

## 로워암 커넥터 열간단조 공정의 유한요소해석 및 미세조직 예측

박종진<sup>†</sup> · 황한섭<sup>\*</sup> · 이상주<sup>\*</sup> · 홍승찬<sup>\*\*</sup> · 임성환<sup>\*\*</sup> · 이경섭<sup>\*\*</sup> · 이경종<sup>\*\*</sup>  
(2003년 3월 10일 접수, 2003년 6월 2일 심사완료)

### FE Analysis of Hot Forging Process and Microstructure Prediction for Lower Arm Connector

Jong-Jin Park, Han-Sub Hwang, Sang-Joo Lee, Seung-Chan Hong,  
Sung-Hwan Lim, Kyung-Sub Lee and Kyung-Jong Lee

**Key Words:** Lower Arm Connector(로워암 커넥터), FEM(유한요소법), Hot Forging(열간단조), Microstructure(미세조직), Recrystallization(재결정), Plastic Flow(소성 유동)

#### Abstract

In the present study, hot forging process for a lower arm connector of an automobile was investigated. An FEM code, DEFORM-3D, was used to analyze the process and the process parameters, such as temperature, strain and strain rate, were obtained. The microstructure of the connector was predicted by applying the Sellars and Yada microstructure evolution models to the process parameters. The method of microstructure prediction used in the present study seems to be effective for the quality assurance of a forged automotive product.

#### 1. 서론

일반적으로 금속성형 공정은 풍부한 경험을 바탕으로 여러 차례의 시행착오를 통해서 완성된다. 그러나 이런 시행착오 방법은 경제적으로 또한 시간적으로 많은 손실과 낭비를 가져오게 되며, 성형이 실패한 경우에는 공정의 수정과 이에 따른 금형 설계와 제작을 위하여 적지 않은 비용이 필요하게 된다. 이러한 문제를 극복하기 위하여 금속성형 공정의 설계는 컴퓨터 시뮬레이션(computer simulation) 방법을 도입하여 경제성과 효율성을 높이는 방법으로 전환되어 가는 것이 세계적인 추세이며, 이러한 컴퓨터 시뮬레이션 방법은 제품 설계부터 필수적으로 거쳐가야 하는

단계로 인식되어지고 있다. 이러한 컴퓨터 시뮬레이션은 주로 유한요소법을 기본으로 개발된 상용프로그램을 이용하여 이루어진다.

최근에 컴퓨터 시뮬레이션의 응용분야는 소재 유동과 온도분포를 해석하여 성형공정을 검토하는 단계에서 벗어나 미세조직을 포함하여 해석하고 이를 기본으로 하여 성형공정과 금형의 제어 및 최적화를 이루고자 하는 방향으로 발전하고 있다. 자동차부품의 경우에는 대부분 성형작업 후에 노멀라이징(normalizing), 등온열처리(isothermal heat treatment), 퀴칭과 템퍼링(quenching and tempering) 등의 열처리 및 후속 가공이 수반된다. 많은 연구들을 통하여 단조공정 중 발생하는 미세조직의 예측과 제어<sup>(1-3)</sup>를 다루어 왔지만, 대부분이 단순한 업세팅(upsetting) 수준에서의 현상에 관한 것으로서 실제 복잡한 형상의 성형공정에는 연구의 결과를 효율적으로 적용하기가 어렵다.

본 연구에서는 자동차 샤시계 로워암 커넥터(lower arm connector)의 실제 열간 성형 공정을

<sup>†</sup> 책임저자, 회원, 홍익대학교

E-mail : jjpark@wow.hongik.ac.kr

TEL : (02)320-1637 FAX : (02)322-7003

<sup>\*</sup> 홍익대학교 대학원 기계공학과

<sup>\*\*</sup> 한양대학교 대학원 신소재 공학부

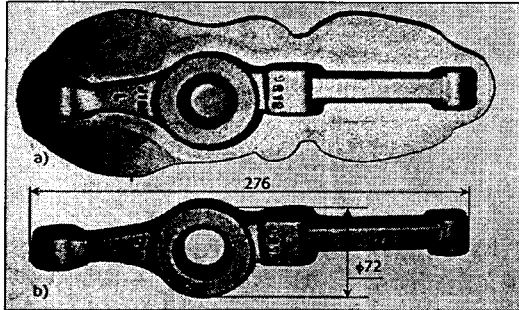


Fig. 1 Forged product of lower arm connector  
a) with flash, b) after piercing and trimming

DEFORM-3D로 해석하고, 포인트 트래킹(point tracking)기법으로 전체 성형공정을 통하여 발생하는 온도, 변형률 및 변형률속도의 변화를 구하였으며, 이를 기본으로 미세조직을 예측하였다.

### 2. 열간단조공정

자동차 부품은 일반적으로 단조강을 사용하여 열간단조로 성형한 후 퀴칭과 템퍼링을 실시하였다. 1970년대 이후에는 열처리 비용의 절감과 퀴칭에 의한 변형의 해소 등을 위하여 퀴칭과 템퍼링이 불필요한 비조질강이 개발되었으며, 이미 엔진과 샤프의 여러 부품에 사용되고 있다. 최근에는 고강도 및 인성을 확보하기 위한 저탄소계 마르텐사이트 및 베이나이트계 비조질강이 개발되고 있으며, 최종 제품의 미세조직을 조절하여 원하는 재질을 얻고자 하는 목적으로 성형공정에 대한 체계적인 연구가 진행되고 있다. 성형공정 중 발생하는 미세조직의 예측을 위해서는 공정의 제반 변수들에 대한 실험적 접근과 해석적 접근이 연계되어야 한다. 즉, 유한요소해석으로부터 변형률, 변형률속도, 온도의 이력 등을 구하고 미세조직 예측 모델에 적용하여 미세조직을 예측하게 된다. 그리고 예측된 미세조직과 최적의 미세조직을 비교하고 검토하여 공정조건을 수정하고, 이에 따라 품질과 생산성의 향상을 이루게 된다.

Fig. 1에 열간단조된 로워암 커넥터의 피니셔 및 피어싱/트리밍 작업 후의 형상을 나타내었다. 길이 278mm, 폭 72mm 정도의 크기이며, 복잡한 삼차원 형상을 나타내고 있다. Table 1에는 제품, 단조프레스 및 금형에 관한 주요사항을 요약하였다.

열간단조공정 해석의 정확도를 높이기 위해서는

Table 1 Specifications for hot forging conditions

No.	Items	Specifications
<b>Product</b>		
	product	lower arm connector (LH)
	material	S45C
	billet temperature	1200 ~ 1250. C
1	elongation	15/1000
	heat treatment	quenching and tempering (Q/T)
	hardness	H <sub>B</sub> 201 ~ 269
	billet heating m/c	500kW induction heater(coil : dia. 55)
	billet size	dia. 50 x 210(l)
	<b>Forging Press</b>	
2	machine	1600 ton mechanical forging press
	S.P.M.	65
	stroke	310 mm (12 in)
<b>DIES</b>		
3	stages	roll -> buster -> blocker -> finisher -> trimming
	roll	SKD61 (HRc52)
	buster	SKD61 (HRc44 ~ 46)
	blocker	SKD61 (HRc44 ~ 46)
	finisher	SKD61 (HRc44 ~ 46)
	pre-heating temp.	about 150 ~ 200. C
	lubricant	white lube.
	lubrication type	spray

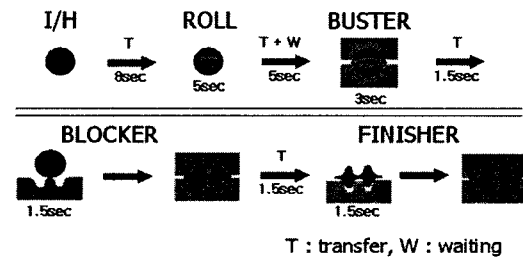


Fig. 2 Schematic of the hot forging process with transfer and waiting times

실제 단조공정 전체를 유기적으로 이해하여야 한다. Fig. 2에 열간단조공정 전체를 각 공정별 사이클 타임(cycle time), 소재이송시간(T)과 작업대기시간(W)을 포함하여 나타내었다. 그림에 보여지듯이 로워암 커넥터 열간단조공정은 소재가열(I/H), 체적분배를 위한 롤, 버스터, 블로커 및 피니셔 작업으로 구성되어 있다.

### 3. 유한요소해석

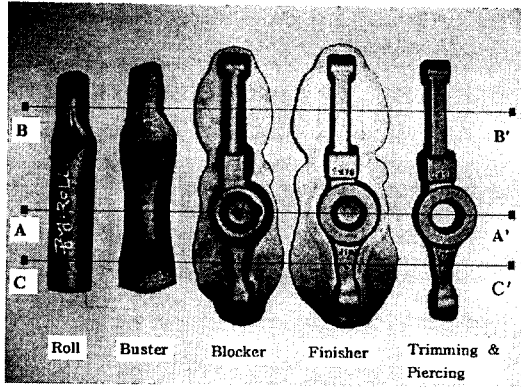


Fig. 3 Forged products after rolling, busting, blocking, finishing and trimming/piercing stages

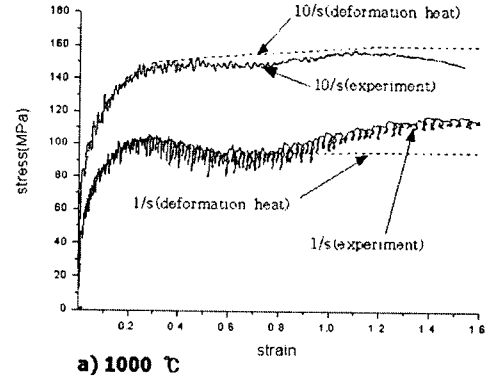
Table 2 Process parameters for FE-analysis

Process parameter	Value
upper die speed(forging press)	S.P.M : 65 Stroke : 310 mm
friction factor(Shear friction,m)	0.3
initial temperature of workpiece	1250 °C
initial temperature of dies	350 °C
temperature of surrounding atm.	30 °C
thermal conductivity of workpiece	36.8 Ns <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
thermal conductivity of dies	28.4 Ns <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
heat capacity/vol. of workpiece, ρc	3.77 Nmm <sup>2</sup> K <sup>-1</sup>
heat capacity/vol. of dies, ρc	4.0 Nmm <sup>2</sup> K <sup>-1</sup>
thermal conductivity at contact surface during resting	0.4 Ns <sup>-1</sup> mm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
thermal conductivity at contact surface during forging	4.0 Ns <sup>-1</sup> mm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
thermal convection coefficient to surrounding atmosphere	0.0029 Ns <sup>-1</sup> mm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
emissivity, ε	0.79

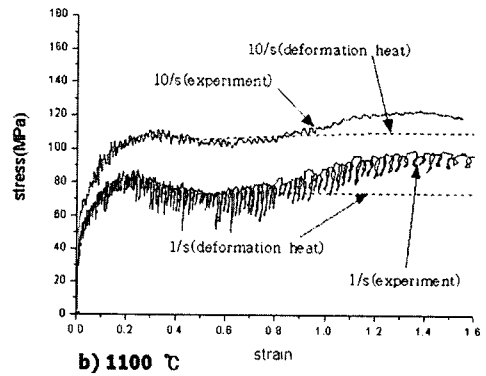
열간단조공정 전체를 유한요소해석 기법으로 분석하고, 해석결과로부터 변형률, 변형률속도 및 온도분포를 추출하였다. Fig. 3에는 결과분석에 사용되는 세 부분의 단면, 즉 A-A', B-B'와 C-C'을 도시하였으며, Table 2에는 해석에 사용된 공정변수 값들을 요약하여 정리하였다.

### 3.1 유동응력 측정

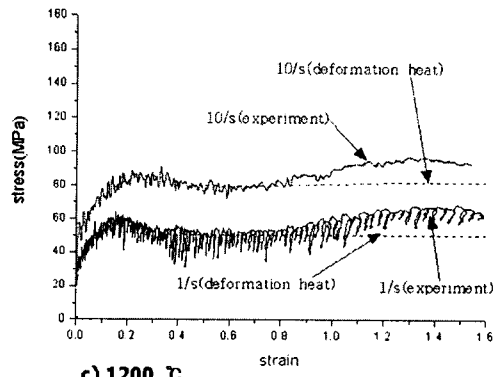
유한요소해석 결과의 정확도는 주로 입력 데이터의 정확도에 의존한다. 그 중 가장 중요한 데이터인 소재의 유동응력을 구하기 위하여 Gleeble에서 고온압축실험을 수행하였다. 공정 중 온도변화와 변형률 속도를 고려하여 1000 °C, 1100 °C,



a) 1000 °C



b) 1100 °C



c) 1200 °C

Fig. 4 Flow stress curves obtained from the Gleeble test at a) 1000 °C, b) 1100 °C and c) 1200 °C

1200 °C의 각 온도에서 1 /s와 10 /s의 두 가지 변형률속도를 적용하였다. 실험에서는 직경이 10mm이고, 높이가 12mm인 원주형 시편을 사용하였다.

Fig. 4의 실험결과에서 보여지듯이 유동응력 곡

선에는 압축변형에 의하여 발생하는 변형열의 영향과 시편 베럴링(barrelling)의 영향이 포함되어 있다. 변형열에 의한 영향은 아래의 식 (1)과 (2)를 사용하여 구하였으며, 이를 반영하여 유동응력 곡선을 수정하였다.<sup>(4)</sup>

$$\sigma = \sigma_1 + [T_1 - (T_1 + \Delta T_1)] \times \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{T_1 + \Delta T_1 - (T_2 + \Delta T_2)} \quad (1)$$

$$\Delta T = \frac{0.9C\dot{\epsilon}^m \epsilon^{(n+1)}}{\rho c(n+1)} \quad (2)$$

$$c = 523.02726 + 0.34734T - 0.00029T^2 + 4.5277 \times 10^{-7}T^3$$

C : 재료상수

m : 변형률속도 민감지수

n : 가공경화지수

유동응력 곡선에서 나타나는 이차 피크는 일반적으로 압축실험에서 나타나는 시편의 베럴링에 의한 것이다. 따라서 베럴링 영향을 배제하기 위해서는 일차 피크 후에는 정상화된 유동응력을 계속 유지되는 것으로 수정하여야 한다. 변형열과 베럴링의 영향을 모두 고려하여 최종적으로 수정된 유동응력 곡선을 점선으로 나타내었다. 유한요소해석에서는 이와같이 수정된 유동응력을 사용하였다.

3.2 유한요소해석

Fig. 5에 로워암 커넥터 성형공정에 대한 컴퓨터 시뮬레이션의 결과를 나타내었다. 이를 위하여 금형과 소재의 CAD 파일로부터 곡면구성과 유한요소분포 작업을 수행하였다. 특히 각 성형 공정에서 금형 내에 놓여지는 소재의 위치에 따라 성형형상이 크게 다르므로 실제 작업에서 소재의 위치를 파악하여 해석에 적용하였다.

Fig. 6에 각 공정별로 예측된 하중을 비교하였다. 롤 작업에서는 0.16 MN과 0.12 MN이, 버스터, 블로커, 피니셔 작업에서 각각 1.15 MN, 6.47 MN, 13.3 MN이 필요하다. 피니셔에서 금형과 소재의 접촉면이 가장 크므로 하중도 가장 크게 필요하다.

Fig. 7에는 Fig. 3에 도시한 세 단면 A-A', B-B'와 C-C'에서 열간단조 공정 중 발생하는 온도, 변형률, 변형률속도의 변화를 추출할 질점의 위치를 나타내었다.

Fig. 8에는 각 질점의 위치에서 발생하는 온도의 변화를 도시하였다. 금형으로의 전도 및 대기로의 전도와 복사 등으로 인한 열손실이 발생하므로 전

반적으로 온도는 감소하나, 변형이 발생하는 시점에서는 변형열에 의하여 온도가 증가한다. 단면 A-A'에서는 롤 및 버스터 작업에서는 변형이 거

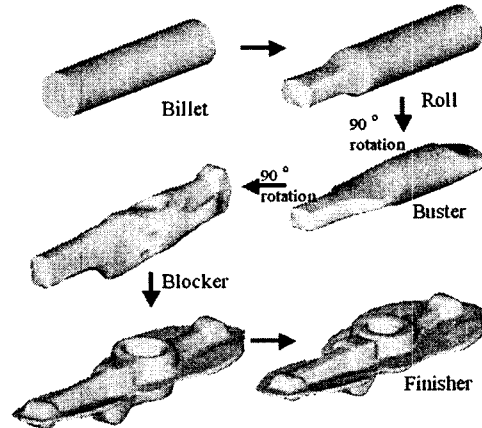


Fig. 5 Results of the computer simulation

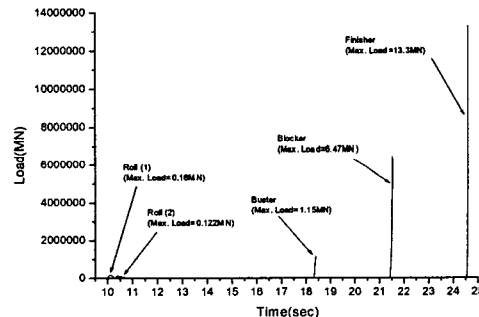


Fig. 6 Load vs. time curves with maximum loads

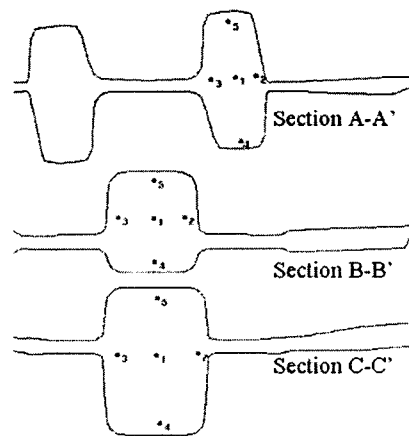
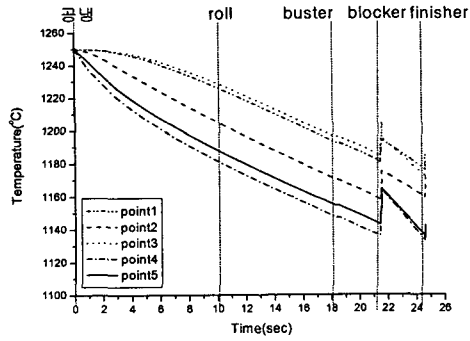
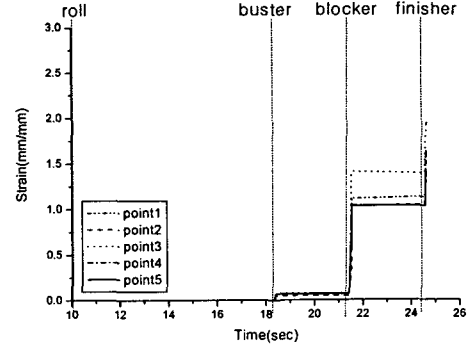


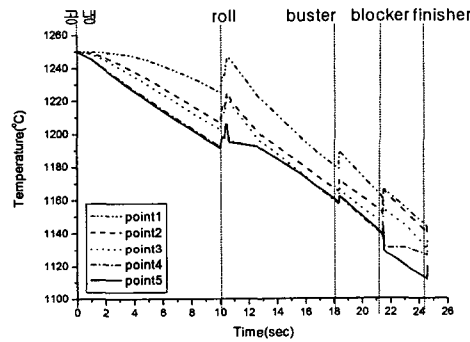
Fig. 7 Five points selected at the three sections



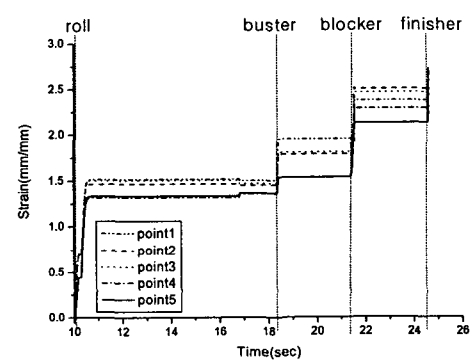
(a) Section A-A'



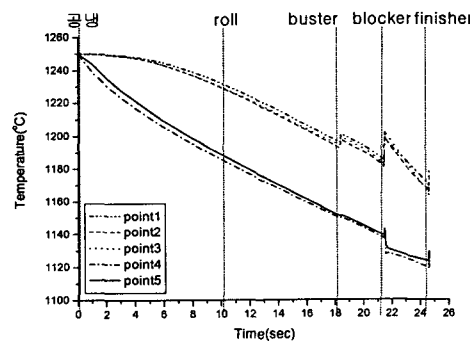
(a) Section A-A'



(b) Section B-B'



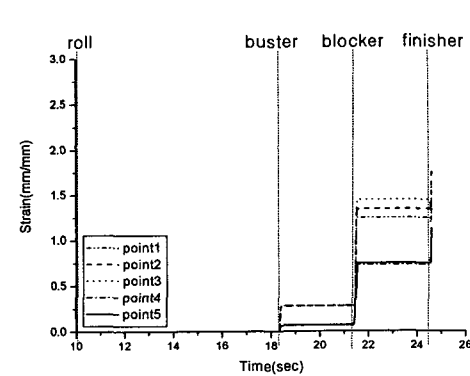
(b) Section B-B'



(c) Section C-C'

Fig. 8 Temperature distribution at various locations

의 발생하지 않으므로 온도가 증가하지 않으나, 블로커와 피니셔 작업에서는 급격히 증가하는 것을 볼 수 있다. 또한 소재 내부에 위치하고 있는 질점 1과 3에서는 온도가 작게 감소하지만, 표면에 근접한 위치에 있는 질점 2, 4, 5에서는 크게



(c) Section C-C'

Fig. 9 Strain distribution at various locations

감소하고 있다. 단면 B-B'에서는 롤, 버스터, 블로커, 피니셔의 각 작업에서 온도가 뚜렷하게 증가하고 있음을 볼 수 있다. 단면 C-C'에서는 블로커와 피니셔 작업에서 온도의 증가가 나타나고

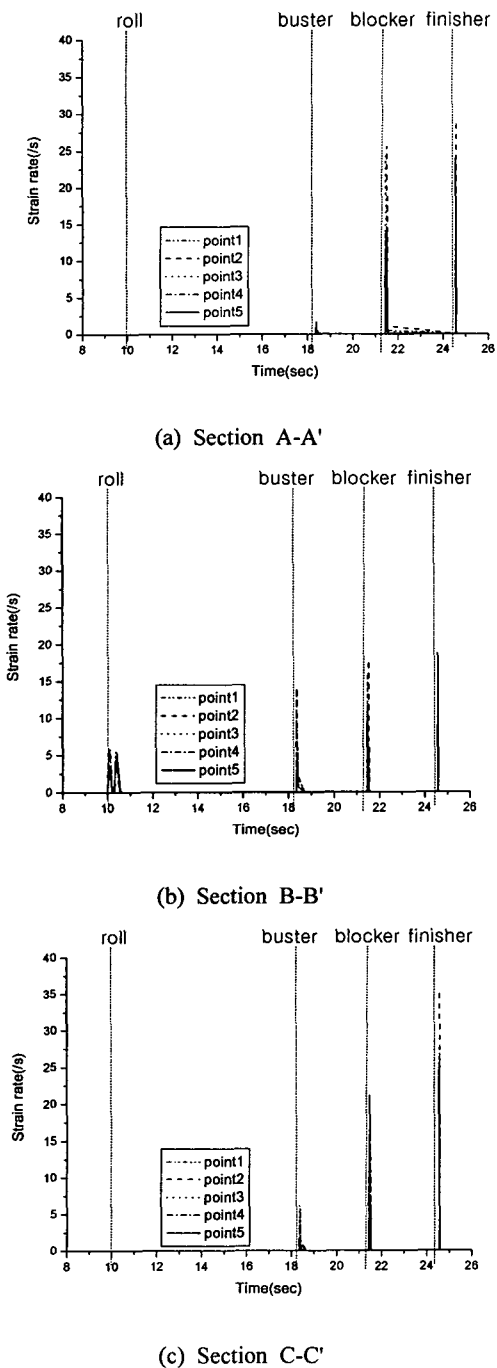


Fig. 10 Strain-rate distribution at various locations

있다.

Fig. 9에는 이 질점들의 위치에서 발생하는 변형률의 변화를 도시하였다. 단면 A-A'에서는 모

든 질점에서 1.5 내지 2의 변형률이 발생하였으며, 단면 B-B'에서는 약 2.5의 비교적 높은 변형률이 발생하였다. 또한 단면 C-C'에서는 약 1.5의 변형률이 발생하였다. 모든 단면에서 전반적으로 질점 4와 5, 즉 상하 표면에서는 상대적으로 작은 변형률이 발생하였다.

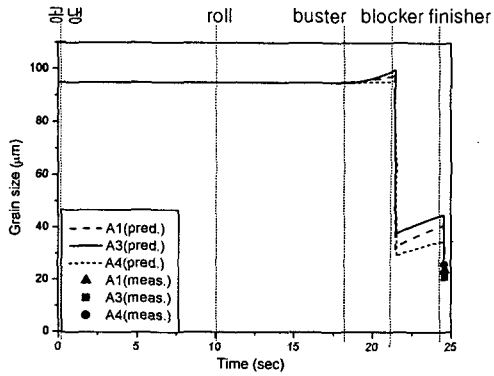
Fig. 10에는 이 질점들의 위치에서 발생하는 변형률속도의 변화를 나타내었다. 단면 A-A'를 보면, 버스터에서는 1 내지 2의 작은 값이 나타나고 있으나, 블로커와 피니셔 작업에서는 25 내지 30 정도의 높은 값이 나타나고 있다. 단면 B-B'에서는 롤 작업에서 약 5, 버스터, 블로커, 피니셔 작업에서 약 15 내지 20의 높은 값이 나타났다. 단면C-C'에서는 버스터에서 5, 블로커에서 20, 피니셔 작업에서는 30 정도의 매우 높은 값이 나타났다.

롤 작업에서는 변형률속도가 시간에 따라 크게 변화하지 않으므로 압연공정을 대상으로 개발된 미세조직 예측 알고리즘<sup>(5)</sup>에 적용할 수 있다. 하지만 버스터, 블로커, 피니셔 작업에서는 기계식 프레스를 사용하므로 변형률속도가 급격하게 변화한다. 본 연구에서는 이러한 문제를 극복하기 위하여 변형률속도를 10<sup>-3</sup>초 단위로 구분하여 적용하였다.

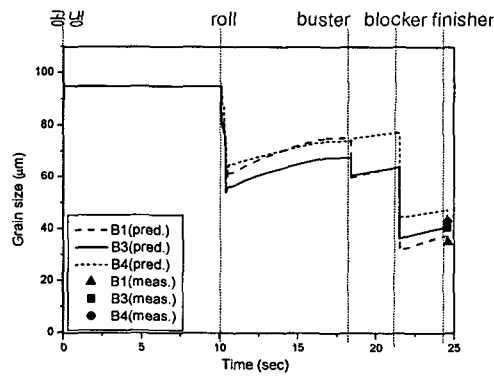
#### 4. 미세조직 예측

열간성형 공정에서 발생하는 강재의 오스테나이트 결정립도 변화는 변형을 받는 기간(또는 변형기) 중에 발생하는 동적재결정과 변형을 받지 않는 기간(또는 휴식기) 중에 발생하는 준동적 및 정적재결정, 그리고 결정립 성장에 의하여 결정된다. 이러한 재결정과 결정립 성장에 영향을 미치는 주요변수는 온도, 변형률, 변형률속도, 냉각속도 등이다. 그러므로 이러한 변수들을 적절히 조절하면 오스테나이트 결정립 미세화를 이룰 수 있고, 결과적으로 미세한 페라이트 결정립을 얻을 수 있다.

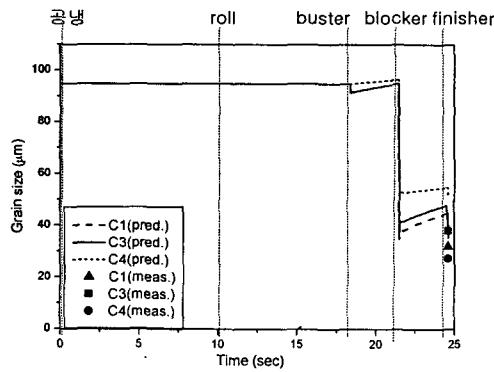
유한요소해석으로부터 구한 각 절단면의 질점 1, 3, 4 위치에서의 온도, 변형률, 변형률속도의 이력을 Gleeble에서의 고온압축실험에 적용하여 열간단조 공정을 모사하였다. 재가열된 소재의 초기 결정립도는 102 $\mu$ m이었다. 공정 후 소재에서 발생된 페라이트로 둘러싸인 펄라이트 복합상 조직은 실험에서 600 $^{\circ}$ C까지 10 $^{\circ}$ C/s로 냉각한 후 수냉한 시편의 조직과 일치하였다. 이로부터 유한



(a) Section A-A'



(b) Section B-B'



(c) Section C-C'

Fig. 11 Size of austenite grains at various locations

요소해석과 미세조직 예측 모델 연계 연구의 타당성을 입증할 수 있었다. 소재의 냉각이 서서히 진행되면서 초기 오스테나이트 결정립도는 95 $\mu\text{m}$ 에서 102 $\mu\text{m}$ 로 성장하였고 오스테나이트 결정립계를 따라 페라이트가 생성된 것으로 판단된다. 이것을 바탕으로 압축이 끝난 후의 결정립도를 예측하기 위하여 고온압축실험을 수행하였으며, 소재(S45C강)의 동적재결정립도( $d_{DRX}$ ), 피크 변형률( $\epsilon_p$ ), 동적재결정분율( $X_{DRX}$ ) 식들을 아래의 식(3)~(5)와 같이 도출하였다.

$$d_{DRX} = 1.39 \times 10^5 \times Z^{-0.31943} \quad (Q_{def}: 273\text{kJ/mol}) \quad (3)$$

$$\epsilon_p = 1.41 \times 10^{-3} \times d_0^{0.377} \times Z^{0.15} \quad (4)$$

$$X_{DRX} = 1 - \exp\left(-0.449 \left(\frac{\epsilon - \epsilon_c}{\epsilon_{ss} - \epsilon}\right)^{0.532}\right) \quad (\epsilon = 1/s) \quad (5)$$

Z : Zener-Hollomon 수

$Q_{def}$  : 활성화 에너지

$\epsilon_{ss}$  : 정상상태 변형률

이 식들과 함께 동적재결정 후 결정립 성장은 Yada 식을,<sup>(6)</sup> 정적재결정립도와 정적재결정 분율은 Sellars 식을,<sup>(7,8)</sup> 적용하여 열간단조 공정 중의 오스테나이트 결정립도의 변화를 예측하였다.

Fig. 11에 도시한 결정립도의 변화를 보면 블로커에서 동적재결정에 의해 단면 A-A'와 C-C'에서의 결정립이 크게 미세하게 되었다. 그 후 휴식기에서 결정립 성장이 일어나고 피니셔에서 다시 재결정되어 최종 결정립도가 단면 A-A'에서는 24~28 $\mu\text{m}$ , 단면 C-C'에서는 35~50 $\mu\text{m}$ 로 예측되었다. 실험에 의하여 측정된 결정립도는 단면 A에서는 21~26 $\mu\text{m}$ , 단면 C-C'에서는 28~44 $\mu\text{m}$ 로 단면 C-C'의 점4의 위치를 제외하고는 약 5 $\mu\text{m}$  내외의 오차의 예측 결과를 보여주고 있다. 단면 B-B'에서는 롤, 버스터, 블로커의 모든 공정에서 동적재결정에 의한 결정립 미세화가 이루어졌다. 그러나 휴식기 동안의 결정립 성장에 의해 피니셔에서의 최종 예측 결정립도는 37~41 $\mu\text{m}$ 로 단면 A-A'와 C-C'보다 크게 나타났다. 실험에 의하여 측정된 단면 B-B'의 결정립도는 35~43 $\mu\text{m}$ 로 예측치와 거의 일치하는 결과를 보여주었다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 열간단조에 의하여 생산되는 자동차용 로워암 커넥터에서 발생하는 미세조직을 이론적으로 예측하기 위하여 유한요소해석과 결정립도 예측기법을 연계하였다. 본 연구의 내용을 요약하면 다음과 같다.

(1) 소재의 유동응력 곡선을 구하기 위하여 세 가지 온도에서 각각 두 가지의 변형률속도에 대하여 압축실험을 수행하였다. 이 곡선을 유한요소해석에 사용하기 위하여 압축변형에서 발생하는 변형열과 베일링의 영향을 제거하였다.

(2) 로워암 커넥터는 톨, 버스터, 블락커, 피니셔 등 여러 성형작업을 거쳐 성형되는데, 형상이 복잡하여 삼차원적 유동이 크게 발생한다. 이러한 복잡한 유동현상을 고려하기 위하여 금형의 형상을 CAD 데이터로부터 추출하고, 삼차원 유한요소법으로 해석을 수행하였다.

(3) 유한요소해석 데이터와 재결정 예측 알고리즘을 이용하여 각 공정에 따른 소재의 미세조직 결정립 거동을 예측할 수 있었고, 이를 실험에 의하여 측정된 고온조직 결정립도와 비교하였다.

(4) Sellars식은 열간압연을 대상으로 준동적 또는 정적 재결정을 예측하기에 적합하나, 열간단조에서는 동적재결정이 발생하므로 이를 예측하기 위하여 일련의 실험을 수행하여 추가적인 관련식을 도출하여 사용하였다.

(5) 결정립도 측정치에 비하여 예측치가 5 $\mu$ m의 오차 내로 나타났다. 이로 인하여 본 연구에서 시도한 연계방법의 타당성이 입증되었으나, 향후 정확성을 더욱 향상시키기 위해서는 해석기술과 미세조직 예측 모델의 발전에 지속적인 노력이 필요하다.

## 후 기

본 연구는 (주)현대 자동차의 산학 협동 연구 “자동차 부품의 고강도화를 위한 단조공정 최적화 연구” 과제에 의해 수행되었습니다. 이에 도움을 주신 금속 재료연구팀의 고영상 대리, 박현수 차장, 정승철 부장님께 감사드립니다.

## 참고문헌

- (1) Feng, J. P. and Luo, Z. J., 2000, "A Method for the Optimal Control of Forging Process Variables Using the Finite Element Method and Control Theory," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 108, pp. 40~44.
- (2) Jahazi, M. and Eghbali, B., 2001, "The Influence of Hot Forging Conditions on the Microstructure and Mechanical Properties of Two Microalloyed Steels," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 113, pp. 594~598.
- (3) Jang, Y. S., Ko, D. C. and Kim, B. M., 2000, "Application of the Finite Element Method to Predict Microstructure Evolution in the Hot Forging of Steel," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 101, pp. 85~94.
- (4) Yoo, I. C., Park, J. J. and Choe, S. J., 1996, "Flow Stresses of Inconel 718 and Ti-6Al-4V Considering Deformation Heat," *J. of the Korean Inst. of Met. & Mater.*, Vol. 34, No. 8, pp. 973 ~ 977.
- (5) Hong, C. P. and Park, J. J., 2001, "Design of Rolling Path Schedule for Refinement of Austenite Grain," *Transactions of the KSME, A, Korea*, pp. 1844~1853.
- (6) Senuma, T., Yada, H., Matsumura, Y. and Futamura, T., 1984, "Structure of Austenite of Carbon Steels in High Speed Hot Working Process," *Tetsuto-Hagan*, Vol. 70, pp. 2112~2119
- (7) Sellars, C. M., 1980, "Hot Rolling and Forming Processes," edited by C. M. Sellars and G. J. Davies, Met. Soc., London.
- (8) Sellars, C. M., 1990, "Modeling Microstructural Development during Hot Rolling," *Material Sci. & Tech.*, Vol. 6, pp. 1072~1081.