

<論 文>

박판 인장 시험에서 가공열의 영향에 관한 유한요소 해석

김 용 환* · Wagoner, R.H.**

(1989년 4월 4일 접수)

A Finite Element Analysis of Deformation-Induced Heating in Tensile Testing of Sheet Metals

Yong H. Kim and R.H. Wagoner

Key Words: Thermoplasticity(열소성역학), Finite Element Method(유한요소법), Bishop's Method(Bishop의 방법), Formability(성형성), Deformation-Induced Heating(가공열)

Abstract

A numerical method for analyzing non-isothermal plastic deformation of sheet metals has been developed and sheet tensile tests have been analyzed using a two-dimensional finite element formulation. A modified Bishop's method is used to solve the thermoplasticity problem in decoupled form at each time step. The accuracy of the analysis is confirmed by comparison with experimental data. The uniform elongation is found to drop by 0.1 to 2.7% at moderate strain rates, while total elongation decreases up to 6.0% during tensile testing in air compared to the isothermal case. The effect of deformation heating becomes more pronounced as necking develops and at higher testing speed.

1. 서 론

일반적으로 금속의 성형과정에서 생기는 대부분의 에너지는 열로 변환한다. 상온에서 금속 재료의 단순 인장시험시 순전한 가공열에 의한 100°C 이상의 온도 증가가 여러 연구자들에 의하여 실험적으로 측정되었다⁽¹⁻⁵⁾. 이러한 가공열에 의한 자연적인 온도 증가는 재료의 성형성에 대체적으로 나쁜 영향을 주며, 그러한 영향은 변형의 국부화(strain localization) 이후의 비균일(non-uniform) 변형 상태에서 더욱 커진다. 성형시 흐름응력은 온도 증가와 함께 감소하므로 변형은 온도가 높은 곳에서

보다 쉽게 일어나고 이러한 변형의 국부화와 그 부분에서의 높은 온도 증가로 인해 비등온 상태에서의 재료 성형성은 항온 상태에서 보다 급격히 감소하게 되어 일찍 파단이 일어나게 된다. 일반적으로 온도의 영향은 저속의 변형에서는 그리 크지 않으나 고속의 경우에는 그 영향이 커지게 된다.

금속의 성형 공정에서 온도의 조절에 의해 보나온 성형성을 얻고자 하는 많은 노력이 기울여지고 있고 그러한 노력은 실제 생산 공정에서 많이 이용되고 있다. ARMCO의 냉간 성형 공정⁽⁶⁾, 자동차의 바디 부품의 스탬핑시 분사식 윤활의 사용⁽⁷⁾ 등은 온도 조절에 의하여 성형성의 증가를 얻는 좋은 예이다. 또한 국부적으로 온도 조건을 변경하여 재료 성형을 조절하는 방법도 실제 사용되고 있는데 Machida⁽⁸⁾에 의한 국부 가열법이나 ARMCO⁽⁹⁾에서 사용하고 있는 서로 다른 온도의 금형과 펀치

*정회원, 충남대학교 공과대학 기계설계공학과

**Dept. of Metallurgical Engineering, The Ohio State University

에 의한 드로잉 공정 등이 그 예이다. 이러한 방법들은 재료 성형시 국부적으로 열을 가하여 변형이 보다 균일하게 일어나도록 조절하여 높은 성형성을 얻게 하는 것이다.

최근까지 가공열의 영향에 관한 많은 연구가 실험적이거나 해석적으로 이루어졌다. Sachedev와 Hunter⁽¹⁾는 이중조직강(dual phase steel)의 인장 시험을 통해 시험중 온도가 가공열에 의해 실내 온도보다 최대 76°C까지 올라간다고 보고하였다. Ayres⁽²⁾는 알루미늄 킬드강의 전연신률(total elongation)이 항온 상태에서는 54%이나 온도의 영향이 포함된 공기 중에서는 40%로 감소하며 이 때 최고 온도는 90°C에 이르며, 또한 상온에서의 재료 성형성은 변형률속도에 무관하게 일정한 것을 발견하였다. 그는 이를 변형률속도와 온도의 상쇄 효과에 의한 것이라고 결론지었다. Lin과 Wagoner⁽³⁾, Ferron⁽⁴⁾ 등은 interstitial free(I.F.)강과 스테인리스강에 대한 인장 시험을 통하여 온도의 영향에 의한 재료 성형성의 저하를 연구하였다. 또한 최근들어 가공열에 의한 해석적인 연구도 활발하게 진행되고 있다. Korhonen과 Kleemola⁽¹⁰⁾, Gao와 Wagoner⁽¹¹⁾, Semiatin 등⁽¹²⁾은 유한차분법(finite difference method)을, Fressengeas와 Molinari⁽¹³⁾, Wada 등⁽¹⁴⁾은 1차원 해석해를 이용하여 박판의 단순 인장 시험시 가공열에 의한 재료 성형성의 저하에 대한 연구를 행하였다. 이상의 여러 연구에도 불구하고 넥킹의 발생 이후 비균일 변형시 재료 변형, 그에 따른 열발생 및 열전달에 의한 복합적인 영향에 대한 해석은 그 해석의 난이도로 인하여 매우 드문 형편이며 다만 Raghavan과 Wagoner⁽⁵⁾가 실험을 통해 얻은 온도분포를 2차원 유한요소법에 적용하여 비균일 변형의 문제를 해석하기도 하였다.

본 연구의 목적은 2차원 유한요소법을 이용하여 변형과 열전달의 복합된 열소성 문제를 해석하여 재료의 성형성에 대한 가공열의 영향을 연구하는 것이다. 2차원 해석은 종래 단순 인장시험의 해석에 사용되던 1차원 해석에 비해 보다 정확한 해를 가지며 특히 넥킹의 발생 이후의 해석에 유용하다.

2. 유한요소 해석

열소성 문제의 해석은 열평형 방정식과 응력평형 방정식을 동시에 풀어 소재 내의 변형과 온도 분포

를 구하는 것이다. 본 연구에서는 Bishop의 방법⁽¹⁵⁾을 이용하여 두 개의 평형 방정식을 각각 유한요소법으로 풀어 변형 및 온도 분포를 구하고 그로부터 변형시 온도의 영향을 해석할 것이다. Bishop의 방법에서는 재료의 변형, 열발생, 열전달의 복합된 열소성 문제를 두 단계로 나누어 해석한다. 즉 주어진 짧은 시간대에 온도는 일정한 채로 재료변형과 열발생이 동시에 일어난다고 가정하여 변형만의 문제를 풀고, 연이은 다음 시간대에 재료의 변형이 없이 열전달만 일어나는 것으로 가정하여 문제를 분리하여 푸는 것이다. 이 방법은 많은 연구자들에 의하여 개선, 사용되어 열소성 문제 해석에의 적합성이 충분히 알려져 있으며⁽¹⁶⁻¹⁸⁾, Zienkiewicz 등⁽¹⁹⁾의 반복법에 비해 계산시간이 훨씬 적으며 거의 동일한 정확도를 가진다⁽²⁰⁾. 열소성 문제의 해석은 크게 두 부분으로 이루어지는데 하나는 재료의 소성변형 해석이고 다른 하나는 열전달 문제의 해석이다. 이러한 두 부분은 Bishop의 방법에 의해 그 상호 연관성이 주어져서 두 평형방정식을 각각 풀므로써 필요한 결과를 얻게된다.

2.1 강소성재료의 유한요소 해석

재료의 소성변형 해석을 위해서는 Wang⁽²¹⁾의 점강소성(rigid-viscoplastic) 재료의 변분법을 이용한 유한요소 해석 방법을 이용하였고, 재료의 가공경화와 변형률속도 경화(strain-rate hardening)의 영향을 모두 포함하였다. 또한 재료의 항복은 Hill의 새로운 항복이론⁽²²⁾을 따른다고 가정하였고 적당한 소성변형 경로(plastic path)의 가정으로 짧은 시간대에 대해 증분이론(incremental theory)을 사용하였다⁽²³⁾.

재료의 소성변형을 해석하기 위해 Fig. 1의 좌표계를 사용하였다. 그림에서 ${}^i g_a$, ${}^{i+1} g_a$ 는 각각 시간 t_i 와 $t_i + \Delta t$ 에서의 기저벡터(base vector)이다. 소재에 외력이 작용할 때 소재 내의 가상일률(virtual work rate)은 다음과 같이 표시된다⁽²⁴⁾.

$$\delta \dot{W} = \int_{V_0} \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV_0 \quad (1)$$

여기서 $\bar{\sigma}$ 와 $\delta \dot{\epsilon}$ 는 각각 유효응력과 가상 유효변형률속도이다. 유효응력은 유효변형률, 유효변형률속도, 온도의 함수로 가정하였다: $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T)$. 비정상 상태의 변형을 단계별로 해석하기 위해 시간 t_i 에서 $t_i + \Delta t$ 사이의 변형을 고려하면 시간 Δt 동안 외력에 의한 가상일의 증분량은

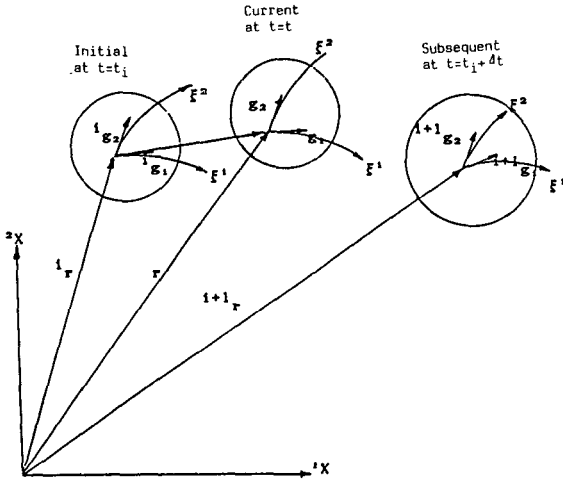


Fig. 1 Coordinate System in the deformation process

$$\begin{aligned} \delta(\Delta W) &= \int_{t_i}^{t_i+\Delta t} \delta \dot{W} dt \\ &= \int_{v_0} \int_{t_i}^{t_i+\Delta t} \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dt dV_0 \\ &= \int_{v_0} \int_{\epsilon_i}^{\epsilon_i+\Delta \epsilon} \bar{\sigma} \delta(d\bar{\epsilon}) dV_0 \end{aligned} \quad (2)$$

으로 표시될 수 있다. 식 (2)에 포함된 가정은 짧은 시간 Δt 동안 주변형률속도의 비가 일정하다는 것이다. 따라서 변위의 증분은 단계의 끝에서의 응력과 변형률의 증분량에 따라 유일하게 결정된다. 또한 한 단계에서 주변형률속도의 방향은 회전이 없이 일정하다고 가정한다. 하지만 이 경우 주변형률속도의 방향은 단계별로 변할 수 있다. 이러한 가정은 종래의 흐름이론(flow theory)에서는 미소한(infinitesimal) 시간 간격에서만 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. 이러한 과정은 종래의 흐름이론에 짧은 시간 사이에서 소성변형 경로를 가정한 변형된 증분이론으로 이는 주어진 시간 내에서 소성일을 최소로 하는 경로이다. 이에 대한 상세한 이론은 참고문헌에서 볼 수 있다.⁽²³⁾

주어진 온도에 대해 위의 경로에 대한 가정에 의해 식 (2)의 양변은 모두 변위의 증분량 Δu 만의 함수로 표시할 수 있다: $\Delta \bar{\epsilon} = \Delta \bar{\epsilon}(\Delta u)$, $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\Delta \bar{\epsilon})$. 따라서 주어진 시간대에서 변위의 증분량에 대해 소재 내의 힘의 평형은 다음의 강성방정식으로 표시된다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\Delta W)}{\partial(\Delta u)} &= \int_{v_0} \bar{\sigma}(t_i + \Delta t) \frac{\partial(\Delta \bar{\epsilon})}{\partial(\Delta u)} dV_0 \\ &= f(t_i + \Delta t) \end{aligned} \quad (3)$$

여기서 f 와 Δu 는 시간 $t_i + \Delta t$ 에서의 외력과 변위의 증분량이다.

2.2 Hill의 새로운 항복이론

2차원 응력하에서 재료 거동을 예측하기 위해 수직 이방성지수 \bar{r} 을 갖는 재료에 대한 Hill의 새로운 항복이론을 사용하였다. 이 이론에서 유효변형률속도 $\dot{\epsilon}$ 는 다음과 같이 표시된다.

$$\dot{\epsilon} = D_1 [|\dot{\epsilon}_1 + \dot{\epsilon}_2|^{\frac{M}{M-1}} + D_2 |\dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_2|^{\frac{M}{M-1}}]^{\frac{M-1}{M}} \quad (4)$$

여기서

$$D_1 = \frac{1}{2} [2(1 + \bar{r})]^{1/M}, \quad D_2 = [1 + 2\bar{r}]^{-1/(M-1)}$$

식 (4)에서 M 은 항복점의 형태를 결정하는 새로운 지수이다. 만약 $M=2$ 이면 위의 식은 Hill의 원래 항복이론이 되며⁽²⁴⁾, 또한 $M=2$, $\bar{r}=1$ 이면 von Mises의 항복이론이 된다. 식 (4)로부터 시간 t_i 와 $t_i + \Delta t$ 사이의 유효변형률의 증분은 앞 절의 경로에 대한 가정으로부터

$$\begin{aligned} \Delta \bar{\epsilon} &= D_1 [|\Delta \epsilon_1 + \Delta \epsilon_2|^{\frac{M}{M-1}} \\ &\quad + D_2 |\Delta \epsilon_1 - \Delta \epsilon_2|^{\frac{M}{M-1}}]^{\frac{M-1}{M}} \end{aligned} \quad (5)$$

이 된다.

2.3 유효변형률의 계산

Fig. 1의 시간 Δt 사이의 주변형률은

$$\epsilon_\alpha = \ln \lambda_\alpha \quad (\alpha=1,2) \quad (6)$$

로 주어지며 여기서

$$\begin{aligned} \lambda_{1,2} &= \left[\frac{1}{2} [{}^i G^{\alpha\beta} \cdot G_{\alpha\beta} \right. \\ &\quad \left. \pm \sqrt{({}^i G^{\alpha\beta} \cdot G_{\alpha\beta})^2 - 4G/{}^i G} \right]^{1/2}, \\ {}^i G_{\alpha\beta} &= {}^i g_\alpha \cdot {}^i g_\beta, \quad G_{\alpha\beta} = g_\alpha \cdot g_\beta \end{aligned}$$

이다. 여기서 ${}^i G_{\alpha\beta}$ 와 $G_{\alpha\beta}$ 는 각각 시간 t_i 의 $t_i + \Delta t$ 에서의 metric tensor이며, ${}^i G$ 와 G 는 그들의 determinant이다. 따라서 시간 t_i 와 $t_i + \Delta t$ 에서 좌표계의 기저 벡터가 주어지면 식 (5)와 (6)에서 유효변형률의 증분을 계산하고 주어진 재료의 특성방정식을 이용하여 식 (3)의 계산에 필요한 모든 항을 구할 수 있다. 보다 상세한 수식의 전개는 참고문헌에서 볼 수 있다.⁽²⁵⁾

2.4 강소성재료의 제하중(Unloading)

소재 내의 변형이 어느 정도 진행되면 변형의 국

부화 현상이 생겨 소재 내의 어느 일부분에서만 변형이 일어나게 되고 나머지 부분에서는 탄성 제하중이 일어나게 된다. 본 연구에서 사용된 강소성 재료의 특성방정식은 제하중의 경우를 고려할 수가 없고 소재 내의 어느 한 부분이라도 제하중이 생기면 그 곳에서의 응력을 알 수 없게 되어 즉시 해가 발산하게 된다. 이러한 현상은 재료가 작은 변형률 속도경화지수(strain rate hardening exponent)를 갖을 때 심해지며 또한 재료의 특성곡선이 0이 아닌 초기변형률을 갖는 경우에도 일어난다. 이러한 어려움을 수치적으로 해결하기 위해 주어진 시간간격에서 변형률의 증분이 주어진 초기변형률(offset strain)보다 작으면 해당 요소가 Fig. 2에 주어진 δ 사이의 직선을 따라 특성곡선이 변화한다고 가정하였다^(26,27). 즉 재료의 특성방정식이 $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$ 로 주어진 경우, 시간 $t_i + \Delta t$ 에서의 유효응력은

$$\bar{\sigma} = K(\epsilon_i + \Delta\epsilon)^n \quad \Delta\epsilon > \delta \text{인 경우}$$

$$\bar{\sigma} = K(\epsilon_i + \delta)^n \frac{\Delta\epsilon}{\delta} \quad \Delta\epsilon < \delta \text{인 경우}$$

로 표시된다. 여기서 ϵ_i 는 시간 t_i 에서의 유효변형률이고, $\Delta\epsilon$ 는 Δt 동안의 변형량의 증분, δ 는 미리

주어진 초기변형률이다. 이로써 제하중에 의한 실질적인 탄성변형의 양을 계산할 수는 없지만 제하중이 생기는 경우에도 그에 해당되는 유효응력을 간단히 구할 수 있어 해의 발산을 막을 수 있다.

2.5 비정상 열전달 방정식

주어진 시간에서 소재 내의 열평형방정식은

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \dot{q} - 2 \frac{h}{\Delta} (T - T_\infty) \quad (7)$$

로 주어진다⁽³⁶⁾. 여기서 T 는 온도, ρ 는 재료의 밀도, c 는 비열, k 는 열전도율, h 는 대류열전달계수, Δ 는 판의 두께이다. 여기서는 자연대류만을 고려하였다. 발생열의 시간에 대한 비율 \dot{q} 는

$$\dot{q} = \frac{\eta}{\Delta t} \int_{\epsilon_i}^{\epsilon_i + \Delta\epsilon} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \quad (8)$$

로 주어지며 여기서 η 는 열로 변환되는 변형에너지의 비율로 본 연구에서는 0.9의 값을 사용하였다⁽¹¹⁾. 식 (7)에 주어진 경계조건을 이용하여 공간에 대해 변분법을 적용하면 다음의 상미분방정식을 얻는다.

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} + \{f\} = 0 \quad (9)$$

여기서 $[C]$ 는 capacity matrix, $[K]$ 는 conduction matrix, $\{f\}$ 는 forcing vector이다. 식 (9)는 중간차분법(central difference method)를 이용하여 풀 수 있고⁽²⁸⁾, 구해진 온도분포는 다음 단계의 소성변형 계산시 주어진 재료의 특성방정식에서 유효응력을 계산하는 데 사용된다.

2.6 Bishop의 방법에 의한 계산순서

- (1) 주어진 작은 시간대에 대해 유한요소법을 이용하여 인장시험에서 재료의 소성변형을 해석한다. 이 때 소재 내의 온도는 일정한 것으로 가정하고, 변형량과 그로 인해 발생된 열의 양을 계산한다.
- (2) 변형 후 새로운 형상과 발생된 열량을 이용하여 전도와 대류를 포함한 비정상 상태의 열전달 문제를 유한요소법으로 풀어 소재 내 온도의 분포를 구한다.
- (3) 앞의 항에서 구해진 온도를 이용하여 다음 단계에서 응력-변형률 관계를 보정하고, 다음 시간대에 대하여 (1), (2)항을 반복한다.

3. 결과 및 토론

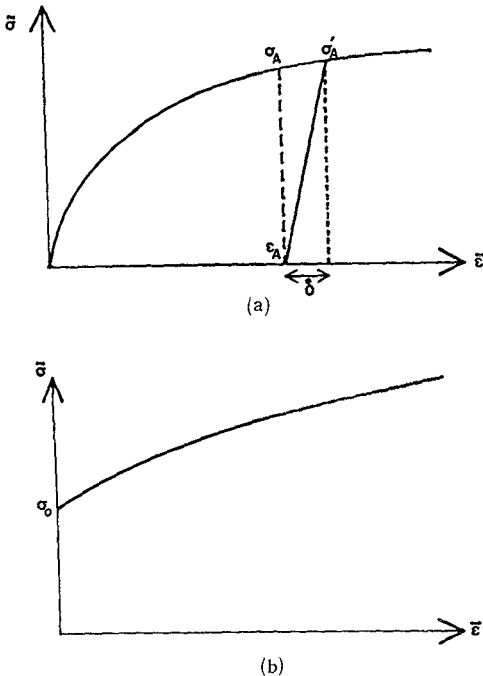


Fig. 2 Effective hardening curve and modification to deal with material unloading

전술한 해석 방법으로 ARMCO의 I.F.강의 인장

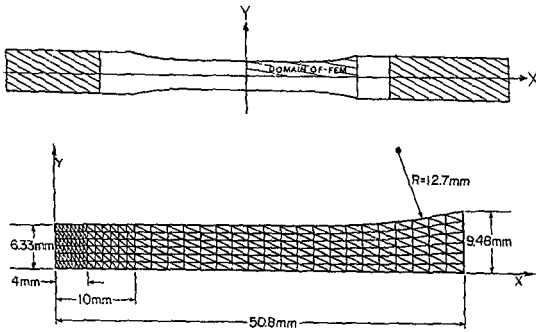


Fig. 3 Tensile specimen and FEM mesh geometry

시험을 해석하였다. 해석결과는 기존의 실험 결과와 비교하여 본 해석의 유용도를 보이는데 이용되었다. 재료의 특성 방정식은 가공경화와 변형률속도경화를 포함한 다음의 식을 사용하였다⁽³⁾.

$$\bar{\sigma} = K(\dot{\bar{\epsilon}} + \dot{\bar{\epsilon}}_0)^n (\bar{\epsilon} / \bar{\epsilon}_0)^m (1 - \beta \Delta T) \quad (10)$$

계산에 사용된 재료의 물질 상수는 다음과 같다.

$$K = 566.0 \text{ MPa}, n = 0.219, m = 0.018$$

$$\bar{\epsilon}_0 = -0.014, \dot{\bar{\epsilon}}_0 = 0.002/\text{s}, \beta = 0.0011$$

$$\rho = 0.00785 \text{ g/mm}^3, k = 0.054 \text{ J/mm/s}^\circ\text{C},$$

$$c = 0.464 \text{ J/g}^\circ\text{C}$$

대류 열전달계수는 시험조건에 따라 다음과 같이 선정하였다⁽²⁹⁾.

$$h = 0.00001 \text{ J/mm/s}^\circ\text{C} \text{ 공기중,}$$

$$h = 0.01 \text{ J/mm/s}^\circ\text{C} \text{ 수중}$$

유한요소해석을 위하여 ASTM E-8 표준 박판 인장 시편을 사용하였고 시편의 형상과 유한요소망(FEM mesh)은 Fig. 3에 보인 것과 같다. 대칭성을 고려하여 시편의 1/4만 사용하였다. 해석에서 시편 양단의 온도는 실내 온도와 같고, 변화하지 않는 것으로 가정하였다. 실제 실험의 경우 시편의 양단은 금속제 grip에 의해 고정되는데 이 경우 온도의 변화는 매우 작다고 할 수 있다.

Fig. 4에 초기변형률이 0.1/s와 0.001/s일 때 여러 열전달 조건에 대한 응력-변형률 곡선의 변화를 보였다. 그림에서 보는 것처럼 단열의 조건에서는 온도의 영향으로 항온의 상태에 비해 흐름응력과 연신율이 현저히 저하된다. 공기 중이나 수중 시험에서는 응력-변형률 곡선이 두 극한 상태의 중간에 위치하며 변형 속도가 낮을수록 열전달 양의 증가로 곡선이 항온 상태에 접근한다. Fig. 4a에서 공기중 시험의 결과는 단열의 경우와 거의 차이를 보이지 않음을 알 수 있는데 이는 높은 변형속도로

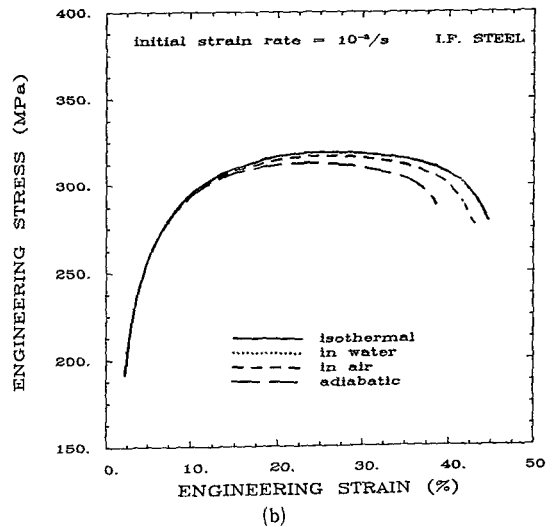
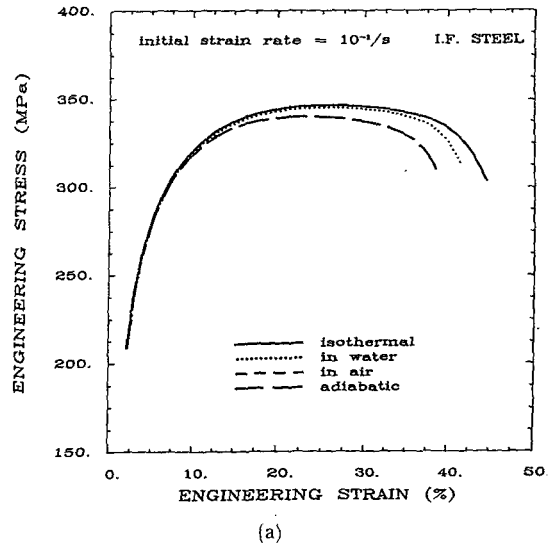


Fig. 4 Variation of simulated engineering stress-strain curves of I.F. steel for various heat transfer conditions at initial rates of (a) 0.1/s and (b) 0.001/s

인하여 열전달량이 작기 때문이다. Fig. 5에서 보듯이 계산 결과와 실험 결과를 비교해 보면 파단 직전까지는 두 결과가 잘 일치하나 파단부에서는 계산결과가 충분히 변형의 극부화 현상을 예측하지 못함을 알 수 있는데 이는 유한요소망(FEM mesh)의 지나친 변형으로 충분히 정확한 해를 구하지 못하는 데 기인한다. 이러한 현상은 remeshing을 통하여 어느 정도까지는 해결할 수 있다⁽²⁵⁾.

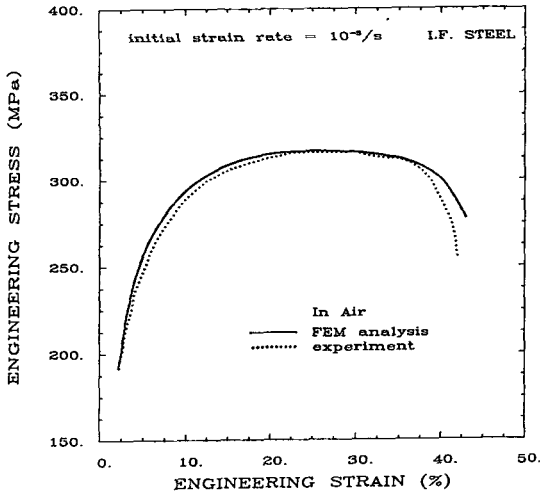


Fig. 5 Comparison of simulated engineering stress-strain curve of I.F. steel tested in air with experimental results⁽⁵⁾ at initial rate of 0.001/s

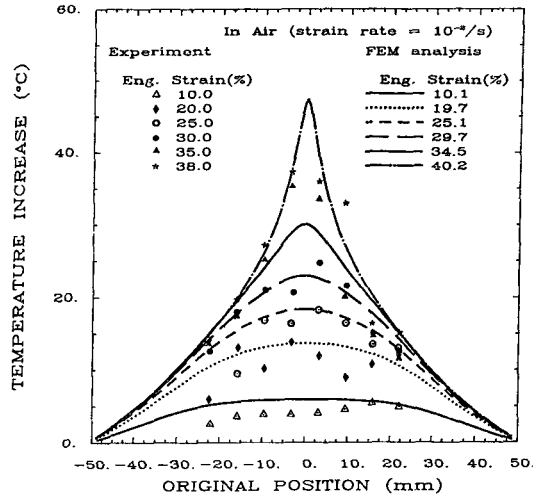


Fig. 7 Temperature distribution during test in air along specimen tensile axis at initial rate of 0.01/s

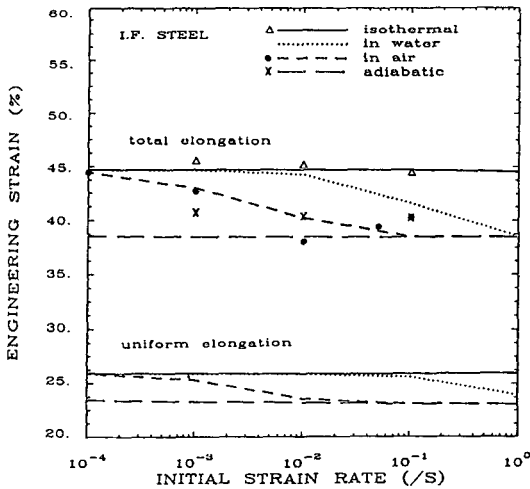


Fig. 6 Effect of heat transfer conditions on uniform and total elongation of I.F. steel

또한 대부분의 연성 재료의 변형률속도 경화지수 m 은 변형 속도에 따라 변화하는 데 본 계산에서는 상수값을 사용하였고 이에 따라 m 값의 영향이 약간 크게 포함될 것도 한 이유로 생각된다.

Fig. 6는 변형 속도와 열전달 조건에 따른 재료 연신율의 변화이다. 종전의 연구가 대부분 재료의 연성의 기준으로 균일연신률(uniform elongation)만을 사용한 데 반해 본 연구에서는 균일 연신률과 전연신율 모두를 사용하였다. 여기서 균일 연신률

은 응력이 최대가 되는 점의 신률을 말하며, 전연신율은 충분히 변형의 국부화가 이루어진 상태로 중앙부의 변형률속도가 주위의 변형률속도의 상수배(여기서는 5)가 될 때의 신률로 정하였다. 항온상태와 단열 상태에서 균일연신률과 전연신률 모두 변형 속도와 무관하게 일정한데 이는 기존의 실험 결과⁽³⁻⁵⁾나 해석 결과⁽³⁵⁾와도 일치한다. 공기중이나 수중에서의 경우 신률은 속도에 따른 열전달량의 변화로 속도가 증가할수록 떨어지며 주어진 속도 범위 내에서 연신률은 온도의 영향으로 최대 응력점의 경우 2.7%, 파단점의 경우 6.0%까지 떨어지는 것으로 나타났으며 이는 실제 실험 결과와도 잘 일치한다.

Fig. 7에 변형속도가 0.01/s일 때 변형 중 시편 내의 온도의 변화가 실험결과⁽⁵⁾와 함께 주어졌다. 넥킹이 발생하기 전까지 재료 중앙부의 온도는 거의 일정하나 넥킹의 발생 이후에는 변형의 국부화로 그 부분에서 온도가 급격히 증가하고 이는 또다시 변형의 국부화를 더욱 촉진시켜 보다 빨리 파단이 일어나게 된다. 주어진 속도에서 파단시의 온도는 실온보다 약 50°C 증가한다. 이러한 온도의 국부적 증가는 Fig. 8의 2차원 온도 분포에서 더욱 쉽게 알 수 있는데 그림의 속도(0.1/s)에서 최대 온도 증가는 75°C에 이르며 이 그림은 2차원 해석의 효과를 보다 분명히 보여준다.

온도의 영향은 재료의 흐름응력이 큰 경우 더욱

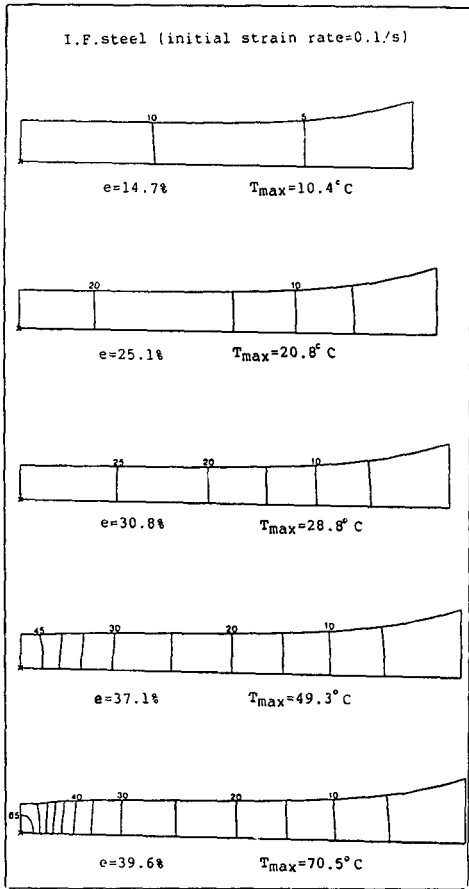


Fig. 8 Two-dimensional temperature distribution for the test of I.F. steel in air at rate of 0.1/s

커진다. Fig. 9는 304스테인리스강의 인장시험시 열전달 조건의 변화에 따른 응력-변형률 관계를 계산한 결과이다. 스테인리스강의 특성방정식은 I.F. 강과 마찬가지로 식 (10)으로 주어지며 물질 상수는 다음과 같다⁽³¹⁾.

$$\begin{aligned}
 K &= 1450.0 \text{ MPa}, \quad n = 0.52, \quad m = 0.02, \\
 \bar{\epsilon}_0 &= 0.0, \quad \dot{\bar{\epsilon}}_0 = 0.00166, \quad \beta = 0.0017, \\
 \rho &= 0.078 \text{ g/mm}^3, \quad k = 0.015 \text{ J/mm/s}^\circ\text{C}, \\
 c &= 0.462 \text{ J/g}^\circ\text{C}
 \end{aligned}$$

이 경우 응력-변형률 관계에 대한 열전달 조건의 영향은 그 경향이 I.F.강의 경우와 비슷하나 항온 상태에 비해 단열 상태에서 흐름 응력은 10% 정도가, 전연신율은 35%나 감소함을 알 수 있다. 이는 재료 성형성 연구에 온도의 영향을 포함하지 않는 경우 그 결과가 많은 오차를 포함할 가능성이 있다

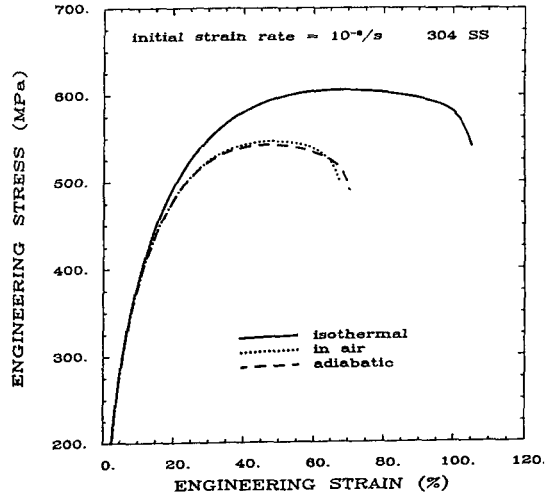


Fig. 9 Simulated engineering stress-strain curves for the test in air of 304 stainless steel for different heat transfer conditions

는 것을 의미하며, 온도 영향에 대한 연구의 중요함을 보여준다.

4. 결 론

재료의 소성변형 중 가공열의 영향을 해석하기 위해 2차원 유한요소 해석을 사용하였다. 주어진 열소성 문제를 수치적으로 해결하기 위해 Bishop의 방법을 이용하였고, 이를 통해 재료의 연성과 변형 특성에 영향을 미치는 제 요소의 해석이 성공적으로 이루어졌다. 제시된 방법을 이용한 박판 인장시험의 해석을 통하여 다음의 결론을 얻었다.

(1) Bishop의 방법은 열소성 문제 해석을 위한 유용한 도구로 사용될 수 있다.

(2) 성형 중 생기는 온도 구배(temperature gradient)는 재료의 연성에 나쁜 효과를 준다. 공기중 시험에서 온도의 영향은 시험 속도의 증가와 함께 증가하며 낮은 속도에서는 항온 조건에 접근한다.

(3) 0.0001~0.1/s 범위의 변형 속도에서 I.F.강의 공기중 시험시 균일연신율은 항온조건에 비해 0.1~2.7% 감소하며, 전연신율은 6.0%까지 감소한다. 이는 가공열의 영향이 넥킹의 발생 이후 비균일 변형 상태에서 더욱 커지며 또한 가공 속도가 클수록 커지는 것을 의미한다. 이러한 계산 결과는

기존의 실험결과와도 잘 일치한다.

(4) 재료의 성형성을 연구하는 데 가공열의 영향을 포함하는 것은 매우 중요하다. 실제 금속의 가공 공정에서는 주위의 열전달 조건을 변화시키거나 가공속도를 조절하여 보다 나은 성형성을 얻을 수 있다.

참고 문헌

(1) Sachedev, A.K. and Hunter, J.E., 1982, "Thermal Effects during Uniaxial Straining of Steels", *Metall. Trans. A*, Vol. 13A, pp. 1063~1067.

(2) Ayres, R.A., 1985, "Thermal Gradients, Strain Rate, and Ductility in Sheet Steel Tensile Specimens", *Metall. Trans. A*, Vol. 16A, pp. 37~43.

(3) 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.

(4) Ferron, G., 1981, "Influence of Heat Generation and Conduction on Plastic Stability under Uniaxial Tension", *Mat. Sci. Eng.*, Vol. 49, pp. 241~248.

(5) Rhagavan, K.S. and Wagoner, R.H., 1987, "Analysis of the Nonisothermal Tensile Test Using Measured Temperature Distributions", *Int. J. Plasticity*, Vol. 3, pp. 33~49.

(6) Granzow, W.S., 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. Niermier eds., ASTM, pp. 137~146.

(7) Ayres, R.A., 1985, Private Communication, General Motors Co., CPC Division.

(8) Machida, T., "Application of Local Heating to Sheet Forming", *Memoirs of Faculty of Engineering*, Vol. 13, Tamagawa Univ., Tokyo, pp. 23~39.

(9) Siles, J.L., 1987, Private Communication, ARMCO Research and Technology.

(10) Korhonen, A.S. and Kleemola, H.J., 1978, "Effects of Strain Rate and Deformation Heating in Tensile Testing", *Metall. Trans. A*, Vol. 9A, pp. 979~986.

(11) Gao, Y. and Wagoner, R.H., 1987, "A Simplified Model of Heat Generation Effects During the Uniaxial Tensile Test", *Metall. Trans. A*, Vol. 18A, pp. 1001~1009.

(12) Semiatin, S.L., Ayres, R.A. and Jonas, J.J., 1985, "An Analysis of the Non-Isothermal Tensile Test",

Metall. Trans. A, Vol. 16A, pp. 2299~2308.

(13) Fressengeas, C. and Molinari, A., 1985, "Inertia and Thermal Effect on the Localization of Plastic Flow", *Acta Metall.*, Vol. 33, pp. 387~396.

(14) Wada, M., Nakamura, T. and Kinoshita, N., 1978, "Distribution of Temperature Strain Rate and Strain in Plastically Deforming Metals at High Strain Rates", *Phil. Mag. A*, Vol. 38, pp. 167~185.

(15) Bishop, J.F.W., 1956, "An An Approximate Method for Determining the Temperatures Reached in Steady Motion Problems of Plane Plastic Strain", *Quart. J. Mech. Appl. Math.*, Vol. 9, pp. 236~246.

(16) Altan, T. and Kobayashi, S., 1968, "A Numerical Method for Estimating the Temperature Distributions in Extrusion through Conical Dies", *J. Eng. Ind., Trans. ASME*, Vol. 90, pp. 107~118.

(17) Lahoti, G.D. and Altan, T., 1975, "Prediction of Temperature Distributions in Axisymmetric Compression and Torsion", *J. Eng. Mat. Tech., Trans. ASME*, Vol. 97, pp. 113~120.

(18) Kleemola, H.J. and Ranta-Eskola, A.J., 1979, "Effect of Strain Rate and Deformation Temperature on the Strain Hardening of Sheet Steel and Brass in Uniaxial Tension", *Sheet Metal Ind.*, Vol. 56, pp. 1046~1057.

(19) Zienkiewicz, O.C., Jain, P.C. and Onate, E., 1978, "Flow of Solids During Forming and Extrusion: Some Aspects of Numerical Solution", *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 14, pp. 15~38.

(20) Kim, Y.H., 1987, Unpublished Research, The Ohio State Univ., Columbus, Ohio.

(21) Wang, N.M., 1984, "A Rigid-Plastic Rate-Sensitive Finite Element Procedure for Modelling Sheet Metal Forming Process", *Numerical Analysis of Forming Processes*, J.F.T. Pittman et. al. eds., John Wiley & Sons Ltd., New York, pp. 117~164.

(22) Hill, R., 1979, "Theoretical Plasticity of Textured Aggregates", *Math. Proc. Camb., Phill., Soc.*, Vol. 85, pp. 179~191.

(23) Germain, Y., et al., 1987, "Sheet Metal Analysis", ERC Report No. ERC/NSM-87-9, The Ohio State Univ., Columbus, Ohio.

(24) Hill, R., 1950, "The Mathematical Theory of Plasticity", Clarendon Press, Oxford, UK.

(25) Kim, Y.H., 1987, "Analysis of Deformation-Induced Heating in Tensile Testing Using a Finite Element Method", Ph. D. Thesis, The Ohio State Univ., Columbus, Ohio, U.S.A.

(26) Oh, S.I., 1982, "Finite Element Analysis of

Metal Forming Processes with Arbitrarily Shaped Dies", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 24, pp. 479~493.

(27) Chung, K. and Wagoner, R.H., 1987, "Numerical Improvement of Viscoplastic, Non-Linear, Finite Element Analysis", *Int. J. Mech., Sci.*, Vol. 29, pp. 45~59.

(28) Zienkiewicz, O.C., 1977, "The Finite Element Method", 3rd ed., McGraw-Hill, New York.

(29) Holman, J.P., 1976, "Heat Transfer", 4th ed.,

McGraw-Hill, New York.

(30) Chung, K. and Wagoner, R.H., 1986, "Invariance of Neck Formation to Material Strength and Strain Rate for Power-Law Materials", *Metall. Trans. A*, Vol. 17A, pp. 1632~1633.

(31) ASM, 1978, *Metals Handbook : Properties and Selection of Metals*, Vol. 1, 9th ed., ASM, Metals Park, Ohio.