

SAF 2507 스텐레스강의 열간단조해석에서 가공열 보정의 효과

방원규* · 정제영** · 장영원*

(2000년 12월 4일 접수)

The Effect of Deformation Heat Compensation in the Hot Forging Analysis of SAF 2507 Stainless Steel

W. Bang, J. Y. Jung and Y. W. Chang

Abstract

Dynamic deformation of metallic materials mostly accompanies substantial amounts of deformation heat. Since the flow stress of deformation is sensitive to temperature, implication of heat due to plastic work is essential to the evaluation of constitutive relations. In this study, a series of compression tests were conducted for SAF 2507 super duplex stainless steel at various temperatures and strain rates. The accumulation of plastic work was calculated through numerical integration and converted into the elevation of temperature. Subsequent logarithmic interpolation deduced isothermal flow surfaces, which were primary input data of finite element analysis. Simple closed die forging process was analyzed and optimized with commercial FEM code applying both raw and calibrated material database. The effect of accounting deformation heat was more noticeable in high-speed forming process.

Key Words : Deformation Heat, Hot Forging, FEM

1. 서 론

최근 컴퓨터의 비약적인 처리능력 향상과 각종 상용 해석코드들의 실용화 및 보급으로 인한 비용절감에 수반하여, 각종 소성가공공정을 유한요소해석하고, 그 결과를 토대로 공정설계를 보다 최적화하는 기술이 관련산업 전반에 급격히 확산되고 있다. 특히, 단조와 같은 고온성형 공정은 비등온 변형의 복잡성 때문에 해석 및 예측에 큰

어려움이 있었으나, 비선형 solver 의 고성능화 및 유한요소해석모델의 개선에 따라 해석해의 신뢰도가 크게 제고되고 있다.

일반적으로 실제 성형이라는 물리적 문제를 유한요소해석에 적용하기 위해서는 소재나 금형의 초기형상과 같은 기하학적 데이터와 조업조건에 따라 제어되는 외부변수, 소재 및 금형의 열적, 기계적 성질, 그리고 각 부분품간의 상호작용에 따르는 구속조건을 수치화하여야 한

* 포항공과대학교 항공재료연구소

** 포항산업과학연구원 재료공정연구소

다. 보다 정확한 해석결과를 얻기 위해서는 해석코드의 정밀도와 요소구성과 같은 적절한 해석조건설정도 중요하지만, 근본적으로 실제 재료의 변형거동을 정확히 나타내는 물성 데이터가 확보되지 못하면 신뢰성 있는 해석결과는 기대할 수 없게 된다.

상온에서의 금속의 정적, 준정적 변형은 응력-변형률 간의 관계로 비교적 간단하게 기술할 수 있으나, 대부분의 고온변형은 변형률만이 아니라 변형률 속도 및 온도에 크게 의존한다.⁽¹⁻³⁾ 각각의 변수에 따른 유동응력을 결정하기 위해서는 대개 온도와 변형률 속도를 고정하고 인장 혹은 압축시험을 통하여 응력-변형률 곡선을 얻는 것이 일반적이다. 그러나, 단조 등의 고속성형의 해석을 위해서 행해지는 고변형률속도의 시험에서는 소성일이 열로 변환되는 변형열의 발생이 상당하여 시편의 온도가 상승하게 되고, 이러한 가공열의 축적에 따른 유동응력 감소를 무시할 수 없게 된다.⁽⁴⁾

본 연구에서는 최근 주목받고 있는 고내식성 슈퍼 듀플렉스 스테인레스강 SAF 2507 을 대상으로^(5,6) 고온압축 시험을 실시하고 변형열을 계산, 유동응력을 보정하는 과정을 정량화하였다. 또한 이를 형단조 유한요소해석에 적용하여 가공열 보정의 효과를 보다 구체적으로 평가하여 보았다.

2. 소재 및 실험방법

사용된 SAF 2507 강은 50kg 급 진공용해로에서 제조, 1200 에서 2.5시간 열처리후 수냉하였으며, 합금조성과 초기 미세조직을 각각 Table 1과 Fig. 1에 나타내었다.

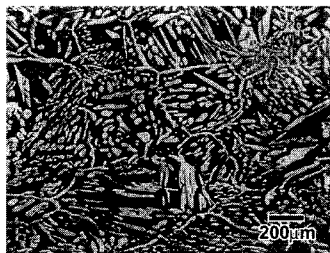


Fig. 1 As-received Microstructure of SAF 2507

모재로부터 직경 10mm, 길이 12mm 의 원통형 시편을 제작하여 Gleeble-3800 Test Machine 에서 고온압축시험을 수행하였으며, 시편의 온도는 시편 표면에 열전대를 부착하여 측정, 제어하였다.

압축시험의 조건은 온도를 900, 1000, 1050, 1100, 1150, 1200, 1250℃, 변형률속도를 0.01, 0.05, 0.1, 0.5, 1, 5, 10, 50/sec 로 변화시켜가며 진변형률 0.8 이상까지 유동곡선을 얻었다.

3. 해석방법

3.1 가공열에 의한 온도상승 계산

우선 실험에 의해 얻어진, 보정되지 않은 유동곡선의 개형을 전반적으로 살펴보고, 소성변형의 누적에 의한 열발생을 계상할 기준변형률을 Fig. 2와 같이 결정한다.

그림에서 화살표로 표시한 것과 같이 초기 소성변형영역 (항복점 직후) 을 설정하는 것이 가장 타당할 것이다. 본 연구에서는 전체 실험결과에 대하여 0.01의 진변형률을 기준으로 삼고, 그 이하의 변형률에 대해서는 초기온도를 적용할 수 있다고 가정하였다. 물론 가공열에 의한 온도상승을 계산하는 데 있어서는 1회의 실험에 의해 얻어지는 응력-변형률 곡선을 단일한 지수형태의 가공경화식으로 fitting 한 후 임의의 점까지의 소성일 (plastic work) 을 해석적으로 적분하여 대입하는 방법도 생각해 볼 수 있으나, 비등온 변형에서는 가공경화지수를 상수로 보기 어려우므로 단일식에 의한 해석적 접근보다는 수치적분으로 누적되는 일의 양을 계산하는 것이 보다 바람직하다고 볼 수 있다.

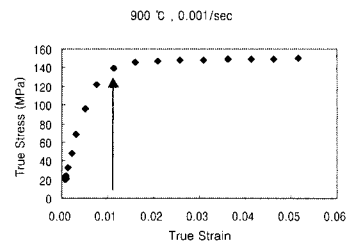


Fig. 2 Datum strain of deformation heating

Table 1 Chemical composition of SAF 2507 stainless steel

SAF 2507	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	N	C	Fe
weight %	25.22	6.86	4.1	0.975	0.785	0.27	0.029	Bal.

Fig. 3은 유동곡선의 일부 구간을 모식화한 것으로, 이때 (i-1) 상태에 대한 i 상태의 소성일 증가량은 빗금친 부분의 면적에 해당하므로 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta W_i = 0.5(\sigma_i + \sigma_{i-1})(\epsilon_i - \epsilon_{i-1}) \quad (1)$$

이때 기계적인 일이 열에너지로 전환되는 비율은 대개 90% 전후로 알려져 있으므로 소성일에 상응하는 온도상승은 소재의 열용량과 비중을 고려하여 다음과 같이 계산된다.^(4,7,8)

$$\Delta T_i = \frac{0.9 \times \Delta W_i}{\text{Specific Heat Capacity}} \quad (2)$$

이 수식을 적용하여 진변형률 0.01 부터 ΔT_i 를 누적하여 더하면 Fig. 4와 같이 특정 온도조건에서의 압축시험에 대한 실제 온도분포를 구할 수 있게 된다.

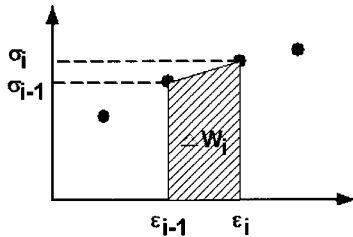


Fig. 3 Schematics of plastic work increment

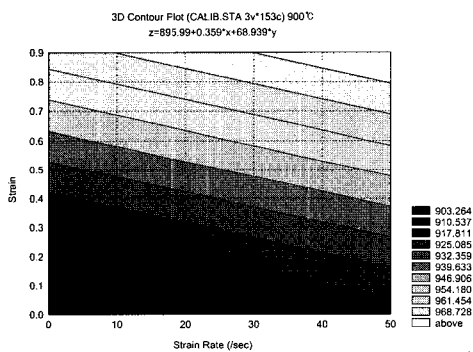


Fig. 4 Construction of deformation heating map

3.2 온도상승분을 보정한 유동응력 결정
전술한 바와 같이 금속재료의 고온변형거동은 $\sigma = f(\epsilon, \dot{\epsilon}, T)$ 로 기술된다. 강소성 유한요소해석에

유동응력을 입력하기 위해서는 일반적으로 특정 형태의 구성 방정식으로 회귀분석을 하거나, 일정 구간의 독립 변수들의 (변형률, 변형률속도, 온도) 조합에 대한 응력 값을 3차원 테이블 형태로 직접 도입하게 된다. 어느 경우에도 실험결과로부터 등온곡선을 결정하기 위해서는 열적활성화항을 정량화하여야 하는데, 본 연구를 포함하여 대부분의 기계적 시험이 입력온도와 변형률속도를 특정 값으로 고정하고 이루어지므로 추가적으로 전체 실험 조건에 대해 정해진 변형률의 응력값을 추출해내었다. 이번 경우에는 $\epsilon = 0.01, 0.05, 0.10, 0.15, 0.20, \dots, 0.80$ 을 설정하되, 정확히 일치하는 절점이 대개 존재하지 않으므로 선형보간 (linear interpolation) 으로 근사값을 결정한다. 참고로 data point 의 수가 적은 경우에는 일반적인 유동곡선의 개형을 고려할때 지수보간법 (logarithmic interpolation) 을 사용하는 것이 보다 나은 결과를 얻을 수 있다.

변형률과 변형률속도가 일정한 경우 온도와 유동응력은 다음과 같이 널리 알려진 형태의 관계를 나타내므로,

$$\sigma = A \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)_{\epsilon, \dot{\epsilon}} \quad (3)$$

3.1절 의 결과에서 동일한 변형률, 변형률속도를 가지는 (σ, T) 순서쌍을 선택하여 각각의 data set 에 대해 log-linear fitting 을 하면 그 기울기로부터 활성화 에너지 Q 를 구할 수 있고, 응력 온도간의 관계가 결정된다. 구해진 관계식을 실험결과에 다시 대입하여 각각의 유동응력을 초기 온도가 유지되었을 때의 값으로 환산한다. 예를 들어, 실험 초기조건 900°C 에서 구해진 유동응력을 등온곡선으로 변환한 최종결과는 Fig. 5와 같이 보다 높은 응력수준의 곡선들로 나타나게 된다.

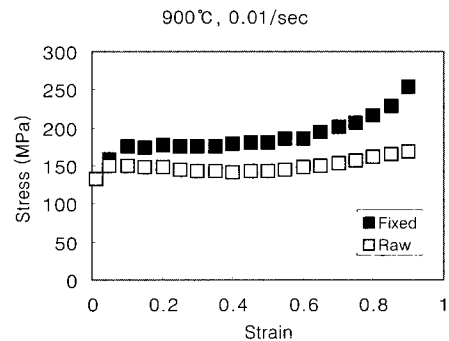


Fig. 5 Evaluation of isothermal flow stress

3.3 형단조 공정 유한요소해석

보정된 유동응력 데이터를 기초로 비교적 간단한 형상의 고온 형단조를 대상으로 유한요소해석을 수행하였다. 우선 제품 및 성형다이의 형상을 결정하여야 하는데, 본 연구에서는 Fig. 6의 3차원 모식도에 나타난 것과 같은 축대칭 형상의 샤프트를 원기둥형 빌렛으로부터 제조하는 공정을 선택하였다.

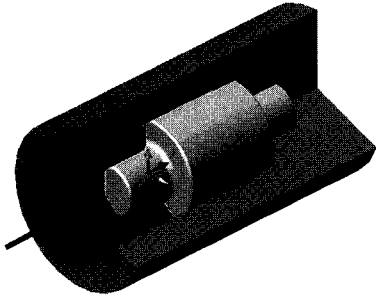
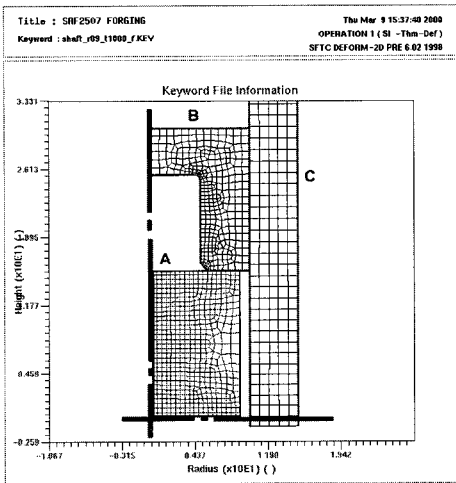
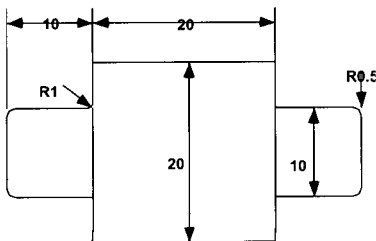


Fig. 6 3-D geometry of shaft forging



(a)



(b)

Fig. 7 Modeling & mesh generation (unit : cm)

유한요소해석코드는 소성가공해석 전용 상용코드인 DEFORM-2D 를 사용하였다. 그림에서 알 수 있듯이 전체적으로 축대칭 (axisymmetric) 이며, 고정다이와 이동다이의 재질이 같다면 길이중심면에 대해서도 대칭으로 보고 전체형상의 1/4단면만으로도 해석이 가능해진다. 전처리기에서 Fig. 7(a)에 나타난 것과 같이 빌렛(A), 이동다이(B), 고정다이(C) 의 세 부분으로 나누어 형상을 결정, 하고 요소를 구성하였다. 성형이 완료되었을 때 다이 내부공간의 형상은 Fig. 7(b) 에 나타난 바와 같다.

이와 같은 형상에서 빌렛의 초기온도 및 형상, 다이의 스트로크 속도를 변화시켜가면서 성형이 완료된 제품에 대한 특성과 에너지 소모등을 중점적으로 살펴보았다. 특히 앞서 기술한 가공열 보정에 대해서는 Gleeble test machine 에서 얻어진 raw data 를 그대로 Material Database 로 입력한 경우와 가공열을 보정하고 입력한 경우에 각기 해석해가 나타내는 경향차이를 비교하였다. 기타 해석에 필요한 구속조건은 Table 2에 정리하였다.

Table 2 Boundary conditions analysis^(9,10,11)

Control Parameters	
Env. Temp.	20 °C
Convection Coeff.	0.02 N/sec/mm/K
Init. Billet Temp.	1000~1200 °C
Init. Die Temp.	500 °C
Stroke Speed	10~100 cm/sec
Material Properties	
Billet	Thermal Conductivity 26.8 N/sec/K
	Spec. Heat Capacity 3.45 N/mm2/K
	Emissivity 0.2
Die	Thermal Conductivity 16.3 N/sec/K
	Spec. Heat Capacity 3.54 N/mm2/K
	Emissivity 0.2
Inter-Object	
Billet-Die	Shear Friction Coeff. 0.3
	Heat Trans. Coeff. 11 N/sec/mm/K
Die-Die	Heat Trans. Coeff. 11 N/sec/mm/K

빌렛은 동일한 부피의 원통형을 사용하되, 반지름과 높이의 비를 다르게 하여 특히 변형량 분포와 스트로크-하중곡선의 경향을 살펴보았다.

4. 결과 및 고찰

4.1 변형조건에 따른 가공열의 영향

Fig. 8은 일부 압축시험조건에서의 가공열 보정결과를 나타내고 있다.

가공열로 전환되는 소성일은 같은 변형률 수준에서 높

은 유동응력을 가질수록 커지기 때문에, 온도가 낮고 변형률 속도가 큰 시험조건일수록 가공열 보정된 등온곡선의 응력값이 초기 데이터에 비해 매우 높은 비율로 증가하게 된다.

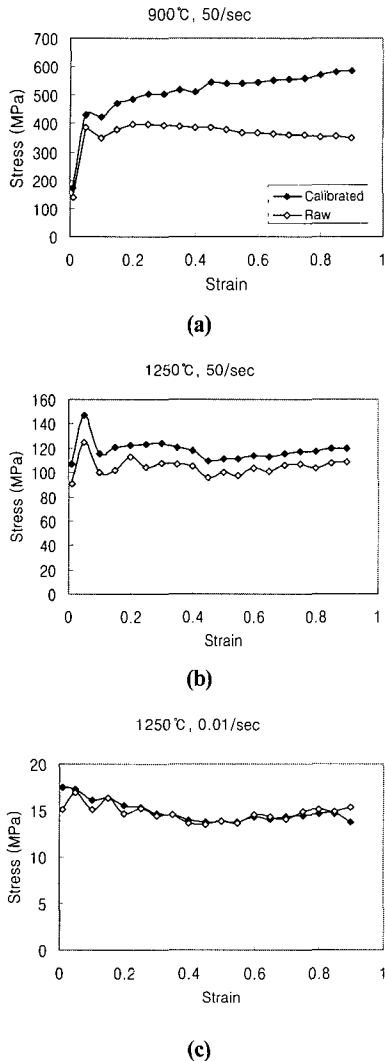


Fig. 8 Influence of deformation heat with various test conditions

Fig. 8(a)의 경우는 시험조건중 가장 낮은 900°C 에서 50/sec 의 높은 변형률속도로 압축된 경우인데, 진변형률 0.9 까지 변형이 축적된 경우 온도상승은 989°C 까지 예측되고, 초기온도가 유지되는 경우의 응력은 실험결과에 비해 585MPa / 351MPa 로 60% 이상 증가한 값이 얻어졌다.

높은 변형률 속도에서도 초기온도가 상승하면 (Fig. 8(b) 그 폭이 크게 둔화되며, 더 나아가 Fig. 8(c) 와 같

이 고온, 저속변형에서는 가공열의 발생에 의한 응력감소가 큰 영향을 주지 못함을 알 수 있다.

4.2. 유한요소해석결과

유한요소법에 의한 단조공정 해석에서는 주로 공정변수를 조절하여 최적의 조건을 찾는 것이 그 목적이 된다. 이때, 최적화의 대상은 1. 고른 변형률 분포, 2. 채움 불량 등의 결함 방지, 3. 가공하중의 감소, 4. 총 성형 에너지의 최소화 등등이 되는데, 본 연구에서는 변형률 분배와 가공하중, 에너지를 줄이는 데 중점을 두었다.

일반적으로 다이를 설계할 때 모서리 부분의 곡률을 증가시켜 완만하게 해주면 급속의 유동을 원활하게 하여 가공하중 및 급형에 가해지는 응력이 감소하고 고른 변형분포를 얻는 등의 여러가지 이점이 있으나, 설계상의 제한 때문에 일정 크기 이상의 곡률을 가지기 어려운 경우가 대부분이다. 빌렛의 온도도 높아지게 되면 자연스럽게 가공하중이 현격히 줄어들게 되지만, 소재가열에 사용되는 에너지의 비효과가 문제시되고 온도를 낮추는 경우에도 재료마다 미세조직의 제어문제 때문에 일정 범위로 국한되게 된다. 이러한 점을 고려하여 주로 빌렛의 초기형상과 가공속도의 변화가 미치는 영향을 평가하였다.

빌렛 초기형상의 영향 : 동일한 부피의 빌렛을 이동다이의 속도를 10cm/sec 로 일정하게 유지하면서 초기반경을 5~10cm까지 변화시킨 결과, 7~8cm 전후의 반경이 가장 효과적인 것으로 나타났다. 우선 소성가공에 투입되는 기계적 에너지는 Fig. 9(a)에 나타낸 것과 같은 하중-스트로크 곡선을 적분하여 얻을 수 있다. 시험편의 초기온도를 1000, 1100, 1200°C로 변화시켜가며 최종형상까지 성형하기 위한 일의 양은 Fig. 9(b)에 나타내었다.

해석해의 결과를 살펴보면, 반경이 줄어들수록 같은 형상을 제조하는데 필요한 기계적 에너지가 증가하는 것을 알 수 있다. 하중-스트로크 곡선과 모사된 변형과정을 연관시켜 보면 초기 단면적이 적은 빌렛은 중심부의 형상을 채우기까지는 상대적으로 낮은 하중에서 성형이 가능하지만, 총 스트로크가 증가하고 성형시간이 증가하는 데 따르는 열손실 증가가 에너지를 감소시키는 것으로 생각된다.

초기반경에 따른 변화를 살펴보면 그림에 나타나 있듯이 8cm 를 전후로 하여 소성일의 소모량의 기울기가 변하는 것을 알 수 있다. 다이의 수명 등을 생각하면 되도록 초기직경을 줄여 성형하중을 낮추는 것이 유리하므로, 필요한 소성일이 크게 증가하지 않는 범위에서 최소값이라 볼 수 있는 위 값이 적정수치라고 할 수 있을 것이다.

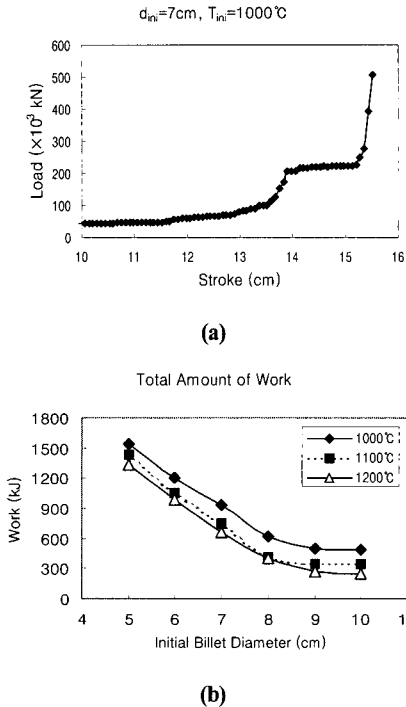


Fig. 9 Total amount of work done with various initial billet geometries

또한 각 온도별 곡선의 차이를 살펴보면 고온으로 갈수록 총 소성일의 차이가 적어지는 경향을 보이는데, 이는 일정 수준 이상의 고온에서는 앞서 살펴본 바와 같이 가공열에 의한 응력감소의 이득을 보기 어렵기 때문이라고 생각된다. 위의 결과를 본다면 본 연구에서 사용한 디자인에서는 초기 빌렛의 온도를 1100°C 정도로 설정하는 것이 효과적이며, 그 이상의 가열은 기계적 에너지의 절감에 비해 열에너지의 소비량이 클 것으로 예측할 수 있다.

Fig. 10(a)는 성형이 끝난 상태에서의 유효변형률 분포를 나타내고 있다. 공정설계에서 쉽게 예측할 수 있듯이 성형체의 직경이 변화하는 코너부분에 변형률이 집중되는데, 지나친 변형집중은 제품의 물성이 불균일하게 되거나 경우에 따라서는 사용중에 결함이 발생할 수도 있으므로 되도록 피해야 하는 부분이다.

변형집중을 정량적으로 비교하기 위하여 각 요소의 면적을 가중치로 하여 전체 유효변형률 축적량의 90%를 차지하게 되는 영역의 면적을 점선으로 둘러싼 것과 같이 계산하였다. 이 면적의 전체면적에 대한 비가 클수록 고르게 변형된 것이라 볼 수 있다. 이렇게 결정된 영역 비의 결과를 Fig. 10(b)에 도시하였다. 전반적으로 초기

직경이 작아질수록 고르게 변형률이 분포되다가 모사모텔중 최소반경 5cm에 이르면 다시 약간 집중이 심화되는 경향을 보이고 있다. 이와 같은 결과를 종합해 볼 때, 전술한 바와 같이 초기직경을 설정하는 것이 기계적 에너지 효율과 제품 내부의 고른 기계적 성질을 위해서 가장 적합하다고 생각된다.

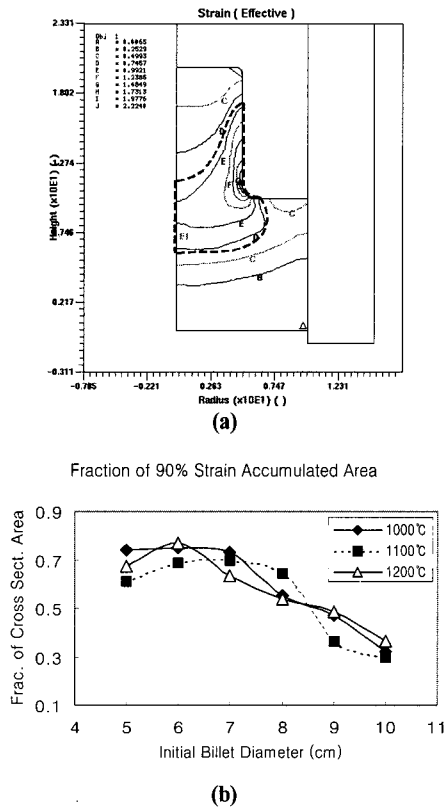


Fig. 10 Evaluation of strain concentration level

스트로크 속도의 영향 : 역시 성형에 필요한 기계적 에너지와 변형률 분포의 관점에서 스트로크 속도를 변화시킨 결과, 빌렛의 형상변화에 비해 상대적으로 적은 변화를 나타내었다. 이는 고속으로 성형하게 되면 유동응력의 레벨이 상승하지만, 그만큼 많은 양의 가공열이 발생하기 때문에 상쇄되는 효과로 생각되어진다.

스트로크 속도는 생산성 관점에서는 빠른 것이 유리하다. 그러나 지나치게 빠른 성형속도는 다이의 수명을 단축시키고 초기 변형저항을 크게 높일 수 있으므로 본 공정의 경우 대략 20~30cm/sec 전후의 속도가 적절할 것으로 생각된다.

그리고 최종 성형체의 변형률 집중 정도에 대해서는 스트로크 속도의 영향이 크지 않은 것으로 나타났다.

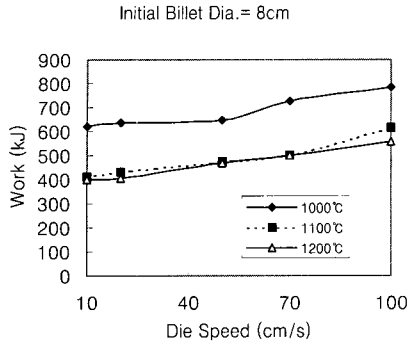


Fig. 11 Effect of Stroke Speed

4.3. 가공열이 보정되지 않은 경우와의 비교

해석해의 전반적인 경향에 있어서는 가공열이 보정된 경우와 그렇지 않은 경우가 비슷하게 나타나고 있다.

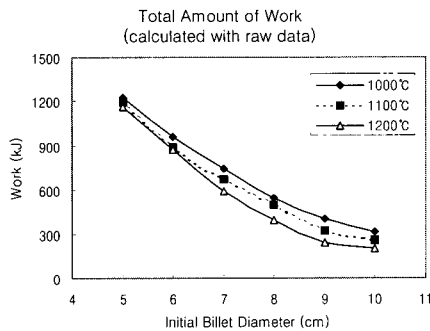


Fig. 12 Effect of initial geometry evaluated with raw data

그러나, 가공열이 보정된 Fig. 12를 보정되지 않은 Fig. 9와 비교하여 볼 때, 소성일의 정량적 예측에 있어서는 비교적 큰 차이를 보이고 있다. 우선 전반적으로 낮은 유동응력이 예측되어 상대적으로 낮은 값들을 모든 온도구간에서 나타내고 있으며, Fig. 9의 결과에 비해 초기 빌렛의 직경에 대해 뚜렷한 천이구간 없이 선형적인 관계를 나타내고 있다. 이는 가공열이 보정되지 않은 본래의 비등온 유동곡선이 실제 등온곡선에서 나타나는 가공경화능을 제대로 반영하지 못하기 때문에 생기는 차이로 보여진다.

가공열이 반영되지 않아 발생하는 해석해의 차이는 크게 다음 두가지 문제를 일으킬 수 있다. 첫째로는, 실제보다 낮은 기계적 에너지를 예측하게되므로 그러한 설계 최적화 방안을 따를시에 성형에너지 부족으로 인한 모서리 채움의 부족 등이 나타날 수 있으며, 둘째로는

공정설계에 대한 변화가 정확히 예측되지 않아 최적조건을 설정하는데 어려움을 주게 된다.^(12,13)

이러한 장단점 및 효과를 보다 명확히 규명하기 위해서는 단순한 형상의 임의적 모사에서 한단계 발전하여 실제 성형공정의 설계방안을 해석하고 최적화하는 과정을 통하여 정량적으로 검증할 필요가 있으며, 특히 다이의 탄성변형해석을 함께 고려하는 것이 중요하다고 생각된다.⁽¹⁴⁾

5. 결론

본 연구에서는 SAF 2507 스텐레스강을 대상으로 압축시험을 통하여 고온변형거동을 기술하고, 동적변형에서 특히 중요한 가공열 발생을 보정하는 기법과 수치해석에의 적용성을 평가하였으며, 다음과 같은 중요한 결론을 얻었다.

- (1) 변형량 축적의 미소증분을 수치적분하여 기계적 시험에서 발생하는 가공열을 정량화하였다.
- (2) 지수보간법을 사용하여 비등온 유동곡선들로부터 등온 유동곡선을 결정할 수 있다.
- (3) 가공열이 보정된 유동곡선을 유한요소해석코드의 Material Database 로 사용하여 보다 효과적으로 고온형단조의 최적조건을 도출할 수 있다.

후기

본 연구는 1999년도 산업자원부 지원 민군겸용기술사업 "선박용 고강도,고내식 특수 주.단조품 개발" 연구결과 의 일부이며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고 문헌

- (1) J. Holloman, 1947, Trans. AIME, vol. 171, p. 355.
- (2) J.J. Jonas, 1969, Trans. Q. ASM, vol. 62, p. 300.
- (3) F. Garofalo, 1963, TMS-AIME, vol. 227, p. 251.
- (4) 유인창, 박종진, 최승주, 1996, 대한금속학회지, vol. 34, p. 973.
- (5) N. Akdut and J. Foct, 1996, ISIJ international, vol. 36, p. 883.
- (6) J.W. Simmons, Mat. Sci. Eng. vol. A207, p. 159.
- (7) S.L. Semiatin and J.J. Jonas, 1984, "Formability and Workability of Metals", ASM, p. 43.
- (8) P. Greenfield and M.B. Bever, 1956, Acta Met., vol.4, p. 443.

- (9) W.F. Smith, 1993, "Structure and Properties of Engineering Alloys", McGraw-Hill, pp. 288~334.
- (10) "Smithells Metals Reference Book 6th Ed", Ed. E.A. Brandes, 1983, Butterworths, pp. 14-22~14-39, 17-10.
- (11) "Stainless Steels - ASM Specialty Handbook", Ed. J.R. Davis, 1994, ASM, pp. 492~535.
- (12) N.R. Chitkara and M.A. Bhutta, 1996, Int. J. Mech. Sci., vol.38, p. 871.
- (13) L. Fourment, T. Balan, and J.L. Chenot, 1996, Int. J. Num. Method. Eng. vol. 39, p. 51.
- (14) E. Doege, H.P. Hougardy, A. Lubbe, and E. Schultchen, 1996, Steel Research, Vol. 67, p. 52.