

충전재가 함유된 단일접치기 접착 조인트의 열적 특성에 관한 연구

김진국* · 이대길**

Thermal Characteristic of the Tubular Single Lap Adhesively Bonded Joint bonded with filler containing epoxy adhesive

Jin Kook Kim and Dai Gil Lee

Key Words : Tubular Single Lap Adhesive Joint (원형 단일접치기 접착조인트), Filler (충전재), Alumina (알루미나), Environmental Temperature (주위온도), Thermal Degradation (열화), Crack Length (균열길이)

Abstract

When an adhesive joint is exposed to high environmental temperature, the tensile load capability of the adhesive joint decreases because the elastic modulus and failure strength of structural adhesive decrease. The thermo-mechanical properties of structural adhesive can be improved by addition of fillers to the adhesive. In this paper, the elastic modulus and failure strength of adhesives as well as the tensile load capability of tubular single lap adhesive joints were experimentally and theoretically investigated with respect to the volume fraction of filler (alumina) and the environmental temperature. Also the tensile modulus of the filler containing epoxy adhesive was predicted using a new equation which considers filler shape, filler content and environmental temperature. The tensile load capability of the adhesive joint was predicted by using the effective strain obtained from the finite element analysis and a new failure model, from which the relation between the bonding length and the crack length was developed with respect to the volume fraction of filler.

1. 서론

일반적으로 조인트는 구조물의 가장 취약한 부분이 되므로, 조인트가 없는 구조물을 설계하는 것이 이상적이지만, 현실적으로 커다란 구조물은 검사, 수리, 운반, 또는 조립 등의 요인 때문에 하나의 구조물로 제작하는 것이 용이하지 못하므로, 조인트가 없는 커다란 구조물을 설계하는 것은 비현실적이다. 따라서 여러 부분들로 이루어진 구조물의 조인트 설계는 중요하며, 또한 구조물의 효율은 구조물 자체의 효율보다는 조인트 효율에 의해서 결정되는 경우가 일반적이다.^(1,2)

조인트는 기계적 조인트와 접착 조인트의 2 가

지 종류가 있다. 기계적 조인트는 볼트나 리벳 등을 이용하여 구조를 결합하고, 접착 조인트는 접합하고자 하는 피접착체를 접착제를 사용하여 체결한다. 접착 조인트는 기계적 조인트에 비하여 상대적으로 넓은 면적에 하중을 분포 시키고, 볼트나 리벳의 장착을 위한 구멍가공이 필요하지 않으며, 구조물의 무게도 거의 증가시키지 않을 뿐만 아니라 우수한 피로 특성을 가지는 반면, 피접착체의 표면처리에 세심한 주의가 필요하며, 사용환경에 영향을 받으며, 제품검사나 수리시에 분해하기 힘든 단점이 있다.^(3,4)

하중 전달을 목적으로 하는 접착 조인트의 접착강도 시험과 응력해석에 관한 많은 연구가 진행되어왔다. 또한 수지 (resin) 자체의 물성을 강화 시켜주기 위하여 충전재를 첨가하는 연구도

* 회원, 한국과학기술원 기계공학과

** 회원, 한국과학기술원 기계공학과

수행되어 왔다. Harrison 등은 평판형상의 접착제 층이 인장 하중을 받을 경우 접착층의 양 끝단에서 걸리는 응력을 계산하는 간단한 방법을 개발하였으며, 피접착체의 열팽창계수를 고려하여 성형 잔류열응력에 의해 발생하는 응력 집중 현상에 대해서 연구하였다.⁽⁵⁾ Evans 는 수지 (resin) 속의 단단한 입자가 균열의 진전을 방해하는 크랙 피닝 (Crack pinning) 효과에 대하여 연구하였다.⁽⁶⁾ 그러나 충전제가 함유된 접착체의 온도에 따른 열적·기계적 성질에 대한 연구와 고온 환경에서의 조인트강도 강화에 대한 연구는 거의 이루어지지 않았다. 따라서, 본 연구에서는 충전제가 함유된 고무 인성강화 에폭시 접착제 (rubber toughened epoxy adhesive)의 열화 (thermal degradation)에 관한 연구를 수행하였고, 충전제가 첨가된 에폭시의 균열진전 모델을 제시하고, 접착조인트의 하중전달 능력을 유한요소해석을 통하여 예측하였다.

2. 에폭시 접착제의 인장 물성

2.1 에폭시 접착제의 인장 시험

일반적으로 고무 인성강화 에폭시 접착제는 상온에서 높은 인장강도와 인장강성을 가지나, 고온 환경에서는 열화로 인하여 물성이 저하된다. 따라서 주위온도에 따른 에폭시 접착제의 열화를 측정하고, 충전제를 첨가하여 고온 환경하에서

Table 1 Mechanical properties of the epoxy adhesive (DP 460)

CTE [10^{-6} m/m $^{\circ}$ C]	59
Poisson ratio	0.4
Density [g/cm 3]	1.1
Elastic modulus [GPa]	2.7
Tensile strength [MPa]	37

Table 2 Mechanical properties of the Al $_2$ O $_3$ filler

	Alumina (Al $_2$ O $_3$)
CTE [10^{-6} m/m $^{\circ}$ C]	8.0
Poisson ratio	0.25
Density[g/cm 3]	3.8
Elastic modulus [GPa]	380
Tensile strength [MPa]	500
Shape	Sphere
Diameter [μ m]	5

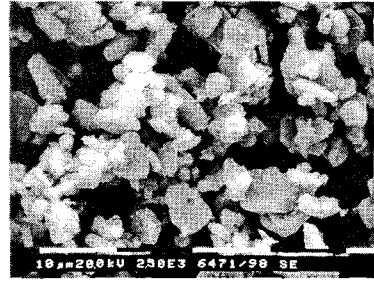


Fig. 1 Shape of Alumina filler ($\times 2500$)

에폭시 접착제의 인장물성을 높이하고자 하였다.

인장시험에 사용된 에폭시 접착제는 DP 460 (3M, US)이며, 상온 (20 $^{\circ}$ C)에서의 기계적 물성을 Table 1에 나타내었다. 충전제는 알루미늄 (Yakuri Pure Chemical, JAPAN)이며, 기계적 물성과 형상을 Table 2와 Fig. 1에 각각 나타내었다.

에폭시 접착제 인장시험은 진공챔버에서 수지와 경화제 (hardener)를 부피비 2:1로 섞은 액상의 에폭시 접착제 내에 존재하는 기공 (void)과 휘발성가스 (volatile)를 제거한 후, 오토클레이브를 이용하여 0.7MPa의 압력과 80 $^{\circ}$ C의 온도로 2시간 30분 동안 경화시켜 제조하였다.⁽⁷⁾

인장시험은 Fig. 2와 같이 700watt 용량의 가열로 (heat chamber)를 장착한 INSTRON 4206 만능시험기에서 수행하였으며, 인장시험 테이터는 변형률 증폭기 (strain amplifier)를 통하여 개인용 컴퓨터에 저장하였다. 가열로 내의 공기는 팬 (fan)으로 강제대류시켜 온도를 균일하게 하였으며, 인장시험의 온도분포가 정상상태 (steady state)에 이를 수 있도록 공기온도가 컨트롤러 설정온도에 도달해서 20분이 경과한 후 시험하였다. 시험온도는 20 $^{\circ}$ C, 40 $^{\circ}$ C, 60 $^{\circ}$ C, 80 $^{\circ}$ C, 시험속도는 5mm/min이었다.

시험온도와 알루미늄의 부피분율에 따른 에폭시 접착제의 인장강성과 인장강도를 Fig. 3에 나

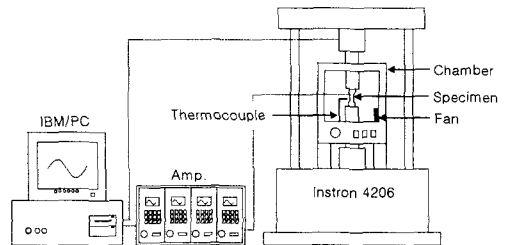
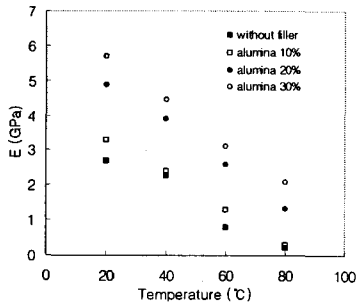


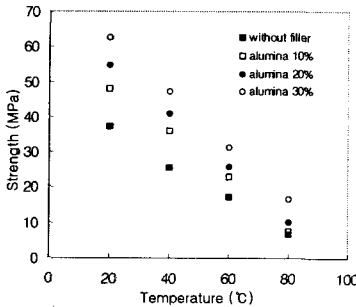
Fig. 2 Schematic diagram of the tensile test for the epoxy adhesive with respect to the environmental temperature

타내었다. 에폭시의 인장강성은 ASTM D5379, E111 에 의한 Chord modulus 이고, 시험재료의 응력-변형을 선도의 선형구간에서 기울기를 구하여 얻어진다 (Fig. 4). 또한 인장강도는 인장시편이 파괴되는 시점의 응력으로 구하였다. 충전재 부피분율의 증가에 따라 인장물성은 증가하였고, 시험온도의 증가에 따라 감소하였다.

일반적으로 취성을 가지는 고분자재료에 알루미늄이나 같은 고강성 충전재의 첨가는 인장강성은 증가시키지만, 인장강도는 감소시키는 것으로 알려져 있다.⁽⁸⁾ 하지만, Fig. 3 으로부터 알 수 있듯이,



(a) Tensile stiffness



(b) Tensile strength

Fig. 3 Tensile properties of alumina containing DP 460 adhesive

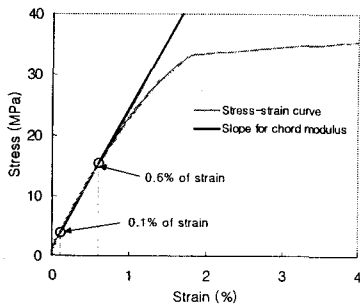


Fig. 4 Schematic diagram of the tensile test for the epoxy adhesive with respect to the environmental temperature

Table 3 Increase ratios of the tensile modulus and failure strength of the alumina filled epoxy adhesive at 20°C and 80°C with respect to the volume fraction of alumina

Tensile properties	Test temperature	Volume fraction of alumina		
		10%	20%	30%
Tensile modulus	at 20°C	1.2	1.8	2.1
	at 80°C	1.3	6.0	9.5
Failure strength	at 20°C	1.3	1.5	1.7
	at 80°C	1.1	1.5	2.4

고무 인성강화 에폭시 접착제에 충전재의 첨가는 인장강성, 인장강도 모두를 증가시켰다.

시험온도 20°C에서, 충전재 30%의 첨가는 2.1 배의 인장강성 증가와 1.7 배의 인장강도 증가를 가져왔다. 또한 시험온도 80°C에서, 충전재 30%의 첨가는 9.5 배의 인장강성 증가와 2.4 배의 인장강도 증가를 가져왔다. 에폭시 접착제에 알루미늄을 첨가하는 것은 인장강도의 증가보다 인장강성의 증가에 효과가 더 컸으며, 상온보다 고온에서 에폭시의 인장강성을 더 많이 증가시켰다. Table 3 에 그 증가 비를 나타내었다.

2.2 에폭시 접착제의 열화

에폭시 접착제의 열화를 예측하기 위하여, 열화 함수 $G(T)$ 가 아래와 같이 제시되었다.⁽⁹⁾

$$G(T) = \frac{P}{P_0} = \left(\frac{T_g - T}{T_g - T_0} \right)^{0.5} \quad (1)$$

여기서, P 는 열화후의 강성 혹은 강도, P_0 은 열화전의 강성 혹은 강도, T 는 P 를 예측하는 온도, T_g 는 유리전이온도, T_0 은 P_0 을 측정할 온도이다.

에폭시 접착제 DP 460의 유리전이온도를 측정하기 위해, DMA (dynamic mechanical analysis) 시험을 수행하여 storage modulus와 loss modulus를 얻

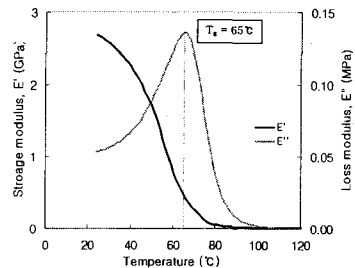


Fig. 5 DMA test result of the epoxy adhesive (DP 460) for the determination of the glass transition temperature

었다 (Fig. 5). 유리전이온도는 Loss modulus 가 최고값을 가지는 온도인 65°C였다. 알루미늄의 부피분율에 따른 에폭시 접착제의 인장강성을 예측하기 위하여, 단섬유가 2 차원으로 분포하는 복합재료의 길이방향 인장강성 (E_1)과 횡방향의 인장강성 (E_2)을 예측할 수 있는 수정 Halpin 식이 제시되었다.⁽¹⁰⁾

$$F(v_f) = \frac{E}{E_m} = \frac{1 + \zeta \eta v_f}{1 - \eta v_f}, \quad \eta = \frac{(E_{f1}/E_m) - 1}{(E_{f1}/E_m) + \zeta} \quad (2)$$

when,
$$\begin{cases} E = E_1, & \zeta = 2L/d \\ E = E_2, & \zeta = 2 \end{cases}$$

where, E_f : longitudinal modulus of fiber
 E_m : modulus of matrix
 L : length of fiber
 d : diameter of fiber

알루미늄 형상이 구형이라고 가정을 하면 ($L \approx d$), 충전재가 함유된 에폭시 접착제의 E_1 과 E_2 는 동일하다.

주위온도와 충전제의 부피분율에 따른 에폭시 접착제의 인장강성을 예측하기 위하여, 식 (1)과 식 (2)를 곱하여 하나의 식으로 제시하였다.

$$\frac{E_{f,T}}{E_{m,0}} = \frac{1 + \zeta \eta v_f}{1 - \eta v_f} \left(\frac{T_g - T}{T_g - T_0} \right)^{0.5} = F(v_f) \cdot G(T) \quad (3)$$

여기서, $E_{f,T}$ 는 주위온도 T 일 때의 충전제의 부피분율에 따른 에폭시 접착제의 인장강성, $E_{m,0}$ 는 주위온도 T_0 일 때의 충전재가 함유되지 않은 순수 에폭시 접착제의 인장강성이다.

Fig. 6 에 식 (3)에 의해서 계산되어진 에폭시 접착제의 인장강성과 실험으로 얻어진 인장강성을 충전제의 부피분율과 온도에 따라 나타내었다. 40°C 이하에서는 정확한 예측이 가능하였지만, 60°C에서는 비교적 낮게 인장강성을 예측하였다. 하지만, 유리전이온도 (65°C)이상의 온도에서는 열화 함수 $G(T)$ 가 허수 (imaginary number)가 되어 예측이 불가능하였다. 이런 단점을 극복하기 위하여, 열화 함수 $G(T)$ 를 대신할 새로운 함수 $H(T)$ 를 도입하였다.

$$\frac{E_{f,T}}{E_{m,0}} = \frac{1 + \zeta \eta v_f}{1 - \eta v_f} \left[a + b \left(\frac{T_g - T}{T_g - T_0} \right) \right] = F(v_f) \cdot H(T) \quad (4)$$

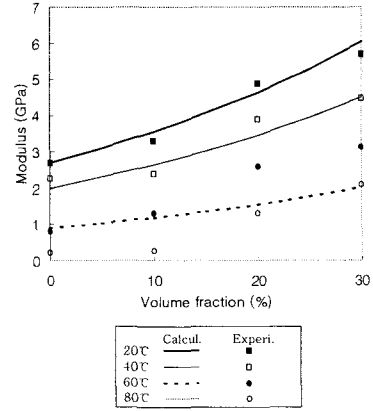


Fig. 6 Comparison of the experimentally obtained tensile moduli of the epoxy adhesives containing alumina with the calculated ones by Equation (3)

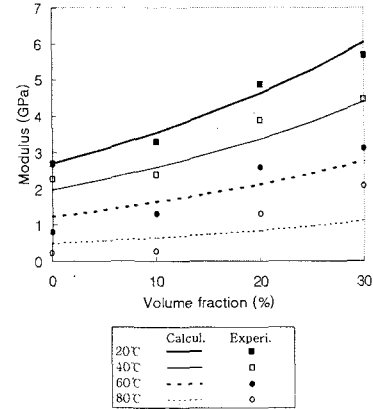


Fig. 7 Tensile moduli of the alumina containing epoxy adhesive experimentally obtained and calculated by new equation

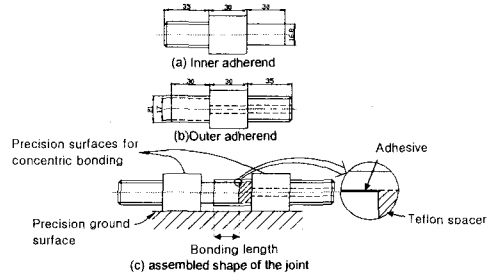


Fig. 8 Specimen shapes of the tubular single lap joint (units in mm)

여기서, 함수 $H(T)$ 의 변수 a 와 b 는 각각 0.39, 0.61 이었다.

Fig. 7 은 식 (4)에 의하여 계산되어진 인장강성

과 실험으로 얻어진 인장강성을 나타내었다. 전 시험온도 범위에서 식 (4)는 알루미늄이 함유된 에폭시 접착제의 인장강성을 잘 예측함을 알 수 있다.

3. 원형 단일겹치기 접착조인트의 인장 시험

3.1 시편의 준비

원형 단일겹치기 접착조인트의 인장시편은 충전재(알루미늄)를 혼합한 에폭시 접착제(DP 460, 3M)를 이용하여 제조한다. Fig. 8 은 원형 단일겹치기 접착조인트의 인장시편의 모습을 나타낸다. 안쪽 피접착체 (inner adherend)의 지름은 16.8mm 이고, 바깥쪽 피접착체 (outer adherend)의 안지름과 바깥지름은 각각 17.0mm, 21.0mm 이다. 강철재질의 피접착체는 원형 단일겹치기 접착조인트가 최적의 피로강도를 가질 수 있도록 사포를 이용하여 평균 표면조도 2 μm 로 표면처리 되었다.⁽¹¹⁾ 접착두께는 벌크파괴가 발생할 수 있도록 0.1mm로 결정하였다.⁽¹²⁾ 접착길이는 접착조인트의 평균 인장강도가 포화되어 있는 20mm로 결정하였다.⁽¹³⁾ Fig. 8의 테플론 스페이서 (teflon spacer)를 이용하여 접착길이는 조절되었다. 정밀 가공된 V-블록을 이용하여 두 피접착체의 동심을 맞추었으며, 오토클레이브에서 0.7MPa의 압력과 80°C의 온도로 2시간 30분 동안 경화시켜 제조하였다.⁽⁷⁾

3.2 접착조인트의 하중전달 능력

원형 단일겹치기 접착조인트의 인장시험은 Fig. 2와 같이 700watt 용량의 가열로 (heat chamber)를 장착한 INSTRON 4206 만능시험기에서 수행하였으며, 시험온도는 20°C, 40°C, 60°C, 80°C, 시험속도는 0.7mm/min 이었다.

단일겹치기 접착 조인트의 평균 인장강도는 다음과 같이 정의하였다.

$$\tau_{ave} = \frac{\text{Tensile load at failure}}{\text{Bond area}} \quad (5)$$

Fig. 9는 접착조인트의 평균 인장강도를 부피분율과 시험온도에 따라 나타내었다. 알루미늄의 부피분율에 따라 접착조인트의 평균 인장강도는 증가하였다. 왜냐하면, 에폭시 접착제에 알루미늄의 첨가는 에폭시의 강도를 증가시킬 뿐만 아니라, 열팽창계수를 낮추어서, 접착조인트의 성형 잔류열응력을 줄여주기 때문이다.⁽⁷⁾

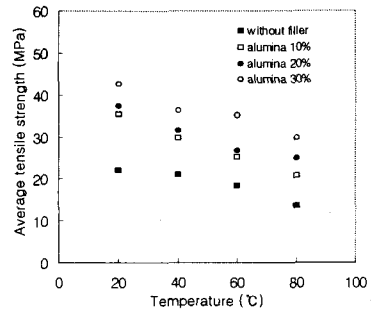


Fig. 9 Average tensile strength of the tubular single lap adhesive joint with respect to the alumina amount in the adhesive and the environmental

접착조인트의 평균 인장강도는 에폭시의 인장 시험에 비하여, 온도에 따라 서서히 감소했다. 이것은 에폭시 접착제의 물성은 급격히 떨어졌지만, 온도가 올라갈수록 접착조인트의 성형 잔류열응력이 감소했기 때문이다.

3.3 접착조인트의 파괴모델

원형 단일겹치기 접착조인트의 인장강도를 예측하기 위하여, 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 5.4 (Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., US)를 이용하여 접착조인트의 변형률을 주위온도와 충전재의 부피분율에 따라 해석하였다.

Fig. 10은 접착조인트의 유한요소 mesh를 보여준다. 4절점-축대칭 등방성 요소 (CAX4R)를 사용하였으며, 절점과 요소의 수는 각각 2444, 2206개이다. 20mm의 접착층에는 208개의 요소가 사용되었고, 응력집중 (stress concentration)을 고려하기 위하여, 끝단으로 갈수록 요소의 크기를 감소시켜 해석하였다. 접착조인트의 하중전달 능력을 예측하기 위하여, 접착층은 등방 (isotropic), 균질 (homogeneous)의 성질을 가진다고 가정하였다. 하지만, 접착층은 알루미늄이 포함되어 있기 때문에 균질하지는 않다. 또한 알루미늄은 매우 높은

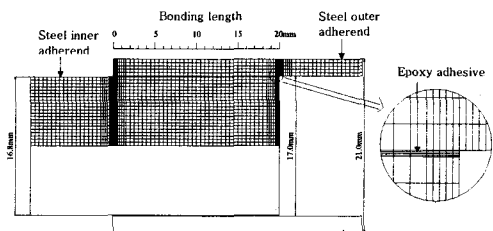


Fig. 10 Finite element mesh of the tubular single lap adhesive joint using four-node axisymmetric isotropic elements (CAX4R)

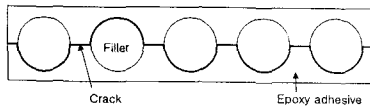
강도와 강성을 가지기 때문에 파괴가 발생하지 않는다. 따라서, 균열은 알루미늄의 표면을 따라서 진행될 것이며 (Fig. 11), 균열길이는 부피분율에 따라서 증가할 것이다. 알루미늄이 함유된 에폭시 접착제의 균열이 Fig. 11 처럼 진전한다고 가정하면, RVE (representative volume element) 으로부터 균열 길이와 접착길이의 비를 아래식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\text{Ratio} = \frac{\text{Crack length}}{\text{Bonding length}} = \frac{\pi + 2c}{2(r+c)} \quad (6)$$

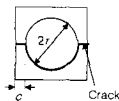
여기서, r 은 충전재의 평균 반지름, $2c$ 는 충전재 사이의 평균 거리이다.

알루미늄이 함유된 에폭시층을 알루미늄을 따로 모델링 (modeling) 하지 않고, 균질한 층으로 모델링하였기 때문에, 알루미늄 첨가에 따른 균열길이의 증가를 고려하여 접착조인트의 하중전달 능력을 해석하였다. 균열길이와 접착길이가 동일하다고 가정을 하고, Table 4 에 나타난 알루미늄의 부피분율에 비를 이용하여 접착조인트의 접착층을 재모델링하였다 (Fig. 12).

에폭시 접착제와 강철 피접착체는 완전접착 (perfect bonding) 한다고 가정하였고, 강철 피접착



(a) Crack propagation model



(b) Cross section of representative volume

Fig. 11 Crack propagation in the filler containing adhesive layer

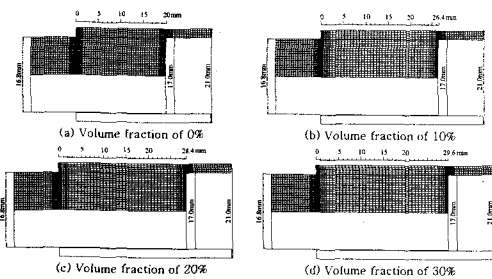


Fig. 12 Remodeling of the tubular single lap adhesive joint with respect to the volume fraction of the filler

Table 4 Ratio of the crack length to the bonding length with respect to the filler amount

Filler amount in adhesive	Ratio of the crack length to the bonding length
0 %	1.00
10 %	1.32
20 %	1.42
30 %	1.48

체는 선형 물성을 사용하였다. 하지만, 에폭시 접착제는 아래의 식을 통하여 비선형 물성을 사용하였다.⁽¹⁴⁾

$$\sigma = S \left\{ 1 - e^{-(E/S)\epsilon} \right\} \quad (7)$$

여기서, σ 는 인장응력, S 는 인장강도, E 는 인장강성, ϵ 는 인장변형률이다.

에폭시의 물성이 비선형이기 때문에 접착제 층의 끝단에서 응력보다 변형률을 해석하는 것이 더 효과적이다. 따라서 유한요소해석을 통하여 얻어진 주변형률을 이용하여 유효변형률을 계산하였다.⁽¹⁵⁾

$$\bar{\epsilon}_a = \sqrt{\frac{2}{3}(\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2)} \quad (8)$$

$$FI_a = \frac{\bar{\epsilon}_a}{\epsilon_{a,f}}$$

여기서, $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ 은 주변형률, FI_a 는 에폭시 접착제의 파괴지수, $\epsilon_{a,f}$ 는 에폭시 접착제의 파괴변형률이다.

에폭시 접착제는 유효변형률이 측정된 파괴변형률보다 높을 때, 파괴된다고 가정하고, 이 때의

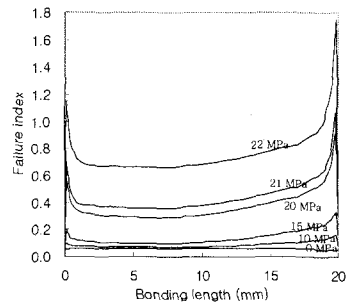


Fig. 13 Failure indices of the adhesive joint joined with the neat epoxy adhesive along the bonding length with respect to the average tensile stress at the environmental temperature of 20 °C

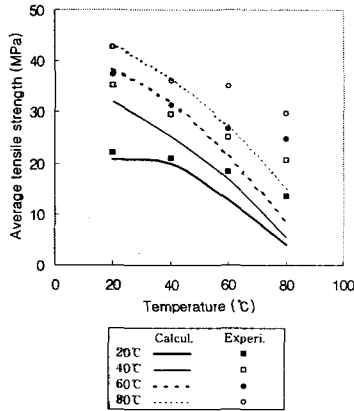


Fig. 14 Comparison of the experimentally obtained average tensile strength of the tubular single lap adhesive joint with the calculated ones

평균 인장응력을 접착조인트의 평균 인장강도라고 정의하였다. 식 (8)은 소성변형하는 재료의 파괴하중 예측을 위한 Von-Mises 식에서 유도되었다.

Fig. 13은 순수 에폭시 접착제를 이용한 접착조인트의 주위온도 20°C에서의 파괴지수를 접착길이에 대하여 나타내었다. 응력집중에 의하여 접착층의 양끝단에서 파괴지수가 높으며, 인장하중이 파괴하중에 가까워 질수록 파괴지수는 급격히 증가하였다.

Fig. 14는 실험적으로 얻어진 접착조인트의 평균 인장강도와 식 (8)에 의하여 얻어진 강도를 함께 나타내었다. 40°C 이하에서는 비교적 잘 예측하였으나, 유리전이온도 근처에서는 실제보다 훨씬 낮게 예측하였다. 아마도 에폭시 접착제내의 고무 입자들이 균열의 진전을 방해하여 균열길이 가 더 길어지는 것으로 생각된다.

4. 결론

본 논문에서는 주위온도와 충전재가 에폭시 접착제의 인장물성에 미치는 영향에 대하여 조사하였고, 접착조인트의 하중전달 능력에 대하여 연구하였다.

에폭시 접착제의 인장시험으로부터 에폭시 접착제는 유리전이온도 근처에서 급격한 물성저하가 발생하지만, 충전재가 첨가된 경우, 물성저하가 완만함을 알 수 있었다. 또한 제시한 식은 전 온도구간에서 충전재가 함유된 에폭시 접착제의 인장강성을 잘 예측하였다.

접착조인트의 인장시험으로부터 온도가 증가할

수록 잔류열응력이 감소하여, 접착조인트의 인장강도는 매우 완만하게 저하됨을 알 수 있었다. 또한 균열길이와 접착길이를 동일하다고 가정하는 새로운 파괴모델은 접착조인트의 평균 인장강도를 유리전이온도 근처까지 예측을 할 수 있었다.

참고문헌

- (1) Reinhart, T. J. 1987, *Composites*, Vol. 1, ASM International, pp.479-495.
- (2) Vinson, J. R. and Sierakowski, R. L. 1987, *The Behavior of Structure Composed of Composite Materials*, Martinus Nijhoff Publishers, pp. 239-283.
- (3) Mallick, P. K. 1988, *Fiber-Reinforced Composites*, Marcel Dekker, Inc., pp. 417-425.
- (4) Kinloch, A. J. 1987, *Adhesion and Adhesives*, Chapman and Hall Ltd., pp. 2-3.
- (5) Harrison, N. L. and Harrison, W. J. 1972, "The Stresses in an Adhesive Layer," *Journal of Adhesion*, Vol. 3, pp. 195-212.
- (6) Evans, A. G. 1972, "The Strength of Brittle Materials Containing Second Phase Dispersions," *Philosophical Magazine*, Vol. 26, pp. 1327-1344.
- (7) Lee, D. G., Kim, J. K. and Cho, D. H. 1999, "Effects of Adhesive Fillers on the Strength of Tubular Single Lap Adhesive Joints," *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 13, 1343-1360.
- (8) Stellbrink, K. K. 1996, *Micromechanics of Composites*, Hanser, pp. 61-69.
- (9) Chamis, C. C. and Sinclair, J. H. 1982, *Composite Materials: Testing and Design (Sixth Conference)*, ASTM STP 787, pp. 498-512.
- (10) Gibson, R. F. 1994, *Principles of Composite Material Mechanics*, McGraw-Hill, pp. 156-189.
- (11) Lee, D. G., Kim, K. S. and Lim, Y. T. 1991, "An Experimental Study of Fatigue Strength for Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joints," *Journal of Adhesion*, Vol. 35, pp. 39-53.
- (12) Lee, S. J. and Lee, D. G. 1992, "Development of a Failure Model for the Adhesive Bonded Tubular Single Lap Joint," *Journal of Adhesion*, Vol. 40, pp. 1-14.
- (13) Lee, S. J. and Lee, D. G. 1995, "Optimal Design of the Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joint," *Journal of Adhesion*, Vol. 50, pp. 165-180.
- (14) Kim, Y. G. and Lee, D. G. 1998, "Influence of Fabricational Residual Thermal Stresses on Adhesively Bonded Tubular Single Lap Steel-steel Joints under Tensile Load," *Journal of Adhesion*, Vol. 65, pp. 163-185.
- (15) Hosford, W. F. and Caddell, R. M. 1993. *Metal Forming Mechanics and Metallurgy*, Prentice-Hall, Inc., pp.29-48.