18-8 不銹鋼の機械的ひずみ繰返しを独立に与えた 熱疲労挙動ならびに高温定ひずみ疲労挙動*

河 本 実** 仲 嶋 浩** 野 中 寿 夫***

Fatigue Behaviors of 18-8 Stainless Steel under Combined Cyclic Mechanical Strain and Cyclic Heating, and also under Cyclic Strain at Elevated Temperature

by

Minoru KAWAMOTO, Hiroshi NAKAJIMA and Toshio NONAKA
(Faculty of Engineering, Kyoto University)

Cylindrical solid specimens of 18-8 stainless steel were subjected to combined temperature and mechanical strain cycling independently and also cyclic straining at elevated temperature, and the number of cycles to failure were determined. Measurements of crack propagation speed and microstructural studies were made. The results were as shown below:

- (1) The inverse relationship between the mechanical strain range and the square root of the number of cycles to failure has been verified.
- (2) The maximum temperature is the most sensitive factor in thermal fatigue, and temperature difference may also be considered to be a controlling factor.
- (3) The life in thermal fatigue under cycling between maximum and minimum temperature is about 0.3~0.1 of that in mechanical strain cycling under constant temperature.
- (4) Many differences between temperature cycling and constant temperature behaviors are observed.

The paper describes the foregoing results in detail

(Received May. 21, 1962)

1. 緒 言

熱疲労現象は、学問的見地からもまた実際の見地からも、興味のあるしかも重要な問題であり、多くの研究がすでに発表されている。しかしそのほとんどは試験片を拘束して種々の温度繰返しを与え破壊までの繰返数を調べるものである。ところで熱疲労では、温度とひずみが重複して繰返されるために現象そのものが非常に複雑であり、上のような温度繰返しにより一義的にひずみ繰返しが決まる実験のみでは、現象を根本的に解明することは困難と思われる。また実用的な面から考えると、部材が完全に拘束された状態で温度変動を受けることはむしろまれであり、外部からなんらかの力が作用する場合が多い。たとえば、タービン翼とか、可撓性をもたせるための高温用曲りパイプ、異種材料の溶接部などはその典型的な例であろう。このような場合の熱疲労寿命を調べたり、さらに熱疲労に及ぼす温度ならびに、ひずみのおおの影響を系統

的に研究する上からも、温度繰返しと荷重繰返しを別個に試験片に与えた実験を行なわねばならない、このような観点から、著者らは既報のような¹⁾両繰返しを全く独立に試験片に加える試験機を試作した。本論文は、試作熱疲労試験機を用いて行なった、機械的ひずみ繰返しを独立に与えた場合の 18-8 不銹鋼の熱疲労挙動に関する実験結果を述べたものである。

本実験の主な目的は、(1)熱疲労に及ぼす温度ならびにひずみの影響を調べること、(2)き裂生長過程を調べること、ならびに(3)熱疲労と高温定ひずみ疲労の関係を調べることである。

L.F. Coffin は、平均温度を一定にすると温度の影響は 2 次的となると述べ、結果をすべて温度差から生ずる熱ひずみでもって表わしている。²⁾その後多くの研究者もこの方法を採用している。しかし、L.F. Coffin の実験結果を詳細に検討してみると、繰返最高温度が 600°C を越すと寿命は大きく減少し、彼の提案する破壊の条件式から期待される寿命よりも短かくなっている。さらに、彼の実験における最高温度は 650°C であることも考えあわせると、平均温度を一定にすれば温度

* 原稿受付 昭和37年5月21日、第11期当協会講演会にて講演 (昭37.5)

** 正員 京都大学工学部

*** 京都大学工学部

の影響は2次的になるという考え方は、温度繰返しにおける最高温度がある限度、たとえば 18-8 不銹鋼では大体 550°C 前後以下のとき適用されるものと考えられる。このように考えると、繰返最高温度が 600°C を越すような場合、いかなる温度基準を選んで結果を表わすのが適切であるかが問題となる。これを解決するのが本実験の主要目的の一つである。

また、き裂の生長の様子を調べることは、熱疲労現象を解明する上からも、さらに簡単な高温定ひずみ疲労と熱疲労との関係を調べる上からも重要なことである。熱疲労と高温定ひずみ疲労との関係についての研究は二、三あるが、それらの結果は種々であり、両現象の本質的な相違を明らかにすることが望ましいと思われる。この意味から本実験においては、き裂の生長過程を調べ、また顕微鏡写真を取ることににより、あわせて熱疲労と高温定ひずみ疲労の寿命が相違する原因についても考察した。

2. 実験装置ならびに実験材料

(I) 実験装置

使用した熱疲労試験機は、荷重繰返しと温度繰返しを独立に試験片に加える特徴をもつものであり、その構造ならびに各繰返しの制御回路などについての詳細はすでに発表したとおりである¹⁾。すなわち、荷重繰返しはウォーム歯車の回転によって主軸を昇降することによって行ない、加熱は直接通電方式、また、冷却は圧縮空気の吹き付けによる強制冷却方式を採用し

ている。このように本疲労試験機は、機械的ひずみ繰返しを独立に与えた熱疲労試験を行なうことができるから、温度ならびにひずみ両因子の影響を別個に取り出して系統的に研究できる利点を持ち、もちろん試験片の拘束率を完全に 100% にすることも可能である。Fig. 1 は本試験機の荷重部分を示したものであり、試験機全体は Photo. 1 に示す。なお高温定ひずみ疲労試験は上述の試験機を用い、加熱方式は温度繰返しの作動回路を働かせずに常に一定の温度に保つ直接通電方式を採用した。この方法は、電気炉を使用した傍熱加熱方式に比べて、試験片軸方向に温度こう配が生ずる欠点があるが、後述するように標線を刻んであるから、この標点距離内では軸方向温度分布は一樣と考えてさしつかえない。一方、試験片表面が正確に希望する温度に設定でき、表面のき裂生長過程などを常に観察できる利点がある。

(II) 試験片形状ならびに材質

本実験に使用した試験片は Fig. 2 に示すように、

Photo. 1 General view of thermal fatigue testing machine

Fig. 1 Loading part of thermal fatigue testing machine

Fig. 2 Test specimen

Table 1 Chemical composition

Symbol of the material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
	0.065	0.85	0.93	0.032	0.005	8.90	18.70	0.14

Table 2 Mechanical properties of the material at room temperature

Tensile yield stress $\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	Tensile strength σ_B (kg/mm ²)	Elongation φ (%)	Area contraction ψ (%)	Hardness H_B
23.1	63.2	65.0	71.2	149

平行部分 11 mm, 直径 6 mm の中実円筒試験片であり, さらに, フィレット部の影響がほとんど無視できる試験片中央に, 標点距離 6 mm の標線を刻んである. また, 両端に小さい肩部を設けることにより平行部分の軸方向温度分布はかなり一様にする¹⁾ことができる.

材料は 18-8 不銹鋼であり, Table 1 にその化学成分を, Table 2 に常温における機械的性質を示す.

3. 実験方法

(I) 熱疲労試験

熱疲労試験における温度繰返しとしては, 繰返最高ならびに最低温度がそれぞれ 500–200°C, 600–200°C, 700–100°C, 700–200°C, 700–300°C ならびに 800–300°C の 6 種類を選び, 各温度繰返しに対して機械的ひずみの大きさを種々に変えて破壊までの繰返数を求め, それに及ぼす平均温度, 温度差, 最高温度ならびに最低温度の影響を求めた. 温度の測定ならびに制御は, 中央にアルメルクロメル熱電対を軽く点溶接し電気式温度指示調節計で行なう. さらにもう一組の熱電対を試験片中央より 3 mm 離れた標線上に同じく点溶接して, 熱電温度計で観測する. このように 2 組の熱電対を用いることにより, 溶接の不備による温度の測定誤差を除きうる上に, 標線を刻んだ部分の温度の変化を調べて, き裂の内部進行状態ならびに試験片中央部分の局部変形の程度を知ることができる. Photo 2 は試験片取付部分の詳細図である.

次に温度繰返しと荷重繰返しの位相関係について述べる. 今回の実験においては, 繰返最高温度を 800°C まで選んだが, このような高温において試験片に変形を与えることなく取り付けるには困難を伴うのみならず, 熱疲労試験開始前にたとえ短時間であっても, このような高温に試験片をさらすことは望ましくないと考えられるので, 本実験では試験片取り付けを繰返最低温度で行なった. なお, 繰返最高または最低温度どちらで取り付けても本質的な意味の相違はないとするもの²⁾があるがこの場合設定最高温度は 650°C 以下であることを考慮しなくてはならないだろう. さて, 上述

のように試験片を繰返最低温度で取り付けて, 温度の上昇につれて機械的に引張りひずみを加え, 冷却とともに再び機械的ひずみを零にもどした. そして加熱時間, 冷却時間, 加ひずみならびに除ひずみ時間はおのおの 7 秒間とし, 繰返最高ならびに最低温度保持時間を 8 秒として, この間は一定のひずみを加えたままの状態を保っている¹⁾. このように, 荷重繰返しと温度繰返しを同期させた場合の試験片に生ずる機械的ひずみ ϵ ならびに応力 σ の関係は Fig. 3 に示すとおりであり, ϵ は

$$\epsilon = \epsilon_{\text{total}} - \epsilon_T$$

より求まる. すなわち, Fig. 3 において (a) 図は熱ひずみ ϵ_T , 全ひずみ ϵ_{total} ならびに機械的ひずみ ϵ と時間の関係を示したものである. 直線 CA, CB ならびに CB から CA を差し引いた直線 OP は, おのおの ϵ_T ,

Fig. 3 Stress-strain relationship when tensile stress is relieved at the higher temperature;

- (a) shows strain-time relation
- (b) shows stress-strain curve for first few cycles and (c) shows hypothetical curve at $n=N/2$ illustrating definitions for mechanical strain and stress range

Photo. 2 Specimen part of thermal fatigue testing machine

Fig. 4 Temperature distribution along length of specimen

ϵ_{total} および ϵ が時間とともに変化していく様子を示したものである。(b) 図は実験開始後数繰返しについての ϵ と σ の関係を示したものであり、高温において引張応力の生じていることがわかる。(c) 図は σ ならびに ϵ の関係が定常になった状態であり、 ϵ ならびに応力幅 $\Delta\sigma$ の定義を示してある。ここで ϵ_T は熱膨張によるひずみであり、全ひずみは標線の動きを接眼移動顕微鏡(精度 1μ) で読み取り、その動きの差を標点距離で割って求めた。試験片軸方向温度分布を Fig. 4 に示した。これより明らかなように、この標線を刻んだ位置と中央の温度差は最高 60°C 程度であり、標点距離内では温度を一樣と考えるとさしつかえなく、特にひずみ集中を考慮せずにひずみはこの標点間に一樣分布するとして求めた。

試験片に生ずる荷重は、ひずみゲージを用いて動ひずみ計で読み取った値を較正線を使用して求めた。

(II) 高温定ひずみ試験

実験温度として 200°C 、 500°C ならびに 700°C の3種類を選んだ。加熱方式は先述のように直接通電方式を採用し、温度の測定ならびに制御は熱疲労試験の場合と全く同様である。ひずみ波形は熱疲労の場合と同様の梯形波形を使用した。ひずみの測定方法も同様であり、標点距離としては設定温度における値を採用した。

なお両試験中、顕微鏡(倍率40倍)でき裂の生長過程を調べた。

4. 実験結果ならびに考察

(I) 機械的ひずみ ϵ と破壊までの繰返し数 N の関係

Fig. 5 は各温度繰返しに対して ϵ を変えて行なった熱疲労試験の結果ならびに、高温における定ひずみ試験の結果を示したものである。熱疲労試験においては、図より明らかなに、 $800\text{--}300^\circ\text{C}$ を除く各温度繰返しについて ϵ と N の間には、

$$\epsilon N^{0.5} = K \quad (2)$$

の関係式が成立する。しかし、繰返最高または最低温度が異なると K の値は変化することがわかる。温度の

Fig. 5 Mechanical strain vs. number of cycles to failure

影響については後述する。

高温定ひずみ疲労寿命は 200°C 、 500°C ならびに 700°C いずれの温度においても温度繰返しを受けた熱疲労寿命よりも大きいことは注目に価する結果である。しかし図より明らかなに、繰返最高温度 $T_{\text{max}} = 700^\circ\text{C}$ を一定にして繰返最低温度 T_{min} を順次 700°C に近づけていくと、熱疲労寿命は 700°C 定ひずみ疲労寿命に近づき、 $T_{\text{min}} = 200^\circ\text{C}$ を一定にして、 T_{max} を小さくして順次 200°C に近づけると、 200°C 定ひずみ疲労寿命に近づくことがわかる。なお、これら高温定ひずみ疲労と熱疲労の違いについては後に詳述する。

(II) 応力幅 $\Delta\sigma$ と繰返し数 n の関係

Fig. 6 は熱疲労試験を行なった際の、応力幅 $\Delta\sigma$ が繰返し数 n とともに変化していく様子を示したものである。加工硬化は比較的早く完了しており、また、 T_{max} が 800°C の場合を除いては、 $\Delta\sigma$ は破壊寸前までほとんど変わらない。そして $\Delta\sigma$ の急減は破壊直前に起こる。すなわち、 ϵ が大きい場合は破壊前大体数繰返し、 ϵ が小さい場合でも10数繰返しで $\Delta\sigma$ が大きく減少して破壊する。中央より3mm離れた位置の温度も $\Delta\sigma$ と全く同様の变化を示す。すなわち破壊寸前までほとんど変わらず、 $\Delta\sigma$ の急減につれて温度も低くなる。

Fig. 7 は高温定ひずみ疲労試験の際の $\Delta\sigma$ の変化の

Fig. 6 Variation of stress range with number of cycles under thermal cycling

Fig. 7 Variation of stress range with number of cycles under strain cycling at 700°C

様子を示したものである。 $\Delta\sigma$ は破壊までの繰返数の50~60%で減少し始める。中央より3mmの位置の温度もこれと全く同様に減少し始め、き裂が徐々に内部に進行していることがわかる。このように、熱疲労ならびに高温定ひずみ疲労では $\Delta\sigma$ の減少する様子が違っている。

なお、 $\Delta\sigma$ は上述のように順次変化していくものであるから、 $\Delta\sigma$ を適当に選んでそれより塑性ひずみ ε_p を求めたとしても、その ε_p は単に代表値にすぎない。さらに ε_p を求める際の縦弾性係数 E の値としては、普通温度繰返しの相加平均温度における値が採用されているが、最高温度が700°Cを越すと、 E の値自身が著しく減少し、さらに材質が変わると、 E の値も変化するから、 ε_p の値が繰返数とともに変化する。よってこのような ε_p を用いる方法は、熱疲労において本質的意義に乏しいものと思われる。

以上の理由から著者らは以後実験結果を表わすのに ε_p をもってせず、試験中一定に保たれている ε でもって考察することにする。

(III) 温度の影響

機械的ひずみと破壊までの繰返数の間には(2)の関係式が成立するが、定数 K は、Fig. 5よりわかるように温度繰返しが決まると定まる。そこで各温度繰返しについて(2)式が成立するとして、 K の値を求め、 K に及ぼす温度の影響を求めた。

Fig. 8 は平均温度 T_m の影響を示したものである。図において実線は、 $T_{\min}$ を一定に保った場合の、また破線は $T_{\max}$ を一定に保った場合の T_m の K に及ぼす影響を示したものである。一般に熱疲労においては、 T_m が高くなると寿命は短くなるといわれるが、一方また温度差 ΔT が小さくなるほど寿命は増加すると考えてよい。よって破線の場合は、 T_m よりも ΔT の影響の方が著しいことを示しているものと解される。すなわち、 T_m の上下は必ずしも寿命の増減に関係するとはいえないことがわかる。以上より T_m は直接に熱疲労寿命を支配する因子でないことは明らかである。

温度差 ΔT の K に及ぼす影響を示したのが Fig. 9 である。 ΔT が大きくなるほど K は減少する傾向がみ

Fig. 8 Effect of mean temperature on constant K

られるが、800~300°Cの温度繰返しを受けた場合は例外であり、700~200°Cまたは700~100°Cの温度繰返しを受けた場合よりも K の値が著しく小さい。一方、繰返最高温度の影響をみると、Fig. 10よりわかるように、 $T_{\max}$ が大きくなると必ず K の値は小さくなる。しかし $T_{\max}=700^\circ\text{C}$ の場合、 $T_{\min}$ を大きくすると K の値は順次大きくなる。このように $T_{\max}$ が一定であっても ΔT が小さくなると K の値は大きくなる。しかし Fig. 11よりわかるように、 ΔT を500°Cから順次減少させる場合、 $T_{\min}$ を一定にして $T_{\max}$ を減少させる方が、 $T_{\max}$ を一定にして $T_{\min}$ を増加させるよりは K の増加する割合が著しい。

ところで、 ΔT が大きくなるということは同時に加熱冷却速度も大きくなることであり、よって Fig. 11に示す寿命の減少は、冷却ならびに加熱速度が大きく

Fig. 9 Effect of temperature difference on constant K

Fig. 10 Effect of maximum temperature on constant K

Fig. 11 Effects of ΔT , $T_{\max}$ and $T_{\min}$ on number of cycles to failure

なるための影響, すなわち半径方向温度分布の影響と, 純然たる温度繰返しの影響, いいかえると温度が $T_{\max}$ と $T_{\min}$ の間を変動するために材料が弱化することの影響とが重複して作用した結果と考えられる。

以上より熱疲労においては, T_m を一定に保つことの本質的な意義はなく, $T_{\max}$ ならびに ΔT が重要な因子であることがわかる。さらに ΔT が比較的小さい場合を除いては, $T_{\max}$ が熱疲労寿命を支配する唯一の温度の因子であることがFig. 12より明らかである。図の横軸には, (2)式において各温度繰返しについて求めた K の値を, 縦軸に絶対温度でとった繰返最高温度の逆数を目盛ったものであり, 直線関係が成立している。よって, K は

$$K = 3 \times 10^{-3} e^{3.5 \times 10^3 / T_{\max}} \quad (3)$$

となり, (2)式は次のように整理される。

$$\epsilon N^{0.5} = 3 \times 10^{-3} e^{3.5 \times 10^3 / T_{\max}} ; T_{\max}, (^{\circ}\text{K}) \quad (4)$$

すなわち, 熱疲労においては, ΔT が比較的小さくないかぎり, 機械的ひずみと繰返最高温度が決まると寿命は求まることが(4)式より明らかである。

ところで, ΔT を順次小さくしていくと, 熱疲労は高温定ひずみ疲労に近づくことはFig. 11より明らかである。そこで(4)式をさらに拡張して(2)式が高温定ひずみ疲労のときも成立するとして

Fig. 12 Relation between constant K and $1/T_{\max}$

Fig. 13 Relation between K and T_m

$$K = K(T_{\max}, \Delta T), \quad (5)$$

といて K の関数形を求めてみる。Fig. 13は, 平均温度と K の値を両軸にとり, パラメーターとして繰返最高温度をとったものである。明らかに直線関係が成立しているから, K は次のようになる。

$$K = K' e^{3.5 \times 10^{-3} \cdot T_m}; T_m, (^{\circ}\text{K}) \quad (6)$$

ここで K' は繰返最高温度のみの関数である。次にこの K' の値を図より求め, 繰返最高温度との関係を求めたのがFig. 14である。200°Cの定ひずみ疲労を除いては直線関係が成立している。図より K' を求め(6)式に代入して整理すると, (5)式の関数形は次のようになる。

$$K = 3 \times 10^{-4} \exp(5 \times 10^{-3} / T_{\max} - 2 \times 10^{-3} \cdot \Delta T)$$

よって(2)式に代入すると

$$\epsilon N^{0.5} = 3 \times 10^{-4} \exp(5 \times 10^3 / T_{\max} - 2 \times 10^{-3} \cdot \Delta T)$$

このように温度差を考慮すると, 熱疲労と高温定ひずみ疲労は後述するように破壊の様相が異なるにもかかわらず, 一つの関係式で統一することができる。なお, Fig. 14において200°Cにおける値に矢印を付けてあるのは, 破壊が常に平行部端部に起こり, 中央にはほとんどき裂がみられなかった。よって中央で破壊するような形状の試験片を使用すると, K' はさらに大きくなるものと考えられるからである。

(IV) き裂の生長機構

熱疲労試験においては, 破壊までの繰返数 N の約50%になると, 試験片中央部付近に数個程度のき裂が発生する。この微視的き裂の数は繰返数とともに増加していき, 隣り合ったき裂がつながりながら成長していく。この過程中, 応力幅ならびに標線上の温度はほとんど変わらないから, き裂は主に試験片表面に生じ内部には進行してないと思われる。しかし, $\Delta\sigma$ が急減し始めると直ちに破壊することから微視的き裂が内部に進み始めると, それは急激に進行するものと思われる。ことに本実験では高温で引張応力が生じている関係上, このき裂の内部進行速度は特に大きいと考えられる。

高温定ひずみ疲労試験においては, N の15~20%で認知可能なき裂が生ずる。その後き裂の数は増加し

Fig. 14 Relation between K' and $1/T_{\max}$

ていき、 N の 50~60 % になると内部に進行を始めることが Fig. 7 よりわかる。

一般に、微視的き裂が発生すると、その端部に応力集中が起こり塑性流動が起こる。ところで、外部から与えたエネルギーが塑性流動に費されると、き裂の進行は一時停止する。よって熱疲労におけるき裂の進行速度が大きいことは、外部からのエネルギーが塑性流動のためにあまり費されずに、主としてき裂進行のために

費されることを意味する。すなわち、温度繰返しを受けた材料は、塑性流動が起こりにくく、結局温度を一定に保った材料よりも著しくぜい化し、硬化していると考えられる。

(V) 顕微鏡組織

試験片破断箇所を研磨して濃塩酸の 5 % アルコール溶液で腐食後、顕微鏡写真を取った。Photo. 3 は、その結果を示したものである。写真 (a), (b) ならび

($\times 280 \times 1/2$)

($\times 600 \times 1/2$)

Photo. 3 (a) Microstructure of 18-8 stainless steel
(Thermal fatigue 600-200°C)

($\times 280 \times 1/2$)

($\times 600 \times 1/2$)

Photo. 3 (c) Microstructure of 18-8 stainless steel
(Thermal fatigue 800-300°C)

($\times 280 \times 1/2$)

($\times 600 \times 1/2$)

Photo. 3 (b) Microstructure of 18-8 stainless steel
(Thermal fatigue 700-200°C)

($\times 280 \times 1/2$)

($\times 600 \times 1/2$)

Photo. 3 (d) Microstructure of 18-8 stainless steel
(Constant strain fatigue 700°C)

に(c)より次のことが明らかである。600-200°Cの際はあまり変化ないが、700-200°Cの場合、微視的き裂が多くみられ、結晶の微細化が行なわれている。800-300°Cは少しのき裂と著しい析出がみられる。よって700-200°Cの場合、微視的き裂が粒界ならびに粒内に発生してこれらがつながりながら破断に至ると思われる。800-300°Cの際は、粒界が非常に弱くなっているものと考えられ、たぶん粒界破壊を起こしているものと思われると考えられる。

(d)図は、700°Cにおける定ひずみ疲労試験を行なったものである。き裂はほとんどないが、析出ならびに双晶が著しく見受けられる。これは高温においてはすべり面に析出しやすいことを考えると、すべりが多く起こっていることを示している。すなわち、高温疲労においては初期にできき裂は、き裂先端の応力集中付近に塑性流動が起こりやすいため、進行しにくい。この結果、(d)図のようにすべりが多く生ずる。一方熱疲労においては塑性流動が起こりにくく、(b)図に示すような微視的き裂が多数でき、これらがつながりながら破断すると考えられる。

(VI) 熱疲労と高温定ひずみ疲労の相違

前節までに述べたことから、熱疲労と高温定ひずみ疲労は次の諸点で違うことがわかる。すなわち、

(1) 機械的ひずみ繰返しを独立に与えた、しかも高温において引張応力が生ずるような熱疲労寿命は、全く同じひずみ波形の $T_{\max}$ における定ひずみ疲労寿命の 1/5~1/10 である (Fig. 5)。

(2) しかし温度繰返しの ΔT を小さくしていくこ

Photo. 4 Effect of maximum temperature on fracture plane

Photo. 5 Effect of temperature cycling on fracture plane

とにより、熱疲労寿命は $T_{\max}$ または $T_{\min}$ における定ひずみ寿命に収れんする (Fig. 12)

(3) 熱疲労においては、応力幅の大きさは破壊寸前までほとんど変わらないが、高温定ひずみ疲労では寿命の約半分から減少し始める (Fig. 6, 7)

(4) 顕微鏡で認知可能な微視的き裂が発生してから破壊に至るまでの期間は、熱疲労においては寿命の約半分を占めるが、高温定ひずみ疲労においては寿命の大部分を占める。

(5) 顕微鏡組織が、両者においては大きく異なる (Photo. 3)

などであるが、さらに試験片の破面を調べてみると、両者にははっきりした違いがみられた。Photo. 4 および Photo. 5 は破断面を示したものである。Photo. 4 より明らかに、温度繰返しを受けた材料は破面が少しかたむいている。しかし、局部変形をほとんど生ぜず破壊している。Photo. 5 を見ると、温度繰返しを受けた材料の破面は凹凸が激しく、ぎざぎざしている。しかし温度一定の破面はなめらかである。これは次のように考えられる。すなわち、温度一定の場合は前述のように、微視的き裂がつながり成長して寿命の半分ぐらいから内部に進行を始めるが、これは非常に巨視的なき裂である。この巨視的き裂は普通、数個が表面から内部に徐々に進行して最後につながり破断する。しかし温度繰返しを受けた場合、微視的き裂は非常に多くでき、それらがつながると直ちに破断する。

また、加熱時と冷却時とでは軸方向温度分布が異なり、よってひずみは加熱ならびに高温保持期間中は中央に集中しやすく、冷却ならびに低温保持期間中は一様に分布する。よって、中央付近に平均ひずみが加算されていくことがわかる。これが局部変形の起こる理由でもあるが、さらに本実験においては、ひずみの値が大きくひずみ速度がおそいので結局 disorientation が著しいと考えられる。一方、高温定ひずみ疲労においては、温度分布は試験中常に一定であるから平均ひずみの加算がなく、disorientation の程度がそれほどでもないといえる。

5. 結 言

温度繰返しと荷重繰返しを独立に与える熱疲労試験機を用いて、18-8 不銹鋼の中実円筒試験片による機械的ひずみ繰返しを独立に与えた場合の熱疲労試験ならびに直接加熱方式を採用した高温定ひずみ疲労試験を行ない次の結論を得た。

(1) 一定の温度繰返しに対して機械的ひずみの大きさを種々に変えて、破壊までの繰返数を求めた結果

$$\epsilon N^{0.5} = K$$

なる関係が成立することが明らかとなった。しかし、定数 K の大きさは温度繰返しが異なると大きく変化する

る。特に繰返最高温度に最も著しい影響を受ける。すなわち、熱疲労寿命を求めるには、材料に生ずるひずみと同時に材料が受ける最高温度も考慮しなければならないことが明らかになった。

(2) 熱疲労においては、繰返最高温度が最も重要な温度の因子であり、付属的な因子として温度差を考慮すればよいことが明らかとなった。

(3) 熱疲労においては応力幅は試験中ほとんど変わらず、破断寸前に急減するが、高温定ひずみ疲労においては徐々に減少していくこと、き裂の進行速度は前者において著しく大きいこと、ならびに破面の様子および顕微鏡組織が両者で異なることなどを考えあわすと、熱疲労と高温定ひずみ疲労は、本質的に現象が異なるものと考えられる。

(4) 高温で引張応力の生ずるような熱疲労試験を行なうと、試験片にはほとんど局部変形が起こらず破壊は必ず試験片中央で生ずることがわかった。すなわち破壊した個所は、実験中常に所定の温度に制御されていたことになる。

最後に、本実験を行なうにあたり助力を得た立命館大学東村員正ならびに淵上泰宏両君に対して誌上をもって謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 河本, 仲嶋, 田中, 材料試験, **12**, 113, 107 (1962)
- 2) L.F. Coffin, Trans. ASME., **76**, 931 (1954)
- 3) L.F. Coffin, ASTM, STP., No. 165, 31 (1954)
- 4) 平, 大南, 材料試験, **10**, 89, 104 (1961)
- 5) F. Garofalo, Trans. ASME, **82**, Series D, 867 (1960)

(98 頁より)

航空機部材の疲労強度の算定に対する定振幅疲労試験の意義 (The Significance of Constant Load Amplitude Test for the Fatigue Evaluation of Aircraft Structures) E. Gassner and W. Scoütz, Full Scale Testing of Aircraft Structures, Pergamon Press, 14/40 (1961)

航空機部材の疲労強度の算定についての一方法を解説し、実例をあげ計算している。

すなわち、一定応力振幅の疲労試験を行ない、生残確率 P をパラメータとした $S-N$ 曲線を描くと応力振幅 S_a と破壊までの繰返数 N の間には $N=3 \cdot 10^3 \sim 10^6$ にて $N=C(1/S_a)^k$ なる関係が成立する。

一方、操舵荷重、突風荷重に相当する荷重分布として二項分布、対数二項分布を対力段階に分けてプログラミングテストを行ない、そのスペクトルの最大応力振幅 S_a と破壊までの繰返数 N につき P をパラメータに $S-N$ 曲線を描くと $N=2 \cdot 10^3 \sim 5 \cdot 10^7$ にて $N=C(1/S_a)^k$ なる関係が成立する。したがって、この二つの関係式から同じ生残確率 P の曲線に対して $S=S_a$ なる繰返数 N と N の間には $N=g(N)=AN^2$, ここに $A=\bar{C}/C^2$, $\lambda=K/K$ なる関係が成立する。 λ は主として材料による定数であり、形状係数、引張強度、平均応力、応力の種類の影響は小さい。

一例として輸送機の部材の疲労強度を算定するにあたっては、その航空機の耐用年数から経験的に遭う突風のサイクル N がわかり、 N と突風荷重の分布関数から設計最大応力 S_{max} が判明する。次に $N=g(N)$ なる関係から、 S_{max} , N に対応する一定応力振幅の疲労試験の N を求めることができる。

一方、その耐用期間中離着陸によって生じる応力による疲労寿命の減少は N をパラメータとした応力振幅-平均応力線図より求める。

いま離着陸による寿命の減少を考慮すると等価な一定振幅の寿命を N から N_1 に増加すればよいとするならば、設計に用いる最大応力は S_{max} から S_{1max} に減少し、これらの間には

$$\left(\frac{S_{1max}}{S_{max}}\right)^6 = \frac{N}{N_1}$$

なる関係が成立する。ここに N , N_1 はそれぞれ N , N_1 に対応する突風荷重のサイクル数である。

この論文の最後には上記の方法を適用するに際しての種々の制限について述べられている。(田中道七)

円盤の多切欠き溝つきリムにおける応力集中 (Stress Concentration in the Multiple-notched Rim of a Disk) P. Reichner, Experimental Mechanics, Vol. 1, No. 11, pp. 160—166 (Jan. 1961)

外周に多くの切欠き溝を有する円盤状リムにおける回転応力および熱応力が二次元光弾性実験で調べられた。模型材料はアテルダイト系エポキシ樹脂で無水フタル酸系硬化剤約 30% 添加によりキュアセシめられた。切欠き溝中心線間の開き角 θ , 切欠き溝底半径と円盤半径比 r/R , 切欠き溝の深さ h , 切欠き溝の中心を色々に変えて、切欠き溝底円の周辺における応力集中係数が求められている。回転応力の場合も熱応力の場合も切欠き溝底円周における応力集中係数は最深点よりの距離とともに減少する。また応力集中係数の値は θ の小さいほど一般に小さい。(伊藤勝彦)

(114 頁へ)