繰返し熱応力を受ける円筒 コンポーネントの熱疲労寿命評価†

市川 国弘* 桜井 茂雄*
松田 憲昭** 福田 嘉男***

Thermal Fatigue Life Assessment for Cylindrical Component

by

Kunihiro ICHIKAWA*, Shigeo SAKURAI*, Noriaki MATSUDA**
and Yoshio FUKUDA***

In order to develop a thermal fatigue life assessment method for high temperature components, out-of-phase thermal fatigue tests were carried out using cylindrical specimens of cobalt-based superalloy HA188 under various temperature ranges. The experiments were conducted in the temperature ranges peaking at 1000°C while starting at 350°C, 760°C and 900°C. A unique testing method was used in which thermal gradients were generated by induction heating for one edge of the specimen and water cooling for the inner and outer surfaces. The results of thermal fatigue test correspond well with the plastic strain range-life data of standard isothermal tests conducted at the peak temperature.

Key words : Thermal fatigue, Crack propagation, Life assessment, Superalloy, FEM

1 緒 言

高温で使用される機器では、プラントの起動、停止に伴う熱疲労損傷が重要な問題である。熱疲労は応力の多軸性や環境効果など現象が複雑である。また、試験が困難なことから、熱疲労寿命と等温低サイクル疲労寿命の等価性に関しては、数多くの研究報告が見られる。大別すると両疲労強度の比較基準として平均温度、相当温度、上限温度等の温度を採用したもの¹⁾、有効損傷量を採用したもの²⁾、およびひずみ範囲分割法等が提案されている³⁾。

本研究は、高温機器の熱疲労寿命推定法の確立を目的に行ったものであり、高温機器として代表的な円筒を仮定し、円筒試験片端部に繰返し熱応力を与える熱疲労試験装置を開発し、試験を実施した。また、この試験に対する熱弾性解析を行い、円筒試験片の熱疲労と標準試験片の等温低サイクル疲労に対する寿命評価法について検討した。

2 熱疲労試験方法

2・1 供試材および試験片

本研究に用いた材料は、Co 基超合金 HAYNES ALLOY No. 188 合金 (HA188) であり、その化学組成を Table I に示す。供試材は真空溶融したインゴットを熱間鍛造した後、1176±14°C で溶体化処理を施したものである。供試材の空温～982°C における機械的性質を Table II に示す。試験片は供試材を内径 φ92mm、外径

φ98mm、長さ 85mm の中空円筒形状に機械加工し、熱疲労試験に供した。なお、試験片の一方の端部から 7mm は内径 φ78mm、外径 φ112mm とした。

2・2 試験方法

熱疲労試験装置の概略を Fig. 1 に示す。円筒試験片の端面を容量 50kW の高周波加熱装置で加熱し、同時に、試験片の平行部の内外面に銅パイプを巻付けて水冷却することにより試験片の軸方向に温度分布を発生させた。熱疲労試験は、試験片端面の内、外周線部の温度を等し

Table I. Chemical compositions of tested material (mass %).

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	W	La	B	Fe	Co
0.09	0.71	0.35	0.004	0.001	22.08	23.07	13.85	0.05	0.004	1.59	Bal.

Table II. Mechanical properties of tested materials.

Temp. <i>T</i> (°C)	Young's modulus <i>E</i> (GPa)	Proof stress $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation ϕ (%)	Reduction of area ψ (%)
20	206	375	795	45.9	67.4
400	172	228	636	53.6	61.1
600	157	222	584	56.0	60.6
700	150	201	488	52.6	67.9
800	142	224	373	48.8	86.3
900	134	139	228	45.7	85.2
982	128	87	148	54.0	87.8

† 原稿受理 平成 7 年 10 月 9 日 Received Oct. 9, 1995

* 正 会 員 (株)日立製作所機械研究所 〒317 日立市幸町, Mech. Eng. Res. Lab., Hitachi Ltd., Saiwai-cho, Hitachi, 317

** 正 会 員 日立ニュークリアエンジニアリング(株) 〒317 日立市幸町, Hitachi Nuclear Engineering, Saiwai-cho, Hitachi, 317

*** 正 会 員 (株)日立製作所日立茨城工業専門学院 〒317 日立市西成沢町, Hitachi Technical School, Nishinarusawa-cho, Hitachi, 317

くし、この点の温度を制御した。試験片に与えた温度サイクルは試験片端面の外周線部の上限温度 T_{cmax} を 1000°C とし、下限温度 T_{cmin} を 350°C , 760°C および 900°C とする条件である。これらの試験の温度波形はいずれも三角波とした。温度サイクルの昇温時間 t_R および降温時間 t_D を T_{cmax} , T_{cmin} と併せて Table III に示す。試験片の温度分布は軸方向 7 箇所を円周上にそれぞれ 4 箇所、合計 28 箇所を CA 熱電対にて測定し、X-T レコーダに記録した。試験片の周方向および内面と外面の温度差は $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 以内となるように加熱コイルを調整した。

3 熱疲労試験結果

熱疲労試験により発生したき裂の外観を Fig. 2 に示す。き裂は円筒試験片端面の外周線部に複数発生し、軸（半径）方向に進展した。所定繰返し数ごとにレプリカを採取し光学顕微鏡によりき裂長さを測定した。き裂長さ a と繰返し数 N の関係を Fig. 3 に示す。通常の機械荷重下の疲労においては $\log a$ と N の関係は直線になることが報告^{4),5)}されている。しかし、本試験ではき裂進展曲線の傾きは、 N の増加と共に減少し、 $a=5\text{mm}$ 付近からき裂進展速度が徐々に減少し、停留する傾向がみられた。この理由については、後述の熱弾塑性解析結果と合わせて述べる。丸棒の標準試験片（例えば直径 $\phi 9\text{mm}$ ）を用いた疲労試験の場合、破損に至る表面き裂長さ $2a$ は約 10mm であり、き裂深さは約 5mm であった⁵⁾。本研究では、従来得られているデータとの整合性と構造物の健全性を考慮して、この標準試験片の破損時のき裂深さから、 $a=5\text{mm}$ に達した時の繰返し数を破損繰返し数 N_f と定義する。試験片端面の外周線部の温度変動幅 ΔT_c ($=T_{\text{cmax}} - T_{\text{cmin}}$) と N_f の関係を Fig. 4 に示す。一般的には、 ΔT_c と N_f の関係は ΔT_c が大きい程 N_f が小さくなる傾向にある。 ΔT_c が 650°C および 240°C の場合の N_f はそれぞれ 4400, 7400 cycle であり、 ΔT_c に比較的大きい差があるわりには、 N_f に大差がない。一方、 ΔT_c が 100°C の試験では 10^5 cycle でき裂の発生が認められず、 N_f は 10^5 cycle 以上となった。これは、 ΔT_c と疲労寿命の支配的パラメータである全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ との関係が線形でないためと考えられる。そこで、本研究では熱疲労試験条件での発生応力およびひずみを熱弾塑性解析にて求め、標準試験片の等温疲労寿命との関連について検討した。

4 熱弾塑性解析方法および結果

円筒試験片の熱疲労試験条件での発生熱応力およびひずみを熱弾塑性解析にて求めた。要素は 8 節点軸対称要素を用いた。要素数は 720、節点数は 2305 である。解析には汎用構造解析プログラム ADINA を用いた。

まず、温動測定結果を再現できるように、境界温度と熱伝達率を設定し、非定常温度解析を行った。試験片端面の外周線部 C 点の温度 T_c が $T_{\text{cmax}}=1000^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{cmin}}=350^{\circ}\text{C}$ の時の試験片温度の測定値と解析値とを Fig. 5 に示す。図中の横軸 x は段付部 A 点から B 点、C 点、D 点を直線で結んだ距離を示しており、縦軸はその線上における温度を示す。温度の測定値と解析値は良く一

Fig. 1. Thermal fatigue test facility.

Table III. Temperature cycles for thermal fatigue tests.

CASE	T_{cmax} ($^{\circ}\text{C}$)	T_{cmin} ($^{\circ}\text{C}$)	t_R (sec)	t_D (sec)
1	1000	350	120	120
2	1000	760	10	20
3	1000	900	10	10

Fig. 2. Photograph of thermal fatigue crack.

Fig. 3. Crack growth behavior under thermal fatigue condition.

Fig. 4. Relationship between temperature range and number of cycles to failure.

致しており, 本温度解析により熱疲労条件下の温度分布を十分に再現できたものと考えられる。

非定常温度解析で得られた温度サイクルに対する熱弾塑性解析を移動硬化則を用いて行った。 T_c の上下限温度 $T_{cmax}=1000^\circ\text{C}$, $T_{cmin}=350^\circ\text{C}$ で試験片に発生する周方向応力 σ_θ , ひずみ ε_θ および軸方向応力 σ_z , ひずみ ε_z の分布を Fig. 6 に示す。 T_{cmax} と T_{cmin} の間で繰返される応力およびひずみの振幅が最も大きいのは, 最も高温にさらされる試験片端面の外周線部 C 点の周方向であり, 熱疲労試験においてき裂が発生し, 軸 (半径) 方向に進展した試験結果と一致している。 C 点に発生する

Fig. 5. Comparison of experimental with analytical result of temperature distribution.

Fig. 6. Stress and strain distribution by FEM analysis.

応力は上限温度 $T_{cmax}=1000^\circ\text{C}$ の時に圧縮, 下限温度 $T_{cmin}=350^\circ\text{C}$ の時に引張りになっており, き裂は out-of-phase の熱疲労により発生したことがわかる。 き裂が停留する傾向を示したのは, き裂が C 点から B 点, D 点に進展するにつれて周方向ひずみ ε_θ の振幅および温度が小さくなるためと考えられる。 段付部 A 点の軸方向の応力振幅の大きさは C 点の周方向の応力振幅と同程度であるが, 熱疲労試験において A 点にき裂の発生は認められなかった。 これは, A 点の最高温度 (約 500°C) が C 点 (1000°C) に比べ低いためである。 A 点の軸方向応力範囲は約 $\pm 200\text{MPa}$ であり, A 点の温度

(a) $T_{cmax}=1000^\circ\text{C}$, $T_{cmin}=350^\circ\text{C}$.

(b) $T_{cmax}=1000^\circ\text{C}$, $T_{cmin}=760^\circ\text{C}$.

(c) $T_{cmax}=1000^\circ\text{C}$, $T_{cmin}=900^\circ\text{C}$.

Fig. 7. Stress-strain hysteresis at point C.

500°C の降伏応力は約 300MPa であることから、その応力-ひずみ関係は弾性挙動を示し、これによりき裂が発生しなかったと考えられる。これに対し、1000°C まで温度が上昇し、圧縮域で降伏応力が著しく低下する C 点の応力-ひずみ関係は塑性ひずみを含みヒステリシスを描くと考えられる。C 点における応力-ひずみ関係の解析結果を以下に示す。

三つの試験条件について、試験片端面の外周線部 C 点における第 1 サイクル～第 2 サイクルまでの温度サイクルに対応する周方向応力 σ_θ -ひずみ ε_θ の関係を Fig. 7 に示す。なお、前述のように C 点に発生する応力は周方向が支配的なため、C 点におけるミーゼスの相当応力 σ_M -ひずみ ε_M の関係は、ほぼ Fig. 7 と同様になった。そこで、本研究ではこの周方向応力 σ_θ -ひずみ ε_θ が損傷の支配的要因と考え、Fig. 7 中の第 2 サイクルの応力-ひずみヒステリシスループより、各試験条件における全ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon$ および塑性ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_p$ を算出した。 $\Delta\varepsilon$ および $\Delta\varepsilon_p$ は ΔT_c が大きい程大きくなり、 $T_{cmax}=1000^\circ\text{C}$ 、 $T_{cmin}=900^\circ\text{C}$ の試験では $\Delta\varepsilon_p$ は 0 となり弾性挙動であることがわかった。次に、これらの $\Delta\varepsilon$ および $\Delta\varepsilon_p$ により円筒試験片の寿命評価を行った。

5 熱疲労寿命と等温低サイクル疲労寿命の関係

Fig. 4 に示した温度変動幅 ΔT_c と破損繰返し数 N_f の関係を全ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon$ - N_f および塑性ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_p$ - N_f の関係に書き直し、丸棒の標準試験片の等温疲労寿命と比較したものをそれぞれ、Fig. 8, Fig. 9 に示す。また、等温疲労試験による予測寿命 N_{fpre} と熱疲労試験による円筒試験片の実測寿命 N_{fobs} の関係を平均温度 $T_{mean} [(T_{max} + T_{min})/2]$ を用いて全ひずみ範囲基準で評価した場合と上限温度 T_{max} を用いて全ひずみ範囲基準、塑性ひずみ範囲基準および工学的有用性の観点から Manson⁶⁾ のユニバーサル・スロープ法で評価したものを Fig. 10 に示す。図中の標準試験片の等温疲労試験のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ は 0.1%/s および 0.01%/s であり、熱疲労試験の平均のひずみ速度は T_{cmin} が 350°C、760°C および 900°C の場合、それぞれ、0.002, 0.015 および 0.01%/s である。熱疲労試験のひずみ速度は等温疲労試験のひずみ速度に比べ遅い。しかし、Fig. 8 および Fig. 9 に示すように等温疲労寿命はひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ が 0.1%/s の場合も 0.01%/s の場合も大差はなく、ひずみ速度の影響は小さいものとした。

Fig. 10 に示すように円筒試験片の熱疲労寿命は平均温度を用いるより上限温度の等温疲労寿命を用いた方が精度良く予測でき、平均温度を用いた場合、かなり危険側の評価をもたらすことがわかる。

上限温度の全ひずみ範囲基準で評価した場合、円筒試験片の out-of-phase の熱疲労寿命は等温疲労寿命に比べ約 1/2 低寿命となった。IN738LC の熱疲労寿命と等温疲労寿命の関係について実施した著者らの研究⁴⁾によれば、全ひずみ範囲で整理した場合は、out-of-phase の熱疲労が最も短寿命で、等温疲労が最も長寿命となった。この傾向は本試験結果と良く一致している。out-of-

Fig. 8. Relationship between total strain range and number of cycles to failure in thermal and isothermal fatigue.

Fig. 9. Relationship between plastic strain range and number of cycles to failure in thermal and isothermal fatigue.

Fig. 10. Comparison between observed thermal fatigue life and predicted life by isothermal fatigue.

-phase の熱疲労寿命が等温疲労寿命より短くなる理由の一つとしては、き裂の進展挙動の相違が考えられる。 $T_{cmax}=1000^\circ\text{C}$ 、 $T_{cmin}=350^\circ\text{C}$ (本解析により $\Delta\varepsilon=0.24\%$) における円筒試験片の熱疲労試験と $T=1000$

°C, $\Delta\epsilon=0.25\%$ における標準試験片の等温疲労試験のき裂長さ a と繰返し数 N の関係を Fig. 11 に, き裂進展速度 da/dN と a の関係を Fig. 12 に示す. き裂発生繰返し数は両疲労試験にほとんど差はみられなかった (Fig. 11). 等温疲労では $\log a$ と N の関係は直線になり, da/dN は a の増加と共に増加するが, out-of-phase の熱疲労である円筒試験片の $\log a$ と N の関係の曲線の傾きは, N の増加と共に減少し, da/dN は a の増加に対しほとんど変化せず, むしろ a が 2mm を超えると減少する傾向を示した. また, 熱疲労の da/dN の大きさは a が短い領域ほど等温疲労に比べ速いことがわかった. これらき裂進展挙動の相違は試験片形状, き裂形状および応力分布 (温度分布) の違いの影響によると考えられる. 著者らが行った丸棒の標準試験片による IN738LC の両疲労き裂進展挙動の比較においても本研究結果と同様に da/dN が等温疲労より大きく, その結果 N_f が小さくなる傾向が得られている. Fig. 7 に示したように out-of-phase の熱疲労では圧縮応力値より引張応力値の方が高く, 引張応力値が低サイクル疲労に

Fig. 11. Crack growth behavior for thermal and isothermal fatigue.

Fig. 12. Crack propagation curves for thermal and isothermal fatigue.

比べ大きくなることも, 寿命を低下させる一因であると考えられる. また, 等温疲労寿命予測式として知られるユニバーサル・スロープ法⁶⁾を用いても, 全ひずみ範囲基準を用いた場合と同等の熱疲労寿命予測が可能であり, 約 1/2 程度低寿命側になることを考慮すれば, ユニバーサル・スロープ法は熱疲労寿命予測式としても有効であることがわかる.

上限温度の塑性ひずみ範囲基準で評価した場合, 円筒試験片の熱疲労寿命は, 形状や力学的場の相違があるにもかかわらず, 等温疲労寿命から Factor of 2 の範囲内で精度良く予測することができた. 微小き裂の成長の観点から, 熱疲労寿命は試験片に負荷された最高温度が寿命を支配していると考えられる. この考えから, 低温域まで含む全ひずみ範囲基準を用いるより, 高温域での評価となる塑性ひずみ範囲基準を用いた方が精度の良い予測結果が得られたものと考えられる.

6 結 論

高温機器の熱疲労寿命推定法の確立を目的に円筒試験片端部に繰返し熱応力を与えて, 熱疲労試験を実施した. 熱疲労試験結果と熱弾塑性解析結果を用いて等温低サイクル疲労寿命との関連について検討し, 以下の結論を得た.

(1) 円筒試験片の端面を高周波加熱装置で加熱し, 平行部の内外面を水冷却することにより試験片の軸方向に温度分布を生じさせて, 繰返し熱応力を与える熱疲労試験装置を開発した.

(2) 熱疲労試験においてき裂は out-of-phase の熱疲労により発生し, 同じ全ひずみ範囲の等温疲労に比べ, き裂進展速度が速くなる.

(3) 円筒試験片の熱疲労寿命は平均温度を用いるより上限温度の等温疲労寿命を用いた方が精度良く予測でき, 上限温度の全ひずみ範囲基準で評価した場合, 等温疲労寿命に比べ約 1/2 低寿命となり, 塑性ひずみ範囲基準で評価した場合, Factor of 2 の範囲内で精度良く予測できる.

(平成 6 年 12 月 3 日 日本材料学会第 32 回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 例えば, L. F. Coffin Jr., Trans. ASME, **79**, 1637 (1957).
- 2) 例えば, 加藤則忠, 材料, **13**, 589 (1964).
- 3) S. S. Manson, "Mechanical Behavior of Materials, Proc. ICM", **5** (1972).
- 4) 松田憲昭, 梅沢貞夫, 照沼福寿, 材料, **35**, 394 (1986).
- 5) 桜井茂雄, 宇佐美三郎, 宮田 寛, 日本機械学会論文集, A-53, 487 (1987).
- 6) S. S. Manson, Experimental Mechanics, **5**, 7, 193 (1965).