論文

DOI:10.5139/JKSAS.2011.39.4.321

 θ 투영법을 이용한 터빈 블레이드의 크리프 특성 분석

이무형*, 한원재*, 장병욱*, 이복원**, 박정선***

The Analysis of Creep characteristics for Turbine blade using Theta projection method

Mu-Hyoung Lee*, Won-Jae Han*, Byung-Wook Jang*, Bok-Won Lee** and Jung-Sun Park***

ABSTRACT

The present work is aimed to analyze the creep characteristics of a turbojet engine turbine blade using the theta projection method. The theta projection method has been widely used due to its advantages and flexibility. For the creep characteristic analysis of the turbine blade, tests are performed considering the operating conditions and the non-linear material properties. Results from the creep test are fitted using the four theta model. The predicted proprieties using the four theta model are compared with the prediction model and creep test results. To obtain an optimum value of the four theta parameters in non-linear square method, a number of computing processes in the non-linear least square method were carried out to obtain full creep curves. Results using the theta model has more than 0.95 value of R^2 . The results between the experimental values and predicted four theta model has about 90.0% accuracy. The theta projection method can be utilized for a design purpose to predict the creep behavior.

초 록

본 연구는 theta 투영법을 이용하여 터보제트 터빈 블레이드 크리프 특성을 파악하는데 목적이 있다. Theta 투영법은 우수한 정확성을 지니고 있어 폭넓게 사용되고 있다. 크리프 특성을 파악하기 위해 고온 크리프 시험을 수행하였으며, 시험 조건은 터보제트 엔진 운용조건과 소재의 비선형 특성을 고려하여 선정하였으며, four theta 모델의 적합성을 평가하기 위해 크리프 시험 결과와 비교하였다. 크리프 시험결과를 활용하여 크리프 곡선은 four theta model을 이용하여 생성하였다. 반복적인 계산을 통하여 비선형 최소자승법을 이용하여 시험 결과에 대해 최적의 theta 값을 도출하였다. Theta 투영법을 이용하여 크리프 곡선을 생성한 결과 R^2 값이 0.95이상의 우수한 정확성을 지니는 것을 확인하였다. 또한 four theta 모델의 검정을 위해 수행한 시험 결과와 비교하여 예측된 theta 값이 90.0%의 정확도를 가지어, theta 투영법은 크리프 거동을 예측하여 설계목적에 이용하기 위해 유용하게 사용될 수 있다.

Key Words : Creep(크리프), Least square method(최소자승법), Theta projection method, Turbine blade(터빈 블레이드), LMP master curve

† 2010년 11월 22일 접수 ~ 2011년 3월 29일 심사완료

* 정회원, 한국항공대학교 대학원

** 정회원, 공군 군수사령부 항공기술연구소

*** 정회원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학부
교신저자, E-mail : jungsun@kau.ac.kr
경기도 고양시 덕양구 화전동 200-1

1. 서 론

터보제트 엔진의 터빈 구성품은 고온, 고압의 연소가스에 의해 구동되므로 고온의 작동 환경으

로 인해 고장이나 파손이 우려된다. 일반적으로 고온 환경에서 구동되는 구성품들은 작동 시 가해지는 기계적, 열적 하중과 고온에서 발생하는 재료의 강도저하를 고려해야 한다. 특히 고온의 작동 환경에서 지속적으로 구동되는 터보제트 엔진의 터빈 부품은 크리프 손상에 의해 다른 엔진 부품보다 설계 수명이 짧을 수 있다[1]. 따라서 고온 하중과 반복적인 기계하중 하에서 구동하는 구성품의 안정성을 확보하기 위해서 고온의 작동 환경을 고려한 크리프 특성 파악이 필요하다.

재료 조직의 변화로 인해 발생하는 크리프 거동과 크리프 파단 시간을 수학적으로 쉽게 표현하기란 쉽지 않다. 지금까지 여러 연구를 통해서 크리프 거동을 표현하는 많은 수학적 모델이 제시되어왔다. 크리프 거동을 표현하기 위한 수학적 모델로 Monkman과 Grant는 정상상태 크리프 변형률(steady-state creep rate)과 크리프 파단 시간(creep rupture time)간의 관계를 이용한 외삽법을 바탕으로한 Monkman-Grant 방법을 제안하였으며, Dobe와 Milicka는 크리프 신장량(creep elongation)을 사용하여 수정된 Monkman-Grant 방법을 제안하였다[2]. 또한 Norton-Bailey 멱법칙(power law)를 적용한 관계식을 바탕으로한 외삽법을 이용한 Omega 방법이 제안되었다[3]. 최근에는 θ 투영법(theta projection method)이 R. W. Evans에 의해 제안되었다[4,5]. θ 투영법은 네 개의 θ 매개변수를 이용하여 크리프 곡선을 표현하는 방법이다. θ 투영법은 크리프 초기 영역과 3차 영역을 표현할 수 있어 전체적인 크리프 곡선을 정확하게 표현할 수 있다. 또한 크리프 파단 시간을 예측하기 위한 모델로 Larson-Miller Parameter(LMP) 방법은 온도, 크리프 시간, 응력, 그리고 크리프 파단시간등 네 가지 변수 중 온도와 크리프 시간, 크리프 파단 시간을 매개화하여 응력에 대한 함수로서 크리프 파단시간을 산출하는데 사용된다.

본 연구에서는 θ 투영법과 LMP법을 이용하여 터빈 블레이드의 크리프 거동을 예측하였다. 터보제트 엔진의 운용조건과 터빈 블레이드 소재 특성을 고려한 크리프 시험을 수행하였다. 크리프 시험 후 파단면과 미세조직 분석을 통하여 파괴 특성을 파악하였고, 4개의 θ 를 이용하여 크리프 곡선을 생성하였다. 또한 θ 투영법을 이용하여 크리프 거동을 예측하기 위해 비선형 최소자승법을 이용하였고 4개의 θ 를 이용하는 방법의 적합성을 판단하기 위해 크리프 시험 결과와 예측한 4개의 θ 를 이용하는 모델과 비교하였다. 마지막으로, 크리프 파단 시간이 길어 크

리프 시험을 수행하기 어려운 크리프 시험 수준에 대하여 크리프 파단시간과 크리프 거동을 예측하였다.

II. θ 투영법 (θ projection method)

2.1 크리프 이론

크리프 변형은 일정한 하중이 지속적으로 적용할 때 시간에 따른 재료의 변형을 의미하며, 관련 변수로는 하중, 시간, 온도 등이 있다. 크리프 거동에서 초기 탄성 변형률(ϵ_e)과 소성 변형률(ϵ_p)은 하중을 가하는 순간에 나타나게 되며, 적용된 하중에 대한 응력이 항복응력을 초과하게 되면 소성 변형이 일어나게 된다. 만일 소성 변형률이 탄성 변형률에 비해 크다 할지라도 전체 크리프 변형률 구간에서 대단히 짧은 시간동안 발생하게 되므로 탄성 변형률과 소성 변형률은 하나의 영역으로 간주하기도 한다[6].

크리프 변형률(ϵ_c)은 식(1)과 같이 적용 온도(T), 적용 하중(σ), 그리고 크리프 시간(t)에 대한 함수이다.

$$\epsilon_c = f(t, T, \sigma) \quad (1)$$

위의 식(1)의 크리프 변형률 ϵ_c 는 세 개의 변수인 T , σ , t 에 의해 표현되는 구성된 식으로 크리프 거동을 수학적으로 정확하게 표현하기란 쉽지 않다. 지금까지 여러 연구자들은 크리프를 정확히 표현하고자 많은 연구들이 이루어져왔다[7].

2.1.1 Dislocation Creep

크리프 변형방법에 따라 일반적으로 diffusion creep과 dislocation creep으로 구분된다. Diffusion creep은 고온 환경에서 활성화 에너지 증가로 인한 원자의 확산으로 인해 크리프 변형이 발생되고, dislocation creep은 높은 응력에 의한 재료 내부의 전위(dislocation) 이동으로 크리프 변형이 발생한다. 주로 니켈 기반 초내열 합금을 이용하여 제작하는 터빈 블레이드에서는 높은 응력으로 인해 dislocation creep이 주로 발생한다. Dislocation creep에서의 전위이동은 재료 활성화에너지(Q)이상의 에너지가 발생하면서 크리프 변형이 발생한다. Dislocation creep 일반식은 식(2)에 나타내었다[8].

$$\frac{d\epsilon}{dt} = B \cdot \exp \left[- \frac{\nabla F}{RT} \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_0} \right) \right] \quad (2)$$

식(2)의 B 는 전위밀도(dislocation density)를 나타내며, ∇F 는 재료 활성화에너지, R 은 재료 일반 기체상수, 그리고 T 는 적용 온도를 의미한다. 크리프에 대한 응력은 변형률과 시간에 대한 함수로 나타낼 수 있다. 식(3)은 변형률과 크리프 변형률에 대한 응력의 함수를 나타내고 있다.

$$\sigma = f(\varepsilon, t) \quad (3)$$

식(3)을 시간에 대하여 전미분하면 식(4)와 식(5)와 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{dt} = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \varepsilon} \frac{d\varepsilon}{dt} + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial t} \quad (4)$$

$$\frac{d\bar{\sigma}}{dt} = h \frac{d\varepsilon}{dt} - r \quad (5)$$

h 는 가공경화율(rate of work hardening)이며, r 은 회복율(rate of recovery)를 의미한다. 크리프 변형에서 발생하는 경화, 응력회복을 나타내는 항목들이다. 식(2)에서 나타낸 활성화에너지인 ∇F 는 전위이동이 발생하는 최소화에너지이다. 즉, dislocation creep 변형이 발생하는 최소화의 에너지로 식(6)으로 표현할 수 있다.

$$\nabla F = \bar{\sigma}ba \quad (6)$$

식(6)의 b 는 전위이동의 방향을 나타내는 버거스 벡터(Burger's vector)이며, a 는 전위이동이 발생하는 면의 면적을 의미한다. 식(5)와 식(6)을 식(2)에 대입하여 정리하면 식(7)과 같으며, 식(7)을 테일러 급수를 통해 전개하여 정리하면 식(8)과 같다.

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = B \cdot \exp\left[-\frac{ba}{RT}(h\varepsilon - rt)\right] \quad (7)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} + \frac{Bbah}{RT}\varepsilon = B\left[1 + \frac{rba}{RT}t\right] \quad (8)$$

식(8)의 미분방정식에서 초기조건으로 $t=0$ 일 때, 변형률이 발생하지 않는다고 가정하여 정리하면 식(9)가 되며 이를 정리하면 식(10)과 같다.

$$\varepsilon = \frac{RT}{Bbah} \left[B + \frac{r}{h}\right] \left\{1 - \exp\left(-\frac{rba}{RT}t\right)\right\} + \frac{r}{h}t \quad (9)$$

$$\varepsilon = \theta_1(1 - \exp^{-\theta_2 t}) + \varepsilon_s t \quad (10)$$

2.1.2 θ 투영법

최근에 Evans는 크리프 전 영역을 정확하게 표현할 수 있는 θ 투영법을 제시하였다. 정상상태 크리프 변형률($\dot{\varepsilon}_s$)에 손상 매개변수(w)를 적

용하여 식을 구성하였고 네 개의 θ 매개변수를 통해 크리프 거동을 표현하였다. 크리프 초기영역(primary region)을 제외한 크리프 변형률($\dot{\varepsilon}_t$)은 식(11)로 나타낼 수 있으며, 이식에 적용된 손상 매개변수는 식(12)에 나타내었다.

$$\dot{\varepsilon}_T = \dot{\varepsilon}_s(1 + w) \quad (11)$$

$$\dot{w} = C \left(\frac{d\varepsilon_T}{dt} \right) \quad (12)$$

식(11)과 식(12)를 조합하여 적분하면 식(13)이 된다.

$$\varepsilon_T = \frac{1}{C}(\exp^{ce_s t} - 1) \quad (13)$$

Dislocation creep 관계식을 이용하여 구한 식(10)과 식(13)을 조합하여 식을 구성할 수 있다. 식(10)에서 크리프 초기 영역과 식(13)에서 구한 정상상태 크리프 영역, 그리고 크리프 3차 영역을 나타내는 관계식을 구성하면 식(14)와 같으며, 이를 θ 에 관한 수학적 모델로 표현하면 식(15)와 같다.

$$\varepsilon_c = \theta_1(1 - \exp^{-\theta_2 t}) + 1/c(\exp^{ce_s t} - 1) \quad (14)$$

$$\varepsilon_c = \theta_1(1 - \exp^{-\theta_2 t}) + \theta_3(\exp^{\theta_4 t} - 1) \quad (15)$$

시간에 대한 크리프 변형률 변화는 높은 온도 조건의 크리프 수명을 예측하기에 중요한 변수이다. 시간에 대한 크리프 변형률 변화는 식(15)를 미분하여 식(16)과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{\varepsilon}_c = \frac{d\varepsilon_c}{dt} = \theta_1\theta_2\exp^{-\theta_2 t} + \theta_3\theta_4\exp^{\theta_4 t} \quad (16)$$

최소 크리프 변형률($\dot{\varepsilon}_m$)의 도달 시간인 t_m 은 크리프 2차 영역이 시작되는 시간으로 식(15)를 미분한 식(16)이 "0"인 시간이다. 크리프 2차 영역의 시작 시간인 t_m 은 식(17)에 나타내었다.

$$t_m = \frac{1}{\theta_2 + \theta_4} \ln \frac{\theta_1(\theta_2)^2}{\theta_3(\theta_4)^2} \quad (17)$$

2.1.3 LMP 매개변수법

크리프 파단시간을 예측하는 방법 중 가장 많이 사용되는 방법으로 온도, 시간, 응력 등 세 가지 변수 중 온도와 시간을 매개화하여 응력에 대한 함수로 식(18)과 같이 나타내는 Larson-Miller 매개변수법이 있다[9].

Fig. 2. Creep experiment system

터빈 블레이드에 대한 크리프 특성을 파악하기 위해 제작한 시편에 대한 크리프 시험을 수행하였다. 크리프 시험을 수행하기 위해 제작한 시편에 적합한 시편 그림을 제작하였으며, 고온 환경을 유지하기 위한 크리프 시험 시스템을 구성하였다. 고온 환경을 유지하기 위해 1500°C 까지 안정적으로 온도를 유지할 수 있는 고온로(high-temperature furnace)를 장착하였다. 갑작스런 온도상승으로 발생할 수 있는 열충격을 방지하기 위해 200°C/hr 의 비율로 승온하였으며, ASTM E609에 의거하여 정상상태에서 30분간 온도를 유지한 후 시험을 수행하였다. 시편에 인가되는 응력과 실제 시험기에 인가되는 응력은 20:1의 레버비로 제작된 레버방식으로 구성되어 있다. 또한 온도가 정상상태에 도달한 후 고온 온도센서가 장착된 온도계로 온도를 측정하였다. 크리프 시험을 수행하면서 시편 변형량을 실시간으로 측정할 수 있도록 신축계(extensometer)가 장착되어 시험 시간동안 실시간으로 변형률과 변위를 측정할 수 있도록 구성하였다. 다음과 같이 구성된 고온 크리프 시스템은 Fig. 2에 나타내었다.

3.2 크리프 시험 조건

본 연구에서는 터보제트 엔진의 운용조건과 터빈 블레이드 소재 특성을 고려한 크리프 시험을 수행하였다. 터빈 블레이드의 소재인 Rene' 80은 1970년대 $1400\sim 1800^{\circ}\text{F}$ 에서 구동하는 가스 터빈엔진의 터빈 블레이드를 제작하기 위해 개발한 소재이다.

Table 2. Analysis conditions of turbine blade

해석 조건		적용 조건
터빈입구 온도 ($^{\circ}\text{C}$)	normal condition	720
	over temperature	845, 927
분당회전수(maximum)		16644
1단 압력(psi)		105
압축비		7.14

본 연구에서는 Rene' 80의 소재 특성을 파악하기 위해 기존 연구 자료를 참고한 시험 온도 수준인 1600°F (871°C)와 1800°F (982°C)에 대한 크리프 시험을 수행하였다. 또한 터보제트 엔진의 운용조건을 고려하여 크리프 시험 수준을 선정한 후 시험을 수행하였다. 터빈 블레이드 해석에 사용된 조건들이 Table 2에 나타나 있다. 터보제트 엔진의 해석 조건을 바탕으로 터빈 블레이드의 하중 특성을 파악하기 위해 터빈블레이드에 대한 열유동해석, 열전달해석, 비선형 응력해석을 수행하였다. Fine Turbo V.2009를 이용하여 열유동 해석을 수행하였으며, ABAQUS.CAE V.6.7-2를 이용하여 열유동 해석결과 획득한 터빈 블레이드 주변 온도분포와 Rene' 80의 온도별 열전도 계수를 적용하여 열전달 해석을 수행하였다. 또한 열전달 해석결과인 절점별 온도분포와 재료 비선형성을 고려한 재료 물성치를 사용하여 재질(Rene' 80) 온도에 따른 물성치와 실제 응력-변형률 선도를 반영한 비선형 응력해석을 수행하였다. 온도분포와 Rene' 80의 온도별 열전도 계수를 적용하여 열전달 해석을 수행하였다. 또한 열전달 해석결과인 절점별 온도분포와 재료 비선형성을 고려한 재료 물성치를 사용하여 재질(Rene' 80) 온도에 따른 물성치와 실제 응력-변형률 선도를 반영한 비선형 응력해석을 수행하였다. 비선형 응력해석 결과 크리프 파괴확률이 가장 높은 지점인 블레이드 루트 부근 1154절점을 F.C.L. (fracture critical location)으로 정의하고 온도 및 응력 결과를 크리프 시험 수준으로 선정하였다. 열유동해석, 열전달해석, 그리고 비선형 응력해석결과를 Fig. 3~5에 나타내었다. Table 3은 크리프 시험 수준을 나타내고 있다. 크리프 시험 1과 2는 터빈 블레이드 재료인 Rene' 80에 대한 크리프 특성을 파악하기 위해 기존 연구 사례를 바탕으로 선정한 시험 수준이며, 크리프 시험 3과 4는 응력해석결과 획득한 결과를 반영한 시험수준이다. 또한 크리프 시험 5는 θ 투영법의 적합성을 판단하기 위해 시행한 시험 수준이다.

Fig. 3. Thermal and flow analysis[K]

Fig. 4. Heat transfer analysis[K]

Fig. 5. Stress analysis[MPa]

Table 3. Creep test conditions

Test No.	Applied stress (MPa)	Applied temperature ($^{\circ}$ C)
1	343	871
2	157	982
3	417	894
4	421	814
5	185	982

3.3 크리프 시험 결과

터보제트 엔진의 터빈 블레이드에 대한 크리프 특성을 파악하기 위해 크리프 시험을 수행하였다. 크리프 시험을 수행한 결과 획득한 크리프 시험 데이터는 θ 투영법을 통해 크리프 곡선을 생성하였으며, 결정계수 R^2 을 사용하여 적합성을 평가하였다. 본 연구에서는 Table 3에 나타난 크리프 시험 수준에 대해 수행한 크리프 시험 결과를 θ 투영법으로 곡선을 생성한 결과, 결정계수 R^2 값이 0.95이상의 값이 나타나 상당히 정확한 크리프 곡선이 생성되었음을 확인할 수 있다. 정해진 크리프 시험 수준에 대한 크리프 시험 결과와 생성한 크리프 곡선을 Fig. 6~9에 나타내었다. 크리프 시험 결과 4개의 θ 모델에 대한 각각의 θ 값을 Table 4에 나타내었다. 본 연구에서는 θ 투영법을 이용하여 크리프 거동을 파악하고 크리프 시험을 수행하기 어려운 크리프 시험 수준에 대한 크리프 거동을 예측하는데 목적이 있다.

Fig. 6. Experimental creep strain-time curve and four theta model up to rupture at 343MPa at 871 $^{\circ}$ C

Fig. 7. Experimental creep strain-time curve and four theta model up to rupture at 157MPa at 982°C

Fig. 8. Experimental creep strain-time curve and four theta model up to rupture at 417MPa at 894°C

Fig. 9. Experimental creep strain-time curve and four theta model up to rupture at 421MPa at 814°C

Table 4. Calculated theta values

Test No.	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4
1	2.67	1.941	5.47E-6	0.1241
2	3.25	1.59	1.72E-8	0.3379
3	4.557	23.1	4.9E-8	15.51
4	3.119	1.765	1.04E-11	0.0962

Table 5. Regression results using non-linear least square

θ	Coefficients of regression			
	a_i	b_i	c_i	d_i
θ_1	-6.06	0.011	6.48E-3	1.0E-5
θ_2	-17.94	0.015	0.017	-5.9E-6
θ_3	157.18	-0.488	-0.172	5.1E-4
θ_4	-43.46	0.046	0.041	-3.0E-5

크리프 거동을 예측하기 위해 본 연구에서는 비선형 최소자승법을 이용하여 각 θ 값에 대해 적용온도, 적용하중의 영향을 평가하였다. θ 값을 구하기 위해 사용된 크리프 모델은 4개의 θ 값을 이용하여 크리프 거동을 표현한다. 각 θ 값에 영향을 끼치는 적용 온도, 적용 하중에 대한 관계를 도출하면, 다른 온도 및 응력수준의 크리프 거동을 예측할 수 있다. 크리프 시험 결과와 식(19)를 이용하여 θ 값에 대한 비선형 최소자승법 분석 결과 계산된 회귀식의 계수 값을 Table 5에 나타내었다.

3.4 파단면 분석

본 연구에서는 터빈 블레이드의 크리프 특성을 파악하기 위해 전계방사 주사전자현미경 (Fe-SEM, field emission scanning electron microscope)으로 크리프 시험 시편에 대하여 크리프 파단면과 파단 전후의 조직을 관찰하였다. 크리프 시편의 조직을 확인하기 위해 니켈 기반 초내열합금 조직분석에 많이 사용하고 있는 에칭액인 100ml, 32%의 HCl 및 3ml, 30%의 H₂O₂를 혼합한 용액으로 시편에 에칭하였다. 크리프 시험 결과 파단된 시편은 Fig. 15~17에 나타내었으며, Fig. 17은 파단면에 발생한 균열을 나타내고 있다[13].

일반적으로 크리프 시험이 진행됨에 따라 주변 공기중 산소와 반응하여 산화층이 형성되며, 크리프 시험이 진행될수록 산화층이 증가된다. 이러한 산화층의 영향을 확인하고자 표면 분석을 수행하였다. 크리프 시험 전 시편에는 터빈 블레이드의 산화를 방지하기 위한 알루미늄 코팅이 되어 있으며, 크리프 시험 시간의 증가에 따라 알루미늄 코팅이 제거되고 산소와 반응하여 형성된 산화층이 증가되었다. 알루미늄 코팅과 산화층을 확인하는 화학 성분 분석은 EDS (energy dispersive X-ray spectroscopy) 결과

Fig. 10과 11 및 Table 6과 7에 나타냈으며, 크리프 시간에 따른 표면 변화가 Fig. 12~14에 나타나 있다.

Table 6. Chemical composition of Al coating[wt]

C	Al	Ti	Cr	Co	Ni
3.60	21.8	1.63	3.99	7.20	61.8

Table 7. Chemical composition of oxidation[wt]

O	Al	Ti	Cr	Ni	Cu
31.2	3.95	6.24	13.3	25.1	11.0

Fig. 10. SEM micrograph showing Al coating

Fig. 11. SEM micrograph showing Oxidation

Fig. 12. Specimen surface of previously creep test

Fig. 13. Specimen surface of creep test (early secondary region)

Fig. 14. Specimen surface of creep test (late secondary region)

Fig. 15. Creep rupture specimens

Fig. 16. SEM micrograph of creep rupture specimen (X200)

Fig. 17. SEM micrograph of creep rupture specimen (X1000)

IV. 크리프 거동 예측

4.1 θ 투영 모델의 적합성

터빈 블레이드의 크리프 특성을 파악하기 위해 θ 투영법을 통해 크리프 곡선을 생성하고 비선형 최소자승법으로 θ 값에 영향을 끼치는 적용 온도와 적용 응력에 대한 관계를 평가하였다. 본 연구에서 사용한 비선형최소자승법을 이용한 θ 투영법의 적합성을 판단하고자 크리프 시험수준 (982°C , 185 MPa)에 대한 크리프 시험을 수행하고 크리프 시험 결과를 곡선 접합한 결과와 θ 투영법에 의한 결과를 비교, 분석하여 적합

Table 8. The results of creep data and prediction

	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4	R^2 값
시험값	4.185	9.273	4.5E-6	0.622	0.964
예측값	3.537	2.911	4.0E-9	0.956	0.862

Fig. 18. Experiment creep curve and four theta model of 185MPa at 982°C

성을 평가하였다. 이를 위해 결정계수값인 R^2 값을 비교하였으며, 크리프 시험 결과를 곡선 접합한 결과와 비선형 최소자승법으로 예측한 결과 사이 결정계수간 10.7% 정도의 오차가 발생하였고, 전체적인 크리프 거동에는 90%이상의 정확도를 가지는 것으로 확인되어, θ 투영법은 전체적인 크리프 거동을 예측하는데 유용하게 사용될 수 있다. 크리프 시험 결과와 예측한 결과를 Table 8 및 Fig. 18에 나타나 있다.

4.2 크리프 거동 예측

본 연구는 크리프 시험을 통해 터빈 블레이드에 대한 크리프 거동을 분석하고, 임의의 시험 조건에 대한 크리프 거동 및 크리프 파단시간을 예측하는데 목적이 있다. 터보제트 운용중 터빈 입구온도(TIT) 750°C , 16644 rpm에 대한 비선형 응력해석결과, 온도결과 692°C , 응력결과 461 MPa를 도출하였다. 해석결과 낮은 온도수준으로 상당한 크리프 파단 시간을 가질 것이라 판단되어 터빈 블레이드에 대한 크리프 거동과 파단시간을 예측하고자 θ 투영법과 LMP master 곡선을 사용하였다. 일반적으로 크리프 파단시간을 예측하기 위해 LMP master 곡선으로 도출한 식(23)과 식(24)를 사용하여 크리프 파단시간 (rupture time)을 계산하였다. 크리프 시험 결과를 적용한 LMP master 곡선을 Fig. 19에 나타내었다.

$$\text{Stress}(Mpa) = -49.19 \times (LMP) + 2568.2 \quad (23)$$

$$LMP = (T + 460) \times (20 + \log t_r) / 10^3 \quad (24)$$

크리프 파단 시간을 예측한 결과 대략 58,000 시간(약 7년)이 계산되었다. 58,000시간의 크리프 파단 시간은 크리프 시험을 수행하기 상당히 어려우므로, 크리프 특성을 파악하기 위해 크리프

Fig. 19. LMP master curve of Rene' 80

Fig. 20. Predicted creep strain-time curve

곡선에 대한 거동을 예측하는 일이 중요하다. 본 연구에서는 θ 투영법을 이용하여 크리프 거동을 예측하였다. 크리프 시험 결과 획득한 θ 값을 비선형 최소자승법을 고려한 회귀식에 적용하여 산출된 계수들로 크리프 시험 수준(692°C 461MPa)에 대한 4개의 θ 값을 사용하여 예측하였다. Fig. 20은 예측한 크리프 곡선을 나타내고 있다.

V. 결 론

본 연구에서는 높은 열 및 기계적 하중을 받는 터보제트 엔진의 터빈 블레이드에 대한 크리프 특성을 분석하였다. 크리프 특성을 파악하기 위해 우선, 터보제트 엔진의 운용조건과 Rene' 80의 특성을 고려한 크리프 시험 수준을 선정하였다. 선정된 시험 수준에 대하여 크리프 시험을 수행하여 크리프 시험 데이터를 획득하였다. 획득한 데이터에 대하여 θ 투영법을 이용하여 크리프 곡선을 생성하고, 비선형 최소자승법을 이용하여 적용 온도 및 적용 응력에 대한 영향을 분석하였다. 또한 크리프 시험 시편에 대한 파단면 분석 및 조직 분석을 수행하였다. 산출된 회귀식의 계수들을 이용하여 4개의 θ 를 사용한 모델에 대한 적합성을 판단한 후 크리프 시험이 어려운 크리프 온도 및 응력 수준에 대해 크리프 곡선과 파단시간을 예측하였다.

크리프 시험 수준 (185 MPa , 982°C)에 대한 크리프 시험 결과를 곡선 접합한 결과와 예측된 4개의 θ 를 사용한 모델 간에 결과를 비교한 결과 R^2 값이 10.6%의 오차가 발생하였다. 오차는 크리프 1차 영역의 매우 짧은 시간과 3차 영역의 급격한 크리프 변형을 변화가 원인이 되었다. 터보제트 엔진의 운용조건에 대한 크리프 시험을

수행한 결과 TIT 정상 조건은 58,000시간(약 7년)의 크리프 파단시간을 가지고 있으며, TIT 과온도 조건(over temperature condition)에 대한 크리프 파단 시간은 앞의 조건에 비해 상당히 짧아 크리프 손상이 우려된다. 그러므로 터보제트 엔진을 운용할 시 TIT 과온도 조건의 운용시간 및 횟수가 크리프 수명을 판단하는 중요한 척도가 될 것이다.

후 기

본 연구는 대한민국 공군 군수사령부 항공기술연구소의 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- 1) Viswanathan, R., *Damage Mechanism and Life Assessment of High-Temperature Components*, ASM international, 1989, pp. 121~135.
- 2) Povolo, F., "Comments on the Monkman-Grant and the modified Monkman-Grant relationships", *Journal of materials science*, Vol. 20, 1985, pp. 2005~2010.
- 3) Clech, J.P., "An Extension of the Omega Method to Primary and Tertiary Creep of Lead-Free Solders", *Electronic Components and Technology Conference*, Vol. 5, 2005, pp. 1261~1271.
- 4) Evans, R. W., and Wilshire, B., *Introduction to Creep*, Institute of material, 1993, pp. 46~57.
- 5) Evans, R. W., and Wilshire, B., *Creep of Metals and Alloys*, Institute of metals, 1985, pp. 197~243.
- 6) Lemaitre, J., and Chaboche, J. L., *Mechanics of solid materials*, Cambridge university press, 1990, pp. 346~450.
- 7) Garofalo, F., *Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals*, The macmillan Company, NewYork, 1966, pp. 156~201.
- 8) Evans, R. W., and Wilshire, B., *Introduction to Creep*, Institute of material, 1993, pp. 46~57.
- 9) Bartolotta, P. A., Bowman, R. R., Kruse, D. L., and Halford, G. R., "Long-term durability analysis of a 100,000+ HR Stirling

Power Convertor Heater Head", *Energy Conversion Engineering Conference and Exhibit*, Vol. 1, 2000, pp. 259~265.

10) Chapra, S. C., and Canale, R. P., *Numerical methods for Engineering*, McGraw-Hill, 2006, pp. 351~383.

9) Haldar, A., and Mahadevan, S., *Probability, Reliability, and Statistical Methods in Engineering Design*, John Wiley & Sons Inc, 2000, pp. 156~172.

11) Evans, R. W., and Wilshire, B., *Creep of*

Metals and Alloys, Institute of metals, 1985, pp. 197~243.

12) Safari, J., and Nategh, S., "On the Heat treatment of Rene' 80 nickel-base superalloy", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 176, 2006, pp. 240~250.

13) Kim, S. G., Hwang, Y. H., Kim, T. G., and Shu, C. M., "Failure analysis of J85 Engine turbine blades", *Engineering Failure Analysis*, Vol. 15, 2008, pp. 394~400.