

대형 티타늄 합금 용기의 고온 금형 성형 공정 개발

권일근[#] · 김대순¹ · 박태동¹ · 박홍석² · 홍성석³ · 심인옥³

Development of Hot die Forging Process for Large-size Titanium Alloy Container

I. K. Kwon, D. S. Kim, T. D. Park, H. S. Park, S. S. Hong, I. O. Shim

(Received December 7, 2009 / Revised January 29, 2010 / Accepted January 29, 2010)

Abstract

In order to successfully implement hot die forging process for the large-size titanium alloy products, it is necessary to devise a customized heating method for the billets and the die tools, as well as the die tool design. This study aims at establishing a hot die forging process of the large-size titanium alloy container products by applying the warm die, semi-hot die and hot die forging process step-wise. To accomplish this purpose, forging mechanism and the die tools were designed considering the strength of die materials at the given die heating temperature. The movable heating devices for the billet and the die tools were also introduced to prevent overcooling of billet and die tools. To verify the applicability of the designed forging process, real-size forging tests were carried out and the quality of forged products, including dimension, surface condition, microstructure and the mechanical properties was evaluated.

Key Words : Titanium Alloy, Large-size Container, Hot Die Forging, Forging Test

1. 서 론

티타늄 합금은 높은 비강도, 우수한 내부식성을 가지는 재료로 항공, 의학 분야에 널리 사용되고 있으며 그 밖의 다양한 분야에 적용이 확대되고 있다. 티타늄 합금 부품의 제조를 위해서 주조, 분말 단조 등의 다양한 제조 기술이 사용되지만 생산 속도 및 원가 측면에서 소성 가공이 주를 이루며 티타늄 합금의 소성 가공에 있어서는 상온에서의 성형성이 좋지 않으므로 주로 열간 성형을 이용하여 부품을 제조한다.

티타늄 합금은 다른 재료에 비해 특이한 열적 특성, 즉 재료의 낮은 열전도도 및 열용량을 가지

므로 열간 성형의 적용시 재료의 과도한 냉각에 의해 성형성이 나쁜 온도에서 성형이 이루어지므로 표면 균열이 발생하기 쉽다. 소재 표면의 과도한 냉각을 피하기 위해 금형 온도를 성형 소재의 온도와 동일하게 유지하여 다이 칠링(die chilling)을 근본적으로 피할 수 있는 항온 단조(isothermal forging) 방법이 이용된다. 항온 단조 방법은 표면 결함이 거의 없이 Near Net Shape 의 단조품을 얻을 수 있는 방법으로써 다양한 분야의 적용을 위한 관련 연구가 꾸준히 진행되고 있다[1~3]. 그러나 항온 단조를 적용하기 위해서는 고가의 금형 소재 및 항온 유지 설비를 사용해야 하므로 적용 대상이 제한적이다. 특히 부품의 크기가 큰 경우 항온 단조

1. 현대중공업 산업기술연구소
2. 울산대학교 기계자동차공학과
3. 국방과학연구소
교신저자: 현대중공업 산업기술연구소, 울산대학교 자동차선박기술대학원, E-mail: ilkeunee@yahoo.co.kr

의 적용 시 막대한 금형 투자비가 소요되므로 경제성 측면에서 적용 타당성을 찾기 어렵다.

비향온 단조(non-isothermal forging)에 해당하는 고온 금형 단조(hot die forging)는 금형을 가열 소재보다 낮은 온도로 가열하여 열간 성형하는 방법으로써 금형 가열 온도가 낮은 만큼 상대적으로 저렴한 금형 재료를 사용하므로 금형 투자비가 낮은 장점이 있다. 고온 금형의 적용시 표면 균열에 의한 재료 손실이 발생하지만 금형 투자비 측면의 손익을 따져서 볼 때 향온 단조보다 경제성 측면에서 유리하므로 실제 산업 현장에서의 적용이 용이하다. 현재까지 티타늄 합금의 고온 금형 단조에 관해서는 소재-금형 계면의 열전달[4, 5], 성형 공정 최적화[6, 7], 결합 최소화를 위한 성형 공정 설계[8], 미세 조직 예측[9] 등에 대한 연구가 수행되었다.

대형 티타늄 합금 부품의 경우 고온 금형 단조로 제작할 경우에는 소형 부품보다 소재표면의 냉각이 심하므로 이에 의한 표면 균열의 발생 확률이 증가한다. 대형품에서 있어서 소재 표면의 과냉 정도가 심한 것은 첫째 고중량의 가열 소재를 이송하는데 많은 시간이 소요되며 둘째, 금형의 부피가 크므로 금형의 가열 및 온도 유지가 자유롭지 않고, 셋째 성형 소요 시간이 길어지므로 소재-금형간 접촉에 의한 소재의 열 손실이 크기 때문이다. 따라서, 소재 이송 중의 냉각 최소화, 금형 온도 유지에 적합한 가열 장치, 성형 중 재료 열손실 최소화를 위한 단열 방안이 요구된다. 그러나 이러한 기술적 어려움에도 불구하고 대형 티타늄 합금 부품의 고온 금형 단조에 대한 연구 사례는 현재까지 잘 알려져 있지 않다.

본 연구에서는 대형 티타늄 합금 용기 부품의 고온 금형 단조에 있어서 금형 가열 온도를 높여 가며 단계적으로 중온, 준고온, 고온 금형을 적용함으로써 적절한 고온 금형 단조 기술의 정립과 더불어 기술의 적용 타당성을 검증하고자 하였다. 이를 위해 소재 이송 중 냉각 최소화 및 금형 가열의 효율성을 높이기 위하여 적절한 금형 가열 장치를 설계 제작하였으며 유한 요소 해석을 통하여 단조 기구 및 금형 설계를 수행하였다. 또한 설계된 단조 공법의 타당성을 검증하기 위하여 실물크기의 금형으로 시험 단조를 실시하였으며 제작된 단조품에 대하여 표면 상태, 미세조직 관찰 및 기계적 물성 시험 등의 전반적인 품질을 평가하였다.

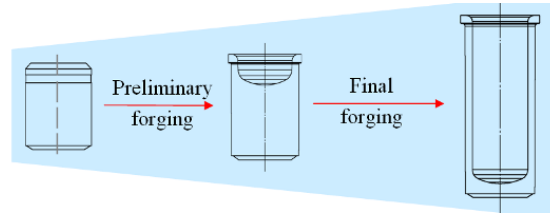


Fig. 1 Forging procedure of the cup-shaped product

2. 연구 내용

2.1 대형 티타늄 합금 용기 단조품의 개요

Fig. 1은 본 연구에서 다루는 중량 200kgf의 대형 티타늄 합금 용기 단조품의 형상과 개략적인 단조 기구를 나타낸다. 용기 부품의 형상은 깊이가 깊은 원통형 컵의 형태이며 차후에 다시 언급하겠지만 단조 절차는 예비단조(preliminary forging)와 최종단조(final forging)의 두 단계로 이루어진다.

사용된 소재는 티타늄 합금 중 대표적인 $\alpha+\beta$ 합금인 Ti-6Al-4V 소재 및 이 소재와 동일한 화학 조성에서 철, 산소, 수소 등의 함량을 엄격하게 제어하여 연성과 파괴 인성을 향상시킨 Ti-6Al-4V ELI 소재이다. 이들 원소재는 각각 러시아 및 미국의 소재 업체로부터 공급하였으며 평균 수소 함량은 각각 0.0026%과 0.0004%인 것으로 조사되었다.

2.2 소재 가열 온도 선정

$\alpha+\beta$ 합금은 초기 주물상태의 인공으로부터 단련공정을 통하여 미세조직의 제어를 거친 상태로 초정 알파 입자(primary α)의 주위를 침상의 알파+베타(acicular $\alpha+\beta$) 조직이 둘러싼 형태를 가지며 이러한 미세조직 특성에 의해 고유의 기계적 물성을 가지게 된다. 그러나 만약 단조 공정 중에 소재의 온도가 베타 변태점을 넘어서면 초정 알파상이 완전히 베타상으로 변태되어 기존의 미세조직 특성이 변화되므로 고유의 기계적 물성도 보증할 수 없게 된다. 따라서, 소재의 가열온도는 성형공정 중에 베타 변태온도를 넘지 않도록 설정하는 것이 매우 중요하다.

Fig. 2는 미국에서 공급한 Ti-6Al-4V ELI 소재의 시편을 소정의 온도로 가열한 후 급랭한 경우의 미세조직이다. 가열 온도가 960°C인 경우 초정 알파와 알파+베타의 혼합 조직을 가지지만 가열 온도가 975°C인 경우에는 조직이 전체적으로 조대

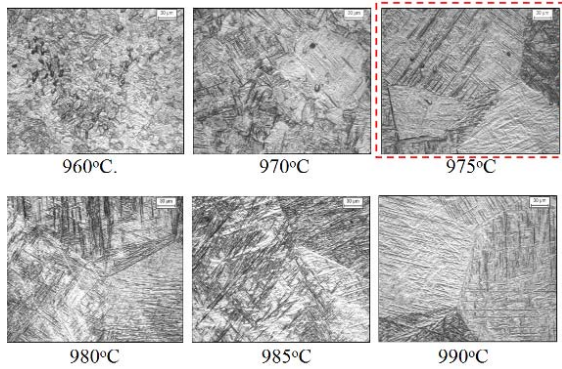


Fig. 2 Microstructures of Ti-6Al-4V ELI near the beta transus temperature

한 결정립의 베타상으로 구성되어 있으므로 재료의 변태온도는 두 온도 사이에 위치함을 알 수 있다.

재료의 정확한 변태 온도의 측정을 위해 본 연구에서는 DTA(Differential thermal analysis)를 실시하였으며 그 결과 Ti-6Al-4V 소재와 Ti-6Al-4V ELI 소재의 베타 변태온도는 각각 1005°C와 975°C로 나타났다. 이러한 사실로부터 소재 가열 온도는 단조 시 재료의 소성 변형열에 의한 온도 상승을 감안하여 그보다 35°C 가량 낮은 970°C와 940°C로 선정하였다.

2.3 성형 기구 및 금형 설계

2.3.1 성형 해석

본 연구에서는 대형 티타늄 합금 단조품에 대해서 궁극적으로 고온 금형 단조의 적용을 목표로 하였으나 금형 및 설비 투자비가 상대적으로 저렴한 중온 금형(warm die)과 준고온 금형(semi-hot die) 공법에 대한 적용 가능성의 검토를 병행하는 차원에서 Table 1 와 같이 중온 금형, 준고온 금형 및 고온 금형(hot die)을 단계적으로 적용하였다.

이를 위해 유한 요소 해석을 이용한 성형 해석을 통해 성형 기구 선정 및 금형 형상 설계, 금형 강도 평가 및 금형 소재 선정을 수행하였다. 단조 공정에 대한 성형 해석은 다음의 순서에 의해서 이루어졌다.

Step 1. 가열된 소재의 냉각해석 - 가열장치에서 945°C(또는 980°C)로 가열된 소재를 꺼내어 다이홀에 장입하기 직전까지의 소재 온도 하강을 모사한다.

Die heating concept	Heating temp
Warm die (WD)	400°C
Semi-hot die (SHD)	550°C
Hot die (HD)	700°C

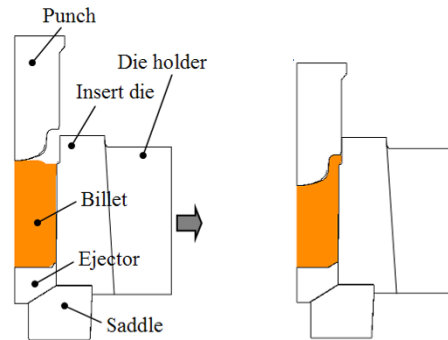


Fig. 3 Result of FE analysis for preliminary forging



Fig. 4 Result of F.E analysis for final forging

Step 2. 단조 공정 해석 - 1 단계의 해석에서 얻어진 소재의 온도분포를 그대로 이용하며 소재의 강소성 해석 및 소재-금형 간의 열전달 해석을 동시에 수행한다.

Step 3. 금형의 응력 평가 - 금형과 접촉하는 소재 표면의 절점력을 금형 표면의 절점에 내삽하여 힘 경계조건으로 삼고 탄성해석을 수행한다.

2.3.2 성형 기구

Fig. 3 과 Fig. 4 는 금형 설계가 확정 단계에 접어든 시점의 성형 해석 결과를 나타낸다. 이를 통해 본 연구에서 설계한 성형 기구와 개략적인 금형 부품의 구성을 알 수 있다.

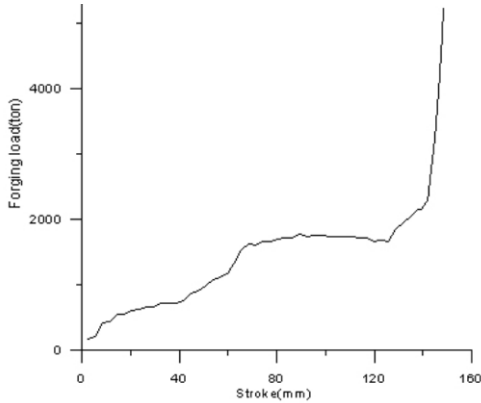


Fig. 5 Forging load of preliminary forging in hot die forging

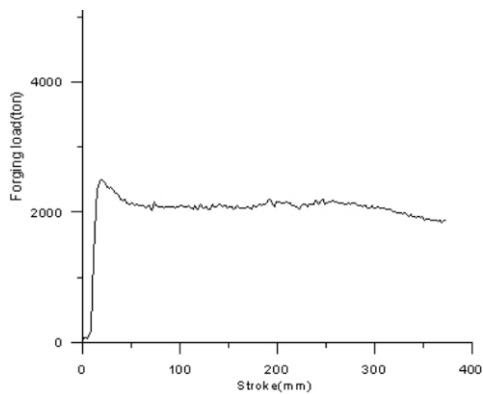


Fig. 6 Forging load of final forging in hot die forging

확정된 성형 기구는 예비단조와 최종단조의 두 단계로 이루어진다. 예비단조에서는 소재의 상부에만 변형이 발생하고 마지막에는 재료가 금형에 완전히 갇히게 되는 밀폐단조의 개념이 적용되었다. 최종단조에서는 전형적인 후방압출 개념을 적용하여 컵 형태의 단조품 형상을 얻도록 설계되었다. 단조 절차를 이와 같이 두 단계로 선정된 주된 이유는 예비단조 없이 원통형상의 소재를 그대로 성형할 때 발생할 수 있는 소재와 펀치 및 다이의 고착을 막고 펀치 및 소재의 센터링(centering)을 용이하게 하기 위함이다.

2.3.3 단계별 성형 하중

Table 1에 명시한 금형 온도 조건 중에 고온 금형 조건으로 성형 해석을 수행한 결과 예비단조 및 최종단조에서의 성형 하중은 Fig. 5 및 6과 같이 예측되었다. 예비단조에서는 밀폐단조의 특성

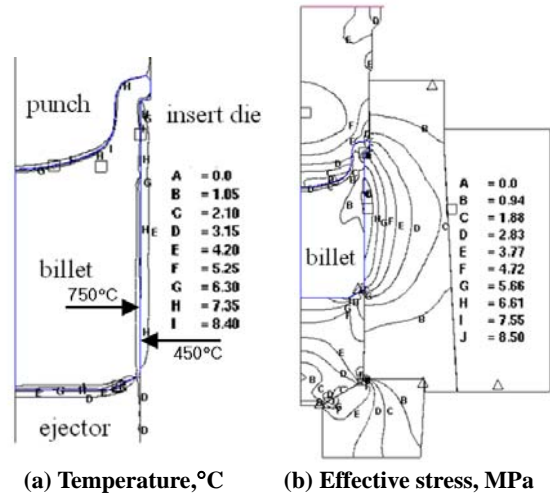


Fig. 7 Temperature and effective stress distribution of die tools and the billet during preliminary forging in warm die forging

상 성형 후반부에 하중이 급격히 증가하여 약 5,700톤 정도의 하중이 소요되는 것으로 나타났다. 최종단조에서는 재료의 유동이 과도영역을 지나 정상상태에 접어들면서 2,000톤 내외의 하중이 일정하게 작용하는 것으로 나타났다.

2.3.4 금형 응력 및 재질 선정

성형 하중 예측 결과에서 예비단조에서 더욱 높은 성형 하중이 소요되므로 금형 응력 평가 및 금형 소재의 선정은 예비단조에 초점을 맞추어 이루어졌다.

Fig. 7은 성형 해석에서 얻어진 중온 금형 단조의 예비단조 중 소재와 금형의 온도 분포 및 유효 응력 분포를 나타낸다. 예비단조에서 인서트 다이 내경부는 초기의 금형 가열온도로부터 약 50°C 상승하여 450°C로 상승하며 국부적으로 최대 750MPa의 유효응력이 작용함을 알 수 있다.

준고온 및 고온 금형 단조의 경우에도 동일한 방식으로 금형 온도 및 유효 응력을 평가하였으며 Fig. 8은 이들 데이터를 합금강(SCM440), 금형강(SKD61), 초합금(IN718) 재료의 온도-항복응력 선도와 겹쳐서 나타낸 것이다. 금형 강도 설계 기준을 금형 내면의 국부 응력이 항복응력을 초과하지 않는 조건으로 하면 중온, 준고온, 고온 금형 소재로 각각 SCM440, SKD61, IN718이 선정될 수 있다. Table 2는 이러한 검토 결과를 토대로 선정된 금형 소재를 나타낸 것이다.

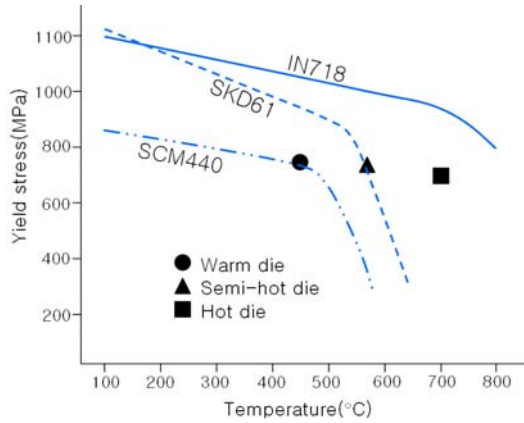


Fig. 8 Temperature and maximum effective stress at the insert die for preliminary forging

Table 2 Heating temperature and the materials of die tools

Die heating concept	Die heating temp. & die materials		
	Punch	Insert die	Die holder
WD	400°C		
	SCM440		
SHD	400°C	550°C	450°C
	SKD61	SKD61	SCM440
HD	550°C	700°C	550°C
	IN718		SCM440

2.4 금형 및 소재 가열 방안 선정

2.4.1 금형 가열 장치 및 가열 조건

Fig. 9 는 최종단조에서의 금형 가열 방안을 나타낸다. 펀치 가열용 히팅 캡(heating cap)은 펀치가 프레스에 장착된 상태에서 가열을 하기 위해 고안된 장치이며 Fig. 10 과 같이 예비단조와 최종단조 펀치를 완전히 감쌀 수 있는 용기모양의 구조물 내부에 유리솜(glass wool)과 열선으로 이루어져 있다. 이 장치를 이용하면 펀치 가열이 완료된 후 성형작업 직전에 가열캡을 제거하여 신속하게 성형 작업에 돌입할 수 있으므로 펀치의 온도 하강을 최소화할 수 있다.

다이 가열 방법에 있어서는 다이 홀더 외면에 히팅 패드(heating pad)를 부착하여 가열하며 이와 동시에 인서트 다이 홀 내부에 인서트 히터(insert heater)를 삽입하여 다이 내외부를 동시에 가열하

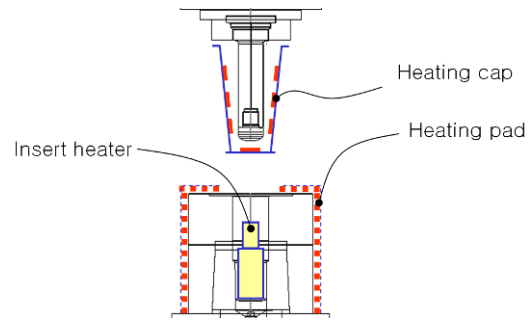


Fig. 9 Concept for die tools heating

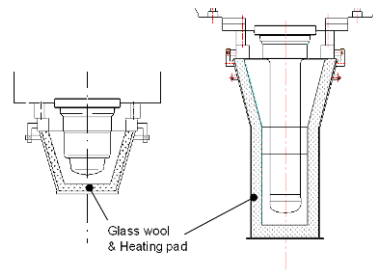


Fig.10 Heating devices for the punch

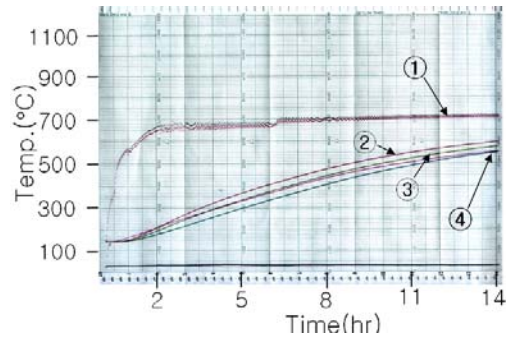


Fig.11 Results of die heating test for hot die forging (① Insert die, ② ③ ④ Die holder)

는 방식을 채택하였다. 이와 같은 가열 방식을 택한 이유는 준고온 및 고온 금형 단조에 있어서는 다이 바깥에서의 가열만으로 목표 온도로 가열이 불가능하며 이와 더불어 높은 강도의 소재를 사용하는 금형 내부의 온도는 높이고 금형 외부의 온도가 상대적으로 낮게 유지하여 전체적인 금형 강도를 높일 수 있기 때문이다.

Fig. 11 은 고온 금형 단조에서의 하부 다이 가열 조건을 선정하기 위하여 실시한 금형 가열 시험 결과를 나타낸다. 가열후 약 14 시간 경과한

후 인서트 금형 내면과 다이 홀더는 각각 700°C와 550°C로 가열됨으로써 약 150°C의 온도 차이를 가지며 가열을 지속하더라도 그 온도 수준을 유지하는 것으로 확인되었다.

이 시험결과로부터 하부 다이의 가열 온도도 인서트 다이와 다이 홀더를 각각 700°C와 550°C로 선정할 것이 금형 가열 측면에서 적절함을 알 수 있다. 또한 열전달 해석과 실제 성형작업에서 있어서도 금형의 온도 상승 추이와 내외부의 온도 차이가 금형 가열 시험 결과와 유사한 것으로 확인되었다.

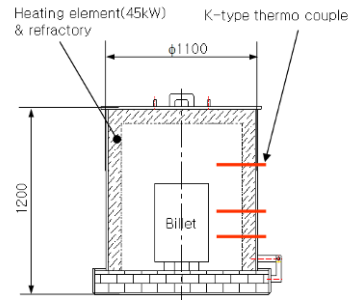


Fig.12 Portable heating device for billet heating

2.4.2 소재 가열 장치 및 가열 조건

가열된 소재를 금형내로 장입하는데 소요되는 시간을 최소화하기 위해 Fig. 12와 같이 이동식 가열 장치를 도입하였다. 이 장치를 이용하면 프레스 작업 공간 바깥에서 소재를 가열한 후 단조 작업 직전에 프레스 내로 이동할 수 있으며 수십 초 이내에 소재를 금형 내부에 장입할 수 있어서 소재의 이송중 냉각을 완화할 수 있다. 소재의 균일한 가열을 위해 히팅캔의 내부 열선은 상·중·하로 분할하였으며 해당 위치에 열전대(thermo-couple)를 설치하여 각 부위의 온도를 독립적으로 제어하도록 하였다.

소재의 가열 조건은 소재가 너무 오랫동안 가열 분위기에 노출되어서 생길 수 있는 물성의 저하를 방지하기 위하여 7시간 내에 승온이 이루어지도록 하였다. 또한 분위기의 온도가 목표 온도에 도달하면 온도 균일화를 위해 약 4시간 동안 유지하였다.

2.4.3 소재-금형 간의 윤활 및 단열 방안

단조 공정 중 소재-금형간의 마찰과 가열 소재의 열손실을 줄이기 위해서 Table 3과 같이 윤활제 및 단열재를 투입하였다. 물유리의 일종인 Delta glaze는 가열 소재의 이동 중 외기 노출에 의한 표면의 냉각 최소화 및 산화 방지를 목적으로 사용되었다. 또한 Delta glaze의 도포시 표면에 부착성을 높이기 위해 소재를 100°C로 가열한 후 도장용 스프레이 건을 이용하여 도포하였다.

펀치와 하부 다이의 윤활재로는 중온 금형의 경우 흑연가루와 물을 혼합하여 투여하였으며 준고온 및 고온 금형에는 이보다 도포성이 좋고 600°C이상에서 내화중성이 뛰어난 Oil-base graphite계의 고온 윤활재인 Oildag을 사용하였다.

Table 3 Lubricants and insulation materials

Die heating concept	Lubricant and insulation		
	Billet	Punch	Die
WD	-	Water and graphite powder mixture	
	Delta glaze		
SHD	Delta glaze	Oildag	
HD	Delta glaze	Oildag	

3. 시험 결과 및 고찰

설계된 금형 및 가열 장치를 제작하여 중온 금형, 준고온 금형 및 고온 금형 조건으로 시험 단조를 실시하였다. Fig. 13과 14는 이 중에 고온 금형 단조 과정을 나타낸 것이다. 예비단조에서는 프레스의 최대 하중을 6,000톤으로 설정하고 성형작업을 수행하였으며 전반적으로 목표 치수를 만족하는 예비 성형품을 얻을 수 있었다.

Table 4는 시험 단조에서의 최종단조시 성형 하중과 더불어 시험 단조품의 목표 치수 만족 여부를 나타낸 것이다. 시험 조건 별로 사용된 소재와 윤활 조건에 다소 차이가 있어서 절대적인 비교가 되지는 않지만 소요되는 성형 하중은 중온, 준고온, 고온 금형의 순으로 점점 감소하는 것으로 나타났다. 이러한 사실로부터 금형 온도가 높을수록 최종단조에 소요되는 성형 하중이 낮으며 성형이 더 원활하게 이루어 짐을 알 수 있었다.

단조 치수 측면에서는 압출 높이, 단조품 두께 등의 외관 치수에는 목표 치수를 얻는데 무리가 없었다. 그러나 경우에 따라서 단조품의 표면 균열로 인해 정삭품 치수 확보가 되지 않는 경우가 있었다. 이러한 표면 균열은 앞서 언급한 것과 같이 주로 소재의 과도한 냉각에 기인한다.

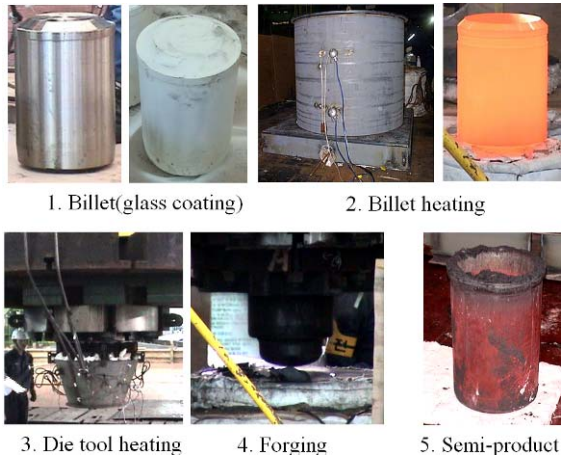


Fig.13 Hot die forging test (preliminary forging)

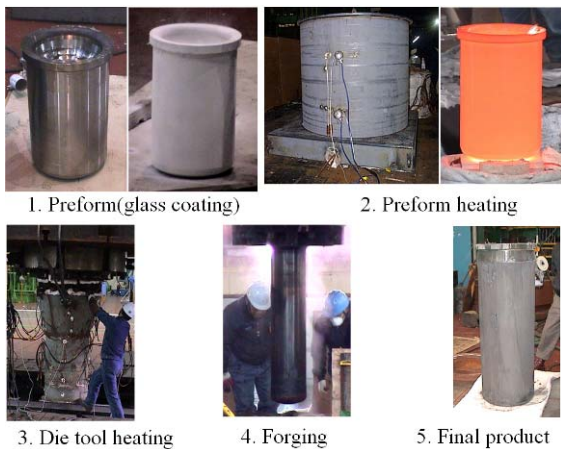


Fig.14 Hot die forging test (final forging)

특히 중온 금형에 있어서 delta glaze 를 도포하지 않은 경우 Fig. 15(a)와 같이 단조품 표면에 정상 가공선을 침범하는 정도의 큰 균열이 광범위하게 발생하였다. 이 경우 소재를 가열로에서 금형 내부로 이송하는 과정에서 표면 온도가 초기 가열 온도에 비해 150°C 정도 하강한 것으로 나타났다. 이와 달리 중온 금형에서 delta glaze 를 도포한 경우에는 소재 표면 온도 하강은 30°C 정도로서 delta glaze 를 도포하지 않은 경우에 비해 현저히 감소하며 Fig. 15(b)와 같이 단조품 표면의 균열도 현저하게 감소하여 목표 치수를 만족하는 단조품을 얻을 수 있었다.

한편, 금형 온도를 상승시킨 준고온 금형의 경우 중온 금형에 비해 단조품의 가공여유를 더 작게 수정해야 할 정도로 표면 균열이 감소하였으

Table 4 Forging load and dimension of forging test

Die heating concept	Material	Final forging load(ton)	Forging dimension
WD	Ti-6Al-4V	2,300	unacceptable without delta glaze
SHD	Ti-6Al-4V ELI	2,000	acceptable
HD	Ti-6Al-4V ELI	1,800	acceptable

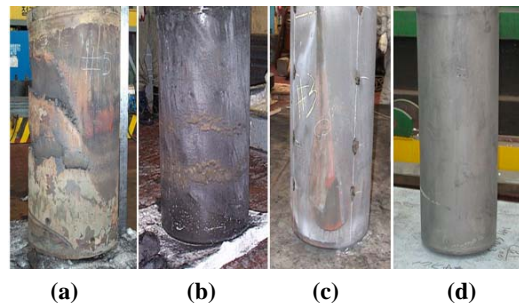


Fig.15 Test forged products, warm die forging (a) without delta glaze, (b)with delta glaze, (c) semi-hot die forging, (d)hot die forging

며(Fig. 15(c)) 고온 금형 단조시에는 표면 균열이 거의 없는 양질의 표면 상태를 얻을 수 있었다(Fig. 15(d)).

앞의 결과로부터 알 수 있는 것은 우선 소재 단열 여부가 단조품의 표면 균열 발생에 가장 큰 역할을 한다는 사실이며 또한 금형 온도를 고온 금형 수준으로 충분히 높임으로써 표면 균열이 거의 없는 단조품을 얻을 수 있다는 것이다. 따라서, 대형 티타늄 용기 부품의 열간 성형에 있어서 금형 온도를 향한 단조 수준으로 가열할 필요 없이 고온 금형 단조 방법만으로 표면 균열에 의한 재료 손실이 거의 없는 단조품을 얻을 수 있으며 실제 제조 현장에 적용하더라도 충분히 경제성에 대한 확보가 가능할 것이다.

Fig. 16 과 17 은 단조품의 기계적 물성 목표치와 시험 단조품의 기계적 물성 시험 결과를 종합하여 나타낸 것이다. 러시아에서 수급한 Ti-6Al-4V 소재를 사용한 중온 금형 단조품의 경우 항복강도 및 인장강도 측면에서는 목표값을 만족하나 충격인성에 있어서는 일부 기준치를 미달하는 것

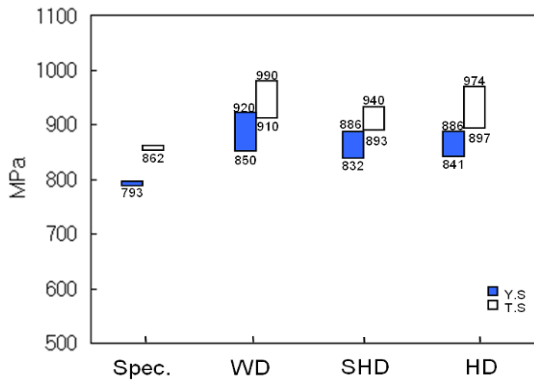


Fig.16 Tensile properties of forged products

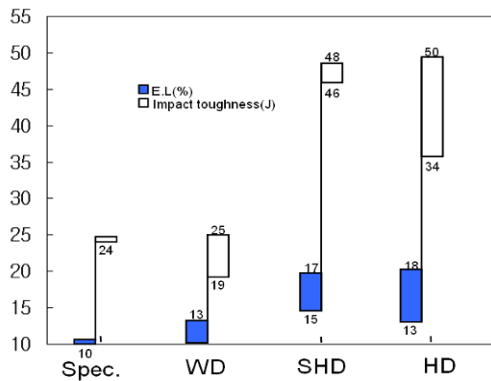


Fig.17 Elongation and impact energy of forged products

으로 나타났다.

이러한 문제를 해결하기 위해서 후속 수행된 준고온 및 고온 금형 단조에서는 충격인성이 우수한 Ti-6Al-4V ELI 소재를 사용하였다. 이러한 소재를 사용한 준고온 및 고온 금형 단조품은 입고 상태에 비하여 항복강도와 인장강도는 7~12%, 충격 에너지는 약 40%정도 상승하며 목표값을 충분히 만족하는 것으로 나타났다.

Fig. 18 은 단조품 측면벽의 미세조직을 나타낸 것이다. 중온 금형 단조품은 초정 알파상(primary α)과 침상의 알파+베타상(acicular $\alpha+\beta$)의 비율이 부위별로 편차가 크며 준고온 및 고온 단조품보다 전체적으로 조직이 조대함을 알 수 있다. 이는 러시아에서 공급한 Ti-6Al-4V 원소재의 미세 조직이 미국에서 공급한 Ti-6Al-4V ELI 원소재에 비해 상대적으로 조대하며 이러한 조직 특성의 차이가 단조 과정을 거치더라도 크게 변하지 않고 그대로 존재하기 때문이다.

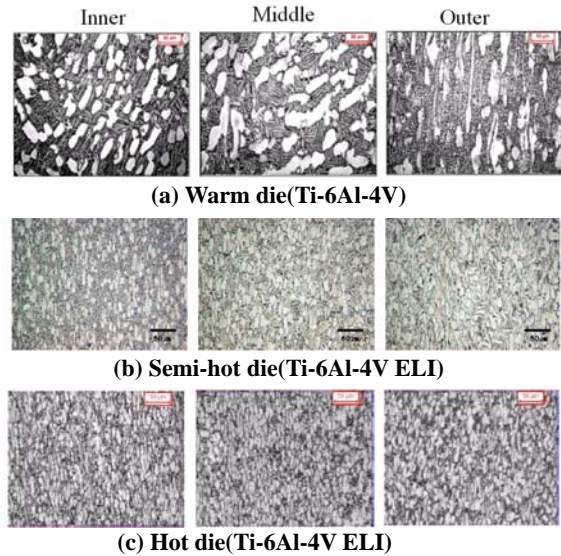


Fig.18 Microstructures at the side wall of forged products(reference scale bar, 50 μ m)

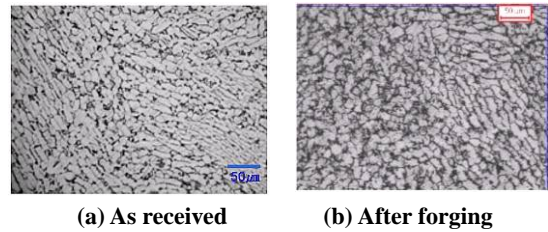


Fig.19 Microstructures of hot die forged product before and after forging(reference scale bar, 50 μ m)

Fig. 19 는 고온 금형 단조에 있어서 소재의 단조 전후의 미세 조직을 나타낸 것이다. 단조 전과 비교할 때 단조 후의 미세 조직은 초정 알파상의 분율은 감소하는 반면 침상의 알파+베타상(acicular $\alpha+\beta$)의 분율은 다소 증가한 것으로 나타났다. 이는 알파+베타 티타늄 합금의 열처리시의 조직 변화와 유사한 것으로 이러한 조직 변화는 단련효과와 더불어 기계적 물성의 상승에 기여한 것으로 판단된다.

4. 결론

대형 티타늄 합금 용기 부품의 고온 금형 성형 공법 정립 및 적용 타당성 검증을 위하여 중온, 준고온 및 고온 금형 성형 공법에 대하여 가열

방안, 금형 설계 및 시험 단조를 실시하고 단조품의 품질을 종합적으로 평가한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 적절한 금형 가열 장치 및 소재 단열 방안으로 단조품 표면 균열의 발생을 충분히 억제할 수 있으며 이와 더불어 금형 온도를 700°C 정도의 고온 단조 수준으로 높임으로써 표면 균열이 없는 단조품을 얻을 수 있다. 따라서 대형 티타늄 용기 부품의 제조 현장에 고온 금형 단조의 적용이 충분히 가능하다.

(2) 단조품은 원소재 상태와 비교하여 기계적 물성이 향상되어 기준치를 만족하며 특히 충격 인성은 40%의 현저한 상승을 나타낸다. 이러한 단조품 물성의 상승은 열처리 시와 유사한 미세 조직의 변화 및 단련 효과에 기인한다.

참 고 문 헌

- [1] K. Shi, D. B. Shan, W. C. Xu, Y. Lu, 2007, Near net shape forming process of a titanium alloy impeller, *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 187, pp. 582~585.
- [2] L. A. Elagina, M. Ya. Brun, B. F. Brailovskaya, 1980, Isothermal forging of titanium alloys, *Met. Sci. Heat Treat*, Vol. 22, pp. 447~452.
- [3] O. Voigtlaender, G. Guenther, 1983, Isothermal precision forging-aero-engine compressor blades made in titanium alloys, *Metallurgia*, Vol. 50, pp. 322~326.
- [4] J. T. Yeom, J. S. Im, N. K. Park, T. J. Shin, S. M. Hwang, S. S. Hong, 2003, Determination and analysis of interface heat transfer coefficients in hot forming of Ti-6Al-4V, *Trans. of Metall. Mater.* Vol. 12, pp. 370~375.
- [5] Z. Hu, J. Brooks, T. A. Dean, 1998, Interfacial heat transfer coefficient in hot die forging of titanium alloy, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part C, Mech. Eng. Sci.*, Vol. 212, pp. 485~496.
- [6] T. J. Shin, Y. H. Lee, J. T. Yeom, 2005, Process optimal design in non-isothermal backward extrusion of a titanium alloy by the finite element method, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 194, pp. 3838~3869.
- [7] Rong-Shean Lee, Huan-Chang Lin, 1998, Process design based on the deformation mechanism for the non-isothermal forging of Ti-6Al-4V alloy, *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 79, pp. 224~235.
- [8] M. Tamizifar, H. Omidvar, S. M. Salehi, 2002, Effect of processing parameters on shear bands in non-isothermal hot forging of Ti-6Al-4V, *Mater. Sci. Technol.*, Vol.18, pp. 21~29.
- [9] Jeoung Han Kim, N. S. Reddy, Jong Taek Yeom, Jae Keun Hong, Chong Soo Lee, Nho-Kwang Park, 2009, Microstructure Prediction of Two-Phase Titanium Alloy during Hot Forging Using Artificial Neural Networks and FE simulation, *Met. Mater. Int.*, Vol. 15, pp. 427~437.