

論 文

UDC 620.172.251.2 : 669.15'24'26'28-194 : 669.15'26'28-194 : 669.14.018.44

SUS 316 鋼と $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ 鋼の疲労クリープ相互作用に
対するひずみ幅分割法の適用*

山 口 弘 二**・金 澤 健 二***

Application of Strainrange Partitioning Method to Fatigue-Creep
Interaction in SUS 316 and $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ Steels

Koji YAMAGUCHI and Kenji KANAZAWA

Synopsis:

The effects of strain rate and strain wave shape on the fatigue life of SUS 316 and SCM3 ($1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$) steels have been investigated using several types of strain wave shapes such as triangular, truncated and sawtooth wave shapes. The data have been analyzed by the strainrange partitioning method proposed by MANSON, HALFORD, and HIRSCHBERG. A new method has been proposed and used for partitioning the inelastic strain range in applying the strainrange partitioning method. Four component strain range versus life relationships have been obtained by both interaction damage rule and conventional damage rule.

1. 緒 言

高温機器の各構造要素は、装置の起動、停止等による温度変化、温度勾配によつて熱応力が生じ、大きなひずみを繰り返し受けやすい。そのため高温機器の強度設計や保守管理に対し、材料の高温低サイクル疲労破壊の問題が重視されている¹⁾。

近年原子炉の過熱器、蒸発器、压力容器などの構造用材料^{2)~4)}、蒸気タービンのケーシングおよびロータ用材料⁵⁾⁶⁾などいろいろな耐熱鋼について、高温低サイクル疲労試験が活発に行われており、疲労寿命におよぼす温度、ひずみ幅、ひずみ速度、保持時間等の影響が詳しく調べられている。またクリープ温度域における疲労-クリープ相互作用下の疲労寿命を推定するさまざまな方法^{7)~9)}も提案されており、疲労寿命を定量化することは工学的に非常に重要なことと思われる。そのなかで、MANSON, HALFORD, HIRSCHBERG によつて提案されたひずみ幅分割法⁷⁾は、繰り返しひずみの与え方、ひずみの型などを分類することによつて、いろいろなひずみ波形で変動する疲労寿命の範囲(上下限)を定量化することができるため、注目されている方法の一つである。

今回の報告は、耐熱構造用材料として最も広く使われている SUS 316 鋼と SCM3 鋼 ($1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$) について、いろいろなひずみ波形を用いて高温低サイクル疲労試験を行い、その結果をひずみ幅分割法を適用して解析したものである。ひずみ幅分割法を適用する際に、非弾性ひずみ幅を各ひずみ幅成分に分割する新しい方法を提案し、その方法を用いた。ひずみ幅分割法には、interaction damage rule と conventional damage rule を用いて解析する二つの方法があるので、今回は両方法で解析し、その結果の差異を調べた。また 316 鋼については、温度依存性も同時に調べた。

2. 実 験 方 法

供試材は、オーステナイトステンレス鋼棒 SUS 316 とボイラ及び压力容器用クロムモリブデン鋼板 SCM3 ($1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$) であり、その化学成分を Table 1 に示す。316 鋼は 1050°C で固溶化熱処理されており、 $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ 鋼は焼ならし焼もどし後応力除去焼なまし熱処理されている。

疲労試験片の形状は、Fig. 1に示すようなツバ付きの平滑丸棒である。疲労試験機は、閉ループの電気油圧サ

* 昭和 54 年 7 月 13 日受付 (Received July, 13, 1979)

** 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, 2-3-12 Nakameguro Meguro-ku 153)

*** 金属材料技術研究所 工博 (National Research Institute for Metals)

Table 1. Chemical compositions of SUS 316 and $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ steels (wt. %).

316 steel

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
0.07	0.53	1.66	0.023	0.008	10.73	16.75	2.23

 $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ steel

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
0.10	0.56	0.54	0.010	0.008	—	1.27	0.55

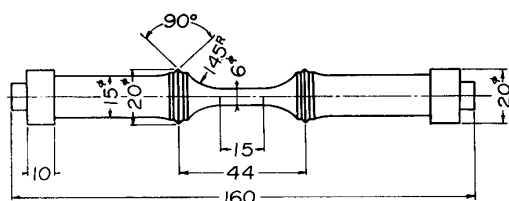


Fig. 1. Low-cycle fatigue specimen. All dimensions are in millimeters.

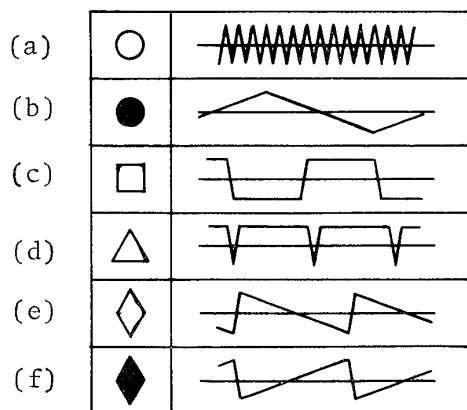


Fig. 2. Various strain wave shapes used in this study.

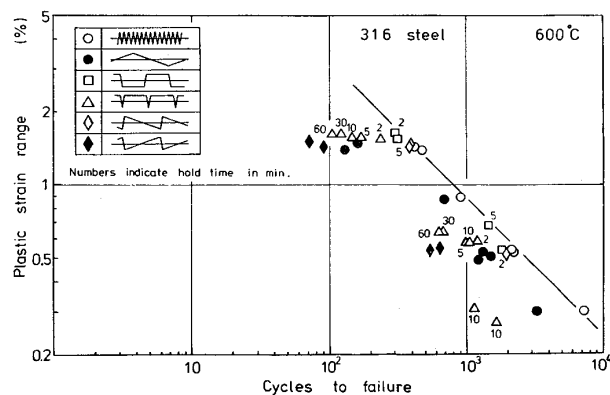
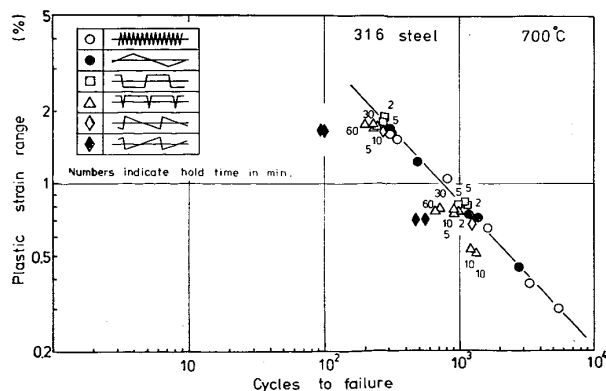
一ボ式である。試験片の加熱には、電気抵抗炉を用いた。温度測定は、試験片平行部の上下に取り付けた二対のアルメルクロメル熱電対を用いて行つた。疲労試験は、試験片平行部の軸ひずみ幅が試験中常に一定となるように、試験片ツバ間の変形量から荷重変動に伴つて変化するR部（肩部または平行部とツバの間の部分）の弾性変形量をリアルタイムに差し引いた量をフィードバックして、間接的な軸ひずみ制御で行つた。

試験に用いたひずみ波形を Fig. 2 に示す。Fig. 2 (a), Fig. 2(b) は、ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}$) がそれぞれ $6.7 \times 10^{-3}/\text{s}$, $6.7 \times 10^{-5}/\text{s}$ の三角波形である。Fig. 2(c) は、引張側と圧縮側の両方にひずみ保持時間のある台形波形

である。Fig. 2(d) は、引張側にのみひずみ保持時間のある台形波形である。台形波の立ち上がりのひずみ速度はすべて $6.7 \times 10^{-3}/\text{s}$ であり、ひずみ保持時間は 2 min から 60 min までである。Fig. 2(e) は、引張側のひずみ速度が $6.7 \times 10^{-3}/\text{s}$ で、圧縮側のひずみ速度が $6.7 \times 10^{-5}/\text{s}$ の鋸歯状波形である。Fig. 2(f) は、その逆のひずみ速度をもつ鋸歯状波形である。316 鋼については、この他にひずみ速度が $1.1 \times 10^{-5}/\text{s}$, $6.7 \times 10^{-4}/\text{s}$ および $2 \times 10^{-2}/\text{s}$ の三角波形の試験も行い、疲労寿命のひずみ速度依存性を調べた。試験温度は、316 鋼が 600°C と 700°C であり、 $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ 鋼が 600°C である。

3. 試験結果

Fig. 3, Fig. 4, Fig. 5 に 316 鋼と $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ 鋼の各温度における塑性ひずみ幅 ($\Delta\epsilon_p$) と疲労寿命 (N_f) の関係を示す。一般に三角波形の試験ではひずみ速度の低下、引張側ひずみ保持台形波形の試験では保持時間の増加にともなつて、疲労寿命は低下している。鋸歯状波形の試験では引張側のひずみ速度が遅いとき、著しい疲

Fig. 3. Plastic strain range versus life relationships of SUS 316 steel at 600°C .Fig. 4. Plastic strain range versus life relationships of SUS 316 steel at 700°C .

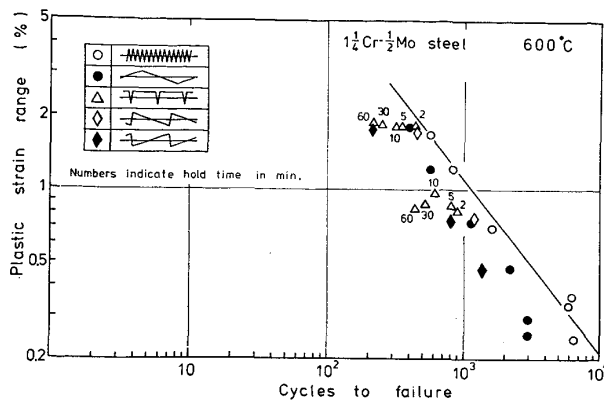


Fig. 5. Plastic strain range versus life relationships of $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ steel at 600°C .

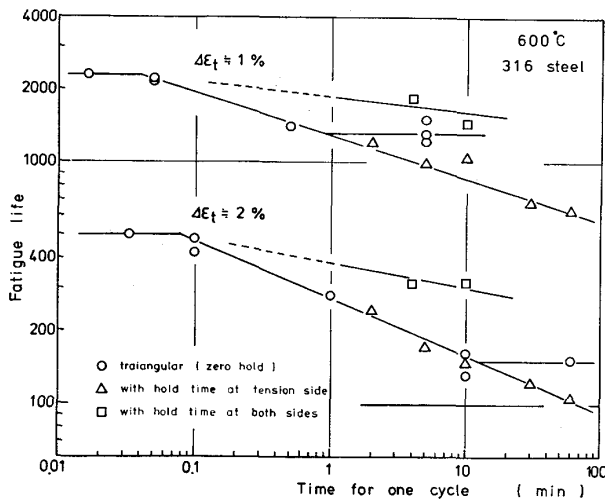


Fig. 6. Life versus time for one cycle relationships of SUS 316 steel at 600°C .

疲労寿命の低下があるが、引張側のひずみ速度が速いとき、疲労寿命はそれほど低下しない。ただし 316 鋼の 700°C の結果は、 600°C の結果と比べ、ひずみ波形による疲労寿命の低下は少なく、特に三角波の疲労寿命のひずみ速度依存性はほとんどあらわれていない。

Fig. 6 に 316 鋼の 600°C における三角波および台形波試験の疲労寿命とひずみ波形の一サイクル当たりの時間の関係を示す。一般に右下がりの傾向があるが、その関係はひずみ波形によつてそれぞれ異なっている。また三角波試験の疲労寿命は、一サイクル当たりの時間が短時間側および長時間側で飽和する傾向がある。

4. 考 察

高温低サイクル疲労寿命を推定する方法のうち、COFFIN によつて提案された周波数修正寿命則^{9)10)~12)}や、CONWAY らによつて提案された一サイクル当たりの時間対全破断時間の関係⁹⁾¹³⁾などは、三角波試験の疲労寿

命のひずみ速度（または周波数）依存性を定量的に表すのに有効であるが、台形波や鋸歯状波試験の疲労寿命に対しては、適用が困難である。最近 COFFIN は、周波数を引張側と圧縮側に分離する周波数分離法¹⁴⁾を提案しているが、この方法に関しては、特に低ひずみ速度の試験データが不足しているため、さらに検討が必要であると COFFIN 自身が言っているため、今後の検討を待ちたい。

ASME のボイラ、圧力容器の設計基準には、高温疲労における疲労損傷とクリープ損傷の和が限界値 D に達するとき破壊すると考える累積損傷則が用いられている¹⁾。この方法は、簡単で便利であるため設計などに広く用いられており、多くの研究者の解析結果も報告されている^{4), 6), 15)~17)}。しかし、たとえば JASKE らの結果⁴⁾¹⁶⁾をみても、 D の値は、材種、試験条件等によつて 0.1 から 10 の間にばらつく場合があり、累積損傷則が必ずしも成り立つとはいえない。

一方 MANSON らによつて提案されたひずみ幅分割法⁷⁾¹⁸⁾¹⁹⁾は、クリープ-疲労相互作用を考える際に物理的意味が明確で、定量的解析に適していると思われるので、今回の 316 鋼と $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ 鋼の疲労寿命におよぼすひずみ波形、ひずみ速度の影響に関するデータをひずみ幅分割法で解析することにする。

4.1 ひずみ幅分割法について

MANSON, HALFORD, HIRSCHBERG によつて提案されたひずみ幅分割法の概要は以下のとおりである⁷⁾²⁰⁾。ヒステリシスループにあらわれる繰り返し塑性ひずみ幅は、ひずみの二つの方向（引張と圧縮）とひずみの二つの型（時間に依存しない塑性ひずみ p と時間に依存するクリープひずみ c ）の組み合わせによつて、 $\Delta\epsilon_{pp}$, $\Delta\epsilon_{cc}$, $\Delta\epsilon_{cp}$, $\Delta\epsilon_{pc}$ の四つのひずみ幅成分に分類される。ここで下に添えられた pp などの記号は、はじめの文字が引張側のひずみの型をあらわし、二番目の文字が圧縮側のひずみの型をあらわしている。そして、これらの四つのひずみ幅成分にそれぞれ対応して、材料固有の疲労寿命 N_{pp} , N_{cc} , N_{cp} , N_{pc} が存在する。普通の試験においては、塑性ひずみ幅は二つ以上のひずみ幅成分から成っている場合が多く、たとえば $\Delta\epsilon_{pp}$ と $\Delta\epsilon_{cp}$ が混在しているとすれば、そのときの疲労寿命 N_f は次式で推定できる。

$$\frac{1}{N_f} = \frac{\Delta\epsilon_{pp}/\Delta\epsilon_i}{N_{pp}} + \frac{\Delta\epsilon_{cp}/\Delta\epsilon_i}{N_{cp}}, \dots\dots\dots (1)$$

または

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_{pp}} + \frac{1}{N_{cp}}, \dots\dots\dots (2)$$

ここで $\Delta\epsilon_i$ は、 $\Delta\epsilon_{pp}$ と $\Delta\epsilon_{cp}$ の和で表され、MANSON

らは非弾性ひずみ幅と呼んでいる。この $\Delta\epsilon_i$ と今まで実験結果のところから述べてきた塑性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_p$ とは、ともにヒステリシスループ上において、荷重が 0 のところのひずみ幅を表すという意味で、同義である。

(1)式は interaction damage rule と呼ばれ、(2)式は conventional damage rule と呼ばれている¹⁹⁾。(1)式の N_{pp} , N_{cp} はそれぞれ $\Delta\epsilon_{pp}$, $\Delta\epsilon_{cp}$ が $\Delta\epsilon_i$ に相当するときの疲労寿命を表し、(2)式の N_{pp} , N_{cp} はそれぞれ $\Delta\epsilon_{pp}$, $\Delta\epsilon_{cp}$ に対応する疲労寿命を表す。

4.2 非弾性ひずみ幅の分割方法

ひずみ幅分割法を適用するに際して、まず問題となるのが、非弾性ひずみ幅を各ひずみ幅成分にいかに関分割するかということである。今回は、非弾性ひずみ幅を分割する新しい方法を提案し、それを応用してみる。

Fig. 7 に、三角波形の場合のいろいろな分割方法を示す。三角波形の試験では、ひずみ速度が遅くなるにともない、ひずみ幅成分には $\Delta\epsilon_{pp}$ に加えて $\Delta\epsilon_{cc}$ があらわれる。Fig. 7(a)の方法は、MANSON ら¹⁹⁾によつて提案されたものであり、Fig. 7(b)の方法は、鋸歯状波形のような非対称波形に対する分割方法²¹⁾を応用したもので、平川、時政ら²²⁾によつて提案されている。これらの方法は、ともに遅いひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_1$) の三角波試験の途中で、もちろんヒステリシスループが定常状態になるまでひずみサイクルを与えた後であるが、急激に速いひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_2$) に変化させる。Fig. 7(a)の方法では、 $\dot{\epsilon}_1$ の三角波のヒステリシスループの応力幅と同じになる $\dot{\epsilon}_2$ の三角波のヒステリシスループを描かせる。Fig. 7(b)の方法では、引張変形中の荷重が 0 のところで $\dot{\epsilon}_1$ から $\dot{\epsilon}_2$ にひずみ速度を変化させ、 $\dot{\epsilon}_2$ の変形曲線を連続して描かせる。各ひずみ幅成分はそれぞれ図に示したように求まる。今回の実験では、Fig. 7(c)に示す方法を提案する。この方法は、ひずみ幅成分が $\Delta\epsilon_{pp}$ だけと考えられる速いひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_2$) の三角波試験から得

られる繰返し応力-ひずみ曲線と、分割したいひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_1$) の三角波試験のヒステリシスループがあれば非弾性ひずみ幅を簡単に分割することができる。すなわち、 $\dot{\epsilon}_2$ の繰返し応力-ひずみ曲線上で、 $\dot{\epsilon}_1$ の三角波のヒステリシスループの最大引張応力値に対応するひずみ幅を $\Delta\epsilon_{pp}$ とし、 $\Delta\epsilon_{cc}$ は $\Delta\epsilon_i - \Delta\epsilon_{pp}$ より求まる。

Fig. 8 に鋸歯状波形の場合の分割方法を示す。一般に slow-fast の鋸歯状波形では $\Delta\epsilon_{pp}$ と $\Delta\epsilon_{cp}$ 成分が、fast-slow の鋸歯状波形では $\Delta\epsilon_{pp}$ と $\Delta\epsilon_{pc}$ がそれぞれあらわれるが、ここでは前者の場合を示している。Fig. 8(a)の方法は MANSON ら²¹⁾によつて提案されたものであり、手順は Fig. 7(b)の方法と同じである。平川、時政ら²²⁾もこの方法を用いてデータを解析している。今回は Fig. 8(b)に示すように、 $\dot{\epsilon}_2$ の三角波試験の繰返し応力-ひずみ曲線と分割しようとする鋸歯状波形試験のヒステリシスループから簡単に求められる方法を提案する。手順は Fig. 7(c)の方法と同じである。

Fig. 9 に台形波形の場合の分割方法を示す。ここでは引張側ひずみ保持台形波の場合を示しているが、応力緩和によつて生じるひずみを $\Delta\epsilon_{cp}$ とする。 $\Delta\epsilon_{cp}$ を求め

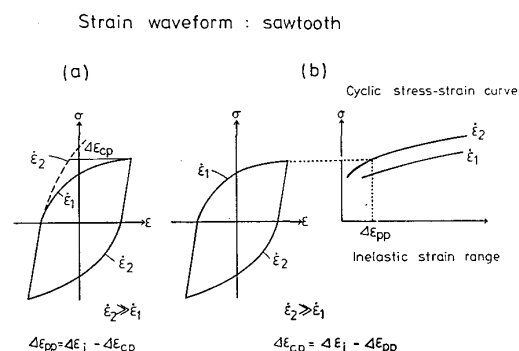


Fig. 8. Methods of partitioning the inelastic strain range for the case of a sawtooth wave shape.

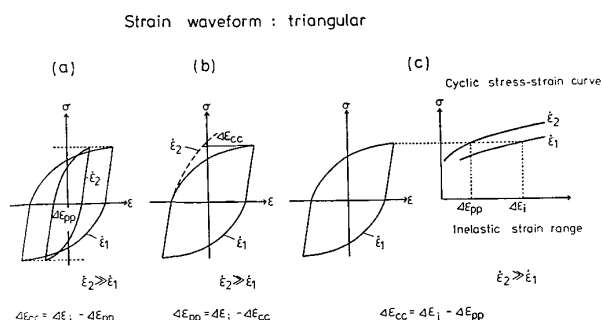


Fig. 7. Methods of partitioning the inelastic strain range for the case of a triangular wave shape.

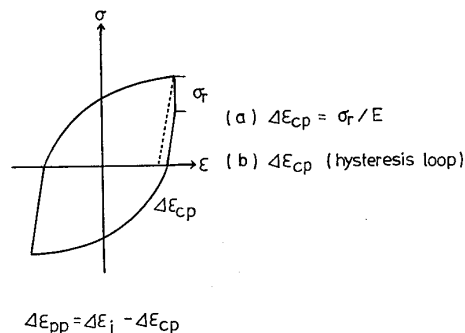


Fig. 9. Methods of partitioning the inelastic strain range for the case of a truncated wave shape.

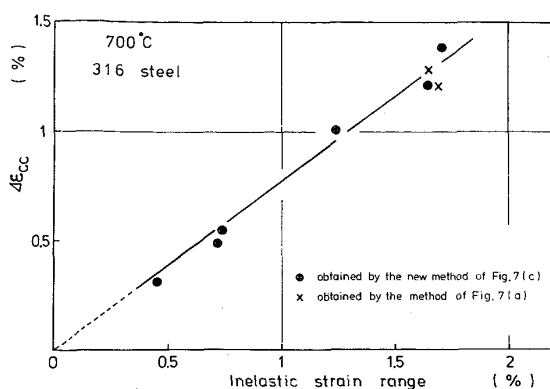


Fig. 10. Comparison between the methods of Fig. 7(a) and Fig. 7(c) for the tests of triangular wave shape with a strain rate of $6.7 \times 10^{-5}/s$ at $700^\circ C$.

る方法としては、応力緩和量とヤング率から計算で求める方法と、ヒステリシスループから直接求める方法の二つがあるが、今回は後者の方法を用いる。

Fig. 7 などにおいてクリープひずみ成分が存在しないと考えられるひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_2$) は、 $6.7 \times 10^{-3}/s$ と考えてよいであろう。なぜならば、Fig. 6 で明らかにされたように一サイクル当たりの時間が 0.1 min 以下、すなわち三角波形の試験では $6.7 \times 10^{-3}/s$ 以上のひずみ速度で、疲労寿命はほとんど飽和し、時間依存性がなくなるからである。

今回提案した新しい分割方法が本当に適用できるかどうかを検証してみる。316 鋼の $700^\circ C$ におけるひずみ速度が $6.7 \times 10^{-5}/s$ の三角波試験のデータについて、MANSON らが提案した Fig. 7(a) の方法と今回提案した Fig. 7(c) の方法で非弾性ひずみ幅を分割した結果を Fig. 10 に示す。この図から両方法で分割した結果には、ほとんど違いがないことがわかる。今までの分割方法は、試験片一本ごとに試験の途中にひずみ速度を急激に変えたり、あるいはある試験片に対し予備試験としていろいろなひずみ幅でひずみ速度をいろいろ変え、あらかじめ変形特性を把握しておく必要があり、非常に煩雑となる。一方今回提案した分割方法は、すべて連続試験で済み、分割するためにはひずみ速度の十分に速い三角波試験の繰返し応力-ひずみ曲線だけがあればよく、簡単に、しかも今までの分割方法とほとんど同じ精度で非弾性ひずみ幅を分割することができる。またこの新しい分割方法は、今まで数多く公表されてきたさまざまな材料の高温低サイクル疲労試験データに対し、その材料のひずみ速度の十分に速い三角波試験の繰返し応力-ひずみ曲線があれば、ひずみ幅を分割するための追実験を行うことなく応用できる利点がある。

繰返しひずみが与えられてヒステリシスループが安定した状態では、材料の応力-ひずみ関係は、内部組織、すなわち繰返しひずみによつて形成された転位のセルまたはサブグレイン組織に依存する^{24)~27)}。たとえば三角波試験においては、温度、ひずみ幅およびひずみ速度の試験条件が決まれば、それに対応する材料固有の転位組織が形成され、応力幅は、セルやサブグレインの大きさに依存する。したがって、 $6.7 \times 10^{-5}/s$ のひずみ速度で繰返しひずみが与えられ、それに対応する安定な内部組織が形成された後に、ひずみ速度を $6.7 \times 10^{-3}/s$ に変化させたときに得られる応力-ひずみ関係は、はじめから $6.7 \times 10^{-3}/s$ のひずみ速度で繰返しひずみが与えられた定常状態における応力-ひずみ関係とは、内部組織が異なるために、本質的には異なるものと考えられる。しかし実験的には、両者の応力-ひずみ関係は、大きく異なることがないため、Fig. 10 のような結果が得られたものと考えられる。

新しく提案した方法で、今回のデータを分割した結果の一部を Table 2 に示す。Fig. 11, Fig. 12 にそれぞれ 316 鋼、 $1\frac{1}{4}Cr-1/2Mo$ の三角波試験の繰返し応力-ひずみ曲線を示す。ところで、316 鋼の $600^\circ C$ における繰返し応力-ひずみ曲線は、ひずみ速度が $6.7 \times 10^{-3}/s$ と $6.7 \times 10^{-5}/s$ のもので交差している。また、両ひずみ速度のヒステリシスループの形もそれほど違わない。これは、オーステナイトステンレス鋼において、 $600^\circ C$ 付近で疲労試験中に著しい動的ひずみ時効が、両

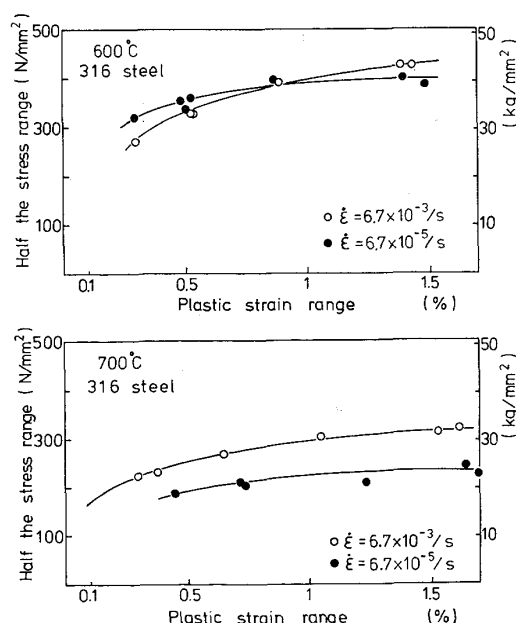


Fig. 11. Cyclic stress-strain curves of triangular wave shapes of SUS 316 steel.

Table 2. Test results and partitioned strain ranges.

Temperature (°C)	Strain rate (s ⁻¹)		Hold time (min)		$\Delta\epsilon_t$ (%)	$\Delta\epsilon_p$ (%)	N_f	$\Delta\epsilon_{pp}$ (%)	$\Delta\epsilon_{cc}$ (%)	$\Delta\epsilon_{cp}$ (%)	$\Delta\epsilon_{pc}$ (%)
	Tension	Compression	Tension	Compression							
316 steel											
600	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	0	0	2.00	1.39	481	1.39	0	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	0	0	1.01	0.54	2169	0.54	0	0	0
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-5}	0	0	2.04	1.49	162				
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-5}	0	0	1.02	0.53	1318				
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	5	1.97	1.55	317	1.47	0.08	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	5	1.03	0.68	1469	0.63	0.05	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	0	2.04	1.57	171	1.50	0	0.07	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	0	0.99	0.58	984	0.54	0	0.04	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	60	0	2.04	1.62	106	1.52	0	0.10	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	60	0	1.04	0.64	629	0.58	0	0.06	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-5}	0	0	2.04	1.44	384				
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-5}	0	0	0.99	0.52	1954				
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-3}	0	0	2.03	1.45	91				
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-3}	0	0	0.99	0.55	641				
700	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	0	0	1.96	1.53	351	1.53	0	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	0	0	1.01	0.65	1658	0.65	0	0	0
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-5}	0	0	2.05	1.71	307	0.32	1.39	0	0
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-5}	0	0	1.03	0.72	1402	0.23	0.49	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	5	2.03	1.81	275	1.72	0.09	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	5	1.02	0.84	1114	0.78	0.06	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	0	2.00	1.73	233	1.59	0	0.14	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	0	1.00	0.76	926	0.69	0	0.07	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	60	0	2.00	1.77	203	1.61	0	0.16	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	60	0	1.00	0.77	674	0.67	0	0.10	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-5}	0	0	2.03	1.66	279	0.62	0	0	1.04
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-5}	0	0	1.00	0.68	1233	0.42	0	0	0.26
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-3}	0	0	2.05	1.69	99	0.58	0	1.11	0
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-3}	0	0	1.01	0.71	566	0.37	0	0.34	0
$1\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo steel											
600	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	0	0	2.01	1.69	566	1.69	0	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	0	0	0.98	0.69	1633	0.69	0	0	0
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-5}	0	0	2.08	1.82	399	0.25	1.57	0	0
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-5}	0	0	0.98	0.73	1146	0.13	0.60	0	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	0	2.05	1.82	349	1.69	0	0.13	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5	0	0.95	0.85	816	0.78	0	0.07	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	60	0	2.03	1.87	215	1.71	0	0.16	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	60	0	0.99	0.83	440	0.70	0	0.13	0
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-5}	0	0	2.00	1.72	448	0.68	0	0	1.04
	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-5}	0	0	1.00	0.76	1184	0.31	0	0	0.45
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-3}	0	0	2.04	1.76	211	0.52	0	1.24	0
	6.7×10^{-5}	6.7×10^{-3}	0	0	1.00	0.74	805	0.43	0	0.41	0

 $\Delta\epsilon_t$ is total strain range. $\Delta\epsilon_p$ is plastic strain range and is equal to inelastic strain range ($\Delta\epsilon_i$).

ひずみ速度で同程度に生じ、内部組織も両ひずみ速度でほとんど同じ²⁷⁾となり、応力-ひずみ関係にひずみ速度依存性がなくなるためである。Fig. 7 や Fig. 8 に示した分割方法は、すべて応力-ひずみ関係に正のひずみ速度依存性があることを利用するため、316 鋼の 600°C の試験には、これらの分割方法はすべて応用できない。Fig. 9 の方法によつてのみ、台形波試験の非弾性ひずみ幅の分割が可能である。言い換えれば、Fig. 7 や Fig.

8 の方法は、316 鋼の 700°C や $1\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼の 600°C のように、応力幅のひずみ速度依存性が明らかに正になる場合にのみ適用できる。MANSON らは、step-stress 法といういかなる場合においても、非弾性ひずみ幅を分割できる方法を同時に提案している²¹⁾が、この方法で実際に分割することは、非常に手間がかかり、実験的に行うことは困難である。したがって 316 鋼の 600°C に対しては、 6.7×10^{-5} /s の三角波試験と鋸歯状波形試

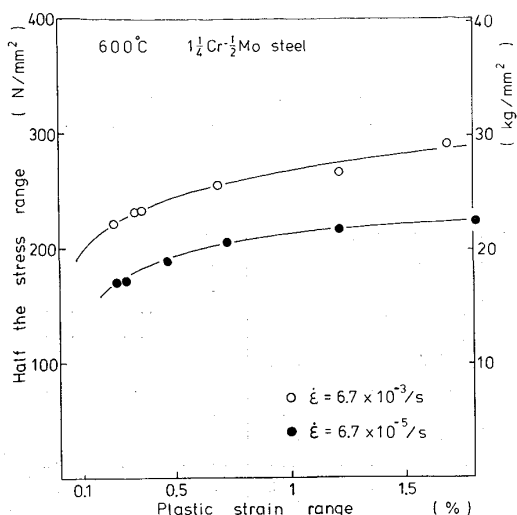


Fig. 12. Cyclic stress-strain curves of triangular wave shapes of $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ steel.

験におけるひずみ幅の分割は断念した。

4.3 各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係

四つの各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係を直接実験的に求めることは、非常に難しい。ただし、 $\Delta\epsilon_{pp}-N_{pp}$ の関係は、ひずみ速度が十分に速い $6.7 \times 10^{-3}/s$ の三角波試験結果、すなわち、 $\Delta\epsilon_p-N_f$ の関係をそのまま使うことができる。なぜならば、 $6.7 \times 10^{-3}/s$ 以上のひずみ速度の変形では、クリープ成分のひずみが存在しないと考えられたからである。したがって、たとえば $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係を求めるためには、普通(1)式または(2)式の逆、すなわち N_f を概知として、

$$\frac{1}{N_{cp}} = \frac{\Delta\epsilon_i}{\Delta\epsilon_{cp}} \left(\frac{1}{N_f} - \frac{\Delta\epsilon_{pp}/\Delta\epsilon_i}{N_{pp}} \right), \dots\dots\dots (3)$$

または

$$\frac{1}{N_{cp}} = \frac{1}{N_f} - \frac{1}{N_{pp}}, \dots\dots\dots (4)$$

を用いて、 N_{cp} を求め $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係を得る。ここで N_f は $\Delta\epsilon_{pp}$ と $\Delta\epsilon_{cp}$ が混在しているときの疲労寿命である。

Fig. 13, Fig. 14, Fig. 15 に (3) 式、すなわち interaction damage rule を用いて求めた各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係を示す。Fig. 16, Fig. 17, Fig. 18 に (4) 式、すなわち conventional damage rule を用いて求めた各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係を示す。図に示した関係式は、ひずみ幅の単位を % にとつて表している。ところで、316 鋼の 600°C においては、前述したように Fig. 7 や Fig. 8 の方法で非弾性ひずみ幅を分割することができないため、 $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ および $\Delta\epsilon_{cc}-N_{cc}$ の関係は、それぞれ引張側ひずみ保持台形波、両側

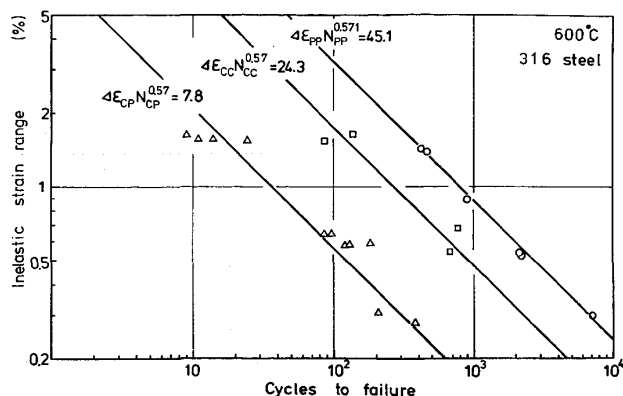


Fig. 13. Component strain range versus life relationships of SUS 316 steel at 600°C obtained by the interaction damage rule.

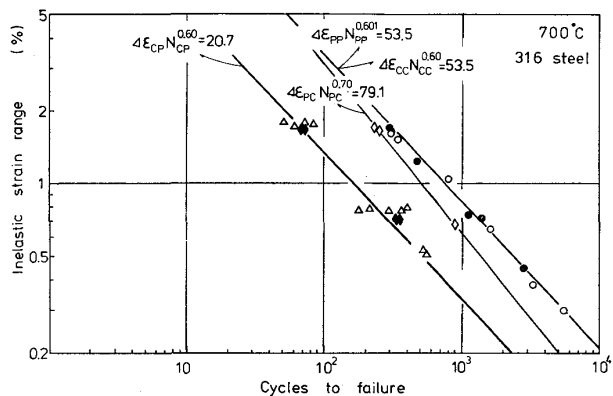


Fig. 14. Component strain range versus life relationships of SUS 316 steel at 700°C obtained by the interaction damage rule.

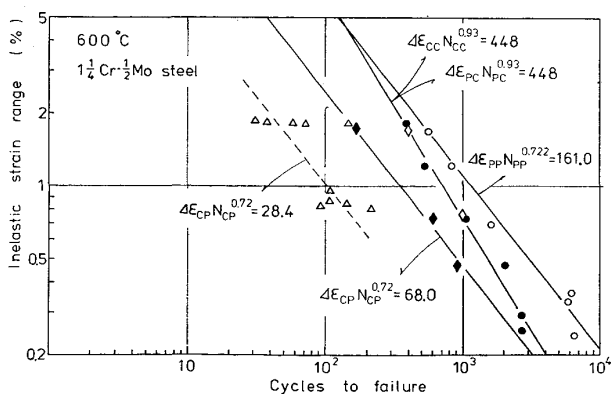


Fig. 15. Component strain range versus life relationships of $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ steel at 600°C obtained by the interaction damage rule.

ひずみ保持台形波の試験結果から求めている。一方 316 鋼の 700°C および $1\frac{1}{4}\text{Cr}-\frac{1}{2}\text{Mo}$ 鋼の 600°C においては、 $\Delta\epsilon_{cc}-N_{cc}$ の関係はひずみ速度が $6.7 \times 10^{-5}/s$ の三角波の試験結果から、 $\Delta\epsilon_{pc}-N_{pc}$ の関係は鋸歯状波形の試験結果から、 $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係は鋸歯状波形と引張側ひずみ保持台形波の両試験結果から求めている。したが

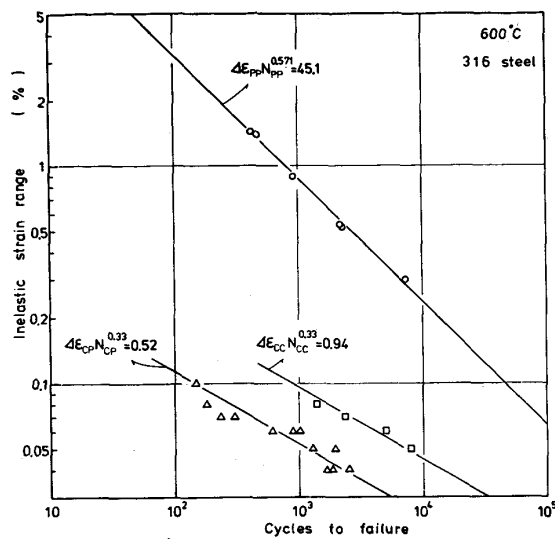


Fig. 16. Component strain range versus life relationships of SUS 316 steel at 600°C obtained by the conventional damage rule.

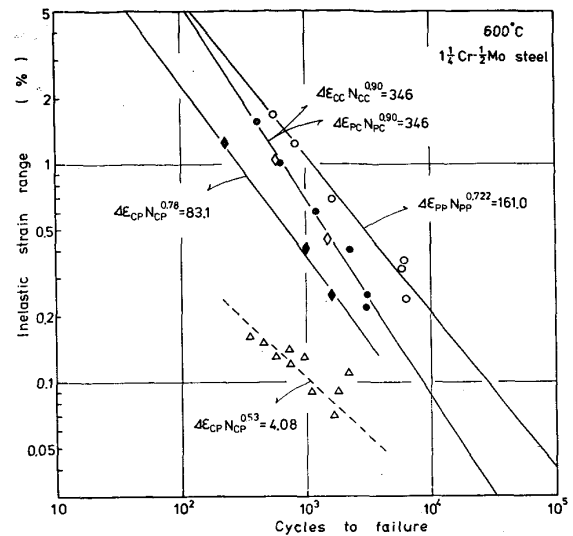


Fig. 18. Component strain range versus life relationships of $1\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo steel at 600°C obtained by the conventional damage rule.

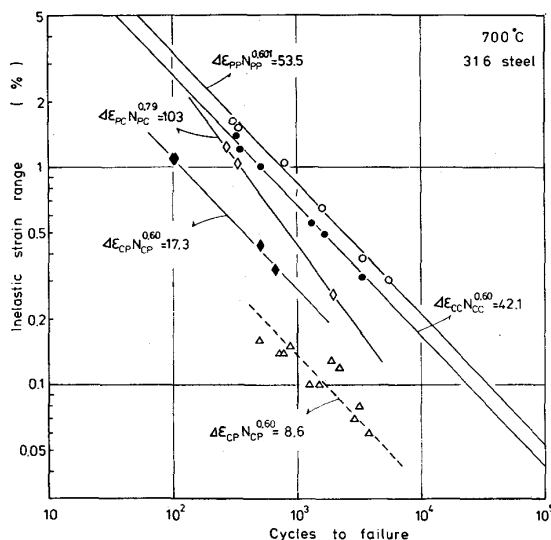


Fig. 17. Component strain range versus life relationships of SUS 316 steel at 700°C obtained by the conventional damage rule.

つて 316 鋼の 700°C の Fig. 17 および $1\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼の Fig. 15, Fig. 18 においては、二つの $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式を示しているが、316 鋼の 700°C の Fig. 14 においては、鋸歯状波形の試験結果と引張側ひずみ保持台形波の試験結果はほぼ一致しているので、両試験結果から一本の $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式を示している。一般に引張側ひずみ保持台形波の試験においては、鋸歯状波形の試験などに比べ $\Delta\epsilon_{cp}$ の値が非常に小さいため、 $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式は普通鋸歯状波形など $\Delta\epsilon_{cp}$ の値が比較的大きな試験結果だけを用いて求めている⁷⁾²³⁾。しかし引張側ひずみ保持台形波の試験結果は、interaction damage

rule にしろ conventional damage rule にしろ鋸歯状波形の試験結果に比べ低寿命側に存在する場合がある。したがって両方の試験結果からそれぞれ $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式を明らかにすることが、設計や寿命推定などの観点から重要なことと考えられる。

interaction damage rule と conventional damage rule から求められる各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係は、計算式が異なるため当然異なってくる。特に台形波の試験のように $\Delta\epsilon_{cp}$ や $\Delta\epsilon_{cc}$ が小さい場合、両者の違いが大きくなることは注意すべき点と考えられる。

四つのひずみ幅成分と疲労寿命の関係は、同一材料であれば温度にあまり依存しないと言われている¹⁸⁾²⁰⁾²²⁾²³⁾。しかし、今回の 316 鋼の 600°C と 700°C の結果を比べてみると、 $\Delta\epsilon_{pp}-N_{pp}$ の関係はほとんど変わらないが、 $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ や $\Delta\epsilon_{cc}-N_{cc}$ の関係は非常に異なっており、600°Cの方がむしろ低寿命側にあるということは重要な点と思われる。これは、600°Cの試験の方がひずみ速度の低下やひずみ波形によつて疲労寿命がより著しく低下するにもかかわらず、ひずみ成分にクリープひずみがすくないことに帰因している。700°Cの試験に比べて 600°C の試験の方がクリープひずみがすくないのは当然と考えられるが、疲労寿命がなぜより著しく低下するかは、破面や内部組織等の観察結果から説明できる^{27)~30)}。316 鋼では、600°C で動的ひずみ時効によつて繰り返し加工硬化が著しい。内部組織は、非常に発達した転位のセル組織となり、結晶粒内は繰り返し変形で非常に強化されている²⁷⁾。試験温度は 0.5 Tm (Tm は融点 °K) 以上であるから、低ひずみ速度の変形では粒界

すべりも起こりえるであろう。したがって、ひずみ速度の遅い三角波試験などでは、すべりの主体は粒内すべりと考えられるが、粒界に加わる応力も高くなっているため粒界すべりも活発となり高温酸化の影響²⁸⁾もあつて、疲労き裂は粒界にそつて発生、伝ばすると考えられる。破面観察によれば、ひずみ速度が $6.7 \times 10^{-3}/s$ の三角波試験では粒内破壊であるが、 $6.7 \times 10^{-5}/s$ の三角波試験では明瞭な粒界破壊となる²⁹⁾。粒界き裂の伝ば速度は粒内き裂の伝ば速度に比べ著しく大きくなる³⁰⁾ため、疲労寿命はひずみ速度の低下によつて著しく低下する。一方 $700^\circ C$ のひずみ速度の遅い三角波試験では、繰返し加工硬化がほとんど現れず、内部組織はサブバウンダリー組織になつており、試験中に回復が生じている²⁷⁾²⁹⁾。したがって、粒界すべりも十分に起こりえる温度ではあるが、粒界に加わる応力は低いため粒界すべりが活発化するよりもむしろ粒内すべりが容易に起こるであろう。破面観察によれば、ひずみ速度が $6.7 \times 10^{-3}/s$ の三角波試験では粒内破壊であり、 $6.7 \times 10^{-5}/s$ の三角波試験では混合破壊となり、完全な粒界破壊とならない²⁹⁾。そのため疲労寿命は、ひずみ速度の低下によつて $600^\circ C$ のように著しく低下しない。なお 321 鋼や 347 鋼などのオーステナイトステンレス鋼では、Ti または Nb が添加されているため、 $700^\circ C$ のひずみ速度の遅い三角波試験でも試験中に回復はあまり生じない²⁹⁾。したがって、その破面は明瞭な粒界破壊となつており、疲労寿命は $600^\circ C$ よりも $700^\circ C$ の方が著しく低下している²⁹⁾。

これまで HALFORD, MANSON らによつて、各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係式が、316 鋼³¹⁾ および $2\frac{1}{4}Cr-1Mo$ 鋼⁷⁾ についてそれぞれ $705^\circ C$, $595^\circ C$ で求められている。今回の結果と比較する意味で、彼らの結果をそ

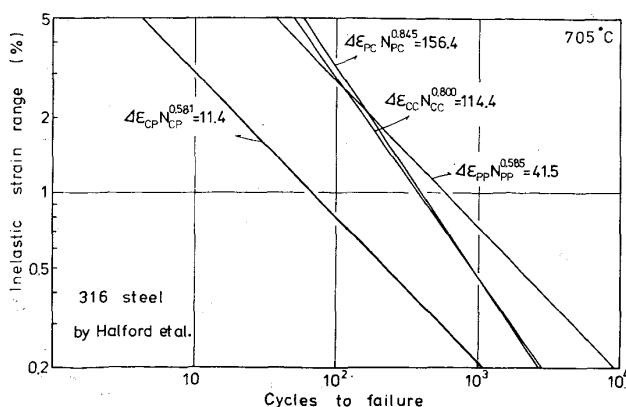


Fig. 19. Component strain range versus life relationships of SUS 316 steel at $705^\circ C$ presented by SALTSMAN and HALFORD³¹⁾.

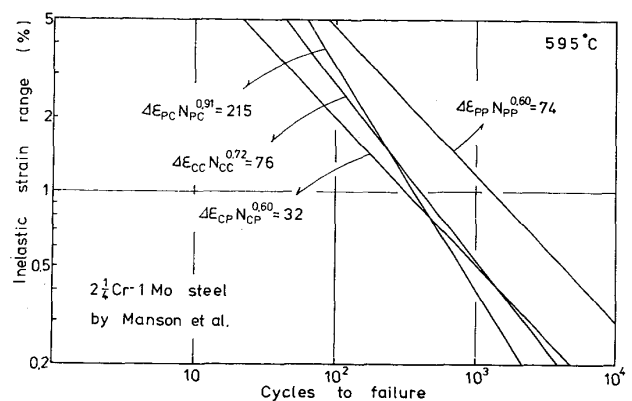


Fig. 20. Component strain range versus life relationships of $2\frac{1}{4}Cr-1Mo$ steel at $595^\circ C$ presented by MANSON, HALFORD, and HIRSCHBERG⁷⁾.

れぞれ Fig. 19, Fig. 20 に示す。316 鋼の Fig. 19 は interaction damage rule から求めた結果で、 $2\frac{1}{4}Cr-1Mo$ 鋼の Fig. 20 は conventional damage rule から求めた結果であるが、今回の Fig. 14, Fig. 18 と比較すると大体一致していると思われる。ところで、MANSON らは、 $2\frac{1}{4}Cr-1Mo$ 鋼の $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係を求める際、引張側でクリープ変形させ圧縮側で塑性変形させた試験結果だけを用いている。彼らの引張側ひずみ保持台形波試験の結果を詳しく調べてみると、今回の $1\frac{1}{4}Cr-1/2Mo$ 鋼と同じように、両試験結果から得られる $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係は非常に異なり、引張側ひずみ保持台形波試験の結果から求められる $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係は低寿命側にきている。このように同じ $\Delta\epsilon_{cp}$ 成分が現れる試験においても、波形によつて $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係が異なってくる場合、その原因について明らかにすることが今後の重要な課題の一つであろう。

5. 結 論

SUS 316 鋼と SCM V 3 鋼 ($1\frac{1}{4}Cr-1/2Mo$) について、三角波、台形波、鋸歯状波などのひずみ波形を使つて、高温低サイクル疲労試験を行い、疲労寿命におよぼすひずみ速度およびひずみ波形の影響を調べた。そして、これらのデータを MANSON らによつて提案されているひずみ幅分割法で解析した結果、以下のことがわかつた。

(1) ひずみ幅分割法を適用するに際して、非弾性ひずみ幅を各ひずみ幅成分に分割する新しい方法を提案した。この方法は、ひずみ速度が十分に速い三角波試験の繰返し応力-ひずみ曲線を用いて行うもので、MANSON らによつて提案された分割方法と比べ、非常に簡単で、かつ広い応用が可能である。またこの方法は、MANSON

らによつて提案された方法とほとんど同じ結果を与えることがわかつた。

(2) ひずみ幅分割法で 316 鋼と $1\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼の試験結果を解析することによつて、各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係が求まつた。このとき、interaction damage rule と conventional damage rule から得られる各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係は、台形波試験のようなクリープひずみがすくない場合にその差が著しくなることがわかつた。

(3) 引張側ひずみ保持台形波の試験結果から得られる $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式は、interaction damage rule を用いて求めるにしろ conventional damage rule を用いて求めるにしろ、鋸歯状波形の試験結果から得られる $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式よりも著しく低寿命にくる場合があつた。したがつてその場合は、それぞれの試験結果から得られる二本の $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式を示した。

(4) 各ひずみ幅成分と疲労寿命の関係は、温度にあまり依存しないと言われているが、316 鋼の 600°C と 700°C の結果を比較すると、特に $\Delta\epsilon_{cc}-N_{cc}$ や $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ の関係式は、大きく異なり、600°C の方がむしろ、低寿命側にあることがわかつた。

文 献

- 1) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Case Interpretation 1592, (1974), [ASME]
- 2) P. S. MAIYA and S. MAJUMDAR: Met. Trans., 8A (1977), p. 1651
- 3) C. R. BRINKMAN, J. P. STRIZAK, M. K. BOOKER, and C. E. JASKE: J. Nucl. Mater., 62 (1976), p. 181
- 4) C. E. JASKE, J. S. PERRIN, and H. MINDLIN: Reactor Tech., 15 (1972), p. 185
- 5) A. D. BATTE, M. C. MURPHY, and M. B. STRINGER: Metals Tech., 5 (1978), p. 405
- 6) M. M. LEVEN: Experimental Mech., 12 (1973), p. 353
- 7) S. S. MANSON, G. R. HALFORD, and M. H. HIRSCHBERG: NASA TMX-67838, (1971)
- 8) L. F. COFFIN, Jr.: Met. Trans., 2 (1971), p. 3105
- 9) J. B. CONWAY and J. T. BERLING: Met. Trans., 1 (1970), p. 324
- 10) L. F. COFFIN, Jr.: Met. Trans., 3 (1972), p. 1777
- 11) L. F. COFFIN, Jr.: ASTM STP 520, (1973), p. 3 [ASTM]
- 12) H. D. SOLOMON: Met. Trans., 4 (1973), p. 341
- 13) J. B. CONWAY, J. T. BERLING, and R. H. STENTZ: ASTM STP 520, (1973), p. 637 [ASTM]
- 14) L. F. COFFIN, Jr.: ASME-MPC Symposium on Creep-Fatigue Interaction, (1976), p. 349 [ASME]
- 15) R. D. CAMPBELL: Trans. ASME, J. Eng. Industry, 93 (1971), p. 887
- 16) C. E. JASKE, H. MINDLIN, and J. S. PERRIN: ASTM STP 520, (1973), p. 365 [ASTM]
- 17) D. SUNAMOTO, T. ENDO, and M. FUJIHARA: Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications, 1 (1974), p. 252 [Inst. Mech. Eng.]
- 18) G. R. HALFORD, M. H. HIRSCHBERG, and S. S. MANSON: ASTM STP 520, (1973), p. 658 [ASTM]
- 19) S. S. MANSON: ASTM STP 520, (1973), p. 744 [ASTM]
- 20) M. H. HIRSCHBERG and G. R. HALFORD: NASA TND-8072, (1976)
- 21) S. S. MANSON, G. R. HALFORD, and A. J. NACHTIGALL: NASA TMX-71737, (1975)
- 22) 平川賢爾, 時政勝行: 住友金属, 30 (1978), p. 287
- 23) 平川賢爾, 時政勝行, 外山和男: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 906
- 24) C. E. FELTNER and C. LAIRD: Acta Met., 15 (1967), p. 1621
- 25) K. D. CHALLENGER and J. MOTEFF: Met. Trans., 3 (1972), p. 1675
- 26) H. NAHM, J. MOTEFF, and D. R. DIERCKS: Acta Met., 25 (1977), p. 107
- 27) 山口弘二, 金澤健二: 日金誌, 40 (1976), p. 315
- 28) 山口弘二, 金澤健二, 吉田 進: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 1199
- 29) 山口弘二, 金澤健二: 第 16 回高温強度シンポジウム前刷集, (1978), p. 101 [日本材料学会]
- 30) K. YAMAGUCHI and K. KANAZAWA: Met. Trans., 10A (1979), p. 1445
- 31) J. F. SALTSMAN and G. R. HALFORD: Trans. ASME, J. Pressure Vessel Tech., 99 (1977), p. 264