

반복 일축응력하의 알루미나의 파괴거동에 미치는 압축응력의 영향

김기태 · 서 정 · 백성기*

포항공과대학 기계공학과, 재료·금속공학과*

(1991년 3월 27일 접수)

The Effect of Compressive Stress on Fracture Response of Alumina under Uniaxial Stress Cycling

K.T. Kim, J. Suh and S.K. Baik*

Department of Mechanical Engineering,

*Department of Materials Science and Engineering, Pohang Institute of Science and Technology

(Received March 27, 1991)

요 약

일축 응력 반복하의 반복 압축응력이 Al_2O_3 의 파괴거동에 미치는 영향을 조사하였다. 반복 일축 인장-제하와 인장-압축의 두 하중조건에 대하여 Al_2O_3 인장시편을 사용하여 피로 파괴실험을 하였다. 압축응력이 균열의 진전에 미치는 영향을 조사하기 위하여 균열의 진전속도로부터 구한 이론치와 반복 인장-압축하의 응력-파괴수명의 실험치를 비교하였다. 또한, 반복 인장-압축하의 낮은 반복응력 영역에서는 파괴시간 근처에서 잔류 인장변형률을 볼 수 있었다.

ABSTRACT

The effect of cyclic compressive stress on fracture responses of Al_2O_3 was investigated under uniaxial stress cycling. Experimental data were obtained for Al_2O_3 tension specimens under uniaxial tension-unloading and tension-compression cyclic loading conditions. To investigate the effect of compressive stress on the crack growth, theoretical results from the crack growth rate were compared with measured stress vs. failure relations. At low stress level in tension-compression cycling, residual tensile strains were also observed about failure time.

1. 서 론

구조용 세라믹을 기계부품 또는 구조물로 사용하기 위한 연구가 최근 활발하게 진행되고 있다. 구조물의 각 요소들은 복합하중과 반복하중을 받으며 구조물의 설계 및 해석을 위해서는 이러한 하중조건하의 세라믹에서의 균열의 진전 및 파괴 등의 기계적 거동에 대한 정확한 규명이 필요하다. 압축응력이 균열의 진전에 미치는 영향을 조사하기 위하여 복합하중하의 구조용 세라믹의 파괴조건은 여러 연구자¹⁻⁸⁾에 의해 보고되었다.

반복하중을 받는 세라믹의 파괴거동의 해석에는 노치와 같은 인위적 균열을 이용하여 균열의 진전거동을 관찰하는 방법도 많이 쓰이고 있다. 그러나, 인위적 균

열의 크기는 세라믹 구조물에 랜덤하게 분포하는 미세 결함보다 훨씬 크므로 인위적 균열을 사용한 파괴해석은 사용도중에 발생하는 실제 세라믹 구조물의 파괴거동의 해석에는 적합하지 않을 것이다. 한편, 인위적 균열을 갖지 않는 구조용 세라믹 시편을 사용한 피로 파괴해석에서는 반복응력과 파괴수명의 실험치로부터 균열의 진전거동을 간접적으로 예측할 수 있다.

Krohn과 Hasselman⁹⁾, Ko¹⁰⁾ 및 Guiu¹¹⁾는 각각 순수 굽힘, 회전굽힘 및 인장시편을 사용하여 인장-압축의 반복하중을 받는 Al_2O_3 의 파괴거동을 해석하였다. 또한, 현재까지 문헌에 보고된 연구결과는 주로 정적하중에 대한 반복하중의 실험결과를 비교하여 반복하중이 파괴에 미치는 영향을 조사하였다^{9,11)}.

Table 1. Typical Chemical Analysis of Wesgo AL-995 Alumina

Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	Fe ₂ O ₃	Na ₂ O
99.46%	0.2%	0.3%	0.02%	0.02%

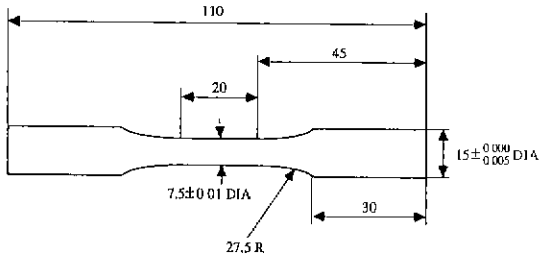


Fig. 1. Al₂O₃ tension specimen (dimensions in mm).

본 논문에서는 Al₂O₃ 인장시편을 사용하여 반복 인장-제하와 반복 인장-압축 하중조건하의 파괴거동과 미세 조직의 관찰을 통하여 반복 압축응력이 Al₂O₃의 피로 파괴거동에 미치는 영향을 조사하였다. 또한, 하중조건에 따른 반복응력과 파괴수명의 관계, 파단면, 균열의 진전 속도 및 반복회전수에 따른 응력-변형률의 관계 등을 조사하였다.

2. 실험

2.1. 시편

본 실험에서 사용한 인장시편의 재료는 고순도 Al₂O₃ (Wesgo AL-995)이며 그 화학적 성분은 Table 1과 같다. 시편은 주문제작(미국 Insaco)하였으며, 시편의 밀도는 3.86 g/cm³이다. 제조자의 보고에 의하면, 시편들은 정수 압 성형 후 진공소결하여 제조되었고, 시편 표면은 가공결함을 최대한 줄이기 위해 다이아몬드 휠로 원통연마를 하였다. 더 자세한 시편의 제조 및 가공방법에 대한 자료는 제조자로부터 구할 수 없었다.

Fig. 1은 본 실험에 사용한 Al₂O₃ 인장시편의 형상과 치수를 나타낸다. 시편의 표점거리(gauge length)는 20 mm이며 이 부분의 직경은 7.5 ± 0.01 mm이다. 또한, 시편의 양쪽 그립부의 직경은 15 ± 0.005 mm로서 콜렛 그립(MTS 646 collet grip)에 적합하게 가공하였다.

구조용 세라믹의 피로파괴의 해석에는 반복 굽힘실험이 현재까지 문헌에 자주 이용되고 있다. 그러나, 굽힘 실험에서는 시편 중립축의 상하로 인장과 압축응력이 동시에 존재하며, 균일한 응력분포를 갖는 인장시편과는 달리 굽힘시편에서는 최대 인장응력이 시편 표면의 국

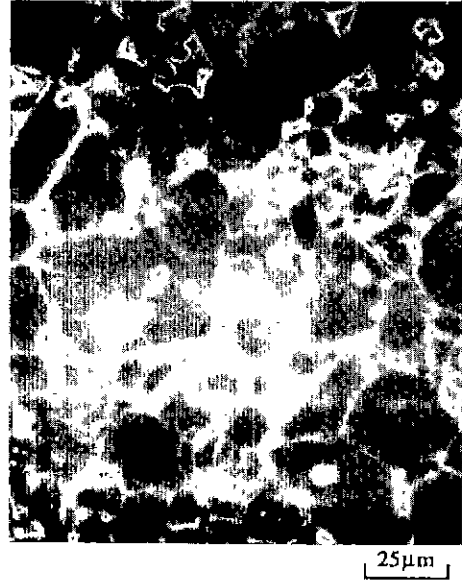


Fig. 2a. Grain structure of Al₂O₃ specimen before test.

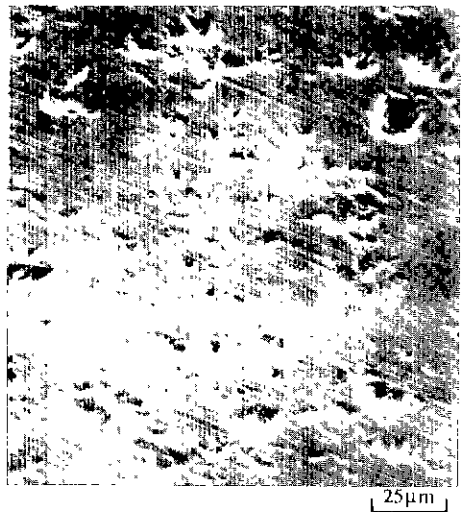


Fig. 2b. Scanning electron micrograph for outer surface of Al₂O₃ specimen before test.

소적인 부분에만 작용한다. 예로서, JIS 규격의 굽힘시편에서 최대 인장응력이 작용하는 영역의 크기는 본 논문에서 사용한 인장시편의 10⁻³ 정도로 아주 미세하다. 따라서, 인장시편에서 구한 실험치는 굽힘시편에서 구한 실험치보다 신뢰성이 아주 높으며, 이로 인하여 인장시편에서 구한 반복 일축응력 실험치는 반복 굽힘실험에서 구한 실험치보다 분산이 훨씬 작음을 기대할 수 있다.

Fig. 2a는 실험전 시편 내부의 입자조직을 나타낸다. 시편을 절단하여 연마한 후 1650°C에서 1시간 동안 고온 에칭(thermal etching)하고 금 코팅(gold coating)을 한 후 주사전자현미경으로 관찰하였다. 입자의 크기와 분포는 랜덤하며, 입자의 평균크기는 16~22 μm 범위이고 최대 크기는 50 μm 정도이다. 또한, 입자의 경계 또는 내부에 국소적으로 미소기공들이 존재함을 볼 수 있다.

Fig. 2b는 주사전자현미경으로 관찰한 실험전 시편의 외부표면을 나타낸다. 시편의 외부표면에서 관찰된 미세결함들은 미소기공과 원통연마에 의한 가공방향에 평행(축방향에 수직)한 미세한 선결함 및 입자파편이 빠져나와 생긴 미세결함의 3가지로 분류된다. 미소기공과 선결함은 입자파편이 빠져나와 생긴 미세결함의 크기에 비해 무시할 수 있을 정도로 미세한 흠이다. 또한, 입자의 파편이 빠져나와 생긴 미세결함들은 내부입자와 크기가 비슷하며 시편 외부의 표면 전체에 랜덤한 방향성과 분포를 갖는다. 시편 내부의 입자조직과 외부 표면의 미세결함의 크기 및 분포를 고려할 때, 본 실험에 사용된 Al₂O₃ 시편은 균질한 등방성 재료라고 볼 수 있다.

2.2. 장치 및 조건

Al₂O₃ 시편의 반복 일축응력 실험에는 MTS 피로 시험기(axial-torsional servohydraulic tester)를 사용하였다. 실험 중의 하중과 스트레인 게이지로부터 읽은 변형률의 값들은 data acquisition system에 의해 컴퓨터에 자동으로 입력되었다. 평균 축 변형률은 시편에 120° 간격으로 부착한 세개의 축 방향 스트레인 게이지들로부터 측정하여 구하였으며, 프와송 비는 평균 축 변형

률과 원주 방향의 스트레인 게이지로부터 측정된 원주 변형률로부터 구하였다. 또한, 표집거리 1 cm의 신장계(extensometer)로부터 구한 축 변형률은 프로그램(MTS Testlink-low cycle fatigue s/w)에 의해 컴퓨터에 입력되었다. 스트레인 게이지와 신장계로부터 구한 축 변형률들은 아주 잘 일치하였다.

실험 중의 굽힘응력에 의해 실험치의 오차를 최대한 줄이기 위하여 120° 간격으로 부착한 세개의 축방향 스트레인 게이지들로부터 변형률을 측정하여 굽힘응력이 인장응력의 5% 이하로 유지되도록 실험을 하였다. 또한, MTS 서보(servo) 유압 시험기를 사용하여 구한 인장/비틀림 조합하중하의 Al₂O₃ 튜브의 파괴 실험치로부터 실험치의 재현성이 상당히 좋음을 알 수 있었다.

Fig. 3은 본 논문에서 실험한 Al₂O₃ 시편의 일축 반복 하중조건들을 나타낸다. 삼각파 또는 사각파에서의 하중방향의 급격한 변화에 따른 재료의 손상을 방지하기 위하여 부드러운 사인파(sine wave)형의 반복하중을 선택하였다. 또한, 모든 실험은 상온에서 주파수 0.1 Hz의 반복 속도로 실험하였으며, σ*는 반복응력의 최대치를 나타낸다. 하중조건 (i)은 일축 인장-제하(uniaxial tension-unloading)를 반복하는 실험이며, 하중조건 (ii)는 일축 인장-압축을 반복하는 실험을 나타내며 응력비(stress ratio)는 σ_{min}/σ_{max} = -1이다.

3. 실험결과

하중조건 (i)과 (ii)에서 반복 회전수에 따른 Al₂O₃

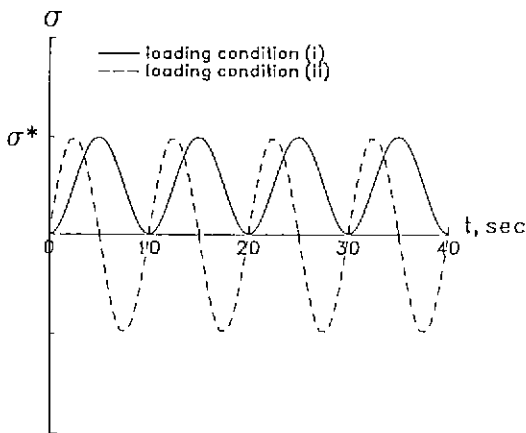


Fig. 3. Sinusoidal cyclic stresses under loading conditions (i) and (ii).

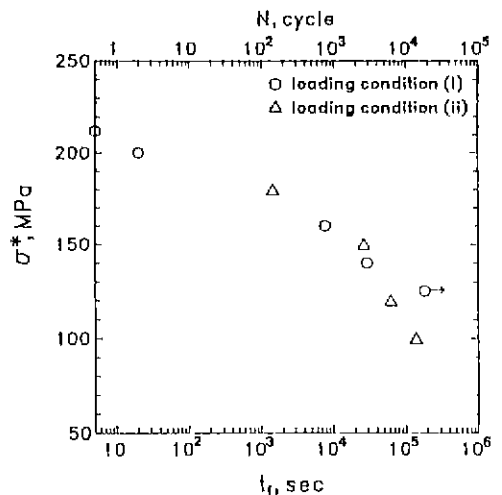


Fig. 4. Maximum cyclic stress σ* vs. time to failure t_f under loading conditions (i) and (ii).

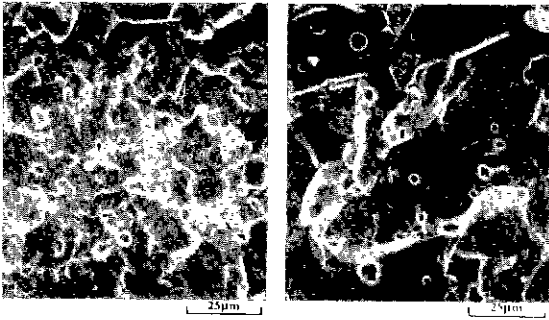


Fig. 5. Scanning electron micrographs of fractured Al_2O_3 specimens at (a) $\sigma^*=160$ MPa and $N=762$, (b) $\sigma^*=140$ MPa and $N=2888$ under loading condition (i).

인장시편의 응력-변형률 관계로부터 탄성계수와 프와송 비는 파괴가 일어날 때까지 거의 변화하지 않았다. 본 실험에서 구한 Al_2O_3 의 탄성계수는 $E=370$ GPa이며, 프와송 비는 $\nu=0.255$ 이다.

Fig. 4는 Al_2O_3 시편의 일축 반복하중 실험에서 구한 반복응력의 최대치 σ^* 와 파괴수명의 관계를 나타낸다. 여기서 N 과 t_r 는 파괴시의 반복 회전수와 시간을 나타낸다. 반복응력과 파괴수명의 관계를 나타내는 실험치 \circ 와 \triangle 는 각각 하중조건 (i)과 (ii)에서 구하였다. 하중조건 (i)에서는 σ^* 가 감소함에 따라 파괴수명이 완만하게 증가함을 알 수 있다. 파괴수명 $t_r=0.5$ sec에서의 $\sigma^*=212$ MPa는 반복 회전수 $N=0.5$ 에서 파괴된 Al_2O_3 의 인장 파괴강도를 나타낸다. 고순도 Al_2O_3 의 일축인장 파괴강도는 문헌에서 138~241 MPa의 범위를 가지며 본 실험에서 구한 Al_2O_3 시편의 일축 인장 파괴강도 $\sigma^*=212$ MPa는 타당한 값임을 알 수 있다. 또한, $\sigma^*=125$ MPa에서는 2×10^6 초가 경과할 때까지 파괴가 일어나지 않았으므로 화살표(\rightarrow)로 표시하였다. 하중조건 (ii)의 $\sigma^*>140$ MPa 근처 영역에서 σ^* 와 파괴수명의 관계는 하중조건 (i)에서와 비슷한 거동을 보이나, $\sigma^*<140$ MPa 근처 영역에서는 하중조건 (i)에서와는 달리 파괴가 일어남을 알 수 있다.

Fig. 5는 주사전자현미경으로 관찰한 일축 인장-재하의 반복 하중조건 (i)에서 구한 Al_2O_3 인장시편의 파단면을 나타낸다. 여기서 (a)는 $\sigma^*=160$ MPa에서 반복 회전수 $N=762$ 일 때, (b)는 $\sigma^*=140$ MPa에서 $N=2888$ 일 때 파괴된 시편의 파단면이다. 또한, (b)는 (a)에 비해 입내파피의 경향이 뚜렷하며, 내부의 미소기공이 더 큼을 알 수 있다.

Fig. 6은 주사전자현미경으로 관찰한 일축 인장-압축의

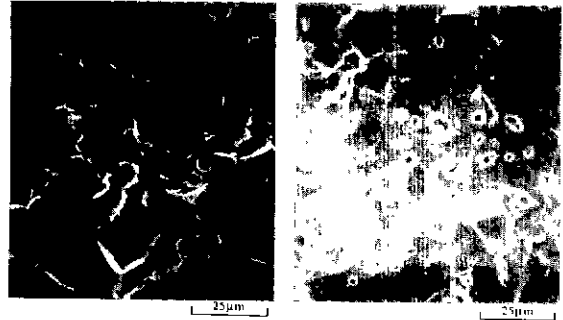


Fig. 6. Scanning electron micrographs of fractured Al_2O_3 specimens at (a) $\sigma^*=180$ MPa and $N=143$, (b) $\sigma^*=120$ MPa and $N=6123$ under loading condition (ii).

반복 하중조건 (ii)에서 구한 Al_2O_3 인장시편의 파단면을 나타낸다. 여기서, (a)는 $\sigma^*=180$ MPa에서 반복 회전수 $N=1432$ 일 때, (b)는 $\sigma^*=120$ MPa에서 $N=6163$ 일 때 파괴된 시편의 파단면이다. 하중조건 (ii)의 파단면은 하중조건 (i)의 파단면과 같이 높은 반복하중에서는 입계파괴를 보이며, 낮은 반복하중에서는 입내파피의 파괴의 경향이 뚜렷함을 알 수 있다.

본 논문에서 사용한 Al_2O_3 인장시편의 하중조건에 따른 파단면의 식별은 어려우나, 대체로 높은 하중에서는 반복 회전수의 증가에 따라 취약한 입자 경계면의 미세균열들의 손상량이 증가하여 궁극적으로는 입자 경계면을 따라서 전파 및 합체되어 입계파괴가 일어남을 추측할 수 있다. 한편, 낮은 하중에서는 하중이 충분히 크지 않으므로 궁극적으로 취약한 입자 경계면에서 발생한 미세결함이 입자 경계면을 따라 전파하지 못하고 반복 회전수가 증가함에 따라 입자 내부의 미소기공들이 생성 또는 성장하여 입자 경계면의 결함과 연결되어 입내파괴가 일어나는 것으로 추측할 수 있다. $Ko^{(1)}$ 는 본 논문의 인장시편과 비슷한 입자크기를 갖는 Al_2O_3 회전 굽힘시편을 사용하여 반복응력이 $\sigma^* \leq 0.5 \sigma_b$ (여기서 σ_b 는 굽힘 파괴강도)인 경우에 시편의 파단면은 입내파피의 경향을 보이며, 미소기공이 파괴에 큰 영향을 미친다고 보고하였다.

4. 이론 및 실험적 고찰

4.1. 반복응력과 파괴수명의 관계

구조용 세라믹의 반복하중에 의한 응력과 파괴수명의 관계를 예측하기 위하여 균열의 진전속도 v 와 응력확대 계수 K_t 의 관계식을 사용할 수 있다^(12,13). 즉,

$$v = \frac{da}{dt} = A \left[\frac{K_I}{K_{IC}} \right]^n \quad (1)$$

여기서 a 는 균열의 길이, K_{IC} 는 모드 I에서의 파괴 인성치이며, A 와 n 은 균열의 진전 거동을 나타내는 상수들이다. 또한, 관계식 $K_I = \sigma Y \sqrt{a}$ 를 사용하면 식 (1)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{da}{a^{n/2}} = \left[\frac{AY^n}{K_{IC}^n} \right] [\sigma(t)]^n dt \quad (2)$$

여기서 Y 는 형상계수를 나타내며 시편과 균열의 형태와 크기에 의해 결정된다.

이제, 초기 ($t=0$)와 파괴시간($t=t_f$)에서의 균열의 길이를 각각 a_0 와 $a_f (> a_0)$ 로 나타내면 식 (2)는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} & (1/a_0)^{1-n/2} [1 - (a_0/a_f)^{1-n/2}] \\ &= \left[\frac{n-2}{2} \right] \left[\frac{AY^n}{K_{IC}^n} \right] \int_0^{t_f} [\sigma(t)]^n dt \quad (3) \end{aligned}$$

여기서 식 (3)의 상수 n 은 일반적으로 $9 \leq n \leq 60$ 의 범위¹³⁾를 가지므로 $(a_0/a_f)^{1-n/2} \ll 1$ 임을 알 수 있다. 따라서, 식 (3)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\int_0^{t_f} [\sigma(t)]^n dt = \left[\frac{2}{n-2} \right] \left[\frac{K_{IC}^n}{AY^n} \right] a_0^{(2-n)/2} \quad (4)$$

하중조건 (i); 하중조건 (i)의 반복응력은 Fig 3으로부터 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\sigma(t) = \frac{1}{2} \sigma^* (1 + \sin \omega t) \quad (5)$$

여기서 ω 는 각속도를 나타낸다. 따라서, 식 (4)는 식 (5)로부터 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} & 2^{-n} \sigma^{*n} \int_0^{t_f} [1 + \sin \omega t]^n dt \\ &= \left[\frac{2}{n-2} \right] \left[\frac{K_{IC}^n}{AY^n} \right] a_0^{(2-n)/2} \quad (6) \end{aligned}$$

반복 회전수가 아주 큰 경우 ($N \gg 1$)에 파괴가 일어나면 $t_f \approx 2nN/\omega$ 로 나타낼 수 있으므로 식 (6)의 왼쪽 적분항은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\int_0^{t_f} [1 + \sin \omega t]^n dt \approx \frac{t_f \omega}{2\pi} \int_0^{2\pi/\omega} [1 + \sin \omega t]^n dt \quad (7)$$

또한, 식 (7)₂의 적분항은 $n > 0$ 에 대하여 다음과 같이 근사적으로 나타낼 수 있다¹³⁾.

$$\begin{aligned} & \frac{\omega}{2\pi} \int_0^{2\pi/\omega} [1 + \sin \omega t]^n dt \\ &= \sum_{m=0}^{n/2} \frac{n!}{4^m (n-2m)! (m!)^2} \quad (8) \end{aligned}$$

이제 식 (6)~(8)로부터 하중조건 (i)의 파괴수명 $t_f^{(i)}$ 와 σ^* 의 관계를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$(\sigma^*)^n t_f^{(i)} = C_n \quad (9)$$

여기서

$$\begin{aligned} C_n &= 2^n a_0^{(2-n)/2} \left[\frac{2}{n-2} \right] \left[\frac{K_{IC}^n}{AY^n} \right] \\ &\cdot \left[\sum_{m=0}^{n/2} \frac{n!}{4^m (n-2m)! (m!)^2} \right]^{-1} \quad (10) \end{aligned}$$

또한, 상수 a_0 , A , K_{IC} , Y 는 n 에 무관하며 C_n 은 n 만의 함수임을 알 수 있다.

본 논문에서 사용한 Al_2O_3 인장시편에 존재하는 미세 결함들은 크기와 방향성이 랜덤하여 균열의 길이 a_0 와 형상계수 Y 를 정확히 구할 수 없으나, C_n 과 n 은 식 (9)와 실험치로부터 다음과 같이 구할 수 있다. 즉, 양변에 상용대수 \log 를 취하면 식 (9)는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\log \sigma^* = -\frac{1}{n} \log t_f^{(i)} + C_n' \quad (11)$$

여기서, 식 (11)은 $\log \sigma^*$ 와 $\log t_f^{(i)}$ 의 선형관계를 나타내며 $C_n' = (1/n) \log C_n$ 이다.

Fig. 7은 식 (11)로부터 구한 계산치와 하중조건 (i)에서 구한 실험치 C 의 비교를 나타낸다. 여기서, 점선은 $n=20$ 과 $C_n' = 2.362$ 일 때, 일점쇄선은 $n=26$ 과 $C_n' = 2.353$ 일 때, 그리고 실선은 $n=23$ 과 $C_n' = 2.357$ 일 때, 식 (11)로부터 구한 계산치를 각각 나타낸다. 따라서, 하중조건 (i)의 실험치는 식 (11)과 $n=23 \sim 26$ 범위의 값과 이에 상응하는 C_n' 로부터 구한 계산치와 잘 일치함을 알 수 있다. 본 실험에서 구한 $n=23 \sim 26$ 은 Aeberli와 Rawlings¹⁴⁾와 Reece 등¹⁵⁾이 각각 Al_2O_3 시편을 사용하여 구한 $n=29$ 와 $n=28 \sim 38$ 를 비교하여 타당한 값임을 알 수 있다.

(b) 하중조건 (u): Fig. 3으로부터 반복응력은 $\sigma(t) = \sigma^* \sin \omega t$ 로 나타낼 수 있다. 따라서, 식 (4)는 이제 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$(\sigma^*)^n t_f \left[\frac{\omega}{2\pi} \int_0^{2\pi/\omega} \sin^n \omega t dt \right]$$

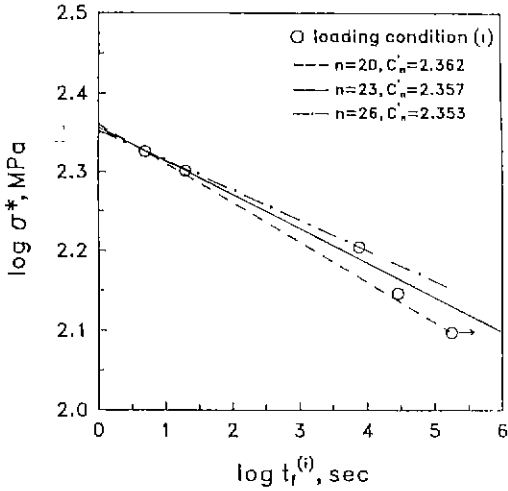


Fig. 7. Comparisons of experimental data with theoretical lines for loading condition (i). The dashed, solid and dash-dotted lines, respectively, are obtained from (11), with $n=20, 23$ and 26 and $C_n'=2.362, 2.357$ and 2.353 .

$$= \left[\frac{2}{n-2} \right] \left[\frac{K_{IC}^n}{AY^n} \right] a_n^{(2-n)/2} \quad (12)$$

이제, 일축 인장-압축 반복하중 조건하의 압축응력이 균열의 진전에 미치는 영향이 없다고 가정하여 위의 가정으로부터 구한 이론치와 하중조건 (ii)의 실험치를 비교함으로써 가정의 타당성을 조사하고자 한다. 따라서, 식 (12)의 적분항을 인장응력 영역에 대해서만 적분하면 다음과 같이 쓸 수 있다¹³⁾.

$$\frac{1}{2\pi} \int_0^\pi \sin^n \theta \, d\theta = \frac{1}{2\pi} B \left[\frac{n+1}{2}, \frac{1}{2} \right] \approx \frac{1}{(2\pi n)^{1/2}} \left[1 + \frac{1}{4n} + \frac{1}{32n^2} + \dots \right]^{-1} \quad (13)$$

여기서, $B(x, y)$ 는 베타함수(beta function)를 나타낸다. 따라서, 식 (10), (12) 및 (13)으로부터 하중조건 (ii)의 파괴수명 $t_f^{(ii)}$ 와 σ^* 의 관계를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$(\sigma^*)^n t_f^{(ii)} = (2\pi n)^{1/2} \left[1 + \frac{1}{4n} + \frac{1}{32n^2} + \dots \right]^{-1} \cdot \left[\sum_{m=0}^{n/2} \frac{n!}{4^m (n-2m)! (m!)^2} \right] \left[\frac{1}{2} \right]^n C_n \quad (14)$$

식 (14)는 반복 압축응력이 균열의 진전에 미치는 영향이 없다고 가정하여 구하였으므로 하중조건 (i)에

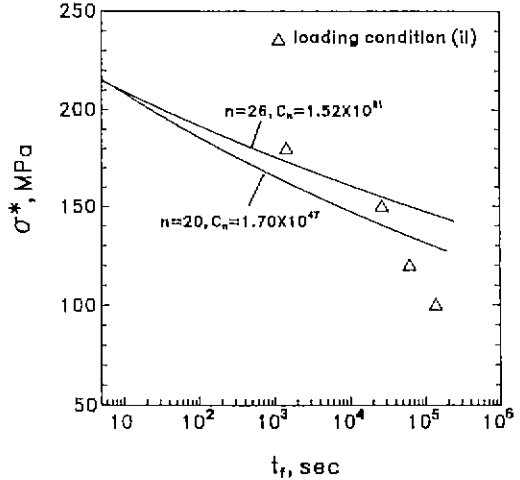


Fig. 8. Comparisons of experimental data with theoretical curves for loading condition (ii). The upper and lower solid curves, respectively, are obtained from (14), with $n=26, C_n=1.52 \times 10^{61}$ and $n=20, C_n=1.70 \times 10^{67}$.

서와 같은 C_n 과 n 값을 사용할 수 있다.

Fig. 8은 식 (14)로부터 구한 계산치와 하중조건 (ii)에서 구한 Al_2O_3 실험치의 비교를 나타낸다. 실선들은 식 (14)와 하중조건 (i)에서 구한 $n=20, C_n=1.70 \times 10^{67}$ 과 $n=26, C_n=1.52 \times 10^{61}$ 을 사용하여 구한 계산치를 각각 나타낸다. 여기서 계산치들은 $\sigma^* > 150$ MPa 영역에서는 실험치와 비교적 잘 일치하나, $\sigma^* < 150$ MPa 영역에서는 실험치와 차이가 큼을 알 수 있다.

한편, Yamauchi 등¹⁶⁾은 단순 반복 굽힘실험보다 방향전환 반복 굽힘실험에서 더 작은 상수 n 값을 갖는다고 보고하였다 또한, Ko¹⁰⁾는 Al_2O_3 시편의 회전 굽힘실험치와 Yamauchi 등¹⁶⁾의 실험치를 비교검토하여 상수 n 의 값은 실험조건에 따라서는 다른 값을 갖으나, 같은 실험조건에서는 하중의 크기에는 무관하게 같은 값을 갖는다고 보고하였다. 따라서, Fig. 8의 비교로부터 식 (14)가 실험치와 잘 일치하기 위해서는 반복응력의 크기에 따라 n 의 값이 변화되어야 하는 문제점이 야기된다. 따라서, 반복 인장-압축 하중조건하의 압축응력은 Al_2O_3 의 피로 파괴거동에 영향을 미침을 알 수 있다.

4.2. 평균 균열 진전속도의 계산

Guin¹¹⁾은 반복 인장-압축하에서 Al_2O_3 인장시편의 파괴거동을 해석하기 위하여 다음과 같이 평균 균열 진전속도 \bar{v} 를 정의하여 사용하였다. 즉,

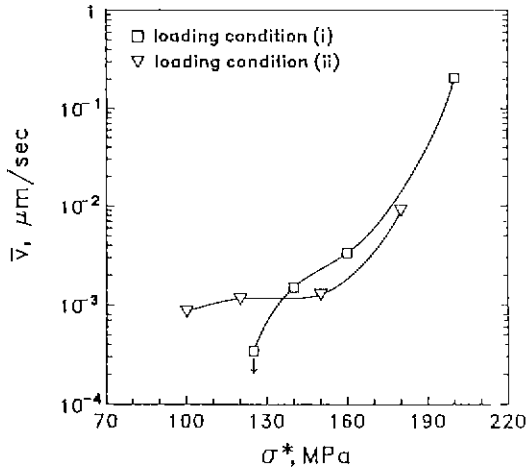


Fig. 9. Relationships between σ^* and \bar{v} obtained from experimental data and (19) under loading conditions (i) and (ii).

$$\bar{v} = \frac{a_r - a_0}{t_r} \quad (15)$$

한편, Griffith의 파괴이론¹⁷⁾으로부터 일축 반복응력 σ^* 하의 모우드 I 파괴조건은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\sigma^* = \frac{1}{Y} \left[\frac{2E\gamma}{a_r} \right]^{1/2} \quad (16)$$

여기서 E와 γ 는 각각 탄성계수와 유효 표면에너지이다.

본 논문에서 사용한 Al_2O_3 인장시편의 정확한 형상계수 Y를 결정하기는 어려우므로 다음과 같이 원형 균열의 형상계수¹⁸⁾를 사용하여 하중조건에 따른 균열의 진전속도를 정성적으로 비교하고자 한다. 즉,

$$Y = \left[\frac{\pi}{4(1-\nu^2)} \right]^{-1/2} \quad (17)$$

본 실험에서 구한 Al_2O_3 시편의 탄성계수 $E=370$ GPa, 프와송 비 $\nu=0.255$ 및 고순도 Al_2O_3 의 유효 표면에너지¹⁹⁾ $\gamma=2.4$ Jm⁻²를 사용하면 식 (16)과 (17)로부터 최대 반복응력 σ^* 와 파괴시의 균열의 크기 a_r 의 관계를 구할 수 있다. 즉,

$$(\sigma^*)^2 a_r = 1.492 \quad (18)$$

따라서, 식 (15)와 (18)로부터 평균 균열 진전속도 \bar{v} 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\bar{v} = \frac{1}{t_r} \left[\frac{1.492}{(\sigma^*)^2} - a_0 \right] \quad (19)$$

Table 2. Experimental and Theoretical Data for Al_2O_3 Specimens Under Loading Conditions (i) and (ii)

Loading condition	σ^* (Mpa)	t_r (sec)	a_r (μ m)	\bar{v} (μ m/sec)
(i)	212	5	33	
	200	20	37	.2050
	160	7620	58	0.0033
	140	28880	76	0.0015
	125	180030	95	0.0003
(ii)	180	1430	46	0.0090
	150	26230	66	0.0013
	120	61230	104	0.0011
	100	136120	149	0.0009

파괴시의 균열의 길이 $a_r=33$ μ m는 인장 파괴강도 $\sigma^*=212$ MPa와 식 (18)로부터 구할 수 있다. 이 값은 평균 입자크기보다 약간 큰 값이나, 반복하중의 경우에 비해 단순 인장에 의한 파괴에서는 균열의 성장이 거의 무시할 정도로 작으므로 식 (19)에서 $a_0 \approx 33$ μ m로 가정하여도 무방할 것이다.

Fig. 9는 하중조건에 따른 \bar{v} 와 σ^* 의 관계를 나타낸다. 여기서, \square 와 ∇ 는 각각 하중조건 (i)과 (ii)에 대하여 식 (19)로부터 구한 계산치를 나타내며 편의상 실선으로 연결하였다. 또한, 하중조건에 따른 실험치와 식 (18) 및 (19)로부터 구한 a_r 와 \bar{v} 의 계산치를 Table 2에 나타내었다. 여기서, 평균 균열 진전속도는 하중조건에 관계없이 반복응력의 증가에 따라 증가함을 알 수 있다. $\sigma^* > 140$ MPa의 범위에서는[‡] 평균 균열 진전속도가 하중조건 (ii)보다 (i)에서 약간 큰 값을 갖는다. 또한, $\sigma^* < 140$ MPa의 범위에서는 평균 균열 진전속도가 하중조건 (i)보다 (ii)에서 큰 값을 가짐을 알 수 있다. 하중조건 (ii)의 평균 균열 진전속도는 $\sigma^* = 110$ MPa 부근에서 급격히 저하되어 σ^* 의 감소에 따라 \bar{v} 가 완만하게 감소함을 알 수 있다. 따라서, 하중조건 (ii)의 $\sigma^* \leq 150$ MPa 영역에서는 반복 압축응력이 균열의 진전속도에 영향을 미침을 알 수 있다.

하중조건에 따른 반복응력-파괴수명의 관계 및 평균 균열 진전속도의 비교를 통하여 인장-압축 반복하중하의 압축응력이 균열 진전에 큰 영향을 미침을 알 수 있다.

[‡] $\sigma^* = 140$ MPa는 편의상 선택된 값으로서 실험치의 부족으로 인해 정확한 값은 아니지만, 이 부근의 반복응력에서 σ^* 가 감소함에 따라 하중조건 (ii)의 \bar{v} 가 하중조건 (i)의 경우보다 큼을 알 수 있다.

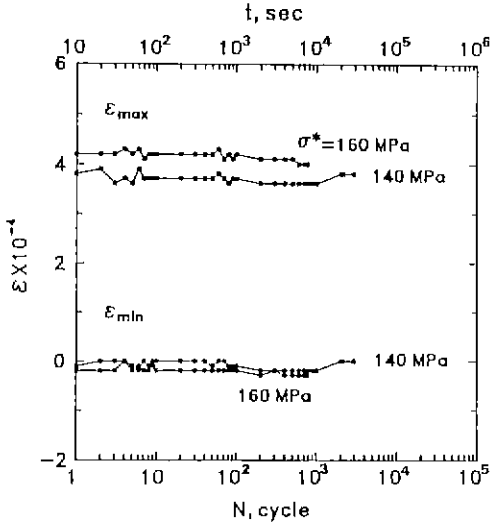


Fig. 10. Variations of the maximum and minimum strains under loading condition (i) when $\sigma^* = 160$ MPa and 140 MPa.

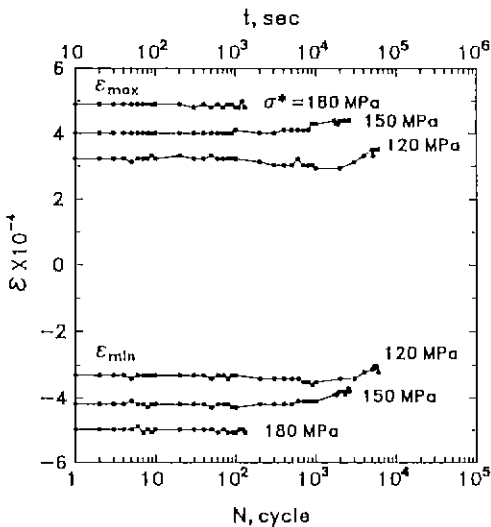


Fig. 11. Variations of the maximum and minimum strains under loading condition (ii) with various σ^* .

그러나, 반복 압축응력이 균열진전에 미치는 정확한 원인을 규명하기는 쉽지 않다.

4.3. 반복 인장-압축하의 압축응력의 영향

구조용 세라믹은 압축 파괴강도가 인장 파괴강도보다 10배 이상 크므로 반복 압축하중이 파괴거동에 미치는 영향에 관한 연구는 현재까지 문헌상에 별로 관심있게 제 28 권 제 9 호(1991)

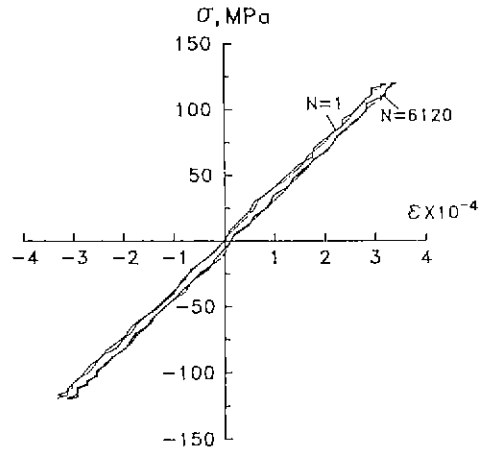


Fig. 12. Uniaxial stress-strain relations during tension-compression cycling at $N=1$ and 6120 under loading condition (ii) when $\sigma^* = 120$ MPa.

보고되지 않았다 최근에, Ewart와 Suresh²⁰⁾는 노치를 갖는 Al_2O_3 시편의 반복 압축실험에서 안정한 균열의 성장(stable crack growth) 거동을 보였다. 이러한 균열의 성장은 압축응력의 제하시에 균열의 선단부에서 발생하는 잔류 인장응력에 기인한다고 보고하였다.

Fig. 10은 하중조건 (i)의 반복 회전수 N 에 따른 최대 (ϵ_{max}) 및 최소 변형률(ϵ_{min})을 각각 나타낸다. 이 변형률들은 약간의 변화는 보이나 파괴시까지 거의 일정하게 유지되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 11은 하중조건 (ii)의 반복 회전수에 따른 ϵ_{max} 및 ϵ_{min} 을 각각 나타낸다. $\sigma^* = 180$ MPa의 경우에는 하중조건 (i)에서와 같이 변형률은 거의 변화가 없음을 알 수 있다. 그러나, $\sigma^* = 150$ MPa와 120 MPa의 경우에 1000회 이상의 반복 회전수에서는 최대 및 최소 변형률이 반복 회전수에 따라 모두 증가하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 12는 하중조건 (ii)의 $\sigma^* = 120$ MPa에서의 응력-변형률의 관계를 나타낸다. 여기서 $N=1$ 과 6120은 각각 최초 및 파괴 직전의 반복 회전수를 나타내며, $N=1$ 과 6120에서 탄성계수의 변화는 거의 없음을 알 수 있다. 반복 회전수가 $N=6120$ 일 때는 응력이 완전히 제하되어도 시편 내부에 잔류 인장변형률이 존재함을 알 수 있다. 이러한 잔류 인장변형률은 압축응력의 제하시에 균열 선단부에 발생하는 잔류 인장응력과 입자면의 손상에 의한 미세한 입자가루가 균열을 채움으로 일어남을 추측할 수 있다²⁰⁾. 따라서 Fig. 12의 $\sigma^* = 150$ MPa와 120 MPa에서 최대 및 최소 변형률이 반복 회전수에 따라 증가함은 압축응력의 제하시의 잔류 인장응력에 기인함

을 알 수 있다.

5. 결 론

Al₂O₃ 인장시편을 사용하여 일축 인장-제하와 일축 인장-압축의 반복 하중조건에 따른 실험과 이론적 해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 반복응력과 파괴수명의 관계는 하중조건에 따라 다름을 알 수 있었다. 파단면은 하중조건에는 거의 무관하며 반복응력이 큰 경우에는 입계파괴, 작은 경우에는 입내파괴의 경향을 보였다.

(2) 인장-제하 반복하중에서 구한 Al₂O₃의 파괴수명과 반복응력의 관계는 균열 진전 속도로부터 계산한 결과와 잘 일치하였다. 반복 인장-압축에서는 반복 압축응력이 균열의 진전에 영향을 미침을 알 수 있었다.

(3) 하중조건에 따른 평균 균열 진전속도의 비교로부터 반복 인장-압축에서 반복응력이 작은 경우 ($\sigma^* \leq 150$ MPa)에는 반복 압축응력이 균열의 진전에는 큰 영향을 미침을 알 수 있었다.

(4) 인장-압축 반복하중의 $\sigma^* \leq 150$ MPa 범위에서는 반복 회전수에 따른 거시적인 잔류 인장 변형률을 볼 수 있으며, 이는 입축응력의 제하시 균열 선단부에 발생하는 잔류 인장응력과 입계의 손상에 의함을 추측할 수 있었다.

REFERENCES

1. L.J. Broutman and R.H. Cornish, "Effect of Polyaxial Stress States on Failure Strength of Alumina Ceramics." *J. Am Ceram. Soc.*, **48**, 519 (1965).
2. L.J. Broutman, S.M. Krishnakumar, and P.K. Mallick, "Effects of Combined Stresses on Fracture of Alumina and Graphite," *ibid.*, **53**, 649 (1970).
3. M. Adams and G. Sines, "Determination of Biaxial Compressive Strength of Sintered Alumina Ceramic," *ibid.*, **59**, 300 (1976).
4. M.G. Stout and J.J. Petrovic, "Multiaxial Loading Fracture of Al₂O₃ Tubes: I, Experiments," *ibid.*, **67**, 14 (1984).

5. J.J. Petrovic and M.G. Stout, "Multiaxial Loading Fracture of Al₂O₃ Tubes: II, Weibull Theory and Analysis." *ibid.*, **67**, 18 (1984).
6. K. Ikeda and H. Igaki, "Fracture Criterion for Alumina Ceramics subjected to Triaxial Stresses," *ibid.*, **67**, 540 (1984).
7. 김기태, 서정, 조윤호, "알루미나 튜브의 인장/비틀림 조합하중하의 파괴거동," 한국요업학회지, **28**(1) (1991).
8. 김기태, 서정, "알루미나 튜브의 복합하중 파괴에 미치는 압축응력의 영향," 한국요업학회지, **28**(10) (1991).
9. D.A. Krohn and D.P.H. Hasselman, "Static and Cyclic Fatigue Behavior of a Polycrystalline Alumina," *J. Am. Ceram. Soc.*, **55**, 208 (1972).
10. H.N. Ko, "Fatigue Strength of Sintered Al₂O₃ Under Rotary Bending," *J Mater Sci Lett.*, **5**, 464 (1986).
11. F. Guu, "Cyclic Fatigue of Polycrystalline Alumina in Direct Push-Pull," *ibid.*, **13**, 1357 (1978).
12. A.G. Evans, "Fatigue in Ceramics," *Int. J. Fract.*, **16**, 485 (1980).
13. A.G. Evans and E.R. Fuller, "Crack Propagation in Ceramic Materials Under Cyclic Loading Conditions," *Metallurgical Transactions*, **5**, 27 (1974).
14. K.E. Aeberli and R.D. Rawlings, "Effect of Simulated Body Environments on Crack Propagation on Alumina." *J Mater. Sci. Lett.*, **2**, 215 (1983).
15. M.J. Reece, F. Guu, and M.F.R. Sammur, "Cyclic Fatigue Crack Propagation in Alumina under Direct Tension-Compression Loading," *J. Am Ceram. Soc.*, **72**, C348 (1989).
16. Y. Yamauchi, S. Sakai, M. Ito and S. Ito. *Proceedings of the 27th Japan Congress on Materials Research*, 235 (1984).
17. A.A. Griffith, "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids," *Phil Trans. Royal Society of London*, **A221**, 163 (1920).
18. I.N. Sneddon, "The Distribution of Stress in the Neighbourhood of a Crack in an Elastic Solid," *Proc. Roy. Soc. London A*, **187**, 229 (1946).
19. R.W. Davidge and G. Tappin, "The Effects of Temperature and Environment on the Strength of two Aluminas." *Proc. Brit. Ceram. Soc.*, **15**, 47 (1970).
20. L. Ewart and S. Suresh, "Crack Propagation in Ceramics under Cyclic Loads," *J. Mat. Sci.*, **22**, 1173 (1987).