

<論 文>

STS 316 鋼의 高温低사이클 疲勞強度와 破壞舉動에 미치는 크리이프-疲勞 相互作用의 影響

吳世旭* · 李圭用** · 金重完* · 文武卿***

(1984年 8月 11日 接受)

Effect of Creep-Fatigue Interaction on High Temperature Low Cycle Fatigue Strength and Fracture Behavior of STS 316 Stainless Steels

Sae-Wook Oh, Kyu-Yong Lee, Joong-Wan Kim and Moo-Kyueng Moon

Abstract

Fully reversed push-pull low cycle fatigue tests under strain control of trapezoid cyclic mode have been conducted in air at temperature of 550°C and with frequency of 0.5 cpm on the domestic stainless steel STS 316 after solution treatment for 1 hour at 1100°C.

As an experimental equipment for high temperature fatigue tests, an electric servo-hydraulic fatigue machine(Instron model 1350) was used. This paper presents the effects of creep hold time and plastic strain range on push-pull high temperature low cycle fatigue life and fracture behavior. The fracture surfaces were observed by means of the scanning electron microscope.

The results are as follows.

- (1) The fatigue life decreases with increase of the plastic strain range under equal hold time and also decreases as the hold time is getting longer.
- (2) The frequency modified damage function can predict fatigue life by incorporating a variation of Coffin's frequency modified approach into damage function.
- (3) The ratios of creep damage and fatigue damage can be calculated by using the linear accumulation damage concept and the ratio of creep damage increases as the hold time is getting longer.
- (4) At the creep hold time of 5 minutes and the strain range of 2.0%, the fracture mode was intergranular fracture and striations were hardly observed. In this case, the intergranular cracking was originated in void type (' γ ' type) cracking.

*正會員, 東亞大學校 工科大學 機械工學科

**正會員, 釜山水產大學 工學部

***正會員, 東亞大學校 大學院

1. 序 論

産業發展에 기여하는 尖端科學技術의 開發과 더불어 가속한 霧圍氣下에서 사용되는 機械裝備들이 증가하고 있다. 高溫에서 空氣 및 液體 또는 가스 霧圍氣下에서 사용되는 機械材料들은 耐酸化性和 耐蝕성이 양호해야 하고 충분한 高溫強度를 가져야 한다. 이에 따라 高溫에서 사용되는 材料에 대하여 사용 목적에 따른 霧圍氣 및 各 負荷形式에 의한 高溫疲勞強度에 관한 많은 實驗이 요청되고 있다. 이러한 集積된 資料들은 高溫에서 사용되는 機械構造物의 最適設計를 위하여 이용될 것이다. 이와 같은 문제와 관련하여 현재 널리 사용되고 있는 오오스테나이트系 스테인레스鋼의 高溫強度에 관한 研究는 중요한 과제로서 광범위하게 研究되고 있다⁽¹⁻⁶⁾. 오오스테나이트系 스테인레스鋼에 대한 高溫에서 크리이프, 疲勞, 크리이프-疲勞 相互作用下의 高溫強度와 破壞舉動 및 高溫疲勞壽命은 變形率幅, 應力幅, 溫度, 霧圍氣 및 크리이프 維持時間의 길이 등에 의하여 크게 영향을 받는다⁽¹⁾. 疲勞사이클 중 각각의 負荷形式에 維持時間을 삽입하면 疲勞壽命이 뚜렷이 감소한다는 것이 알려져 있다⁽²⁾. Manson 은 變形率幅 분할법에 의한 壽命評價法을 제안하였고⁽³⁾, Coffin 은 週期를 變數로 도입하여 高溫低사이클의 速度效果를 평가하였다⁽⁴⁾. 또한 Ostergren 은 새로운 壽命推定法로서 損傷函數를 정의하고⁽⁵⁾, 維持時間效果를 포함하는 周波數修正損傷函數를 제안하였으며⁽⁶⁾, Uduguchi 등은 累積損傷概念을 도입하여 크리이프損傷과 疲勞損傷을 조합하여 維持時間效果를 대기중이나 진공중에서 綜合적으로 정리하는 것이 가능하다고 주장하였다⁽¹⁾.

국내에서는 오오스테나이트系 스테인레스鋼의 高溫低사이클 疲勞 또는 크리이프 維持時間의 干涉에 의한 變形率制御下의 疲勞壽命에 미치는 영향에 관한 研究는 別로 없었으나, 최근에 많은 관심을 가지게 되었

다⁽⁷⁻¹²⁾. 著者の 한사람은 STS 316 鋼의 高溫低사이클 疲勞強度에 미치는 反復速度⁽⁷⁾, 粒界析出物⁽⁸⁾ 및 溫度⁽⁹⁾의 效果를 變形率制御에 의하여 實驗報告한 바 있었고, 이어서 同鋼의 高溫크리이프 強度 및 破壞舉動에 미치는 時効處理⁽¹⁰⁾, 結晶粒徑⁽¹¹⁾ 및 高溫依存性⁽¹²⁾ 등의 효과에 관하여 實驗報告한 바 있다. 그러나 低사이클 高溫疲勞에 있어서는 溫도와 反復速度에 따라서 크리이프 效果가 混存하게 되어 疲勞壽命을 감소시키는 效果가 발생하므로^(4,7) 疲勞-크리이프 相互作用下의 疲勞壽命 豫測과 破壞舉動을 명백히 할 必要性이 있다.

本 研究는 오오스테나이트系 STS 316 스테인레스鋼에 대하여 溫度 550°C의 大氣中에서, 變形率制御에 의한 引張-壓縮에 크리이프 維持時間을 갖는 高溫低사이클 疲勞試驗을 하여 變形率幅 및 크리이프 維持時間이 疲勞壽命에 미치는 영향과 破斷面을 走査型 電子顯微鏡으로 관찰하여^(13,14) 크리이프-疲勞 相互作用이 疲勞破斷面에 미치는 크리이프 效果를 實驗 考察하였다.

2. 實驗方法

2.1. 試驗片

本 實驗에 사용한 素材는 國內產 오오스테나이트系 STS 316 스테인레스鋼이며, 이를 1100°C에서 1時間 維持시켜 수증급냉하여 溶體化 處理하였다. 素材의 화학적 성분 및 실온에서의 기계적 성질은 Table 1 및 Table 2와 같다. 試驗片은 溶體化 處理材를 모방선반을 사용하여 Fig. 1의 형상으로 가공하였다.

Table 1 Chemical composition(wt. %)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
0.050	0.470	1.180	0.026	0.016	11.500	16.380	2.430

Table 2 Mechanical properties of the test materials

	Tensile strength (kgf/mm ²)	Yield strength (kgf/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)	Hardness (Hv, 100 grf)
Raw materials	74.9	59.1	40.8	73.6	258
Solution* materials	56.1	26.8	55.9	81.6	187

* : Solution treated at 1100°C for 1 hr.

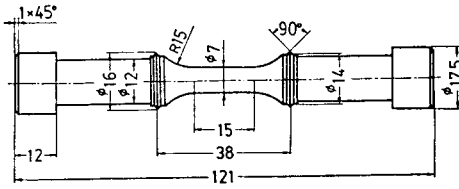


Fig. 1 Configuration of the specimen(mm)

2.2. 實驗方法

實驗裝置는 分割形 傍熱式 加熱爐를 갖춘 電氣·油壓 서어보식 疲勞試驗機(Instron model 1350)를 사용하였다.

本 實驗은 오오스테나이트系 스테인레스鋼의 銳敏化 溫度 범위인 550°C의 高溫에서 周波數 0.5 cpm의 反復速度로써(7) 全變形率幅과 크리이프 維持時間을 Table 3과 같이 변화시켜 실험하였다. 시험편에 가해지는 제어파형은 兩振引張·壓縮사다리꼴 파형이며 彈性變形率과 塑性變形率은 X-Y 記錄計上的 履歷曲線에서 산출하였다(8). 疲勞壽命은 사이클 中の 引張應力이 최대 引張應力의 3/4이 되는 사이클 數로 하였다. 실험後의 各 破斷面의 觀察은 走査型 電子顯微鏡(JEOL JSM-35CF)을 사용하여 crack 發生, crack 進展 過程 및 최종 破斷面 등을 관찰하였다.

Table 3 Conditions of fatigue test

Temperature (°C)	Frequency (cpm)	Total strain range (%)	Hold time Th (min)
550	0.5	1.0, 1.5, 2.0	0, 1, 5

3. 實驗結果 및 考察

3.1. 疲勞壽命에 미치는 變形率幅과 維持時間의 영향

國內產 오오스테나이트系 스테인레스鋼인 STS 316으로 本 實驗條件에 의하여 實驗한 결과를 여러 관련 실험식에 적용하여 各 實驗係數를 求하였으며, 이들 實驗式間의 관계와 特性을 검토하고 합리적인 壽命推定式에 관하여 고찰하였다.

高溫低사이클 疲勞에 대하여 Manson, Coffin, Ostergren 및 Udoguchi 등은 塑性變形率幅, 引張應力, 크리이프 維持時間 및 疲勞壽命 등의 상호관계를 실험식을 세워 고찰하였다(2-6,16).

塑性變形率幅 $\Delta\epsilon_p$ 와 疲勞壽命 N_f 사이의 관계에 대하여 Manson 및 Coffin은 다음식이 성립함을 보고하였다.

$$\Delta\epsilon_p \cdot N_f^\alpha = C \tag{1}$$

여기서 α 와 C 는 재료상수이다.

Fig. 2는 全變形率幅 $\Delta\epsilon_t$ 와 N_f 의 관계를, Fig. 3은 $\Delta\epsilon_p$ 와 N_f 와의 관계를 나타낸 것이다. $\Delta\epsilon_t$ 와 $\Delta\epsilon_p$ 가 증가함에 따라 N_f 가 감소하고 크리이프 維持時間이 길어짐에 따라 N_f 가 감소함을 알 수 있다.

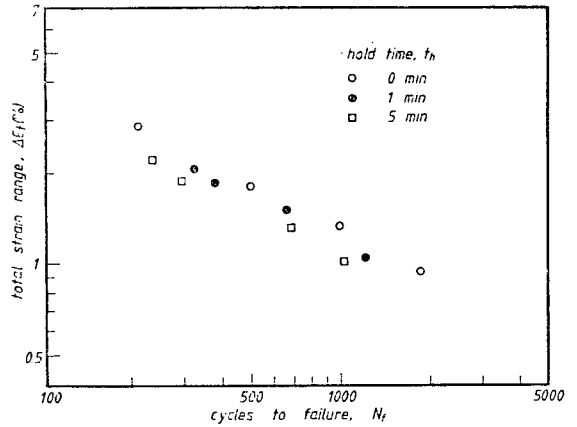


Fig. 2 Total strain range v.s number of cycles to failure

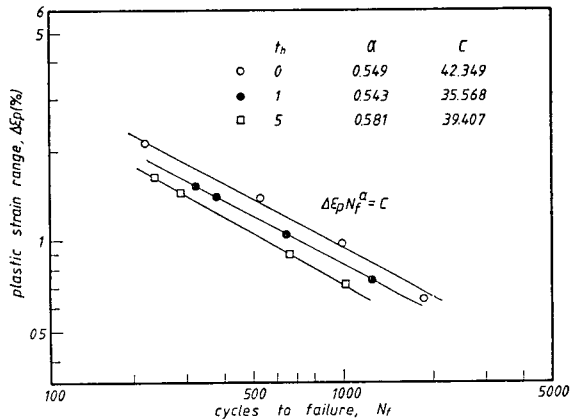


Fig. 3 Plastic strain range v.s number of cycles to failure

高溫低사이클 疲勞壽命을 예측하는 방법으로서 Ostergren은 $\sigma_T \cdot \Delta\epsilon_p$ 로 정의된 損傷函數를 제안하고 다음식과 같이 N_f 와 관계지었다(5,6).

$$\sigma_T \cdot \Delta\epsilon_p \cdot N_f^\alpha = C \tag{2}$$

여기서 σ_T 는 인장응력이며 α 와 C 는 재료상수이다. Fig. 4는 $\sigma_T \cdot \Delta\epsilon_p$ 와 N_f 와의 관계를 나타낸 것이며

Fig. 3 과 유사한 경향이다.

Ostergren 은 또한 다음식과 같은 周波數修正 損傷 函數를 세웠다⁽⁶⁾.

$$\sigma_T \cdot \Delta \epsilon_p \cdot \nu^{\beta(k-1)} \cdot N_f^\beta = C \quad (3)$$

여기서 k, β 및 C 는 재료상수이며 ν 는 단위시간(min) 당 주파수이다. Fig. 5 는 식 (3)을 사용하여 $\sigma_T \cdot \Delta \epsilon_p \cdot \nu^{\beta(k-1)}$ 과 N_f 와의 관계를 나타낸 것이며 Fig. 4 에 비해서 각각의 크리이프 維持時間을 갖는 實驗值들이 일 직선상에 잘 정리되어 있다.

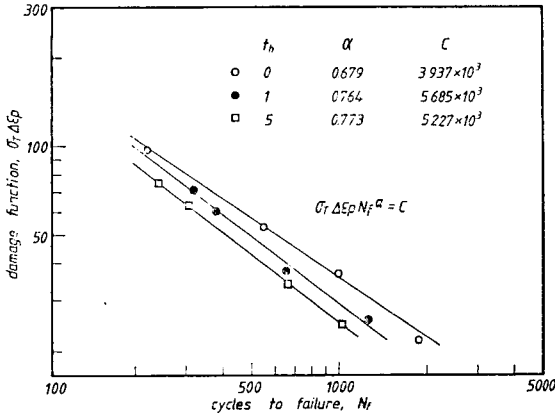


Fig. 4 Damage function v.s number of cycles to failure

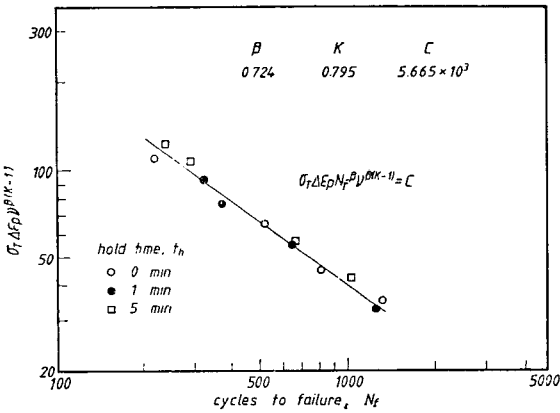


Fig. 5 Frequency modified damage function v.s number of cycles to failure

한편 Coffin 은 종래의 Manson-Coffin 式에 時間依存 損傷因子를 도입하여 다음식을 얻었다.

$$\Delta \epsilon_p \cdot \nu^{\beta(k-1)} \cdot N_f^\beta = C \quad (5)$$

식 (5)는 식 (3)과 비교할 때 σ_T 가 없는 형태이다. 식 (5)를 사용하여 Fig. 6 에 $\Delta \epsilon_p \cdot \nu^{\beta(k-1)}$ 과 N_f 와의 관계를 나타내었다. 이것은 Fig. 5 와 유사한 경향을 나타낸다.

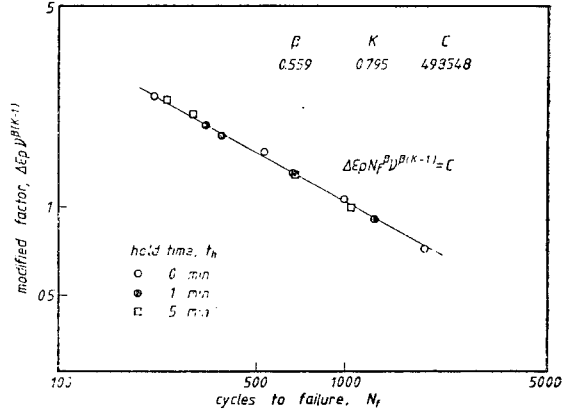


Fig. 6 Correlation of frequency modified Manson-Coffin's equation.

한편 線形累積損傷概念에 의하면 破斷에 이르는 累積 損傷은 크리이프에 의한 損傷과 疲勞에 의한 損傷을 線形的으로 합하므로써 다음과 같이 나타낼 수 있다⁽¹⁵⁾.

$$\sum \text{Fatigue damage} + \sum \text{Creep damage} = 1 \quad (6)$$

1 사이클 중에 생기는 損傷에서 變形率의 負荷·除荷 중에 생기는 損傷을 ϕ_i 이라 하고 크리이프 維持時間 중에 생기는 損傷을 ϕ_h 라 하면 식 (6)으로 부터 다음과 같이 된다.

$$\phi_i + \phi_h = \frac{1}{N_f} \quad (7)$$

ϕ_i 과 ϕ_h 를 구하기 위하여 크리이프 維持時間이 없는 경우와 있는 경우로 나누어 생각한다⁽¹⁶⁾. 크리이프 維持時間이 없을 때의 疲勞壽命을 N_{f0} 라 하고, 있을 때는 N_{fh} 라 하며, 구분할 필요가 없을 때는 N_f 로 쓰기로 한다.

크리이프 維持時間이 없는 경우에는 ϕ_h 는 0 이 되므로 식 (7)은 다음과 같이 표시된다.

$$\phi_i = \frac{1}{N_{f0}} \quad (8)$$

Manson-Coffin 式으로부터 ϕ_i 을 정리하면 다음 식으로 나타난다.

$$\Delta \epsilon_p \cdot N_{f0}^\beta = C \quad (9)$$

식 (8)과 식 (9)로 부터 다음 식이 된다.

$$\phi_i = \alpha_1 \cdot \Delta \epsilon_p^{\beta_1} \quad (10)$$

여기서 $\alpha_1 = C^{-\frac{1}{\beta}}$, $\beta_1 = \frac{1}{\alpha}$ 이다.

本 實驗值를 식 (10)에 대입하여 계산하면 $\alpha_1 = 1.089 \times 10^{-3}$ 및 $\beta_1 = 1.821$ 이 된다. SUS 304 에 대하여 650°C 에서 실험한 Udoguchi 의 결과는 $\alpha_1 = 1.01 \times 10^{-3}$ 및 $\beta_1 = 1.69$ 이었고⁽¹⁶⁾ Berling 의 실험에서는 $\alpha_1 = 1.52 \times 10^{-3}$ 및 $\beta_1 = 1.03$ 으로 나타났⁽¹⁷⁾.

한편 크리이프 維持時間이 있는 경우에는 負荷·除荷時間 中の 疲勞損傷과 크리이프 維持時間 中の 크리이프 損傷과의 합이 된다.

疲勞損傷은 식 (7)과 식 (8)에 의해서

$$\phi_h = \frac{1}{N_{fh}} - \frac{1}{N_{f0}} \tag{11}$$

식 (10)과 같은 형으로 정리하면

$$\phi_h = \alpha_2' \cdot \Delta \epsilon_p^{\beta_2'} \tag{12}$$

여기서 α_2' 및 β_2' 는 재료상수이다.

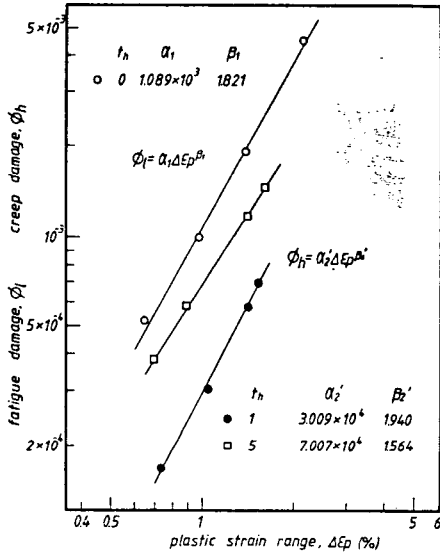


Fig. 7 Fatigue and creep damage vs. plastic strain range

Fig. 7은 ϕ_f , ϕ_h 와 $\Delta \epsilon_p$ 의 관계를 나타낸 것이다.

한편 Udoguchi는 ϕ_h 를 인장 최대 응력 σ_T 및 크리이프 維持時間 T_h 의 函數로 두어 다음식을 제안하였다⁽²⁾.

$$\phi_h = \alpha_2 \cdot \sigma_T^{\beta_2} \cdot T_h^{\gamma_2} \tag{13}$$

여기서 α_2 , β_2 및 γ_2 는 재료상수이다.

식 (10)과 식 (13)을 식 (7)에 대입하여 정리하면 다음으로 표시된다.

$$N_{fh} \cdot (\alpha_1 \cdot \Delta \epsilon_p^{\beta_1} + \alpha_2 \cdot \sigma_T^{\beta_2} \cdot T_h^{\gamma_2}) = 1 \tag{14}$$

식 (14)는 疲勞損傷과 크리이프 損傷의 구분이 확실하여 破斷에 이르는 損傷이 어느 쪽에 어느 정도 의존하는지를 잘 알 수 있다.

本實驗에서 얻은 재료상수와 Udoguchi의 SUS 304에 대한 상수값을 Table 4에 정리하였다.

크리이프 維持時間이 있는 경우의 疲勞損傷과 크리이프 損傷의 비를 식 (14)에서 계산하여 Fig. 8에 정리하였다. 크리이프 維持時間이 길어짐에 따라 크리이프 損傷이 증가함을 알 수 있다.

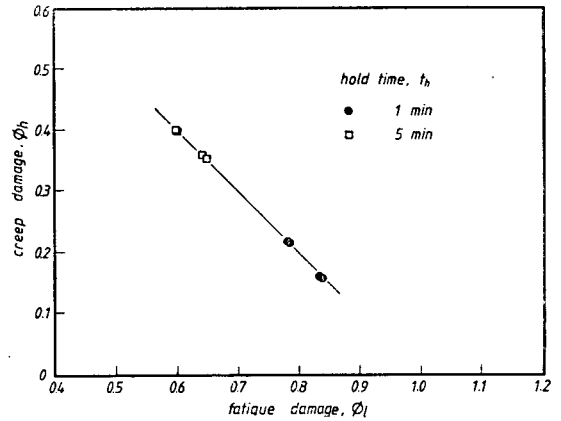


Fig. 8 Relation between creep damage and fatigue damage

3. 2. 破斷面 觀察

(1) 維持時間이 없는 경우

Fig. 9의 (a), (b), (c) 및 (d)는 크리이프 維持時間이 없는 高溫 低사이클 疲勞試驗의 第2段階에 해당되는 破斷面들로서 疲勞破斷面의 特徵이 되는 스트라이에이션(striation : 각 사진의 A부분)이 관찰되었다. 스트라이에이션의 生成은 引張過程에 있어서 크랙先端에 塑性變形이 생김에 따라 鈍化가 일어나고 壓縮過程에서 再銳化가 일어나는 鈍化—再銳化過程(blunting resharpening process)에 의해 形成되는 것으로 反復變形率 또는 反復應力 1사이클당 스트라이에이션 1개가 形成되는 것으로 보인다^(13, 14).

Fig. 9의 (a), (b)에서 보이는 스트라이에이션 주

Table 4 Constants of materials

Materials	Temp.	α_1	β_1	α_2	β_2	γ_2	Remark
STS 316	550°C	1.089×10^{-3}	1.821	5.733×10^{-13}	5.434	0.401	Author
SUS 304	650°C	1.0×10^{-3}	1.51	4.59×10^{-6}	2.18	0.951	Udoguchi

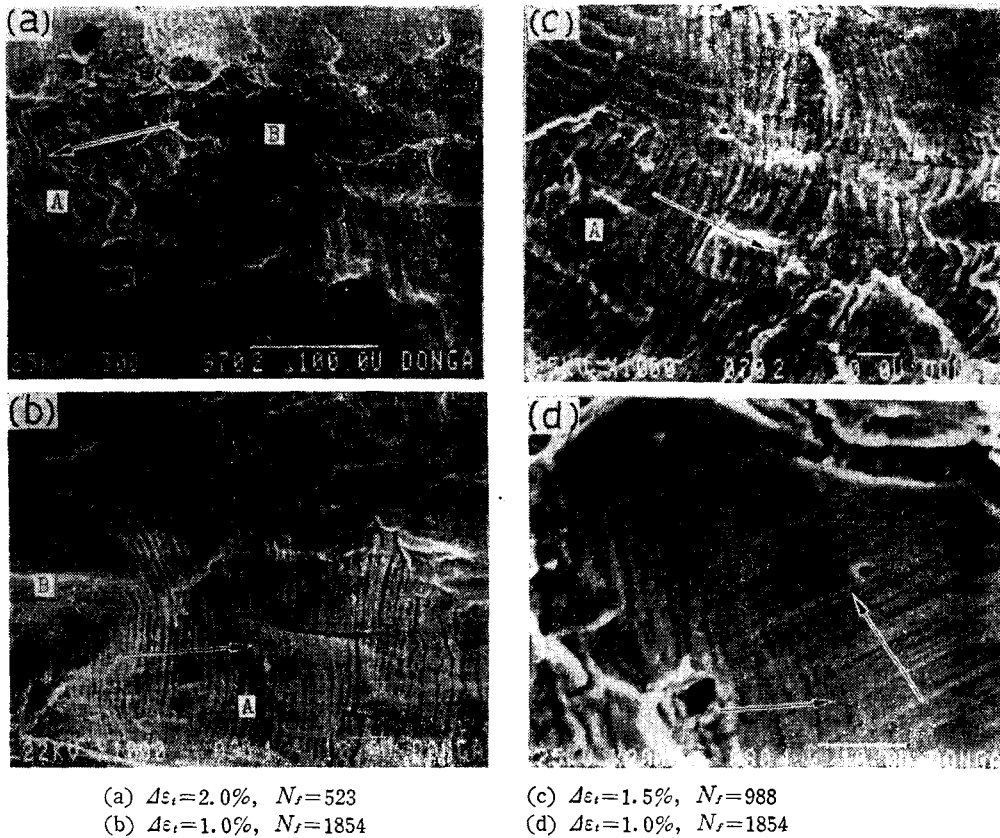


Fig. 9 SEM fractographs of fatigue specimen at creep hold time 0 min.

위의 납작한 부분(사진에서 B 부분)은 크랙 傳播 後 兩破斷面(match fracture surface)의 壓縮摩擦에 의하여 스트라이에이션이 지워진 것으로 생각된다⁽¹⁶⁾. (c)의 C 부분에서는 既存의 스트라이에이션과는 方向이 다른 물결 무늬가 보인다. 이는 疲勞破斷面의 또 다른 特徵이 되는 타이어 트랙(tire track)으로 생각되며, 주로 스트라이에이션이 存在하는 프레토(plateau) 境界 斜面상에 나타나는 것으로, 스트라이에이션이 크랙 進行方向(사진에서 화살표 方向)에 垂直形態를 취하는 것과는 달리 타이어 트랙은 크랙 進行方向에 나란함을 알 수 있다. (d)는 한 結晶粒 內에서 方向이 서로 다른 두 스트라이에이션이 存在하고 있음을 보여준다⁽¹³⁾. 이는 結晶粒의 結晶方位에 의하여 정해진 既存 스트라이에이션의 缺陷에 의해서 卷起된 스트라이에이션이 重疊한 것으로 생각된다.

이상의 維持時間이 없는 경우에는, 크랙 傳播 第2 段階인 Fig. 9의 모든 破斷面들은 粒內破壞에 基因한 비교적 平坦한 破斷面으로 全面에 걸쳐서 스트라이에이

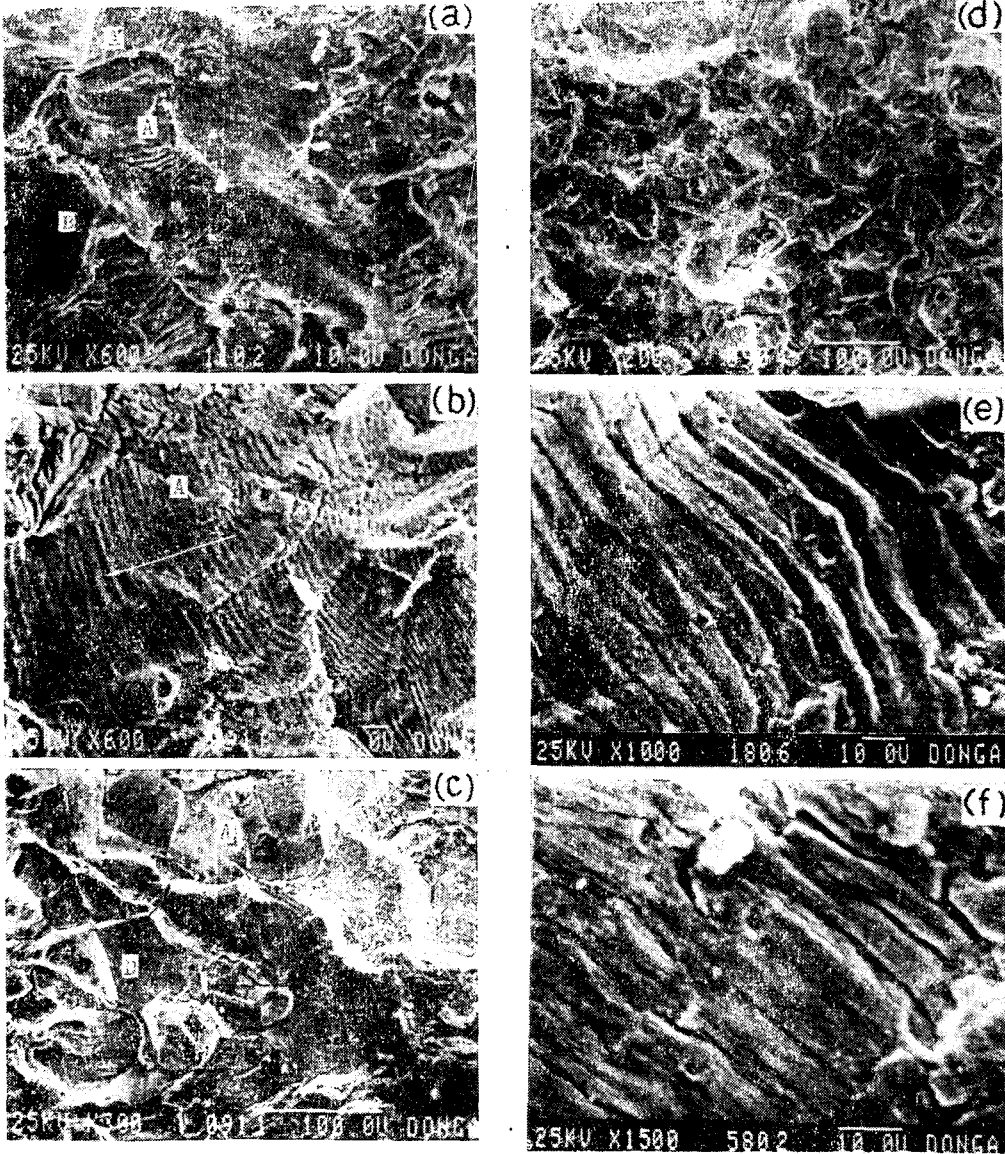
션이 관찰되었다.

(2) 크리이프 維持時間 1 分의 경우

Fig. 10의 (a), (b), (c), (d), (e) 및 (f)는 크리이프 維持時間이 1 分인 경우의 破斷面들이다. (a)는 全變形率幅이 1.0%인 경우로서, 스트라이에이션(사진의 A 부분)과 壓縮摩擦形態(사진의 B 부분)를 나타내며 方向이 다른 스트라이에이션(사진의 A' 부분)도 보였다. 이는 스트라이에이션의 方向은 각 結晶粒의 結晶方位에 의존하는 것으로 생각된다⁽¹³⁾. (b)는 全變形率幅이 1.5%인 경우로서 크랙 傳播 第2 段階에서 (a)와 같은 뚜렷한 스트라이에이션이 관찰되어 크랙 進行方向을 알 수 있다. 그러나 (c)와 같이 全變形率幅이 2.0%로 증가됨에 따라 앞선 두 사진과는 다른 特徵이 보였다. 스트라이에이션 외에 (c)의 D 부분과 같은 매끈한 粒內 파셋(transgranular facet)와 각 結晶粒의 境界가 뚜렷한 粒界破壞가 관찰되었다. 또한 (d)에서는 粒內, 粒界 파셋(transgranular, intergranular facet)으로 생각되는 凹凸이 混存하고 있다. 이들은 全

變形率幅이 1.0%에서 2.0%로 增加함과 더불어 크리이프 維持時間이 0分으로 부터 1分으로 作用한 結果이며 全變形率幅 및 크리이프 維持時間의 重疊 效果가 作用한 것으로 보여진다. 스트라이에이션을 주로 하는 粒內破斷面이 粒界破斷面으로 遷移하는 과정이므로 粒內破壞와 粒界破壞가 混合하여 發生한다. (e), (f)는 高倍率의 스트라이에이션으로서 形態상의 相異를 발견

할 수 있다. (e)의 스트라이에이션이 비교적 뚜렷하고 銳利한 톱니形인 것에 비하여 (f)의 스트라이에이션은 둥글 납작함을 알 수 있다. 이는 鈍化-再銳化過程의 壓縮過程에서 再銳化 程度에 基因하는 것으로 보인다⁽¹⁴⁾. 즉 壓縮過程의 再銳化가 完全할 境遇에는 (f)와 같은 平面球形 스트라이에이션이 초래되며 부분적인 再銳化는 (e)와 같은 톱니形 스트라이에이션을 生成하



(a) $\Delta\epsilon_i=1.0\%$, $N_f=1250$
 (b) $\Delta\epsilon_i=1.5\%$, $N_f=652$
 (c) $\Delta\epsilon_i=2.0\%$, $N_f=322$

(d) $\Delta\epsilon_i=2.0\%$, $N_f=322$
 (e) $\Delta\epsilon_i=1.5\%$, $N_f=652$ (saw tooth type)
 (f) $\Delta\epsilon_i=2.0\%$, $N_f=322$ (plane-grobarular type)

Fig. 10 SEM fractographs of creep-fatigue interacted specimen at creep hold time 1 min.

는 것이며 全變形率幅의 크기에 따라 再靱化 效果가 크게 나타나는 것으로 생각된다.

크리이프 維持時間 1 分の 경우는 앞선 0 分の 破斷面이 비교적 평탄한 粒內破壤임에 비하여 어느 정도 凹凸을 형성하는 粒內 및 粒界破壤임을 알았다.

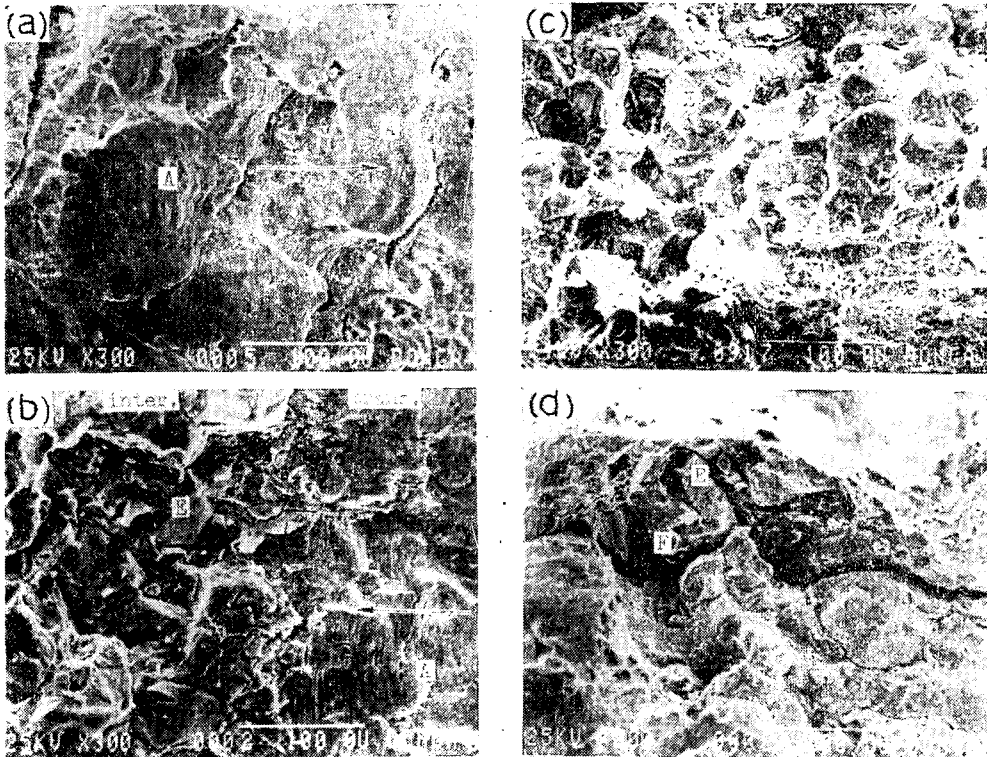
(3) 크리이프 維持時間 5 分の 경우

Fig. 11 의 (a), (b), (c) 및 (d)는 크리이프 維持時間이 5 分인 경우의 破斷面들이다. (a)는 全變形率幅이 1.0%인 경우로서 疲勞破斷面의 特徵인 스트라이에이션(사진의 A 부분)이 보여 크랙 進行方向을 알 수 있으나 그 형태는 0 分 및 1 分の 경우보다 뚜렷하지 못하였다. 이는 5 分の 크리이프 維持時間이 壓縮過程의 再靱化를 完全하게 하지만 破斷面의 接觸에 基因한 프렛팅(fretting) 酸化物에 의해서 스트라이에이션 형태가 불명확하게 되는 것으로 생각된다⁽¹⁹⁾. 또한 스트라이에이션의 간격에 있어서도 많은 차이가 있는데 이는 1 사이클의 週期가 길기 때문인 것으로 생각된다. (b)는 스트라이에이션이 보이는 粒內破斷面(사진의 A 부분)과 粒界에 따라 破壞가 일어난 粒界破斷面(사

진의 E 부분)이 공존하는 사진이며 크랙 進行方向은 물론 크리이프 維持時間 效果도 뚜렷하게 볼 수 있다^(20,21). 維持時間의 增加는 크랙 先端의 開口部와 粒界의 酸化 浸蝕과 크리이프 方向의 粒界破壤를 促進시키는 것으로 생각한다. Oh⁽⁸⁾에 의하면 SUS 316 鋼의 高溫低사이클 疲勞에서 表面層 1~2 結晶粒까지는 粒界 크랙이 발생하고 그 이상에서는 粒內크랙으로 傳播하는 것으로 보아, 維持時間의 粒界破壤에 대한 영향이 全變形率幅의 영향에 비하여 至大함을 알 수 있다.

試驗片 表面에서 內部로 들어갈수록 (c)와 같은 粒界 파셋(사진의 E 부분)이 보이며 곳곳에 (d)와 같은 粒界 크랙이 존재하고 그 粒界面上이나 주위(사진의 F 부분)에 딩플(dimple)로 보이는 微小空洞이 보였다. 이는 r 型 크랙으로 보여지며 크리이프 試驗에 의한 W 형 粒界 破壞가 應力集中에 의하여 매끈한 粒界面을 特徵으로 하는 것과는 달리 微小空洞이 粒界面上에 존재하는 것으로, 크리이프-疲勞 상호작용하의 뚜렷한 크리이프 維持時間 效果로 보였다⁽²⁰⁾.

5 分の 크리이프 維持時間에서는 0 分 및 1 分인 경



(a) $\Delta\epsilon_t=1.0\%$, $N_f=1025$

(b) $\Delta\epsilon_t=2.0\%$, $N_f=298$

(c) $\Delta\epsilon_t=2.0\%$, $N_f=298$

(d) $\Delta\epsilon_t=2.0\%$, $N_f=240$

Fig. 11 SEM fractographs of creep-fatigue interacted specimen at creep hold time 5 min.

우에 비하여 粒界 파셋에 따른 粒界破壞가 支配的이고 全變形率幅이 클수록 全面 粒界 破壞로 나타난다. 이는 r형 크랙에 기인한 粒界 破壞임을 알 수 있었다.

本實驗 範圍에서는 維持時間이 없는 경우의 크랙 傳播 2段階 破斷面은 全面 粒內 破壞였으며, 1분의 경우는 全變形率幅이 1.0% 以上에서 粒界 破壞로 遷移하였다. 이것은 Fig. 2와 Fig. 3에 있어서 全變形率幅 增加와 維持時間 增加가 疲勞壽命의 短縮을 招來하기 때문이며 破斷面이 粒內破壞로 부터 粒界 破壞로 遷移하는 過程으로 立證할 수 있다. 즉 粒界 破壞의 支配的 增加가 疲勞壽命을 減小하게 한다. 粒界 破壞는 變形率 速度, 反復 速度 및 溫度 등을 일정하게 하였을 때 變形率幅과 크리이프 維持時間에 依存하고, 變形率幅이 크리이프 破壞領域에 해당하는 크기 이상일 때 또는 크리이프 維持時間이 크리이프 破壞를 發生시킬 수 있는 限界 이상일 경우 또는 兩者의 複合의 限界 이상일 경우에 발생한다고 볼 수 있다.

4. 結 論

국내산 오오스테나이트系 스테인레스鋼 STS 316에 대하여 大氣中에서 溫度 550°C, 周波數 0.5 cpm, 全變形率幅 1.0, 1.5, 2.0% 및 크리이프 維持時間을 0, 1, 5分으로 하여 引張·壓縮 高溫低사이클 疲勞實驗을 통하여 塑性變形率幅 및 크리이프 維持時間이 疲勞壽命에 미치는 영향과 각각의 疲勞壽命推定法에 대하여 고찰한 결과와 走査型 電子顯微鏡에 의한 破斷面 관찰을 통하여 얻은 結果는 다음과 같다.

(1) 동일한 크리이프 維持時間에서 塑性變形率幅이 증가할수록 疲勞壽命이 감소하였고 동일한 塑性變形率幅에서 크리이프 維持時間이 길어질수록 疲勞壽命이 감소하였다.

(2) 時間依存 損傷因子를 損傷函數에 도입하여 周波數修正 損傷函數式을 얻었으며 크리이프 維持時間에 따른 疲勞壽命의 推定이 가능하였다.

(3) 時間依存 損傷因子를 Manson-Coffin 式에 도입하여 周波數修正 Manson-Coffin 式을 얻었으며 각 계수의 값은 다음과 같다.

$$\Delta \varepsilon_p \cdot N_f^\beta \cdot \nu^{\beta(\lambda-1)} = C$$

$$\beta = 0.559, K = 0.795, C = 49.8548$$

(4) 線形累積損傷概念에 의해 疲勞壽命에 미치는 疲勞損傷과 크리이프 損傷의 비율을 산출할 수 있었고 크리이프 維持時間이 길어질수록 크리이프 損傷비가 증가함을 알았다.

(5) 壓縮過程의 再酸化 정도에 따라 톱니형과 平面球形 스트라이에이션이 생성됨을 알 수 있었다.

(6) 5분의 크리이프 維持時間과 2.0%의 全變形率幅에서 가장 현저한 粒界破壞의 발생은 크리이프 損傷比의 증가에 따름을 알았고 이는 r형 크랙에 기인한 粒界破壞임을 알 수 있었다.

後 記

本 研究는 1982年 6月부터 1984年 6月까지 韓國 科學財團의 研究費에 의하여 이루어 졌으며, 同 財團 關係 諸位께 깊은 謝意를 表합니다.

參 考 文 獻

- (1) K. Yamanaka, T. Udoguchi, Y. Asada, and S. Mitsuhashi, Effect of Environment on High Temperature Low-Cycle Fatigue, *Trans. of JSME*, Vol. 46, No. 412, pp.1329~1336, 1980
- (2) 鶴戶口英善 外 3名, 高溫低사이클 疲勞における 保持時間效果に及ぼす歪保持位置の影響, 日本機械學會講演論文集, No. 770-2, pp.212~214, 1977
- (3) S.S. Manson, The Challenge to Unify Treatment of High-Temperature Fatigue-A Partisan Proposal Based on Strain Range Partitioning, Fatigue at Elevated Temperature, *ASTM STP 520*, pp.744~782, 1973
- (4) L.F. Coffin, The Effect of Frequency on the Cyclic Strain and Low Cycle Fatigue Behavior of Cast Udimet 500 at Elevated Temperature, *Metallurgical Transactions*, Vol. 2, pp.3105~3113, 1971
- (5) W.J. Ostergren, Damage Function for Predicting Hold Time and Frequency Effects in Elevated Temperature Low-Cycle Fatigue, *Jr. of Testing and Evaluation*, Vol. 4, No. 5, pp.327~339, 1976
- (6) W.J. Ostergren, Correlation of Hold Time Effects in Elevated Temperature Low Cycle Fatigue Using A Frequency Modified Damage Function, *Creep and Fatigue Interaction*, pp.179~202, 1976
- (7) S.W. Oh, M. Shimizu, K.H. Yamada, and T. Sato, Frequency Dependence of Crack Behavior on

- Low-Cycle Fatigue Failure of SUS 316 Stainless Steels in High Temperature, *Proc. JSME*, No. 798-2, pp. 7~9, 1978
- (8) S.W. Oh, T. Kunio, M. Shimizu, K.H. Yamada, and T. Sato, Effect of Grain Boundary at Elevated Temperature of SUS 316 Stainless Steel, *Trans. KSME*, Vol. 4, No. 4, pp. 152~159, 1980
- (9) S.W. Oh, K.Y. Lee, and H.S. Seo, Low Cycle Fatigue Strength and Fracture Behavior of STS 316 at Elevated Temperature, *Trans. KSME*, Vol. 8, No. 4, p. 305, 1984
- (10) S.W. Oh, et al, Study of High Temperature Strength and Fracture Behavior on the Austenite Stainless Steels-Creep Strength and Fracture Behavior, *Trans. Dong-A Univ.*, Vol. 17, pp. 165~193, 1980
- (11) S.W. Oh, and J.G. Kim, The Effect of Grain Size on the Creep Strength and Fracture Behavior of SUS 316 L, *Trans. Dong-A Univ.*, Vol. 20, pp. 129~141, 1983
- (12) S.W. Oh, and O. Kang, Effect of the Grain Size of Temperature Dependence on the Creep Behavior of SUS 316, *Journal of the Korean Welding Society*, Vol. 1, No. 2, pp. 61~68, 1983
- (13) 北川英夫, 小寺澤良一, フラクトグラフィ, pp. 1~220, 培風館, 日本, 1978.
- (14) 小寺澤良一, フラクトグラフィとその應用, pp. 1~316, 日刊工業新聞社, 日本, 1983
- (15) H.O. Fuchs, and R.I. Stephens, *Metal Fatigue in Engineering*, John Wiley & Sons, USA, p. 247, 1980
- (16) 鶴戸口英善 外 3名, 高溫低 Cycle 疲勞の繰返速度効果に關する研究, 日本機械學會講演論文集, No. 760-13, pp. 1~3, 1976
- (17) J.T. Berling, and T. Slot, Effect of Temperature and Strain Rate on Low-Cycle Fatigue Resistance of AISI 304, 316 and 348 Stainless Steels, Fatigue at High Temperature, *ASTM STP 459*, pp. 3~30, 1969
- (18) K. Kanazawa and S. Yoshida, Observation by Scanning Electron Microscope of Surface of SUS 321 Stainless Steel Fractured by Low Cycle Fatigue at High Temperatures, *Materials*, Vol. 21, No. 222, pp. 219~224, 1972
- (19) 吳世旭, 朴卿東, 原子爐用 低合金鋼의 高溫疲勞 進展과 크랙 開閉口 特性에 관한 研究, 大韓機械學會秋季學術大會抄錄集, pp. 50~55, 1983
- (20) K. Yamaguchi, K. Kanazawa, and S. Yoshida, Dependence of Temperature and Strain Rate on the Low Cycle Fatigue Life of Type 321 Stainless Steel, *Steel and Iron*, Vol. 64, No. 8, pp. 1199~1208, 1978
- (21) R. Koterazawa, and Y. Iwata, A Fractographic Study of Creep-Fatigue Interaction, *Materials*, Vol. 24, No. 267, pp. 1114~1120, 1975
- (22) K. Yamaguchi, K. Kanazawa and S. Yoshida, Crack Propagation in Low Cycle Fatigue of Type 316 Stainless Steel at High Temperatures below 600°C Observed by Scanning Electron Microscopy, *Materials Science and Engineering*, Vol. 33, pp. 175~181, 1978