

다층 박막 광학 필터 디바이스의 패키징시 솔더 조인트의 피로파괴 수명 해석

김명진 · 이형만

광부품연구센터, 전자부품연구원

Fatigue Life Analysis for Solder Joint of Optical Thin Film Filter Device

M. J. Kim and H. M. Lee

Optical Telecommunication Research Center, Korea Electronics Technology Institute(KETI)

초 록: 광통신용 광학부품의 신뢰성 특성은 솔더 조인트의 열 사이클에 따른 소성(Plastic)과 크립(Creep) 변형에 가장 큰 영향을 받는다. 열 사이클에 따른 소성과 크립 변형 증가로 인해 정렬 틀어짐이 발생하며 이는 광손실 변화의 주요인이 된다. 또한, 소성과 크립 변형량이 증가 또는 계속 누적될 경우 솔더의 피로수명 한계로 인해 제품 불량 발생의 원인이 된다. 이러한 열적 사이클에 따른 광부품의 신뢰성을 확보하기 위해 본 논문에서는 유한요소해석법(FEM)을 적용하였다. 소성과 크립 변형의 변화량을 유한요소해석으로 계산하고 이를 크립 피로 파괴(Creep-Fatigue) 수명 예측 모델에 적용하여 그 수명을 예측하였다. 솔더와 모재와의 계면 또는 솔더 내부에서 생성되는 온도에 따른 소성과 크립 변형을 파악하기 위해 텔코디아(Telcordia)의 광부품 신뢰성 온도 사이클(-40 to 75)을 적용하였다. 승온과 냉각 속도의 변화에 따른 영향을 검토하기 위해 1/min, 10/min 및 50/min으로 변화를 주고 유지 시간을 1시간으로 고정할 경우의 결과를 비교 분석하였다.

Abstract: Plastic and creep deformations of a solder joint on thermal cycle play an important role in the reliability of optical telecommunication components. Solder joint strain is increased with the thermal cycle time and it causes mis-alignments and power loss in the optical component. Furthermore, the component can be failed since the deformation exceed the limitation of the fatigue life. We applied the finite element analysis method to solve the problem of the solder joint reliability on thermal cycle. Plastic and creep deformations are calculated by the finite element method. And, the fatigue life is predicted by using creep-fatigue prediction models with calculated strains. The temperature condition of the analysis was referred from the Telcordia reliability schedule (-40 to 75). Also, the three ramp conditions, 1/min, 10/min and 50/min, and dwelling time were considered to analyze the differences of results.

Keywords: fatigue life analysis, solder joint, optical thin film filter, finite element method

1. 서 론

광통신용 광학부품의 패키징시 주된 접합 재료는 솔더와 에폭시이며 웰딩을 적용한 접합기술 또한 병행하여 연구되고 있다. 반도체 패키징의 플립칩 본딩(Flip Chip Bonding) 기술의 경우는 최적 공정 개발을 위한 연구가 각지에서 활발히 진행이 되고 있다. 그러나, 일반적인 광부품 패키징의 경

우는 수작업에 의한 패키징 공정이 많아 최적화를 위한 연구 결과가 거의 없다. 광부품의 경우 접합 재료와 솔더간의 열팽창계수 차이로 인해 장시간 챔버에서 신뢰성 테스트를 진행시 솔더의 피로 파괴가 발생하고 정렬 틀어짐(mis-alignment)에 따른 손실변화에 의한 불량을 유발하게 된다. 기존의 대부분 업체에서 상용화되어 있는 제품의 경우 수작업으로 인한 솔더링으로 그 형상과 양이 정량화

되어 있지 않아 공정개발을 위해 체계적인 연구를 수행하기 보다는 작업자의 경험에 따른 숙련도에 의존을 하고 있다. 본 논문에서는 솔더링 공정을 정량화하기 위해 솔더 프리폼(Preform)과 전동 스테이지를 적용하는 새로운 패키징 방법을 유한요소해석법을 적용하여 최적화하였다.

솔더 접합은 전기적 특성과 기계적 특성의 장점으로 인해 전자부품과 PCB 제작에 있어 중요한 역할을 하고 있다. 광부품에 솔더링을 적용하는 또 다른 장점은 외부의 환경으로부터 기밀성 유지가 가능하다는데 있다. 대부분 광부품 모듈에서의 Hermetic Sealing은 솔더, 솔더-글래스, 및 솔더-글래스 파이버, 렌즈 및 페룰등으로 구성이 되어있다¹⁻⁴. 일반적으로 사용되는 Sn-Pb솔더는 저용점을 갖고 있으며 솔더가 적용된 전자부품의 작업 환경(-40°C to 150)은 솔더의 액상점 $0.5-0.9 T_{melting}$ (Kelvin)에 분포를 한다. 이와 같은 조건에서 온도 구배 또는 온도 사이클의 변화는 솔더의 크립변형을 유발하며 이로 인해 솔더 조인트의 피로파괴가 발생하게 된다.

유한요소해석(Finite Element Analysis)를 적용하여 피로 파괴 수명을 예측하기 위해서는 재료의 온도와 응력에 따른 크립 구성 방정식을 적용해야 하며 이에 대한 연구가 활발히 진행되어 왔다. Sn-Pb솔더의 정상상태에서의 크립 구성 방정식은 Arrhenius power-law creep⁵⁻⁶이 널리 적용되어 왔다. 그러나, Arrhenius 구성 방정식은 높은 응력 하에서는 실험치와 이론치가 큰 차이를 보이며 이는 응력지수(stress exponent)와 활성화 에너지(activation energy)가 온도에 따른 함수 관계를 갖고 있는 이유로 설명이 된다. 이와 같은 이유로 Darveaux는 hyperbolic-sine 함수를 적용하여 구성 모델을 수정하였다⁷⁻⁸. 본 논문에서는 Darveaux의 크립 구성 방정식을 적용하여 온도사이클에 따른 솔더의 크립 변형량을 구하고 그 결과를 분석하였다.

Fig. 1은 본 연구에서 다층 박막 광학필터를 제작하기 위해 적용한 디자인을 나타낸다. 다층 박막 광학 필터 디바이스는 이심페를 피그테일과 0.23피치(Pitch)의 굴절률 구배 렌즈(Gradient Index Lens)로 정렬된 콜리메이터, 박막 필터 그리고 단심페를 피그테일과 0.23피치(Pitch)의 굴절률 구배 렌즈(Gradient Index Lens)로 정렬된 콜리메이터로

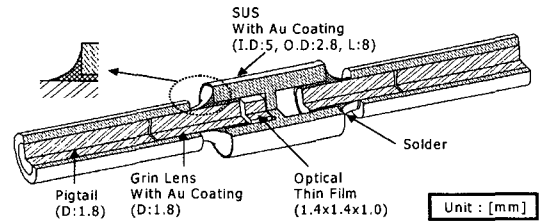


Fig. 1. The Structure and Materials for Optical Thin-Film-Filter Device Packaging.

구성된다. 그린렌즈(Grin Lens)의 표면은 Cr-Pt-Au로 코팅이 되어 있으며 스테인리스스틸(SUS)로 제작된 필터 홀더는 Ni-Au로 코팅이 되어 있다. 스테인리스스틸(SUS)과 그린렌즈(Grin Lens)의 계면을 접합하기 위해 솔더 프리폼(Preform)의 재질로 60%Sn/40%Pb를 선정하였다. 이 솔더의 고상점은 456 K(183도)이며 그 형상을 Fig. 1과 같이 나타내었다.

광부품 패키징의 경우는 일반적인 전자부품의 경우와 달리 정렬위치를 고정해야 하는 문제점을 갖고 있다. 박막 필터를 이용한 패키징의 경우 박막필터는 정렬이 되기 전에 필터 홀더에 에폭시를 이용하여 안착이 된다. 콜리메이터와 박막필터가 최소 손실을 갖는 정렬위치를 찾은 후 필터홀더와 그린렌즈의 갭에 솔더를 용융하여 두 계면을 접합하고 그 정렬 위치를 고정한다. 솔더로 접합된 부품의 온도 사이클에 따른 신뢰성은 사용된 솔더의 형상과 크립특성, 온도 사이클 조건, 및 그린렌즈, 필터 홀더와 솔더간의 열팽창 계수에 따른 상관관계에 의해 결정이 된다. 본 논문에서는 온도 조건의 경우는 -40°C to 75°C로 하고, 승온과 냉각 속도를 1°C/min, 10°C/min, 및 50°C/min으로 구분할 경우 각각에서의 해석 결과를 비교 분석하였다.

2. 이 론

본 논문에서 적용된 유한요소해석 프로그램은 ABAQUS 버전 6.2⁹이다. 해석에 사용된 엘리먼트의 종류는 C3D10MT(10-node modified displacement and temperature tetrahedron)이며 그 개수는 8596이다. 본 논문에서는 솔더 조인트의 크립 변형(Strain)을 계산하기 위해 ABAQUS의 User Creep을 적용하였다⁹. Bellcore(또는 Telcordia) GR-1221-CORE을 참조하면 온도사이클 시험조건은

Central Office(CO) 환경인 경우 -40에서 +70도의 사이클을 적용하고 Remote Terminal & Uncontrolled(RT/UNC) 환경인 경우는 -40도에서 +85도의 사이클을 적용한다. 승온과 냉각 속도는 1°C/min이고 유지(Dwelling) 시간은 1시간을 유지해야 한다¹⁰⁾. Fig. 2는 본 연구에서 적용된 온도 사이클 조건과 유지(Dwelling) 시간 조건을 나타낸다. 본 논문에서는 상기의 신뢰성 규격을 참조하여 -40°C to 75°C인 경우에서의 온도 사이클에 대해서 솔더 조인트의 피로 수명을 분석하였다. 또한, 승온과 냉각 속도를 Fig. 2와 같이 변화를 주어 비교 분석하였다. 온도 사이클이 늦는점에 비해 낮으므로 크립-피로 파괴 구조(Creep-Fatigue Mechanism)가 주된 불량 발생 요인이다. 따라서, 온도 사이클에 따른 솔더의 소성과 크립 변형 변형량을 유한요소 해석에 의해 구하였다. Pang *et al.*¹¹⁾에 의하면 탄성-소성-크립(elastic-plastic-creep) 해석시 Dwell-Creep보다는 Full-Creep을 적용하여야 함을 알 수 있다. 따라서, 본 논문에서는 Full-Creep을 적용하였다. Fig. 3은 유한요소해석(Finite Element Analysis)

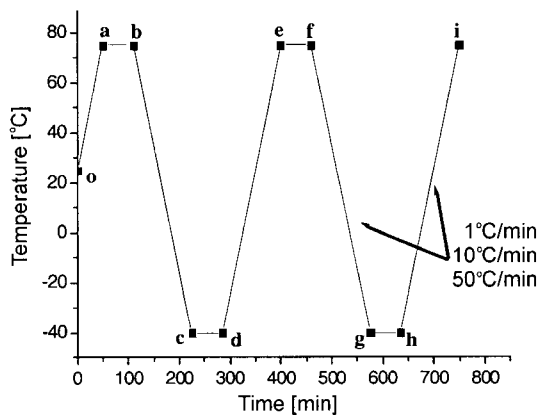


Fig. 2. Temperature Profile for Thermal Cycling Analysis of the Optical Device.

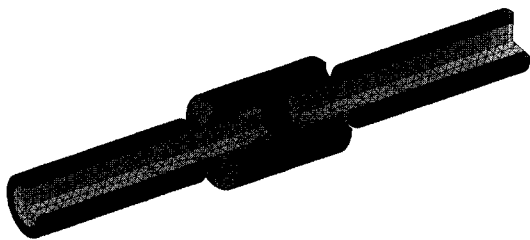


Fig. 3. Finite Element Analysis Model of the Optical Thin-Film-Filter Device.

를 적용하기 위한 모델을 나타낸다.

Full-Creep을 적용하기 위해 온도를 승온 또는 냉각할 경우 작은 시간 간격으로 탄성-소성(elastic-plastic)결과와 크립(creep)결과를 구하였으며 온도를 유지하는 동안에서도 동일하게 해석하여 결과를 구하였다. 1°C/min의 경우는 50초 시간 간격, 10°C/min의 경우는 5초 시간 간격, 및 50°C/min의 경우는 2초 시간 간격을 적용하였다. 이와 같은 조건은 실제 시험환경과 동일하므로 그 결과를 더욱 신뢰할 수 있다. Table 1은 유한요소해석에 적용된 재료들의 물성치를 나타낸다.

정상상태에서 솔더의 크립 변형률은 작은 응력 하에서는 power law에 잘 일치하나 높은 응력 하에서의 크립 변형률은 응력의 지수함수 관계를 갖게 된다. 이를 고려하여 Darveaux가 제안한 구성방식은 다음과 같다¹²⁾.

$$\frac{d\gamma_s}{dt} = C_1 \frac{G}{T} \sinh \left[\alpha \frac{\tau}{G} \right]^n \exp \left[\frac{-Q}{kT} \right] \quad (1)$$

여기서,

$$\frac{d\gamma_s}{dt} = \text{정상상태 크립변형률 속도}$$

τ = 등가 전단응력

α = 응력계수

C_1 = 재료상수

G = 전단계수

T = 절대온도

n = 응력지수

Q = 활성화 에너지

k = Boltzmann상수

Table 1. Elastic Material Properties of the Optical Thin-Film-Filter Device

Materials	ElasticModulus (MPa)	CTE (ppm/°C)	Poisson's Ratio
Glass	63000	3.25	0.345
SUS	193000	17.2	0.3
Solder	75907.6-151.7T(K)	21	0.35

실제 온도에 따른 영향을 검토하기 위해서 전단 계수(Shear Modulus)의 온도에 따른 함수관계를 파악해야 한다. 온도에 따른 전단 계수(Shear Modulus)는 Darveaux의 논문을 참조하였으며 이는 다음과 같다¹²⁾.

$$G = G_0 - G_1 T (^\circ\text{C}) \quad (2)$$

여기서,

G_0 = 전단계수 at 0°C

G_1 = 온도상수

T = 온도 [$^\circ\text{C}$]

정상상태(Steady-state) 크립이 시작되기 전에 작은 양이지만 천이구간(transient-state, or primary) 크립이 존재하며 시간이 지남에 따라 변이구간 크립의 값은 변화가 없고 정상상태(Steady-state) 크립이 지배적이게 된다. Darveaux¹²⁾는 $\tau/G < 0.0015$ 인 하중과 서로 다른 온도 조건하에서의 천이구간(transient-state) 크립의 평균값이 0.020이고 실험 상수 B의 평균값은 440이라는 실험결과를 발표하였으며 천이구간 크립과 정상상태 크립을 포함한 전체 크립 변형률은 다음과 같다.

$$\gamma_c = \frac{d\gamma_s}{dt} t + \gamma_r \left(1 - \exp\left(-Bt \frac{d\gamma_s}{dt}\right) \right) \quad (3)$$

여기서,

γ_c = 총 크립 변형률

$\frac{d\gamma_s}{dt}$ = 정상상태 크립 변형률 속도

γ_r = 천이구간 크립 변형률

B = 천이구간 크립 계수

정확한 해석을 위해 탄성계수(Young's Modulus)와 항복응력(Yield Stress)의 경우는 온도에 따른 영향을 고려하였으며 이는 다음과 같다¹³⁻¹⁶⁾.

$$E(\text{MPa}) = 75907 - 151.7 T(K) \quad (4)$$

$$\text{Yield}(\text{MPa}) = 49.2 - 0.097 T(K) \quad (5)$$

전단응력 또는 전단변형은 von Mises 가정을 적용하여 인장응력 또는 인장변형 성분으로 변환이 가능하며 그 결과는 다음의 식과 같다.

$$\sigma = \gamma \sqrt{3} \quad (6)$$

$$\varepsilon = \frac{1}{\sqrt{3}}$$

또한, 등가 응력과 등가 변형은 다음과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} \sigma^e &= \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \\ \varepsilon^e &= \frac{\sqrt{2}}{3} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]^{1/2} \quad (7) \end{aligned}$$

여기서, $\sigma_{1,2,3}$ 은 주응력을, $\varepsilon_{1,2,3}$ 은 주변형률을 나타낸다. 전체 변형률 속도(total strain rate)는 상기의 식을 포함하여 유한요소해석 결과로부터 얻어진 탄성, 소성 및 크립의 시간에 따른 변형량의 합이며 이는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\dot{\varepsilon}_t = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_p + \dot{\varepsilon}_c \quad (8)$$

식 (1-8)에 적용된 크립 구성 방정식의 상수값은 Pang¹¹⁾과 Darveaux¹²⁾의 논문 데이터를 인용하였으며 그 값은 Table 2와 같다.

솔더 조인트의 피로수명을 구하기 위해서는 유한요소해석 결과에서 온도 사이클에 따른 등가 소성 변형범위(equivalent plastic strain range)와 등가

Table 2. Solder Alloy Deformation Constants

Solder	Elastic(N/mm ²)			Steady State Creep ^{b)}				Transient Creep	
	G_0	G_1	C^1 (k/s/N/mm ²)	α	n	Q (eV)	$k \cdot 10^{-5}$ (eV/K)	B	τ
Shear	13099.97	55.85	28.72	1300	3.3	0.548	8.167	440	0.02
Tensile ^{a)}	34473.6	151.68	16.53	751	3.3	0.548	8.167	762	0.012

^{a)}Inelastic tensile constants derived from shear constants using(6).

^{b)}Use shear modulus when calculating tensile strain rate in(1).

크립 변형범위(equivalent creep strain range)를 계산해야하며 이를 적용하여 피로수명을 예측할 수 있다. 본 논문에서 적용한 피로수명 계산은 Pang *et al.*¹⁶⁾이 제안한 Miner's Rule에 근거한 크립-피로수명(Creep-Fatigue Life) 추정 모델을 적용하였으며 그 식은 다음과 같다.

$$N_T = [(1/N_p) + (1/N_c)]^{-1} \quad (9)$$

여기서, 는 Solomon¹⁷⁾이 실험한 다양한 등온 구간에서의 low-cycle 피로시험 결과 중 -50도에서의 결과이며 크립 변형이 없는 소성 변형의 영향을 나타내며 그 식은 다음과 같다.

$$N_p = \left(\frac{\theta}{\Delta\gamma_p} \right)^{\frac{1}{\alpha}} = [1.36 / (\Delta\gamma_p)]^{(1/0.5)} \quad (10)$$

N_c 는 Knecht and Fox¹⁸⁾가 Solomon¹⁹⁾의 실험 데이터를 인용한 크립 변형량에 따른 피로수명 관계식이며 그 식은 다음과 같다.

$$N_c = \frac{C}{\Delta\gamma_{MC}} = 8.9 / (\Delta\gamma_c) \quad (11)$$

Solomon은 -50, 35, 125, and 150°C에서의 소성 전단 변형량에 따른 피로수명을 구하는 실험을 통해 Coffin-Manson 관계식의 상수값을 구하였다.

3. 실험 결과 및 검토

Pang¹¹⁾은 온도사이클에 따른 피로수명 해석시 Dwell-Creep과 Full-Creep의 적용에 따른 차이점에 대해서 밝힌 바 있으며 이와 같은 결과는 본 논문에서도 확인할 수가 있다. 1°C/min, 10°C/min, 및

50°C/min 각각의 온도구배에서 누적된 크립(accumulated creep) 변형과 소성 변형을 구하고 Dwell-Creep이 지배적인 50°C/min의 경우와 Full Creep이 지배적인 1°C/min의 경우의 결과를 비교 검토하였다. Fig. 4(a)와 (b)는 1-2 사이클에서의 각 온도 구간에서의 온도 구배 변화에 따른 크립 변형률과 소성 변형률의 누적량을 나타낸다. Fig. 2에 온도 구간에 대한 정의를 표현하였다. (o-a)구간과 (d-e)구간의 값이 상이한 이유는 (o-a)구간은 시작온도가 상온이며 (d-e)구간의 경우는 -40°C에서 승온하는 경우의 결과이기 때문이다. 그 외의 구간에서는 사이클의 반복에 따라 큰 값의 변화가 없음을 알 수 있다.

Table 3은 1-2 사이클에서의 온도 구배 변화에 따른 크립 변형률과 소성 변형률의 변화량을 각 온도 구간에서 최소값을 기준으로 Normalizing한 결과를 나타낸다. 크립 변형률의 경우 (a-b) 또는 (e-f)의

Table 3. Scale Factor for Different Ramp Rate Conditions

온도 구간	Creep Strain			Plastic Strain		
	1°C/min	10°C/min	50°C/min	1°C/min	10°C/min	50°C/min
o-a	6.3	4.1	1.0	1.0	1.0	1.0
a-b	1.0	2.0	2.8	1.0	1.0	1.0
b-c	19.5	6.1	1.0	1.0	1.6	1.0
c-d	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
d-e	9.6	4.2	1.0	1.0	5.3	3.3
e-f	1.0	2.0	2.6	1.0	1.0	1.0
f-g	19.4	6.1	1.0	1.0	1.6	1.0
g-h	1.0	1.0	1.3	1.0	1.0	1.0

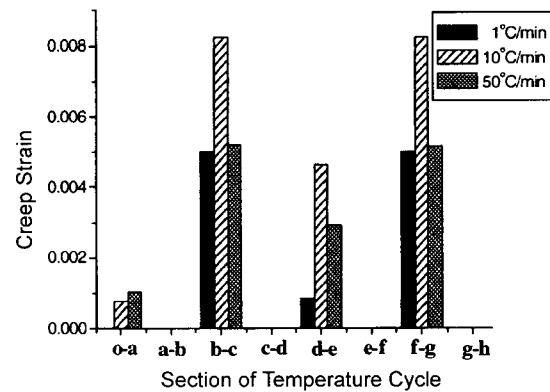
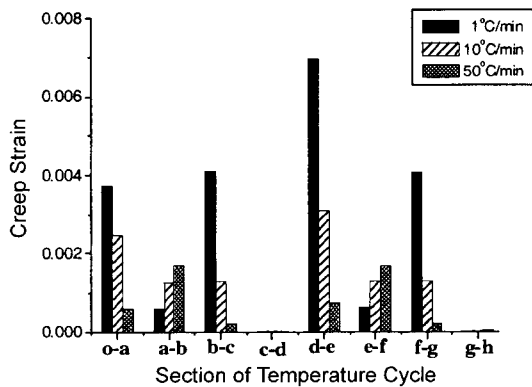


Fig. 4. Creep Strain and Plastic Strain Range at each section of first 2 cycles.

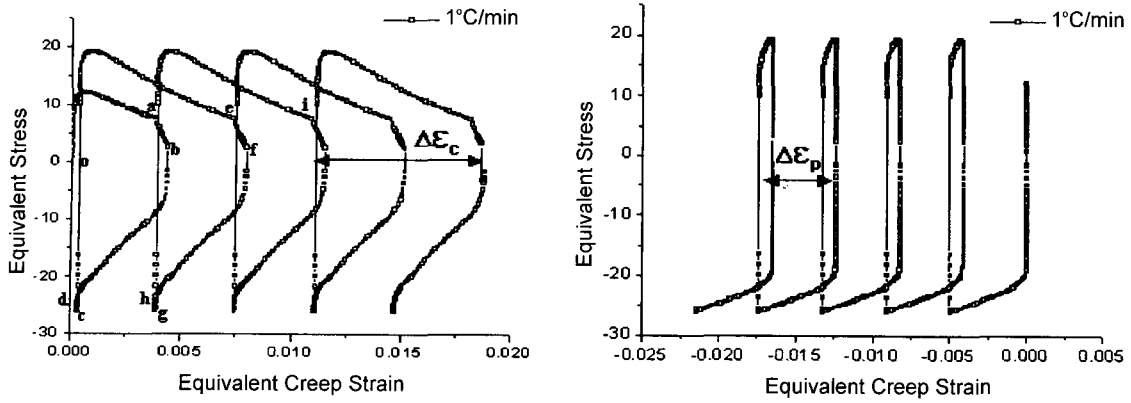


Fig. 5. Equivalent Stress versus Equivalent Creep and Plastic Strain Plot at 1°C/min.

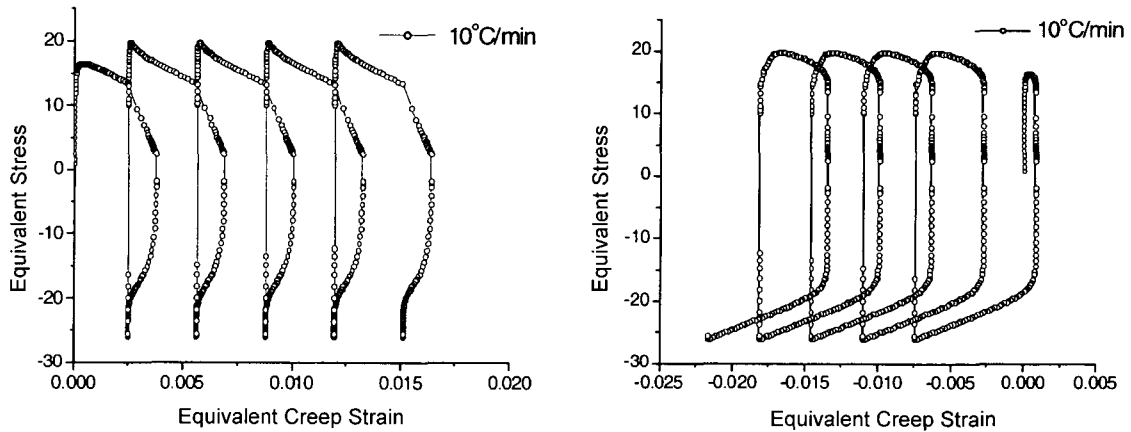


Fig. 6. Equivalent Stress versus Equivalent Creep and Plastic Strain Plot at 10°C/min.

+75°C유지구간에서는 50°C/min의 경우가 1°C/min의 경우보다 2.8배 증가하였음을 알 수 있다. 또한, (b-c) 또는 (f-g)의 냉각 구간에서는 1°C/min의 경우가 50°C/min의 경우보다 19.5배 크립 변형률이 증가함을 알 수 있다. 소성 변형률의 경우 (d-e)의 승온구간에서 10°C/min의 경우가 1°C/min의 경우보다 5.3배 증가하였음을 알 수 있다. 그 외의 온도 구간에서는 큰 값의 변화가 없음을 알 수 있다.

솔더 조인트의 피로수명을 파악하기 위해 온도 사이클에서 발생하는 크립 변형률과 소성 변형률의 범위를 구하여야 한다. Fig. 5는 온도 구배가 1°C/min인 경우에서의 등가응력에 따른 등가 크립 변형률과 소성 변형률의 변화를 나타낸다. (o-a), (b-c), (d-e), (f-g), 및 (h-i)등과 같이 승온과 냉각시에 등가 크립 변형률의 증가가 크음을 알 수 있다.

또한, 소성 변형률은 냉각시에 증가율이 변화가 가장 크음을 알 수 있다.

Fig. 6과 Fig. 7은 온도 구배 속도를 1°C/min과 달리하여 10°C/min과 50°C/min으로 한 경우에서의 등가 크립 변형률과 소성 변형률의 변화 그래프를 나타낸다. 온도 구배 속도가 증가함에 따라 승온과 냉각시의 크립 변화량이 줄고 유지(Dwell) 시간동안의 크립 변화량이 증가하는 경향을 보임을 알 수 있다. 50°C/min의 온도 구배 속도의 경우는 온도 상승과 하강 구간에서의 변화량보다 온도 유지(Dwell) 구간에서 변화량이 현저하게 크다는 것을 알 수 있다.

Table 4는 온도 구배 변화에 따른 온도 사이클에서의 등가 소성 변형률과 크립 변형률의 범위를 나타낸다. 등가 전단 소성 변형률과 크립 변형률

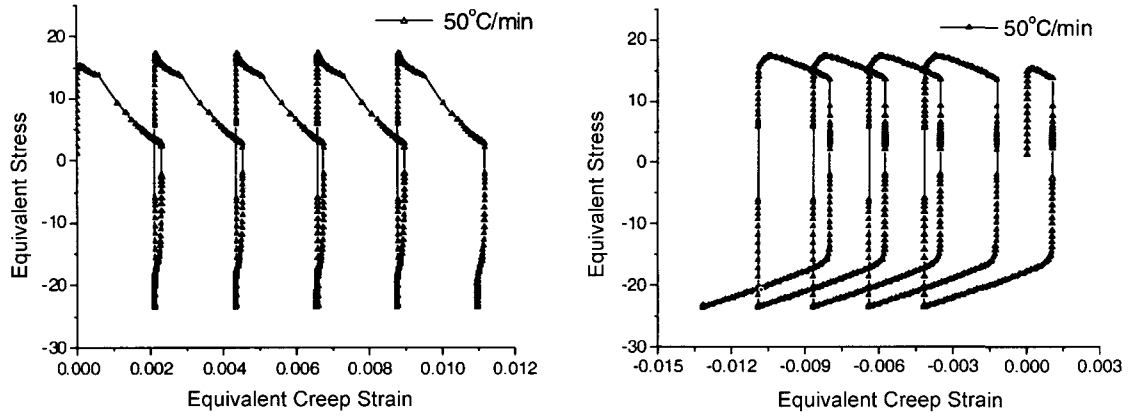


Fig. 7. Equivalent Stress versus Equivalent Creep and Plastic Strain Plot at 50°C/min.

Table 4. Equivalent and Shear Strain Range at different Ramp Rates

온도 구배	$\Delta\epsilon_p$	$\Delta\epsilon_c$	$\Delta\gamma_p$	$\Delta\gamma_c$
1°C/min	0.0050	0.0076	0.0087	0.0132
10°C/min	0.0082	0.0044	0.0142	0.0076
50°C/min	0.0052	0.0024	0.0089	0.0041

은 식(6)을 적용하여 환산하였다. Table 4에 기록된 값은 1st 사이클을 제외한 2-5번 사이클에서의 결과를 평균한 결과이다. 50°C/min의 온도 구배 속도에서 등가 전단 변형률의 범위가 가장 작음을 알 수 있다.

Table 5는 식 (9), (10), 및 (11)에 Table 4의 결과를 적용하여 계산한 솔더 조인트의 피로 수명을 나타낸다. Telcordia의 신뢰성 규격에서 -40°C to 75°C의 온도 사이클과 1°C/min의 온도 구배 조건 하에서 500시간은 광부품의 양불 판정(Pass/Fail) 조건을 위해 그리고 1000시간은 정보를 얻기 위한 용도로 신뢰성 테스트를 수행할 것을 권하고 있다. Table 5의 1°C/min의 결과에서 솔더 조인트의 피로수명 사이클이 656.18 cycles임을 알 수 있다. 1°C/min의 온도 사이클의 경우 대략 5.8시간이 소모되므로 본 논문에서 얻은 솔더 조인트의 수명은 대략 3805시간이 된다. 이 결과는 신뢰성 규격을 충분히 만족하는 결과임을 알 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 다층 박막 광학 필터 디바이스의

Table 5. Predicted Fatigue Life Cycles of the Solder Joint

온도 구배	Solomon ⁽⁷⁾	Knecht/Fox ⁽⁸⁾	Pang <i>et al.</i> ⁽⁶⁾
1°C/min	24661.33	674.11	656.18
10°C/min	9135.69	1167.16	1034.94
50°C/min	23155.66	2147.72	1965.42

패키징시 솔더 조인트의 피로파괴 수명을 해석하기 위해 유한요소해석을 적용하였다. 솔더의 크립 구성모델은 Darveaux의 구성 모델을 적용하였으며 피로수명 계산은 Solomon과 Knecht/Fox의 이론에 Miner's Rule을 적용한 Pang의 이론을 적용하였다. -40 to 75의 신뢰성 규격에 주어진 온도 사이클을 적용하여 온도 구배 속도의 변화에 따른 크립과 소성 변형률의 변화량을 분석한 결과 온도 상승과 하강 구간에서 크립 변화량이 1°C/min의 경우에서 50°C/min의 경우보다 19.5배임을 확인하였다. 각 온도 사이클에서 등가 전단 변형률의 변화 범위를 평균한 결과 1°C/min인 경우에서 가장 큰 결과를 나타내고 이값은 1.32%임을 확인하였다. 등가 전단 변형률의 변화 범위를 적용하여 피로수명을 계산한 결과 솔더 조인트의 수명이 656.18 cycles(3805 hrs)로 신뢰성 규격을 충분히 만족하는 결과를 구하였다.

참고문헌

1. K. A. W. Miller, B. Caras, B.A. Dean, T.F. Eltringham, and R.T. Ku, "Qualification of a Robust Fiber

- Termination”, in Proc. 42nd Electronic Components and Technology Conf., 867-869 (1992).
2. G. Kruetzmann, “The Solder Glass Sealing Technology for the Use in Packaging of Fiber Optic Sensors”, Proc. of SPIE., 1267, 2-8 (1990).
 3. M. Itoh, T. Nagahori, H. Kohashi, H. Kaneko, H. Honmou, I. Watanabe, T. Uji, and H. Fujiwara, “Compact Multi-Channel LED/PD Array Modules for Hundred Mb/s/ch Parallel Optical Transmission”, in Proc. 41st Electronic Components and Technology Conf., 475-478 (1991).
 4. R. Uhlhorn, “Fiber-Optic Interconnect and Component Packaging for the Next Generation of Aerospace Platforms”, in Proc. 43rd Electronic Components and Technology Conf., 974-982 (1993).
 5. B. P. Kashyap, G. S. Murty, “Experimental Constitutive Relations for High Temperature Deformation of a Pb/Sn Eutectic Alloy”, Materials Science and Engineering, 50, 205-213 (1981).
 6. Y. H. Pao, J. Badgley, E. Jih, R. Govila, J. Browning, “Constitutive Behavior and Low Cycle Thermal Fatigue of 97Sn-3Cu Solder Joints”, ASME J. of Electronic Packaging, 115(2), 147-152 (1993).
 7. R. Darveaux and K. Banerji, “Constitutive Relations for Tin-Based Solder Joints”, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, 15(6) 1013-1024 (1992).
 8. X. Q. Shi, Q. J. Yang, Z. P. Wang, H. L. J. Pang, and W. Zhou, “Reliability Assessment of PBGA Solder Joints Using the New Creep Constitutive Relationship and Modified Energy-Based Life Prediction Model”, in 2000 Electronics Packaging Technology Conf., 398-405 (2000).
 9. ABAQUS User Manual, Ver. 6.2, 2001, Hibbit, Karlsson and Sorensen
 10. Bellcore, “GR-1221-CORE, Generic Reliability Assurance Requirements for Passive Optical Components,” Bellcore, Issue 2, Jan (1999).
 11. J. H. L. Pang, D. Y. R. Chong, and T. H. Low, “Thermal Cycling Analysis of Flip-Chip Solder Joint Reliability”, IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 24(4) (2001).
 12. Robert Darveaux and Kingshuk Banerji, “Constitutive Relations for Tin-Based Solder Joints”, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, 15(6) (1992).
 13. B. Wong, D. Helling, and R. W. Clark, “A creep-rupture model for two phase eutectic solders”, IEEE Trans. Comp. Hybrids, Manuf. Technol., vol. CHMT-11, 305-325 (1988).
 14. J. P. Clech and J. A. Augis, “Temperature cycling, structural response and attachment reliability of surface-mounted leaded packages”, in Proc. 1988 IEPS, Dallas, 305-325 (1988).
 15. J. H. Lau and Y. H. Pao, “Solder Joint Reliability of BGA, CSP, Flip Chip, and Fine Pitch SMT Assemblies”, McGraw-Hill, New York, 112-123 (1997).
 16. J. H. L. Pang, C. W. Seetoh, and Z. P. Wang, “CBGA solder joint reliability evaluation based on elastic plastic creep analysis”, ASME, J. Electron. Packag., Sept. (2000).
 17. H. D. Solomon, “Fatigue of 60/40 Solder,” IEEE Trans. Comp., Hybrids, Manufact. Technol., CHMT-9 (1986).
 18. S. Knecht and L. Fox, “Constitutive Relation and Creep-Fatigue Life Model for Eutectic Tin-Lead Solder”, IEEE Trans. Comp., Hybrids, Manufact. Technol., 13(2) (1990).
 19. H. D. Solomon, “Low Cycle Fatigue of 60/40 Solder-Plastic Strain Limited vs. Displacement Limited Testing”, Electron. Packaging: Materials and Processes, 29-47 (1989).