SUS 304 鋼の高温低サイクル疲労き裂伝ぱと フラクトグラフィ[†]

小寺沢 良 一* 納 所 孝 至**

Low Cycle Fatigue Crack Propagation and Fractography of a SUS 304 Stainless Steel at Elevated Temperature

by

Ryoichi KOTERAZAWA* and Takayoshi NOSHO**

High temperature low-cycle fatigue crack propagation behaviour of SUS 304 stainless steel under typical four types of reversed loading patterns (P-P, P-C, C-P and C-C type) was investigated, and the results were discussed in the light of fracture mechanics and electron fractography. The stress intensity factor range ΔK failed to describe the crack propagation behaviour adequately. In the case of loading with tension hold (i. e. C-P and C-C type), the crack propagation rate was successfully correlated with the modified J-integral $\bar{J}$ and agreed with the static creep crack propagation rate. The crack propagation rate for all of the four types of loading was successfully correlated in terms of the cyclic J-integral range ΔJ , and it was unnecessary to separate ΔJ into ΔJ_t and ΔJ_c . The crack propagation rate for the types of loading without tension hold or with short tension hold time (i. e. P-P and P-C type, and C-P and C-C type with comparatively short tension hold time) was successfully correlated with ΔJ_t , and that long tension hold time (i. e. C-P and C-C type with comparatively long tension hold time) was successfully correlated with ΔJ_c . The fracture surfaces of the case where the crack propagation rate was correlated with ΔJ_t were predominantly transgranular fatigue type, that is, fracture morphology and correlating fracture mechanics parameter (ΔJ_t) were of the same type (fatigue type). On the other hand, those of the case where crack propagation rate was correlated with ΔJ_c were transgranular fatigue type or intergranular creep type or mixed type depending on the condition, that is, fracture morphology and correlating fracture mechanics parameter (ΔJ_c) were of different type in some cases.

There was no significant effect of creep-fatigue interaction on the crack propagation under the combined creep and fatigue conditions, and crack propagation may be assessed by a simple summation of fatigue component and creep component.

Key words: High temperature fatigue crack propagation, Fractography, Fracture mechanics, J-integral, Creep-fatigue interaction

1 緒 言

高温で使用される機器構造物の部材は、起動・停止や負荷変動に伴い大きい応力やひずみの繰返しを受けることが多い。そのため高温機器の強度設計や保守管理に関し、材料の高温低サイクル疲労の問題が重要視され、近年研究が活発に行われている。

筆者の一人らは、これまでに高温疲労き裂伝ぱ試験および高温間欠過大応力下のき裂伝ぱ試験を、片振応力下において実施し、き裂伝ぱの支配力学因子およびクリープ・疲労相互作用の検討ならびにフラクトグラフィによる破壊機構の検討を行ってきた^{1)~3)}。

しかし、上に述べたような実際問題への適用、すなわち実機の応力条件を考慮した場合、圧縮のクリープ

を含む両振応力下のき裂伝ぱも重要である。両振応力下の問題に関しては、平、大谷ら^{4),6)}、大路ら^{7),8)}、岡崎ら⁹⁾の報告があり、き裂伝ぱを繰返し数依存型と時間依存型に大別し、それらをJ積分により整理している。すなわち、1サイクルのJ積分の変化幅 ΔJ を、時間に依存しないJ積分範囲 ΔJ_t と、時間に依存し修正J積分 $\bar{J}$ の1サイクル中の時間積分として定義される ΔJ_c に分割し、これらによりき裂伝ぱ速度を整理すると、繰返し数依存形のき裂伝ぱは ΔJ_t と、時間依存形のき裂伝ぱは ΔJ_c と良い相関があるとしている。しかし、 ΔJ の ΔJ_t と ΔJ_c への分割については、 ΔJ_t と ΔJ_c の境界が明確に分けられる性質のものではないこと、分割が面倒であることなどの問題がある。

[†] 原稿受理 昭和62年12月11日 Received Dec. 11, 1987

* 正 会 員 筑波大学構造工学系 つくば市天王台, Institute of Engineering Mechanics, University of Tsukuba, Tennodai, Tsukuba

** 学生会員 筑波大学大学院(現在岡山大学工学部) つくば市天王台, Graduate Student, Institute of Engineering Mechanics, University of Tsukuba, Tennodai, Tsukuba

Fig. 1. Loading conditions and P - δ hysteresis loop.

本報では、両振繰返し応力下のき裂伝ば挙動研究の第一段階として、SUS 304 鋼につき、代表的な 4 種類の応力波形 (P-P, P-C, C-P, C-C 波形) により高温低サイクル疲労き裂伝ば試験を行い、 ΔJ を ΔJ_r , ΔJ_c に分割してき裂伝ばを取扱うことの有用性

Table I. Test conditions.

Loading condition						Symbols
	Max. stress* (MPa)	Min. stress* (MPa)	t ₁	t ₂ (sec)	t ₃	
P-P type	88	−88	5	0	0	●
	167	−167	5	0	0	○
P-C type	167	−167	5	0	2390	t ₃ ≈40 min △
C-P type	108	−140~−151	5	60	0	t ₂ =1 min ◇
	147	−184~−213	5	890	0	t ₂ ≈15 min ◆
	147	−147	5	2390	0	t ₂ ≈40 min ◆
	147	−184~−231	5	2390	0	t ₂ ≈40 min ◆
C-C type	108	−108	5	60	60	t ₂ =t ₃ =1 min ■
	108	−108	5	60	60	t ₂ =t ₃ =1 min ■
	147	−147	5	495	495	t ₂ =t ₃ ≈8 min □
	147	−147	5	1495	1495	t ₂ =t ₃ ≈25 min ■
	147	−147	5	2395	2395	t ₂ =t ₃ ≈40 min ■
	147	−147	5	7195	7195	t ₂ =t ₃ ≈2 hr ■
	147	−147	5	21595	21595	t ₂ =t ₃ ≈6 hr ■
Static	137					×

* Stress ratio $R(=\sigma_{\min}/\sigma_{\max})$ less than -1 was selected in C-P type to prevent ratchetting of specimen.

とクリープ・疲労相互作用の検討、ならびにフラクトグラフィを主体とする破壊機構の検討を行った。

2 実験方法

供試材は SUS 304 ステンレス鋼 (1050°C 溶体化処理, 引張強さ: 617 MPa, 0.2 % 耐力: 284 MPa, 伸び: 62 %) である。試験温度は 650°C, 試験片は中央切欠き板試験片 (厚さ 6 mm, 幅 30 mm, 平行部長さ 30 mm), 試験機はマイコン制御油圧サーボ疲労試験機 (電気炉加熱方式, 鷺宮製 EFH-60-6-5 型) である。

応力波形は Fig. 1(a) に示す 4 種類 (P-P, P-C, C-P, C-C 波形) で, 試験条件を Table I に示す。応力比 R は -1 であるが, C-P 波形では引張側と圧縮側とでヒステリシスループの形が異なり, 両振応力下ではき裂伝ばにともなって試験片がラチェッティングするので, 試験中随時, 圧縮荷重を微調整して閉じた p - δ ヒステリシスループを描くようにしたため, 応力比 R は -1 より小さい (約 -1.5, Table I 参照)。

き裂長さの測定には 20 倍の望遠顕微鏡を用いた。試験前に常温において疲労予き裂を $2\ell/W=0.6$ 程度まで導入し, 高温低サイクル疲労試験は, き裂長さの範囲がほぼ $2\ell/W=0.60\sim 0.73$ で行っている。試験片標点間の変位 δ は差動変圧器により検出し, 荷重 P との p - δ ヒステリシスループとして X-Y レコーダに記録した。このヒステリシスループは, 試験条件により

測定間隔はまちまちであるが, 試験中き裂伝ばにともない 10~20 回程程度測定した。このヒステリシスループから緒言で述べた破壊力学パラメータを下記のように求めた。

ΔJ : Fig. 1 (b) に示す p - δ ヒステリシスループの面積 S と次式を用い, Dowling の方法¹⁰⁾により求めた。

$$\Delta J = \Delta K^2 / E + S / (Bb) \quad (1)$$

ここに, E はヤング率, B は試験片厚さ, b はリガメント長さである。また, K の計算には次式¹¹⁾を用いた。

$$K = (P/BW) \sqrt{\pi \ell \sec(\pi \ell / W)} \quad (2)$$

ここに, P は荷重, W は試験片幅, ℓ はき

裂長さである。

J : 引張保持中の δ の増分 $\Delta\delta$ を引張保持時間 t_2 で除して δ とし, 次式により求めた。

$$J = \sigma_{\text{net}} \delta \quad (3)$$

ここに, σ_{net} は正味断面公称応力である。

ΔJ_t , ΔJ_c : 平, 大谷⁴⁾および大路⁷⁾らと同様, Fig. 1 (b)に示す面積 S_p および S_c と次式を用いて求めた。

$$\Delta J_t = \Delta K^2 / E + S_p / (Bb) \quad (4)$$

$$\Delta J_c = S_c / (2Bb) \quad (5)$$

3 実験結果と検討

3.1 き裂伝ば速度と ΔK , J , ΔJ の関係および破面観察結果

実験方法の項で述べた4種類の波形について得られたき裂伝ば速度 dl/dn を ΔK , ΔJ により, また, 引張側にクリープの生ずる C-P, C-C 波形におけるき裂伝ば速度 dl/dt を J により整理して Fig. 2, 3, 4 に示す。ここで ΔK は, き裂開口荷重以上の荷重振幅によって求めた有効応力拡大係数幅である。Fig. 2 の $dl/dn-\Delta K$ 線図において, P-P 波形 (●印) および, C-P, C-C 波形の周期の短いもの (◇, ■, □印) のき裂伝ば初期段階では ΔK とき裂伝ば速度の間に良い相関がある。Fig. 3 は $dl/dt-J$ 線図で, C-P, C-C 波形の実験点は J と良い相関があり, これらは一定荷重下のクリープき裂伝ば速度に一致している。Fig. 4 は ΔJ によるもので, 4 種類の波形に対するすべての実験点は ΔJ と良好な相関性がある。

4 種類の波形において得られた破面を Fig. 5 に示す。まず, 引張側に保持のない P-P, P-C 波形のものは粒内疲労で, ストライエーションが全面にわたってみられる (Fig. 5 (a), (b))。つぎに引張側にのみ保持のある C-P 波形においては, 引張保持時間の短いもの (1 分) は上と同様, Fig. 5 (c) のように粒内疲労でストライエーションが全面にわたってみられたが, 引張保持時間の長いもの (約 40 分) は Fig. 5 (d) のように

粒界クリープ破壊であった。これに対して引張圧縮いずれにも保持のある C-C 波形においては, 引張保持時間が短いもの (1 分) において粒内疲労でストライエーションが全面にわたってみられる (Fig. 5 (e)) のみならず, 引張保持時間が長いもの (約 40 分) も主に粒内疲労破壊であった (Fig. 5 (f))。引張保持時間が更に長くなると, 約 2 時間で粒内疲労破壊と粒界クリープ破壊の混在した破面 (Fig. 5 (g)) になり, 約 6 時間では全面粒界クリープ破壊になった (Fig. 5 (h))。

3.2 き裂伝ば速度と ΔJ , ΔJ_t , ΔJ_c の関係 (ΔJ の ΔJ_t , ΔJ_c への分割の意義)

ΔJ を ΔJ_t と ΔJ_c に分割してき裂伝ば速度を扱う方法について検討するために, き裂伝ば速度を ΔJ_t , ΔJ_c により整理してそれぞれ Fig. 6, 7 に示す。Fig. 6 は $dl/dn-\Delta J_t$ 線図で, P-P 波形 (●, ○印), P-C 波形 (△印), C-P, C-C 波形の周期の短いもの (◇, ■, □印) はき裂伝ば速度との間に良い相関が得られている。Fig. 2 の $dl/dn-\Delta K$ 線図において, これらのデータのうち ΔJ_t に占める弾性成分と塑性成

Fig. 3. Crack propagation rate dl/dt as a function of modified J integral J .

Fig. 2. Crack propagation rate dl/dn as a function of stress intensity factor range ΔK .

Fig. 4. Crack propagation rate dl/dn as a function of cyclic J integral range ΔJ .

Fig. 5. Fracture surface of specimens tested under various loading conditions.

分の比の値が0.4程度までのものは ΔK と良い相関が得られているが、 ΔJ_i で整理するとその比の値が10程度のもの(△印)も良い相関が得られる。Fig. 7はC-P, C-C波形のき裂伝ば速度を ΔJ_c で整理したも

ので、それらの実験点は ΔJ_c も良い相関がある。Fig. 6, 7 には大谷⁶⁾、大路⁸⁾による結果 (SUS 304 鋼, 650°C, $R=-1$) も示している。Fig. 6 における P-P 波形 (●, ○印), P-C 波形 (△印), C-P, C-C 波形の周期の短いもの (◇, ■, □, □印), および Fig. 7 の $dl/dn-\Delta J_c$ 関係はそれらにほぼ一致している。

ΔJ を ΔJ_f と ΔJ_c に分割してき裂伝ば速度を整理する方法は、以上の結果によると妥当な手段であるように見える。しかし、 ΔJ_f と ΔJ_c の境界 (塑性変形とクリープ変形の境界) は明確に分けられる性質のものでなく (例えば負荷速度によりその境界が変る), これらの分割は人為的で物理的意味が曖昧であり、また、分割が面倒であるなどの問題がある。分割しなくてもき裂伝ばを評価できればより簡単に扱いやすい。Fig. 8 は上で述べた大谷⁶⁾、大路^{7), 8)}による結果を ΔJ に計算直し、本実験の結果と共に示したものである。

ΔJ_f , ΔJ_c から ΔJ への換算式は、 $R=-1$ では S

Fig. 6. Crack propagation rate dl/dn as a function of fatigue J integral range ΔJ_f .

Fig. 7. Crack propagation rate dl/dn as a function of creep J integral range ΔJ_c .

Fig. 8. Crack propagation rate dl/dn as a function of cyclic J integral range ΔJ .

$= S_f + S_c$ であるから、

$$\Delta J = \Delta J_f + 2\Delta J_c \quad (6)$$

となり、 $R < -1$ では $S = S_f + (1-R)S_c/2$ であるから^{*1}

$$\Delta J = \Delta J_f + (1-R)\Delta J_c \quad (7)$$

となる。すべての実験結果は $1/2 \sim 2$ 倍の範囲にほぼ収まっている。このように、 ΔJ を ΔJ_f と ΔJ_c に分割しなくても、 ΔJ 自体とき裂伝ば速度の間に良い相関関係がある。なお、 ΔJ_c は J の 1 サイクル当りの時間積分値として定義されるため、 $dl/dt-J$ 線図 Fig. 3 と $dl/dn-\Delta J_c$ 線図 Fig. 7 は内容的に同じ図であり (J , ΔJ_c はそれぞれ近似的に、単位時間当りあるいは 1 サイクル当りのクリープひずみの増加量に対応するため、これに対するき裂伝ば速度は単位時間当りのき裂伝ば量 dl/dt , あるいは 1 サイクル当りのき裂伝ば量 dl/dn が対応し、いずれもクリープひずみとき裂伝ば速度の関係を示す図である), J とき裂伝ば速度の間に良い相関があれば ΔJ_c とき裂伝ば速度の間にも良い相関が得られる。

Fig. 9 は今回の C-P, C-C 両波形の結果について、き裂成長が観察された $\Delta J_c/\Delta J_f$ の比の範囲と破面様相並びにき裂伝ば速度と良い相関の得られた力学パラメータとの関係を示したものである。いずれの波形においても $\Delta J_c/\Delta J_f \approx 0.15$ を境にしてそれ以下では ΔJ_f と ΔJ_c のいずれとも良い相関が得られ、それ以上では ΔJ_c のみと良い相関が得られており、き裂伝ばの支配力学パラメータに遷移が生じている。一方、破面

*1 式の導出は付録に示す。

*2 大路の実験によると、 $\Delta J_f/\Delta J_c \approx 0.015$ 以下においてき裂伝ば速度が ΔJ_f のみと良い相関の得られる場合があり、それ以上ではこの比の値の増加に伴って ΔJ_f , ΔJ_c のいずれとも良い相関の得られる領域を経てから ΔJ_c のみと良い相関の得られる領域に遷移している。今回は $\Delta J_f/\Delta J_c = 0.05$ 以上の実験であり、0.15 以下の領域はき裂伝ば速度が ΔJ_f のみと良い相関の得られる領域と ΔJ_c のみと良い相関の得られる領域の中間領域であると思われる。この比の値を更に小さくすれば ΔJ_f のみの良い相関が得られるものと思われる。

Fig. 11. Acceleration ratio R_{ac} as a function of net section stress σ_{net} .

のき裂伝ばの加速率 R_{ac} として Fig. 11 に示す。^{*3}
 $R_{ac}=1$ はクリープと疲労の相互作用がないことを意味する。実験結果は $R_{ac}=0.5\sim 3$ 程度の範囲にほぼ収まっており、クリープと疲労の顕著な相互作用は見られない。クリープ・疲労相互作用が顕著に現れる場合としては、長時間の低応力負荷（1～12 時間）中に間欠的に極めて短時間（10 秒程度の過大応力を加える間欠過大応力条件³⁾があるが、今回の実験条件の範囲では上記のように、線形加算則によりき裂伝ばを評価して大きな誤りはないとみられる。

4 結 言

SUS 304 鋼を用い、650°C、 $R=-1$ において代表的な 4 種類の繰返し応力波形（P-P、P-C、C-P、C-C 波形）により疲労き裂伝ば試験を行い、以下の結論を得た。

(1) き裂伝ば速度と ΔJ の間に良好な相関性が得られ、 ΔJ を ΔJ_i 、 ΔJ_c に分割してき裂伝ば速度を整理する必要はなかった。

(2) 引張保持がないかあるいは短いもの（P-P、P-C 波および C-P、C-C 波形の引張り保持時間の短いもの）は、 ΔJ_i と良い相関が得られ、その破面形態は粒内疲労で力学パラメータと破壊様式が対応した。引張保持時間の長いものは ΔJ_c と良い相関が得られたが、その破面形態は条件により粒内疲労、あるいは粒界クリープ、あるいは粒内疲労と粒界クリープの混合型で、必ずしも力学パラメータと破壊様式が対応しなかった。

(3) クリープと疲労の顕著な相互作用はなく、線形加算則によりこの種のき裂伝ばを評価できる。

終わりに、本実験に協力された筑波大学大学院生村

*3 Fig. 10 は、 R_{ac} を正味断面公称応力 σ_{net} に対して図示しているが、この場合き裂長さが異なれば σ_{net} が同じでも J 値が異なり、この点が問題になる。今回の研究では大部分の試験はほぼ同じき裂長さの範囲（21=18～22 mm）で行っている。一部この範囲に入らないデータには（ ）を付して示している。

上壽一（実験当時）、向井義陽、小谷恵生、破面解析に協力された新潟大学工学部小沼静代、筑波大学学生千葉令恵（実験当時）の諸氏に感謝の意を表する。また本研究には昭和60、61年度文部省科学技術研究費補助金（一般研究 C）の援助を得た。付記して謝意を表する。

付録 $R<-1$ における S 、 S_p 、 S_c 関係

Fig. 12 に C-P 波形のヒステリシスループを示す。この種の試験ではき裂開口を生じることがあり、図中の G 点がき裂開口点で、B 点がき裂開口点とみなされる ΔJ を求めるための面積 S は $S=S_p+\Delta BCD$ である。¹⁰⁾ 本実験において、図に示すようにき裂開口が生じたが閉口荷重 P_{min}' は最大圧縮荷重 P_{min} にはほぼ等しく、 ΔBCD の面積と四角形 CDEF の面積（ S_c ）の関係は、応力比 $R(=P_{min}/P_{max})$ を用いると $\Delta BCD \approx (1-R)S_c/2$ である。したがって、 $S \approx S_p + (1-R)S_c/2$ となる。

Fig. 12. A schematic illustration of hysteresis loop under C-P type loading.

（昭和61年12月10日 第24回高温強度シンポジウムにて講演）

参 考 文 献

- 1) 小寺沢良一、西川義富美、森 時彦、材料、**27**, 92 (1978).
- 2) 小寺良一、森 時彦、中井友充、材料、**29**, 592 (1980).
- 3) 小寺沢良一、森 時彦、材料、**27**, 1178 (1978).
- 4) 平 修二、大谷隆一、北村隆行、山田勝彦、材料、**28**, 414 (1978).
- 5) S. Taira, R. Ohtani, T. Komatsu, J. Eng. Mater. Technol., **101**, 162 (1979).
- 6) 大谷隆一、山田勝彦、柏木隆文、松原弘明、日本機械学会論文集、**48**, 1378 (1982).
- 7) 大路清嗣、小倉敬二、久保司郎、斎藤英文、福本雅弘、材料、**33**, 145 (1984).
- 8) 大路清嗣、久保司郎、山河 昇、久利俊文、日本機械学会論文集、**50**, 1218 (1984).
- 9) 岡崎正和、小岩不二男、服部一郎、小泉 堯、材料、**32**, 645 (1983).
- 10) N.E. Dowling, ASTM STP 601, 19 (1976).
- 11) H. Tada, G. Irwin and P. Paris, "The stress Analysis of Cracks Handbook", 2, 2 (1973).
- 12) 大路清嗣、小倉敬二、久保司郎、日本機械学会論文集、**44**, 1831 (1978).