

〈論 文〉

평금형을 이용한 축대칭 열간 압출의 유한요소해석

강연식* · 박치용** · 조종래** · 양동열**

(1991년 7월 25일 접수)

Finite Element Analysis of Axisymmetric Hot Extrusion through Square Dies

Yeon-Sick Kang, Chi-Yong Park, Jong-Rae Cho and Dong-Yol Yang

Key Words: Thermo-viscoplastic Finite Element Analysis(열-점소성 유한 요소 해석), Extrusion through Square Dies(평금형을 이용한 압출), Temperature Distribution(온도 분포), Automatic Remeshing for Extrusion(압출을 위한 자동 격자 재구성)

Abstract

The study is concerned with the thermo-viscoplastic finite element analysis of axisymmetric forward hot extrusion through square dies. The problem is treated as a nonsteady state problem because the distribution of temperature and material properties are continuously changing with the punch travel. In square die extrusion, difficulties arise from the severe distortion and die interference of elements at the aperture rim of the die even with a small punch travel. And finite element computation is impossible without intermittent remeshing. Accordingly, an automatic remeshing technique is proposed by employing specially designed mesh structure near the aperture rim. The analysis of temperature distribution includes heat conduction through material interfaces, heat convection and radiation to the atmosphere and is carried out by decoupling the heat analysis from the analysis of the deformation. The extrusion load and the distributions of strain rate and temperature are computed for the given cases rendering reasonable results. Computed grid distortions are found to be in good agreement with the experimental results. It has been thus shown that the proposed method of analysis can be effectively applied to the axisymmetric hot extrusion through square dies.

기 호 설 명

c : 비열 (specific heat) ($N/mm.s.^{\circ}K^{\circ}$)
 f : 금형과 소재사이의 마찰력
 $R.A.$: 단면 감소율 (reduction of area) (%)
 h : 대류 열전달 계수 ($N/mm.s.^{\circ}K$)
 K_1 : 열전도 계수 (thermal conductivity) ($N/s.^{\circ}K$)
 m_f : 마찰 상수

k_y : 재료의 전단 항복 강도
 T : 절대 온도 (absolute temperature) ($^{\circ}K$)
 T_1 : 인접면에서 어느 한쪽면의 온도
 T_2 : 인접면에서 다른 한쪽면의 온도
 T_a : 주변 온도 (ambient temperature)
 T_s : 표면 온도 (surface temperature)
 Δt : 비정상 상태의 단계당 시간 간격 (non-steady state time step)
 v, v_a : 속도장 (velocity field) 및 그 성분
 α : 비정상 상태의 가공경화효과를 고려한 수

*한국과학기술원 정밀공학과

**정회원, 한국과학기술원 정밀공학과

	식화에 쓰이는 상수
ρ	: 밀도(mass density) (kg/mm^3)
σ	: Stefan-boltzmann 상수
$\bar{\sigma}$: 유효 응력(effective stress)
σ'_{ij}	: 편차 응력 텐서(deviatoric stress tensor)
ϵ	: 표면의 확산 계수(emissivity)
$\dot{\epsilon}$: 유효 변형률속도(effective strain rate)
$\dot{\epsilon}_{ij}$: 변형률속도 텐서(strain rate tensor)
H'	: 가공 경화율
f_i	: 접촉력(traction)
$\dot{\epsilon}_v$: 체적 변형률속도(volumetric strain rate)

1. 서 론

압출은 소재의 손실을 최소로 줄이면서 원하는 형상의 제품을 가공하는 소성가공 중에 가장 널리 사용되고 있는 공정 중의 하나이다. 이 중 평금형(square die)을 통한 전방압출은 큰 압출비(extrusion ratio)를 얻을 수 있고 가공면이 깨끗하다. 특히 금형 제작이 쉬운 장점 때문에 연한 금속의 소재가공에 많이 이용되고 있다.

소성공정에 대한 근사적인 해를 얻기 위하여 미끄럼선장법, 상계해법등의 해석적 방법(analytical method)이 연구되어 왔다. 이러한 방법들은 제한된 범위에서의 해만을 구할 수 있기 때문에 재료내부의 국소적인 정보를 알 수 없는 것이 단점이다. 그래서 최근에는 광범위한 적용이 가능하고, 특히 복잡한 경계, 이방성 재료의 성질등을 다룰 수 있는 수치해석방법으로 유한요소법이 널리 쓰이고 있다. 유한요소법을 이용해 열간 소성공정을 해석하는 방법에는 점소성 이론에 열역학적 이론을 도입한 열점소성해석 방법이 있다. 열점소성 해석은 시간에 종속적인 재료거동에 대해서 만족스런 수식화를 이루기 위해서 재료의 변형률속도 효과를 고려함으로써 일반화된 이론을 바탕으로 해석하는 것이다.

압출에서도 유한요소법을 사용해 많은 문제를 해석하였다. 그러나 평금형을 통한 전방압출의 해석에는 적은 수의 적용만이 이루어 졌다. 이 들은 주로 정상상태인 경우이고 열을 고려하지않은 부분적인 해석이었다.

평금형을 통한 전방 압출은 특히 변형시키는데 많은 힘이 요구 되므로 금속의 변형저항을 적게하기 위하여 주로 열간에서 행해지고 있다. 그리고

빌렛의 물성치가 온도의 변화로 인하여 시간에 따라 다르기 때문에 정상상태라고 볼 수 없으므로 비정상상태에서의 열간해석이 요구되고 있다.

초기의 압출해석에는 주로 해석적 방법이 이용되었다. 1960년에 Kudo⁽¹⁾가 단위영역(unit area)의 개념을 도입해 여러 종류의 압출을 해석하였으며, 1965년에는 Halling과 Mitchell⁽²⁾이 여러 조건의 변화에 따르는 비유동영역(dead metal zone)의 생성과 변화를 해석하였다. 1968년에 Chen과 Ling⁽³⁾은 3가지 기본곡면 금형 형태를 사용하여 압출을 해석하였다. 1970년대에 들어서부터는 제한된 문제의 부분적인 해석만을 가능하게 하는 해석적 방법의 단점을 극복할 수 있는 수치적 해법이 주로 사용되었다. 1972년에 Iwata등⁽⁴⁾이 유한요소법을 이용해서 정수압 압출을 해석하였고, 그 후 Chen등⁽⁵⁾이 원추형 금형을 통한 압출에서 연성 파괴를 해석하였으며, 최근에는 1989년에 Yang등⁽⁶⁾이 비원형 단면을 갖는 3차원 압출을 유한요소법으로 해석하였고, 1990년에 Lee등⁽⁷⁾이 임의 형상단면에 대한 3차원 압출을 가중 잔류항법을 이용하여 해석하였다.

평금형을 통한 전방압출에서는 하부금형의 출구 코너 부에서 격자의 찌그러짐 때문에 유한요소해석이 곤란했었다. 따라서 이 문제를 해결하기 위해서 여러가지 방법이 제안되어 왔다. 1983년에 Mori⁽⁸⁾ 등은 공간에 고정된 요소와 소재의 유동을 따르는 감시점(monoring point)을 사용하여 계산을 하였고 같은해에 Sato와 Tanaka⁽⁹⁾, 그리고 1985년에 Tanaka등⁽¹⁰⁾은 출구 코너부에서 격자간의 미끄러짐을 허용하는 방법으로 문제를 해결하였다. 1986년에 Cheng과 Kikuchi⁽¹¹⁾는 격자 재 영역화(mesh re-zoning) 방법을 도입하였고 1988년에 Cheng⁽¹²⁾은 자동적 격자 재구성(automatic remeshing) 방법을 사용해서 위의 다른 연구들과 달리 평금형을 통한 전방압출을 실제적인 압출공정의 작업완료 정도까지 공정의 시뮬레이션(simulation)을 진행시켰다. 1990년에 Ghosh⁽¹³⁾가 하부 금형의 출구 코너부에는 Eulerian 절점들은 사용하고 다른 부분은 Lagrangian 묘사를 하는 방법으로 유한폭을 가진 준평면 변형 압출을 3차원으로 해석하였다.

이 중에서 Cheng⁽¹²⁾의 해석은 격자재구성을 위한 판별조건을 사용하지 않음으로써 계산수행을 완전하게 자동화시키지는 못했으나 현재까지의 방법 중에 가장 실질적인 해석방법중의 하나라 할 수

있다.

또한, 평균형을 통한 압출은 주로 열간에서 수행되므로 이의 해석에서는 열을 고려하여야 한다. 열을 고려한 압출의 해석에는 1960년에 Johnson과 Kudo⁽¹⁴⁾가 상계해법을 이용하였다. 그러나 이 해석은 금형과 재료와의 마찰을 무시하고 이상적재료를 가정하여 계산한 결과였다. 그 후 Altan과 Kobayashi⁽¹⁵⁾가 유한차분법을 이용해 비정상상태의 온도분포를 해석하였고 Zienkiewicz 등⁽¹⁶⁾이 재료의 변형을 비압축 점성, 비 뉴우톤 유동으로 보고 온도해석을 하였다. 최근에는 Sailer 등⁽¹⁷⁾이 유한요소법을 사용하여 기계적성질을 정상상태로 해석하였고 유한 차분법을 사용하여 열의 해석을 비정상상태로 해석하였다.

평균형을 통한 전방압출을 해석할때 종래에는 열을 고려하지 않거나 열을 고려한 경우에도 재료의 변형을 정상상태로 보고 해석하여 왔다. 그러나 본 연구에서는 열간압출에 관한 실제적인 해석을 하기 위해서 열 전달과 변형에 의한 발생열을 고려하고 변형의 상태를 온도의 해석시와 마찬가지로 비 정상상태로 보고 해석한다.

변형과 온도의 해석방법은 계산결과가 연계방식과 거의 차이가 없으므로⁽¹⁸⁾ 경제적인 비연계방식을 채택해서 유한요소법으로 해석한다. 변형해석에는 유한요소법 적용시 하부금형의 코너부 격자에서 여러문제가 발생한다. 이를 해결하기 위해 계속적으로 사용할 수 있는 모듈화된 격자구조를 이용한 자동격자 재구성(automatic remeshing) 방법을 제안한다. 온도분포 해석에는 금형과 재료의 접촉점점이 어긋나는 경우에도 적용가능한 열전달 계산방법을 사용한다.

축대칭 경우에 대해서 해석하며 압출비가 다른 2가지 경우에 대해 계산을 수행한다. 상온에서 열간 특성을 지닌 납의 압출을 계산하여 실제 실험에서 구한 결과와 비교해 제안된 해석방법의 타당성을 검토한다. 또한 실제 공정에서 열간 압출에 많이 사용되는 재료인 알루미늄의 압출을 금형 온도를 바꿔가며 해석하고 이때 차이점도 비교하여 살펴본다.

이 연구를 통해 실제공정 전체를 시뮬레이션이 가능하게 하고 압출을 위한 자동 격자 재구성법을 사용하여 사람이 직접 격자 재구성하는 과정을 자동으로 함으로써 인력과 전체계산에 걸리는 시간이 감소하도록 한다.

2. 이론 해석

2.1 변형 해석

재료의 성질은 하중 경로에 따라 달라지기도 하고 시간에 따라서도 변하는데 이는 각각 소성과 점성의 영향으로 이론 해석시 동시에 고려해 주어야 한다. 이러한 두가지 성질을 모두 도입한 것이 점소성 이론으로 하중의 내력(loading history)과 시간에 종속성을 갖는다.

관성 효과를 무시하고, 소재는 강-소성체(Rigid-Plastic)로 탄성 변형을 무시하며, 등방성(Isotropic)이고 von Mises 항복 조건을 따르고, 변형중에 체적 변화는 없다고 가정한다. 또한 금형은 완전강체로서 변형하지 않는다고 가정하고 비압축성 조건을 만족하기 위하여 벌칙상수(Penalty constant) K^* 를 고려하면 변형해석을 위한 변분식⁽¹⁹⁾은 다음과 같이 나타낸다.

$$\int_V (\bar{\sigma} + \alpha \Delta t \bar{\epsilon} \dot{H}') \delta \bar{\epsilon} dV + K^* \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_f} (f_i + \alpha \Delta f_i) \delta v_i dS = 0 \quad (1)$$

본 논문에서는 변형률속도가 매우 작을 때 수치적으로 불안(numerically illconditioned)함을 피하기 위해 다음과 같이 수정된 구성방정식을 사용한다.

$$\dot{\sigma}'_{ij} + \alpha \Delta \dot{\sigma}'_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma} + \alpha \Delta t \bar{\epsilon} \dot{H}'}{\bar{\epsilon}_0} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (\dot{\epsilon} < \dot{\epsilon}_0) \quad (2)$$

식(2)에서 α 와 H' 를 사용한 이유는 수치해석의 수렴성이 좋기 때문이다. 본 해석에서는 α 를 0.5로 택하였다. 금형과 소재의 마찰을 고려할 때는 마찰면에서 상대운동이 없는 중립점에서 특이성을 피하기 위해 다음 식을 사용한다.

$$f = -\frac{2}{\pi} m_f k_y \tan^{-1} \frac{|V_{aw}|}{a} \quad (3)$$

이때, V_{aw} 는 금형 면에 대한 소재의 상대 속도이고 a 는 금형의 크기보다 훨씬 작은 양(positive)의 상수이다. 본 논문에서 접촉문제는 Yoon⁽²⁰⁾등이 사용한 연속적인 접촉 알고리즘을 사용하여 처리하였다.

식(1)에 식(2), (3)을 대입하여 유한 요소 분할화하면 비선형 연립방정식이 얻어지는데 이를 Newton-Raphson방법을 사용하여 변형해석을 하였다.⁽¹⁹⁾

2.2 온도 해석

소성변형에 소비되는 일은 5~15%가 전위 밀도를 증가시키고 나머지는 열로 발생된다는 실험 결과와 열역학 제 1법칙을 이용한 열 평형 방정식은 다음과 같다.

$$K_1 T_{,ii} - \rho c \dot{T} + k^* \bar{\sigma} \bar{\epsilon} = 0 \quad (4)$$

여기에서 변형 에너지가 열로 변형되는 비율인 k^* 값의 범위⁽²¹⁾는 0.85와 0.95 사이에 존재한다. 본 논문에서는 k^* 를 중간값인 0.9로 취했다.

식 (4)의 약적분을 이용하고 경계부근에서 열 유량을 고려하면 아래 식 (5)을 얻는다.

$$\int_V K_1 T_{,i} \delta T_{,i} dV + \int_V \rho c \dot{T} \delta T dV - \int_{S_q} k^* \bar{\sigma} \bar{\epsilon} \delta T dV - \int_{S_q} K_1 q_n \delta S = 0 \quad (5)$$

이 때 경계 조건은

(i) 자유 표면에서

대류 열 유량 $q_n^d = h(T_a - T_s)$

복사 열 유량 $q_n^r = \sigma \epsilon(T_a^4 - T_s^4)$

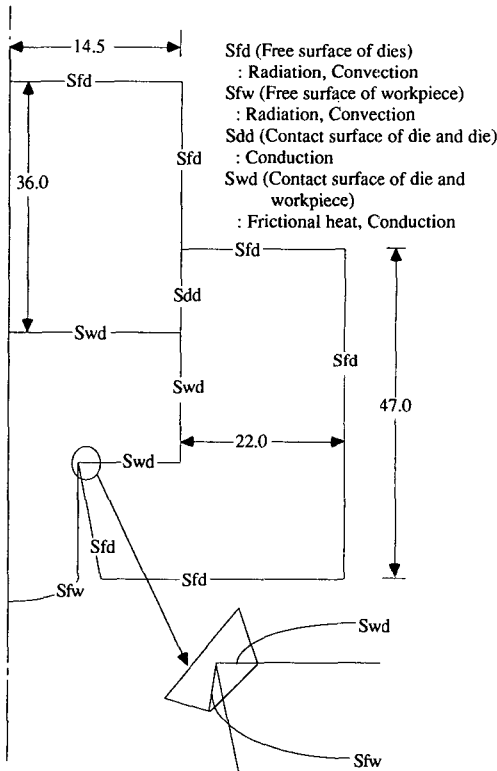


Fig. 1 Treatment of temperature boundary condition

(ii) 금형과 소재의 접촉면에서

전도 열 유량 $q_n^d = h_{lub}(T_1 - T_2)$

마찰 열 유량 $q_n^f = m_f k_y v / J$

여기서, h_{lub} 는 윤활로 인한 열전달 계수이고 J 는 열의 일당량이다. 본 논문에서 사용한 열 전달 경계 조건은 Fig. 1과 같다.

본 논문에서는 열 유량을 구할때, 소재의 변형으로 인해 금형과 소재의 절점이 어긋난 경우에도 금형의 격자 재구성없이 계산할 수 있는 방식을 사용한다. 온도는 식 (5)을 유한 요소 분할화한 뒤 유한 차분근사에 의해 선형화시켜서 구한다.⁽²²⁾

2.3 압출을 위한 자동격자 재구성

재료가 심한 변형을 하면 금형경계 형상을 유한 요소 격자로 표시하기 어렵고 수용하기 어려운 격자의 형성에 따라 부정확한 해를 얻거나 수렴성이 나빠지므로 격자 재구성(remeshing)을 해준다. 평

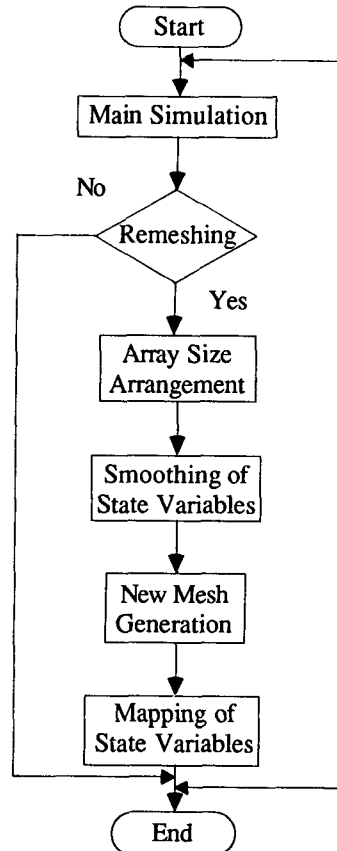


Fig. 2 Flow chart for automatic remeshing

금형을 통한 전방압출의 해석에서는 잦은 격자재구성이 요구되기 때문에 시간과 인력의 낭비를 막고 실수에 의한 오차를 없애기 위해 자동격자 재구성 방식을 도입한다.

본 논문에서 사용한 자동격자 재구성에 대한 흐름도(flow chart)는 Fig. 2에 나타냈다. 자동격자 재구성에서는 어느때 격자 재구성을 할 것인가를 판별하는 것이 중요한데 본 해석에 해당하는 격자 재구성 기준은 크게 아래 두가지이다.

(1) 격자찌그러짐기준

(a) 내각 기준

Fig. 3의 (b)에서 \vec{u}_1 과 \vec{u}_2 를 절점1에서 절점2와 절점 4 방향으로 단위벡터라 할 때 기준은 다음과 같다.

$$\vec{u}_1 \times \vec{u}_2 < C_a \quad (6)$$

여기서, C_a 는 각 기준 격자 찌그러짐 상수이고 본 논문에서는 경험적으로 0.173을 사용하였다.

(b) 절점 사이의 거리 기준

Fig. 3의 (c)와 같이 격자 각변의 길이가 초기 격자변의 길이보다 어느 정도 이하가 되는 것을 기준으로 한다.

$$l_i / l_{om} < C_1 \quad (7)$$

여기서, l_i 은 변형후의 격자변 길이이고, l_{om} 은 초기 격자변의 길이이며, C_1 은 길이 기준 격자 찌그러짐 상수이다.

(2) 격자의 꼬아짐기준

Fig. 3의 (d)와 같이 초기 격자의 대각선 방향에 있는 격자점을 이은 선의 한쪽에 다른 두개의 격자점이 모두 있는 경우 격자가 꼬아진 것이라는 사실을 고려하면 기준은

$$(y(2) - a_{13} \cdot x(2)) \cdot (y(4) - a_{13} \cdot x(4)) > 0 \quad (8)$$

이고 여기서 a_{13} 는 점1과 3을 잇는 직선의 기울기이다.

위의 판별 기준에 걸렸을때는 격자는 초기격자와 비슷한형태로 자동으로 재구성 한다. 이때 초기격자는 코너부에서 급격한 유동특성과 격자의 경제적인 배치를 고려해 단위체 개념(modular concept)⁽²³⁾을 이용하여 제안한 격자구조를 사용한다.

격자재구성시 구 격자에서 신 격자로의 정보의 전달은 첫째로 상태변수의 유연화과정으로 구 격자의 요소중심에 대한 값을 구 격자의 격자점에 대한 값으로 바꾸고, 둘째로 신 격자를 생성하고, 마지막으로 신 격자의 요소중심이 구 격자의 어느 요소에 속하는 지를 찾아내어 해당하는 이전 요소의 격자점 값들의 보간으로 신 격자 요소의 중심값을 구하는 일반적인 알고리즘⁽²³⁾을 따랐다.

3. 실험

소재인 납의 응력-변형률 곡선을 13°C 항온에서 Thermecmaster를 이용하여 일정 변형률속도 값에 대해 구하였다. 이 곡선의 자료를 최소자승법을 이용한 곡선맞춤(curve fitting)을 해서 유동응력식의 상수들을 구한다.

링압축 실험(ring compression test)은 외경, 내경, 높이의 비가 6 : 3 : 2인 시편을 사용하여 수행하였다. 이 실험에서 얻은 자료를 해당 가공경화지수에 따른 보정 곡선(calibration curve)⁽²⁴⁾에 대입하여 마찰계수를 얻는다.

본실험은 램속도가 10mm/sec인 450ton 용량의 유압 프레스(wilson co.)를 사용하였다. 실험중의 하중(load)을 측정하기 위해서 로우드 셀(load cell)을 MTS 180-14에 의해 보정한 다음 램(ram)과 상부금형사이에 설치하였다. 금형의 행정에 따른 변위 측정을 하기 위하여는 변위 측정기

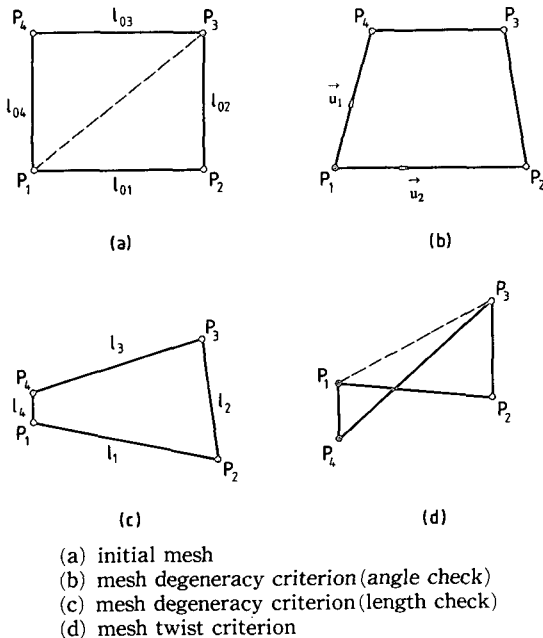


Fig. 3 Criterion for remeshing

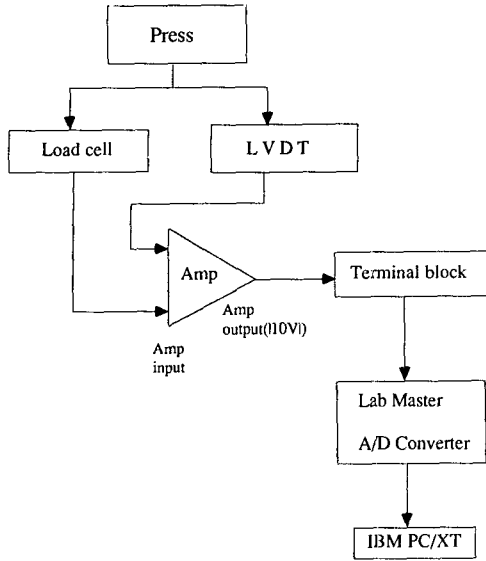


Fig. 4 Schematic diagram for experimental data acquisition

(LVDT)를 램에 부착하여 하강량을 체크(check)하였다.

정보의 수집은 Fig. 4에 도식한 바와 같이 로드 셀과 변위 측정기에서 나오는 전압을 증폭기(BAM, vishy instrument Co.)에서 증폭시킨 다음 Lab Master (scientific solution inc.)를 이용하여 디지털(digital) 신호로 바꾸어 XT-개인용 컴퓨터(personal computer)에서 보정 및 기록하게 하였다.

압출비가 75%, 93.75%인 2가지의 경우에 대하여 압출하기 위해서 하부금형을 교체해 가며 실험했으며 이때 하부금형의 재질은 SM45C였다.

각각의 압출비에 대해 하중 측정을 하였다. 소성 유동현상을 알아보기 위해 압출비가 75%, 93.75% 일때 금형안에서 소재의 길이 감소율이 각각 36.3%, 16%인 경우에 대해 압출전에 그리딩(girding)한 그리드의 변형을 촬영하였다.

4. 결과 및 토론

본 논문에서는 잦은 격자재구성을 자동화한 압출 전용 격자재구성법을 사용하여 열간에서 납과 알루미늄의 압출을 해석하였다.

본 해석과 같이 격자재구성을 자주하면 격자재구성시 전달되는 정보인 유효변형률의 오차 축적이 문제 될 수 있다. 일반적으로 응력은 유효변형률, 유효변형률속도, 온도등의 함수이나 열간에서는 유효변형률의 영향은 무시할 수 있을 정도로 매우 작다. 그러므로 격자재구성시 오차 축적은 계산 정도에 크게 문제 되지 않을 것이다.

다음 해석들에서 대기중의 온도는 13°C였으며 상부 금형의 하강 속도는 실험에 사용한 프레스의 램(ram) 속도인 10mm/sec로 택하였다. 초기소재의 크기는 $\phi 29 \times 29$ mm이다. 윤활면에서의 열전달계수에 영향을 미치는 것은 접촉면에서의 압력과 온도의 변화이다. 이중 접촉면에서의 압력이 윤활면에서의 열전달계수를 결정하는 주요 인자이다. 열전달계수는 압력이 어느 기준값이상을 초과하면 일정한 값을 유지하는 데⁽²⁵⁾ 본 논문에서는 대부분의 경우 접촉면에서의 압력이 이 기준값 이상이다. 그래서 본 논문에서는 일정한 열전달계수를 사용하였다. 온도에 따른 마찰계수의 변화는 고려하지 않고 일정한 값을 사용하였다.

4.1 실험과 비교 검토

납은 재결정온도가 상온보다 낮아 가열없이 열간 상태의 성질을 볼 수 있으므로 이를 실험하여 이론과 비교를 통해서 이론의 타당성을 검증하고자 한다.

납의 물성치는 실험에서 구한 값을 사용한다. 유동응력은

$$\bar{\sigma} = 34.245 (\bar{\epsilon})^{0.265} (\dot{\bar{\epsilon}})^{0.0146} (N/mm^2) \text{ at } 13^\circ C \tag{9}$$

Table 1 Thermal properties and heat transfer coefficient for lead

Coeff	K_1 N/(sec·°C)	ρc N/(mm ² ·°C)	h N/(sec·mm·°C)	h_{lub} N/(sec·mm·°C)	ϵ
DIE (SM45C)	36.8	4.0	0.005	10.0	0.1
W.P. (Pb)	34.86	1.462	0.003		0.28

($h_{lub2} = 4.5$)

였고 마찰계수는 0.12이며 열적 특성 및 열전달 계수는 Table 1에 나타났다. 초기 온도는 금형과 소재 모두 13°C였다. 금형안에서 소재의 길이 감소율이 50%일때 격자 모양은 Fig. 5과 같다. 격자와 금형과의 간섭을 줄이고 필요 이상으로 많은 격자 사용을 피하기 위해 경제 모듈(economic module)을 사용했고 압출된 소재의 끝부분에서는 변형이 거의 없으므로 격자를 크게 잡았다.

실험에서 구한 격자 일그러짐(grid distortion)과 유한요소법으로 계산한 결과를 단면 감소율이 75%인 경우에 Fig. 6에 나타냈고 93.75%인 경우에는 Fig. 7에 나타내어 소성유동현상을 이론해석과 비교하였다. 이때 금형안에서 소재의 길이 감소율(또는 압하율)은 단면감소율이 75%와 93.75%일때 각각 36.3%와 16.0%였고 그림에서 점선으로 나타낸 것은 사진으로부터 격자를 정확하게 추적을 못한 부분이다.

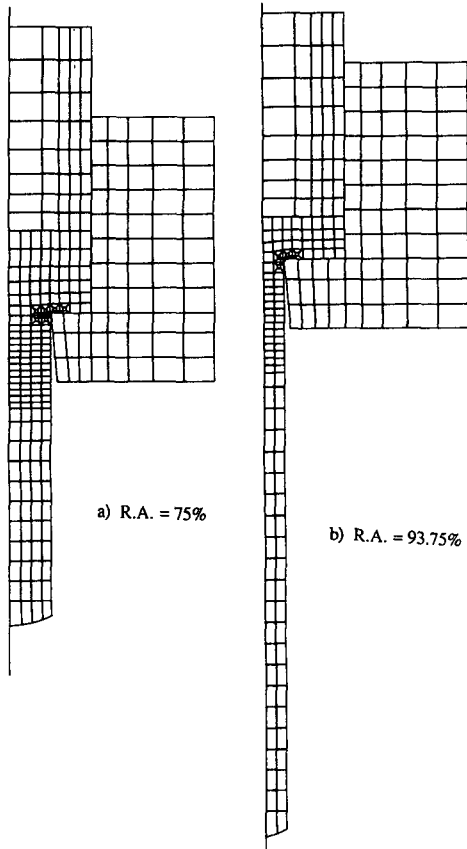


Fig. 5 Mesh configuration at the length reduction of 50%

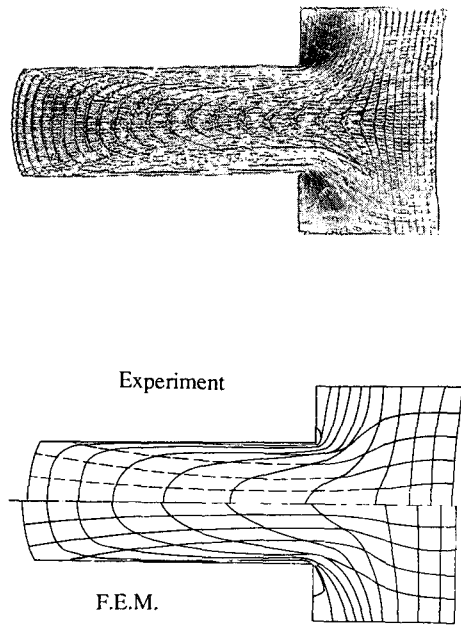


Fig. 6 Comparison of the grid distortion between F.E.M. analysis and experimental result (R.A. = 75%, Pb billet)

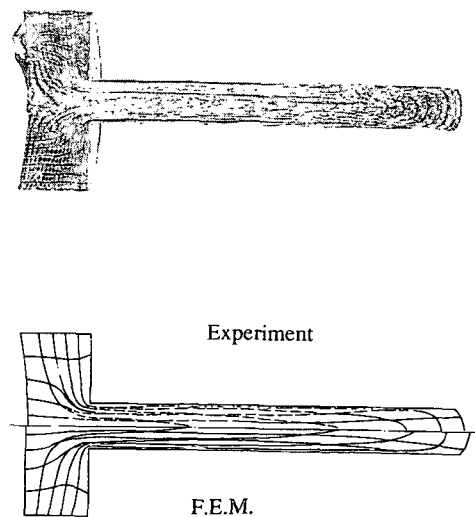


Fig. 7 Comparison of the grid distortion between F.E.M. analysis and experimental result (R.A. = 93.75%, Pb billet)

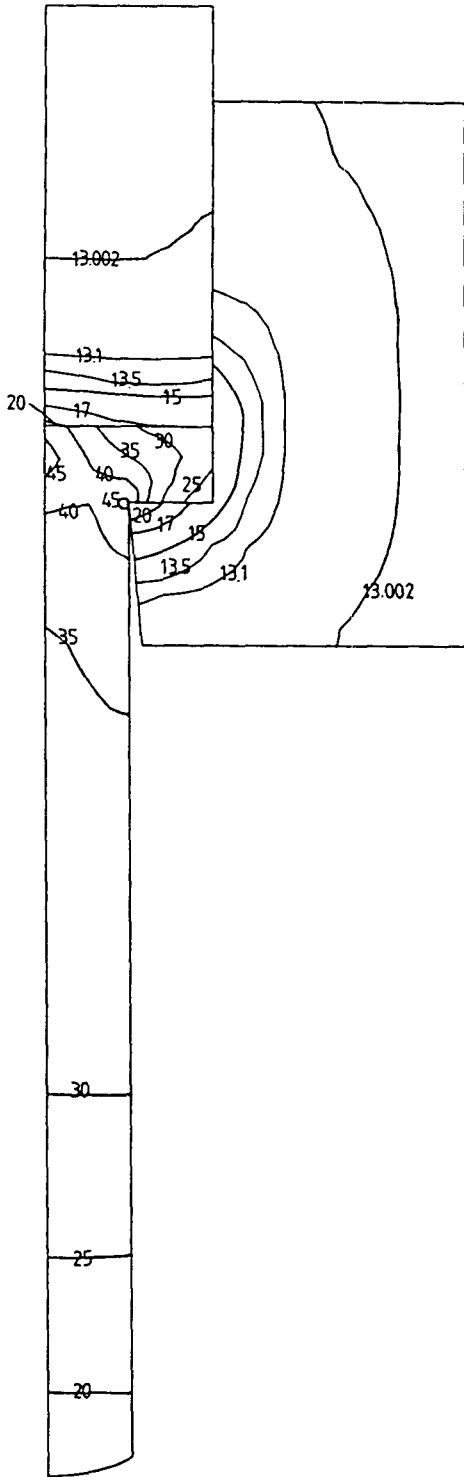


Fig. 8 Distribution of temperature at the length reduction of 70% (R.A. = 75%, Initial temperature : dies=13°C, billet(Pb)=13°C)

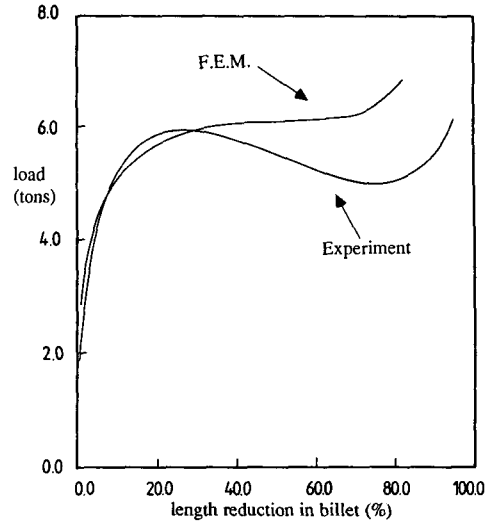


Fig. 9 Comparison of the extrusion load between F. E.M. analysis and experimental result (R.A. = 75%, Pb billet)

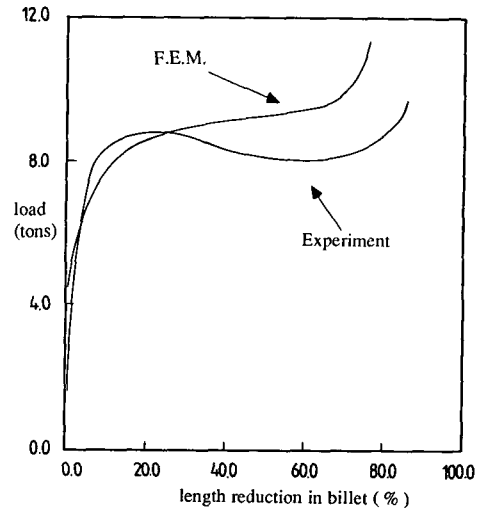


Fig. 10 Comparison of the extrusion load between F. E.M. analysis and experimental result (R.A. = 93, 75%, Pb billet)

Table 2 Stress-strain rate properties of A1-1100 given with respect to the temperature

temp	c (N/mm ²)	n
200°C	84.18	0.075
400°C	31.05	0.141
500°C	14.49	0.224

$$\bar{\sigma} = c(\bar{\epsilon})^n$$

Table 3 Thermal properties and heat transfer coefficient for A1-1100

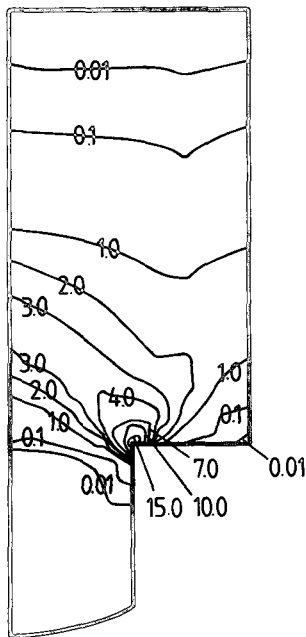
Coeff	K_1 N/(sec·°C)	ρc N/(mm ² ·°C)	h N/(sec·mm·°C)	h_{lub} N/(sec·mm·°C)	ϵ
DIE	19.012	3.77	0.015	35.02	0.1
W.P.(A1 1100)	242.148	2.427	0.003		0.15

소재가 압출되어 나온 길이가 실제의 경우보다 유한요소법에 의한 계산이 더 긴 이유는 소재가 실제 금형에서 밀려 나올때 팽창으로 인한 소재 지름의 증가를 격자 재구성시 고려하지 않았기 때문으로 본다.

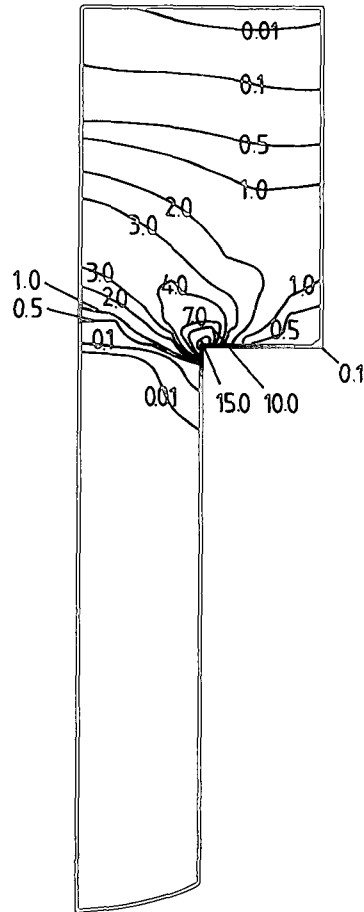
다른 차이점으로 이론해석과 달리 실험에서는 편평한 상부금형 (flat punch)을 사용하지 않았기 때문에 압출되지 않은 부분에서 이에 따른 격자 일그

러짐의 차이가 있다. 그러나 전체적으로 볼때 실험과 계산이 잘 일치함을 볼 수 있다.

Fig. 8을 보면 내부 소재의 온도 상승량이 32°C 이상임을 알 수 있다. 이로써 Fig. 9과 Fig. 10에 나타난 하중 곡선에서 실험과 유한요소해석의 불일치를 설명할 수 있다. 즉 실험에서 램의 이동에 따라 하중이 줄어드는 것을 마찰 크기의 감소도 있지만 온도가 올라가면 가공경화지수가 낮아져 변형저



(a)



(b)

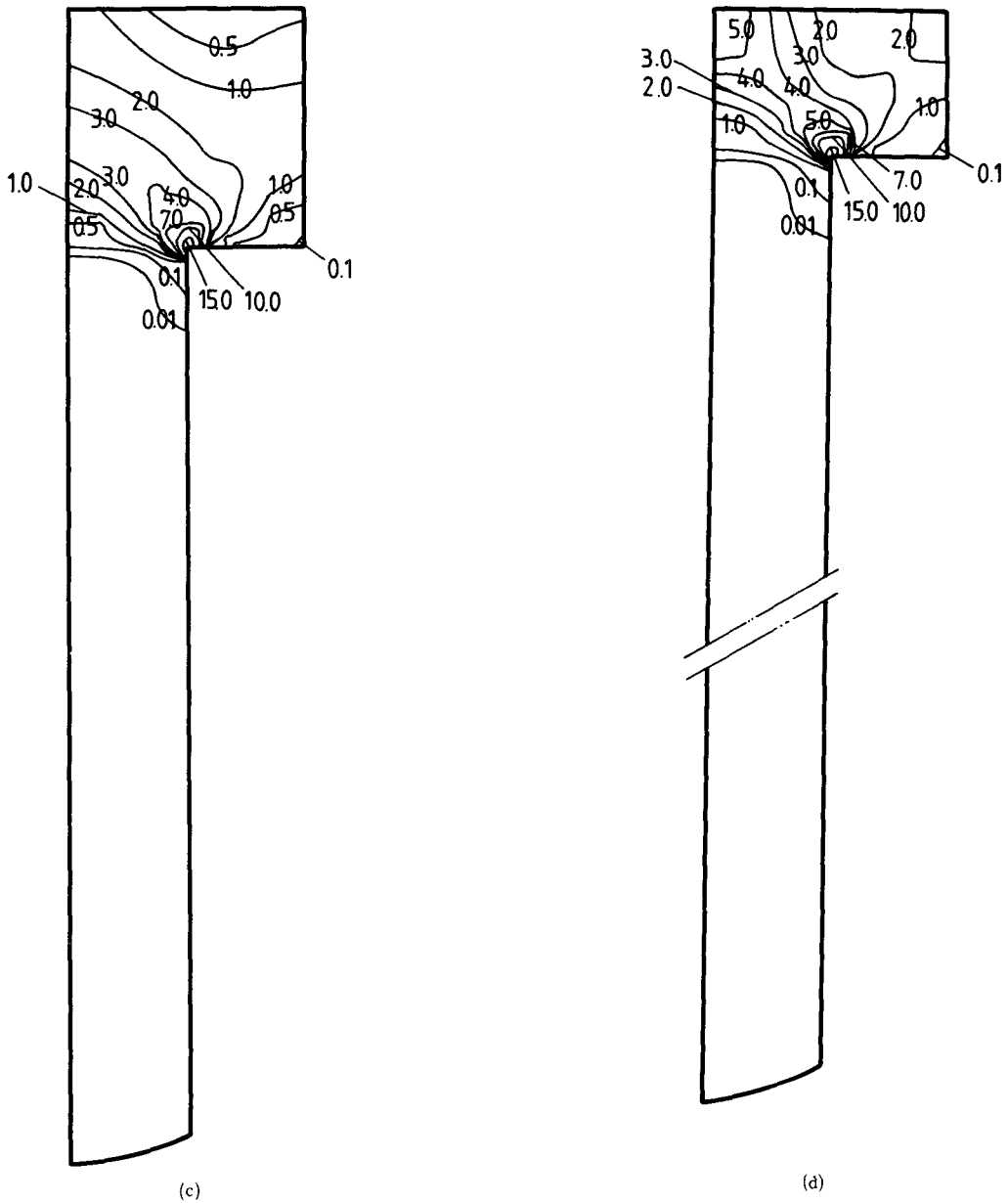


Fig. 11 Distribution of effective strain rate at the length reduction of (a) 10%, (b) 30%, (c) 50% and (d) 70% (R.A.=75%, Al billet)

항이 줄어들어 이유가 크게 작용한다. 그런데 재료인 납에서 온도가 32°C나 상승했음에도 13°C에 대한 유동응력식만을 사용했기 때문이라 할 수 있다. 여기에 대하여서는 다음의 알루미늄 계산시 온도조건에 따른 하중의 변화에서 확실히 들어 날 것이다.

4.2 알루미늄 압출의 해석

실제 현상에서 열간압출에 많이 사용되는 소재인 A1-1100을 초기 온도를 달리하여 해석하였다. 마찰계수는 0.25이다. 유동응력식의 상수들은 온도에 따라 Table 2의 c, n 값을 보간하여 사용하였다. 열적 성질과 열전달 계수들은 Cheon⁽²⁶⁾의 논문에서

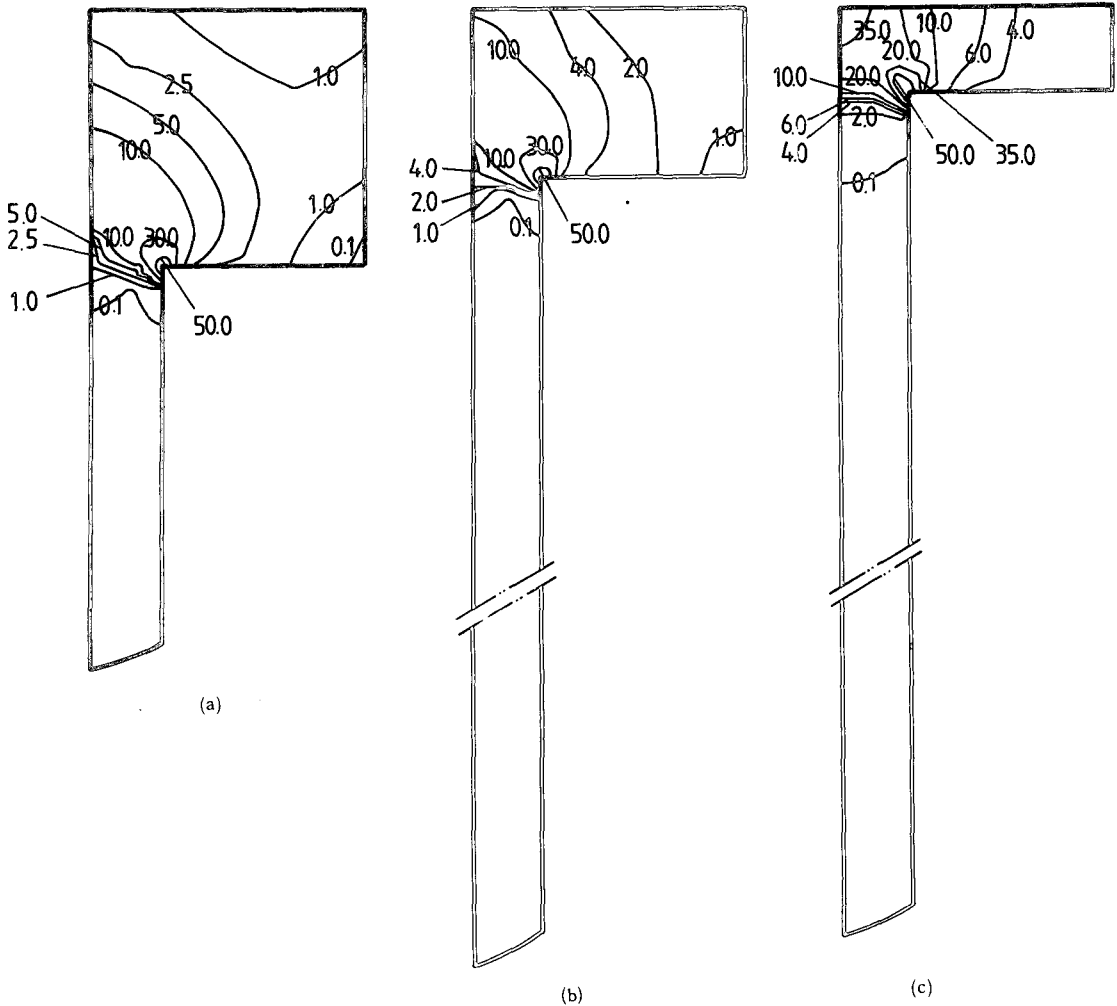


Fig. 12 Distribution of effective strain rate at the length reduction of (a) 10%, (b) 40% and (c) 70% (R.A.=93.75%, Al billet)

인용하였으며 Table 3에 나타냈다. 격자는 납 압출의 경우와 같은 구조를 택하였다.

(1) 금형과 소재의 초기 온도가 450°C로 같은 경우

유효 변형률속도(Effective strain rate)의 분포를 단면감소율이 75%일 때 금형안에서 소재의 길이 감소율이 10%, 30%, 50%, 70%인 경우에 대하여 Fig. 11에 나타냈고 단면 감소율이 93.75%일때는 10%, 40%, 70%인 경우에 대해 Fig. 12에 나타냈다.

온도의 분포는 유효 변형률속도의 분포와 같은 길이 감소율에서 단면 감소율이 75%일때는 Fig. 13에 나타냈고 93.75%인 경우에는 Fig. 14에 나타

냈다. 출구 코너부에서 속도가 크고 급변하기때문에 어느 경우에도 이부분에서 유효 변형률속도가 크고 변화가 심하게 나타났다. 변형이 진행됨에 따라 상부 금형과 접하는 소재의 중심부가 유효 변형률속도가 다른 부분보다 높아짐을 볼 수 있는데 이는 압출후기에 중심부 소재가 상부 금형에서 떨어져 압출방향으로 빨려들어가는 현상과 적합된다.

단면 감소율이 75%인 경우를 보면 금형안에서 소재의 길이 감소율이 10%에서 50% 사이에 유효 변형률속도분포가 거의 변화가 없으므로 정상 상태로 볼 수 있으나 온도 분포를 보면 같은 구간에서 비정상 상태의 경향을 나타내 상부 금형의 진행에 따라 온도가 변하고 온도의 변화로 인해 시간에 따

라 물성치가 변하므로 정상상태라 할 수 없다. 따라서 유효변형률속도의 분포가 비슷하다고 해도 변형을 해석할때 비정상상태로 해석해야 함을 알 수 있다.

상부금형과 접하는 소재의 온도 분포를 보면 초기에는 금형과의 접촉열이 크기 때문에 바깥 부분이 높다가 후기로 갈수록 마찰열의 크기가 줄고 바깥부분은 금형으로 열의 방출이 많은데 반해 안쪽 부분은 변형이 커짐에 따라 변형열이 증가하고 열의 방출이 적으므로 안쪽이 더 높아짐을 알 수 있다.

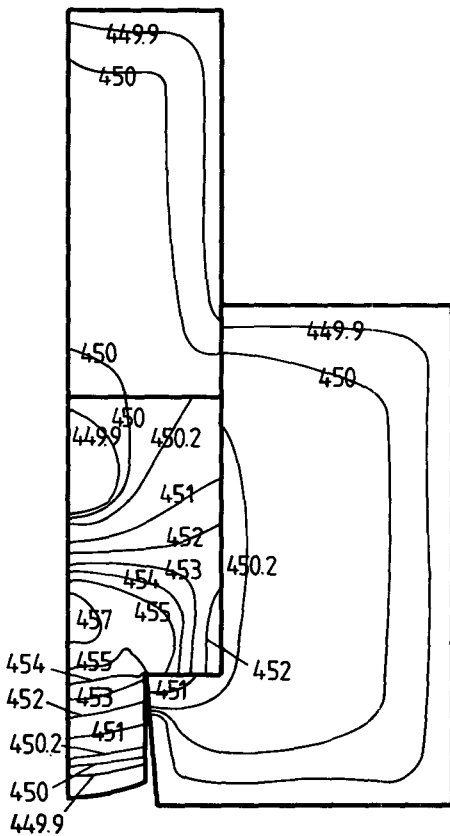
금형안에 있는 소재의 유효변형률속도와 온도분포를 비교하여 보 때 유효변형률 속도가 높은 곳은 다른 곳보다 온도가 높아지는 것을 알 수 있는데

이는 소성변형의 대부분이 열로 바뀐다는 사실과 일치한다.

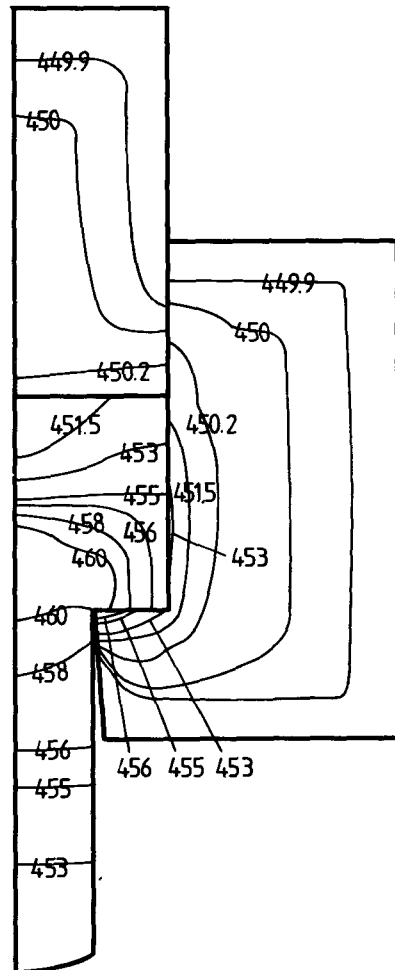
Fig. 15에서는 특정시각에서 속도의 크기와 방향을 화살표로 나타냈다.

Fig. 15에서 보듯이 하부 금형을 따라서 출구 쪽으로 감에 따라 속도가 빨라짐으로써 마찰열이 커져감을 알 수 있다. 이는 하부 금형의 출구부에서 소재와 금형의 온도가 하부금형의 다른 부분보다 큰 이유이다.

Fig. 16은 단면 감소율이 다른 경우 하중 곡선을 비교해 놓았는데 (b)의 경우가 먼저 하중의 급격한 상승이 있는데 (b)의 경우가 먼저 상부 금형이 비유동영역을 누르기 때문이다. 그리고 하중이 초기부터 급격히 올라간 것은 압출 초기에는 압출이



(a)



(b)

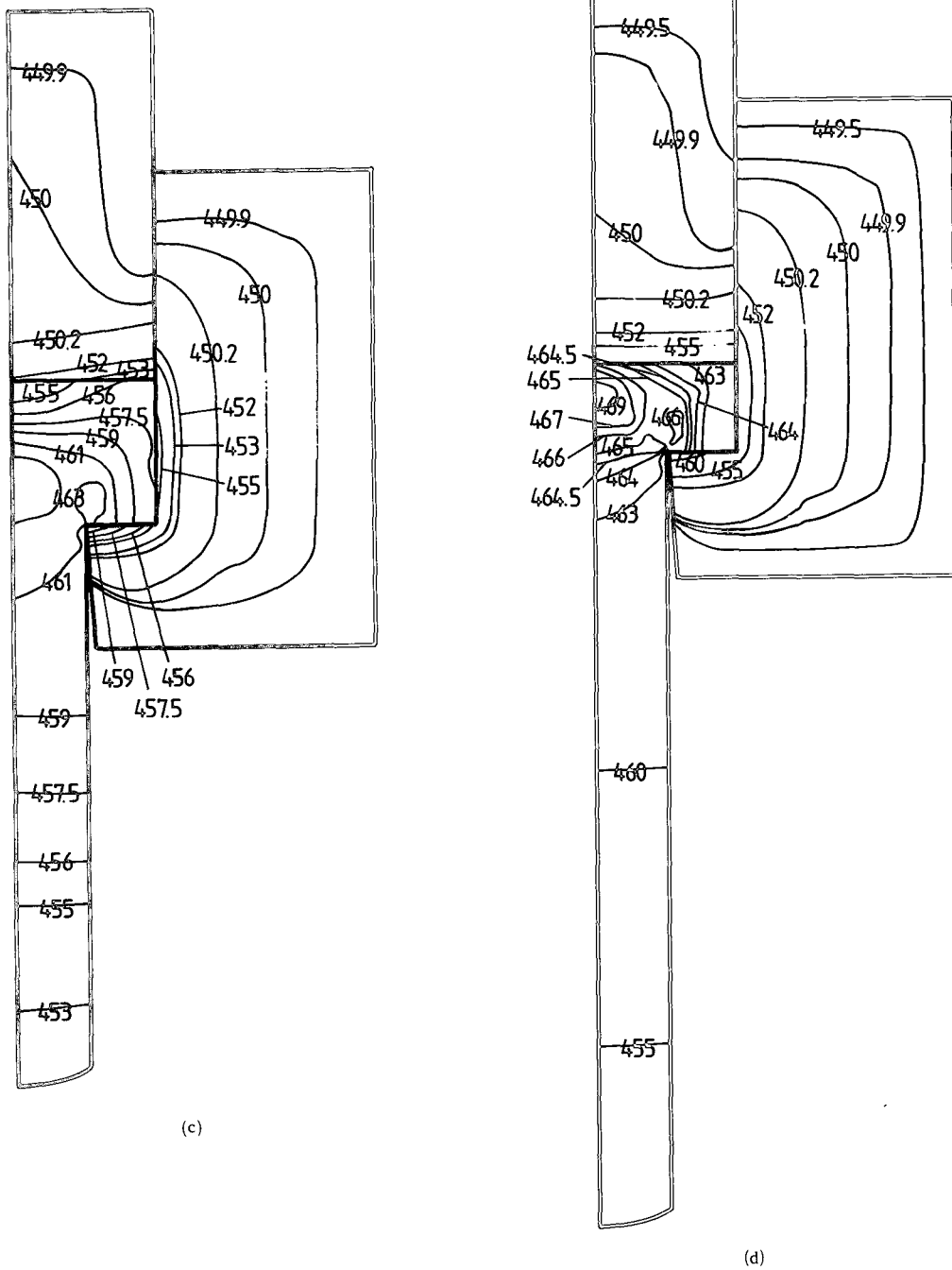
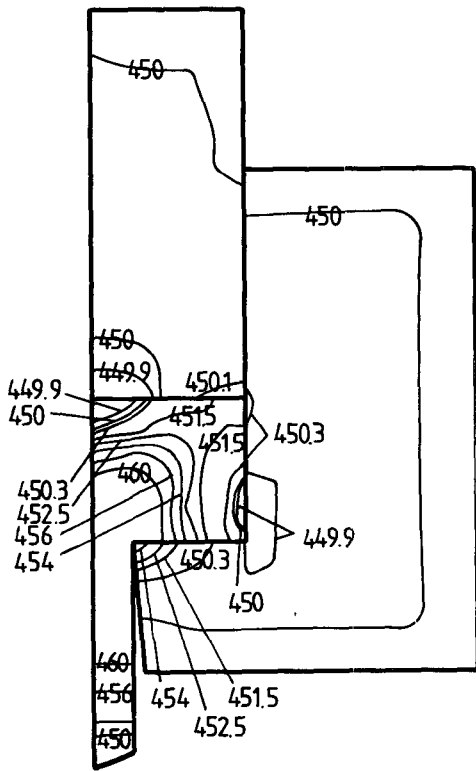
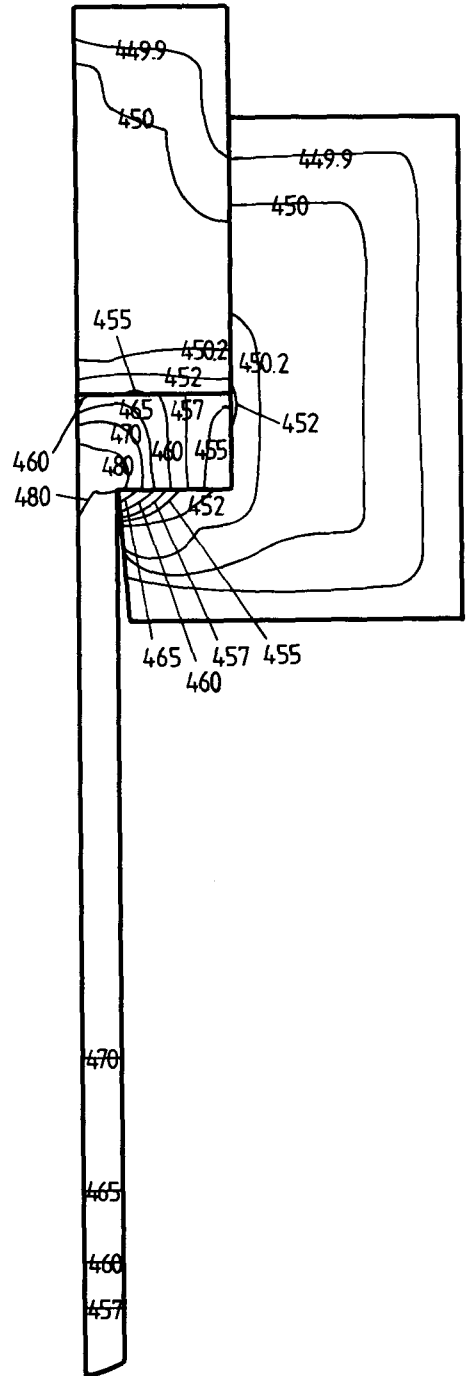


Fig. 13 Distribution of temperature at the length reduction of (a) 10%, (b) 30%, c) 50% and (d) 70% (R.A.=75%, Initial temperature : dies=450°C, billet (Al) =450°C)



(a)



(b)

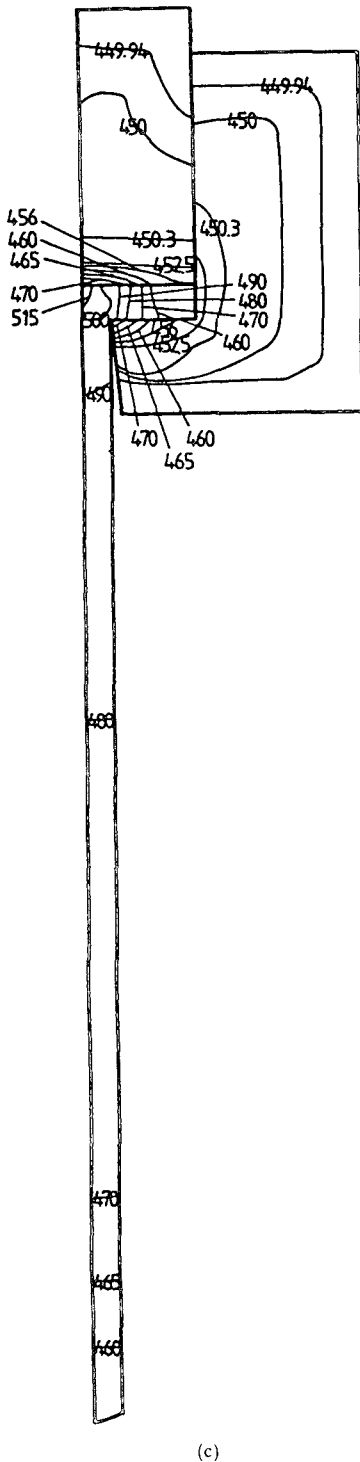


Fig. 14 Distribution of temperature at the length reduction of (a) 10%, (b) 40% and (c) 70% (R. A.=93.75%, Initial temperature : dies = 450°C, billet (Al) = 450°C)

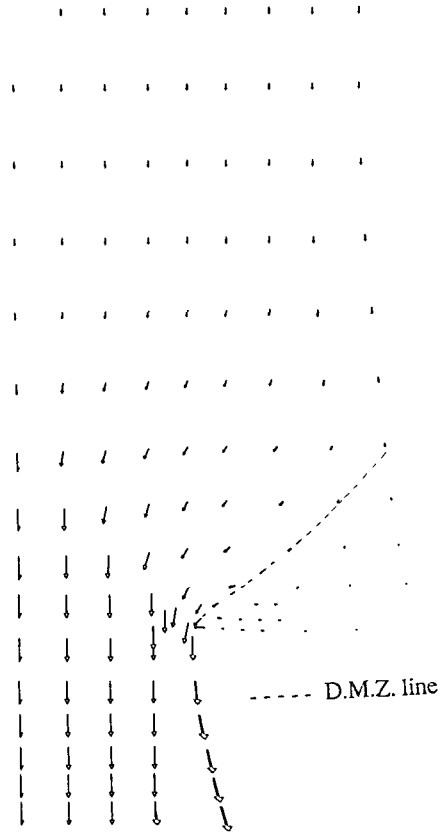


Fig. 15 Distribution of velocity

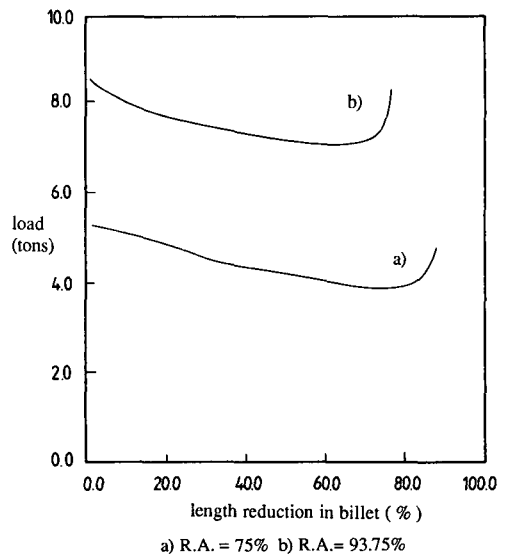
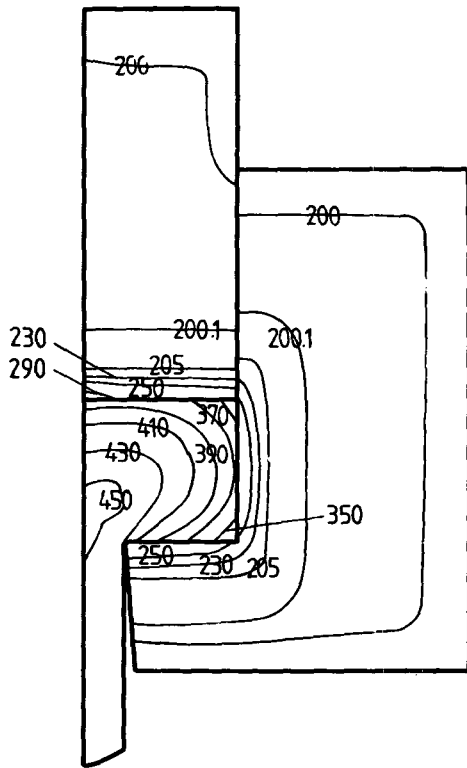
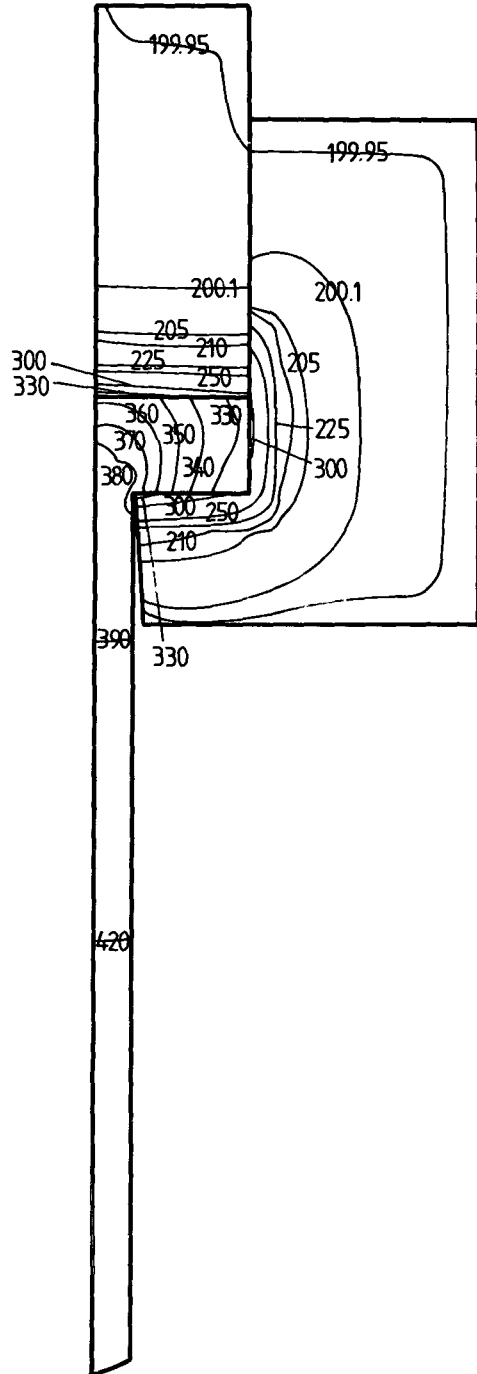


Fig. 16 Variation of extrusion load with respect to length reduction in billet for two reductions of area (Al billet)



(a)



(b)

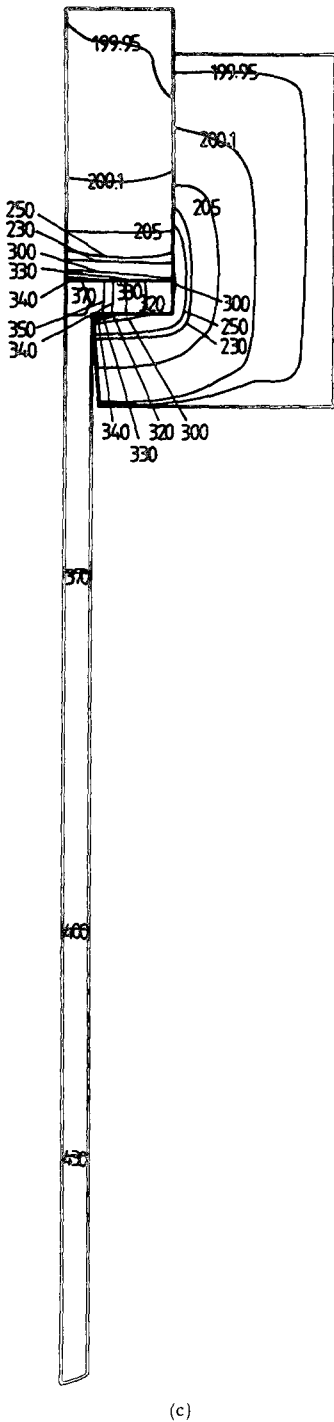


Fig. 17 Distribution of temperature at the length reduction of a) 10%, b) 40% and c) 70% (R. A.=93.75%, Initial temperature : dies = 200°C, billet (Al) = 450°C)

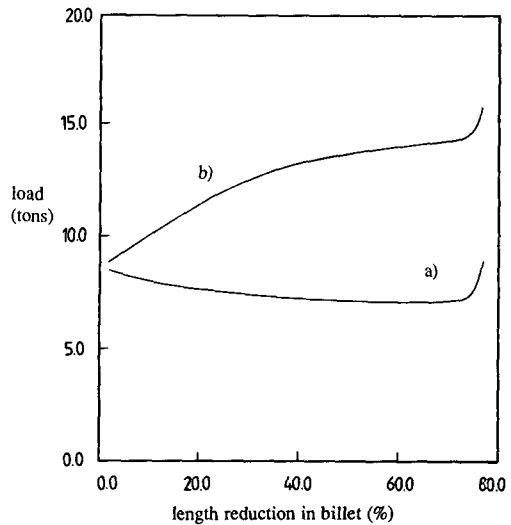
어느 정도 됐을때보다 유효 변형률속도가 작으나 전체 공정에서 강제 처리 조건을 일정하게 주었기 때문에 생각한다.

(2) 금형과 소재의 초기 온도가 각각 200°C, 450°C인 경우

단면 감소율이 93.75%일때 금형안에서 소재의 길이 감소율에 따른 온도 분포를 Fig. 17에 나타냈다. 금형으로 열 방출이 많으므로 금형으로부터 멀어질수록 온도가 높음을 알 수 있다. 이 경우에는 상부 금형과 접하는 소재의 중앙부에서 압출후기에 큰 변형률속도에 의해 온도가 오르는 것을 제외하고 압출이 진행함에 따라 온도가 내려감을 알 수 있다.

Fig. 18에서 금형의 초기 온도가 다를 경우 하중 곡선을 나타냈다. Fig. 18에서 초기에는 같은 하중이나 (a) 경우는 열을 금형에 빼앗김이 크므로 가공경화지수가 커져 하중이 계속 증가하고 (b) 경우는 열의 방출보다 변형과 마찰에 의한 열의 발생이 커 온도가 상승하므로 가공경화지수가 줄어들어 후기에 도달하기 전까지는 하중이 떨어진다.

(a) 경우 중반부에 하중곡선이 보다 경사지



(a) Initial temperature : die = 450 °C, billet = 450 °C

(b) Initial temperature : die = 200 °C, billet = 450 °C

Fig. 18 Comparison of the extrusion load for two initial die temperatures (R.A.=93.75%, Al billet)

않는 것을 미끄러짐이 진행된다면 마찰의 크기가 처음보다는 줄어드는 마찰의 성질이 작용한 것이다. 또한 이러한 마찰 성질은 (b)경우 하중이 낮아지는 경향에도 영향을 준다고 본다. (a)와 (b)의 곡선을 비교할때 차이점은 초기온도편임을 고려해보면 열의 고려 없이 정확한 하중의 예측을 할 수 없다는 것을 알 수 있다. 그리고 곡선 (a)와 (b)의 비교로 납 압출의 해석에서 하중이 불일치하는 이유의 뒷 받침을 할 수 있다.

5. 결 론

평균형을 통한 열간 전방압출을 축대칭의 경우에 실험과 여러 조건에 대한 유한 요소해석을 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 평균형을 통한 축대칭 열간 압출을 효과적으로 해석 할 수 있는 단위체화된 새로운 격자구조를 이용하여 압출을 위한 자동 격자 재구성법을 제안하였다. 이는 실제 공정에서 작업 완료 정도까지 평균형을 통한 전방압출을 해석 가능하게 하고 번거로운 격자재구성 작업을 자동화 하여 인력과 시간의 절약을 가져오미 확인되었다.

(2) 소재를 변형시키면 열이 발생하고 주변으로 열 전달이 일어나 온도가 변해 물성치가 시간에 따라 달라지므로 유효변형률속도 분포가 별로 변하지 않아도 온도해석과 마찬가지로 유동도 비정상상태로 해석해야한다는 사실이 입증되었다.

(3) 온도에 따라 가공경화지수가 달라지므로 하중등을 정확히 예측하기 위해서는 온도해석을 반드시 하여야 한다.

(4) 소재가 납인 경우에 실험을 행하여 여러 조건의 유한요소해석과 비교하였으며 이때 재료의 변형은 양자간에 거의 일치하였다.

(5) 금형의 온도를 소재와 같이하면 변형함에 따라 금형안의 소재온도가 높아져 가공경화지수가 줄어들므로 초기 금형온도가 낮을 때보다 하중을 줄일 수 있고 보다 균일한 제품을 얻을 수 있다.

이상과 같은 결론을 볼때 평균형을 통한 열간 압출의 경우는 정확한 결과를 얻어 실제 공정 설계에 도움을 주기 위해서는 비정상 상태로 해석하여 변형열과 열전달을 고려한 온도 계산을 하여야 한다. 더욱 정확한 해석을 위해서는 금형을 실제로 근접한 상태로 고려해야 하며 무엇보다도 열전달 계수들을 정확히 측정하여 알고 있어야 한다.

참고문헌

- (1) Kudo, H., 1960, "An Upper-Bound Approach to Plane-Strain Forging and Extrusion-I," Int. J. Mech. Sci., Vol. 1, pp. 57~83.
- (2) Halling, J. and Mitchell, L.A., 1965, "An Upper-Bound Solution for Axi-Symmetric Extrusion," Int. J. Mech. Sci., Vol. 7, pp. 277~295.
- (3) Chen, C.T. and Ling, F.F., 1968, "Upper-Bound Solution to Axisymmetric Extrusion Problems," Int. J. Mech. Sci., Vol. 10, pp. 863~879.
- (4) Iwata, K., Osakada, K. and Fujino, S., 1972, "Analysis of Hydrostatic Extrusion by the Finite Element Method," Trans. ASME, J. of Eng. for Ind., May, pp. 697~703.
- (5) Chen, C.C., Oh, S.I. and Kobayashi, S., 1979, "Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing," Trans. ASME, J. of Eng. for Ind., Vol. 101, Feb., pp. 23~35.
- (6) Yang, D.Y., Lee, C.M. and Yoon, J.H., 1989, "Finite Element Analysis of Steady-State Three-Dimensional Extrusion of Sections Through Curved Dies," Int. J. Mech. Sci., Vol. 31, No.2, pp.145~146.
- (7) Lee, C.M., Yang, D.Y. and Kim, M.U., 1990, "Numerical Analysis of Three-Dimensional Extrusion of Arbitrarily-Shaped Sections by the Method of Weighted Residuals," Int. J. Mech. Sci., Vol. 32, No. 1, pp. 65~82.
- (8) Mori, K., Osakada, K. and Fukuda, M., 1983, "Simulation of Severe Plastic Deformation by Finite Element Method with Spatially Fixed Elements," Int. J. Mech. Sci., Vol. 25, No.11, pp. 775~783.
- (9) Sato, K. and Tanaka, S., 1983, "Rigid Plastic Finite Element Method Including Slide between Elements," 일본소성가공학회지, Vol. 24, No. 266, pp. 262~268.
- (10) Tanaka, S., Sato, K. and Uchida, F., 1983, "A Simulation System for Forging and Extrusion Problems," 일본소성가공학회지, Vol.26, No.288, pp. 87~93.
- (11) Cheng, J.H. and Kikuchi, N., 1986, "A Mesh

- Re-Zoning Technique for Finite Element Simulations of Metal Forming Processes," *Int. J. Num. Meth. in Eng.*, Vol. 23, pp. 219~228.
- (12) Cheng, J.H., 1988, "Automatic Adaptive Remeshing for Finite Element Simulation of Processes," *Int. J. Num. Meth. in Eng.*, Vol. 26, pp. 1~18.
- (13) Ghosh, S., 1990, "Finite Element Simulation of Some Extrusion Process Using the Arbitrary Lagrangian-Eulerian Description," *J.Mater. Shaping Technol.*, Vol.8, No.1, pp.53~64.
- (14) Johnson, W. and Kudo, H., 1960, "The Use of Upper-Bound Solutions for the Determination of Temperature Distributions in Fast Hot Rolling and Axi-Symmetric Extrusion Processes," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 1, pp. 175~191.
- (15) Altan, T. and Kobayashi, S., 1968, "a Numerical Method for Estimating the Temperature Distributions in Extrusion Through Conical Dies," *Trans. ASME, J. of Eng. for Ind.*, February, pp. 107~118.
- (16) Zienkiewicz, O.C., Jain, P.C. and Onate, E., 1978, "Flow of Solids during Forming and Extrusion : Some Aspects of Numerical Solutions," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 14, pp. 15~38.
- (17) Sailer, C., Lippmann, H. and Mannl, V., 1990, "Two-Dimensional Forward Process of Axisymmetric Workpieces of A199.5 including Temperature Calculations in the Tools," *Proceedings of the 3rd Int. Conf. on Technology of plasticity*, Kyoto, July 1/6, pp.491~496.
- (18) Cho, J.R., Park, C.Y., Cheon, M.S., Yoon, J.H. and Yang, D.Y., 1990, "Comparative Study of the Coupled and Decoupled Analysis of Deformation and Heat Transfer for Two-Dimensional Hot Forging," 대한 기계학회 논문집, 제14권, 제4호, pp. 839~849.
- (19) 이낙규, 윤정호, 양동열, 1989, "강소성 유한요소법을 이용한 냉간단조금형 및 가공 공정해석", 대한기계학회논문집, 제13권, 제6호, pp. 433~443.
- (20) Yoon, J.H. and Yang, D.Y., 1988, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Three-Dimensional Forging by Considering Friction on Continuous Curved Dies with Initial Guess Generation," *Int.J. of Mech. Sci.*, Vol.30, No.12, pp.887~898.
- (21) Greenfield, P., and Bever, M.B., 1956, *Acta Met*, Vol.4, p.443.
- (22) 박치용, 조종래, 양동열, 1990, "열간반경단조의 2차원 유한요소해석", 대한기계학회 논문집, 제14권, 제5호, p.1166~1180.
- (23) Yoon, J.H. and Yang, D.Y., 1990, "A Three-Dimensional Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Bevel Gear Forging by Using a Remeshing Technique," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.32, No.4, pp.277~291.
- (24) 양동열, 박치용, 1990, "가공경화지수 및 변형률속도 경화지수의 변화가 마찰상수에 미치는 영향", 한국정밀공학회 추계학술대회 초록집, pp. 107~116.
- (25) Burte, P.R., Im, Y.T., Altan, T. and Semiatin, S.L., 1990, "Measurement and Analysis of Heat Transfer and Friction During Hot Forging," *Trans. ASME, J. of Eng. for Ind.*, Vol.112, Nov., pp. 332~339.
- (26) 천명식, 1988, "축대칭 및 평면 변형단조의 열-점소성 유한요소해석", 석사학위논문, KAIST, 서울