

Bodner-Partom 점소성 모델을 이용한 액체로켓 연소기 재생냉각 채널 구조해석

류철성* · 백운봉** · 최환석*

Structural Analysis of Liquid Rocket Thrust Chamber Regenerative Cooling Channel using Bodner-Partom Viscoplastic Model

Chul-Sung Ryu* · Un-Bong Baek** · Hwan-Seok Choi*

ABSTRACT

Elastic-viscoplastic structural analysis has been performed for regenerative cooling chamber of liquid rocket thrust chamber using Bodner-Partom visco-plastic model. Strain rate test was conducted for a copper alloy at various temperatures in order to get material constants of visco-plastic model used in the structural analysis. Material constants of visco-plastic model were obtained from strain rate test results and visco-plastic model was incorporated into finite element program, Marc, by means of a user subroutine. The structural analysis results indicated that the deformation of cooling channel is mostly caused by thermal loading rather than pressure loading and confirmed structural stability of the cooling channel under the operating condition.

초 록

Bodner-Partom 점소성 모델을 이용하여 액체로켓 연소기 재생냉각 챔버의 구조해석을 수행하였다. 구조해석에 사용한 점소성 모델의 재료상수를 구하기 위하여 구리합금에 대하여 변형률 속도를 변화시켜 인장시험을 상온 및 고온에서 수행하였다. 점소성 모델은 상용유한요소 해석 프로그램인 Marc의 사용자 서브루틴을 이용하여 구현하였다. 구조해석 결과 냉각 채널은 압력에 의한 하중보다 열하중에 의하여 대부분의 변형이 발생하며 연소기의 작동조건에서 냉각 채널의 구조적인 안정성 여부를 확인할 수 있었다.

Key Words: Liquid Rocket Thrust Chamber(액체로켓연소기), Regenerative Cooling Chamber(재생 냉각 챔버), Elastic-viscoplastic Structural Analysis(탄성-점소성 구조해석)

† 2006년 8월 16일 접수 ~ 2006년 10월 12일 심사완료

* 정희원, 한국항공우주연구원 연소기팀

** 정희원, 한국표준과학연구원

연락처, E-mail: csryu@kari.re.kr

1. 서 론

액체로켓 연소기 챔버는 매우 높은 압력, 온도

에서 작동하는 구조물로 높은 성능, 재사용성, 소형화, 경량화는 액체로켓 연소기 개발에서 중요한 요소이다. 현대사회에서 이러한 극심한 환경에서 작동하는 구조물로는 원자력 발전소의 부품들과 항공우주 분야의 구조물들이 대표적이다.

액체로켓 연소기의 제작비용은 고가일 뿐만 아니라 제작에 필요한 소요 기간이 길다. 이러한 비용 및 시간을 줄이기 위하여 액체로켓 연소기 개발과정에서 1개의 연소기를 이용하여 많은 연소시험을 수행한다. 따라서 연소기 챔버는 열/기계적인 하중 사이클을 반복적으로 받는다. 1회의 연소시험 동안 연소기 챔버는 높은 온도 상승을 경험하고 이 과정에서 연소기 챔버의 냉각 채널에는 큰 비탄성 변형률이 발생한다. 또한, 고온의 환경에서 작동하는 대부분의 금속들은 변형률 속도와 크리프(creep) 같은 시간 의존적인 영향을 받는다. 따라서 연소기 챔버의 정확한 설계를 위해서는 고온에서 작동하는 금속 구조물의 거동을 정확하게 모사할 수 있는 구성 모델이 필요하다. 점소성 모델들은 재료의 시간 의존적인 거동을 모사하기 위해 개발된 모델들이다.

점소성 모델을 이용하여 액체로켓 연소기 재생냉각 챔버의 구조해석을 수행한 결과는 여러 문헌들에서 찾아볼 수 있다. Arya[1, 2]는 Freed의 모델과 Robinson 모델을 이용하여 냉각 채널의 변형을 모사하였으며 Providakis[3]은 Robinson 모델을 이용하여 경계요소법(boundary element method)으로 액체로켓 연소기 챔버에 대한 구조해석을 수행하였다. 국내에서는 류철성 등[4, 5]이 재생냉각 채널에 대하여 탄-소성 구조해석과 구조시험을 수행하였다. 본 연구에서는 Bodner-Partom 점소성 모델을 이용하여 연소기 재생냉각 챔버 구조물에 대한 탄성-점소성 구조해석을 수행하여 구조적인 안정성을 검토하였다.

2. 본 론

2.1 Bodner-Partom 점소성 모델

점소성 모델의 평가에 대한 기존의 연구로 Chang et al.[6]는 네 종류의 점소성 모델을 이용하여 재료의 단축 거동에 대하여 비교 평가를 수행하였으며 Bodner-Partom 점소성 모델에 대하여 평가하였다[7].

본 연구에 사용한 Bodner-Partom의 구성방정식은 아래와 같이 표현할 수 있다.

□유동법칙(flow rule)

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \lambda S_{ij} \quad (2)$$

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (3)$$

여기서 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 은 전체 변형률 속도, $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 은 탄성 변형률 속도, $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 는 소성 변형률 속도이다. S_{ij} 는 편차응력(deviatoric stress)이며 λ 는 유동법칙의 계수로 상태변수들의 스칼라 함수이다.

□운동방정식(kinematic equation)

$$\lambda^2 = D_2^p / J_2 \quad (4)$$

여기서 D_2^p 는 편차 소성변형률 속도의 2차 불변량이며 J_2 는 편차 응력의 2차 불변량이다.

$$D_2^p = \frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (5)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} \quad (6)$$

Bodner-Partom은 비탄성 변형을 지배하는 D_2^p 을 아래의 Eq. 7의 형태로 나타내었다.

$$D_2^p = D_0 \exp\left[-\left(\frac{Z^2}{3J_2}\right)^n \left(\frac{n+1}{n}\right)\right] \quad (7)$$

여기서 Z 는 변형경화의 정도를 나타내는 상태변수이며 D_0 는 전단 한계 변형률 속도이며 n 은 온도에 따라 변화하는 재료상수이다. Eq. 2, Eq.

4 그리고 Eq. 7로부터 비탄성 변형률 속도를 나타내는 Eq. 8을 얻는다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = D_0 \exp\left[-\frac{n+1}{2n} \left(\frac{Z^2}{3J_2}\right)^n\right] \frac{S_{ij}}{\sqrt{J_2}} \quad (8)$$

내부상태변수 Z 는 아래의 Eq. 9와 같이 등방경화 성분과 방향경화 성분의 합으로 나타내며 소성일의 함수로 가정한다.

$$Z = Z^I + Z^D \quad (9)$$

▣ 내부 변수들의 진화 방정식

◆ 등방경화(isotropic hardening) 진화방정식

$$\dot{Z}^I = m_1 [Z_1 - Z^I(t)] \dot{W}_p(t) \quad (10)$$

$$\dot{W}_p = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p$$

$$Z^I(0) = Z_0, \quad W_p(0) = 0$$

여기서 \dot{W}_p 는 경화의 척도를 나타내는 소성일 속도(plastic work rate)이며 \dot{Z}^I 는 등방경화율을 나타낸다.

◆ 이동경화(kinematic hardening) 진화방정식

$$\dot{\beta}(t)_{ij} = m_2 [Z_3 u_{ij}(t) - \beta_{ij}(t)] \dot{W}_p(t) \quad (11)$$

$$u_{ij}(t) = \sigma_{ij} / [\sigma_{kl}(t) \sigma_{kl}(t)]^{1/2}$$

$$Z^D = \beta_{ij} u_{ij}$$

$$Z^D(0) = 0, \quad \beta_{ij}(0) = 0$$

여기서 β_{ij} 는 방향경화율이며 u_{ij} 는 현재 응력의 방향여현이다. Z^D 는 방향경화 변수이다.

2.2 변형률 속도 시험 및 재료상수 계산

금속 재료의 인장시험에서 얻은 응력-변형률 곡선은 시간에 따라 변화하지 않는다고 일반적으로 가정하지만 만약 금속 재료의 온도가 상승하면 변형률 속도에 시간 의존적인 거동을 보인다[8]. 연소기 재생냉각 챔버의 내측 구조물인

구리합금은 매우 높은 고온의 연소가스와 접하고 있기 때문에 변형률 속도 변화에 의한 영향을 받을 수 있다. 이 변형률 속도 변화에 대한 각각의 응력-변형률 데이터를 얻기 위하여 사용하는 구리합금 재료의 변형률 속도 시험을 수행하였다. 변형률 속도 시험은 상온, 473 K, 673 K 그리고 773 K에서 변형률 속도 0.02sec^{-1} , 0.002sec^{-1} , 0.0002sec^{-1} , 그리고 0.00002sec^{-1} 의 속도로 시험을 수행하였으며 그 결과들은 Fig. 1 ~ Fig. 4에 나타내었다.

시험결과 상온에서는 변형률 속도가 변화하였을 때 변형률이 약 1%까지 유동응력은 변화가 없었으며 변형률이 1%이상으로 증가함에 따라 유동응력의 차이가 점진적으로 증가하는 경향이 나타났다. 시험온도 473 K에서 변형률 속도에 대한 영향은 상온시험 결과와 큰 차이는 없었다. 시험 온도를 증가시켜 673 K에서는 약 3%까지의 변형률에서는 변형률 속도 영향이 작게 나타났지만 약 3% 이상으로 총 변형률이 증가하면서 유동응력의 차이가 상온과 473 K 시험 결과보다 크게 나타났다. 시험 온도를 773 K로 증가시키면 Fig. 4에 나타낸 결과처럼 탄성 영역을 지나 소성 변형을 시작하면서 변형률 속도 영향이 나타나기 시작하여 변형률이 증가함에 따라 유동응력의 차이가 낮은 온도에서의 시험 결과보다 매우 크게 나타났다.

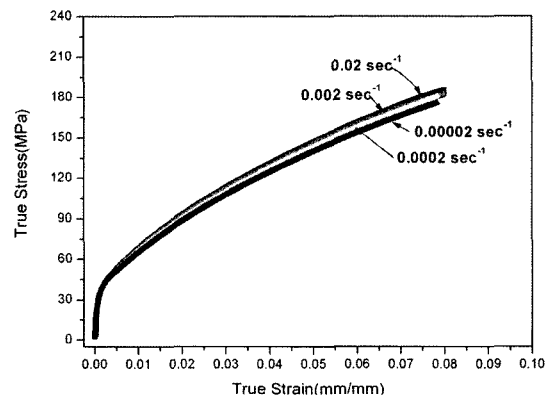


Fig. 1. Strain Rate Test Results at Room Temperature

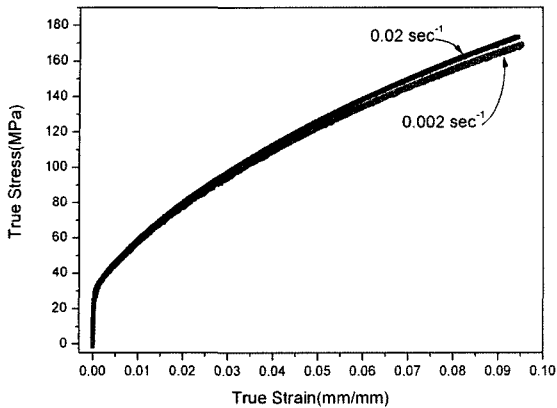


Fig. 2. Strain Rate Test Results at 473 K

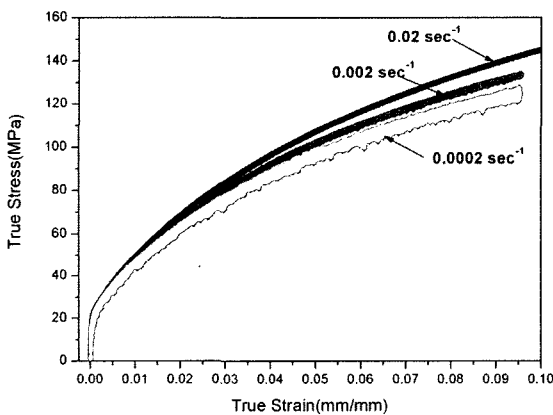


Fig. 3. Strain Rate Test Results at 673 K

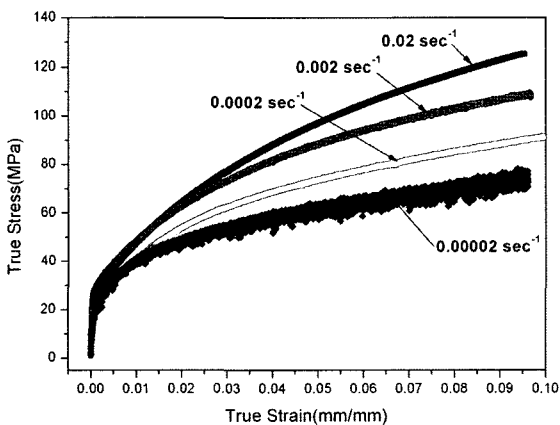


Fig. 4. Strain Rate Test Results at 773 K

이 시험 결과 본 연구에 사용하는 구리합금의 경우 온도가 773 K 이상에서는 변형률 속도 민감도가 매우 크게 증가한다는 것을 알 수 있으며 이러한 영향은 고온의 환경에서 작동하는 연소기 챔버의 냉각 채널 구조물의 설계에 반영되어야 한다. 본 연구에 사용하는 구리합금의 용융온도는 1353 K이다. 따라서 작동 온도가 773 K 즉, 시험온도가 재료의 용융온도의 57%에 도달하면 변형률 속도에 따른 영향이 확연하게 나타나는 특성을 나타내었다.

2.3 재료상수 계산

Bodner-Partom 모델에는 탄성계수를 제외하고 D_0 , n , m_1 , m_2 , Z_0 , Z_1 , Z_2 , Z_3 , A_1 , A_2 , r_1 , r_2 로 나타내는 총 12개의 재료상수들이 있다. D_0 는 전단 한계 변형률 속도, n 은 온도에 따라 변화하는 변형률 속도 민감도를 나타내는 재료상수, m_1 , m_2 는 등방경화와 이동경화에 관련한 재료상수들로 구리나 알루미늄 같은 가공경화가 많이 나타나는 금속들은 m_{1a} , m_{1b} , m_{1c} , m_{2a} , m_{2b} , m_{2c} 의 함수로 m_1 , m_2 을 나타낸다[9]. Z_0 는 등방경화 초기 값, Z_1 는 등방경화 최대값이며, Z_2 는 등방경화 최소값, Z_3 는 이동경화 최대값이다. A_1 , A_2 , r_1 , r_2 는 높은 온도에서 재료가 경화된 후 열적인 회복을 나타내는 재료상수들이다. 비례적(proportional)이지 않은 하중 이력(load paths)을 포함하여 모든 경우에 있어 $A_1 = A_2$, $r_1 = r_2$, $Z_0 = Z_2$ 로 가정하고 D_0 는 일정한 값으로 정해지기 때문에 8개의 재료상수가 필요하다. 재료상수의 대부분은 서로 다른 온도조건에서 수행한 변형률 속도 시험 데이터로부터 구할 수 있다. 만약 낮은 변형률 속도 시험 데이터가 없다면 크립(creep) 시험 데이터를 사용하기도 한다 [10]. 인장시험과 크립 시험 데이터에 기초를 둔 Bodner-Portom 모델의 재료상수들을 계산하기 위한 방법은 여러 문헌들에서 제시되었다[11, 12]. 본 연구에서는 구리합금의 열적인 회복 영향을 고려하지 않았으며 회복 상수들을 제외한 나머지 재료상수들을 구한 값들을 Table 1에 나

타내었다.

Table 1. Material Constants of Bodner-Partom Model

Temperature dependent constants						
Temp.	n	Z_0 (MPa)	m_{1a} MPa^{-1}	m_{1b} MPa^{-1}	m_{1c} MPa^{-1}	E (MPa)
Room temp.	5.6	38.0	1.3	0.22	0.053	95000
473 K	3.2	38.0	1.5	0.25	0.053	93000
673 K	2.2	33.0	2.4	0.35	0.045	91000
Temperature independent constants						
D_0	$1 \times 10^4 \text{ sec}^{-1}$					
Z_1	251.3 MPa					
Z_3	6.2 MPa					
m_{2a}	661.3 MPa^{-1}					
m_{2b}	66.1 MPa^{-1}					
m_{2c}	0.005 MPa^{-1}					

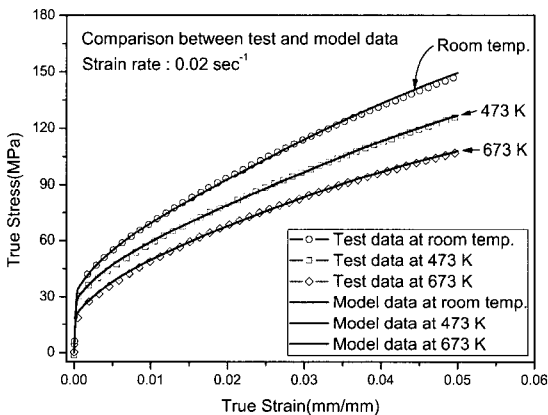


Fig. 5 Comparison Between Test and Bodner-Partom Viscoplastic Model Results

본 연구에 사용한 재료상수들 및 모델의 검증
을 위하여 변형을 속도시험 결과들과
Bodner-Partom 점소성 모델을 이용하여 계산한
결과들을 비교하였다. 비교 결과 변형을 5%까지
점소성 모델을 이용한 계산 결과와 변형을 속도

시험 결과가 잘 일치하였다. 이 비교 결과들은
Fig. 5에 나타내었다.

24 냉각채널의 구조해석

본 연구에서 사용한 Bodner-Partom 점소성 모
델과 다른 점소성 구성 모델(viscoplastic
constitutive model)들은 일반적으로 사용하는 상
용 유한요소해석 프로그램에 구현되어있지 않다.
이러한 이유 때문에 본 연구에서는 Marc 상용
프로그램에서 제공하는 사용자 서브루틴 기능으
로 점소성 구성 모델을 구현하여 냉각채널의 구
조해석을 수행하였다.

국내에서 개발하는 연소기 챔버는 Fig. 6에 나
타내었듯이 내측 구조물에 구리합금과 외측 구
조물에 STS329J1을 사용한다. 이들 재료의 물리
적인 물성 값들은 류철성 등[5]이 재료시험을 통
하여 얻은 데이터를 사용하였다. 연소기 챔버의
냉각 채널부는 동일한 채널 형상이 연소실 원주
방향으로 반복적으로 배치되기 때문에 1개 채널
에 대한 형상을 모델링 하였다. 구조해석은 열
하중을 가장 많이 받는 노즐 목에서 수행하였으
며 노즐 목에서 냉각 채널의 폭은 1.2 mm이다.

외국의 재생냉각 챔버의 경우 액체로켓 연소
기 냉각 채널의 두께는 약 1.0 mm ~ 1.5 mm
의 범위를 갖는다. 만약 냉각 채널의 두께를 얇
게 설계하면 냉각 성능은 향상되나 고압의 냉각
유체에 의하여 구조적으로 취약하고 고온의 연
소가스에 의하여 구리합금 표면이 부식되기 때
문에 구조물이 쉽게 파손될 수 있다. 냉각 채널
의 두께를 증가시키면 냉각 성능이 떨어지기 때
문에 구조물의 온도가 증가하여 열응력이 증가
하고 구조물의 변형이 증가한다. 이러한 이유 때
문에 본 연구에서는 냉각 채널의 두께를 1.5
mm 와 1.0 mm을 선정하여 구조해석을 수행하
여 두께 변화에 따른 구조적인 영향에 대하여
고찰하였다.

열/구조해석에 필요한 경계조건은 현재 국내
에서 개발하고 있는 연소기 작동 조건으로 하였
으며 열 해석에 필요한 경계조건은 연소실 내부
유동해석으로 얻은 데이터를 사용하였다. 냉각

채널 구조물의 온도 분포를 얻기 위하여 먼저 열해석을 수행한 후 이들 온도분포 데이터와 냉각 유체와 연소가스의 작동조건을 이용하여 냉각채널의 구조해석을 수행하였다.

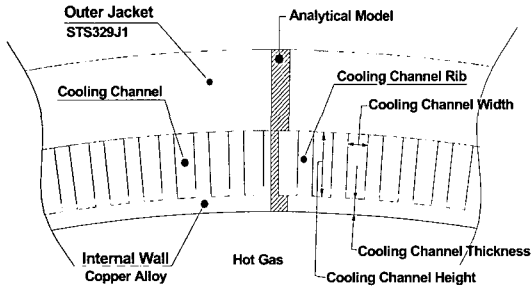


Fig. 6. Section View of Combustion Chamber

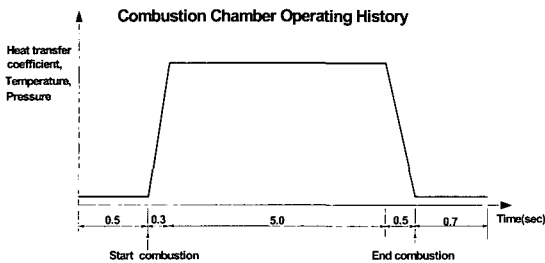


Fig. 7. Combustion Chamber Operating History

Table 2. Boundary Condition of Nozzle Throat

Boundary Condition	No Combustion	Combustion
Hot Gas Side Heat Transfer Coefficient ($W/m^2 \cdot K$)	0.0	12474
Gas Temperature(K)	293	2500
Hot Gas Side Static Wall Pressure(MPa)	0.1	2.5
Coolant Side Heat Transfer Coefficient ($W/m^2 \cdot K$)	47500	72692
Coolant Temperature(K)	293	380.8
Coolant Side Static Wall Pressure(MPa)	7.54	7.58

총 해석 시간은 7초로 하였다. 초기 0.5초까지는 연료가 냉각 채널을 통해 연소기 헤드부 연료 매니폴드까지 유동하는 시간으로 이 구간에서는 연소가 일어나지 않는다. 초기 연소가 시작되는 0.5초에서 0.8초까지의 천이 구간에서 경계 조건들은 선형적으로 변한다고 가정하였다 [13]. 본 연구에 사용한 작동 이력은 Fig. 7에 나타내었으며 Table 2는 열/구조해석에 사용한 경계조건들이다.

2.5 해석 결과

Figure 6에 나타난 연소기 재생냉각 챔버의 단면 형상에서 연소가스와 접하는 구리합금으로 제작된 내측 냉각 채널 구조물은 STS329J로 이루어진 외피 구조물(outer jacket)에 의해서 구속되기 때문에 각각의 연소시험에서 열 하중에 의하여 소성변형을 하며 냉각 채널 내부에 걸리는 압력에 의하여 냉각 채널이 부풀어 오르는 벌징(bulging) 현상이 발생한다. 반복적인 연소시험으로 냉각 채널 구조물은 열하중과 냉각 유체의 압력을 반복적으로 받는다. 이러한 영향으로 위에서 설명한 벌징 현상이 발생하며 변형이 누적되어 냉각 채널이 개집(dog house) 형태로 변형된다. 냉각 채널이 개집 형태로 변형됨에 따라서 냉각 채널의 두께가 감소하며 결국 파손이 발생한다.

냉각 채널의 열해석 결과 냉각 채널 두께 1.5 mm의 형상에서 최대온도는 677.4 K이며 두께 1.0 mm인 경우 645.5 K로 냉각 채널 두께를 0.5 mm 감소시킴으로서 구조물의 온도를 32 K 감소시키는 효과가 있었다. 이러한 온도 분포는 구리합금의 용융온도인 1353 K와 변형을 속도시험 결과를 고려할 때 재료의 기계적인 특성은 저하시키나 열적인 손상은 발생시키지 않는다. 두 가지 형상의 냉각 채널에 대하여 Bodner-Partom 탄성-점소성 모델을 이용하여 해석한 변형률 분포 결과는 Table 3과 Table 4에 나타내었다. Table 3, 4에서 Node 1, 2, 3은 Fig. 8과 Fig. 9에 나타난 냉각 채널 형상에서의 위치를 나타낸다. 냉각 채널 두께 1.5 mm에 대한 냉각 채널의

위치에 따른 유효변형률은 Fig. 8에 나타내었으며, 냉각 채널의 두께가 1.0 mm인 경우 유효변형률 분포는 Fig. 9에 나타내었다. 해석 결과 최대 유효변형률은 리브(rib)에서 나타났으며 그 값들은 냉각 채널 두께 1.0 mm와 1.5 mm에서 각각 1.413%와 1.454%이다. 동일한 두께를 가지는 외피 구조물의 최대 유효변형률은 냉각 채널 두께가 1.0 mm일대 0.167%로 나타났으며 냉각 채널 두께 1.5 mm인 경우에는 0.168%로 구조물이 탄성영역에서 거동함을 알 수 있다.

냉각 채널 두께 변화에 따른 영향으로 냉각 채널의 두께를 감소시키면 채널 리브에서 유효변형률은 증가하지만 냉각 채널의 피로 수명과 관련 있는 채널 중앙부에서의 유효변형률은 열하중이 감소함으로써 1.313%에서 1.03%로 감소하였다. 비록 연소가스와 접하는 냉각 채널부는 외피 구조물에 의한 기하학적인 구속특성과 열하중에 의하여 소성변형이 발생하지만 외피 구조물은 연소가스의 내부 압력 및 열적인 하중 조건에서 탄성변형을 하므로 재생냉각 챔버가 구조적으로 안정함을 확인하였다.

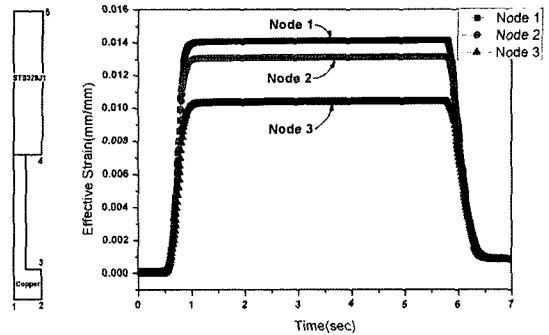


Fig. 8. Effective Strain for Channel Thickness 1.5 mm

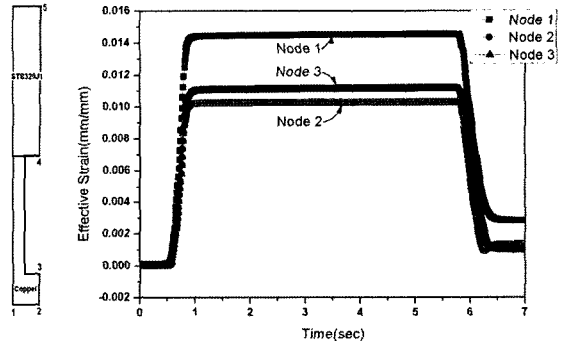


Fig. 9. Effective Strain for Channel Thickness 1.0 mm

Table 3. Strain Values at Nozzle Throat for Channel Thickness 1.5 mm at 5.8 sec

	R strain	θ strain	Z strain	Effective strain
Node 1	0.01389	-0.00782	-0.00672	0.01413
Node 2	0.01291	-0.00682	-0.00673	0.01313
Node 3	0.01024	-0.00578	-0.00483	0.01038

Table 4. Strain Values at Nozzle Throat for Channel Thickness 1.0 mm at 5.8 sec

	R strain	θ strain	Z strain	Effective strain
Node 1	0.01425	-0.00879	-0.00608	0.01454
Node 2	0.01006	-0.00450	-0.00614	0.01030
Node 3	0.01099	-0.00641	-0.00490	0.01113

3. 결 론

Bodner-Partom 점소성 모델을 이용하여 액체로켓 연소기 재생냉각 챔버 구조물의 열/구조해석을 수행하였다. 본 연구에 사용한 점소성 모델의 재료상수를 구하기 위하여 여러 온도 조건에서 구리합금에 대한 변형률 속도 시험을 수행하였다. 시험결과 연소기 재생냉각 채널부의 재료로 사용하는 구리합금은 상온, 473 K, 및 673 K까지는 변형률 속도 영향이 크게 나타나지 않았으나 773 K에서 변형률 속도 영향이 크게 나타나고 있음을 확인할 수 있었다.

점소성 모델의 재료상수들은 구리합금의 변형률 속도 시험 데이터를 이용하여 구하였으며, 이 데이터들을 이용하여 재생 냉각 챔버에 대한 탄성-점소성 구조해석을 수행하였다. 해석 결과

냉각 채널 두께가 1.0 mm와 1.5 mm인 두 가지 형상의 재생냉각 챔버 모두 연소기 작동조건에서 열/구조적으로 안정하게 작동할 수 있음을 확인할 수 있었다. 그러나 연소가스와 냉각 유체가 접하는 영역에서 두 형상 모두 약 1.4%의 최대 유효변형률이 발생하였다. 냉각 채널에서 이러한 큰 소성변형의 발생은 재생냉각 챔버의 저주기 피로파괴와 많은 연관이 있다. 따라서 향후에는 이러한 결과를 바탕으로 연소기의 피로 수명을 예측할 수 있는 연구를 수행할 예정이다.

후 기

본 연구는 “소형위성 발사체(KSLV-I) 개발사업”의 일부분으로 진행한 연구결과입니다.

참 고 문 헌

1. V. K. Arya, "Nonlinear Structural Analysis of Cylindrical Thrust Chambers Using Viscoplastic Models," NASA CR-185253, January 1991
2. V. K. Arya, "Viscoplastic Analysis of an Experimental Cylindrical Thrust Chamber Liner," NASA TM-103287, June 1991
3. C. P. Providakis, "D/BEM Implementation of Robinson's Viscoplastic Model in Creep Analysis of Metals Using a Complex Variable Numerical Technique," *Advances in Engineering Software*, Vol. 33, 2002, pp.805-816
4. 류철성, 정용현, 최환석, 이동주, "액체로켓 연소기 재생냉각 채널 상온 구조해석," *한국추진공학회지*, 제9권 4호, 2005, pp.39-47
5. 류철성, 최환석, 이동주, "액체로켓 연소기 재생냉각 챔버 구조설계," *한국항공우주학회지*, 제33권 12호, 2005, pp.109-116
6. T. Y. Chang and R. L. Thompson, "A Computer Program for Predicting Nonlinear Uniaxial Material Response Using Viscoplastic Models," NASA TM-83675, July 1984
7. K. S. Chan and U. S. Lindholm, "Inelastic Deformation Under Nonisothermal Loading," *Journal of Engineering Materials and Technology* Vol. 112, 1990, pp.15-25
8. G. E. Dieter, "Mechanical Metallurgy," chap. 5, McGraw-Hill Inc., 1986
9. S. R. Bodner, "Unified plasticity for engineering application," Kluwer Academic/Plenum Publishers, *Mathematical concepts and methods in science and engineering series*
10. A. M. Merzer, "Steady and Transient Creep Behavior Based on Unified Constitutive Equations," *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 104, 1982, pp.18-25
11. U. S. Lindholm et al., "Constitutive Modeling for Isotropic Materials(HOST)," Second Annual Status Report, NASA CR-174980, 1985
12. K. S. Chan et al., "Constitutive Modeling for Isotropic Materials(HOST)," Third Annual Status Report, NASA CR-179522, 1986
13. W. H. Armstrong and E. W. Erogren, "3-D Thrust Chamber Life Prediction," NASA CR-134979, March 1976