

解 説

UDC 539.434 : 539.431 : 539.377 : 620.172.251.22

最近の設計コードに係わる高温強度の問題点

—クリープと疲労との相互作用について—*

大 南 正 瑛**・坂 根 政 男***

Current Topics on the Elevated Temperature Design Code
—On the Interaction between Creep and Fatigue—

Masateru OHNAMI and Masao SAKANE

1. は じ め に

クリープと疲労との相互作用, 相互干渉あるいは相関性と呼ばれるものは, 鉄鋼材料や耐熱合金についてクリープが問題となるような温度下において, クリープ損傷と疲労損傷とが両存する場合の強度評価をいかに行うかという点に関する研究分野である. ここで問題となる力学的因子は, 破壊繰返し数 (または時間) に及ぼす保持時間効果, 繰返し速度効果 (frequency effect) や平均応力・ひずみの影響などである.

この方面の設計基準については, たとえば, 内圧力の変動がそれ程大きくないような圧力容器のようにクリープが主となるような場合には, 各国の強度設計基準にみられるようにそれぞれの国において独自の設計基準が存在して, それらの妥当性について熱心に国際会議などで討議が交わされてきている¹⁾²⁾. しかしながら, 逆にガス・タービン翼の起動・定常運転・停止にみられるように高温疲労損傷が主であり, その上にさらにクリープ損傷が重畳した場合の強度設計については, 高温疲労研究の歴史の比較的新しいことが災いしてか, クリープの場合程設計基準が確立されていないようである. この点について暫定的に制定されているものとして, ASME Pressure Vessel Code, Section III, Code Case 1592³⁾ があるが, その他の国々においても上記の 1592 を使用するかまたは現在独自の基準を準備中である. ASME の Code Case 1592-8 も 1976 年に改正されたばかりであり, Code Case にも明記してあるように暫定的であり, 未だに多くの問題点を含んでいるものと考えられる. たとえば, 応力多軸性や切欠き効果, さらに環境効果などに問題があると筆者らは考えている.

以下ではクリープと疲労との相関性について, 保持時

間効果と繰返し速度効果について主として上記の 1592 との係りについて力学的側面より述べるが, すでにこの方面に関しては多くの論文集⁴⁾ や筆者らの拙稿⁵⁾ も発表されているので参照していただきたい. なお, 平均応力効果については動クリープ問題としてとらえた研究がすでにまとめられている⁶⁾ ので文献を参照していただきたい. さらに, 熱疲労も高温強度を論ずる上で欠くべからざる部分であるが, ここでは熱疲労寿命は, 等価温度などを考えることにより高温疲労寿命より推定できるという考え方に従い, 熱疲労に関する記述は省略した. この点についても文献⁷⁾ を参照していただきたい. また, 実験を行う際の制御方式 (定ひずみ型または定応力型) も破壊寿命に重大な影響を及ぼすと考えられるが, 両者の関連などについては, まだ未整理なところが多く, 本稿では両者をとくに区別しては述べなかつた.

2. 寿命予測法および強度設計基準

まずはじめに, 現在までに提案されている寿命予測法および高温機器の設計手法について簡単に触れる. 寿命予測法は大きく分類して以下の 3 つに分れると考えられる.

2.1 損傷量消費則

この予測法は繰返し数または時間の経過とともに損傷が材料内に蓄積してゆき, それが材料の限界値に達したときに破壊するという予測法である. この予測法の代表的なものとしては線形損傷則⁸⁾⁹⁾

$$\phi_c + \phi_f = D \dots \dots \dots (1)$$

がある. ここに ϕ_c および ϕ_f はクリープ損傷および疲労損傷と呼ばれるものであり, それぞれ $\phi_c = \sum_i (t_i/t_r)$, $\phi_f = \sum_i (N_i/N_f)$ で表わされる. t_r , N_f はそれぞれなる負荷条件下での静クリープ破断時間および破壊繰返し

* 昭和 52 年 8 月 23 日受付 (Received Aug. 23, 1977)

** 立命館大学理工学部 工博 (Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University)

*** 立命館大学理工学部 (Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, 28 Toziin-Kitamati Kita-ku Kyoto 603)

数であり, t_i , N_i は i なる負荷条件下でのクリープ経過時間および破壊繰返し数である. D は全損傷量であり普通 1 以下の値をとる. クリープ損傷と疲労損傷とを (1) 式のように簡単な線形和とせず非線形⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾とした損傷則も提案されている. 線形損傷則においては損傷量の物理的意味は明確ではないが, 具体的に損傷量として破壊延性をとつたものに延性消耗法⁽¹²⁾がある. またその他の予測法としてひずみ分割法⁽¹³⁾も提案されている.

2.2 保持時間効果をひずみ速度効果とする考え方

代表的なものに次式で示される Coffin, Jr. の繰返し速度修正法 (frequency modified fatigue life)⁽¹⁴⁾ がある.

$$\Delta \varepsilon_i = \frac{AC_2^n}{E} N_f^{-\beta n \nu k_1 + (1-k)\beta n} + C_2 N_f^{-\beta \nu (1-k)\beta} \quad (2)$$

ここに $\Delta \varepsilon_i$ は全ひずみ範囲, N_f は破壊繰返し数, A , C_2 , β , n , k , k_1 は材料定数, E は縦弾性定数, ν は繰返し速度である.

2.3 概算法

MANSON は次式で示される universal slope 式を高温にまで拡張し, 高温においては次式で予測された寿命の 10% とればよいとするいわゆる “10% 則” を⁽¹⁵⁾提案している.

$$\Delta \varepsilon_i = \frac{3.5 \sigma_u}{E} (N_f)^{-0.12} + D^{0.6} (N_f)^{-0.6} \quad (3)$$

ここに, $\Delta \varepsilon_i$ は全ひずみ範囲, σ_u は材料の引張り強さ, D は $\ln\{100/(100-\varphi)\}$, (ただし, φ は絞り %) で定義される破断延性, E は縦弾性定数である.

2.4 高温構造機器の設計手法

まずはじめに, ASME Code Case 1592⁽³⁾ 中に述べられている使用材料の限定, 設計指針に考慮されている破損のモード, 応力とひずみの分類について述べ, その後クリープ-疲れ重畳効果に対する具体的な Code Case の規定を述べる.

Code Case 1592 では Table 1⁽³⁾ の材料の使用が許されている. このように使用材料が限定されているのは Code Case 1582 では許容応力を設定するのに従来行われてきた材料試験より複雑な試験内容が必要であり, こ

こに挙げられた材料以外には必要なデータを十分収集できないためである.

Code Case 1592 では次のような破損モードの防止を意図している.

- (1) 短時間負荷による延性破壊
- (2) 長時間負荷によるクリープ破断
- (3) クリープ疲れ重畳効果による破壊
- (4) 進行性の崩壊やラチェットによる大きなゆがみ
- (5) 過大変形による機能の損失
- (6) 短時間負荷による座屈
- (7) 長時間負荷によるクリープ座屈

この他, 高温設計に重要な項目として, 環境効果, 時効やさらに回復現象などが考えられるが, これらの点については Code Case 1592 中に具体的な規定はない.

Code Case 1592 では応力をその発生形態により分類し, その各々に対して異つた許容値が定められている. すなわち, 外荷重と釣合うために発生する応力は荷重制御型量と呼ばれ, この値がある限界を超えると塑性変形が拡大して破壊に至る可能性のある応力である. 一方, ピーク応力や二次応力に分類される応力は変形制御型量と呼ばれ, 塑性変形が起つてしまうと応力が小さくなり, それ以上変形が進展しないという特徴をもつ.

さて, ASME の Code Case 1592-8 (1976) にみられるクリープと疲労との重畳効果の評価法に限定して述べると, (1) 式の拡張として

$$\sum_{j=1}^p \left(\frac{n}{N_d} \right)_j + \sum_{k=1}^q \left(\frac{T}{T_d} \right)_k \leq D \quad (4)$$

が用いられている. ここで, N_d , T_d はそれぞれ許容繰返し数, 許容クリープ時間, n は実際の繰返し数, t はクリープ応力の負荷時間である. T_d はクリープ破断曲線の最小の時間曲線から求められるが, 実際の応力を 0.9 で除した値に対する時間をとつている. N_d は比較的速いひずみ速度 ($10^{-3} \sim 4 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$) で行つた疲労強度に所要の安全係数として寿命に対して 20, 全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_i$ に対して 2 で除して両者のうちの最小の曲線をとる

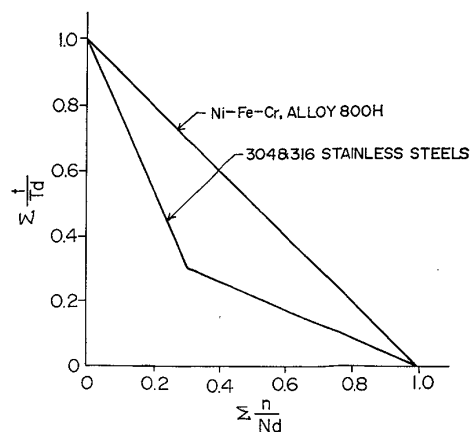


Fig. 1. Creep-fatigue damage envelope in ASME Code Case 1592.⁽³⁾

Table 1. Permissible materials and the maximum temperature for structures in ASME Code Case 1592.

Materials	Maximum temperature	Note
304 SS	1500°F	
316 SS	1500°F	
Alloy 800	1400°F	Other than bolting
$\frac{1}{2}$ C-1Mn	1200°F	Other than bolting
Alloy 718	1050°F	Other than bolting

ようにしている。また、 D については Fig. 1 に示すように 304, 316 ステンレス鋼について 0.6, Ni-Fe-Cr 合金については 1 を採用しているが、以下に述べるようにこれらの値は負荷順序効果などの試験条件に大きく左右される場合があるので、実験データを積み重ねた上で最小寿命に対する試験条件を明らかにする必要がある。

さらに、1592 では多軸応力下の疲労の N_d の評価については主ひずみ方向の変化のいかに拘らず次式で示されるミーゼスの相当ひずみを使用するように規定している。

$$\Delta \varepsilon_{\text{equ}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(\Delta \varepsilon_x - \Delta \varepsilon_y)^2 + (\Delta \varepsilon_y - \Delta \varepsilon_z)^2 + (\Delta \varepsilon_z - \Delta \varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2} (\Delta \gamma_{xy}^2 + \Delta \gamma_{yz}^2 + \Delta \gamma_{zx}^2) \right]^{1/2} \quad (5)$$

ここに、 $\Delta \varepsilon_x, \Delta \varepsilon_y, \Delta \varepsilon_z$ はそれぞれ x, y, z 方向の垂直全ひずみ範囲であり、 $\Delta \gamma_{xy}, \Delta \gamma_{yz}, \Delta \gamma_{zx}$ はせん断全ひずみ範囲である。なお、主ひずみ方向が変化しない場合には (5) 式における垂直全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_x, \Delta \varepsilon_y, \Delta \varepsilon_z$ を主ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_1, \Delta \varepsilon_2, \Delta \varepsilon_3$ におき替え、せん断ひずみ範囲は無視してよいと特別に規定している。この点についても後程示すが、比較的単純な主ひずみ方向の変化については妥当と考えられるが、しかし、主ひずみ方向が複雑に変化する場合や、静水圧力のような三軸等方応力が負荷される場合には問題を含んでいると考えられる。

さらに、Case 1592 では応力集中を含んだ場合の N_d の評価については次式で表わされる全ひずみを使用するように規定している。

$$\varepsilon_T = \left(\frac{S^*}{\bar{S}} \right) K_t^2 \varepsilon_n + K_t \varepsilon_c + K_F \varepsilon_F \quad (6)$$

ここに、 ε_T は応力集中を伴った場合に使用する全ひずみ、 K_t は弾性応力集中係数または切欠き係数 (fatigue strength reduction factor)、 ε_n は公称全ひずみ、 S^* は ε_n に対応する応力、 $\bar{S}$ はひずみが $K_t \varepsilon_n$ に対応する応力 (Fig. 2 参照)、 ε_c はクリープひずみ、ただし等時応力-ひずみ線図 (isochronous stress-strain relationship)

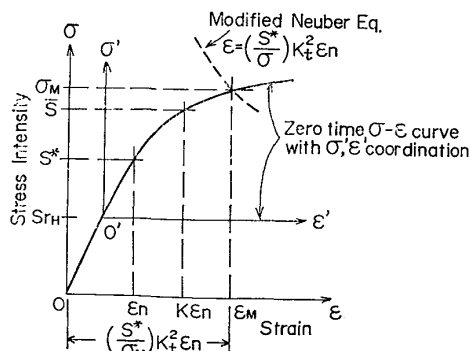


Fig. 2. Stress-strain relationship for the evaluation of stress or strain concentration in ASME Code Case 1592.3)

から導かれる。さらに、 ε_F はピーク熱応力強さと関係付けられたピーク熱ひずみ、 K_F はピーク熱ひずみ成分 ε_F に適用されるひずみ集中係数である。

3. クリープと疲労との相関性についての一般的傾向および問題点

3.1 繰返し速度効果と保持時間効果

低サイクル疲労においては繰返し速度の低下に伴って破壊繰返し数が減少することが以前¹⁶⁾より知られていた。とくに高温においてはその効果が著しい。保持時間を伴うための破壊繰返し数の減少を繰返し速度効果 (保持時間が導入されたために 1 サイクルに要する時間が増大し、繰返し速度が減少するという考え方) としてとらえた研究が CONWAY¹⁷⁾ らによつて行われた。Fig. 3 に彼らの試験結果を示すが、1 サイクルに要する時間と破壊時間との間には両対数目盛上で直線関係が成立することがわかる。このことは、保持時間効果をひずみ速度効

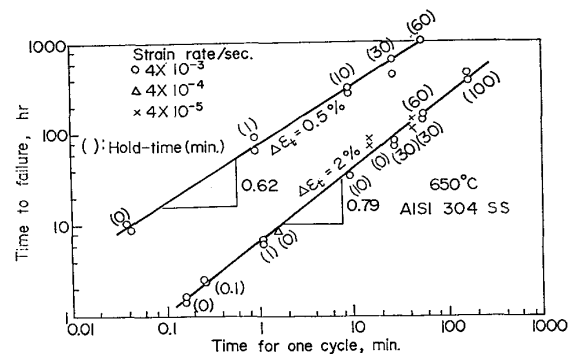


Fig. 3. Experimental correlation of total strain controlled low-cycle fatigue test data for 304 stainless steel in air at 650°C for no hold time and for hold time in tension only. (push-pull)¹⁷⁾

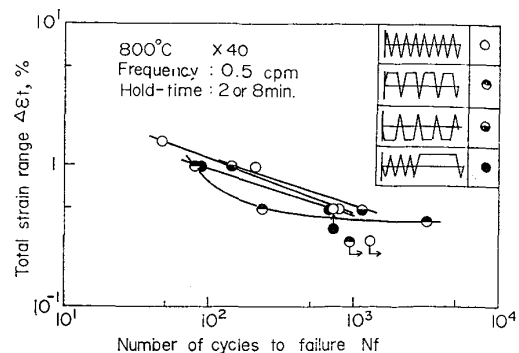


Fig. 4. Effect of strain wave shape on the total strain controlled low-cycle fatigue life of cobalt base super alloy X40 at 800°C in air. (push-pull)¹⁹⁾

果と考えることの妥当性を示していると考えられるが、その後の CONWAY¹⁸⁾ らの研究によると両者の間には差があると報告している。

ASME の Code Case においては、強度設計基準としてはすでに述べた損傷が採用されているが、この手法は簡便であるという長所を持つているが、反面負荷順序効果などが考慮されない。Fig. 4¹⁹⁾ にこのことを調べるために筆者らが行った $\times 40$ (コバルト基超合金) に対する全ひずみ範囲制御の実験を示す。図中の 3 種類の保持を伴う疲労波形のクリープ損傷と疲労損傷との成分比は同一にしてあり、ただ負荷順序だけが異なるだけである。したがって、(1) 式が負荷順序に無関係に成立するものとすれば、種類の波形の破壊繰返し数は同一の値を示すはずである。しかしながら、実際には 1 サイクルごとに引張り保持を伴う疲労の破壊繰返し数が最も小さく、負荷順序効果が明らかに存在することがわかる。また、3 種類の波形の下で材料が示すヒステリシス・ループの形状と破壊繰返し数との間には密接な関係があり、本実験を行った範囲では波形の種類に関係なく塑性ひずみ範囲と破壊繰返し数との間には一対一の対応があつた。したがって、より正確な寿命予測のためにはある波形下で材料が示す応答をある程度考慮する必要があると考えられる。

3.2 応力多軸性および切欠き効果

実際の部材には必ずと言ってよい程何らかの応力集中部があり、切欠き効果は切欠き底での応力多軸性と係つて強度設計を考える上で避けて通ることのできない問題である。Code Case 中のそれらの規定についてはすでに 2.3 で述べたが、筆者²⁰⁾らは応力多軸性に関する (5) 式の妥当性を調べるために SUS 316 ステンレス鋼 (1 100 °C, 溶体化処理材) を用いて繰返しねじりおよび引張・圧縮の純粋疲労および保持を伴う疲労実験を 600 °C において全ひずみ範囲制御で行つた。その結果を Fig. 5 に示すが、ミーゼスの相当全ひずみ範囲を用いると保持を

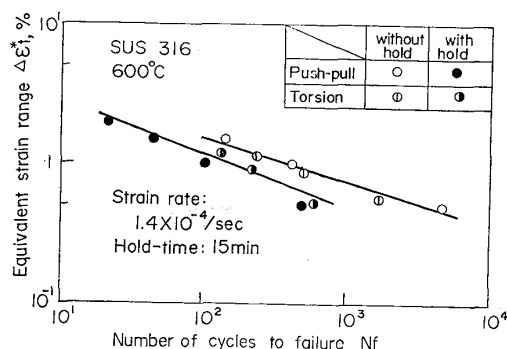


Fig. 5. Equivalent total strain range $\Delta \epsilon_t^*$ versus number of cycles to failure N_f diagrams of SUS 316 stainless steel in both total strain controlled low-cycle push-pull and cyclic torsion fatigue tests in air at 600 °C.²⁰⁾

伴う疲労ならびに純粋疲労の破壊繰返し数も比較的うまく整理され、(5) 式の妥当性がわかる。ただし、保持を伴うことによる純粋疲労と比べての寿命減少の割合は繰返しねじりの方が引張・圧縮と比べてやや少ないようである。しかしながら、動クリープなどにおいては主ひずみ方向が変化する場合 (一般負荷) と変化しない場合 (比例負荷) とでは破断寿命に差があることが知られており²¹⁾、保持を伴う疲労への (5) 式の適用についてはより複雑な負荷条件下での実験的検証が必要であると考えられる。一方、き裂の伝播挙動については、負荷応力の応力多軸性は大きな影響を伝播速度に及ぼすものと思われる。中空円筒試験片を用いたねじり疲労の場合、き裂が試験片軸方向と 45° の方向に伝播するため、主応力を考えるとモード I の応力状態にき裂の伝播方向と逆の方向に圧縮応力を負荷するような応力状態になる。この場合には、き裂先端の降伏条件の変化によつて、き裂先端の塑性域が拡大し、純粋なモード I の負荷状態と比べて著しくき裂伝播速度が増大する²⁰⁾。したがって、低サイクル疲労領域のき裂伝播速度を考える場合には負荷応力多軸性の影響に充分注意を払う必要があると考えられる。

次に、クリープと疲労との相関性に及ぼす切欠き効果であるが、この点についての特徴的な点は、疲労においては切欠きを付した場合、平滑材と比べて多くの場合弱化現象を呈するが、引張クリープ破断の場合には温度および応力が変化することにより弱化および強化が複雑に現れる場合があり、これらの両者が複合されるところにある。問題はクリープおよび疲労の両者の波形が重畳したときの平滑材と比しての切欠き材の寿命がどのように変化するかということであるが、この方面の研究はその課題の重要性にもかかわらず報告例が極めて少ない。(6)

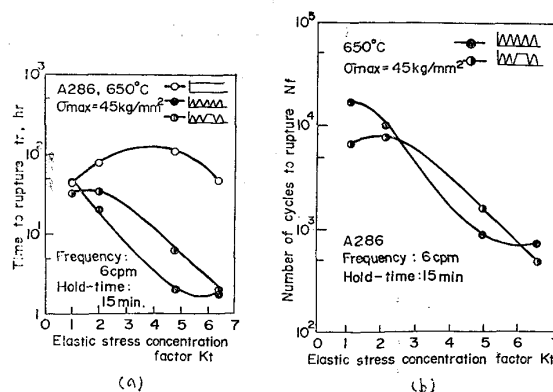


Fig. 6 Effect of elastic stress concentration factor K_t on (a) time to rupture of super alloy steel A286 in three types of tests and on (b) number of cycles to rupture in both stress controlled low-cycle fatigue test and the fatigue test with hold time in tension only at 650 °C in air.²²⁾

式で示された ASME の Code Case 中の切欠き材の強度評価については筆者らは現在のところ暫定措置であると考えており、今後多くの実験的検証が必要であると思われる。これらの検証の一環として筆者²²⁾らが耐熱鋼 A 286 (899°C, 固溶化処理, 真空溶解材) を用いて、650°C の温度下で引張りクリープにおいて切欠き強化現象を示す応力のもとで、保持を伴う疲労寿命と弾性応力集中係数 K_t との関係を調べた結果を Fig. 6 に示す。純粋疲労は K_t が大きくなる程大きな弱化を示すが、引張りクリープは実験を行つた範囲の K_t について切欠き強化を示している。保持を伴う疲労においては引張りクリープの切欠き強化の影響が残り、完全には切欠き強化とはならないで $K_t=2$ 付近で一部強化を示している。一方、 K_t と破断繰返し数との関係では保持を伴う疲労と純粋疲労とでは K_t の変化に伴って複雑にその大小関係を入れ替える。特に保持を伴う疲労の破断繰返し数の方が純粋疲労のそれより大きな領域の存在することは注目値する。また、ここでは省略するが (1) 式により算出した損傷量 ϕ も K_t によつてその大きさを大きく変える。図 6(b) から見る限りにおいては、平滑材を除いては純粋疲労の破断繰返し数と保持を伴う疲労のそれとはそれ程大きな差がない。したがつて、(6) 式との係り合ひで言えば、この場合には (6) 式は安全側を予測することになり (6) 式の K_t に切欠き係数を採用した場合、(6) 式の右辺第 2 項以下は不必要でないと思われるぐらいである。しかし、この実験が引張りクリープの切欠き強化域で行われたことおよび保持時間が比較的短いことには注意を払つておくべきである。

さらに筆者²³⁾らはこのようなクリープと疲労との相互干渉下での切欠き効果現象と切欠き底における応力多軸性との関係を明らかにするため、大気圧力下および $p=500 \text{ kg/cm}^2$ の静水圧力下において市販純銅 (JIS 2101) 丸棒試験片を用いて、引張りクリープ、純粋疲労および引張り保持を伴う疲労の 3 種類の実験を行つた。Fig. 7 (a) に破断時間と応力集中係数 K_t との関係を両圧力下について示す。クリープ波形においては静水圧力により著しく破断時間が増加することがわかる。しかし、その増加率が K_t によつて異なるため結果的に静水圧力下では大きな切欠き強化現象が観察される。一方、純粋疲労においてはたとえ静水圧力を重畳負荷しても破断寿命の増加はほとんどないことがわかる。しかも、 K_t の変化による静水圧力効果の変化もほとんどないことがわかる。保持を伴う疲労においては、静水圧力重畳によつて破断寿命はわずかながら増加するが、引張りクリープの場合のように K_t の変化に伴う増加率の変化は認められない。また、図 7(b) に破断繰返し数の変化を両圧力下について示すが、保持時間を伴うことによる破断繰返し数の減少の割合は静水圧力下の方が少なく、静水圧力下においては損傷の進行が遅くなることがわかる。Fig. 8²³⁾ (a)

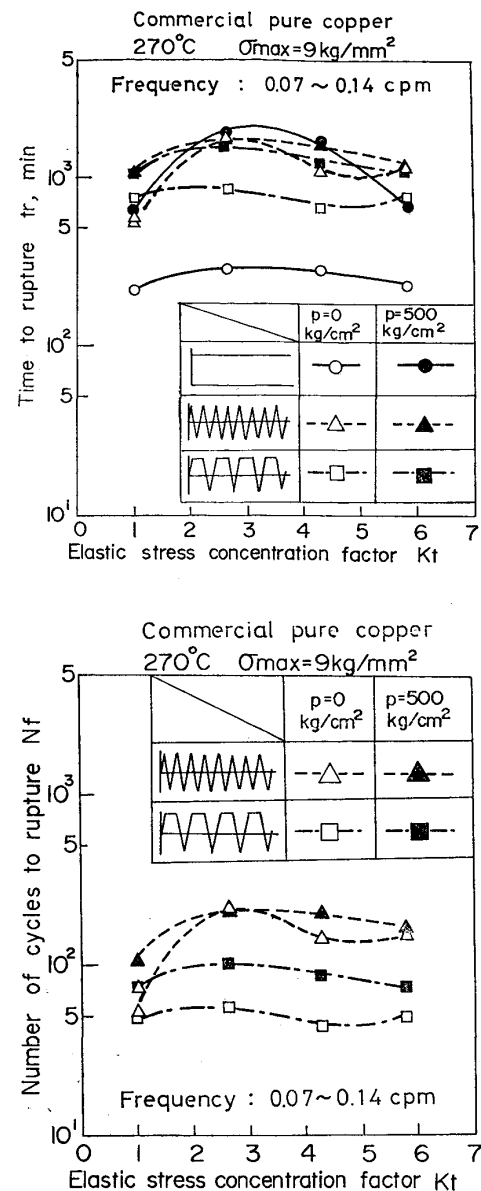


Fig. 7. Variation of (a) time to rupture of commercial pure copper with elastic stress concentration factor K_t in the three types of stress waves and variation of (b) number of cycles to rupture with K_t in both stress controlled low-cycle fatigue test and the fatigue test with hold time in tension only under atmospheric pressure and hydrostatic pressure of 500 kg/cm², respectively, at 270°C. (push-pull)²³⁾

(b) に保持を伴う疲労の (1) 式による疲労損傷およびクリープ損傷の K_t による変化を示す。両損傷量とも K_t によつて大きく変化することが両図よりわかる。また、静水圧力下と大気圧力下とでは損傷量は大きくその大小関係を入れ替える。図 7 および図 8 からわかるように切欠き効果と負荷応力の多軸性とは密接な関係があり、今後切欠き効果を解明する上でこの方面の研究が急がれる。

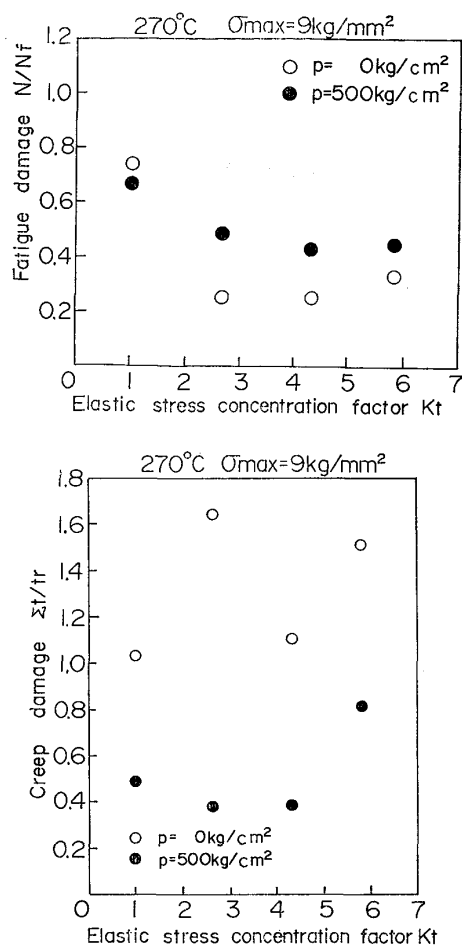


Fig. 8. Variation of both (a) fatigue damage and (b) creep damage of commercial pure copper in stress controlled low-cycle fatigue test with hold-time in tension only with elastic stress concentration factor K_t under both the pressures at 270°C . (push-pull)²³⁾.

3.3 環境効果

環境効果, 特に酸化性ふん囲気の影響は高温強度を考える上で重要である. たとえば, COFFIN, Jr.²⁴⁾ らによれば高温疲労において塑性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_p$ と破壊繰返し数 N_f との両対数目盛上における直線表示 (Manson-Coffin の法則と呼ばれる場合その勾配は $-1/2$ となる) から強化方向へ実験点がはずれるのは酸化の影響と結論している. しかし, 現象はそれ程単純ではなく材質および試験条件を変化させれば真空中の方が大気中よりも強化するという報告^{25)~27)}もある. Fig. 9(a), (b)²³⁾ に保持を伴う疲労実験における環境効果に関する SUS 304 (液体化処理材) の実験結果を示す. 両図より純粋疲労の破壊繰返し数は真空中の方が著しく大きいことがわかる. しかし, 保持時間を伴うことによる寿命減少の割合は真空中の方が大きく, しかも保持時間が長くなる程その割合は大きくなる. 保持時間が 60 min の場合にはもはや真空中と大気中との寿命差はほとんどない. この

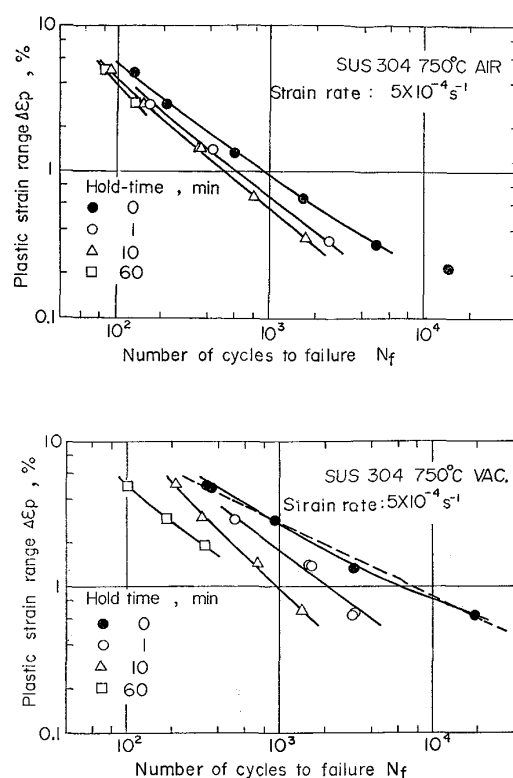


Fig. 9. Effect of hold-time in tension on total strain controlled low-cycle fatigue life of SUS 304 stainless steel in both atmosphere and vacuum of $10^{-5} \sim 10^{-6}$ torr, respectively, at 750°C . (push-pull)²⁸⁾.

ことは, 保持時間中の損傷が大気中と比べて真空中の方が大きいことを示しているものと思われるが, これは, 同種の材料の高温引張クリープ破断試験において弱真空中では大気中よりも強度が低下するという現象²⁹⁾と共通したものであると考えられる. しかしながら, 真空中, 温度および応力条件によつては引張クリープ破断においても真空中の方が強化³⁰⁾するという報告もあり, 保持を伴う疲労の環境効果も今後設計基準に考慮されるべく研究の積み重ねが必要であると思われる.

4. おわりに

クリープと疲労重畳下での寿命評価法について概観したが, ここで述べた問題点は筆者らが現在興味を持っているものだけを述べたものであり, 実際に現場で設計にかかわっておられる方々には多少的外れの所があつたかもしれない. なおここでは金属組織の側面よりの問題およびき裂の発生・伝播に関する問題は紙面の都合で触れることができなかつたが, 前者は高温強度を考える上で欠くことのできない側面であり, また後者については, 近年の破壊力学の発展と相まつて寿命の予測には非常に有効な手法であると考えられる. しかしながら, 低サイクル疲労領域においてはき裂伝播を阻止できるまで荷重

を減少できず、破壊力学の本来の思想、すなわちフェイル・セーフ (fail safe) の考え方を使うことができないため、現在の設計手法には用いられていない。しかし、このことは低サイクル領域ではき裂に関する研究が有効でないということを意味しているのではなく、寿命予測をいかに行うかという基礎的側面においては非常に有効であり、今後この方面の研究の発展が大いに望まれる。

文 献

- 1) Inter. Joint Petroleum Mechanical Engineering and Pressure Vessels and Piping Conference, ASME (1976, Mexico City).
- 2) 1977 Design Criteria of Boilers and Pressure Vessels (1977, Tokyo), ASME.
- 3) Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case 1592-8 class 1, section III, Division I (1976)
- 4) ASTM STP 459 (1969); 同 486 (1969); 同 520 (1973); Proc. Inter. Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications (1974), vol. 1, 2, IME; High-Temperature Materials in Gas Turbines (ed P. R. Sahm and M. O. Speidel), (1974), [Elsevier Pub.]
- 5) 坂根政男, 大南正瑛: 機械の研究, 28 (1976), p. 499; 同, 日本ガスタービン学会誌, 5 (1977), p. 7
- 6) たとえば解説として, 金属材料の高温強度, (平修二編), (1968), [養賢堂], p. 210
- 7) たとえば解説として, 熱応力と熱疲労, (平修二編), (1974), [日刊工業新聞社] p. 128
- 8) E. L. ROBINSON: Trans. ASME, 74 (1952), p. 777
- 9) 平修二, 小寺沢良一ほか: 日本機械学会論文集, 25 (1959), p. 163; 同 26 (1960), p. 935
- 10) D. S. WOOD: Welding Journal, 45 (1966), p. 90-S
- 11) R. LAGNENBORG and R. A. ATTERMO: Met. Trans., 2 (1971), p. 1821
- 12) J. F. POLHEMUS, et al.: ASTM STP 520 (1973), p. 625
- 13) S. S. MANSON, et al.: NASA TMX-6738 (1971); 同: Mechanical Behavior of Materials, Proc. ICM, Kyoto, Special Volume (1972), p. 5; 同: ASTM STP 520 (1973), p. 658, p. 744
- 14) L. F. COFFIN, Jr.: G. E. TIS Report 69-C-401 (1969); 70-C-377 (1970); ASTM STP 520 (1973), p. 5
- 15) S. S. MANSON: Experimental Mechanics, 8 (1968), p. 349
- 16) J. F. ECKEL: Proc. ASTM, 51 (1951), p. 745
- 17) J. B. CONWAY and J. T. BERLING: Met. Trans., 1 (1970), p. 324
- 18) J. B. CONWAY, et al.: ASTM STP 520 (1973) p. 637
- 19) 大南正瑛, 坂根政男: 日本機械学会講演論文集, No. 760-13 (1976), p. 13
- 20) 大南正瑛, 坂根政男: 日本機械学会論文集, 43 (1977), p. 3955
- 21) 大南正瑛, 柳内雅幸: 日本機械学会講演論文集, No. 740-2 (1976), p. 223
- 22) 大南正瑛, 坂根政男: 材料, 24 (1975), p. 545
- 23) 大南正瑛, 坂根政男: 日本機械学会講演論文集, No. 774-8 (1977), p. 48
- 24) L. F. COFFIN, Jr.: Met. Trans., 3 (1972), p. 1777
- 25) G. J. DANKE, et al.: Proc. ASTM, 61 (1961), p. 775
- 26) M. R. ACHTER: ASTM STP 415 (1961), p. 181
- 27) M. GELL and J. DUGNETLE: Corrosion Fatigue, National Association of Corrosion Engineers, (1971), p. 366
- 28) 鵜戸口英善ほか: シンポジウム-疲労における最近の諸問題 (1976), p. 112, 日本材料学会
- 29) 大南正瑛, 今村龍三: 材料, 25 (1976), p. 991
- 30) W. R. JHONSON, et al.: Met. Trans., 3 (1972), p. 695