

〈論 文〉

대형강괴 업셋팅공정의 기공압착 해석

박치용* · 조종래* · 양동열* · 김동진** · 박일수***

(1992년 5월 1일 접수)

Analysis of Void Closure in the Upsetting Process of Large-Ingots

C.Y. Park, J.R. Cho, D.Y. Yang, D.J. Kim and I.S. Park

Key Words: Thermo-Viscoplastic Finite Element Analysis(열점소성 유한요소해석), Upsetting Process(업셋팅공정), Void-Closure(기공압착), Dome-Shaped Upper Die(돔형 상부다이), Dish-Shaped Upper Die(접시형 상부다이)

Abstract

Upsetting is performed in open-die press forging to deform metal in all directions in order to enhance soundness of a product and reduce directionality of properties caused by casting. It is necessary to ensure sufficient forging ratio for subsequent cogging operations and consolidate the void along the centerline. To obtain these benefits, the upper die shape (dome and dished shape) is considered as an upsetting parameter. Thermo-viscoplastic finite element analysis has been carried out so as to understand the influence of upper die shape on the effective strain, hydrostatic stress and temperature in the upset-forged ingots without internal defects. The analysis is focused on the investigation into internal void closure in ingots with pipe holes and circular voids. The computational results have shown that the volume fraction of the void is independent of the circular void size and the closure of internal voids is much more influenced by the effective strain than the hydrostatic stress around the void. It is finally suggested that the height reduction must be over 35% for consolidation of internal voids.

기 호 설 명

c	: 비열 (specific heat) (N/mm. s. ² K ⁴)	$^{\circ}$ K)	
f	: 소성변형률과 응력의 상태의존함수	k	: 변형강화 파라미터 (parameter)
f_i	: 표면력 (traction)	K_y	: 재료의 전단항복강도
F	: 정적항복함수 (static yield function)	m_f	: 마찰상수
h	: 대류 열전달계수 (N/mm.s. ² K)	N_L, H_M	: 보간함수 (interpolation function)
h_{lub}	: 윤활막을 통한 소재와 금형의 열전달계수 (N/mm.s. ² K)	T	: 절대온도 (°K)
J	: 열의 일당량	T_d	: 금형과 소재의 접촉부에서 금형면의 온도
K	: 열전도계수 (thermal conductivity) (N/s.	T_e	: 주변온도 (ambient temperature)
		T_s	: 표면온도 (surface temperature)
		T_w	: 금형과 소재의 접촉부에서 소재면의 온도
		v, V_L	: 속도장 및 절점에서의 속도성분
		\bar{v}_i	: 경계에서의 속도성분

*정회원, 한국과학기술원 정밀공학과

**한국중공업 기술연구소

***한국중공업 주단기술부

- U_{dw} : 금형과 소재의 상대속도
- α : 변형에너지가 열로 변환되는 비율
- γ : 재료의 점성계수 (viscosity constant)
- $\bar{\epsilon}$: 유효변형률 (effective strain)
- $\dot{\epsilon}$: 유효변형률속도 (effective strain rate)
- $\dot{\epsilon}_{ij}$: 변형률속도 텐서 (effective strain tensor)
- ζ, ξ, ψ : 임의의 함수 (variational function)
- θ : 중분항의 크기조절 계수
- $\dot{\chi}$: 변형에 의한 열발생률
- ν : 표면확산계수 (emissivity)
- ρ : 밀도 (mass density) (kg/mm^3)
- $\bar{\sigma}$: 유효응력 (유효응력)
- σ_{ij} : 응력텐서 (stress tensor)
- φ : Stefan-Boltzmann 상수
- $\Gamma, \Gamma_f, \Gamma_v$: 가공체의 경계영역
- Δ_t : 비정상상태의 단계당 시간간격
- Ω : 가공체의 영역

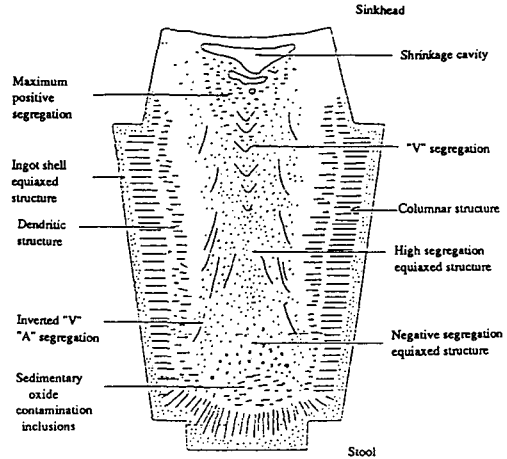


Fig. 1 Schematic diagram illustrating macro-segregation in a large steel ingot

1. 서 론

지난 20여년 동안 원자력 및 화력발전소의 효율과 신뢰성을 높이기 위하여 로터(rotor)를 대형화하거나 일체형으로 만드는 추세이기 때문에 주조공장에서는 대형강괴(steel ingot)의 제조가 요구되고 있고, 단조 공장에서는 대형 강괴의 단조 기술이 필요하게 되었다. 대형강괴의 단조공정에서 자유단조의 역할은 Fig. 1과 같이 대형 강괴의 제조시에 발생하는 주조 조직을 없애고 주조시 발생하는 기공을 압착시켜 제거하며 편석을 소멸시키면서 최종 제품의 형상에 가깝게 만드는 것이다.

자유단조 중에서 이러한 목적을 달성하기 위한 중요한 작업이 업셋팅(upsetting)과 코깅(cogging) 작업이다. 코깅작업은 강괴의 단면모양을 원형과 사각형 및 팔각형 등으로 만들면서 단면을 줄이고, 길이 방향으로 강괴를 늘리는 작업이며, 업셋팅은 강괴의 상부와 하부에 금형을 놓고 축방향으로 하중을 가하면서 직경을 늘리는 작업이다. 업셋팅은 중심부의 기공을 압착시키고 주조조직의 방향성을 없애며 물성치를 향상시키고, 코깅작업 등 후속 공정에서 원하는 단조비를 얻기 위한 목적으로 하고 있다. 업셋팅 공정에서 변형분포와 기공의 압착에 영향을 주는 변수 중에서 상·하다이의 형상, 강괴의 직경에 대한 높이비, 압하깊이, 압하속도, 온도 분포 등이 중요한 요소이다.

대형강괴의 열간작업은 주로 현장의 경험에 의존하고 있어, 자체 다이의 설계 및 수정, 공정 변경을 위해서는 이론적 배경 및 자료축적이 요구되고 있다. 또한 단조 제품들은 크기, 형상 및 재질이 다양하며 단조공정에는 여러 변수들이 복합적으로 작용하므로 경제적인 최적의 공정설계가 요구된다. 따라서 공정의 정확한 분석과 이 공정 개선을 위한 체계적인 연구가 필요하다. 이러한 연구를 위해서는 실험적인 방법(empirical method)이 가장 정확하지만 그 비용이 엄청나고 현장작업에 방해 될 뿐만 아니라 인력 및 장비의 낭비가 많아 거의 하지 못하고 있는 실정이다. 또는 플라스틱인(plasticine), 왁스(wax), 납 등의 모델링 재료를 이용하여 실험(physical modeling)하고 있으나 이 방법은 유동현상은 쉽게 볼 수 있지만 정확한 응력 및 변형률을 측정할 수 없고 크기효과(size effect)가 존재한다.^(1,2) 따라서 최근에는 컴퓨터를 이용한 해석으로 실험과 같은 효과를 거둘 수 있으며 또한 단조시의 하중, 금속유동, 응력분포, 변형률분포 등을 예측할 수 있다. 컴퓨터 시뮬레이션방법 중에서 유한요소해석법(finite element method)이 가장 많이 이용되고 있다.^(3~6)

본 연구의 목적은 업셋팅의 변형해석 및 온도해석(열전달 해석)을 비연계 방식⁽⁷⁾으로 동시에 해석하고 실제 공정에 가깝게 접근하는 축대칭 열점소성 유한요소 프로그램⁽⁸⁾을 이용하여, 시뮬레이션에 의해 공정을 해석하여 불량감소 및 원가절감을 위

해 단조공정을 개선하는 것이다. 업셋팅공정의 연구에 있어서는 대형강괴의 주 불량요인인 기공의 소멸을 위한 공정방안을 연구하는데 있다.

기공압착에 관한 연구는 주로 코킹공정에 대해서 이루어졌다.^(9~12) Yoshinori 등⁽⁹⁾과 Tanaka 등⁽¹¹⁾은 실린더에서의 기공단형을 해석하여 압착조건을 제안하였고 Stahlberg 등⁽¹³⁾은 여러개의 사각형기공의 압착거동을 상계해법으로 해석하고 실험과 비교하였다. 업셋팅공정에서의 기공압착에 대한 연구는 소재의 축방향중심에 극단적인 파이프성 기공을 가정하여 수행되었다. 실제재료에 의한 실험적 연구는 Tomlinson과 Stringer,⁽¹⁴⁾ Kopp와 Ambaum⁽¹⁵⁾ 및 Haverkamp 등⁽¹⁶⁾에 의해서 이루어진 바가 있고, 유한요소법에 의한 방법으로는 Yoshinori 등⁽⁹⁾이 행한 바 있으나 위치에 따른 원형기공의 압착에 대해서는 다루어지지 않았다. 본 연구에 있어서는 상부다이가 다른 두가지 형태에 대하여 파이프성 기공 및 위치에 따른 원형기공의 압착거동을 조사하여 다이설계에 응용하고자 한다. 원형기공의 크기가 계산에 미치는 영향과 함께 기공압착에 실제적 영향을 미치는 인자를 규명하였으며, 중심부의 기공압착을 위한 적절한 압하량을 조사하여 현장에서 작업 및 공정설계에 기본적인 데이터를 제공하고자 한다.

2. 열점소성 유한요소법의 수식화

2.1 변형해석

단조공정에 유한요소법을 사용함으로써 기계적 성질을 예측하는 응력이나 변형률 등을 국부적으로 정확히 예측할 수 있다. 또한 공정의 개선 및 금형설계를 위한 자료를 얻을 수 있어서 오늘날 널리 사용되고 있다.

열간 단조공정을 해석하기 위해서는 하중의 내력 (loading history)과 시간의 변화율을 동시에 고려한 점소성이론^(17,18)에 바탕을 둔 열점소성해석방법을 사용하였다.⁽⁸⁾

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \gamma \Phi(F) \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (1)$$

여기서, γ 는 재료의 점성계수(viscosity constant)이고 $\Phi(F)$ 는 동적하중에 대한 재료의 물성실험에 의해서 구해지며 F 는 실험에 의해서 결정되는 정적항복함수(static yield function)이다. 소성변형률

과 응력의 상태에 의존하는 함수 f 는 $f = (F-1)/k$ 로 표현되어지고 k 는 변형경화 파라미터(parameter)이다.

시간 t 에서 소성변형을 받는 가공체는 탄성변형이 없으며, 등방성이고 von Mises 항복조건을 따르며, 변형중 체적변화가 없다고 가정한다. 영역 Ω 와 경계 Γ 로 이루어진 가공체는 경계 Γ_f 에서 표면 응력 f_i 및 Γ_v 에서 속도경계조건 \bar{v}_i 가 주어진 경계치 문제로 정의되어진다. 소성가공문제에서의 경계치문제의 해는 속도경계 Γ_v 상에서 주어진 속도경계조건을 만족하는 모든 속도장과 압력장에서 경계 Γ_v 상에서 영(零)인 임의의 함수 Ψ_i 와 임의의 함수 ξ 에 대하여 다음식을 만족시킴으로써 얻어진다.

$$\int_{\Omega} \sigma_{ij} \Psi_{ij} d\Omega - \int_{\Omega} v_{i,i} \xi d\Omega - \int_{\Gamma_f} f_i \Psi_i d\Gamma \quad (2)$$

여기서 $\Psi_{ij} = \frac{1}{2} (\Psi_{i,j} + \Psi_{j,i})$ 이다.

위의 변분식은 전체영역을 요소분할화한 후에 보간함수(interpolation function) N_{il} 과 H_M 을 이용한 유한요소 근사화시킨다.

$$v_i = N_{il} V_L \quad (3)$$

$$\Psi_i = N_{il} \Psi_L \quad (4)$$

$$\xi = H_R \xi_R \quad (5)$$

여기서, 경계 Γ_v 상에서 주어진 값인 V_L 과 영(零)인 Ψ_L 은 절점치(nodal value)이고 ξ_R 은 요소치(element value)이며, Ψ_L 과 ξ_R 에 대하여 성립한다는 항등식의 조건과 벌칙상수의 도입으로부터 비선형 연립방정식이 얻어지는데 이는 Updated Newton-Raphson 방법을 이용하여 계산하였다.⁽⁸⁾

2.2 온도해석

열역학 제1법칙과, 소성변형으로 발생하는 에너지의 5~15%가 전위 밀도를 증가시키고 나머지가 열로 발생된다는 실험결과⁽¹⁹⁾를 이용한 열 평형방정식 식(6)과 가공체의 표면 및 금형과의 접촉면에서 다음과 같은 경계조건을 갖는 경계치문제으로써 변형중의 온도해석을 실시하였다.

(i) 열 평형방정식

$$KT_{,ii} - \rho c \dot{T} + \dot{x} = 0 \quad (6)$$

(ii) 자유표면(free surface)에서 경계조건

$$\text{대류 열유량} : q_n^* = h(T_e - T_s) \quad (7)$$

$$\text{복사 열유량} : q_n^r = \varphi \nu (T_e^4 - T_s^4) \quad (8)$$

(iii) 금형과 소재의 접촉면에서 경계조건

$$\text{전도 열유량} : q_n^d = h_{lub} (T_d - T_w) \quad (9)$$

$$\text{마찰 열유량} : q_n^m = m_f k_y \nu_{aw} / J \quad (10)$$

여기서, $\dot{x} = \alpha \sigma \dot{\epsilon}$ 이며, α 는 변형에너지가 열로 변화되는 비율을 나타내며 0.85와 0.95사이인데, (19) 본 논문에서는 중간값으로 가정하여 0.9를 사용하였다. h_{lub} 는 윤활로 인한 열전달계수, φ 는 Stefan-Boltzmann 상수, ν 는 표면확산계수, k_y 는 재료의 전단항복강도, ν_{aw} 는 금형과 소재의 상대속도이고 J 는 열의 일당량이다.

온도해석을 위한 경계치문제의 해는, 경계 Γ 에서 경계조건을 만족시키는 온도장중에서 경계 Γ 상에서 영(零)인 임의의 함수 ξ 에 대하여, 다음식을 만족시킴으로써 얻어진다.

$$\int_{\Omega} K T_{,i} \xi_{,i} d\Omega + \int_{\Omega} \rho c \dot{T} \xi d\Omega - \int_{\Omega} \dot{x} \xi d\Omega - \int_{\Gamma} q_n \xi d\Gamma = 0 \quad (1)$$

식(11)의 변분식을 유한요소 분할화시킨 뒤, T, \dot{T}, ξ 를 보간함수를 이용하여 나타내어 정리하면 다음과 같은 간단한 벡터형으로 나타낼 수 있다.

$$KT + \dot{C}T = Q_n \quad (12)$$

여기서, Q_n 은 경계표면에서 수직방향으로의 열유동 벡터이다.

비정상 상태의 가공체의 변형은 어떤 주어진 시간 t 에서 미소증분량인 Δt 동안 속도와 변형도율이 일정하다고 가정하고서 매 변형단계에서 얻어진 속도, 변형도율을 적분함으로써 얻어진다. 반면, 열평형방정식으로부터 온도 T 를 계산하기 위해서는 시간 $t=0$ 의 초기 조건으로부터 시작하여 원하는 시간에 이르기까지 미소단계를 진행시키면서 계산한다. 계산의 수렴성을 보장하고 계산시간을 절약하기 위해 매 시간 단계내에서 어떤 증감시간 $t_\theta = t_n + \theta \Delta t$ 에서 T, \dot{T} 를 차분화하여 식(12)을 선형화시킨 explicit method로 해석하였다. 증분항의 크기를 조절하는 중요한 인자인 θ 는 진동과 안정성(stability)을 고려하여 $\theta=0.75$ 를 사용했다. (20) 변형 및 열전달해석은 서로 비연계된 방법(7)을 사용하였고 열전달해석의 정확성을 높이기 위해서 매 변형단계마다 수번의 분할된 온도계산 단계(step)를 수행하였다.

3. 업셋팅해석

3.1 업셋팅공정 및 계산조건

대형강괴(steel ingot)를 자유단조(open-die forging)하여 건전한 단조 제품을 만들기 위해서는 강괴의 중심부를 따라서 응고시에 발생하는 중심부 결함을 열간가공으로 압착시켜야 한다. 중심선 압착(center line consolidation)을 위해서 가해지는 소성공정은 코깅과 업셋팅으로 나누어진다. 코깅은 대형의 자유단조에서 초기 및 최종단계에서 일반적으로 행하여지고 있으며, 강괴 단면중심부에서 균질한 구조의 재질을 얻고 기공닫힘(void closing)의 효과를 얻을 수 있다. 그러나 코깅으로는 충분한 단조비를 얻을 수 없거나 또는 소재의 지름이 큰 제품을 생산하고자 할 때, 우수한 재질의 제품을 요구할 때 업셋팅 공정이 필요하게 된다. 업셋팅작업을 행함으로써 재료성질의 방향성을 감소시키고 재료의 건정성(soundness)을 증가시키는 효과를 얻을 수가 있다. 로터(rotor)축의 초기 단조공정의 한 예가 Fig. 2에 나타나 있는데 본 연구에서는 1차 코깅한 후의 업셋팅공정을 예제로 선정하였다. 공정변수중에서 단조효과에 큰 영향을 미치는 상부금형의 변화에 의한 기공의 압착효과를 파악하기 위하여 축대칭에 대한 열간 점소성 유한요소 프로그램으로서 약 160톤인 강괴의 업셋팅공정

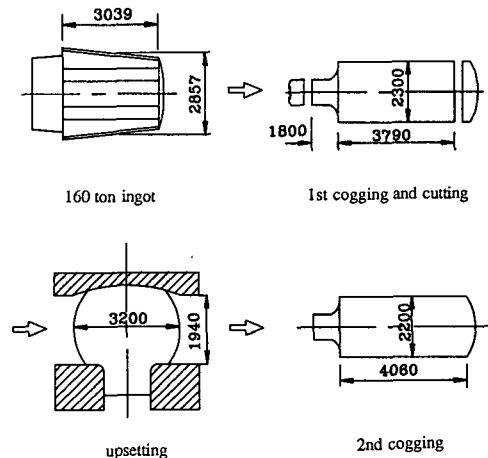
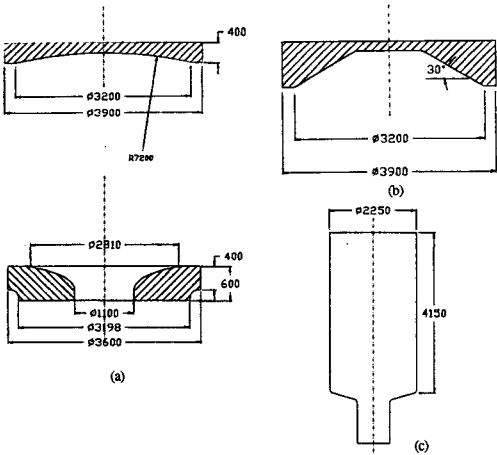


Fig. 2 Sequence of initial forging stages for a rotor shaft (unit : mm)

을 해석하였다. 해석을 위한 다이의 형상은 대형강괴의 코깅작업시 핸들링(handling)을 위해 설계된 척(chuck)이 있는 하부다이와 돔(dome)형의 상부다이를 사용하였다.

또한 상부다이를 30°의 각도를 가지는 점시형의 다이로 가공한 경우를 비교하였으며 (Fig. 3), 각 경우에 있어서 중심부의 기공폐쇄 및 단조효과를 파악하기 위해서 결합이 없는 경우의 해석, 인위적인 파이프성 기공이 있는 경우의 해석, 그리고 중심부에 있으며 높이가 다른 위치에 존재하는 가상적인 기공을 둔 경우의 해석 등을 수행하였다. 계산시에 사용된 가공온도는 섭씨 1250°C이며, 상부다이의 하강속도는 가공 초기와 마지막의 값을 평균한 50 mm/sec로 하였다. 재료의 유동합수 표현을 위한 재료의 물성치는 로터(rotor)재질인 3.5 NiCrMoV의 화학적 성분과 유사한 AISI 4337의 관계식을 사용하였다.⁽²¹⁾ 유효변형률이 적을 때에는 가공경화의 효과를 무시할 수 없기 때문에 유효응력을 유효변형률, 유효변형률속도 및 온도의 함수로 하였고, 0.7보다 큰 경우에는 유효변형률속도 및 온도의 함수로 하였다.

$$\begin{aligned} \sigma &= f(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) = c(T) (\bar{\epsilon})^{n(T)} (\dot{\bar{\epsilon}})^{m(T)} \quad (\bar{\epsilon} < 0.7) \\ \sigma &= f(\dot{\bar{\epsilon}}, T) = c(T) (\dot{\bar{\epsilon}})^{m(T)} \quad (\bar{\epsilon} \geq 0.7) \end{aligned} \quad (13)$$



(a) dome-shaped upper die and lower die
(b) dish-shaped upper die
(c) initial billet

Fig. 3 Configuration of the upsetting dies and a ingot (unit : mm)

여기서, $c(T)$, $n(T)$, $m(T)$ 등은 곡선맞춤 (curve fitting)에 의하여 온도의 3차 다항식 (polynomial)으로 하였으며 다음과 같이 표현된다.

(i) $\bar{\epsilon} < 0.7$ 인 경우

$$\begin{aligned} c(T) &= 179.0964 - 0.2405T + 8.447 \times 10^{-5} T^2 \\ n(T) &= -8.1444 + 0.0247T - 2.448 \times 10^{-5} T^2 \\ &\quad + 8.058 \times 10^{-9} T^3 \\ m(T) &= -4.4362 + 0.0128T - 1.222 \times 10^{-5} T^2 \\ &\quad + 3.917 \times 10^{-9} T^3 \end{aligned}$$

(ii) $\bar{\epsilon} \geq 0.7$ 인 경우

$$\begin{aligned} c(T) &= 35.3005 + 0.136T - 2.5 \times 10^{-4} T^2 \\ &\quad + 10^{-7} T^3 \\ m(T) &= 0.617 - 0.0021T + 2.4 \times 10^{-6} T^2 \\ &\quad - 8.333 \times 10^{-10} T^3 \end{aligned}$$

계산 도중에 강괴의 중심부에서 유효응력과 유효변형률의 관계를 매 단계마다 추적하여 그래프로 나타내면 Fig. 4와 같이 나타난다. 이는 측정점에서 온도 및 유효변형률속도의 변화에 따른 효과를 내포하고 있다. 소재와 다이사이의 마찰은 소재표면의 스케일(scale)에 의한 마찰감소효과를 고려하여 $m=0.3$ 으로 하였다.

3.2 상부다이의 형상에 따른 업셋팅 효과

기존의 업셋팅에 다이형상이 미치는 영향을 조사한 여러 연구들은 상·하부 모두 평다이 (flat die) 이거나 또는 V다이인 경우를 해석하거나 실험하였다. V다이를 사용한 경우가 강괴 중심부에서 더 큰 변형과 정수압 응력을 받고 있어서 기공폐쇄에

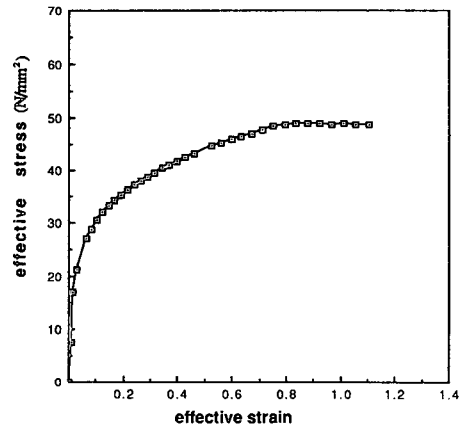
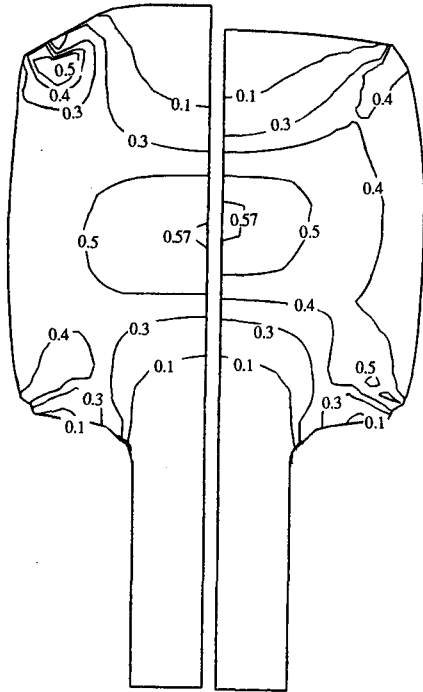
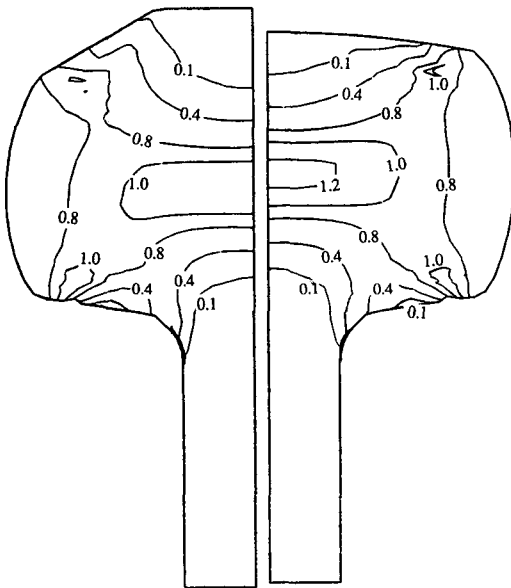


Fig. 4 Effective stress-strain curve for a center point of the ingot during upset forging



(a) 30% height reduction



(b) 50% height reduction

효과적이라고 알려져 있다.⁽¹¹⁾ 그러나 본 연구에서는 현재 현장에서 작업을 행하고 있는 상부는 도움형의 다이를 하부에는 코깅작업시 재료의 핸들링(handling)을 위해 설계되어진 척(chuck)을 가진 다이의 경우(Fig. 3)를 해석하여, 실제작업에서 일어나는 재료내부의 물리적 현상들을 파악해 보고자 한다. 또한 상부다이를 접시형으로 하였을 때와 비교검토하였다. 먼저 내부에 결함이 없는 경우를 해석하여 상부다이의 형상에 따른 업셋팅 효과를 조사하였다. Fig. 5는 유효변형률을 비교한 것으로 1200 mm(30%), 2000 mm(50%)일 때를 보인 것이다. 접시형 다이를 사용한 경우에 있어서 상부다이 아래에 강제영역이 길게 나타남을 관찰할 수 있는데 이 영역은 후속공정인 코깅작업에서 충분한 단조비를 확보할 수 없기 때문에 결함의 제거가 어려울 것으로 사료된다. 전체적으로 비슷한 분포양상을 보이고 있고, 하부다이와 초기 시편의 외곽접촉 지점에서 다이냉각에 의한 표면냉각현상으로 인한 표면결함을 예측할 수 있다. Fig. 6은 정수압 응력의 분포를 나타낸 것인데 접시형 다이가 기공 등의 불량요인이 내재되어 있는 중심부에서 더 큰 값을 나타내고 있다.

Fig. 7은 온도분포를 나타내었는데 다이와 접촉

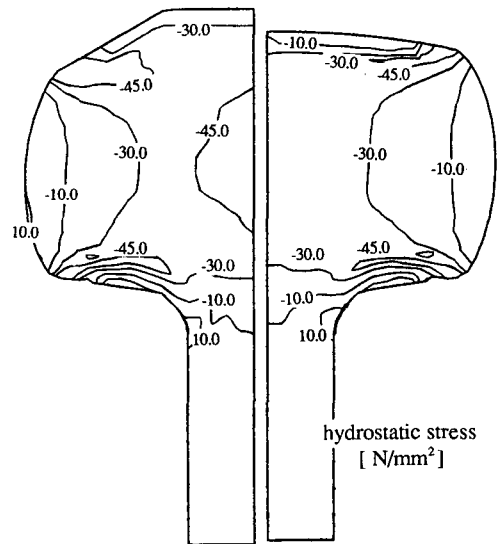


Fig. 6 Comparison of distribution of the hydrostatic stress at the height reduction of 50% in upsetting using dish- and dome-shaped upper dies

Fig. 5 Comparison of distribution of the effective strain (ϵ) at the height reductions of 30% and 50% in upsetting using dish- and dome-shaped upper dies

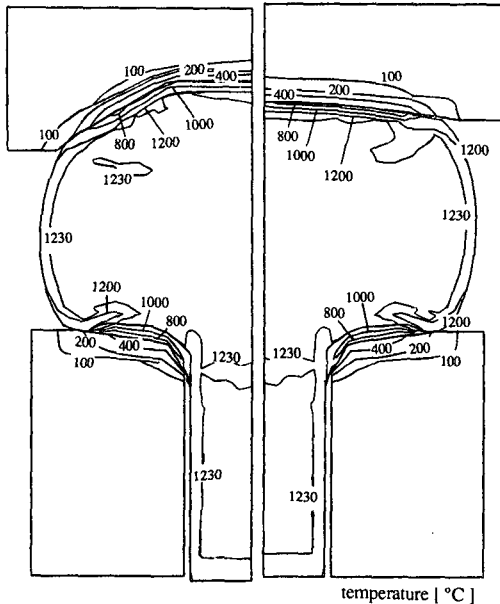


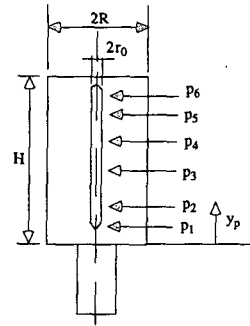
Fig. 7 Comparison of distribution of temperature at the height reduction of 50% in upsetting using dish-and dome-shaped upper dies

면에서 다이로의 열손실 때문에 일어나는 온도 하강현상을 볼 수 있으며, 초기 시편의 외곽접촉부에서 다이냉각에 의해 소재냉각이 중심으로 향하는 현상을 일으킨다. 접촉된 다이표면의 온도는 700~800°C까지 상승하였다.

이상의 여러가지 재료 내부의 성질들을 비교하여 보면 뚜렷한 큰 차이를 보이고 있지는 않으나, 접시형 다이가 좀더 큰 정수압 응력을 얻을 수 있는 반면에 변형의 측면에서는 도움형의 다이가 더 큰 변형을 얻을 수 있었다. 또한 업셋팅 후에 이루어지는 코깅작업에서는 상부다이 직하의 강체영역에서 소재의 최종직경이 작기 때문에 코깅효과를 기대하기 힘들어 그 영역에 존재하는 결함을 없애기가 어려울 것으로 생각되고, 코깅의 작업성과 함께 고려해볼 때 도움형을 사용하는 것이 바람직하리라 생각된다.

3.3 업셋팅에 의한 파이프성 기공의 폐쇄

주조시에 발생하는 중심부 결함을 극대화시켜서 긴 파이프성 기공이 있다고 가정하고서 두 경우에 대해서 계산을 수행하였다. 이에 대한 기공의 형상 및 관찰점의 위치가 Fig. 8에 나타나 있다. 이는 중심부에 길이 방향으로 파이프성의 긴 결함을 가



(a) configuration

point	P ₁	P ₂	P ₃	P ₄	P ₅	P ₆
y axis position (y _p mm)	516	943	1890	2554	3075	3450
$\frac{y_p}{H}$	0.133	0.243	0.487	0.658	0.793	0.889
2R : 2300 mm		2r ₀ : 115 mm		r ₀ /R = 0.05		
H : 3880 mm						

(b) observation points

Fig. 8 Configuration of ingot with a pipe hole and observation points

지고 있을 때 업셋팅으로 인해 어떠한 변화 양상을 보이는가를 알아보기 위해서이다. 기공의 지름은 강괴지름의 5%로 하였으며 기공의 위치를 Fig. 8에서 보는 바와 같이 여러지점에서 관찰하였다. 가장적인 긴 기공을 가진 경우의 해석에 의한 유효변형을 분포의 결과 및 파이프성 기공의 형상을 Fig. 9에 나타내었는데 기공이 없는 균일한 강괴를 해석한 결과와 동일한 분포를 얻을 수 있었다. 따라서 기공이 있는 경우에 대한 해석도 균일한 재료에 대한 해석으로 설명할 수 있음을 알 수 있다. 또한 두 형태의 다이를 사용 Fig. 10(a), (b)에 나타내었다.

모든 관찰점에서 접시형의 다이를 사용한 경우가 r_p/r₀(파이프성 기공의 변화된 직경/파이프성 기공의 초기직경)의 값이 낮음을 알 수 있고, 특히 ρ₀점의 경우에는 도움형의 다이를 사용한 경우는 내경이 커졌다가 줄어든다 접시형의 다이를 사용하면 하중의 작용점에 위치함으로 인해 처음부터 줄어듦을 알 수 있다. 두 경우 모두 중심부에 가까운 관찰점에서는 반지름 방향의 변형때문에 커지다가 압하율 40%를 지나면서 줄어드는 현상을 보인다. 이 결과로부터 파이프성 기공의 압착은 접시형 다이가 우수하다고 볼 수 있으나 전체적으로 업셋팅 공정

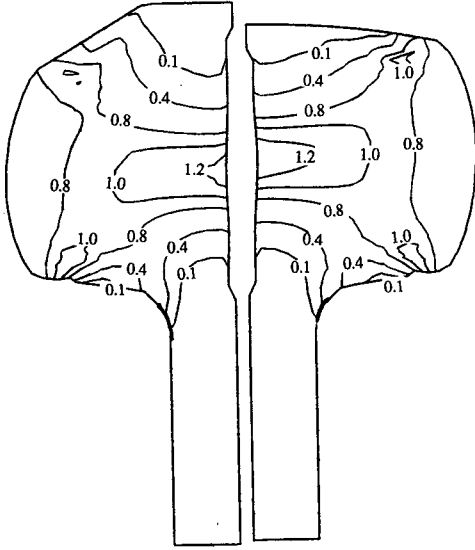


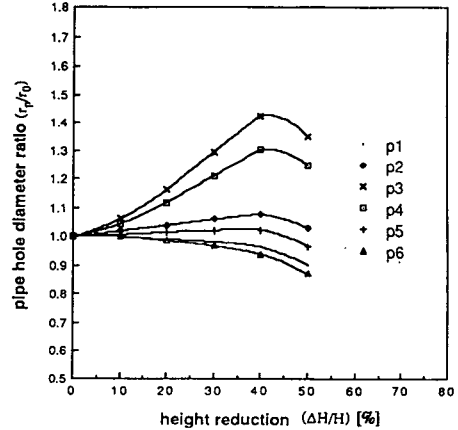
Fig. 9 Comparison of distribution of the effective strain ($\bar{\epsilon}$) at the height reduction for 50% in upsetting with a pipe hole using dish-and dome-shaped upper dies

으로써 압착할 수 없음을 알 수 있으며, 기공의 내부반경은 변형이 큰 중심부위에서 압하율 40%까지는 약간 증가하는 현상마저 보이고 있다.

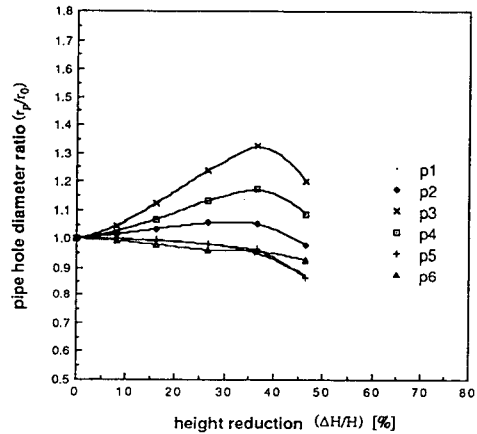
3.4 업셋팅에 의한 미세한 원형기공의 압착

업셋팅에 의해서 긴 파이프성의 기공을 압착할 수는 없으나, 1차 코깅에 의해서 완전히 압착되어 지지 못한 원형의 기공(void)이 중심부위에 있을 때, 또는 파이프성의 기공이 1차 코깅에 의해서 압착되어지다가 부분적으로 기공형태로 잔존한다고 할 때에 업셋팅에 의한 기공의 압착효과를 보기 위해서 Fig. 11과 같이 중심부의 네 위치에서 인위적인 기공을 가정하고서 폐쇄과정을 관찰하였다. 또한 각 위치마다 기공의 직경을 다르게하면서 해석의 결과가 기공의 직경에 좌우되는지를 조사하였다. 또한 결함이 없는 경우의 해석에 의한 응력 및 변형률을 가상적 기공위치 주위에서의 응력과 변형율로 가정하고서 기공의 폐쇄과정을 조사하였다.

중심부에 있는 기공(관찰점<1>)의 반지름이 각각 30, 50, 70, 90, 110 mm인 경우에 압하량에 따른 기공의 초기체적과 최종체적의 비(V/V_0)에 대한 그림을 Fig. 12에 나타내었다. 그림에서 확인할 수 있듯이 압하율에 따라서 기공의 폐쇄되어지는 효과가 원형기공의 크기에 거의 무관함을 알 수 있다.



(a) dome-shaped upper die



(b) dish-shaped upper die

Fig. 10 Variation of pipe hole diameter in upsetting using dish-and dome-shaped upper dies

따라서 기공폐쇄의 효과를 해석하는데 있어서 기공 지름의 효과를 무시하고서 조사할 수 있다. 일반적으로 분포하는 축방향을 장반경으로 하는 타원형 또는 편석형의 기공을 해석할 때, 장반경 및 최대 직경을 지름으로 하는 원형기공으로 결함정도를 확대시켜서 해석한다. 이러한 가상적인 극대화시킨 해석에서 항상 원형기공의 크기를 다르게 해석해야 하는 번거로움이 없이도 기공의 폐쇄정도 및 압착을 해석할 수 있다는 점에서 이 결과의 중요성을 알 수 있다. Fig. 13는 상부다이가 소재에 접촉되는 순간으로부터의 압하된 양(압하량)을 기준으로 했을 때 도움형의 다이사용이 더 큰 효과를 나타내

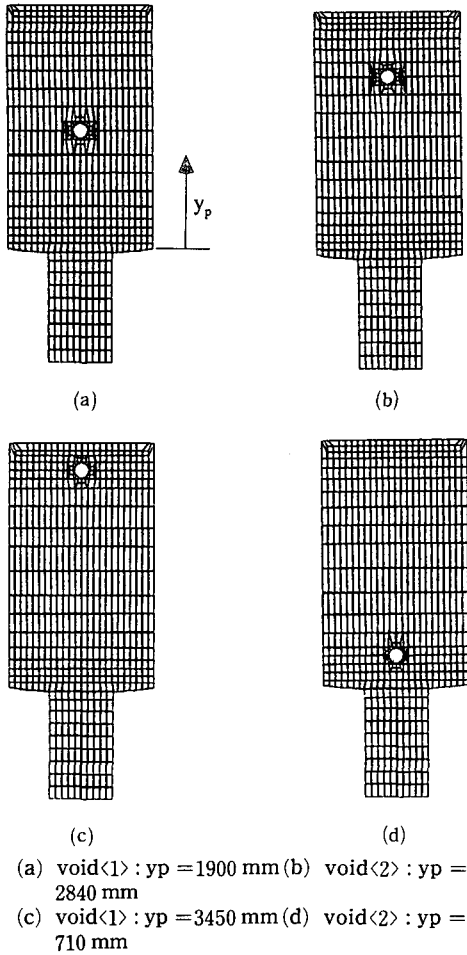


Fig. 11 Position of voids<1>, <2><3>, <4> at four observation points

고 있음을 보이고 있다. 이는 관찰점<1>인 기공인 경우를 나타낸 것인데 두 형태의 상부다이를 사용한 경우 모두 압하율 약 35% 내에서 기공폐쇄가 완료되어진다.

Fig. 14는 도움형의 상부다이를 사용한 경우에, 각 관찰점에서 기공의 폐쇄와 압하율과의 관계를 나타낸 것이다. 정리된 결과에서 나타난 바와 같이 압하율이 50%가 되어서도 관찰점<3>, <4>에 있는 기공은 폐쇄가 이루어지지 않았음을 보이고 있다. 강제영역 및 그 주위의 변형이 적은 영역에 있는 점<3>, <4>는 현실적으로 기공폐쇄가 불가능하며 변형이 큰 영역에 있는 점<1>, <2>는 압하율 35% 내에서 기공이 폐쇄되어짐을 알 수 있다. 여기서 기공의 폐쇄는 기공의 크기가 클 때는 V/V_0 의 값이

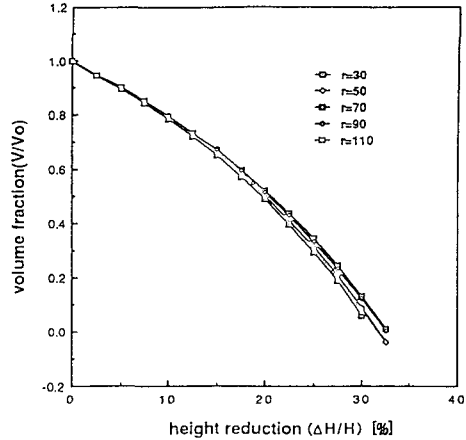


Fig. 12 Effects of void sizes in the volume fraction at the height reduction of 30%

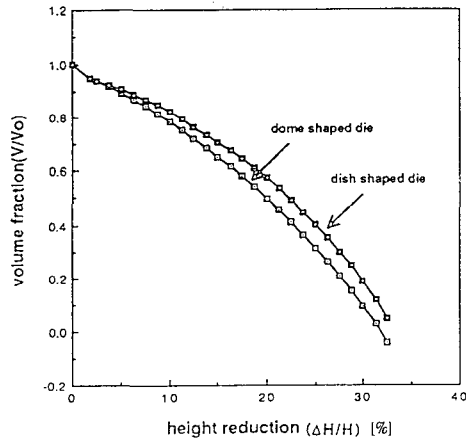


Fig. 13 Comparison of volume fraction for two upper dies

영에 가까운 미세한 큰값이더라도 실제 기공의 크기는 큰 결함을 나타내기 때문에 V/V_0 가 영이 된 후 압착의 과정을 지났을 때로 판단하였다

변형량이 일정량 이상이면 기공의 폐쇄 및 편석과 같은 결함의 제거가 가능하다는 기준을 나타내는 정량적인 값을 표시하기 위해서는 변형의 지배적 거동양상 및 요구되어지는 제품의 허용결함 정도 등에 따라서 각기 다르게 나타낼 수 있다. 그러나 이와 같은 일반적인 기준은 아직 없고 각 제품에 따라서 갖고 있는 고유한 경험적 기술 및 통계치에 큰 의존을 보이고 있다. 본 연구에서는 업셋팅공정에 의한 기공의 폐쇄 및 압착의 효과를 나타내는 정량적인 값을 찾고, 또 기공이 폐쇄되어지는

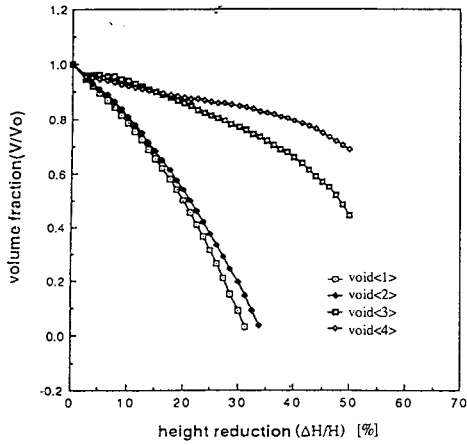
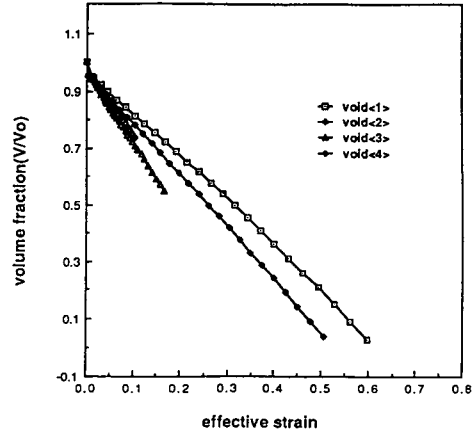
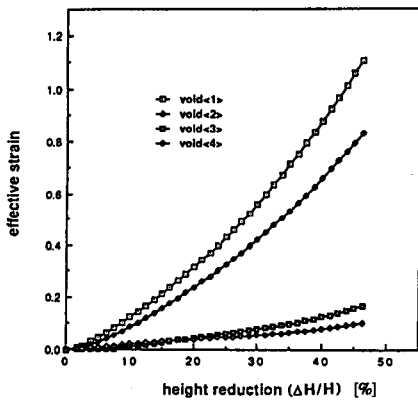


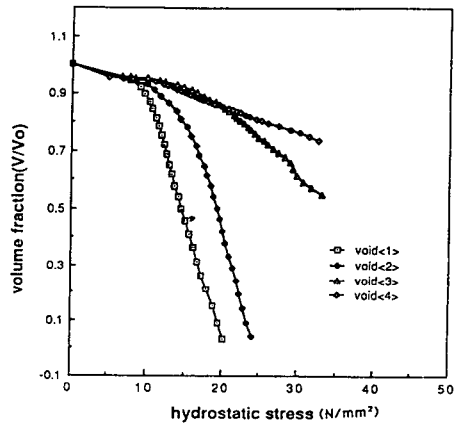
Fig. 14 Variation of volume fraction at various void positions



(a) effective strain

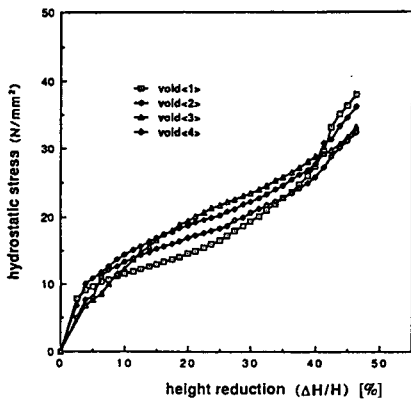


(a) effective strain



(b) hydrostatic stress

Fig. 16 Variation of void fraction with respect to the effective strain and the hydrostatic stress at various void positions



(b) hydrostatic stress

Fig. 15 Variation of effective strain and hydrostatic stress with respect to height reduction at various void positions

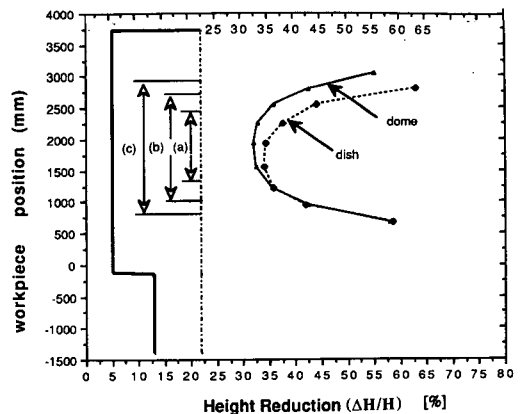


Fig. 17 Void closure zone based on the effective strain expressed at the initial billet position

데 영향을 미치는 내부인자가 어떠한 것인지를 조사하였다. 결합이 없는 경우의 해석에서 얻어진 유효변형률 및 정수압 응력을 기공주위의 유효변형률 및 정수압 응력으로 하여 기공 폐쇄율과의 관계를 조사하였다. 일반적으로 기공주위에서의 유효변형률 및 정수압응력이 기공을 폐쇄시키는 중요한 인자로 알려져 오고 있다. 기공이 있는 위치에서 지배적인 변형양상 또는 응력의 영향에 의해서 기공의 폐쇄가 일어난다.

Fig. 15는 압하율에 따른 기공의 각 위치에서 유효변형률(a) 및 정수압응력(b)의 변화인데 정수압응력은 위치에 따라서 큰 차이를 나타내고 있지는 않다. 그러나 Fig. 15(a)에서 볼 수 있듯이, 또한 Fig. 5에서도 확인할 수 있듯이, 유효변형률은 압하율에 따라 각 위치에서 현격한 차이를 나타내고 있다. 이는 축방향 중심을 따라서 정수압응력은 거의 동일하게 증가하고 있으나 유효변형률은 강체영역의 형성과 같은 현상에서 알 수 있듯이 심한 편차를 보이고 있다. 이로써 유효변형도율이 기공폐쇄의 과정에 크게 관계하고 있음을 알 수 있다. 이의 명확한 확인을 위해서 Fig. 16에 정수압응력과 유효변형률에 따르는 기공 폐쇄율을 나타내었다. 기공<3>, <4>에서 정수압력이 상당히 높게 걸려도 기공폐쇄가 이루어지지 않음을 볼 수 있는데 이는 상당히 낮은 유효변형률을 가지고 있기 때문이다. 이를 미루어 정수압응력 보다는 유효변형률이 기공폐쇄를 일으키는데 지배적임을 알 수 있고, 기공폐쇄 정도를 추정하는데에도 효율적임을 알 수 있다. Fig. 16에서 기공<1>의 위치는 강괴의 높이 방향으로 중앙이기 때문에, 기공이 중심선 주위의 여러 곳에 있다고 가정하더라도 유효변형률이 0.6 이상이면 기공이 폐쇄되어진다고 할 수가 있다. 그러나 중심선에서 상당히 떨어지면 3차원적인 영향을 받고 기공폐쇄의 주 내부인자가 변할 수 있기 때문에 이를 보장할 수는 없지만, 실제 대형강괴의 기공은 축방향 중심선 주위에 분포하고 있기 때문에 실제적인 측면에서 크게 벗어나지는 않는다고 할 수 있다.

Fig. 17에 유효변형률이 0.6 이상이 되는 시점의 압하율과 초기빌렛의 위치를 나타내었는데 이로부터 초기빌렛 길이방향의 축주위에 있는 임의위치의 기공을 압착시키기 위해서는 압하율을 어느 정도를 해야하는지를 알 수 있다. 초기빌렛의 형상을 그래프의 왼쪽에 표시하는데 업셋팅되어지면서, 상하부

에서 강제영역이 존재함으로 인해, 최종단조품 형상의 치수에서 볼 때 기공이 압착되는 영역은 반이 되지 않는다. 영역(a)는 도움형다이를 사용했을 경우에 35% 압하시의 기공압착영역이며 (b)는 40%, (c)는 50% 일 때의 기공압착 영역이다. 기공압착 영역의 증가비율은 압하량이 증가되어짐에 따라 감소되기 때문에 일정한 압하량 이후의 계속적인 압하는 에너지의 투입량에 비해서 기공압착에 큰 효과를 보이고 있지 않음을 알 수 있다. 따라서, 기공압착의 측면에서 업셋팅압하량은 35% 이상이 바람직하며 50% 이상은 별 의미가 없다고 할 수 있기 때문에 50% 이상 압하시는 코깅을 위한 크기, 형상 및 하중의 적절한 조절 등에 의해서 압하량을 결정해야 된다. 상부다이의 형상이 다른 경우에는 다이의 형상에 의한 단조효과때문에 빌렛의 하부보다도 상부에서 기공을 압착시키는데 필요한 압하율이 다르게 나타난다. 접시형 다이를 사용한 경우가 동일한 위치에 있는 기공을 압착시키기 위해서 더 많은 압하율이 요구되어지는데 이는 초기 압하시 접시형다이 내부로의 유동으로 인해 실제적인 유효압하량의 감소를 초래하기 때문이다.

4. 결 론

업셋팅공정에 의한 기공의 압착현상을 연구하기 위해 열간점소성 유한요소해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 하부다이에 척(chuck)을 가지고 상부다이가 접시형 및 도움형의 다이에 의한 강괴의 단조효과와 기공폐쇄의 조사에서 큰 차이가 없었다.

(2) 업셋팅에 의한 파이프성 기공의 압착은 불가능하며 압하율 40%정도까지는 중심부에서 기공의 반경이 증가하였다.

(3) 기공폐쇄 효과를 연구한데 있어서 원형기공의 직경에는 거의 무관하며 기공의 위치에 크게 관계한다.

(4) 중심선상에 있는 원형기공의 폐쇄는 정수압응력보다는 유효변형률의 영향을 크게 받는다.

(5) 유효변형률(effective strain) 0.6 이상에서 기공을 폐쇄시킬 수 있으며 중심부에서 이를 만족시키기 위해서는 35% 이상의 압하율이 요구되어지며, 50% 이상의 압하량은 기공폐쇄를 위해서는 별로 의미가 없다.

(6) 중심부 임의위치에 있는 기공의 폐쇄를 위해

필요한 압하량을 제시하였다.

이상과 같은 결론외에 실제적인 공정설계자료를 더 얻기 위해서는 축중심외에 존재하는 미소기공 및 편석(segregation)의 소멸을 위한 연구, 기공폐쇄 조건 및 압착조건의 일반적 적용을 위한 표현의 개발, 코킹공정에 의한 기공의 압착 등에 관한 연구가 계속적으로 수행되어야 할 것이다.

후 기

본 연구과제는 한국중공업(주)의 연구지원비를 받아 수행되었으며 이에 관계자 여러분께 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Erman, E., Medei, N.M., Roesch, A.R. And Shah, D.C., 1989, "Physical Modeling of Blocking Processes in Open-Die Press Forging," J. of Mech. Working Tech., Vol. 19, pp. 165~194.
- (2) Erman, E., Medei, N.M., Roesch, A.R. and Shah, D.C., 1989, "Physical Modeling of upsetting Processes in Open-Die Press Forging," J. of Mech. Working Tech., Vol. 19, pp. 195~210.
- (3) 박용복, 조종래, 한경렬, 양동열, 1988, "대형 열간자유단조시 단조조건에 따른 내부변형 및 응력의 영향, 소성변형 및 가공," 김동원, 이동녕 편집, pp. 82~91.
- (4) Dudra, S.P. and IM, Y.T., 1990, "Investigation of Metal Flow in Open-Die Forging with Different Die and Billet Geometries," J. of Materials Processing Technology, Vol. 21, pp. 143~154.
- (5) Yoon, J.H. and Yang, D.Y., 1990, "Three-Dimensional Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Bevel Gear Forging by Using Remeshing Technology," Int. J. Mech. Sci., Vol. 32, pp. 277~291.
- (6) Kiefer, B.V. and Shah, K.N., 1991, "Three-Dimensional Simulation of Open-Die Press Forging," ASME Trans. J. of Eng. Mat. and Tech., Vol. 112, pp. 477~485.
- (7) 조종래, 박치용, 천명식, 윤정호, 양동열, 1990, "2차원 열간단조에서의 변형과 온도의 연계해석 과 비연계해석 비교," 대한기계학회논문집, 제14권, 제4호, pp. 839~849.
- (8) 박치용, 조종래, 양동열, 1990, "열간반경 단조의 2차원 유한요소해석," 대한기계학회논문집, 제14권, 제5호, pp. 1166~1180.
- (9) Yoshinori Fukui, Jun-ichi Yonezawa, Yoshinori Yamaguchi, Atsuo Mizuta and Osamu Tsuda, 1980, Analysis of Forging Effect and Closing of Internal Cavities in Free Forging by Rigid-Plastic Finite Element Method-Study on Free Forging Process for Large Products I -, 塑性과 加工, Vol. 21, no. 238, pp. 975~982.
- (10) Shah, K.N., B.V. Kiefer. and Gavigan, J.J., 1986, "Finite Element Simulation of Internal Void Closure in Open-Die Forging," Advanced Manufacturing Process, Vol. 1, pp. 501~516.
- (11) Tanaka, M., Ono, S., Tsuneno, M. and Iwadate, T., 1987. "An Analysis of Void Crushing during Flat Die Free Forging," Proc. of 2nd Int. Conf. on Advanced Tech. of Plasticity, Stuttgart. Vol. II, pp. 1035~1042.
- (12) Dudra, S.P. and IM, Y.T., 1990, "Analysis of Void Closure in Open-Die Forging," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 30, No.1, pp. 65~75.
- (13) Stahlberg, U. Keife, H., lundberg, M. and Melander, A., 1980, "A Study of Void Closure during Plastic Deformation," J. of Mechanical Working Technology, Vol. 4, pp. 51~63.
- (14) Tomlinson, A. and Stringer, J. D., 1958, "The Closing of Internal Cavities in Forgings by Upsetting," J. of the Iron and Steel Institute, March, pp. 209~217.
- (15) Reiner Kopp and Egon Ambaum, 1976, "Behavior of Internal Hollows in Forging during Open-Die Forging," Stahl und Eisen, vol. 96, nr. 21, pp. 1004~1009.
- (16) Klaus Dieter Haverkamp, Hans-Peter Heil and Hans-Bernd Pillkahn, 1985, "Deformation Conditions for the Consolidation of the Core Zone by Longitudial Forging," Stahl und Eisen Vol. 105, Nr. 22, pp. 1214~1221.
- (17) Perzyna, P. 1966, "Fundamental Problems in Viscoplasticity", Advances in Applied

- Mechanics, Vol. 9, pp. 243~315.
- (18) Cristescu, 1977, Dynamic Plasticity, North Holland Press, Amsterdam.
- (19) Greenfield, P. and Bever, M.B., 1956, "The Evolution of the Energy Storged by a Gold Silver Alloy Cold-Worked at -195°C and at Room Temperature," ACTA Met., Vol. 4, pp. 433~443.
- (20) Heubner, K.H. and Thornton, E.A., 1982, The Finite Element Method for Engineers, John Wiley and Sons, New York.
- (21) Altan, T., Oh, S.I. and Gegel, H.L., 1983, Chapter 4 : Plastic Deformation, Metal Forming Fundmentals and Application.