

論文

재생냉각 챔버 제작용 구리합금의 열처리 전후 성형성 평가

유철성*, 이금오*, 최환석*

Evaluation of Formability of Copper Alloy for Regenerative Cooling Chamber before and after Heat Treatment

Chul-Sung Ryu*, Keum-Oh Lee* and Hwan-Seok Choi*

ABSTRACT

Dome stretching tests and tension tests were performed to evaluate the formability of a copper alloy used for manufacturing the regenerative cooling chamber. The test specimens were prepared to investigate the effect of heat treatment and direction of specimens on the formability. The test results show that forming limit values are increased by the heat treatment of the material but the variation of the forming limit values by manufacturing direction is negligible compared to the heat treatment effect, and forming limit values are also different according to the test methods. These results indicate that the high temperature heat treatment of the material before bulging is a very important process to deform the inner cylindrical structure of the regenerative cooling chamber into a nozzle shape by the bulging process without necking or fracture and the test methods also have a great effect on a evaluation of the formability. The forming limit diagram obtained in this study would be utilized to the design of regenerative cooling chamber nozzles.

초 록

액체로켓 연소기의 재생냉각 챔버의 제작에 사용되는 구리합금의 성형성을 돔 장출 시험과 인장시험을 수행하여 평가하였다. 성형성 평가에 사용된 시편은 열처리 유무와 재료의 방향성을 고려하여 제작하여 고온 열처리와 재료의 방향성이 성형성에 미치는 영향을 평가하였다. 시험 결과 열처리 후 구리합금 재료의 성형한계 값은 열처리 전 시편의 성형한계 값에 비하여 증가하였으나, 시편의 제작 방향에 따른 성형성의 차이는 열처리 영향에 비하여 작게 나타났다. 그리고 성형성 평가 시험방법에 따라 성형한계 값이 다르게 나타났다. 이러한 결과들로부터 연소기 재생냉각 챔버의 내측구조물에서 실린더 형상의 구조물을 벌징 공정으로 네킹이나 파손 없이 노즐 형상으로 성공적으로 성형하기 위해서는 벌징 전 재료에 대한 고온 열처리가 매우 중요함을 확인하였다. 또한 시험방법이 성형성 평가에 크게 영향을 미치는 것을 확인하였다. 본 연구를 통하여 얻은 구리합금의 성형한계도는 이 재료를 사용하여 제작하는 연소기 재생냉각 챔버 노즐의 구조설계를 위한 데이터로 활용할 예정이다.

Key Words : Forming Limit Diagram(성형한계도), Copper Alloy(구리합금), Regenerative Cooling Chamber(재생냉각 챔버), Bulging(벌징)

† 2009년 10월 6일 접수 ~ 2009년 11월 26일 심사완료

* 정희원, 한국항공우주연구원 연소기팀

교신저자, E-mail : csryu@kari.re.kr

대전광역시 유성구 어은동 45번지

I. 서 론

액체로켓 연소기 재생냉각 챔버의 제작에서 벌징(bulging)은 매우 중요한 공정이다. 이 벌징 공정을 수행할 때 재생냉각 채널이 가공된 내측 구조물(inner jacket)에 네킹(necking)이 발생되지 않도록 구조물을 설계하고, 벌징 공정을 확립하는 것은 연소기 재생냉각 챔버의 무게를 경감시키는 필수적인 요소이다. 국내에서는 벌징노즐의 설계를 위하여 재생냉각 챔버에 사용되는 구리합금에 대하여 돔 장출 시험(dome stretching test)으로 성형성을 평가하였다[1]. 그러나 이 연구에서는 열처리를 하지 않은 재료에 대해서는 돔 장출 시험을 수행하지 않았다. 그리고 시험 결과 시편의 폭이 100 mm 이하의 시편들에서는 돔 장출 시험으로 한계 변형률 데이터들을 얻지 못하였다. 이러한 점을 고려하여 본 연구에서는 폭이 작은 시편에서 돔 장출 시험으로 데이터를 얻을 수 있도록 시편과 치구의 형상을 변경하여 시험을 수행하였으며, 고온 열처리가 재료의 성형성에 미치는 영향에 대하여 연구하였다.

액체로켓 연소기 재생냉각 챔버는 고온/고압의 환경에서 작동되기 때문에 내측구조물은 열전도성이 좋은 구리합금을 이용하여 외측 표면에 사각형의 냉각채널이 존재하는 형상으로 제작되고, 외측구조물은 연소실 내부의 높은 연소가스 압력에 견딜 수 있도록 재료의 강도가 좋은 스테인리스강으로 제작된다. 국내에서 재생냉각 챔버의 제작 방식은 내측구조물과 외측구조물(outer jacket)을 기계가공한 후 조립하여 브레이징(brazing)으로 집합하여 재생냉각 챔버를 제작한다. 연소기 챔버 형상은 직경이 일정한 연소실과 노즐목 전의 수축부와 노즐목부 그리고 노즐목 이후 콘(cone) 또는 벨(bell) 형상의 노즐로 이루어져 있다. 따라서 내측과 외측구조물을 브레이징 하기 위하여 조립할 때 내측구조물의 연소실 실린더부나 노즐부 직경이 노즐목보다 크기 때문에 Fig. 1의 좌측에 나타낸 형상과 같이 내측구조물이 외측구조물에 조립될 수 있도록 부시(bushing)를 삽입하여 조립한다. 그러나 이 방법은 부시가 불필요하게 삽입되어 연소실 무게를 증가시키는 단점이 있다. 따라서 Fig. 1의 우측의 형상처럼 벌징방식을 사용하여 부시 삽입 방식의 단점을 없앨 수 있다. 액체로켓 연소기 재생냉각 챔버의 제작에서 벌징 공정은 노즐목 이후 노즐부를 외측구조물과의 조립을 위하여 먼저 실린더 형상으로 제작한 후 외측구조물과 조립하여 이 실린더 형상을 노즐 형상으로 변형시키는 공정이다.

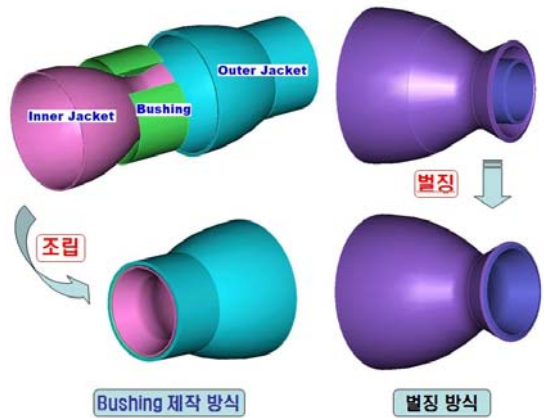


Fig. 1. Comparison of manufacturing methods for regenerative cooling chamber

다. 내측구조물을 벌징 공정을 적용하여 제작할 때 벌징되는 부분은 실린더 형상이 벨 또는 콘 형상으로 변형되기 때문에 실린더 직경에 비하여 직경의 변화가 큰 벌징 영역은 대변형이 발생된다. 일반적으로 재료가 큰 변형을 수반할 경우 변형률 상태 및 변형률 크기에 따라 재료의 한계 변형률 값에 도달하면 네킹이나 파손(fracture)이 발생한다. 따라서 내측구조물이 노즐 형상으로 변형될 때 네킹이 발생하지 않도록 재료의 성형성을 평가한 후 그 결과를 바탕으로 벌징노즐을 설계하는 것이 매우 중요하다.

II. 본 론

2. 성형성 평가

2.1 재료 및 시험장비

국내에서 개발하고 있는 연소기에서 재생냉각 챔버의 내측구조물 제작에 사용되는 재료는 크롬이 0.68 w% 함유된 구리합금이다. 본 연구에서는 Fig. 2에 나타내었듯이 직경 170 mm의 봉형상의 재료에서 종 방향과 횡 방향으로 시편을 제작하고, 이 시편들에서 열처리를 한 것과 하지 않은 것 두 종류로 구분하여 시험에 사용하였다. 이 재료에 대한 성형한계도(Forming Limit Diagram: FLD)를 얻기 위하여 돔 장출 시험[2-7]과 인장시험을 수행하였다. 돔 장출 시험에 사용된 장비는 USTM (Universal Sheet Metal Forming Test Machine)이며, 인장시험에는 만능재료시험기(Instron)를 사용하였다. 돔 장출 시험에 사용된 장비의 최대 하중 능력은 50톤이며,

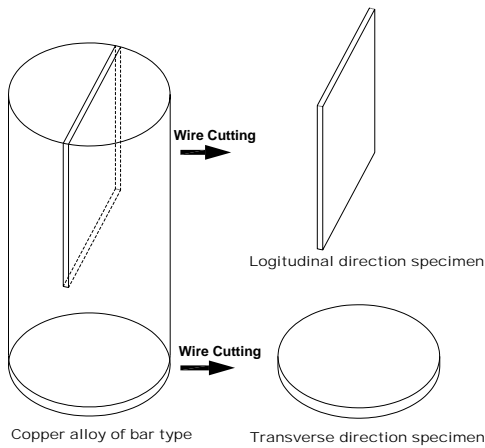


Fig. 2. Manufacturing method of specimen for dome stretching test

블랭크 홀더(blank holder)의 최대 힘은 100톤이다. 최대 펀칭 스트로크는 150 mm이며, 최대 블랭크 홀딩 스트로크는 250 mm이고, 펀치의 최대 속도는 10 mm/sec이다.

2.2 인장시험

벌징노즐의 구조설계를 위해서는 벌징 전 실린더형 구조물 형상이 노즐 형상으로 변형되었을 때 변형된 구조물에 대한 전체적인 변형률 상태를 재료의 성형한계 값과 비교하여 구조물에 네킹 또는 파손이 발생하는지를 정확하게 예측하는 것이 필요하다. 만약 벌징 공정에서 네킹이나 파손이 구조물에 발생되면 많은 비용적인 손실이 발생될 뿐만 아니라 생산 일정에도 영향을 준다. 이러한 이유 때문에 재생냉각 챔버 제작에서 벌징공정을 수행할 때 내측구조물에 네킹 또는 파손이 발생할지를 판단할 수 있는 재료의 성형성 평가가 중요하다. 재료에 대한 성형한계 값을 얻기 위하여 돔 장출 시험, 에릭슨 시험(Erichsen test)등을 수행하지만 인장시험형 시편으로 인장시험 후 파단된 시편에서 성형한계 값을 얻는 방법도 있다[3,8,9]. 국내에서 구리합금에 대한 이전의 연구에서도 인장-압축 상태의 한계 변형률 값들은 인장시험형 시편으로 측정하였다[1]. 그러나 인장시험형 시편으로 구한 한계 변형률 값들이 돔 장출 시험으로 구한 값들과 비교하였을 때 얼마나 정확하게 재료의 성형성을 나타내는지 비교자료나 연구 결과가 없는 실정이다. 따라서 본 연구에서는 돔 장출 시험으로 얻은 한계 변형률 값들과 인장형 시편에서 얻은 값들을 비교하여 시편의 형상 및 시험 방법에 따른 한계 변형

률 값들의 차이를 평가하였다. 이를 위하여 두 종류의 인장시험형 시편을 제작하여 한계 변형률 데이터를 측정하였다. 인장시험에 사용된 시편은 돔 장출 시험용 시편과 동일하게 열처리를 수행하였다. 열처리는 산화를 방지하기 위하여 진공로에서 브레이징에 사용되는 온도로 수행하였다. 첫 번째 시편은 재료의 기계적인 물성을 얻기 위하여 인장시험에 널리 사용되는 ASTM E8M 규격[10]에 따라 시편을 제작하고 인장시험을 수행하였다. 두 번째 시편은 ASTM 규격의 인장시편에서 평행부의 폭을 보다 넓게 제작하여 시험을 수행하였다. ASTM 규격에 따라 제작한 인장시편의 폭은 12.5 mm이지만 두 번째 시편의 폭은 26 mm로 제작하였다. 이 시편의 폭을 넓게 제작한 이유는 시편이 파단된 후 파단부 영역에서 성형한계 데이터를 좀 더 많이 얻기 위해서이다. 돔 장출 시험에 사용되는 시편과 마찬가지로 인장시험형 시편에도 변형률 측정을 위하여 사각형 그리드를 프린트하였다. ASTM 규격에 따라 제작한 인장시편의 인장시험 결과는 Table 1과 Fig. 3에 나타내었다. 시험 결과 본 연구에서 사용한 구리합금 재료의 0.2% 오프셋 항복강도는 63.9 MPa, 최대 연신율은 43.9%로 나타났다.

Table 1. Test results of tensile specimens

시편 번호	UTS (MPa)	0.2% Yield Strength (MPa)	Elongation (%)	Elastic Modulus (GPa)
#1	233	60.3	44.8	110
#2	233	67.5	42.9	110
평균	233	63.9	43.9	110

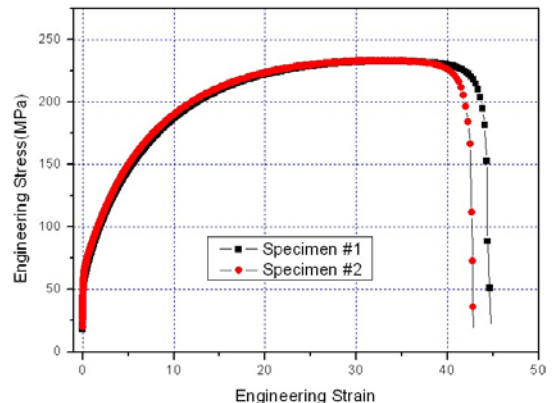


Fig. 3. Strain-stress curves of copper alloy

2.3 돔 장출 시험

재료의 성형성을 평가하기 위한 성형한계도의 개념은 Keeler와 Backofen[11]이 처음 제안하였다. 본 연구에서 사용한 돔 장출 시험은 직경이 101.6 mm인 반구형의 펀치와 시험에 필요한 금형을 사용한다. 이 방법은 Hecker[5]가 처음 제안하였으며, 그동안 수치적인 방법과 실험적인 방법으로 많은 연구가 진행되어 왔다[12]. 돔 장출 시험에 사용된 시편은 Fig. 2에 나타내었듯이 직경 170 mm의 구리합금 봉재를 종 방향과 횡 방향으로 두께 2.0 mm의 판재로 와이어 커팅(wire cutting)하여 제작하였다. 연소기 재생냉각 챔버의 내측구조물에 사용되는 구리합금 재료는 열처리 전후 그 기계적인 물성 값들이 크게 변화된다[13]. 이러한 열처리가 재료의 성형성에 미치는 영향을 평가하기 위하여 종 방향 시편은 모두 열처리를 하고, 횡 방향 시편은 열처리를 한 것과 하지 않은 것으로 분리하여 제작하였다. 돔 장출 시험으로 얻는 한계변형률 상태는 시편의 폭의 크기에 따라 서로 다르게 나타난다[14]. 본 연구에서 시편은 변형되는 폭의 크기에 따라 종 방향 시편은 총 9종류로 제작하고, 횡 방향 시편은 8종류로 제작하여 시험을 수행하였다.

돔 장출 시험은 먼저 가공 완료된 시편을 Fig. 4의 좌측에 나타낸 사진처럼 시험용 금형인 다이(die)의 표면에 올려놓고 블랭크 홀더를 이용하여 시편을 눌러 고정시킨다. 시편을 고정한 후 펀치를 유압장치를 이용하여 상부로 밀어 올려 평판 형상의 시편을 돔 형상으로 변형시킨다. 돔 장출 시험에서 시편에 네킹 또는 크랙이 발생되면 펀치에 가하는 하중을 제거하고 시험을 중단하였다. Figure 4에서 우측의 사진은 시험 후 횡 방향 시편의 형상을 보여준다. 시험을 수행할 때 2축 인장 모드의 변형률 상태를 얻기 위하여 폭 170 mm의 시편에 대한 시험에서 두께 2.0 mm의 우레탄과 윤활제를 이용하여 펀치와의 마찰을



Fig. 4. Test specimen before and after test

감소시켜 시험을 수행하였다[15]. 돔 장출 시험에서 시편에 윤활제를 사용하면 마찰력이 감소하여 더 높은 변형률 상태에서 네킹이 발생된다[14]. 시험을 수행하기 전 모든 시편들의 표면에는 변형 후 변형률 상태를 측정하기 위하여 사각형 그리드(grid)를 프린트 하였다. 그리드 패턴은 사각형, 원형, 십자형 포인트, 그리고 사각형과 원형의 조합형상등 여러 형상을 사용할 수 있다[7]. 이 그리드 패턴은 일반적으로 에칭(etching)으로 생성한다[6]. 그러나 본 연구에서는 구리합금 재료가 에칭에 의한 영향을 받지 않도록 정사각형의 그리드 패턴을 프린트 하였다. 시편에 프린트된 이 정사각형의 그리드는 펀치에 의한 변형으로 직사각형 형상으로 변화된다. 시험을 완료한 후 각각의 시편에 대하여 네킹이 발생한 영역과 그 주변에 있는 변형된 그리드 형상에서 주 변형률(major strain)과 부 변형률(minor strain)을 측정하였다. 본 연구에서 변형률 측정에는 그리드 패턴 분석기(grid pattern analyzer)를 사용하였다.

3. 시험 결과 및 검토

3.1 열처리 전 시편

Figure 5는 열처리를 하지 않은 횡 방향 시편의 돔 장출 시험 후 네킹과 파손이 발생한 형상을 보여준다. 시편의 폭이 25 mm, 50 mm, 그리고 75 mm는 시험과정에서 블랭크 홀더부에서 네킹이 발생하는 현상을 방지하고자 이전의 연구[1]에서 사용된 폭이 일정한 직사각형 형상의 시편 대신에 블랭크 홀더부에서 평행부 사이에 일정한 곡률을 준 형상으로 제작하였으며, 폭이 100 mm 이상의 시편은 이전의 연구에서 사용된 시편과 동일한 직사각형 형상으로 제작하였다. 이 시편들의 시험 결과는 Fig. 6의 성형한계도로 나타내었다. Figure 6에서 성형한계곡선(FLC)의 상부에 위치한 변형률 데이터들은 재료가 네킹 또는 파손이 발생하였음을 의미하며, 이 곡선의 하부에 위치한 데이터들은 시편에 네킹이나 파손이 없는 영역에서 얻은 데이터들이다. 본 연구에 사용된 구리합금에서 열처리 전 횡 방향 시편의 돔 장출 시험 결과 시편 폭이 가장 큰 170 mm에서 인장-인장 변형률 상태에서 최대 주 변형률은 39.4%, 최대 부 변형률은 21.4%로 나타났다. 이 시편에 대하여 윤활을 한 경우에는 최대 주 변형률과 부 변형률은 56.9%와 52.2%로 크게 증가하였다. 인장-압축 변형률 상태에서는 최대 주 변형률과 부 변형률이 각각 45.4%와 -11.40%로 나타났다.

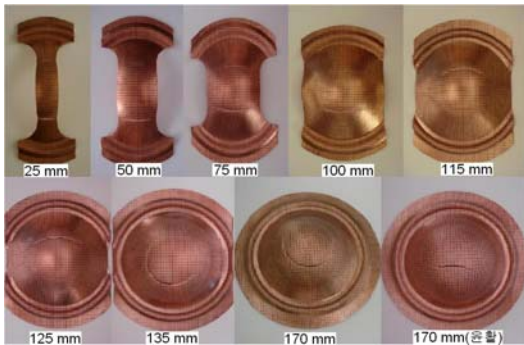


Fig. 5. Configuration of non-heat treatment Transverse specimens after test

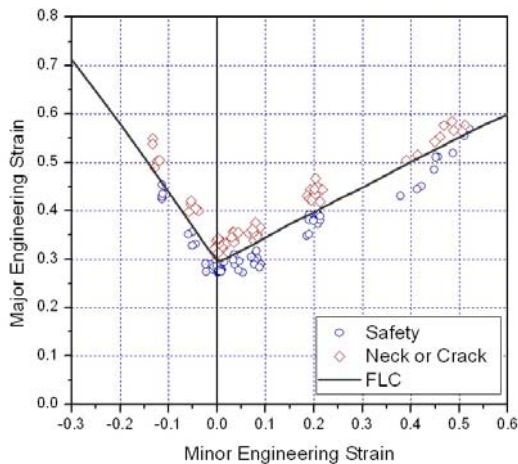


Fig. 6. Forming limit diagram of non-heat treatment transverse specimens

3.2 열처리 후 시편

재생냉각 연소기 챔버 제작에 사용되는 구리합금은 열처리 후 0.2% 오프셋 항복강도, 인장강도, 연신율과 탄성계수등 재료의 기계적인 물성 값들이 열처리 전에 비하여 크게 변화하는 특성을 갖고 있다[13]. 열처리를 하지 않은 구리합금 재료의 인장시험 결과[13]에서 인장강도는 371 MPa, 0.2% 오프셋 항복강도는 254.7 MPa, 연신율은 26.6% 그리고 탄성계수는 130 GPa로 나타났으나 본 연구에서 사용한 구리합금 재료의 열처리 후 인장시험의 결과는 Table 1에 나타내었듯이 이전의 열처리를 하지 않은 재료의 인장시험 결과에 비하여 기계적인 물성 값들은 감소하지만 연신율은 43.9%로 증가하는 특징을 보여주었다. 이러한 결과는 고온 열처리 후 재료의 성형성 또한 크게 변화될 수 있음을 보여준다. 이

러한 이유 때문에 열처리 후 구리합금의 성형성 변화에 대하여 평가하였으며, 그 결과를 벌징공정을 적용하는 내측구조물의 설계에 반영하고자 하였다. 고온 열처리 후 횡 방향과 종 방향 시편에 대하여 돔 장출 시험 결과 열처리 전 시편과 마찬가지로 폭이 넓고, 윤활을 한 시편의 경우 네킹이 시편의 중앙 쪽에서 발생하였으나, 시편의 폭이 점점 감소함에 따라 네킹 발생 위치가 블랭크 홀더 쪽으로 이동하였다[2,16]. 열처리 후 종 방향 시편의 인장-인장 변형을 상태에서 구리합금의 최대 주 변형률은 56.2%이며, 최대 부 변형률은 19.8%로 나타났다. 앞서 언급하였듯이 2축 인장 변형률을 얻기 위하여 우레탄과 윤활제로 시편과 펀치의 마찰을 감소시켜 시험을 하였으며, 이 경우 최대 주/부 변형률이 각각 증가하여 최대 주 변형률이 60.8%로 증가하고, 최대 부 변형률은 53.7%로 크게 증가하였다. 인장-압축 변형률 영역에서는 최대 주 변형률은 69.0%이며, 최대 부 변형률은 -22.8%로 나타났다. Figure 7에 시험 후 파손된 종 방향 시편들의 형상을 나타내었으며, Fig. 8은 시험결과들로부터 얻은 성형한계도를 보여준다. Figure 8에서 safety of tension 또는 neck or crack of tension으로 표기한 데이터들은 인장시험형 시편에서 얻은 데이터들을 나타낸다. 시험결과에서 알 수 있듯이 인장시험형 시편으로 얻은 인장-압축 한계변형률 데이터들은 돔 장출 시험으로 얻은 한계변형률 값들 보다 낮게 나타났다. 돔 장출 시험은 재료의 성형성을 평가하는데 널리 사용되고 있는 방법이며, 현재는 성형한계 곡선을 얻는 표준 규격[7]으로 정의된 방법이다. 따라서 위의 시험결과는 인장시험형 시편을 사용하면 돔 장출 시험으로 얻은 결과에 비하여 더 낮은 성형 한계 변형률 값들을 얻음을 보여준다. 액체로켓 연소기 챔버의

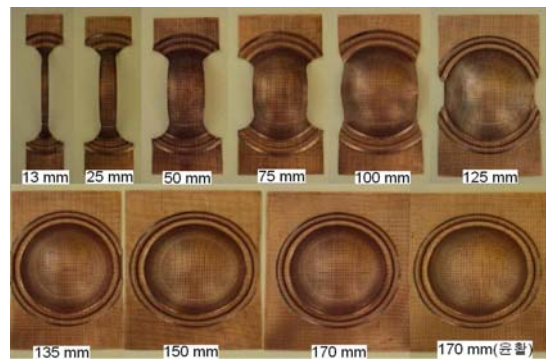


Fig. 7. Configuration of heat treatment longitudinal specimens after test

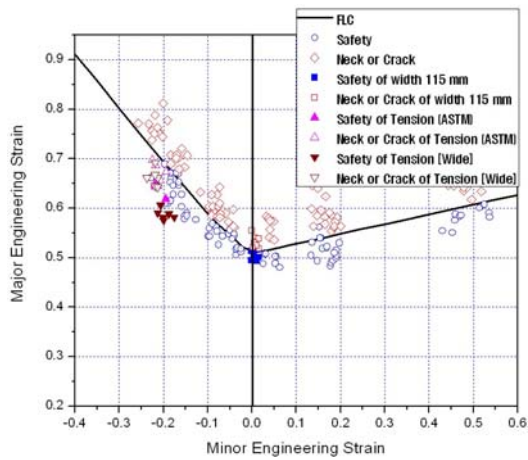


Fig. 8. Forming limit diagram of all longitudinal specimens

노즐에서 직경확대비(expansion diameter ratio)는 노즐목의 직경에 대한 노즐 직경의 비(ratio)를 나타낸다. 별징 후 별징된 내측구조물의 끝단은 후방노즐과 용접으로 연결된다. 만약 내측구조물에서 별징된 노즐의 최대 직경확대비가 작으면 작을수록 연소기 챔버에서 열 하중이 가장 큰 노즐목에 가까운 쪽에서 별징된 내측구조물의 끝단이 후방노즐 구조물과 용접으로 조립된다. 이 별징된 노즐 끝단은 용접이 가능하도록 설계되었기 때문에 냉각채널 리브가 존재하지 않는다. 액체로켓 연소기 챔버는 노즐목에서 열하중이 가장 크다. 이러한 이유 때문에 별징된 노즐의 끝단부가 노즐목에서 가능한 멀리 떨어질수록 열 하중뿐만 아니라 연소실 내부 압력이 낮아져서 재생 냉각 챔버가 구조적으로 더 안정하게 작동될 수 있다. 따라서 별징되는 노즐의 최대 직경확대비를 크게 설계하는 것이 필요하나 직경확대비를 크게 설계하면 구조물에 발생하는 변형 또한 증가하기 때문에 별징공정에서 구조물에 네킹 또는 파손이 발생할 가능성이 증가한다. 그러므로 별징된 구조물에 네킹 또는 파손이 발생되지 않도록 하면서 직경확대비는 가능한 가장 크게 설계하기 위해서는 재료에 대한 정확한 성형성 평가가 매우 중요하다.

횡 방향 시편의 경우에 인장-인장 변형률 영역에서 최대 주 변형률과 부 변형률이 64.8%와 25.2%로 나타났다. 폭이 170 mm인 시편에 운환을 한 경우에는 종 방향 시편의 시험 결과와 동일한 경향을 보여주어 최대 주 변형률이 68.9%로 증가하고, 최대 부 변형률은 58.2%로 증가하였다. 인장-압축 변형률 영역에서는 최대 주 변형

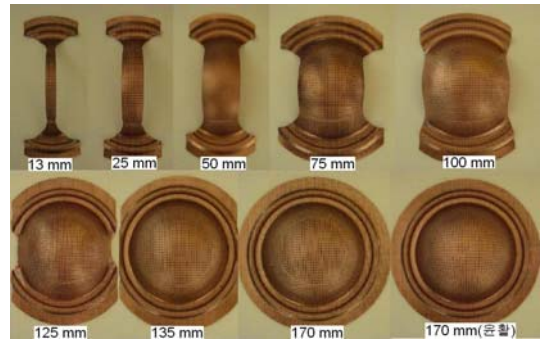


Fig. 9. Configuration of heat-treated transverse specimens after test

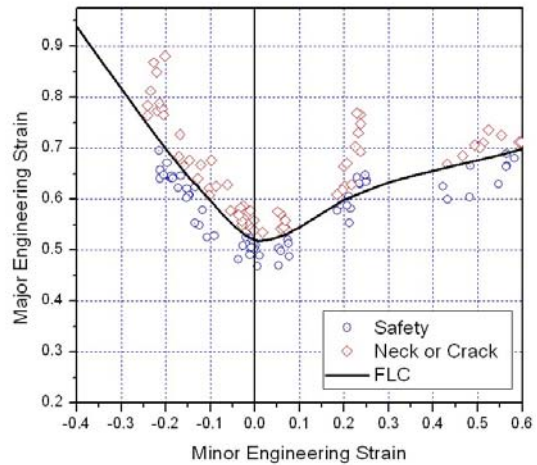


Fig. 10. Forming limit diagram of heat-treated transverse specimens

률이 69.5%, 최대 부 변형률은 -21.5%로 나타났다. Figure 9에 열처리 한 횡 방향시편의 시험 후 형상을 나타내었으며, 이 시험결과들로부터 얻은 성형한계도를 Fig. 10에 나타내었다.

3.3 성형성 평가에 대한 검토

연소기 재생냉각 챔버 제작에서 별징 공정은 실린더 형상의 구조물을 큰 형상의 노즐로 변형시키기 때문에 별징 후 구조물의 변형률 상태는 인장-압축 상태의 변형률만이 발생된다. 종 방향과 횡 방향 시편에서 측정된 최대 주/부 변형률 값들을 비교 결과를 Table 2에 나타내었다. 비교 결과 인장-압축 변형률 영역에서는 종 방향과 횡 방향의 최대 주 변형률과 부 변형률 값들 간에 차이가 각각 0.5%와 1.3%로 나타났다. 이에 반하여 인장-인장 변형률 영역에서의 최대 주 변형률과 최대 부 변형률 값들의 차이는 8.1%와 4.5%로 인장-압축 변형률 영역에서의 차이보다 상대

적으로 크게 나타났다. 이러한 결과는 본 연구에서 사용된 재료를 봉 형상으로 제작하면서 발생된 재료의 방향성에 기인한다고 판단된다. 또한 Figure 8과 Fig. 10에서 알 수 있듯이 인장-압축 변형을 영역에서 최대 주 변형을 값이 인장-인장 변형을 영역에서의 최대 주 변형을 값에 비하여 크게 나타났다. 이러한 결과는 최대 전단 변형률이 인장-압축 영역에서 더 발달하기 때문이다 [17].

Table 3과 Fig. 11에 열처리 전후 횡 방향 시편의 최대 주/부 변형을 값의 변화와 성형한계도를 비교하였다. Fig. 11에서 알 수 있듯이 구리합금의 경우에 열처리 후에 재료의 성형한계 값들이 열처리 전에 비하여 모든 변형을 영역에서 향상되어 양의 주 변형을-양의 부 변형을 영역에서 최대 주 변형을 값은 39.4%에서 64.8%로 증가하였으며, 최대 부 변형을 값은 21.4%에서 25.2%로 증가하였다. 양의 주 변형률과 음의 부 변형률 영역에서는 최대 주 변형률 값이 45.4%에서 69.5%로 증가하였으며, 최대 부 변형률 값 또한 -11.4%에서 -21.5%로 증가하였다. 특히 인장-압축 변형을 영역에서 열처리 후 최대 부 변형률 값은 열처리 전의 값에 비하여 약 2배 증가하였다. 벌징 공정으로 구조물에 발생하는 변형률이 인장-압축 변형을 상태인 점을 고려하면 인장-인장 상태의 변형률을 발생시키는 다른 형태의 변형 공정보다 실린더 형상의 내측구조물을 노즐 형상으로 변형시키는 벌징 공정에서 열처리 효과가 더 크게 나타남을 시험결과를 통하여 알 수 있다. 이러한 결과는 인장시험에서 열처리를

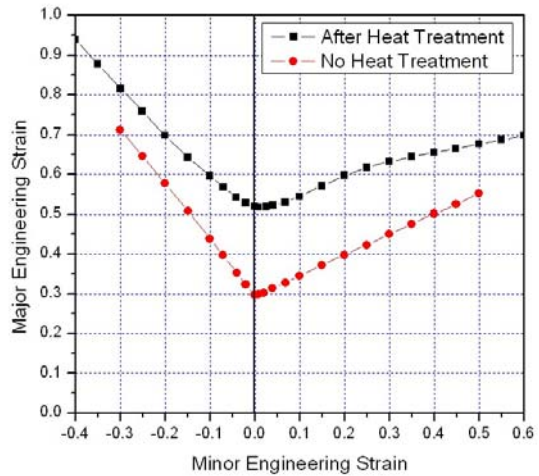


그림 11. Comparison of transverse specimen FLD with and without heat treatment

하지 않은 재료에 대한 이전의 시험결과[13]와 본 연구에서 사용한 열처리 후 인장시편의 연신율을 비교하였을 때 열처리 후 재료의 연신율이 열처리 전 재료에 비하여 65% 증가하는 결과와 동일한 경향을 보여준다. 따라서 액체로켓 연소기 재생냉각 챔버 제작용 구리합금의 열처리는 노즐의 벌징 공정에서 재료의 성형성을 크게 향상시켜 벌징공정을 네킹이나 파손이 발생되지 않고 성공적으로 수행하는데 매우 중요한 요소임을 보여준다.

III. 결 론

액체로켓 연소기 재생냉각 챔버의 제작에 사용되는 구리합금에 대한 열처리 전후 성형성을 평가하고자 돔 장출 시험과 인장시험을 수행하여 구리합금에 대한 성형한계도를 획득하였다. 시험 결과 열처리 후 구리합금 재료의 성형한계 값이 열처리 전 재료에 비하여 크게 증가하여 노즐의 벌징에 필요한 성형성이 향상됨을 보여주었다. 또한 동일한 재료에 대하여 한계 변형률을 얻는 시험의 종류 및 시편의 형상에 따라 재료의 한계 변형률이 서로 다르게 나타나 인장시험형 시편으로는 재료에 대한 정확한 성형한계도를 얻을 수 없음을 알 수 있었다. 이러한 시험 결과들로부터, 연소기 재생냉각 챔버의 내측구조물을 노즐 형상으로 네킹이나 파손 없이 성형하기 위해서는 벌징 전 재료에 대한 고온 열처리뿐만 아니라 시험 방법 또한 매우 중요함을 확인하였다. 본 연구를 통하여 얻은 구리합금의 성형한계도는 이 재료를

Table 2. Comparison of max./min. major and minor strain from the test results

변형률 상태	최대 주 변형률(%)		최대 부 변형률(%)	
	종 방향	횡 방향	종 방향	횡 방향
인장-인장	60.8	68.9	53.7	58.2
인장-압축	69.0	69.5	-22.8	-21.5

Table 3. Comparison of max./min. major and minor strain with and without heat treatment

변형률 상태	최대 주 변형률(%)		최대 부 변형률(%)	
	열처리 전	열처리 후	열처리 전	열처리 후
인장-인장	39.4	64.8	21.4	25.2
인장-압축	45.4	69.5	-11.4	-21.5

사용하여 제작하는 연소기 재생냉각 챔버 노즐의 구조설계를 위한 데이터로 활용할 예정이다.

후 기

본 연구는 기초기술연구회의 지원으로 수행한 "터보펌프 방식 액체엔진 성능향상 연구"의 연구 결과 중 일부입니다.

참고문헌

- 1) 유철성, 이금오, 최환석, "재생냉각 연소기 챔버 제작용 구리합금의 성형성 평가", 한국항공우주학회지, 제 37권 9호, 2009, pp. 939-945
- 2) F. Ozturk and D. Lee, "Experimental and numerical analysis of out-of-plane formability test", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 170, 2005, pp. 247-253
- 3) H. B. Campos, et al., "Theoretical and experimental determination of the forming limit diagram for the AISI 304 stainless steel", Journal of Material Processing Technology, Vol. 179, 2006, pp. 56-60
- 4) A. R. Ragab, "Forming Limit Curves: Out-of-plane and In-plane Stretching", Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 6, 1982, pp. 267-276
- 5) S. S. Hecker, "Simple technique for determining forming limit curves", Sheet Metal Industries, 1975, pp. 671-676
- 6) V. Buakaew, S. Sodamuk and S. Sirivedin, "Formability Prediction of Automotive Parts Using Forming Limit Diagrams", Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol. 1, 2007, pp. 691-698
- 7) ASTM E 2218-02, Standard Test Method for Determining Forming Limit Curves, ASTM Standards (2002), pp. 1252-1266
- 8) T. Iguchi, "Ductile Forming Limit Stress in Sheet Forming Processes with Nonlinear Strain Path Involving Out-of-plane Forming", ISIJ International, Vol. 47, 2007, pp. 502-509
- 9) T. Iguchi and J. Yanagimoto, "Measurement of Ductile Forming Limit in Non-linear Strain Paths and Anisotropic Yield Conditions for 11% Cr Steel Sheets", ISIJ International, Vol. 47, 2007, pp. 122-130
- 10) Standard Test Method for Tension Testig of Metallic Materials[Metric] (ASTM E 8 M)
- 11) S. P. Keeler and Backofen, "Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched over Rigid Punches", Transaction of the ASM, Vol. 56, 1963, pp. 25-48
- 12) J. K. Lee, G. L. Kinzel and R. H. Wagoner(Eds), "NUMISHEET '96 3rd Int. Conference on Numerical Simulation of 3-D sheet Metal Forming Processes, Verification of Simulation with Experiments", 29 September - 3 October 1996, Dearborn, Michigan
- 13) 류철성, 최환석, "액체로켓 연소기 노즐의 별징 공정", 한국항공우주학회지, 제 36권 3호, 2008
- 14) M. M. Moshksar, S. Mansorzadeh, "Determination of the forming limit diagram for Al 3105 sheet", Journal of Material Processing Technology, Vol. 141, 2003, pp. 138-142
- 15) M. Aghaie-Khafri, R. Mahmudi, "Predicting of plastic instability and forming limit diagrams", International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 46, 2004, pp. 1289-1306
- 16) M. M. Moshksar, S. Mansorzadeh, "Determination of the forming limit diagram for Al 3105 sheet", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 141, 2003, pp. 138-142
- 17) R. Narayanasamy and C. Sathiya Narayanan, "Some aspects on fracture limit diagram developed for different steel sheets", Materials Science and Engineering A, Vol. 417, 2006, pp. 197-224