

〈論 文〉

## 비등온 박판 성형 공정의 유한요소 해석

김 용 환\* · R.H. Wagoner\*\*

(1989년 12월 28일 접수)

### A Finite Element Analysis of Non-Isothermal Sheet Metal Forming Process

Yong H. Kim and R.H. Wagoner

**Key Words:** Thermoplasticity(열소성역학), Finite Element Method(유한요소법), Bishop's Decoupled Method(Bishop의 비연계 방법), Stretch Forming(스트레치 성형), Deformation-Induced Heating(가공열)

#### Abstract

A numerical method for analyzing non-isothermal, rigid-viscoplastic deformation problems has been presented. As an application, a stretch forming of sheet metals, including temperature effect, has been analyzed by a three-dimensional finite element method. Bishop's step-wise decoupled method is adopted to solve thermomechanical coupling between deformation and heat transfer. Using the method, the effect of temperature on strain distribution during stretch forming is investigated. By comparison of the non-isothermal results with isothermal analysis, the importance of including temperature effects in the analysis of metal forming problems is emphasized. The predicted results were in good agreement with the existing experimental measurements at the different punch temperatures and dome heights investigated. It is also found that any increase of the punch temperature appeared to postpone the strain localization process by lowering the peak strain in the critical punch-sheetcontact region and by normalizing strain distribution within the specimen.

#### 1. 서 론

금속 박판 재료의 성형에서 성형 한계는 변형의 국부화(strain localization)와 그에 따른 재료의 파단에 의해 결정된다. 보다 높은 성형성을 얻기 위하여 성형 중 재료의 기계적 거동에 대한 많은 연구가 행해져 왔으며 많은 재료 상수나 공정 변수가 변형의 국부화에 영향을 끼친다는 것이 알려져 있

다. 예를 들어 재료의 가공경화, 변형률속도경화, 이방성 등의 변수 들의 성형성에 대한 영향에 관한 연구는 잘 정립되어 있다<sup>(1-6)</sup>. 한편 변형 속도가 높은 경우에는 소재 내의 온도 구배의 영향이 커지며, 이러한 온도의 영향은 오랫동안 알려져 왔으며<sup>(7)</sup>, 박판의 디프 드로잉(deep drawing) 공정에서 온도와 파단과의 직접적인 상관관계가 있음이 보고되기도 하였다<sup>(8)</sup>. 대부분의 금속 재료에서 변형 중 온도의 증가는 흐름 응력의 저하를 초래하는데<sup>(9)</sup> 현재까지 이러한 기본적인 성질도 실제 박판 성형의 해석에서는 무시되어 왔고, 최근에 와서야 온도 조건에 따른 박판 성형성의 변화에 대한 연구

\* 정회원, 충남대학교 공과대학 기계설계학과

\*\* Dept. of Materials Science and Eng., Ohio State University

가 행해졌다<sup>(10)</sup>.

일반적으로 금속 재료의 소성 변형 시에 생기는 대부분의 에너지는 열로 변환된다<sup>(7,11)</sup>. 이러한 가공열 (deformation-induced heating)에 의한 자연적인 온도의 증가는 재료를 연하게 하고, 변형률이 이미 높은 영역에서 변형률 속도와 온도의 국부적인 상승을 초래한다. 국부적인 온도 증가와 변형률 증가의 상호 작용은 그 부위에서의 변형의 국부화를 더욱 촉진시키고 (autocatalytic process) 궁극적으로 일찍 파단이 일어나게 된다. 인장 시험에서 재료 연성에 대한 가공열의 영향에 대한 많은 연구가 이론적으로나 실험적으로 행해져 왔으며, 각종 금속 재료에 대해 가공열에 의한 재료 연성의 감소를 보고하였다<sup>(10,12~18)</sup>.

이러한 현상은 고속의 실제 스탬핑 공정에서 더욱 중요해진다. 이 경우 가공열 뿐만 아니라 소재와 금형 간의 마찰에 의해서도 소재 내의 온도가 증가하게 되며, 대부분의 고속의 성형에서는 소재 내의 열이 외부로 발산할 충분한 시간적인 여유를 갖지 못하게 되어 소재 내의 온도의 국부적인 증가를 초래하며, 이는 재료 성형성에 큰 영향을 끼치게 된다. 간단한 컵 모양의 드로잉 공정에서도 변형의 국부화가 일어나는 컵 벽면에서 보통 150~200°F의 온도 증가가 일어나기도 한다<sup>(8)</sup>. 이러한 부분의 냉각은 재료의 강도를 증가시켜 빠른 파단을 방지할 수 있다. 이처럼 금속의 성형 공정에서 온도의 조절에 의해 보다 나은 성형성을 얻고자 하는 많은 노력이 기울여지고 있고 그러한 노력은 실제 생산 공정에서 많이 이용되고 있다. ARMCO의 냉간 성형 공정<sup>(6)</sup>, 자동차의 보디 부품의 스탬핑 시 분사식 윤활의 사용<sup>(19)</sup> 등은 온도 조절에 의하여 성형성의 증가를 얻는 좋은 예이다. 또한 국부적으로 온도 조건을 변경하여 재료 성형을 조절하는 방법도 실제 사용되고 있는데 Machida<sup>(20)</sup>에 의한 국부 가열법이나 ARMCO<sup>(21)</sup>에서 사용하고 있는 서로 다른 온도의 다이와 펀치에 의한 드로잉 공정 등이 그 예이다. 이러한 방법들은 재료 성형 시 국부적으로 열을 가하여 변형이 보다 균일하게 일어나도록 조절하여 높은 성형성을 얻게 하는 것이다.

최근들어 알루미늄 킬드 강 (aluminum-killed steel)의 3차원 스트레치 성형 공정에서 소재 내의 온도 구배의 영향을 알기 위한 일련의 실험이 행해졌다<sup>(22)</sup>. 이 실험에서는 성형 전에 반구형의 펀치

를 몇 가지 온도까지 가열하여 성형을 행하고 성형 단계 별로 변형률의 분포를 측정하였다. 그 결과 140°F의 펀치를 가지고 성형하였을 때 실온의 펀치의 경우에 비해 소재와 펀치의 접촉 부분에서 변형률이 약 5%정도 증가하였다. 또한 펀치 온도의 증가에 따라 최대 변형률의 위치가 중심부로 이동하였다. 이러한 실험의 결과는 박판 성형 공정에서 온도의 영향의 중요성을 의미하며, 따라서 온도 조건의 변화를 통하여 보다 나은 성형성을 얻을 수 있는 가능성이 있음을 의미한다.

본 연구의 목적은 박판의 프레스 성형에 관련된 열소성 문제를 해석할 수 있는 효과적이고, 신뢰도가 높은 수치적 방법을 개발하는 것이다. 박판 성형에서 변형과 열전달이 결합된 문제의 해석을 위하여 3차원 유한 요소 해석을 행하고 그를 이용하여 박판의 스트레치 성형 공정을 해석하였다. 해석 결과를 기존의 실험 결과<sup>(22)</sup>와 비교하여 본 해석의 타당성을 보이고, 재료 거동에 영향을 미치는 여러 가지 공정 변수의 영향을 검토하였다.

## 2. 유한요소해석

박판의 비등온 성형을 해석하기 위해 유한요소법을 사용하였다. 열소성 문제의 해석은 열평형 방정식과 응력평형 방정식을 동시에 풀어 소재 내의 변형과 온도 분포를 구하는 것이다. 본 연구에서는 Bishop의 비연계 방법<sup>(23)</sup> (decoupled method)을 이용하여 두 개의 평형 방정식을 각각 유한요소법으로 풀어 변형 및 온도 분포를 구하고 그로부터 변형 시 온도의 영향을 해석하였다. 이 방법에서는 재료의 변형, 열발생, 열전달이 서로 연계된 열소성 문제를 두 단계로 나누어 해석한다. 즉 주어진 짧은 시간대에 온도는 일정한 재료 재료변형과 열발생이 동시에 일어난다고 가정하여 변형만의 문제를 풀고, 연이은 다음 시간 대에 재료의 변형이 없이 열전달만 일어나는 것으로 가정하여 문제를 분리하여 푸는 것이다. 이러한 방법의 장점은 기존의 등온 해석에 온도의 영향을 포함하기가 쉽고, 연계 해석 (coupled analysis)에 비해 계산시간이 훨씬 적으며 거의 동일한 정확도를 가진다는 것이다<sup>(17,24)</sup>. 비연계 방법에 의한 열소성 문제의 해석은 크게 두 부분으로 이루어지는데 하나는 재료의 소성변형 해석이고 다른 하나는 비정상 열전달 문제의 해석이다. 이러한 두 부분은 Bishop의 방법

에 의해 그 상호 연관성이 주어지며 두 평형 방정식을 각각 풀므로써 필요한 결과를 얻게 된다.

2.1 강소성 재료의 유한요소 해석

박판의 스트레치 성형 공정을 해석하기 위하여 점강소성(rigid-viscoplastic) 재료에 대한 유한요소 해석 방법을 이용하였고, 재료의 기공경화와 변형률속도경화(strain-rate hardening)의 영향을 모두 포함하였다. 또한 재료의 항복은 Hill의 새로운 항복이론<sup>(25)</sup>을 따른다고 가정하였고 적당한 소성변형 경로(plastic path)의 가정으로 짧은 시간대에 대해 증분이론(incremental theory)을 사용하였다<sup>(26,27)</sup>.

(1) Hill의 새로운 항복 이론

2축 응력 하에서의 재료 거동을 예측하기 위하여 Hill의 새로운 항복 이론을 사용하였다<sup>(25)</sup>. 유효 응력  $\bar{\sigma}$ 와 그에 상응하는 유효 변형률 속도  $\dot{\bar{\epsilon}}$ 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= C_1 [|\sigma_1 + \sigma_2|^M + C_2 |\sigma_1 - \sigma_2|^M]^{1/M} \\ \dot{\bar{\epsilon}} &= D_1 [|\dot{\epsilon}_1 + \dot{\epsilon}_2|^{M/(1-M)} \\ &\quad + D_2 |\dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_2|^{M/(1-M)}]^{(1-M)/M} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서  $C_1 = [2(1+r)]^{-1/M}$ ,  $C_2 = (1+2r)$ ,  $D_1 = (1/2)[2(1+r)]^{1/M}$ ,  $D_2 = (1+2r)^{-1/(M-1)}$ 이며 또한  $r$ 은 수직 이방성 지수이고,  $M$ 은 항복면의 형상을 표시하는 새로운 지수이다.

(2) 소성 변형 경로의 가정

증분이론에서 매 시간 단계 내에서 최소의 소성 일을 갖는 경로를 가정하였다. 변형률의 증분을 변위의 증분의 함수로 표시하기 위해 다음이 일 함수(work function)를 가정하였다<sup>(26-28)</sup>.

$$\begin{aligned} \Delta W &= \int_V \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_0 + \Delta \epsilon} \bar{\sigma} \dot{\bar{\epsilon}} dt dV \\ &= \int_V \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_0 + \Delta \epsilon} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} dV \end{aligned} \quad (2)$$

여기서  $\Delta W$ 는 주어진 작은 시간 대  $\Delta t$ 에서의 외력에 의한일이고,  $\epsilon_0$ 는 초기시간  $t_0$ 에서의 유효 변형률,  $\Delta \epsilon$ 는  $\Delta t$  동안의 유효변형률의 증분이다. 식 (2)에 포함된 가정은 짧은 시간  $\Delta t$ 동안 주변형률 속도(principal strain rate)의 비가 일정하다는 것이다. 따라서 변위의 증분은 단계의 끝에서의 응력과 변형률의 증분량에 따라 유일하게 결정된다. 또한 한 단계에서 주변형률속도의 방향은 회전이 없어 일정하다고 가정한다. 하지만 이 경우 주변형률 속도의 방향은 단계별로 변할 수 있다. 이러한 가

정은 종래의 흐름이론(flow theory)에서는 미소한(infinitesimal) 시간간격에서만 성립되는 것으로 여기서는 매 단계에서 전변형률 이론(total deformation theory)을 사용한 것이다. 하지만 시간의 간격이 충분히 작은 경우에는 근사적으로 흐름이론을 만족한다고 볼 수 있다.

(3) 평형조건

가상일 정리를 이용하면 평형 조건은<sup>(26-28)</sup>

$$\dot{W}_p = \dot{W}_e \quad (3)$$

이 된다. 여기서  $\dot{W}_p$ 와  $\dot{W}_e$ 는 각각 소성 변형과 외부 일에 의한 일률이다. 식 (3)은

$$\int_{A_0} \left( \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u} \right) \Delta u dA_0 = \int_{A_c} f_e \Delta u dA_c \quad (4)$$

가 되며, 여기서  $\Delta u$ 는 변위 경계에서 0이 되는 가상 속도(virtual velocity)이며,  $f_e$ 는 외력을 의미한다. 또한  $A_0$ 와  $A_c$ 는 각각 주어진 영역과 접촉면의 면적이다 따라서 주어진 시간대에서 변위의 증분량에 대해 소재 내의 힘의 평형은 다음의 강성 방정식으로 표시된다.

$$\int_{A_0} \left( \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u} \right) dA_0 = F_e \quad (5)$$

여기서  $F_e$ 와  $\Delta u$ 는 시간  $t_0 + \Delta t$ 에서의 외력과 변위의 증분량이다.

(4) 접촉조건

소재와 펀치 사이의 접촉 문제를 고려하기 위해 수정된 Coulomb법칙을 사용하였다. 이때 펀치-소재 접촉점에서의 외력  $F_n$ 는 다음과 같이 표시된다.

$$F_e = [-\mu \Phi(\Delta u_t) t + n] F_n \quad (6)$$

여기서  $\mu$ 와  $F_n$ 는 마찰 계수와 접촉점에서의 수직력이고,  $t$ 와  $n$ 은 각각 접촉점에서의 단위 접선 벡터와 단위 법선 벡터이다.  $\Phi(\Delta u_t)$ 는 금형에 대한 상대적인 미끄럼 변위 증분에 대한 주어진 함수로 다음과 같이 주어진다(Fig. 1).

$$\begin{aligned} \Phi(\Delta u_t) &= 1 & \text{if } \|\Delta u_t\| > d \\ \Phi(\Delta u_t) &= \frac{\|\Delta u_t\|}{d} & \text{if } \|\Delta u_t\| \leq d \end{aligned} \quad (7)$$

이는 소재가 언제나 미끄럼 마찰을 갖으며 고착조건(sticking condition)의 경우에도 아주 작은 미끄럼이 일어난다고 가정한 것으로  $d=0$ 이면 종래의 Coulomb의 법칙과 일치한다. 이러한 가정의 장점은 소재 내의 모든 점에서 외력  $F_e$ 가  $\Delta u$ 의 함수로

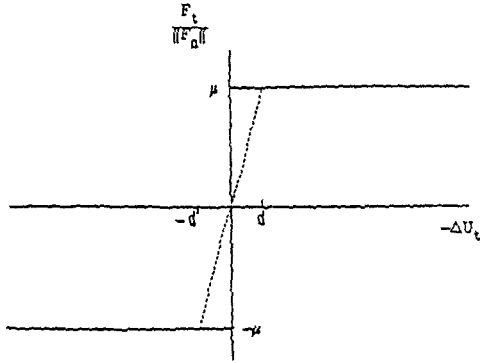


Fig. 1 Modified Coulomb's friction law

결정 될 수 있다는 것으로  $d$ 가 충분히 작은 경우 이러한 가정에 대한 오차는 아주 작다.

#### (5) 유한 요소법의 적용

해석의 대상인 박판의 영역을 선형 삼각형 요소 (linear triangular elements)로 분할하였다. 절점에서의 평형조건으로부터 다음의 비선형 방정식 계를 구한다.

$$F_i(\Delta u) = F_e(\Delta u) \quad (8)$$

여기서  $F_i$ 와  $F_e$ 는 절점에서의 내력과 외력이다. 이 비선형 방정식 계를 풀기 위하여 Newton-Raphson 방법을 사용하였다. 즉,

$$K \delta u = F_i(\Delta u^*) - F_e(\Delta u^*) \quad (9)$$

여기서  $K$ 는 접선 강성 행렬 (tangent stiffness matrix)이며 변위의 증분  $\Delta u$ 는  $\Delta u = \delta u + \Delta u^*$ 로 표시된다.

변형 중 절점이 금형의 내부로 관통하지 않도록 하기 위하여 매 반복 시마다 수직력  $F_n$ 을 계산하여 그 값이 음이 되면 절점을 금형 표면(최단 거리 또는  $z$ 방향)으로 이동시킨 후 다시 평형 방정식을 풀어 주어진 오차 범위 내에서 평형 조건을 만족하는 해를 구하였다.

## 2.2 비정상 열전달 방정식

주어진 시간에서 하나의 유한 요소 내의 열 평형 방정식은 다음과 같이 주어진다:

$$\int_V \rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} dV = \int_V (k \nabla T) \cdot \nabla dV + \dot{Q}_a + \dot{Q}_f - \dot{Q}_a - \dot{Q}_b \quad (10)$$

여기서  $\rho$ ,  $c$ ,  $k$ 는 각각 재료의 밀도, 비열, 그리

고 열전도율을 나타낸다. 이 식에서 온도는 위치와 온도의 시간으로 나타내진다:  $T = T(x, \tau)$ . 식 (10)에서 나타난 다른 변수들은 다음과 같다.

$$\text{변형에 의한 열 발생률 } \dot{Q}_d = \nu \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV,$$

$$\text{마찰에 의한 열 발생률 } \dot{Q}_f = \int_{A_c} \tau \cdot \nu dA_c, \quad (11)$$

$$\text{외기로의 열전달 } \dot{Q}_a = \int_{A_a} h_a (T - T_a) dA_a,$$

$$\text{편치로의 열전달 } \dot{Q}_b = \int_{A_c} h_c (T - T_c) dA_c.$$

여기서  $h_a$ 와  $h_c$ 는 각각 외기와 편치에 대한 상당 열전달 계수이며,  $\nu$ 와  $\tau$ 는 각각 편치와 소재 사이의 상대 미끄럼 속도와 마찰력을 나타낸다.  $A_c$ 와  $A_a$ 는 편치 접촉부와 자유 표면의 면적이며,  $\nu$ 는 변형 에너지의 열 변환비로서 0.9의 값을 사용하였다<sup>(7)</sup>. 열경계 조건은 다음과 같이 주어진다.

$$T = T_a \text{ on } \partial \Omega_1, \quad q_n = -k \frac{\partial T}{\partial n} \text{ on } \partial \Omega_2 \quad (12)$$

여기서  $T_a$ 는 다이의 온도이고  $\partial \Omega_1$ 과  $\partial \Omega_2$ 는 소재 내 고정단과 자유 표면의 경계를 나타낸다. 경계의 고정 절점에서의 온도는 다이의 온도와 같다고 가정하였고 또한 외기와 금형(편치, 다이)의 온도는 변형 과정 동안 일정하다고 가정하였다.

공간 좌표계에서 유한요소 분할을 하면 열평형 방정식 (10)은 다음과 같이 간단히 정리된다<sup>(20)</sup>.

$$C \dot{T} + K T + Q = 0 \quad (13)$$

여기서  $C$ ,  $K$ , 그리고  $Q$ 는 각각 열용량행렬 (heat capacity matrix), 전도행렬 (conduction matrix), 열유량 벡터 (heat flux vector)이다.  $T$ 와  $\dot{T}$ 는 각각 시간의 함수인 절점에서의 온도 벡터와 시간에 대한 도함수이다. 변형과 온도 계산의 연제는 heat flux vector  $Q$ 에 포함되어 있다. 식 (13)에 대한 자세한 설명은 참고문헌 (30)에 있다. 일반적인 시간 적분의 근사치는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$T_{\tau-\Delta\tau} = T_\tau + (\Delta\tau) [(1-\theta) \dot{T}_\tau + \theta \dot{T}_{\tau+\Delta\tau}] \quad (14)$$

식 (14)를 이용하여 식 (13)는 다음과 같은 선형 방정식의 형태로 쓰여질 수 있다.

$$[C + \theta(\Delta\tau)K] T_{\tau-\Delta\tau} = [C - (1-\theta)(\Delta\tau)K] T_\tau - (\Delta\tau) Q \quad (15)$$

여기서  $T_\tau$ 와  $T_{\tau+\Delta\tau}$ 는 주어진 시간 대의 처음과 끝

에서의 절점 온도들이며,  $\theta$ 는 0과 1사이의 값을 갖는 가중치이다. 시간 대의 끝에서의 온도 분포,  $T_{t+\Delta t}$ 는 식 (15)에서 시간 증분의 초기에서의 온도,  $T_t$ 의 선형 함수로서 나타난다. 그러므로 비정상 열전달 문제에서 재료 상수가 시간이나 온도에 따라 변화하는 경우에도 짧은 시간대에서는 일정하다고 가정하여 단계 별로 선형의 문제로 생각할 수 있다. 일반적으로 재료 상수는 온도, 변형률, 변형률 속도의 함수로 주어진다. 또한 이 재료 상수는 비연계된 문제의 다음 단계에 관련된 짧은 시간 동안에는 한 요소 내에서 정해진 상수로 생각될 수 있다. 이 시간 증분동안 열전달은 변형없이 일어난다고 가정된다.

**2.3 Bishop의 방법에 따른 계산 순서**

고려된 문제를 풀기 위하여 FORTRAN 프로그램을 작성하였다. Bishop의 비연계 방법을 적용하기 위한 계산 순서는 다음과 같다.

(1) 새로운 시간 구간의 초기에 편치는 주어진 행정만큼 진행된다. 이 때 모든 기계적, 열적 매개 변수는 앞 시간 구간에 대한 계산 결과로부터 알 수 있다.

(2) 각 요소의 온도가 일정하다고 가정하고 편치의 진행에 따른 소재의 변형을 계산하기 위해 점강 소성 유한요소 해석을 적용한다. 응력, 변형률, 새로운 형상 등의 기계적인 변수, 그리고 소성변형과 마찰로 인한 열발생률을 각각 계산한다.

(3) 전 단계에서 구해진 새로운 형상과 열발생률에 대해 비정상 열전달 방정식을 풀어 소재 내의 온도 분포를 구한다.

(4) 다음 시간대에 대해 (1)~(3)의 과정을 반복한다.

**3. 결과 및 토론**

앞 절에서 설명된 소성변형과 열전달의 조합된 해석의 적용 예로서 반구형 편치를 이용한 ARMCO사의 알루미늄 킬드강(AK steel)박판의 스트레치 성형 공정을 해석하였고 그 결과를 기존의 실험 결과<sup>(22)</sup>와 비교하였다. 재료의 가공경화와 변형률속도 경화를 포함하기 위해서 다음의 구성방정식을 사용하였다<sup>(30)</sup>.

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_0)^n (\dot{\bar{\epsilon}} / \dot{\bar{\epsilon}}_0)^m (1 - \beta \Delta T) \quad (16)$$

여기서  $K=581.07\text{MPa}$ ,  $n=0.223$ ,  $m=0.0148$ ,  $\bar{\epsilon}_0=0.004$ ,  $\dot{\bar{\epsilon}}_0=1.0/s$ ,  $\beta=0.00151/^\circ\text{C}$ ,  $\Delta T=(T-25)^\circ\text{C}$ 이다. 식(1)의  $M$ 값은 별도의 실험을 통해 2.18로 주어졌다<sup>(30)</sup>. 알루미늄킬드강의 열적 성질은 다음의 값 들을 사용하였다<sup>(3)</sup>:

밀도  $\rho=7.85 \times 10^{-3}\text{g/mm}^3$ ,

비열  $c=0.464\text{J/mm}^3/^\circ\text{C}$ ,

외기에 대한 상당 열전달 계수  $h_a=2.0 \times 10^{-5}\text{J/mm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$ ,

편치에 대한 상당 열전달 계수  $h_c=0.01\text{J/mm}^3/\text{s}/^\circ\text{C}$ .

Fig. 2는 금형의 형상과 유한요소망(finite element mesh)을 나타낸다. 대칭을 고려하여 시편의 1/4만을 해석하였다. 그림의 유한요소망은 181개의 요소와 111개의 절점을 갖는다. 다이와 소재의 접촉이 일어나는 바깥쪽 원주에서의 경계조건은 소재의 이동이 없는 완전한 구속 상태로 가정하였다. 열전달 식의 해석에서 식 (14)의 가중치  $\theta$ 의 값을 1로한 경우 (Euler's backward method) 수치적으로 안정된 수렴을 얻을 수 있었다. 충분히 작은 시간 단계를 사용하는 경우  $\theta$ 값은 FEM결과에 영향을 미치지 못하였다. 마찰계수  $\mu$ 는 무윤활 상태에 해당되도록 0.25의 값을 사용하였다<sup>(32,33)</sup>.

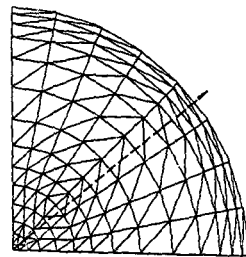
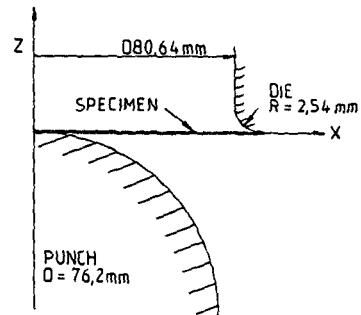


Fig. 2 Schematic tool configuration and FEM mesh for hemispherical punch stretching

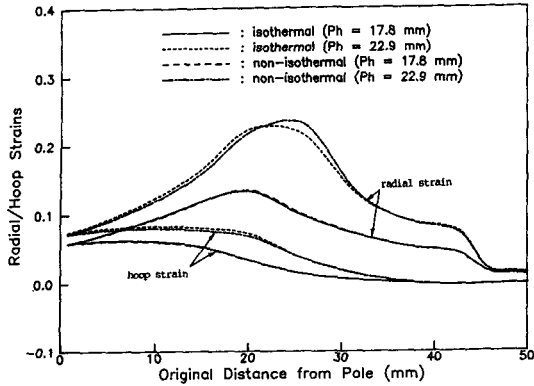


Fig. 3 Predicted radial and hoop strain distributions along radius for isothermal and non-isothermal cases

Fig. 3은 주어진 펀치 행정에서의 반경 방향 및 원주 방향 변형을 분포에 대한 FEM해석 결과로 비등온 해석의 효과를 보여준다. 등온 해석 (isothermal)인 경우의 구성 방정식은 식 (16)에서 온도의 효과인  $(1-\beta\Delta T)$  항이 없이 사용되었다. 이것은 소재 내에서의 온도를 25°C로 일정하다고 가정한 것과 같다. 비등온 해석의 경우 다이와 펀치의 온도는 25°C로 일정하게 유지된다고 가정하고 소재 내에서 온도 변화가 있다고 가정하였다. 펀치 행정이 22.9mm인 경우 펀치와 소재의 접촉부위에서는 비등온의 경우 등온의 경우보다 반경 방향의 변형률이 약 3% 감소되는데, 이는 재료 강도에 대한 온도의 영향 때문이다. 기하학적 적합 조건으로부터 펀치에 의해 지지되지 않는 부분에서의 반경 방향 변형률은 비등온 해석의 경우에 비슷한 크기의 증가를 보인다. 또한 변형률의 최대값의 위치는 온도 효과로 인해 시편의 바깥쪽으로 이동되어가는 경향이 있으며 최대값 또한 증가하는 경향을 보인다. 다시 말해서, 반경 방향 변형률은 등온의 경우 반경 방향으로 보다 넓게 분포하며, 비등온의 경우 소성 변형과 마찰로 인해 생긴 온도 구배는 변형률 속도와 온도가 높은 부분에서 변형의 국부화를 촉진시킨다<sup>(17)</sup>. 이 현상은 Fig. 4에 나타난 유효 변형률 속도의 반경 방향 분포에서 보다 선명히 알 수 있다. 22.9mm의 펀치 행정에서 최대 변형률 속도의 크기는 비등온의 경우에 등온의 경우보다 약 20%높게 나타난다. 또한 비등온의 경우 변형이 보다 좁은 구역에서 일어남을 알 수 있는데 이는 온

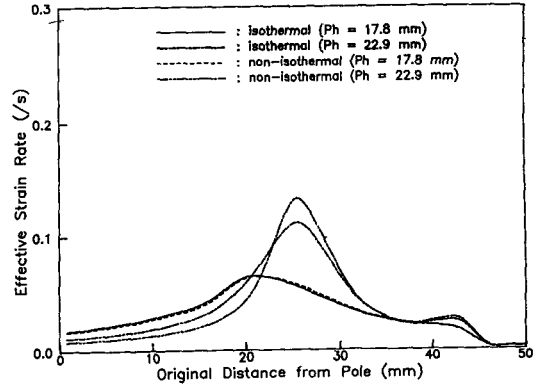
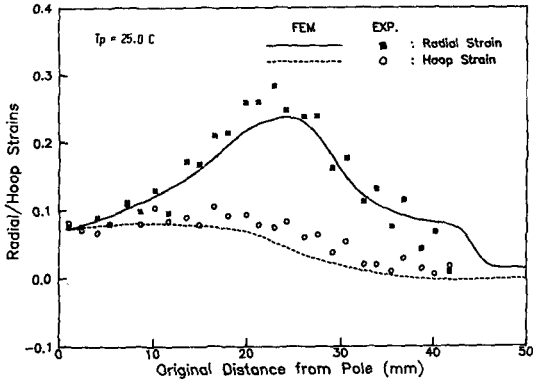


Fig. 4 Distributions of predicted effective strain rate along radius for isothermal and non-isothermal analysis

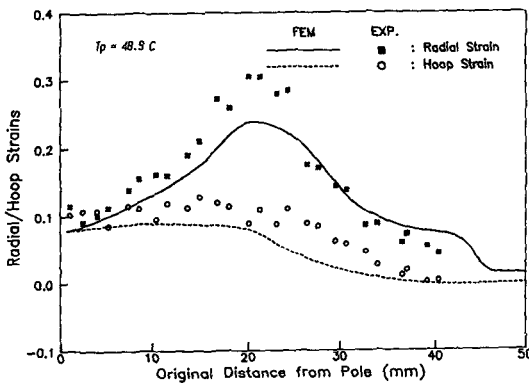
도에 의해 변형의 국부화가 더욱 촉진됨을 의미한다. 변형의 국부화가 아직 일어나지 않은 17.8mm의 펀치 행정에서는 변형률과 변형률속도의 두 경우에 대한 차이는 무시될 수 있을 정도이다. 이는 온도 구배의 영향이 변형의 국부화가 발생된 이후에 더욱 중요해짐을 나타낸다<sup>(17)</sup>.

소재의 변형 특성에 대한 금형 온도의 영향을 알아보기 위하여 여러 펀치 온도에서 비등온 스트레치 성형을 해석하여 그 결과를 Siles의 실험 결과와 비교하였다<sup>(22)</sup>. Fig. 5는 3개의 다른 펀치 온도에 대하여 펀치의 반경을 따른 반경 방향 및 원주 방향 변형률의 분포를 보인다. 다이 온도는 실온과 같은 25°C로 일정하다고 가정하였다. FEM해석 결과에서 얻어진 변형률이 실험치에 비해 약간 낮게 분포하기는 하지만 전반적으로 실험결과와 해석 결과는 잘 일치된다고 하겠다. 여기서의 차이는 변형율이나 온도 측정에서의 실험적 오차로부터 생길 수도 있으며, 해석에서 재료 상수 들의 부정확한 추정으로부터도 생길 수 있다. 여기서 FEM결과와 실험 결과와의 일치 여부는 최대 변형률이 아니라 박판의 중심부에서의 변형률의 일치 여부로 결정하였다. 그 이유는 이 구역에서 실험 결과 측정의 정확도가 가장 높고 해석결과에 대한 유한 요소망의 조밀도의 영향이 가장 적기 때문이다. 보다 조밀한 유한요소망을 사용하는 경우 최대 변형률 값은 증가한다<sup>(30)</sup>.

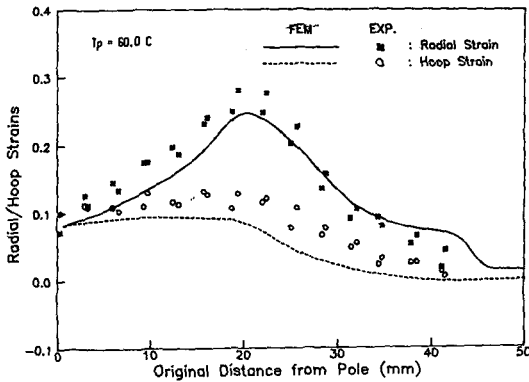
Fig. 6은 22.9mm펀치 행정에서 여러 펀치 온도에 대한 두께 방향 변형률 분포의 변화를 나타낸



(a)



(b)



(c)

Fig. 5 Comparison of experiments and FEM strain distributions at 22.9mm punch height for different punch temperatures of (a) 25°C, (b) 48.9°C, and (c) 60°C

다. 펀치 온도의 증가에 따라 변형률은 소재 중앙부에서 증가하며, 최대 변형률의 위치는 시편의 중앙으로 이동한다. 이는 펀치 온도의 상승으로 인한 펀치-소재 접촉부에서의 재료 강도의 저하로 보다

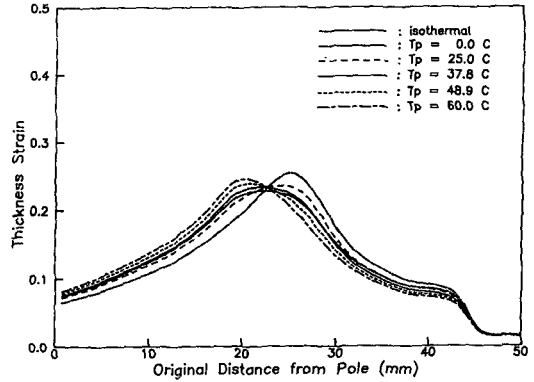


Fig. 6 Predicted thickness strain distributions at 22.9mm punch height for various punch temperatures

많은 변형이 가능해지기 때문이다. 펀치 온도가 실온(25°C)에서 60°C까지 상승되었을 때 시편 중앙부에서의 변형률은 약 13%증가된다. 최대 변형률의 값도 펀치 온도에 의해서 큰 영향을 받는다. 이 경우 변형률의 최대치는 펀치 온도가 증가함에 따라 감소하는 데 그러한 현상은 조밀한 유한요소망을 사용하면 보다 선명히 알 수 있다<sup>(30)</sup>. 또한 펀치 온도가 25°C에서 보다는 37.8°C일 때 변형률 분포가 등온의 경우에 더욱 근접함을 알 수 있다. 이는 높은 펀치 온도는 펀치-소재 접촉부에서 변형률 속도를 증가시키고 그 대신 변형의 극부화가 생기는 부분에서 변형률 속도를 감소시킴으로써 변형률 속도의 분포를 고르게 하여 가공열의 영향을 상쇄시키기 때문이다. 펀치 온도의 증가는 변형률의 분포를 균일하게 하고 성형성을 향상시키며, 이는 펀치 온도의 증가가 소재와 금형 사이의 마찰을 감소시키는 것과 같은 효과를 갖는다는 것을 의미한다. 펀치 온도가 0°C(냉각된 경우)경우에 시편 중앙부에서의 두께 변형률은 펀치 온도가 60°C인 경우에 비해 약 25%가 감소되며, 이는 성형성이 크게 감소됨을 의미한다.

Fig. 7은 5개의 다른 펀치 온도에 대해 주어진 펀치 행정에서 시편 내 온도 분포를 나타내며, 이를 통하여 열전달 모델의 주요 특징을 명확히 알 수 있다. 각기 다른 고정 온도값을 갖는 펀치와 이는 변형 중 발생한 열의 저장고 역할을 한다. 펀치와 소재의 접촉부에서 소재의 온도는 펀치의 온도와 같아지려는 경향을 갖는데, 이는 두 매체 사

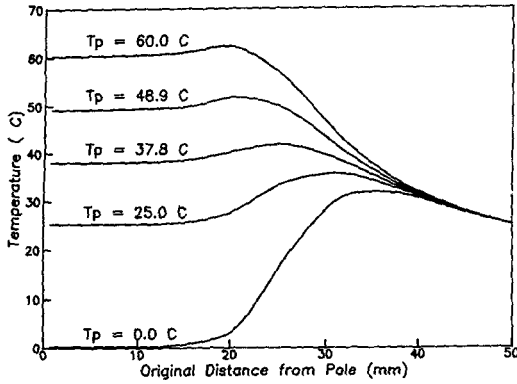


Fig. 7 Temperature distributions along radius at 22.9mm punch height for various punch temperatures

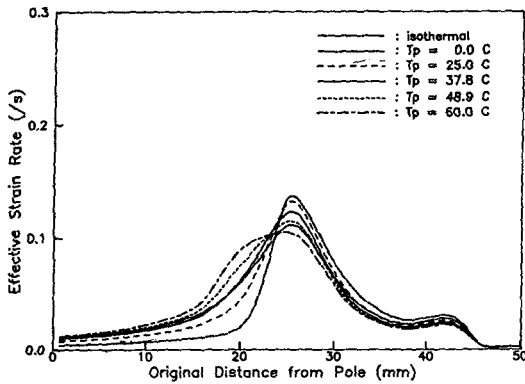
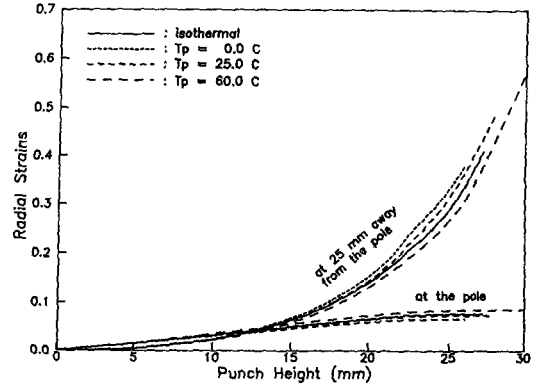


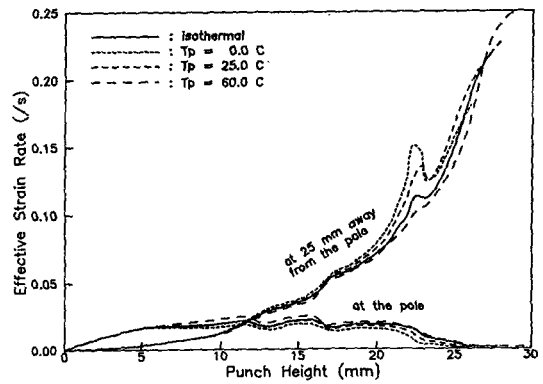
Fig. 8 Distributions of effective strain rate at 22.9mm punch height for various punch temperatures

이의 열전달량이 매우 크기 때문이다. 고정단에서 시편의 온도는 다이의 온도와 같도록 구속되며, 소성 변형과 마찰로 인해 발생된 열은 펀치에 의해 지지되지 않는 부분에서 온도 구배를 발생시킨다. 온도와 변형률 속도의 최대치는 펀치-소재 접촉의 끝단에서 발생한다(Fig. 8). 펀치 온도가 25°C일 때 시편 내의 온도는 22.9mm의 높이에서 대략 12°C정도 상승한다.

Fig. 9는 여러 펀치 온도에 대해 펀치 중앙부와 중앙에서 25mm 떨어진 지점 (변형의 극부화가 가장 심한 부분)에서 펀치 행정에 따른 반경 방향 변형률과 유효 변형률 속도의 변화를 나타내며, 변형의 극부화 과정을 지연시킴에 있어서 펀치 온도 증가의 효과를 보여준다. 중앙부에서의 유효 변형률



(a)



(b)

Fig. 9 Variations of (a) local radial strain and (b) effective strain rate with punch travel at the pole and 25mm away from the pole for different punch temperatures.

속도가 0에 접근할 때의 컵의 높이는 정성적으로 파단없이 성형할 수 있는 컵 높이의 한계로 간주될 수 있으며, 이는 넥킹의 시작점을 나타낸다. 그림에서 볼 수 있듯이 넥킹이 발생하는 소성 불안정의 개시점은 펀치 온도가 증가됨에 따라 지연된다.

#### 4. 결 론

박판의 스트레치 성형 중 온도의 효과를 검토하기 위하여 3차원 유한요소 해석을 사용하였다. 열전달과 변형을 동시에 고려하기 위하여 계산의 효율이 높은 Bishop의 비연계 방법을 개선하여 사용하였다. 계산된 결과들은 기존의 실험 값과 비교되었다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을



수 있다.

(1) 수치적으로 예상된 변형률의 분포는 각기 다른 펀치 온도와 성형 높이에서 실험에서의 측정치와 잘 일치한다.

(2) 25°C의 펀치를 사용할 때 변형의 국부화가 일어나는 구역에서 12°C 이상 온도가 상승한다.

(3) 등온 해석에 비해 비등온 해석의 경우 소재 내 변형률의 분포는 온도의 영향으로 인해 불균일해 지고 따라서 낮은 성형성을 보인다.

(4) 펀치 온도의 증가는 펀치와 소재의 접촉부분에서의 최대 변형률을 낮추고 시편의 반경을 따라 나타난 변형률의 분포를 균일하게 하여 궁극적으로 변형의 국부화 현상을 지연시킨다.

본 연구를 통하여 변형 중 온도의 영향이 성형성에 얼마나 큰 영향을 미치는 가를 알 수 있었다. 프레스 작업의 효율을 높이기 위해서는 재료의 기계적 성질과 성형성 사이의 상호작용에 대한 보다 높은 이해가 필수적으로 요구되며, 본 연구는 박판 성형 과정에서 나타나는 복잡한 열역학적 현상을 연구하기 위한 하나의 수단으로 사용될 수 있다.

## 후 기

본 연구는 1989년도 한국과학재단의 연구 지원(과제 번호 893-0910-017-1)으로 수행되었으며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

## 참 고 문 헌

- (1) Keeler, S.P., 1968, "Understanding Sheet Metal Formability", Machinery.
- (2) Ghosh, A.K., Hecker, S.S. and Keeler, S.P., 1984, "Sheet Metal Forming and Testing", Workability Testing Techniques, G.E. Dieter ed., ASM, Metals Park, OH, pp. 135~195.
- (3) Ghosh, A.K., 1977, "The Influence of Strain Hardening and Strain Rate Sensitivity on Sheet Metal Forming", J. Eng. Mat. Tech., Trans. ASME, Vol. 99, pp. 264~274.
- (4) Hecker, S.S., 1978, "Experimental Studies of Sheet Stretchability", Formability, Analysis, Modeling and Experimentation, S.S. Hecker et. al. eds., The Metallurgical Society of AIME, N.Y., pp. 150~182.
- (5) Ghosh, A.K., 1978, "Necking in Materials with Strain Hardening and Strain Rate Sensitivity", Formability: Analysis, Modeling and Experimentation, S.S. Hecker et. al. eds., The Metallurgical Society of AIME, N.Y., pp. 14~28.
- (6) Korhonen, A.S., 1978, "On the Theories of Sheet Metal Necking and Forming Limit", J. Eng. Mat. Tech., Trans. ASME, Vol. 100, pp. 303~309.
- (7) Farren, W.S. and Taylor, G.I., 1925, "The Heat Developed During Plastic Extension of Metals", Proc. Roy. Soc. A, Vol. 107, pp. 422~451.
- (8) Granzow, W.G., 1979, "Cold-Punch Technique for Improved Drawability of Sheet Metal", Sheet Met. Ind., Vol. 56, pp. 561~564.
- (9) Dieter, G.E., 1968, "Ductility", ASM, Metal Park, OH.
- (10) Ferron, G., 1981, "Influence of Heat Generation and Conduction of Plastic Stability under Uniaxial Tension", Mat. Sci. Eng., Vol. 49, pp. 241~248.
- (11) Zener, C. and Hollomon, J.H., 1944, "Effect of Strain Rate upon Plastic Flow of Steel, J. Appl. Phys., Vol. 15, pp. 22~32.
- (12) Sachedev, A.K. and Hunter, J.E., 1982, "Thermal Effects During Uniaxial Straining of Steels", Metall. Trans. A., Vol. 13A, pp. 1063~1067.
- (13) Ayres, R.A., 1985, "Thermal Gradients, Strain-Rate, and Ductility in Sheet Steel Tensile Specimens", Metall. Trans. A., Vol. 16A, pp. 37~43.
- (14) Semiatin, S.L., Ayres, R.A. and Jonas, J.J., 1985, "An Analysis of the Nonisothermal Tensile Test", Metall. Trans. A, Vol. 16A, pp. 2299~2308.
- (15) Lin, M.R. and Wagoner, R.H., 1986, "Effect of Temperature, Strain, and Strain-Rate on the Tensile Flow Stress of I.F. Steel and Stainless Steel Type 310", Scr. Metall., Vol. 20, pp. 143~148.
- (16) Lin, M.R. and Wagoner, R.H., 1987, "An Experimental Investigation of Deformation-Induced Heating During Tensile Testing", Metall. Trans. A, Vol. 18A, pp. 1035~1042.
- (17) Kim, Y.H. and Wagoner, R.H., 1978, "An Analytical Investigation of Deformation-Induced Heating in Tensile Testing", Int. J. Mech. Sci., Vol. 29, pp. 179~194.
- (18) Kim, Y.H. and Wagoner, R.H., 1987, "The Role of Deformation Heating in Tensile Testing of Aluminum-Killed Steel", Scr. Metall., Vol. 21, pp. 223~228.
- (19) Ayres, R.A., 1985, Private Communication, General Motors Co., CPC Division.
- (20) Machida, T., 1977, "Application of Local Heating

- to Sheet Forming", *Memoirs of Faculty of Eng., Tamagawa Univ., Tokyo*, Vol. 13, pp. 23~39.
- (21) Granzow, W.G., 1982, "The Influence of Tooling Temperature on the Formability of Stainless Steel Sheets", *Formability of Metallic Materials 2000 A. D.*, ASTM STP-753, J.R. Newby and B.A. Niemeier eds., ASTM, Philadelphia, PA, pp. 137~146.
- (22) Siles, J.L., 1988, *ARMCO Research & Technology*, Middletown, OH.
- (23) Bishop, J.F.P., 1956, "An Approximate Method for Determining the Temperature Reached in Steady Motion Problems of Plane Plastic Strain", *Qurt. J. Mech. Appl. Math.*, Vol. 9, pp. 236~246.
- (24) Hill, R., 1979, "Theoretical Plasticity of Textured Aggregates", *Math. Proc. Camb. Phil. Soc.*, Vol. 85, pp. 179~191.
- (25) 조종래, 박치용, 양동열, 천명식, 1989, "2차원 열간 단조의 수치 해석 비교", *대한기계학회 '89년도 추계학술대회*, 숭실대학교, 서울, pp. 271~274
- (26) Germain, Y., Chung, K. and Wagoner, R.H., 1989, "A Rigid-Visco-Plastic Finite Element Program for Sheet Metal Forming Analysis", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 31, pp. 1~24.
- (27) 김용환, Wagoner, R.H., 1988, "박판 성형 공정의 유한요소 해석", *소성 변형 및 가공*, 김동원, 이 동녕 편, 반도 출판사, 서울, pp. 258~268.
- (28) Wang, N.M., 1984, "A Rigid-Plastic Rate-Sensitive Finite Element Method for Modelling Sheet Metal Forming Processes", *Numerical Analysis of Forming Processes*, J.F.T. Pittman et. al. eds., John Wiley, N.Y., pp. 117~164.
- (29) Zienkiewicz, O.C., 1977, "The Finite Element Method", 3rd ed., McGraw-Hill, N.Y..
- (30) Latreille, S., Kim, Y.H., Siles, J.L. and Wagoner, R.H., 1989, "Non-Isothermal Sheet Forming Analysis", *ERC/NSM-S-89-17*, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University, Columbus, OH.
- (31) ASM, 1978, "Metals Handbook : Properties and Selection of Metals", Vol. 1, 9th ed., ASM, Metals Park, OH.
- (32) 양동열, 정완진, 김용환, 1990, "접촉을 고려한 3차원 형상의 금형에 의한 박판성형의 강소성 유한요소 해석", *대한기계학회논문집*, 제13권, 제6호, pp. 1092~1103.
- (33) Yang, D.Y. and Kim, Y.J., 1986, "A Rigid-Plastic Finite Element Formulation for the Analysis of General Deformation of Planar Anisotropic Sheet Metals and Its Application", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 28, pp. 825~840.