2022 대한기계학회논문집 A 권, 제24권 제8호, pp. 1968~1977, 2000

비틀림 접착 조인트의 피로 수명에 대한 표면 조도와 접착 두께의 영향

권 재 욱* · 이 대 길**

(1999년 11월 27일 접수)

The Effects of Surface Roughness and Bond Thickness on the Fatigue Life of Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joints

Jae Wook Kwon and Dai Gil Lee

Key Words : Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joint(튜브형 단일 겹치기 접착 조인트), Fatigue Strength(피로강도), Optimum Surface Roughness(최적 표면조도), Interfacial Layer(경계층), Statistical Distribution of Stiffness(강성 정규분포)

Abstract

Since the surface roughness of adherends affects much the strength of adhesivelybonded joints, the effect of surface roughness on the fatigue life of adhesively bonded tubular single lap joints was investigated analytically and experimentally by fatigue torsion test. The stiffness of the interfacial layer between adherends and adhesive was modeled as a normal statistical distribution function of surface roughness of adherends. From the investigation, it was found that the optimum surface roughness of adherends for the fatigue strength of tubular single lap joints was dependent on bondthickness and applied load.

1. 서 론

접착제를 사용한 접착 조인트는 기계적 접합 방법에 비해 접착면 전체로 하중을 분산시키고, 구조물의 무게 증가가 작기 때문에 널리 사용되고 있다.[1, 2] 따라서, 접착 조인트의 정적 및 피로 특성을 향상시키기 위한 연구가 많이 수행되어 왔으며, 그 중의 연구 결과를 일부 나열하면 다음과 같다.

Jennings 는 피접착체의 표면 조도와 접착 조인트 강도와의 관계에 대한 연구를 수행하였다.[3] Adams 와 Peppiatt 는 튜브형 단일 겹치기 접착 조인트의 탄성해를 구하고, 전단 응력에 관한 해석을 수행하였다.[4] Gent 와 Lin 은 평판 내의 구멍 속의 접착제를 뽑기 위하여 소모되는 에너지를 실험하였다.[5] Lee 등은 접착제의 두께 및 피접착체의 표면 조도가 튜브형 접착 조인트의 비틀림 피로 강도에 미치는 영향에 대한 연구를 수행하였다.[6] Buchman 등은 접착 조인트의 표면 형상이 조인트의 내구성에 미치는 영향에 관한 연구를 수행하였다.[7] Lee 와 Lee 는 피로 비틀림 하중과 성형 잔류 열응력에 의한 최대 전단 응력값을 이용해서 튜브형 단일 겹치기 접착 조인트의 피로 파괴 모델을 구성하였다.[8] Niem 등은 피접착체의 표면 조도와 표면 처리 방향에 따른 접착 조인트의 강도에 대하여 실험적으로 연구하였다.[9] Zhang 과 Spinks 는 에칭된 알루미늄 접착 조인트의 표면을 원자 현미경(atomic force microscope)을 이용하여 관찰하고 에칭 시간과 파괴 에너지 사이의 관계를 연구하였다.[10]

접착제 접합 조인트의 접합 강도는 접착제의 표면 형상과 사용환경에 의하여 많은 지배를 받는다.[11~13] 그러나 지금까지 접착 조인트의 표면 형상에 관한 연구는 피접착체의 표면 형상이 피로 수명에 미치는 영향을 대부분 실험적으로 관찰하

* 한국과학기술원 기계공학과
** 회원, 한국과학기술원 기계공학과
E-mail : dglee@kaist.ac.kr
TEL : (042)869-3221 FAX : (042)869-3210

였으며, 표면 형상과 접착 강도간의 관계의 이론적인 연구는 거의 이루어지지 않고 있다. 그러나, 피로 하중을 받는 접착 조인트의 형상과 피접착체의 표면 조도 등을 최적의 값으로 결정하려면 피접착체의 표면 형상과 접착 강도의 관계에 대한 이론적인 연구가 필요하다.

본 논문은 튜브형 단일 겹치기 접착 조인트가 비틀림 피로 하중을 받을 경우에 표면 처리된 피접착체와 접착제가 접하는 부분을 경계영역으로 설정하여 표면 조도에 따라 경계영역이 변화한다고 가정하고, 경계영역의 성질과 크기를 변화시켜 가며 접착 강도와의 관계를 관찰하였다. 또한, 피접착체의 표면 조도와 접착 두께, 작용 하중을 설계변수로 하여 피로수명을 최대로 하기 위한 피접착체 표면 처리 방법과 피로 수명과의 관계를 규명하였다.

2. 실 험

튜브형 단일 겹치기 접착 조인트의 피접착체 표면 조도가 비틀림 피로 수명에 미치는 영향을 조사하기 위하여 표면 조도에 따른 접착조인트의 비틀림 피로 시험을 수행하였다.

접착 조인트에 사용한 접착제는 인성 강화를 위한 고무 성분이 첨가된 에폭시 계열의 IPCO 9923 을 사용하였다. Table 1 은 접착제와 피접착체의 기계적 물성을 나타낸다. 실험에 사용된 튜브형 단일 겹치기 접착 조인트의 형상은 Fig. 1 과 같고, Table 2 에 접착 조인트의 치수를 나타내었다.

강철로 된 원형 튜브 형태의 바깥쪽 피접착체와 실린더 형태의 안쪽 피접착체를 접착제를 사용하여 단일 겹치기 형태로 접착하였다. 안쪽과 바깥쪽 피접착체는 정밀하게 가공되어 접착제의 성형 시 정밀한 V-블록에 피접착체의 장착면을 올려 놓음으로써 두 피접착체의 중심이 일치하도록 유지시킬 수 있었다. 조립된 접착 조인트 시편은 80°C 의 온도와 0.6 MPa 의 압력 조건으로 3 시간 동안 오토클레이브에서 경화시켰다. 사포의 메쉬를 변화시켜 가며 피접착체를 표면 처리하여 피접착체의 표면 조도를 조절하였다. Table 3 은 사용된 사포의 메쉬에 따른 강철 피접착체의 표면 조도이다. 여기서, R_a 는 피접착체의 평균 표면 조도이고, R_{max} 는 최대 표면 조도, R_{rms} 는 제곱근 평균 표면 조도, S_m 은 산과 산 사이의 평균 거리이다.

Table 1 Material data of the epoxy adesive and the steel adherend

	Adhesive (IPCO 9923)	Adherend (Steel)
Young's modulus (GPa)	2.50	210
Posson's ratio	0.45	0.30
Tensile strength (MPa)	42.0	350
Shear strength (MPa)	29.5	200
C.T.E. α (1/°C)	72×10^{-6}	11.7×10^{-6}
Cure temperature (°C)	80.0	-
Cure time (hour)	3	-

Table 2 Dimensions of the adhesively bonded tubular single lap joint

r_{2i} (mm)	8.5
r_{2o} (mm)	10.5
r_{1i} (mm)	3.0
r_{1o} (mm)	8.4
L (mm)	15.0
η (mm)	0.1

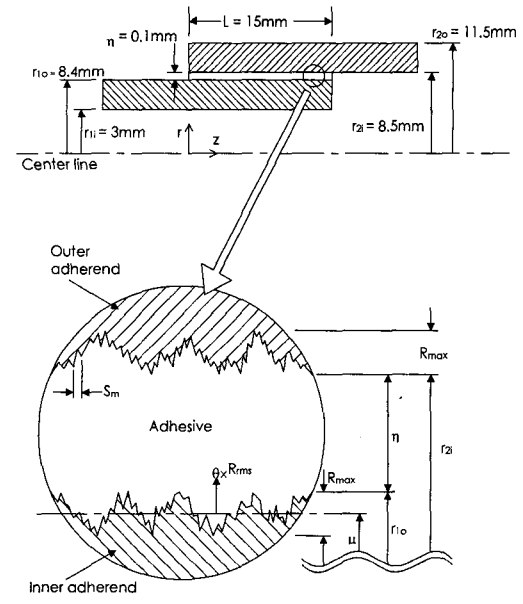


Fig. 1 Configuration of the adhesively bonded tubular single lap joint specimen

Table 3 Surface roughness of steel w.r.t. mesh number of sandpaper

Mesh(#)	220	150	80	60	40
R_a (μm)	0.56	0.83	1.18	1.53	2.08
R_{max} (μm)	5.49	7.78	11.23	14.09	19.15
R_{rms} (μm)	0.73	1.07	1.54	2.05	2.75
S_m (μm)	32	37	46	59	81

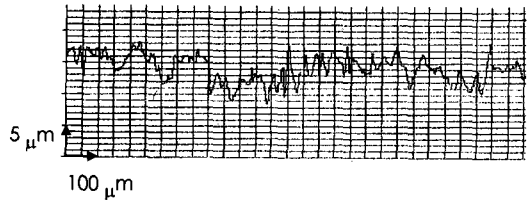


Fig. 2 Surface profile of the adherend surface abraded by 80 mesh sandpaper

피접착체의 표면 조도에 따른 피로 시험을 수행하기 위하여 0 ~ 2.0 μm 의 평균 표면 조도를 갖는 접착 조인트의 피로 시험을 수행하였다. 또한 비틀림 피로 하중에 의한 접착층의 평균 전단 응력을 3.0 ~ 5.5 MPa 로 변화시켜 가며 피로 시험을 수행하였다.

3. 해 석

접착 조인트의 피로 강도는 피접착체의 표면 조도에 따라 변화한다고 알려져 있다.[6] 접착 조인트는 성형시의 잔류 열응력과 비틀림 피로하중에 의한 전단응력을 받는다. 일반적으로 구조용 접착제로 사용되는 에폭시는 피접착체와 완전히 결합시키기 위하여 접착제의 점도를 낮추어 고온에서 경화시킨다. 만약 경화온도와 사용온도가 다르면, 경화온도와 사용온도의 차이에 의한 잔류 열응력이 발생하게 된다.

본 연구에서는 이러한 작용 응력들의 분포가 피접착체의 표면 조도에 따라 변하여 피로 수명에 영향을 주는 것으로 가정하였다. 표면 조도 차이에 따른 작용 응력 분포 변화를 얻기 위하여 최대 표면 조도에 해당하는 두께를 경계영역으로 설정하여 피접착체와 접착제간의 물성 변화가 있는 구간으로 가정하였다.

이 경계영역을 나타내기 위하여 탄성계수, 포아송비, 파괴강도 등의 물성이 피접착체의 물성에서 접착제의 물성으로 변화하도록 모델링하였다. 경계영역의 물성은 피접착체와 접착제 간의 부피비에 비례한다고 가정하였다.

Fig. 2 는 #80 사포로 강철 피접착체를 표면 처리했을 때의 표면 조도 측정 결과이다.

표면 조도의 분포가 평균 조도를 기준으로 정규 분포라고 가정하여, 표면 조도의 정규 분포 $f(\xi)$를 다음과 같이 나타내었다.

$$f(\xi)=\frac{1}{R_{rms}\sqrt{2\pi}}e^{-\xi^2/2} \tag{1}$$

$$\xi=\frac{r-\mu}{R_{rms}} \tag{2}$$

여기서, r 은 중심으로부터 피접착체의 표면까지 반경방향 거리, μ는 r 의 평균 값, 제곱근 평균 표면 조도 R_{rms} 는 r-μ의 표준편차이다. 무차원 반경 ξ에서의 피접착체의 기계적 성질 $A_i(\xi)$은 무차원 반경 ξ에 따라 적분한 부피 분율을 사용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$A_i(\xi)=A_a+(A_s-A_a)\int_{\frac{\xi_{max}}{2}}^{\xi} f(\xi)\,d\xi \tag{3}$$

여기서 $A_i(\xi)$는 경계영역 내의 탄성계수, 포아송비, 열팽창계수 등의 물성을 대표하는 변수이고, A_a 와 A_s 는 각각 접착제와 피접착체의 물성을 대표하는 값이다. 또한, ξ_{max} 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\xi_{max}&=\frac{R_{max}}{R_{rms}}\\&=2\frac{(r_{1o}-\mu_1)}{R_{rms}}\\&=-2\frac{(r_{2i}-\mu_2)}{R_{rms}}\end{aligned} \tag{4}$$

여기서 r_{1o} 와 r_{2i} 는 각각 안쪽 피접착체의 외경과 바깥쪽 피접착체의 내경이다. 또한, μ_1 과 μ_2 는 각각 안쪽과 바깥쪽 피접착체 표면의 반경 방향 거리 r 의 평균값을 의미한다. 위와 같이 경계영역의 성질 변화를 모델링하여 성형 잔류 열응력과 비틀림 피로하중에 의한 전단 응력을 구하였다.

3.1 성형 잔류 열응력

접착 조인트의 성형 잔류 열응력을 예측하기 위하여 경계영역을 모델링한 후 유한 요소 해석을 수행하였다. Fig. 3 은 유한 요소 해석에 사용된 요소의 모습이다. 4 절점 선형 축대칭 등매개변수 요소를 41875 개 사용하여 모델링하였다. 파괴가 시작되는 부분을 상세히 해석하기 위하여 접착 조인트의 끝부분을 20 배 확대한 서브 모델링을 하였다. 접착제 경화는 80°C 에서 수행하였고, 해석온도는 20°C 로 하였다.

3.2 비틀림 하중에 의한 전단 응력

비틀림 하중에 의한 전단응력을 구하기 위하여

Adams[4]의 튜브형 단일 겹치기 접착 조인트의 선형 해석해를 변형시켜 사용하였다.

Fig. 1 과 같은 형상의 튜브형 접착 조인트에 토크 평형 방정식을 적용하였다. 먼저, 피접착체는 단지 τ_{0z} 의 응력 성분을 전달하고 접착제는 $\tau_{r\theta}$의 응력 성분을 전달한다고 가정하였다. 조인트에 의해 전달되는 비틀림 하중 (T)를 안쪽 피접착체의 비틀림 하중 (T_1)과 바깥쪽 피접착체의 비틀림 하중 (T_2)의 합으로 표현하면 다음과 같다.

$$T = T_1 + T_2 = \frac{\tau_{1o} J_1}{r_{1o} - R_{max}} + \frac{\tau_{2i} J_2}{r_{2i} + R_{max}} \qquad (5)$$

여기서 J_1과 J_2는 각각 안쪽과 바깥쪽 피접착체의 극관성 모멘트이다.

$$\frac{dT_2}{dz} = 2\pi r_{1o}^{\ 2} \tau_a \qquad (6a)$$

$$\frac{dT_1}{dz} = -2\pi r_{1o}^{\ 2} \tau_a \qquad (6b)$$

축 방향 z 으로의 비틀림 하중 T_1 과 T_2 의 변화율은 $r=r_{1o}$ 에서 접착층의 전단응력 τ_a 와 다음과 같은 관계가 있다.

Fig. 4 은 접착제와 피접착체, 경계층의 기하학적 적합성을 나타낸다. 하중이 작용하지 않을 때에는 Fig. 4 (a)처럼 축 방향 좌표 z 와 z+Δz 에 있는 2 개의 반경 방향 직선이 서로 일치하지만, 비틀림 하중이 작용하면, Fig. 4 (b)처럼 직선들은 서로 분리되고, 모양이 변한다.

접착층과 경계층은 $\tau_{r\theta}$를 전달하고, 피접착체는 $\tau_{\theta z}$ 를 전달한다고 가정하였기 때문에 접착층의 전단 변형률 γ_a 와 경계층의 전단 변형률 γ_i 는 변형률 성분 $\gamma_{r\theta}$를 의미하고, 안쪽과 바깥쪽 피접착체의 전단 변형률 γ_1 과 γ_2 는 변형률 성분 $\gamma_{\theta z}$를 의미한다. 기하학적 접합 조건을 만족시키기 위하여, γ_a

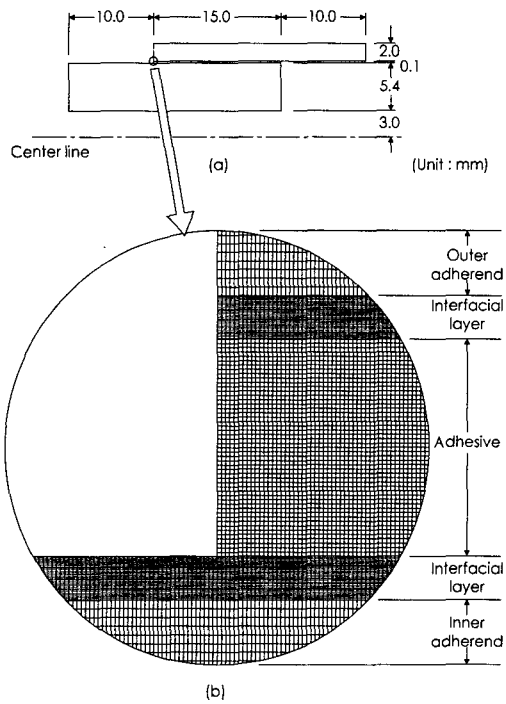


Fig. 3 Finite element mesh for stress analysis of adhesively bonded tubular joints (a) Global model (b) Sub-model

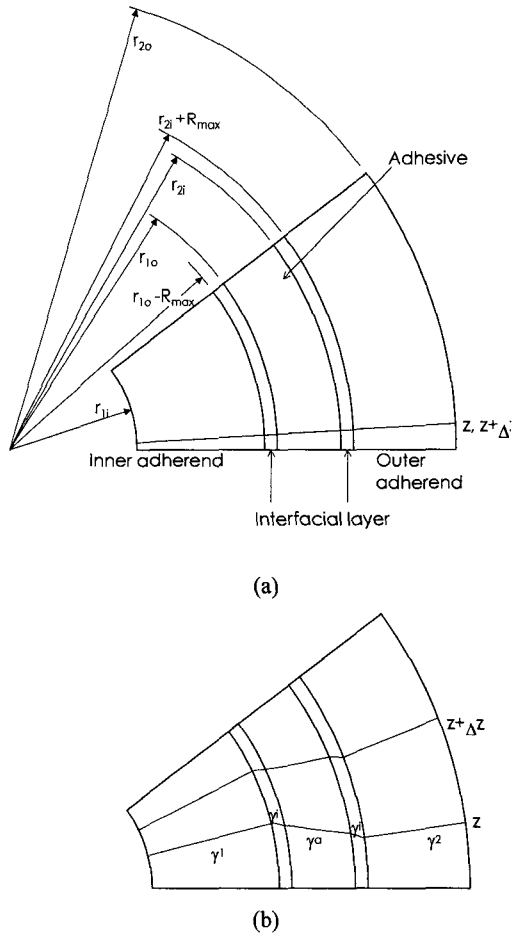


Fig. 4 Radial lines at the axial positions of z and z+Δz w.r.t. load condition (a) Unload (b) Torsional load

와 γ_i 의 반경 방향 적분과 γ_1 과 γ_2 의 축 방향 적분은 서로 같아야만 한다. 여기서, 안쪽 피접착체와 바깥쪽 피접착체의 표면 처리 방법이 같을 경우 기하학적 접합성을 고려하면 다음과 같다.

$$\int_{r_{1o}}^{r_{2i}}\gamma_a dr+\int_{r_{1o}-R_{max}}^{r_{1o}}\gamma_i dr+\int_{r_{2i}}^{r_{2i}+R_{max}}\gamma_i dr=\int\gamma_{2i}dz-\int\gamma_{1o}dz \quad (7)$$

여기서, γ_{1o}, γ_{2i}, γ_a과 γ_i는 각각 안쪽, 바깥쪽 피접착체의 전단 변형률, 접착제의 전단 변형률, 경계층의 전단 변형률이다. 접착 두께는 일반적으로 매우 얇기 때문에 반경 방향으로 전단 변형률은 균일하다고 가정하였다. 즉, τ_a 는 상수로 가정하였다.[14] 식 (7)을 축 방향 z 으로 미분하고, 식 (2)와 (4)로 부터 r 과 R_{max}를 대입하면 다음과 같다.

$$\frac{d\gamma_a}{dz}\eta+2R_{rms}\int_{-\frac{\xi_{max}}{2}}^{\frac{\xi_{max}}{2}}\frac{d\gamma_i}{dz}d\xi=\gamma_{2i}-\gamma_{1o} \quad (8)$$

여기서, η는 접착 두께, 즉 r_{2i} 와 r_{1o} 의 차이다. 경계층의 물성을 입력하기 위하여 식 (3)의 A_i 에 경계층의 전단 강성, G_i 을 입력하여 다시 쓰면 다음과 같다.

$$G_i=G_a+(G_s-G_a)\int_{-\frac{\xi_{max}}{2}}^{\xi}f(\xi)d\xi \quad (9)$$

여기서, G_s 와 G_a 는 각각 피접착체와 접착제의 강성이다. 접착층과 경계층이 얇을 경우 반경 방향을 따라서 경계층의 전단응력은 접착층의 전단응력과 같은 값을 가진다. 접착제, 피접착체와 경계층을 선형 탄성 재료라고 가정하면, 식 (8)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{\eta}{G_a}\frac{d\tau_a}{dz}+2R_{rms}\frac{d\tau_a}{dz}\int_{-\frac{\xi_{max}}{2}}^{\frac{\xi_{max}}{2}}\frac{1}{G_i}d\xi=\frac{\tau_{2i}}{G_2}-\frac{\tau_{1o}}{G_1} \quad (10)$$

식 (5)와 식 (6a)을 이용하여 식 (10)을 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{d^2\tau_{2i}}{dz^2}=\alpha^2\tau_{2i}-\delta\frac{T(r_{2i}+R_{max})}{J_2} \quad (11)$$

여기서 δ와 α는 다음과 같다.

$$\delta=\frac{2\pi(r_{1o}-R_{max})r_{1o}^{\ 2}}{G_1J_1\left(\frac{\eta}{G_a}+2R_{rms}\int_{-\frac{\xi_{max}}{2}}^{\frac{\xi_{max}}{2}}\frac{1}{G_i}d\xi\right)}$$

$$\varphi=\frac{G_2J_2(r_{1o}-R_{max})}{G_1J_1(r_{2i}+R_{max})+G_2J_2(r_{1o}-R_{max})}$$

$$\alpha=\left(\frac{\delta}{\varphi}\right)^{0.5} \quad (12)$$

경계조건은 다음과 같다.

$$\tau_{2i}=0 \qquad \text{at} \quad z=0$$
$$\tau_{2i}=T(r_{2i}+R_{max})/J_2 \qquad \text{at} \quad z=L \quad (13)$$

경계조건을 적용하여 식 (11)를 풀면 다음과 같다.

$$\tau_{2i}=\frac{T(r_{2i}+R_{max})}{J_2}\left[\varphi\{1-\cosh(\alpha z)\}+\left(\frac{1-\varphi\{1-\cosh(\alpha L)\}}{\sinh(\alpha L)}\right)\sinh(\alpha z)\right] \quad (14)$$

식 (5)과 식(6a)를 이용하여 식 (14)로부터 접착제의 전단응력을 구하면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\tau_a=\frac{T\alpha}{2\pi r_{1o}^{\ 2}}\times\left[\left(\frac{1-\varphi\{1-\cosh(\alpha L)\}}{\sinh(\alpha L)}\right)\cosh(\alpha z)-\varphi\sinh(\alpha z)\right] \quad (15)$$

3.3 해석 결과의 조합

접착제의 경화온도와 사용온도가 다른 경우에는 열팽창에 의한 응력을 고려하여야 하며 기계적인 응력과 열팽창에 의한 접착제의 변형률은 식 (16)과 같이 표현된다.

$$\{\sigma\}=[S]\cdot\left(\{\varepsilon^m\}+\{\varepsilon^t\}-\{\alpha\}\cdot\Delta T\right)$$
$$=[S]\cdot\left(\{\varepsilon\}-\{\alpha\}\cdot\Delta T\right) \quad (16)$$

여기서 S 는 접착제의 강성 행렬, ε^m 은 기계적 응력에 의한 변형률, ε^t은 온도 차이에 의한 열 변형률, ε는 전체 변형률, α는 열팽창 계수, ΔT 는 경화 온도와 해석 온도 간의 차이이다. 3.1 과 3.2 절

에서 구한 , ε^m과 ε^t를 식 (16)에 대입하면 작용 응력 σ를 얻을 수 있다.

4. 결 과

일반적으로 피로하중을 받는 접착 조인트의 균열은 응력 집중의 영향으로 끝부분부터 시작되므로, 끝부분 (z=0 혹은 z=L)의 응력은 접착 조인트의 피로 수명에 직접적인 영향을 미친다. Fig. 5는 비틀림 하중에 의한 접착제에 작용하는 평균 전단 응력이 4.0 MPa이고, 경화온도와 사용온도의 차이

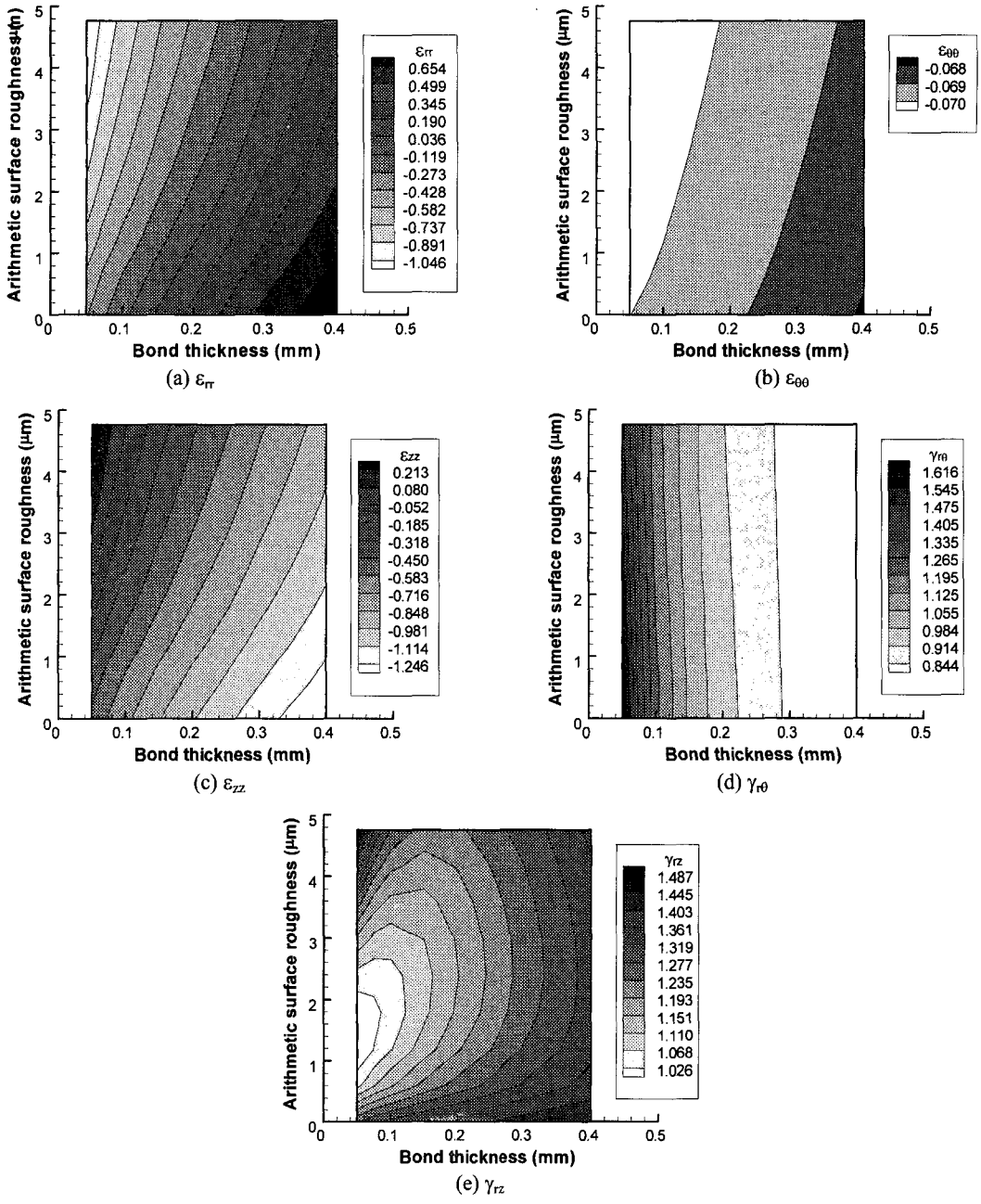


Fig. 5 Calculated adhesive total strains (%) at the end of the adhesive layer w.r.t. arithmetic surface roughness of adherends and bond thickness when the average adhesive shear stress $\bar{\tau}_{r\theta}$ is equal to 4.0 MPa

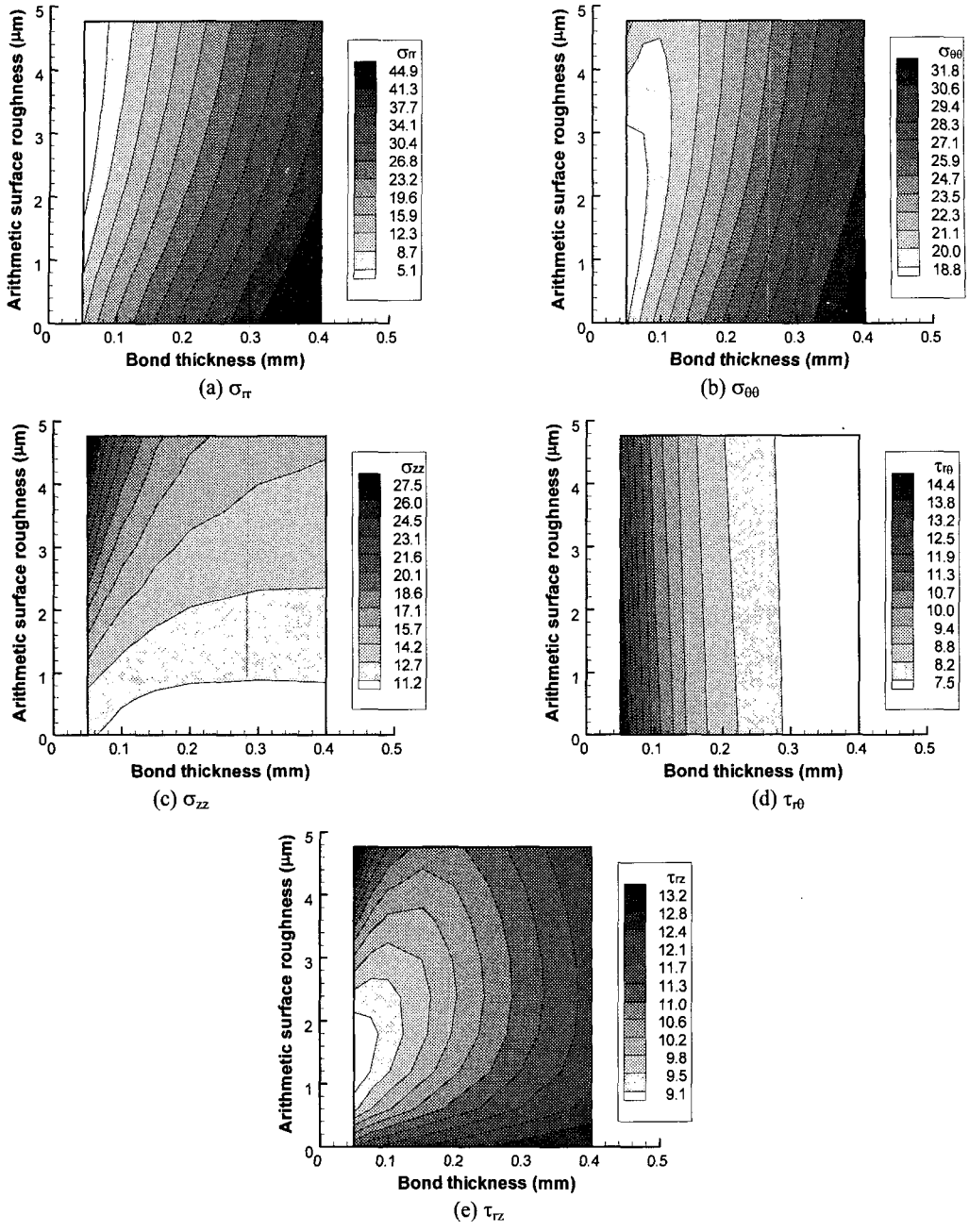
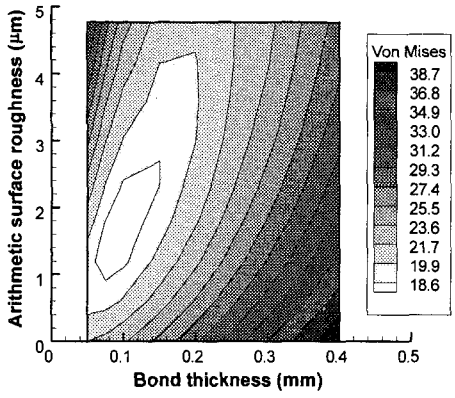
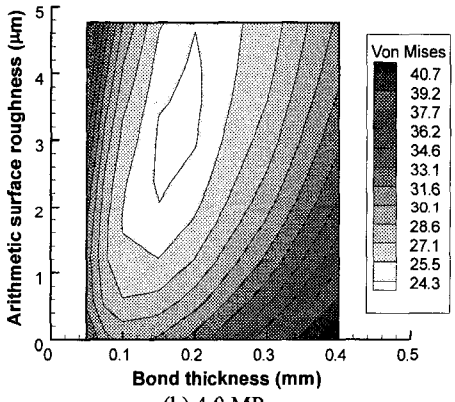


Fig. 6 Calculated adhesive stresses (MPa) at the end of the adhesive layer w.r.t. arithmetic surface roughness of adherends and bond thickness when the average adhesive shear stress $\bar{\tau}_{r\theta}$ is equal to 4.0 MPa

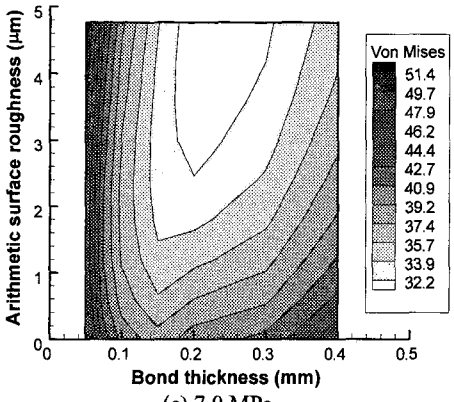
ΔT 가 –60°C 인 경우에 강철 피접착체의 평균 표면 조도와 접착 두께에 대한 접착층 끝 요소의 적분점의 전체 변형률 (기계적+열적)을 나타낸다. IPCO 9923 접착제의 열팽창 계수는 72×10^{-6} strain/°C 이다. Fig. 5 처럼 표면 조도가 커지고 접착 두께가 감소함에 따라 ε_{rr} 은 선형적으로 감소하였다. 이것은 큰 접착 두께 즉 두꺼운 경계층이 경계층의 반경 방향 변형을 증가시키기 때문이다. 일반적으로, 접착층과 경계층의 반경 방향 변형의 합은 상대적으로 훨씬 강성이 높은 피접착체에 구



(a) 1.0 MPa



(b) 4.0 MPa



(c) 7.0 MPa

Fig. 7 Calculated adhesive Von Mises equivalent stresses (MPa) at the end of the adhesive layer w.r.t. arithmetic surface roughness of adherends and bond thickness, when the average adhesive shear stresses $\bar{\tau}_{r\theta}$ is equal to

은 감소하였다. 또한, $\sigma_{\theta\theta}$는 접착두께에 따라 증가하였다.

Fig. 7 은 ΔT 가 -60°C 일 때 평균 표면 조도와 접착 두께에 따른 접착 조인트 끝부분의 상당 응력 (Von Mises stress)을 나타내었다.

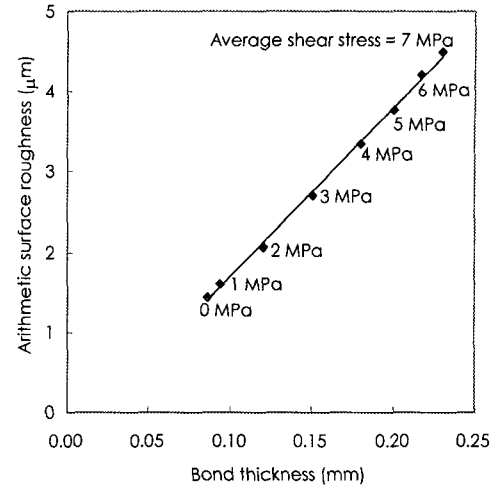


Fig. 8 Optimal bond thickness and arithmetic surface roughness w.r.t. average shear stress when the temperature difference ΔT between cure and environment is 60°C

접착 조인트에 작용하는 비틀림 하중의 크기가 같더라도 접착 두께와 표면 조도에 따라 접착층의 끝부분에 작용하는 상당 응력의 변화가 약 2 배 정도 나타났다. 평균 전단 응력이 1.0 MPa 일 경우에는 평균 표면 조도가 1.7 μm, 접착 두께가 0.1 mm 일 때 가장 낮은 상당 응력이 발생하였고, 평균 전단 응력이 4.0 MPa 일 경우에는 평균 표면 조도가 3.0 μm, 접착 두께가 0.17 mm 일 때, 그리고 평균 전단 응력이 7.0 MPa 일 경우에는 평균 표면 조도가 4.5 μm, 접착 두께가 0.23 mm 일 때 가장 낮은 상당 응력을 나타내었다. 평균 전단 응력이 커짐에 따라, 가장 낮은 상당 응력을 갖는 최적의 접착 두께와 최적의 표면 조도가 커지는 것을 알 수 있었다.

Fig. 8 은 경화온도와 사용온도의 차이 ΔT 가 -60°C 일 때에 작용하는 평균 전단 응력에 따른 최적 접착 두께 및 최적 표면 조도를 나타내었다. 최적 접착 두께와 최적 표면 조도가 작용하는 평균 전단 응력에 따라 선형적으로 변하는 것을 알 수 있었다. Fig. 8 은 접착 조인트에 대한 형상과 접착제의 성질 및 경화온도가 정해지면, 접착 두께와 표면 조도를 결정하기 위하여 적용될 수 있을 것이다.

Fig. 9 는 접착 두께가 0.1 mm 이고 접착제의 경

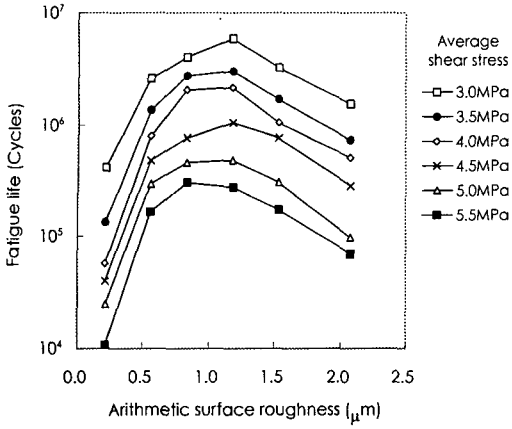


Fig. 9 Torsional fatigue life of adhesively bonded tubular joints versus arithmetic surface roughness of adherends, when the adhesive thickness is 0.1 mm and the temperature difference ΔT between cure and environment is 60°C

화온도와 실험온도의 차이 ΔT 가 -60°C 일 때 피접착체의 표면 조도에 대한 접착 조인트의 비틀림 피로 실험 결과를 나타내었다.

실험 결과, 평균 전단 응력이 4.0MPa 인 경우, 평균 표면 조도가 1.2 μm 정도 일 때 가장 높은 피로 수명을 나타내었고, Fig. 7 (b)의 해석 결과에서는 1.8 μm 정도 일 때 가장 낮은 상당 응력을 나타내었다. 실험과 해석을 비교해보면 가장 우수한 피로 수명이 나타나는 최적 표면 조도는 서로 0.6 μm 정도 차이가 있었다. 이러한 차이는 Fig. 1 의 피접착체 표면에서 산과 산 사이의 평균 거리 (S_m)를 해석에서 고려하지 못했기 때문이다. Table 3 을 보면 #40 사포로 표면 처리한 경우 (Ra = 2.08 μm)가 #220 사포로 표면 처리한 경우 (Ra = 0.56 μm)보다 2.5 배 정도 S_m이 큰 것을 알 수 있다. S_m이 클 경우 접착제와 피접착체 사이의 경계층에서 두 재료간의 결합이 약해지고 균열 진전시 에너지 흡수가 저하되므로 피로 강도가 저하된다. 특히, 조인트에 가해지는 평균 전단 응력이 클 경우 조인트의 강도는 S_m 의 변화에 큰 영향을 받을 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 접착 조인트의 표면 조도에 따라 접착제에서 피접착체로의 경계영역이 변화한다고 가정하고, 경계영역을 피접착체 조도의 정규 분포 함수로 나타내었다. 정규 분포 함수로 표시된 경계영역을 사용하여, 표면 조도 및 접착 두께와 피로 수명의 관계를 실험 및 해석적으로 연구, 비교하였다.

비틀림 하중에 의한 평균 전단 응력이 4.0 MPa, 경화온도와 사용온도의 차이 ΔT 가 -60°C 일 때, 접착 두께는 0.17 mm, 피접착체의 평균 표면 조도는 3.0 μm 부근에서 가장 낮은 상당 응력이 작용하였다. 접착 조인트에 같은 크기의 비틀림 하중이 작용하더라도 접착 두께와 표면 조도에 따라 접착층의 끝부분에 작용하는 상당 응력의 변화가 크게 나타났다. 또한, 접착 조인트에 작용하는 비틀림 하중은 가장 높은 피로 수명을 보이는 최적의 접착 두께 및 평균 표면 조도와 상관 관계를 나타내었다. 따라서, 작용 하중에 따라 조인트의 접착 두께와 표면 조도가 적절히 결정되어야 할 것이다.

참고문헌

(1) Kinloch, A. J., 1987, "Adhesion and Adhesives", Chapman & Hall Ltd., pp. 2~3, 18~55.
(2) 이대길, 정광섭, 최진호, 1998, "복합재료 역학 및 제조기술", 시그마 프레스, pp. 155~179.
(3) Jennings, C. W., 1972, "Surface Roughness and Bond Strength of Adhesives," *J. Adhesion,* Vol. 4, pp. 25~38.
(4) Adams, R. D. and Peppiatt, N. A., 1977, "Stress Analysis of an Adhesive Bonded Tubular Lap Joints," *J. Adhesion* , Vol. 9, pp. 1~18.
(5) Gent, A. N. and Lin, C. W., 1990, "Model Studies of the Effect of Surface Roughness and Mechanical Interlocking on Adhesion," *J. Adhesion* , Vol. 32, pp. 113~125.
(6) Lee, D. G., Kim, K. S. and Lim, Y. T., 1991, "An Experimental Study of Fatigue Strength for Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joints," *J. Adhesion*, Vol. 35, pp. 39~53.
(7) Buchman, A., Dodiuk, H., Rotal, M. and Zahavi, J., 1991, "Preadhesion Treatment of Thermoplastic Adherends Using Excimerlaser," *Int. J. Adhesion,* Vol. 11, pp. 3~10.
(8) Lee, S. J. and Lee, D. G., 1996, "Development of a Fatigue Failure Model for the Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joint under Dynamic Torsional Loading," *J. Adhesion,* Vol. 56, pp. 157~169.
(9) Niem, P. I. F., Lau, T. L. and Kwan, K. M., 1996, "The Effect of Surface Characteristics of Polymeric Materials on the Strength of Bonded Joints," *J. Adhesion Sci. Technol.,* Vol. 10, pp. 361~372.
(10) Zhang, Y. L. and Spinks, G. M., 1997, "An Atomic Force Microscopy Study of the Effect of Surface

Roughness on the Fracture Energy of Adhesively Bonded Aluminium," *J. Adhesion Sci. Technol.* Vol. 11, pp. 207~223.

(11) 최진호, 이대길, 1997, "동시경화법으로 제조된 복합재료 조인트의 강도 및 파괴모드 연구," *대한기계학회논문집,* 제 21 권, 제 3 호, pp. 385~392.

(12) 김영구, 이수정, 이윤목, 이대길, 1996, "축방향 하중에 대한 튜브형 단면겹치기 접착조인트의 정적 파괴모델에 관한 연구," *대한기계학회논문집,* 제 20 권, 제 5 호, pp. 1543~1551.

(13) Lee, D. G., Kwon, J. W. and Cho, D. H., 1998, "Hygrothermal Effects on the Strength of Adhesively Bonded Joints," *J. Adhesion Sci. Technol.,* Vol. 12, pp. 1253~1275.

(14) Lee, S. J. and Lee, D. G., 1995, "An Iterative Solution for the Torque Transmission Capability of the Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joints with Nonlinear Shear Properties," *J. Adhesion* Vol. 53, pp. 217~227.