

가스터빈용 Alloy718 커플링볼트의 열간 헤딩 공정설계 및 기계적 특성 평가

최홍석¹ · 이정민¹ · 고대철² · 이선봉³ · 김병민[#]

Design of Hot Heading Process and Evaluation of Mechanical Properties of Alloy718 Coupling Bolt for Gas Turbine

H. S. Choi, J. M. Lee, D. C. Ko, S. B. Lee, B. M. Kim

(Received January 2, 2008)

Abstract

Alloy718 is the nickel-base super alloy well used as gas turbine components under severe operating conditions because of its high strength at high temperature and excellent creep resistance. In this study, a coupling bolt for the gas turbine component is manufactured by hot heading process instead of whole machining in order to improve the mechanical properties. Die shape for the hot heading has been designed by general design rule of hot forging and also optimal process condition has been investigated by finite element method. The initial billet temperature and the punch speed have been determined by 1150°C and 600mm/s on the basis of finite element analysis, respectively. The coupling bolt has been manufactured by 200ton screw press and evaluated by experiment in order to investigate the mechanical properties. As a result of experiment, the mechanical properties such as hardness, tensile strength and creep behavior have been superior to those manufactured by machining.

Key Words : Alloy718, Coupling Bolt, Creep, Finite Element Method, Hot Heading

1. 서론

Alloy718 은 우수한 내크리프성, 내열성, 고온 강도, 부식 저항성 등의 기계 화학적 특성 및 경제적 효율성을 겸비함에 따라 항공기 엔진, 가스터빈 부품 등 고온에서 구동되는 제품에 많이 사용되는 니켈기지 합금이다[1]. Alloy718 은 Ni, Cr, Fe 기지에 Nb, Ti, Al 등을 첨가하고 720°C 가량의 온도에서 일정시간 시효처리를 함으로써 석출 강화되는 재료로서 고온에서 장기간 사용하더라도 조직의 안정성을 보이며, 650°C 온도 이하에서 사용되는 합금 중 기계적, 물리적 성질이 가장 우수하다[2].

그러나 Alloy718 은 Ni, Cr 등 재료의 절삭성에 악영향을 미치는 원소가 주성분을 이루고, 시효처리에 따라 나타나는 제 2 상의 경한 석출물로 인하여, 적절한 절삭조건을 선정하더라도 공구수명이 짧고, 제조기간 또한 길어지는 단점이 있다[3].

따라서 복잡한 형상을 가지지 않는 제품은 열간단조 공정을 통해 재료 이용률을 높이고 생산성을 증대시키려는 움직임이 활발히 일어나고 있다. 그러나 Alloy718 은 고온 강도 및 경도가 높기 때문에 단조공정에서 적절한 공정조건을 선정하지 않으면, 성형 도중 소재나 금형에 파손이 발생하는 등의 문제점이 있다. 또한 금형설계도 현장

1. 부산대학교 대학원 정밀가공시스템 전공
2. 부산대학교 동남권부품소재 산학협력혁신연구소
3. 계명대학교 공과대학 기계·자동차공학부
교신저자: 부산대학교 기계공학부, E-mail: bmkim@pusan.ac.kr

의 경험에 의존하여 정량적인 설계 데이터를 가지지 못하고 절삭 여유를 크게 두는 실정이기 때문에 열간단조를 하더라도 고가의 소재를 절삭으로 낭비하는 경우가 많다.

본 연구에서는 기존에 절삭으로 제조되던 가스 터빈용 체결 부품인 Alloy718 커플링볼트에 대해 지금까지 많이 알려져 있는 설계 데이터[4-5]를 적용하여 금형을 설계하고 제품을 제작해 보았다. 제품 제작에 앞서 FE-simulation 을 통해 적절한 공정조건을 선정하였으며, 제작된 커플링볼트에 대한 다양한 실험을 통하여 기계적 요구 특성을 만족하는지 검토해보았다.

2. 가스터빈용 커플링볼트 제조공정

Fig. 1 및 Fig. 2 에 각각 커플링볼트의 절삭 후 외관 형상과 제조공정을 나타내었다. 기존의 공정은 소재를 용체화, 시효처리한 후, 바로 절삭으로 제품을 제조하기 때문에 가공 시간이 오래 걸리고 절삭 칩이 많이 발생하여 재료 이용률이 현저히 떨어지는 단점이 있다. 그러나 용체화처리 후, 열간 헤딩공정을 추가함으로써 재료 이용률을 높이고 준동적, 동적 재결정 현상을 이용하여 재료의 기계적 특성을 현저히 증가시킬 수 있다.

Alloy718 소재의 열간 단조는 성형 중 발생하는 재결정을 고려하여 결정립이 균일하고 미세하게 형성될 수 있도록 설계하는 것이 일반적이다[6]. 그러나 볼트와 같은 체결용 제품은 정적 하중 및 고온에서의 응력을 충분히 만족하면서 기계적 강도를 유지하는 것이 중요하다. 따라서 재결정 현상보다는 최종 열처리에 의해 요구 특성을 만족할 수 있도록 설계하는 것이 바람직하다.

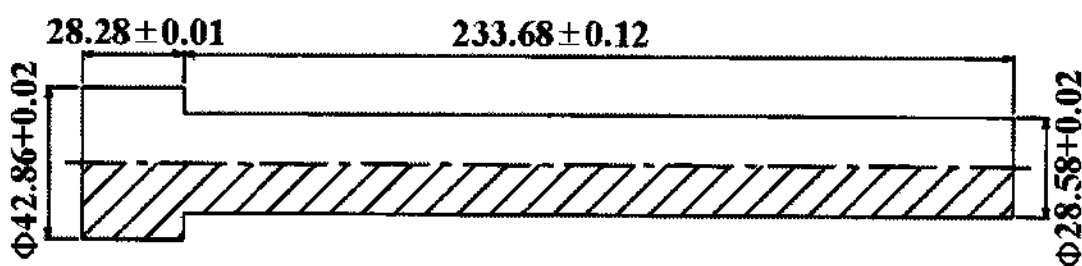


Fig. 1 Shape of the coupling bolt after machining

3. 커플링볼트 제작을 위한 열간헤딩 금형설계

헤딩공정에서 재료의 직접적인 변형에 기여하는 업세팅부 길이와 직경의 비로 정의되는 업세팅비 s 는 주요 공정변수이다. 헤딩공정 시, 업세팅비 s 가 커지면 좌굴을 일으킬 우려가 있고 좌

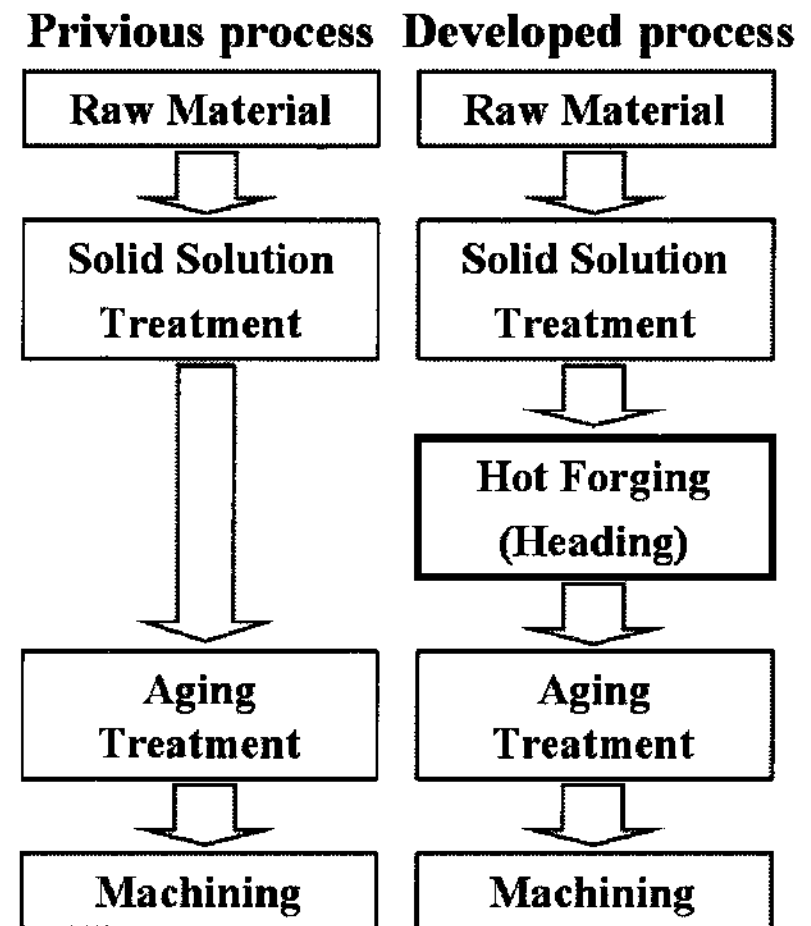


Fig. 2 Manufacturing procedure of the coupling bolt

굴을 발생시키는 경우는 보통 2 단 또는 3 단의 다단 헤딩을 행한다. 일반적으로 헤딩에서 업세팅비와 공정 수는 다음과 같이 나타낼 수 있다[7].

- 1 회 업세팅 : $s=2.5$ (평균), 2.8(최고)
- 2 회 업세팅 : $s=4.5$ (평균), 5.5(최고)
- 3 회 업세팅 : $s=6.5$ (평균), 8.0(최고)

본 연구에서의 헤딩 공정은 s 가 2.58 이므로, 1 회 공정만으로 좌굴없이 헤딩을 수행할 수 있다. 한편, 제품의 치수 및 절삭량을 고려한 커플링볼트의 열간헤딩에 대한 공정 및 금형설계를 수행하기 위해 열간단조 및 헤딩공정에서의 설계규칙을 고려하였다.

3.1 열간헤딩 금형설계 [8]

일반적으로 열간단조의 금형설계 시, 최종 절삭 가공 치수를 기준으로 요구되는 허용공차를 부여하여 금형형상을 설계한다. 본 연구에서 열간헤딩 공정의 금형설계를 위해 적용된 설계규칙은 다음과 같다.

규칙 1 : 기계가공 허용량은 단면의 모든 윤곽에 부여하며 그 크기는 단면의 최대 크기와 관련하여 결정된다.

규칙 2 : 경사각은 단조품의 형태, 성형재료 및 경사의 종류와 관련하여 부여한다.

규칙 3 : 수축을 포함한 길이 혹은 넓이 공차는 분할선에 평행한 모든 길이와 넓이에 부여하며, 그 크기는 단면의 크기와 관련하여 0.003mm/mm 이다.

규칙 4 : 다이마모 공차는 분할선에 평행한 모

Table 1 Die design parameter on design rule for hot heading process

Parameter	Value(mm)
Machining allowance	1.524=0.762
Draft angle	Outer 7°
Length or width tolerance	24×0.003=0.072
	22×0.003=0.066
	15×0.003=0.045
Die wear tolerance	24×0.008=0.192
	22×0.008=0.176
	15×0.008=0.120
Mismatch tolerance	0.787mm (At mass 1.55kg)
Die closure tolerance	1.6mm (At area 612.5mm ²)
Straight allowance	28.58×0.003=0.086

든 윤곽에 부여하며 그 크기는 성형재료와 관련하여 결정된다.

규칙 5 : 불일치 공차는 분할선에 인접한 끝면에 부여하며 그 크기는 트리밍 후 단조품의 무게와 관련하여 결정된다.

규칙 6 : 다이단합 공차는 분할선에 수직인 단면의 모든 윤곽에 부여하며 그 크기는 단면두께가 150mm 보다 작으면 트리밍 후, 단조품의 평면적 및 성형재료와 관련하여 결정하며 단면 두께가 150mm 보다 크면 다이단합 공차를 부여하지 않는다.

규칙 7 : 진직도 공차는 분할선에 인접한 끝면을 제외한 모든 윤곽에 부여하며 그 크기는 단면 최대 크기의 0.003mm/mm 이다.

위와 같은 설계규칙을 고려하여 커플링볼트의 열간헤딩 금형을 설계하였으며 그 결과를 Table 1 및 Fig. 3에 나타내었다.

3.2 플래시 형상 제어

헤딩공정에서는 소재가 2 개의 금형에 의해 압축되면서 금형의 공동부 형상으로 만들어진다. 헤딩이 되는 동안 재료의 일부는 밖으로 유동하여 플래시를 형성한다. 플래시는 길이 대 두께비가 크므로 높은 압력을 받고 플래시 간극에서 재료 유동에 대한 마찰저항 또한 높게 된다. 마찰이 크면 재료에 높은 압력을 가하여 금형 공동부를 충전시킬 수 있도록 해주므로, 재료의 유동에 있어 매우 중요한 역할을 한다. 또한 열간가공 시, 두

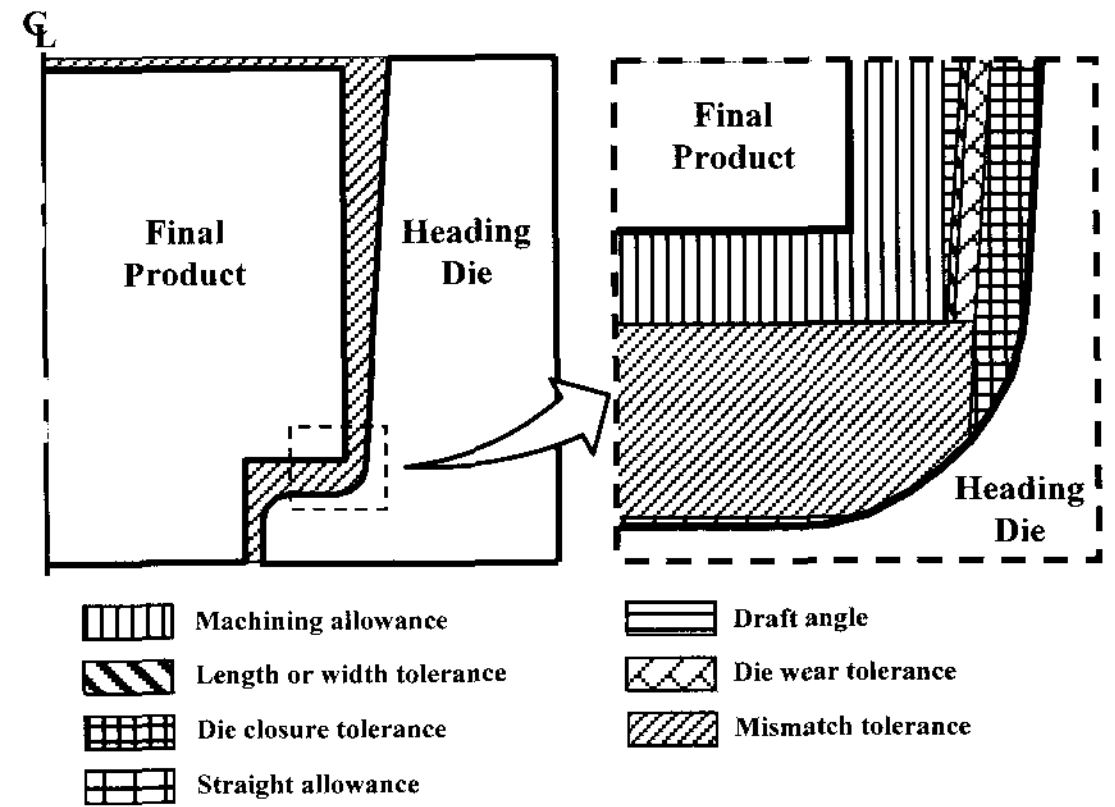


Fig. 3 Die shape designed by general design rule

께가 얇은 플래시는 몸체부보다 빨리 냉각되므로 변형에 대한 저항이 커져 금형 공동부를 잘 채울 수 있게 해준다. 따라서 헤딩공정에서 플래시를 가지도록 하는 것이 유효하며, 본 연구에서는 펀치의 스트로크 및 소재의 양을 적절히 제어하여 일정한 두께를 가진 플래시가 형성되도록 하였다.

플래시 두께를 결정하기 위해 기본적으로 결정되어야 할 조건은 단조품의 질량 및 형상변수이다. 단조품의 질량(Q_i)은 ρV 로써 8.19×0.2137 즉, 1.75kg 이다. 경험식[9]으로부터 플래시 두께는 다음과 같이 주어지고 계산 결과에서 2.3mm 의 플래시를 부여할 수 있도록 스트로크 제어하였다.

$$F_i = 2.0 \times \sqrt[3]{Q_i} - 0.01 \times Q_i - 0.09$$

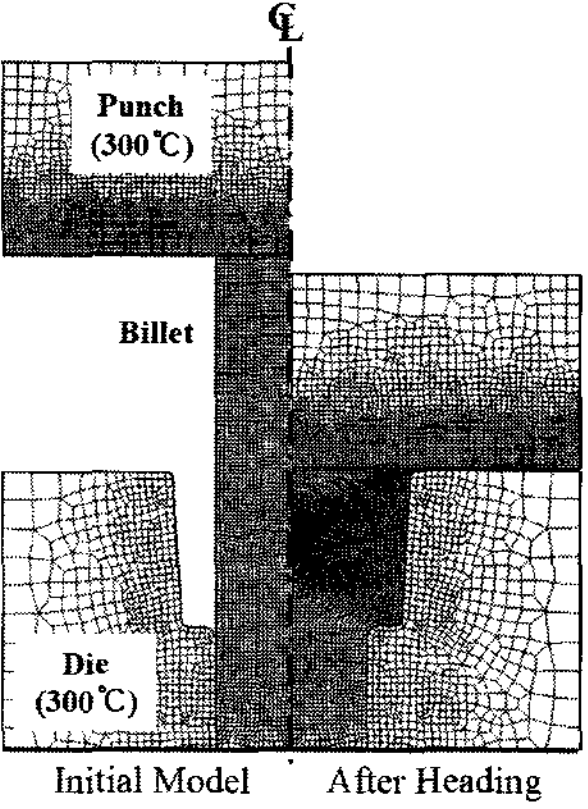
$$= 2.0 \times \sqrt[3]{1.75} - 0.01 \times 1.75 - 0.09 = 2.3(\text{mm})$$

4. FE-simulation 을 통한 헤딩 공정조건 선정

4.1 열간헤딩 공정변수

일반적인 Alloy718 소재의 열간단조는 성형 중 발생하는 준동적 및 동적 재결정 현상을 고려하여, 결정립이 균일하고 미세하게 형성될 수 있는 성형조건을 찾아내는 것이 중요하다. 그러나 커플링볼트와 같은 체결용 제품은 정적 하중 및 고온에서의 응력 특성을 충분히 가지면서 기계적 강도를 유지하여야 하므로 재결정보다는 열처리에 의한 기계적 성질 만족이 중요하다. 따라서 본 연구의 커플링볼트 헤딩공정에 대한 변수로는 열간성형에서 가장 많은 영향을 미치는 펀치 속도 및 초기 빌렛온도로 선정하였다. 또한 FE-simulation

Table 2 FE-analysis model and process variables

FEM model	Variables	Value
	Punch velocity (mm/s)	400
		600
		800
	Initial billet temperature (°C)	1050
		1100
		1150

에서는 성형하중이 가장 낮고 소성 변형에너지를 받더라도 소재 유동에 문제가 없는 조건을 찾으려 하였다. Table 2에 커플링볼트 헤딩을 위한 FE-simulation의 개략도와 공정변수를 나타내었다. 해석모델은 축대칭이고 소재는 Alloy718, 마찰상수 μ 는 열간 유효상태인 0.3을 적용하였다. 초기 금형온도는 300°C이며, 펀치 속도는 400, 600, 800 mm/s로 두고, 초기 빌렛온도는 Alloy718의 주요 성형온도인 1100°C를 기준으로 1050°C, 1100°C, 1150°C로 선정하여 각각에 대해 해석하였다.

4.2 FE-simulation 결과 및 고찰

Fig. 4에 각 조건에 대한 소재의 최대 유효응력을 나타내었다. 펀치 속도의 변화에 따라 유효 응력의 변화는 거의 없으나, 소재 온도가 증가할수록 유효응력이 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 이는 온도가 증가함에 따라 소재의 유동응력이 낮아졌기 때문이다. 또한 초기 빌렛의 온도 증가는 성형 하중의 감소를 가져온다는 것을 의미하므로 소재의 유동을 자유롭게 하기 위해 초기 빌렛의 온도를 충분히 가열하여야 한다.

Fig. 5에 펀치 속도 및 초기 빌렛온도에 따른 헤딩 후 소재의 온도 분포를 나타내었다. 온도의 편차는 약 60°C 정도로 나타났으며, 초기 빌렛온도에 비해 헤딩 후의 빌렛온도가 증가한 것으로 보아 금형으로 전도되는 열보다는 내부 소성일에 의한 열발생이 많은 것을 알 수 있다. 이때, 초기 빌렛온도가 너무 높을 경우, 내부 소성일로 인해

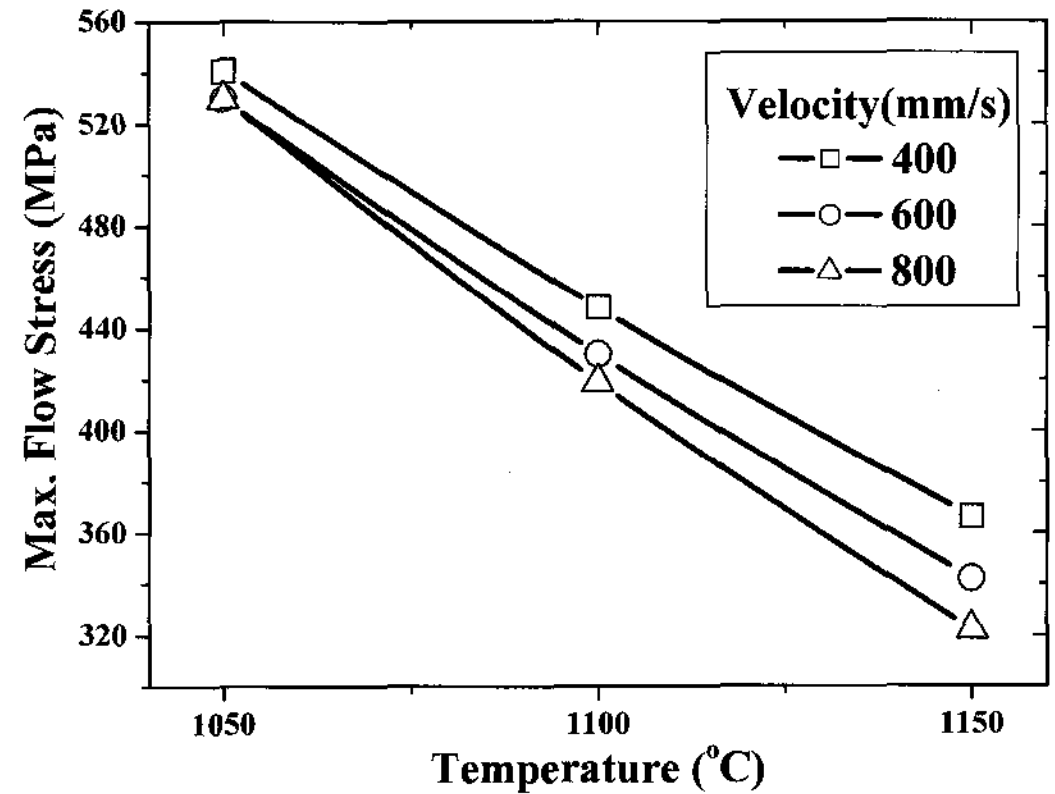


Fig. 4 Influence of flow stress of Alloy718 on process conditions

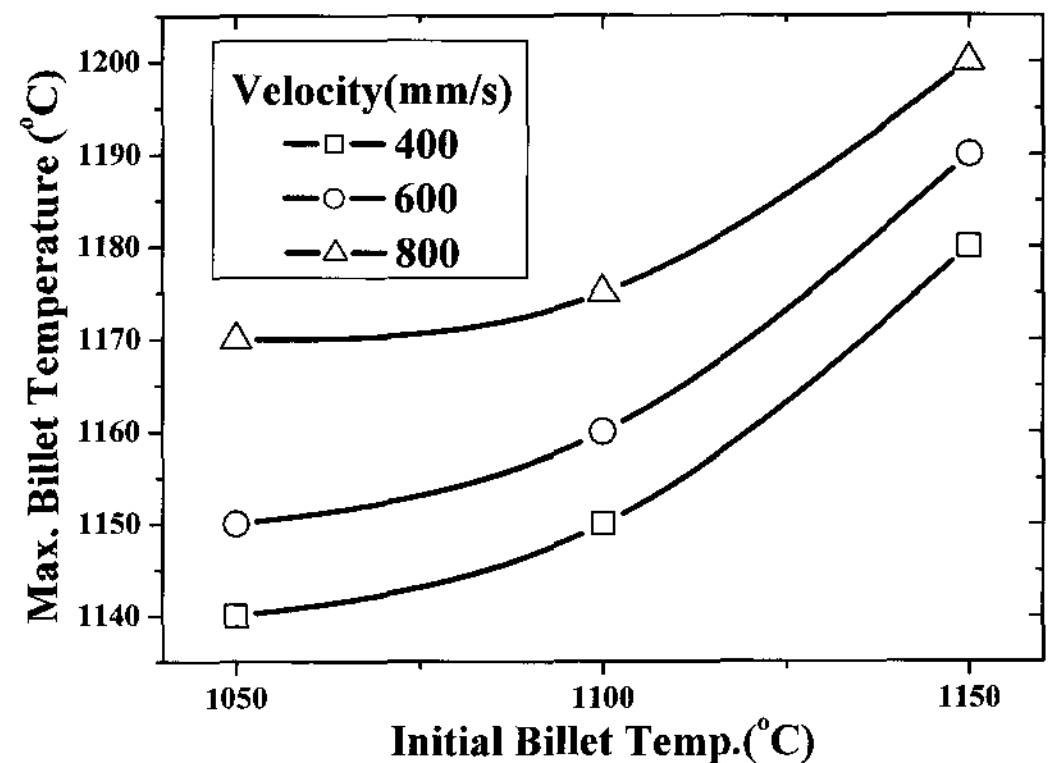


Fig. 5 Influence of billet temperature of Alloy718 on process conditions

Alloy718의 용융점 근처까지 온도가 증가할 수 있으므로 유의해야 할 것으로 파악된다.

Fig. 6에 FE-simulation을 통한 각 조건별 성형 하중분포를 나타내었다. 초기 빌렛온도가 증가함에 따라 성형하중의 차이가 많이 나는 것을 알 수 있다. 이는 앞서 설명한 바와 같이 빌렛온도가 증가함에 따라 소재의 유동응력이 감소하였기 때문이다. 한편, 변형률 속도의 의미가 될 수 있는 펀치 속도의 증가에 따라서는 명확한 상관관계가 나타나지 않았다. 이론상으로는 변형률 속도가 증가하면 소재의 유동응력이 증가하게 되어 성형 하중이 증가할 것으로 예상되지만 펀치의 속도가 증가한다는 것은 성형 시, 상대적으로 온도가 낮은 금형과 고온의 소재가 직접 접촉하는 시간이 짧기 때문에 금형으로의 열전달이 억제되므로 유동응력이 유지되어 성형 하중이 낮아지는 것을

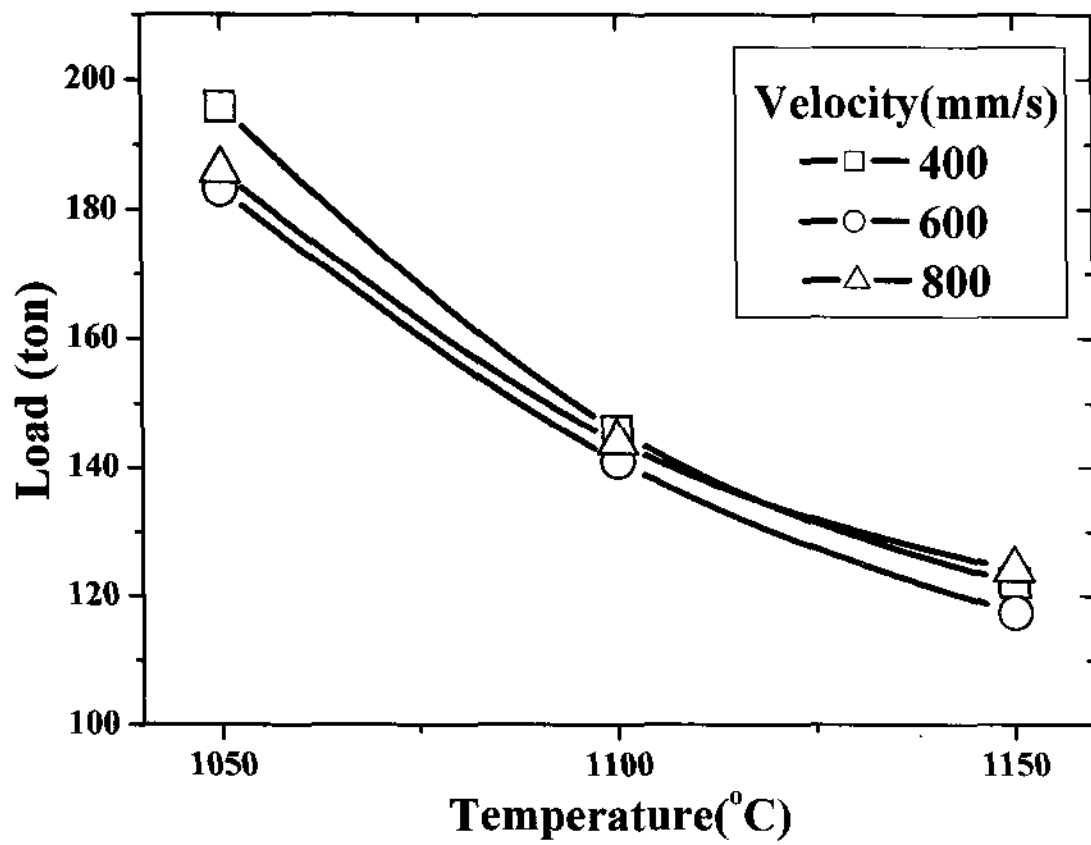


Fig. 6 Influence of forming load in the hot heading on process conditions

의미하게 된다. 결국, 변형률 속도 증가에 의한 성형하중 증가와 소재의 열전달이 억제되는 짧은 접촉시간으로 인한 성형하중 감소의 상쇄효과로 편치의 속도와 성형하중은 선형적인 관계를 가지지 않는다고 판단된다. 따라서 본 연구에서는 커플링볼트 성형 시, 하중이 가장 낮은 초기 빌렛 온도 1150°C 및 편치 속도 600mm/s로 선정하였다.

금형의 안정성에 대한 평가는 헤딩 성형 시, 금형의 소성 항복점 도달 여부로 평가할 수 있다. 금형의 소성 변형은 치수 안정성, 누적되는 열피로로 인한 크랙 발생 등의 문제를 야기할 수 있으므로, 이를 방지하기 위해 금형 소재의 압축 항복강도 이내의 범위에서 성형 조건을 결정해야 한다. 또한 열간금형은 소재로부터 반복되는 열을 받기 때문에 열연화 현상이 발생한다. 열연화 시, 금형은 경도가 떨어지게 되고 더불어 압축 항복강도도 낮아지게 된다. 따라서 금형의 강도 해석을 통하여 금형에 전달되는 응력이 열연화를 고려한 금형의 압축 항복강도 이내 범위에 드는지의 검증이 필요하다.

Fig. 7, Fig. 8 에 1150°C 및 600mm/s 로 커플링볼트를 성형하였을 때, 금형에 분포하는 유효응력 및 그 외의 조건에서의 응력값을 각각 나타내었다. 금형 소재인 H13 에서 1 회 헤딩성형 시 금형의 최대온도인 약 480°C에서 예상되는 경도는 HRC 50 이며 이때, 금형 소재에 대한 압축 항복강도는 약 1400~1600MPa 이다[10]. 따라서 1150°C, 600mm/s 에서의 성형 조건은 금형에 안정적이며, 초기 빌렛의 온도가 낮을수록 금형에 항복이 일

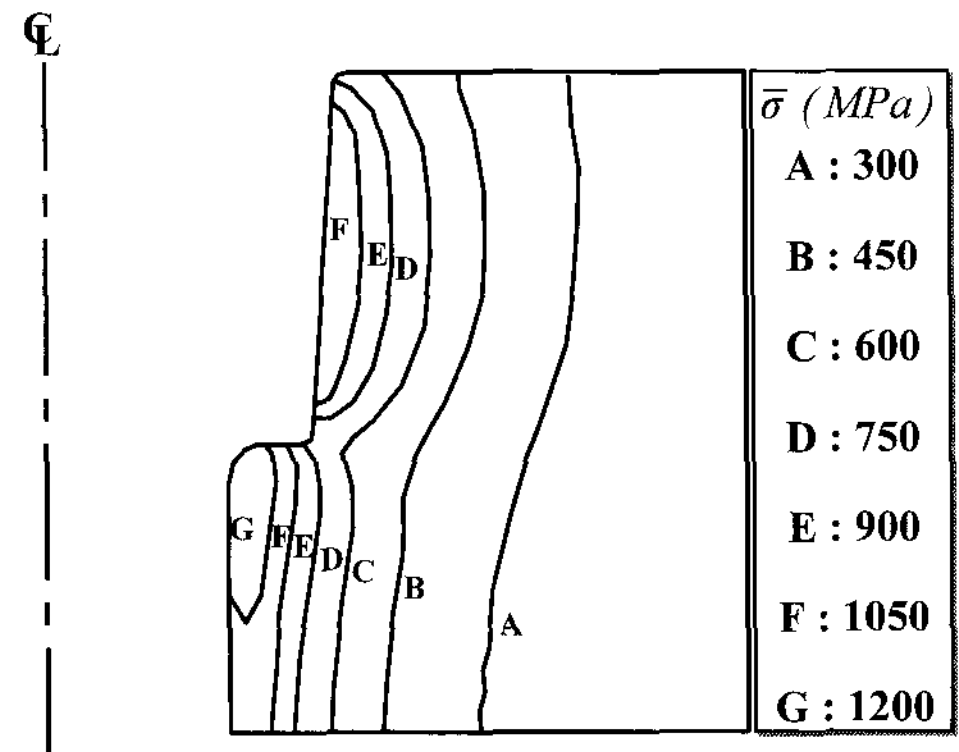


Fig. 7 Stress distribution of H13 dies after hot heading at 1150°C and 600mm/s

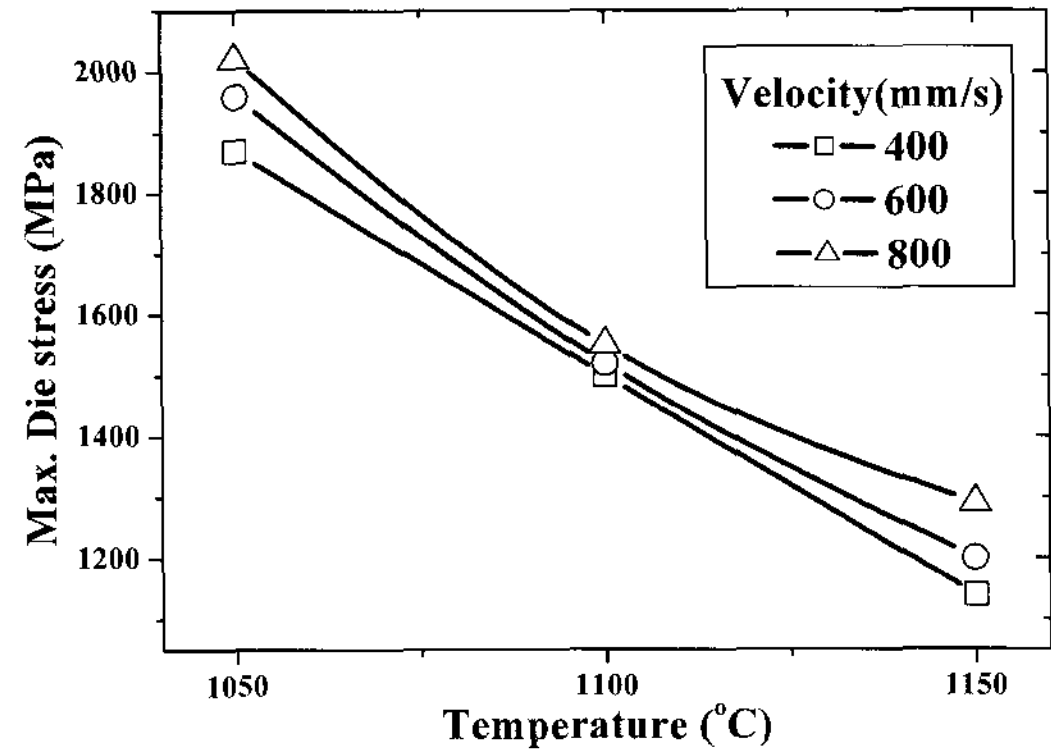


Fig. 8 Die stress distribution on process conditions after hot heading

어날 수 있다는 것을 알 수 있다. 그러나 커플링볼트 대량 생산 시, 금형 온도의 지속적인 상승으로 인하여 항복이 예상되는 압축 항복강도가 줄어들 수도 있기 때문에 이 점에 유의해야 할 것으로 판단된다.

5. 커플링볼트 제작 및 분석

5.1 커플링볼트 제작

커플링볼트는 Fig. 9(a)와 같이 200ton 스크류 프레스를 통해 제작되었다. 초기 빌렛은 약 3 초간 고주파 열처리를 수행하여 헤딩이 일어나는 빌렛 상부를 성형 온도인 1150°C로 가열하였다. 빌렛을 하부 금형에 장착한 후, 상부 금형으로 1 회 성형하였다. Fig. 9(b)에 헤딩 후의 커플링볼트를 나타내었다.

5.2 조직 및 경도 평가

Fig. 10 에 커플링볼트의 헤딩 성형 후, 변형률에 따른 각 부위별 조직사진 및 경도분포를 나타내었다. 헤딩공정 후 시효경화 열처리를 행한 것으로서 미세하게 석출되어 있는 입자 강화상이 형성되어 있다. 상대적으로 열간 헤딩공정에서 변형을 많이 받은 부위에서의 결정립이 미세한 것을 알 수 있으며, 경도 또한 Hv30 가량 증가되었다. 한편, 변형이 적은 부위에는 결정립이 약간 조대한 편이지만, 평균 경도값은 약 Hv500 가량으로 제품 요구 기준에 만족하는 경도값이 측정되었다. 열간헤딩을 통한 제품이 기존의 절삭가공 후 열처리한 소재보다 경도가 높게 나타난 것으로 보아, 고온 기계적 특성을 확보하기 위한 공정으로서 열간 헤딩공정이 유효하다는 것을 알 수 있다.

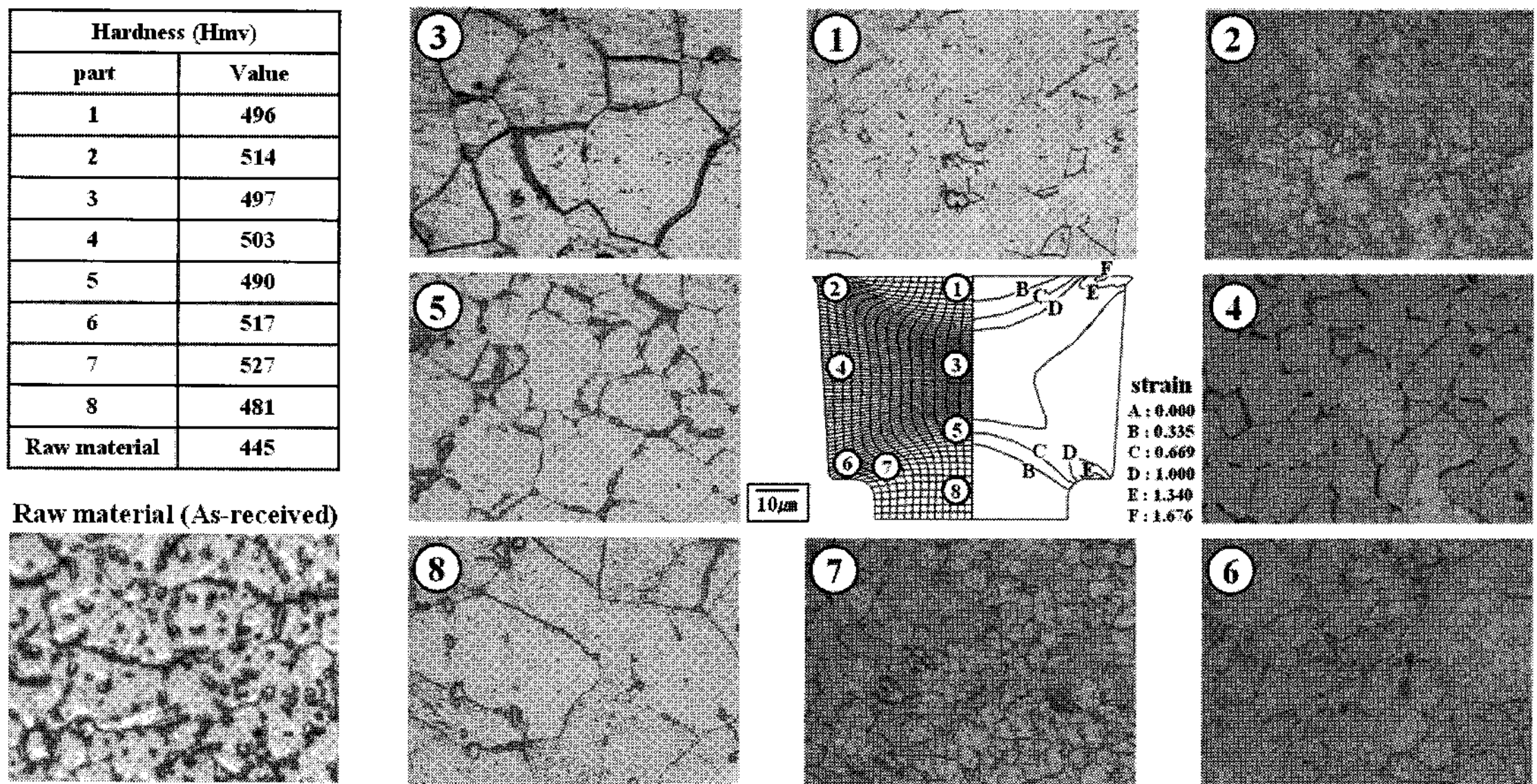


Fig.10 Microstructures observed at the different locations and hardness distributions of Alloy718 after hot heading

5.3 인장 실험

커플링볼트는 체결 후 높은 인장력이 걸리기 때문에 충분한 인장강도가 요구된다. 인장시편은 용체화처리 후, 열간 헤딩 및 시효경화 열처리를 한 제품으로부터 제작되었다(Fig. 11). 실험은 20ton 만능시험기를 이용하였으며 총 3 회의 실험을 수행하였다. Fig. 12 에 인장시험을 통한 응력-변형률 선도를 나타내었다. 항복강도는 1140MPa, 인장강도는 1397MPa, 연신률은 24%로 측정되었으며, 커플링볼트의 인장강도 측면에서 볼 때 원소재에 비해 약 25MPa 증가되었다는 것을 알 수 있었다.

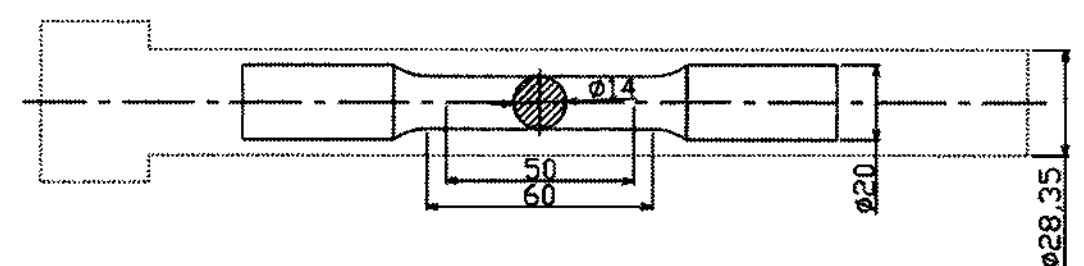


Fig. 11 Tensile test specimen from the coupling bolt

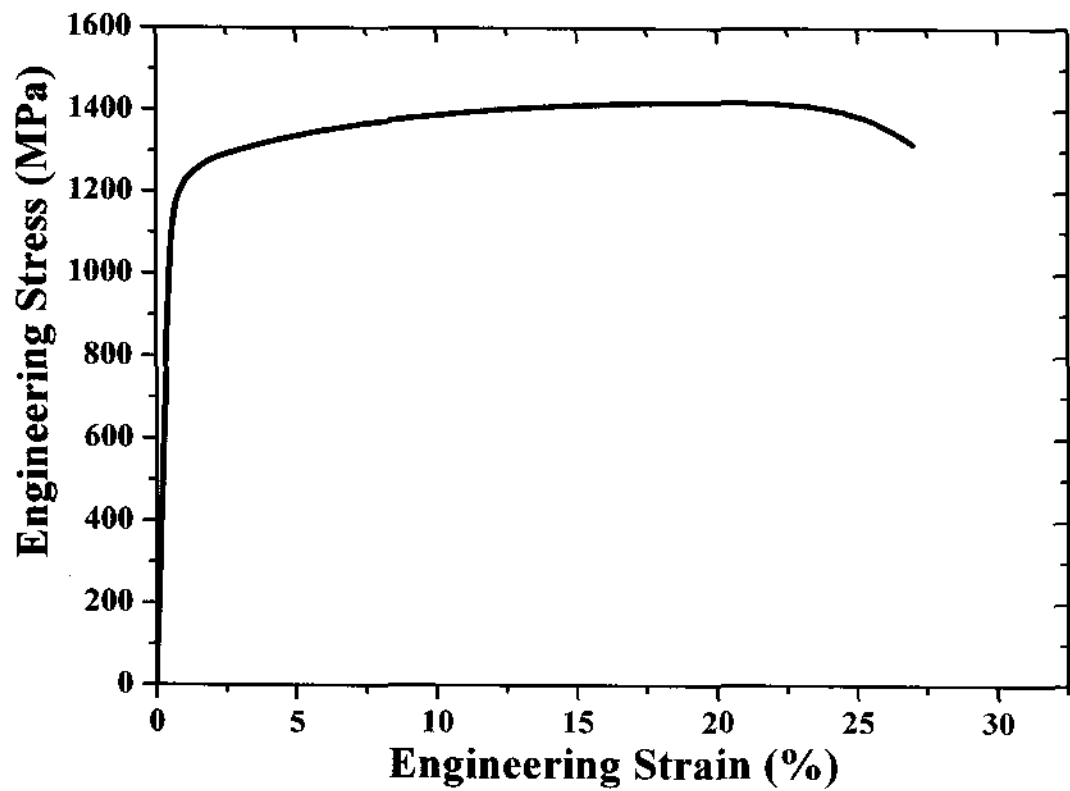


Fig.12 Stress-strain curves of the Alloy718 after hot heading

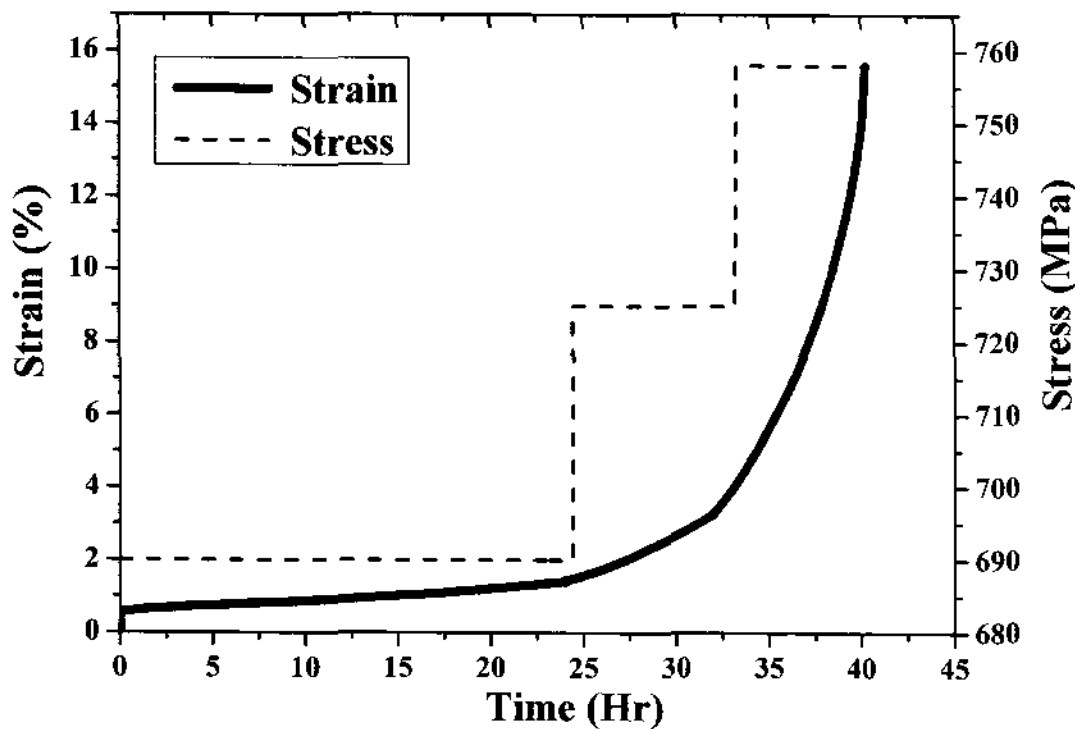


Fig.13 Creep curve of the Alloy718 after hot heading

5.4 고온 크리프 파단시험

커플링볼트는 650℃ 이상의 고온에서 사용되기 때문에 고온에서의 크리프 특성이 요구된다. 본 연구에서의 크리프 파단시험은 인장시험 시편과 동일하게 채취한 시험편을 사용하여 가혹 조건인 650℃, 690MPa 에서 수행되었다. 또한 요구성능의 만족 여부 및 파단 시의 연신율을 측정하기 위해 약 8 시간 간격으로 압력을 35MPa 씩 증가시키면서 실험하였다.

Fig. 13에 크리프 실험결과를 나타내었다. Alloy718 커플링볼트의 고온 크리프 신뢰성은 650℃, 690MPa에서 24시간 이상으로 규정되어 있다. 크리프 실험결과, 충분히 신뢰성을 만족하고 있는 것을 알 수 있었다. 또한 보다 가혹한 조건에서 실험한 결과 약 41시간 후에 파단되었으며, 이로부터 소재의 고온 크리프 파단에 대한 안정성이 뛰어나다는 것을 확인할 수 있었다. 또한 파단 시의 연신률이 15% 이상이므로, 경도 및 강도 증가

Table 3 Microstructure and EDAX analysis after hot heading

Microstructure	EDAX

Table 4 Comparison between the coupling bolt by whole machining and hot heading

	Whole Machining	Hot Heading	Reference
Tensile Strength	1375MPa	1400MPa	25MPa ↑
Hardness	Hv 445	Hv 500	Hv 55 ↑
Material usage	48%	82%	34% ↑
Cost	800,000 won/EA	510,000 won/EA	290,000 won/EA ↓

와 더불어 어느 수준 이상의 연성을 확보할 수 있었다.

Table 3 에 크리프 시험 후의 제품 조직을 주사전자현미경 및 EDAX 로 분석한 결과를 나타내었다. 침상 및 구상의 석출물이 결정립 및 결정립계에 미세하게 분포하고 있는 것을 알 수 있다. 이

것은 열간 헤딩 및 시효경화 열처리 시, 석출된 δ 상으로 사료되며 입계의 강화에 직접적인 영향을 미친 것으로 판단된다[11].

Table 4 에 기존의 절삭가공 및 헤딩공정으로 제조된 커플링볼트의 특성을 비교하여 나타내었다. Table 4 에서 알 수 있듯이 열간헤딩에 의한 볼트의 기계적 특성이 절삭에 의한 볼트보다 우수함을 알 수 있다. 특히, 재료 이용률이 약 34% 증대됨으로써 고가의 Alloy718 소재를 절감할 수 있으며, 제조원가 또한 대폭 저감되었다.

6. 결론

본 연구에서는 절삭만으로 제조되는 가스터빈 체결 부품인 Alloy718 커플링볼트를 열간 헤딩으로 성형함으로써 재료 이용률을 높이고 기계적 특성을 향상시키고자 하였다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) 열간단조 금형설계 규칙을 이용하여 금형설계 및 플래시 형상을 제어하였고 FE-analysis 를 통하여 열간 헤딩공정에 유효한 공정변수(초기 빌렛 온도 : 1150℃, 편치속도 : 600mm/s)를 선정하였다. 이러한 성형조건 하에서 금형의 강도 또한 안전한 것으로 나타났다.

(2) 열간 헤딩성형 후 제품의 조직 및 경도분석 결과, 변형을 많이 받은 부위일수록 결정립이 미세하였으며, 기계적 특성을 향상시키는 미세 석출물이 다량 분포되어 Hv500 가량의 높은 경도값을 나타내었다.

(3) 열간 헤딩공정으로 제조된 커플링볼트는 공정 중에 일어나는 재결정 및 공정 후의 석출강화 열처리에 의한 미세 석출강화상의 영향으로 인장 시험 및 고온 크리프 시험에서 우수한 기계적 특성을 나타내었다.

(4) 열간 헤딩공정으로 제조된 커플링볼트는 절삭가공 볼트에 비해 인장강도, 경도 및 재료이용률 측면에서 우수함을 입증하였으며, 특히 재료이용률 측면에서 원가절감액은 약 290,000 원/EA 로 나타났다. 또한 난삭재인 Alloy718 의 후가공에 요구되는 시간도 상당히 감소될 것으로 예측되었다.

후 기

이 논문은 2007 년도 정부(과학기술부)의 재원으로 국제과학기술협력재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. M60601010004-06E0101-00410).

참 고 문 헌

- [1] X. Liu, S. Rangararan, T. Carneiro, 2004, Fatigue Crack Propagation Behaviors of New Developed ALLVAC®718PLUS™ Superalloy, The minerals, Metals & Materials Society, pp. 283~290.
- [2] M. Y. Huh, Y. S. Park, S. U. An, 1997, On the Strengthening Mechanisms of INCONEL 690, KSTP, Vol. 6, No. 3, pp. 213~220.
- [3] S. C. Son, 1997, High Speed Machining Characteristics of Nickel-Based Superalloy Inconel 718, Graduate School paper, Pusan National University, pp. 1~3.
- [4] K. Lange, 1985, Handbook of Metal Forming, McGraw-Hill Book Company.
- [5] T. Altan, S. I. Oh, H. J. Gegal, 1983, Metal Forming : Fundamentals and Applications, ASM.
- [6] M. S. Choi, B. S. Kang, J. T. Yum, N. K. Park, 1998, Prediction of the Behavior of Dynamic Recrystallization in Inconel 718 during Hot Forging using Finite Element Method, KSTP, Vol. 7, No. 3, pp. 1424~1433.
- [7] Screw Handbook ; Screw Handbook Edit Committee, 1966, The Nikkan Kogyo Shimbun, LTD, 432.
- [8] S. W. Kim, 1999, A study on the Computer-Added Process Planning and Die Design of Hot Forgings, Graduate School, Pusan National University, pp. 23~24, 76~77.
- [9] T. Altan, H. J. Henning, R. J. Fiorentino, 1969, Shape Difficulty and Flash Design in Closed Die Forging of Steel Parts.
- [10] High Temperature Property Data ; Ferrous Alloys, 1989, ASM International.
- [11] O. Miyagawa, M. Yamamoto, M. Kobayashi, 1972, Improvement on Age Hardening Properties and Creep Rupture Strength of P-Containing Austenitic Heat Resisting Steel due to Various Cooling Procedures, J. Iron Steel Inst. 58, pp. 859~871.