

〈논 문〉

열간단조공정중 강의 재결정거동 유한요소해석

곽우진* · 이경종** · 권오준** · 황상무***

(1996년 6월 19일 접수)

Prediction of Recrystallization Behaviors in Hot Forging by the Finite Element Method

W.J. Kwak, K.J. Lee, O.J. Kwon and S.M. Hwang

Abstract

In this paper, a finite element based system is presented for the prediction of the distributions of the recrystallized grain sizes in the workpiece in hot forging. The system adopts a fully coupled finite element thermo-mechanical model for predicting plastic deformation and heat transfer occurring in the workpiece, and employs existing metallurgical models relating the recrystallization behavior with the thermo-mechanical variables such as temperatures, strain, and strain rate. The system is applied to upsetting of cylindrical preform. The predicted grain sizes are compared with the measurements. It is further applied to forging of a complex-shaped product.

Key Words : Recrystallization, Metallurgical model, Hot Forging, Grain Size, Finite Element Method, Steel

기호설명

d	: Grain Size	p	: hydrostatic pressure
f_i	: body force	Q	: deformation activation energy
h_i	: surface traction	T	: temperature
h_{ub}	: contact heat transfer coefficient	t_i	: component of unit outward tangent vector
h	: convective heat transfer coefficient	u_i	: component of velocity vector
k	: thermal conductivity	X	: recrystallized volume fraction
m	: constant shear friction factor	Z	: Zener-Holloman parameter
N_{iL}, N_i, H_i	: interpolation function (shape function)	z	: discontinuous test function at the element edge
n_i	: component of unit outward normal vector	ϵ_{ij}	: strain tensor
		$\bar{\epsilon}$: effective strain
		$\delta\epsilon$: residual strain after deformation
		$\dot{\bar{\epsilon}}$: effective strain rate
		$\dot{\epsilon}$: apparent strain rate (stroke rate)
		$\dot{\epsilon}_{ij}$: strain rate tensor
		$\dot{\epsilon}'_{ij}$: deviatoric strain rate tensor

*포항공과대학교 대학원

**산업과학기술연구소

***포항공과대학교

σ_{ij}	: stress tensor
$\frac{\sigma}{\sigma}$: flow stress
σ_n	: normal stress
σ_t	: tangential stress
σ_{ij}'	: deviatoric stress tensor
δ_{ij}	: kronecker delta
μ	: coefficient of Coulomb friction
ξ	: penalty constant
ρc	: heat capacity per unit volume
$\sigma \epsilon$: Stefan-Boltzmann constant multiplied by emissivity

1. 서 론

고온에서의 금속성형공정(metal forming)에서는 전위밀도의 증가로 인해서 가공경화가 증가하고, 재결정의 동적연화와 정적연화로 인해 가공경화가 감소한다. 결국 성형가공은 제품이 완성된후의 금속학적, 기계학적 성질에 영향을 준다. 이것은 또한 열간단조, 특히 합금이 포함된 정밀단조에서 재결정거동의 제어가 가장 중요한 요소임을 나타낸다.

재결정은 성형가공중 그리고 성형가공후의 열적-기계적 변수 — 온도, 변형률 그리고 변형률속도 — 들에 의해 결정이 되므로, 재결정거동을 예측하고 제어하기 위해서는 공작물의 재료유동과 열전달을 예측할 수 있는 모델이 필요하다. 유동응력(flow stress)은 온도에 많이 의존하는 함수이므로, 공작물내의 온도분포는 재료유동에 영향을 준다. 다른 한편으로, 소성변형과 금형-공작물 접촉면에서의 마찰로 인한 열생성 그리고 접촉면을 통한 금형으로의 열손실은 공작물의 열전달에 영향을 준다. 결국 공작물의 재료유동, 공작물의 열전달 그리고 금형에서의 열전달은 모두 연계되어있다.

성형가공과 관련된 연계문제는 유한요소모델을 개발·적용하는 몇몇 연구자들에 의해 고려가 되었다. Zienkiewicz, Onate 그리고 Heinrich⁽¹⁾들은 유한요소법을 사용하여 정상상태 압출에서의 연계 해석을 수행하였다. Rebelo와 Kobayashi^(2,3)는 중실실린더(solid cylinder)와 링(ring) 업셋팅에서 비정상상태의 점소성 변형과 열전달의 연계해석 유한요소모델을 개발하였다. Rebelo와 Kobayashi의 모델은 고온에서의 shell nosing^(4,5)와 titanium 합금 디스크단조문제^(6,7)에도 적용을 하고있다. Oh와

Wu⁽⁸⁾는 임의형상금형 사용 열간단조에 적용할 수 있는 범용적인 프로그램을 개발하였다. Dewhurst와 Dawson⁽⁹⁾은 3차원 정상상태를 해석하는 모델을 개발하여 사각빌렛(square billet)의 열간압연에 적용을 하였다. Pietrzyk와 Lenard⁽¹⁰⁾와 Hwang 등⁽¹¹⁾은 스트립에서의 재료유동, 열전달 연계해석 그리고 물에서의 열전달 해석을 할 수 있는 정상상태의 열간 압연모델을 개발하였다. Hwang과 Kang⁽¹²⁾은 액체-고체의 상변화를 고려할 수 있는 모델로 확장시키고, 이를 쌍롤 연속주조에 적용을 하였다.

많은 연구그룹⁽¹³⁻¹⁷⁾들은 열적-기계적 변수들을 인자로서 동적, 정적 재결정현상을 기술하는 수학적 함수형태의 금속학적인 모델을 개발하였다. 유한요소모델과 이러한 금속학적인 모델을 결합시켜 성형가공중과 성형가공후의 공작물내부의 상세한 미세구조를 밝힐 수 있다. Gegel등^(18,19)은 유한요소 시뮬레이션의 결과를 바탕으로 titanium합금 디스크 단조공정에서의 동적 금속학적인 공정을 예측하였다. Pietrzyk, Kedzierski 그리고 Lenard⁽²⁰⁾는 각 압연 패스후의 패스사이 열간압연공정에서의 결정크기분포 변화를 예측하였다. Karhausen과 Kopp⁽²¹⁾는 열간업셋팅의 변형중 각순간에서 공작물내의 결정크기분포를 예측하고 있다. 특별히, 이들은 각 순간의 재료내부의 미세구조상태를 결합시켜 이에 대응하는 유동응력을 결정하는 방법을 제시하였다.

연계해석을 하기위한 반복기법에 초점을 맞추어 본 논문에서는 열간단조에서 열적-기계적 변수들을 결정하기위한 유한요소모델을 간략하게 소개한다. 그후, 열간단조에서 열적-기계적거동 그리고 재결정거동을 예측하기위한 유한요소기반 시스템을 소개한다. 이 시스템을 사용하여, 열간 실린더압축에 대한 일련의 공정 시뮬레이션을 수행하였다. 그리고 실험데이터를 사용하여 재결정거동에 관련된 예측 결과를 비교하였다. 또한 이 시스템을 기어블랭크(gear blank) 단조공정에 적용하였다.

2. 벌칙 강점소성 유한요소 수식화

표면 Γ 중 Γ_{hi} 에 traction h_i 가 기술되고 Γ_{ui} 부분에 속도 $u_i = \bar{u}_i$ 가 기술되는 변형영역 Ω 를 고려한다. Γ_c 를 이 나머지 표면이라고 할때 Γ_c 는 금형-공작물 접촉면을 나타낸다고 가정한다. 이러한 금속

성형공정에 관련된 경계조건 문제와 동일한 weak form은 다음과 같다.

Γ_u 에 적용된 속도기술경계조건을 만족시키는 속도장 u_i 와 압력 p 들중 Γ_u 에서 영(zero)의 값을 가지는 임의의 함수 ω_i 그리고 임의의 함수 q 에 대해서 다음식을 만족시키는 u_i, p 를 찾는다.

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} \frac{2}{3} \frac{\sigma}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{ij}' \omega_{ij}' d\Omega - \int_{\Omega} p w_{ii} d\Omega \\ & - \int_{\Omega} f_i \omega_i d\Omega - \int_{\Omega} u_{i,i} q d\Omega \\ & - \sum_i \int_{\Gamma_{h_i}} h_i \omega_i d\Gamma - \int_{\Gamma_c} -\xi (u_n - \bar{u}_n) \omega_n d\Gamma \\ & - \int_{\Gamma_c} \mu \xi (u_n - \bar{u}_n) \omega_i d\Gamma = 0 \end{aligned} \quad (1)$$

이때 $\omega_{ij} = \frac{1}{2} (\omega_{i,j} + \omega_{j,i})$ 그리고

$$\omega_{ij}' = \omega_{ij} - \frac{\omega_{kk}}{3} \delta_{ij}$$

유한요소 근사과정에서, x_i, u_i, p, w_i 그리고 q 는 다음과 같이 근사화된다.

$$x_i = N_{iL} X_L \quad (2)$$

$$u_i = N_{iL} V_L \quad (3)$$

$$p = H_M P_M \quad (4)$$

$$\omega_i = N_{iL} W_L \quad (5)$$

$$q = H_M Q_M \quad (6)$$

여기에서 N_{iL} 과 H_M 은 적절한 유한요소 기본함수(basis function)이고 X_L, V_L, P_M, W_L 그리고 Q_M 은 기본함수와 더불어 절점 또는 요소의 상수값이다.

식 (2)~(6)을 (1)식에 대입하면 V_L 과 P_M 으로 나타내어지는 비선형 대수 방정식이 된다.

$t = t_{n+1} = t_n + \Delta t$ 에서의 변형된 형상은 다음과 같이 구해진다.

$$X_L |_{t=t_{n+1}} = X_L |_{t=t_n} + V_L |_{t=t_n} \Delta t \quad (7)$$

3. 열전달 해석에서의 유한요소 수식화

비정상 열전달에 종속되는 영역 Ω 을 생각한다. 이때 Γ_T, Γ_h 그리고 Γ_e 는 각각 온도기술경계, 대류열전달이 일어나는 경계 그리고 대기에 노출된 경계를 나타낸다. 그리고 Γ_c 는 접촉 열전달이 일어나는 접촉면을 나타낸다.

이러한 경계조건 문제와 동일한 적분방정식은 다

음과 같다.

Γ_T 에서 영의 값을 가지는 임의의 함수 ω 에 대해서 Γ_T 에서 $T = \bar{T}$ 를 만족시키는 함수 T 를 구한다.

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} \left(\rho c \frac{\partial T}{\partial t} \omega + k T_{,i} \omega_{,i} - Q \omega \right) d\Omega \\ & - \int_{\Gamma_c} (q_f - h_{iwb} \Delta T) \omega d\Gamma \\ & + \int_{\Gamma_h} h_w (T - T_w) \omega d\Gamma \\ & + \int_{\Gamma_e} \{ \sigma \epsilon (T^4 - T_e^4) \\ & + h_e (T - T_e) \} \omega d\Gamma = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

이때 q_f 는 마찰에 의한 열유속이고, Q 는 소성일로 인한 열생성이다. 적분식 (8)의 Galerkin 유한요소 근사화는 시간 $t = t_n$ 에서 x_i, T 그리고 ω 의 근사화를 포함한다.

$$x_i = N_{iL} X_L(t_n) \quad (9)$$

$$T = N_K T_K(t_n) \quad (10)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = N_K \dot{T}_K(t_n) = N_K \frac{T_K(t_n) - T_K(t_{n-1})}{\Delta t} \quad (11)$$

$$\omega = N_K W_K \quad (12)$$

여기에서 N_{iL} 그리고 N_K 는 FEM 기본함수이다. X_L, T_K 그리고 W_K 는 절점값들이다. 식 (9)~(12)들을 (8)식에 대입하면 $T_K(t_n)$ 을 미지수로 갖는 비선형 대수 방정식을 얻을 수 있다.

4. 재료유동과 열전달의 연계해석

재료내의 유동응력은 온도에 많은 영향을 받으므로, 재료유동은 공작물내의 온도분포에 영향을 받는다. 다른 한편으로, 소성유동과 금형-공작물의 접촉면에서 마찰로 인한 열생성과 공작물의 속도장 그리고 금형으로의 열손실은 공작물내의 온도분포에 영향을 준다. 재료유동특성과 금형-공작물의 열적 성질의 상호간 밀접한 관계를 다루기 위해서, 해를 구하는 반복적기법이 요구된다.

소성유동을 해석하는 프로그램(program A)과 열전달해석 프로그램(program B)의 두가지 유한요소 컴퓨터 시뮬레이션 프로그램은 본 논문에서 소개한 수식화를 바탕으로 개발되었다. 이들은 공작물과 금형내부의 온도분포와 공작물 내부의 속도장을 계산하기 위해서 Fig. 1과 같은 반복적 기법을 사용하여 결합하였다.

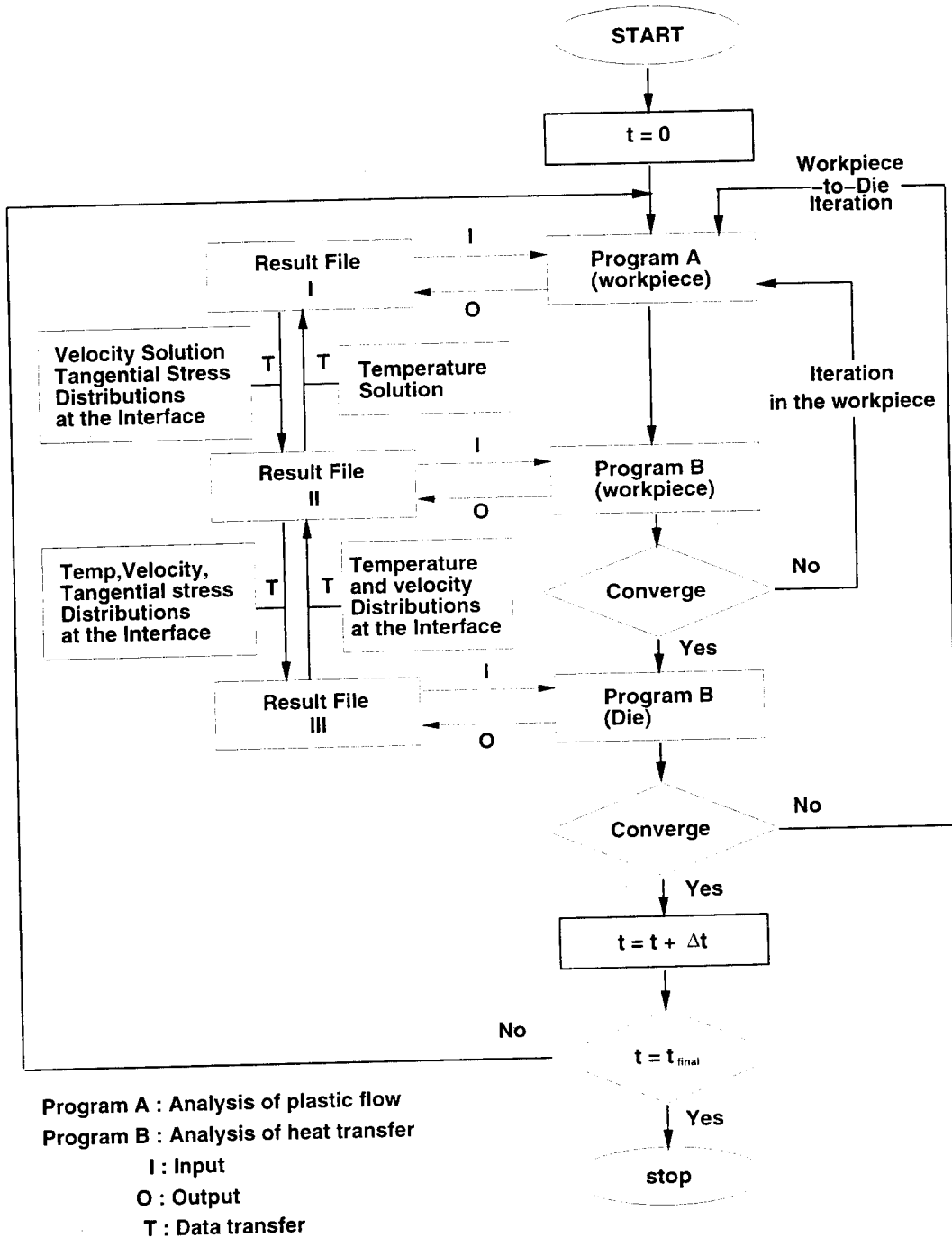


Fig. 1 Iterative solution scheme for the coupled analysis of metal flow and heat transfer in hot forging

5. 재결정거동 예측 시스템

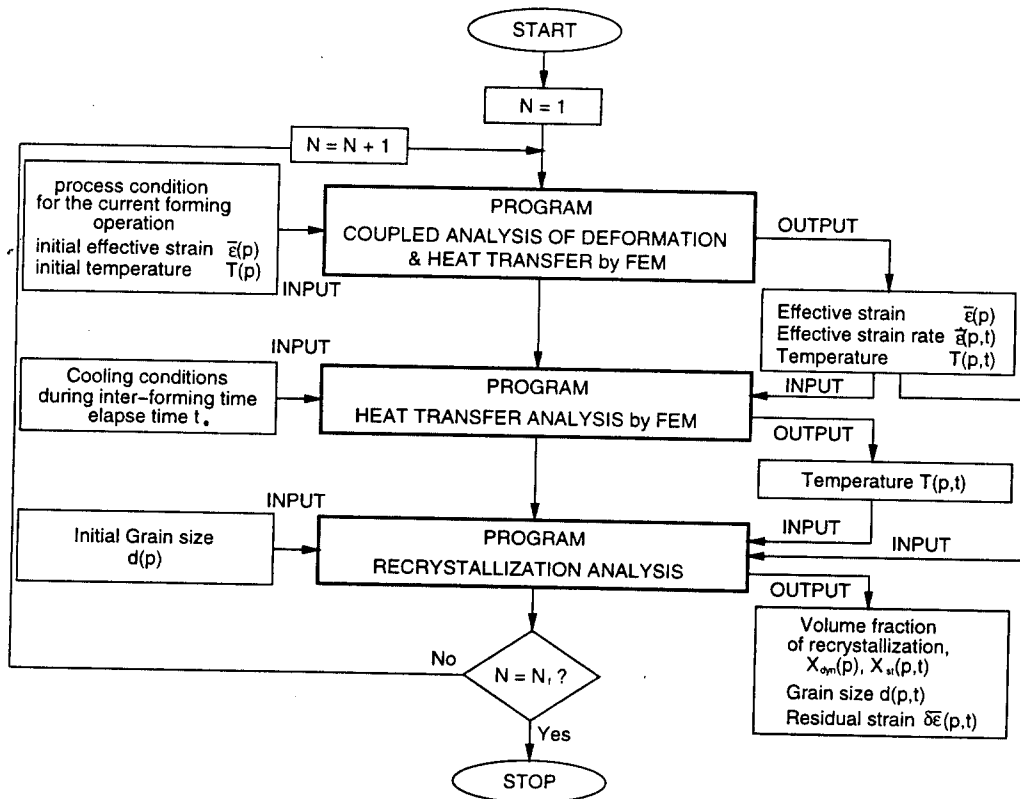
열간단조에서의 재결정거동을 예측하기 위해 앞에서 기술한 열적-기계적 변수의 이력을 예측하는 유한요소모델을 금속학적 모델에 결합시켰다. Fig. 2에서 보는 바와 같이 이 시스템은 세가지의 컴퓨터 프로그램으로 구성되어 있다. 이들은 성형공정중 공작물 내부의 변형과 열전달의 연계해석 프로그램, 가공과 가공사이 공작물 내의 열전달해석 프로그램 그리고 재결정해석 프로그램들이다. 여기에서 주목할 만한 점은 여러 성형가공 작업을 포함하는 단조작업을 해석할 수 있다는 것이다.

Fig. 3은 재결정해석 프로그램의 구조를 보여주

고 있다. 탄소 망간 강(C - Mn steel)에 대한 Sellars⁽¹³⁾, Senuma 와 Yada⁽¹⁶⁾ 그리고 Kwon등⁽¹⁷⁾의 금속학모델은 Table 1과 같고, 프로그램으로 구현이 되어있다. 이때 동적재결정 크기, 정적재결정 크기 그리고 재결정이 일어나지 않은 결정들의 크기를 가중평균으로써 결정크기를 계산하였다. 금속학 모델에서는 여러가지 수식함수값을 계산하기 위해서 T 와 $\dot{\epsilon}$ 값을 필요로한다. 이때 T 와 $\dot{\epsilon}$ 값은 시간에 따른 연속적인 함수이므로 다음과 같은 평균적인 값을 사용하여 계산하였다.

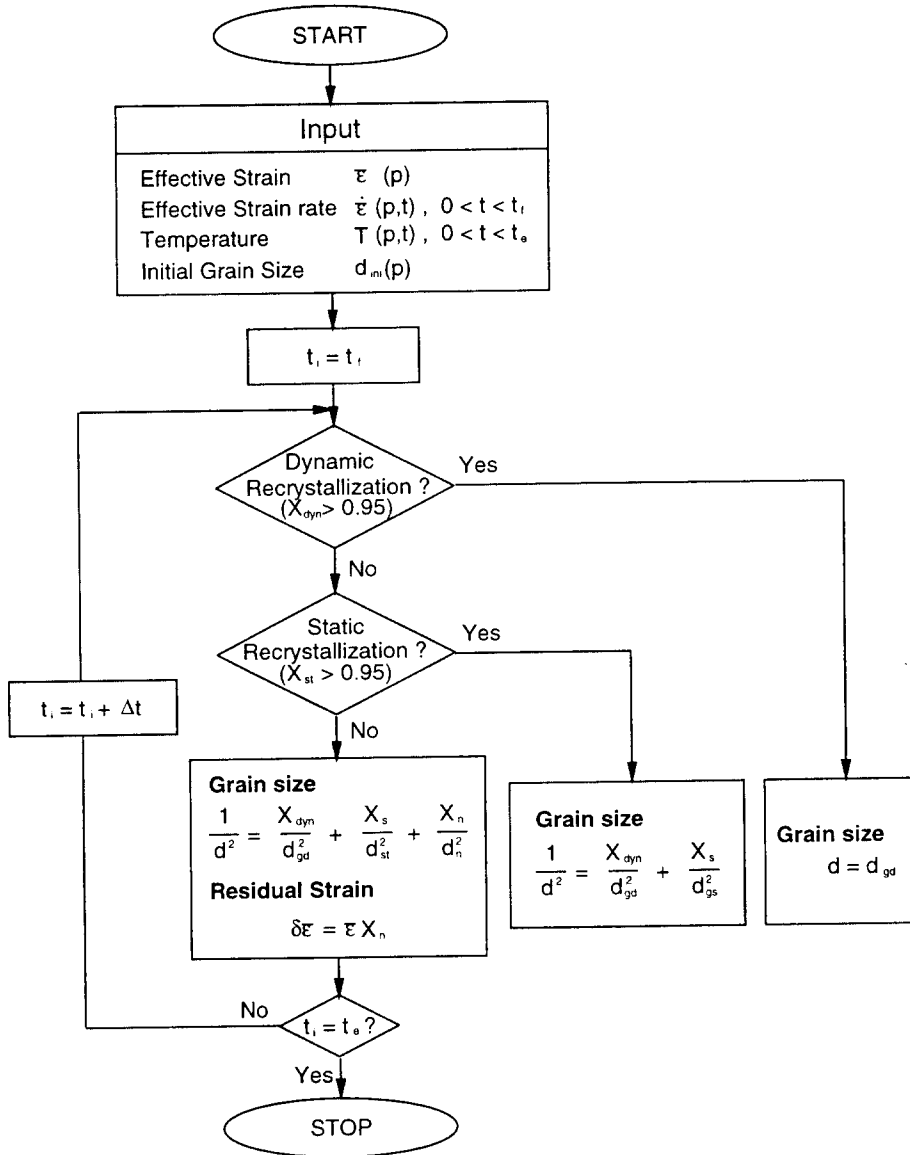
$$A_{mean} = \frac{1}{t_2 - t_1} \int_{t_1}^{t_2} A dt \quad (13)$$

이때 t_1 과 t_2 는 계산하고자하는 수식함수에 사용될 적절한 시간간격을 나타낸다.



N = current forming operation No.
 N_i = finish forming operation No.
 p : Number denoting a material point in the workpiece
 p = 1,2 ... n

Fig. 2 Structure of the system for the analysis of the thermo-mechanical and recrystallization behavior in multi-step forging



t_i = time at the end of the current forming operation
 t_o = time at the end of the inter-forming time
 $X_s = (1 - X_{dyn}) X_{st}$
 $X_n = 1 - X_{dyn} - X_s$
 d_n = grain size of non-recrystallized grain
 d_{gd} = grain size of the dynamically recrystallized grain, at $t = t_i$, after grain growth
 d_{gs} = grain size of the statically recrystallized grain, at $t = t_i$, after grain growth
 d_{st} = grain size of the statically recrystallized grain

Fig. 3 Structure of the computer program for the recrystallization analysis

t_i = time at the end of the current forming operation

Table 1. Metallurgical models for the prediction of recrystallization behavior

	Kwon et. al (POSCO)	Sellars	Senuma and Yada (NSC)
Dynamic Recrystallization	occurs if $\epsilon > \epsilon_c$ $\epsilon_c = 8.03 \cdot 10^{-4} d_{ini}^{0.167} \epsilon^{-0.017} Z^{0.177}$ $d_{dyn} = 10^4 Z^{-0.189} (\mu m)$ $X_{dyn} = 1.0$		occurs if $\epsilon > \epsilon_c$ $\epsilon_c = 4.76 \cdot 10^{-4} \exp\left(\frac{8000}{T}\right)$ $d_{dyn} = 22600 Z^{-0.27} (\mu m)$ $X_{dyn} = 1 - \exp\left[-\ln 2 \left(\frac{\epsilon - \epsilon_c}{\epsilon_{0.5}}\right)^2\right]$
Static Recrystallization	$X_{sr} = 1 - \exp\left[-\ln 2 \left(\frac{t}{t_{0.5}}\right)^2\right]$ $d_{sr} = 6.20 d_{ini}^{0.488} \epsilon^{-0.742}$ $Z^{-0.019} \exp\left(\frac{-5744}{RT}\right) (\mu m)$	$X = 1 - \exp\left[-\ln 2 \left(\frac{t}{t_{0.5}}\right)^2\right]$ $d_{rex} = 0.5 d_{ini}^{0.87} \epsilon^{-1} (\mu m), \epsilon \leq \epsilon^*$ $d_{rex} = 1.8 \cdot 10^3 Z^{-0.15} (\mu m), \epsilon \geq \epsilon^*$	$X_{sr} = 1 - \exp\left[-\ln 2 \left(\frac{t}{t_{0.5}}\right)^2\right]$ $d_{sr} = \frac{5}{(S_v \epsilon)^{0.6}} (\mu m)$
Non-recrystallized Grain size		$d_s = d_{ni} \exp\left[-\frac{\epsilon}{4}\right]$	
Grain growth	$d^2 = d_0^2 + 6.2 \cdot 10^6 t^{0.6346}$ $\exp\left(\frac{-105000}{RT}\right)$	$d^{10} = d_{rex}^{10} + 5.02 \cdot 10^{59} t \exp\left(\frac{-914000}{RT}\right)$ $T \leq 1273 (K)$ $d^{10} = d_{rex}^{10} + 3.87 \cdot 10^{52} t \exp\left(\frac{-400000}{RT}\right)$ $T \geq 1273 (K)$	$d = d_{dyn} + 1.1 y (d_{pd} - d_{dyn})$ for dynamically recrystallized grain $d^2 = d_0^2 + 1.44 \cdot 10^{12} t \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right)$ for statically recrystallized grain
Related Variables	$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$ $Q = 312000 (Jmol^{-1})$ $R = 8.314 (Jmol^{-1}K^{-1})$ $T = T (K)$ $t_{0.5} = 3.32 \cdot 10^{-15} d_{ni}^{1.4145} \epsilon^{-3.144}$ $Z^{-0.121} \exp\left(\frac{285000}{RT}\right) (sec)$	$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$ $Q = 312000 (Jmol^{-1})$ $R = 8.314 (Jmol^{-1}K^{-1})$ $T = T (K)$ $t_{0.5} = 2.5 \cdot 10^{-19} d_{ni}^2 \epsilon^{-4} \exp\left(\frac{300000}{RT}\right)$ $\epsilon \leq 0.8 \epsilon_p$ $t_{0.5} = 1.06 \cdot 10^{-5} Z^{-0.6} \exp\left(\frac{300000}{RT}\right)$ $\epsilon \geq 0.8 \epsilon_p$ $\epsilon_p = 6.97 \cdot 10^{-4} d_{ni}^{0.3} Z^{0.17}$ $\epsilon^* = 0.57 d_{ni}^{0.17} \epsilon_p$	$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$ $Q = 267100 (Jmol^{-1})$ $R = 8.314 (Jmol^{-1}K^{-1})$ $T = T (K)$ $t_{0.5} = 2.2 \cdot 10^{-12} S_v^{-0.5} \epsilon^{-0.2} \exp\left(\frac{30000}{T}\right)$ $\epsilon^{0.5} = 1.144 \cdot 10^{-5} d_{ni}^{0.28} \epsilon^{0.05} \exp\left(\frac{6420}{T}\right)$ $d_{pd} = 5380 \cdot \exp\left(\frac{-6840}{T}\right) (\mu m)$ $S_v = \frac{24}{\pi d_{ni}} (0.4914 e^\epsilon + 0.155 e^{-\epsilon} + 0.1433 e^{-3\epsilon})$ $y = 1 - \exp\left[-295 \epsilon^{0.1} \exp\left(\frac{-8000}{T}\right) t\right]$

6. 실린더 압축

6.1 실험조건

S45C(0.45 wt % C-0.8 wt % Mn-0.2 wt % Si) 강종의 원통형 재료를 평판금형으로 압축을 한 뒤 결정크기를 측정한다. Fig. 4에서 볼 수 있듯이 모든 예비성형체(preform)는 균일화를 위해 1100°C에서 30분동안 열을 가해준다. 그런후 목적온도에서 등온처리를 한뒤, 동일 온도에서 50% 압축을 한다. 가공 후에 시편은 최대 100초 동안 노(furnace)속에서 풀림(annealing)을 한뒤 담금질(quenching)을 한다. 본 실험에서는 850°C와 1000°C의 등온 온도를 사용하였다. 예비성형체의 지름은 20mm, 높이는 25mm이다. 변형중에 겉보기 변형률 속도값($\dot{\epsilon}$)이 10 sec^{-1} 이 되도록 상부금

형의 속도를 제어한다. 이때 속도는 다음과 같은 시간의 함수로 표시할 수 있다.

$$u_n(t) = -\dot{\epsilon}h_0 \exp(-\dot{\epsilon}t) \quad (\text{mm/s}) \quad (14)$$

Table 2. Initial grain sizes at the sampling points

Temperature	a point(μm)	b point(μm)	c point(μm)	d point(μm)
850°C	136.5	125.0	148.8	140.0
1000°C	141.0	129.4	156.9	140.0

Table 3. Flow stress and thermal properties of the preform and die

Preform & Die	
Material	S45C
Thermal conductivity(k)	0.0291 (W/mm ² °C)
Heat capacity(ρc)	0.005224 (J/mm ³ °C)

Flow stress expression of preform

$$\bar{\sigma} = 35.80 \epsilon^{0.2581} \dot{\epsilon}^{0.0617} \exp\left(\frac{1893}{T}\right) \quad (\text{N/mm}^2)$$

$$T = T(K)$$

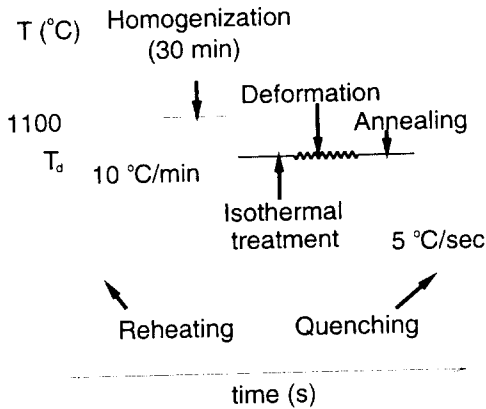


Fig. 4 Temperature control during the hot upsetting experiment

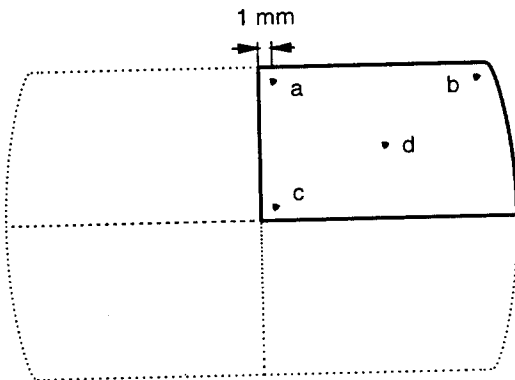


Fig. 5 Locations for the material points where the grain sizes were measured

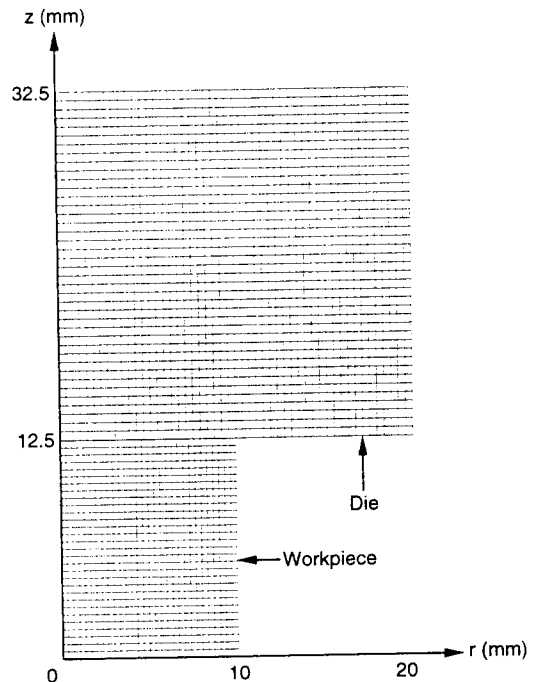


Fig. 6 Finite element meshes for the preform and the die, used for process simulation

여기에서 h_0 는 예비성형체의 초기 높이를 나타낸다.

Fig. 5에서 볼 수 있듯이 변형된 성형체의 단면 4군데 점에서 결정크기를 측정하였다. 가공전의 각 점에서의 초기결정크기는 Table 2와 같다.

6.2 계산조건

본 연구에서는 850°C, 1000°C 그리고 1200°C 의 세가지 등온온도에서 컴퓨터 시뮬레이션을 수행하였다. 변형전 금형과 예비성형체의 온도는 등온이라고 가정한다. 각각의 등온변형 실험당 세가지의 걸보기 변형률속도—2 sec⁻¹, 10 sec⁻¹ 그리고 20

sec⁻¹를 사용하였다. 시뮬레이션에 사용된 S45C 강의 유효응력식과 예비성형체와 금형의 열전달 성질은 Table 3와 같다. 예비성형체와 금형에 사용된 유한요소 격자시스템은 Fig. 6과 같다. 이때 공정의 대칭성을 고려해서 4분의 1영역만 해석하였다. 노출된 예비성형체와 금형의 표면은 대류와 방사열전달이 일어나는 경계조건으로 처리를 하였다. 시뮬레이션의 금형-시편에 사용된 대류와 방사열전달 계수와 접촉열전달 계수는 다음과 같다.

$$h = 0.295 \times 10^{-5} (W/mm^2K)$$

$$\sigma\epsilon = 396.83 \times 10^{-16} (N/smmK^4)$$

$$h_{lub} = 0.03 (W/mm^2K)$$

금형-시편 접촉면에 적용되는 쿨롱마찰계수를 결정하기위해 다음과 같은 일련의 예비시뮬레이션을 수행하였다. 실험에서 얻어진 변형된 표면형상과

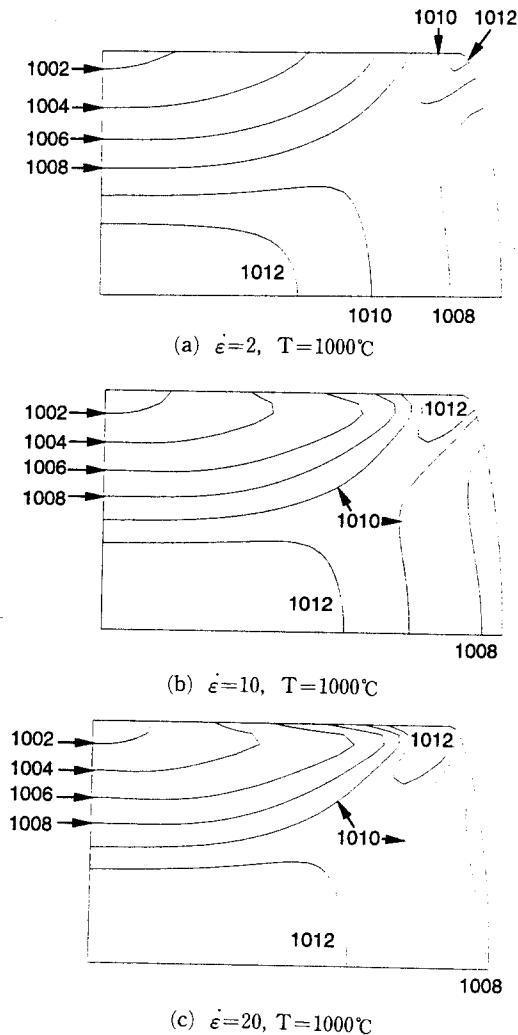


Fig. 7 Temperature distributions in the deformed preform, at the completion of deformation

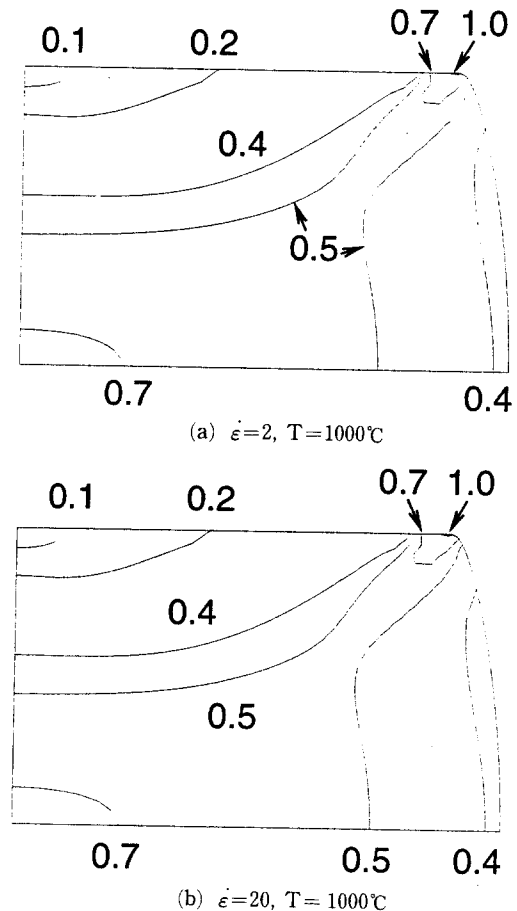


Fig. 8 Effective strain distributions in the deformed preform

임의의 콜롱마찰계수를 사용 시뮬레이션을 수행하여 구한 표면형상을 비교한다. 이때 두가지의 형상이 가장 가까이 일치할 때의 μ 값을 찾을 수 있다. 850°C에서는 $\mu=0.22$ 그리고 1000°C에서는 $\mu=0.18$ 의 콜롱마찰계수값을 구할 수 있었다.

6.3 결과 및 고찰

변형중의 소성일로 인해서 계속적으로 열이 발생해서, 변형중 평균온도는 Fig. 7와 같이 초기 등온 온도보다 높아진다. 온도의 최고점을 나타내는 보서리 b 점과 중심c 점은 Fig. 8의 변형률 분포에서 알 수 있듯이 변형이 가장 심한 부분과 일치한다. 금형의 속도가 높아질수록 평균온도가 높아진다. 즉, 변형에 소요되는 시간간격이 짧을 수록 변형중에 발생하는 전체열량은 많아진다. 그러나 그 차이는

미미하게 작다. Fig. 8에서 볼 수 있듯이 변형률의 분포는 금형속도에 거의 영향을 받지 않는다. 또한 변형률의 분포는 주어진 등온온도값에 거의 영향을 받지 않고 있다.

Fig. 9에서 볼 수 있듯이 850°C에서는 변형된 시편의 내부에서 정적재결정이 두드러지게 나타나는 데에 반해 1000°C에서는 동적재결정이 두드러지게 나타나고 있다. Fig. 10과 Fig. 11에서는 3가지의 다른 재결정모델을 사용하여 풀림 시간에 따른 결정 크기의 변화를 나타내었다. 정적재결정이 두드러진 850°C에서는 Sellar와 NSC의 재결정모델을 사용했을 때는 측정값보다 더 크거나 작은 값을 나타내는 반면에 POSCO모델을 사용하여 예측한 결과는 잘 맞음을 알 수 있다. 1000°C에서는 Sellar의 모델을 사용했을때 b, c 그리고 d 점에서의 예측된 동적재

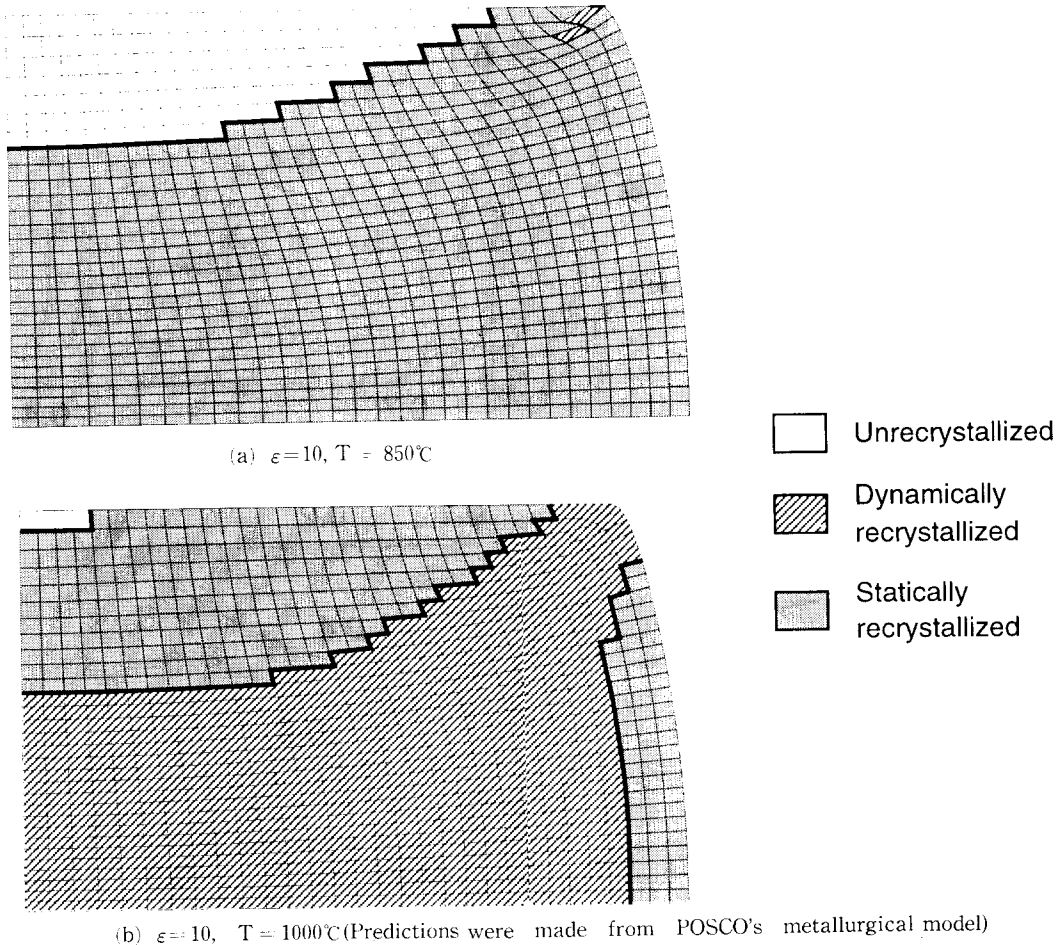
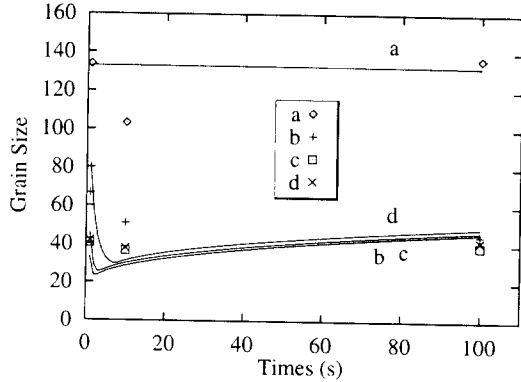


Fig. 9 Recrystallized zones in the deformed preform at 100 second after deformation

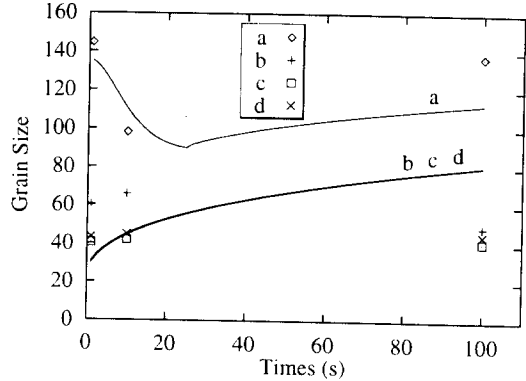
열간단조공정중 강의 재결정거동 유한요소해석

결정크기와 결정성장이 잘 맞음을 알 수 있다. 그러나 정적재결정이 일어나는 a 점에서는 POSCO 모델이 보다 실험치와 근접함을 알 수 있다. 즉, 여러가지의 열적-기계적 변수의 조합에서 한가지의

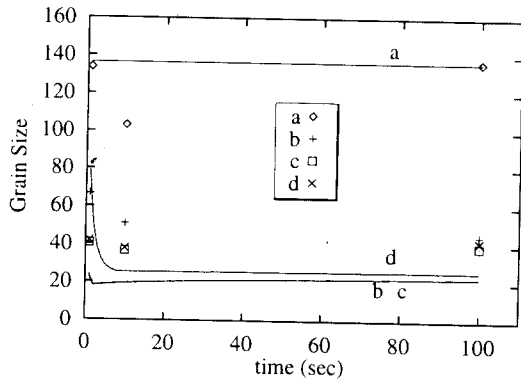
모델식만으로는 정밀하게 예측할 수 없다는 결론을 얻을 수 있다. 그럼에도 불구하고, 예측된 결과는 대부분의 측정치 범위에 있으므로 미루어, 본연구의 재결정거동 예측 시스템의 유효성을 확인해 준



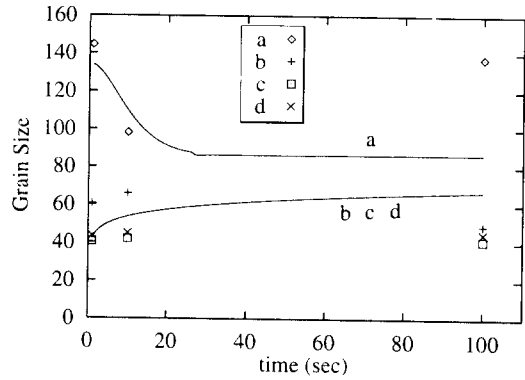
(a) POSCO



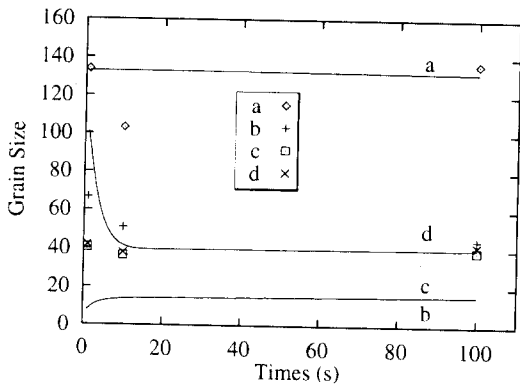
(a) POSCO



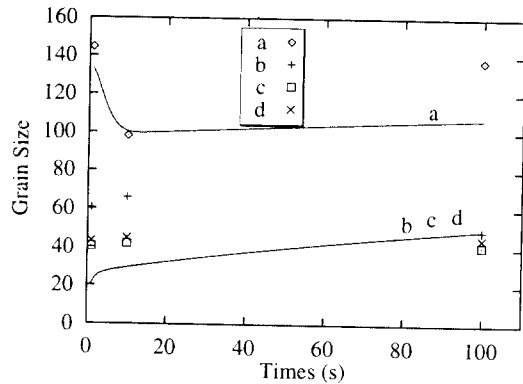
(b) Sellars



(b) Sellars



(c) NSC



(c) NSC

Fig. 10 Variation of the grain size with annealing time. $\epsilon = 10$, $T = 850^\circ\text{C}$

Fig. 11 Variation of the grain size with annealing time. $\epsilon = 10$, $T = 1000^\circ\text{C}$

다. 본연구의 공정에서는 절보기 변형률속도와 금형속도의 결정크기로의 영향이 작음을 알 수 있었다. 이는 재결정거동을 결정하는 2가지의 열적-기계적 변수인 온도와 변형률속도 값에 거의 영향을 주지 않음에서도 이미 확인했었다.

7. 기어 블랭크 단조에서의 재결정 거동

7.1 계산조건

본 연구에서 사용된 가공조건들은 2가지의 단계를 거친다. 첫번째의 예비성형공정에서는 원통형시편에서 디스크모양을 얻기위해 평판금형으로 압축을 한다. 두번째의 끝마침 공정에서 원하는 기어블랭크 모양을 만든다. 공정조건들은 다음과 같다.

재료 : S45C 강

시편크기 : 높이 84 mm, 지름 51 mm

시편의 초기온도=1200°C

초기 결정크기=140 μm(균일)

금형의 초기온도=1000°C

공기의 온도=1000°C

금형속도

상부 평판금형 : -500(mm/s)

하부 평판금형 : 0(mm/s)

상부 끝마침금형 : -500(mm/s)

하부 끝마침금형 : 0(mm/s)

쿨롱마찰계수=0.1

예비성형공정과 끝마침공정사이 시간간격=0.0초

끝마침공정후의 풀림 시간=100초

풀림 온도=1000°C

7.2 결과및 고찰

시뮬레이션을 이용한 예비성형공정과 끝마침공정에서 시편의 변형이력은 Fig. 12와 Fig. 13과 같다. 여기서 관찰할 수 있듯이 끝마침공정의 마지막 부분에서 금형의 공간이 모두 채워짐으로 미루어 공정설계가 성공적임을 나타내주고 있다. 이때 열간 단조공정중 심한 변형으로 인해 발생하는 나쁜모양의 요소들을 제거하기 위해 격자재구성(remeshing)을 빈번히 해주어야했다. 재결정을 예측하기 위해서는 하나의 점을 따라서 열적-기계적 변수의 이력을 구해야 한다. 격자재구성을 할 경우 이러한 점의 추적이 어려워지게 되어, 본 연구에서는 예측된 속도장에 기초한 경로추적방법을 도입하였다.

Fig. 14(a)에서 볼 수 있듯이 예측된 유효변형률

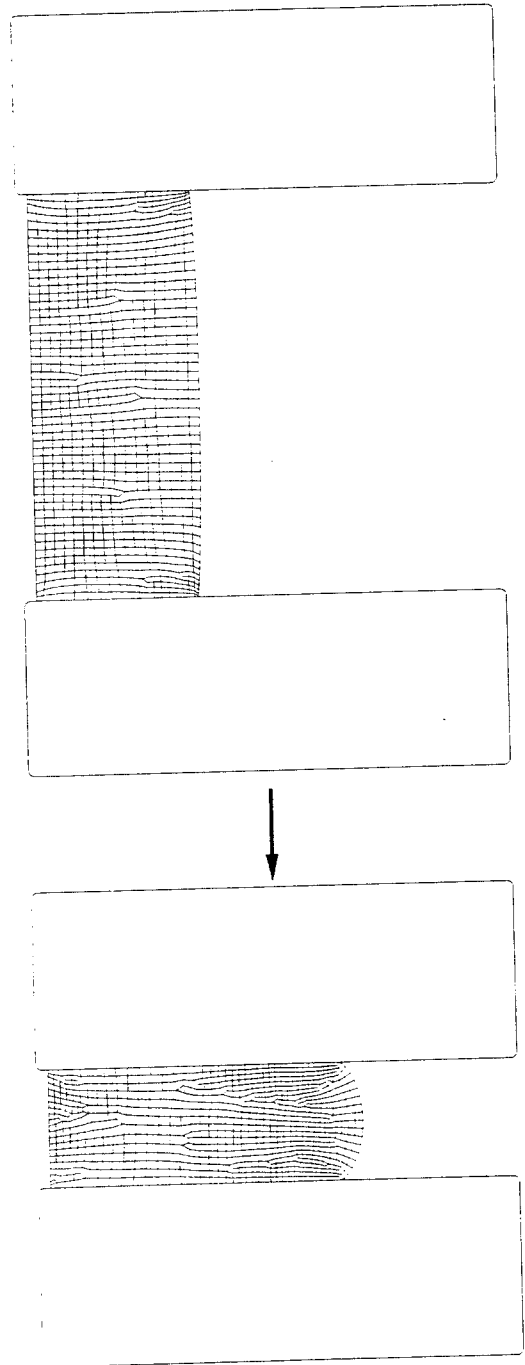


Fig. 12 Preforming operation in gear blank forging

의 최대값은 4.0을 넘어서고 있어 변형이 심하게 일어남을 알 수 있다. 내부의 얇은 디스크, 안쪽 테두리의 중심부분 그리고 안쪽과 바깥쪽 테두리의 연결부분이 가장 심하게 변형이 되었고, 테두리의

상부와 하부의 변형은 상대적으로 적다. 그럼에도 불구하고, 유효변형률값은 1.0을 넘는다. 이는 전 영역에서 동적재결정이 일어남을 나타내주고 있다.

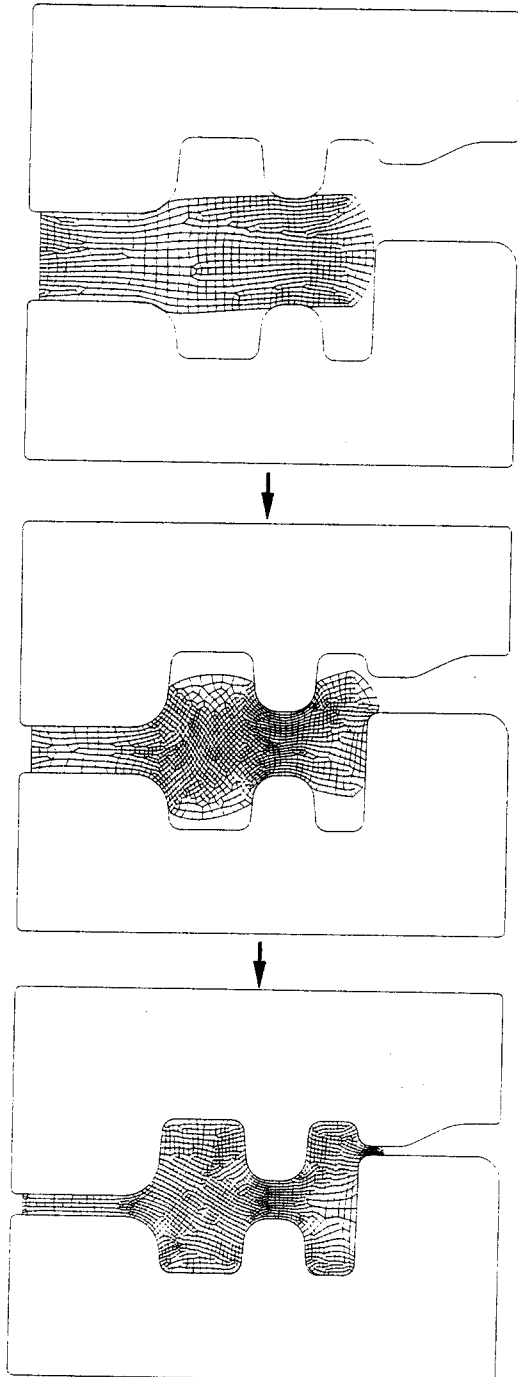


Fig. 13 Finish operation in gear blank forging

Fig. 14(b)에서는 변형이 끝난후의 온도분포이다. 얇은 디스크 부분에서는 내부에서 표면으로의 빠른 열전달로 인해 두께방향으로 균일한 온도를 보여준다. 나머지 부분은 내부에서 높은 온도를, 표면에서 상대적으로 낮은 온도분포를 가진다. Fig. 14(b)와 Fig. 14(c)에서 비교할 수 있듯이 결정성장전에 예측된 결정크기는 내부가 높고 표면이 낮은 변형 직후의 온도분포와 유사하다. 이는 동적재결정 완료시 결정크기가 온도의 영향을 받기 때문이다. 온도가 높을 수록 결정이 커진다. 이에 반해 변형률 속도의 결정크기에 대한 영향은 매우 작음을 알 수 있다. 단지 지역적인 온도분포의 변화를 설명해 준다. 이 공정에서 결정크기값의 최대

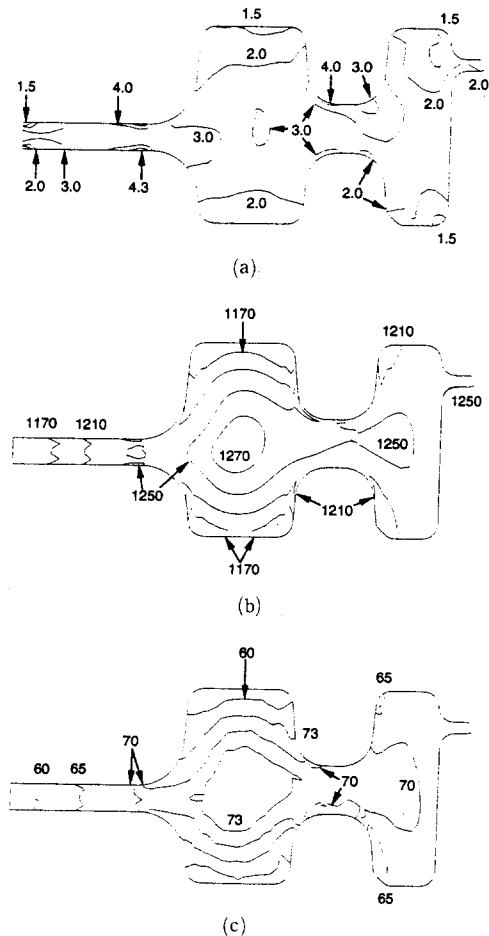


Fig. 14 (a) Effective strain distributions, (b) Temperature distributions at 0.5 second after deformation, (c) Grain size distributions at 0.5 second after deformation (Sellars' model)

차이는 20 μm 이고 최대 온도차이는 140°C이다. 표면의 온도는 직접적으로 금형의 온도에 영향을 받는다. 이에 반해 금형 속도가 높을때 금형온도의 중심부온도로의 영향은 작다. 이러한 결과로 미루어 볼때 제품내부의 균일한 결정크기분포를 얻기 위해서는 낮은 속도의 등온 단조공정이 필요함을 알 수 있다. 다른 한편으로, 금형온도가 낮음에 따라 표면의 결정크기는 작아진다. 그리고, 조직이 미세할수록 높은 경도와 연성을 동시에 얻을 수 있다. 결국 본 연구결과는 금형온도를 제어함으로써 기어 이빨(gear teeth)이 만들어질 부분의 경도를 높일 수 있음을 제시하고 있다. 이때, 이러한 미세조직 구조를 유지시키기 위해 결정성장이 많이 진행되지 않도록 냉각시간을 최소화해야 한다.

8. 결 론

열간단조에서는 목적하는 제품을 결함없이 성공적으로 성형가공을 하는 최적 공정조건을 찾는 것이 중요하다. 그리고, 생산품의 질적인 면 특히 제품의 기계적인 성질을 높이기 위한 최적공정조건을 찾는 것 또한 중요하다. 이를 위해서는 공작물내의 재결정거동을 예측하는 능력을 구비하여야 한다. 재결정거동에측을 위해서는 변형중의 열적-기계적 변수들의 이력 정보를 알아야한다. 그러므로, 앞에서 이미 소개한 바와 같이 재료유동과 열전달의 연계 해석 유한요소모델을 기반으로하는 시스템의 개발은 당연한 과정일 것이다.

금속학모델은 동일(constant)온도, 동일 변형률 속도값에 대한 식이므로 시간에 따른 재료내부의 온도와 변형률 속도의 변화는 재결정 모델 적용에 어려움을 주고있다. 본 연구에서 사용한 '평균값' 대신에 additivity rule과 같은 방법을 적용할 수도 있다. 그럼에도 불구하고, 결정크기 예측값은 열간 실험터입축 실험의 측정값과 잘 일치하고있어 본 시스템의 유효성을 입증하고있다. 또한 본 시스템은 복잡한 형상 제품의 단조공정중의 자세한 열적-기계적 그리고 재결정 거동을 밝힐 수 있었다. 본 시스템은 열간단조공정의 최적화 또는 제어를 함에 있어서 off-line 도구로써 사용될 수가 있을 것이다.

참고문헌

(1) O. C. Zienkiewicz, E. Onate, and J. C. Heinrich

1981, : Int. J. Num. Meth. Eng., Vol. 17, pp. 1497-1514.

(2) N. Rebelo and S. Kobayashi 1980, : Int. J. Mech. Sci., Vol. 22, p. 699.

(3) N. Rebelo and S. Kobayashi 1980, : Int. J. Mech. Sci., Vol. 22, p. 707.

(4) M. C. Tang and S. Kobayashi 1982, : ASME Trans. J. Eng. Ind., Vol. 104, p. 305.

(5) S. M. Hwang and S. Kobayashi 1987, : Int. J. Mach. Tool Des. Res. (renamed as Int. J. Mach. Tools and Manufacture), Vol. 27, p. 1.

(6) N. Rebelo and S. Kobayashi 1982, : ASME publication PED, Vol. 3, p. 151.

(7) S. I. Oh, J. J. park, S. kobayashi, and T. Altan 1983, : ASME Trans. J. Eng. for Ind, Vol. 105, pp. 251-258.

(8) W. T. Wu and S. I. Oh 1985, : Trans. NAMRI/SME, Vol. XIII, pp. 159-165.

(9) T. B. Dewhurst and P. R. Dawson 1984, : Proc. Symp. Constitutive Equations: Micro, Macro, and Computational Aspects. ASME, WAM.

(10) M. Pietrzyk and J. G. Lenard, Thernal-Mechanical Modelling of the Flat Rolling Process, Berlin 1991, : Springer Verlag.

(11) S. M. Hwang, M. S. Joun, and Y. H. Kang 1993, : ASME Trans. J. Eng. Ind., Vol. 115, pp. 290-298.

(12) S. M. Hwang and Y. H. Kang 1995, : ASME Trans. J. Eng. Ind., Vol. 117, pp. 304-315.

(13) C. M. Sellars 1980, : Hot Working and Forming Processes, Ed. by C. M. sellars and G. J. Davis, Met. Soc. London, p. 3.

(14) W. Roberts and A. Sanberg, T. Siwecki, and T. Werlefors, 1983, Proc. Int. Conf. Technology and application of HSLA Steels, Philadelphia, USA, p. 67.

(15) P. Choquet, A. Le Bon, and Ch. Perdix 1985, : Proc. 7th ICSMA, Montreal, Canada, p. 1025.

(16) T. Senuma and H. Yada, 1986, Proc. 7th Ris0 Int. Symp. Metallurgy and Materials Science, Roskilde, Denmark, p. 547.

(17) O. Kwon, K. J. Lee, K. B. Kang, J. K. Lee, and D. Lee, 1992, Journal of Korean Institute of

- Metal and Materials, Vol. 30, p. 1335
- (18) H. L. Gegel, S. Nativ, J. S. Malas, and J. T. Morgan 1981, : Appendix K, AFWAL-TR-80-4162, p. 403.
- (19) H. L. Gegel, Y. V. R. K. Prasad, J. S. Malas, J. T. Morgan, and K. A. Lark1984, : ASME, PVP, Vol. 87, pp. 101~116.
- (20) M. Pietryzk, Z. Kedzierski, and J. G. Lenard 1992, : NUMIFORM 92, Valbonne, France, pp. 749~754.
- (21) K. Karhausen and R. Kopp 1992, : Steel Research, Vol. 63, pp. 247~256.