

〈논 문〉

세라믹의 비대칭 크리프 거동

임희진* · 정진원* · 한동빈** · 김기태***

(1995년 12월 12일 접수)

Asymmetric Creep Behavior of Ceramics

H. J. Lim, J. W. Jung, D. B. Han and K. T. Kim

Key Words : Asymmetric Creep(비대칭 크리프), Alumina(알루미나), Bending(굽힘), FEM(유한요소 해석법), Cavity(공동)

Abstract

Asymmetric creep behaviors of ceramics under high temperature were investigated. Based on the Norton's power-law creep equation, multidirectional creep equations were proposed for general geometric loading conditions. The proposed equations were implemented into finite element program (ABAQUS) to simulate creep behaviors of ceramics in complicated loading conditions. The calculated results were compared with experimental data for uniaxial compression of Si-SiC C-ring and flexure of Si-SiC and Al_2O_3 in the literature. The finite element results agreed well with experimental data when the principal stresses are smaller than the threshold stress for creep damage. A good agreement was also obtained for damage zone in Si-SiC bending creep specimen compared with experimental data.

1. 서 론

구조용 세라믹은 고온에서 높은 강도, 높은 인성 그리고 우수한 열충격 저항성과 내산화 및 내부식성 등의 좋은 특성을 갖고 있다. 이러한 특성으로 인하여 세라믹은 고온에서 강도를 요구하는 곳에 적당한 소재로 유망하다.^(1,2) 이 같은 고온 구조용 소재들은 용융점의 1/2를 상회하는 온도에서 주로 사용하게 되며 이러한 고온에서는 크리프 거동을 하게 된다. 따라서 고온 크리프에 의한 파괴가 중요한 문제가 되며, 크리프에 의한 응력의 재분포와 이에 따른 손상부분을 아는 것이 설계 시에 필요하다.

일반적으로 금속의 크리프 반응은 인장과 압축에서 동일한 하중이 가해질 때 변형률속도가 같은 것으로 알려져있다. 그에 반해 세라믹이나 두개의 상을 가진 세라믹 복합체의 경우 미소균열이나 공동의 생성으로 인하여 압축 크리프에서 보다 인장 크리프에서 변형률속도가 빠른 거동을 하게 된다. 이같이 비대칭 크리프 거동을 하는 세라믹들로는 monolithic SiC,⁽³⁾ SiALON,⁽⁴⁾ 알루미나와 탄화규소⁽⁵⁾ 및 휘스커로 강화된 질화규소⁽⁶⁾등이 있다. 이 같은 세라믹들은 기존의 인장/압축에서의 대칭 크리프 거동 관계식들을 사용하지 못하고 새로운 크리프 거동 관계식을 필요로 하게 된다.

세라믹의 인장 크리프의 경우에는 재료의 손상을 유발하는 응력에서 변화되는 쌍일차(bilinear) 역수법칙을 따르고 압축에서는 인장에서와는 다른 쌍일차 역수법칙을 적용하게 된다. Chuang과 Wiederhorn⁽⁷⁾은 장시간의 크리프가 일어나는 실제

*포항공과대학교 대학원

**산업과학기술연구소

***회원, 포항공과대학교 기계공학과

적인 구조물에서는 아주 큰 응력이 작용하지 않는다고 가정하여 쌍일차 거동을 단일 멱수법칙으로 단순화하였다. 그러나 최근 Chuang과 Wiederhorn⁽⁸⁾은 단순화된 멱수법칙식을 사용하지 않고 완전한 형태의 쌍일차 거동식을 사용하여 C-ring의 압축 크리프 실험에서 단순 처짐보 이론을 이용하여 공동(cavity) 발생지역과 응력의 재분포와 변형률 등을 예측하고 실험치와 비교하였다. 또한, Chuang 등⁽⁹⁾은 일반적인 응력상태에서의 크리프법칙을 정의하고 C-ring의 경우에 대해서 이 크리프법칙을 사용하여 유한요소해석을 하였다.

본 논문에서는 고온 구조용 세라믹 부품의 크리프 변형시 복잡한 형상과 하중상태를 고려하기 위한 일반적인 3차원 비대칭 크리프 방정식을 제안하고 이를 유한요소해석에 적용하였다. 알루미늄의 굽힘 크리프, Si-SiC C-ring 압축 및 굽힘크리프에 대한 유한요소해석의 결과를 해석해 및 실험치와 비교검토 하였다.

2. 이 론

일반적인 하중하에서 세라믹 구조물의 크리프 변형을 해석하기 위하여 3차원 크리프 방정식이 필요하다. 통상적으로 세라믹은 인장 크리프에서 압축 크리프의 경우보다 약 20배 이상 빠른 변형률속도를 보인다. 이와 같은 특성으로 인하여 아직까지 세라믹의 3차원 비대칭 크리프 거동에 대한 크리프 구성 방정식에 관한 이론은 잘 확립되어 있지 않다.⁽⁹⁾

간단한 정하중시험시 발생하는 크리프 변형은 주로 응력, 시간, 온도에 영향을 받는데, 특히 일정한 온도에서 정상상태의 크리프 변형의 경우에 있어서는 크리프 변형률속도를 응력만의 함수로 표현할 수 있다.⁽¹⁰⁾ Chuang 등⁽⁹⁾은 절대값이 가장 큰 주응력에 의하여 변형거동이 지배된다는 가정하에 Norton의 멱수크리프법칙을 사용하여 나타낸 대칭

크리프 구성방정식을 단순히 확장하여 일반적인 비대칭 크리프 구성방정식을 다음과 같이 표현하였다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_i &= \frac{3}{2} A_i \bar{\sigma}^{n_i-1} (\sigma_i - \sigma_v), \quad i=1, 2, 3 \\ A_i &= A_t, \quad n_i = n_t \quad \text{for } \sigma_{\max} > 0 \\ A_i &= A_c, \quad n_i = n_c \quad \text{for } \sigma_{\max} < 0 \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, $\dot{\epsilon}_i$ 는 주변형률속도, σ_i 는 주응력, σ_{\max} 는 절대치가 가장 큰 주응력, $\sigma_v = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$, A_i, n_i 는 인장 크리프계수들이고 A_c, n_c 는 압축 크리프계수들이다.

이와 같은 방법은 주응력의 크기가 뚜렷히 서로 다른 경우에 있어서는 큰 문제가 발생하지 않지만, 미소한 차이를 갖는 인장 주응력과 압축 주응력이 동시에 작용하는 경우에 있어서는 크기가 가장 큰 주응력에 의하여 변형거동이 지배되기 때문에 실제의 응력상태를 정확하게 해석할 수 없게 된다. Fig. 1은 서로 비슷한 크기의 주응력이 작용하나 그중 인장 주응력이 미소하게 큰 경우와 압축 주응력이 미소하게 큰 경우에 대하여 각각 표현되는 변형률을 나타냈다. 거의 비슷한 응력상태를 갖는 이와 같은 경우에 Chuang 등⁽⁹⁾의 모델은 판이하게 다른 응력상태를 예측함으로써 주응력 크기가 비슷한 임계영역에서 부정확한 해가 구해질 수 있다는 것을 알 수 있다. 실제 오랜 시간 변형하는 크리프의 수치해석시에는 매 순간의 변형률이 누적되어 전체 변형률이 계산되기 때문에 주응력 크기가 비슷한 임계영역에서 나타날 수 있는 오차가 여러번 누적될 수 있으므로 이러한 오차를 쉽게 무시할 수 없다.

이러한 문제점을 해결하기 위하여 주응력방향으로 회전한 좌표계에서 응력상태를 고려하게 되면 전단 성분의 영향없이 단순히 주응력만을 고려하게 되어 일축응력의 경우에 대한 크리프법칙을 일반

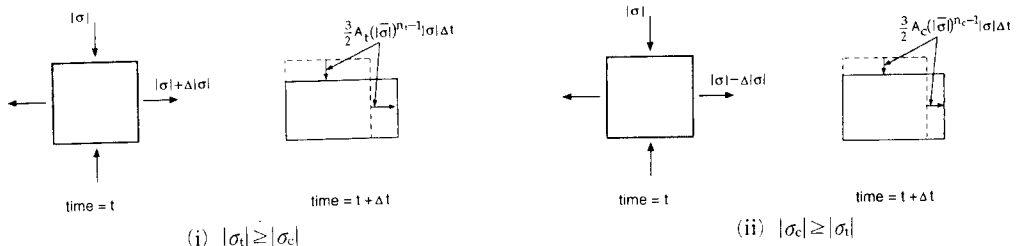


Fig. 1 Plane stress states interpreted by the Chuang et al.'s model,⁽⁹⁾ note $\Delta\sigma \ll \sigma$

적인 3차원으로 확장하는데 용이하다.

일반적인 3차원 크리프 거동의 식을 쓰면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_1 &= \Psi_1\sigma_1 + \Psi_2\sigma_2 + \Psi_3\sigma_3 \\ \dot{\epsilon}_2 &= \Psi_4\sigma_1 + \Psi_5\sigma_2 + \Psi_6\sigma_3 \\ \dot{\epsilon}_3 &= \Psi_7\sigma_1 + \Psi_8\sigma_2 + \Psi_9\sigma_3 \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, Ψ_i 는 재료상수이다.

비압축성을 가정하고 주응력의 1축 방향으로 일축하중을 가하는 경우를 고려하면 주응력의 2와 3축의 방향으로는 등방성을 가지므로 $\dot{\epsilon}_2 = \dot{\epsilon}_3$ 이며 비압축성으로부터 $\dot{\epsilon}_1 = -(\dot{\epsilon}_2 + \dot{\epsilon}_3) = -2\dot{\epsilon}_2$ 가 된다. 따라서 $\Psi_1 = -2\Psi_4 = -2\Psi_7$ 가 된다. 주응력의 2와 3축에 대해서도 같은 방법을 적용하면 식 (2)는 다음과 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_1 &= \Psi_1\sigma_1 - \frac{\Psi_2}{2}\sigma_2 - \frac{\Psi_3}{2}\sigma_3 \\ \dot{\epsilon}_2 &= -\frac{\Psi_1}{2}\sigma_1 + \Psi_2\sigma_2 - \frac{\Psi_3}{2}\sigma_3 \\ \dot{\epsilon}_3 &= -\frac{\Psi_1}{2}\sigma_1 - \frac{\Psi_2}{2}\sigma_2 + \Psi_3\sigma_3 \end{aligned} \quad (3)$$

여기서, 식 (3)의 Ψ_i 는 σ_i 의 부호에 따라 대칭 크리프에서의 Ψ 를 사용하여⁽¹⁰⁾ 멱수크리프법칙에 적용하면 식 (3)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_1 &= A_1 \bar{\sigma}^{n_1-1} \sigma_1 - \frac{1}{2} A_2 \bar{\sigma}^{n_2-1} \sigma_2 - \frac{1}{2} A_3 \bar{\sigma}^{n_3-1} \sigma_3 \\ \dot{\epsilon}_2 &= -\frac{1}{2} A_1 \bar{\sigma}^{n_1-1} \sigma_1 + A_2 \bar{\sigma}^{n_2-1} \sigma_2 \\ &\quad - \frac{1}{2} A_3 \bar{\sigma}^{n_3-1} \sigma_3 \\ \dot{\epsilon}_3 &= -\frac{1}{2} A_1 \bar{\sigma}^{n_1-1} \sigma_1 - \frac{1}{2} A_2 \bar{\sigma}^{n_2-1} \sigma_2 \\ &\quad + A_3 \bar{\sigma}^{n_3-1} \sigma_3 \\ A_i &= A_t, \quad n_i = n_t \quad \text{for } \sigma_i > 0 \\ A_i &= A_c, \quad n_i = n_c \quad \text{for } \sigma_i < 0 \end{aligned} \quad (4)$$

식 (4)를 실제 수치해석에 적용하여 주응력방향으로 좌표를 변환하여 주응력벡터를 구할 경우 미소한 수치오차를 동반할 수 있다. 이러한 오차가 누적되면 이론상으로는 존재하지 않는 전단응력이 생기게 되어 평형방정식을 잘 만족시키지 못하게 되고 특히 복잡한 형상이나 하중상태에서 식 (4)에 대해서만 수치해석을 하면 해를 구하기가 어려운 경우가 생기게 된다. 따라서, 주응력방향으로 좌표를 변환할 때 생길 수 있는 주응력벡터의 오차성분에 의한 전단응력의 영향을 보정하기 위하여 주변

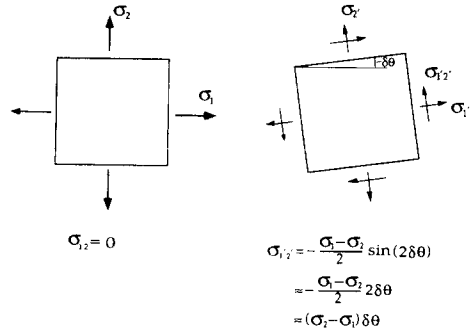


Fig. 2 Plane stress state by infinitesimal rotation $\delta\theta$ relative to the principal axis direction

형물에 대한 멱수크리프법칙을 확장하여 전단변형률에 대한 멱수크리프법칙을 식 (5)로 가정하였다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{12} &= \{A_1 B_{12} \bar{\sigma}^{n_1-1} + A_2 B_{21} \bar{\sigma}^{n_2-1}\} \sigma_{12} \\ \dot{\epsilon}_{23} &= \{A_2 B_{23} \bar{\sigma}^{n_2-1} + A_3 B_{32} \bar{\sigma}^{n_3-1}\} \sigma_{23} \\ \dot{\epsilon}_{31} &= \{A_3 B_{31} \bar{\sigma}^{n_3-1} + A_1 B_{13} \bar{\sigma}^{n_1-1}\} \sigma_{31} \\ B_{12} &= \frac{\sigma_1}{\sigma_1 - \sigma_2}, \quad B_{23} = \frac{\sigma_2}{\sigma_2 - \sigma_3}, \quad B_{31} = \frac{\sigma_3}{\sigma_3 - \sigma_1} \\ B_{21} &= \frac{\sigma_2}{\sigma_2 - \sigma_1}, \quad B_{32} = \frac{\sigma_3}{\sigma_3 - \sigma_2}, \quad B_{13} = \frac{\sigma_1}{\sigma_1 - \sigma_3} \end{aligned} \quad (5)$$

여기서, σ_1 는 이론적인 주응력방향에서의 응력이고, σ_i' 는 수치해석으로부터 구해진 주응력방향에서의 응력을 나타낸다.

Fig. 2에서 나타낸 바와 같이 응력상태가 주응력방향에서 $\delta\theta$ 로 미소회전되었을 경우 미소회전된 각 $\delta\theta$ 는 전단응력과 두 주응력차의 비로 나타낼 수 있음을 알 수 있다. 즉, 전단응력은 각각의 주응력에 가중치 $\delta\theta$ 를 부여함에 따라 표현될 수 있다. 따라서 주변형률속도는 주응력의 크기에 비례한다는 멱수크리프법칙을 확장하여 생각하면 부록에 나타낸 바와 같이 전단변형률속도를 식 (5)와 같이 표현할 수 있다.

3. 유한요소해석

식 (4)와 (5)를 유한요소해석에 적용하여 알루미늄 나 굽힘 시편과 Si-SiC C-ring 시편 및 굽힘시편에 대해서 유한요소해석으로 구한 계산치를 문헌에 발표된 실험치와 비교 검토하였다. 세라믹은 취성이 매우 강하므로 소성변형은 고려하지 않고 탄성변형과 크리프 변형만을 고려하였다. 쌍일차 (bilinear) 크리프 거동을 고려하기 위하여 식 (4)

Table 1 Creep parameters used in FEM

Alumina ⁽⁵⁾ (AD94)		
	n	A (s ⁻¹)
Tension	5.6	2.972×10^{-17}
Compression	1.7	5.555×10^{-13}
Si-SiC ⁽⁹⁾ (KX01)		
Tension ($0 < \sigma < 100$ MPa)	4	5×10^{-17}
Tension ($\sigma > 100$ MPa)	10	5×10^{-29}
Compression ($\sigma < -200$ MPa)	10	5×10^{-30}
Compression (-200 MPa $< \sigma < 0$)	4	5×10^{-18}

의 크리프계수 A_i 와 n_i 를 Table 1의 응력범위에 따라 사용하였다. 본 논문에서는 ABAQUS⁽¹¹⁾의 UMAT 서브루틴을 사용하여 유한요소해석을 하였다.

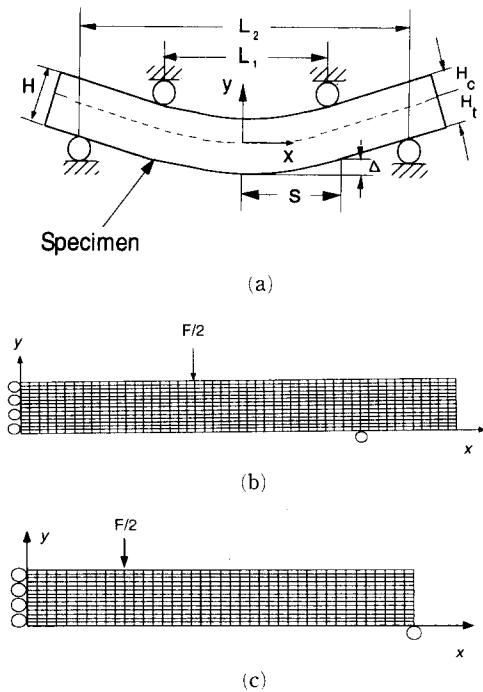


Fig. 3 (a) A schematic drawing of four point bending test (b) finite element meshes for alumina bending specimen (c) finite element meshes for Si-SiC bending specimen

3.1 알루미늄

Fig. 3(a)는 실험치⁽⁵⁾와 비교하기 위하여 유한요소해석에 사용한 세라믹의 4점 굽힘 크리프시편과 하중조건을 나타낸다. Fig. 3(b)은 알루미늄(AD94)의 굽힘 크리프 해석을 위해 사용한 유한요소격자를 나타낸다. 평면응력조건을 적용하였고 좌우대칭이므로 시편의 오른쪽 절반만을 해석하였다. x방향으로 50개의 요소와 y방향으로 14개의 요소를 사용하였고, 요소의 종류는 CPS2D8(2D plane stress solid 8-node biquadratic element)이다.

경계조건은 문헌상의 알루미늄 실험치에서 탄성응력이 시간에 따라 비선형적인 재분포의 과정을 가지는 영역을 해석하기 위하여 최대 굽힘응력이 30~60 MPa이 되도록 하중을 가하였고, $x=0$ 에 위치한 절점들은 x 면에 대칭인 조건($u_x = \psi_y = \psi_z = 0$)을 적용하였고, $x=20, y=0$ 에 위치한 절점은 $u_y = 0$ 의 조건을 적용하였다.

여기서, 크리프계수들은 Ferber 등⁽⁵⁾이 구한 값을 사용하였고 Table 1에 나타내었다. 크리프의 쌍일차 거동은 일어나지 않는다고 가정하였다.

3.2 Siliconized SiC

Fig. 4(a)는 실험치⁽⁸⁾와 비교하기 위하여 유한요소해석에 사용한 Si-SiC (KX01) C-ring 압축시편의 형상과 하중조건을 나타낸다. 본 논문에서는 Chuang 등⁽⁹⁾이 사용한 C1시편과 동일한 치수와 하중조건을 갖는 C-ring 압축시편을 고려하였다. 시편의 폭 6.44 mm, 내부반경 15.975 mm 및 외부반

경 19.025 mm이고 압축하중 P는 86.24 N이다. Fig. 4(b)는 C-ring 압축시험편의 유한요소격자를 나타낸다. 상하 대칭이므로 윗부분만 선택하였고 하중 작용점의 오른쪽 부분은 하중을 받지 않으므로 포함하지 않았다. 또한, 두께방향으로도 대칭이므로 두께의 절반만 선택하여 3차원 해석을 하였다. 원심 방향으로 6개의 요소와 원주방향으로 40개의 요소 및 두께 방향으로 2개의 요소를 사용하였고 요소의 종류는 C3D20R (3D solid 20-node quadratic, reduced integration element)을 사용하였다.

경계조건은 $x=0, y=R_2$ 에 위치한 절점에서 P/2의 하중을 균일하게 나누어 가하고 앞서 언급한 대칭조건으로 $z=0$ 인 모든 절점에서 z면 대칭조건

($u_y = \psi_x = \psi_z = 0$), $y=0$ 인 모든 절점에서 y면 대칭조건($u_y = \psi_x = \psi_z = 0$) 및 강체운동을 방지하기 위하여 $x = -R_2, y=0, z=0$ 에 위치한 절점에 $u_x = 0$ 조건을 부가하였다. 여기서 크리프계수들은 Chuang 등⁽⁹⁾이 사용한 값을 사용하였고 Table 1에 나타내었다. 또한, 압축에서의 쌍일차 거동을 고려하여 해석을 하였다.

또한 Chuang과 Wiederhorn⁽⁷⁾이 조사한 굽힘 크리프하의 공동 발생영역의 실험결과와 비교하기 위하여 Si-SiC 시험편의 굽힘 크리프 거동을 해석하였다. Fig. 3(c)에서와 같이 x방향으로 40개의 요소와 y방향으로 14개의 요소를 사용하였고 사용한 요소의 종류는 CPS2D8이다.

경계조건은 $x=5, y=3$ 인 절점에 초기 최대 굽힘응력 250 MPa이 되도록 하중을 가하고 $x=0$ 에 위치한 절점들은 x면 대칭조건($u_x = \psi_y = \psi_z = 0$)을 부가하고 $x=20, y=0$ 에 위치한 절점은 $u_y = 0$ 의 조건을 부가하였다. 사용한 계수 값은 Table 1에 나타내었고 인장과 압축 크리프 모두에서 쌍일차 거동을 고려하였다.

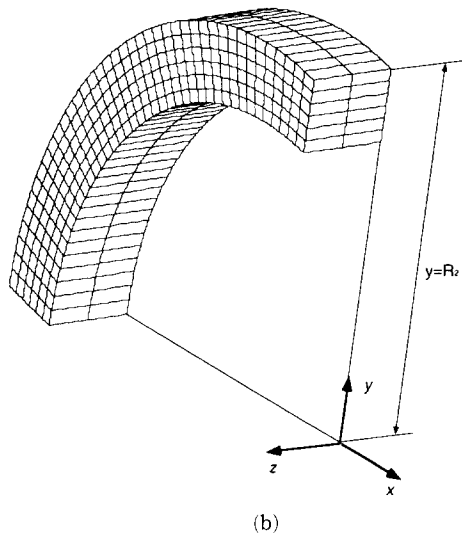
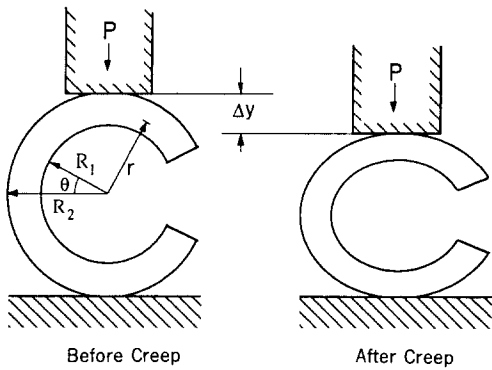


Fig. 4 (a) A schematic drawing of C-ring compression test (b) Finite element meshes for Si-SiC C-ring compression specimen

4. 결과 및 고찰

4.1 알루미늄

Fig. 5는 굽힘시험편내에 작용하는 시간에 따른 응력분포를 나타내고 있다. 초기에 작용하던 30 MPa의 탄성응력은 시간이 지남에 따라 점차 비선형적으로 재분포하면서 중립축이 압축영역으로 이동하는 것을 볼 수 있다. 약 200시간이 경과하면 응력

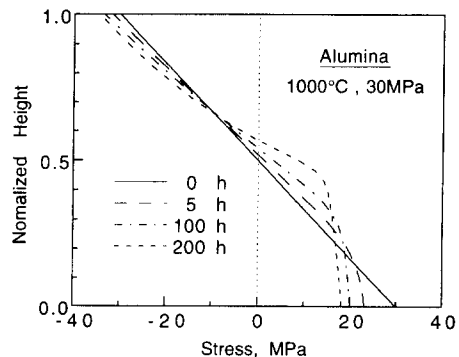


Fig. 5 Time evolution of stress distribution in the cross-section of an alumina bending specimen under initial flexural stress of 30 MPa

의 분포가 더 이상 거의 변하지 않는 정상상태에 이르게 된다.

Fig. 6은 초기 최대 굽힘응력 60 MPa이 작용하는 굽힘시편에 200시간 경과한 후 작용하는 응력분포를 나타내는 유한요소해석 결과와 엄밀해⁽⁷⁾의 비교를 나타내고 있다. 유한요소해석 결과와 해석해가 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 7은 초기 최대 굽힘응력이 각각 50과 60 MPa하에서 시간에 따른 최대 굽힘 변형률의 변화를 나타내는 실험치⁽⁶⁾와 유한요소해석 결과의 비교를 나타내고 있다. 초기 굽힘응력 50 MPa의 경우에는 실험치와 유한요소해석 결과가 아주 잘 일치하나 60MPa 경우에서는 큰 차이를 보이고 있다. 이는 알루미나 인장 크리프실험⁽⁵⁾시 30 MPa

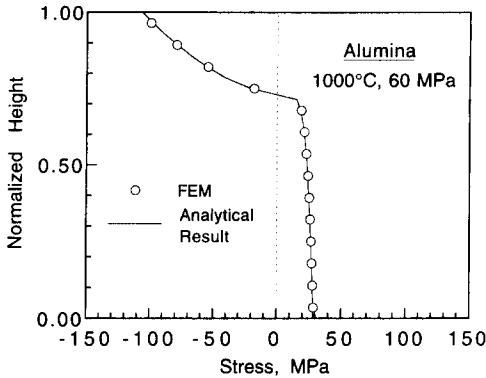


Fig. 6 Comparison of analytical result and finite element calculation for stress distribution in the cross-section of an alumina bending specimen under initial flexural stress of 60 MPa

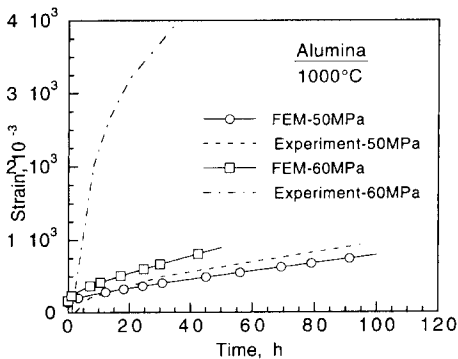


Fig. 7 Comparisons of finite element calculations and experimental data for creep strain vs. time relations of an alumina bending specimen under initial flexural stress of 50 and 60 MPa

주위에서 약간의 시간 경과후 파괴되는데, 초기 최대 굽힘응력이 60 MPa일때 Fig. 6에서 시편내의 최대 인장응력이 30 MPa정도 됨을 볼 수 있다. 따라서 시편 단면의 최대인장응력지점에서 발생하는 미소파괴로 인하여 실제 실험에서 유한요소해석 결과보다 변형률속도가 3~4배 증가하는 것으로 그 차이를 설명할 수 있다.

4.2 Siliconized SiC

Fig. 8은 C-ring 시편의 $y=0, z=0$ 인 단면에서 시간에 따른 응력의 분포를 나타내는 유한요소해석의 결과이다. 약 100시간이 지나면 응력분포가 정상상태가 되며 인장응력이 100 MPa 이상인 영역은 시편내에 발생하지 않음을 알 수 있다. 또한 유한요소해석의 결과로부터 C-ring 시편의 하중점의 처짐속도 $1.06 \mu\text{m/h}$ 를 예측하였는데 이는 실험치⁽⁸⁾ $1.08 \mu\text{m/h}$ 와 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 9는 Chuang과 Wiederhorn⁽⁷⁾이 조사한 초기 굽힘응력이 250 MPa인 굽힘시편에 대한 공동 발생

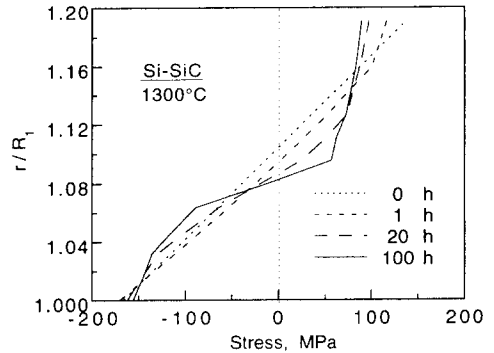


Fig. 8 Time evolution of principal stress distribution at the cross-section $y=0, z=0$ of a Si-SiC C-ring compression specimen

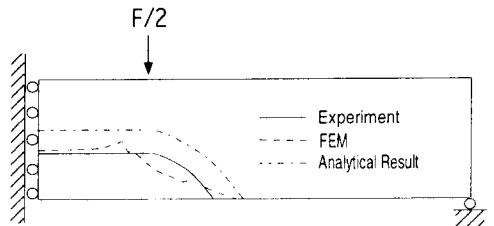


Fig. 9 Comparison of finite element calculation, analytical result,⁽⁷⁾ and experimental data for cavitation zone of a Si-SiC bending specimen under initial flexural stress of 250 MPa

영역의 실험치와 엄밀해⁽⁷⁾ 및 유한요소해석 결과를 비교하고 있다. 유한요소해석 결과는 실험치와 잘 일치함을 볼 수 있다. 여기서, 공동발생 영역은 100 MPa 이상의 인장응력이 작용하는 영역을 나타내며, 이는 Si-SiC(KX01) 시편이 인장응력 100 MPa에서부터 공동의 성장속도가 갑자기 커지기 때문이다.

5. 결 론

본 논문에서는 임의의 형상과 하중조건에서 고온 크리프 거동을 예측하기 위한 세라믹의 비대칭 크리프 모델을 제안하고 알루미늄의 굽힘크리프와 Si-SiC의 굽힘 크리프 및 C-ring 압축 크리프에 대하여 유한요소해석을 수행하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 굽힘 크리프에서 구한 응력분포로부터 수치 해석을 통해 구한 엄밀해와 유한요소해석의 결과는 잘 일치함을 알았다.

(2) 제안한 비대칭 크리프 모델은 굽힘크리프와 C-ring 압축 크리프에서 하중에 따른 크리프 변형률을 잘 예측하였다.

(3) 굽힘 크리프하의 Si-SiC 굽힘시편내의 공동 발생 영역에 대한 실험치와 유한요소해석 결과가 잘 일치하였다.

참고문헌

(1) Dorre, E. and Hubner, H., 1984, *Alumina, Processing, Properties, and Applications*, Springer-Verlag, New York.

(2) Katz, R. N., 1985, "Application of High Performance Ceramics in Heat Engine Design," *Mater. Sci. Eng.*, Vol. 71, p. 227~249.

(3) Krause, R. F. and Chuang, T. -J., 1991, "A Test Method for Tensile Creep of Structural Ceramics Using Flexural Beams," *Ceramic Today-Tomorrow's Ceramics*, Edited by P. Vincenzini. Elsevier Science Publishers B. V., p. 1865~1874.

(4) Chen, C. F. and Chuang, T. -J., 1990, "Improved Analysis for Flexural Creep with Application to Sialon Ceramics," *J. Am. Ceram. Soc.*, Vol. 73, No. 8, p. 2366~2373.

(5) Ferber, M. K., Jenkins, M. G. and Tennery, V. J., 1990, "Comparison of Tension, Compression, and Flexural Creep for Alumina and Silicon Nitride Ceramics," *Ceram. Eng. Sci. Proc.*, Vol. 11, No. 7, 8, p. 1028~1045.

(6) Hockey, B. J., Wiederhorn, S. M., Liu, W., Baldon, J. G. and Buljan, S. -T., 1991, "Tensile Creep of Whisker-Reinforced Silicon Nitride," *J. Mat. Sci.*, Vol. 26, p. 3931~3939.

(7) Chuang, T. -J., and Wiederhorn, S. M., 1988, "Damage-Enhanced Creep in a Siliconized Silicon Carbide: Mechanics of Deformation," *J. Am. Ceram. Soc.*, Vol. 71, p. 595~601.

(8) Chuang, T. -J. and Wiederhorn, S. M., 1991, "Steady-State Creep Behavior of Si-SiC C-Rings," *J. Am. Ceram. Soc.*, Vol. 74, p. 2531~2537.

(9) Chuang, T. -J., Wang, Z. -D. and Wu, D., 1992, "Analysis of Creep in a Si-SiC C-Ring by Finite Element Method," *J. Eng. Mat. Tech.*, Vol. 114, p. 311~316.

(10) Boyle, J. T. and Spence, J., 1983, *Stress Analysis for Creep*, Butterworths.

(11) *ABAQUS User's I and II Manual*, Hibbitt, Karlsson and Sorensen, 1992.

부 록

전단응력 σ_{12} 은 식 (A1)로 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_{12} &= \frac{\sigma_1}{\sigma_1 - \sigma_2} \sigma_{12} - \frac{\sigma_2}{\sigma_1 - \sigma_2} \sigma_{12} \\ &= -\sigma_1 \frac{\sigma_{12}}{\sigma_2 - \sigma_1} + \sigma_2 \frac{\sigma_{12}}{\sigma_2 - \sigma_1} \end{aligned} \quad (A1)$$

여기서, Fig. 2의 관계로부터,

$$\delta\theta = \frac{\sigma_{12}}{\sigma_2 - \sigma_1}$$

으로 나타낼 수 있으므로, 식 (A1)은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_{12} = \sigma_1(-\delta\theta) + \sigma_2\delta\theta \quad (A2)$$

한편, 일정한 온도의 정상상태에서는 $\dot{\epsilon}$ 이 σ 에 비례하므로, 식 (A2)를 이용하여 전단 변형률속도를 다음과 같이 가정한다.

$$\dot{\epsilon}_{12} = \dot{\epsilon}_1(-\delta\theta) + \dot{\epsilon}_2(\delta\theta) \quad (\text{A3}) \quad = (A_1 B_{12} \bar{\sigma}^{n_1-1} + A_2 B_{21} \bar{\sigma}^{n_2-1}) \sigma_{12} \quad (\text{A4})$$

식 (A3)에 맥스웰법칙을 대입하여 정리하면,

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{12} &= A_1 \bar{\sigma}^{n_1-1} \sigma_1 (-\delta\theta) + A_2 \bar{\sigma}^{n_2-1} \sigma_2 (\delta\theta) \\ &= A_1 \bar{\sigma}^{n_1-1} \sigma_1 \frac{\sigma_{12}}{\sigma_1 - \sigma_2} + A_2 \bar{\sigma}^{n_2-1} \sigma_2 \frac{\sigma_{12}}{\sigma_2 - \sigma_1} \end{aligned}$$

로 나타낼 수 있다. 식 (A4)는 수치해석으로 구해진 주응력방향과 이론적인 주응력방향의 미소한 차이($\delta\theta$)로 인하여 생기는 미소한 전단응력의 영향을 보정한다.