

〈논 문〉

축방향하중에 대한 튜브형 단면겹치기 접착조인트의 정적 파괴모델에 관한 연구

김영구* · 이수정* · 이윤목** · 이대길***

(1995년 10월 16일 접수)

Failure Model for the Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joints under Static Tensile Loads

Young-Goo Kim, Su-Jeong Lee, Yoon-Mog Lee and Dai-Gil Lee

Key Words : Adhesively Bonded Single Lap Joint(튜브형 단면겹치기 접착조인트), Nonlinear Mechanical Property(비선형 기계기동특성), Tensile Load Bearing Capability(인장하중 전달용량), Linear Approximation(선형 근사식), Nonlinear Exponential Approximation(비선형 지수근사식), Residual Thermal Stress(잔류열응력), Failure Criterion(파괴 판정기준)

Abstract

The static tensile load bearing capability of an adhesively-bonded tubular single lap joint that is calculated using the linear mechanical properties of adhesive is usually far from the experimentally determined because the majority of the load transfer of the adhesively-bonded joint is accomplished by the nonlinear behavior of the rubber-toughened epoxy adhesive. In this paper, both the nonlinear mechanical properties and the fabrication residual thermal stresses of adhesive were included in the calculation of the stresses of adhesively-bonded joints. The nonlinear tensile properties of adhesive were approximated by an exponential form which was represented by the initial tensile modulus and ultimate tensile strength of adhesive. The stress distributions in the adhesive were calculated by applying the load obtained from the tensile tests. From the tensile tests and the stress analysis of adhesively-bonded joints, the failure model for adhesively-bonded tubular single lap joints was proposed.

1. 서 론

여러 개의 부품들로 이루어진 구조물에 있어서 조인트(joint)의 설계는 중요한 연구 분야가 되어 왔다. 이것은 대부분의 구조물의 효율이 구조물 자

체보다는 구조물을 연결하고 있는 조인트에 의해 결정되기 때문이다.

조인트에는 기계적 조인트와 접착제에 의한 접착 조인트의 두 가지 종류가 있다. 기계적 조인트는 볼트나 리벳 등을 이용하여 피접합체를 체결하고, 접착조인트는 접합하고자 하는 피접합체 사이를 접착제로 접합하여 체결한다.

접착조인트는 기계적 조인트에 비해 상대적으로 넓은 면적에 하중을 분포시키고, 볼트를 위한 구멍

*한국과학기술원 기계공학과

**삼성중공업(주) 대덕중앙연구소

***회원, 한국과학기술원 기계공학과

가공이 필요하지 않으며, 구조물의 무게도 거의 증가시키지 않을 뿐만 아니라 우수한 피로특성을 가지고 있다. 반면, 접착제를 이용한 접착조인트는 피접착체의 표면처리에 세심한 주의가 필요하며, 사용환경에 영향을 받으며, 제품검사나 수리시 분해하기가 힘들다는 단점이 있다.^(1,2)

접착조인트에는 단면접치기 조인트, 양면접치기 조인트, 다단(steppped)접치기 조인트, 경사면(scarf)접치기 조인트 등이 있다. 이들 중에서 단면접치기 조인트가 제작이 쉽고 가공단가가 비교적 저렴하기 때문에 가장 널리 사용된다.

축방향하중을 받는 접착체를 이용한 접착조인트의 응력 해석에 관한 연구는 해석적인 방법과 유한요소법을 이용하여 많은 연구가 이루어져 왔다. Rubkin과 Reissner⁽³⁾는 접착제와 피접착체를 각기 다르게 가정하였으며, 가정에 따르면 피접착체의 두께는 접착조인트의 반경에 비해 훨씬 얇다고 가정하여 쉘이론(thin shell theory)을 응력해석에 적용하였다. 또한, 접착제의 두께는 피접착체의 두께에 비해 훨씬 얇고 강성이 약하다고 가정하여 접착층을 수많은 코일 스프링으로 가정하여 해석하였다. Adams와 Peppiatt⁽⁴⁾는 Volkersen의 해를 개선하였고, 튜브형 단면접치기 접착조인트와 부분적으로 경사진 원형(scarf) 단면접치기 조인트의 전단응력에 관한 해석적인 해를 제시하였다. 또한, 접착제가 필릿(fillet)을 가지는 경우에 대해서 축방향하중과 비틀림하중에 대한 단면접치기 접착조인트를 유한요소법을 이용하여 해석하였다. Griffin⁽⁵⁾은 축방향하중을 받는 단면접치기 접착조인트의 파괴를 예측할 수 있는 강도모델을 제시하였다. Shi와 Cheng⁽⁶⁾은 축방향하중을 받는 단면접치기 접착조인트의 응력분포를 구하는 해석적인 근사해를 제시하였다.

지금까지 행해진 연구를 보면 접착제를 이용한 단면접치기 접착조인트의 응력해석은 접착제의 기계적인 물성치를 선형으로 가정하여 해석하였지만, 실제로는 접착제가 파괴되기 전에 접착제에서 소성변형이 발생하며 대부분의 하중은 소성영역에서 전달되어진다. 그러나, 접착제의 비선형 기계적 물성치를 해석에 포함시키면 해석과정이 아주 복잡하고 계산시간이 많이 소모된다.^(7,8)

본 연구에서는 강철-강철 피접착체를 이용한 튜브형 단면접치기 접착조인트의 응력해석에 접착제의 비선형 기계적 물성치를 고려하였다. 접착제의

비선형 인장 물성치는 지수함수를 이용한 근사함수식으로 표현하였다. 근사함수식은 인장시험에서 구한 접착제의 초기 인장강성과 인장강도를 이용하여 구성하였다.

접착제를 이용한 단면 접착조인트의 축방향 강도는 인장시험기(Instron Model 4206)를 이용한 인장시험으로 측정하였다. 실험에서 얻어진 축방향 응력의 결과를 이용하여 접착조인트의 응력을 접착두께에 따라 다음과 같은 조건하에서, (case 1) 접착제의 비선형 물성치와 잔류 열응력을 고려한 경우, (case 3) 접착제의 비선형 물성치만을 고려한 경우, (case 4) 접착제의 선형 물성치만을 고려한 경우에 대해 각각 해석을 수행하였고 결과를 비교하였다.

실험과 응력해석에서 얻어진 결과를 이용하여 접착제를 이용한 튜브형 단면접치기 접착조인트의 파괴응력 경계조건을 제시하였다.

2. 실 험

2.1 정적 인장실험

튜브형 단면접치기 접착조인트의 하중전달능력을 해석적인 방법과 유한요소법으로 계산하면 접착두께가 커지면 하중전달능력도 증가한다. 그러나, 실제 실험결과는 반대의 경우가 발생한다. 접착두께의 증가에 따라 하중전달능력이 감소하는 것은 접착조인트의 제작시 발생하는 잔류 열응력에 의한 계면에서의 접착제의 파괴강도의 저하에 기인한 것이다. 따라서, 본 연구에서는 접착두께에 따른 잔류 열응력의 영향을 조사하기 위해서 접착조인트의 정적 인장하중 전달능력을 접착두께에 따라 실험을 수행하여 측정하였다.

Fig. 1은 강철-강철 피접착체를 이용한 접착조인트의 시편형상을 나타내고 있다. 접착제의 접착두께는 바깥쪽 피접착체의 외경을 21 mm, 내경을 17 mm로 일정하게 유지하고 안쪽 피접착체의 외경을 변화시켜 조절하였다. 접착두께는 0.05 mm와 0.1 mm, 그리고 0.1 mm에서 1.0 mm까지는 0.1 mm씩 증가시켜 11가지의 경우에 대해서 정적 인장강도를 측정하였다.

조인트 제작을 위한 안쪽과 바깥쪽 피접착체는 모두 정밀한 장착면을 지니고 있어서 접착제의 성형시 V-블록에 피접착체의 장착면을 올려 놓으므로써 두 피접착체의 중심이 일치하도록 유지시켰

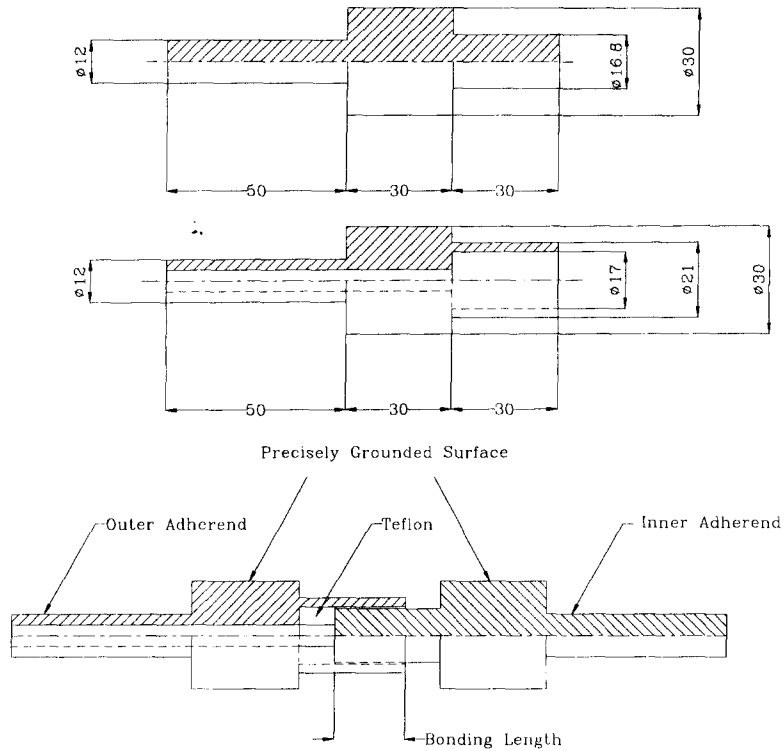


Fig. 1 Configuration of the adhesively bonded joint specimen

다. 피접착체의 표면거칠기는 $2\mu\text{m}$ 로 조절하였으며, 이는 동일한 시편에 대해 최적의 피로강도를 가지고 있다는 것이 밝혀져 있기 때문이다.⁽⁹⁾ 피접착체의 표면거칠기는 연삭가공을 한 후 선반에 피접착체를 장착하고 사포지(sand paper) #80을 이용하여 조절하였다. 접착조인트 시편은 80°C 의 온도와 0.6MPa 의 압력하에서 4시간 동안 오토클레이브에서 성형하였다.

Fig. 2는 접착길이를 20 mm로 정하고 접착두께를 0.05 mm에서 1.0 mm까지 변화시키면서 정적 인장실험을 통해 측정된 접착조인트의 인장파괴강도이다. 심볼은 정적 인장실험으로부터 측정된 정적 파괴강도이고, 실선은 접착두께의 변화에 따른 단면접치기 접착조인트의 인장 파괴특성의 경향을 나타내고 있으며, 접착두께가 증가함에 따라 접착조인트의 인장 파괴하중이 감소함을 알 수 있다. 이러한 결과는 튜브형 단면접치기 접착조인트의 비틀림 하중하에서의 정적 파괴강도의 예측을 위한 파괴모델에 관한 연구에서 접착두께의 변화에 따른 정적 실험결과와 유사한 경향임을 알 수 있다.⁽¹⁰⁾

따라서, 튜브형 단면접치기 접착조인트의 정적 인장파괴하중의 예측을 위해서 접착 조인트의 제작에 따른 성형 잔류 열응력의 영향을 고려할 필요가 있

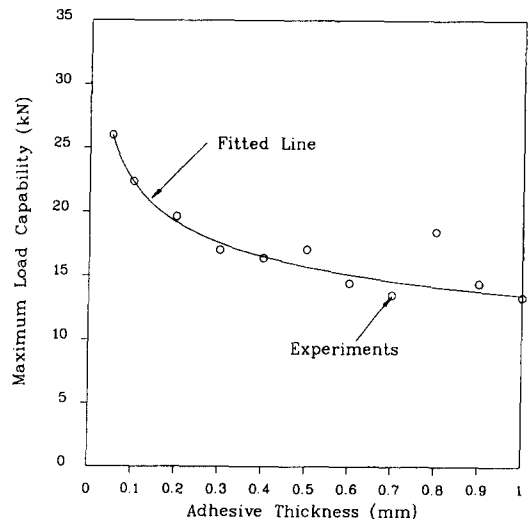


Fig. 2 Static load capability of the adhesively bonded tubular single lap joint-experiments

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

	Adhesive (IPCO 9923)	Steel
Tensile modulus (GPa)	1.30	207.0
Poisson's ratio	0.41	0.30
Tensile strength (MPa)	45.0	0.30
Shear strength (MPa)	29.5	Not required
Shear strain limit	0.60	Not required
C.T.E. ($10^{-6}\text{m/m}^\circ\text{C}$)	72.0	11.7
Viscosity	Paste type	Not applicable
Cure temperature ($^\circ\text{C}$)	80.0	Not applicable
Cure time (hour)	4	Not applicable

음을 알 수 있다.

2.2 접착제의 비선형 기계적 성질

본 연구에서 사용한 접착제는 Imperial Polychemicals Corporation (Azusa, California, USA)에서 생산한 IPCO 9923으로 전단강도와 박리 (Peel) 강도가 큰 인성강화 에폭시 수지이다. Table 1은 IPCO 9923 에폭시 수지와 강철의 일반적인 기계적 물성치를 나타내고 있다.

접착제의 비선형 인장 특성은 다음과 같은 지수 함수 형식으로 표시하였다.

$$\sigma = \sigma_m \left(1 - e^{-\frac{E}{\sigma_m} \epsilon} \right) \quad (1)$$

여기서, σ_m 은 접착제의 단순 인장시험에서 구해진 접착제의 파괴인장응력, E 는 접착제의 인장강성계수 그리고, ϵ 은 접착제의 인장변형률이다. 본 연구에서 파괴 인장응력은 45MPa, 인장강성계수는 1.3 GPa로 선정하였으며, 접착제의 인장응력 σ 를 인장변형률 ϵ 만의 함수로 가정하였다. 본 연구에서는 접착제의 인장강성계수와 접착제의 파괴 인장 응력, 두 가지 인자만을 이용하여 인성강화 접착제의 비선형성을 간단한 지수함수식으로 식 (1)과 같이 가정하였다.

Fig. 3은 접착제의 단순 인장시험에서 측정된 인장응력-변형률 곡선 그리고, 지수함수를 이용한 비선형 근사식을 나타내고 있다. 심볼은 접착제의 인장시험에서 측정된 실험결과이고 실선은 지수함수를 이용한 비선형 근사식을 나타낸다. 실험결과와

차이는 같은 접착제 시편으로 인장시험을 하였지만 인장시험에서 나타난 실험 오차이다.

Fig. 4는 본 연구에서 제시된 접착제의 비선형 인장 물성치의 근사식과 푸아송비를 이용하여 구한 다중선형 (multi-linear) 전단응력-전단변형률 곡선과 접착제의 전단실험에서 구한 전단응력-전단변형률 곡선을 함께 그릴 것이다. 접착제의 비선형 인장물성치의 근사식을 임의의 미소 변형률 구간에서의 선형이라고 가정하고 푸아송비를 이용하여 접착제의 전단강성을 계산한 후 전단응력-전단변형률

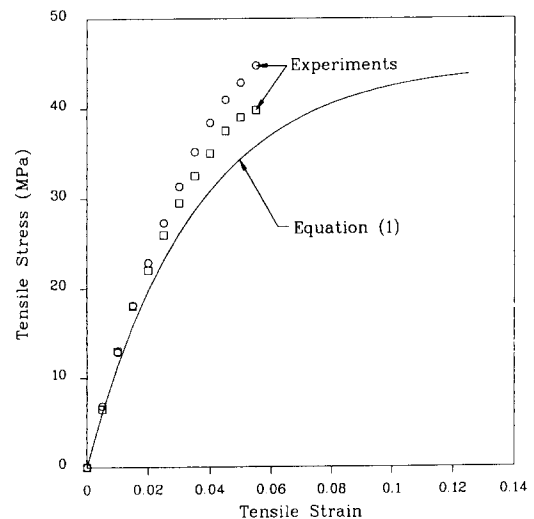


Fig. 3 Tensile stress-strain relations of the epoxy adhesive (IPCO 9923)

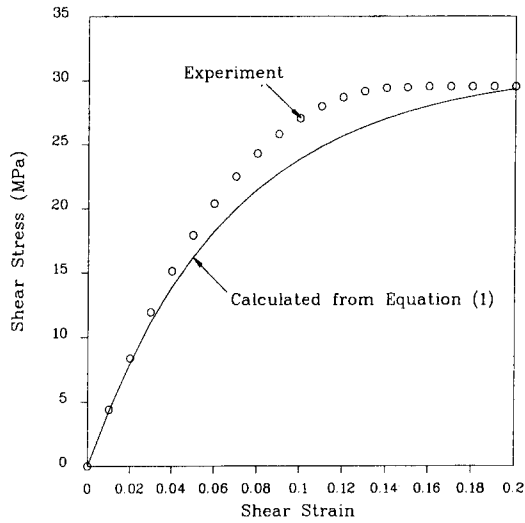


Fig. 4 Shear stress-strain relations of the epoxy adhesive (IPCO 9923)

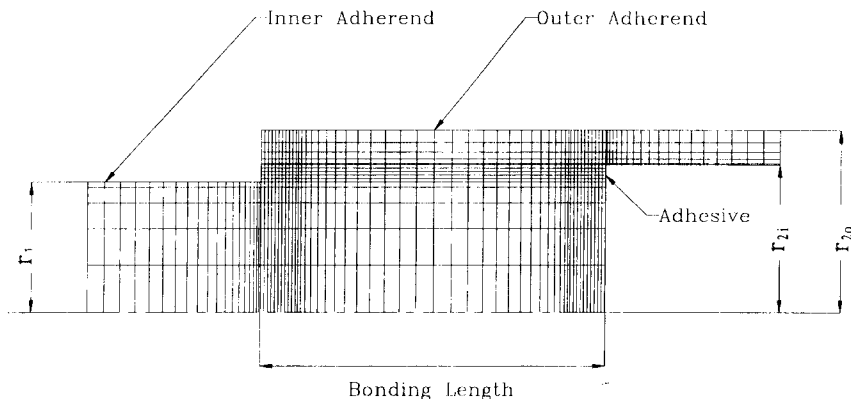
곡선을 계산하였다. 심볼은 접착제의 전단실험에서 구한 실험결과이고 실선은 계산에서 얻어낸 다중 선형 (multi-linear) 전단응력-전단변형률 곡선이다. 본 연구에서 사용한 에폭시 접착제는 고무성분에 의한 인성강화 특성을 가지고 있기 때문에 Fig. 4 에서와 같이 전단형태에서 아주 큰 소성변형 구간을 나타내고 있다.

2.3 유한요소해석

Fig. 5는 접착조인트의 응력을 계산하기 위해서 사용한 4절점 등매개변수 (Isoparametric) 요소를 나타내고 있다. 요소의 분할은 접착조인트의 양 끝단의 응력해석이 중요하기 때문에 양 끝단에서의 요소의 개수를 다른 부분에 비해 증가시켰다. 응력 해석시에 접착조인트에 가한 파괴인장하중은 실험으로 구한 인장하중을 다항식을 사용하여 표시한 후 사용하였다. 다항식을 이용하여 접착두께에 따라 파괴 인장하중을 구했으며, 구해진 파괴 인장하중을 이용하여 접착조인트의 파괴가 발생하는 시점에서의 응력을 해석하였다.

접착조인트의 성형시 발생하는 잔류 열응력의 영향을 알기 위해서 접착 조인트의 응력분포를 다음과 같이 4가지 경우로 나누어 계산하였다. (case 1) 접착제의 비선형 물성치와 잔류 열응력을 함께 고려한 경우, (case 2) 접착제의 선형 물성치와 잔류 열응력을 함께 고려한 경우, (case 3) 접착제의 비선형 물성치만을 고려한 경우, (case 4) 접착제의 선형 물성치만을 고려한 경우.

접착제의 비선형 물성치를 고려한 경우는 인장변형률에 따라 인장강성계수가 변화하기 때문에 앞에서 제시한 식 (1)의 변형률에 대한 도함수를 이용하여 접착조인트의 응력을 반복적으로 계산하여 해석한 것이고, 선형 물성치를 고려한 경우는 접착제



- r_1 : radius of inner adherend
- r_{2i} : inner radius of outer adherend
- r_{2o} : outer radius of outer adherend
- adhesive thickness = $r_{2j} - r_1$

Fig. 5 Finite element mesh for stress analysis

의 인장강성계수를 선형으로 가정하여 접착조인트의 응력을 해석한 것이다. 그리고, 잔류열응력을 고려한 경우는 접착조인트의 성형시의 온도는 80°C 이고 접착조인트의 인장시험시의 온도는 20°C 이기 때문에 온도차에 따른 접착제와 피접착체의 열팽창계수의 차이를 고려하여 접착조인트의 응력을 해석한 것이고, 잔류 열응력을 고려하지 않은 경우는 접착 조인트의 성형시와 시험시의 온도차이를 무시한 것이다.

그리고, 성형시와 시험시의 온도차에 의한 초기 잔류 열응력이 접착조인트의 파괴강도의 감소에 미치는 영향을 알기 위해서 초기 잔류 열응력을 계산하였다. 초기 잔류 열응력은 축방향의 하중이 없는 상태에서 성형시와 시험시의 온도차에 의한 접착제와 피접착체의 열팽창계수의 차이를 이용하여 계산하였다. 접착조인트의 성형온도는 80°C 이고, 시험 온도는 20°C 였다.

2.4 접착제의 파괴모델

본 연구에서의 접착조인트의 정적 인장 파괴모델에서는 성형 잔류 열응력에 의해 접착제의 전단강도보다 낮은 접착강도에 의해 접착제와 피접착체 사이의 경계면에서 디본딩(Debonding)에 의한 파괴가 발생한다고 가정하였으며, 접착조인트의 정적 파괴조건을 예측하기 위해서 다음과 같은 응력파괴 조건식을 가정하였다.

$$k = \sqrt{\left(\left(\frac{\sigma_{rr}}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\theta\theta}}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{zz}}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{rz}}{S_S}\right)^2\right)} \quad (2)$$

여기서,

- S_T : 접착제의 체적(bulk) 인장강도
- S_S : 접착제의 체적(bulk) 전단강도
- σ_{rr} : 접착제의 반지름(radial) 방향의 응력
- $\sigma_{\theta\theta}$: 접착제의 후프(hoop) 방향의 응력
- σ_{zz} : 접착제의 축(axial) 방향의 응력
- τ_{rz} : 접착제의 전단(shear) 응력

위의 식에서 무차원화된 파괴지수 k 가 1이 될 때 접착제와 피접착체의 경계면에서의 파괴가 발생한다고 가정하였다. 식 (2)는 비틀림하중을 받는 단면결치기 접착조인트의 경계면 파괴형태에서의 파괴 상태를 예측하기 위해 수정한 응력파괴조건식⁽¹⁰⁾을 본 연구에서는 축방향하중하에서의 경계면 파괴 상태를 예측하기 위해 수정한 응력파괴 조건

식이다. Fig. 6은 접착두께가 0.05 mm인 경우의 접착조인트의 파괴지수를 나타낸다. 마찬가지로 Fig. 7은 접착두께가 0.1 mm인 경우의 파괴지수이고, Fig. 8은 접착두께가 0.5 mm인 경우의 파괴지수이고, Fig. 9는 접착두께가 1.0 mm인 경우의 파괴지수이다.

접착두께가 0.05 mm와 0.1 mm인 경우를 보면 잔류 열응력에 의한 영향을 아주 적으며 선형 물성치를 이용한 경우와 비선형 물성치를 이용한 경우가 차이가 많이 난다. 그러나, 접착두께가 0.5 mm

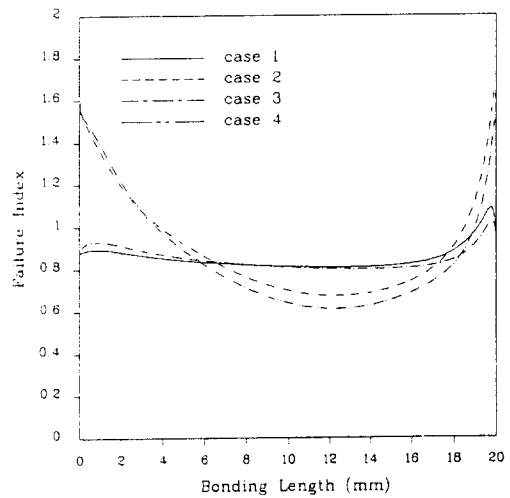


Fig. 6 Failure index k of the adhesively bonded joint (adhesive thickness:0.05mm)

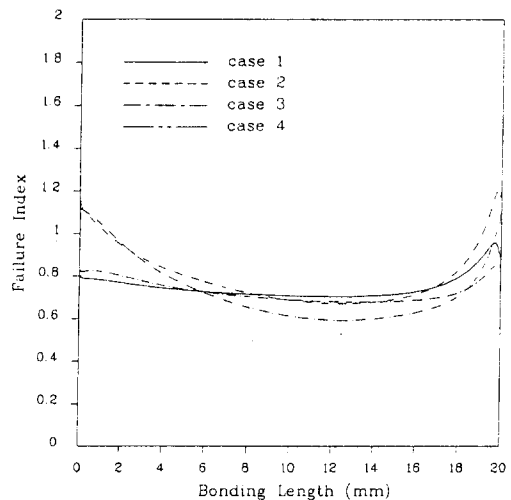


Fig. 7 Failure index k of the adhesively bonded joint (adhesive thickness:0.1mm)

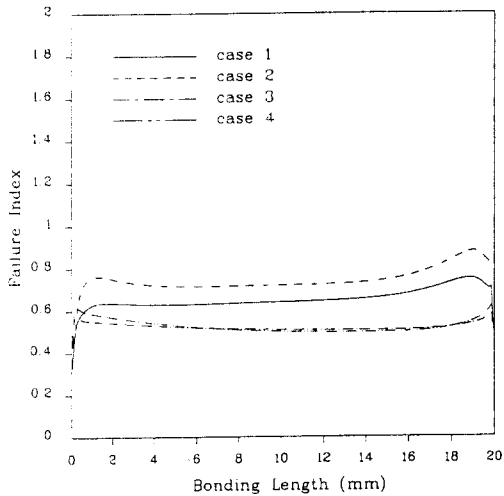


Fig. 8 Failure index k of the adhesively bonded joint (adhesive thickness: 0.5 mm)

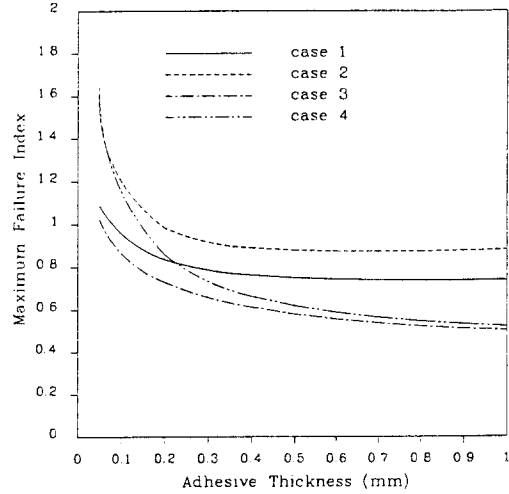


Fig. 10 Maximum failure index k_{max} of the adhesively bonded joint w.r.t. adhesive thickness

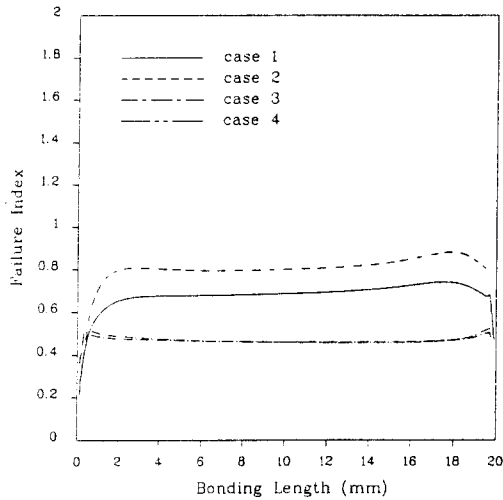


Fig. 9 Failure index k of the adhesively bonded joint (adhesive thickness: 1.0 mm)

와 1.0 mm인 경우에는 잔류열응력에 의한 영향이 상대적으로 크게 나타나며 잔류열응력을 고려하지 않은 경우에는 선형 물성치를 이용한 경우와 비선형 물성치를 고려한 경우가 거의 차이가 없다.

Fig. 10은 접착두께에 따른 최대 파괴지수의 변화를 나타낸다. 접착두께에 따른 최대 파괴지수의 변화를 보면 접착제의 선형 물성치를 고려한 경우가 고려하지 않은 경우보다 큰 값을 가진다. 최대 파괴지수는 접착두께가 0.3 mm 이하까지는 감소하다가 접착두께가 0.4 mm 이상일 때부터는 최대 파

괴지수의 변화가 거의 없다. 접착두께가 0.3 mm 이하인 경우에 선형물성치를 이용하여 응력을 해석한 경우의 최대 파괴지수가 급격하게 감소하고 비선형 물성치를 이용한 경우에는 완만하게 감소하는 것으로 나타났다. 또한, 최대 파괴지수의 값은 0과 1사이에서 존재해야 한다는 것과 접착제보다 정확한 거동을 표현한다는 점에서 선형 해석의 경우보다 비선형 해석의 경우에 최대 파괴지수의 값이 보다 타당성이 있는 것으로 나타났고, 동일한 비선형 해석의 경우에는 초기 잔류열응력을 고려한 경우가 보다 높은 최대 파괴지수를 예측하였다.

접착조인트의 정적 파괴에 초기 성형 잔류열응력의 영향을 살펴보기 위해 유한요소법으로 계산된 초기 성형 잔류열응력만에 의한 파괴지수 k_T 를 다음과 같이 계산하였다.

$$k_T = \sqrt{\left(\left(\frac{\sigma_{rr}^T}{S_r}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\theta\theta}^T}{S_r}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{zz}^T}{S_r}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{rz}^T}{S_s}\right)^2\right)} \quad (3)$$

여기서,

S_r : 접착제의 체적 (bulk) 인장강도

S_s : 접착제의 체적 (bulk) 전단강도

σ_{rr}^T : 접착제의 반지름 (radial) 방향의 초기 성형 잔류열응력

$\sigma_{\theta\theta}^T$: 접착제의 후프 (hoop) 방향의 초기 성형 잔류 열응력

σ_{zz}^T : 접착제의 축 (axial) 방향의 초기 성형 잔류 열응력

k_T : 접착제의 전단(shear) 초기 성형 잔류 열응력

Fig. 11은 접착조인트의 성형 잔류열응력을 식 (3)을 이용하여 계산한 결과 k_T 를 나타낸다. 접착 두께가 증가함에 따라 잔류 열응력에 의한 파괴지수의 값은 점차 증가하나, 증가율은 점차 감소하는 경향을 나타내는 것을 알 수 있다. 잔류열응력에 의한 파괴지수 k_T 와 Fig. 10의 잔류열응력을 고려

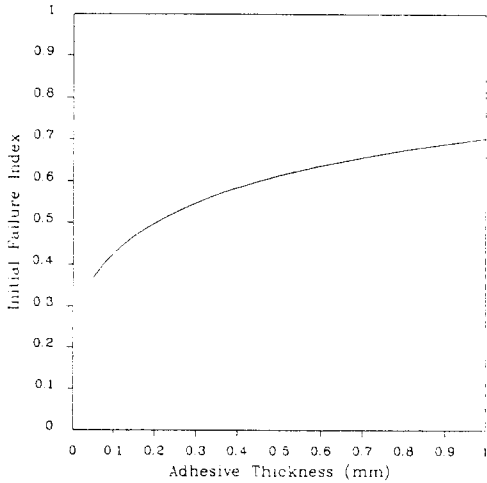


Fig. 11 Initial failure index k_T of the adhesively bonded joint by fabrication residual thermal stresses w.r.t. adhesive thickness

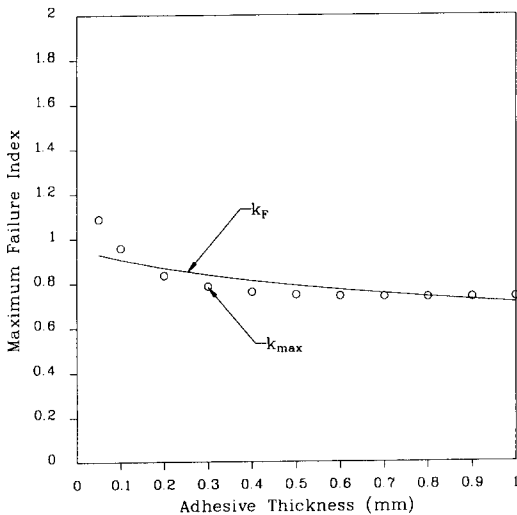


Fig. 12 Maximum failure index k_{max} and practical fracture Index k_F of the adhesively bonded joint w.r.t. adhesive thickness

한 비선형 해석의 최대 파괴지수 k 의 관계를 살펴 보면, 서로 감소나 증가의 측면에서 반대의 경향을 나타내고 있으며, 성형 잔류열응력과 접착제의 비선형 물성을 함께 고려한 경우의 최대 파괴지수와 다음과 같은 관계가 있음을 알 수 있다.

$$k^2 + k_T^2 \approx 1 \tag{4}$$

위의 결과로부터 식 (2)로부터 계산되는 응력 파괴 지수가 다음과 같이 정의되는 접착조인트에 작용하는 잔류열응력의 영향을 고려한 실제 파괴지수, k_F 에서 파괴가 발생하게 된다는 예측을 할 수 있게 된다.

$$k_F = \sqrt{1 - k_T^2} \tag{5}$$

Fig. 12는 정적 인장실험을 통해 측정된 접착조인트의 파괴 인장하중으로부터 계산되는 최대 파괴지수 k 와 유한요소해석으로 예측되는 초기 성형 잔류열응력의 영향을 고려한 접착조인트의 실제 파괴강도지수 k_F 를 함께 나타낸 것으로, 본 연구에서 제시한 식 (5)와 같은 접착 조인트의 실제 파괴지수 k_F 와 접착제의 비선형 물성치와 잔류열응력을 고려한 해석결과를 통해 얻은 최대 파괴지수 k 가 거의 같음을 알 수 있다.

위의 과정을 통해서 정적 인장하중에 의해 튜브형 단면접치기 접착조인트에 작용하는 응력분포를 보다 정확하게 계산하기 위해서는 접착조인트의 성형에 따른 잔류열응력과 접착제의 비선형 물성을 함께 고려한 유한요소해석이 필요하며, 보다 정확한 정적 인장강도를 예측하기 위해서는 초기 성형 잔류열응력에 의해 접착제의 파괴강도가 감소하는 현상을 고려한 실제 파괴강도지수를 계산해야 함을 알 수 있다.

3. 결 론

접착제를 이용한 튜브형 단면접치기 강철-강철 접착조인트의 인장파괴하중을 접착 두께에 따라 정적 인장실험을 통해 측정하였으며, 인장파괴하중은 접착두께가 증가함에 따라 감소하였다.

실험에서 얻어진 축방향 강도의 결과를 이용하여 접착 조인트의 응력을 접착두께에 따라 다음과 같은 조건하에서, (case 1) 접착제의 비선형 물성치와 잔류 열응력을 고려한 경우, (case 2) 접착제의 선형 물성치와 잔류 열응력을 고려한 경우, (case

3) 접착제의 비선형 물성치 만을 고려한 경우, (case 4) 접착제의 선형 물성치 만을 고려한 경우에 대해 각각 유한요소해석을 수행하였다.

해석결과로부터 접착조인트의 파괴응력 조건과 초기 성형 잔류응력의 영향에 따른 정적 파괴강도 감소지수를 제시하였다. 접착제의 비선형 기계적 물성치와 잔류응력을 고려하여 해석한 파괴응력 지수와 초기 성형 잔류응력의 영향에 따른 파괴강도 감소지수가 거의 일치함을 알 수 있었다.

참고 문헌

- (1) Mallick, P. K., 1988, *Fiber-Reinforced Composites*, Marcel Dekker, Inc., pp. 417~425.
- (2) Kinloch, A. J., 1987, *Adhesion and Adhesives*, Chapman and Hall Ltd., pp. 2~3.
- (3) Lubkin, J. L. and Reissner, E., 1956, "Stress Distribution and Design Data for Adhesive Lap Joints between Circular Tubes," *J. Applied Mechanics, Translation ASME*, Vol.78, pp. 1213~1221.
- (4) Adams, R. D. and Peppiatt, N. A., 1977, "Stress Analysis of Adhesive Bonded Tubular Lap Joints," *J. Adhesion*, Vol. 9, pp. 1~18.
- (5) Criffin, S. A., Pang, S. S. and Yang, C., 1991, "Strength Model of Adhesive Bonded Composite Pipe Joints under Tension," *Polymer Engineering and Science*, Vol.31(7), pp. 533~538.
- (6) Shi, Y. P. and Cheng, S., 1993, "Analysis of Adhesive-Bonded Cylindrical Lap Joints Subjected to Tensional Load," *J. Engineering Mechanics*, Vol. 119(3), pp. 584~602.
- (7) Osswald, T. A. and Rietveld, J., 1990, "Measuring Constitutive Properties," in *Adhesives and Sealants, ASM International, Metals Park*, pp. 315~316.
- (8) Matthews, F. L., 1986, *Joining Fiber-reinforced Plastics*, Elsevier Applied Science, pp. 186~226.
- (9) 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.
- (10) Lee, S. J. and Lee, D. G., 1992, "Development of a Failure Model for the Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joint," *J. Adhesion*, Vol.40, pp. 1~14.