二軸応力下の弾塑性疲労き裂の伝ば挙動[†]

星 出 敏 彦* 河 端 享 介**
山 川 倫 央*** 井 上 達 雄*

Propagation Behavior of Elastic-Plastic Fatigue Crack
under Biaxial Stress State

by

Toshihiko HOSHIDE*, Kyosuke KAWABATA**, Norio YAMAKAWA***
and Tatsuo INOUE*

Fatigue crack propagation tests were conducted using thin-walled tubular specimens of pure copper under combined in-phase axial-torsional loadings. In large scale yielding situations, the crack growth behavior under biaxial stresses was investigated based on the elastic-plastic fracture mechanics. The crack morphology was found to be a bent-type in the combined loadings and a branch-type in the torsion case. Cracks were found to propagate in such direction that the Mode II component of the stress intensity factor was minimized. By using a device to detect the opening and sliding displacements at the center of crack, the deformation behavior of bent-or branch-cracked specimens was also examined to evaluate the crack opening point. It was noted that tails were observed near both tips of the hysteresis loop in the case of torsion. The correspondence between these tails and the crack closure was discussed in the relation with the opening and closing behaviors of ideally elastic cracks. The effective stress intensity factor $\Delta K_{I\text{eff}}$ of Mode I was calculated by taking account of experimental observations mentioned above. When $\Delta K_{I\text{eff}}$ was employed to correlate the growth rate, good correlation was not seen because of gross plasticity. A tentative procedure to estimate the J -integral range ΔJ was proposed for the bent crack. The growth rate of bent crack was correlated very well with ΔJ estimated by the proposed procedure.

Key words : Fatigue crack, Biaxial stress, Elastic-plastic fracture mechanics, Crack closure, J integral, Copper

1 緒 言

疲労き裂伝ばに及ぼす応力の多軸性の影響に関しては、従来から主に小規模降伏状態において線形破壊力学に基づいた検討が多くなされている¹⁾。このような従来の研究報告を再整理すると、き裂伝ばに及ぼす二軸応力の効果は応力レベルが高くなるほどまたき裂が小さくなるほど顕著となり、さらにそのような状況下では線形破壊力学に適用限界があることが指摘されている^{2), 3)}。この問題は、多軸応力下の低サイクル疲労における微小き裂の伝ば挙動の取扱いに関連し、検討すべき重要な課題といえる。

このような観点から、二軸応力下の弾塑性状態における疲労き裂の伝ば挙動やその伝ばを支配する力学量を検討した例が近年報告されている^{4)~7)}。いずれの研究においてもき裂伝ばに及ぼすき裂平行応力あるいは混合

モードによる著しい影響が認められている。また、き裂伝ばの支配力学量に関しては、 J 積分や等価ひずみ^{4)~6)}拡大係数の適用が試みられている。しかし、これらの力学量に関しては表面き裂を対象にしたりあるいは試験片形状が特殊であったりしてその解析に不確定要素が多いため、それらの妥当性が十分検証されていないのが現状である。したがって、二軸応力下の弾塑性状態における疲労き裂伝ば挙動の解析にあたっては、その進展機構を考慮した上で有効な支配力学量についてその評価法も含めて解明する必要がある。

そこで、本研究では弾塑性状態での疲労試験が比較的容易に実施できる薄肉円筒型試験片を用いて、二軸応力下の貫通き裂の伝ば挙動について検討した。特に本実験では二軸用変位計を用いてき裂の開口挙動をより精確に観察した。これらの観察結果をもとに二軸応

[†] 原稿受理 昭和63年4月27日 Received Apr. 27, 1988

* 正 会 員 京都市工学部 京都市左京区吉田本町, Faculty of Engineering, Kyoto University, Yoshida-honmachi, Sakyo-ku, Kyoto

** 京都大学大学院 京都市左京区吉田本町, Graduate Student, Kyoto University, Yoshida-honmachi, Sakyo-ku, Kyoto

*** 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町, Faculty of Engineering, Kyoto University, Yoshida-honmachi, Sakyo-ku, Kyoto

力下の弾塑性疲労き裂の支配力学量および進展機構について考察を加えた。

2 実験方法

2・1 供試材および試験片形状

供試材としては、6ppmの O_2 を含む純度99.98%の純銅(JIS C1020)を用いた。試験片および初期切欠きの形状をFig. 1に示す。なお、初期切欠きは試験片軸方向に垂直となるように加工した。各試験片に対しては、試験前に真空中650°C、1時間保持後炉冷の焼なまし処理を施した。熱処理後の0.2%耐力は24.8 MPaであり、また縦弾性係数 E は133 GPaであった。

2・2 疲労試験

疲労試験は、電気油圧式引張圧縮-ねじり疲労試験機(島津製作所製)を用い、同位相で荷重制御による完全両振りで行った。なお、引張圧縮試験の一部は中央き裂平板試験片を用いて荷重制御および変位制御で行った。試験条件としては、軸応力範囲 $\Delta\sigma$ 、せん断応力範囲 $\Delta\tau$ を用いて応力比 η を $\eta = \Delta\tau / \Delta\sigma$ と定義し、 η として0(引張圧縮)、0.5(組合せ)、 ∞ (ねじり)の3種類を設定した。なお、組合せ試験は同位

相で行った。 $\eta=0.5$ 、 ∞ については2種類の荷重レベルを設定し試験を行った。また繰返し速度は、低荷重レベルの試験では15~20Hz、高荷重レベルの試験では0.4Hzとした。

試験中のき裂の観察は、アセチルセルローズフィルムを用いたレプリカ法によって行った。

2・3 き裂中央開口変位の測定法

き裂中央開口変位(CCOD)は、初期切欠き中央部で切欠きをはさむ標点間(間隔約4 mm)の変位として測定した。この場合、組合せおよびねじり負荷における変位は単軸応力下の場合と異なり試験片の円周方向にも生じるので、通常の変位計ではその測定が困難になる。そこで、本研究では試験片の軸方向と円周方向の変位をそれぞれ独立に検出できるように設計した軸方向用と円周方向用の変位計を新たに考案した。以下では、これらの変位計で測定した軸方向(初期切欠きに垂直方向)のCCODを ϕ_a 、また円周方向(初期切欠きに平行方向)のCCODを ϕ_p とする。

3 実験結果

3・1 き裂の成長形態と変形挙動

Fig. 2に $\eta=0.5$ 、 ∞ においてき裂が初期切欠きから約3 mm程度進展した時点のき裂形態を示す。 $\eta=0$ の場合の成長形態は周知のように巨視的には荷重軸に垂直に伝ばするが、Fig. 2に示すように $\eta=0.5$ の場合には両端屈折き裂となり、 $\eta=\infty$ の場合には両端分岐き裂となる。図中の実線は各応力条件に対する最大主応力に垂直な方向を示している。 $\eta=0.5$ の場合の高荷重レベルの試験を除いては、そのき裂進展方向はほぼ最大主応力に垂直な方向に漸近する傾向がある。

つぎに、 $\eta=0.5$ 、 ∞ の場合について初期切欠きから測定したき裂長さ b が約3 mmになった時点の荷重-CCOD曲線を示す。Fig. 3に $\eta=0.5$ の場合の軸荷重 P - ϕ_a およびトルク T - ϕ_p の関係を、またFig. 4に

Fig. 1. Dimensions of tubular specimen and crack-starter notch.

Fig. 2. Crack growth profiles.

Fig. 3. Load versus crack-center opening displacement curves under combined loadings.

Fig. 4. Load versus crack-center opening displacement curves under torsional loadings.

$\eta=\infty$ の場合の $T-\phi_p$ 関係を示している。 $\eta=0.5$ の場合の $P-\phi_v$ 曲線および $T-\phi_p$ 曲線は通常の引張圧縮試験の場合のものと類似しているが、 $\eta=\infty$ の場合の $T-\phi_p$ 曲線にはその両端に屈曲が現れる。なお、いずれの試験条件においてもき裂が進展するほどループの幅は増大した。

3. 2 単軸応力下の疲労き裂伝ば則

本研究では、単軸応力下での疲労き裂伝ば則を基準に二軸応力下の疲労き裂の伝ば挙動を比較して、その定量的評価と進展モードについて考察する。そこで、本節ではまず引張圧縮疲労試験におけるき裂伝ば速度を弾塑性状態においても有効とされている J 積分範囲 ΔJ で整理した結果を示し、以後の検討の基礎とする。この場合、 ΔJ の評価法としては、小規模降伏状態を満足する場合にはき裂閉口を考慮した有効応力拡大係数 ΔK_{eff} を用いて

$$\Delta J = (\Delta K_{eff})^2 / E \quad (1)$$

で、また大規模降伏状態においては荷重-CCOD 曲線に Rice らの簡便式を用いる方法を採用した。なお、

Fig. 5. Relation between crack propagation rate and J -integral range under uniaxial stress.

き裂半長 a の円筒型き裂材に対する応力拡大係数 K は tangent 式を用いて以下のように評価する。

$$K = \sigma(\pi a)^{1/2} M \quad (2)$$

ただし、 M は試験片の外径と内径の平均値を d として

$$M = (d/a) \tan(a/d)^{1/2} \quad (3)$$

で与えられる。 $\eta=0$ の場合について、 ΔJ (N/m) とき裂伝ば速度 da/dN (m/cycle) の関係を Fig. 5 に示す。図中の実線は、実験結果を ΔJ のべき乗則

$$da/dN = 4.18 \times 10^{-13} (\Delta J)^{1.69} \quad (4)$$

で近似したものを表す。

3・3 二軸応力下のき裂伝ば速度と応力拡大係数との関係

前述のように、 $\eta=0.5$, ∞ の場合のき裂形状は両端屈折および両端分岐型となる。このような形状のき裂に対する応力拡大係数 K を、等角写像法に基づいて作成した数値計算プログラムを用いて計算した。ただし、この解析では無限板中のき裂を対象にしており、円筒試験片に対する境界条件は考慮していない。ここで円筒試験片に対する境界条件の影響の程度を見積るため、き裂長さが最大となった時点で便宜上両端分岐または両端屈折き裂を円周方向に投影したき裂長さを式 (3) に適用すると、そのときの M 値は高々 1.01 程度である。したがって、円筒試験片の形状に関する影響を無視した場合の誤差は十分小さいと予想されるため、本解析では K 値に対する補正係数には試験片形状の効果を考慮しないことにした。

以上のようにして求めた補正係数を用いて最大荷重

Fig. 6. Relation between crack propagation rate and stress intensity factor range under biaxial stresses.

時の応力拡大係数のモードⅠ成分 $K_{I \max}$ およびモードⅡ成分 $K_{II \max}$ を計算し、また完全両振り荷重試験であることから $\Delta K_I = 2K_{I \max}$, $\Delta K_{II} = 2K_{II \max}$ として評価した。このとき、 $\Delta K_{II}/\Delta K_I$ の値は組合せ試験の高荷重レベルの場合を除いては 0.1 以下となり、その比は非常に小さい。したがって、本供試材においてき裂は $K_{II} = 0$ となる方向を選択しつつ成長することが示唆される。この傾向はアルミニウム合金や WELTEN¹⁴⁾ 60 について報告されている結果と一致する。そこで、本節では特にモードⅠ成分 ΔK_I とき裂伝ば速度の関係について検討する。Fig. 6 に、切欠き先端から計測したき裂長さ b で表示したき裂伝ば速度 db/dN と ΔK_I の関係を示す。図中の実線は、式 (1) を用いて単軸応力下の関係式 (4) から db/dN (m/cycle) と ΔK_{eff} (MPa√m) の関係として次式のように変換したものである。

$$db/dN = 1.26 \times 10^{-11} (\Delta K_{eff})^{3.38} \quad (5)$$

図から、実験結果は単軸応力下の関係式と比較して同一の ΔK に対し、低荷重レベルでは低伝ば速度側に、高荷重レベルでは高伝ば速度側に存在することがわかる。このように式 (5) から逸脱する要因としては、き裂開閉口挙動、塑性変形の程度あるいはここで無視したモードⅡ成分の寄与などが挙げられる。したがって、次章ではそれらの各因子について順次検討する。

4 二軸応力下の疲労き裂伝ばの支配力学量

4.1 有効応力拡大係数範囲による評価

組合せおよびねじり試験においても荷重-CCOD 曲線に屈曲が観察され、このような屈曲は単軸応力下の

Fig. 7. Crack opening behavior under torsional loading.

場合と同様き裂の開閉口挙動に対応していると考えられる。ただし、ねじり試験の場合には特異な形態が観察されたが、その現象については以下のように考えることができる。Fig. 7 (a) の矢印で示す向きにトルクが作用するとき、主応力方向は下の図のようになるので、AEFB のき裂の組が開口しようとするのに対して、CFED のき裂の組は閉口しようとする。一方、Fig. 7 (b) のようにトルクが逆方向に負荷されるときには逆の現象が生じると考えられる。ここで、上記のような 2 組のき裂が理想弾性き裂でそれぞれ単独に存在するとすれば、各組のき裂の開閉口に対応して現れる屈曲を持つ Fig. 8 (a) に示すような 2 種類の荷重-変位曲線（ただし、それぞれの屈曲は逆符号のトルクにおいて現れる）を想定することができる。このとき、その理想弾性き裂 2 組が Fig. 7 のような形態で同じ試験片上に存在する場合の荷重-変位曲線は、Fig. 8 (a) の 2 種類の荷重-変位曲線の線形的な重ね合わせとして Fig.

Fig. 8. Load-displacement curves for ideally elastic crack under torsional loading.

8(b)のような両端に屈曲を持つ曲線になることが予想される。実際の荷重-変位曲線は塑性変形を含むので、上述のような単純な重ね合わせ、あるいは分解は一般にできない。しかしこの場合にも、ループの屈曲点はき裂の開閉口挙動を反映しているものと推定される。

以上の点を考慮して、本節ではモードI型の有効応力拡大係数 $\Delta K_{I\text{eff}}$ を評価し、き裂伝ば速度の整理を行う。まず、組合せ試験の高応力レベルでは Fig. 3(b)にも示したようにき裂は全面的に開口していると考えられるので、Elber¹⁵⁾の定義に基づくき裂開口比 $U (= \Delta K_{I\text{eff}} / \Delta K_I)$ を1とした。低応力レベルでは、軸方向および円周方向のループについて上述の方針でき裂開口点を求めると、両者とも U 値としてき裂長さに依らずほぼ0.68が得られた。

つぎに、ねじり試験の場合 Fig. 4に示したように屈曲点がループ両端に現れるが、その屈曲点がそのままき裂の開閉口点に対応するという実験的検証は十分ではない。しかし、ここではループ両端の屈曲点とき裂開閉口点に対応するものとして低応力レベルの場合の U 値を求めると、本実験範囲のき裂長さに依らずほぼ $U=0.66$ となった。この値は、ねじり試験においてレプリカ法によりき裂先端近傍で測定されたせん断型伝ばに対する $U=0.7$ および引張型伝ばに対する $U=0.85$ ¹⁶⁾よりも若干低めの値となる。一方、高応力レベルでは、組合せの高応力レベルの場合と同様に全面開口に近いが、 $U=0.95$ 程度となる。なお、ねじり試験における両端分岐き裂については、トルクの絶対値

Fig. 9. Relation between crack propagation rate and effective stress intensity factor range under biaxial stress.

が最大となるとき片方のき裂の組が閉口している (Fig. 7 参照) ことから両端屈折き裂として取り扱う方がよいという報告があるので、本解析でもそれに準拠して両端屈折き裂に対する評価式を用いて K の最大値を計算した。

以上のようにして求めた $\Delta K_{I\text{eff}}$ と伝ば速度の関係を図9に示す。図からわかるように、単軸応力下の伝ば則と比較すると全体的にやや高伝ば側に移行する。この傾向は各試験条件において伝ば速度が速くなるにしたがって顕著になる。前述のようにき裂伝ばに伴い荷重-変位曲線の幅が増大し、さらに K_{II} の値が K_I に比較して非常に小さい状態でき裂が進展していることも考慮すると、上記の傾向については、主に塑性変形の影響が無視できないことに起因していると考えられる。そこで次節では、弾塑性域でのき裂伝ばに対する支配力学量について検討する。

4・2 J積分範囲による評価

単軸応力下においては種々の弾塑性破壊力学量のうちでも特にJ積分範囲が有効であることが報告されており、また従来にも二軸応力下のき裂伝ば解析への適用が試みられている⁴⁾⁻⁶⁾。そこで、本解析では荷重-CCOD曲線にRiceらの簡便式を適用する評価法の応用について検討する。同式は、単調な二軸荷荷を受ける場合にも、き裂に対して垂直方向および平行方向の応力の比が-1~1の範囲で有効であることが示されている⁵⁾。本実験の範囲ではその応力比が上記の範囲内にあるのでその評価式を適用できると考えられる。

さて、この簡便評価法を適用するにあたっては、屈折、分岐型き裂を単調な直線き裂で近似すること、その近似したき裂に対して垂直方向の荷重-CCOD関係を求める必要がある。そこで、高応力レベルの各試験について、実際のき裂を Fig. 10に模式的に示すようにき裂の先端と先端を結ぶ破線で近似することを試みた。なお、模式図は屈折き裂の場合に対するものであるが、前節でも議論したように分岐き裂についても2組の屈折き裂が存在するものと考えれば同様な近似ができる。このような近似がどの程度妥当であるか検討するため、近似き裂について求めた K 値のモードI成分 $K_{I\text{app}}$ と前述の解析解 K_I を比較する。なお、 $K_{I\text{app}}$ は近似き裂に対して垂直な応力成分 σ_{app} 、近似

Fig. 10. Conversion of bent crack to inclined straight-crack.

き裂の半長 a および式 (3) の補正係数 M を用いることによって

$$K_{I app} = \sigma_{app} (\pi a)^{1/2} M \quad (6)$$

で評価した。ただし、3・2 節の K_I の解析でも述べたように、本実験の範囲では M はほぼ 1 であったので $M=1$ とした。このとき、 $K_{I app}/K_I$ の値は組合せ試験の場合ほぼ 1 となり、このような近似が有効であるといえる。これに対して、ねじり試験の場合の $K_{I app}$ は K_I の半分程度になり、この場合には J 積分の弾性成分に相当する応力拡大係数に対する近似が不可能となる。したがって、以下では組合せ試験の高応力レベルについて解析を行うことにする。

近似き裂に対する垂直方向の変位 ϕ_{app} および荷重 P_{app} は、独立に測定した ϕ_v 、 ϕ_p および試験片断面積 A を用いて、それぞれ

$$\phi_{app} = \phi_p \sin \alpha + \phi_v \cos \alpha \quad (7)$$

$$P_{app} = \sigma_{app} A / \cos \alpha \quad (8)$$

によって求めることができる。ただし、 α は近似き裂が円周方向に対してなす角度である。このような変換によって求めた $P_{app}-\phi_{app}$ 曲線に Rice⁸⁾ の簡便式を適用して ΔJ を評価した。このようにして得られた ΔJ を式 (1) から応力拡大係数に相当する $(E \Delta J)^{1/2}$ に変換し、それにより伝ば速度を整理した結果を□印で Fig. 9 に示す。図よりわかるように、高応力レベルの組合せ試験の結果はほぼモード I 型の伝ば関係式に一致している。この場合データ数が少ないため今後さらに検証する必要があるが、Fig. 9 の結果は上述のように評価した ΔJ の有効性を示唆しているといえる。なお、 $\eta=\infty$ の場合の両端分岐き裂に対しては ΔJ の評価が行えなかったが、この場合荷重レベルが高い程 K_{II} 成分が K_I 成分に比べて小さかったことを考慮すると両端分岐き裂に対する ΔJ の評価法が確立されれば、それによって $\eta=\infty$ の場合のき裂伝ばを表示できると考えられる。したがって、Fig. 9 において $\Delta K_{I eff}$ で整理した場合の逸脱は、主として大規模降伏状態でのき裂伝ば挙動として解釈できる。ただし、前述のように $\eta=0.5$ の場合の K_{II} の K_I に対する割合は他の試験条件の場合と比較して大きく、上記の結果から直ちにき裂伝ばがモード I 型であると断定するにはなお疑問が残る。この点について次節で若干考察を加える。

4・3 モード II 型の変形の影響

組合せ試験の高応力レベルの場合 K_{II} の値が K_I に対する比で 6～15% 程度であった。このようなモード II 型の変形については塑性変形の影響も考慮する必要があるため、モード I 型の場合と同様にして近似き裂に平行方向のトルクとねじれ角の関係を構成し直して検討した。このようにして得られたヒステリシスループにおける仕事量を比較すると、き裂平行方向に

は垂直方向に対して 1/4～1/5 の仕事量が費やされていることがわかった。したがって、モード II の影響としては力学量においてモード I の 2 割程度になるが、その割合がどの程度実際のき裂伝ばに寄与するかについては不明である。低炭素鋼のき裂伝ばについてはフラクトグラフィ的にせん断型と引張型とに分類されることが報告されている¹⁸⁾ので、本供試材についても今後破面観察などにより上記の点についてさらに検討する必要がある。

5 結 言

本研究では、円周方向に切欠きを有する純銅の薄肉円筒試験片を用いて引張-ねじり組合せ疲労試験を行い、二軸応力下の弾塑性状態におけるき裂伝ばについてその挙動の観察および支配力学量の検討を行った。以下に得られた結果をまとめて示す。

(1) き裂成長の形態としては、組合せ試験では初期切欠きを起点に両端屈折き裂に、またねじり試験では両端分岐き裂になり、巨視的には最大主応力方向に垂直な方向に沿うように進展した。また、き裂はいずれの場合もある長さになるまでは K_{II}/K_I の値がほぼ 0 になる方向に伝ばした。

(2) 荷重-き裂中央開口変位曲線を測定した結果、組合せ、ねじり試験ともに応力が低い場合ではき裂に開閉口点が存在し、応力レベルが高くなると全面開口に近くなることがわかった。この場合、特にねじり試験の荷重-変位曲線にはループの両端にき裂開閉口に対応すると考えられる屈曲が観察された。

(3) 上述のような開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲のモード I 成分 $\Delta K_{I eff}$ で伝ば速度を整理すると、単軸応力下の伝ば則に対して高伝ば側にデータが移行した。

(4) 両端屈折き裂に対する J 積分範囲 ΔJ の評価法を提案した。組合せ試験において応力レベルが高く、弾塑性状態でき裂が進展する場合のデータも、モード I 成分のみを考慮した ΔJ によって単軸応力下の伝ば則と統一的に整理できることがわかった。

最後に、本研究の一部は文部省科学研究費補助金（一般研究 B：No.62460075）の援助を受けたこと、また実験の一部については宮原光雄氏（当時京都大学大学院）の協力を得たことを記して、ここに謝意を表す。（昭和63年5月27日 日本材料学会第37期学術講演会にて講演）

参 考 文 献

- 1) 例えば、東郷敬一郎，“材料強度問題の最近の話題”，p. 24 (1987) 日本機械学会。
- 2) 結城良治，北川英夫，東郷敬一郎，田辺正人，材料，33，1271 (1984)。
- 3) 結城良治，北川英夫，東郷敬一郎，田辺正人，日本機械

- 学会論文集, A-51, 2057 (1985).
- 4) 大南正瑛, 浜田直巳, 材料, **30**, 822 (1981).
 - 5) 星出敏彦, 山田 晃, 田中啓介, 材料, **32**, 528 (1983).
 - 6) T. Hoshide and D. F. Socie, Engng Fract. Mech., **26**, 841 (1987).
 - 7) D. F. Socie, C. T. Hua and D. W. Wortherm, Fatigue Fract. Engng Mater. Struct., **10**, 1 (1987).
 - 8) J. R. Rice, P. C. Paris and J. G. Merkle, ASTM STP 536, 231 (1973).
 - 9) 星出敏彦, 山田 晃, 田中啓介, 材料, **31**, 810 (1982).
 - 10) 北川英夫, 結城良治, 日本機械学会論文集, A-41, 1641 (1975).
 - 11) 北川英夫, 結城良治, 日本機械学会論文集, A-44, 3346 (1978).
 - 12) 横堀寿光, 横堀武夫, 佐藤 清, 庄司一夫, 材料, **33**, 572 (1984).
 - 13) 横堀寿光, 横堀武夫, 石井顯治, 佐藤 清, 庄司一夫, 材料, **35**, 930 (1986).
 - 14) 北川英夫, 結城良治, 東郷敬一郎, 日本機械学会論文集, A-47, 1283 (1981).
 - 15) W. Elber, ASTM STP **486**, 230 (1971).
 - 16) 横堀寿光, 高木清寿, 横堀武夫, 阿部 明, 日本機械学会論文集, A-48, 1000 (1982).
 - 17) 星出敏彦, 田中啓介, 仲田摩智, 材料, **31**, 566 (1982).
 - 18) A. Otsuka, K. Mori and T. Miyata, Engng. Fract. Mech., **7**, 429 (1975).

書 評

“High Temperature Corrosion”

by Per Kofstad

(1988年, Elsevier Applied Science Publishers, London, 23×15 cm, 558 ページ, £ 68, 概価 ¥24 480)

一般に, 化学工業, 冶金工業, 石炭液化, 原子炉の熱負荷部, ガスタービン, ディーゼルエンジン, 焼却炉などの分野において, 材料は高温でしかも腐食環境にさらされ, 高温腐食が重大な問題になっている。高温腐食は温度と環境に依存するが, その腐食は酸化, 硫化, 金属表面の溶融塩の存在あるいはそれらの混合によって生じ, 多くの工業的な環境あるいは, プロセスでは複雑な腐食機構を伴うのが常である。したがって, 高温腐食現象並びに材料の腐食抵抗を把握し, 種々のそのメカニズムを理解すること, 種々の環境での腐食の制御, および安全な材料を開発することなどは重要である。

本書は高温腐食の主な機構を金属-気体反応として捕らえ, 酸化物を主とする無機化合物中の欠陥および拡散輸送, 反応生成物スケールでの輸送過程, 酸化, 硫化, 溶融塩腐食, 炭化などの現象並びに諸過程を多くの事例につき, 図と写真を用いて解説している。特に, 種々の腐食反応の説明と処理について詳しく記述している。その内容は第1章緒論, 第2章～4章無機化合物(主として酸化物系の化合物)での欠陥と拡散, 第5章酸化反応, 第6章～9章反応生成物のスケールを通しての拡散輸送プロセス, 第10章～11章金属の酸化反応と酸化反応の総括反応速度, 第12章クロミアとアルミナスケールの成長と性質, 第13章硫化と酸化反応が複合した腐食, 第14章ホット腐食あるいは溶融塩による腐食, 第15章炭化などスケールの成長で生じる局所的な過程を取り扱っている。

本書は高温腐食について反応生成物の熱力学的アプローチ, その状態図による説明および実際の腐食層の写真などにより説明されており, 理解しやすく, 一方, 応用面ではプロテクト・コーティングおよび熱バリアーコーティングなどについても若干ではあるが触れており参考になる。したがって, 本書は材料学, 冶金学, 腐食, 高温材料および高温技術に関連する研究者, 技術者に役に立つ。

(大阪大学工学部 荒木 孝雄)