

新しい高温クリープ疲労寿命予測

Creep-Fatigue Life Prediction Based on a New Damage Rule

時政勝行 / Katsuyuki Tokimasa • 総合技術研究所 研究主幹 工博

宮原光雄 / Mitsuo Miyahara • 総合技術研究所 機械システム研究部 副主任研究員

要 約

筆者らがここ数年にわたって取り組み提案中のひずみ範囲分割概念に基づく新しい高温クリープ疲労損傷則を解説した。損傷則を導くために3種類の試験（平滑材の定ひずみ振幅高温クリープ疲労試験、中央貫通切り欠き試験片によるき裂進展試験および二段二重変動ひずみ試験）が実施された。新損傷則は、微小き裂の進展傾向を評価でき、また負荷履歴依存性を考慮できるのが特徴である。

Synopsis

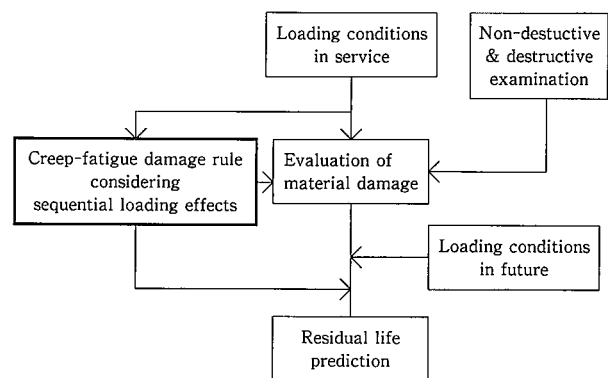
This paper describes the details of a new creep-fatigue damage rule proposed by the authors after several years of study. To construct a new damage rule, three kinds of tests have been conducted on heat-resistant steels: creep-fatigue tests, creep-fatigue crack growth tests and two-step sequential creep-fatigue tests. The proposed damage rule can evaluate the crack growth tendency and the strain history dependency of creep-fatigue life.

1. 緒 言

高温機器要素の余寿命評価は最近の高温強度問題の中でも最も困難な問題の一つである。それは、一般には、ある時間使用された後の機器要素の状態からその使用履歴を知ることが困難であるためである。

第1図に高温機器の余寿命評価の一般的な手順を示す。通常は、使用履歴を知るためにその時点における温度条件および荷重条件の推定が行われ、それに基づいて評価された材料の損傷と直接に観察あるいは測定された材料損傷とから、推定使用履歴の正確さを確認し、余寿命評価がなされる。したがって、余寿命評価の基本問題は、寿命推定法自体の推定精度の問題に帰することになる。特に、運転条件を損傷評価前後で変更するような場合や損傷計測に必要なデータベースが使用条件と掛け離れた試験条件で求められている場合を想定すると、余寿命評価精度向上のためには、負荷履歴依存性を考慮できる破損のクライテリアすなわち材料損傷則を寿命推定に使用することが必要である。

本稿は、このような要求に応えるべく、最近筆者らが提案検討中の高温クリープ疲労破損の新クライテリアすなわち新しい高温クリープ疲労損傷則^{1)~10)}について解説したものである。



第1図 高温機器の余寿命評価の手順

Fig.1 Practical procedure of the residual creep-fatigue life prediction for high temperature structural components

2. 新損傷則の特徴

2-1 基本概念

本節においては、新損傷則の基本概念であるひずみ範囲分割概念について記述する。

ひずみ範囲分割概念は、1971年に、Manson, Halford and Hirschberg が高温低サイクル疲労寿命に及ぼす応力波形あるいはひずみ波形の影響を説明するために提唱した

ものである。¹¹⁾ Manson らは、一般に高温において材料に繰り返される非弾性変形の基本的組み合わせが、第1表および第2図に示される $\Delta\epsilon_{pp}$, $\Delta\epsilon_{pc}$, $\Delta\epsilon_{cp}$, $\Delta\epsilon_{cc}$ の4つであり、これらに対応して材料固有の疲労寿命 N_{pp} , N_{pc} , N_{cp} , N_{cc} が対応して存在すると考えた。4つの関係、すなわち $\Delta\epsilon_{pp}-N_{pp}$, $\Delta\epsilon_{pc}-N_{pc}$, $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$, $\Delta\epsilon_{cc}-N_{cc}$ 関係はまとめて式(1)のように略記され、これら4つの関係式を用いて任意の応力ひずみ波形下の材料の低サイクル疲労寿命解析ができることを Manson らは示した。

$$\Delta\epsilon_{ij} = A_{ij} N_{ij}^{-m_{ij}} \quad (i, j = p, c) \quad \dots\dots\dots(1)$$

実際の高温構造物に生じる非弾性ひずみは、繰返し非弾性ひずみ $\Delta\epsilon_{in}$ と一方向進行型ひずみ (ラチェットひずみ) δ とに分けられ、 δ はさらに塑性ラチェットひずみ δ_p とクリープラチェットひずみ δ_c の2成分に分割される。したがって、一般的に構造物に生じる非弾性変形をひずみ範囲分割概念に基づいて表示すると、次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta\epsilon_{in} &= \Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{cc} + \Delta\epsilon_{pc} \text{ OR } \Delta\epsilon_{cp} = \sum \Delta\epsilon_{ij} \\ \delta &= \delta_p + \delta_c = \sum \delta_i \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(2)$$

このときの材料破損のクライテリオンとしては次式が用いられる。

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_{pp}} + \frac{1}{N_{cc}} + \frac{1}{N_{pc}} \text{ OR } \frac{1}{N_{cp}} + \frac{\delta_p}{D_p} + \frac{\delta_c}{D_c} \quad \dots\dots\dots(3)$$

ここで、 N_f は寿命、 D_p , D_c は引張りおよびクリープ破断延性である。また、 $\Delta\epsilon_{pc}$ 成分と $\Delta\epsilon_{cp}$ 成分とは同時に $\Delta\epsilon_{in}$ 中に存在することはなく、またラチェットひずみ成分 δ_p , δ_c が負の場合は材料に損傷を与えない仮定する。¹²⁾

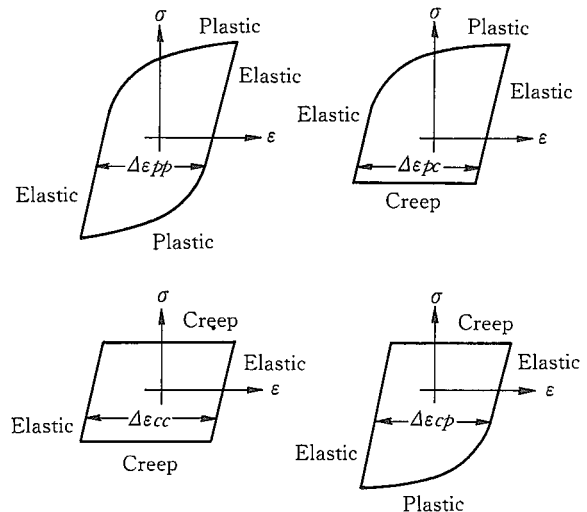
本手法は、上述の内容からも明らかにように、非弾性解析を前提とした寿命評価法であり、材料特性上から見ると材料の変形特性と破壊特性を分離して取り扱えるという利点がある。

なお、式(1)を求めるための高温クリープ疲労試験 (I J 試験と呼称) についてはすでに本誌等^{13), 14)}で詳述しているので、説明は割愛する。また、以下においては、式(2)に示すようなひずみ範囲分割の具体的手法 (非弾性解析) には触れず、すべての場合についてひずみ範囲分割がなされたことを前提として説明を行う。

第1表 4つの基本非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{ij}$ ($i, j = p, c$) の定義

Table 1 Definition of the four basic types of inelastic strain range, $\Delta\epsilon_{ij}$ ($i, j = p, c$)

Inelastic strain range	Tension	Compression
$\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{pp}$	Plastic flow	Plastic flow
$\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{pc}$	Plastic flow	Creep
$\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{cp}$	Creep	Plastic flow
$\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{cc}$	Creep	Creep



第2図 4種類の基本非弾性ひずみ範囲

$$\Delta\epsilon_{ij} \quad (i, j = p, c)$$

Fig.2 Idealized hysteresis loops for the four basic types of inelastic strain range

2-2 特徴

筆者らは、この概念に基づく寿命評価法の有用性にいち早く着目し^{13), 14)}、それ以来、基礎研究を積み重ねながら、各種鉄鋼設備製品の寿命評価問題への適用を図ってきた。その成果は、高炉鉄皮の余寿命予測¹⁵⁾、転炉鉄皮き裂発生寿命評価¹⁶⁾、鍛造・圧延用金型工具寿命改善^{17), 18)}、ステンレス製エキゾーストマニフォールドやカーリターダ¹⁹⁾等の自動車用新製品開発、長期使用火力発電プラントタービンバルブの寿命評価²⁰⁾など多岐にわたっている。

新損傷則は、このような実用上十分な実績を有する手法を改良発展させ、第3図に示すように、3種類の試験、すなわち、平滑材の定ひずみ振幅高温クリープ疲労試験、中央貫通切り欠き試験片による高温クリープ疲労き裂進展試験および二段二重変動ひずみ条件下の高温クリープ疲労試験を行って導出したもので、負荷履歴依存性を考慮できるのが大きな特徴である。

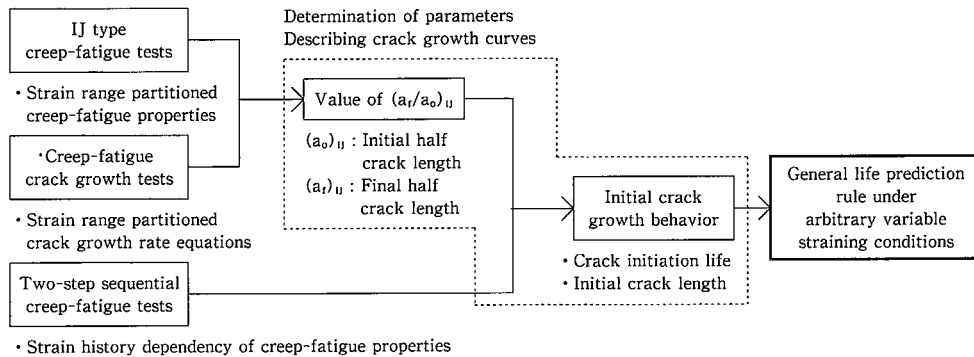
3. 新損傷則の導出方法および設定仮定

3-1 平滑材におけるき裂の発生進展モデル

次のような力学的モデルを設定した。

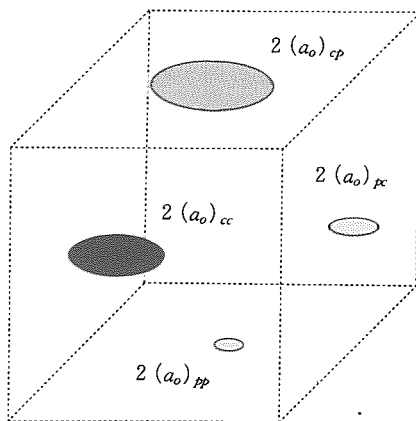
(1) 材料中には $\Delta\epsilon_{ij}$ に対応して材料固有のき裂発生源が存在し、初期き裂として active となるときのそれらの大きさは $2(a_0)_{ij}$ である。すなわち、一般には、第4図に示すような、 $2(a_0)_{pp}$, $2(a_0)_{pc}$, $2(a_0)_{cp}$, $2(a_0)_{cc}$ の最大4つのき裂発生源が存在する。

(2) 材料に繰り返される非弾性変形が1種類の $\Delta\epsilon_{ij}$ で構



第3図 負荷履歴依存性を評価できる損傷則の検討方法

Fig.3 Study program for obtaining a new creep-fatigue damage rule which can estimate the strain history dependency

第4図 仮定された材料固有のクリープ疲労き裂発生源 $2(a_o)_{ij}$ ($i, j = p, c$) の存在Fig.4 Hypothesized creep-fatigue crack initiators, $2(a_o)_{ij}$ ($i, j = p, c$), existing in material

成される場合、 $\Delta\epsilon_{ij}$ がある限界以上大きい場合にはき裂発生寿命は全寿命 N_{ij} に比べて無視でき、寿命 N_{ij} は初期き裂 $2(a_o)_{ij}$ から $2(a_f)_{ij}$ までのき裂進展寿命に等しい。また、 $(a_o)_{ij}$ 、 $(a_f)_{ij}$ は材料固有の値である。

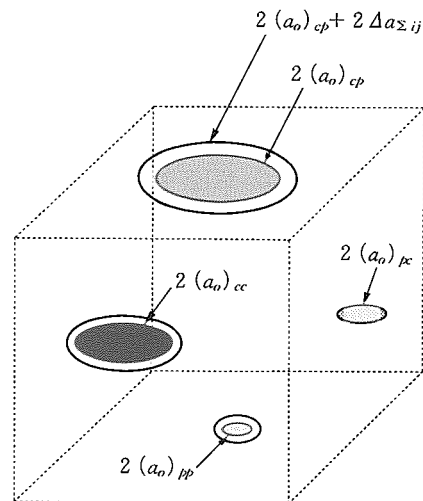
(3)材料に繰り返される非弾性変形が2種類以上の $\Delta\epsilon_{ij}$ の和で構成される場合、たとえば、

$$\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{cc} + \Delta\epsilon_{pc} \text{ or } \Delta\epsilon_{cp} \equiv \Sigma\Delta\epsilon_{ij}$$

のとき、 $(\Sigma\Delta\epsilon_{ij})$ の影響を受けて active となるき裂発生源 $2(a_o)_{pp+cc+pc \text{ or } cc} \equiv 2(a_o)_{\Sigma ij}$ が存在し、 $2(a_o)_{\Sigma ij} \rightarrow 2(a)_{\Sigma ij} \rightarrow 2(a_c)_{\Sigma ij}$ と進展し、破断に至る。このときのき裂先端からのき裂進展量は、第5図に示すように、各々の $\Delta\epsilon_{ij}$ 成分に対応したき裂進展量の和に等しい。ここで、 $2(a_c)_{\Sigma ij}$ は破断時 (N_f サイクル後) のき裂長さである。また、破断に至るき裂発生源半長 $(a_o)_{pp+cc+pc \text{ or } cc} \equiv (a_o)_{\Sigma ij}$ は $(a_o)_{pp}$ 、 $(a_o)_{pc}$ 、 $(a_o)_{cp}$ 、 $(a_o)_{cc}$ のいずれかに等しい。

(4)上記(2)、(3)において、き裂発生源からのき裂は、微小き裂進展領域では、現実には分布き裂の状態になると考えられるが、ここでは仮想的な単一き裂を想定し、この仮想き裂が巨視的き裂進展則に従うものとする。

(5)き裂進展曲線すなわ $a-n$ 関係はひずみ条件によって異なり、ひずみ条件を繰り返し途中で変化した場合、き裂 a は変化後のひずみ条件によって決まるき裂進展曲線に従って進展し、き裂の遅延効果や加速効果は無視できるものとする。(第6図)

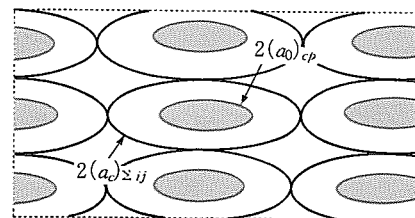


$$\Delta\epsilon_{in} = \Sigma\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{cp} + \Delta\epsilon_{cc}$$

$$\Delta a_{\Sigma ij} = \Delta a_{pp} + \Delta a_{cp} + \Delta a_{cc}$$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\Sigma ij} = \left(\frac{da}{dN}\right)_{pp} + \left(\frac{da}{dN}\right)_{cp} + \left(\frac{da}{dN}\right)_{cc}$$

(a) At initiation and growth stage

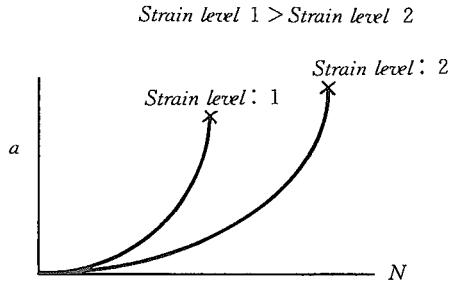


(b) At final stage : crack growth from $(a_o)_{cp}$ leads to specimen failure

第5図 仮想き裂、 $2(a)_{\Sigma ij}$ の発生進展挙動

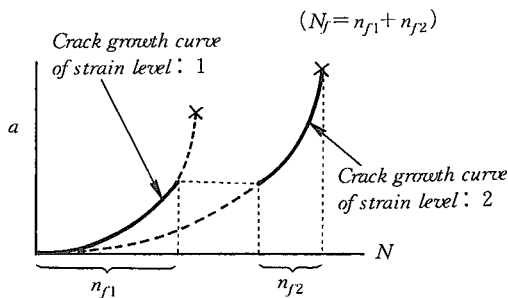
$2(a)_{\Sigma ij}$ は $\Sigma\Delta\epsilon_{ij}$ が繰り返されたときの単一仮想き裂

Fig.5 Initiation and growth behavior of hypothesized crack, $2(a)_{\Sigma ij}$, which is active when $\Sigma\Delta\epsilon_{ij}$ is cycled



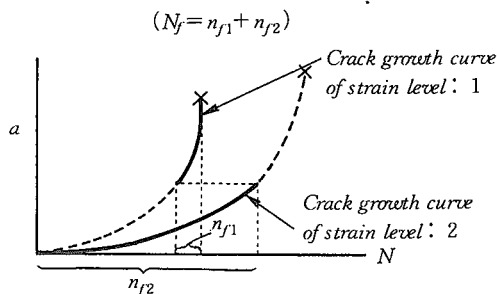
(a) The crack growth curves under two different strain conditions

High-Low Test (1/2): Strain level 1 → Strain level 2



(b) The creep-fatigue crack growth behavior and life under High-Low test condition

Low-High Test (2/1): Strain level 2 → Strain level 1



(c) The creep-fatigue crack growth behavior and life under Low-High test condition

第6図 繰り返しひずみ条件変化時の仮定されたクリープ疲労き裂進展挙動と寿命 N_f

Fig.6 Hypothesized creep-fatigue crack growth behavior and life N_f when the cycled strain condition is changed

3-2 新損傷則の具体的導出方法

$\Delta \epsilon_{ij}$ が作用したときのき裂進展速度式は、式(1)および仮定(2)より、次式のように表示できる。²¹⁾

$$(da/dN)_{ij} = B'_{ij} \Delta \epsilon_{ij}^{1/m_{ij}} a \quad (i, j = p, c) \quad \dots\dots(4)$$

$$B'_{ij} = \ln(a_f/a_o)_{ij} / A_{ij}^{1/m_{ij}} \quad (i, j = p, c) \quad \dots\dots(5)$$

これから、 $\Delta \epsilon_{ij}$ が n サイクル繰り返されたときの損傷は次式で与えられる。

$$n/N_{ij} = \ln(a/a_o)_{ij} / \ln(a_f/a_o)_{ij} \quad (i, j = p, c) \quad \dots\dots(6)$$

式(6)は、仮定(2)が成立するとき材料の損傷度はひずみの大小に依らないことを示しており、したがって、仮定(2)が成立する異なる2つ以上のひずみ条件で変動ひずみ試験を行った場合は線形損傷則が成立することを示唆している。

式(4)~(6)において、 A_{ij} 、 m_{ij} は、平滑丸棒試験片(直径 $d=10\text{mm}$)を用いたクリープ疲労試験により式(1)が実験的に求められるので、既知である。したがって、 B'_{ij} をき裂進展試験を行って実験的に定めれば、式(5)より、 $(a_f/a_o)_{ij}$ の値が定まる。したがって、もし $(a_o)_{ij}$ の値が既知となれば、 $(a)_{ij}$ を知ることにより損傷度 n/N_{ij} を求めうることを式(6)は示している。

筆者らは、 B'_{ij} を決定するため、まず中央貫通切り欠き試験片を用いたき裂進展試験を行い、次式を実験的に求めた。²¹⁾

$$(da/dN)_{ij} = b'_{ij} \Delta \epsilon_{ij}^{1/m_{ij}} a \quad (i, j = p, c) \quad \dots\dots(7)$$

式(7)の具体的な求め方を第7図に示す。第7図において、き裂進展先端のき裂進展量は仮定(3)に基づいて求めた。この結果から、次式により、 B'_{ij} が求められる。

$$B'_{ij} = M_{ij} \times b'_{ij} \quad \dots\dots(8)$$

ここで、 M_{ij} は平板中央貫通き裂のき裂進展速度から平滑試験片中に存在するき裂2(a)_{ij}のき裂進展速度への修正係数である。ここでは、簡便のため次式を仮定した。

At first, based on PP test results, $(da/dN)_{pp}$ versus $(\Delta \epsilon_{pp}^{1/m_{pp}} a)$ relationship was determined.

IJ test results :

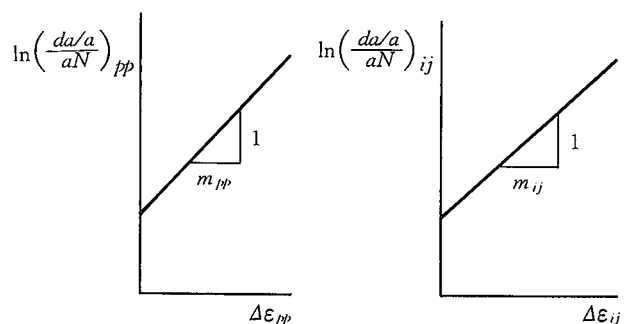
$$\Delta \epsilon_{in} = \Delta \epsilon_{pp} + \Delta \epsilon_{ij}, \quad (da/dN)_{pp+ij}$$

From $(da/dN)_{pp}$ versus $\Delta \epsilon_{pp}$ relationship, $(da/dN)_{pp}$ component of $(da/dN)_{pp+ij}$ can be obtained. Then,

$$(da/dN)_{ij} = (da/dN)_{pp+ij} - (da/dN)_{pp}$$

Several data of $(\Delta \epsilon_{ij}, (da/dN)_{ij})$ are plotted and b'_{ij} was determined in the following equation :

$$(da/dN)_{ij} = b'_{ij} \Delta \epsilon_{ij}^{1/m_{ij}} a$$



第7図 クリープ疲労き裂進展速度式 $((da/dN)_{ij}-\Delta \epsilon_{ij}$ 関係)の求め方

Fig.7 Procedure for determination of creep-fatigue crack growth equations, that is, $(da/dN)_{ij}-\Delta \epsilon_{ij}$ relationships

技術解説

$M_{pp} = M_{pc} = M_{cp} = M_{cc} = 0.51$ (表面半円状き裂を想定)(9)

次に、非弾性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{in}$ が 2 種類以上の $\Delta \varepsilon_{ij}$ の和で構成される場合、すなわち、 $\Delta \varepsilon_{in} = \Sigma \Delta \varepsilon_{ij}$ の場合は、仮定 (3) および式 (3) の破損クライテリオン (ただし、 $\delta_p = \delta_c = 0$) を用いて、 $\Delta \varepsilon_{in}$ が n サイクル繰り返されたときの損傷度 n/N_f は次式で与えられる。²¹⁾

$$n/N_f = \ln(a/a_0)_{\Sigma ij} / \ln(a_c/a_0)_{\Sigma ij} \quad (i, j = p, c) \quad \cdots (10)$$

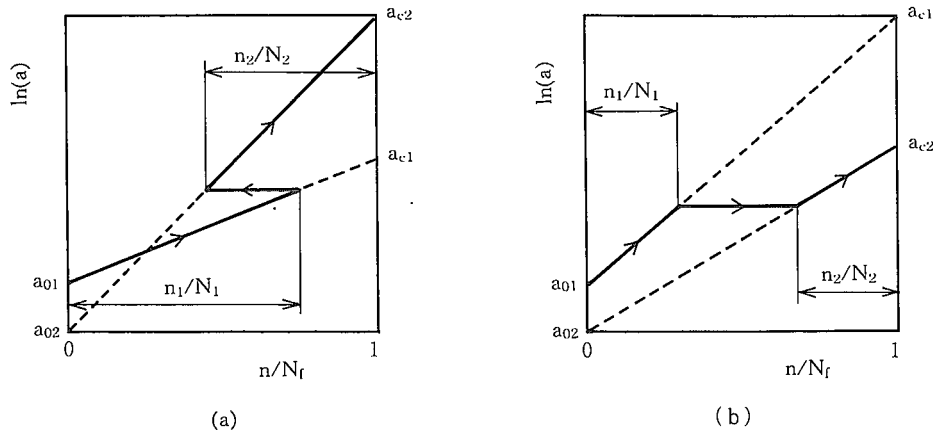
$$\ln(a_c/a_0)_{\Sigma ij} = \Sigma (B'_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}^{1/m_{ij}}) \quad \cdots (11)$$

式 (10)、式 (11) において、 B'_{ij} 、 $(a_f/a_0)_{ij}$ 、 m_{ij} 、 $\Delta \varepsilon_{ij}$ は既知なので $(a_c/a_0)_{\Sigma ij}$ も既知となる。したがって、 $(a_0)_{\Sigma ij}$ が既知となれば、 $(a)_{\Sigma ij}$ を知ることによって損傷度 n/N_f を知ることができる。筆者らは、 $(a_0)_{ij}$ および $(a_0)_{\Sigma ij}$ を以下のような手順で求めた。^{1)~10)}

(1) 高温クリープ疲労平滑試験片の直径を d として、

$(a_f)_{pp} = d/2 = 5 \text{ mm}$ であると仮定する。この仮定は、 $\Delta \varepsilon_{pp}$ の繰り返しの場合の破壊形態が試験片表面からのき裂進展が特徴的であり、試験片のほぼ中央までき裂が進展したときをもって破損と定義していることから、ほぼ妥当な仮定といえる。この仮定により、 $(a_f/a_0)_{pp}$ の値が既知であるので、 $(a_0)_{pp}$ の値が求まる。

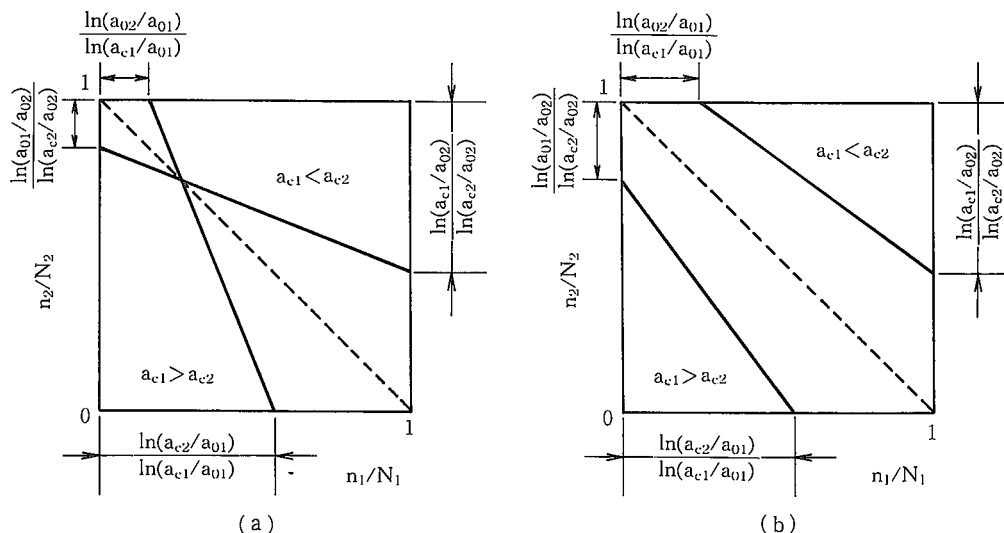
(2) つぎに、式 (6)、(10) は a と n の関係すなわちき裂進展曲線を与える式である点を考慮し、上記 (1) でき裂進展曲線が明確になった $\Delta \varepsilon_{pp}$ とき裂進展曲線が不明な $\Delta \varepsilon_{pp}$ 以外の $\Delta \varepsilon_{ij}$ もしくは $\Sigma \Delta \varepsilon_{ij}$ を用いた二段二重変動ひずみ条件下の高温クリープ疲労試験を行う。第 8 図は、 $\ln a$ と n/N_{ij} または n/N_f の関係が直線関係にあることを考慮して、二段変動ひずみ条件下のき裂進展挙動を示したものである。第 9 図はこれに対応する寿命線図である。試験結果として第 9 図に示すような寿命線図が得られるように実験条件を選定する。



第 8 図 二段変動ひずみ条件下のき裂進展挙動

(一次波の初期き裂半長 a_0 、最終き裂半長 a_c が二次波と異なる場合)

Fig.8 Crack growth behaviors in two-step sequential strainings when initial and final half crack length, a_0 and a_c , of the first straining are different from those of the second one



第 9 図 第 8 図に示す二段変動ひずみ条件下における一次波の寿命比 n_1/N_1 と二次波の寿命比 n_2/N_2 の関係

Fig.9 The n_1/N_1 versus n_2/N_2 diagrams in two-step sequential strainings shown in Fig.8

(3)実験的に求められた寿命線図の形が第9図(a), (b)のいずれかに相当するかを明らかにすれば, 比 (a_{o2}/a_{o1}) の値が求まる. いま, たとえば, $a_{o1} = (a_o)_{pp}$ (既知) ならば, $(a_o)_{ij}$ or $(a_o)_{\Sigma o} = a_{o2}$ となり, 既知となる.

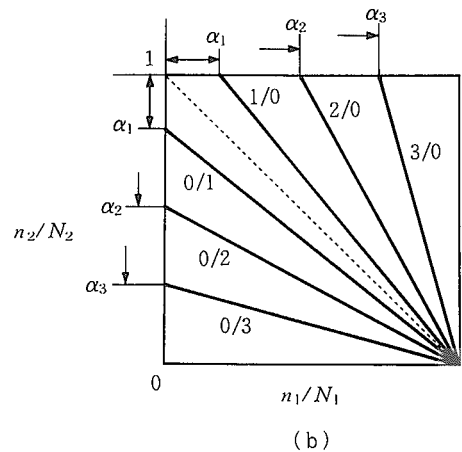
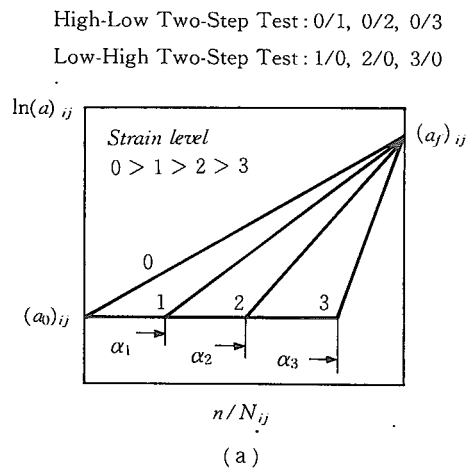
以上は, 仮定(2)が成立し, き裂発生寿命が全寿命に対し無視できる場合であるが, $\Delta\epsilon_{ij}$ が限界値よりも小さくなると無視できなくなる. この限界値 $(\Delta\epsilon_{ij})_{cr}$ と限界値以下の $\Delta\epsilon_{ij}$ が繰り返された場合のき裂発生寿命の全寿命に対する割合 α_{ij} についても, 第10図に示す寿命線図の傾向を参考にして二段二重変動ひずみ試験により求めた.

4. 新しい高温クリープ疲労損傷則

上述のような考え方およびやり方で筆者らが明らかにした新しい損傷則は, 現時点においては, 以下の通りである.

(損傷則1) $\Delta\epsilon_{pp}$ が単独に繰り返されるP P波形の場合, ひずみがある限界値 $(\Delta\epsilon_{pp})_{cr}$ 以下になるときき裂発生寿命は全寿命に対して無視できなくなり, き裂進展曲線は次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} n/N_{pp} &= \alpha + \ln(a/a_o)_{pp} / \ln(a_f/a_o)_{pp} \\ \alpha &= C_1 \log \Delta\epsilon_{pp} + C_2 \quad (C_1, C_2: \text{材料定数}) \end{aligned} \right\} \dots(12)$$



第10図 き裂発生寿命の全寿命に対する割合 α が存在するひずみ条件と存在しないひずみ条件で二段変動ひずみ試験を行ったときの寿命線図

Fig.10 The n_1/N_1 versus n_2/N_2 diagrams in two-step sequential strainings, where in one strain condition the crack initiation life is negligible while not in another strain condition

第2表 新損傷則に基づいて寿命推定を行う場合に必要となる材料パラメータに関してこれまでに得られた知見のまとめ
Table 2 Summary of material parameters obtained until now which are needed in creep-fatigue life estimation based on the proposed new damage rule

Material	ij	A_{ij}	$1/m_{ij}$	B'_{ij}	$\ln(a_f/a_o)_{ij}$	$2(a_o)_{ij}$ (mm)	$2(a_f)_{ij}$ (mm)	$\alpha = C_1 \log \Delta\epsilon_{pp} + C_2$ ($\Delta\epsilon_{pp}$) α C_1 C_2		
Mod.9Cr-1Mo (600°C)	pp	1.24	1.43	3.97	5.40	4.5×10^{-2}	10.0	0.0055	-0.922	-2.08
	cp	0.454	1.45	11.6	3.69	9.1×10^{-2}	3.64	—	—	—
	pc	2.64	1.08	1.26	3.60	9.1×10^{-2}	3.33	—	—	—
	cc	2.84	1.15	1.11	3.69	9.1×10^{-2}	3.64	—	—	—
2¼Cr-1Mo (550°C)	pp	2.02	1.23	1.77	4.20	1.5×10^{-1}	10.0	N	N	N
SUS304	700°C	pp	0.643	1.63	14.8	7.21	7.4×10^{-3}	0.0044	-2.14	-5.14
	800°C	pp							-0.892	-2.14
SUS304 (700°C)	pp	1.03	1.44	6.68	6.97	9.4×10^{-3}	10.0	N	N	N
	cp	0.444	1.24	7.55	2.76	N	N	—	—	—
	pc	2.33	1.13	1.07	2.79	N	N	—	—	—
	cc	3.04	1.02	0.852	2.65	N	N	—	—	—
SUS316LC(700°C)	pp	0.958	1.38	6.43	6.06	2.3×10^{-2}	10.0	0.0023	-1.80	-4.75
SUS316LC (800°C)	pp	0.376	1.57	22.0	4.74	8.7×10^{-2}	10.0			
	cp	0.565	1.28	10.4	5.01	8.7×10^{-2}	13.0	$\left\{ \begin{array}{l} \alpha = 0.56 \text{ when } \Delta\epsilon_{in} \\ = 0.0013 \end{array} \right.$		

(—): The value is assumed to be zero. (N): The value is not yet obtained

Note: All data were obtained for round bar specimens of diameter $d=10\text{mm}$

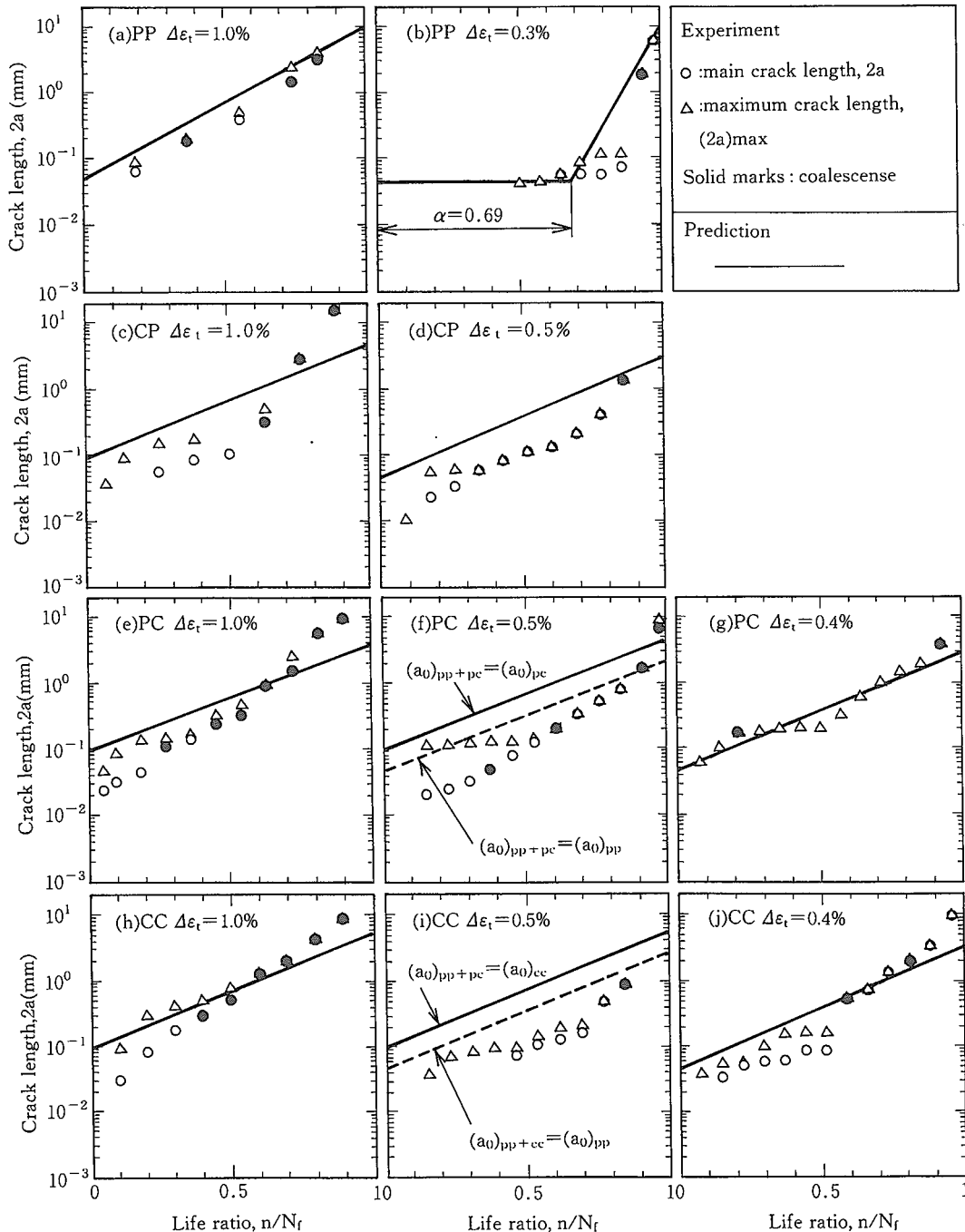
技術解説

(損傷則 2) P P 波形以外の I J 波形下においては, すなわち $\Delta \varepsilon_{in} = \Delta \varepsilon_{pp} + \Delta \varepsilon_{ij} \equiv \Delta \varepsilon_{pp+ij}$ ($\Delta \varepsilon_{ij} \neq 0$) が繰り返される時, き裂発生寿命はひずみの大小にかかわらず無視できる。

(損傷則 3) I J 波形下における初期き裂長さ $2(a_o)_{pp+ij}$ は $2(a_o)_{pp}$, $2(a_o)_{ij}$ のいずれかに等しく, 次のような規則に従う。

$$\left. \begin{array}{l} \Delta \varepsilon_{ij} \geq \Delta \varepsilon_{pp} \text{ のとき: } 2(a_o)_{pp+ij} = 2(a_o)_{ij} \\ \Delta \varepsilon_{ij} < \Delta \varepsilon_{pp} \text{ のとき: } 2(a_o)_{pp+ij} = 2(a_o)_{pp} \end{array} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

第 2 表はこれまでに筆者らが直径 $d = 10\text{mm}$ の平滑丸棒試験片について明らかにした材料パラメータ A_{ij} , m_{ij} , B'_{ij} , $\ln(a_f/a_o)_{ij}$, $2(a_o)_{ij}$, $(\Delta \varepsilon_{pp})_{cr}$ および定数 C_1 , C_2 をまとめたものである。表中において, 316LC 鋼の C P 試験で $\Delta \varepsilon_t = 0.3\%$ の場合, 上述の (損傷則 2) に従わない結果が得られている。この結果については, 筆者らは, 316LC 鋼の場合, C P 試験とはいえクリープの影響よりも環境の影響が相対的に大きく, むしろ P P 試験に近いためにこのような結果が得られたものと判断している。したがって,



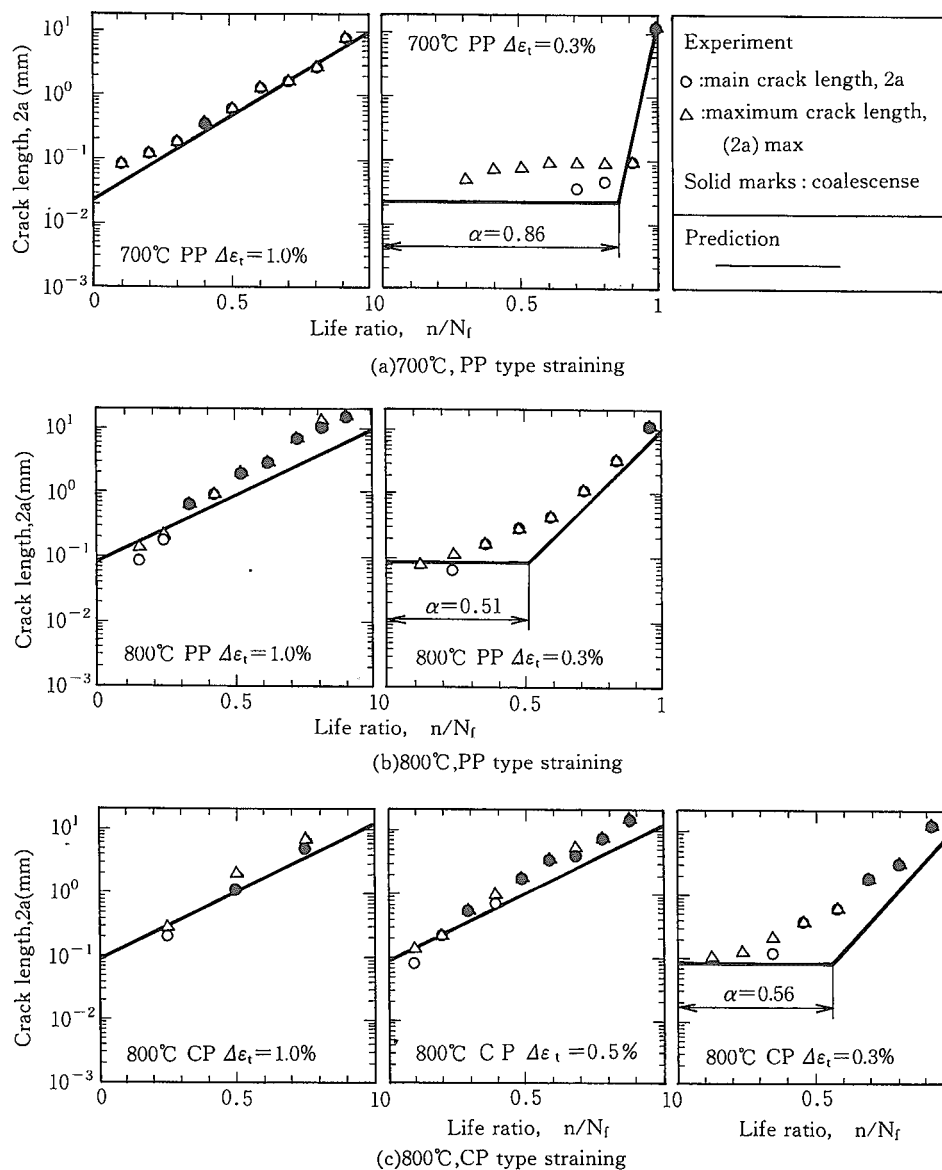
第11図 Mod.9Cr-1Mo 鋼の600°C大気中の I J 試験中のき裂進展挙動のレプリカ電顕による観察結果と新損傷則による予測結果の比較

Fig.11 Comparison of the crack growth behaviors observed with replica method with those predicted by the proposed damage rule in case of IJ tests conducted on Mod.9Cr-1Mo at 600°C in air

二段二重変動ひずみCP試験結果から得られた α の値もPP試験の結果から得られた $\alpha-\Delta\epsilon_{pp}$ 関係の $\Delta\epsilon_{pp}$ の値にCP試験の時の $\Delta\epsilon_{in}$ の値を入れて求めた α の値にほぼ等しい。

第11図および第12図は、定ひずみ振幅条件下で高温クリープ疲労試験を行い、試験中の表面き裂の進展挙動をレプ

リカ電顕観察により実験的に求め、第2表の材料パラメータと上記損傷則を用いて予測した結果を比較したものである。試験条件と予測結果を第3表に示す。観察結果と予測結果の対応関係は良好であり、満足すべき結果が得られている。



第12図 316LC 鋼の700°Cおよび800°C大気中のPPおよびCP試験中のき裂進展挙動のレプリカ電顕による観察結果と新損傷則による予測結果の比較

Fig.12 Comparison of the crack growth behaviors observed with replica method with those predicted by the proposed damage rule in case of PP and CP tests conducted on 316LC at 700°C and 800°C in air

第3表 新損傷則のき裂進展予測性を実験的に確認するために行ったIJ試験条件とそのときの予測結果のまとめ

Table 3 Conditions of IJ tests conducted for evaluation of the proposed damage rule's predictability for crack growth behavior in smooth round bar specimen and the results predicted based on the proposed damage rule

Material	Temp. (°C)	IJ Test No.	$\Delta \varepsilon_c$ (%)	$\Delta \varepsilon_{pp}$ (%)	$\Delta \varepsilon_{ij}$ (%)	$\frac{\Delta \varepsilon_{ij}}{\Delta \varepsilon_{pp}}$	$\ln \left(\frac{a_c}{a_o} \right)_{pp+ij}$	$2(a_o)_{pp+ij}$ $\times 10^{-2} \text{mm}$	$2(a_c)_{pp+ij}$ mm	α
Mod.9Cr-1Mo	600	PP1	1.0	0.74	0	0	5.40	4.5	10.0	0
		PP2	0.3	0.10	0	0	5.40	4.5	10.0	0.69
		CP1	1.0	0.31	0.45	1.45	3.93	9.1	4.63	0
		CP2	0.5	0.15	0.11	0.73	4.20	4.5	3.00	0
		PC1	1.0	0.19	0.58	3.05	3.73	9.1	3.79	0
		PC2	0.5	0.14	0.15	1.07	3.90	9.1	4.50	0
		PC3	0.4	0.12	0.06	0.50	4.14	4.5	2.83	0
		CC1	1.0	0.27	0.45	1.67	4.04	9.1	5.17	0
		CC2	0.5	0.12	0.15	1.25	4.09	9.1	5.44	0
		CC3	0.4	0.11	0.08	0.73	4.28	4.5	3.25	0
SUS316LC	700	PP1	1.0	0.61	0	0	6.06	2.3	10.0	0
		PP2	0.8	0.44	0	0	6.06	2.3	10.0	0
		PP3	0.4	0.15	0	0	6.06	2.3	10.0	0.33
		PP4	0.3	0.08	0	0	6.06	2.3	10.0	0.86
	800	PP1	1.0	0.69	0	0	4.74	8.7	10.0	0
		PP2	0.3	0.12	0	0	4.74	8.7	10.0	0.51
		CP1	1.0	0.08	0.66	8.3	5.01	8.7	13.0	0
		CP2	0.7	0.06	0.43	7.2	5.01	8.7	13.0	0
		CP3	0.5	0.05	0.25	5.0	5.00	8.7	12.9	0
		CP4	0.3	0.07	0.06	0.86	4.94	8.7	12.2	0.56

5. 新損傷則に基づく寿命予測

筆者らが提案する新損傷則に基づく寿命予測法は従来の手法では取り扱えなかったいくつかの課題を合理的に処理できる。ここでは、異なるサイズの試験片の寿命推定、切り欠き部やひずみ集中部の寿命推定、予き裂材の寿命推定への具体的適用方法について述べる。

5-1 試験片サイズ効果の取り扱い

これまでの説明で明らかのように、第2表に記載されている材料パラメータは直径 $d=10\text{mm}$ の平滑丸棒試験片で得られたものであるが、これを異なるサイズの試験片用に修正することが可能である。

いま、理解を容易にするために、直径1mm、5mmおよび30mmのMod.9Cr-1Mo鋼試験片を対象とする。基本的に、第2表中で修正すべき数字は $2(a_f)_{pp}$ 、 $2(a_f)_{pc}$ 、 $2(a_f)_{cp}$ 、 $2(a_f)_{cc}$ の値である。直径1mmの場合は $2(a_f)_{pp}=2(a_f)_{pc}=2(a_f)_{cp}=2(a_f)_{cc}=1\text{mm}$ 、直径5mmの場合は $2(a_f)_{pp}=5\text{mm}$ 、直径30mmの場合は $2(a_f)_{pp}=30\text{mm}$ とおき、対応する $\ln(a_f/a_o)_{ij}$ の値を変更して、式(1)、(3)、(5)より導出される次式²¹⁾で寿命 N_f を計算すればよい。

$$N_f = \frac{1}{\sum \{ B'_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}^{1/m_u} / \ln(a_f/a_o)_{ij} \}} \quad \cdots \cdots (14)$$

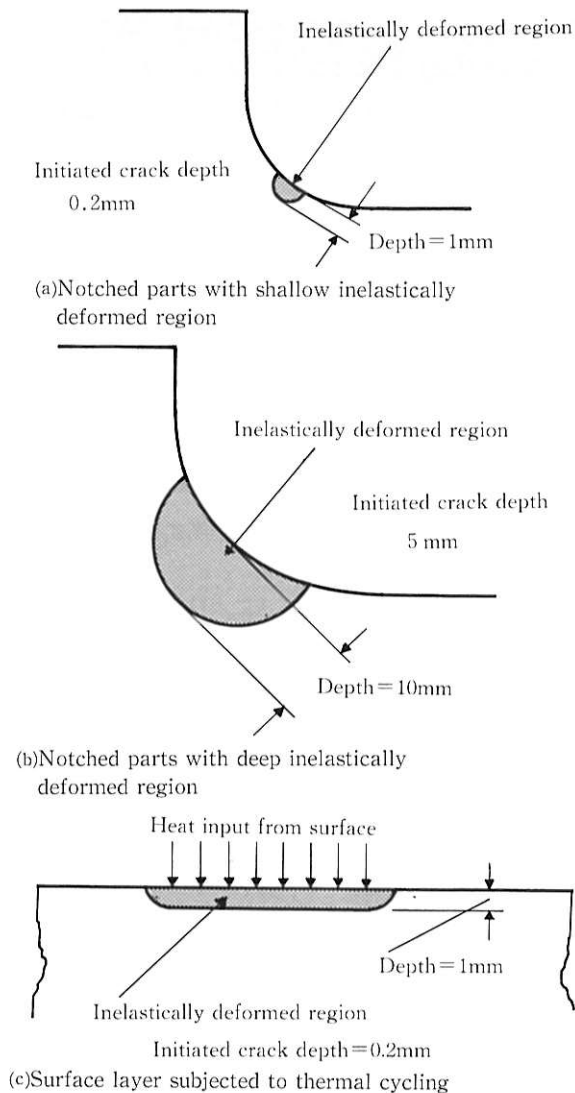
5-2 切り欠き部やひずみ集中部のき裂発生寿命推定

切り欠き部や繰り返し熱負荷を受ける表面層などのようなひずみ集中部においてはき裂発生寿命が問題となるが、対象とする物体や切り欠きの寸法によってき裂発生定義(き裂サイズ)が異なる場合が多い。いま、切り欠き部の繰り返し非弾性変形領域や熱負荷を受ける表面層内ではひずみ分布が均一であると仮定すると、以下のような取り扱いが本損傷則を用いれば可能である。

ここでは、第13図に示すような取り扱いの異なるケースを例にとって説明する。5.1節と同様に対象材料はMod.9Cr-1Mo鋼とする。

第13図(a)は繰り返し非弾性変形領域が1mmで0.2mm深さのき裂発生寿命、第13図(c)は繰り返し熱負荷を受ける層の厚さが1mmで0.2mm深さのき裂発生寿命の推定が課題であるが、ここでの取扱いは同一となる。まず、5.1節の直径1mmの場合と同様にして寿命 N_f を求める。つぎに、式(10)および(11)に、発生き裂サイズ $a=0.2\text{mm}$ 、修正された $(a_f/a_o)_{ij}$ の値、および上記で求めた寿命 N_f を代入すると、き裂発生寿命は n として求められる。

第13図(b)は切り欠き部の繰り返し非弾性変形域が10mmで5mm深さのき裂発生寿命を求める問題である。この場合は、直径10mmの試験片の破断寿命を求めることに



第13図 新損傷則によるき裂発生寿命推定の対象例

Fig.13 Examples for crack initiation life evaluation by the proposed new damage rule

なり、第2表の材料パラメータには何ら修正を加えることなく、式(14)で求めた寿命がき裂発生寿命となる。

5-3 予き裂材の寿命推定

この場合の寿命は、予き裂サイズのき裂発生寿命 N_c と予き裂が無い場合の寿命 N_f を上述のやり方で求め、残存寿命($N_f - N_c$)として求め得る。

6. 結 言

筆者らがここ数年にわたって取り組んでいる余寿命評価に適用可能な新しい高温クリープ疲労損傷則の特徴、内容とそれに基づく寿命予測を直近のデータをも折り込んで解説した。

新損傷則は、微小き裂の進展傾向を評価でき、また負荷履歴依存性を考慮できるのが特徴である。今後は、これらの知見を基に余寿命評価の具体的手法の開発に力を入れてゆく予定である。

なお、紙面の都合上、損傷則を導くために実施した3種類の試験(平滑材の定ひずみ振幅高温クリープ疲労試験、中央貫通切り欠き試験片によるき裂進展試験および二段二重変動ひずみ試験)結果の詳細^{9),22)}は割愛させていただいた。



時政勝行 / Katsuyuki Tokimasa

総合技術研究所 研究主幹 工博

(問合せ先: 06(489)5967)

参考文献

- 宮原光雄, 時政勝行: 材料, 39 (1990), p.543
- 宮原光雄, 時政勝行: 材料, 39 (1990), p.979
- M. Miyahara and K. Tokimasa: Proc. ICM-6, (1991), p.279
- 宮原光雄, 時政勝行: 材料, 41 (1992), p.1760
- K. Tokimasa and M. Miyahara: Proc. 1992 Sino-Japan Bilateral Symp. on High Temp. Strength of Mater., (1992), p.250
- M. Miyahara and K. Tokimasa: Trans. ASME J. Pres. Ves. Tech., 115(1993), p.235
- 宮原光雄, 時政勝行: 材料, 44 (1995), p.46
- 宮原光雄, 時政勝行: 材料, 44 (1995), p.71
- M. Miyahara and K. Tokimasa: Proc. 1995 Japan-Sino Bilateral Symp. on High Temp. Strength of Mater., (1995), p.57
- 宮原光雄, 時政勝行: 第33回高温強度シンポジウム前刷集, (1995), p.174, 日本材料学会
- S. S. Manson, G. R. Halford and M. H. Hirschberg, (S. Y. Zamrik編), Design for Elevated Temperature Environment, (1971), p.12, ASME
- S. S. Manson and G. R. Halford: 1976 ASME-MPC Symposium on Creep-fatigue Interaction, (1976), p.283
- 平川賢爾, 時政勝行: 住友金属, 30 (1987), p.287
- K. Hirakawa and K. Tokimasa: The Sumitomo Search No.26, (1983), p.118
- 森田喜保, 時政勝行: 鉄と鋼, 72 (1986), p.210
- 宮原光雄, 外山和男, 栗原重幸, 時政勝行: 第32回高温強度シンポジウム前刷集, (1994), p.134, 日本材料学会
- 宮原光雄他4名: 材料とプロセス, 3 (1990), p.468
- 宮原光雄, 海野正英, 黒川八寿男, 岡田康孝: 第45回塑性加工連合講演会講演論文集, 1 (1994), p.29
- 石田昭佳, 齊藤 晃, 宮原光雄: 第43期第2回高温強度部門委員会講演会資料, (1994), p.11, 日本材料学会高温強度部門委員会
- J. F. DeLong et al.: 火力原子力発電, 35 (1984), p.1249
- 時政勝行, 田中健一, 新田勲: 材料, 35 (1986), p.1030
- 時政勝行, 宮原光雄: 日本機械学会論文集 (A 編), 60 (1994), p.591