インコネル 718 の時間依存性疲労き裂伝ばに及ぼす 小規模クリープから大規模クリープへの遷移の影響†

北 村 隆 行* 新 田 明 人* 桑 原 和 夫*

Effect of Transition from Small Scale Creep to Large Scale Creep on Time-Dependent Fatigue Crack Propagation in Inconel 718

by

Takayuki KITAMURA, Akito NITTA and Kazuo KUWABARA

(Central Research Institute of Electric Power Industry, Komae)

In order to investigate the effect of the transition from small scale creep (SCC) to large scale creep (LSC) on the behavior of time-dependent fatigue crack propagation, stress-controlled fatigue crack propagation tests were carried out at 923 K under trapezoidal stress waveforms on Inconel 718 in which such a transition was expected to occur.

The results obtained were summarized as follows:

(1) Grain-boundary facets were observed on the fracture surface in all cases. This indicates that the crack propagation proceeds by creep fracture.

(2) The crack propagation rate, dl/dt , could not be correlated with the stress intensity factor. Also, the steady state creep J integral, J_s^* , was not a good parameter to represent dl/dt . These findings were associated with the effect of the transition from SCC to LSC on the crack propagation behavior.

(3) As a new parameter giving a good correlation with dl/dt , the time-averaged creep J integral, J_t^* , was proposed. It was defined as follows:

$$J_t^* = \left(\int_0^{t_H} J^* dt \right) / t_H$$

where t_H : tensile stress hold-time, and

J^* : creep J integral under the transition from SCC to LSC.

(4) The dl/dt vs. J_t^* relation obtained in the time-dependent fatigue coincided with the dl/dt vs. J_s^* relation in static creep under the LSC condition.

(Received Aug. 18, 1983)

キー・ワード: インコネル718, 時間依存性疲労, き裂伝ば, 小規模クリープ, 大規模クリープ

1 緒 言

我々は、前報¹⁾においてガスタービンディスク用として鍛造されたインコネル718の高温低サイクル疲労き裂伝ばについて検討し、以下の点を明らかにした。

(1) 同材の高温疲労き裂伝ばは、繰返し数依存の伝ば挙動を示すPタイプ疲労(繰返し数依存性疲労)き裂伝ばと時間依存の伝ば挙動を示すCタイプ疲労(時間依存性疲労)き裂伝ばに大別できる。

(2) Pタイプ疲労におけるき裂伝ば速度 dl/dN は応力拡大係数範囲と比較的良好な対応関係を示す。

(3) Cタイプ疲労では、き裂伝ばに対して小規模ク

リープから大規模クリープへの遷移が大きな影響を及ぼしている。

ところで、き裂材の小規模クリープから大規模クリープへの遷移については、解析による検討が進められており、^{2,3)} き裂先端近傍の応力場、ひずみ速度場を代表するクリープJ積分値は、遷移条件下の方が定常状態より大きくなることが明らかにされている。ところが、実験によりき裂伝ばに及ぼす遷移の影響を検討したもの^{4,5)}はほとんどない。

そこで、本研究ではインコネル718を用いて、広範囲な試験条件の下でCタイプ疲労き裂伝ば試験を実施し、遷移下におけるき裂伝ば速度の支配力学的量について検討した。

† 原稿受理 昭和58年8月18日

* 正 会 員 (財)電力中央研究所 狛江市岩戸北

Table I. Chemical compositions and heat treatment conditions.

Material	Composition (wt%)														
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Co	Al	Ti	Nb+Ta	B	Fe
A	0.043	0.17	0.06	0.003	0.002	0.02	52.36	18.03	3.05	0.09	0.56	0.86	5.23	0.0046	Bal.
B	0.04	0.05	0.06	<.002	0.004	0.01	53.25	18.19	3.10	0.01	0.46	1.02	5.30	0.005	Bal.

Material	Heat treatment condition	
	Solution treatment	Aging
A	1263 K×1 h (oil cooling)	991 K×8 h (cooling rate=55 K/h)+894 K×8 h (air cooling)
B	1253 K×1 h (water cooling)	993 K×8 h (cooling rate=55 K/h)+893 K×8 h (air cooling)

Table II. Mechanical properties.

Material	Tensile properties								Stress rupture			Brinell hardness	Grain size number
	T=R. T.				T=923 K				T=923 K, $\sigma=637$ MPa				
	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)	t_r (h)	δ (%)	ϕ (%)	HB	
A	1 187	1 412	19	31	1 000	1 147	16	22	163.3	17.7	27.4	429	8-9
B	1 147	1 344	19.5	31	951	1 098	15	28	114.8	7.0	12.9	401-415	4-5

2 試験方法

2.1 供試材および試験片

供試材は、粒径の異なる二種類の鍛造 Ni 基超合金 IN 718 (A材: 細粒, B材: 粗粒) である。それらの化学組成と熱処理条件を Table I に、機械的性質を Table II に示す。両材の 923 K におけるヤング率 E は 1.65×10^5 MPa であり、クリープにおける応力 σ [MPa] と最小ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{\min}$ [h^{-1}] の関係は次式のようにになった。

$$\dot{\epsilon}_{\min} = B\sigma^n = 1.22 \times 10^{-46} \sigma^{15.0} \quad (1)$$

Fig. 1. Shapes and dimensions of specimens.

また、B材の 923 K における引張試験結果より塑性ひずみ ϵ_{pl} と応力 σ の関係は次式のようにになった。

$$\epsilon_{pl} = A\sigma^m = 5.86 \times 10^{-46} \sigma^{14.3} \quad (2)$$

試験片は、Fig. 1 に示す薄肉中空円筒試験片であり、平行部中央に 0.8 mm 径の円孔切欠きを設けている。なお、Fig. 1 上図は疲労試験機用試験片で、伸び測定用アタッチメントが切欠きを含む試験片軸方向 (G. L. = 10 mm) にスポット溶接されている。これに伸び計を押しあてて軸方向変位を測定した。また、Fig. 1 下図はクリープ試験機用試験片を示している。

2.2 試験装置および試験条件

試験装置は、高周波誘導加熱の電気油圧サーボ方式疲労試験機と縦割炉を有する単一レバー式クリープ試験機を用いた。前者では、応力比 $R = -1$ で応力保持時間 t_H が 1 時間以下の試験を実施し、き裂長さは試験中随時測定した。一方、後者では、ジャッキを用いて負荷・除荷を行い、 t_H が 24 時間以上の片振り ($R = 0$) の試験を実施した。この場合には、任意の繰返し数の応力保持終了時に試験を中断してき裂長さを測定した。なお、いずれもき裂長さの測定には測微顕微鏡を用いた。

また、き裂伝ば速度 dl/dt は、き裂半長 l 繰返し数 N 曲線の接線のこう配より dl/dN を求め、次式より評価した。

$$dl/dt = (dl/dN)/t_H \quad (3)$$

ただし、静クリープの dl/dt は、き裂半長 l 時間 t 曲

Fig. 2. Stress waveforms.

Table III. Test conditions.

Material	Test No.	Stress wave from	σ_{max} (MPa)	R	t_a (s)	t_b (s)	t_H (h)	Tester*
A	CC11	CC	441	-1	1	1	10/60	F
	CC12	CC	490	-1	1	1	10/60	F
	CC13	CC	490	-1	1	1	1/60	F
	CC14	CC	490	-1	1	1	1	F
B	CP 1	CP	392	-1	1	1	10/60	F
	CP 2	CP	441	-1	1	1	10/60	F
	CC 1	CC	441	-1	1	1	10/60	F
	CC 2	CC	490	-1	1	1	10/60	F
	CC 3	CC	490	-1	1	1	1/60	F
	CC 4	CC	490	-1	1	1	1	F
	C 1	C	490	0	—	—	24	C
	C 2	C	490	0	—	—	160	C
	C 3	C	520	0	—	—	48	C
	S 1	Static creep	637	0	—	—	—	F

* F: Fatigue testing machine.
C: Creep testing machine.

線の接線のこう配より直接求めた。
試験はすべて 923K, 大気中, 公称応力制御で行い, 応力波形としては Fig. 2 に示す三種類の波形を用いた。試験条件は, Table III に示すように, 応力波形, 応力保持時間等を系統的に組合せており, 特に $\sigma_{max}=490$ MPa では t_H を 1 分から 160 時間まで広範囲にとっている。なお, 静クリープ試験は疲労試験機により中断することなく行った。
また, 試験終了後, 走査型電子顕微鏡により破面観

察も行った。

3 試験結果

Fig. 3 に破面写真の一例を示す。本試験範囲内では破面上に明りょうな粒界ファセットが認められ, クリープによりき裂が伝ばしたことを示している。また, Fig. 4 に応力保持時間 $t_H=10$ 分における荷重 P と変位 V のヒステリシス・ループを示す。応力保持時間中のクリープ変形は非常に小さく, き裂先端近傍にクリープ変形が集中していることを示唆している。

Fig. 3. Fractograph at $l=1.0$ mm in CC 1.

Fig. 4. Load-displacement curve at $l=1.0$ mm in CC 1.

- つぎに, き裂伝ば速度 dl/dt と最大応力拡大係数 K_{max} の関係を Fig. 5 に示す。図より分ることを, 簡条書きに整理すると以下のようなになる。
- (1) dl/dt は K_{max} によって統一的に整理することはできない。
 - (2) 引張応力保持時間 t_H が 10 分の試験結果 (CP 1, 2, CC 1, 2, 11, 12) に着目すると, dl/dt は K_{max} と良い対応関係を示している。
 - (3) 引張保持応力 σ_{max} が 490 MPa の試験結果

(CC 2, 3, 4, 12, 13, 14, C 1, 2) に着目すると, t_H (4) CP 波形と CC 波形の dl/dt は, ほぼ一致して
が長くなるとともに dl/dt は小さくなっている。 いる。

Fig. 5. Relationship between crack propagation rate, dl/dt , and maximum stress intensity factor, K_{max} .

Fig. 6. Relationship between crack propagation rate, dl/dt , and steady state creep J integral, J_s^* .

(5) A 材の dl/dt は, 同一条件下における B 材の dl/dt とほぼ一致しているが, 詳細にみると前者は後者より多少小さい。

(4)および(5)については, すでに前報で述べているので参照されたい。

さて, 小規模クリープから大規模クリープへの遷移条件下においては, き裂先端近傍の応力場の強さはほぼ (K_{max}^2/t) の $1/(n+1)$ 乗に比例することが報告されている。つまり, 時間 t が一定の場合には, 応力場の強さは $K_{max}^{2/(n+1)}$ に比例し, K_{max} が一定の場合には, それは $t^{1/(n+1)}$ に反比例することになる。上述の(2)および(3)における dl/dt の傾向は, この応力場の強さの傾向と定性的に一致している。Fig. 3 および Fig. 4 に示した破面形態やヒステリシス・ループを考え合えると, き裂伝ばに遷移が大きな影響を及ぼしていることが分る。

つぎに, Fig. 6 に dl/dt と定常クリープ J 積分 J_s^* の関係を示す。ただし, J_s^* は次式により評価した。

$$1/J_s^* = 1/J_{sd}^* + 1/J_{ss}^* \quad (4)$$

$$J_{sd}^* = c_d \sigma_{net} \dot{\epsilon}_{net} b \quad (5)$$

$$J_{ss}^* = c_s \sigma_{net} \dot{\epsilon}_{net} l \quad (6)$$

$$c_d = 4\pi / \{(\pi^2 - 4)\sqrt{n}\} \quad (7)$$

$$c_s = \pi(n\pi/2)^{(n-1)/(2n-1)} \quad (8)$$

なお, σ_{net} は正味断面保持応力, $\dot{\epsilon}_{net}$ は $B\sigma_{net}^n$ で与えられるクリープひずみ速度, b はリガメント長さ, l はき裂半長, n はクリープ指数である。Fig. 6 より, dl/dt - J_s^* 関係の傾向は, 前述の dl/dt - K_{max} 関係の傾向と良く似ていることが分る。しかし, 詳細にみると, t_H が 10 分の試験結果のみに着目しても dl/dt は J_s^* と良い対応関係を示していない。 J_s^* が, き裂先端近傍の応力場の強さを表し得るのは, 大規模クリープ条件下だけであることを考慮すると, Fig. 6 の結果も遷移の影響があることを示していることになる。

そこで, 次節では, 遷移条件下のき裂伝ば速度を整理できるパラメータについて考察する。

4 考 察

き裂材の小規模クリープから大規模クリープへの遷移挙動については, 大路ら²⁾および Riedel ら³⁾が解析による詳細な検討を行って

おり, それによると, 応力負荷のき裂先端近傍の応力場 σ_{ij} およびひずみ速度場 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は次のように表される.

$$\sigma_{ij} = \{J^*/(IBr)\}^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta) \quad (9)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij} = B\{J^*/(IBr)\}^{n/(n+1)} \tilde{\epsilon}_{ij}(\theta) \quad (10)$$

ただし, B と n は材料定数 (式(1)参照), I は n に依存する定数, r と θ はき裂先端を原点とし, き裂伝ば方向を始線とする極座標, $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta)$ と $\tilde{\epsilon}_{ij}(\theta)$ は θ に依存する固有関数である. また J^* は次式で定義されるクリープ J 積分である.

$$(i) \quad t \leq t_{lr} \text{ のとき } J^* = J_{lr}^* \quad (11)$$

$$(ii) \quad t > t_{lr} \text{ のとき } J^* = J_s^* \quad (12)$$

なお, t は負荷後の経過時間, t_{lr} は遷移時間, J_{lr}^* は遷移クリープ J 積分, J_s^* は定常クリープ J 積分である. J_{lr}^* と t_{lr} は次式より求められる (平面応力).

$$J_{lr}^* = K_{\max}^2 / \{(n+1)E(t+t_{pl})\} \quad (13)$$

$$t_{lr} = K_{\max}^2 / \{(n+1)EJ_s^*\} - t_{pl} \quad (14)$$

ここで, t_{pl} は塑性ひずみの影響を表す特性時間であり, 次のように表される.

$$t_{pl} = A / \{(n+1)B\} \quad (15)$$

本供試材では, 式(1), (2)および(15)より t_{pl} は約18分となった^{*1}. また, t_{lr} は Fig. 7 に示すようになった. 同図より, $\sigma_{\max} = 490$ MPa では, t_{lr} は 8~20 時間程度である. 一方, 本試験の $\sigma_{\max} = 490$ MPa における応力保持時間 t_H は 1 分~160 時間であり, t_H/t_{lr} 値は 0.001~20 程度の広い範囲となっている.

さて, 上述の遷移条件下における J^* の時間的な変化を考慮して, 次式で定義される時間平均クリープ J 積分 (time-averaged creep J integral) J_i^* を考える.

$$J_i^* = \left(\int_0^{t_H} J^* dt \right) / t_H \quad (16)$$

J_i^* は引張応力保持期間中の J^* の平均的な大きさを表すパラメータであり, $t_H \ll t_{pl}$ の場合には, J_i^* は $K_{\max}^2$ にほぼ比例し, $t_H \gg t_{lr}$ の場合には, J_i^* は J_s^* に漸近する. また, 式(11)~(14)を式(16)に代入すると, J_i^* は次式により求まる.

(i) $t \leq t_{lr}$ のとき

$$J_i^* = K_{\max}^2 \ln(1 + t_H/t_{pl}) / \{(n+1)Et_H\} \quad (17)$$

(ii) $t > t_{lr}$ のとき

$$J_i^* = K_{\max}^2 \{ \ln(1 + t_{lr}/t_{pl}) + (t_H - t_{lr}) / (t_{lr} + t_{pl}) \} / \{(n+1)Et_H\} \quad (18)$$

*1 A 材の t_{pl} は不明であるが, ここでは A 材の t_{pl} も 18 分として以下の議論を進めた.

Fig. 7. Transient time from small scale creep to large scale creep.

Fig. 8. Relationship between crack propagation rate, dl/dt , and time-averaged creep J integral, J_i^* .

式(17)および(18)より求めた J_i^* とき裂伝ば速度 dl/dt の関係を Fig. 8 に示す. 図より, dl/dt は負荷条件によらず J_i^* により統一的に整理できることが分る. 換言すると, J_i^* は遷移の進行度 (t_H/t_{lr}) によらず, dl/dt

と一価関係を有することになる。また、図には静クリープ (S1, $\sigma_{\max}=637$ MPa) における $dl/dt-J_i^*$ 関係も示す。C タイプ疲労の $dl/dt-J_i^*$ 関係は、静クリープの $dl/dt-J_i^*$ 関係に一致している。本試験片の初期切欠き (弾性応力集中係数 $K_t=2.94$) の応力 637 MPa における小規模クリープから大規模クリープへの遷移時間は約 0.64 時間であるのに対し、S1 ではき裂発生 (切欠き底からのき裂長さが約 0.1 mm になった時点) までは 60 時間以上を要しており、S1 ではき裂は大規模クリープ条件下で伝ばしたと考えられる。つまり、S1 では $J_i^*=J_s^*$ であることになり、Fig. 8 は J_i^* が小規模クリープ領域から大規模クリープ領域の広い範囲で有効であることを示している。

5 結 言

インコネル 718 を用いて、小規模クリープから大規模クリープへの遷移条件下の C タイプ疲労 (時間依存性疲労) き裂伝ば試験を実施し、き裂伝ば速度 dl/dt と破壊力学パラメータの関係について検討した。得られた結果を要約すると以下のようになる。

(1) 破面は粒界破壊を呈し、クリープでき裂が伝ばしたことを示した。また、応力保持時間 t_H が短い試験では、保持時間中に生じるクリープ変形は小さく、き裂先端近傍にクリープ変形が集中していることを示した。

(2) dl/dt は最大応力拡大係数 $K_{\max}$ や定常クリー

プ J 積分 J_s^* と良い対応関係を示さなかった。これは、小規模クリープから大規模クリープへの遷移に起因している。

(3) 遷移条件下のクリープ J 積分の時間平均値として定義される時間平均クリープ J 積分 J_i^* を提案した。 dl/dt は J_i^* と良い対応関係を示した。

(4) C タイプ疲労き裂伝ばにおける $dl/dt-J_i^*$ 関係は、大規模クリープ下の静クリープき裂伝ばにおける $dl/dt-J_s^*$ 関係と一致した。

(昭和 58 年 6 月 22 日 第 2 回破壊力学シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 桑原和夫, 新田明人, 北村隆行, 材料, **32**, 657 (1983).
- 2) 大路清嗣, 小倉敬二, 久保司郎, 材料, **29**, 465 (1980).
- 3) H. Riedel and J.R. Ricce, ASTM STP 700, 112 (1980).
- 4) A. Sexena, R.S. Williams and T.T. Shih, ASTM STP 743, 86 (1981).
- 5) 西門 徹, 大路清嗣, 久保司郎, 真鍋康夫, 日本機械学会講演論文集, No. 834-2, p. 110 (1983).
- 6) 大路清嗣, 小倉敬二, 久保司郎, 日本機械学会論文集, A-47, 400 (1981).
- 7) 久保司郎, 大路清嗣, 日本材料学会第 31 期学術講演会前刷, p. 261 (1982).
- 8) 北村隆行, 新田明人, 桑原和夫, 日本材料学会第 32 期学術講演会前刷, p. 299 (1983).