

6061 알루미늄합금 휠 단조공정의 해석

김영훈* · 유태곤* · 황병복**

(1999년 5월 6일 접수)

An Analysis on the Forging Processes for 6061 Aluminum Alloy Wheel

Young-Hoon Kim, Tae-Kon Ryou and Beong-Bok Hwang

Abstract

The metal forming processes of aluminum alloy wheel forging at elevated temperatures are analyzed by the finite element method. A coupled thermo-mechanical model for analysis of plastic deformation and heat transfer is adapted in the finite element formulation. In order to consider the strain-rate effects on material properties and the flow stress dependence on temperatures, rigid-viscoplasticity is introduced in this formulation. In this paper, several process conditions were applied to the simulation such as die speed, rib thickness, and depth of die cavity. Simulation results are compared, and discussed with each case. Metal flow, die pressure distributions, temperature distributions, velocity fields and forging loads are summarized as basic data for process design and selection of a proper press equipment.

Key Words : Thermo-Viscoplastic Finite Element Analysis, Coupled Thermo-Mechanical Model, Wheel Forging, 6061 Aluminum Alloy

1. 서 론

고온에서 변형된 금속은 일반적으로 냉각시 재결정이 일어나지만 열간 단조에서는 소재의 변형이 급속히 진행되므로 재결정될 시간적 여유가 없다. 상온에 비해 고온에서 재료의 항복강도는 낮고 가공 경화되지 않으므로 소성 변형에 요구되는 유동응력이 감소한다. 유동응력의 감소에 따라 소모되는 성형에너지가 적으므로 열간 단조는 장비의 능력이 제한적이고 대변형이 요구되거나 복잡한 형상의 부품을 제조할 때 유리한 공정이다. 열간 단조는 이러한 장점들로 인해 자동차나 항공기용 부품의 생산에 널리

이용되고 있다.

단조에 주로 사용되는 알루미늄 합금은 5000 및 6000 계열이 주로 사용되며, 6000계는 Mg_2Si 석출로 강도를 확보한 열처리형 합금이다. 2000이나 7000계에 비하여 인장강도는 25~35 kg/mm² 떨어지고, 5000계보다 내식성은 떨어지지만 단조 가공성이 우수하고, 용접성 및 피 절삭성이 양호하며, 열처리 후 SS41과 같은 정도의 항복강도를 보유하며, 특히 내식성이 뛰어나다.⁽¹⁾ 이러한 이유로 6000계열의 합금이 자동차용 휠의 재료로 사용되고 있다.

열간 단조에서 최적공정을 설계하고 결함 없는 제품을 만들기 위해서는 재료의 유동양상과 금형충진, 성형하

* 인하대학교 자동차공학과

** 인하대학교 자동차공학과

중, 응력과 변형률, 온도분포 등에 대한 정량적 분석이 요구되며, 유동응력이나 단조성 등과 같은 재료의 성질, 마찰과 윤활, 금형에 의한 냉각효과, 금형 속도, 금형과 재료의 초기온도 등의 가공조건에 대한 면밀한 분석이 요구된다.⁽²⁻³⁾

성형공정 설계와 가공조건 분석을 위해 근래에는 유한요소해석이 유용한 수단인 것으로 알려지고 있다. 금속성형공정을 분석하기 위한 유한요소법의 응용은 Yamada 등⁽⁴⁾이 탄소성 문제에, Kobayashi 등⁽⁵⁾이 강소성 문제에 적용하면서 시작되었다. 탄소성 문제에 대한 단순한 해는 변형의 단성부분을 무시하고 모든 소성변형 문제를 유동문제⁽⁶⁾로 간주하는데, 이를 강소성 문제라 부르며 Kobayashi 등⁽⁵⁾이 제안하였고, Zienkiewicz 등⁽⁷⁾이 일반화하였다. 이들은 미소한 시간분할을 통해 대변형 문제의 해석이 가능토록 하였으며, 강소성 이론에 근거한 접근으로 계산시간을 대폭 줄이는데 기여하였다.

고온에서 재료는 대개 속도 민감성을 나타내기 때문에 열간성형공정을 적절히 해석하기 위해서는 속도 민감성의 영향을 고려하는 점소성 이론이 요구된다. 점소성 이론의 일반화는 주로 Perzyna⁽⁸⁾과 Cristescu⁽⁹⁾에 의해 확립되었다. 변형과 열전달 문제가 비연계방식에 의해 해석된 이후 Zienkiewicz 등⁽¹⁰⁾은 정상상태 압출에서 연계해석을 수행하였고, Rebelo와 Kobayashi⁽¹¹⁻¹²⁾는 중실 실린더와 링의 업셋팅 공정에서 비정상상태의 점소성 변형과 열전달의 연계해석 모델을 제시하였다.

본 연구에서는 Rebelo와 Kobayashi⁽¹¹⁻¹²⁾에 의해 제시된 변형과 열전달의 연계해석 모델을 도입하여 시뮬레이션을 수행한다. 적용된 모델의 타당성을 검토할 목적으로 6061 알루미늄 합금 휠의 단순화된 축소 모델을 대상으로 예비해석을 수행하며, 해석결과에서 얻은 프레스 하중은 실험값과 비교한다. 한편, 상기와 동일한 재료를 사용한 자동차용 휠의 실제 모델을 대상으로 열간단조의 공정 해석을 수행하고, 해석결과는 프레스 장비의 선정과 공정 설계를 위한 기초 데이터로 제공된다.

2. 소성이론

von Mises 항복이론이 적용되는 소성변형 재료의 유효 변형률과 응력사이의 관계를 묘사하는 소성 유동식은 다음과 같다.⁽¹¹⁾

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}}{\sigma} \sigma'_{ij} \quad (1)$$

경계치 문제에서 유한요소법을 적용하려면 평형방정식이나 구속방정식을 적분형으로 만들어야 한다. 운동학적으로 가용한 속도장을 찾기 위한 힘 평형 방정식의 적분형은 문헌⁽⁵⁾에서 쉽게 찾을 수 있으며, 비압축성 조건을 만족하기 위해 벌칙상수 K 를 도입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\int_V \sigma'_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_F} \bar{t}_i \delta v_i dS + K \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV = 0 \quad (2)$$

여기서, 속도벡터 v 는 체적 V 에 대해, 표면력벡터 \bar{t}_i 는 외력이 작용되는 표면 S_F 에 대해 설정되며, 편차응력은 $\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij}$ 이고, 변형률속도 증분은 $\delta \dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} ((\delta v_{i,j}) + (\delta v_{j,i}))$ 이다.

한편, 온도해석을 위한 열전도 방정식의 적분형은 다음과 같이 표현된다.⁽¹¹⁾

$$\int_V k T_{,i} \delta T_{,i} dV + \int_V \rho c \dot{T} \delta T dV - \int_{S_q} q_n \delta T dS - \int_V \xi \sigma'_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \delta T dV = 0 \quad (3)$$

여기서, T 는 절점의 온도, k 는 열전도율, c 는 열용량, ξ 는 열효율, q_n 은 경계표면 S_q 에서의 열유속이고, n 은 경계표면에서의 외향 단위법선벡터이다.

상기의 적분형 평형방정식에서 유한요소 이산화 과정을 거치면 수치해석에 적합한 행렬 형태의 유한요소 방정식이 얻어지며, 변형과 온도의 연계해석을 위한 수식 전개는 문헌⁽¹³⁾에서 쉽게 찾을 수 있다. Fig. 1에 연계과정을 도식적으로 나타내었으며 비연계과정과 비교하였다.

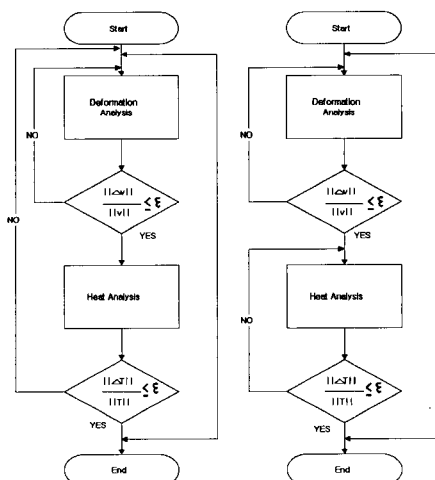


Fig. 1 Flowchart of the coupled analysis and the decoupled analysis

3. 실험 및 해석 방법

본 연구는 자동차용 6061 알루미늄합금 휠의 성형에 적합한 프레스 장비를 선정하고, 제품의 생산성과 품질에 영향을 미치는 공정변수들을 검토할 목적으로 수행되었다. 해석은 먼저 단순화된 축소형 모델을 대상으로 수행되었으며, 해석결과로부터 얻은 성형하중은 실험결과와 비교하여 본 연구에서 사용된 해석프로그램으로부터 얻어진 수치해의 타당성을 검증하였다. 다음으로 산업현장에서 사용될 자동차용 휠의 실제 형상을 모델로 열간단조공정을 시뮬레이션하고, 결과로부터 얻어진 단조하중은 장비선정을 위한 자료로 제공되었다. 또한, 해석결과인 유동양상, 변형률 분포, 금형 온도 및 금형의 압력분포 등이 고찰되었으며, 이들은 림두께 등의 단조공정설계에 필요한 기초자료로 제공된다. Fig. 2는 단순화된 모형 실험과 예비해석에 사용된 소재 및 금형의 형상을 나타낸 것이고, Fig. 3은 이 해석에 사용된 유한요소망을 보여준 그림이다.

Fig. 4는 본 연구의 주해석에 이용된 휠의 형상을 나타낸 것으로 전체적으로 림(rim)과 웹(web)을 갖는 구조이다. Fig. 5는 단조성형 이후 휠의 완성된 형상을 나타낸 것이고, Fig. 6은 해석에 이용된 초기소재, 펀치와 금형의 형상 및 각각의 유한요소망을 나타낸 것이다. Fig. 6의 A 부분과 같이 펀치의 노우즈를 설계한 것은 성형하중을 감소시키고 공정 완료후 펀치 빼냄을 원활히 하기 위함이다. 공정은 압출이 주된 것으로 초기소재의 높이에 대한 성형후 림의 전체 길이 비를 볼 때 성형난이도가 높고 예비성

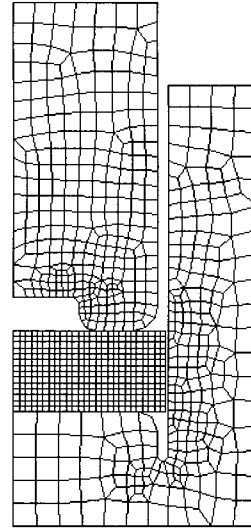


Fig. 3 Finite element meshes for the workpiece and tools used in the pre-analysis of 6061 aluminum alloy wheel forging processes

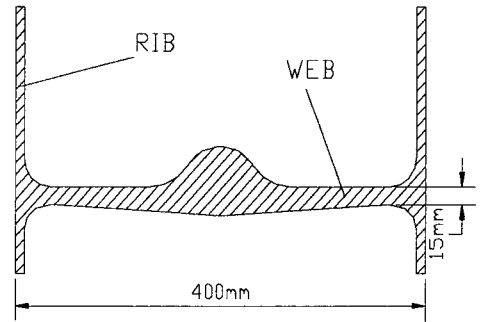


Fig. 4 Wheel geometry used in the main analysis of 6061 aluminum alloy wheel forging processes

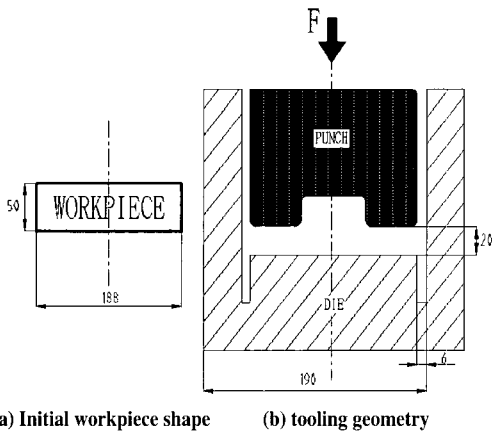


Fig. 2 Initial workpiece shape and tooling geometry used in the pre-analysis of 6061 aluminum alloy wheel forging processes

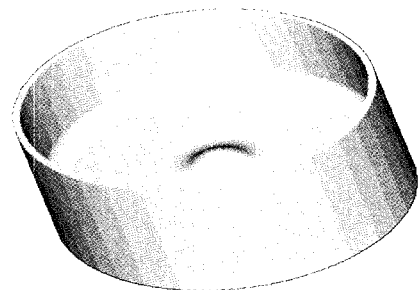


Fig. 5 Final wheel shape obtained in the forging process of 6061 aluminum alloy

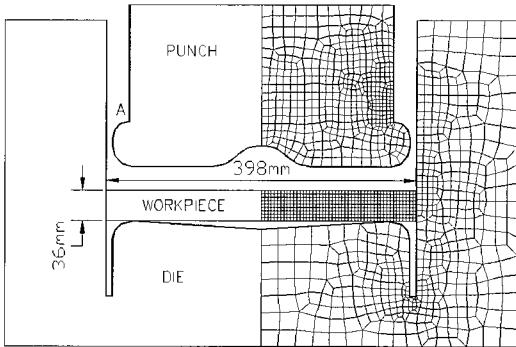


Fig. 6 Finite element meshes for workpiece and tools used in the main analysis of 6061 aluminum alloy wheel forging processes

형과정 없이 단조공정으로 완성된다. 전후방 압출을 통하여 림을 충분히 길게 하고 이후 기계가공을 행하며, 별도의 장비에 의하여 림을 성형한다.

열간단조공정에서 시간에 종속적인 재료의 거동을 다루기 위하여 변형률속도를 고려한 점소성 이론을 도입하고 계산의 효율성을 위하여 소성변형에 비해 탄성변형의 크기가 작으므로 탄성변형을 무시한 강소성해석이 일반적으로 수행되어진다. 해석에 사용된 6061알루미늄합금의 유동응력과 온도 및 변형률속도의 관계는 식 (4)과 같고, 변형률속도에 대한 유동응력의 변화율은 식 (5)와 같다.⁽¹⁴⁾

$$\bar{\sigma} = \frac{\sinh^{-1} \left\{ \exp \left(\frac{1.852 \times 10^4}{T_{(K)}} \right) \times 6.803 \times 10^{-11} \dot{\epsilon} \right\}^{1/4.940}}{0.011} \text{ (MPa)} \quad (4)$$

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\dot{\epsilon}} = \frac{18.403K}{\dot{\epsilon}^{0.798} \sqrt{1 + K^2 \dot{\epsilon}^{0.405}}} \text{ (MN/m}^2\text{s)} \quad (5)$$

여기서, K는 다음과 같다.

$$K = \left[\exp \left(\frac{1.852 \times 10^4}{T_{(K)}} \right) \times 6.803 \times 10^{-11} \dot{\epsilon} \right]^{1/4.940} \quad (6)$$

Table 1에는 소재로 사용된 6061 알루미늄 합금과 금형재료인 공구강 H13의 열적 물성치를 나타내었다. Table 2는 본 해석에 적용된 공정조건을 나타낸 것이다. 단순화된 축소모형인 예비해석에서는 실험결과와 비교할

Table 1 Thermal properties used in the forging analysis

Items	Material	Workpiece (6061)	Punch/Die (H13)
Conductivity(N/sec/K)	240	28.4	
Density*Heat Capacity(N/mm ³ /K)		2.8	3.676
Heat Transfer Coef. to Environment(N/sec/mm/K)			0.007
Heat Transfer Coef. of the Lubricant(N/sec/mm/K)			36.02
Radiation Coef.*Boltzman Constant(N/sec/mm/K)			85×10 ¹³

Table 2 Process conditions used in the forging analysis

Conditions	Analysis Type	Simplified Pre-Analysis	Main Analysis			
Friction Factor		0.2	0.2			
Initial Billet Temperature		450℃	450℃			
Initial Punch and Die Temperature		200℃	200℃			
Environment Temperature		27℃	27℃			
Punch Speed		0.03m/s	0.2m/s	0.1m/s		
Rib Thickness		6mm	7mm	8.5mm	7mm	8.5mm
Depth of Die Cavity		30mm	60mm	90mm	90mm	

목적으로 Table 2에서 보는 바와 같이 림두께가 6 mm이고 펀치속도가 0.03 m/s인 경우에 대해 수행되었고, 주해석에서는 펀치속도가 0.2 m/s와 0.1 m/s인 경우와 실제 완성품의 림두께가 여러가지이므로 각각의 펀치속도에 대해서 성형되는 림의 두께를 7 mm 및 8.5 mm로 하여 총 네가지 경우에 대해 수행하고 얻어진 결과를 상호 비교하였다. 예비해석의 결과와 비교할 목적으로 수행된 실험에 사용된 800ton 유압프레스는 축압기(accumulator) 구동 방식이므로 정확한 펀치속도를 측정할 수 없었으나, 초기에는 0.1 m/s의 속도로 작동되고 본격적인 성형공정부에서 약 0.03 m/s의 속도로 작동되는 것으로 가정된다.

4. 공정해석결과

Fig. 7은 예비해석에서 얻어진 단조하중과 실험에 사용된 프레스의 최대 적용하중을 비교한 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 해석결과인 최대 단조하중이 프레스의 적용

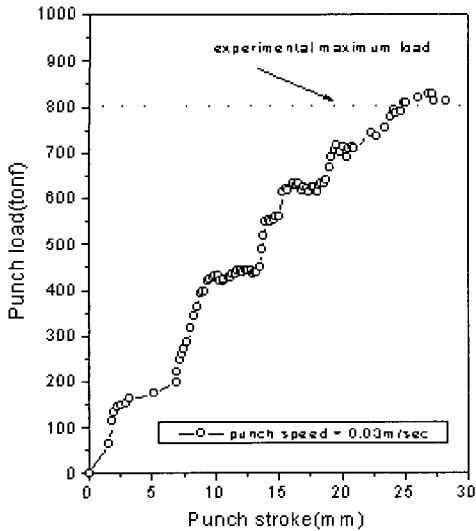


Fig. 7 Comparison of the measured press load with the predicted one obtained in the simplified model

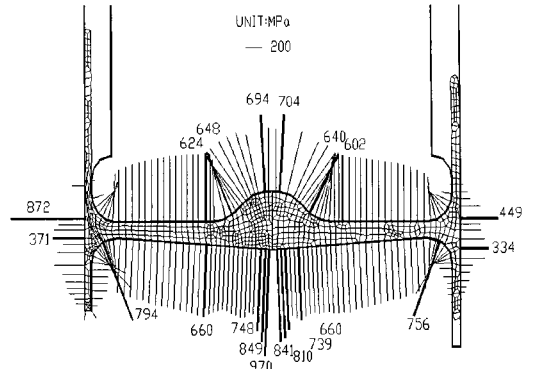


Fig. 9 Punch and die pressure distributions for punch speed 0.2m/s, rib thickness 7mm(left side), rib thickness 8.5mm(right side)

Table 3 Comparison of maximum die pressures(MPa)

Punch Speed, Rib Thickness	Maximum Value
0.2m/s, 7mm Rib	970
0.2m/s, 8.5mm Rib	841
0.1m/s, 7mm Rib	924
0.1m/s, 8.5mm Rib	932

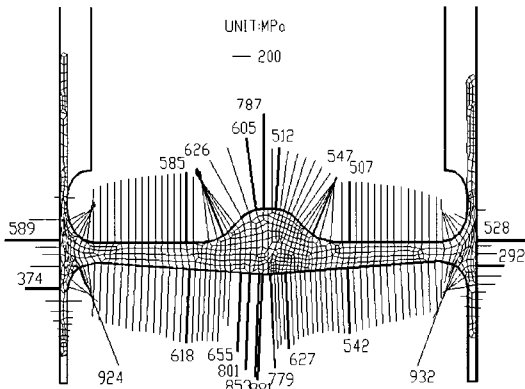


Fig. 8 Punch and die pressure distributions for punch speed 0.1m/s, rib thickness 7mm(left side), rib thickness 8.5mm(right side)

하중과 거의 일치하였다. 실제공정에서는 성형이 완료되는 시점에서의 단조속도가 축압기를 사용하지 않았을 때의 가압속도인 0.03 m/s로 작동되기 때문에 0.03 m/s의 속도로 해석함이 타당할 것으로 판단되며, 해석결과로부터 얻은 단조하중은 프레스 용량 선정에 유용한 예측정보를 제공함을 알 수 있다. 또한, 본 연구에서는 프레스 장비의 선정 및 성형공정의 변수들을 검토할 목적으로 자동

차용 6061 알루미늄합금 휠의 열간단조공정을 시뮬레이션 하였으며, 해석결과와 고찰내용을 아래에 기술한다.

Fig. 8과 Fig. 9는 펀치속도가 0.1 m/s이고 림두께가 7 mm와 8.5 mm일 때와 펀치속도가 0.2 m/s이고 림두께가 7 mm와 8.5 mm일 때 각각의 펀치 및 금형의 압력분포를 비교한 것이다. 그림에서 볼 수 있는 것처럼, 금형에 미치는 최대 압력은 약 1,000 MPa이며, 금형재료에 무리 없이 공정을 진행하기 위한 최대 압력은 약 4,000 MPa 미만으로 권장되어진다.⁽¹⁵⁾ 전체적으로 금형의 모서리 부분, 경사면 중앙, 웹 중앙 돌출부에 높은 압력을 받고 있음을 보여준다. 펀치속도가 같을 경우에는 림두께가 7 mm일 때가 8.5 mm일 때보다 평균적으로 20~60 MPa정도 높은 압력을 받고 있다. 또한, 림두께가 같을 경우 펀치속도 0.2 m/s일 때가 0.1 m/s일 때보다 30~70 MPa정도 높은 압력을 받는다. 이 결과로 볼 때 압력분포에 미치는 속도와 림두께의 영향은 비슷함을 알 수 있다. 상기의 각 경우에 대한 최대압력의 비교는 Table 3에 나타내었다. 펀

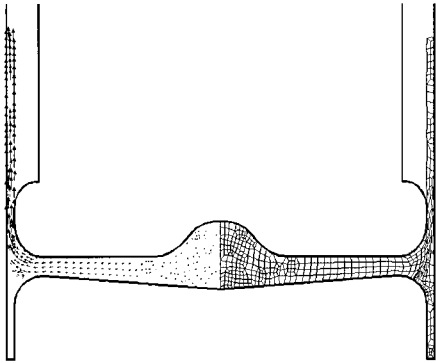


Fig. 10 Velocity fields for punch speed 0.2 m/s, rib thickness 7 mm

치속도가 0.2 m/s이고 림두께가 7 mm의 경우를 제외하고는 소재가 금형의 밑면에 닿지 않도록 금형공극을 깊게 하였으므로 림 하단에서의 압력이 적고, 림의 상단은 개방되어 있어 소재에 압축력이 전달되지 않으므로 압력을 받지 않는다.

Fig. 10은 펀치속도가 0.2 m/s이고 림두께가 7 mm일 때 성형의 마지막 단계에서의 속도장 분포를 나타낸 것이다. 림의 상단부에서는 상대적으로 유동속도가 크고, 림이 상단과 하단으로 분기되어 유동되는 곳과 웹의 전체 부위에서는 유동속도가 매우 작다. 림의 하단부에서도 속도가 무시할 정도로 작으며, 이것은 전방압출이 더 이상 크게 이루어지지 않는 상태임을 보여준다. 펀치속도와 림두께가 다른 경우에도 크기에서 약간의 차이가 있지만 매우 유사한 경향을 보였다. 이러한 속도장의 분포는 6061 알루미늄합금 휠 성형에서 전방압출공정이 후방압출보다 먼저 완료된다는 것을 보여주는 것이다.

Fig. 11은 펀치속도가 0.1 m/s이고 림두께가 7 mm일 때, Fig. 12는 펀치속도가 0.2 m/s이고 림두께가 8.5 mm일 때 성형완료 후 소재, 펀치 및 금형의 온도분포를 각각 나타낸 것이다. 성형시간은 0.1 m/s일 경우 0.21초, 0.2 m/s일 경우 0.105초이며 성형시간이 더 긴 0.1 m/s의 경우가 펀치와 금형에 의한 소재냉각이 더 심하여 0.2 m/s의 경우보다 온도가 낮게 나타났다. 소재내의 최저온도는 림 하단으로부터 약간 높은 곳에서 발생하였으며, 펀치와의 접촉이 늦게 시작되는 웹 중앙부에서는 다른 부위보다 냉각이 지연되어 성형 후 소재에서 최대온도를 보여준다. 펀치와 금형은 소재와 접촉에 의한 열전달로 온도상승이 이루어지며, 소재가 림의 상단과 하단으로 분기

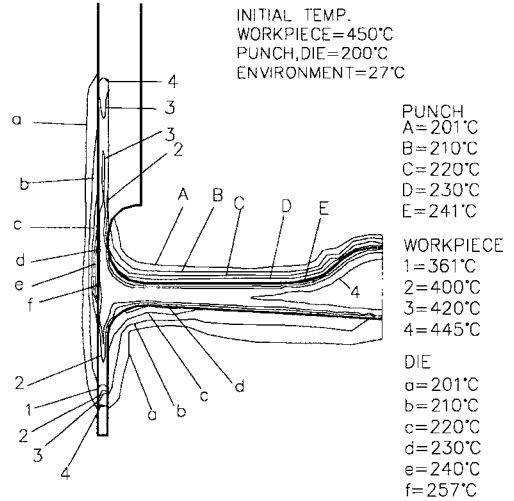


Fig. 11 Temperature distributions of workpiece, punch and die for punch speed 0.1 m/s, rib thickness 7 mm

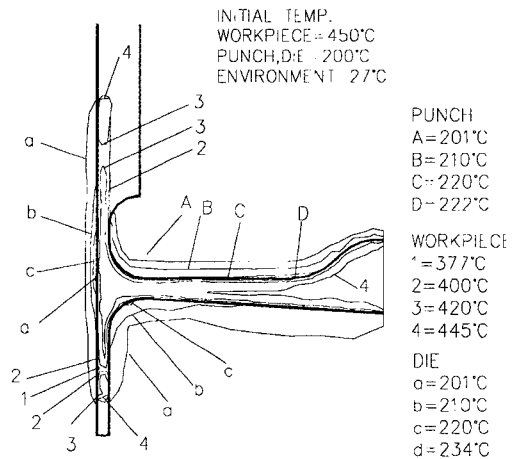


Fig. 12 Temperature distributions of workpiece, punch and die for punch speed 0.2 m/s, rib thickness 8.5 mm

되어 유동되는 곳에서 가장 높은 온도분포를 보였다. 펀치속도가 0.1 m/s일 때는 0.2 m/s일 때보다 성형시간이 길어서 열전달이 많기 때문에 상대적으로 펀치와 금형의 온도분포가 높음을 알 수 있다. Fig. 13과 Fig. 14에서 보는 바와 같이 펀치속도가 0.1 m/s이고 림두께가 8.5 mm일 때와 펀치속도가 0.2 m/s이고 림두께가 7 mm일 때

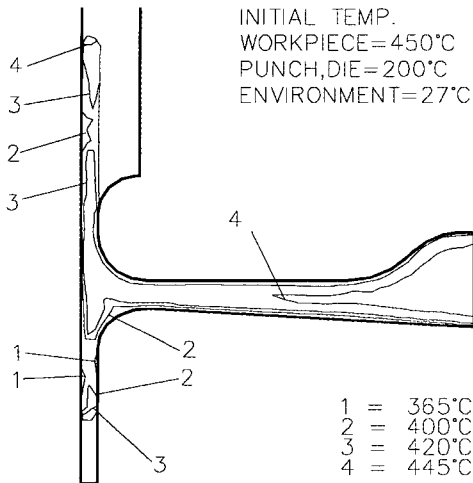


Fig. 13 Temperature distributions of workpiece for punch speed 0.1 m/s, rib thickness 8.5 mm

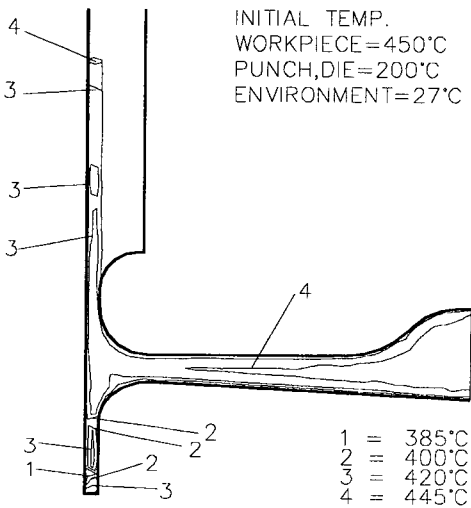


Fig. 14 Temperature distributions of workpiece for punch speed 0.2 m/s, rib thickness 7 mm

상기와 유사한 경향을 보였다. Table 4는 소재와 급형에 분포된 온도의 극한값을 비교한 것이다. 생산성과 급형의 보호측면에서 설비용량과 제품의 품질에 영향이 적은 범위 내에서 성형속도를 높이는 공정설계가 바람직함을 알 수 있다.

Table 4 Comparison of limit temperatures(°C)

Punch Speed, Rib Thickness	Workpiec (Min. Value)	Punch (Max. Value)	Die (Max. Value)
0.2m/s, 7mm Rib	382	225	236
0.2m/s, 8.5mm Rib	377	222	234
0.1m/s, 7mm Rib	361	241	257
0.1m/s, 8.5mm Rib	363	243	255

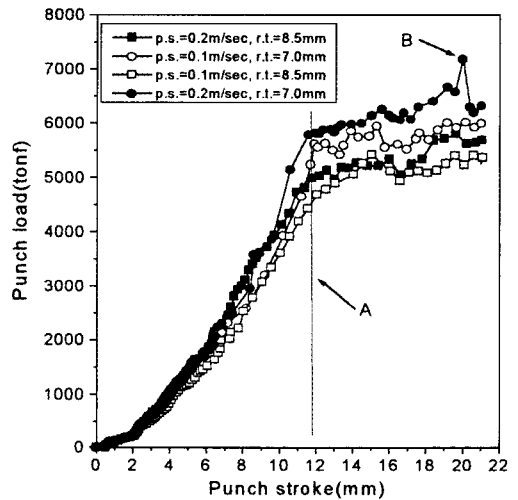


Fig. 15 Comparison of press stroke-load curves among all analysis cases

Fig. 15은 펀치속도(0.2 m/s, 0.1 m/s)와 림두께(7 mm, 8.5 mm)를 변화시킴에 따른 행정-하중 선도의 변화를 보여준 그림이다. 그림에서 표시된 A 행정부위까지는 하중이 큰 기울기를 갖고 증가한다. 그러나, 압출이 주된 변형양상이 되고 정상상태에 근접함에 따라 완만한 하중 증가를 보인다. 림두께가 같을 때는 펀치속도가 빠른 경우의 성형하중이 약 200~500톤 정도 높게 나타났다. 그 이유는 고온에서 변형률속도가 커짐에 따라 소재의 유동용력이 증가하기 때문으로 생각된다. 이 결과로부터 고온에서의 변형률속도 민감성이 확인된다. 펀치속도가 같을 때는 림두께가 얇은 경우의 성형하중이 약 500~1000톤 정도 더 높게 나타났다. 펀치속도와 림두께의 변화에 따른 하중변화는 압출이 본격적으로 시작되기 전에는 거의 차이가 없지만 압출이 주된 변형양상이 되면 현저한 차

Table 5 Comparison of Maximum press loads and energies

Punch Speed, Rib Thickness	Load(tonf)	Energy(kJ)
0.2m/s, 7mm Rib	7196.20	829.99
0.2m/s, 8.5mm Rib	5870.32	732.32
0.1m/s, 7mm Rib	5961.69	757.09
0.1m/s, 8.5mm Rib	5628.30	680.97

이를 보인다. 특히, 성형하중은 펀치속도보다 림두께의 영향을 크게 받는 것을 확인 할 수 있다. Fig. 15에 도시된 B점의 경우와 같이 소재가 림의 하단부를 채우는 순간 하중이 급증하는데, 금형 보호의 측면에서 이런 상황을 피할 목적으로 다른 경우에 대해서는 금형의 하단부 깊이를 더 깊게 하여 해석을 수행하였다. 이런 현상의 발생을 회피하는 것은 금형설계시 고려되어야 할 중요한 요소로 판단된다. Table 5은 상기의 각 경우에 대하여 최대하중과 소요 에너지를 비교한 것이다.

프레스 장비는 용량의 증가에 따라 설비비용이 기하급수적으로 증가하므로 성형될 제품의 특성 및 규격에 따라 적정하게 선정되어야 한다. 본 해석모델에 사용된 자동차용 휠 성형용 프레스의 용량은 Table 5을 참조하여 6,000톤 정도로 선정하는 것이 설비비 측면에서 적합할 것으로 판단되어 설비 도입시 고려사항으로 제시되었다. 한편, 상기에서 고찰된 해석결과는 자동차용 휠 제조를 위한 림두께 선정 등 공정설계의 기초 데이터로 제공되었다.

5. 결 론

본 연구에서는 자동차용 알루미늄합금 휠의 열간단조공정에 대한 유한요소해석을 수행하여 해석프로그램에서 얻은 수치 해의 타당성을 축소모델 실험결과와 비교를 통하여 검증하였고, 실제모델의 해석결과를 상호 비교함으로써 장비선정 및 공정설계를 위한 기초자료로 제시하였으며, 주요 결과들을 요약하면 다음과 같다.

(1) 단조공정에 있어서 대변형과 복수 물체간 열 전달의 연계해석을 수행하였다.

(2) 휠의 단순화된 축소모델을 대상으로 유한요소해석과 실험을 수행하여 얻은 성형하중을 비교 함으로써 수치해의 타당성을 검증하였다.

(3) 유효변형률의 분포는 금형의 벽면을 따라가는 림의 외측부위에서 크게 나타났으며, 림두께가 두꺼울 경우 상단부가 금형 벽으로부터 떨어지는 경향이 발생하였다.

(4) 펀치 및 금형에 가해지는 압력분포는 펀치의 경우 소재의 중앙 돌출부를 형성하는 부분에서, 금형의 경우는 경사면 중앙과 접촉하는 부분과 모서리 부분에서 크게 나타났다. 금형설계시 이 부분의 기하학적 형상을 고려해야 할 것으로 판단되었다.

(5) 해석결과로부터 얻은 성형하중은 자동차용 휠의 제조를 위한 프레스 선정의 기본자료로 제시 되며, 압력분포, 온도분포, 성형에너지 등은 림두께 및 금형설계 등 제품 및 공정 설계를 위한 기초자료로 제공된다.

후 기

본 연구는 인하대학교 및 정보통신부의 연구비 지원에 의하여 수행되었음을 밝히며, 실험에 도움을 준 (주)쌍용정공의 관계자 제위께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) Air Force Materials Laboratory, Forging Equipment, Materials, and Practices, MCIC-HB-03, pp. 181~211, 1973.
- (2) K. Biswas and W. A. Knight, 1974, "Computer-Aided Design of Axisymmetric Hot Forging Dies", Proc. 15th Int. MTDR Conf., p. 135.
- (3) Akgerman and T. Altan, 1972, "Recent Developments in Computer-Aided Design of Forging Process", SME Technical Paper, No.72-110, April.
- (4) Y. Yamada, N. Yoshimura, and T. Sakurai, 1968, "Plastic Stress-Strain Matrix and its Applications for the Solution of Elastic-Plastic Problems by the Finite Element Method", Int. J. Mech. Sci., Vol. 10.
- (5) C. H. Lee, and S. Kobayashi, 1943, "New Solutions to Rigid-Plastic Deformation Problems Using a Matrix Method", J. Eng. Ind. Trans. ASME, Vol. 95, p. 865.
- (6) O. C. Zienkiewicz, 1884, "Flow Formulations for Numerical Solutions of Forming Processes", edited by J.F.T. Pittman et al., Wiley, New York, p. 1.

- (7) O. C. Zienkiewicz, and P. N. Godbole, 1974, "Flow of Plastic and Visco-Plastic Solids with Special Reference to Extrusion and Forming Processes", Int. J. Num. Meth. Engng. 8, pp. 3~16.
- (8) P. Perzyna, 1966, "Fundamental Problems in Viscoplasticity", Adv. App. Mech., Vol. 9, p. 243.
- (9) N. Cristescu, Dynamic Plasticity, North-Holland, Amsterdam, 1967.
- (10) O. C. Zienkiewicz, E. Onate, and J. C. Heinrich, 1978, "Plastic Flow in Metal Forming-I. Coupled Thermal Behavior in Extrusion-II. Thin Sheet Forming", Applications of Numerical Methods to Forming Processes, ASME, AMD, Vol. 28, p. 107.
- (11) N. Rebelo, and S. Kobayashi, 1980, "A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer-I, Theoretical Considerations", Int. J. Mech. Sci., Vol. 22, pp. 699~705.
- (12) N. Rebelo, and S. Kobayashi, 1980, "A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer-II, Applications" Int. J. Mech. Sci., Vol. 22, pp. 707~718.
- (13) S. Kobayashi, S. I. Oh, T. Altan, 1989, "Metal Forming and the Finite-Element Method", Oxford University press, pp.90~110, pp. 225~229.
- (14) Y. C. Yu, 1985, "Hot Workability of Aluminum Alloys", KOSEF report, p. 20.
- (15) T. Huziyoshi, 1989, "Die & Mouding", Daily Technology press, Tokyo, Japan, pp. 446~447.