機械的応力と重畳せる場合の熱疲労*

平 修 二** 大 南 正 瑛*** 白 石 忠 司****

Thermal Fatigue Combined with Mechanical Stress

by

Shuji TAIRA, Masateru OHNAMI

(Faculty of Eng., Kyoto Univ.), (Faculty of Science and Eng., Ritumeikam Univ.)

and Tadashi SHIRAISHI

(Faculty of Eng., Kyoto Univ.)

The strength characteristics of metallic materials which are to be subjected to thermal stress cycling superimposed on mechanical stress is of interest from the practical point of view in design purpose. The authors have pointed out in the previous papers an importance of the consideration of the problem in relation with the strength characteristics of materials in cyclic mechanical strain fatigue and creep rupture at elevated temperature, and have presented some analytical and experimental works in this line.

In the present paper, the thermal fatigue combined with steady mechanical stress is treated. The elongation of material is not prohibited and the mechanical mean stress does not decrease with number of cycles of thermal stress. There is another mode of combination of mechanical stress and thermal stress cycling, that is, both of mechanical and thermal stress are cycling. This category of problem has been discussed in another paper of the authors. The interest of the present study is placed on the former problem, and the fracture life and deformation of austenitic stainless steel subjected to cyclic thermal and steady mean stress is discussed in connection with both strength characteristics of fully reversed thermal stress cycling and simple creep rupture.

Test condition of combination of cyclic thermal stress amplitude $\Delta\sigma$ and steady mechanical stress σ_m is characterized by the stress ratio $\Delta\sigma/\sigma_m$. Thermal stress in hollow cylindrical specimens arose by prohibiting free longitudinal expansion and contraction of the specimen subjected to temperature cycling. The mechanical mean stress in tension is applied by pull head mechanism. In the test of small stress ratio, specimen elongates and it causes relaxation of the mean stress. In order to realize the test condition of thermal fatigue under mean steady stress, the relaxation of mean stress must be compensated. This function is realized by a relay mechanism, in which a pulling head worked by the signal sent from the electric circuit of wire strain gage mounted on a weighing bar that is installed in series with specimen. The lower stress level in the cycling of combined stresses is taken as the basis of the automatic control of combined stresses, and the control unit is set to maintain the level of the minimum stress constant.

From the present study the followings are concluded:

(1) Fracture life of materials subjected to thermal fatigue combined with tensile mean stress can be predicted approximately from both test data of completely reversed thermal stress cycling and simple creep rupture, by employing the criterions of fatigue damage and life consumption in creep rupture for the material subjected to simultaneous cyclic variation of stress and temperature. The analytical results are in good agreement with experimental results on 18-8 Cb stainless steel where $\Delta\sigma/\sigma_m$ is chosen as 0.5, 1 and 2.

(2) Tensile deformation of materials subjected to combined thermal cycling and tensile mean stress, where tensile mean stress is larger compared with thermal stress amplitude, is estimated from the test data of simple tensile creep, by using the principle of strain hardening for the material subjected to simultaneous cyclic variation of stress and temperature. The analytical results are approximately in agreement with experimental results where $\Delta\sigma/\sigma_m$ is smaller than unity.

(Received Dec. 5, 1962)

* 原稿受付 昭和37年12月5日, 当協会第5回高温強度シンポジウムにて講演(昭37.10)

** 正員 京都大学工学部 *** 正員 立命館大学理工学部 **** 正員 京都大学工学部

1. 緒 言

筆者らは今までに熱疲労に関する研究の一分野として、機械的応力との重畳作用を考慮することの必要性を指摘し、その線に沿う二、三の報告を行ってきた。すなわち、機械的応力と重畳する場合の材料の熱疲労挙動としては、まず、機械的平均応力と繰返熱応力とが重畳する場合があげられる。この場合、機械的平均応力によるひずみと熱ひずみとの重畳ひずみが一定に保たれるときは、いわゆる cycle-dependent relaxation の範ちゅうに属する挙動を示し、重畳応力は熱サイクルとともに弛緩する。一方、平均応力が弛緩することなく負荷される場合には、材料は熱サイクルに伴ってかなり大きな塑性変形を生じ、破壊が短寿命の場合にはいわゆる incremental collapse の様相を呈する。また、機械的応力が熱応力と同期して繰返変動負荷される場合には、機械的応力が両振繰返してであるか、部分引張繰返し負荷であるかによってかなり事情を異にし、前者においては疲労(破壊)の因子が主体であるのに反して、後者では静的平均応力を有する場合と同様、変形(クリープ)の因子が強度に対してかなり大きな影響を持つようになる。本報告では、これら条件下の強度性質の一つとして、静的平均応力を有する場合の熱疲労強度性質について述べることにする。なお、両振機械的応力と重畳する場合の熱疲労強度については別に報告したところである。

2. 実験方法および実験材料

機械的平均応力を有する場合の熱疲労実験を行なう目的で試作せる試験機についてはすでに報告したところであり、ここではその要点のみを述べることにする。Fig. 1 は試験機の大略の機構を示すもので、試片を上、

Fig. 1 Mechanism of equipment for the test of thermal stress cycling combined with mechanical stress

下平板にて固定し、これに繰返温度変化(直接通電方式による)を与えることによって繰返熱応力を与えた。また、静機械的応力の負荷装置および引張平均応力と繰返熱応力とを重畳した場合の試片の伸びに伴う重畳応力の低下を防止する装置として、ウォーム歯車系よりなる引張負荷装置およびその付属装置を設けた。実験は、熱ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ (あるいは温度振幅 ΔT) および平均応力 σ_m を与えられた応力比 $\Delta\sigma/\sigma_m$ (ここで $\Delta\sigma$ は熱応力振幅) を満足するよう選んで行なった。この場合、 $\Delta\sigma$ は熱サイクルに伴って漸次増加するが、あるサイクル後にはほぼ飽和状態に達するので、あらかじめ $\Delta\sigma$ の増加状態を予想して(両振熱応力試験結果から)破断までにおける $\Delta\sigma$ の変化に対してその平均値を $\Delta\sigma$ として採用した。したがって、応力比 $\Delta\sigma/\sigma_m$ はかかる平均的な熱応力振幅 $\Delta\sigma$ と初期引張平均応力 σ_m との比で定義するものとした。

実験の具体的な操作は以下の方法によった。すなわち、初め平均引張応力 σ_m を高温側温度 T_2 で負荷し、続いて低温側温度 T_1 まで温度変化させることによって試験片に引張熱応力を重畳負荷せしめる。次いで、温度をふたたび T_2 まで変化するとき、重畳応力(引張平均応力と引張熱応力の)は除荷方向の過程をたどって変化し、平均引張応力 σ_m に対して応力振幅が両振になるようにまず下限応力レベルを設定する。ただし、この除荷方向の過程において温度振幅 ΔT を満足せねばならず、もしこれを満足しないおりは与えられた応力比 $\Delta\sigma/\sigma_m$ を満足する範囲内で適当に σ_m を加減せねばならない。この除荷方向の過程(温度変化にして T_1 から T_2 の過程)において生ずる応力振幅が初期熱応力振幅となる。さらに、初期平均応力は上述するように、初期熱応力振幅より若干大きくなる平均熱応力振幅を予想して与えられた応力比を満足するように設定される。(いいかえれば、実験の初期においては与えられた応力比より若干控え目の値をとるが、熱応力振幅の漸進に伴い与えられた応力比をほぼ満足するようになる)。これ以後のサイクルに対しては、上述のように設定された下限応力レベルを常に一定に保つようにし、この操作には Fig. 1 の検力棒⑥から検出される応力を③→①→②→④→⑤を経てウォーム歯車機構により下限応力レベルからの低下分を引張負荷せしめる方式をとった。なお、検力棒⑥における抵抗線ひずみゲージの時間的安定性については、Fig. 1 の⑨に示す Martens 光学鏡装置(倍率 1 200)により適時補正を行なった。

本実験に用いた材料は AISI 347 型不銹鋼 (1 100°C W.Q.) であり、Table 1, 2 はその化学的成分および常温と 400°C における静機械的性質を示す。また Fig. 2 は試片形状を示す。

3. 実験結果

Fig. 3 は応力比 $A=\infty, 2, 1$ および 0.5 の下における各実験結果を縦軸に熱ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ (%), 横軸に破壊繰返数 N をとって整理したものであり、一連の実

Fig. 2 Test specimen

Fig. 3 Fracture life of AISI 347 type stainless steel subjected to cyclic thermal stress superimposed on mechanical stress

Fig. 4 Fracture life of 347 type stainless steel subjected to thermal cycling combined with mechanical stress in relation with thermal stress amplitude

験は温度サイクルの上、下限温度 T_1 および T_2 の平均温度を 400°C , 繰返速度 1cpm として行なった. 図において $A=\infty$ の結果は両振熱疲労実験結果(機械的応力は含まず, また厳密には若干の引張平均熱応力を生ずる)を示す. 図からわかるように熱応力振幅に対する平均応力負荷の割合が大きくなるほど, 同一熱ひずみ振幅で比較して寿命が短くなる. Fig. 4 は Fig.

Fig. 5 Change of thermal stress amplitude accompanying with number of cycles of thermal stress

Fig. 6 Thermal stress amplitude versus tensile mean stress limit diagram in thermal fatigue fracture combined with mechanical stress for AISI 347 type stainless steel

Table 1 Chemical Composition (%) and heat-treatment

C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Nb	Cu
0.065	1.79	0.35	0.009	0.024	11.97	18.10	0.78	0.05

Heat-treatment

Kept at $1,100^\circ\text{C}$ for 2 hrs. and quenched in water

Table 2 Mechanical properties of material tested

Temperature	Yield point $\sigma_{0.2}$ (kg/mm²)	Tensile strength σ_B (kg/mm²)	Elongation φ (%)	Area contraction ψ (%)	Hardness H_V
Room temperature	21.7	56.3	62.5	71.5	145
400°C	13.6	43.9	36.9	69.5	—

3の結果を熱応力振幅 $\Delta\sigma$ で示したものであり、Fig. 3の結果と同様の傾向を示す。ここで $\Delta\sigma$ はFig. 5の一例に示すように、熱サイクルに伴い漸増する傾向を有するが、Fig. 4の縦軸は破壊繰返数までの平均値をもって $\Delta\sigma$ とした。Fig. 6の丸印は $N=10^3$ および 10^4 における熱応力振幅 $\Delta\sigma$ と、引張平均応力 σ_m との関係を示す破壊強度線図であり、縦軸は平均温度 400°C での両振熱疲労強度（それぞれ $N=10^3$ および 10^4 における）を、横軸は温度 400°C におけるクリープ破断強度（それぞれ $t=10^3$ および 10^4min. における）を示す。

4. 考 察

機械的平均応力と繰返熱応力とが重畳する場合の強度性質は、平均応力負荷によるクリープと繰返熱応力による疲労の二つの要素から決まるものと考えられる。以下は上述の実験結果を考察するため、本条件下の強度を両振熱疲労強度およびクリープ破断強度との関連において破壊（寿命）および変形のそれぞれについて解析を行なう。

(I) 疲労破壊

平均応力が重畳した場合の熱疲労寿命は、その条件下における熱疲労損傷 ϕ_f とクリープ損傷 ϕ_s との和が材料の許容値 ϕ_c に達したとき破壊するとの仮定から解析することができる。すなわち、

$$\phi_f + \phi_s = \phi_c \quad \text{あるいは} \quad \frac{\phi_f}{\phi_c} + \frac{\phi_s}{\phi_c} = 1 \quad (1)$$

ここで ϕ_f はさきに報告せる熱疲労損傷の解析結果から求められるもので以下のように表わされる。すなわち、1サイクル中に生ずる熱疲労損傷 $\Delta\phi_f$ は、そのサイクルにおいて生ずる塑性ひずみ振幅 $\Delta\varepsilon_p$ に依存し次式で与えられる。

$$\Delta\phi_f = 2\lambda_f(T_e)(\Delta\varepsilon_p)^2 \quad (2)$$

ここで係数 λ_f は温度サイクルに関係する係数であり、 $\lambda(T_e)$ はこれをある一定温度 T_e の下での係数に換算したものであり、 $\Delta\varepsilon_p$ の $\Delta\varepsilon$ の中で占める割合が大および小であることによってそれぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \lambda_f(T_e) &= \frac{1}{\Delta T} \int_{T_1}^{T_2} \lambda_f(T) dT \\ \lambda_f(T_e) &= \frac{1}{2} [\lambda_f(T_1) + \lambda_f(T_2)] \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここで $\lambda(T)$ は任意温度下における λ の値を示し、これは一定温度下の定ひずみ高温疲労試験結果から求められるものである。したがって、(2)式より任意の繰返数 N における熱疲労損傷率 $\frac{\phi_f}{\phi_c}$ は次式で与えられる。

$$\frac{\phi_f}{\phi_c} = \frac{1}{\phi_c} \cdot 2N\lambda_f(T_e)(\Delta\varepsilon_p)^2 \quad (4)$$

(4)式において $\Delta\varepsilon_p$ を

$$\Delta\varepsilon_p = k_f(\Delta\sigma)^{\alpha_f} \quad (k_f, \alpha_f: \text{定数}) \quad (5)$$

とおくとき、(4)式は次式のようになる。

$$\frac{\phi_f}{\phi_c} = 2N \frac{\lambda_f(T_e)}{\phi_c} k_f^2 (\Delta\sigma)^{2\alpha_f} \quad (6)$$

一方、クリープ損傷 ϕ_s についてはクリープ破断寿命の消耗率の仮定を用いることとする。すなわち、一定温度 T および一定応力 σ の下でのクリープ破断寿命を t_r' として同応力および温度条件下で t 時間 ($t \leq t_r'$) 負荷した場合、材料の受けたクリープ損傷率を $\phi_s/\phi_c = t/t_r'$ で定義するものとするとき、変動応力 $\sigma(t)$ および変動温度 $T(t)$ の下で t_r 時間経過したときの損傷率は温度および応力の履歴の影響を無視することにより次式で与えられる。

$$\frac{\phi_s}{\phi_c} = \int_0^{t_r} \frac{dt}{t_r'} \quad (7)$$

ここでは dt は変動応力および変動温度下の任意時刻 t における微小時間を表わす。いま、応力および温度一定条件下の材料の破断寿命 t_r' を

$$t_r' = \lambda_s(T)\sigma^{-\alpha_m} \quad (8)$$

で表わすとき(7)式は次式のようになる

$$\frac{\phi_s}{\phi_c} = \int_0^{t_r} \frac{\sigma^{\alpha_m}}{\lambda_s(T)} dt \quad (9)$$

ここで $\lambda_s(T)$ は温度 T に依存する係数であり、 α_m は定数である。なお、(8)式は温度一定下のクリープ破断試験結果が応力 σ と破断寿命 t_r の両対数目盛上でほぼ直線関係にあること（後述の Fig. 8）を考慮して置いたものである。(9)式において温度および応力サイクルの周期を p とするとき、 $t_r = N \cdot p$ なる関係が成り立つので(9)式は次式のように書き替えられる。

$$\frac{\phi_s}{\phi_c} = N \int_0^p \frac{\sigma^{\alpha_m}}{\lambda_s(T)} dt \quad (10)$$

したがって(6)式および(10)式を(1)式に代入することにより破壊の条件式は次式で与えられることになる。

$$2N \frac{\lambda_f(T_e)}{\phi_c} k_f^2 (\Delta\sigma)^{2\alpha_f} + N \int_0^p \frac{\sigma^{\alpha_m}}{\lambda_s(T)} dt = 1 \quad (11)$$

(11)式において右辺第2項中の σ は機械的応力と熱応力との重畳応力を表わすので、(11)式から直接応力振幅 $\Delta\sigma$ と平均応力 σ_m との関係を N をパラメーターとして求めることができない。ゆえにある与えられた N に対して(11)式を満足するように $\Delta\sigma$ を与えることによって σ_m を trial and error によって求めねばならない。まず、(11)式左辺第1項の係数 $\frac{\lambda_f(T_e)}{\phi_c} k_f^2$ および α_f は両振熱疲労試験結果から求めることができる。すなわち、この場合には熱疲労損傷の項のみを考慮するので

$$2N \frac{\lambda_f(T_e)}{\phi_c} k_f^2 (\Delta\sigma)^{2\alpha_f} = 1 \quad (12)$$

となり、Fig. 4 の $\Delta\sigma-N$ 線図（ただし $A=\infty$ ）のこの配から α_f を、また N を指定することによって係数 $\frac{\lambda_f(T_e)}{\phi_c} k_f^2$ を求めることができる。一方、(11)式左辺第2項中の係数 $\lambda_s(T)$ および α_m を直接求める代わりに以下の簡便法を採用した。すなわち、(11)式において熱応力振幅 $\Delta\sigma$ を適当に与え、それによって温度振

幅 ΔT を決める. 次いで ΔT が決まれば平均温度 T_m が決まっているので, 上, 下限温度 T_1 および T_2 が定まる. したがって, いま(8)式から導かれる

$$\frac{\sigma_m}{\lambda_s(T)} = \frac{1}{t_r'} \quad (8')$$

なる関係を用いて Fig. 7 に示すように応力および温度波形から一周期中における任意時刻 t における応力, 温度を読み取り, 一周期中における $1/t_r'$ 曲線を描く. Fig. 8 は $1/t_r'$ を計算する際に用いた各温度における本材料のクリープ破断試験結果(試片形状は中空円筒, 加熱方式は熱疲労試験と同じく直接加熱方式による)を示す. Fig. 8 の $1/t_r'$ 曲線が一周期の間でなす面積が(11)式左辺第2項中の $\int_0^p \frac{\sigma_m}{\lambda_s(T)} dt$ に相当する. したがって, この面積に N を乗じたものと(11)式左辺第1項を加えたものとの和が1になるように平均応力 σ_m を trial and error によって求める. 以上の計算を破壊繰返数 $N=10^3, 10^4$ について行なった結果を Fig. 6 の実線にて示す. 図からわかるように, 両振熱疲労およびクリープ破断試験結果から計算せる平均応力を有する場合の熱疲労強度の推定値は実験結果とかなりよく一致する.

(II) 疲労変形

平均応力を有する場合の熱疲労において応力比 A が小さい場合, 熱サイクルに伴ってかなり大きな塑性変形を生ずることについてはすでに報告したところである. Fig. 9 は応力比 $A=0.5$ の下での熱サイクルに伴う変形曲線を示し, 図からわかるように伸び曲線は通常のクリープ曲線とよく相似しており, また, 同一応力比の下でひずみ振幅あるいは温度振幅が大きくなるほど短時間で大きな変形量に達する. また, Fig. 10 は Fig. 7 と同様変形に関する強度線図の一例を示し, 図は $t=10^3$ 分において引張りひずみ $\varepsilon=2\%$ を生ずる熱応力振幅 $\Delta\sigma$ と機械的平均応力 σ_m との関係線図を示す. 図において $A=0$ は静クリープ試験結果(温度 400°C)を示し, 図から応力比が0より大きくなるに

従って同一時間で同一ひずみ量に達するのに要する平均応力が減少することがわかる.

かかる条件下の塑性変形は, およそ $A=1$ 以下においては主として応力および温度変動下のクリープに基づくものと考えられ, 以下の方法によって一定温度および一定応力下の静クリープ試験結果から近似的推定が可能である. すなわち, 変形における温度および応力履歴の影響がないものとしてひずみ硬化説より解析することができ, 変形条件式は次式で与えられる:

Fig. 8 Tensile creep rupture of AISI 347 type stainless steel under fixed temperature and load

Fig. 9 Elongation of AISI 347 type stainless steel in thermal stress cycling combined with mechanical mean stress (Stress ratio $A=0.5$)

Fig. 7 Graphical evaluation of $\int_0^p \frac{\sigma_m}{\lambda_s(T)} dt$ in Eq. (27)

Fig. 10 Interaction curve for combined cyclic thermal and mechanical mean stress in the case of 2% tensile strain of AISI 347 type stainless steel

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + I^n t^n \quad \text{ただし} \quad I = \frac{1}{p} \int_0^p \lambda_s'(T)^{1/n} \sigma^{\alpha_m'/n} dt \quad (13)$$

ここで ε_0 は初期ひずみを, $\lambda_s'(T)$, α_m' および n は一定応力・温度下の破断までのクリープ式を

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \lambda_s'(T) \sigma^{\alpha_m'} t^n \quad (14)$$

で近似したときの各係数を表わす。したがって、静クリープ試験結果から(14)式の各係数を求め、任意の $\Delta\sigma$ に対して1周期(p)中における応力 σ および温度 T の変化を知ることによってひずみ ε は(13)から計算することができる。Fig. 10 の実線は $A=0$ における静クリープ試験結果からの計算値であって、実験結果と近似的に一致する。なお、厳密には熱サイクルに伴う応力振幅の増加を考慮する必要がある²⁾、また、この種の条件では温度の高温側で応力サイクルの応力レベルが低くなる¹¹⁾ので、これら履歴の影響も考慮する必要がある。

5. 結 論

以上の実験およびその解析から以下のことが結論される。すなわち、機械的平均応力を有する場合の熱疲労強度は、基本的には両振熱疲労および静クリープの(177頁より)

500°C までの軟鋼の疲労強度 (The Fatigue Behaviors of Mild Steels at Temperatures up to 500°C) by P.G. Forrest Jour, Iron and Steel Inst. Vol. 200, Part 6, p. 452 (June 1962) 図8, 表2

軟鋼は約100°C以上の温度では抗張力も疲労強度も上り、200~400°Cで最大になる。抗張力が最大になる温度はひずみ速度に依存し、疲労では繰返速度に依存する。強度の増大は脱酸操作と鋼の熱処理に依存し、その影響は炭素量を減少することによりほとんど完全に抑制される。400°C以上では、各種の繰返速度における疲労強度は繰返数よりも破断に至る時間に依存し、疲労限は存在しない。この挙動は、450°C真空中での疲労試験によれば、corrosion fatigueの結果とは思われない。これは疲労寿命が1サイクルあたりの塑性ひずみに依存するためである。疲労試験中に測定される cyclic plastic strain から繰返速度の影響を説明しうる。(鈴木房幸)

Cu と Al の多結晶体におけるひずみ硬化の回復 (Dynamic Recovery from Strain-Hardening in Polycrystalline Copper and Aluminum) by F.P. Bullen and M.M. Hutchison Philosophical Magazine, Vol. 7, No. 76, p. 557 (Apr. 1962) 図12

変形理論として広く採用されている固体状態力学方程式 (mechanical equ. of state) は広い温度範囲にわたって必ずしも成立するものではない。その原因とし

各強度性質から解析することができ、まず破壊に関しては疲労およびクリープの各損傷率の概念から解析を行ない、また、変形に関してはひずみ硬化の概念から解析を行なった。解析結果は AISI 347 型不銹鋼に対する実験結果とかなりよい一致をみることを確かめた。

最後に本研究を行なうにあたり、実験材料の提与を得た神戸製鋼所中央研究所に対して謝意を表するものである。

参 考 文 献

- 1) 平, 大南, 京極, 材料試験, 10, 90, 207 (1961)
- 2) 平, 大南, 京極, 機械学会論文集, 28, 191, 800 (1962)
- 3) 平, 大南, 皆田, 機械学会関西支部総会講演会前副 (1962)
- 4) 平, 大南, 皆田, Proc. 5th. Jap. Cong. Test. Mat., 45 (1961)
- 5) Do Dean Morrow and J.M. Sinclair, ASTM STP, No. 273 (1960)
- 6) 平, 大南, 白石, Proc. 6th Jap. Cong. Test. Mat., (1962) に掲載予定
- 7) 平, 小寺沢, 大南, 材料試験, 9, 85, 636 (1960)
- 8) 平, 大南, 皆田, 白石, 機械学会論文集, 28, 191 (1962)
- 9) 平, 大南, 機械学会論文集, 27, 176, 387 (1961)
- 10) 平, 大南, 杉岡, 機械学会論文集, 27, 176, 380 (1961)
- 11) 平, 大南, Proc. 3rd Jap. Cong. Test. Mat., 50 (1959)

ては、温度により変形機構が異なること、ならびに温度に依存する軟化過程が考えられる。

本論文では、高純度銅およびAlの多結晶体を用いてひずみ硬化の回復現象を調べている。実験は77°K~437°Kで引張ひずみを与えて除荷した後、基準温度77°Kに温度を下げて降伏応力 δ_T (flow stress) を測定する。この応力と最初から77°Kで引張試験した時の同一ひずみでの応力 δ_{77} との差 $\Delta\delta = \delta_{77} - \delta_T$ がひずみ硬化量を表わすので、 $\Delta\delta/\delta_{77}$ の値を用いて各温度におけるひずみ硬化量の比較を行なった。実験結果によれば、引張予ひずみ ε と上記の応力低下との間には $\Delta\delta/\delta_{77} = KT(A + \varepsilon) - B$ の関係がある。(K, A, B は定数) すなわち、 $\varepsilon_0 = B/KT - A$ 以下のひずみでは温度によるひずみ硬化の差は生じない。これ以上のひずみを与えた場合は固体状態力学方程式は適用し得ない。flow stress の温度依存性は転位の運動の Varrier の特性、すなわち、ひずみ硬化の特性と考えられる。本実験では、flow stress の温度依存性はひずみの関数であり、変形温度に無関係である。同様に flow stress のひずみ速度依存性もひずみ量により決る。したがって、ひずみ硬化の機構は温度により変わらず、温度上昇に伴い回復過程が加わるものと結論される。回復量はまた $\Delta\delta/\delta_{77}$ と関係があり、sub grain size と密接な相関性が存在し、転位がその境界に再配列するために生ずると結論している。(鈴木房幸)

(190頁へ)