22Cr-1Cu フェライト系および 18-8 オーステナイト系不銹鋼の熱疲労*

平 修二** 大南正瑛*** 森本博之****

Thermal Fatigue of 22Cr-1Cu Ferritic and 18-8 Austenitic Stainless Steels

by

Shuji TAIRA, Masateru OHNAMI and Hiroyuki MORIMOTO

(Kyoto University)

(Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

The problem of failure of structures subjected to cyclic thermal stresses is of interest both from fundamental and also practical points of view. The thermal stress arises because of thermal strain which is produced in consequence of constraint of free thermal expansion or contraction of structures. Thus, the thermal strain is an independent variable in the present problem.

The authors, as well, have been interested in the problems of lifetime of metals subjected to varying temperature or combined variation of temperature and stress, and have published some reports in this line. The present study is undertaken to obtain information regarding fundamental problems of thermal cycling of heat resistant alloys. For this purpose, a thermal cycling test apparatus was manufactured and the tests were performed, using 22Cr-1Cu ferritic and 18-8 austenitic stainless steels. The followings are the results from our studies:

(1) The apparatus for thermal cycling give good patterns of both temperature cycling and thermal stress cycling for the thermal cycling test.

(2) Temperature dependency of failure life of thermal cycling on AISI 318 type stainless steel is not so remarkable as compared with the case of creep rupture life under temperature cycling for the same material.

(3) From a series of thermal cycling tests for mean temperature of 650°C on 318 type stainless steel, it is found that variation of wall thickness of hollow specimen from 0.5mm to 1.5mm has no significant effect on the failure life.

(4) If mean temperature is adopted as a basis of test temperature, the data of tests where minimum temperature is taken during temperature cycling as a basis of test condition can be estimated as well, provided that temperature dependency of failure life of thermal cycling is known.

(5) In thermal cycling tests, adoption of total strain amplitude which is to be composed of elastic and plastic strains is practically more useful than that of plastic component of strain.

(6) From the present experiments some pertinent problems which are to be developed are clarified.

(Received Oct. 5, 1960)

1. は し が き

温度の急激繰返変化を受ける構造物においてその自由膨張あるいは収縮がなんらかの理由で拘束される場合、いわゆる熱疲労破壊に対する知識が必要となる。すなわち、熱疲労破壊とは温度変化を受けて生ずる自由な膨張あるいは収縮が拘束される結果、材料内部に妨げられた変形量に対応して熱応力が発生し、温度の

繰返変動時にかかる熱応力の繰返しによって材料が破壊することを言う。しかも構造物において実際にかかる温度の繰返変動あるいは熱応力の繰返しを受ける場合、ある種の材料およびふい¹⁾気の下では腐食や材料のぜい化²⁾が著しくなるものと考えられ、設計上充分考虑されなければならない問題である。

以上のように熱疲労強度性質は現在知られている高温強度性質中最も複雑なものの一つと考えられ、ガスタービン等の繰返熱応力を受ける機械部分に対する設計基準を明らかにするという実際問題以外に、以下のように学問的にもきわめて興味のある問題である。す

* 原稿受付 昭和35年10月5日、機械学会関西支部第35期定時総会講演会にて講演(昭35.3)

** 正員 京都大学工学部

*** 正員 京都大学工学研究所

**** 住友金属工業株式会社

なわち、上述せるような繰返熱応力は拘束された熱ひずみの繰返しによって生ずることから、熱疲労試験自体は既に指摘されているとおり定ひずみ振幅の繰返試験である。すなわち疲れ試験において繰返しの条件が応力振幅基準であるかひずみ振幅基準であるかによって疲れ挙動のとらえ方が変わり、物理的にもひずみ振幅と疲れ破損とは密接に関係することが今までに明らかにされている。この線に沿う研究としては Coffin, Swindeman, Majors, Forrest および Tapsell, 筆者ら、河本らによる定ひずみ振幅の高温疲れ強度に対する考察があり、また、Coffin により定ひずみ振幅の概念を静的引張強度まで拡張して静的引張強度性質との関連性を検討したものもある。更に一般に熱疲労では材料はかなりの塑性ひずみを生ずることから顕著なヒステリシス・ループを描き、このループ形状は疲れ強度性質と密接に関連するものであり、この点、ぜい性材料に対する熱衝撃の問題と本質的に異なる、しかしこれらの問題はまだ充分明らかとされておらず、特に熱疲労強度性質を筆者らが温度変動下のクリープおよびその破断問題で採り上げたと同様、他の強度性質との関連性において明らかにする必要があり、このことは上述せるように熱疲労試験そのものがかなりの経費と労力を要することからも必要なことからである。

熱疲労に関する研究は今まで上述のように主として米国においてかなり進められているが、わが国では二、三の報告を除いては著しく立ち遅れている現状である。本報告では筆者らがその基礎的研究として試作せる熱疲労試験装置とこれを用いて 2 種の不銹鋼に対する実験結果を述べ、あわせて今後の問題点を明らかにしようとするものである。

2. 実験装置および実験材料

(I) 試片固定装置

試片の固定装置は上、下二つの平板を 3 本の柱にて支え、平板中央部に試片固定棒を設けた型式のもので Fig. 1 と Photo. 1 にその概観図および写真を示す。すなわち、本装置は最大荷重 3 000 kg、最大ひずみ振幅 $\pm 3 \times 10^{-2}$ の容量として設計されたものであり、図中①は試験片で、②のフクロナットのチャックにて試片の両端を固定するようになっている。試片を固定した棒③を、④および⑤の 2 枚の支持板に固定し、④なる支持板は⑥なる 3 本の支持棒で支えている。また、支持棒の長さ中央の平行部分にひずみゲージ*を取りつけ、3 本の棒のゲージを直列に結線することによって試片に誘起された熱応力を測定するようにしている。⑧および⑨は、それぞれ円筒試片の中を流れる空気の入口および出口であり、また図の状態において後述するように試片を直接通電方式により加熱するため、⑦なるベークライトを用いて試片部分と他の部分との絶

縁を計っている。なお、支持棒に加えられる最大荷重 $\pm 1\,000\text{ kg}$ に対する最大変位は $3.2 \times 10^{-2}\text{ mm}$ であってももちろん弾性限界内に止められる。

(II) 温度変動装置

熱疲労試験に用いた温度変動装置は温度変動下のクリープ実験で用いた既報のもので、試片に直接通電を行なってその抵抗発熱により加熱し、更に圧縮空気によって急冷を与えるものであり、同期電動機を含むリレー回路によってこれらを繰り返し与えるものである。なお、本装置の詳細はここでは省略する。

(III) 実験材料

実験に供した材料は 22Cr-1Cu フェライト系不銹鋼および 18-8 オーステナイト系不銹鋼 (AISI 318) で、

Fig. 1 Apparatus of specimen constraint

Photo. 1 View of setup for specimen-constraint

* ひずみゲージは標点距離 3 mm、抵抗 12 000 のもので、アクチブ・ゲージおよびダミー・ゲージをそれぞれ支柱に軸方向および直角方向に取りつけ、曲げの影響の除去、温度補償および感度の上昇等を計った

前者は主としてボイラ・チューブその他に用いられ、後者は各種パイプをはじめとする多方面の耐熱構造金属材料として用いられるものである。これら材料の化学成分および熱処理条件を Table 1 に、またその常温機械的性質を Table 2 に示す。

(IV) 試験片

試片は Fig. 2 に示すように薄肉円筒の中空試片を採用し、前述せる加熱および冷却方式の便宜から、また試片の半径方向の熱応力の発生を防ぐ点から薄肉のものをを用いた。すなわち、内径を 10 mm として厚みをそれぞれ 0.5 mm, 1.0 mm および 1.5 mm とし、また両実験材料は同一形状のものとした。試片の両端近くには図に示すようにカラーを設けて、これに割り

Fig. 2 Test specimen

Photo. 2 Setting of specimen and apparatus for measurement of elongation

リングとフクロナット (Fig. 1 の②) を用いて試片が取付け棒に対して充分固定されるよう工夫した。

Photo. 2 は後述するひずみ振幅測定器具 および熱電対とともに試片の取付け状態を示したものである。

3. 実験方法および実験条件

(I) 温度サイクルと測温

温度サイクルは上述の温度サイクル装置により毎分 2 および 4 サイクルを選び、本実験ではすべて上限温度(以下 T_2 と呼ぶ)で試片を固定し、これから下限温度(以下 T_1 と呼ぶ)へ変動せしめることとし、また、温度条件としては T_1 および T_2 の算術平均温度 $T_m = \frac{T_1 + T_2}{2}$ 、あるいは T_1 を基準とした。なお、温度振幅 ΔT は $(T_2 - T_1)$ で定義するものとする。本実験における試片の測温は試片標点部分に熱電対を数箇所締めつけて電位差計により行なった。この場合、熱電対を試片に直接溶接したもの¹⁹⁾と締めつけただけのもの²⁰⁾についての温度差をあらかじめ読み取り、実験時にこれを補正した。なお、本実験で行なった程度の温度サイクルでは熱電対の起電力の遅れはほとんど問題にならない。また、本加熱装置による試片標点部分の温度の不均一分布については後述する。

(II) ひずみ振幅

温度変動による自由膨張あるいは収縮量の測定は Fig. 2 に示した試片のカラー部分に取りつけた一対のダイヤル・ゲージにより行ない、2 個のダイヤル・ゲージの読みの平均値を採用した。試片を T_2 で固定した後は理想的にはダイヤル・ゲージの読みは零となるべきであるが、ベークライト (Fig. 1 (7)) や応力検出用棒(6)のわずかの弾性変形その他によって固定後も零とはならない。ために自由膨張時のダイヤル・ゲージの読みと固定後のダイヤル・ゲージの読みの差をとり、これを全標点距離で除したものを全ひずみ振幅(熱ひずみ振幅)とした。この全ひずみ振幅は弾性ひずみ振幅と塑性ひずみ振幅の和よりなり、本実験ではおおよそ 0.1~1.0 % の範囲を採用した。

Table 1 Chemical compositions (%) and heat treatments of materials

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	N ₂	Mo	Cb	Heat treatment
22 Cr-1Cu	0.15	0.33	0.61	0.014	0.019	0.17	21.12	1.20	0.12	—	—	1 050°C/2 hr, A.C., →850°C/3 hr, A.C.
AISI 318	0.059	1.77	0.32	0.012	0.015	14.17	16.78	0.08	—	2.48	0.78	1 100°C, W.Q.

Table 2 Mechanical properties of materials at room temperature

Material	Yield point $\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	Tensile strength σ_B (kg/mm ²)	Elongation φ (%)	Area contraction ψ (%)	Hardness V.H.N. (50 kg)
22 Cr-1Cu	43.0	66.9	28.0	55.5	198
AISI 318	—	59.0	48.0	74.0	152

ところで、この全ひずみ振幅と温度振幅との関係は Fig. 3 あるいは Fig. 4 に示す温度-熱ひずみ曲線から説明することができる。すなわち、Fig. 3 の実線は AISI 318 不銹鋼に対して温度に伴う熱ひずみ(ただし固定装置の変形量を差し引く)を示したもので線膨張係数の温度に対する非線形性から凹曲線となる。なお、横軸の温度は前述せる試片長さ方向の不均一温度分布(放物線分布)の中央部の最高温度をとる。したがって図に示すように、たとえば算術平均温度 T_m を 650°C とするときの任意の温度振幅 ΔT に対して全ひずみ振幅 $\Delta \epsilon$ とを求めることができ、かかる曲線を描くことによって自由にひずみ振幅から温度をまたその逆を換算することができる。なお、図の点線は Fig. 5 の例に示す同材料の標点部分の不均一温度分布に対して同一の熱ひずみ(全ひずみ)を生ずるような一様分布と考えた有効平均温度に対して計算した曲線を示すもので、

Fig. 3 Determination of total strain amplitude in thermal cycling test
— T (Maximum temperature at center of specimen)
--- T^* (Effective mean temperature)

Fig. 4 Experimental relation of longitudinal thermal expansion to maximum temperature at center of specimen

図の曲線の任意温度における勾配(接線)はその温度における線膨張係数に対応するものと考えられる。すなわち、図の横軸の有効平均温度(一様分布の) T^* は不均一温度分布を $T(l)$ 、標点距離を l_0 とおくと次式で定義されるものである。

$$T^* = \frac{1}{l} \int_0^l T(l) dl$$

しかし、本研究では温度測定 of 便宜上最高温度 T について実験を行なうものとした。なお、Fig. 4 は 22Cr-1Cu フェライト系不銹鋼に対する不均一温度分布の最高温度に対する全ひずみ振幅-温度曲線を示し Fig. 3 と全く同じ傾向を示す。

(III) 試片軸方向熱応力に対する検討

熱応力の測定は支持棒中央部に取り付けられたひず

Fig. 5 Uneven distribution of temperature along the gauge length of specimen

Fig. 6 Recording of temperature cycling and thermal stress cycling
($T_1 = 400^{\circ}\text{C}$, $T_2 = 800^{\circ}\text{C}$, $\Delta \epsilon = 3 \times 10^{-3}$, $\omega = 4 \text{ cpm}$) AISI 318 type stainless steel

* 固定装置の変形量は試片を実際に固定して種々の温度振幅(したがって熱応力振幅)に対するものを Photo. 2 のダイヤル・ゲージから測定して、Fig. 3 の横軸のある温度範囲ごとについて自由熱膨張量から差し引いた

みゲージにより行ない、これをひずみ計で直読、もしくは直流アンプを通じてペン書きオシログラフにて自記記録せしめた。Fig. 6 は AISI 318 不銹鋼に対する毎分4サイクルの自記記録例で、同じく熱電対の熱起電力をペン書きオシログラフで記録せる温度波形とかなりよく同期することがわかる。

次いで本実験に用いた型式の熱疲労試験機では試片に軸方向熱応力が正しく、負荷されているか否かの問題はきわめて重要である。このことは試片固定時の偏心による曲げ応力以外に試片半径方向の熱応力および試片長さ方向の温度の不均一分布による試片半径方向の熱膨張の差異に起因する曲げ応力(座屈)に対して留意³⁾されるべきであるが、後者の問題は Coffin の計算³⁾にも示されるようにほとんど問題にならない。なお、前者の問題については試片固定装置の試作時に充分検定が行なわれている。

(IV) 実験条件

22Cr-1Cu 不銹鋼については $T_m=500^\circ\text{C}$ 、毎分2サイクルの条件で全ひずみ振幅 $0.3\sim 1.0\%$ の範囲内で実験を行ない、また、AISI 318 不銹鋼については $T_m=400^\circ\text{C}$ および 650°C 、毎分4サイクルの条件下で $0.1\sim 1.0\%$ の全ひずみ振幅範囲で実験を行なった。なお、318 不銹鋼では下限温度 $T_1=200^\circ\text{C}$ 一定にして同じく毎分4サイクルの実験(全ひずみ振幅は $0.1\sim 0.3\%$)を行なったが、これらの温度基準のもつ意義については後述する。

4. 実験結果およびその考察

(I) 算術平均温度 T_m を温度基準とせるもの

Fig. 7 および Fig. 8 はそれぞれ 22Cr-1Cu 不銹鋼および 318 不銹鋼に対して T_m を試験温度基準とせるときの実験結果を縦軸に全ひずみ振幅 $\Delta\varepsilon$ (%) を横軸に破断までの繰返数 N をとって両対数目盛上に示したものである。図から明らかなようにいずれの材料についても両対数目盛上でほぼ直線関係がなりたち、図示のような周知の関係 $\Delta\varepsilon \cdot N^k = C$ (k, C は定数で k は¹³⁾ $1/2$ の値をとる)を満足することがわかる。

ところで Fig. 8 の結果において $T_m=400^\circ\text{C}$ と 650°C の結果の差異はこれらの温度範囲においてさほど大きなものでなく、同一ひずみ振幅に対する破断寿命(繰返数)の相違は Fig. 8 に示す関係式を用いて $(1.29 \times 10^{-1}/7.28 \times 10^{-2})^{1/0.42} \cong 4$ 倍であり、このことは本材料に対する温度変動下のクリープ破断性質と著しく様子を異にする。すなわち、温度変動下のクリープ破断寿命は破断寿命に対する相当定常温度の 50°C の変化 (650°C と 700°C) に対してある同一負荷応力についておよそ20倍程度となり、したがってこれを上述の熱疲労の結果と対比するとき熱疲労寿命に及ぼす温度依存性はさほど大きなものでないと考えられ、こ

のことは高温疲れとクリープ破断の対比の傾向とほぼ一致する。²¹⁾

なお、Fig. 7, 8 の結果において全ひずみ振幅が小なる部分において直線関係からずれる傾向、すなわち高温疲れにおける同様の傾向が認められるが、これは縦軸に全ひずみ振幅をとったことに由来するものと考えられる。すなわち、全ひずみ振幅が小なるときはその中に含まれる塑性ひずみ振幅が弾性ひずみ振幅に比べ著しく小さくなって弾性ひずみが大部分を占めることによるもので、全ひずみ振幅から弾性ひずみ振幅を差し引いた塑性ひずみ振幅のみについて整理せる場合には更に右下がりの直線になるものと考えられる。³⁾⁻⁷⁾

Fig. 9 は Fig. 8 の結果を Fig. 10 に示す $\Delta\sigma-\Delta\varepsilon$ 線図($\Delta\sigma$ は熱応力の全振幅、 $\Delta\varepsilon$ は全ひずみ振幅を表わす)を参照して塑性ひずみ振幅にて表わしたもので、塑性ひずみ振幅については上述の直線関係が小さいひずみ振幅範囲についてもなりたつことがわかる。なお、Fig. 10 において弾性ひずみ振幅 $(=\frac{\Delta\sigma}{E})$ の算定に際して E の値に温度 650°C および 400°C における静的引張試験から得られるものを便宜上採用した。しかし、Fig. 9 のような塑性ひずみ振幅にて整理せる意義は物理的に疲れ問題を論ずる手掛りとして重要であるが、

Fig. 7 Total strain amplitude vs. number of cycles to fracture diagram

Fig. 8 Effect of level of mean temperature on failure life of thermal cycling

熱疲労試験結果の整理方法としては必ずしも当を得ないように思われる。なぜならば第1に塑性ひずみ振幅を Fig. 3 の実線の曲線によって直接温度振幅へ換算することができないこと（もちろん、個々に与えられた温度条件、たとえば算術平均温度ごとにかかる線図を作れば可能であるが、個々にわたって線図を作るこ

Fig. 9 Plastic strain amplitude vs. failure life of thermal cycling diagram

Fig. 10 Total thermal stress amplitude vs. total strain amplitude diagram

Fig. 11 Comparison between test data of thermal cycling in basis of mean temperature T_m and that in basis of lower temperature T_1

とは一般性を欠く）、第2に Fig. 11 に示すように全ひずみ振幅が小なるとき弾性ひずみ振幅を差し引くこと自体にかなりの誤差を免がれないことによる。したがって、一般的には全ひずみ振幅にて整理するほうが実際問題としても有意義と考えられる。

(II) 下限温度 T_1 を基準温度とせるもの

Fig. 11 の黒丸点は AISI 318 について $T_1=200^\circ\text{C}$ を一定にしてこれより温度振幅 ΔT を 250, 300°C として熱疲労実験せる場合の結果を全ひずみ振幅と破壊繰返数との両対数目盛上に示したものである。なお、比較のため図には Fig. 8 に示した $T_m=400^\circ\text{C}$ の結果を白丸点にて併記した。図からわかるように両実験結果はほとんど一致し、かかる場合は $T_m=400^\circ\text{C}$ の結果から $T_1=200^\circ\text{C}$ を基準温度とせる結果を近似的に推定しうることを示す。このことは前項で述べたように熱疲労破断寿命に及ぼす算術平均温度 T_m の依存性がこの範囲の温度では小さいことによるもので、たとえば $T_1=200^\circ\text{C}$ の結果に対して T_m を計算すると $300\sim 400^\circ\text{C}$ となり、この値が $T_m=400^\circ\text{C}$ と大差のないことから Fig. 11 の結果を招来したものと考えられる。このことは実際問題として熱疲労を設計的に問題にすると、下限温度を温度基準にとるほうが便利であることから、実験としては算術平均温度 T_m を温度基準として行ない（この温度基準は純報のように温度一定下の定ひずみ振幅の高温度れ実験結果と対比する上で便利である）。これから T_1 基準のものを $T_1 + \frac{\Delta T}{2} = T_m$ なる点を起点として温度依存性を考慮して推定すると合理的である。なお、この推定値の傾向としては算術平均温度 T_m は $T_m \geq T_1 + \frac{\Delta T}{2}$ なる関係にあることから T_m 一定の結果より安全側にある。

(III) 試片厚さの影響

上述の Fig. 8 の $T_m=650^\circ\text{C}$ の結果に図示せるように、試片厚み t が 0.5, 1.0 および 1.5 mm と変化してもそれらの実験結果はほとんど1本の直線上に乗る。このことはこの程度の厚みの変化に対しては熱疲労寿命に及ぼす寸法効果は事実上問題にならず、このことはおそらく厚みが 0.5 mm から 1.5 mm 程度では厚み方向の温度分布はほとんど様であることによると考えられる。なお、この種の試験方法において半径方向の熱応力こう(勾)配は熱疲労寿命に対する寸法効果と密接に関連するものと考えられるので半径方向の温度変化がないことを前提にして実験結果の比較考察を行なう必要がある。

(IV) 熱応力振幅のひずみ繰返数に伴う変化

両実験材料の熱疲労試験中における熱応力の全振幅 ($\Delta\sigma$) の繰返数に伴う変化例を Fig. 12 から Fig. 14 までに示す。すなわち、図より 22Cr-1Cu フェライト不銹鋼では変化はほとんど認められず、また 318 不銹

Fig. 12 Change of total thermal stress amplitude accompanying with number of cycles of thermal strain

Fig. 13 Change of total thermal stress amplitude accompanying with number of cycles of thermal strain

Fig. 14 Change of total thermal stress cycling accompanying with number of cycles of thermal strain

鋼では繰返数の増加に伴ない徐々に増加し、いわゆるひずみ硬化の影響が現われる。このことは本材料の析出硬化性²⁾と関連するものと考えられるが、その詳細はフェライト不銹鋼との比較をも含めて更に今後の研究に待たねばならない。

5. 本研究の今後の問題点

以上のように本問題に関する今までの研究経過と本実験結果に対する考察を通じて今後の主要な問題点として次のことをあげることができる。

すなわち、熱疲労強度性質は高温強度性質の中でかなり複雑な強度性質の一つに数えられるが、これと他の高温強度性質、たとえば定ひずみの高温疲れ、クリープ破断および静的高温引張(あるいは圧縮)強度性質などとの相関性を明らかにして、より簡単な基本的強度性質から推定しうる基準を明らかにする。この問題は単に標準強度性質から熱疲労強度性質を推定するという実際の(設計的)意義をもつのみならず、熱疲労そのものの挙動(機構)を更に理解する上で必要と考えられる。たとえば、定ひずみ高温疲れとの相関性については熱疲労試験結果に相当する高温疲れ試験の相当定常温度の定義、繰返速度の影響、両試験におけるヒステリシス・ループの相違と疲れ損傷の過程の相違、熱応力と機械的応力の繰返しが材料に与える冶金学的変化の相違等を明らかにせねばならない。

また、クリープ破断寿命との相関性については平均応力負荷時の熱疲労強度性質の考察およびクリープに伴う熱応力弛緩の問題の考察を通じてクリープ破断性質との関係を明らかにせねばならない²⁴⁾。また、本実験では試片軸方向に一樣な応力分布時の考察を対象としたが、試片半径方向に熱応力勾配を有する場合の熱疲労強度性質を明らかにする必要がある。これは熱疲労における切欠効果や、直接加熱方式の中空円筒試片による熱疲労試験における寸法効果(試片厚みの影響)を知る上で必要なことである。更に、前節で指摘したように熱疲労試験結果を全ひずみ振幅および塑性ひずみ振幅で整理する場合の両者のそれぞれの意義を明確にして定ひずみ高温疲れの実験結果も含めて整理上の統一を計るべきと考えられる。

6. 結 論

以上の実験的考察から次のことが明らかとなった。

(1) 試作せる直接加熱方式の試片固定による熱疲労試験装置は満足せる結果を与える。

(2) AISI 318 不銹鋼の熱疲労寿命に及ぼす温度依存性は同材料の温度変動下のクリープ破断寿命のそれに比べて著しく小さい。

(3) AISI 318 不銹鋼の算術平均温度 650°C の熱疲労試験において薄肉円筒試片の厚みが 0.5 mm から

1.5 mm 程度変化しても破断寿命にはほとんど影響がない。

(4) 熱疲労試験結果の整理に際して温度基準に上、下限の算術平均温度を採用するとき、その材料の熱疲労寿命の温度依存性がわかればその整理結果から下限温度を温度基準とせる場合の結果を容易に推定することができる。

(5) 熱疲労試験結果の一般的な整理法としては、ある特定な目的を除いては全ひずみ振幅、すなわち弾性ひずみと塑性ひずみを含む熱ひずみ振幅にて整理したほうが実際問題として合理的である。

(6) 本実験結果に対する考察を通じて本課題の今後の問題点を明らかにした。

最後に本実験の実施にあたり実験材料および一部の試験装置の準備について便宜を与えられた神戸製鋼所中央研究所、および助力を得た京都大学学生京極哲朗君に対して謝意を表するものである。

参 考 文 献

- 1) たとえば, S.S. Manson, NACA. Tech. Rep., No. 2933 (1953)
- 2) 平, 大南, 機械学会第37期総会講演会前刷, No. 17, 39 (1960)
- 3) L.F. Coffin, Trans. ASME, 76, 923, 931 (1954); 79, 1 637 (1957); Proc. SESA, 15, 2, 1 637 (1958), STP, No. 165, 31 (1954)
- 4) L.J.F. Tavernelli & L.F. Coffin, Trans. ASM, 151, 438 (1959)
- 5) R.W. Swindeman & D.A. Douglas, Trans. ASME, 81, 203 (1959)
- 6) H. Majors Jr., Trans. ASM, 51, 421 (1959)
- 7) L.F. Coffin, "Internal stresses and fatigue in metals" 363 (1959) Elsevier Pub. Comp.
- 8) L.F. Coffin & J.H. Read, Inter. Conf. on Fatigue Metals, 415 (1956)
- 9) P.G. Forrest & H.J. Tapsell, Proc. Inst. Mech. Engrs., 168, 763 (1954)
- 10) 平, 小寺沢, ほか, 機械学会論文集, 25, 159, 1 056 (1959)
- 11) 河本, 田中, ほか, 材料試験, 8, 74, 837, 844 (1959)
- 12) E.E. Baldwin, G.J. Skol & L.F. Coffin, Proc. ASTM, 57, 567 (1957)
- 13) 河本, 田中, 材料試験, 10, 88, 28 (1961)
- 14) 加藤, 日本機械学会第 38 期全国大会講演前刷, No. 32, 37 (1960.11)
- 15) たとえば総括的なものとして, 平, 大南, 材料試験, 9, 77, 89 (1960)
- 16) 宇野, 山内, 材料試験, 9, 77, 61 (1960)
- 17) 楠本, 機械学会第37期通常総会講演会前刷, No. 17, 43 (1960.4)
- 18) 加藤, 機械学会東京秋期講演大会前刷, No. 28, 121 (1960.10)
- 19) 平, 大南, 材料試験, 8, 74, 28 (1959)
- 20) 鈴木, 馬田, 中村, 金材研究報告, 2, 1, 87 (1959)
- 21) たとえば, 篠田, 桜井, 川崎, 泉, 材料試験, 9, 77, 53 (1960)
- 22) 平, 大南, 小寺沢, 材料試験, 10, 89, 104 (1961)
- 23) 平, 小寺沢, 大南, 材料試験, 9, 85, 636 (1960)
- 24) 平, 大南, 京極, 材料試験協会第3回高温強度シンポジウム資料, 38 (1960.9)

有 機 材 料

PVC シート溶接における塑性変形条件 (Bedingungen plastischer Verformung beim Versehweisen von PVC-Folien) H. Haldenwanger und W. Berger. Kunststoffe, Bd. 48, Heft. 1, S. 13-16 (Jan. 1958) 図 6

ポリマー・シートの溶接にはその流れ温度がたいせつな因子であるゆえ, ZST (zero strength test) 法を修正した方法により PVC 板試料に 116°C, 10kg/cm²

で 0.1 mm の凹みをつけるに必要な時間を測定して流れ特性を比較し, これに基づいて溶接特性, なかなくとも妥当な溶接圧力, 溶接時間等が決められるようにしたものである。作業能率の点より溶接時間は短いほうがよいが, これには温度が圧力を増加される必要がある。温度上昇には PVC 材質による上限があるゆえ, 圧力上昇がより有効であり適切な溶接条件では接着強度はほとんど母材に等しい。(伊藤勝彦)