みが最初の負荷側にかたよってしまうが、黄銅の場合には、そのようにならないで、正負のひずみがほぼ等しくでていることによって、第1応力区間のひずみを2倍して、第2応力区間のひずみと結んでみた。もちろんこのことには物理的な理由は何もないが、このようにすると第16~18図の曲線は材料の片振り荷重の繰返しに伴う硬化の現象を示すのに都合良いのではないかと考えられる。

(4) 静的なバウシinger効果の定義は鶴戸口氏の定義と同じように考えている。疲れバウシinger現象をも静的バウシinger現象と同じ定義とすれば本研究

の結果では第2応力区間以後バウシinger現象が生じ、議論の対象はバウシinger効果の大小のみとなる。筆者らが問題とする疲れバウシinger効果は各応力段階において順次生ずる変形を問題としている。したがって第2応力区間で疲れバウシinger効果が現われるのは第7, 11および15図から明らかであり、また第2および第3応力区間における塑性ひずみ量を比較すれば第3応力区間のそれが減少しているから第3応力区間では疲れバウシinger現象が見られない、あるいはバウシinger効果が負になると言えると思う。

539.434:620.178.38

18-8 Cb 鋼および 2¹/₄ Cr-1 Mo 鋼の

熱疲れと定ひずみ高温疲れ*

平 修二**, 大南正瑛***, 皆田日出男****, 白石忠司****

Thermal Fatigue and Cyclic Strain Fatigue at Elevated Temperature of 18-8 Cb Steel and 2.25Cr-1 Mo Steel

by Shuji TAIRA, Masateru OHNAMI, Hideo MINATA, and Tadashi SHIRAISHI

In the previous paper the authors discussed the prediction of lifetime for thermal fatigue of heat-resistant metals from the information of cyclic strain fatigue at high temperature basing on the analysis and the experiments. In the present paper, interests were placed on confirming the criterion on prediction of lifetime for thermal fatigue, from the tests of both thermal fatigue and cyclic strain fatigue at elevated temperature on AISI 347 type stainless steel and 2.25Cr-1 Mo steel, and the following conclusions were obtained from the present study; (1) In order to relate thermal fatigue strength with cyclic strain fatigue strength, an equivalent temperature was introduced as steady temperature at which the material endures the same strain amplitude, for the same lifetime as under thermal stress cycling. The equivalent temperature for AISI 347 type stainless steel was approximately equal to the mean temperature of cyclic temperature and on the other hand, for 2.25Cr-1 Mo steel it was approximately equal to the upper temperature. (2) According to the analysis, material subjected to cyclic thermal stress at different frequencies fractures after the same number of thermal strain cycles. However, from the tests of AISI 347 type stainless steel, it was found that the lifetime at 0.1 c/min was slightly smaller than that at 1 c/min.

1. 本研究の目的

筆者らはすでに熱疲れ試験結果を定ひずみ高温疲れ試験結果から推定するための基準を確立するために、

AISI 318 ステンレス鋼に対する実験⁽¹⁾および筆者らと小寺沢によるその解析⁽²⁾を進めてきたが、このような推定基準がはたして他の多くの耐熱合金に対して成り立つかどうかを実験的に確かめることは実際問題としてきわめて必要なことがらである。本論文では高温高圧ボイラの過熱器や蒸気管などに広く使用される AISI 347 ステンレス鋼および 2¹/₄ Cr-1 Mo 鋼を試験材料に選り両試験結果の相関性を論じたものである。

* 昭和 36 年 3 月 17 日 関西支部第 36 期定時総会講演会において講演, 原稿受付 昭和 36 年 10 月 2 日。

** 正員, 京都大学工学部。

*** 正員, 立命館大学理工学部(京都市北区等持院北町)。

**** 准員, 京都大学大学院。

2. 熱疲れと定ひずみ高温疲れの相関性

熱疲れと定ひずみ高温疲れの相関性を論ずる上で、金属組織学的な問題を除いてはまず次の 2 点に留意する必要がある。すなわち、(i) 熱疲れ試験結果を定ひずみ高温疲れ試験（一定温度下で試験）から推定するための高温疲れ試験における相当定常温度の定義、および (ii) 両試験結果における破壊繰返し数に及ぼす繰返し速度の影響があげられる。以下に筆者らおよび小寺沢による前報⁽²⁾の解析結果に触れ本研究の問題点を明らかにすることとする。

一定温度下の定ひずみ高温疲れにおいて半サイクルに増加する疲れ損傷 $\Delta\phi$ はその間に材料の受ける塑性変形量を $\Delta\epsilon_p$ の二乗に比例して次式で与えることができる。

$$\Delta\phi = \lambda(T)(\Delta\epsilon_p)^2 \quad (1)$$

ここで $\lambda(T)$ は温度 T によって定まる比例定数である。したがって疲れ破壊は (1) 式で表わされる疲れ損傷が累積して一定値 ϕ_c に達したとき生ずるものとするれば、破壊繰返し数を N として

$$\phi_c = 2N \cdot \Delta\phi = 2N\lambda(T)(\Delta\epsilon_p)^2 \quad (2)$$

で与えられる。(1) 式で与えられる $\Delta\phi$ は半サイクルに対するものであるが、サイクルの途中における塑性ひずみを $\delta\epsilon_p$ とし、これに対応する損傷の増加量を $\delta\phi$ とすると

$$\delta\phi = \lambda(T) \cdot (\delta\epsilon_p)^2 \quad (3)$$

が成立し、したがって両辺を微分すると

$$d(\delta\phi) = 2\lambda(T)(\delta\epsilon_p)d(\delta\epsilon_p) \quad (4)$$

なる関係が成立する。

いま、熱疲れ試験（温度変動は高温側 T_2 と低温側 T_1 間 ΔT を繰返される）における材料の応力-ひずみ曲線を第 1 図⁽²⁾のごとく近似するとき、昇温過程および降温過程において弾性変形から塑性変形に移り変る位置における温度 T_3 , T_4 は次式で表わすことができる。

$$T_3 = T_2 - \xi \Delta T, \quad T_4 = T_1 + \xi \cdot \Delta T \quad (5)$$

ただし

$$\xi = \Delta\epsilon_p / \Delta\epsilon \quad (6)$$

とおいた。ここで $\Delta\epsilon$ は全ひずみ振幅（熱ひずみ振幅）を表わし、 $\Delta\epsilon = \alpha \Delta T$ (α は線膨張係数) で与えられる。したがって昇温過程において生ずる疲れ損傷 $\Delta\phi_1$ は、(4), (5) 式を用いて次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \Delta\phi_1 &= 2 \int_0^{\Delta\epsilon_p} \lambda(T) \cdot \delta\epsilon_p \cdot d(\delta\epsilon_p) \\ &= 2\alpha^2 \int_{T_3}^{T_2} \lambda(T)(T - T_3) dT \quad (7) \end{aligned}$$

同様に降温過程においても

$$\Delta\phi_2 = 2\alpha^2 \int_{T_4}^{T_1} \lambda(T) \cdot (T - T_4) \cdot dT \quad (8)$$

一方、相当定常温度を T_e として、その温度の下で熱疲れにおいて生ずると同じ大いさのひずみ振幅を与えて高温疲れ試験を行なうとき、1 サイクルに生ずる疲れ損傷は (1) 式より

$$2\Delta\phi = 2\lambda(T_e)(\Delta\epsilon_p)^2 \quad (9)$$

であるが、ひずみが熱疲れの場合と同一であることを考慮して $\Delta\epsilon = \alpha \Delta T$ とおくと、

$$2\Delta\phi = 2\alpha^2 \lambda(T_e) \xi_1^2 (\Delta T)^2 \quad (10)$$

で与えられる。ただし ξ_1 は一定温度下における $\Delta\epsilon_p / \Delta\epsilon$ である。したがって $2\Delta\phi = \phi_1 + \phi_2$ を考慮して (7), (8), (10) 式から

$$\begin{aligned} \lambda(T_e) \xi_1^2 (\Delta T)^2 &= \int_{T_2 - \xi \Delta T}^{T_2} \lambda(T)(T - T_2 + \xi \cdot \Delta T) \cdot dT \\ &\quad + \int_{T_1}^{T_1 + \xi \cdot \Delta T} \lambda(T) \cdot (T_1 + \xi \cdot \Delta T - T) \cdot dT \quad (11) \end{aligned}$$

なる関係が得られる。

ここで全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ 中塑性ひずみ量 $\Delta\epsilon_p$ が大部分を占めるような場合 ($\xi \approx \xi_1 \approx 1$) には (11) 式より

$$\lambda(T_e) = \frac{1}{\Delta T} \int_{T_1}^{T_2} \lambda(T) \cdot dT \quad (12)$$

となり、一方その反対の場合 ($\xi, \xi_1 \rightarrow 0$) でかつ

$\xi_1 \Delta T = \xi \Delta T$ が成り立つ場合には

$$\lambda(T_e) = [\lambda(T_1) + \lambda(T_2)] / 2 \quad (13)$$

なる関係が成り立つ⁽²⁾。AISI 318 に対する前報の結果⁽¹⁾では (12), (13) 式はそれぞれ

$$T_e \approx (T_1 + T_2) / 2 \quad (12)'$$

および

$$T_e \approx T_2 \quad (13)'$$

となることを確かめた。

第 1 図 熱サイクル下の仮想応力-ひずみ線図⁽²⁾

ついで、定ひずみ高温疲れにおける破壊繰返し数 N に及ぼす繰返し速度の影響は、破壊繰返し数 N が(2)式に示すごとく塑性変形量 $\Delta\epsilon_p$ によって一義的に定まるとすればいちおうないものと考えられる。すなわち、全ひずみ振幅の大なる範囲においては二、三の鋼種に対して繰返し速度の影響のないことが筆者らおよび小寺沢によって確かめられている⁽³⁾⁽⁴⁾。また、定ひずみ振幅の条件を満足する熱疲れ試験においても果してこのことが成り立つか否かは、両試験結果の相関性を調べる上で必要なことがらであり、この点に関する一、二の研究⁽⁵⁾⁽⁶⁾があるが、多少の影響が認められているものもある。

3. 実験材料および実験方法

本研究に用いた材料は表記のオーステナイト系およびフェライト系のステンレス鋼であり、それらの化学成分と熱処理条件、および常温機械的性質を第1表および第2表に示す。また、試験片形状は第2図に示すように薄肉中空円筒のものとした。

熱疲れ試験装置⁽¹⁾⁽⁷⁾および定ひずみ高温疲れ試験装置⁽²⁾はそれぞれ既報のものである。ここで熱疲れ試験装置は試験片への直接通電による直接加熱方式を採用

し、温度の繰返し変動装置には既報の制御回路に温度変動の上、下限をできるだけ正確に制御するように2個の温度調節器(電熱式)を用いた。第3図(a)は温度制御の回路図を示し、④、⑥……等は電磁スイッチのコイル(一次側)を示し、a, b……等は④、⑥……等に対するスイッチ(二次側)を、キとキは常時開路および常時閉路のマイクロスイッチを示す。マイクロスイッチへの周期的な動作は同期電動機で与えられる。制御方式は第3図(b)に示すように LS_1 なるマイクロスイッチが働いて電磁開閉器 MS_1 が開路、高温側の温度調節器 TC_1 により MS_2 のオン・オフ動作となって高温側の温度制御ができ、ついでマイクロスイッチ LS_2 の働きにより圧縮空気の電磁弁 MV の開路となって冷却過程にはいる。次にマイクロスイッチ LS_3 の働きにより MV の閉路、低温側温度調節器 TC_2 により MS_1 のオン・オフ動作となって低温側の温度制御ができ、1サイクルを完了するようになっている。なお、本実験によるマイクロスイッチの1サイクル間の動作期間($LS_1 \rightarrow LS_2 \rightarrow LS_3 \rightarrow LS_1$)は同期電動機の回転速度(c/min)を適当に変速することにより任意に選ぶことができる。

一方、定ひずみ振幅の高温疲れ試験機は偏心カムで

第1表 化学成分(%)および熱処理条件

鋼 種	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	Cb	熱 処 理 条 件
AISI 347	0.065	1.79	0.35	0.009	0.024	11.97	18.10	0.05	—	0.78	1100°C 2h W.Q.
STB 42 D	0.13	0.57	0.30	0.013	0.021	0.10	2.41	0.12	1.05	—	60°C/h 920°C 1h $\rightarrow$ 760°C A.C., 720°C 1h A.C.

第2表 常温機械的性質 (JIS 4号 12mm ϕ 試験片)

鋼 種	降 伏 点 $\sigma_{0.2}$ kg/mm ²	引 張 強 さ σ_B kg/mm ²	破断伸び ϕ %	破断絞り ψ %	かたさ H_V
AISI 347	25.2	56.3	62.3	71.5	142~147
STB 42 D	35.6	53.0	33.8	73.8	159~166

第2図 試験片

(a) 温度変動制御回路

(b) 温度波形

もってレバーに強制振幅を与え、この振幅で試験片(熱疲れ試験に用いたと同一のもの)に引張りおよび圧縮の機械的な繰返し定ひずみ振幅を与える形式のものである。また、本実験に採用した試験片の加熱方式は電気炉(3 kW)による傍熱加熱方式を採用した。

ひずみ振幅の測定としては、熱疲れ試験に対しては試験片カラー部分に取付けたダイヤルゲージによって試験片の自由膨張時の読みと試験片両端固定時の読みとの差を求め、これを原標点距離で割った見掛け上の平均ひずみ振幅を求めた。また、高温疲れにおいては同じく試験片カラー部分に取付けたダイヤルゲージによって引張り・圧縮の機械的応力負荷時の変形量を測定し、これを原標点距離で割ったものをひずみ振幅として採用した。

ついで熱疲れ試験としては 347 ステンレス鋼に対して温度サイクルの上、下限温度の平均温度を 400°C に保って行ない、一方、2 1/4 Cr-1Mo 鋼についてはその使用限界温度が約 550~600°C であることを考慮して上限温度を 600°C 近傍にとどめるように平均温度として 300°C を採用した。また、高温疲れ試験は 347 ステンレス鋼については 300~600°C の各温度、2 1/4 Cr-1Mo 鋼については 300~650°C の各温度で行なった。なお、両試験の繰返し速度は両材料とも 1 c/min とし、347 ステンレス鋼に限り 0.1 c/min の試験をあわせ行なった。これらの試験条件を一括して第 3 表に示す。また、試験結果の整理はすべて塑性ひずみと弾性ひずみの両ひずみ成分を含む全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ % について行なった。なお、 $\Delta\epsilon$ による整理の

第 3 表 熱疲れおよび定ひずみ高温疲れ試験条件

鋼 種	定ひずみ高温疲れ試験		熱 疲 れ 試 験	
	温 度 °C	繰返し速度 c/min	平均温度 °C	繰返し速度 c/min
AISI 347	300	1	400	1 0.1
	400			
	500			
	600			
STB 42 D	300	1	300	1
	610			
	650

第 4 図 定ひずみ高温疲れ寿命に及ぼす試験温度の影響 (AISI 347 ステンレス鋼)

意義は既報にゆずる⁽¹⁾⁽⁷⁾。

4. 実験結果およびその考察

4-1 347 ステンレス鋼に対する結果 第 4 図は温度 300°, 400°, 500° および 600°C における定ひずみ高温疲れ実験結果を全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ % と破壊繰返し数 N との両対数目盛上に示したものである。すなわち、図からわかるように本材料に対して温度 400°~600°C の範囲では破壊寿命は大差がなく、とくにひずみ振幅の小さい範囲(約 0.3 % 以下)においては 600°C での結果が 400°C での結果よりかえって寿命が幾分長くなるような傾向にあるがその原因の確かなことはわからない。なお、同様な結果は L. F. Coffin⁽⁸⁾ の同種材料に対する結果および A. Johanson⁽⁹⁾ による 18-8Cr-Ni 鋼に対する結果においても観察されている。

いま、第 4 図の結果から各試験温度に対する前述の(2)式の $\lambda(T)$ を計算すると第 5 図のごとくなる。ここで各温度に対する $\lambda(T)$ は次のようにして求められる。すなわち、(2)式から得られる次式の関係式

$$(\Delta\epsilon_p) \cdot N^{1/2} = \sqrt{\frac{\phi_c}{2\lambda(T)}} = C \dots \dots \dots (14)$$

は各種の金属材料に対する定ひずみ高温疲れ試験結果⁽¹⁾⁽⁵⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽¹¹⁾において確かめられているものであり、右辺の C は試験温度 T によって定まる定数である。したがって $\lambda(T)$ の温度依存性は $\lambda(T)$ と基準温度に対する $\lambda(T_0)$ との比 $\lambda(T)/\lambda(T_0)$ を

$$\lambda(T)/\lambda(T_0) = [C(T_0)/C(T)]^2 \dots \dots \dots (15)$$

から求めることにより計算しうる。ここで $C(T_0)$ および $C(T)$ はそれぞれ温度 T_0 および T における定数を表わす。

第 5 図は縦軸に全ひずみ振幅 0.62 % での温度 $T_0=600^\circ\text{C}$ における λ を $\lambda(T_0)$ としてこれに対する他の温度に対する $\lambda(T)$ との比 $\lambda(T)/\lambda(T_0)$ をとったもので、温度が 600°C より低くなるとかなり急激

第 5 図 $\lambda(T)$ の温度依存性 (AISI 347 ステンレス鋼)

に低下するが、温度 300°C 以降では大きな変化はない。なお、図中黒丸印は Coffin らの結果⁽⁸⁾から本実験と同一の全ひずみ振幅 (0.62%) に対してプロットせるものであり、また二重黒丸印は A. Johanson⁽⁹⁾の行なった 18-8 Cr-Ni 鋼に対する定ひずみ繰返し片持曲げに対する結果について全ひずみ振幅 ($\Delta\epsilon=0.4\%$) からプロットしたものである。これらの結果から 18-8 オーステナイト系鋼種については λ の温度依存性はほぼ同様の傾向を有することがわかり、またひずみ振幅の比較の大きい場合 (0.6% 近傍) を対象として前述の (12) 式から T_e を求めるとおよそ 440°C となり、近似的には (12)' 式が成り立つものとみなし得る。したがって上、下限温度の平均温度がおよそ 400°C となるような熱疲労試験を行なうならば、その結果は温度 400°C の定ひずみ高温疲労試験とほぼ一致することが期待される。

第6図の各白丸点は、上に述べたように上、下限の平均温度を 400°C にした場合の熱疲労試験結果を、全ひずみ振幅と破壊繰返し数との両対数目盛上に示したものであり、また図中黒丸点で示したものは第4図に示した温度 400°C での定ひずみ高温疲労の結果を比較のため再記したものである。両試験結果の比較からわかるように、熱疲労寿命は高温疲労寿命より短くなる。この原因については次のように考えられる。すなわち、熱疲労試験においては、試片長さ方向の温度分布が不均一(直接通電加熱方式に基く)となるため、熱疲労寿命はひずみ振幅で整理するときは温度分布が均一となる定ひずみ高温疲労寿命より短くなるものと考えられる。したがって、この問題については、まずひずみの集中⁽¹⁾⁽²⁾を考慮して比較する必要がある。

第7図は本材料に対する上、下限温度 ($T_2=650^\circ\text{C}$, $T_1=150^\circ\text{C}$) における試片長さ方向の温度分布の実測例を示し、図示せるとく試験片長さのほぼ中央において最高温度を示す不均一分布をなす。ところで、温度分布が均一でない場合、試験片中央の最高温度部分

第6図 熱疲労と定ひずみ高温疲労の各試験結果の全ひずみ基準による比較 (AISI 304ステンレス鋼)

における真の全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ と見掛け上の全ひずみ振幅 ($\Delta\epsilon$)_{ap} (標点距離間における ひずみ が一様として伸びを標点距離で除したもの) に対する比を ψ とするとき、

$$\frac{1}{\psi} = \frac{\xi}{\psi_p} + \frac{1-\xi}{\psi_e} \quad \dots\dots\dots (16)$$

なる関係が成立する⁽²⁾。ここに ξ は (6) 式に示す $\Delta\epsilon_p/\Delta\epsilon$ であり、また ψ_p , ψ_e はそれぞれ見掛け上の塑性ひずみ、弾性ひずみに対する真の塑性ひずみ、弾性ひずみの比であって、

$$\frac{1}{\psi_p} = \frac{\int_0^1 e^{-K/Td(x/l)} dx}{e^{-K/T_{max}}}, \quad 1/\psi_e \cong 1 \quad \dots\dots\dots (17)$$

で表わすことができる⁽²⁾。ここで l は標点距離、 T は標点距離の一端より x の距離にある点の温度 °K, T_{max} は試片中央部における最高温度 °K, K は塑性

第7図 試験片標点距離部分の温度分布 (AISI 304ステンレス鋼)

第8図 $1/\psi$ と ξ との関係 (AISI 304ステンレス鋼)

ひずみの温度依存性を表わす係数であり、高温における塑性ひずみにはクリープが主要な役割を果すことから便宜上 K をクリープに対する温度依存性の係数におくことができる。したがって、(16)、(17)式において $K=2 \times 10^4$ °K として第 7 図に示した温度分布に対して $1/\psi$ と ξ との関係を示すと第 8 図のごとき直線関係を得る。一方、第 9 図は温度 400°C における定ひずみ高温疲れ試験結果から、応力振幅 $\Delta\sigma$ (ただし繰返し数に伴う飽和値を採用) と全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ との関係を示したものであり、またこの図から任意のひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ に対する $\Delta\epsilon_p$ ($\Delta\epsilon$ から点線で示した弾性ひずみを差引く) を読み取って $\xi (= \Delta\epsilon_p / \Delta\epsilon)$ を求めることができる。したがって、いま第 8、9 図の関係を用いて第 6 図の黒丸印で示す定ひずみ高温疲れ試験結果から熱疲れ試験結果を推定することを考える。すなわち、第 6 図中の点線は黒丸印で示す定ひずみ高温疲れ試験結果の各 $\Delta\epsilon$ に対する ξ を第 9 図から計算し、さらに熱疲れ試験における同一の不均一温度分布に対するひずみの集中度 ψ を求めて、かかる不均一温度下の高温疲れ試験結果に換算したものである。図からわかるように点線は白丸点で示す熱疲れの結果と大差なく、したがってひずみの集中を考慮すれば(均一温度分布下で行なった定ひずみ高温疲れ試験結果を不均一温度分布下のものに換算すれば)、両試験結果を比較するための相当定常温度としては上、下限の平均温度を用いて実用上十分有効であると考え得る。

第 10 図は定ひずみ高温疲れと熱疲れの両試験結果を応力振幅 $\Delta\sigma$ でもって比較したもので、応力振幅

第 9 図 定ひずみ高温疲れにおける応力振幅と全ひずみ振幅との関係

基準では両者の比較は困難であり、明らかに高温疲れ寿命のほうが熱疲れ寿命より長くなることがわかる。なお、ここで応力振幅 $\Delta\sigma$ は上に述べたように繰返し数に伴う応力振幅の飽和値を便宜上採用した。第 11 図は熱疲れ試験における応力振幅 $\Delta\sigma$ および全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ の繰返し数 N に伴う変化の実測値を示し、 $\Delta\epsilon$ は N にかかわらずほぼ一定値をとるに対し、 $\Delta\sigma$ は N の増加に伴い漸増するがある値に飽和する傾向にある。

ついで、熱疲れ寿命に及ぼすひずみ振幅の繰返し速度の影響については、本材料に対し毎分 1 サイクルおよび 10 分間に 1 サイクルの各実験を行ない、両者の比較考察を行なった。第 12 図は両繰返し速度下での実験を全ひずみ振幅-破壊繰返し数線図上に示したものであり、繰返し速度 0.1 c/min での寿命は 1 c/min のそれより幾分小さくなる傾向にあり、このことは全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ の代りに塑性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_p$ をとっても同様の傾向をもつ。この原因については、繰返し速度が小さくなるほど高温保持時間が長くなり、これが Cr 炭化物等の異常析出たとえば粒界への拡散の加速⁽¹⁰⁾などを促進することによるものと考えられるが、

第 10 図 定ひずみ高温疲れと熱疲れの各試験結果の応力振幅基準による比較 (AISI 347 ステンレス鋼)

第 11 図 熱疲れ試験における熱応力振幅および熱ひずみ振幅の繰返し数に伴う変化 (AISI 347 ステンレス鋼)

その詳細は今後の研究にまたねばならない。保持時間が長くなることは熱応力振幅を大きくして寿命を短くするという説明⁽⁶⁾もあるが、前述の(2)式に示すごとく疲れ損傷が主として材料に加えられる塑性変形に対応するものと考えるときは、応力振幅そのものの大きさが寿命の決定要素と考えるのはむしろ不自然である。すなわち、耐熱鋼を含む二、三の鋼に対する定ひずみ高温疲れ試験において繰返し速度の影響がひずみ振幅の大なる範囲でほとんどない事実⁽³⁾⁽⁴⁾を考えると、熱疲れ試験結果におけるひずみ速度の影響は温度変動に基く組織変化に求めるのが自然と考えられる。

4.2 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼に対する結果 第13図は温度 300°, 610° および 650°C における定ひずみ高温疲れ試験を示す。図から明らかなごとくオーステナイト系ステンレス鋼同様全ひずみ振幅と破壊繰返し数の両対数目盛上でひずみ振幅の比較的大なる範囲ではほぼ直線関係が成り立つ。第14図の白丸点は347ステンレス鋼の場合と同様、(2)式の $\lambda(T)$ の温度依存性を第13図から全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon = 0.4\%$ について求めたものであり、また図中、黒丸点は A. Johanson⁽⁹⁾ による 2.98Cr-0.39Mo-0.40Ni 鋼に対する結果 ($\Delta\epsilon = 0.5\%$) をあわせ示した。ところで、本材

第12図 熱疲れ寿命に及ぼす繰返し速度の影響 (AISI 347ステンレス鋼)

第13図 定ひずみ高温疲れ寿命に及ぼす試験温度の影響 (2 1/4 Cr-1 Mo 鋼)

料の通常の使用限界温度はだいたい 550°C までであることを考慮して熱疲れ試験の最高温度 (上限温度) を 600°C 近傍にとるとき、最大のひずみ振幅はたかだか 0.3~0.4% のものであることから、かかる場合の $\Delta\epsilon_p/\Delta\epsilon$ の比はかなり小さくなるものと考えられ、相当定常温度 T_0 としては前述の(13)式をとるとき白丸点の結果から $T_0 \cong 550^\circ\text{C}$ を得る。このことは(13)' 式の関係、すなわち、相当定常温度が上限温度にほぼ等しいことがほぼ満足されるものと考えてよい。

第15図の白丸点は以上のことを考慮して平均温度が 300°C、上限温度の最高値が 610°C の条件で行なったときの熱疲れ試験結果を示す。図中、黒丸印、二重黒丸印は第13図に示す温度 300°C、610°C の高温疲れ試験結果を再記したものである。また、図中の点線および一点鎖線はそれぞれ前述同様(16), (17)式に示すひずみの集中を考慮して 300°C、610°C 一定下の高温疲れ試験結果を熱疲れ試験と同一の不均一温度分布下の結果にそれぞれ換算した結果を示す。ここで(16), (17)式から計算される $1/\psi-\xi$ 線図および各全ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ に対する ξ の値は上に述べた 347 ステンレス鋼の場合と類似の方法で求められるのでここでは省略する。

第15図からわかるようにひずみの集中を考慮した 300°C 一定下の定ひずみ高温疲れ試験 (点線) は平均

第14図 $\lambda(T)$ の温度依存性 (2 1/4 Cr-1 Mo 鋼)

第15図 熱疲れと定ひずみ高温疲れの各試験結果の全ひずみ基準による比較 (2 1/4 Cr-1 Mo 鋼)

第 16 図 熱疲れと定ひずみ高温疲れの
各試験結果の応力振幅基準による比較
(2 1/4 Cr-1 Mo 鋼)

温度 300°C 一定下で行なった熱疲れ試験結果(白丸点)とかなり相違するが、熱疲れの上限温度をとった 610°C 一定下の高温疲れ試験結果(同じくひずみの集中を考慮したもので一点鎖線で示す)と熱疲れの結果とはかなり近づく。すなわち、本材料について熱疲れ試験結果に相当する定ひずみ高温疲れ試験を行なうには相当定常温度として上限温度を選ぶべきであり、前述の(13)'式に示す結果は実験的にも証明される。しかし、かかる上限温度で対比したとしてもなお、両試験結果には若干の開きがみられるが、これはおそらく本材料が高温側温度で金属組織学的変化たとえば酸化が激しく、とくに高温側温度の高い熱疲れ実験を行なうときにはその影響が大きいものと考えられ、この種の材料には(13)'式による基準以外のかかる酸化等の影響を加味すべきものと考えられる。なお、本材料の表面酸化の問題は温度サイクルを与える熱疲れ試験において十分考慮しなければならない問題であるので、その組織変化の問題も含めて今後の研究にまつところが多い。

第 16 図は応力振幅基準で整理した温度 300°C, 610°C 一定下の定ひずみ高温疲れ試験結果と平均温度 300°C 一定下の熱疲れ試験結果との対比を示し、応力振幅基準による両試験結果の対比は 347 ステンレス鋼の場合同様困難であることを示す。

5. 結 論

以上に述べた AISI 347 ステンレス鋼および 2 1/4

Cr-1 Mo 鋼に対する熱疲れ試験と定ひずみ高温疲れ試験結果から以下のことが結論できる。

(1) 熱疲れ試験結果に対応すべき定ひずみ高温疲れ試験を行なうには、その相当定常温度として AISI 347 ステンレス鋼のように熱膨張係数が大きく、かつじん性に富む材料では上、下限温度の平均温度を選ぶべきであり、一方、2 1/4 Cr-1 Mo 鋼のようにオーステナイト系ステンレス鋼に比べて線膨張係数およびじん性の小さい材料では上限温度を選ぶべきことを、これらの材料を用いて実験的に確かめた。すなわち、全ひずみ振幅(熱ひずみ)中に含まれる塑性ひずみ振幅の比較的大きいときは平均温度でもって対比することができ、全ひずみ振幅中塑性ひずみ量の小なるときは上限温度で対比することができる。しかし、2 1/4 Cr-1 Mo 鋼では 600°C 近傍ではかなり表面酸化が著しくなり、上限温度で対比してもなお熱疲れの寿命は定ひずみ高温疲れのそれより短くなる。したがってこの種の材料の熱疲れ試験においては酸化の影響および組織変化も考慮されなければならない。

(2) AISI 347 ステンレス鋼に対する毎分 1 サイクルおよび 0.1 サイクルの熱疲れ試験結果から繰返し速度が小さくなると熱疲れ寿命が幾分短くなることを実験的に確かめた。その原因については、高温側保持時間の長短が組織変化に影響するものと推定される。

最後に本実験を行なうに当り助力を得た立命館大学 学生 三田正之、曾我部八郎両君および実験材料の提与を受けた神戸製鋼所中央研究所に対して謝意を表わす。

文 献

- (1) 平・大南・小寺沢, 材料試験, **10-89** (昭 36), 104.
- (2) 平・小寺沢・大南, 材料試験, **9-85** (昭 35), 636.
- (3) 平・小寺沢, たとえば 機械学会論文集, **25-159** (昭 34-11), 1064.
- (4) 平・小寺沢, たとえば 材料試験, **10-1** (昭 36), 161.
- (5) L.F. Coffin, *Trans. ASME*, **76** (1954), 931.
- (6) 加藤, 機械学会論文集, **27-176** (昭 36-4), 410.
- (7) 平・大南・森本, 材料試験, **10-89** (昭 36), 96.
- (8) E.E. Balawin, G.J. Skol, & L.F. Coffin, *Proc. ASTM*, **57** (1957), 567.
- (9) A. Johanson, *Proc. Colloquium of Fatigue* (Stockholm, 1955), 112.
- (10) 平・大南, 機械学会論文集, **27-176** (昭 36-4) 387.
- (11) L.F. Coffin, *Proc. Symp. on Inter. Stresses and Fatigue in Metal*, (1959), 363, Elsevier Pub. Co.