

(論 文)

접착제의 두께와 열 응력에 따른 조인트의 토크 특성

최진호* · 이대길*

(1992년 3월 9일 접수)

Effects of the Adhesive Thickness and Residual Thermal Stress on the Torque Capacity of Tubular Single Lap Joints

J.H. Choi and D.G. Lee

Key Words : Adhesion(접착), Adhesive(접착제), Adherend(피접착제), Residual Thermal Stress
(열 잔류응력), Adhesive Thickness(접착제의 두께)

Abstract

With the wide application of fiber-reinforced composite material in aircraft, space structures and robot arms, the design and manufacture of composite joints have become a very important research area because they are often the weakest areas in composite structures. In this study, the effects of the adhesive thickness, residual thermal stress on the torque capacity of the tubular single lap joints were studied. The torque capacity of the adhesive joints were experimentally determined and found to be inversely proportional to the adhesive thickness. In order to match the experimental results to the theoretical analyses, the elastic-Perfectly plastic material properties of the adhesive were used in the closed form solution. Also, the residual thermal stress of the joints were calculated by the finite element method and it was proved that the residual thermal stress could play an important role in the thick adhesive joints.

1. 서 론

장 섬유(continuous fiber)로 보강된 고분자 복합재료는 높은 비강성, 높은 비강도 및 높은 감쇠(damping)특성 때문에 항공기, 우주선, 로봇 팔 및 공작기계에 사용되기 시작하면서, 접합부의 설계는 매우 중요한 연구분야로 대두 되었다. 왜냐하면 복합재료로 이루어진 구조의 효율성은 약간의 예외적인 경우를 제외하고는 구조 자체보다는 접합부에 의해서 결정되기 때문이다.⁽¹⁾

접합방법에는 기계적 접합법과 접착제에 의한 접합으로 크게 분류할 수 있는데 접착제에 의한 접합이 가지는 장점을 살펴보면 첫째, 기계적 접합보다 넓은 영역에 하중을 분포시키며 구조물에 구멍을 낼 필요가 없다. 특히 복합재료의 경우 섬유가 끊어짐으로써 생기는 응력 집중현상을 줄일 수 있으므로 전단력에 대한 강도를 리벳이음(riveting)에 비해 3배 이상 높일 수 있다.⁽²⁾ 둘째, 무게절감과 경비절감 효과를 가져올 수 있으며 Gauge Materials과 같은 얇은 재료에도 적용이 가능하다. 셋째, 밀링, 선반작업 등의 성형과정을 줄일 수 있으며 작은 작업력(working force)으로서 큰 면적의 접착이 가능하다. 네째, 밀봉(sealing)효과를 기대할

*정회원, 한국과학기술원 정밀공학과

수 있으며 열, 전기의 전도도를 조절할 수 있고 부식(corrosion)을 방지할 목적으로도 쓸 수 있다. 다섯째, 리벳이음이나 점 용접(spot welding)에 비해 아주 뛰어난 피로저항(fatigue Resistance)을 가지고 있으며 또한 감쇠나 소음을 줄이는 효과도 대단히 우수하다.⁽²⁾ 이러한 장점들에 반해서 분해하기가 곤란하고 접합되는 물질의 기하학적 형상, 표면처리 상태, 상용온도, 습도 및 다른 환경조건에 의해서 많은 영향을 받는 단점을 가지고 있다. 접착제에 의한 접합법에는 평판의 경우, Single Lap Joint, Double Lap Joint, Scarf Joint, Butt Joint 등의 접합법이 있다.

최근까지 진행되었던 연구의 결과들을 살펴보면, Hofer는 접착제의 횡 탄성계수와 프와송의 비(poisson's ratio)가 접착강도에 미치는 영향을 연구하였다.⁽³⁾ Hart-Smith는 접착물의 기하학적 불균형(geometric imbalance)은 접착강도 감소의 중요한 원인이 된다는 결론을 제시하였다.⁽⁴⁾ Evans는 알루미늄에서 부식을 방지하기 위해 일반적으로 행하여지고 있는 코팅(coating)이 접착에 미치는 영향을 연구하였다.⁽⁵⁾ Imanaka는 충전재(filler)가 접착에 미치는 영향을 연구하였다.⁽⁶⁾ Renton과 Vinson은 복합재료 섬유각에 따른 접착강도와 피로강도특성을 규명하였다.⁽⁷⁾ Mignery는 피접착제가 탄소섬유 에폭시 복합재료인 경우에 대하여 복합재료자체의 점탄성을 고려한 해석을 시도하고, 섬유각에 따른 복합재료의 변형률을 실험적으로 구하여 해석의 타당성을 입증하였다.⁽⁸⁾ Sawa와 Kobayashi는 접착제에 의한 접합에 볼트 체결을 혼합한 형태의 접합을 시도하였다.⁽⁹⁾

원형튜브의 응력분포에 관한 연구는 FEM이나 해석적인 방법으로 많은 연구가 진행되었다. Alwar와 Nagaraja는 토크를 받는 원형 조인트의 응력 해석을 접착제의 성질이 시간에 따라 변화한다는 가정하에 FEM을 사용하여 해석을 시도하였다.⁽¹⁰⁾ Adams와 Peppiatt는 Volkerson의 해석을 개선하여 원형 조인트의 해석적인 해를 구하였고 또한 접착부분에 필렛(Fillet)이 있는 경우에 대하여 토크를 받는 경우와 인장을 받는 경우에 대해서 FEM으로 해석을 하였다.⁽¹¹⁾ Chon도 Adams의 방법과 거의 유사한 방법에 의하여 접착되는 물질이 복합재료인 경우에 대하여 해석을 하였다.⁽¹²⁾ Hipol은 강철 튜브가 복합재료에 접착되어 있는 경우에 대하여 FEM을 이용하여 해석을 시도하

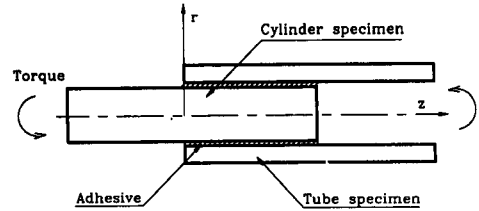


Fig. 1 Shape of the adhesive bonded tubular lap joint

였다.⁽¹³⁾ Graves와 Adams는 직교이방성(orthotropic) 복합재료가 토크를 받는 경우에 대하여 각층(ply)의 성질을 고려한 해석과 Laminate의 평균값을 사용한 해석을 FEM을 이용하여 비교 평가하였다.⁽¹⁴⁾ Hart-Smith는 Single Lap, Double Lap, Scarf Lap과 Stepped Lap 조인트의 해석을 위한 컴퓨터 프로그램을 개발하였다.⁽¹⁵⁾ 이와 같이 원형 튜브에 대한 역학적인 해석은 많이 수행되어 있으나 실험적인 연구는 거의 수행되지 않았다.

본 연구에서는 Fig. 1과 같이 원형튜브 형태로 된 시편과 실린더 형태의 시편을 Single Lap Joint의 형태로 접착하여 접착제의 두께에 대한 정적 비틀림 강도특성을 실험하였으며, 접착제의 경화시 외부에서 가해주는 열로 인한 열 잔류응력의 영향에 대한 연구를 수행하였다. 또한 이론적인 해석과 상용 프로그램인 ANSYS를 이용하여 유한요소 해석을 병행하여 실험결과와 비교 검토하였다.

2. 이론적 해석

원형튜브의 접착에 대한 이론적 연구는 Volkerson에 의해 시도 되었으며 Adams와 Peppiatt가 이를 개선하여 해석적인 해를 구하였다.⁽¹¹⁾ Adams는 피접착제와 접착제가 모두 등방성 탄성재료라고 가정하였고, 접착제의 탄성범위내에서 접착제가 받는 응력분포를 구하였다. 본 연구에 사용된 접착제는 한국 IPCO사의 IPCO 9923으로 Fig. 2에서 보는 바와 같이 Shear Test를 하여, 각각의 변형속도에 대하여 Fig. 3과 같은 전단응력-변형률 선도(shear stress-strain curve)를 얻었다. 에폭시의 성질은 Table 1에 나타나 있다. 본 연구에서는 Fig. 4와 같이 접착제를 탄성-강소성재료라고 가정하고 Fig. 5와 같은 기하학적인 형상을 갖는 시편의 경우에 대하여, 접착제가 받는 전단 응력 τ_a 의 분포와 변형률 γ_a 를 해석하였다. 이때 피접착제에 가해지는 토크 T는 접착제의 전단응력이 소성범위

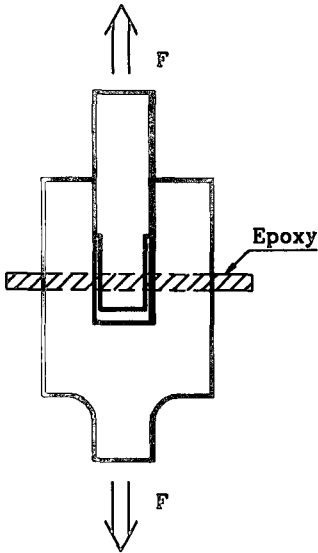


Fig. 2 Method of the bulk shear test

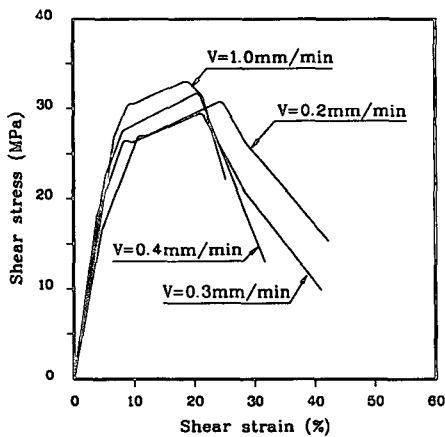


Fig. 3 Shear stress-strain curves of the epoxy resin (IPCO 9923)

에 들어갈 수 있는 충분한 크기의 토크로 가정하였다. 또한 접착제의 두께는 일반적으로 작으므로, 반경방향으로의 응력은 일정하다고 가정하였으며, 피접착제의 응력분포는 탄성범위내에 있다고 가정하였다. Fig. 5에서 보는 바와 같이 구간 I과 구간 III부분이 소성역이라고 가정하고 이 영역에서 접착제가 받는 응력은 τ_s 로 일정하다고 가정하였다. $z=L_{V1}$ 과 $z=L-L_{V2}$ 는 탄성과 소성의 경계지점이다. 해석의 첫 단계로 토크 평형방정식을 적용하면

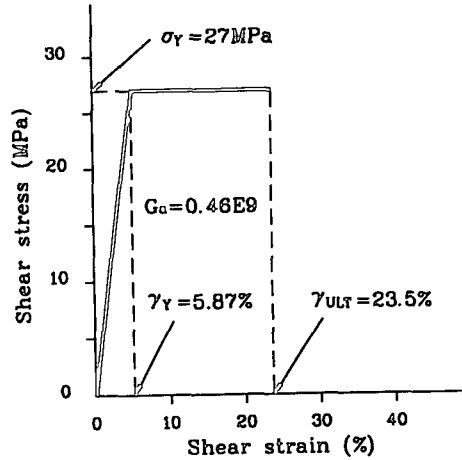


Fig. 4 Idealized shear stress-strain curves of the epoxy resin (IPCO 9923)

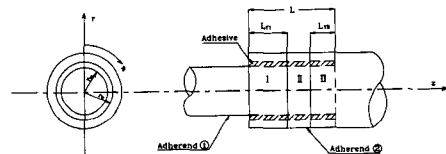


Fig. 5 Geometry of the tubular lap joint under torsion

$$T = T_1 + T_2 = \frac{\tau_{10} \cdot J_1}{\gamma_{10}} + \frac{\tau_{2i} \cdot J_2}{\gamma_{2i}} \quad (1)$$

과 같다. 여기서 T 는 조인트 전체가 받는 토크로서 z 의 값에 따라 변하지 않는 상수이고, T_1 과 T_2 는 피접착제 ①과 ②가 받는 토크이다. γ_{10} 는 피접착제 ①의 외부반경을 나타내고 τ_{10} 는 외부반경에서의 전단응력을 나타낸다. 또한 γ_{2i} 는 피접착제 ②의 내부반경을 나타내고, τ_{2i} 는 내부반경에서의 전단응력을 나타낸다. 또한 J_1 과 J_2 는 피접착제 ①과 ②의 단면극 이차 모멘트이다. Fig. 6에서 접착제의 두께 η 가 작다고 가정하여 미소길이 Δz 에 대해 기하학적 관계를 구하면

$$\eta(\gamma_a + \Delta\gamma_a) - \eta \cdot \gamma_a = \gamma_{2i} \cdot \Delta z - \gamma_{10} \cdot \Delta z \quad (2)$$

이다. 여기서 γ_a 는 접착제의 변형률을 나타내고, γ_{10} 는 피접착제 ①의 외부 반경에서의 변형률을 나타내고 γ_{2i} 는 피접착제 ②의 내부 반경에서의 변형률을 나타낸다. 극한값을 취하면 다음과 같다.

$$\eta \frac{d\gamma_a}{dz} = \gamma_{2i} - \gamma_{10} \quad (3)$$

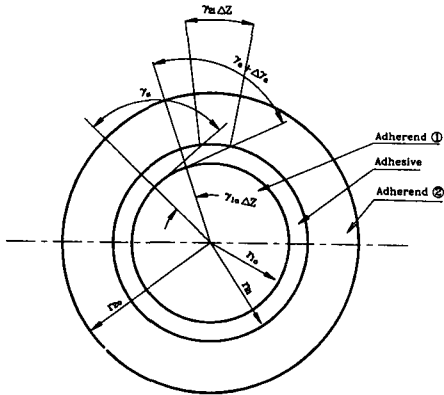


Fig. 6 Cross-section of the adhesive bonded tubular lap joint

<구간 I>

구간 I ($0 < z < L_{V1}$)에서는 접착제가 받는 전단 응력 τ_a 가 τ_y 로 일정하다고 가정하였으므로, 피접착제 ①과 ②의 토크 변화율을 구해보면

$$\frac{dT_2}{dz} = 2\pi a^2 \cdot \tau_y = \frac{dT_1}{dz} \quad (4)$$

이다 여기서 a 는 접착제의 평균 반경으로 a 는 $(r_{10} + r_{2i})/2$ 이다. 경계조건은

$$z=0 \text{ 일 때, } T_2 = \tau_{2i} = 0 \quad (5)$$

가 된다. 위의 식(5)의 경계조건을 이용하여 식(4)를 적분하면 다음과 같다.

$$T_2 = 2\pi a^2 \cdot \tau_y \cdot z = \frac{\tau_{2i} \cdot J_2}{r_{2i}} \quad (6)$$

$$T_1 = T - 2\pi a^2 \cdot \tau_y \cdot z = \frac{\tau_{10} \cdot J_1}{r_{10}} \quad (7)$$

피접착제 ①과 ②는 등방성 탄성재료라고 가정하였으므로 위의 식(6)과 (7)에서 τ_{2i} 와 τ_{10} 를 구한다음, γ_{2i} 와 γ_{10} 를 구하여서 식(3)의 기하학적 관계에 대입하면

$$\frac{d\gamma_a}{dz} = \frac{1}{\eta} (2A \cdot z - B) \quad (8)$$

가 된다. 여기서 상수 A 와 B 는 아래와 같다.

$$A = \left(\frac{r_{10}}{G_1 \cdot J_1} + \frac{r_{2i}}{G_2 \cdot J_2} \right) \pi a^2 \tau_y \quad (9)$$

$$B = \frac{r_{10}}{G_1 \cdot J_1} T \quad (10)$$

식(9)와 (10)에서 G_1 과 G_2 는 피접착제 ①과 ②의 횡 탄성계수이다. 경계조건은

$$z=L_{V1} \text{ 에서, } \gamma_a = \gamma = \frac{\tau_y}{G_a} \quad (11)$$

와 같다. 여기서 G_a 는 접착제의 횡 탄성계수를 나타낸다. 식(8)을 식(11)의 경계조건을 이용하여 적분하면, 접착제의 전단 변형률은 다음과 같다.

$$\gamma_a = \frac{\tau_y}{G_a} + \frac{1}{\eta} [A(z^2 - L_{V1}^2) - B(z - L_{V1})] \quad (12)$$

<구간 II>

구간 II ($L_{V1} < z < L - L_{V2}$)에서는 접착제가 받는 전단응력이 탄성영역이므로 피접착제 ①과 ②의 토크 변화율을 구해보면 아래와 같다. ⁽¹¹⁾

$$\frac{dT_2}{dz} = 2\pi a^2 \cdot \tau_a = -\frac{dT_1}{dz} \quad (13)$$

식(13)을 미분하고 식(3)의 기하학적 관계에 대입하면

$$\frac{d^2 T_2}{dz^2} = 2\pi a^2 \frac{G_a}{\eta} (\gamma_{2i} - \gamma_{10}) \quad (14)$$

이다. 위의 식(14)와 식(1)의 T_2 를 두번 미분한 식과 일치시키면

$$\frac{d^2 \tau_{2i}}{dz^2} - a^2 \tau_{2i} = -\delta \frac{T \cdot r_{2i}}{J_2} \quad (15)$$

와 같다. 여기서 δ , ϕ , a 는 아래와 같다.

$$\delta = \frac{2\pi \cdot a^2 \cdot r_{10} \cdot G_a}{G_1 \cdot J_1 \cdot \eta} \quad (16)$$

$$\phi = \frac{G_2 \cdot J_2 \cdot r_{10}}{G_1 \cdot J_1 \cdot r_{2i} + G_2 \cdot J_2 \cdot r_{10}} \quad (17)$$

$$\alpha = \left(\frac{\delta}{\phi} \right)^{0.5} \quad (18)$$

경계조건은

$$z=L_{V1} \text{ 에서, } \tau_{2i} = \frac{2\pi a^2 \cdot r_{2i} \cdot \tau_y}{J_2} L_{V1} = D \quad (19)$$

$$z=L-L_{V2} \text{ 에서,}$$

$$\tau_{2i} = \frac{T \cdot r_{2i}}{J_2} - \frac{2\pi a^2 \cdot r_{2i} \cdot \tau_y}{J_2} L_{V2} = E \quad (20)$$

와 같다. 위의 식(15)를 식(19)와 식(20)의 경계조건을 이용하여 적분하여 τ_{2i} 는 아래와 같다.

$$\tau_{2i} = C_1 \cdot \cosh(\alpha z) + C_2 \cdot \sinh(\alpha z) + \phi \frac{r_{2i}}{z} T \quad (21)$$

여기서 C_1 과 C_2 는 다음과 같다.

$$C_1 = \frac{1}{F} \left[\sinh(\alpha(L-L_{V2})) \cdot (D - \phi \frac{r_{2i}}{z} T) \right]$$

$$-\sinh(\alpha L_{v1}) \cdot \left(E - \phi \frac{r_{2i}}{J_2} T \right) \quad (22)$$

$$C_2 = \frac{1}{F} \left[\cosh(\alpha L_{v1}) \cdot \left(E - \phi \frac{r_{2i}}{J_2} T \right) - \cosh(\alpha(L-L_{v2})) \cdot D - \phi \frac{r_{2i}}{J_2} T \right] \quad (23)$$

또한 F 는 아래와 같이 정의된다.

$$F = \cosh(\alpha L_{v1}) \cdot \sinh(\alpha(L-L_{v2})) - \sinh(\alpha L_{v1}) \cdot \cosh(\alpha(L-L_{v2})) \quad (24)$$

위 식(21)에서 T_2 를 구한 다음, 미분하여 식(13)에 대입시키면, 구간 II에서 접착제가 받는 전단응력 τ_a 는 아래와 같다.

$$\tau_a = \frac{J_2}{2\pi a^2 \cdot r_{2i}} [C_1 a \cdot \sinh(az) + C_2 a \cdot \cosh(az)] \quad (25)$$

<구간 III>

구간 III ($L-L_{v2} < z < L$)에서 피접착체 ①과 ②의 토크 변화율을 구해보면

$$\frac{dT_2}{dz} = 2\pi a^2 \cdot \tau_v = -\frac{dT_1}{dz} \quad (26)$$

이 되고, 경계조건은

$$z=L \text{에서, } \tau_{2i} = \frac{T \cdot r_{2i}}{J_2} \quad (27)$$

$$z=L-L_{v2} \text{에서, } \tau_v = \frac{\tau_v}{G_a} \quad (28)$$

이 된다. 식(27)과 (28)의 경계조건을 이용하여 구간 I에서와 동일한 방법으로 식(3)과 (1)에 대입하여 구간 III부분에서 접착제의 변형률을 구하면

$$\gamma_a = \frac{\tau_v}{G_a} + \frac{1}{\eta} [A \cdot (z^2 - 2Lz + L^2 - L_{v2}^2) + B' \cdot (z - L + L_{v2})] \quad (29)$$

이고, B' 는 다음과 같이 정의된다.

$$B' = \frac{r_{2a}}{G_2 \cdot J_2} T \quad (30)$$

식(25)에서 $z=L_{v1}$ 와 $z=L-L_{v2}$ 에서의 접착제의 전단응력은 τ_v 이므로 이 조건을 식(25)에 대입하면 L_{v1} 과 L_{v2} 그리고 토크 T 의 관계를 구할 수 있다. 따라서 L_{v1} 과 L_{v2} 중 어느 한 값을 임의로 정해주면, 나머지 한 값과 토크 T 값을 수치해석적으로 구할 수 있으며, 구간 II에서 접착제가 받는 전단응력 τ_a 의 분포를 식(25)을 이용하여 구할 수 있다. 이때 구간 I과 III영역에서의 접착제의 전단

변형률 분포는 식(12)와 식(29)에서 구할 수 있으며, 접착제의 최대 전단 변형률은 접착제의 한쪽 끝단에서 발생하므로 양 끝단에서의 전단 변형률을 구하고 서로 비교하여 큰값을 최대 전단 변형률이라 하였다. 접착 조인트의 파괴강도는 접착제의 최대 전단 변형률이 Fig. 4에 나타나 있는 γ_{ULT} 에 도달하면 접착 조인트의 파괴가 일어난다고 가정하여 평가하였는데, L_{v1} 이나 L_{v2} 중 어느 한 값을 계속적으로 증가시키면서 접착제의 최대 전단 변형률이 γ_{ULT} 에 도달하면 그때의 토크 T 값을 취하는 수치해석적인 방법을 사용하였다.

만약 접착제를 선형 탄성재료라고 가정하여 접착제가 받는 전단응력을 해석하고자 하면, 구간 II의 해석과 동일한 방법을 사용하여 식(15)를 얻을 수 있다. 이 경우에 경계조건은

$$\tau_{2i}=0 \text{에서, } z=0 \quad (31)$$

$$\tau_{2i} = \frac{T \cdot r_{2i}}{J_2} \text{에서, } z=L \quad (32)$$

와 같다. 위의 식(31)와 식(32)의 경계조건을 이용하여 식(15)를 적분하면 τ_{2i} 는 아래와 같다.

$$\tau_{2i} = \frac{T \cdot r_{2i}}{J_2} \left[\phi (1 - \cosh(az)) + \left(\frac{1 - \phi (1 - \cosh(\alpha L))}{\sinh(\alpha L)} \right) \sinh(az) \right] \quad (33)$$

위의 식(33)에서 T_2 를 구한 다음, 미분하여 식(13)에 대입시키면 접착제가 선형탄성재료라고 가정하였을 경우의 접착제가 받는 전단응력 τ_a 를 아래와 같이 구할 수 있다.⁽¹¹⁾

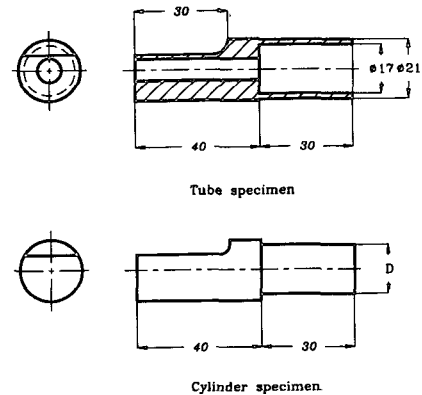
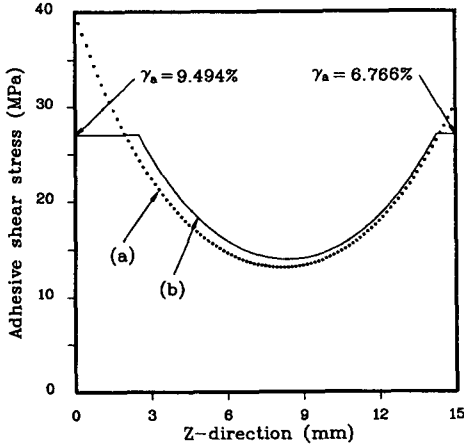


Fig. 7 Shape of the tubular adhesive specimens (The diameter D of the cylinder specimen was adjusted to vary the adhesive thickness)



(a) Closed form solution with elastic material properties
 (b) Numerical analysis with elastic-perfectly plastic material properties

Fig. 8 Shear stress distributions in the adhesive bonded tubular lap joint

$$\tau_a = \frac{T \cdot a}{2\pi \cdot a_2} \left[\left(\frac{1 - \phi (1 - \cosh(aL))}{\sinh(aL)} \right) \cdot \cosh(az) - \phi \cdot \sinh(az) \right] \quad (34)$$

Fig. 7과 같은 기하학적 형상을 갖는 시편을 접착제의 길이를 15 mm로 하고 접착제의 두께를 0.1 mm로 하여 135 N·m의 토크를 가하였을 경우 접착제가 받는 전단응력 τ_a 의 분포는 Fig. 8과 같다.

3. 유한요소해석

접착작업을 할때는 경화시간의 단축을 위해 접착제 제조회사가 제공하는 일정한 온도로 가열하여 경화시키는 것이 일반적이다. 본 연구에 사용한 접착제(한국 IPCO 9923)는 80°C로 가열하여 경화시켰는데 이때 발생하는 열 잔류응력(residual thermal stress)의 분포를 구하기 위해 상용 FEM 프로그램인 ANSYS를 이용하여 유한요소해석을 하였다. 4-Node Axisymmetric Elements를 사용하여 θ -방향으로의 응력은 균일하다고 가정하였다. 해석에 상요한 전체의 결점수는 115개이고 요소의 갯수는 88개이다. Single Lap Joint에서 축 대칭 단면으로 해석한 요소의 기하학적 형상은 Fig. 9와 같다. 해석에 상요한 접착제의 물성치는 Table 1에 나타나 있다. Fig. 9에 나타난 바와 같이, 기하학적 불균형에 의한 해석의 오차를 줄이기 위해 접착제의 양

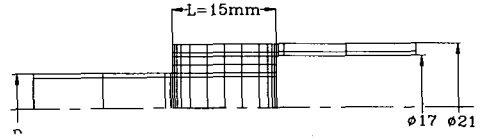


Fig. 9 Configuration of the axisymmetric finite element mesh used for the calculation of the thermal stresses in the joint (The diameter D of the cylinder specimen was adjusted to vary the adhesive thickness)

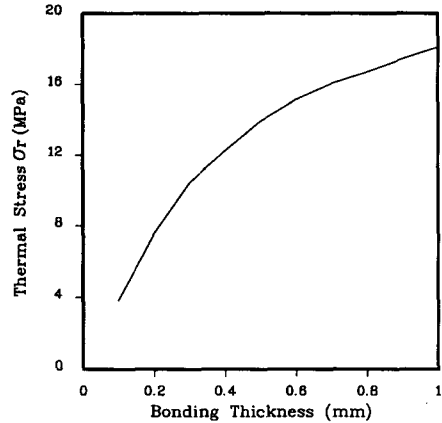


Fig. 10 Effect of the bonding thickness on the residual thermal stresses generated by the cure temperature ($\Delta T = 60^\circ\text{C}$)

끝부분에서 요소를 작게 분할하여 해석하였다. 유한요소해석에 의하면 접착제에 발생하는 열 잔류응력은 접착제의 두께방향에 따라 변화하며 중심축으

Table 1 Properties of the epoxy adhesive (IPCO 9923)

Lap Shear Strength(MPa)	13.7 (ASTM D-1002-72)
Lap Shear Modulus(GPa)	0.89
Bulk Shear Strength(MPa)	29.5(V=0.4 mm/min)
Bulk Shear Yield Strength (MPa)	27.0(V=0.4 mm/min)
Bulk Shear Modulus(GPa)	0.46
Tensile Strength (MPa)	45
Tensile Modulus(GPa)	1.3
Poisson's Ratio	0.41
Thermal Expansion Co-efficient(1/°C)	80E-6

로부터 반경이 증가할수록 열 잔류응력이 증가함을 볼 수 있었다. 접착제 두께방향의 열 잔류응력인 σ_r 은 맞대기 이음(butt joint)의 수직응력과 같이 작용하므로, 접착구조물의 파괴에 중요한 응력이며 상당히 큰 응력이 발생함을 볼 수 있다. 따라서 반경이 가장 큰 부분의 σ_r 을 접착제의 두께에 따라 경화가 일어나는 전후의 온도차를 60°C로 가정하여 구해보면 Fig. 10과 같다. Fig. 10에서 보논바와 같이 접착제의 두께가 두꺼운 부분에서 상당한 열 잔류응력이 발생함을 알 수 있다.

4. 실험절차 및 방법

본 연구에서는 이론적 해석의 타당성을 검증하기 위하여 원형튜브 형태에 대한 정적 비틀림 강도실험을 행하였는데 선반작업과 밀링작업으로서 Fig. 7과 같은 형상으로 가공하였다. 실험에 사용한 시편의 재료는 SM45C 강철재료이다. 그 다음 시편의 끝면이 접착되지 않고 일정한 간격을 유지하기 위하여 Teflon을 튜브시편의 안쪽면에 삽입시켜 Fig. 11과 같이 접착하였다. 실험에 사용한 접착제는 에폭시(한국 IPCO 9923)이며, 일반적으로 접착제의 접착특성은 시편의 표면 조도에 민감하므로 적당한 표면 처리를 하였다. 본 실험에서는 선반에서 80 Mesh의 사포로서 64 rpm의 회전속도로 약 10초간 연마하여 평균 거칠기를 2 μm 로 조절하였다.⁽¹⁶⁾ 접착제로 사용한 에폭시는 수분을 흡수하면

성질의 저하를 가져오기 때문에 수지와 경화제를 섞을 때는 습도와 온도를 일정하게 유지하여 주는 것이 중요하므로 습도는 약 40%, 온도는 20~25°C를 유지하여 주었다. 접착시에 기포가 생기면 접착에 여러가지 나쁜 영향을 끼치는데, 이 기포를 제거하기 위해 에폭시를 섞은 용기를 진공통속에 넣어 기포를 제거하고, 주사기로 에폭시를 튜브형태의 시편의 안쪽면부터 천천히 채운 다음 실린더 형태의 시편을 천천히 밀어 넣어서 접착시켰다. 또한 접착시 편심이 생기는 것을 방지하기 위해 Fig. 12와 같이 V-Block을 사용하여 접착시의 편심을 제거하였다. 이렇게 만들어진 시편속에 남아 있을지도 모르는 공기방울들의 크기를 줄이기 위하여, 에폭시의 경화는 Autoclave 내에서 0.6 MPa의 압력을 가한 상태에서 경화시켰다. 본 실험에 사용한 에폭시는 80°C 근처에서 점성이 가장 작게 되므로 Autoclave에서 80°C로 18시간 동안 경화시켰다. 접착제로 사용한 에폭시는 한국 IPCO 9923을 사용하였는데 수지와 경화제의 비율은 무게비로 1:1이다.

5. 실험결과 및 고찰

Fig. 13은 앞에서 고찰한 이론적인 해석을 이용하여 접착제의 두께에 대한 비틀림 강도특성을 나타내었다. 해석에 사용한 시편의 기하학적 형상은 실험에 사용한 시편의 형상과 같은 형태로 Fig. 7

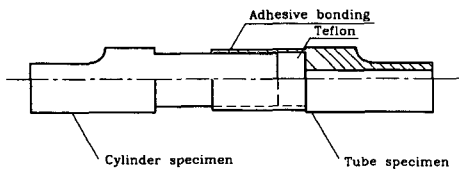


Fig. 11 Configuration of the adhesive bonded tubular single lap joint

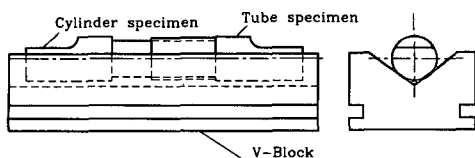
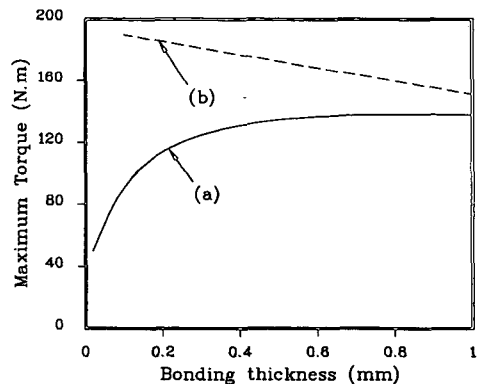


Fig. 12 V-Block used for concentric bonding of the tubular adhesive joint



(a) Closed form solution with elastic material properties
(b) Numerical analysis with elastic-perfectly plastic material properties

Fig. 13 Effect of the bonding thickness on the maximum torque

에 나타나 있다. 접착제가 선형탄성재료라고 가정
 한 경우는 식(34)를 이용하여 접착제 끝단의 응력이
 전단항복강도(τ_y)에 도달하면 파괴가 일어난다
 고 가정한 경우이다. 접착제가 탄성-강소성재료라
 고 가정한 경우는 접착제 끝단의 전단변형률이
 Fig. 4에 나타난 최대 전단변형률(γ_{ULT})에 도달하면
 파괴가 일어난다고 가정한 경우이다.

이 그림에서 볼 수 있듯이 접착제가 탄성-강소성
 재료라고 가정한 경우는, 접착제의 두께가 증가하
 면 비틀림 강도가 약간 감소하는데, 그 이유는 다
 음과 같다. 접착제의 전단 변형률이 γ_{ULT} 에 도달할
 때까지 토오크를 증가시키면 해석에 사용한 접착제
 의 경우, 모든 영역이 소성역에 들어간다. 그런데
 본 연구에 사용한 조인트 시편의 경우, 실린더 시
 편에 내부반경을 조절하여 접착제의 두께를 조절하
 도록 되어있다. 따라서 접착제의 두께를 증가시키
 면 실린더 시편의 내부반경이 줄어들기 때문에 비
 틀림 강도의 저하를 가져온다. 반면에, 접착제가
 선형탄성재료라고 가정한 경우는, 접착제의 두께가
 얇을수록 접착제의 양 끝단에서 응력집중이 크게
 발생하므로 비틀림 강도의 저하를 초래한다. 따라
 서 접착제를 선형 탄성재료라고 가정한 해석과 탄
 성-강소성재료라고 가정한 해석은 서로 반대되는
 경향을 보인다. Fig. 14는 접착제의 두께에 대한
 비틀림 강도특성을 실험한 결과이며, 이때 접착제
 의 경화시, 외부에서 80°C의 온도로 유지하여 경화
 시켰다. 또한 본 실험에서는 변형속도를 0.4 mm/
 min으로 일정하게 하여 실험하였다. 실험결과를
 살펴보면, 접착제의 두께가 증가하면 비틀림 강도
 가 감소함을 볼 수 있다. 이 결과는 접착제가 탄성
 -강소성재료라고 가정하여 해석한 결과와 비슷한
 경향을 나타냄을 알 수 있다. 그러나 접착제의 두
 께가 두꺼운 부분에서는 실험치와 상당한 오차가
 있음을 볼 수 있다.

접착작업을 할때 대개의 경우 상온에서 경화시키
 지 않고 일정한 온도로 가열하여 경화시키는 것이
 경화시간의 단축을 위해 일반적이다. 본 실험에서
 는 앞에서 설명하였듯이 80°C로 가열하여 접착제를
 경화시켰다. 이때 발생하는 열 잔류응력(residual
 thermal stress)의 영향을 접착제의 두께에 따라
 FEM해석으로 구해보면 Fig. 10과 같다. 본 논문
 에서는 경화가 일어나는 전후의 온도차를 60°C로
 가정하여 해석하였는데 그림에서 보는바와 같이 접
 착제의 두께가 두꺼운 부분에서 상당한 잔류응력이

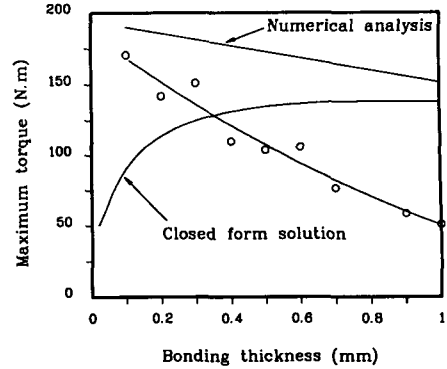


Fig. 14 Maximum torque VS. bonding thickness in the static torsion test

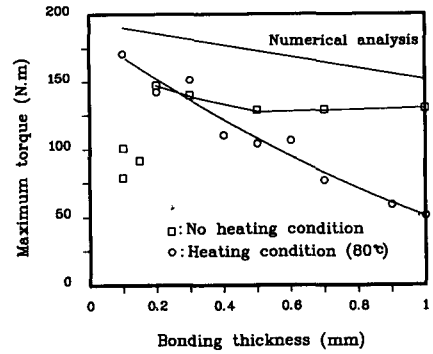


Fig. 15 Maximum torque VS. bonding thickness in the static torsion test (Comparison of cure on the room temperature and the curing temperature)

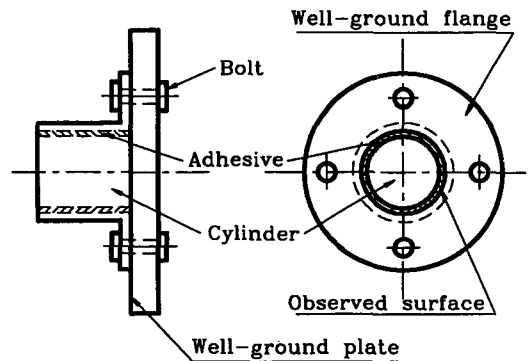
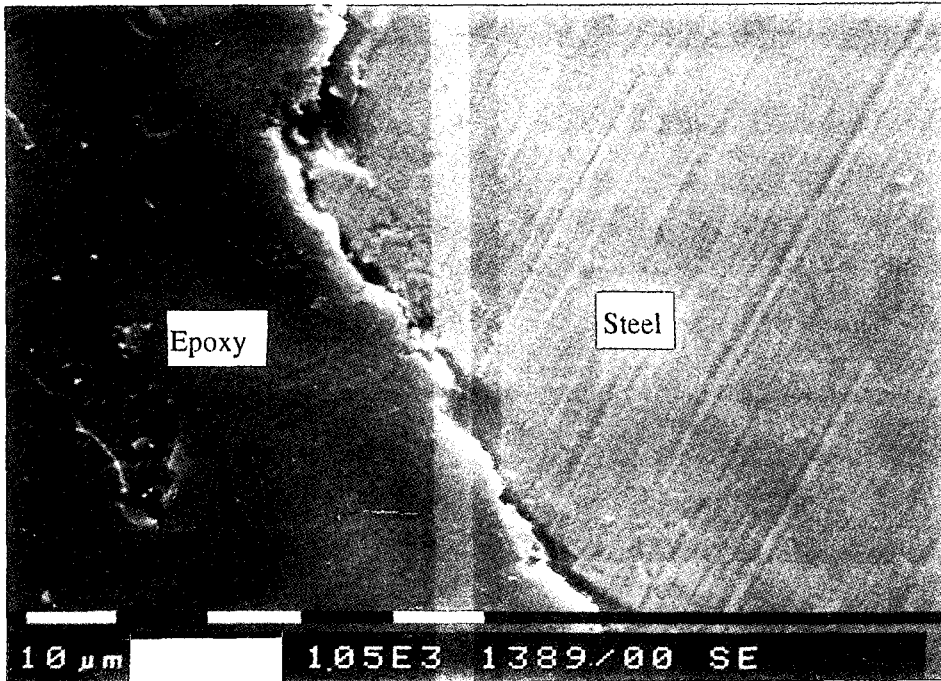
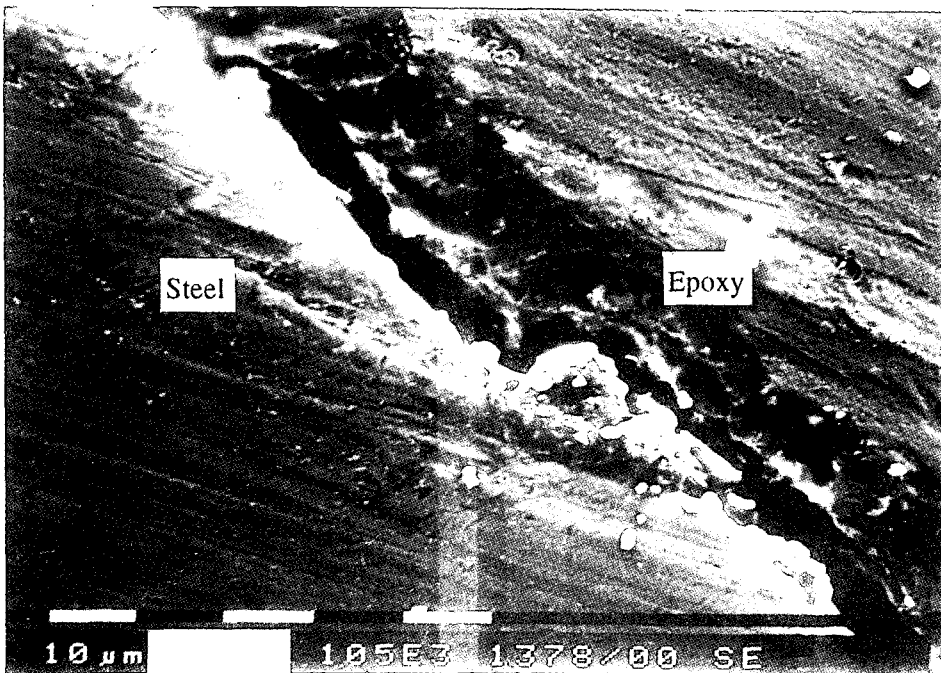


Fig. 16 Shape of the specimens for the SEM photograph

발생함을 볼 수 있다. 따라서 본 실험에서는 상온
 에서 접착작업을 하여 경화시킨 실험을 행하여 열
 잔류응력의 영향을 제거할 수 있는 실험을 행하였

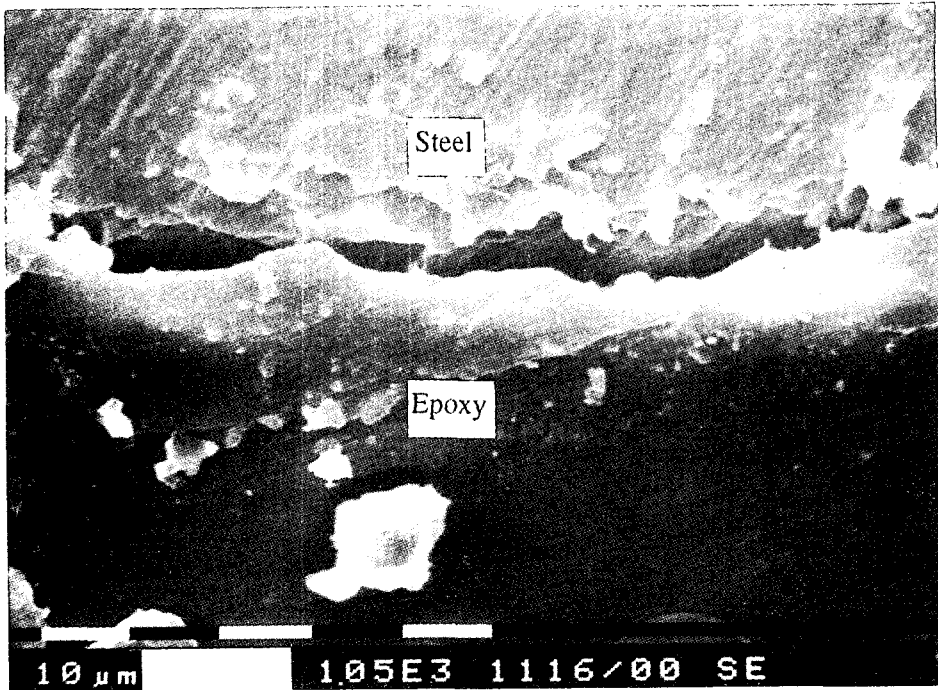


(a) Interface between steel and adhesive which is cured at the curing temperature (80°C)

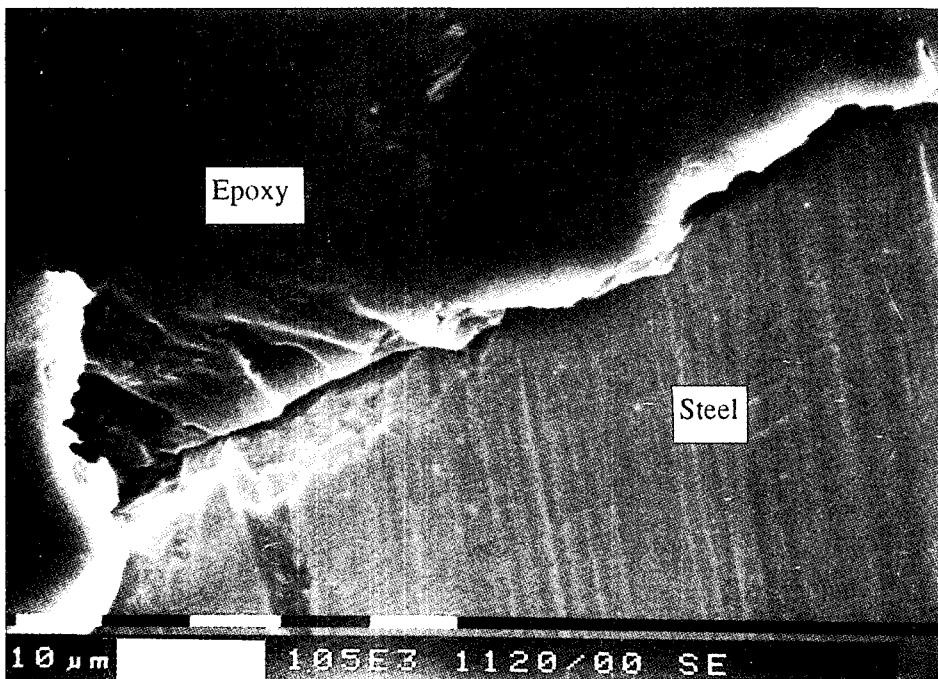


(b) Interface between steel and adhesive which is cured at the room temperature

Fig. 17 Scanning electron micrograph of the interface between the steel and the adhesive when the adhesive bonding thickness is 0.1 mm



(a) Interface between steel and adhesive which is cured at the curing temperature (80°C)



(b) Interface between steel and adhesive which is cured at the room temperature

Fig. 18 Scanning electron micrograph of the interface between the steel and the adhesive when the adhesive bonding thickness is 0.1 mm

다. Fig. 15에서 볼 수 있듯이, 상온에서 접착한 시편은 접착제의 두께가 두꺼운 부분에서 상당한 비틀림 강도의 증가를 볼 수 있다. 따라서 상온에서 접착제를 경화시켜 열 잔류응력을 최소화시킨 실험은 접착제를 탄성-강소성재료라고 가정한 해석과 훨씬 잘 부합됨을 볼 수 있다. 따라서 원형튜브의 접착에서는 소성역을 고려하여 해석을 하여야 하며, 접착제의 두께가 두꺼울 경우는 열 잔류응력의 발생을 고려하여 해석을 하여야만 한다.

그러나 상온에서 접착작업을 할 경우, 접착제의 두께가 0.1mm 부근에서는 접착강도가 상당히 떨어지는 것을 관찰할 수 있다. 접착제의 두께가 얇고 열을 가하지 않고 접착하였을 경우, 접착강도가 떨어지는 원인을 규명하기 위하여, 접착제의 두께가 0.1mm일때의 접착 경계면을 SEM으로 관찰하였다. Fig. 16과 같이 잘 연마된 평판과 플랜지(flange) 형상의 시편을 볼트로 체결하여 튜브 시편을 구성한 다음, 실린더 시편과 접착하여 경화시킨후에, 평판과 플랜지를 분리시켜 접착경계면을 관찰하였다. Fig. 17은 접착제의 두께가 0.1mm일때의 접착경계면을, 열을 가해서 접착작업을 행한 경우와 상온에서 접착작업을 행한 경우를 SEM으로 관찰한 그림이다. 그림에서 볼 수 있듯이 상온에서 접착작업을 행한 경우는 열을 가하여 접착작업을 행한 경우에 비해서 피접착제의 표면부로 접착제가 충분히 스며들지 않음을 관찰할 수 있다. 이 이유는 열을 가해서 접착작업을 하면 점도가 피접착제의 표면부로 침투할 수 있는 충분한 점도이하로 떨어지므로 접착제가 접착경계면을 따라 잘 접착될 수 있기 때문이다.

접착제의 두께가 두꺼운 부분에서의 열 영향을 규명하기 위하여 접착제의 두께가 1.0mm인 경우에 대하여 접착경계면을 SEM으로 관찰하였다. Fig. 18에서 볼 수 있듯이 열을 가한 경우의 접착 경계면과 열을 가하지 않은 경우의 접착경계면이 비슷한 정도의 접착특성을 유지함을 알 수 있다. 열을 가하여 접착을 행한 경우는 열 잔류응력으로 인하여 접착경계면에 틈이 발생하였을 것으로 추정된다.

따라서 접착제의 두께가 얇을 때에는 접착제의 점도를 충분히 떨어뜨리기 위하여 주어진 경화온도로 가열하여 접착을 하여야 하며, 접착제의 두께가 두꺼울 때에는 열 잔류응력을 감소시키기 위하여 열을 가하지 않은 상태에서 접착을 하여야만 한다.

그러나 접착공정에 걸리는 시간을 최소화하기 위해서는, 경화를 촉진시키기 위하여 열을 가하는 경우가 일반적이므로, 접착제의 두께를 얇게 하고 열을 가하여 접착을 하는 것이 바람직하다. 또한, 피접착물의 재질, 접착제의 점도 등에 의해서 접착구체는 변화될 수 있으나 본 연구에 사용한 강철 시편과 접착제(IPCO 9923)의 경우에 있어서 접착제의 두께는 0.1mm가 추천된다.

6. 결 론

원형튜브 형태로 된 시편과 실린더 형태의 시편을 Single Lap Joint의 형태로 접착하여 접착제의 두께에 대한 정적 비틀림 강도특성과 열 영향에 대한 접착특성을 연구하였다. 강철재료로 제작된 원형 조인트 시편과 IPCO 9923(접착제)을 사용하여 실험과 해석을 병행하여 아래와 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 접착강도의 해석에 있어서 선형탄성이론은 부적절하며 소성역을 고려한 해석이 필요하다.
- (2) 접착제의 두께가 두꺼워지면 열 잔류응력의 영향으로 인하여 접착강도가 떨어지므로 약 0.1mm 부근이 추천된다.
- (3) 열 잔류응력의 영향을 제거하기 위해 접착제의 두께를 작게하고, 상온 경화를 시키면 점성이 충분히 떨어지지 않기 때문에 접착제가 피접착제의 표면으로 침투하기가 곤란하므로 접착강도의 저하를 가져올 수 있다. 따라서 접착제 회사에서 제공하는 온도로 가열하여 접착을 하되, 열 잔류응력이 최소가 되는 형태로 설계하여 접착을 하는 것이 타당하다.

후 기

본 연구는 ADD 장기 기초 연구(ADD-90-5-8)의 재정적 지원에 의한 것으로 관계자 제위께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Reinhart, T.J., 1987, Composite, ASTM International, pp. 479~495.
- (2) Vinson, J.R. and Sierakowski, R.L., 1987, The Behavior of Structure Composed of

- Composite Materials, MARTINUS NIJHOFF PUBLISHERS, chap. 8.
- (3) Kutscha, D. and Hofer, Jr., K.E. 1969, Feasibility of Joining Advanced Composite Flight Vehicles, AFML-TR-68-391.
 - (4) Hart-smith, L.J., 1973, "Adhesive-Bonded Single Lap Joints," NASA-CR-112236.
 - (5) Crocombe, A.D. and Evans, I.E.J., 1988, "The Interaction of Adhesive Joint Strength and Adherend Cladding," J. Adhesion, Vol. 26, pp. 199~213.
 - (6) Imanaka, M., Kishimoto, W., Okita, K., 1984, "Improvement of Fatigue Strength of Adhesive Joint Through Filler Addition," J.Composite Materials, Vol. 18, pp. 412~419.
 - (7) Renton, W.J. and Vinson, J.R., 1975, "Fatigue Behavior of Bonded Joints in Composite Material Structures," J.Aircraft, Vol. 12, No. 5, pp. 442~447.
 - (8) Mignery, L.A. and Schapery, R.A., 1991, "Viscoelastic and Nonlinear Adherend Effects in Bonded Composite Joints," J.Adhesion, Vol. 34, pp. 17~40.
 - (9) Sawa, T. and Kobayashi, T., 1988, "The Strength of Joint Combining an Adhesive with a Bolt," J.Adhesion, Vol. 25, pp. 269~280.
 - (10) Alwar, R.S. and Nagaraga, Y.R., 1976, "Viscoelastic Analysis of an Adhesive Tubular Lap Joint," J.Adhesion, Vol. 8, pp. 79~82.
 - (11) Adams, R.D. and Peppiatt, N.a., 1977, "Stress Analysis of Adhesive Bonded Tubular Lap Joints," J.Adhesion, Vol. 9, pp. 1~18.
 - (12) Chon, C.T., 1982, "Analysis of Tubular Lap Joint in Torsion," J.Composite Materials, Vol. 16, pp. 268~284.
 - (13) Hipol, P.J., 1984, "Analysis and Optimization of a Tubular Lap Joint Subjected to Torsion," J.Composite Materials, Vol. 18, pp. 298~311.
 - (14) Graves, S.R. and Adams,D.F., 1981, "Analysis of a Bonded Joint in a Composite Tube Subjected to Torsion," J.Composite Materials, Vol. 15, pp. 211~224.
 - (15) Hart-Smith, L.J., 1981, "Further Developments in the Design and Analysis of Adhesive Bonded Structural Joints," ASTM Special Technical Publication 749 : 3~31.
 - (16) Lee, D.G. and Kim, K.S. and Im, Y.t., 1991, "An Experimental Study of Fatigue Strength for Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joints," J.Adhesion, Vol. 35, pp. 39~53.
 - (17) Lehman, G.M. and Havley. A.V., 1969, "Investigation of Joint in Advanced Fibrous Composites for Aircraft Structures," AFFDL-TR-69-43, Vol. 1
 - (18) Timoshenko, S.P. and Goodier, J.N., 1987, "Theaory of Elasticity," McGraw-Hill, pp. 341~349.