

# 단섬유강화 세라믹 복합재료의 크립 모델링

김진  
한국기계연구소 복합재료실



●1955년생  
●복합재료역학을 전공하였으며, 현재 금속복합재료제조공정과 우주용 복합재료, 구조물개발을 하고 있고, 항공 및 자동차용 복합재료구조물개발에 관심을 가지고 있다.

## 1. 머리말

세라믹은 재료자체의 특성상 고온에서의 강도유지, 화학적인 안정성, 금속에 비해 낮은 밀도, 그로 인한 높은 비강도, 강성 등의 장점으로 인하여 최근에 있어서 가장 주목받는 공업용 신소재의 하나이다. 실제로 세라믹은 전자분야에서의 기능적인 재료로서 뿐만 아니라, 세라믹 엔진, 세라믹 로켓 엔진등의 구조용 신소재로서도 활용되고 있다. 그러나 구조용으로 활용되는데 있어서 가장 장애가 되고 있는 것은 세라믹의 낮은 파괴인성( $K_{Ic}=0.5\sim 5MPa\ m^{1/2}$ )인데, 세라믹 복합재료는 이런 세라믹의 낮은 파괴인성치를 증가시키는 방법의 하나로 활발히 연구진행되고 있다.

세라믹 복합재료의 활용은 일반적으로 고온 환경이다. 따라서, 고온에서의 세라믹 복합재료의 파괴거동을 이해하는 것은 세라믹 복합재료의 신뢰성 증진을 위하여 필수적이다. 그러나, 고온에서의 파괴거동인 세라믹 복합재료의 크립파괴(creep fracture)는 상온에서의 파괴거동과 비교하여 복잡한 기구를 가지게 된다. 즉, 크립거동시 미세조직 손상으로 균열이 발생되어 성장되고 합성되어 파괴에 이르게 된다<sup>(1)</sup>. 그러므로, 크립파괴의 결정적인 요인이 되는 것은 크립거동시의 변형이다. 그러나, 실험적으로 크립거동을 이해하고 그 기구를 규명하

기에는 많은 시간과 노력이 필요하므로, 세라믹복합재료의 고온에서의 크립거동을 모델링해석을 통하여 규명하고자 하는 많은 시도가 되고 있다.

현재까지 섬유보강 복합재료의 크립거동 모델링 해석은 여러 연구자<sup>(2~7)</sup>에 의하여 시도되어 왔으나, 대부분 보강섬유와 기지재료의 계면상태를 완전결합(perfect bonding)으로 가정하여 고분자와 금속복합재료에 적용하여 해석하였다. 그러나, 세라믹 복합재료는 특성상 계면상태가 화학적으로 완전결합되어 있으면 파괴인성증가 효과를 기대할수 없으며<sup>(8)</sup>, 고분자 및 금속복합재료에 비해 구성재료사이의 강성비가 낮아서 하중이 복합재료 전체에 가해질때 기지재료가 단순히 응력완화(stress relaxation)에 의한 보강섬유와 보강섬유사이의 하중전달 역할만하는 것으로 간주할수 없다. 그러므로 여기서는 세라믹 복합재료의 구성재료에 따른 특성과 상온에서의 파괴를 고찰하고 아울러 온도에 따라 변화하는 계면특성을 살펴 크립모델 해석시 사용되는 방법중의 한가지인 미세역학(micromechanics)을 사용하여 세라믹복합재료의 고온에서의 크립거동을 살펴보고자 한다.

## 2. 세라믹 복합재료의 특성

고온에서의 세라믹복합재료 파괴거동을 알기

위하여 먼저 간략하게 세라믹 복합재료의 특성을 살펴보면, 세라믹 복합재료는 파괴인성이 낮은 세라믹을 개선하기 위한 방법중의 하나인데 다른 인성증가방법인 상변환(phase transformation)에 비해 균일한 성질을 얻을 수 있다고 간주된다. 세라믹과 세라믹 복합재료의 기계적 성질을 절대적으로 비교할 수 없으나, 적합한 구성재료와 안정된 제조공정으로 제조된 세라믹 복합재료는 세라믹에 비해 파괴인성이 20%에서 200%이상까지 증가시킬 수 있다. 표 1은 그 대표적인 예를 보여주고 있는데, 여기서 강도와 파괴인성은 서로 상반관계를 가지고 있으나 그 관계는 파괴시의 균열 크기에 따라 달라져서 직선적이 되지 않는 것이다.

보강섬유 강화로 얻어지는 파괴인성 증가기구(mechanism)는 여러가지로 추측되고 있는데 그림 1에 그 기구들을 예시하였다. 그림 1(a)는 응력을 받는 균열 끝에서 보강섬유(particle)의 상변환에 의한 인성증가 기구이고 그림 1(b)는 미세균열(microcrack)발생으로 강도는 저하되나 파괴인성은 증가되는 경우이고 (c)의 경우는 균열 전파시 균열끝단이 보강

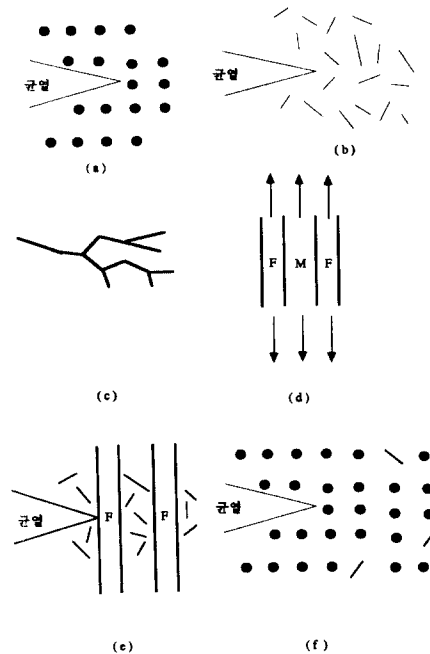


그림 1 세라믹 복합재료의 파괴인성 증가기구 (mechanism)

섬유 계면에서 트위스팅(twisting), 피닝(pinning)등에 의해 가지화(branching)하여 파괴에너지가 감소되어 인성이 증가되는 경우이다. (d)는 보강섬유(F)의 강성이 기지재료(M)보다 높아 하중이 기지재료에서 보강섬유로 전이되는 기구이고 (e)의 경우는 (b)와 (d)의 기구가 합성된 경우이다. (f)는 균열끝단에 미세균열발생으로 (a)보다 상변환 발생영역이 넓어져 파괴인성이 증가되는 경우이다.

취성이 높은 세라믹 복합재료에 있어서는 파괴시 보강섬유가 기지재료에서 분리(debonding)되고, 뽑혀지는데(pull-out), 이때 중요한 역할을 하는 특성은 계면에서의 강도이다. 세라믹 복합재료는 계면결합이 일반적으로 화학적 결합이 아닌 불완전 결합이라 응력이 가해질때 미끄럼이 계면에서 발생되는데<sup>(6)</sup>, 이 계면에서의 미끄럼계수는 상온에서의 값이 고온까지 유지되지 않아 (SiC/Glass 경우 1000°C 이상에서 10배증가) 상온에서의 파괴기구와 고

표 1 세라믹 및 세라믹 복합재료의 기계적 성질

재 료	강도 (10 <sup>3</sup> psi/MPa)	파괴인성 (K <sub>IC</sub> , MPa m <sup>1/2</sup> )
세라믹		
SiO <sub>2</sub>	10/70	0.5
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	50~100/350~700	4
B <sub>4</sub> C	50/350	4
ZrO <sub>2</sub>	20~50/140~350	2.5
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	100~125/700~860	5
세라믹 복합재료		
ZrO <sub>2</sub> crystals (partially stabilized)	200/1400	6
10%ZrO <sub>2</sub> /Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	100/700	8
30%BN/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	50/350	6~9
50%C/B <sub>4</sub> C	30/200	3.5
SiC/Glass	50~100/350~700	20

온에서의 파괴기구를 같은 방식으로 해석하기 용이치 않게 한다.

### 3. 복합재료 크립 모델링

세라믹 복합재료의 고온에서의 파괴거동은 크립 파괴형태로 나타나는데, 고온에서 응력을 받았을 때 순차적으로 균열이 발생되어 성장되면서 주위의 다른 균열과 합성되어 거시적인 파괴를 가져온다<sup>(1)</sup>. 거시적인 파괴에 영향을 미치는 요인은 다양하나 일반적으로 크게 존재하는 결함의 크립성장(slow creep growth)과 크립에 의한 균열합성으로 생긴 균열의 성장진행이다. 그러므로, 고온에서의 파괴거동을 정량적으로 이해하기 위해서는 크립자체를 먼저 해석적으로 시도하는것이 요구된다. 복합재료의 크립거동은 다른 성질 규명에 비하여 상대적으로 덜 알려져 있고 제한적으로 모델링해석 시도가 행하여졌다. 거시적인 해석방법으로는 체적률(rule of mixture)을 근간으로하여 복합재료와 기지재료, 보강섬유의 변형률( $\epsilon$ )이 모두 같다고 보고 보강섬유와 기지재료의 크립관계식을 power law라 가정하고 대입하면

$$\sigma_c = V_f C_1 \dot{\epsilon}_f^{1/f} + V_m C_2 \dot{\epsilon}_m^{1/m} \quad (1)$$

여기서  $\sigma_c$ 는 복합재료응력,  $V_f$ ,  $V_m$ 은 각각 보강섬유, 기지재료체적률,  $C_1$ ,  $C_2$ 는 상수이고 아래첨자  $f$ 와  $m$ 은 보강섬유와 기지재료를 나타낸다. 아울러  $1/f$ 과  $1/m$ 은 power law에 따른 각각 구성재료의 상수이다.

체적률에 의한 복합재료 크립모델의 제한점으로는 보강섬유가 크립변형을 하지 않는다는 가정이며, 또한 거시적인 해석방법이므로 단섬유보강복합재료에 있어서 적용상 문제점이 있다<sup>(5)</sup>. 단섬유 보강 복합재료의 크립거동시는 언급한 보강섬유자체의 크립변형 뿐만 아니라 보강섬유와 보강섬유 끝단의 응력집중을 간과할수 없는데 거시적인 해석방법인 체적률로서는 이것을 고려할수 없다. 미시적인 해석방법으로는 두가지 다른 재질이 포함된 재료의 응

력과 변형률에 대한 해석을 중첩법(superposition)개념으로 시도한 Eshelby방법<sup>(6)</sup>이 복합재료 크립모델에 시도되었으나 이방법은 계면이 완전결합시에만 해석가능하다. 이에 반해 불완전 계면 상태에 대한 고려가능성 있는 간단한 해석 방법은 Kelly<sup>(2)</sup>가 제시한 크립거동의 shear-lag해석이 있는데, 이경우는 보강섬유자체의 크립을 고려하여 보강섬유 크립거리(fiber creeping length)를 정하고, 아울러 단섬유보강 복합재료 경우는 보강섬유의 길이에 따라 한계형상비(critical aspect ratio=보강섬유길이/보강섬유직경)를 구하여 이값보다 클경우와 작을 경우의 응력분포를 구별하여 해석할수 있어 적용가능 범위가 넓다.

### 4. Advanced Shear-Lag 모델

보강섬유 끝단과 끝단사이의 하중전달이 고려된 advanced shear-lag 모델<sup>(9)</sup>을 기본적으로 채택하고 Kelly<sup>(2)</sup>가 제시한 보강섬유크립거리를 고려하여 한방향으로 정렬된 단섬유보강 세라믹 복합재료의 크립거동 해석을 시도하였다. Shear-lag 모델해석에서 일반적으로 무시된 기지재료의 하중부담 역할을 세라믹 복합재료에서는 고려하였는데, 그 이유는 세라믹 복합재료의 구성에서는 보강섬유와 기지재료의 강성비가 낮으므로 기지재료의 물성이 무시할수 없

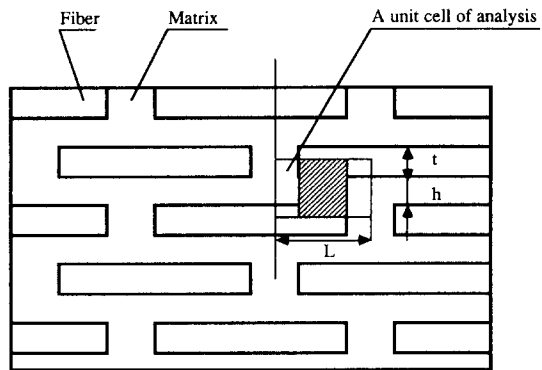


그림 2 크립 해석용 advanced shear-lag 모델

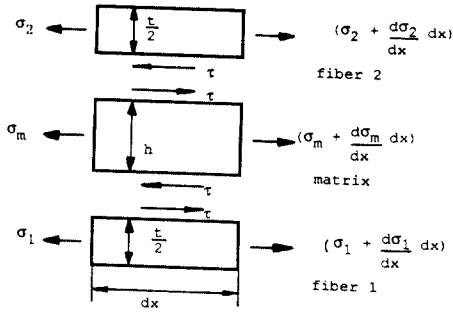


그림 3 단위 모델에 대한 자유평형도

을 정도이며 아울러, 세라믹 기지재료의 취성 거동으로 기지재료의 전단변형으로 인한 보강섬유간의 하중전달 역할을 기대할 수 없기 때문이다. 그림 2는 이상화 시킨 세라믹 복합재료 모델과 단위 모델(unit cell)을 보여주고 있다. 이 단위모델에 대한 자유평형도(free body diagram)은 그림 3에 도시하였다.

4.1 기본방정식

그림 3과 같은 단위모델에 대한 자유평형도를 근거로 x축에 대한 응력분포를 알기위해 다음과 같이 네가지의 기본방정식이 요구된다.

- (가) 평형방정식 (equilibrium equations)
- (나) 응력과 변위 관계식 (strain-displacements)
- (다) 변형률 성립방정식 (compatibility of strain)
- (라) 응력과 변형률 관계

Advanced shear-lag 모델은 x축에 수직인 변형률을 무시하는 유사 1차원해석이므로 (가)~(다)는 상대적으로 간단하나, 크립해석에 있어서 (라)는 해석하려는 세라믹 복합재료를 SiC whisker보강 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>복합재료로 가정하면, 이 세라믹 복합재료의 구성재료에 대한 각각의 응력과 변형률의 관계를 실험에 의하여 얻은 결과<sup>(10,11)</sup>를 근거로 다음과 같은 power law관계식이 된다.

$$\dot{\epsilon} = A' \left( \frac{\sigma}{G} \right)^n \exp\left( -\frac{Q}{RT} \right) \quad (2)$$

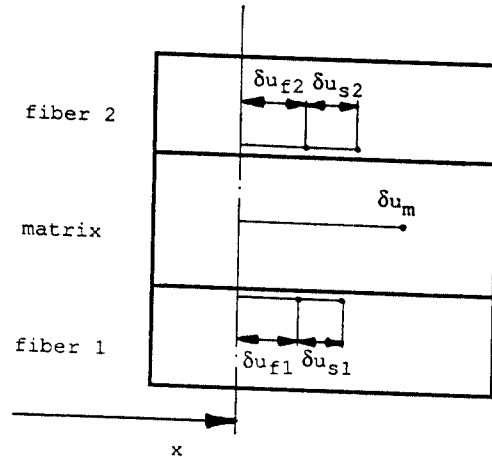


그림 4 단위 시간당 단위 모델안에서의 변위

여기서 A'와 n은 상수이며 Q는 활성화에너지 (activation energy), R은 기체상수, T는 절대온도, G는 전단강성도이다.

세라믹 복합재료는 고분자나 금속복합재료와는 달리 계면에서의 결합이 완전치 않다고 가정을 하면 기지재료의 전단변형률은 계면에서의 보강섬유와 기지재료의 변형속도의 차이라고 할수 있으며 이러한 불완전계면에 대한 가정은 실험적으로 계면에서의 미끄럼발생으로 입증할 수 있다<sup>(12)</sup>. 그러므로 계면에서의 변형속도  $\dot{u}_i$ 는 그림 4에서 보여주듯이 크립에 의한 보강섬유 변형속도  $\dot{u}_f$ 와 계면에서의 미끄럼속도  $\dot{u}_s$ 의 합으로 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{u}_i = \dot{u}_f + \dot{u}_s \quad (3)$$

아울러

$$\dot{u}_s = \eta (\dot{u}_m - \dot{u}_f) \quad (4)$$

로 가정을 하면  $\eta$ 는 미끄럼계수로  $0 < \eta < 1$  범위에 있다.

복합재료 전체의 크립은 Kelly<sup>(2)</sup>와 Amir-bayat<sup>(13)</sup>의 방법과 같이 보강섬유의 크립변형률은 기지재료에 비해 적고 크립은 보강섬유의 중간부위 부터 시작된다고 가정을 하고 복합재료 계면부위에서의 변형은 미끄럼이 있다고 가정을 하면 그림 5와 같이 표현된다. 그림 6은

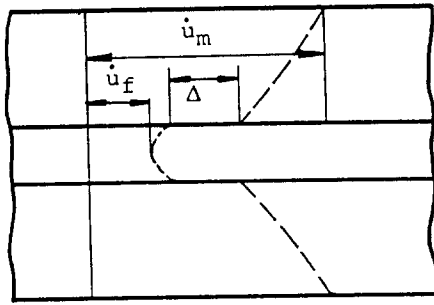


그림 5 크립이 일어나는 복합재료에서의 실제변형

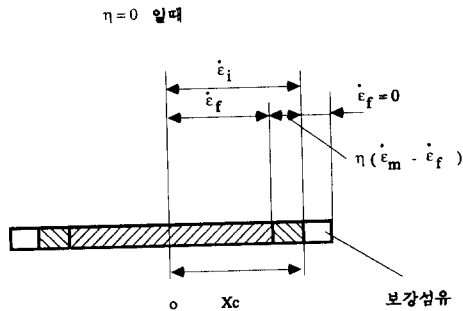


그림 6 미끄럼이 있는 계면에서의 보강섬유크립 거리

이런 조건에서의 보강섬유 주변의 변형을 보여 주고 있는데 여기서 보강섬유 중간 부위 즉  $x < X_c$ 에서는  $\dot{\epsilon}_i = \dot{\epsilon}_m$ , 그리고 보강섬유 끝단  $x > X_c$ 에서는  $\dot{\epsilon}_f = 0$ 로 간주된다. 여기서  $X_c$ 는 보강섬유 크립 거리이며 보강섬유 끝단에서 이 위치까지의 크립 변형률은 0이다. 이것을 수식으로 표현하면

$$\dot{u}_i = \dot{\epsilon}_m x \quad (x < X_c) \quad (5)$$

$$\dot{u}_i = \dot{\epsilon}_m X_c \quad (x > X_c) \quad (6)$$

그림 4로 근거로 식 (3)과 식 (4)에서 기지재료의 전단변형률과 전단응력은 각각 다음과 같이 구해진다.

$$\dot{\gamma}_m = \frac{(1-\eta)}{h} \{ (\dot{u}_m - \dot{u}_{f2}) - (\dot{u}_{f1} - \dot{u}_m) \} \quad (7)$$

$$\tau_m = \frac{C_2}{2} \left[ \frac{1-\eta}{2h} \{ (\dot{u}_m - \dot{u}_{f2}) - (\dot{u}_{f1} - \dot{u}_m) \} \right]^{n-1/2} \quad (8)$$

### 4.2 해석방법 (Method of Solutions)

앞절에서와 같이 복합재료 각 구성재료에서의 응력과 변형률의 관계식을 유도하여 평형방정식에 대입하면 비선형 형태의 응력분포와 변형률간의 관계식을 얻을 수 있다. 비선형 관계식을 풀기 위하여 유한차분법을 기초로한 반수치해석 방법을 여러 작은 구역간으로 나누어진 단위모델에 적용한다. 단위 모델안의 작은영역 (sub-domain)에서는 경계면에서 변형률변위의 연속적인 변화로 인한 경계조건을 이용하여 각각의 작은영역내의 해석해를 구할수 있게 된다. 아울러, 보강섬유의 최대변형은  $x=L-X_c$ 에서 발생한다는 가정에서 보강섬유크립거리  $X_c$ 를 구하고, 최종적으로 각각의 작은영역에서 구한 응력과 변형률은 단위 모델에 대한 평균적인 값을 적분하여 구한다. 아울러, 단위 모델을 가지고 해석함에 있어서 같은 보강섬유 체적률에 대해 단위 모델안에서 보강섬유의 기하학적 배열은 두가지형태로 나타나는데 여기서는 그림 7의 (a)와 (b)같이 두 경우를 전부 고려하였다.

### 5. 결과 및 제언

앞절에서 구한 해석해의 필요방정식을 SiCw/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 복합재료에 실제로 적용하여 각각의 영향인자가 크립 거동에 미치는 결과를 고찰하였다. 먼저, 보강섬유크립거리의 도입은 해석을 용이하게 하였는데, 해석의 초기에 있어서 보강섬유 크립 거리의 결정은 무엇보다 우선된다. 보강섬유 크립 거리는 그림 7의 (a)

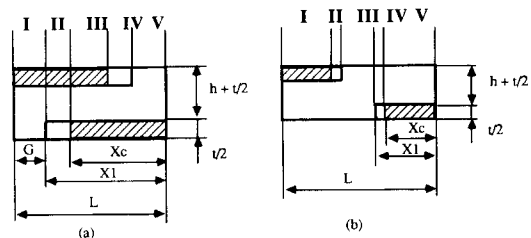


그림 7 같은 체적률에 따른 두개의 모델

와 (b)에 보여준 보강섬유 배열에 따라 큰 차이를 보이거나 보강섬유 형상비에는 큰 차이를 나타내지 않았다. 그러나, 보강섬유 크립 거리는 단위 모델안의 응력분포에 큰 영향을 미친다. 그림 8은 그 관계를 보여주고 있다. 이웃하는 보강섬유 끝단사이의 거리  $g$ (그림 7)는 이 간격의 응력집중으로 단위모델의 전체적인 변형증가로 가져온다. 여기서는 이 간격이 보강섬유 크립 거리와 응력집중에 미치는 영향을 관찰 하였는데 계면에서의 미끄럼계수보다 보강섬유 크립 거리에 미치는 결과는 더욱 크다. 보강섬유 형상비는 다른 영향인자들과 상호작용하여 크립거동에 영향을 미치는데, 일반적으로 보강섬유 형상비가 적을때 ( $l/d < 20$ ) 보강섬유 크립 거리와 보강섬유 끝단 사이 간격의 응력집중에 미치는 영향은 매우크다. 계면에서의 임의의 미끄럼계수는 실제적으로 가정하기에는 어려운점이 있으나 지금까지의 관찰에서는 이 미끄럼계수 변화가 응력분포에 미치는 영향은 미미하다. 인자별로 얻은 응력과 변형률의 관계를 실험결과와 비교하였는데(그림 9), 실험치와 모델링해석하여 얻은 결과는 정확하게 일치되지는 않았다. 그러나, 이 비교를 통해 보강섬유간의 간격이 클수록 보강섬유에 걸리는 하중이 커져서 복합재료 전체의 변형은

적어짐을 알수 있었고, 계면에서의 미끄럼계수는 0.1~0.4사이로 간주할 수 있었다. 단위 모델내의 보강섬유 배열은 전체 크립거동에 크게 영향은 미치는것을 알 수 있었는데 그림 7의 b형상에 따른 결과는 그림 9의 수치범위 밖이므로 고려할수 없음을 알았다.

여기서 앞으로 더욱 고찰 될것을 살펴보면 계면에서의 미끄럼계수는 축방향에 수직으로 작용하는 압력에 따라 달라질수 있으므로, 그림 10과 같이 계면에서의 변형성립성 (deformation compatibility)을 고려하여 수직 작용하는 압력은 보강섬유와 기지재료의 프와송비 차에 의해 발생한다고 가정할 수 있다. 단섬유가 보강되어있는 복합재료는 보강섬유의 분포가 정렬 된것이 아니고 무질서하게 분포되

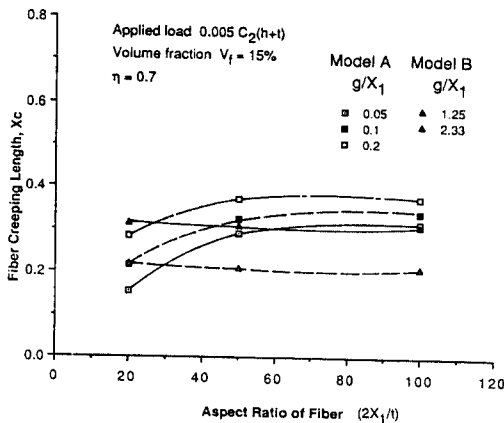


그림 8 보강섬유형상비와 보강섬유크립거리 간의 관계

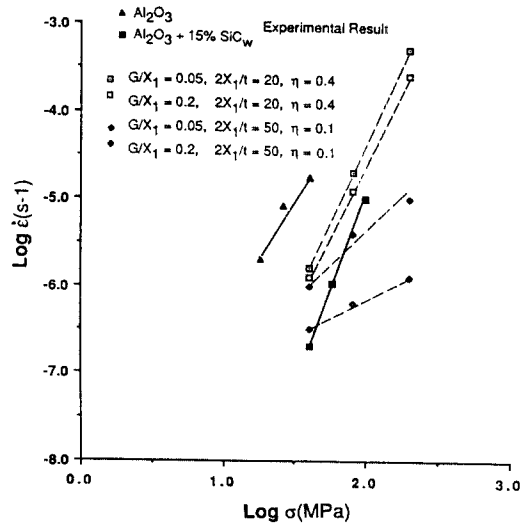


그림 9 응력과 변형률 관계 (1773°K)

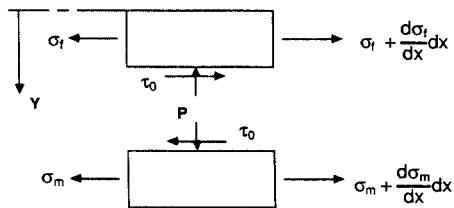


그림 10 계면에 작용하는 수직압력

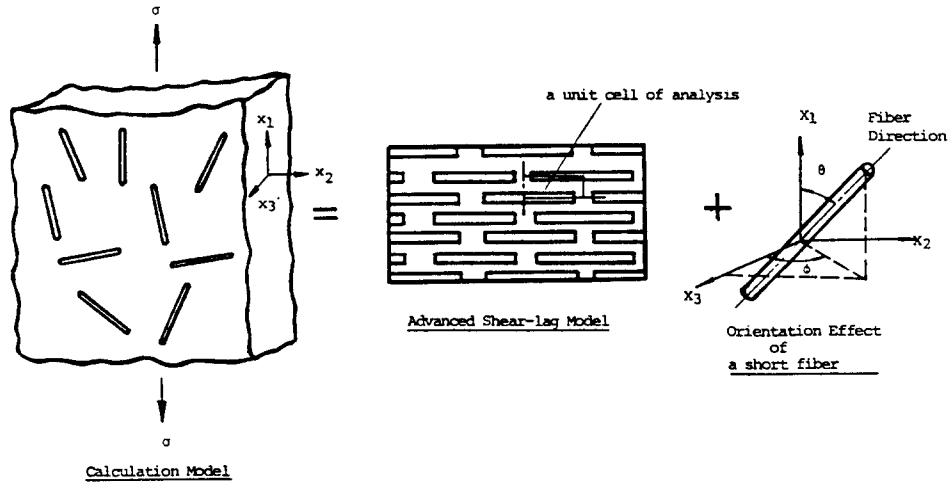


그림 11 단섬유의 방향성 효과

어 있어 실제로 이 해석방법을 적용하는 데는 제한적이거나 그림 11에 제시 된것과 같이 단섬유의 방향성효과를 일정계수화하여 적용하면 이 무질서분포 효과를 포함시킬 수 있게된다.

안된 요소를 고려하면 적용범위를 넓혀 이용가능하다.

### 6. 맺음말

세라믹 복합재료의 크립 파괴거동의 근원이 되는 크립거동에 대한 해석은 현재까지 제시되어 있는 것이 거의 전무하여, 세라믹 복합재료의 고온신뢰도는 실험에 의존되어 많은 시간과 노력이 소요된다. 여기서는 해석방법으로 advanced shear-lag 모델을 기본으로 세라믹 복합재료 특성을 고려하여 모델링 해석을 제시하였다. 여러 영향 인자들-보강섬유 형상비, 보강섬유 끝단의 간격, 계면에서의 미끄럼계수, 단위 모델안의 보강섬유 배열이 크립거동에 미치는 효과에 대해 인자변화효과(parametric study)를 관찰하여 실험에 의해 얻은 SiCw/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>의 크립 결과와 비교하였다. 모델링 해석을 통해 얻은 특정범위 내의 결과는 실험결과를 수용할 수 있으므로 이 해석방법을 세라믹 복합재료 크립거동의 한방법으로 이용할 수 있으리라 사료되며, 그림 10과 11에 제

### 참고 문헌

- (1) Dagleish, B.J. and Slamovich, E.B., 1986, "Creep Fracture of Ceramics", Advanced Materials & Processes, Vol.2, p.30.
- (2) Kelly, A. and Street, K.N., 1972, "Creep of Discontinuous Fiber Composite", Proc. Royal Soc. Lond., A.328, p.283.
- (3) Mileiko, S.T., 1970, "Steady State Creep of Composite Material with Short Fiber", J. of Material Science, 5, p.254.
- (4) Mclean, D., 1972, "Viscous Flow of Aligned Composites", J. of Material Science, 7, p.38.
- (5) Lilholt, H., 1985, "Creep of Fibrous Composite Materials", Composite Science and Technology, 22, p.277.
- (6) de Silva, A.R.T., 1968, "Atheoretical Analysis of Creep in Fiber Reinforced Composites", J. Mech. Phys. Solids, 16, p.169.

- (7) Mclean, M., 1985, "Modelling of creep Deformation in Metal Matrix Composites", Proceedings of ICCM-V, p.37.
- (8) Marshall, D.B. and Evans, A.G., 1985, "Failure Mechanism in Ceramic-Fiber/Ceramic-Matrix Composites", J. of Am. Ceramic Soc., 68, p.225.
- (9) Fukuda, H. and Chou, T.W., 1981, "An Advanced Shear-Lag Model Applicable to Discontinuous Fiber Composites", J. of Composite Materials, 15, p.79.
- (10) Chokshi, A.H. and Porter, J.R., 1985, "Creep Deformation of an Alumina Matrix Composite Reinforced with Silicon Carbide Whisker", J. Am. Ceramic Soc., 68, C-144.
- (11) Carter, Jr. C.H. and Davis, R.F., 1984, "Kinetics and Mechanisms of High Temperature Creep in Silicon Carbide", J. Am. Ceramic Soc., 67, p.409.
- (12) Sambell, R.A.J., Bowen, D.H. and Phillips, D.C., 1972, "Carbon Fiber Composites with Ceramic and Glass Matrices", J. of Materials Science, 7, p.663.
- (13) Amirbayat, J. and Hearle, J.W.S., 1969, "Properties of Unit Composites as Determined by the Properties of the Interface", Fiber Science and Technology, 2, p.123.