

동시경화 강철-복합재료 원형 단일 겹치기 조인트의 최적설계

조 덕 현* · 이 대 길**
(1999년 6월 14일 접수)

Optimum Design of Co-cured Steel-Composite Tubular Single Lap Joints

Durk Hyun Cho and Dai Gil Lee

Key Words : Co-cured Steel-Composite Tubular Single Lap Joint(동시경화 강철-복합재료 원형 단일 겹치기 조인트), Failure Model(파괴모델), Composite Adherend Failure Mode(복합재료 피접착체 파괴모드), Steel Adherend Failure Mode(강철 피접착체 파괴모드), Nonlinear Mechanical Behavior(비선형 기계적 물성), Axial Load-Bearing Capability(축방향하중 전달능력), Residual Thermal Stress(잔류열응력), Thermal Degradation(열적 물성저하), Scarf(스카프)

Abstract

In this paper, a failure model for co-cured steel-composite tubular single lap joints has been proposed incorporating the nonlinear mechanical behavior of steel adherends and different failure modes such as steel adherend failure and composite adherend failure. The characteristics of the co-cured steel-composite tubular single lap joint were investigated with respect to the test temperature, the stacking sequence of composite adherend, the thickness ratio of steel adherend to composite adherend, and the scarf ratio of steel adherend. Thus, the optimum design method for the co-cured steel-composite tubular single lap joint was suggested.

기호설명

- S_l^1 : 복합재료 섬유방향 인장강도
- S_c^1 : 복합재료 섬유방향 압축강도
- S_{23} : 23 방향 전단강도
- F_m : 기지의 기계적 물성 보유비
- P : 열적 물성저하 후 기지의 강도 혹은 강성
- P_0 : 열적 물성저하 전 기지의 강도 혹은 강성
- T : P 값을 예측하기 위한 온도
- T_g : 유리전이온도
- T_0 : P_0 값을 측정할 온도

1. 서론

기계적 접합은 강철이나 알루미늄과 같은 등방성 재료의 결합에 주로 사용되며, 기계적 접합부

의 응력집중은 재료의 취성이 심하지 않으면 파괴가 발생하기전에 재료의 소성변형에 의해 어느정도 완화된다. 그러나, 섬유강화 복합재료에 기계적인 접합을 하면 파괴전에 피접착체의 소성변형이 거의 발생하지 않기 때문에 응력집중이 크게 발생한다. 또한, 이방성 복합재료에 볼트나 리벳과 같은 기계적인 접합을 위한 구멍가공을 하면 응력집중이 증가한다.⁽¹⁾ 따라서 섬유강화 고분자 복합재료의 접합은 넓은 면적에 하중을 전달하여 구멍가공이 필요없으며, 구조에 부가적인 하중 부담을 피할 수 있고 피로에 강한 접착제 접합이 유리하다.^(1,2) 그러나, 접착제 접합은 피접착체(adherend)의 표면처리에 세심한 주의가 요구되며, 구조의 수리와 검사를 위한 분해가 어렵고, 수분 침투나 온도 변화에 따른 급격한 강도 저하가 발생한다.

구조용 접착제는 파괴전 소성변형을 증가시켜 인성(toughness)을 강화하기 위하여 일반적으로 고무성분을 첨가하여 사용하는데, 고무성분을 첨가한 에폭시 접착제(Rubber toughened epoxy adhesive)

* 삼성전자 프린터 사업부

**회원, 한국과학기술원 기계공학과

E-mail : dglee@kaist.ac.kr

TEL : (042)869-3221 FAX : (042)869-3210

는 주변 온도가 상승하면, 낮은 유리전이온도(Glass transition temperature)로 인하여 기계적 성질이 저하(Mechanical property degradation)되며, 접합강도가 낮아진다.^(3,4) 즉, 사용온도가 증가하면 인장강성, 항복강도와 파괴강도는 낮아지고, 파괴시 변형률은 증가하게 된다.⁽⁵⁻⁷⁾ 반면에 섬유와의 혼합에 유리하도록 점도를 낮추기 위해 고무성분을 첨가하지 않은 복합재료 프리프레그용 에폭시는 경화온도 이하에서는 완만한 물성 저하 경향을 보인다. DMA(dynamic mechanical analyzer)를 이용한 온도변화에 따른 인장강성을 측정한 결과, 상온경화 구조용 에폭시 접착제는 60°C 이상에서는 인장강성이 일반적으로 급격히 낮아지는 반면, 복합재료 프리프레그용 에폭시는 120°C까지는 인장강성의 완만한 저하가 발생하였다.⁽⁸⁾

동시경화 조인트는 접착제에 의한 접합 조인트의 일종으로 복합재료를 경화시킬 경우 발생하는 잉여레진(Excess resin)으로 금속 피접착체와 복합재료 혹은 복합재료와 복합재료를 접합시키는 방법이다. 따라서 동시경화 조인트의 주결합 메카니즘은 복합재료 경화시 발생하는 잉여레진에 의한 접착제에 의한 접합이며, 동시경화 강철-복합재료 원형 단일 겹치기 조인트(Co-cured steel-composite tubular single lap joint, 이하 동시경화 조인트)의 경우 두 재료의 열팽창계수(Coefficient of thermal expansion) 차이에 의해서 발생하는 반경방향 잔류 압축력에 의하여 축방향하중 전달능력(Axial load-bearing capability)이 증가되기도 한다. 그러나, 열팽창계수 차이에 의한 반경방향 잔류 압축력은 복합재료 적층각도에 따라 크게 변화하여 축방향하중 전달능력을 오히려 감소시킬 수도 있으므로 동시경화 조인트 설계시 잔류열응력 계산에 유의하여야 한다. 프리프레그용 에폭시를 접착제로 사용하는 동시경화 조인트는 고온환경 하에서 인성강화에폭시 접착제에 비하여 급격한 물성저하가 발생하지 않으므로, 고온 구조용 조인트로 사용되기 적합하다.

동시경화법은 제작상의 편리 등 여러 장점을 가지고 있음에도 불구하고 아직 많은 연구가 수행되지 않은 상태이다. 주로 항공용이나 군사용으로 사용하기 위하여 고강도 점탄성 재료를 복합재료 판재 사이에 동시경화하여 제작한 평판의 감쇠능(Damping capability)과 동강성(Dynamic stiffness)을 해석하기 위한 모델들이 제시되어 있다.⁽⁹⁻¹¹⁾ 이 동시경화법을 구조용 조인트로 적용하기 위한 기존의 연구는 다음과 같다.

Choi와 Lee⁽¹²⁾는 피라미드형상의 널링(knurling)을 한 동시경화 단일 겹치기 조인트의 토크전달능력을 시험적으로 구하여 피라미드의 크기가 커질수록 토크전달능력이 증가하는 것을 밝혔다. 또한

널링을 하지 않은 경우 제거되지 않은 잉여레진이 동시경화 조인트에서 접착제로서 중요한 역할을 하는 것을 밝혔다. Lee⁽¹³⁾ 등은 동시경화 조인트의 정적 및 동적 토크전달능력의 변화를 여러 인자에 대해 실험을 통하여 구하였으며, 표면조도, 적층각도 및 접합길이에 대한 동시경화 조인트의 정적 및 동적 토크전달능력의 변화를 구하였다. Cho와 Lee^(14,15)는 탄소섬유 에폭시 복합재료와 알루미늄 튜브를 동시경화법으로 결합하여 동력전달축을 제작할 경우 발생하는 잔류열응력을 해석하고, 알루미늄 튜브에 압축하중을 가하여 축방향 잔류열응력을 제거할 수 있는 방법을 제시하였다. 또한 복합재료와 강철 피접착체로 이루어진 동시경화 원형 단일 겹치기 조인트의 시험온도와 복합재료 피접착체의 적층각도에 따른 축방향하중 전달능력을 시험하였다.⁽¹⁶⁾ 기지비배적인 복합재료 물성의 온도상승에 따른 강성과 강도저하를 고려하여 축방향하중에 의한 기계적 응력과 열팽창계수 차이에 의한 잔류열응력을 계산하고, 파괴지수를 계산하여 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 예측하는 방법을 제시하였다.⁽¹⁶⁾

본 논문에서는 복합재료와 강철 피접착체로 이루어진 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 계산하기 위한 파괴모델을 개발한다. 복합재료 피접착체의 적층각도와 시험온도에 따른 축방향하중 전달능력을 파괴모델로부터 계산하고 시험결과와 비교한다. 동시경화 조인트의 응력해석에서, 강철 피접착체의 비선형 기계적 물성을 사용하고 잔류열응력의 영향을 고려한다. 또한 강철 피접착체의 두께와 스카프(scarf) 형상이 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력에 미치는 영향을 규명한다. 이 파괴모델을 사용하여 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 최대도 하기 위한 최적설계 방법을 제안한다.

2. 동시경화 원형 단일 겹치기 조인트의 축방향 하중시험⁽¹⁶⁾

Fig. 1은 동시경화 조인트의 축방향 하중시험에 사용된 시편의 형상이고 동시경화 조인트 제작에 사용한 탄소섬유 에폭시 복합재료(SK Chemicals, USN150)와 강철 피접착체(AISI 1060 HR)의 물성은 각각 Table 1, Table 2 와 같다.

Fig. 2는 각 적층각도에서 동시경화 조인트의 온도변화에 따른 파괴하중으로 시험에 사용한 강철 피접착체는 외경 16.6 mm, 두께는 5.3 mm로 복합재료 피접착체의 두께인 1.2 mm에 비하여 두꺼운 경우이다. Fig. 2 (a), (b), (c)와 같이 복합재료 적층각도가 $[0]_{8T}$, $[\pm 15]_{4T}$, $[\pm 30]_{4T}$ 인 경우 시험은

도가 상온(20°C)에서 복합재료 경화온도(120°C)로 증가하여도 축방향하중 전달능력은 거의 감소하지 않는다. 그러나 복합재료 적층각도가 $[\pm 45]_{4T}$ 인 경우 각 온도에서의 축방향하중 전달능력은 Fig. 2(d)와 같으며, 상온에서 고온으로 시험온도가 증가하면 서서히 감소하는 경향을 보인다.

축방향 하중을 받는 동시경화 조인트에서 강철 피접착체와 테프론 스페이서가 맞닿은 부분에서는 강성이 급격히 변하여 강철 피접착체 끝단부의 복합재료 피접착체에는 응력집중이 발생한다. Fig. 3 과 같이 축방향 하중시험 결과, 강철 피접착체와 접하고 있는 복합재료 플라이와 다음 복합재료 플라이의 층간분리가 시작되고, 전체 복합재료 층으로 전달되어 완전분리가 발생한 후 강철 피접착체와 접합을 유지하고 있던 복합재료 플라이의 섬유 파괴로 이어진다. 여기서 섬유파괴는 응력집중이 심한 강철 피접착체 끝단을 따라 발생한다. 그러나, 일련의 동시경화 조인트 파괴과정인 층간 분리 시작, 완전 분리 및 복합재료 플라이의 섬유파괴는 거의 동시에 발생하여 동시경화 조인트의 파괴하중에 도달한 후 순간적으로 축방향하중 전달능력을 완전히 상실하게 된다.

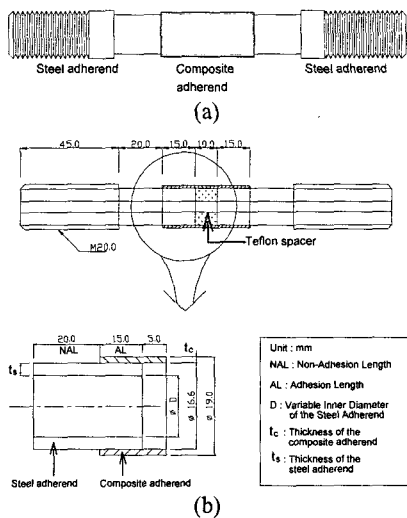


Fig. 1 Co-cured joint specimen for axial loading test (a) Co-cured steel-composite tubular single lap joint (b) Dimensions of the co-cured joint used in the optimal design procedure

3. 동시경화 원형 단일 겹치기 조인트의 파괴모델⁽¹⁶⁾

3.1 복합재료의 물성저하

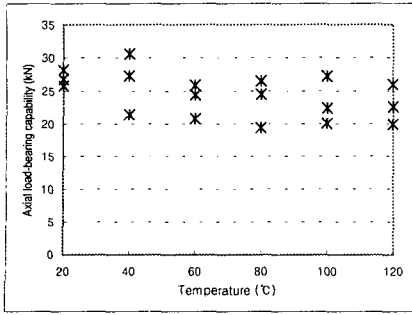
기지지배(Matrix-dominant)를 받는 복합재료의 섬유유수직방향 물성 및 전단 물성은 Chamis⁽¹⁷⁾ 등이 제안한 보유비(Retention ratio)를 계산하는 식을 사용하였다. 본 연구에서 사용한 탄소섬유 에폭시 복합재료(USN 150)의 유리전이온도(Glass transition temperature)는 180°C이며, 각 시험온도에서의 보유비는 Table 3과 같다.⁽¹⁸⁾

Table 1 Material properties of the unidirectional carbon fiber epoxy composite (USN150)

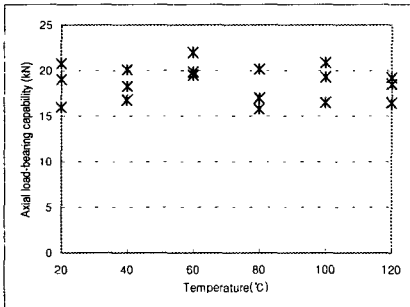
E_1	131.6 GPa
E_2, E_3	8.20 GPa
G_{12}, G_{13}	4.5 GPa
G_{23}	3.5 GPa
ν_{12}, ν_{13}	0.281
α_1	$-0.9 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$
α_2, α_3	$27 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$
S_t^I	2,000 MPa
S_c^I	-1,400 MPa
S_t^2, S_t^3	61 MPa
S_c^2, S_c^3	-130 MPa
S_{23}	40 MPa
S_{13}, S_{12}	70 MPa

Table 2 Material properties of the steel adherend (AISI 1060 HR)

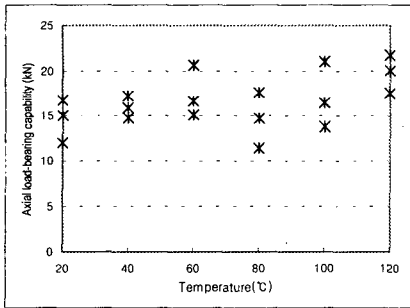
E	207 GPa
G	72 GPa
ν	0.3
α	$11.3 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$
Yield strength	370 MPa
Tensile strength	675 MPa
Elongation	12%



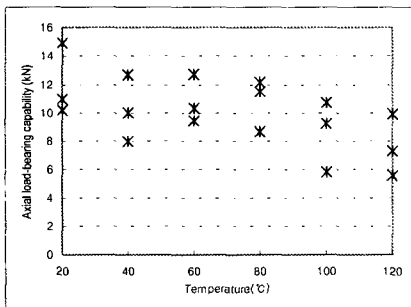
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 2 Axial load-bearing capabilities of the co-cured joint with respect to the environmental temperature when the stacking sequences of the composite adherend were (a) $[0]_{8T}$, (b) $[\pm 15]_{4T}$, (c) $[\pm 30]_{4T}$, (d) $[\pm 45]_{4T}$

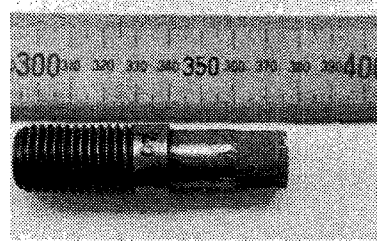


Fig. 3 Photography of the fractured co-cured joint whose composite adherend had the stacking sequence of $[0]_{8T}$

Table 3 Retention ratio F_m of the matrix-dominant mechanical properties of the composite (USN150) with respect to temperature

Temperature (°C)	Retention ratio (F_m)
20°C	1.00
40°C	0.94
60°C	0.87
80°C	0.79
100°C	0.71
120°C	0.61

이 보유비 (Retention ratio)를 복합재료의 기지 지배적인 강성값에 곱하면 각 온도에서 물성저하가 고려된 새로운 강성값을 구할 수 있다.

3.2 유한요소법을 사용한 응력해석

동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 계산하기 위한 유한요소해석에서 두 가지 중요한 변수를 고려하였다. 첫번째는 강철 피접착체와 복합재료 피접착체의 열팽창계수 차이로 인하여 경화온도 (120°C) 이하에서 발생하는 잔류열응력이고, 두번째는 복합재료 피접착체의 기지지배적인 물성의 시험온도 증가에 따른 열적물성 저하(Thermal degradation)로 응력 계산시 각 온도에서의 기지 지배적인 강성값은 각 온도의 보유비를 곱하여 얻은 값을 사용하였다.

강철 피접착체의 축에 대하여 복합재료를 $[0]_{8T}$ 로 적용할 경우 Fig. 4와 같이 열팽창계수는 축방향으로 $-0.9 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$, 반경방향과 원주방향은 $27.0 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ 이다. 따라서 열팽창계수가 $11.3 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ 인 강철 피접착체와 복합재료를 동시경화 접합하면 열팽창계수 차이에 의하여 축방향, 원주방향 및 반경방향으로 각각 성형 잔류열응력이 발생한다. 복합재료의 열팽창계수는 해석과 인장시험에서 적

용한 온도범위(20°C~120°C)에서는 변하지않는 것으로 가정하였다.

동시경화 조인트의 응력해석을 위하여 상용 유한요소 해석용 소프트웨어인 SWANSON 사의 ANSYS 5.3를 사용하였으며, 유한요소 모델은 Fig. 5와 같으며, 절점(Node)의 개수는 899개, 요소(Element)의 개수는 808개이다. 복합재료와 강철 피접착체는 완전접합(Perfectly bonded joint)으로 가정하였다.^(12,14,16) Fig. 6과 같이 강철 피접착체(AISI 1060 HR)의 비선형적인 인장응력-변형을 거동을 고려하여 두께가 얇은 강철 피접착체의 소성변형 파괴 예측을 가능하게 하였다.⁽¹⁹⁾ Fig. 3와 같이 복합재료 피접착체의 층간분리로부터 시작되는 동시경화 조인트의 파괴하중을 구하기 위하여 강철 피접착체와 접하고 있는 계면의 복합재료 플라이에 서 응력을 계산하였다.

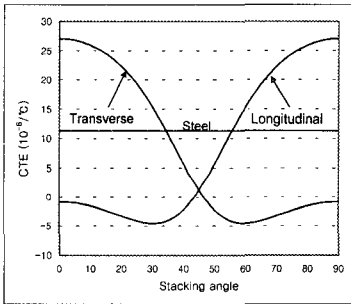


Fig. 4 Variation of coefficient of thermal expansion of carbon fiber epoxy composite (USN 150) with respect to stacking angle $[\pm\alpha]_{nT}$

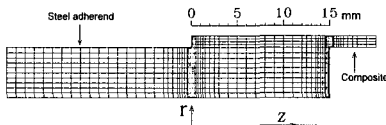


Fig. 5 Finite element meshes with axisymmetric elements for stress analysis

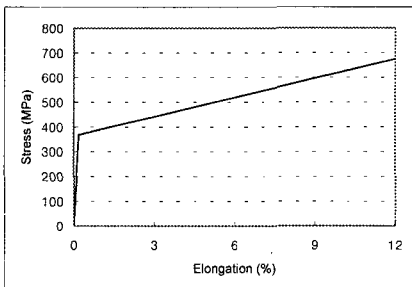


Fig. 6 Idealized stress-strain curve of the steel adherend (AISI 1060 HR)

적층각도가 $[0]_{nT}$ 인 경우 원통좌표계와 복합재료 층의 플라이 축은 일치하여, 축방향응력 σ_z 는 섬유방향 플라이응력 σ_1 , 원주방향응력 σ_θ 는 섬유수직방향 플라이응력 σ_2 , 반경방향응력 σ_r 은 두께방향 플라이응력 σ_3 , 층간전단응력 τ_{rz} 는 13방향 층간전단응력 τ_{13} 가 된다. 또한 강철 피접착체의 축에 대하여 복합재료가 적층각도 $[\pm\alpha]_{nT}$ 를 가지는 경우, Tsai-Wu 파괴식에 사용되는 플라이응력 성분을 구하기 위하여 면내응력(Inplane stresses) 성분인 축방향응력 σ_z 와 원주방향응력 σ_θ 를 플라이축에 대하여 변환(Transformation)하여 섬유방향 플라이응력 σ_1 , 섬유수직방향 플라이응력 σ_2 와 면내전단응력 τ_{12} 를 구하였다. 즉, Tsai-Wu 파괴지수를 계산하기 위하여 적층각도가 $[0]_{nT}$ 인 경우는 4개의 응력성분($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \tau_{13}$)을, 적층각도 $[\pm\alpha]_{nT}$ 인 경우는 5개의 응력성분($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \tau_{12}, \tau_{13}$)을 사용하였다.

3.3 파괴모델

복합재료 피접착체의 응력성분들로부터 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 계산하기 위하여 Tsai-Wu 파괴지수식 FI (Failure index)를 사용하였다. 또한 기지 지배적인 강도 성분에는 온도상승에 따른 보유비를 곱한 새로운 강도를 대입하여 Tsai-Wu 파괴지수를 계산하였다.

$$FI = F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_3\sigma_3 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{33}\sigma_3^2 + F_{44}\sigma_4^2 + F_{55}\sigma_5^2 + F_{66}\sigma_6^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + 2F_{13}\sigma_1\sigma_3 + 2F_{23}\sigma_2\sigma_3 \quad (1)$$

식(1)의 F_i 값들은

$$F_1 = \frac{1}{S_1^2} + \frac{1}{S_1^c}, F_2 = \frac{1}{S_2^2} + \frac{1}{S_2^c}, F_3 = \frac{1}{S_3^2} + \frac{1}{S_3^c}, F_{11} = -\frac{1}{S_1^c S_1^c}, \quad (2)$$

$$F_{22} = -\frac{1}{S_2^c S_2^c}, F_{33} = -\frac{1}{S_3^c S_3^c}, F_{44} = -\frac{1}{S_4^2}, F_{55} = -\frac{1}{S_5^2},$$

$$F_{66} = -\frac{1}{S_6^2}, F_{12} = -\frac{\sqrt{F_{11}F_{22}}}{2}, F_{23} = -\frac{\sqrt{F_{22}F_{33}}}{2}, F_{13} = -\frac{\sqrt{F_{11}F_{33}}}{2}$$

이 된다.

동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력은 하중이 전달되지 않고 잔류열응력만 발생하는 경우에서부터 축방향하중을 5.0 kN씩 증가시키면서 계산하였다. 계산된 응력을 위의 식 (2)에 대입하여 파괴지수가 1.00이 되는 축방향하중에서 복합재료가 파괴가 되는 것으로 판정하였다. 동시에 강철 피접착체의 등가응력(Equivalent stress) 분포를 계산하여 강철 피접착체 전체두께에서 항복응력이 발생하면 소성변형 파괴되는 것으로 판정하였다.

축방향하중을 받는 동시경화의 파괴모델을 강

철 피접착체의 소성변형에 의한 파괴모드(Steel adherend failure mode)와 복합재료 피접착체 파괴모드(Composite adherend failure mode)의 두 가지 파괴모드로 가정하였다.

첫번째 파괴모드는, 강철 피접착체의 두께가 복합재료 피접착체에 비하여 얇아서 복합재료 피접착체의 파괴가 발생하기 전에 복합재료 피접착체와 접하고 있지 않은 강철 피접착체(NAL at Fig. 1(b))의 전체 두께에서 항복응력이 발생하여 소성 변형되는 경우로 소성변형파괴(Plastic deformation failure)로 명명하였다. 비선형거동을 하는 강철 피접착체에서 축방향 하중이 점차 증가하면 내경부는 먼저 항복응력에 도달한 후 인장강도에 해당하는 응력까지 계속 증가하며 강철 피접착체의 전체 두께 중 최대 변형률을 보인다. 내경부가 소성변형을 하기 시작하면서 점차 항복응력을 넘는 지역은 외경부까지 확대되는데, 외경부까지 항복되었다 하더라도 내경부의 응력상태가 인장강도까지 증가하지는 않는다. 즉 외경부가 항복응력에 도달 하더라도 내경부는 파괴 변형률 12%까지 도달하지 않지만, 본 연구에서는 내경부가 파괴 변형률에 도달하는 시점이 아닌 외경부가 항복응력에 도달하여 모든 두께에서 소성변형이 시작되는 시점을 강철 피접착체의 파괴로 가정하였다.

두번째 파괴모드는, 강철 피접착체가 복합재료 피접착체 보다 훨씬 두꺼워서 복합재료 피접착체 파괴까지 강철 피접착체는 항복강도이하의 낮은 응력상태로 유지되는 경우이다. 이 경우 복합재료 피접착체에 대한 응력해석으로부터 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력 계산이 가능하다. 이러한 복합재료 피접착체의 파괴모드를 층간분리-섬유파괴(Delamination-Fiber breakage) 모드로 명명하였다.

따라서 서로 다른 두 가지의 동시경화 조인트 파괴모드를 구분하는 것은 강철 피접착체와 복합재료 피접착체의 두께비이며, 복합재료 피접착체의 층간분리-섬유파괴 모드에서 강철 피접착체의 소성변형파괴 모드로 바뀌는 두 피접착체의 임계 두께비가 존재한다. 동시경화 조인트가 가장 높은 축방향하중 전달능력을 가지기 위해서는 복합재료 피접착체와 접하고 있지 않은 강철 피접착체가 전체 두께에서 소성변형에 도달할 때, 복합재료 피접착체가 층간분리-섬유파괴 되도록 설계하는 것이다.

첫번째 파괴모드인 강철 피접착체의 소성변형 파괴는, 복합재료와 접합이 되어 있지 않은 강철 피접착체 지역 (NAL at Fig. 1)에서 발생하므로, 온도변화에 따른 축방향하중 전달능력의 변화는 발생하지않는다. 따라서 강철 피접착체의 두께가 얇은 동시경화 조인트의 축방향 하중시험에서는 강

철 피접착체의 소성변형에 의한 파괴가 예상되므로 해석으로부터 파괴하중값의 예측이 가능하다.

두번째 파괴모드에 해당되는 층간분리-섬유파괴 모드에 대한 결과는 다음과 같다.

유한요소법으로 계산된 동시경화 조인트의 응력으로부터 축방향하중 전달능력을 계산한 결과와 Fig. 2의 축방향하중시험 결과를 Fig. 7에 함께 나타내었다. 이 경우 동시경화 조인트의 파괴는 강철 피접착체의 두께가 두꺼워서 모두 복합재료 피접착체의 층간분리-섬유파괴 모드로 발생되었는데, 파괴모델로부터 계산한 결과와도 일치하였다. 따라서, 강철 피접착체의 비선형 물성, 온도 증가에 따른 복합재료 피접착체의 물성저하와 두 피접착체에서 발생하는 잔류열응력을 모두 고려하여 제안한 동시경화 조인트의 파괴모델을 적용할 경우, 축방향하중 전달능력을 예측할 수 있다.

축방향하중을 받는 동시경화 조인트는 복합재료 피접착체의 축강성 (AE ; 면적X인장강성)과 굽힘강성 (EI ; 인장강성X관성모멘트)이 가장 높은 $[0]_{8T}$ 의 적층각도에서 가장 높은 축방향하중 전달능력을 가지며, 시험온도 증가에도 축방향하중 전달능력은 $[\pm 45]_{4T}$ 경우를 제외하고는 거의 감소되지않으므로 120°C 이하에서 안전한 조인트 제작이 가능하다.

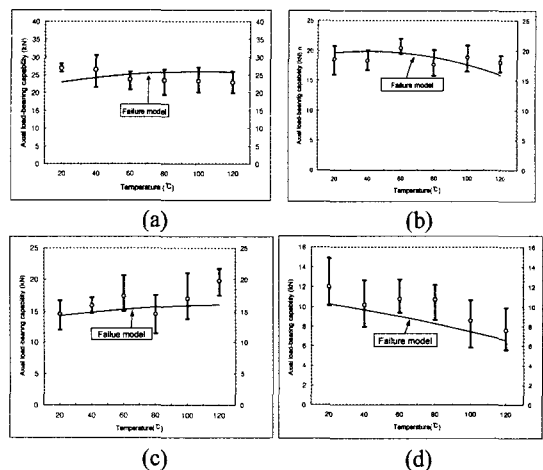


Fig. 7 Axial load-bearing capabilities calculated by FEM using the developed failure model of the co-cured joint with the experimental results of Fig. 3 when the stacking sequences of the composite adherend were (a) $[0]_{8T}$, (b) $[\pm 15]_{4T}$, (c) $[\pm 30]_{4T}$, (d) $[\pm 45]_{4T}$

Table 4 Joint dimensions for the determination of thickness of the steel adherend (unit : mm, adhesion length : 15.0)

	Steel adherend	Composite adherend
Outer radius	Fixed (8.3)	9.5
Inner radius	Variable	8.3
Thickness	Variable (0.2 ~ 8.3)	1.2

4. 동시경화 원형 단일 겹치기 조인트의 최적설계

동시경화 조인트에서 강철 피접착체의 두께, 두 피접착체에서 발생하는 잔류응력과 강철 피접착체의 스카프 유무와 스카프 정도 등의 변화에 따른 축방향하중 전달능력의 변화를 계산하였다. 최적설계의 과정에서 사용된 동시경화 조인트는 Fig. 1과 같으며, 외경 16.6 mm인 강철 피접착체 위에 복합재료 피접착체를 8 플라이 적층하고 접착길이는 15.0 mm로 결정하였다.

4.1 강철 피접착체 두께 변화

동시경화 조인트의 최적설계를 위하여 복합재료 피접착체의 두께는 고정하고, 강철 피접착체의 두께를 조절하여 복합재료 피접착체의 층간분리-섬유파괴와 강철 피접착체의 소성변형파괴가 동시에 발생하도록 하였다. Table 4는 강철 피접착체의 임계두께를 결정하기 위한 강철 피접착체의 치수변화를 나타내며, Fig. 8은 강철 피접착체의 두께 변화에 따라 파괴모델로부터 계산된 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 나타낸다.

시험온도 20°C에서 외경 16.6 mm, 두께 1.8 mm를 가지는 강철 피접착체를 사용한 동시경화 조인트에서 복합재료 피접착체의 파괴와 강철 피접착체의 전체 두께에서 항복은 거의 동시에 발생하며 이때 파괴하중은 35.0 kN으로 최대값을 가진다. 따라서, 1.8 mm의 두께의 강철 피접착체를 사용한 동시경화 조인트는 복합재료 피접착체의 층간분리-섬유파괴 모드와 강철 피접착체의 소성변형파괴모드가 거의 동시에 발생하는 최적 두께이다. 강철 피접착체의 두께 1.8 mm 이하에서는 복합재료 피접착체가 파괴되기 전에 강철 피접착체의 전체 두께에서 소성변형이 발생하고, 강철 피접착체의 두께 1.8 mm 이상에서는 강철 피접착체의 소성변형이 발생하기 전에 복합재료 피접착체는 층간분리-섬유파괴 모드가 발생한다.

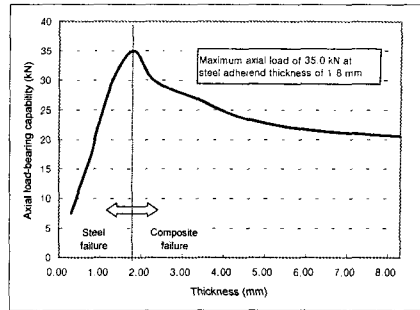
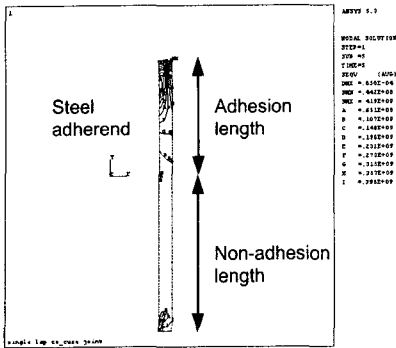


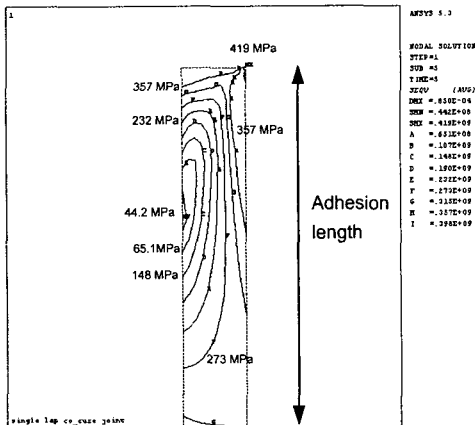
Fig. 8 Axial load-bearing capabilities with respect to thickness of the steel adherend

35.0 kN의 축방향하중이 동시경화 조인트에 전달되면, 강철 피접착체의 등가응력 분포를 나타내는 등고선 (Equivalent stress contour)으로부터 복합재료 피접착체와 접하고 있는 지역 (AL in Fig. 1(b))은 대부분 항복응력 이하로 유지되나, 복합재료 피접착체와 접하고 있지않는 지역 (NAL in Fig. 1(b))은 거의 항복응력에 도달하여 소성변형되었다 (Fig. 9(a)). 강철 피접착체의 끝단에서 복합재료와 접하고 있는 극히 일부 지역은 최고 419 MPa까지 응력이 집중되어 강철 피접착체의 국부적인 항복은 발생할 수 있으나 파괴가 발생하지는 않는다 (SMX in Fig. 9(b)). 복합재료 층에서는 Fig. 10(a)와 같이 강철 피접착체의 끝단부 ($z = 14.5$ mm)에서 층간전단강도 (70.0 MPa)에 가까운 높은 층간전단응력이 발생하여 층간분리-섬유파괴로 이어진다 (Fig. 10(b)). 응력성분들로부터 계산한 파괴지수는 층간전단응력이 최대가 되는 $z=14.5$ mm에서 0.98의 값을 가진다. 접착길이에 대한 파괴지수의 분포는 층간전단응력의 분포경향과 유사하며 이로부터 축방향하중을 받는 동시경화 조인트에서 복합재료 피접착체는 높은 층간전단응력에 의하여 파괴되는 것을 알 수 있다.

Fig. 11과 같이 축방향하중을 받는 동시경화 조인트의 설계시 복합재료 피접착체와 강철 피접착체의 인장강성비와 굽힘강성비가 1.57이 되는 강철 피접착체의 두께, 즉 이 경우 1.4 mm와 2.2 mm 사이를 축방향 하중전달 구간 (Axial load-bearing band)으로 정의하면, 유한 요소법으로 응력 해석을 하지않더라도 축방향하중 전달능력을 높이기 위한 간단한 방법으로 강철 피접착체의 두께를 이 구간내에서 결정하면 최대 축방향 하중전달능력의 85%수준까지 높일 수 있다.

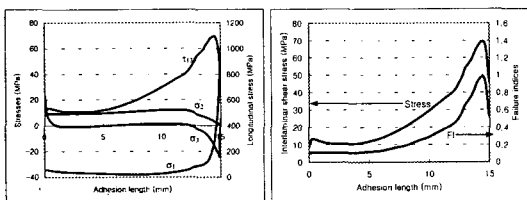


(a)

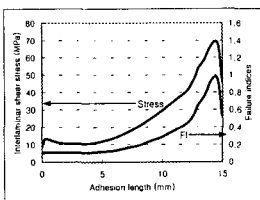


(b)

Fig. 9 Contours of equivalent stresses of the steel adherend : (a) Entire model of the steel adherend (b) Zooming the adhesion length of Fig. 9 (a) for the evaluation of stresses



(a)



(b)

Fig. 10 Stress distributions and failure indices of the composite adherend under 35 kN : (a) Stress distributions of the composite adherend (b) Failure indices of the composite adherend

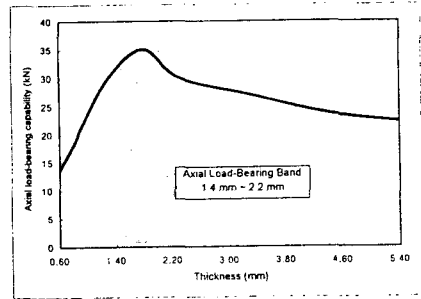


Fig. 11 Determination of the axial load-bearing band

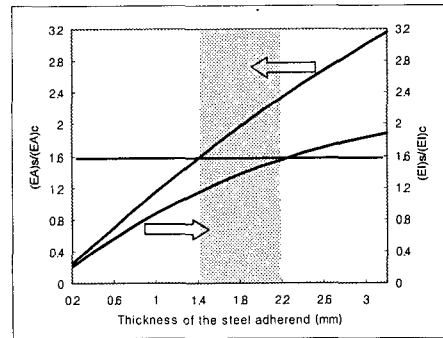


Fig. 12 Ratios of extensional stiffness $((EA)_s/(EA)_c)$ and flexural rigidity $((EI)_s/(EI)_c)$, Subscripts s and c represent steel and composite, respectively

Fig. 12은 강철 피접착체의 두께 변화에 따른 복합재료 피접착체와 강철 피접착체의 인장강성 (Extensional stiffness : AE)비와 굽힘강성 (Flexural rigidity : EI)비의 변화를 나타낸다. Fig. 1과 같은 동시경화 조인트에서 인장강성비가 1.57일 경우 강철 피접착체의 두께는 1.4 mm이고, 굽힘강성비가 1.57일 경우 강철 피접착체의 두께는 2.2 mm인데, 축방향하중에 의해 축방향 변형과 굽힘 변형이 발생하는 동시경화 조인트 (Fig. 13)는 이 두께들의 중간값인 1.8 mm의 두께를 갖는 강철 피접착체로 제작된 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력이 최대가 된다.

동시경화 조인트 설계에서 축방향하중 전달능력을 최대로 하는 최적의 두께를 구하기 위해서는 복잡한 유한요소해석이 수행되어야 한다. 하지만, 이 최적의 두께 (1.8 mm)는 강철 피접착체와 복합재료 피접착체의 인장강성비가 1.57이 되는 강철 피접착체의 두께 (1.4 mm)와 굽힘강성비가 1.57이 되는 강철 피접착체의 두께 (2.2 mm)사이의 중간값으로 존재한다.

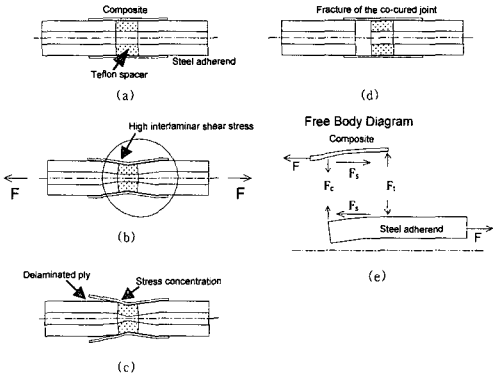


Fig. 13 Composite failure modes of the co-cured joint under the axial load without residual thermal stresses (Exaggerated deformation from Finite Element analysis): (a) Undeformed shape (b) Deformation under an increasing axial load F (Tensile and bending deformation) (c) Delamination initiated and fiber breakage occurred (d) Disjoint by the fracture of the co-cured joint (e) Free body diagram (F : Tensile load, F_i : Interlaminar tension, F_c : Interlaminar compression, F_s : Shear force)

4.2 잔류열응력 영향

시험온도 20°C에서 복합재료 피접착체의 적층각도 $[0]_{8T}$, 외경 16.6 mm, 접착길이가 15.0 mm인 강철 피접착체의 두께가 1.8 mm인 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력은 35.0 kN으로 최대값을 갖는다. 열팽창계수 차이가 심한 강철과 복합재료로 이루어진 동시경화 조인트로 축방향하중이 전달되지 않은 상태에서 온도차 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)에 의한 잔류열응력을 계산하였다(Fig. 14(a)). 섬유방향응력 (σ_1)은 접착길이에 따라 -162.0 MPa에서 88.0 MPa로 변화하였으며, 복합재료의 섬유방향 강도보다 훨씬 낮은 값이다. 복합재료의 높은 섬유수직방향 열팽창계수로 인하여, 복합재료의 섬유수직방향응력 (σ_2)은 전체 접착길이에 10.0 MPa 정도의 값을 갖는다. 접착길이의 중앙부에서는 0에 가깝고 양끝단에서 음의 값이 나타나는 층간박리응력 (σ_3)은 반경방향 잔류 압축력으로 층간 결합을 증가시키는 역할을 한다. 또한 층간전단응력 (τ_{13})은 접착길이의 중앙부 ($z = 7.5$ mm 근처)를 대칭으로 각각 음의 값과 양의 값을 가지는데, 이는 축방향으로 거의 수축하지 않는 복합재료에 대해 강철 피접착체는 크게 수축하여 접착길이 중앙부를 향해 양끝단이 수축되기 때문에 전단응력의 부호가 뒤

바뀌게 된다. 동시경화 조인트의 기하학적 형상 비대칭성으로 복합재료 피접착체의 끝단부($z = 0.0$ mm)에서의 층간전단응력과 섬유방향응력의 절대값은 강철 피접착체의 끝단부($z = 15.0$ mm)의 값보다 크게 나타난다. Fig. 14 (b)와 같이 잔류열응력에 의한 파괴지수를 구하여 보면 전체 접착길이에 걸쳐 0.1 ~ 0.4 사이의 값을 가지는데, 섬유방향응력 σ_1 과 층간박리응력 σ_3 값이 높은 $z = 0.0$ mm 근처가 0.4에 가깝고 상대적으로 σ_1 과 σ_3 값이 낮은 강철 피접착체의 끝단부 ($z = 15.0$ mm)에서 낮다. 동시경화 조인트가 축방향하중을 받으면 접착길이의 앞쪽($z < 7.5$ mm)에서 존재하던 음의 섬유방향응력과 층간전단응력은 점점 상쇄되고, 접착길이의 뒤쪽($z > 7.5$ mm)에서 존재하던 양의 섬유방향응력과 층간전단응력은 증가하게되어 Fig. 10(a)와 같은 파괴지수분포를 가지게 된다.

4.3 스카프 효과

축방향하중을 받는 동시경화 조인트에서 강철 피접착체의 형상은 복합재료 피접착체와 접합되지 않는 부분은 두께가 두꺼워서 높은 축방향하중에도 소성변형 되지않는 것이 유리하고, 복합재료 피접착체와 접합된 부분은 두께가 얇아서 복합재료의 굽힘 변형과 축방향 변형을 구속하지않아 응력집중에 의한 층간전단-섬유파괴 되지않는 것이 유리하다. 그러나, 복합재료 피접착체와 접하는 부분 (AL)과 접하지않는 부분 (NAL)의 두께를 다르게 하여 단차를 주는 방법은 높은 응력집중을 유발하므로 바람직하지 않다. 따라서, 강철 피접착체에 스카프(Scarf)를 주어 복합재료 피접착체와 접하고 있는 부분의 두께가 선형적으로 감소되는 방법으로 응력집중을 최소화 시키는 것이 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 높이는데 바람직하다. 이와 같은 스카프의 효과를 확인하기 위하여 Table 5의 강철 피접착체에 대하여 Fig. 15와 같은 스카프를 추가하였다.

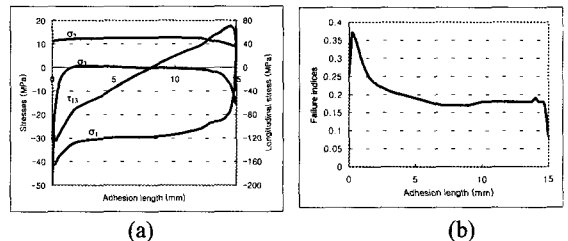


Fig. 14 Residual thermal stress distributions and failure indices of the composite adherend:(a) Stress distributions of the composite adherend (b) Failure indices of the composite adherend

Table 5 Joint dimensions for the scarfed steel adherend (unit : mm)

	Case 1	Case 2	Case 3
Outer radius	8.3	8.3	8.3
Thickness of the steel adherend, t_s	1.8	2.0	2.2
Height of the scarf, a	Variable	Variable	Variable

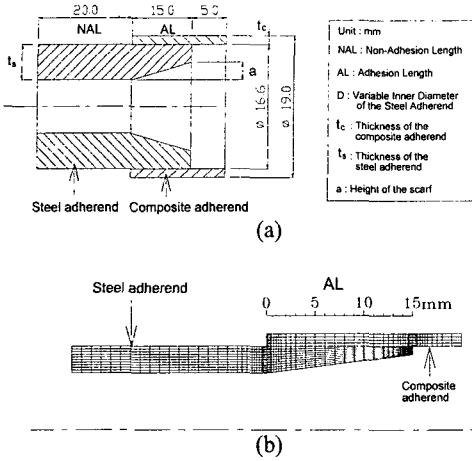


Fig. 15 Co-cured steel-composite tubular single lap joint with a scarf (a) Dimensions of the scarf (b) Finite element meshes with axisymmetric elements for stress analysis

강철 피접착체의 두께 (t_s)를 4.2장에서 계산한 최적두께인 1.8 mm로 고정하고, 스킨의 정도를 나타내기 위해 정의한 스킨의 높이 대 강철 피접착체의 두께비 (a/t_s ratio)를 증가시킨 경우 Fig. 16(a)와 같이 축방향하중 전달능력은 35 kN으로부터 천천히 증가하여 두께비 0.4에서 40 kN으로 최대가 되었다가 감소한다. 강철 피접착체가 소성변형되는 축하중을 높이기 위하여 복합재료 피접착체와 접합되지않는 구간 (NAL)에서의 강철 피접착체의 두께 (t_s)를 증가시켜 2.0 mm, 2.2 mm인 경우에 대하여 두께비를 변화시켜 가면서 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력을 계산하였다. Fig. 16(b)와 같이 강철 피접착체의 두께가 2.0 mm인 경우 축방향하중 전달능력은 두께비 0.3에서 40 kN, 0.5에서 42.0 kN으로 최대가 된 후 계속 감소하여 두께비 0.7 에서 40 kN이 된다. 스킨의 정도를 나타내는 두께비가 증가하여 강철 피접착체 끝단이 얇아지면 전체 두께에서 소성변형 파괴가 발생하여 축방향하중 전달능력이 감소한다. 즉 이 경우 스킨의 높이 대 강철 피접착체의 두께비 0.5 이하의 스킨을 갖는 동시경화 조인트에서는 복합재료 피접착체의 층간분리-섬유파괴 모드가

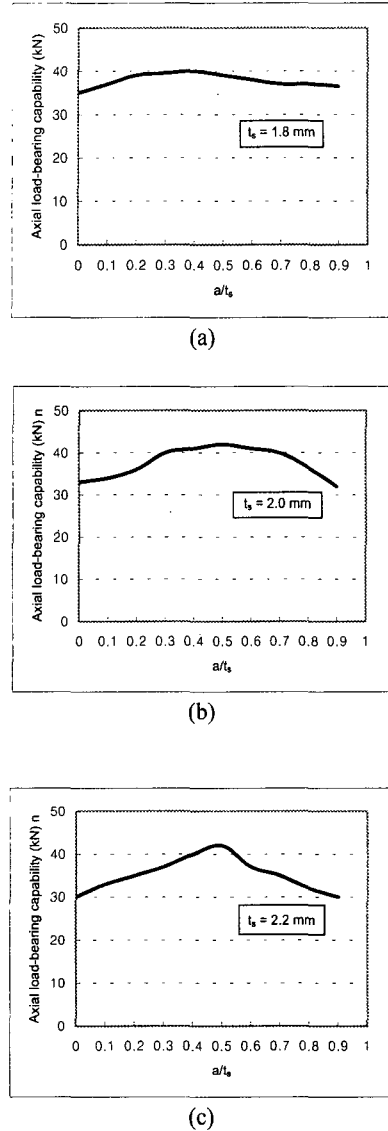


Fig. 16 Axial load-bearing capabilities with respect to the ratio of (a/t_s) (a) Thickness of the steel adherend, (t_s) was 1.8 mm (b) Thickness of the steel adherend, (t_s) was 2.0 mm (c) Thickness of the steel adherend, (t_s) was 2.2 mm

먼저 발생하였고, 0.5 이상에서는 강철 피접착체의 끝단에서 소성변형 파괴 모드가 먼저 발생하는 것으로 계산되었다. 또한 Fig. 16(c)와 같이 강철 피접착체의 두께가 2.2 mm인 축방향하중 전달능력은 두께비 0.5에서 42 kN으로 최대가 되고 0.5 이하와 이상에서는 두께 2.0 mm 경우보다 전체적으로 낮아진다.

4.4 정적 최적화 과정요약

앞에서 수행한 축방향 하중을 받는 동시경화 조인트의 파괴모델을 이용한 최적화 과정을 통해 각각의 설계변수를 축방향 하중 전달능력이 가장 우수하도록 결정할 수 있었다. 동시경화 조인트의 축방향하중 전달능력에 영향을 미치는 설계변수들은 우선 강철 피접착체의 외경으로 나타낼 수 있는 조인트의 크기, 복합재료 피접착체의 적층각도와 적층수, 강철 피접착체의 두께와 스카프 등이다. 복합재료 피접착체의 적층각도는 복합재료 피접착체의 축강성과 굽힘강성이 가장 높고 온도 변화에 가장 영향을 적게 받는 $[0]_{8T}$ 가 적합하다. 이 경우 강철 피접착체의 두께는 강철 피접착체와 복합재료 피접착체의 인장강성비가 1.57이 되는 두께로부터 굽힘강성비가 1.57이 되는 두께사이의, 앞에서 정의한 축방향 하중 전달 구간(Axial load-bearing band)에서 결정한다.

또한, 강철 피접착체는 복합재료 피접착체와 접합되지않는 부분은 두께가 두꺼워서 높은 축방향 하중에도 소성변형을 하지 않아야 하며, 복합재료 피접착체와 접합된 부분은 두께가 얇아서 복합재료의 굽힘 변형과 축방향 변형을 구속하지 않는 것이 유리하므로 강철 피접착체의 단면적이 서서히 감소되는 스카프 형상을 가지는 것이 축방향하중 전달능력을 최고로 증가시킬 수 있다.

따라서 축방향 하중을 받는 동시경화 조인트를 설계하는 과정은 다음과 같은 순서로 요약할 수 있다. 우선 원하는 축방향 하중용량을 설정하고 조인트의 크기를 결정하며, 크기가 결정되면 동일한 크기 내에서 가능한 큰 축방향 하중을 견딜 수 있도록 복합재료 피접착체의 적층수와 강철 피접착체의 두께를 결정한다. 그리고, 최종적으로 강철 피접착체의 접착길이에 스카프 정도를 결정하게 되면 우수한 성능의 동시경화 조인트를 설계할 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 동시경화 조인트의 파괴모델을 제안하였으며, 이 파괴모델을 사용하여 시험온도, 복합재료 피접착체의 적층각도, 강철 피접착체의 두께와 스카프의 정도가 축방향하중 전달능력에 미치는 영향을 분석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 복합재료 피접착체의 축강성과 굽힘강성이 가장 높은 적층각도인 $[0]_{8T}$ 에서 축방향 하중이 최대이다.
- (2) $[\pm 45]_{4T}$ 를 제외한 적층각도에서는, 계면에서 반경방향 잔류 압축력이 발생하여 고온으로 시험온도가 증가하여도 축방향하중의 급격한 감소는 발생하지 않는다.

- (3) 복합재료 적층각도가 $[0]_{8T}$ 에서 $[\pm 45]_{4T}$ 로 증가할수록 전 온도범위에 걸쳐 축방향하중 전달 능력이 낮아졌다.
- (4) 축방향하중의 최대값은 강철 피접착체의 소성 변형파괴와 복합재료 피접착체의 층간분리-섬유 파괴가 동시에 발생하는 임계 강철 피접착체 두께에서 나타난다.
- (5) 강철 피접착체가 스카프 형상을 가질 경우, 축방향하중은 최고 120%까지 증가된다.
- (6) 축방향 하중을 받는 동시경화 조인트의 최적 설계를 위한 방법을 제시하였다.

참고문헌

- (1) Mallick, P. K., 1988, *Fiber-Reinforced Composites*, Marcel Dekker, Inc., pp. 214~248.
- (2) Kinloch, A. J., 1987, *Adhesion and Adhesives*, Champman and Hall Ltd., New York, pp. 2~3.
- (3) Kinloch, A. J., 1987, *Adhesion and Adhesives*, Champman and Hall Ltd., New York, 1987, pp. 229~230.
- (4) Bolger, J. C. (1973) *Treatise on Adhesion and Adhesives*, Vol. 3 (ed. R. I. Patrick), Marcel Dekker, New York, p. 1.
- (5) 김진국, 조덕현, 이대길, 1999, "축방향 하중을 받는 튜브형 단일겹치기 접착 조인트의 열적 특성에 관한 연구," 대기기계학회논문집 제23권 제10호, pp. 1776~1787.
- (6) Schjeldrup, H. C. and Jones, W. B., 1978, *Adhesives Age* 21(2), p. 35.
- (7) Kinloch, A. J. and Young, R. J., 1983, *Fracture Behavior of Polymers Applied Science Pub.*, London, p. 286.
- (8) Jeong, K. S., 1994, *Flexspline for a Harmonic Drive - Design, Manufacturing and Evaluation*, Ph. D. Dissertation, Department of Precision Engineering and Mechatronics, Korea Advanced Institute of Science and Technology.
- (9) Rao, M. D. and He, S., 1993, "Dynamic Analysis and Design of Laminated Composite Beams with Multiple Damping Layers," *AIAA Journal*, 31(4) : pp. 736~745.
- (10) Gerst, D., Rao, M. D. and He, S., 1992. "Damping of Co-cured Composite Structures Incorporating Viscoelastic Materials," *Proceedings of the Damping of Multiphase Inorganic Materials Symposium*, ASM Materials Week, Chicago, IL, pp. 85~93.
- (11) He, S. and Rao, M. D., 1994, "Residual Stresses and Delamination Problems Induced by Co-curing of Damped Composite Laminates," *Journal of Composite Materials*, Vol. 28, pp. 112~129.
- (12) Choi, J. H. and Lee, D. G., 1997, "Torque Capacity of Co-cured Tubular Lap Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 31, No. 14, pp. 1381~1396.
- (13) Lee, S. W., Lee, D. G. and Jeong, K. S., 1997, "Static

- and Dynamic Torque Characteristics of Composite Cured Single Lap Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 31, pp. 2188~2201.
- (14) Cho, D. H. and Lee, D. G., 1998, "Manufacturing of Co-cured Composite Aluminum Shafts with Compression during Co-Curing Operation to Reduce Residual Thermal Stresses," *Journal of Composite Materials*, Vol. 32, pp. 1221~1241.
- (15) Cho, D. H., Lee, D. G. and Choi, J. H., 1997, "Manufacture of One-Piece Automotive Drive Shafts with Aluminum and Composite Materials," *Composite Structures*, Vol. 38, pp. 309~319.
- (16) 조덕현, 이대길, 1999, "원통형 복합재료 동시경화 조인트의 열적 특성에 관한 연구," 대한기계학회 논문집 제23권 제9호, pp. 1577~1589.
- (17) Chamis, C. C. and Sinclair, J. H., 1982, "Durability/Life of Fiber Composites in Hygrothermal mechanical Environments," in I. M. Diniel (ed.), *Composite Materials: Testing and Design (Sixth Conference)*, ASTM STP 787, pp. 498~512.
- (18) Gibson, R. F., 1994, *Principles of Composite Material Mechanics*, McGraw-Hill, Inc., New York, pp. 132~144.
- (19) *ASM HANDBOOK*, 1999, Vol. 20 *Materials Selection and Design*, ASM International, pp. 370~371.