高温クリープ疲労特性と引張りおよび クリープ破断特性の関係について†

時 政 勝 行* 新 田 勲**

The Relationship between High Temperature Creep-Fatigue Properties and the Tensile and Creep Ductilities

by

Katsuyuki TOKIMASA* and Isao NITTA**

Ductility normalized strainrange partitioning (DN-SRP) life relations in a perfect vacuum were determined based on the SRP life relations experimentally obtained both in air and in an imperfect vacuum for three materials: the annealed, the normalized and tempered 2¼ Cr-1 Mo steels and SUS 304 stainless steel.

As the results, it is found that they can be given by either set of equations as follows:

$$\left. \begin{aligned} \Delta \varepsilon_{pp} &= 0.5 D_p N_{pp}^{-0.5} \\ \Delta \varepsilon_{pc} &= 0.145 D_p N_{pc}^{-0.5} \\ \Delta \varepsilon_{cp} &= 0.111 D_c N_{cp}^{-0.5} \\ \Delta \varepsilon_{cc} &= 0.5 D_c N_{cc}^{-0.5} \end{aligned} \right\}$$

or

$$\left. \begin{aligned} \Delta \varepsilon_{pp} &= D_p^{0.6} N_{pp}^{-0.6} \\ \Delta \varepsilon_{pc} &= (0.192 D_p)^{0.6} N_{pc}^{-0.6} \\ \Delta \varepsilon_{cp} &= (0.078 D_c)^{0.6} N_{cp}^{-0.6} \\ \Delta \varepsilon_{cc} &= D_c^{0.6} N_{cc}^{-0.6} \end{aligned} \right\}$$

It is also shown that these DN-SRP life relations can predict a shorter life in the large inelastic strain range than that predicted by extrapolation of air data. So they are important properties even in evaluating the life in air of highly strained structural parts such as notches.

キー・ワード：高温，破壊，疲労，クリープ，き裂進展

1 緒 言

高温クリープ疲労特性と高温引張りおよびクリープ破断延性との関係を明確にすることは高温構造設計上だけでなく材料開発上からも有意義なことである。このような観点より，筆者らは，ひずみ範囲分割法による各種高温材料のクリープ疲労特性 ($\Delta \varepsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性) の評価を行い，これら $\Delta \varepsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性と材料の引張りおよびクリープ破断延性の関係を求めることを試みてきたが，大気中で得られた結果をみる限り，鋼種，材質によらない一般的な関係を求めるのはきわめて難しい状況にある。また，Table I に示すようなこれまでに提案されている Ductility Normalized Strainrange Partitioning Life Relations (略して DN-SRP Life Relations) にしても大気中データをベースとしており，必ずしも一般的な関係式とは言えないようである。

そこで，本報では，すでに報告した SUS 304 鋼，

Table I. DN-SRP life relations reported in the literatures.¹⁾²⁾

Authors	DN-SRP Life Relations
Manson (1973) ¹⁾	$\Delta \varepsilon_{pp} = 0.75 D_p N_{pp}^{-0.6}$, $\Delta \varepsilon_{pc} = 1.25 D_p N_{pc}^{-0.8}$ $\Delta \varepsilon_{cc} = 0.25 D_c N_{cc}^{-0.8}$, $\Delta \varepsilon_{cp} = 0.75 D_c N_{cp}^{-0.8}$
Halford, Saltsman and Hirschberg (1977) ²⁾	$\Delta \varepsilon_{pp} = 0.5 D_p N_{pp}^{-0.6}$, $\Delta \varepsilon_{pc} = 0.25 D_p N_{pc}^{-0.6}$ $\Delta \varepsilon_{cp} = 0.2 D_c^{0.6} N_{cp}^{-0.6}$ (Transgranular crack) $\Delta \varepsilon_{cp} = 0.1 D_c^{0.6} N_{cp}^{-0.6}$ (Intergranular crack) $\Delta \varepsilon_{cc} = 0.25 D_c^{0.6} N_{cc}^{-0.6}$

D_p : Tensile ductility, D_c : Creep ductility

2¼ Cr-1 Mo 鋼 Annealed 材および同鋼 N.T. 材の大気中および真空中でのクリープ疲労試験で得られた知見をもとに，まず大気雰囲気の影響のない完全真空中の $\Delta \varepsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性を引張りおよびクリープ破断延性の

† 本報を「疲労とクリープの重畳効果に関する研究 (第6報)」(Investigation on Fatigue-Creep Interaction, VI) とする。

原稿受理 昭和60年6月17日 Received June 17, 1985

* 正 会 員 住友金属工業(株)中央技術研究所 尼崎市西長洲本通, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., Nishinagasu-hondori, Amagasaki

** 住友金属工業(株)中央技術研究所 尼崎市西長洲本通, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., Nishinagasu-hondori, Amagasaki

関係を求めることを試みた。

2 $\Delta\epsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性に及ぼす雰囲気の影響に

関する知見

これまでに得られた知見をまとめると次のとおりである。

(1) SUS 304 鋼の真空中 ($<2 \times 10^{-6}$ mmHg) の $\Delta\epsilon_{pp}$ - N_{pp} 特性と $\Delta\epsilon_{cc}$ - N_{cc} 特性は室温大気中で一般的な Manson の式

$$\Delta\epsilon_{ij} = D_i^{0.6} N_i^{-0.6} \quad (i=p, c) \quad (1)$$

でほぼ表示できる。ただし、 D_i は高温での Ductility である。

(2) 21/4 Cr-1 Mo 鋼 Annealed 材および N. T. 材の真空中 (2×10^{-6} mmHg) の $\Delta\epsilon_{pp}$ - N_{pp} 特性も Manson の式(1)でほぼ表示できるのに対し、 $\Delta\epsilon_{cc}$ - N_{cc} 特性は式(1)では表示できず 2×10^{-6} mmHg 以下程度の真空中ではなお雰囲気の影響が存在すると考えられた。

(3) SUS 304 鋼では、 $\Delta\epsilon_{pp}$ - N_{pp} 、 $\Delta\epsilon_{cc}$ - N_{cc} 両特性が雰囲気の影響に敏感であり、 $\Delta\epsilon_{pc}$ - N_{pc} 、 $\Delta\epsilon_{cp}$ - N_{cp} 両特性は雰囲気の影響に鈍感であるのに対し、21/4 Cr-1 Mo 鋼の Annealed 材と N. T. 材では四つの特性すべてが雰囲気の影響に敏感である。

(4) 上述(1)~(3)の限られた実験事実と Coffin らが実施した両振対称三角波の高真空中 ($\sim 10^{-8}$ mmHg) ないしはアルゴン雰囲気中の試験結果からみて、 $\Delta\epsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性に及ぼす雰囲気の影響は Fig. 1 に示すように考えられる。すなわち、異なる環境下の特性は一点 O で交わり、雰囲気の影響はある限界の非弾性ひずみ範囲 ($\Delta\epsilon_{ij})_{cr}$ 以下で生じる。

(5) 21/4 Cr-1 Mo 鋼の場合、 2×10^{-6} mmHg 以下程度の真空度は不完全真空と言え、完全真空中の $\Delta\epsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性は

$$\Delta\epsilon_{ij} = (\alpha_{ij} D_i) N_{ij}^{-0.5} \quad (2)$$

あるいは

$$\Delta\epsilon_{ij} = (\alpha_{ij}' D_i)^{0.6} N_{ij}^{-0.6} \quad (3)$$

の形で表示できる。

以上の知見から、式(2)あるいは式(3)における α_{ij} あるいは α_{ij}' が材質によらない定数として求めることができれば、式(2)あるいは(3)が求める DN-SRP rela-

Fig. 1. Environmental effect in SRP life relations⁴⁾.

tions となる。

3 検討方法および結果

本論文においては、完全真空中の $\Delta\epsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性において、式(2)あるいは式(3)に示すように、 ij によらず N_{ij} の指数が一定値 (-0.5) あるいは (-0.6) となる理由および α_{ij} あるいは α_{ij}' が材質によらない定数として用いることができるかどうかを検討した。

3.1 完全真空中の $\Delta\epsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性式の検討

完全真空中の $\Delta\epsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性において ij によらず N_{ij} の指数が (-0.5) あるいは (-0.6) となる理由については次のような説明が可能と考えられる。

まず、次のような五つの仮定を設定する。

(1) 完全真空中の $\Delta\epsilon_{pp}$ - N_{pp} 特性は室温と同じ形になる。すなわち、Manson の式(1)あるいは Coffin の式

$$\Delta\epsilon_{pp} = 0.5 D_p N_{pp}^{-0.5} \quad (4-a)$$

で表示できる。

(2) 完全真空中の $\Delta\epsilon_{cc}$ - N_{cc} 特性も Manson の式(1)あるいは Coffin の式

$$\Delta\epsilon_{cc} = 0.5 D_c N_{cc}^{-0.5} \quad (4-b)$$

で表示できる。

(3) き裂発生寿命は $\Delta\epsilon_{ij}$ の大きい場合き裂進展寿命に比べ無視できる。

(4) 完全真空中におけるき裂進展速度式は繰返し変形の引張側の変形モードが同じであれば同じである。

(5) 完全真空中のき裂進展速度 (da/dN)_{ij} とき裂長さ a は比例関係にある。

上述の仮定(1), (2)は前節で述べた知見より設定可能な仮定である。また、仮定(3)は Fig. 2 に示すような実験事実をベースにしたものである。

仮定(4)は、中山、大谷⁷⁾によって報告されている Fig. 3 (a)および(b)に示すような知見に基づいている。すなわち、Fig. 3 (a)および(b)に示すような $4J_f$ 、 $4J_c$ に相当する高温のき裂進展速度を律する破壊力学パラメータを P 、 C とすると仮定(4)は以下の諸式の成立を意味

Fig. 2. Total endurance and integrated crack growth endurance compared⁸⁾.

Fig. 3. dl/dN versus ΔJ_f and dl/dN versus ΔJ_c relationships for SUS 304 steel at 550°C⁷.

している。

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{da}{dN} \right)_{pp} &= \left(\frac{da}{dN} \right)_{pc} = A_p \cdot f(P) \\ \left(\frac{da}{dN} \right)_{cp} &= \left(\frac{da}{dN} \right)_{cc} = A_c \cdot g(C) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$P = F(\sigma_{ij}, \Delta \varepsilon_{ij}, a), \quad C = G(\sigma_{ij}, \Delta \varepsilon_{ij}, a) \quad (6)$$

σ_{ij} : $\Delta \varepsilon_{ij}$ を繰返したときの引張側応力 ($i, j = p, c$)
式(5), (6)および仮定(5)により, 式(5)を次のように σ_{ij} , $\Delta \varepsilon_{ij}$ および a の関数として表示できる。

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{da}{dN} \right)_{pp} &= \left(\frac{da}{dN} \right)_{pc} = B_p \sigma_{ij}^{m_p} \Delta \varepsilon_{ij}^{n_{pa}} \\ \left(\frac{da}{dN} \right)_{cp} &= \left(\frac{da}{dN} \right)_{cc} = B_c \sigma_{ij}^{m_c} \Delta \varepsilon_{ij}^{n_{ca}} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

すなわち,

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_{ij} = B_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}^{n_{ia}} \quad (8)$$

が $(da/dN)_{ij}$ を $\Delta \varepsilon_{ij}$ で表示したときの一般的な形となる。

式(8)を初期き裂長さ $(a_0)_{ij}$ より最終き裂長さ $(a_f)_{ij}$ まで積分すると, 仮定(3)より

$$B_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}^{n_i} N_{ij} = \ln \left[\frac{(a_f)_{ij}}{(a_0)_{ij}} \right] \quad (9)$$

となる。ここで仮定(1), (2)を考慮すると $n_p = n_c$ となり, 式(9)が式(1)と同形となるのは $n_p = n_c = 1.67$ となる場合であり, 式(9)が式(4)と同形となるのは $n_p = n_c = 2$ の場合であることが明らかである。

そこで, 式(9)において

$$n_i = 2, \quad \frac{1}{B_{ij}} \ln \left[\frac{(a_f)_{ij}}{(a_0)_{ij}} \right] = (\alpha_{ij} D_i)^2 \quad (10-a)$$

あるいは

$$n_i = 1.67, \quad \frac{1}{B_{ij}} \ln \left[\frac{(a_f)_{ij}}{(a_0)_{ij}} \right] = \alpha_{ij}' D_i \quad (10-b)$$

とおけば, 式(2)あるいは式(3)が得られる。

3.2 α_{ij} , α_{ij}' の決定

式(1), (2)より $\alpha_{pp} = \alpha_{cc} = 0.5$, $\alpha_{pp}' = \alpha_{cc}' = 1$ であり, 残りの $\alpha_{pc}, \alpha_{cp}, \alpha_{pc}', \alpha_{cp}'$ の値を実験データより求

Fig. 4. Creep rupture test results.

める。ここでは, まず 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼 Annealed 材および N. T. 材についてこれらの値を定め, その結果の SUS 304 鋼への適用性を検討した。

Fig. 4 は 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼 Annealed 材, 同鋼 N. T. 材および SUS 304 鋼のクリープ破断試験結果である。図中, 実験点に付して () で示した数値はそのときの D_c 値である。温度, 応力, 破断時間によって D_c 値は変化している, ここでは, $\Delta \varepsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性を求めたときの試験時間が最大 500 hr 程度であることを考慮して, クリープ破断時間が 500 hr 以内の実験点の最小の D_c 値を用いて α_{cp} , α_{cp}' を求めた。 D_p 値については既報の値を用いた。

α_{pc} , α_{cp} , α_{pc}' , α_{cp}' の具体的な求め方は前報で述べたとおりであるが, 再述すると次のとおりである。すなわち, 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼 Annealed 材および N. T. 材の大気中と不完全真空中の特性より Fig. 1 に示す点 O を求め, 式(2)あるいは式(3)で表示される $\Delta \varepsilon_{pc}$ - N_{pc} および $\Delta \varepsilon_{cp}$ - N_{cp} 特性がそれぞれの点 O を通るように α_{pc} , α_{cp} , α_{pc}' , α_{cp}' を定める。

Table II に 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼 Annealed 材および N. T. 材について α_{ij} , α_{ij}' を求めた結果を示す。実験データに基づいて求めた α_{pc} , α_{cp} , α_{pc}' , α_{cp}' の値は両材質間で最大 2 倍以内の差であり, 両者の平均をとって求めた α_{pc} , α_{cp} , α_{pc}' , α_{cp}' を用いても両材質の特性を factor of 1.5 の範囲内で記述することができる。そこで, 両材質の平均値を一般的な α_{ij} , α_{ij}' の値とした。

Table II. D_p , D_c , α_{pc} , α_{cp} , α_{pc}' , α_{cp}' for 2 1/4 Cr-1 Mo steels at 550°C.

Material	D_p	D_c	α_{pc}	α_{cp}	α_{pc}'	α_{cp}'
Annealed	2.01	1.86	0.167	0.147	0.243	0.103
N. T.	1.54	2.36	0.123	0.074	0.141	0.052
(Averaged)	—	—	(0.145)	(0.111)	(0.192)	(0.078)

Fig. 5. DN-SRP life relations (eq. (11)) and experimental data obtained at 550°C for the normalized and tempered 2 1/4 Cr-1 Mo steel.

Fig. 6. DN-SRP life relations (eq. (12)) and experimental data obtained at 550°C for the normalized and tempered 2 1/4 Cr-1 Mo steel.

以上の結果より、DN-SRP Life Relations として次のような関係式が得られた。

$$\Delta \varepsilon_{pp} = 0.5 D_p N_{pp}^{-0.5} \quad (11-a)$$

$$\Delta \varepsilon_{pc} = 0.145 D_p N_{pc}^{-0.5} \quad (11-b)$$

$$\Delta \varepsilon_{cp} = 0.111 D_c N_{cp}^{-0.5} \quad (11-c)$$

$$\Delta \varepsilon_{cc} = 0.5 D_c N_{cc}^{-0.5} \quad (11-d)$$

あるいは

$$\Delta \varepsilon_{pp} = D_p^{0.6} N_{pp}^{-0.6} \quad (12-a)$$

$$\Delta \varepsilon_{pc} = (0.192 D_p)^{0.6} N_{pc}^{-0.6} \quad (12-b)$$

$$\Delta \varepsilon_{cp} = (0.078 D_c)^{0.6} N_{cp}^{-0.6} \quad (12-c)$$

$$\Delta \varepsilon_{cc} = D_c^{0.6} N_{cc}^{-0.6} \quad (12-d)$$

Fig. 5 は式(11)と 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼 N.T. 材の実験データを比較したものである。また、Fig. 6 は式(12)と実験データとの比較を $\Delta \varepsilon_{pc}-N_{pc}$ 、 $\Delta \varepsilon_{cp}-N_{cp}$ 両特性について示したものである。前報でも述べたように、式(12)よりも式(11)の方が不完全真空中データにおける雰囲気効果の存在をより強調する傾向にある。

Fig. 7 は SUS 304 鋼の実験データに対して式(11)お

Fig. 7. DN-SRP life relations (eqs. (11) and (12)) and experimental data obtained at 700°C and 800°C for SUS 304 stainless steel³⁾.

よび式(12)の適用性を調べたものである。 D_e の値としては、Fig. 4 (c)の $T=700^\circ\text{C}$ のクリープ破断時間が 500 hr 以内のデータより、 $D_e=0.72$ を用いた。実験値と DN-SRP Life Relations との対応をみると、式(11)および式(12)とも真空中データとおおむね良好な対応を示している。

4 考 察

4.1 式(11)と式(12)の比較

式(11)と式(12)のどちらがより良く完全真空中の特性を表示し得るのかについては今後さらに高真空中での試験を行って検討する必要があるが、Fig. 7 の実線と破線を比較してみて明かなように通常実験されるひずみの範囲では両者に大きな差がないことから、実験的な判定もかなりむずかしいと思われる。Fig. 7 から判断してかなりひずみの大きいところでの試験が有効と思われる。平滑丸棒試験片より切欠き試験片の使用が望まれる。しかし、前報でも述べたように、不完全真空中で求められた 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼の $\Delta \varepsilon_{ij}-N_{ij}$ 特性の雰囲気効果の存在を強調できるという点からは式(11)の方が望ましい。

4.2 式(11)あるいは式(12)と SUS 304 鋼特性データの適合性について

2 1/4 Cr-1 Mo 鋼のデータをベースにして求められた式(11)あるいは式(12)と SUS 304 鋼の特性データの適合性をみる場合、次の二通りの立場がある。一つは真空条件が $2 \times 10^{-6} \text{ mmHg}$ 以下程度であることを考慮して 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼の場合と同様 SUS 304 鋼の場合にも雰囲気効果が存在していると考える立場であり、一つは SUS 304 鋼の $\Delta \varepsilon_{ij}-N_{ij}$ 特性データには雰囲気効

Fig. 8. Explanation of the environmental effect in the smaller strain range of SRP life relations of SUS 304 stainless steel.

Fig. 9. The effect of strain rate on the reduction of area in high temperature tensile test⁹⁾.

果は含まれていないとする立場である。

前者の立場に立つ場合には式(11)あるいは式(12)と真空中特性データとは完全に一致する必要はないが、真空中データと大気中データが一致している $\Delta \varepsilon_{pc}-N_{pc}$ 特性と $\Delta \varepsilon_{cp}-N_{cp}$ 特性においてひずみの小さいところで DN-SRP Life Relations と実験値の間に存在する差についての何らかの説明が必要と思われる。現時点において考え得る妥当な説明は Fig. 8 に示すような疲労寿命と真空度の関係の各特性間の差である。この点も今後の研究課題として残る問題である。

後者の立場に立つ場合には、式(11)あるいは式(12)と実験データの合致しない理由についてかなり詳細な考察が必要である。現時点においては次の二つの理由が考えられる。

(1) 式(8)の導出において、 $n_{ij} \approx n_i$ である。

(2) D_p , D_c のひずみ速度依存性が材料によって異なる。

(1)の場合には、式(5), (6)の成立(すなわち仮定(4))を再検討する必要があることになる。しかし、Fig. 3 (a)および(b)に示す実験事実は $n_{pp}=n_{pc}=n_p$, $n_{cp}=n_{cc}=n_c$ を十分に示唆するものであり、理由としては考えにくい、式(6)の成立可否については検討の余地がある。

(2)については、 D_p 値が比較的ひずみ速度のおそい JIS 試験法で求められたものであり、 D_p 値のひずみ

速度依存性を考慮すると、PP 試験や PC 試験の引張側ひずみ速度 (8×10^{-3} 1/sec) と JIS 法のひずみ速度の間の領域でひずみ速度の上昇による D_p 値の上昇が SUS 304 鋼よりも 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼の方が大きい可能性がある。Fig. 9 のデータはこのような考察を裏付けるデータと言えよう。 D_c 値のひずみ速度依存性については Fig. 5 に示す結果からクリープ破断時間が 500 hr 以内でみると SUS 304 鋼の方が応力(すなわちひずみ速度)依存性が大きいようである。このような D_p , D_c のひずみ速度依存性は Fig. 7 で認められた DN-SRP Life Relations と実験値の差を少なくする傾向にある。したがって、今後、 D_p , D_c 値の速度依存性の系統的な検討を進める必要がある。

4.3 平滑丸棒試験片のクリープ疲労破壊寿命とき裂進展特性の関係

本報で展開した論理によれば、平滑丸棒試験片のクリープ疲労破壊寿命はき裂進展寿命によって支配され、そのときのひずみと寿命の関係式は式(9)で与えられる。式(9)において、 $N_{ij}=1$ のとき $\Delta \varepsilon_{ij} = \alpha_{ij} D_i$ とすると、

$$\frac{(a_f)_{ij}}{(a_0)_{ij}} = \exp(B_{ij} \alpha_{ij}'' n_i D_i^{n_i}) \quad (13)$$

となる。

式(9)および式(10)あるいは式(13)より、材料が定めれば $(a_f)_{ij}/(a_0)_{ij}$ の値は非弾性ひずみ範囲 ($\Delta \varepsilon_{ij}$) の種類に応じて一定の値をとり、その値はき裂進展特性と密接な関係をもっていることがわかる。このことは、 $\Delta \varepsilon_{ij}-N_{ij}$ 特性だけでなくき裂進展特性を知ることにより、 $(a_f)_{ij}/(a_0)_{ij}$ の値を知り得ることを示しており、高温クリープ疲労重畳条件下のき裂進展特性を研究する一つの目標を与える重要な知見である。すなわち、材料に作用する非弾性ひずみ範囲の種類、すなわち、 $\Delta \varepsilon_{pp}$ か $\Delta \varepsilon_{pc}$ か $\Delta \varepsilon_{cp}$ か $\Delta \varepsilon_{cc}$ によって、 a_0 , a_f , a_f/a_0 の値が異なるという基本的な考え方に対し、定量的な根拠を与える可能性を示唆している。

4.4 完全真空中の DN-SRP Life Relations の重要性

Fig. 1, Fig. 5 および Fig. 6 から明らかなように、完全真空中の DN-SRP Life Relations は雰囲気の影響のあるところでは $(\Delta \varepsilon_{ij})_{cr}$ 以下のひずみに対する寿命予測には使用できないが、 $(\Delta \varepsilon_{ij})_{cr}$ 以上のひずみに対する寿命を予測する場合には有用であり、しかも大気中データをそのまま短寿命側へ外挿した場合よりもはるかに短寿命を予測している点に注目する必要がある。このことは、切欠き材の切欠き底からのクリープ疲労き裂発生寿命を予測する場合には、切欠き底のひずみの大きさに応じて大気中の $\Delta \varepsilon_{ij}-N_{ij}$ 特性を使用するか完全真空中の $\Delta \varepsilon_{ij}-N_{ij}$ 特性を使用するかかの判定が必要であることを示している。すなわち、切欠き

底に $\Delta\epsilon_{in} = \sum_{i,j} \Delta\epsilon_{ij}(i, j=p, c)$ なる非弾性ひずみが繰返されたときのき裂発生寿命を N_f とすると, N_f は次のように計算すべきであると言える.

$$\frac{1}{N_f} = \sum_{i,j} \frac{1}{N_{ij}} \quad (i, j=p, c) \quad (14)$$

$$N_{ij} = \text{minimum of } (N_{ij})_{\text{air}} \text{ and } (N_{ij})_{\text{vac}}$$

ただし, $(N_{ij})_{\text{air}}$, $(N_{ij})_{\text{vac}}$ はそれぞれ大気中, 真空中特性データをそのまま外挿あるいは内挿して得られる $\Delta\epsilon_{ij}$ に対応する寿命である.

5 結 言

完全真空中の DN-SRP Life Relations を 2¼Cr-1Mo 鋼 Annealed 材および N.T. 材の大気中および不完全真空中で求めた $\Delta\epsilon_{ij}$ - N_{ij} 特性より求め, SUS 304 鋼の真空中データと比較し, 今後検討すべき問題を明らかにした.

その結果, 完全真空中の DN-SRP Life Relations として次式を得た.

$$\left. \begin{aligned} \Delta\epsilon_{pp} &= 0.5 D_p N_{pp}^{-0.5} \\ \Delta\epsilon_{pc} &= 0.145 D_p N_{pc}^{-0.5} \\ \Delta\epsilon_{cp} &= 0.111 D_c N_{cp}^{-0.5} \\ \Delta\epsilon_{cc} &= 0.5 D_c N_{cc}^{-0.5} \end{aligned} \right\}$$

または

$$\left. \begin{aligned} \Delta\epsilon_{pp} &= D_p^{0.6} N_{pp}^{-0.6} \\ \Delta\epsilon_{pc} &= (0.192 D_p)^{0.6} N_{pc}^{-0.6} \\ \Delta\epsilon_{cp} &= (0.078 D_c)^{0.6} N_{cp}^{-0.6} \\ \Delta\epsilon_{cc} &= D_c^{0.6} N_{cc}^{-0.6} \end{aligned} \right\}$$

これら完全真空中の特性は, 大気中でも繰返されるひずみの大きい場合にはきわめて重要な性質であると判断された.

しかし, これらの式の妥当性を確認するためには今後とくに pp, pc, cp および cc 波形下におけるき裂進展データの蓄積が必要である.

(昭和58年12月6日 第21回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) S. S. Manson, ASTM STP 520, 744 (1973).
- 2) G. R. Halford, J. F. Saltsman and H. H. Hirschberg, NASA TM-73737 (1977).
- 3) 平川賢爾, 時政勝行, 材料, **28**, 386 (1979).
- 4) 時政勝行, 新田 勲, 材料, **35**, 267 (1986).
- 5) L. F. Coffin, ASTM STP 520, 5 (1973).
- 6) R. P. Skelton, ASTM STP 770, 337 (1982).
- 7) 中山 忍, 大谷隆一, 日本機械学会講演論文集, No. 820-2, 264 (1982).
- 8) L. F. Coffin, Exp. Mechanics, **8**, 218 (1968).
- 9) 平 修二, 鉄と鋼, **54**, 87 (1968).