

< 기술논문 >

액체로켓 연소기용 구리합금의 열/기계적 특성에 관한 실험적 연구

류철성* · 백운봉* · 최환석**

(2006년 7월 12일 접수, 2006년 9월 6일 심사완료)

Experimental Study on the Physical and Mechanical Properties of a Copper Alloy for Liquid Rocket Combustion Chamber Application

Chul-Sung Ryu, Un-Bong Baek and Hwan-Seok Choi

Key Words: Liquid Rocket Combustion Chamber(액체로켓 연소기), Copper Alloy(구리합금), Material Property(재료물성), High Temperature(고온), Visco-Plastic(점소성)

Abstract

Mechanical and physical properties of a copper alloy for a liquid rocket engine(LRE) combustion chamber liner application were tested at various temperatures. All test specimens were heat treated with the condition they might experience during actual fabrication process of the LRE combustion chamber. Physical properties measured include thermal conductivity, specific heat and thermal expansion data. Uniaxial tension tests were performed to get mechanical properties at several temperatures ranging from room temperature to 600°C. The result demonstrated that yield stress and ultimate tensile stress of the copper alloy decreases considerably and strain hardening increases as the result of the heat treatment. Since the LRE combustion chamber operates at higher temperature over 400°C, the copper alloy can exhibit time-dependent behavior. Strain rate, creep and stress relaxation tests were performed to check the time-dependent behavior of the copper alloy. Strain rate tests revealed that strain rate effect is negligible up to 400°C while stress-strain curve is changed at 500°C as the strain rate is changed. Creep tests were conducted at 250°C and 500°C and the secondary creep rate was found to be very small at both temperatures implying that creep effect is negligible for the combustion chamber liner because its operating time is quite short.

1. 서 론

액체로켓 연소기 챔버는 고온, 고압 환경에서 작동하는 구조물이다. 이러한 환경에서 작동하는 구조물로는 항공기의 터빈엔진, 액체로켓 엔진, 발전소 설비 등이 있다. 이러한 구조물들의 특징은 초기 기동을 시작하면 매우 급격한 온도와 압

력 변화가 발생한다. 급격한 온도 변화는 열변형을 유발시키고 구조물이 기하학적으로 구속되어 있는 경우 열응력이 발생한다. 액체로켓 연소기 챔버는 약 3500K 이상의 고온 연소가스에 견딜 수 있도록 복합재료를 사용하는 흡열냉각 방식이나 재생냉각 방식을 사용한다. 재생냉각 방식은 챔버의 내측에 열전도성이 좋은 구리합금을 사용하고 이 구리합금이 고온의 연소가스에 손상되지 않도록 추진제로 사용하는 연료를 사각형태의 냉각채널(cooling channel)에 유동시켜 냉각시키는 방식이다. 내측 구조물인 구리합금은 다른 금속들에 비하여 강도가 낮기 때문에 고압의 연소가스에 재생냉각 챔버가 견딜 수 없다. 따라서 이

† 책임저자, 회원, 한국항공우주연구원 연소기그룹
E-mail : csryu@kari.re.kr

TEL : (042)860-2485 FAX : (042)860-2602

* 회원, 한국표준과학연구원

** 한국항공우주연구원 연소기그룹

구리합금의 외측에는 강도가 큰 스테인리스 스틸 계열의 금속을 브레이징(brazing) 방식이나 니켈(Nickel) 금속을 전기도금(galvanization) 방식으로 결합하여 하나의 재생냉각 챔버 구조물을 형성한다.

연소기 챔버는 많은 연소시험을 반복적으로 겪기 때문에 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, 이러한 높은 작동 온도에서 대부분의 금속들은 변형률 속도와 크립 같은 시간 의존적인 영향을 받는다. 따라서 연소기 챔버의 정확한 설계를 위해서는 고온에서 작동하는 금속 구조물의 거동을 정확하게 모사할 수 있는 구성 모델이 필요하다. 이러한 요구에 의하여 지난 30년 동안 많은 수의 탄성-점소성 모델들이 높은 온도에서 구조물이 받는 시간 의존적인 특성을 포함하는 비탄성 변형을 모사하기 위하여 제안되었다.^(1,2)

본 연구에 사용한 구리합금은 크롬(Cr) 함유량이 일정함 범위 내에 있도록 제작하여 열전도도 및 기계적인 강도 특성이 좋은 구리합금으로 일반적으로 사용하지 않는 금속이다. 따라서 재료 시험을 통하여 재료의 정확한 열/기계적인 특성들을 획득할 수 있다. 또한, 액체로켓 연소기의 재생냉각 챔버를 점소성 모델을 이용하여 구조해석을 수행하기 위해서는 사용하는 모델을 구성하는 재료상수가 필요하다. 이러한 재료상수들은 재료의 온도 변화에 따른 특성 및 속도 변화에 따른 특성을 각각의 재료시험을 통하여 얻은 후 데이터 처리를 통하여 획득할 수 있다. 본 논문에서는 액체로켓 연소기의 재생냉각 챔버를 탄성-점소성 모델을 이용하여 해석하기 위해 필요한 재료 물성 측정에 대하여 연구하였다.

2. 이론적배경

2.1 Bodner-Partom 점소성 모델

본 연구는 항복조건 없이 통합된 점소성 이론을 제안한 Bodner-Partom⁽³⁾의 점소성 모델을 실험적으로 뒷받침하기 위한 것이다. Bodner와 Partom에 의하여 설명된 이 모델은 비탄성 변형에 대한 모든 양상은 어떠한 하중에 대해서도 단일 비탄성 변형률로 표현할 수 있다는 사실에 기

초를 두고 있다. 이 모델에서 전체 변형률 속도(total strain rate)는 아래의 식 (1)과 같이 탄성 변형률 속도(elastic strain rate)와 비탄성 변형률 속도(inelastic strain rate)의 합으로 표현할 수 있다고 가정한다.

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

여기서 탄성 변형률 속도를 후크법칙으로 표현하면 식 (2)와 같다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \frac{1}{2\mu} \dot{\sigma}_{ij} - \bar{\lambda} [2\bar{\mu}(3\bar{\lambda} + 2\bar{\mu})] \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (2)$$

여기서 $\bar{\lambda}$ 와 $\bar{\mu}$ 는 라메(Lame) 상수이다.

비탄성 변형률 속도는 프란틀 루이스(Prandtl-Reuss)의 유동법칙을 따르며 식 (3)과 같이 나타낸다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = e_{ij}^p = \lambda S_{ij}; \quad \dot{\epsilon}_{kk}^p = 0; \quad \lambda \geq 0 \quad (3)$$

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (4)$$

여기서 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 는 소성변형률 속도이며 e_{ij}^p 은 편차 소성 변형률 속도이고 S_{ij} 는 편차응력이며 상태변수들의 스칼라(sclar) 함수인 λ 는 식 (3)으로부터 아래의 식 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\lambda^2 = D_2^p / J_2 \quad (5)$$

$$D_2^p = \frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (6)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} \quad (7)$$

여기서 J_2 는 편차 응력에 대한 2차 불변량이며 D_2^p 는 소성 변형률 속도에 대한 2차 불변량(second invariant)으로 Bodner-Partom은 비탄성 변형을 지배하는 D_2^p 을 아래의 식 (8)의 형태로 나타내었다.

$$D_2^p = D_0^p \exp\left[\left(\frac{n+1}{n}\right) \left[-\frac{Z^2}{3J_2}\right]^n\right] \quad (8)$$

여기서 D_0^p 와 n 은 재료상수이며 Z 는 소성 유동(plastic flow)에 대한 재료의 전체적인 저항의 크기를 나타내는 상태변수로 하중 이력(load history)과 관계있다. 식 (3)과 식 (5) 그리고 식 (8)로부

터 비탄성 변형률 속도를 나타내는 식 (9)을 얻을 수 있다.^(4,5)

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = D_0 \exp\left[-\frac{n+1}{2n} \left(\frac{Z^2}{3J_2}\right)^n\right] \frac{S_{ij}}{\sqrt{J_2}} \quad (9)$$

2.2 점소성 모델 재료상수

탄성계수를 제외하고 Bodner-Partom 모델에는 $D_0, n, m_1, m_2, Z_0, Z_1, Z_2, Z_3, A_1, A_2, r_1, r_2$ 인 총 12개의 재료상수들이 있다. 비례적이지 않은 (nonproportional) 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 크리프(creep) 시험 데이터를 사용하기도 한다.⁽⁶⁾

3. 시험재료 및 시험편

국내에서 개발하고 있는 액체로켓 연소기 재생냉각 챔버는 두 종류의 금속으로 제작된다. 고온의 연소가스와 접하는 내부 구조물은 구리합금이고 외부 구조물은 STS329J1이다. 내부 구조물인 구리합금은 사각 형태의 냉각 채널을 갖고 있다. 이 냉각 채널의 단면 형상은 Fig. 1에 나타내었다. 그리고 냉각 채널의 리브(rib)와 외피 구조물과의 조립은 브레이징 공정을 이용한다. 본 연구에 사용된 재료는 액체로켓 연소기 챔버(liquid rocket combustion chamber)의 내측 구조물로 구리에 크롬(Cr), 니켈(Ni), 아연(Zn)등을 첨가하여 재료의 강도를 향상시킨 구리합금으로 화학성분은 Table 1에 보는 바와 같다. 이 재료를 브레이징 공정과 동일한 열처리를 하여 시험을 수행하였다. 연소기가 작동하면 재생냉각 챔버에서 연소가스와 접하는 냉각 채널부는 약 400 ℃ 까지 상승하며 연소압력이 증가하여 고압에서 작동하는 연소기는 500 ℃ 이상으로 온도가 상승한다. 금속재료의 경우 온도가 상승하면 변형률 속도(strain rate)와 크리프의 영향이 커진다. 따라서 상온 및 고온에서 변형률 속도, 크리프 그리고 점프시험(jump test)을 통한 재료의 물성이 필요하다.

Table 1 Chemical compositions of copper alloy

Elements	Cr	Fe	Zn	Pb	P	Si	Ni	Cu
Contents (wt%)	0.40	0.04	0.05	0.21	0.01	0.10	0.01	Bal.

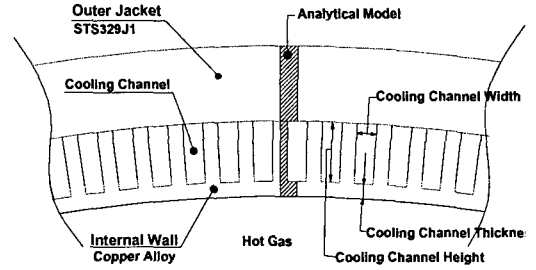


Fig. 1 Section view of combustion chamber

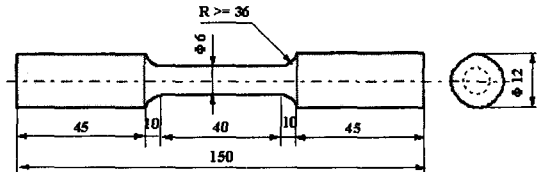


Fig. 2 Geometry of test specimen

재료시험은 물리적 특성 시험과 기계적 특성 시험을 수행하였다. 재료의 밀도, 비열, 열전도도 및 열팽창률 데이터는 물리적 특성 시험을 통하여 획득하였다. 기계적 물성 측정은 상온 및 고온 인장시험, 고온에서 변형률을 변화하면서 재료의 응력-변형률 관계 변화를 측정하는 변형률 속도시험, 변형률을 5단계로 변화시키며 실험하는 점프시험 그리고 크리프 시험 등 모두 4 종류를 수행하였다. 시험에 사용한 시험편 형상은 Fig. 2에서 보는 바와 같이 동일한 시험편을 사용하였다.

4. 시험방법 및 결과

4.1 인장시험

인장시험은 상온에서 브레이징 전과 후 그리고 브레이징 후 온도를 변화해 가면서 고온에서 실시하였다. 시험기는 10 ton 만능재료 시험기를 이용하였으며, 시험편은 Fig. 1에서 보는바와 같이

직경 6 mm 환봉 시험편을 사용하였고 표점거리 25 mm인 연신율계(extensometer)를 부착하였고 상온은 ASTM E8에 그리고 고온은 E21에 준하여 시험을 실시하였다. 고온 시험은 전기 저항식 가열로를 사용하였으며 시험 속도는 0.5 mm/min 변위 제어 방식으로 시험하였다. 브레이징 전, 후 구리합금의 인장시험결과 Table 2에 보인바와 같이 브레이징 공정 후의 강도 값이 전의 강도 값에 비해 인장강도는 약 53%, 0.2% 오프셋(offset) 항복강도는 약 92% 감소하였음을 알 수 있다. 고온에서의 항복강도 변화를 측정하기 위하여 상온 및 200 °C부터 500 °C까지 시험을 하였다. 시험결과로부터 얻은 공칭응력-공칭변형률을 진응력-진변형률로 변환하여 Fig. 3에 나타내었으며 Table. 3에 항복강도를 정리하였다. 일반적으로 금속의 온도가 증가하면 항복응력과 탄성계수의 값이 감소한다. 인장시험 결과 본 연구에 사용한 구리합금의 경우 온도가 증가하면서 항복응력과 탄성계수 값이 약간 감소하였으나 그 크기가 작기 때문에 Fig. 3의 탄성 영역에서 온도의존성이 없는 것처럼 보인다.

Table 2 Tensile properties before and after brazing at room temperature

Brazing heat treatment	Test specimen No.	Tensile stress (MPa)	Yield stress (0.2%) (MPa)	Young's modulus (GPa)
Before	1	503.8	461.6	140.5
	2	507.5	466.1	150.5
	3	508.2	462.5	151.5
	4	507.7	466.4	149.4
	5	507.8	465.38	127.8
	6	507.5	462.7	139.9
	average	507.8	464.1	143.3
After	1	239.2	37.5	105.2
	2	242.5	36.9	96.4
	average	240.9	37.2	100.8

Table 3 Yield stress at 200 °C ~ 600 °C

Temperature (°C)	200	300	400	500
Yield stress (0.2% offset, MPa)	34.7	29.8	30.3	28.1

4.2 변형률 속도시험

금속 재료의 인장시험에서 얻은 응력-변형률 곡선은 시간에 따라 변화하지 않는다고 일반적으로 가정하지만 만약 금속 재료의 온도가 상승하면 변형률 속도에 시간 의존적인 거동을 보인다. 앞에서 언급하였듯이 재생냉각 챔버의 내측 구조물이 고온에서 작동하기 때문에 변형률 속도 변화에 의한 영향을 받을 수 있다. 이 변형률 속도 변화에 대한 각각의 응력-변형률 데이터를 얻기 위하여 변형률 속도 시험을 수행하였다. 변형률 속도시험을 위해서는 변형률 조작으로 시험을 실시해야 하므로 유도가열방식으로 가열하여 시험을 수행한다. 그러나 본 연구에 사용하는 구리합금은 자성이 약하고 열전도도가 좋아서 시험장치의 그림부로 많은 열이 전달되어 일정 온도이상으로 유지할 수가 없었다. 따라서 고온용 챔버를 이용하여 시험하였다. 시험하고자하는 정확한 온도의 조절을 위하여 고온용 챔버 내부 3곳에 온도센서를 장착하여 측정하였다. 원하는 온도 상승 후 1시간 이상 유지하여 시험편 전체가 동일한 온도가 되도록 하였으며 온도가 증가하면서 발생하는 열팽창은 시험 시작 전에 보정하고 열팽창에 의한 압축 하중은 걸리지 않도록 하였다.

일반적인 금속 재료들은 변형률 속도가 커지면 이에 대응하는 유동응력 값이 커지며 재료의 온도에 따라 변형률 속도 민감도가 변화한다.^(7,8) 만약 금속 재료가 속도 민감도를 갖고 있다면 같은 온도에서 인장시험을 통하여 얻은 재료의 항복응력 및 유동응력(flow stress)은 변형률 속도에 따라 변화한다. 따라서 고온에서 작동하는 구조물

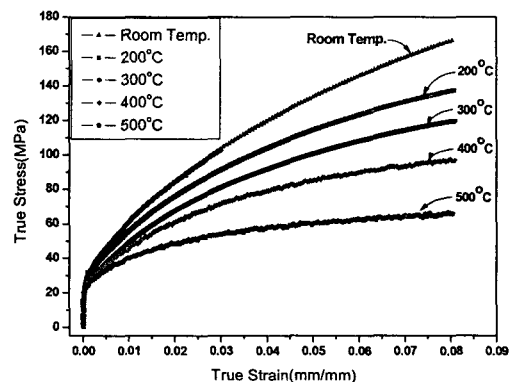


Fig. 3 Results of uniaxial tension test from room temperature to 500 °C

의 경우 변형률 속도에 따른 영향을 고려하여 설계에 반영해야한다. 변형률 속도 시험은 상온, 200 °C, 400 °C 그리고 500 °C에서 변형률 속도 0.02sec^{-1} , 0.002sec^{-1} , 0.0002sec^{-1} , 그리고 0.00002sec^{-1} 의 속도로 시험을 수행하여 그 결과를 Fig. 4~Fig. 7에 나타내었다.

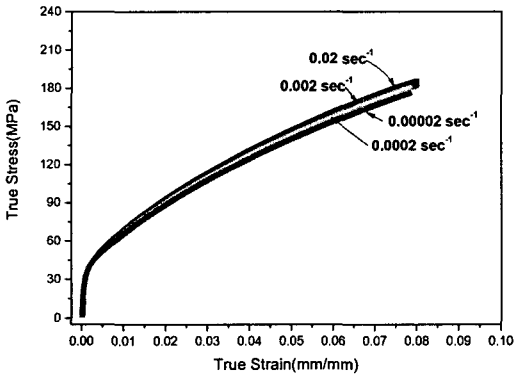


Fig. 4 Strain rate test results at room temperature

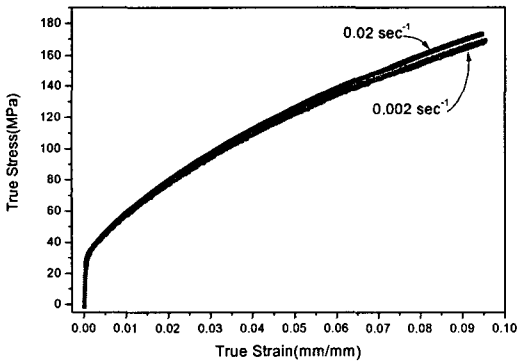


Fig. 5 Strain rate test results at 200°C

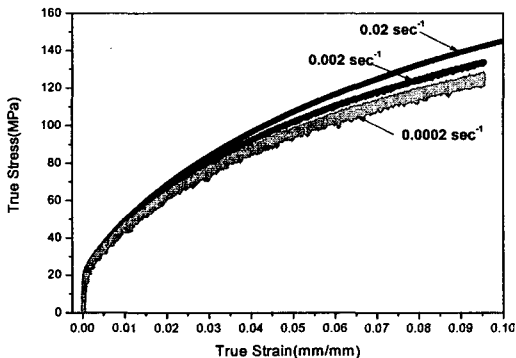


Fig. 6 Strain rate test results at 400 °C

시험결과 상온에서는 변형률 속도가 변화하였을 때 변형률이 약 1%까지 유동응력은 거의 변화가 없었으며 변형률이 1%이상으로 증가함에 따라 유동응력의 차이가 점진적으로 증가하였다. 시험온도 200 °C에서 변형률 속도에 대한 영향은 상온시험 결과와 큰 차이는 없었다. 시험 온도를 증가시켜 400 °C 에서는 약 3%까지의 변형률에서는 변형률 속도 영향이 200 °C 시험과 유사한 경향을 나타내었지만 약 3% 이상으로 총 변형률이 증가하면서 유동응력의 차이가 상온과 200 °C 시험 결과보다 현저히 크게 나타났다. 시험 온도가 500 °C로 증가하면 Fig. 6에 나타난 것처럼 탄성 영역을 지나 소성 변형을 시작하면서 변형률 속도 영향이 나타나기 시작하여 변형률이 증가함에 따라 유동응력의 차이가 낮은 온도에서 시험한 결과보다 매우 크게 나타났다.

시험결과 본 연구에 사용하는 구리합금의 경우 온도가 400 °C에서 변형률 속도 민감도가 크게 나타나기 시작하여 500 °C에서 매우 크게 증가한다는 것을 알 수 있다. 이 시험 결과들은 금속이 낮은 온도에서는 변형률 속도 민감도가 낮으며 온도가 절대 용융온도의 1/2 이상으로 증가하면 현저하게 증가한다는 이론과⁽⁷⁾ 일치하는 결과를 보여준다. 이러한 변형률 속도에 따른 영향은 고온 환경에서 작동하는 연소기 챔버의 냉각 채널 구조물의 설계에 반영되어야한다. 본 연구에 사용하는 구리합금의 용융온도(melting temperature)는 1,080 °C이다. 따라서 작동 온도가 500 °C 즉, 시험온도가 재료의 용융온도의 46%에 도달하면 변형률 속도에 따른 영향이 확연하게 나타나는 특성을 나타내었다.

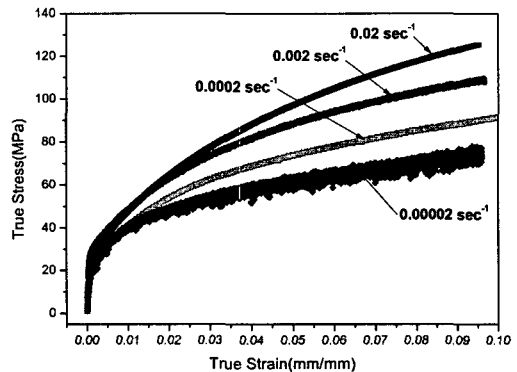


Fig. 7 Strain rate test results at 500°C

4.3 크리프 시험

크리프 시험은 250 °C 와 500 °C에서 수행하였다. 구리합금이 온도에 따라 유동응력의 차이가 존재하기 때문에 크리프 시험에서 2차 크리프 변형률 속도 데이터를 얻을 수 있도록 시험 온도에 따라 응력의 크기를 다르게 설정하여 시험하였다. 크리프 변형률 측정은 적용 하중을 일정하게 유지하면서 시간에 따라 변화하는 변형률을 측정하였다. 시험결과에서 알 수 있듯이 크리프 곡선은 응력과 온도에 크게 영향을 받는다. 시험온도 250 °C에서 적용 하중이 130 MPa일 때 2차 크리프 변형률 속도는 2.52E-7 mm/sec로 나타났으며 500 °C의 시험온도에서는 적용 하중 70 MPa에서 크리프 변형률 속도는 4.76E-6 mm/sec로 나타났다. Table 4는 각각의 크리프 시험을 통하여 얻은 2차 크리프 변형률 속도를 나타내었다. Fig. 8 및 Fig. 9는 각각의 온도 조건에서 시험한 결과를 보여준다. 크리프 시험 결과 연소기에서 요구되는 작동 누적 시간을 1시간으로 보았을 때 연소기의 냉각 채널 변형에 크리프의 영향은 매우 작게 나타남을 보여준다.

Table 4 Secondary creep strain rate

Temperature	Test stress (MPa)	Strain rate (mm/sec)
250 °C	80	7.60E-8
	100	2.08E-7
	130	2.52E-7
500 °C	40	1.19E-6
	50	2.58E-6
	70	4.76E-6

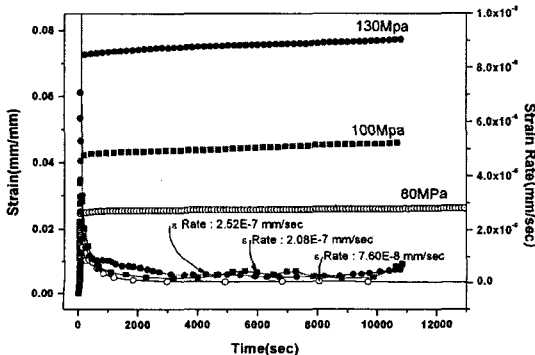


Fig. 8 Results of creep test at 250 °C

4.4 점프 시험

변형률 속도시험과 마찬가지로 재료의 변형률 속도에 대한 민감도를 확인하기 위하여 점프 시험을 수행하였다. 변형률 속도 시험은 하나의 재료 시험편으로 한 변형률 속도에 대하여 시험을 수행하지만 점프 시험은 미리 설정한 여러 변형률 범위에서 정해진 변형률 속도로 시험을 수행하기 때문에 하나의 시험 시험편으로 여러 변형률 속도에 대하여 시험을 할 수 있다. 이러한 장점의 활용 가능성을 확인하기 위하여 Lindholm et al.⁽⁹⁾은 B1900+Hf 금속 재료를 이용하여 변형률 속도 및 점프 시험을 수행하였으며 그 결과를 바탕으로 점소성 모델의 재료상수들을 각각 구하여 계산 결과들을 비교하였다. 점프 시험은 총 4 종류의 변형률 속도로 400 °C와 500 °C에서 수행하였다. 초기 변형률 속도는 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$ 으로 1%의 변형률까지 시험을 수행하고 변형률 속도를 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-2} \text{sec}^{-1}$ 로 빠르게 증가시킨 후 다시 변형률 속도를 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$, $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$ 와 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$ 로 전체 변형률이 1% 증가할 때마다 속도를 변화시켰다. Fig. 10은 점프시험 결과이다. 초기 변형률 속도 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$ 에서 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-2} \text{sec}^{-1}$ 로 속도를 매우 빠르게 변화시켰을 때 응력의 증가는 400 °C와 500 °C에서 약 1.5 MPa이며 반대로 변형률 속도 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-2} \text{sec}^{-1}$ 에서 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$ 으로 감소시켰을 때 응력의 감소는 두 가지 시험온도에서 약 0.1 MPa로 나타났다. 변형률 속도를 다시 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$ 에서 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$ 로 한 차수(order) 낮추면 400 °C

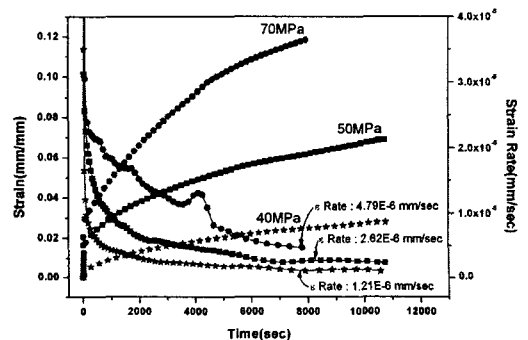


Fig. 9 Results of creep test at 500 °C

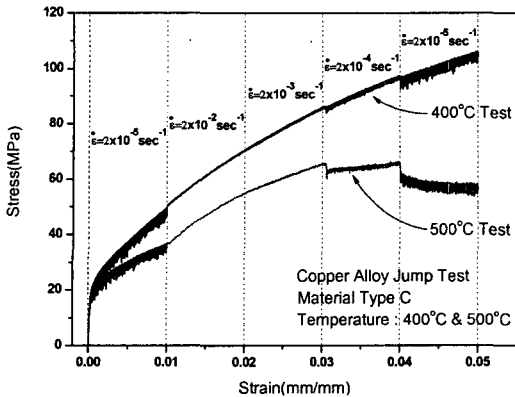


Fig. 10 Result of strain rate jump tests

에서 응력의 감소는 1.0 MPa이며 500 °C에서는 3.0 MPa로 감소하였다. 마지막 시험조건으로 변형률 속도를 한 차수 더 낮추면 응력은 400 °C와 500 °C에서 각각 1.6 MPa과 5.5 MPa 감소하였다. 결과적으로 낮은 변형률 범위에서는 변형률 속도 변화에 따라 응력의 변화가 작게 나타났으며 큰 소성 변형률 범위에서는 응력의 변화가 크게 나타났다. 이러한 현상은 변형률 속도 시험 결과에서 나타났듯이 낮은 변형률 범위까지는 변형률 속도 변화에 응력의 변화가 크지 않으나 변형률이 증가하면서 응력 편차가 크게 나타난 결과와 동일한 경향을 보여준다.

4.4 물리적 특성시험

구리합금의 물리적 특성시험은 액체로켓 연소기의 재생냉각 챔버를 점소성 모델을 이용하여 구조해석을 수행하기 위하여 수행하였다. 액체로켓 연소기의 재생냉각 챔버가 일반적인 구조물에 비하여 매우 큰 열 및 기계적인 하중을 받기 때문에 구리합금의 비열, 열전도계수 그리고 열팽창계수 데이터들이 열/구조해석에 필요하다. 비열 및 열전도도 측정 시험은 LFA 427 장비를 사용하여 KS L 1604 규격에 따라 레이저 플래시 법으로 측정하였으며 열팽창계수는 Linseis L76 장비를 사용하여 측정하여 그 결과를 Table 5에 수록하였다. 시험결과 비열의 경우 300 °C 이후 증가하는 경향을 보여주었으며 특히 400 °C 이후에 급격한 증가를 보여준다. 열팽창계수는 800 °C까지는 동일한 열팽창률을 나타내다 800 °C 이후에 약간 증가하는 경향이 나타났다.

Table 5 Copper alloy physical properties

Density (g/cm ³)	Temp. (°C)	Specific heat (J/g·K)	Thermal conductivity (W/m·K)	Thermal expansion (× 10 ⁶ /K)
8.86	R.T.	0.415	272.38	
	100	0.401	273.46	17.1
	200	0.426	289.09	17.5
	300	0.418	281.28	17.9
	400	0.451	298.67	18.3
	500	0.526	358.08	18.7
	600	0.624	423.71	19.1

5. 결론

액체로켓 연소기 재생냉각 챔버의 탄성-점소성 구조해석을 위한 구리합금의 물리적, 기계적 물성 측정결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 브레이징 전과 후 그리고 브레이징 후 온도를 변화해 가면서 상온 및 고온에서 인장시험을 실시하여 인장물성을 측정하였다. 브레이징 공정 후의 인장강도와 항복강도 값이 브레이징 전의 강도 값에 비해 각각 53%와 92% 감소하였다.

(2) 구리합금의 경우 온도가 500 °C 이상에서는 변형률 속도 민감도가 매우 크게 증가하였다. 즉, 시험온도가 재료의 용융온도의 46%에 도달하면 변형률 속도에 따른 영향이 확연하게 나타나는 특성을 나타내었다.

(3) 250 °C 와 500 °C에서 크리프 시험을 실시하여 정상상태(2차 크리프) 크리프 물성을 측정하였다. 시험 결과 본 연구에 사용한 구리합금의 2차 크립 변형률 속도가 250 °C에서 2.52E-7 mm/sec, 500°C에서 4.76E-6 mm/sec 이하로 매우 작게 나타났다. 따라서 액체로켓 연소기의 작동 시간이 일반적인 구조물에 비하여 매우 짧기 때문에 크립에 의한 재생냉각 채널의 변형은 매우 작을 것으로 판단된다.

(4) 액체로켓 연소기 재생냉각 챔버용 구리합금의 물리적 특성을 측정하였으며 본 연구에서 얻은 구리합금의 재료 물성값들은 연소기 챔버 구조해석에 필요한 데이터를 제공하여 연소기 챔버용 재료로서 재료의 성능을 검증하고 개선방향을 찾는 데 도움이 될 것으로 판단된다.

후 기

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

참고문헌

- (1) Arya V. K. and Arnold S. M., 1992, "Viscoplastic Analysis of an Experimental Cylindrical Thrust Chamber Liner," *AIAA Journal*, Vol. 30, No. 3, pp. 781~789.
- (2) Arya V. K., 1992, "Nonlinear Structural Analysis of Cylindrical Thrust Chambers Using Viscoplastic Models," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 8, No. 3, pp. 598~604.
- (3) Bodner S. R. and Partom Y., June 1975, "Constitutive Equations for Elastic-Viscoplastic Strain-Hardening Materials," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 42, pp. 385~389.
- (4) Rajendran A. M., Bless S. J. and Dawicke D. S., January 1986, "Evaluation of Bodner-Partom Model Parameters at High Strain Rate," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 108, pp. 75~80.
- (5) Cook W. H., Rajendran A. M. and Grove D. J., 1992, "An Efficient Numerical Implementation of the Bodner-Partom Model in the EPIC-2 Code," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 41, No. 5, pp. 607~623.
- (6) Merzer A. M., 1982, "Steady and Transient Creep Behavior Based on Unified Constitutive Equations," *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 104, pp. 18~25.
- (7) Dieter G. E., 1986, "Mechanical Metallurgy," Chap. 5, McGraw-Hill Inc.
- (8) Lemaitre J. and Chaboche J. L., 1990, "Mechanics of Solid Materials," Cambridge University Press.
- (9) Chan K. S. et al., 1986, "Constitutive Modeling for Isotropic Materials(HOST)," Third Annual Status Report, NASA CR-179522.