

# Diercks の実験式を用いた Cr-Mo 鋼の クリープ疲労寿命予測法

© 1990 ISIJ

技術報告

園家 啓嗣\*・野中 勇\*<sup>2</sup>・北川 正樹\*<sup>3</sup>

## Creep-Fatigue Life Prediction Method Using Diercks Equation for Cr-Mo Steel

Keiji SONOYA, Isamu NONAKA and Masaki KITAGAWA

### Synopsis :

For dealing with the situation that creep-fatigue life properties of materials do not exist, a development of the simple method to predict creep-fatigue life properties is necessary.

A method to predict the creep-fatigue life properties of Cr-Mo steels is proposed on the basis of *D. DIERCKS* equation which correlates the creep-fatigue lives of SUS 304 steels under various temperatures, strain ranges, strain rates and hold times. The accuracy of the proposed method was compared with that of the existing methods. The following results were obtained.

(1) Fatigue strength and creep rupture strength of Cr-Mo steel are different from those of SUS 304 steel. Therefore in order to apply Diercks equation to creep-fatigue prediction for Cr-Mo steel, the difference of fatigue strength was found to be corrected by fatigue life ratio of both steels and the difference of creep rupture strength was found to be corrected by the equivalent temperature corresponding to equal strength of both steels.

(2) Creep-fatigue life can be predicted by the modified Diercks equation within a factor of 2 which is nearly as precise as the accuracy of strain range partitioning method. Required test and analysis procedure of this method are not so complicated as strain range partitioning method.

**Key words :** 2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel; Mod. 9Cr-1Mo steel; elevated temperature; creep-fatigue life; Diercks equation; linear cumulative damage rule; strain range partitioning.

## 1. 緒 言

火力発電用プラント等の高温で用いられる機器は、頻繁な起動停止の繰返しや運転条件の変動に伴い疲労およびクリープ損傷を受けるため、これら高温機器部材の損傷を評価することは、機器の設計および稼動上重要な問題である。原子力容器では 2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼等の高温機器部材について ASME B & PV Code Sec. III, Case N47 が設けられ、高温で使用する場合の合理的な設計基準となっている<sup>1)</sup>。しかし、高温における疲労とクリープの相互作用の影響についてはいまだ明確でない点が多く、現象論的立場<sup>2)</sup>や破壊のメカニズムの立場<sup>3)4)</sup>から各種の研究がされている。特に、Cr-Mo 鋼では Mod. 9 Cr-1Mo 鋼が近年 ASME で規格化され、使用環境が厳しい火力プラント機器への適用が進められている<sup>5)</sup>。最

近では、高速増殖炉 (FBR) へ適用するための研究もさされている<sup>6)7)</sup>。このような高温機器の信頼性を確保するためには合理的で有効なクリープ疲労寿命評価法の確立が望まれるが、Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼のクリープ疲労寿命評価法については十分には明らかにされていない。クリープ疲労評価法としては、線形累積損傷則<sup>8)9)</sup>が従来から設計に広く用いられてきたが、NASA の MANSON らによって提案されたひずみ範囲分割法が高温変形メカニズムと密接な関連を有することから有望な手段であると言われている<sup>10)</sup>。しかし、ひずみ範囲分割法では、試験および解析の仕方が難しいという問題もあるため、筆者らは、主に疲労寿命の評価に利用される Diercks の式が簡易さの点で優れていると考えている。

Diercks の式は、米国の Argonne 研究所で、SUS 304 鋼の多数の高温低サイクル疲労データを基に最小二乗法

平成元年 12 月第 27 回高温強度シンポジウム講演会にて一部発表 平成元年 8 月 29 日受付 (Received Aug. 29, 1989)

\* 石川島播磨重工業(株)技術研究所 (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries, Co., Ltd., 3-1-15 Toyosu Koto-ku, Tokyo 135-91)

\*<sup>2</sup> 石川島播磨重工業(株)技術研究所 工博 (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries, Co., Ltd.)

\*<sup>3</sup> 石川島播磨重工業(株)技術研究所 Ph. D. (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries, Co., Ltd.)

により作成された寿命予測式であり、過去に 2¼Cr-1Mo 鋼のクリープ疲労寿命推定のためにエンジニアリング的に使用された例もある<sup>11)</sup>。

本研究では、2¼Cr-1Mo 鋼および高温用部材として有望な Mod. 9Cr-1Mo 鋼を用いて、線形累積損傷則、ひずみ範囲分割法および Diercks の式によってクリープ疲労寿命の評価を行い、寿命予測精度等を比較検討した。

2. データの背景

供試材は 2¼Cr-1Mo 鋼 (JIS 規格 SCM4) および Mod. 9Cr-1Mo 鋼で、化学成分を Table 1 に機械的性質を Table 2 に示す。熱処理は、2¼Cr-1Mo 鋼には焼ならし焼もどし (930°C × 3.4 h, 空冷 720°C × 5.4 h, 空冷) の後、720°C × 8.4 h の応力除去焼なましを行った。Mod. 9Cr-1Mo 鋼は焼ならし焼もどし (1040°C × 1 h, 空冷 780°C × 1 h, 空冷) の熱処理だけが施されている。

2¼Cr-1Mo 鋼については野中の行った高温低サイクル疲労試験結果<sup>12)</sup>を、Mod. 9Cr-1Mo 鋼は服部が実施した試験結果<sup>13)</sup>をデータとして使用した。試験条件としては、試験温度が 2¼Cr-1Mo 鋼は 470°C, Mod. 9Cr-1Mo 鋼は 600°C で軸ひずみ制御である。制御ひずみ波形は、両鋼とも連続サイクルと引張側、圧縮側あるいは両側にひずみ保持を伴う台形波である。

2¼Cr-1Mo 鋼のデータを Fig. 1 に、Mod. 9Cr-1Mo 鋼のデータを Fig. 2 に示す。

なお、破損繰返し数 ( $N_f$ ) は、引張側最大荷重が飽和安定値より 25% 低下した繰返し数で定義してある。2¼Cr-1Mo 鋼の場合は、引張りおよび圧縮ひずみ保持波による寿命は高ひずみ範囲では連続サイクル波の場合とほとんど差がないが、0.5% 以下の低ひずみ範囲においてはひずみ保持波が寿命低下を示す。一方、Mod. 9

Cr-1Mo 鋼の場合は、Slow-Fast 波、引張りおよび圧縮ひずみ保持台形波の寿命は、Fast-Fast 波に比較して著しく低下しているが、低ひずみ領域では寿命低下率は減少する傾向にある。

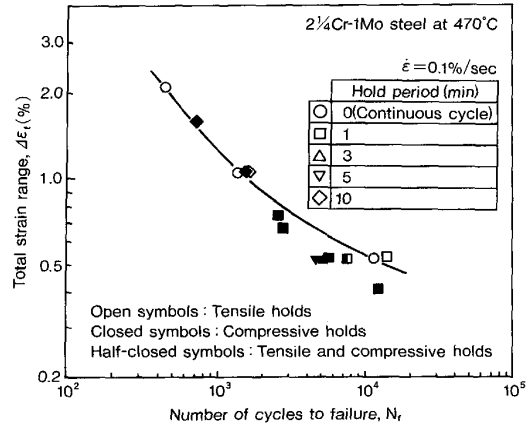


Fig. 1. Effect of strain waveform on LCF life for 2¼Cr-1Mo steel at 470°C.

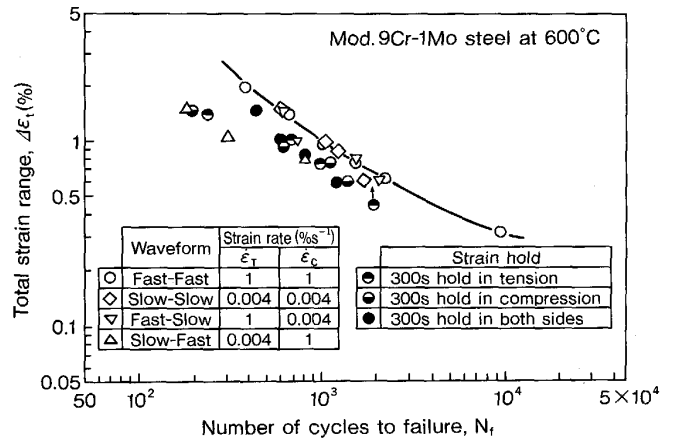


Fig. 2. Effect of strain waveform on LCF life for Mod. 9Cr-1Mo steel at 600°C.

Table 1. Chemical compositions of steels (mass%).

Steel	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Nb
2¼Cr-1Mo	0.15	0.28	0.55	0.011	0.005	—	2.38	0.98	—	—
Mod. 9Cr-1Mo	0.10	0.36	0.41	0.007	0.004	0.07	8.37	0.98	0.21	0.08

Table 2. Mechanical properties of steels.

Steel	Temperature	0.2% proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
2¼Cr-1Mo	RT	430	615	30.0	69.5
	600°C	343	456	20.4	74.0
Mod. 9Cr-1Mo	RT	496	666	25.5	75.5
	475°C	273	344	28.0	90.4

### 3. 種々の方法によるクリープ疲労寿命特性評価の結果および考察

#### 3.1 線型累積損傷則による評価

適用可能と思われる代表的な寿命評価法を考察するため、まず線型累積損傷則によりクリープ疲労寿命を評価した。線型累積損傷則は損傷を疲労損傷 ( $D_F$ ) とクリープ損傷 ( $D_C$ ) に分け、両者の和がある値  $D$  になると破損が生じるとするもので、各損傷は  $D_F = n/N_f$   $D_C = \Sigma(t/t_r)$  で与えられる。ここで、 $n$  は評価する一定ひずみの繰返し数、 $N_f$  はその時の純粋な疲労寿命、 $t$  はある一定応力の作用時間、 $t_r$  は同一応力に対するクリープ破断時間である。クリープ破断曲線は、2¼Cr-1Mo 鋼、Mod. 9Cr-1Mo 鋼のおおの Fig. 3<sup>13)14)</sup> を用いた。クリープ損傷は、台形波ではひずみ保持中の応力リラクセーション過程を、三角波では低速度での過程を評価し、引張側、圧縮側のクリープ損傷は区別していない。Fig. 4 および Fig. 5 にクリープ損傷率  $D_C$  と疲労損傷率  $D_F$  の算出結果を示す。

2¼Cr-1Mo 鋼の場合、クリープ損傷率は圧縮、引張りひずみ保持によらず、また、ひずみ範囲やひずみ保持時間にもよらず  $10^{-2} \sim 10^{-1}$  と非常に小さい値である。結果的には  $D_F + D_C = D_F$  となった条件で試験されたことが認められる。クリープ損傷率が非常に小さくても、疲労損傷率が1に近い台形波では両損傷の和が1の時に破壊するという線型累積損傷則は有効であるが、低ひずみ領域でのひずみ保持波に対しては有効でない。

一方、Mod. 9Cr-1Mo 鋼の場合、三角波のクリープ損傷と疲労損傷の和は  $D_F + D_C \geq 1$  で安全側の評価になる傾向にある。引張りあるいは圧縮ひずみ保持波の損傷和は、2¼Cr-1Mo 鋼と同じようにクリープ損傷率が非常に小さいため、三角波とは逆に  $D_F + D_C < 1$  となり三角波とは異なる傾向を示す。 $D_F + D_C = 1$  で破壊するというクライテリアに対しては倍、半分の精度の範

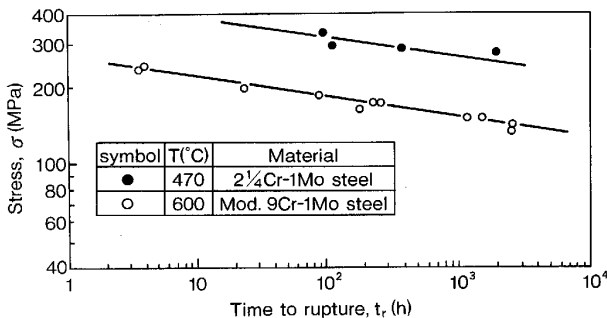


Fig. 3. Creep rupture strength for 2¼Cr-1Mo steel and Mod. 9Cr-1Mo steel.

囲を大幅にオーバーしていることがわかる。

クリープ疲労相互作用における線型累積損傷則の妥当性については、いろいろと検討結果があり  $D_F + D_C = 1$  で破壊するというクライテリアが成立しないとの報告が多く<sup>15)~17)</sup>、今回の試験結果についても上述のように特に Mod. 9Cr-1Mo 鋼については線型累積損傷則を採用することは適当でないと考えられる。

#### 3.2 ひずみ範囲分割法による評価

ひずみ範囲分割法<sup>18)</sup>は負荷波形による寿命差、引張りと圧縮のクリープ損傷の違い、雰囲気効果を説明でき

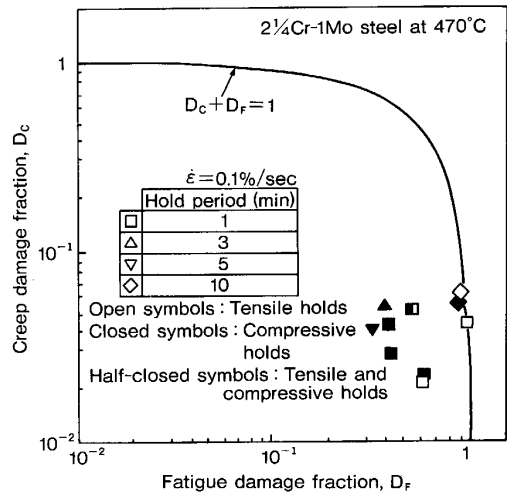


Fig. 4. Calculated creep and fatigue damages on the linear cumulative damage rule for 2¼Cr-1Mo steel at 470°C.

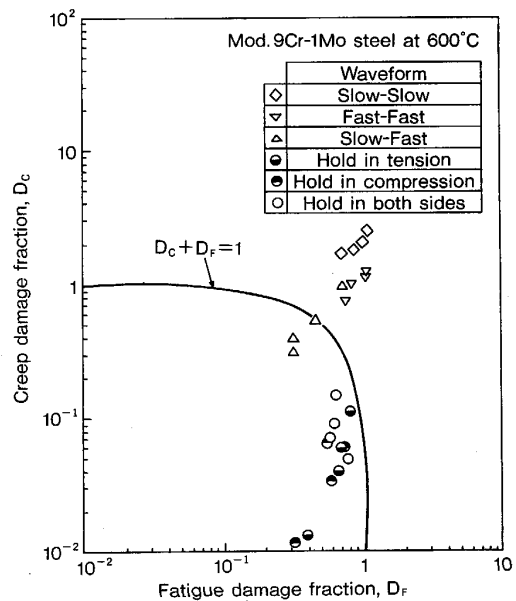


Fig. 5. Calculated creep and fatigue damages on the linear cumulative damage rule for Mod. 9Cr-1Mo steel at 600°C.

るもので最近注目されている。この手法は、材料に与えられた非弾性ひずみ範囲をその生じる要因により分割し、それぞれのひずみ範囲の与える損傷和を考えるものである。Linear Damage Rule (LDR) と Interaction Damage Rule (IDR) の二つの考え方があがるが、LDR よりも IDR の方が評価結果のばらつきが少ないと言われている<sup>19)</sup> ことから、評価には次式で与えられる後者をを用いた。

$$1/N_f = f_{pp}/N_{pp} + f_{ij}/N_{ij}$$

ここで、 $\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{pp} + \epsilon_{ij}$

$$f_{ij} = \Delta\epsilon_{ij}/\Delta\epsilon_{in}$$

$N_{ij}$ :  $\Delta\epsilon_{ij}$  に対する寿命

三角波についての 2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼の  $\Delta\epsilon_{ij}$ - $N_{ij}$  関係は Fig. 6 に示すように両対数グラフ上では直線になるとされている<sup>20)</sup>。各ひずみ範囲に対応する寿命  $N_{ij}$  を比較すると、Slow-Fast 波による寿命  $N_{CP}$  が他の 3 者のいずれの寿命より短く、SUS316 等<sup>21)</sup> のオーステナイト系

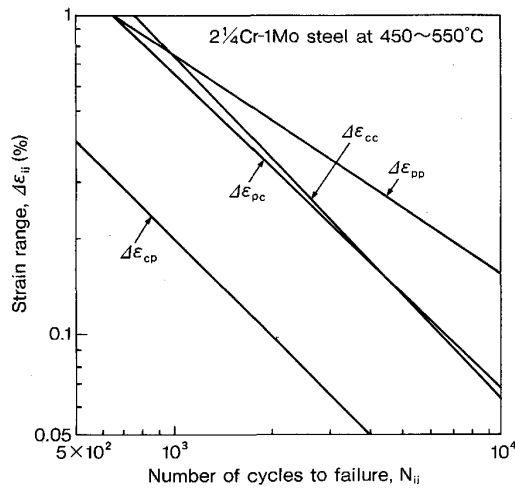


Fig. 6. Partitioned strain range-life relations for 2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel at 450~550°C<sup>20)</sup>.

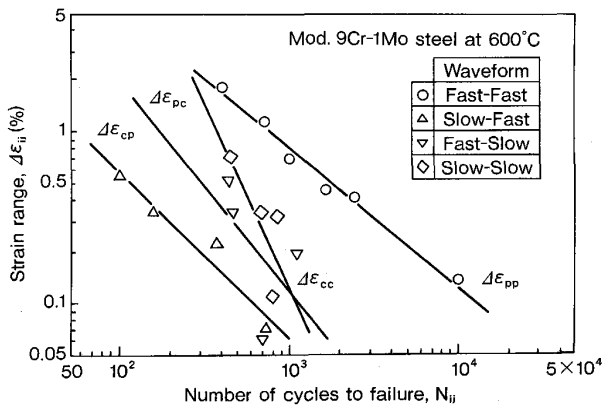


Fig. 7. Partitioned strain range-life relations for Mod. 9Cr-1Mo steel at 600°C.

ステンレス鋼と同様な傾向を示す。また、Mod. 9Cr-1Mo 鋼について得られた  $\Delta\epsilon_{ij}$ - $N_{ij}$  関係を Fig. 7 に示す。この  $\Delta\epsilon_{ij}$ - $N_{ij}$  関係は次式のとおりである。

$$\Delta\epsilon_{pp} = 190 N_{pp}^{-0.78}$$

$$\Delta\epsilon_{pc} = 501 N_{pc}^{-1.22}$$

$$\Delta\epsilon_{cp} = 54 N_{cp}^{-0.99}$$

$$\Delta\epsilon_{cc} = 3.16 \times 10^5 N_{cc}^{-2.16}$$

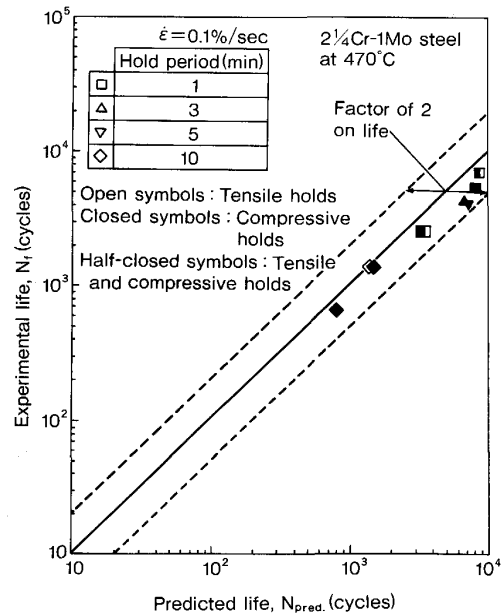


Fig. 8. Experimental lives predicted by strain range partitioning method for 2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel at 470°C.

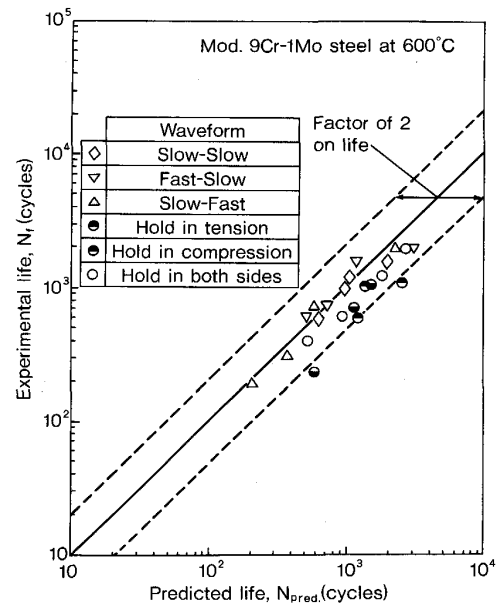


Fig. 9. Experimental lives and lives predicted by strain range partitioning method for Mod. 9Cr-1Mo steel at 600°C.

分割されたひずみに対する寿命  $N_{ij}$  については、 $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼の場合と同様  $N_{cp}$  が  $N_{pp}$  に比べて極端に劣っていることがわかる。

Fig. 8 および Fig. 9 は、 $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$  関係を用いて寿命推定結果を試験寿命と比較したものである。 $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼および Mod. 9Cr-1Mo 鋼の推定寿命は、試験寿命とほぼ倍、半分の推定誤差内にあることが認められる。

3.3 修正 Diercks の式による評価

クリープ疲労寿命評価法として線型累積損傷則は比較的簡単な方法であるが、ひずみ保持台形波と三角波とでは傾向が大きく変わるため、損傷和  $D$  の決定に難点がある。

また、ひずみ範囲分割法は、試験の多種性、複雑性および解析手法が難しいなど適用上の難点がある。

そのため、ASME Code N-47 の設計疲労線図の基礎となっている比較的簡単な Diercks の式について、クリープ疲労寿命評価法への適用可能性を検討してみた。

Diercks の式は、SUS 304 鋼の高温低サイクル疲労データを最小二乗法により、 $s = \log(\Delta\epsilon t/100)$ ,  $R = \log \epsilon$ ,  $T = T_C/100$ ,  $H = \log(1 + th)$  の関数で下式のように近似したものである。

$$\begin{aligned}
 (\log \alpha N_f)^{-1/2} = & 1.20551064 + 0.66002143 \cdot S \\
 & + 0.18040042 \cdot S^2 - 0.00814329 \cdot S^4 \\
 & + 0.00025308 \cdot R \cdot S^4 + 0.00021832 \cdot T \cdot S^4 \\
 & - 0.00054660 \cdot R \cdot T^2 - 0.00555671 \cdot R \cdot H^2 \\
 & - 0.00293919 \cdot H \cdot R^2 + 0.0119714 \cdot H \cdot T \\
 & - 0.00051639 \cdot H^2 \cdot T^2 \dots\dots\dots(1)
 \end{aligned}$$

ここで  $\alpha$ : 寿命比

- $\Delta\epsilon t$ : 全ひずみ範囲 (%)
- $\epsilon$ : ひずみ速度 (mm/mm/s)
- $T_C$ : 温度 (°C)
- $th$ : 保持時間 (h)

SUS 304 鋼のデータに基づいて作成された Diercks の式を  $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼および Mod. 9Cr-1Mo 鋼に適用するには SUS 304 鋼と疲労強度、クリープ強度に差があることを考慮する必要があるため、式(1)の寿命比 ( $\alpha$ )、温度 ( $T_C$ ) の補正を行った。寿命比および等価温度の補正をする方法については和田らが寿命推定のエラーをできるだけ小さくするように工学的判断で決めることをしている<sup>11)</sup>が、ここでは寿命比および温度補正の仕方について疲労データおよびクリープ破断データを用いた方法を検討した。

3.3.1 疲労強度の補正

$2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼, Mod. 9Cr-1Mo 鋼と SUS 304 鋼の純粋な疲労寿命<sup>22)23)</sup>を比較した結果を Fig. 10 および

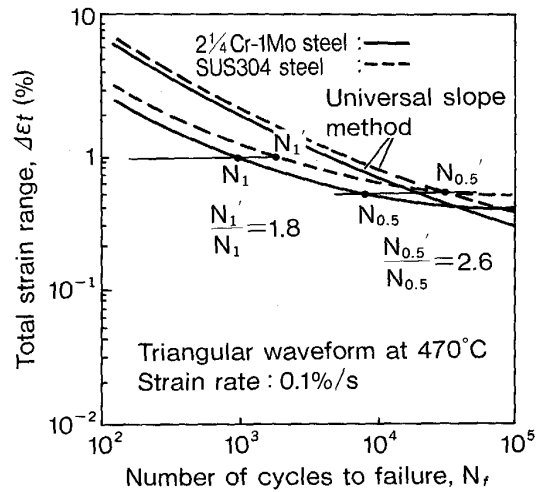


Fig. 10. Low-cycle fatigue lives of  $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel and SUS 304.

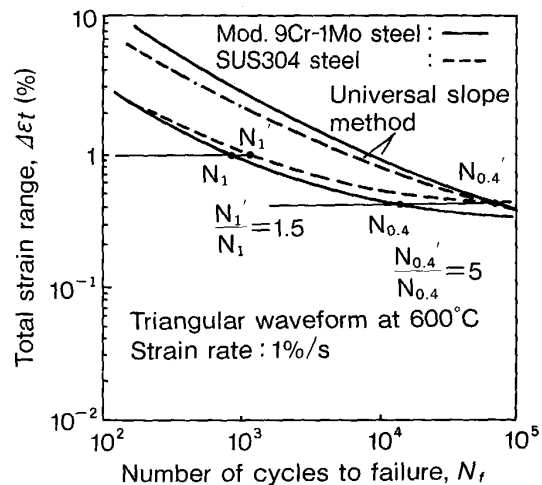


Fig. 11. Low-cycle fatigue lives of Mod. 9Cr-1Mo steel and SUS 304.

Fig. 11 に示す。また、下記に示す Universal slope の式<sup>24)</sup>で計算された  $\Delta\epsilon t-N_f$  関係も併記した。

$$\Delta\epsilon t = (3.5 \sigma_B/E) N_f^{-0.12} + \epsilon f^{0.6} N_f^{-0.6} \dots\dots(2)$$

ただし  $\sigma_B$ : 引張強さ (kgf/mm<sup>2</sup>)

$E$ : ヤング率 (kg/mm<sup>2</sup>)

$N_f$ : 破損繰返し数 (サイクル)

$\epsilon f$ : 破壊ひずみ

$2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼の場合、実験データの平均値でみると疲労寿命は SUS 304 鋼より低く、例えば、ひずみ範囲 ( $\Delta\epsilon t$ ) が 0.5% の時、寿命比 ( $\alpha$ ) は (SUS 304 鋼の破損繰返し数)/( $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼の破損繰返し数) = 2.6 となる。 $\Delta\epsilon t = 1\%$  の時は寿命比 ( $\alpha$ ) = 1.8 となる。つまり、式(1)における  $\alpha$  は、各ひずみ範囲で求めた SUS 304 鋼との寿命の比と考えられる。次に、引張破

断特性から式(2)を用いて直接に疲労寿命を推定してみると、計算した疲労寿命は低ひずみ側で実験値より10倍近く長寿命となる。このことは Universal slope の式による計算値が実験値と合わないことを示しており、高温での疲労寿命の推定には Universal slope の式は必ずしも有効ではないと考えられる。

Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼の場合は、低ひずみ側では Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼の疲労寿命は SUS 304 鋼より低く、例えば、 $\Delta\epsilon t = 0.4\%$  の時、寿命比 ( $\alpha$ ) は (SUS 304 鋼の破断繰返し数)/(Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼の破断繰返し数) = 5 である。しかし、高ひずみ側になると、寿命比はしだいに小さくなり、 $\Delta\epsilon t$  が 1.2% 以上で寿命は逆転する。式(1)の  $\alpha$  は  $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼でもわかるように、SUS 304 鋼と寿命評価したい材料との各ひずみ範囲における疲労寿命比と考えて良い。また、Universal slope の式を用いた推定疲労寿命は実験値と10倍以上の違いがあり、高温疲労寿命の評価には適さないようである。

### 3・3・2 クリープ破断強度の補正

一定応力で同一クリープ破断時間を示す材料ごとの温度をクリープ破断等価温度と定義する。Fig. 12 および Fig. 13 は  $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼と Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼の SUS 304 鋼に対するクリープ破断等価温度の関係<sup>25)26)</sup>をばらつきもあるが、平均値で整理したものである。

$2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼の場合、破断時間と温度の逆数との関係は、破断時間 ( $t_r$ ) が  $10^5$  h までは SUS 304 鋼と同様直線関係にあると仮定する。両鋼のクリープ破断等価温度 ( $T_e$ ) を調べると、例えば応力 ( $\sigma$ ) が  $15 \text{ kgf/mm}^2$  で破断時間 ( $t_r$ ) が  $10^5$  h の時、SUS 304 鋼の  $T_e$  が約  $580^\circ\text{C}$  に対して  $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼の  $T_e$  は約  $480^\circ\text{C}$  となり、SUS 304 鋼の方が高くなる。その温度差は約  $100^\circ\text{C}$  である。同じ応力で  $t_r$  が 50 h の時は、SUS 304 鋼の  $T_e$  が約  $700^\circ\text{C}$ 、 $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼の  $T_e$  が約  $600^\circ\text{C}$  となり、温度差は約  $100^\circ\text{C}$  である。他の応力レベルで比較しても  $T_e$  の温度差は約  $100^\circ\text{C}$  となっている。このことは、 $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼のクリープ強度が SUS 304 鋼よりもクリープ破断等価温度で約  $100^\circ\text{C}$  低いことを示していると考えられる。つまり、式(1)における温度 ( $T_c$ ) はクリープの効果を表す因子と考えられるため、Diercks の式を  $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼に応用するには、式(1)の  $T_c$  を  $T_c + 100$  に補正する必要がある。

一方、Mod. 9 Co-1 Mo の鋼の場合、破断時間と温度の関係は  $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼と同じく直線関係になると仮定すると、SUS 304 鋼とのクリープ破断等価温度の差はいずれの応力レベルでも約  $50^\circ\text{C}$  となり、 $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼の場合より小さい。Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼のクリープ強

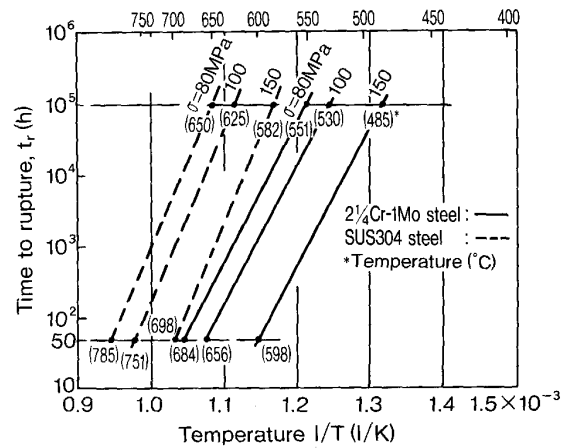


Fig. 12. Relation between time to creep rupture and temperature for  $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel and SUS 304.

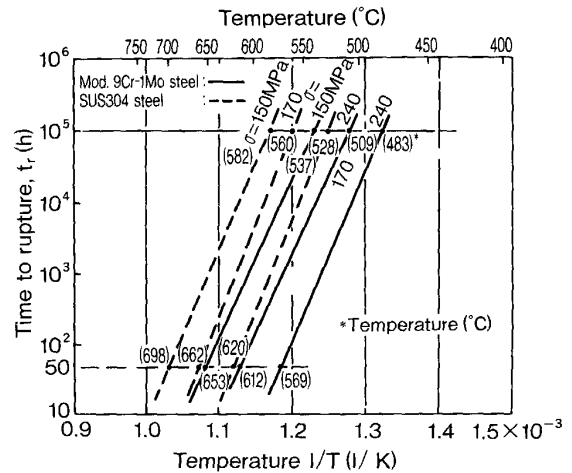


Fig. 13. Relation between time to creep rupture and temperature for Mod. 9Cr-1Mo steel and SUS 304.

度は SUS 304 鋼よりもクリープ破断等価温度で約  $50^\circ\text{C}$  低いことになるため、Diercks の式を Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼に適用する場合は、式(1)で  $T_c \rightarrow T_c + 50$  に補正すれば良い。

### 3・3・3 クリープ疲労寿命評価法

寿命比と温度の補正をした Diercks の式で計算した  $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼と Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼の推定寿命を試験寿命と比較した結果を Fig. 14 および Fig. 15 に示す。なお、式(1)のひずみ速度 ( $\epsilon$ ) については、波形の引張側と圧縮側で異なる時は推定寿命値が小さくなる側のひずみ速度とした。

$2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼および Mod. 9 Cr-1 Mo 鋼とも推定寿命は試験結果と倍、半分の精度の範囲に存在していることがわかる。筆者らは、5 Cr-1 Mo 鋼、9 Cr-2 Mo 鋼に

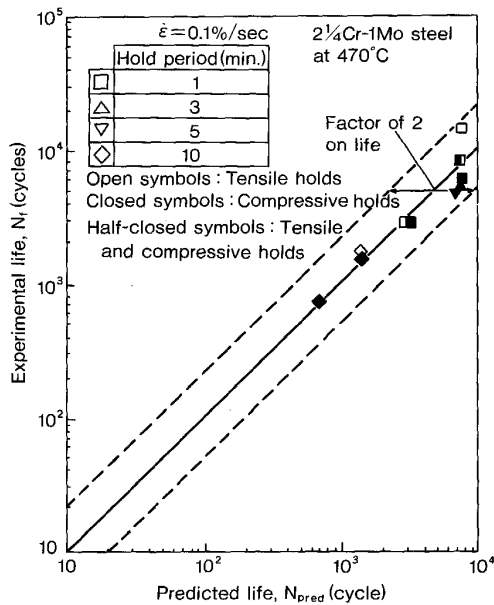


Fig. 14. Experimental lives and lives predicted by modified Diercks equation for  $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$  steel at  $470^\circ\text{C}$ .

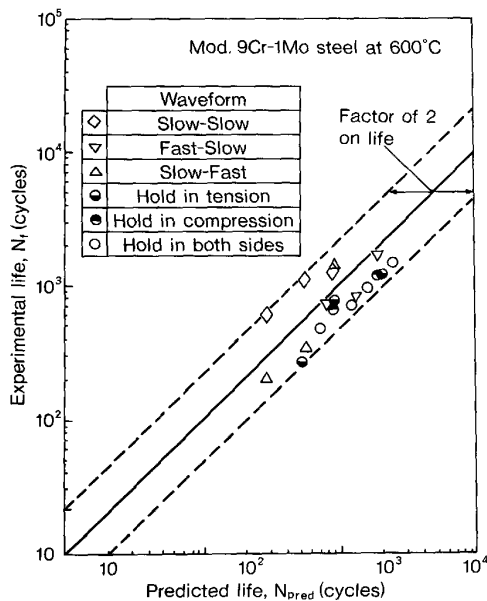


Fig. 15. Experimental lives and lives predicted by modified Diercks equation for Mod.  $9\text{Cr}-1\text{Mo}$  steel at  $600^\circ\text{C}$ .

についても修正 Diercks の式を適用して寿命評価の検討をしたが、ほぼ倍、半分の精度でクリープ疲労の推定が可能である。

修正 Diercks の式から計算する評価法は、前述のひずみ範囲分割法の場合と同程度の精度でクリープ疲労の寿命推定ができる。また、ひずみ範囲分割法のような試験・解析面での難しさはなく、寿命比と温度補正を考慮

すれば良く、第一近似として簡単なクリープ疲労寿命推定に使える。

今回の試験は、破断繰返し数が  $10^4$  サイクルまでの評価結果であるが、実際にボイラ等の高温機器部材で問題となるのは低ひずみ範囲の更に長寿命側であるので、今後寿命領域のクリープ疲労データの蓄積が必要である。

#### 4. 結 言

$2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$  鋼および Mod.  $9\text{Cr}-1\text{Mo}$  鋼のクリープ疲労寿命予測法として修正 Diercks の式の有効性、予測精度を検討し、線型累積損傷則およびひずみ範囲分割法と比較した。その結果は次のとおりである。

(1) SUS 304 鋼と Cr-Mo 鋼では疲労寿命およびクリープ強度に差があるため、SUS 304 鋼のデータに基づいている Diercks の式を  $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$  鋼および Mod.  $9\text{Cr}-1\text{Mo}$  鋼のクリープ疲労寿命評価に応用するには、SUS 304 鋼との純粋な疲労寿命比 ( $\alpha$ ) とクリープ破断強度に対応する等価温度 ( $T_c$ ) を補正すれば良い。

(2) 補正した修正 Diercks の式による寿命予測法は、ひずみ範囲分割法と同様倍、半分の寿命精度を有する。また、ひずみ範囲分割法のような試験・解析面での難しさもないことから、修正 Diercks の式による寿命予測法は、Cr-Mo 鋼に対して第一近似として簡単なクリープ疲労寿命推定方法になり得ると考えられる。

本研究を行うに当たり、ご指導いただいた動力炉・核燃料開発事業団の和田雄作氏に謝意を表します。

#### 文 献

- 1) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Division I, Case N47-17 (1979)
- 2) M. KITAGAWA and R. W. WEEKS: Int. Conf. Mechanical Behavior of Materials (1973), p. 233
- 3) M. KITAGAWA: ASTM STP, **519** (1973), p. 58
- 4) 服部 博, 北川正樹, 大友 暁: 材料, **35** (1986), p. 343
- 5) 石本礼二, 梶谷一郎, 馬木秀雄, 我孫子治: 火力原子力発電, **36** (1985), p. 931
- 6) 馬場協二: 火力原子力発電, **37** (1986), p. 640
- 7) V. K. SIKKA and P. PATRIARCA: ORNL/TM-9045 (1984) May
- 8) E. L. ROBINSON: Trans. ASME, **74** (1952), p. 777
- 9) 平 修二: 日本機械学会講演論文集, **26** (1960), p. 936
- 10) S. S. MANSON, G. R. HALFORD and M. H. HIRSCHBERG: NASA TMX-67838 (1971)
- 11) 和田雄作: 動力炉・核燃料開発事業団 (私信) (1981年6月)
- 12) 野中 勇, 北川正樹, 大友 暁, 和田雄作: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 2267
- 13) 服部 博, 北川正樹, 大友 暁: 第 23 回高温強度シンポジウム前刷集 (1985), p. 167
- 14)  $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$  鋼伝熱管の PWHT 効果および SUS 316 鋼鍛造材の高温強度試験, SJ 218 80-07 (1980) [動力炉・核燃料開発事業団]

- 
- 15) T. ENDO and T. SAKON: *Met. Technol.*, **11** (1984), p. 489
  - 16) 八木晃一, 久保 清, 金丸 修, 田中千秋: *材料*, **35** (1986), p. 434
  - 17) K. TANEMURA: *Int. Conf. Life Assessment and Extension*, **2** (1988), p. 9
  - 18) S. S. MANSON, G. R. HALFORD and A. C. NACHTIGALL: *NASA TMX-71737* (1975)
  - 19) 伊東洋茂, 木村和成, 村松正光: *日本機械学会講演論文集*, **790** (1979), p. 98
  - 20) 平川賢爾, 時政勝行: *鉄と鋼*, **63** (1977), p. 251
  - 21) G. R. HALFORD, M. H. HIRSCHBERG and S. S. MANSON: *ASTM STP*, **520** (1973), p. 658
  - 22) *NRIM Fatigue Data Sheet No. 48* (1985)
  - 23) *NRIM Fatigue Date Sheet No. 49* (1985)
  - 24) S. S. MANSON: *Expl. Mech.*, **5** (1965), p. 193
  - 25) 平 修二, 大谷隆一: *材料の高温強度論* (1980) [オーム社]
  - 26) *NRIM Creep Data Sheet: No. 3B* (1986)
-