熱疲労破壊の条件式ならびに ε - $T_{\max}$ - N 線図*

河 本 実** 仲 嶋 浩***

Criterion for Thermal Fatigue Failure and ε - $T_{\max}$ - N Curve

by

Minoru KAWAMOTO

(Faculty of Engineering, Kyoto University)

and Hiroshi NAKAJIMA

(Mitsubishi Heavy-Industries, Reorganized, Limited. Nagoya Aircraftworks)

The authors has conducted some varying-constraint thermal fatigue experiments systematically, and found a conclusion that cycle maximum temperature $T_{\max}$ as well as mechanical strain ε is the most sensitive factor in thermal fatigue.

Based on this assumption, a criterion for thermal fatigue failure has been proposed. That is, the relationship

$$\varepsilon^2 = \varepsilon_0^2 + \frac{K \exp(Q/T_{\max})}{N}$$

gives a good fit for thermal fatigue test results of stainless steel, where ε_0 is endurance limit, K and Q are constant.

In order to apply the criterion to practical design, the authors have introduced ε - $T_{\max}$ - N curve.

In addition, the relation between thermal fatigue in case constraint is constant and that in case constraint is varying is also discussed. (Received Mar. 26, 1963)

1. 緒 言

熱疲労に対する破壊の条件式としては、二、三報告^{1)~3)}されているが、それらはいずれも熱疲労に及ぼす温度の影響を一定として求められたものである。代表的な条件式として、L.F. Coffin が塑性ひずみと破壊までの繰返数の平方根の積が一定値になると破壊するという関係式を求めている。この関係式の難点は、温度の影響を一定と考えて求められているため、高い温度に材料がさらされると実際の寿命は計算された寿命よりも短くなること、および耐久限の存在が明らかにされておらないことである。事実、熱疲労においても耐久限のようなものの存在が認められている。したがって、L.F. Coffin の条件式は、材料の受ける温度が低く、しかも低寿命の場合にはかなりよく実験結果を表わしていることになる。

そこで著者らは、すでに報告して来たような系統的熱疲労試験の結果をもとにして、耐久限付近のようなかなり長寿命から短寿命までの広範囲な熱疲労に適合するような条件式を導いた。この熱疲労破壊の条件式

は、耐久限の存在を示しており、またかなり高い温度範囲まで適用することができる。さらに、本条件式は温度とひずみ各影響の重複した疲労が熱疲労であることを明らかにしている。したがって、この条件式を用いると、熱疲労に及ぼすひずみの影響と温度の影響とを分離できることになり、著者らがすでに行なって来た拘束変動型熱疲労と一般に行なわれている拘束一定型熱疲労とは、温度の影響を考慮すれば本質的には同じことであることが簡単に説明できるわけである。

最後に、最も簡単な拘束型熱疲労試験の結果から、拘束が変動する複雑な熱疲労寿命もすぐに求めることのできるひずみと温度と破壊までの繰返数の関係を示した線図、すなわち ε - $T_{\max}$ - N 線図を導いた。

2. 高温定ひずみ疲労破壊の条件式

疲労破壊の原因として、転位の移動とか溶質原子の拡散などを考えることができる。これらが生ずるためには、外部からなんらかのエネルギーを供給する必要がある。いま、材料の微視的な部分を考えるならば、外部からひずみ ε を加えると ε^2 に比例したエネルギーが内部にたくわえられると仮定する。しかし、 ε を加えてしかる後除去するような一繰り返しを行なうと弾性エネルギーの大部分は放出される。

* 原稿受付 昭和38年3月26日

** 正員 京都大学工学部

*** 正員 新三菱重工(株)名古屋航空機製作所

そこで、一回のひずみ繰返しにより内部にたくわえられるエネルギーを $\alpha\epsilon^2$ とし、放出されるエネルギーを β とすれば、 $(\alpha\epsilon^2 - \beta)$ が破壊に関係するエネルギーと考えられる。破壊までの繰返数を N とすれば、このエネルギーは $1/N$ の関数と考えて差しつかえない。第一近似として、 $1/N$ の一乗の項のみを考えると、

$$\alpha\epsilon^2 - \beta = K_1'/N \quad (1)$$

の関係が成り立つ。(1)式を整理すると、

$$\epsilon^2 = \epsilon_0^2 + K_1/N \quad (2)$$

または

$$N = K_1/(\epsilon^2 - \epsilon_0^2) \quad (3)$$

となる。ただし、 ϵ_0 ならびに K_1 は実験条件により定まる定数であり、特に ϵ_0 は定ひずみ疲労における耐久限に相当するひずみである。

(2)式または(3)式において、 ϵ_0 および K_1 を実験的に求めて ϵ と N の関係を図示すると、Fig. 1 の実験のようになる。すなわち、定ひずみ振幅の引張圧縮または平面曲げ疲労いずれの場合も、図に示した式は実験結果のすべてとよく一致している。図には不銹鋼の場合の計算結果を示してあるが、さらに 13Cr 鋼ならびに Cr-Mo 鋼の平面曲げ定ひずみ疲労の実験結果とも一致する。

また、Fig. 1 ならびに同図中に示した式に見るように平面曲げ試験では 10^4 以下の、また引張圧縮試験では 5×10^5 以下の実験結果から求めた ϵ_0 は、ほぼその実験条件における耐久限に等しくなっていることがわかる。さらに、(2)式における K_1 は Fig. 1 からわかるように $10^3 \sim 10^4$ の値を取っているから、 N が 10^6 程度になると K_1/N は ϵ_0^2 に比べてかなり小さくなり、 $\epsilon \approx \epsilon_0$ となる。これは定ひずみ疲労においては耐久限が 10^6 程度の繰返しで現われることを示しており、定ひずみ疲労における実験結果とよく合っている。なお、耐久限 ϵ_0 がすでにわかっている時は、 K_1 のみを実験的に求めると良いことになる。

次に ϵ が ϵ_0 に比べてかなり大きくなると、 $\epsilon^2 \gg \epsilon_0^2$

Fig. 1 Comparison of constant-amplitude straining fatigue results with theoretical results

であるから、(2)式または(3)式は近似的に

$$\epsilon^2 = K_2/N \quad (4)$$

となる。(4)式は温度の影響が一定の定ひずみ振幅の熱疲労において、 N が 10^6 以下のとき成り立つことが実験的に確かめられている。

3. 熱疲労破壊の条件式

熱疲労においては、繰返最高温度が大きくなると、析出、腐食、拡散などが生じて寿命が低下することが組織の顕微鏡写真を取るにより明らかにされている。これらは一種の化学反応と考えられる。したがって、今、反応の活性化エネルギーを U 、ボルツマン定数を K として温度 T を絶対温度で取ると、反応の速度恒数 C は、Arrhenius の式を積分して、

$$C = C' \exp(-U/KT) \quad C'; \text{定数} \quad (5)$$

となる。(5)式において、 T が広い範囲の値を取るときは、 U はほぼ一定と考えて差しつかえない。また、繰返最高温度 $T_{\max}$ と繰返最低温度 $T_{\min}$ の間を急速に変動するときは、一温度繰返しによる反応量は $T_{\max}$ に最も強く影響されることがわかる。したがって一繰返しの反応量 C は

$$C = C' \exp(-Q_1/T_{\max}) \quad C'; \text{定数} \quad (6)$$

と考えて充分である。 C を無次元量に考えて、熱疲労を定ひずみ振幅の疲労と考えれば、破壊に関係するエネルギーは

$$(\alpha'\epsilon^2 - \beta')C' \exp(-Q_1/T_{\max})$$

と考えられる。このエネルギーは 2. で述べたように、 $1/N$ に比例すると考えて差しつかえない。したがって

$$(\alpha'\epsilon^2 - \beta')C' \exp(-Q_1/T_{\max}) = K_3'/N \quad (7)$$

整理すると、

$$\epsilon^2 = \epsilon_0^2 + K_3 \exp(Q_1/T_{\max})/N \quad (8)$$

となる。ここで、 ϵ_0 、 K_3 ならびに Q_1 は実験的に求める定数であり、 ϵ_0 は熱疲労における耐久限に相当するひずみである。そこで ϵ_0 の意味について考える。

まず、拘束変動型疲労すなわち一定の温度繰返しに対して ϵ を順次変化させるような場合には、 $T_{\max}$ は一定であり、したがって $K_3 \exp(Q_1/T_{\max})$ は一定となるから(8)式は(2)式と全く同じになる。このときの ϵ_0 は、ある一定の温度繰返しを受けたときの耐久限である。したがって、温度繰返しが変化すると ϵ_0 の値も変化する。これは定ひずみ高温疲労において試験温度が変化すると(2)式の ϵ_0 の値が変化するのと同じことである。

次に拘束一定の熱疲労において、たとえば平均温度 T_m を一定にするような試験条件を選べば、 ΔT を小さくすると、すなわち $T_{\max}$ を T_m に近づけると ϵ は ϵ_0 に近づく。したがって、このときの ϵ_0 は近似的に T_m における定ひずみ疲労の耐久限と等しいことがわかる。

(8)式で表わされる熱疲労破壊の条件式から得る理論値が実験結果とどの程度一致するかを検討する。

Fig. 2 の各実験点は拘束一定の熱疲労試験を行なった結果である。まず T_m を一定に保った場合を考える。 $T_m=250^\circ\text{C}$ の場合、各実験点で温度の影響を一定と考えて定ひずみ疲労の破壊の条件式(2)式の ε_0 ならびに K_1 を求めた結果、 ε と N には

$$\varepsilon^2 = 0.35^2 + 3.8 \times 10^8 / N \quad (9)$$

が成り立つ。(9)式から得られる計算値は、図の細実線のように実験結果とよく一致している。そして $\varepsilon_0 = 0.35\%$ は 18-8 不銹鋼の 250°C における定ひずみ疲労の耐久限度である。

$T_m=350^\circ\text{C}$ の場合、温度の影響を一定と考えると、(2)式は

$$\varepsilon^2 = 0.32^2 + 1.92 \times 10^8 / N \quad (10)$$

となる。ここで $\varepsilon_0 = 0.32\%$ は 350°C における耐久限度とほぼ一致している。Fig. 2 からわかるように、 ε が 0.7% 以下の場合には実験結果と(10)式で表わされる理論値は一致するが、 ε がそれ以上、すなわち $T_{\max}$ が 525°C 以上になると(10)式から得られる理論値よりも実際の寿命が小さくなっている。そこでこの寿命の低下は $T_{\max}$ によると考えて、 $T_{\max}$ を考慮した熱疲労破壊の条件式(10)の定数を定めると、

$$\varepsilon^2 = 0.32^2 + \frac{5.3 \times 10 \exp(2.6 \times 10^8 / T_{\max})}{N} \quad (11)$$

となる。図の太実線に見るように、(11)式は実験結果と温度の高い範囲まで一致している。

$T_m=550^\circ\text{C}$ のような高温においても、(8)式を

$$\varepsilon^2 = 0.32^2 + \frac{2.9 \times 10^{-2} \exp(9.8 \times 10^8 / T_{\max})}{N} \quad (12)$$

とおけば、図に見るように実験点と一致する。

そこで、 $T_{\max}$ を一定に保って $T_{\min}$ を変化させるような実験を行なうと、(8)式において K_3 に及ぼす温度の影響はなくなる。したがって、(8)式は実質的に定ひずみ疲労の破壊の条件式(2)と同じ内容になる。これは実験結果から明らかである。すなわち、図において $T_{\max}$ を 843°C 一定に保った場合、 N が 10^3 以下

であるから(4)式を使用すると、 K_2 を

$$\varepsilon^2 = 2.9 \times 10^2 / N \quad (13)$$

とすれば実験点と一致する。

したがって、熱疲労においては定ひずみ疲労と同様に $\varepsilon^2 \gg \varepsilon_0^2$ の場合は ε_0^2 を無視して(8)式は

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon^2 &= K_4 \exp(Q_2 / T_{\max}) / N \\ \text{または} \\ \varepsilon^2 &= K_4' \exp(Q_2' / T_{\max}) / \sqrt{N} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

となる。なお、(14)式は拘束が変動する場合の熱疲労においても成り立つことが著者らの実験で明らかになっている。したがって、(14)式は拘束変動型または拘束一定型の熱疲労ともに、 N が大体 10^3 以下の場合に成り立つことがわかる。また、拘束が変動する熱疲労の長寿命の場合には前節から考えて(8)式が成り立つと考えられる。

以上述べたことから、拘束変動型または拘束一定型の熱疲労において、(8)式または(14)式の成り立つことが明らかになった。すなわち、温度を考慮すれば、拘束変動型熱疲労と拘束一定型熱疲労は一つの破壊の条件式で統一することができる。

今までは温度の影響として $T_{\max}$ のみを考慮してきたが、さらに厳密に温度の影響を求めるには、 $T_{\max}$ と ΔT の二つを考慮すれば良い。このとき成立する関係式は、拘束変動型熱疲労の低寿命の場合、

$$\varepsilon^2 = \frac{K_5 \exp(Q_3 / T_{\max} - R_1 \cdot \Delta T)}{N} \quad (15)$$

である。したがって、前述のことから明らかのように(15)式は拘束一定の熱疲労の場合も成立することになる。(15)式は低寿命の場合の破壊の条件式であるが、長寿命の場合は(15)式を拡張して

$$\varepsilon^2 = \varepsilon_0^2 + \frac{K_6 \exp(Q_4 / T_{\max} - R_2 \cdot \Delta T)}{N} \quad (16)$$

となる。拘束一定の熱疲労試験では、試験材の拘束率が 100% のときは ε の符号を無視すれば

$$\varepsilon = \alpha \cdot \Delta T \quad (17)$$

となる。しかし試験機の拘束は普通それ以下であるから ΔT が定まっても生ずるひずみは各試験機によって異なる。このような場合(15)式または(16)式を用いると、試験機の拘束をも考慮することができる。すなわち、温度条件として $T_{\max}$ と ΔT を決めると温度繰返しの上下限温度が決まり、そのとき実際試験片に生ずるひずみ ε を求めれば、 N は(15)式または(16)式から計算できるわけである。しかし実用的な範囲では、特に ΔT を考慮せずに(8)式または(14)式で充分であり、部材に生ずる ε と $T_{\max}$ がわかれば良い。なお、(8)式または(14)式における ε は、実際部材に生じたひずみであり、したがって(17)式から得るひずみより拘束逃げを差し引いたひずみである。

Fig. 2 Comparison of thermal fatigue results with theoretical results

以上述べた熱疲労破壊の条件式は、実験条件たとえば高温で引張りまたは圧縮応力が生ずる場合、加熱冷却速度、高温保持時間、試験片形状などには顕著な影響を受けないことが実験的に確かめられている。

4. 拘束一定型熱疲労と拘束変動型熱疲労の関係

前節で述べたように、温度の影響を考慮すれば拘束変動型と拘束一定型の熱疲労は全く同一の関係式で統一できることが明らかになった。したがって、両者にはなんら相違がないはずである。ところが両者の実験結果を ε と N の関係で求めると、Fig. 3 に見るように相違が見受けられる。これは両試験で ε の意味が違っていることを示している。すなわち、図において実線は拘束変動型熱疲労試験結果であり、したがって、各直線上では ε_T が一定であるから ε が変化しても温度は変化しない。また一点鎖線または二点鎖線は、拘束一定の熱疲労試験結果を表わしたものである。よって ε と温度の間には

$$\varepsilon = \eta \varepsilon_T = \eta \cdot \alpha \cdot \Delta T = 2\eta\alpha(T_{\max} - T_m) \quad (18)$$

ただし、 η ; 拘束率

の関係がある。通常拘束一定試験では T_m を一定にするから、 ε を変化させるためには $T_{\max}$ を変化させる必要があり、結局拘束一定型熱疲労では ε が変化すればそれと同時に $T_{\max}$ も変化することになる。

拘束一定型または拘束変動型熱疲労において、 ε と N との間には3. で述べたように全く同一の関係式(8)が成り立つ。(8)式を全微分すると

$$\frac{dN}{N} = - \left(\frac{2\varepsilon}{\varepsilon^2 - \varepsilon_0^2} d\varepsilon + \frac{Q_1}{T_{\max}^2} dT_{\max} \right) \quad (19)$$

となる。いまひずみを $d\varepsilon$ 変化させる。このようなとき拘束変動型では温度は変化しないから $dT_{\max} = 0$ である。しかし拘束一定の場合(18)式に見るように

$d\varepsilon = 2\eta\alpha dT_{\max}$ となる。したがって、

拘束変動型熱疲労試験

$$\frac{dN}{N} = - \frac{2\varepsilon}{\varepsilon^2 - \varepsilon_0^2} d\varepsilon \quad (20)$$

拘束一定型熱疲労試験

$$\frac{dN}{N} = - \left(\frac{2\varepsilon}{\varepsilon^2 - \varepsilon_0^2} + \frac{Q_1}{2\eta\alpha T_{\max}^2} \right) d\varepsilon \quad (21)$$

Fig. 3 Strain range versus number of cycles to failure

となる。すなわち、後者の場合 $T_{\max}$ に相当する項だけ寿命の減少割合が著しくなるわけである。このために後者の ε - N 線図における直線の傾きが前者のそれに比べてゆるやかになる。

以上からわかるように、温度の影響が一定の拘束変動型熱疲労におけるひずみと、 $T_{\max}$ の影響をも含めた拘束一定型熱疲労におけるひずみは、試験結果を(8)式のように整理すると(8)式における ε は純然たる機械的ひずみとなり、温度の影響は含まなくなる。したがって、(8)式を用いると熱疲労におけるひずみと温度の影響を完全に分離することができるわけである。

そこで拘束一定型熱疲労は、拘束変動型熱疲労において特に(18)式の関係を満たすように試験条件を選んだ場合に相当するわけである。著者らが行なった拘束変動型熱疲労においても $\varepsilon = \varepsilon_T$ になるような点を結ぶと Fig. 3 の破線のようになり、直線の傾きは拘束一定型の場合とほぼ同じになる。

5. ε - $T_{\max}$ - N 線図

以上述べてきたことから明らかなように、熱疲労では ε と $T_{\max}$ を同時に考慮しなければならないことがわかる。したがって、熱疲労寿命を求めるには、部材に生ずるひずみと繰返最高温度の二つの因子を求めなければならない。しかし(8)式を使用するに際して次の二つの問題が生ずる。

まず、(8)式の定数を求めるには熱疲労試験を行なわねばならないが、その実験はできるだけ容易でなければならない。そのためには拘束一定型熱疲労試験がいちばん容易である。

しかし、実際に熱疲労が問題となる場合、部材の拘束率が完全に100%であることはまれであり、普通温度変動と同時に部材の拘束率も変化する。このような場合の熱疲労寿命を求めるには拘束が周期的に変動する熱疲労試験を行なう必要がある。このような試験を行なうには試験機の製作が容易でない。したがって、できるだけ簡単な試験、すなわち拘束一定型熱疲労試験結果からより複雑な熱疲労寿命、すなわち拘束が変動する場合の熱疲労寿命を推定する方法を考えなければならない。ところで前節で述べたように、両者においてともに(8)式が成立するから、(8)式を使用すれば両試験の結果を相互に利用できるわけである。本節ではそれを図を用いて簡単に行なう方法について述べる。

今、 T_m を一定にして一定の拘束率の下で ΔT を変化させて N を求めると Fig. 4 の丸印のような実験点を得る。これらは(8)式で表わすことができる。ここに得られた実験点はある拘束率で実験された結果であるから、拘束率が変化すれば同じ温度繰返しを与え

ても N は変化する。しかし、拘束率が変化しても (8) 式を使用すると種々の拘束率における N を求めることができる。なぜなら温度繰返し換言すれば $T_{\max}$ が一定であっても拘束率が変化すれば部材に生ずるひずみ ε は変化するから (8) 式から N も変化するわけである。したがって、種々の温度繰返しにおける ε_0 が求まっていると、拘束型の熱疲労試験の各実験点をとって、(8) 式に実験点に相当した温度繰返しにおける ε_0 を代入して $T_{\max}$ を一定とした (8) 式の曲線を引くと、その曲線が考えている一定の温度繰返しにおいて拘束が変化したときの ε の N に及ぼす影響を示したものとなる。

実際問題として、各温度繰返しにおける ε_0 を求めるのは困難であるから安全側の値として拘束の影響を求めるには ε_0 を無視した (14) 式を使用する方が便利である。すなわち、Fig. 4 で太一点鎖線は $T_m = 350^\circ\text{C}$ 一定として ΔT を変化させた場合であり、右から 450~250, 475~225, 525~175 $^\circ\text{C}$ 温度繰返し等となっている。また、太二点鎖線は $T_m = 550^\circ\text{C}$ の場合である。図は両対数目盛であるから、各実験点を通るように $(-1/2)$ の傾きの直線を引くと細一点鎖線または細二点鎖線のようになる。これらの細線は、各温度繰返しにおける (14) を表わしている。したがって、図に示す細線を用いると、 $T_m = 350^\circ\text{C}$ または 550°C としたときの ΔT と ε が同時に変化したときの安全側の N を求めることができるわけである。

図の実線は著者らが求めた結果を示したものである。すなわち、細実線は拘束が変化する場合であり、それから逆に $T_m = 400^\circ\text{C}$ の拘束率 100% 一定の場合に相当する ε と N の関係は図の太実線のように求めることができる。したがって、Fig. 4 の細線はすべて拘束が変動する場合の ε の N と関係を示していることになる。

このように、Fig. 4 は ε と N と $T_{\max}$ の三つの因子の関係を示しており、いかなる拘束率の下における熱疲労寿命も図から直ちに求めることができる。これを ε - $T_{\max}$ - N 線図と呼ぶことにする。拘束率に特別の制限のない拘束一定型の熱疲労試験を行ない、そのときの温度繰返しと生じたひずみ ε および N を求めれば実

験点を得る。そして、その実験点を通して $(-1/2)$ の傾きの直線を引くと ε - $T_{\max}$ - N 線図を作製することができるわけである。この線図を使用すれば部材が受ける温度繰返しと生ずるひずみが求まると図から直ちに N が求まるわけであり、実用上大変便利である。

6. 結 言

著者らがすでに行なってきた系統的な熱疲労試験結果をもとにして、熱疲労破壊の条件式をひずみと温度おのこの影響の重複した結果として求めた。得られた結果を要約すれば次のとおりである。

(1) 定ひずみ疲労および温度の影響が一定または一定とみなせるような熱疲労破壊の条件式として、

$$\varepsilon^2 = \varepsilon_0^2 + K_1/N$$

または

$$\varepsilon^2 = K_2/N, (\varepsilon^2 \gg \varepsilon_0^2)$$

なる式を導いた。上式において ε_0 は耐久限に相当するひずみであり、 K_1 ならびに K_2 は実験的に求めうる定数である。上式は不銹鋼の場合実験結果をたくみに表わす。

(2) 熱疲労に対する破壊の条件式として

$$\varepsilon^2 = \varepsilon_0^2 + K_3 \exp(Q_1/T_{\max})/N$$

$$\varepsilon^2 = K_4 \exp(Q_2/T_{\max})/N, (\varepsilon^2 \gg \varepsilon_0^2)$$

または

$$\varepsilon^2 = \varepsilon_0^2 + \frac{K_5 \exp(Q_3/T_{\max} - R_1 \cdot \Delta T)}{N}$$

$$\varepsilon^2 = \frac{K_6 \exp(Q_4/T_{\max} - R_2 \cdot \Delta T)}{N}, (\varepsilon^2 > \varepsilon_0^2)$$

なる式を導いた。しかし、実用的には $T_{\max}$ のみを考慮した前の二式で十分に熱疲労寿命を推定することができる。

(3) 拘束が周期的に変動する熱疲労と拘束が常に一定の熱疲労とは、温度の影響を考慮すれば全く同じことになり、先に述べた熱疲労に対する破壊の条件式で統一的に表わすことができる。したがって、上述の条件式は、拘束が変化するときも、また拘束率が一定でその大きさがいかなるときも成り立つ。

(4) そこで上述の条件式における定数を求めるには、できるだけ容易な熱疲労試験を行なえばよいことがわかる。このようにして求めた条件式を用いると、いかなる拘束状態になる場合の熱疲労寿命でもその部材が受けるひずみの大きさと温度がわかれば簡単な計算から求めることができる。

(5) さらに、各種の拘束状態にある熱疲労寿命を求めるに便利な線図として、 ε - $T_{\max}$ - N 線図を導いた。これを利用すると簡単な熱疲労試験の結果から複雑な熱疲労寿命を図を用いて直ちに求めることができる。

Fig. 4 ε - $T_{\max}$ - N curve

参 考 文 献

- 1) L.F. Coffin, Trans. ASME, **78**, 527 (1956)
- 2) 加藤, 機械学会第39期全国大会前刷集 (1961)
- 3) 平, 大南ほか, 材料, **12**, 114, 178 (1963)
- 4) E.E. Baldwin, G.J. Sokel and L.F. Coffin, Proc. ASTM, **57**, 567 (1957)
- 5) A. Johansson, Colloq. on Fatigue 112 (Stockholm) (1955)
- 6) 河本, 仲嶋, 田中, 材料, **12**, 112, 43 (1963)
- 7) 河本, 仲嶋, 野中, 材料, **12**, 113, 99 (1963)
- 8) 河本, 田中, 仲嶋, 材料, **12**, 120, 635 (1963)
- 9) L.F. Coffin, Trans. ASME, **76**, 931 (1954)
- 10) F.J. Clausis and J.W. Freeman NACA, Tech. Note, 4160 (1958)
- 11) 河本, 仲嶋, 野中ほか, 機論, **29**, No. 200, 738 (1963)
- 12) L.F. Coffin, Trans. ASME, **79**, 1637 (1957)
- 13) 平, 大南ほか, 材料試験, **10**, 90, 207 (1961)
- 14) 河本, 仲嶋, 材料, **12**, 118, 482 (1963)

外 国 文 献 紹 介

金 属 材 料

液体金属ふんい気におけるクラックの伝播 (Crack Propagation in a Liquid Metal Environment)

N.S. Stoloff and T.L. Johnston ACTA METALLURGICA, Vol. **11**, pp. 251~256 (1963)

液体金属中で金属を試験すると, 空気中の場合と比較して, 破断応力および延性が減少するということに対して, その機構が考えられている。クラックを拡げるのに必要な応力が, クラック先端の引張応力による原子結合の破壊を基礎にして計算されると観察された事実が説明される。

本研究では, 液体ガリウムでぬらしたカドミウムの多結晶体に対する実験データを上述の機構の説明に用いている。そして, この研究の目的は液体ガリウムのおもな役割がマイクロクラックの核形成の促進のみか, あるいはクラックの成長にも必要であるのかを調べることである。

以上の観点に立って脆性化の機構を仮定して, 実験により裏付けようとしている。

クラックを拡げるのに必要な応力として Griffith の式 $\sigma \cong \left(\frac{E\gamma}{C} \right)^{1/2}$, およびクラック伝播を伴う塑性流動のときは, Griffith の修正式 $\sigma \cong \left(\frac{E\gamma}{C} \right)^{1/2}$ を適用している。ここに σ はクラックを拡げるのに必要な応力,

E はヤング率, γ は表面エネルギー, C はクラックの長さであり, P はエネルギー項である。

液体金属の役割はクラック先端, すなわちまだ切れていない原子結合の結合エネルギーは減少させることにある。

J.J. Gilman による原子結合破壊の最大応力と, 薄い板に存在する楕円状のクラックに, 長軸に垂直に引張応力 σ をかけたときのクラック先端の応力を等しいと考えて, クラックを拡げるのに必要な負荷応力を, 最も鋭いクラックの場合を $\sigma_f = \frac{E_0 \lambda_0}{4\pi a_0} \left(\frac{a_0}{C} \right)^{1/2}$, また, 塑性変化がクラック成長を伴うとき $\sigma_f = \frac{E_0 \lambda_0}{4\pi a_0} \left(\frac{\rho}{C} \right)^{1/2}$ で与えている。 λ_0 は原子結合のおよぶ範囲を示すパラメータ, E_0 は原子結合のエネルギー, ρ はクラック先端の曲率半径である。

結果として, 降伏点, 初期加工硬化速度は液体ガリウムの影響を受けないが, 破断挙動は著しく変化した。また, 破断経過は (0001) の粒界へき開の一つが主である。さらに, 粒子の大きさを d として, $d^{1/2}$ に対して比例限度および破断応力をプロットした曲線より, 液体ガリウムの脆性化に対する役割を説明している。

(城山魁助) (660 頁へ)