

高低温水合流配管における疲労寿命評価法の検討*1 (有効ひずみ範囲を用いた荷重履歴効果の考慮)

Fatigue Life Assessment for Variable Strain in a Mixing Tee by Use of Effective Strain Range

三好 弘二 (Koji Miyoshi) *2 釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya) *2

要約 高低温水が合流する T 字配管では、分岐管からの高温噴流が、主管内面にホットスポットを形成し、その動きは熱応力変動を引き起こす。その結果、疲労亀裂が発生する可能性がある。本研究では、T 字合流部に発生する熱疲労に対する荷重履歴効果について調べた。また、その疲労寿命評価手法について検討した。ホットスポット周辺のひずみは、熱流動実験にて測定した管壁温度と有限要素解析により求めた。得られたひずみに対する破断時の疲れ累積損傷量は 1 未満であった。ホットスポット周辺のひずみは周期的に過大負荷となる特徴があり、荷重履歴効果により寿命が低下していた。亀裂進展試験の結果、単一の過大ひずみが亀裂開口ひずみを低下させ、有効ひずみ範囲を増加させていることがわかった。次に、その有効ひずみ範囲の増加分を最大限に見込むことで、マイナー則により、疲れ累積損傷量を再計算した。その結果、ほとんどの条件で破断時の疲れ累積損傷量は 1 以上となった。本研究で提案した評価手法は T 字合流部の疲労寿命を保守的に予測できるといえる。

キーワード 疲労, T 字合流, 変動ひずみ, 荷重履歴効果, 有効ひずみ範囲

Abstract Mixing flow causes fluctuations in fluid temperature near a pipe wall and may result in fatigue crack initiation. Movement of the hot spot, at which the pipe inner surface was heated by hot flow from the branch pipe, causes thermal stress fluctuations. In this study, the effect of the loading sequence on thermal fatigue in a mixing tee was investigated. In addition, the prediction method of the fatigue life for the variable thermal strain in the mixing tee was discussed. The time histories of the strain around the hot spot were estimated by finite element analysis for which the temperature condition was determined by wall temperature measured in a mock-up test. The accumulated fatigue damage around the hot spot obtained by Miner's rule was less than 1.0. Since the strain around the hot spot had waveforms with periodic overload, the loading sequence with periodic overload caused reduction of the fatigue life around the hot spot. Crack growth tests showed that a single overload decreased crack opening strain and increased the effective strain range. The increment of the effective strain range accelerated the crack growth rate after the overload. The accumulated fatigue damage for the strain in the mixing tee was calculated using Miner's rule and the strain ranges which added the maximum increment of the effective strain range. The accumulated fatigue damage was larger than 1.0 under most conditions. The proposed procedure is suitable to predict the conservative fatigue life in a mixing tee.

Keywords fatigue, mixing tee, variable strain, loading sequence effect, effective strain range

1. 緒言

原子力発電所では T 字合流部の配管内面に疲労亀裂が確認された事例がある⁽¹⁾⁽²⁾。T 字管で高低温水が合流すると管壁に温度変動が発生し、熱応力変動を引き起こす。その結果、応力変動が管内面に疲労亀裂を発生させる可能性がある。日本機械学会は、このような高低温水合流配管に対する熱疲労防止のために評価指針を策定している⁽³⁾。この指針では、疲れ累積損傷量を線形累積損傷則(マイナー

則)にて算出し、その値を許容値と比較して評価する。しかしながら、変動するひずみに対しては、マイナー則が保守的に評価できるとは限らないことが指摘されている⁽⁴⁾。評価指針では、疲れ累積損傷量を計算するため設計疲労線図を使用している。その設計疲労線図を使用することで、この荷重履歴効果による疲労寿命低下を保守的に評価できると考えられるが、その効果による寿命低下の程度について説明されていない⁽⁵⁾。

* 1 Journal of Pressure Vessel Technology (2022), 144(1): 011508 を和訳し転載

* 2 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

本研究では、T字合流部の疲労寿命に対する荷重履歴効果の定量的把握と変動するひずみに対する疲労寿命評価手法の提案を目的とする。これまでの研究で、熱流動実験装置により T 字合流部の管内面の温度変化を測定した⁹⁾。温度分布を測定するため 148 点の熱電対を使用した。そして、疲労損傷が懸念される熱応力の特徴を明らかにした¹⁰⁾。ここでは、ひずみ制御の疲労試験により、ステンレス製の試験片を用いて、T 字合流部の疲労損傷を再現した結果を報告する。疲労試験で適用するひずみ波形は、熱流動実験による管内面の温度測定値から求めた。次に、破断までのひずみ波形と最適疲労線図を用いて、マイナー則の成立性を調べた。加えて、荷重履歴効果について調べるために、周期的に過大となるひずみ波形を荷重した疲労試験と亀裂進展試験を行った。最後に、荷重履歴効果を考慮可能な疲労評価手法を提案した。

2. 熱流動実験によるひずみ波形の算出

2.1 試験装置と方法

本研究では、T-Cubic (Transient Temperature measurement equipment at a T-junction pipe) 実験ループを用い、高低温水の合流実験を行った⁹⁾。図 1 に管内表面の温度を測定するための試験部の概略図を示す。試験部はステンレス製で、148 本の外径 0.5mm のシース熱電対が管内面位置に埋め込まれている。図 2 に埋め込んだ熱電対周辺の断面写真を示す。熱電対は管内表面に加工した深さ 0.7mm、幅 0.6mm の溝に金属ロウ付けで取り付けた。ロウ付けした内面は平らになるように研磨した。図 3 に示す通り熱電対は $z = -50$ mm から $z = 225$ mm および $\theta = 0^\circ$ から $\theta = 60^\circ$ の範囲に配置した。ここで、 z は主管の管軸方向を θ は周方向角度を示す (図 1)。表 1 に温度測定実験の試験条件を示す。断面平均流速は、流量を管断面積で除した値である。これら流速は、分岐管からの噴流が主管の上壁に沿って流れる壁面噴流条件になるように調整した。測定は 0.02 秒の間隔で行った。

表 1 温度測定実験の試験条件

	Main pipe	Branch pipe
Fluid temperature in the inlet [°C]	25.7	59.8
Mean cross-sectional velocity in the inlet [m/s]	0.99	0.66

2.2 T字管内表面のひずみ波形

熱ひずみは熱伝導解析と応力解析にて算出した。有限要素解析には、商用コード Abaqus (Version 6.14) を用いた。解析に使用した計算格子を図 4 に、材料定数を表 2 に示す。8 節点要素には、それぞれ DC3D8, C3D8 を使用した。管内面の境界条件として、160 秒間の温度測定結果を付与した。管外面は断熱条件とした。応力解析は、熱伝導解析から求めた管壁温度をもとに行った。解析には、管外面温度が準定常状態となった 60 秒から 160 秒の間の温度を使用した。これらの解析の時間幅は 0.02 秒とした。

図 5 は瞬時の主管内面の温度分布を示す。分岐管からの高温の噴流により、 $\theta = 0^\circ$ 付近にホットスポットが形成されている。図 6 に解析から求めた図 5 に示した×印の位置における z 方向ひずみの時間変化を示す。各々、ホットスポット内 ($z = 77.6$ mm, $\theta = 10.5^\circ$)、ホットスポット外 ($z = 77.6$ mm, $\theta = 50.5^\circ$)、 z 方向の応力変動範囲が最大となった位置 ($z = 77.6$ mm, $\theta = 25.5^\circ$) におけるひずみ波形である¹⁰⁾。ホットスポット内のひずみは約 10 秒の周期で大きく増加している。一方、ホットスポット外のひずみは約 10 秒の周期で大きく減少していた。 z 方向の応力変動範囲が最大となった位置では、約 10 秒の周期で大きく変動していた。ホットスポット内では圧縮ひずみとなるが、ホットスポット外では引張ひずみとなっていた。ホットスポットの θ 方向の動きが図 6 に示すようなひずみ変動をもたらしていた。詳細は既報¹⁰⁾を参照されたい。

表 2 熱伝導及び応力解析に使用した材料定数

Density [kg/m ³]	7920 (at 20°C) ^a 7910 (at 50°C)
Thermal conductivity [W/(mK)]	16.0 (at 20°C) ^a 16.1 (at 50°C)
Specific heat [J/(kgK)]	498 (at 20°C) ^a 502 (at 50°C)
Young's modulus [GPa]	195 (at 20°C) ^a 193 (at 50°C)
Poisson's ratio [-]	0.30
Thermal expansion coefficient [1/K]	1.52×10^{-5} (at 20°C) ^a 1.55×10^{-5} (at 50°C)

a: Material properties were obtained by linearly interpolating values at 20°C and 50°C

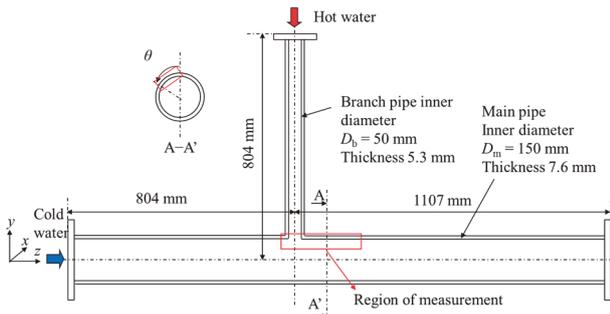


図1 温度測定用試験体

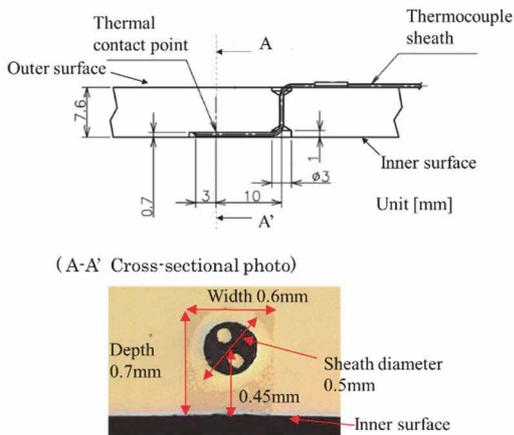


図2 熱電対の埋設図

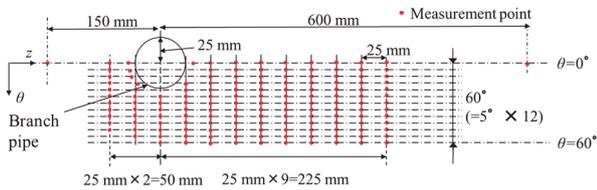


図3 管内面温度の測定箇所

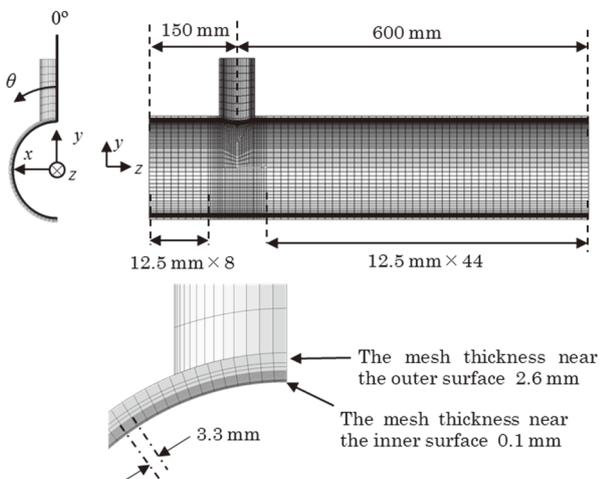


図4 熱伝導・応力解析に使用した計算格子

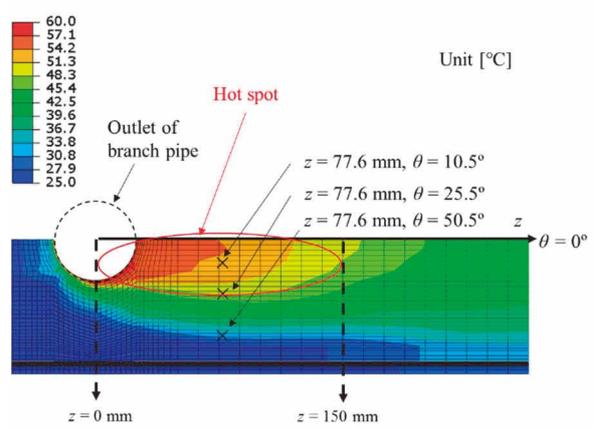
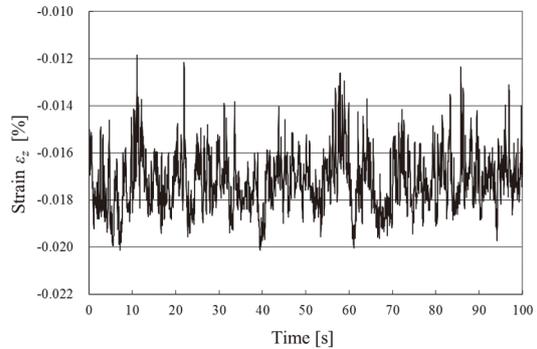
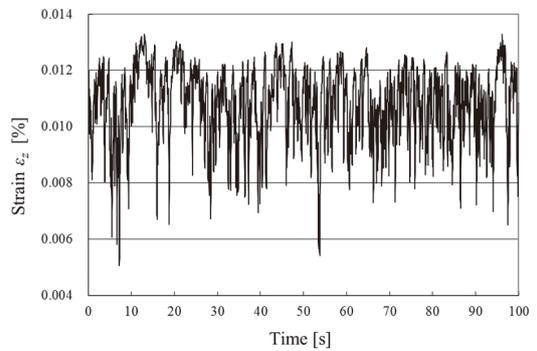


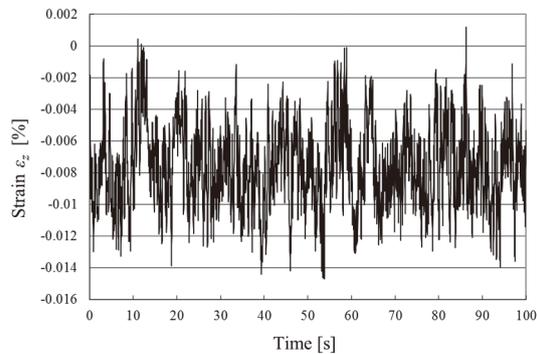
図5 主管内表面の瞬時の温度分布



(a) ホットスポット内 (\$z = 77.6\text{ mm}\$, \$\theta = 10.5^\circ\$)



(b) ホットスポット外 (\$z = 77.6\text{ mm}\$, \$\theta = 50.5^\circ\$)



(c) \$\epsilon_z\$ 応力変動最大位置 (\$z = 77.6\text{ mm}\$, \$\theta = 25.5^\circ\$)

図6 主管軸方向のひずみ (図5の×印の位置)

3. 疲労試験

3.1 試験方法

T字合流部の熱流動実験は約 35 K の温度差で行った。そのような温度差では熱疲労は発生しないため、疲労試験では、ひずみを比例倍させて負荷することで、マイナー則の成立性を調べた。これまでの研究で、T字合流部でのひずみ範囲に対する弾塑性の影響を調べた結果、たとえ塑性ひずみが大きくとも弾塑性解析によって求めたひずみ範囲は弾性解析によって得られたひずみ範囲とほぼ同じであった⁽¹⁾。よって、本研究では、弾性解析の結果から得られたひずみを使用した。

疲労試験では、316 ステンレス鋼の平滑丸棒試験片を使用した。室温環境下で、軸方向ひずみ制御試験を行った。図 7 に示す通り、試験片の直径は 10 mm、平行部の長さは 20 mm である。表面は 1200 番のエメリー紙で研磨し、バブ仕上げとした。

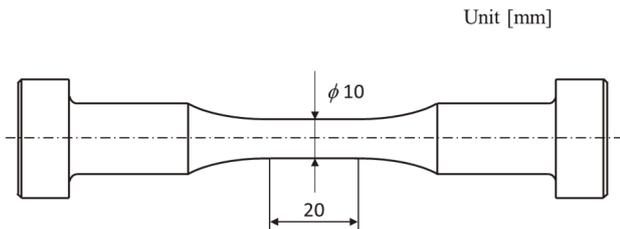
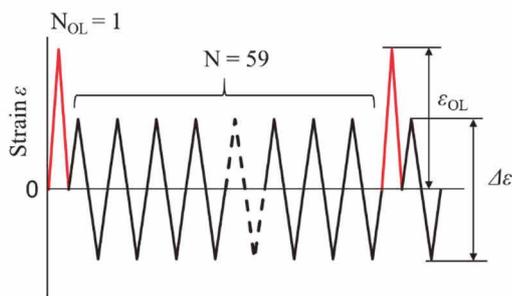
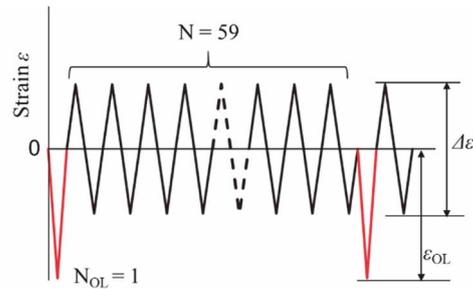


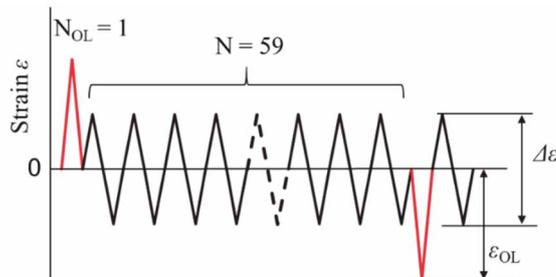
図 7 丸棒試験片の形状



(a) 周期的な引張の過大負荷



(b) 周期的な圧縮の過大負荷



(c) 周期的な引張・圧縮の過大負荷

図 8 疲労試験（周期的過大ひずみ試験）の負荷波形

初めに、三角波による完全両振りの一定振幅ひずみ試験を実施した。ひずみ振幅は 0.2% から 0.7% の範囲で変化させて最適疲労線図を作成した。次に、ホットスポット周辺の軸方向ひずみを使用した試験を行った。図 6 に示した 100 秒間のひずみ変化から 20 秒間の範囲を抽出し、平均値が零となるようにシフトした。ひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ は、 $\Delta\epsilon = 0.6\%$ から 1.6% となるように比例倍した。ここで、 $\Delta\epsilon$ は 20 秒間の最大ひずみと最小ひずみの差である。実機プラントでの平均応力は内圧や残留応力により変化するため、ここでは平均応力の影響は調べなかった。また、ステンレス鋼の疲労寿命や疲労限度に平均応力が与える影響は同じひずみ範囲であれば少ないことが知られている⁽¹²⁾。最後に、図 8 に示すような周期的な過大負荷を有するひずみ波形を適用することで、荷重履歴効果を調べた。ホットスポット周辺のひずみには 3 つの履歴パターンがあると仮定した。図 8 (a) はホットスポット内のひずみ (図 6 (a)) に対応する波形であり、周期的に正の過大ひずみを有する。図 8 (b) はホットスポット外のひずみ (図 6 (b)) に対応する波形であり、周期的に負の過大ひずみを有する波形である。図 8 (c) は z 方向の応力変動範囲が最大となった位置のひずみ (図 6 (c)) に対応する波形であり、正と負の過大ひずみが交互に負荷されるひずみ波形である。図 8 に示す各々の波形を試験片が破断するまで繰り返し負荷した。図 9 は図 6 (c) に示した波形から抽出した 20 秒間のひずみに対して $\Delta\epsilon = 0.6\%$ とした波形に対するひずみ振幅の度数分布で

ある。各振幅 $\Delta\epsilon_i$ のサイクル数は、レインフロー法にて見積もった。図に示す通り、最大のひずみ範囲は約 60 サイクル毎に発生している。それゆえ、図 8 に示す通り、59 サイクルの一定振幅毎に単一過大負荷を付与することにした。過大負荷のひずみ振幅 ϵ_{OL} は一定負荷の振幅 $\Delta\epsilon/2$ の 2 倍と仮定した。表 3 に周期的な過大負荷の波形に対する条件を示す。ここで、 $\Delta\epsilon/2=0.25, 0.50, 0.75\%$ の 3 条件とした。一定振幅負荷試験と周期的な過大負荷試験に対しては、試験中のひずみ速度は $0.4\%/s$ と一定とした。一方、ホットスポット周辺の振幅が変動する波形に対しては、データの時間間隔が一定の値となるように制御した。その幅は最大ひずみ速度が $2.0\%/s$ を超えないように設定した。

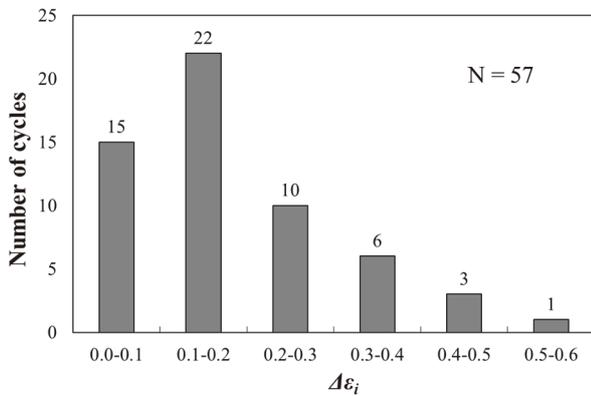


図 9 ひずみ範囲の度数分布(図 6 の Case (c) の $\Delta\epsilon_i=0.6\%$)

表 3 周期的過大ひずみ波形の試験条件

$\Delta\epsilon/2$ [%]	ϵ_{OL} [%]
0.25	+ 0.50
	- 0.50
	+- 0.50
0.35	+ 0.70
	- 0.70
	+- 0.70
0.50	+ 1.0
	- 1.0
	+- 1.0

3.2 試験結果

3.2.1 一定ひずみ振幅試験

一定ひずみ振幅試験から得られた疲労寿命結果を図 10 に示す。 10^6 回でも未破断であったことから疲労限度は 0.2% と判断した。試験結果をもとに図 10 の実線で示す最

適疲労線図を策定した。回帰には片対数双曲線モデル⁽¹³⁾を使用した。以下に得られた回帰式を示す。

$$\log N_f = \frac{3.78 \times 10^{-2}}{\Delta\epsilon - 0.40} - \frac{\Delta\epsilon}{0.638} + 5.53 \quad (1)$$

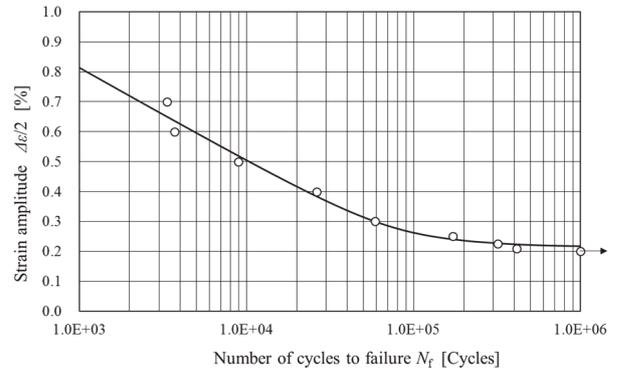


図 10 一定ひずみ振幅の疲労試験結果

3.2.2 T字合流部の変動ひずみ試験

破断までに負荷したひずみ波形からマイナー則により、以下の式から疲れ累積損傷量 DF を求めた。図 11 に求めた DF を示す。

$$DF = \sum_i^n \frac{1}{N_{fp}(\Delta\epsilon_i)} \quad (2)$$

ここで、 $N_{fp}(\Delta\epsilon_i)$ は各振幅 $\Delta\epsilon_i$ に対して式(1)から計算した N_f である。 n と $\Delta\epsilon_i$ は破断までに負荷したひずみからレインフロー法により計算した。横軸の $\Delta\epsilon_i$ は、負荷したひずみの変動範囲であり、最大値と最小値の差である。

算出した DF は、すべての条件に対して 1 より小さく、最小値は、0.18 であった。これは、マイナー則では保守的に疲労寿命を予測できないことを意味する。また、Case (a) に対する DF は、Case (b) と Case (c) の DF より大きかった。

3.2.3 周期的過大ひずみ試験

図 8 に示した周期的な過大負荷を有するひずみ波形を付与した場合の破断までの繰り返し数から式(2)より計算した DF を図 12 に示す。Case (a) の 1 条件を除くと 1 未満であった。また、最小値は 0.57 で Case (c) の場合であった。Case (a) の DF は、Case (b) と Case (c) の場合と比較して大きかった。

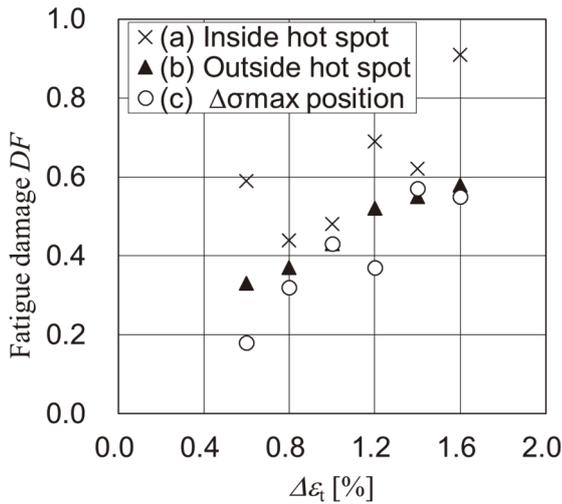


図 11 T 字合流部の変動ひずみに対する疲れ累積損傷量

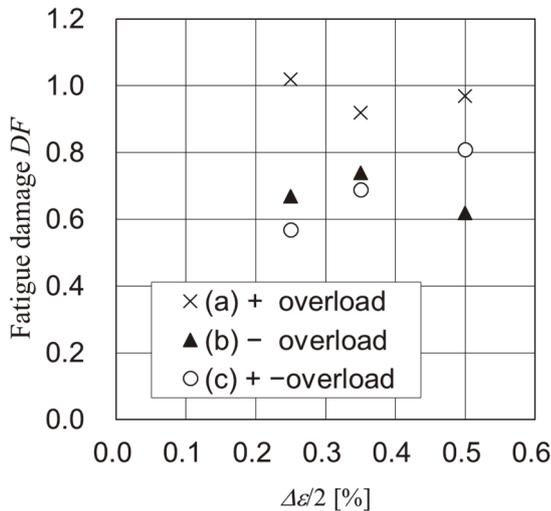


図 12 周期的過大ひずみに対する疲れ累積損傷量

3.2.4 疲労試験結果のまとめ

ホットスポット周辺のひずみ波形は 3 つの特徴を有していた。ホットスポット内では、周期的な引張の過大負荷を有する波形となり、ホットスポット外では、周期的な圧縮の過大負荷を有する波形となり、応力変動範囲が最大となる位置では、それら両方の特徴を有する波形となっていた。その結果、周期的な過大ひずみが疲労寿命の低下を引き起こしていた。また、引張のひずみよりも、むしろ圧縮のひずみが寿命低下を引き起こしていた。ホットスポット内の条件では、破断時の DF は他の条件より大きかった。これは、周期的な引張の過大負荷の特徴があったためと考えられる。釜谷ら⁶⁾は、周期的な引張の過大ひずみを付与した場合、圧縮の過大ひずみの場合よりも寿命が延びるこ

とを示している。本研究結果はこれらの結果と一致している。

疲労寿命の変化を調べるために、亀裂進展速度の変化を把握することは重要である。単一過大荷重を負荷した後のき裂進展速度の変化については多くの研究が行われている¹⁴⁾。引張の過大荷重が遅延を引き起こし、圧縮の過大荷重が加速を引き起こすことが報告されている。しかしながら、これらの研究では、亀裂進展試験がひずみ制御でなく荷重制御で、かつ正の応力比の条件下で行われている。一方、T 字合流部の熱ひずみの変動に対しては、亀裂進展速度を調べるにあたり、試験はひずみ制御下で圧縮ひずみを含めて行うべきである。

以上のことから、引張もしくは圧縮の過大ひずみを適用することにより、疲労亀裂進展速度の変化を調べることとした。そして、変動する熱ひずみや周期的な過大ひずみにより、疲労寿命が減少した要因の解明を試みた。

4. 疲労亀裂進展試験

4.1 試験方法

亀裂進展試験の試験片は疲労試験で使用した 316 ステンレス鋼の同一ヒート材から製作した。使用した平板試験片の形状を図 13 に示す。試験片は 36 mm の長さの平行部を有し、断面形状は厚さ 6 mm、幅 15 mm の矩形である。試験部中央には、クリップゲージを取り付けるためのエッジ加工を施した。また、長さ 0.5 mm の予亀裂を放電加工により導入した。

図 14 に示すように亀裂開口変位はクリップゲージを使用し測定した。公称ひずみは予亀裂から 14 mm 離れた位置に取り付けたひずみゲージにて測定した。試験ではひずみゲージの測定値を制御した。試験中の亀裂長さはクリップゲージの値から、除荷弾性コンプライアンス法¹⁵⁾にて算出した。荷重とクリップゲージの測定値の関係から亀裂開口点についても同定した。詳細な方法は既報¹⁵⁾を参照されたい。

表 4 にひずみ制御で行った亀裂進展試験の試験条件を示す。図 15 に亀裂進展試験で負荷したひずみ波形を示す。初めに、疲労による亀裂を導入するため、完全両振りの一定ひずみ振幅 ($\Delta\epsilon/2=0.1\%$) を負荷した。そして、亀裂長さが 3 mm になった時点で単一の過大ひずみを負荷した。その後、再び一定ひずみ振幅を負荷することで過大負荷による亀裂進展速度の変化を調べた。引張もしくは圧縮の過大ひずみ ϵ_{OL} を負荷した。また、比較のために、過大ひずみを負荷しない一定ひずみ振幅試験も実施した。

表 4 亀裂進展試験の試験条件

$\Delta\epsilon/2$ [%]	ϵ_{OL} [%]
0.1	-
	+ 0.2
	+ 0.4
	+ 0.8
	- 0.2
	- 0.4
	- 0.8

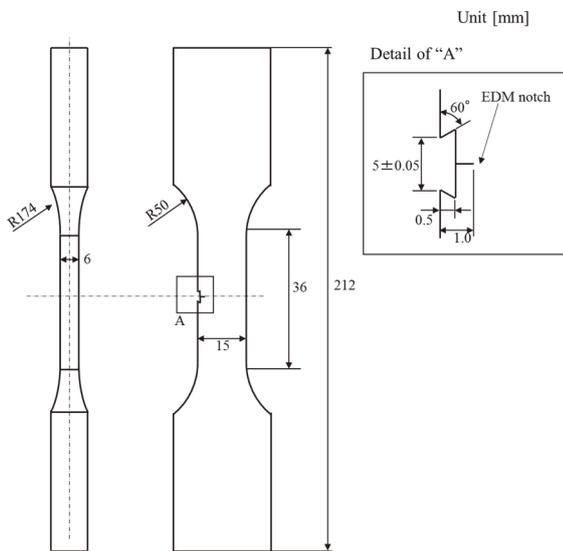


図 13 亀裂進展試験の試験片形状

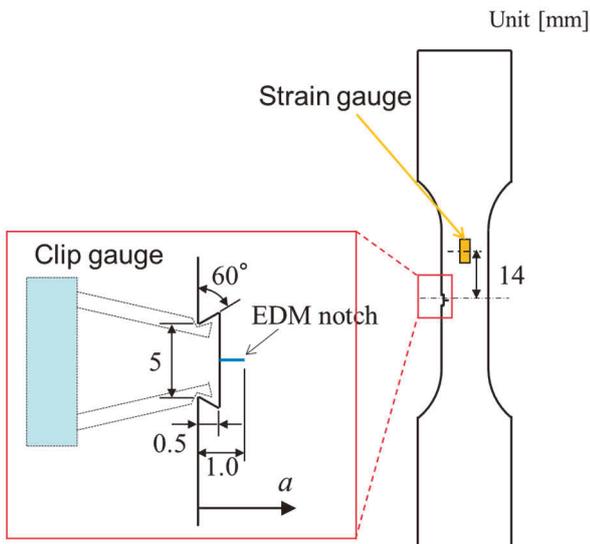
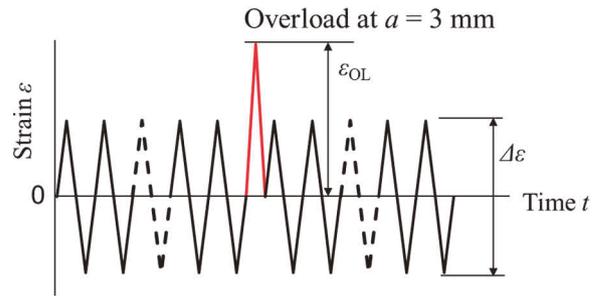
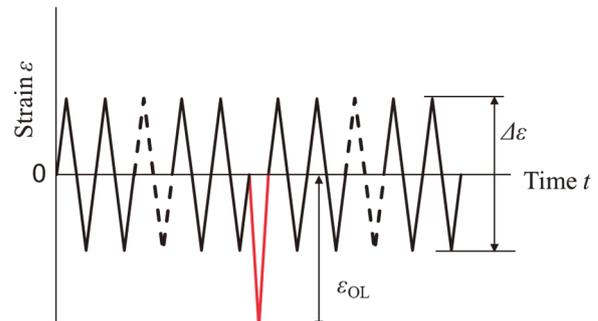


図 14 ひずみ、亀裂開口変位の計測方法



(a) 引張の過大負荷 (+OL)



(b) 圧縮の過大負荷 (-OL)

図 15 亀裂進展試験に使用したひずみ波形

4.2 試験結果

図 16 に亀裂進展速度 da/dN とひずみ拡大係数範囲 ΔK_e の関係を示す。 ΔK_e は、以下の式で計算した。

$$\Delta K_e = f \Delta\epsilon \sqrt{\pi a} \tag{3}$$

ここで、 $\Delta\epsilon$ はひずみ範囲である。係数 f は以下の式から計算した。

$$f = 0.265 \left(1 - \frac{a}{W}\right)^4 + \left(0.857 + 0.265 \frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}} \tag{4}$$

W は平板の幅である。 $\epsilon_{OL} = +0.2\%$ に対する亀裂進展速度は過大負荷直後に増加し、その後急激に減少していた。また、減少した進展速度は、過大ひずみがない条件と比較して小さかった。 $\epsilon_{OL} = +0.4\%$ 、 $+0.8\%$ の条件に対する亀裂進展速度は、過大負荷後に急激に減少していた。一方、圧縮の過大負荷後の亀裂進展速度は増加したあと徐々に減少していた。増加した亀裂進展速度は、過大負荷がない条件と比較して小さくはならなかった。

過大負荷が亀裂開口点の変化を引き起こし、亀裂進展速度に影響を与えることが知られている⁽¹⁷⁾⁽²⁵⁾。よって、単一

過大ひずみ後の有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{\text{eff}}$ の変化を調べた。 $\Delta\epsilon_{\text{eff}}$ は以下の式で定義した。

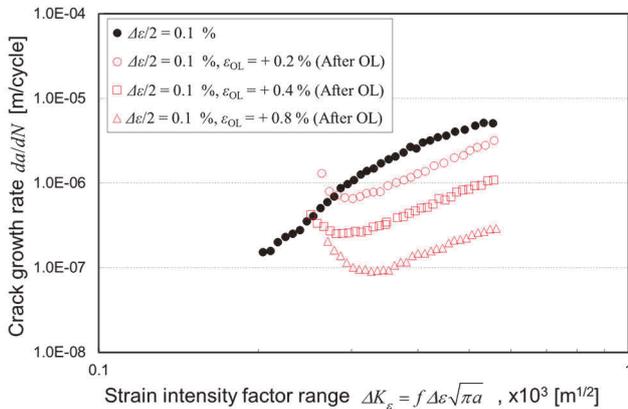
$$\Delta\epsilon_{\text{eff}} = \epsilon_{\text{max}} - \epsilon_{\text{op}} \tag{5}$$

ここで、 ϵ_{max} と ϵ_{op} は最大ひずみと亀裂開口ひずみである。 亀裂開口点は除荷弾性コンプライアンスから求めた。 図 17 は $\Delta\epsilon$ によって規格化した有効ひずみ範囲と過大負荷後の亀裂進展長さ Δa ($=a-3$ mm) の関係を示す。 $\epsilon_{\text{OL}}=+0.2\%$ の条件での $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ は、過大負荷直後に増加し、ほぼ 1 となった。 その後、減少し過大負荷なしの条件の値より小さくなった。 一方、 $\epsilon_{\text{OL}}=+0.4\%$ 、 $+0.8\%$ の条件では、 $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ は過大負荷後に減少した。 また、 ϵ_{OL} が大きくなるととも

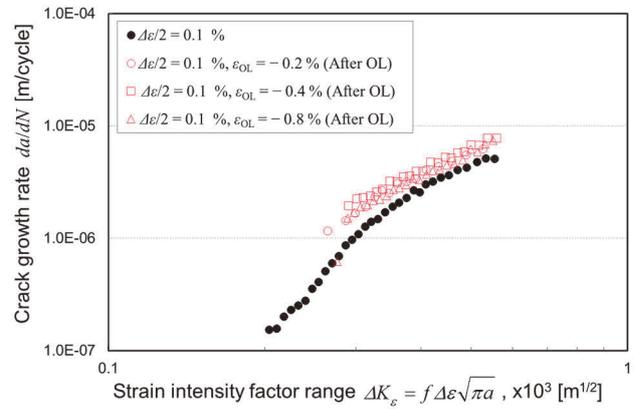
に $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ は、より減少していた。 圧縮の過大負荷の条件に対しては、 $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ は負荷後に上昇し、2 mm 以上亀裂が進展した後も比較的大きな値を維持していた。 亀裂進展速度と有効ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{\epsilon(\text{eff})}$ の関係を図 18 に示す。 $\Delta K_{\epsilon(\text{eff})}$ は、以下の式で計算した。

$$\Delta K_{\epsilon(\text{eff})} = f \Delta\epsilon_{\text{eff}} \sqrt{\pi a} \tag{6}$$

図 16 に示した亀裂進展速度の ΔK_{ϵ} に対するばらつきが減少していることがわかる。 これは、過大負荷後の亀裂進展速度の変化が亀裂開口ひずみの変化によって引き起こされていたことを意味する。 亀裂進展速度は、 ΔK_{ϵ} よりも $\Delta K_{\epsilon(\text{eff})}$ との相関がよいといえる。

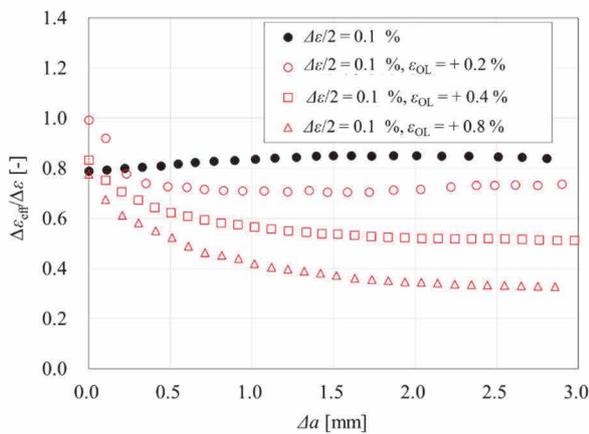


(a) 引張の過大負荷

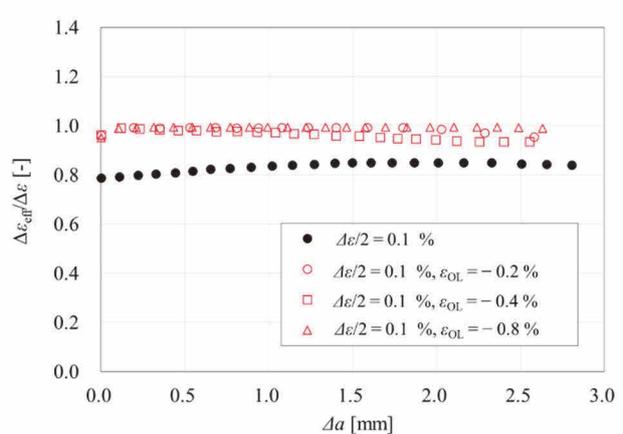


(b) 圧縮の過大負荷

図 16 ひずみ拡大係数範囲と亀裂進展速度の関係

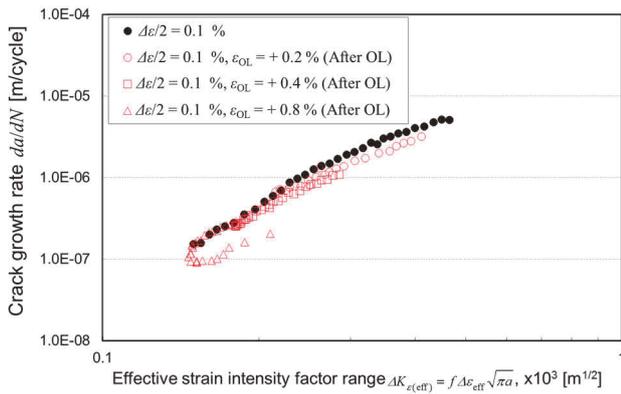


(a) 引張の過大負荷

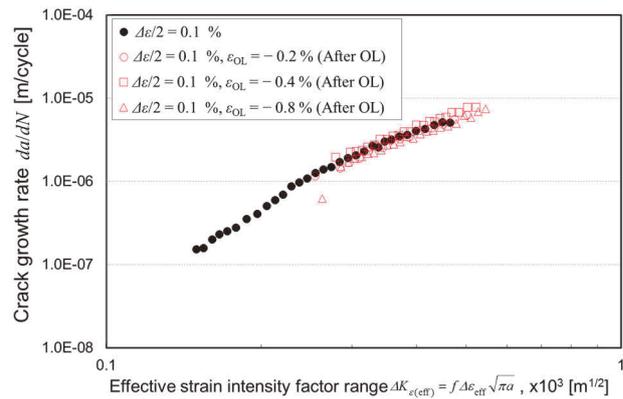


(b) 圧縮の過大負荷

図 17 亀裂長さと有効ひずみ範囲の関係



(a) 引張の過大負荷



(b) 圧縮の過大負荷

図 18 有効ひずみ拡大係数範囲と亀裂進展速度の関係

5. 考察

破断までの疲労寿命は、亀裂発生までの期間と亀裂進展の期間から成ると考えられる。これまでの研究により、ステンレス鋼に対する疲労寿命は、亀裂進展の期間にほぼ等しく、数十 μm の長さの亀裂が発生する前の潜伏期間は、無視できるほど小さかったと報告されている⁽²⁶⁾。それゆえ、過大負荷後の亀裂進展速度の加速は疲労寿命の低下に寄与することとなる。周期的過大負荷を有する履歴は疲労寿命を低下させていたので、ホットスポット周辺のひずみに対する破断時の DF は、1 より小さくなったと考えられる。

T 字合流部の疲労寿命に対してはマイナー則による予測結果が保守的ではなかったため、このようなひずみ変動に対しては荷重履歴効果を考慮すべきであると考えられる。図 19 に示す通り、過大負荷が亀裂開口ひずみ ϵ_{OP} を低下させていた。よって、過大負荷後の有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eff(OL)}$ は、一定ひずみ振幅の条件に対する有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eff(CA)}$ より増加していた。 $\Delta\epsilon_{eff(OL)}$ は過大負荷の頻度やその大きさに依存するため、その値を予測することは難しい。しかし、 $\Delta\epsilon_{eff(OL)}$ は $\Delta\epsilon$ を超えないことは明らかである。そのため、過大負荷による有効ひずみ範囲の増加量の最大値 $\epsilon_{h(max)}$ は、図 19 に示す通り $\Delta\epsilon - \Delta\epsilon_{eff(CA)}$ となる。すなわち、荷重履歴効果により発生する寿命低下は、ひずみ範囲が $\epsilon_{h(max)}$ 増加すると仮定すれば保守的に予測できると考えられる。

一定ひずみ振幅条件下においては、亀裂は応力が零となるときに開口すると仮定する⁽²⁷⁾。その際、図 19 に示す $\epsilon_{h(max)}$ は以下の式により求まる。

$$\epsilon_{h(max)} = \Delta\epsilon - \Delta\epsilon_{eff(CA)} = -\frac{\sigma_{min}}{E} \quad (\sigma_{min} \leq 0) \quad (7)$$

ここで、 σ_{min} は一定ひずみ振幅試験中 ($0.5N_f$ の時点) の最小応力で、 E はヤング率である。図 20 は、一定ひずみ振幅試験の結果から求めた $\epsilon_{h(max)}$ を示す。値は $\Delta\epsilon$ で規格化した。回帰により求めた実線は以下の式で表わされる。

$$\epsilon'_{h(max)} = 0.167 \times \Delta\epsilon^{0.381} \quad (8)$$

荷重履歴効果を考慮した疲れ累積損傷量 DF は以下の式で計算できる。

$$DF_h = \sum_i^n \frac{1}{N_{fp}(\Delta\epsilon_i + \epsilon'_{h(max)})} \quad (9)$$

ここで、 $N_{fp}(\Delta\epsilon_i + \epsilon'_{h(max)})$ は、 $\Delta\epsilon_i + \epsilon'_{h(max)}$ を式(1)に代入することで求まる N_f である。

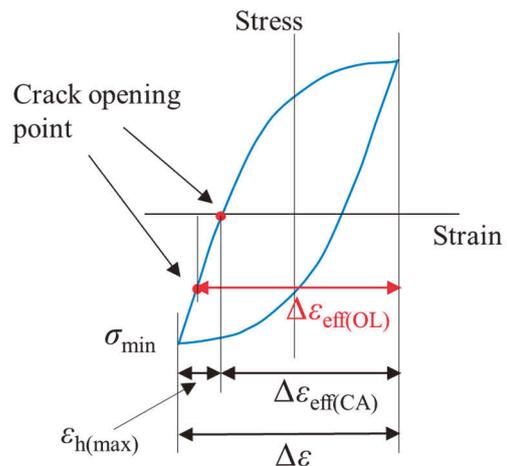


図 19 有効ひずみ範囲の変化の模式図

図 21 に式(9)により再計算した DF_h を示す。数条件を除いて DF_h は 1 より大きくなった。式(1)は、試験から得られた最適疲労線図であるため、提案した手法が妥当であっても DF_h が常に 1 以上であるとは限らない。以上の結果から、 $\varepsilon_{h(max)}$ を考慮すればマイナー則により評価を行うことで T 字合流部の疲労寿命を保守的に予測できると考えられる。

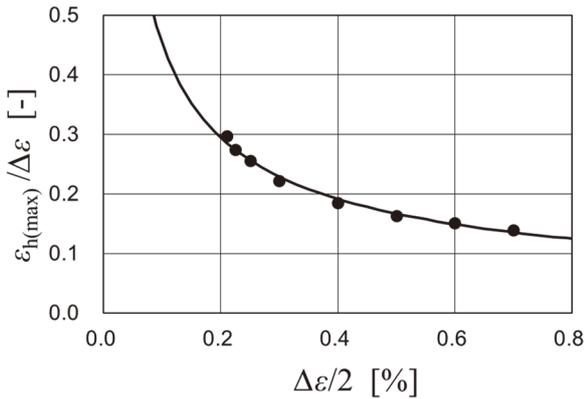


図 20 ひずみ振幅と $\varepsilon_{h(max)}$ の関係

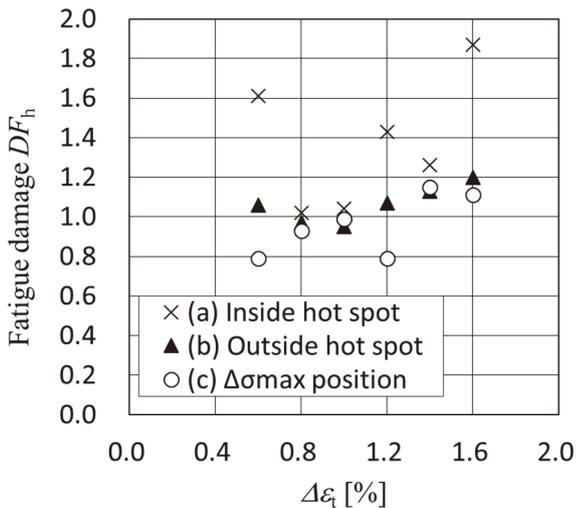


図 21 T 字合流部の変動ひずみに対する疲れ累積損傷量 (履歴効果を考慮)

6. 結言

T 字合流部の熱疲労に対する荷重履歴効果を調べた。管内面の熱ひずみは熱流動実験により求めた。次に、316 ステンレス鋼を用いてひずみ制御の疲労試験を行った。T 字合流部のひずみ波形に加えて、周期的に引張・圧縮の過負荷を有するひずみも適用した。また、亀裂進展速度試験を行い、単一の過大荷重が進展速度に与える影響も調べた。最後に、T 字合流部に対して荷重履歴効果を考慮できる疲

勞評価手法について考察した。得られた結論は、以下のとおりである。

- (1) 分岐管からの高温噴流により主管内面に形成されるホットスポット周辺のひずみを模擬した波形に対する破断時の疲れ累積損傷量 DF は 1 未満であり、その最小値は 0.18 であった。よって、マイナー則による寿命予測は非保守的となる可能性がある。
- (2) ホットスポット周辺のひずみには 3 種類の波形の特徴があり、ホットスポット内では周期的な引張の過負荷、ホットスポット外では周期的な圧縮の過負荷、応力変動範囲が最大となる位置ではこれら両方の波形の特徴を持っていた。また、このような周期的な過負荷を特徴とする荷重履歴が疲労寿命を低下させていた。
- (3) 亀裂進展速度は、比較的大きな引張の過負荷の直後では一旦増加したあと減少する傾向が、比較的小さい過負荷に対しては過負荷直後から急激に減少する傾向があった。また、その過負荷の大きさとともに、亀裂進展速度の減少量は増加していた。一方、圧縮の過負荷の後は亀裂進展速度が増加し、その値は過負荷がない一定ひずみ試験の値より小さくなることはなかった。過大負荷は亀裂開口ひずみを変化させ、亀裂進展速度の遅延および加速を引き起こしていた。その結果、亀裂進展速度は、ひずみ拡大係数範囲よりも有効ひずみ拡大係数範囲と良好な相関があった。
- (4) 有効ひずみ範囲の増加を保守的に見込むことで荷重履歴効果を考慮する疲労寿命評価法を提案した。提案した評価法を使用して、T 字合流部のひずみ波形に対し再計算した破断時の DF はほとんどの条件で 1 以上であった。

引用文献

- (1) Chapuliot, S., Gourdin, C., Payen, T., Magnaud, J.P. and Monavon, A., "Hydro-thermal-mechanical analysis of thermal fatigue in a mixing tee", Nuclear Engineering and Design, Vol.235 (2005), pp.575-596.
- (2) McDevitt, M., Hoehn, M., Childress, T. and McGill, R., "Analysis and impact of recent U.S. thermal fatigue operating experience", Fourth International Conference on Fatigue of Nuclear Reactor Components (2015), Paper No. 27.
- (3) 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).

- (4) Fissolo A. and Stelmaszyk J.M., "A first investigation on cumulative fatigue life for a Type 304-L stainless steel used for pressure water reactor," Proceedings of the ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Conference, Volume 3: Design and Analysis, Prague, Czech Republic, (2009), pp. 263-272.
- (5) Kamaya, M. and Kawakubo, M., "Loading sequence effect on fatigue life of Type 316 stainless steel", International Journal of Fatigue, 81 (2015), pp. 10-20.
- (6) 菊川真, 城野政弘, 鎌田敬雄, 宋智浩, 氷室晴雄, 変動ひずみ条件下の低繰返し疲労 (平均塑性ひずみ, 応力因子の影響), 日本機械学会論文集, Vol. 42, No. 358 (1976), pp. 1625-1632.
- (7) 大関裕明, 蓮沼将太, 小川武史, ステンレス鋼 SUS316L の低サイクル疲労強度に及ぼす変動振幅ひずみ条件の影響, 材料, Vol. 62, No. 3 (2013), pp. 201-206.
- (8) Chopra O.K. and Shack W.J., "Review of the margins for ASME code fatigue design curve - effects of surface roughness and material variability", NUREG/CR-6815, ANL-02/39 (2002).
- (9) Miyoshi, K., Nakamura, A., Utanohara, Y. and Takenaka, N., "An investigation of wall temperature characteristics to evaluate thermal fatigue at a T-junction pipe", Mechanical Engineering Journal, Vol. 1, No. 5 (2014), tep0050.
- (10) Miyoshi, K., Kamaya, M., Utanohara, Y. and Nakamura, A., "An investigation of thermal stress characteristics by wall temperature measurements at a mixing tee", Nuclear Engineering and Design 298 (2016), pp. 109-120.
- (11) Kamaya, M. and Miyoshi, K., "Thermal fatigue damage assessment at mixing tees (elastic-plastic deformation effect on stress and strain fluctuations)", Nuclear Engineering and Design, 318 (2017), pp. 202-212.
- (12) Kamaya, M. and Kawakubo, M., "Mean stress effect on fatigue strength of stainless steel, International Journal of Fatigue", 74 (2015), pp. 20-29.
- (13) 日本材料学会, 金属材料疲労信頼性評価標準—S-N 曲線回帰法—, JSMES-SD-6-04 (2004).
- (14) Geary, W., "A review of some aspects of fatigue crack growth under variable amplitude loading", International Journal of Fatigue, Vol. 14, Issue 6 (1992), pp. 377-386.
- (15) Kamaya, M., "Low-cycle fatigue crack growth prediction by strain intensity factor", International Journal of Fatigue, 72 (2015), pp. 80-89.
- (16) Tada H, Paris P.C. and Irwin GR., The Stress Analysis of Cracks Handbook Third Edition, ASME, p. 53, (2000).
- (17) 城野政弘, 金谷哲郎, 菅田淳, 菊川真, 単一過大荷重による平面ひずみ条件下の疲労き裂進展の遅延挙動, 材料, Vol.32, No. 363 (1983), pp. 1383-1389.
- (18) Makabe, C., Mcevely, A.J., Purnowidodo, A. and Yamaguchi, A., "Effects of Negative Stress Ratios on Crack Propagation Behavior After an Overload", International Journal of Modern Physics B, Volume 17, Nos.8&9 (2003), pp. 1580-1586.
- (19) Makabe, C., Purnowidodo, A. and McEvily, A.J., "Effects of surface deformation and crack closure on fatigue crack propagation after overloading and underloading", International Journal of Fatigue, Volume 26, Issue 12 (2004), pp. 1341-1348.
- (20) Matsuoka, S., Tanaka, K. and Kawahara, M., "The retardation phenomenon of fatigue crack growth in HT80 steel" Engineering fracture mechanics, Vol.8 (1976), pp. 507-523.
- (21) Shin, C.S. and Hsu, S.H., "On the mechanisms and behavior of overload retardation in AISI 304 stainless steel", International Journal of Fatigue, Volume 15, Issue 3 (1993), pp. 181-192.
- (22) Skorupa, M., Schijve, J., Skorupa, A. and Machniewicz, T., "Fatigue crack growth in a structural steel under and multiple periodic overload cycles", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 22 (1999), pp. 879-887.
- (23) Ward-Close, C.M., Blom, A.F. and Ritchie, R.O., "Mechanisms associated with transient fatigue crack growth under variable-amplitude loading: An experimental and numerical study", Engineering Fracture Mechanics, Volume 32, Issue 4 (1989), pp. 613-638.
- (24) Wheatley, G., Hu, X.Z. and Estrin, Y., "Effects of a single tensile overload on fatigue crack growth in a 316L steel", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 22 (1999), pp. 1041-1051.
- (25) Zheng, X., Cui, H., Engler-Pinto, C.C., Su, X. and Wen, W., "Numerical modeling of fatigue crack propagation based on the Theory of Critical Distances: Effects of overloads and underloads", Engineering Fracture Mechanics, Volume 128 (2014), pp. 91-102.
- (26) Kamaya, M. and Kawakubo, M., "Strain-based modeling of fatigue crack growth – An experimental approach for

stainless steel”, *International Journal of Fatigue*, Vol.44 (2012), pp. 131-140.

- (27) 釜谷昌幸, 川久保政洋, き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (成長予測モデルの構築とその適用例) , 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 78, No.795 (2012), pp. 1518 - 1533.