力が生じる。図10(b), 11(b)は温度変動が極小の場合で、配管温度は流体よりも高くなっている。この場合は配管内面に周方向の引張応力が生じる。

図10, 11を比較すると、 $k-\epsilon$ モデルとDESモデルの違いは温度分布ではほとんど見られない。SSTモデルを用いたケース2でも温度分布はほぼ同様であった。

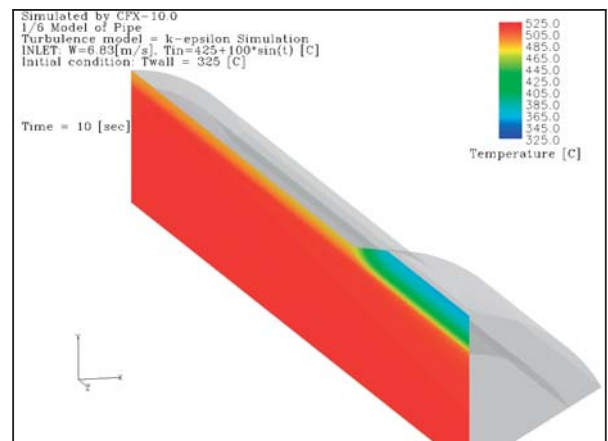


(a) 軸方向 $z = 50$ mm 断面

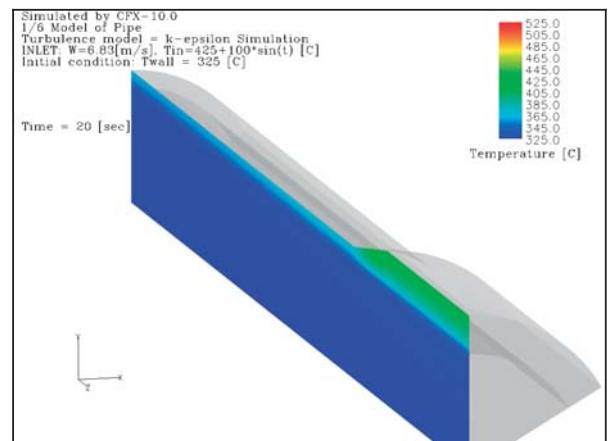


(b) 軸方向 $z = 372.4$ mm 断面

図9 各乱流モデルにおける流速分布の比較 (半径方向 y に対する分布, 時刻 $t = 5.0$ s)



(a) $t = 10$ s



(b) $t = 20$ s

図10 瞬時の温度分布 ($k-\epsilon$ モデル)

4.2.2 温度変動

乱流モデルにk-を用いたケース1, SSTを用いたケース2, DESを用いたケース3の結果から, 流体と構造それぞれの温度変動の時刻歴を図12, 13, 14に示す. 図中には長谷部ら⁽⁶⁾が計測した結果を読み取りプロットしている. 数値解析結果は実験による計測位置と同じ $z = 372.4$ mm断面での値である. ただし, 実験と数値解析では位相に関係が無いため, 100秒間の数値解析結果のうち3周期分を, 流体温度が同位相になるように数値解析結果の時刻を調整して示した.

図12(a)の流体温度の変化は良く一致している. 図12(b)の構造温度では全体に良く合っているもののわずかな差異が認められ, 実験値は数値解析値より温度振幅が大きく, 位相遅れも大きい. このことは図13(a)(b), 図14(a)(b)でも見られて, 今回用いた乱流モデルのすべてのケースについて同様の傾向を示している.

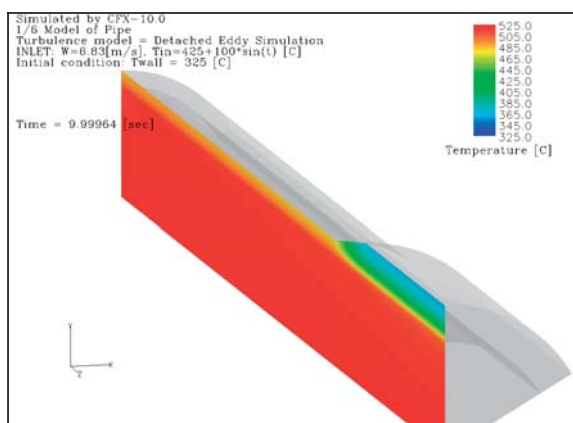
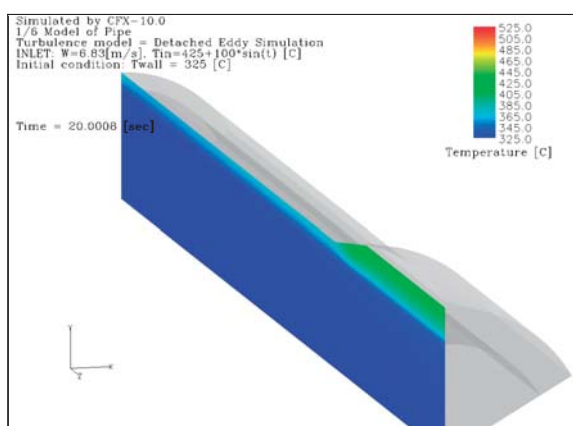
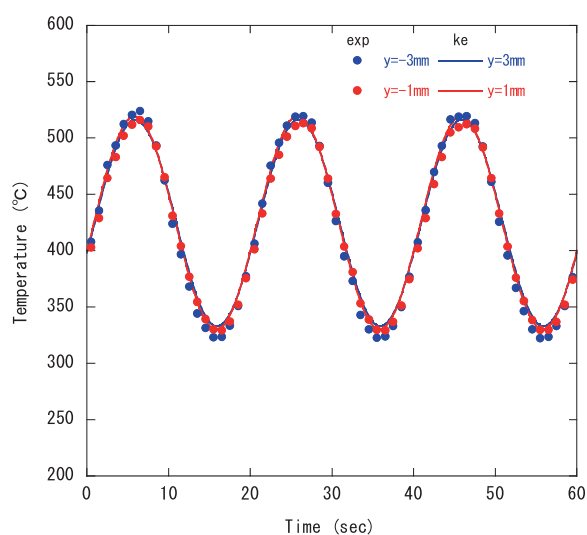
(a) $t = 10$ s(b) $t = 20$ s

図11 瞬時の温度分布 (DESモデル)

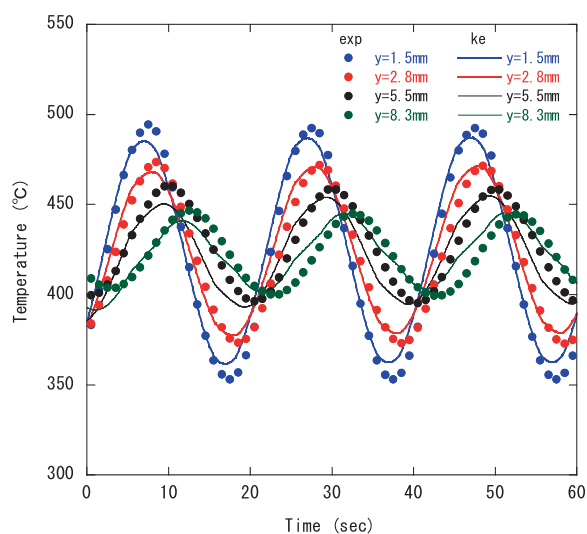
各乱流モデルによる温度振幅を表2に比較する. 実験値に対する温度評価誤差としては壁面から-1 mmでの流体温度は約2%, 壁面から5 mmでの構造温度としては約3%である.

表2 各ケースの温度振幅 []

ケース	温度変動条件	乱流モデル	流体温度振幅 (-1.0 mm)	構造温度振幅 (5.5 mm)
CASE 1	正弦波変動	k-	189.03	60.92
CASE 2		SST	189.37	60.96
CASE 3		DES	188.75	64.91
実験	-	-	185.28	62.61



(a) 流体



(b) 構造

図12 流体と構造の温度変動 (k-モデル)

温度振幅の差を検討するため、数値解析結果から熱流束 q と壁面温度 T_w を抽出し、式 (3) より非定常熱伝達率 h_c を求めた。ただし、構造表面での q , T_w は時刻 $t = 50$ s, 位置は肉厚変化部である $z = 372.4$ mm の値を用い、流体温度 T は機械学会指針⁽¹⁾の定義を参考に構造表面から 3 mm の位置の値を用いた。その結果を表 3 に示す。

$$q = h_c (T_w - T_\infty) \quad (3)$$

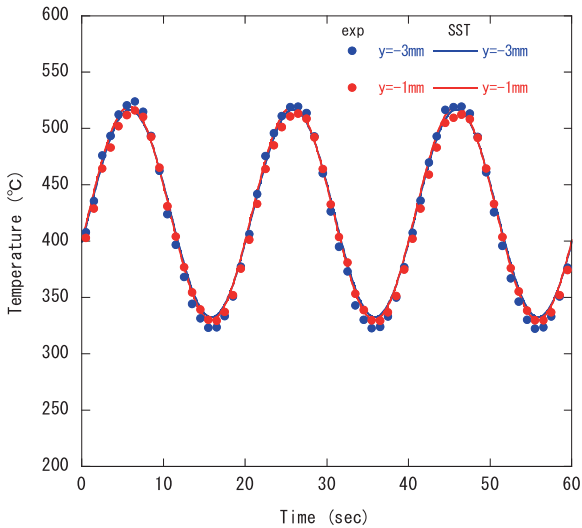
表 3 のように、熱流束からは乱流モデル間の差異はほとんど見られない。流体に高プラントル数のナトリウムを用いることで相対的に乱流による熱伝達が小さくなり、乱流モデル間の差が現れにくくな

表 3 各ケースの非定常熱伝達

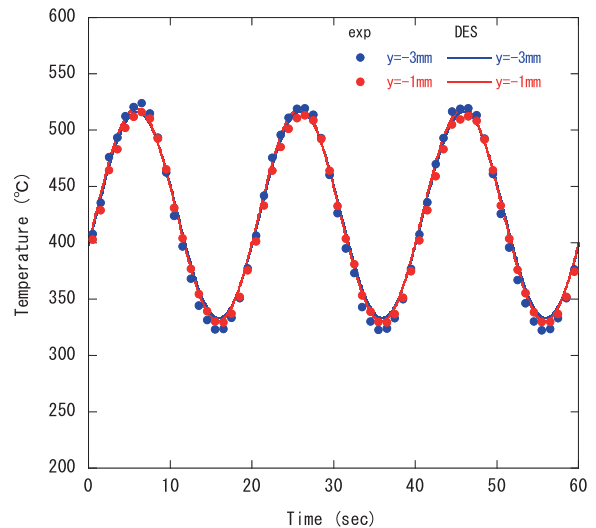
ケース	温度変動条件	乱流モデル	熱流束 [W/m ²]	熱伝達率 [W/m ² K]
CASE 1	正弦波変動	k-	4.30×10^5	5.08×10^4
CASE 2		SST	4.27×10^5	4.80×10^4
CASE 3		DES	4.29×10^5	5.11×10^4

たとえられる。

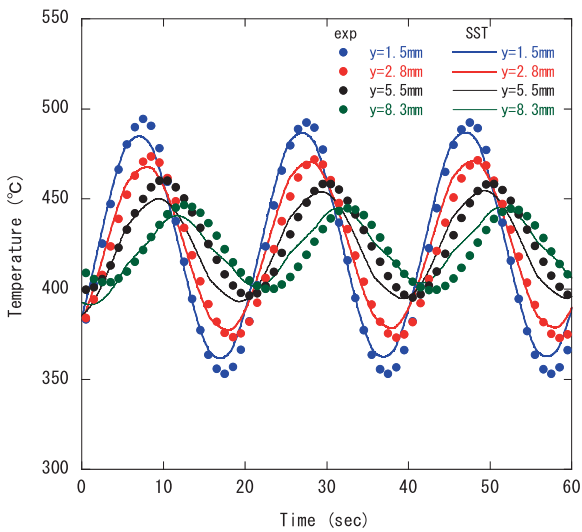
k- モデルによる構造温度変動の解析結果である図 12(b) と、SST モデルによる構造温度変動の解析結果である図 13(b) を比較すると、温度振幅と位相遅れはほぼ一致する。それに対し DES モデルによる図 14(b)



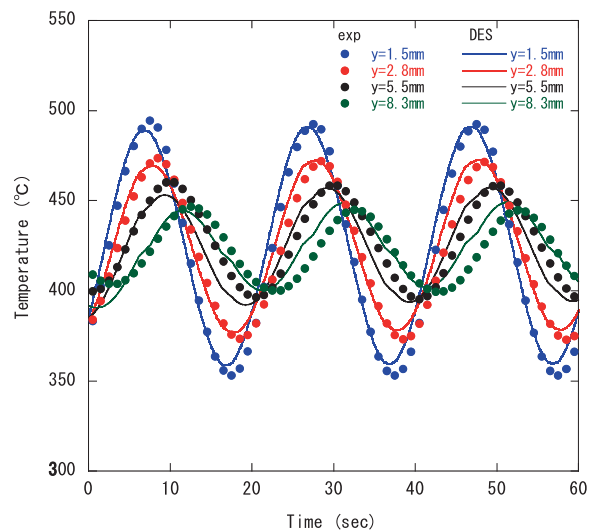
(a) 流体



(a) 流体



(b) 構造



(b) 構造

図 13 流体と構造の温度変動 (SST モデル)

図 14 流体と構造の温度変動 (DES モデル)

を比較すると、壁面から 1.5 mm の構造温度では温度振幅が他のケースに比較して大きくなり、実験値に近くなっている。DES モデルを用いたケース 3 では図 5 に示したように解析格子が他のケースより詳細になっているため、壁面近傍での格子幅が影響している可能性もある。

表 3 の非定常熱伝達率を既存知見である定常熱伝達率と比較してみた。Subbotin⁽¹¹⁾の液体金属の円管内乱流熱伝達の式(4)を用いて定常熱伝達率を評価すると、

$$Nu = 5 + 0.025Pe^{0.8} \quad (4)$$

$$Nu \equiv \frac{hD}{\lambda} \quad (5)$$

$$Pe \equiv Re * Pr = \frac{UD}{\nu} Pr \quad (6)$$

ここで平均温度 425 のナトリウムの物性値を用いて、熱伝導率 $\lambda = 70.8 \text{ W/(mK)}$ 、動粘度 $\nu = 3.23 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ 、プラントル数 $Pr = 0.0051$ 、配管断面平均流速 $U = 1.42 \text{ m/s}$ 、配管内径 $D = 0.0669 \text{ m}$ であるから、熱伝達率 h_s は

$$h_s = 1.46 \times 10^4 \text{ W/(m}^2 \text{K)}$$

となる。表 3 で求めた数値解析の非定常熱伝達率とこの定常熱伝達率との比を機械学会指針⁽¹⁾の熱伝達率増倍係数 F_p として求めると、

$$F_p = \frac{h_c}{h_s} \quad (7)$$

ケース 3 の DES モデルの場合では、 $F_p = 3.5$ となった。指針では水を用いた円管での実験値を、合流配管形態に依存して 1.2~5.9 の範囲が与えられている。今回の解析結果は指針で言う合流配管には該当していないが、図 4 で示したように試験部は流れが発達する過程にあることから、熱伝達率が十分発達した流れ場の式(4)より大きくなったと考えられる。

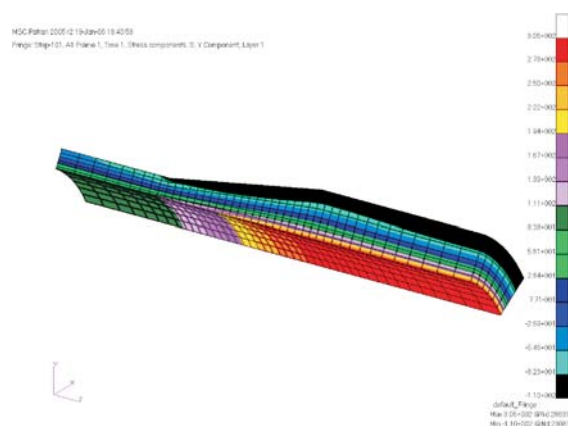
4.3 応力変動

4.3.1 応力分布

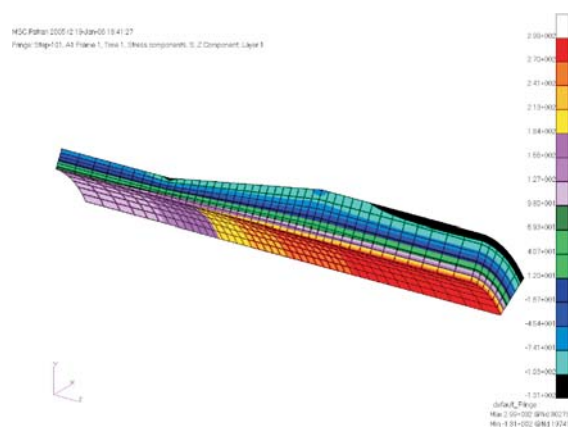
ケース 1, 2 の流体解析結果では構造温度変動がほぼ同じであることからケース 1 の k- モデルの場合を選び、また構造温度変動がより実験結果に近いケース 3、すなわち乱流モデルに DES を用いた場合を用いて、解析結果の配管温度から応力解析を行った。

応力解析結果から応力分布を、ケース 1, 3 についてそれぞれ図 15, 16 に示す。図は引張応力を正の方向に取り、内面で最大引張応力が発生した時点 $t = 100 \text{ s}$ の瞬時の周方向応力 θ 、軸方向応力 z の分布を示している。

図 15, 16 を見ると k- モデルと DES モデルの結果では値のわずかな差しか見られない。管が厚肉であれば内外面に温度差が生じやすく、応力を生じやす



(a) 周方向応力 θ



(b) 軸方向応力 z

図 15 瞬時の応力分布

(k- モデル, 肉厚変化部の拡大, 内面に最大引張応力発生時点)

くなる。そのため、肉厚により発生する応力に違いが生じ、構造の肉厚変化部で θ 、 z とともに軸方向に分布を持っている。

4.3.2 応力変動

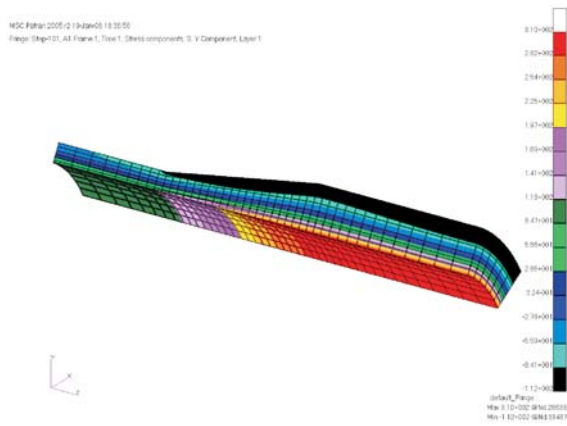
図 17 に示す肉厚変化部に応力の評価ラインを考え、内表面の応力の各成分の時刻歴を図 18、19 に示す。図 18 と図 19 を比較すると、分布で比較した図 15、16 と同様に k-モデルと DES モデルの差異はわずかである。応力の各成分を見ると θ 、 z が卓越しており、

他の応力成分はほぼ 0 である。初期値として最低温度から計算を初めて 1 周期目は初期状態の影響が見られるが、3 周期以降はほぼ正弦波状に変化している。

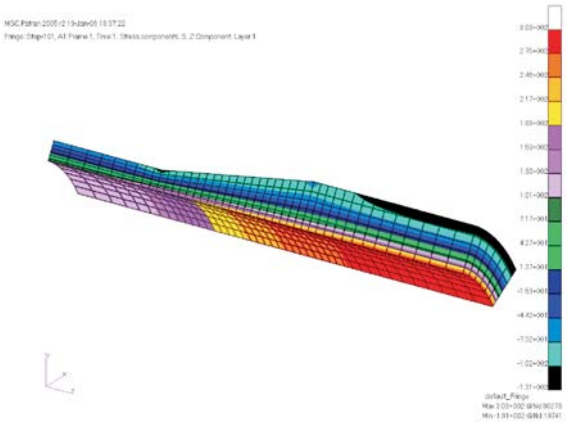
5 周期目は十分に準定常状態になったと考えて、この間の応力の各成分時刻歴から最大応力振幅を求めて、表 4 に示す。ここで、ミーゼス応力は、応力振幅の極大値・極小値が得られる時刻の各応力成分を差し引きして、得られた応力差を次の式(8)により算出した。は極大・極小値の得られる時点(時刻)の差を意味する。

表 4 各ケースの応力振幅

ケース	評価ライン	最大振幅の時刻 [s]		ミーゼス応力 (片振幅) [MPa]
		極大	極小	
CASE 1		98	88	172.0
		100	89	267.0
CASE 3		98	88	171.4
		100	89	269.5



(a) 周方向応力 θ



(b) 軸方向応力 z

図 16 瞬時の応力分布 (DESモデル, 肉厚変化部の拡大, 内面に最大引張応力発生時点)

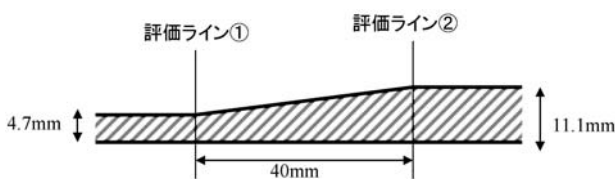
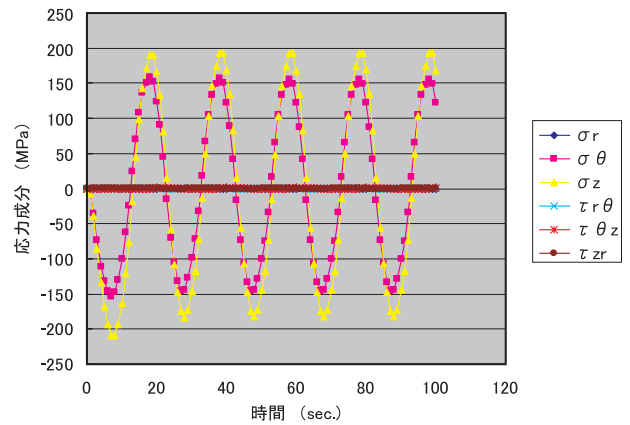
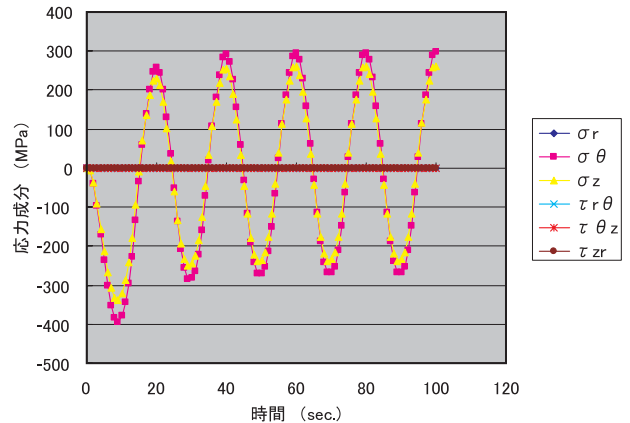


図 17 肉厚変化部の応力評価位置



(a) 評価ライン



(b) 評価ライン

図 18 評価位置における応力の時刻歴 (k-モデル)

$$\Delta\sigma = \left\{ \frac{1}{2} [(\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_\theta)^2 + (\Delta\sigma_\theta - \Delta\sigma_z)^2 + (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_r)^2] + 3[\Delta\tau_{r\theta}^2 + \Delta\tau_{\theta z}^2 + \Delta\tau_{zr}^2] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (8)$$

$$Bi = \frac{h_u t_s}{\lambda_s} \quad (10)$$

この応力振幅について、指針⁽¹⁾の熱応力評価式を用いて検討する。指針の式(3.2.2-7)では熱応力振幅 σ_{alt} を次のように与えている。

$$\sigma_{alt} = \frac{1}{2} K_i \frac{E\alpha\Delta T_f}{1-\nu_s} \Delta\sigma_{max}^* \quad (9)$$

ここで K_i は応力割増係数、 E は構造物の縦弾性係数、 α は構造物の瞬時熱膨張係数、 ν_s はポアソン比、 ΔT_f は温度ゆらぎ幅、 $\Delta\sigma_{max}^*$ は最大無次元応力範囲である。 E 、 α は高温水の温度条件の物性値を用いる。指針では $K_i = 1$ 、 $\Delta\sigma_{max}^*$ は次式のビオ数 Bi の関数で与えている。

ここで t_s は構造物の板厚、 λ_s は構造物の熱伝導率であり、 h_u は表3ですすでに検討した非定常熱伝達率である。 λ_s は低温水の温度条件の物性値を用いる。 $t_s = 11 \text{ mm}$ 、日本機械学会建設設計規格⁽¹⁰⁾の付録図表 Part6 表1にある 525 のオーステナイト系ステンレス鋼の物性値より $E = 1.56 \times 10^5 \text{ MPa}$ 、同 Part6 表2より線形外挿して $\alpha = 20.5 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$ 、同 PPB-3725 より $\nu_s = 0.3$ である。ASME SEC. part D より $\lambda_s = 19.7 \text{ W/(mK)}$ であり、表3より DES モデルでの非定常熱伝達率 $h_{u,DES} = 5.11 \times 10^4 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ を用いると、 $Bi = 28.5$ である。

この Bi に対する $\Delta\sigma_{max}^*$ を指針⁽³⁾の別図 3-2 から読み取ると、 $\Delta\sigma_{max}^* = 0.74$ である。 ΔT_f は SPECTRA 試験の温度差である 200 を用いると、(9)式より

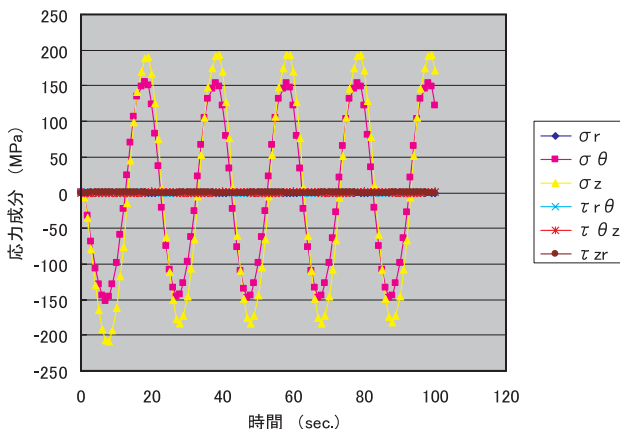
$$\sigma_{alt} = 338 \text{ MPa}$$

となった。表4の DES を用いた場合の評価ラインにおけるミーゼス応力の片振幅 269.5 MPa に比較すると、指針は安全側の評価になっていることがわかる。

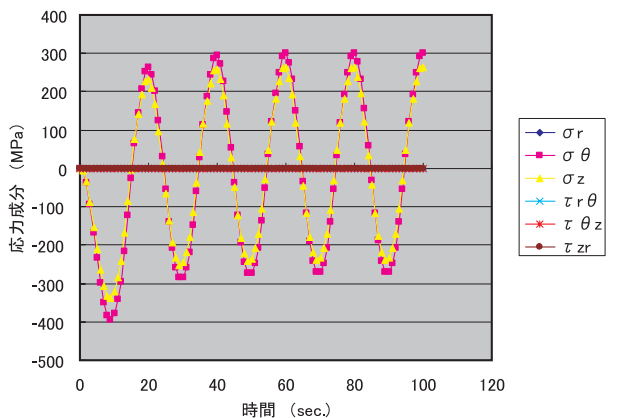
5. 結論

本研究では原子力プラント配管を対象として熱疲労を評価するため、熱流動解析と構造解析を統合化した評価手法 IMAT-F を開発し、原子力機構が行った SPECTRA 熱疲労試験を用いて評価システムの検証を行った。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 熱流動解析と構造解析を統合化した評価手法 IMAT-F により、流体解析結果の構造温度分布時刻歴を用いて応力解析を実施した。すなわち IMAT-F による一方向のデータ変換により、熱流動数値解析と構造解析とを統合することができた。
- (2) 試験部を模擬した熱流動数値解析を行い、流体・構造の両方をモデル化した熱連成解析により流体温度変動、構造温度変動の両方が実験に対して 2~3% の誤差で妥当な結果を得た。すなわち流体による温度変動、熱伝達による構造への熱輸送、構造内の熱伝導による温度変動の伝播を熱連成解析により再現できた。
- (3) 熱連成解析結果から試験部の構造温度分布の時刻歴を抽出し、構造解析により応力分布の時



(a) 評価ライン



(b) 評価ライン

図 19 評価位置における応力の時刻歴 (DES モデル)

刻歴を求めることができた。

SPECTRA 試験は流体にナトリウムを用いているため、水を用いた場合に比べると配管温度変動に対する乱流の寄与が少なくなる。従って、水条件での流体解析手法開発は今後の課題である。また、実際の配管形状での合流による渦、乱れの発生が原因となる温度変動の数値解析による再現性も課題である。

謝辞

IMAT-Fのプログラム開発に当たり、カワサキプラントシステムズ(株) 佐々木亨氏に多大な貢献を頂いたことをここに記し、謝意を表する。

文献

- (1) 日本機械学会, JSME S 017 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針 (2003).
- (2) 村松壽晴, 笠原直人, 菊池政之, 西村元彦, 上出英樹, サーマルストライピングに関する研究の現状と今後の研究計画, 核燃料サイクル開発機構研究報告書 TN 9400 2000-010, (2000).
- (3) 村松壽晴, 笠原直人, サーマルストライピングに対する解析的評価手法の実炉データによる検証, サイクル機構技報, No.6, (2000).
- (4) OECD Nuclear Energy Agency, FAT3D- An OECD/NEA benchmark on thermal fatigue in fluid mixing areas, NEA/CSNI/R(2005)2, (2005).
- (5) S. Chapuliot et al., OECD benchmark on thermal fatigue problem, Third International Conference Fatigue of Reactor Components, Session No.2b-1 (2004).
- (6) C. Peniguel et al., Presentation of a Numerical 3D Approach to Tackle Thermal Striping in a PWR Nuclear T-Junction, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP 2003-2191, (2003).
- (7) S. Chapuliot et al., Hydro-Thermal-Mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee, Third International Conference Fatigue of Reactor Components, Session No.2a-1 (2004).
- (8) 長谷部慎一, 小林澄男, 田中宏, 茨城幸一, 深作博, 高サイクル熱疲労特性に関する試験研究 - 第3報 周期20秒における正弦波温度変動試験結果 -, 核燃料サイクル開発機構研究報告書 TN

9400 2004-034, (2004).

- (9) パタンカー著, 水谷・香月訳, コンピュータによる熱移動と流れの数値解析, p.59 (1985).
- (10) 日本機械学会, JSME S NC-1 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 第 編 (2005).
- (11) 日本機械学会, 伝熱工学資料 改訂第4版, p.107 (1986).