

〈 論 文 〉

탄소강의 퀴칭처리 과정에서 변형율이력을 고려한 탄소성열응력의 유한요소 해석(II)

— 탄점소성 열응력 해석 —

김옥삼* · 구본권**

*여수수산대학교 기계공학과

**서울산업대학교 금형설계과

An Finite Element Analysis for Elasto-Plastic Thermal Stresses
Considering Strain Hysteresis at Quenching Process of Carbon Steel(II)

— Analysis of elasto-viscoplastic thermal stress —

Ok-Sam Kim* and Bon-Kwon Koo**

*Dept. of Mechanical Engineering, Yosu National Fisheries University.

**Dept. of Die and Mould Design, Seoul National Polytechnic University

ABSTRACT

Generally, analytical consideration on the behaviour of metallic structures during quenching process, and analysis on the thermal stress and deformation after heat treatment are very important in presumption of crack and distortion of quenched material.

In this study a set of constitutive equations relevant to the analysis of thermo elasto-viscoplastic materials with strain hysteresis during quenching process was presented on the basis of continuum thermo-dynamics mechanics. The thermal stresses were numerically calculated by finite element technique of weighted residual method and the principle of virtual work. In the calculation process, the temperature dependency of physical and mechanical properties of the material in consideration.

On the distribution of elasto-viscoplastic thermal stresses according to radial direction, axial and tangential stress are tensile stress(50MPa, 1.5GPa and 300MPa) in surface and compressive stress(-1.2GPa, -1.14GPa and -750MPa) in the inner part on the other hand, radial stress is tensile stress(900MPa) in area of analysis. According to axial direction, tangential stress gradients are average 60MPa/mm on the whole. The reversion of stress takes place at 11.5 to 16.8mm from the center in area of analysing.

1. 서 론

탄소강을 A_3 변태온도 이상으로 가열하여 일정시간 유지한 후 급냉함으로써 변태를 완료할 수 있는 시간적 여유를 박탈하면 변태의 일부 또는 전부가 억제되어 고온에서만 안정한 조직을 저온이나 상온까지 유지시킬 수 있다. 이러한 방법으로 상온에 가져온 급속조직은 온도가 낮아서 원자확산이 저지되므로 안정한 상태로 변화하기 곤란하여 불안정한 상태로 탄소를 고용하는 α 고용체가 형성된다. 이렇게 Ar¹(Ms:300℃) 변태만을 발생시켜 얻은 마르텐사이트(martensite)조직은 부식에 대한 저항이 크고 강자성과 경도 및 인장강도가 향상되지만 연성이 적어 산업적으로 이용가치가 높다.

그러나 이와 같은 열처리공정의 냉각과정에서 온도구배에 기인한 열응력, 변태위치의 편차에 의한 변태응력 및 소성변형 등에 의한 잔류응력이 열처리균열이나 변형 및 피로파괴의 원인이 되기도 하고 일부의 잔류 압축응력은 피로강도를 증가시키는 역할도 한다. 그러므로 열처리공정의 부작용을 최대한 억제하고 이점을 충분히 발휘하기 위한 다각적인 노력이 필요하다. 이 과정에서 열처리공정의 재료거동에 관한 수치해석적 연구는 실용적으로 유용성이 더해가며 고온의 상태에서 사용되는 기계부품들의 강도설계에 있어서도 열응력거동에 관한 시뮬레이션 기법이 중요하다. 따라서 열처리공정의 하나인 담금질의 냉각과정을 대상으로 열전도¹⁾, 조직변화²⁾, 열응력 변화³⁾를 추정하는 일부의 연구가 있었다. 퀘칭과정에 있어서 조직변화 자체를 고려한 것은 吉田, 長岐 및 井上⁴⁾ 등이 금상학적 상변태에 관하여 해석적인 방법을 기초로 탄소성체 구성방정식의 정식화를 시도하였다. 또한 변태잠열에 관한 연구는 星楚 및 奥川⁵⁾ 등이 하였고 실험적 검토도 Inoue와 Ju⁶⁾에 의하여 부분적으로 이루어졌다. 국내에서는 각종 냉각제의 냉각능력에 대한 정량적 평가가 민, 구, 김⁷⁾에 의해 수행되어 수치해석적 방법에 의한 냉각능(coolingability) 추정이 가능해졌으며, 탄소강의 퀘칭과정에서 시편내부의 비

정상 온도분포를 유한요소법을 이용한 해석이 김, 조, 신⁸⁾에 의해 이루어졌다. 아울러 담금과정에서 상변태를 고려한 탄소성열용력 가운데 오스테나이트(ustenite)에서 퍼얼라이트(pearlite) 변태과정⁹⁾ 및 마르텐사이트 변태과정¹⁰⁾의 열응력거동과 변형율이력을 고려한 온도분포 해석 등의 연구를 김, 조 구¹¹⁾이 수행하였으나 변형율이력을 고려한 탄점소성 열용력 및 열변형에 대한 해석적 연구는 아직 이루어지지 못하고 있다.

그러므로 본 연구에서는 탄점소성 이론에 의하여 변형율이력을 고려한 정적 항복곡면(yielding surface of static state)을 가정하고 부과응력으로부터 비탄성 변형속도, 즉 점소성 변형속도를 구한 후 고온에서 물체의 변형이 시간에 의존하는 점성효과를 의미하는 항(term)을 구성방정식에 도입하였다. 아울러 항복응력 이상에서 점성거동이 큰 경우를 고려하여 항복응력(yielding stress) 이하에서는 탄성체, 항복응력 이상에서는 비탄성체의 응력거동이 발생하는 것으로 하였다. 연구결과는 담금과정과 같은 실험적측정이 어려운 비정상 상태(unsteady state)하의 물체의 탄점소성 및 탄소성 열용력거동을 추정함으로써 열처리 후 물체 내에 발생하는 잔류응력, 담금균열 및 열변형 등의 여러 현상을 규명하는 데 기초자료가 될 것이다.

2. 탄점소성 열용력해석을 위한 구성방정식

유한요소법을 이용한 탄점소성 열용력해석¹²⁾은 기본적으로 응력의 평형방정식, 변형과 변위의 관계식 및 응력변형의 관계식등을 경계조건이 만족하는 범위에서 이루어져야 한다. 이것을 변위법(displacement method)으로 해석하는 경우 미지함수는 변위성분으로 표출된다. 즉 응력변위의 관계식과 변형변위의 관계식을 이용하여 응력성분을 변위성분으로 표시하고 이것을 응력의 평형방정식에 대입하면 3개의 변위에 관한 편미분방정식(derivative differential equation)을 얻을 수 있는데 경계조건도 마찬가지로 변위로 표

시한다. 아울러 변위에 관한 편미분방정식을 경계조건에 적용시키면서 해석할 수는 있으나 열전도방정식과 마찬가지로 2차원 이상의 경우 엄밀해(exact solution)를 구하는 것이 대단히 어려운 일이다. 그러므로 유한요소법에 의하여 가상일의 원리(principle of virtual work)를 이용하여 근사해로 구하는 방법이 널리 이용되고 있다. 탄점소성을 고려한 주요 관계식들은 다음과 같다. 우선 켈칭처리 과정에서 물체의 내부에 형성되는 평형방정식(equivalent equation)은

$$\text{div } \hat{\sigma} + \hat{b} = 0 \quad (1)$$

식과 같고 $\hat{\sigma}$ 는 응력이며 \hat{b} 는 물체력이다. 변형률증분과 변위증분의 관계식은

$$\hat{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\text{grad } \hat{u} + (\text{grad } \hat{u})^T) \quad (2)$$

식이며, 여기서 ε 은 변형율이고 u 는 변위이다. 아울러 열응력해석을 위한 구성방정식으로 응력증분과 변형율증분의 관계식은

$$\hat{\varepsilon} = \hat{\varepsilon}^e + \hat{\varepsilon}^{vp} \quad (3)$$

식이며, $\hat{\varepsilon}^{vp}$ 항은 점소성의 변형률이다. 물체의 항복

조건(von-Mises)은

$$F = \sqrt{3} \sqrt{J_2} - f(T, k) \quad (4)$$

식이며 단, $J_2 = 1/2 \text{tr}(\hat{S} \hat{S})$, $\hat{S} = \hat{\sigma} - 1/3 \text{tr}(\hat{\sigma}) \hat{I}$ 및 F 는 항복함수이다.

해석을 위한 경계조건(boundary condition)은 Fig. 1에서와 같이

$$\begin{aligned} S_t \text{ 상에서 } \hat{\sigma} \hat{n} &= \hat{t} \\ S_u \text{ 상에서 } \hat{u} &= \hat{u} \end{aligned} \quad (5)$$

식과 같고 단, \hat{u} 는 \hat{t} 가 작용하는 표면 S_t 상에서의 외향 단위법선벡터(unit normal vector)를 의미한다. 초기조건(initial condition)은

$$\text{영역 } B \text{에서 } \hat{\sigma} = 0, \hat{\varepsilon} = 0, \hat{u} = u \quad (6)$$

식이고 탄점소성 거동은 아래 (7)식과 같은 scalar 항복조건에 의해 지배되어진다.

$$\begin{aligned} F(\sigma, \varepsilon_{vp}) - F_0 &= 0 \\ \dot{\varepsilon}_{vp} &= f(\sigma) \end{aligned} \quad (7)$$

여기서 F_0 는 단축 항복응력이다. 고온의 열적거동에

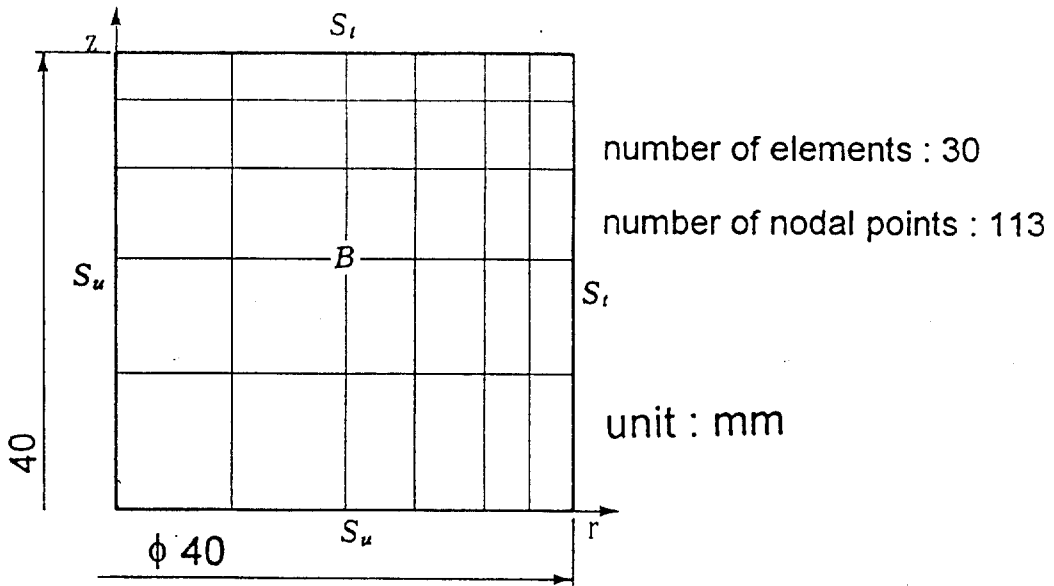


Fig. 1 Finite element mesh for thermal stress analysis

대하여 광범위하게 응용될 수 있는 평형방정식은 아래와 같은 점소성 흐름규칙¹³⁾에 의해 제시할 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{vp} = \gamma \langle \phi(F) \rangle \dot{Q} / \sigma \quad (8)$$

여기서 $Q = Q(\sigma, \epsilon_{vp}, k)$ 는 소성잠재력(plastic potential), γ 는 유동성변수(fluidity parameter)이며 $\phi(x)$ 항은 $x > 0$ 에 대한 양의 반복증분함수(monotonic increasing function of positive)이다. 기호 $\langle \phi \rangle$ 는

$$\begin{aligned} \langle \phi(x) \rangle &= \phi(x) \text{ for } x > 0 \\ \langle \phi(x) \rangle &= 0 \text{ for } x \leq 0 \end{aligned} \quad (9)$$

이다. 함수 ϕ 에 대한 해석은

$$\phi(F) = e^{M(F-F_0/F_0)} = 1 \quad (10)$$

$$\phi(F) = (F-F_0/F_0)^N \quad (11)$$

식과 같고 M 과 N 은 임의의 상수이다. 응력증가 및 유한요소법을 위한 이산화(discretization)를 시도할 때 $\sigma = D \epsilon_e$ 식을 이용하여 표현하면

$$\sigma^n = D \Delta \epsilon_e^n = D(\Delta \epsilon^n - \Delta \epsilon_{vp}^n) \quad (12)$$

식을 얻는다. 변위증가항에서 총변형증가를 표현하면

$$\Delta \epsilon^n = B^T \Delta d^n \quad (13)$$

식과 되고 $\Delta \epsilon_{vp}^n$ 를 결정하기 위하여 Taylor급수를 사용하면 (12)식은

$$\Delta \sigma^n = \hat{D}^n (B^T \Delta d^n - \dot{\epsilon}_{vp}^n \Delta t_n) \quad (14)$$

식이 된다. 여기서 $\hat{D}^n = (I + DC^n)^{-1} D = (D^{-1} + C^n)^{-1}$ 이며 식(14)에 의해 단위시간당 미소응력증가는 다음 식으로 표현된다.

$$\Delta \sigma^n = D(B \Delta d^n - \dot{\epsilon}_{vp}^n \Delta t_n) \quad (15)$$

임의의 시간 t_n 의 어느 순간에도 만족하는 물체내부의 평형방정식은

$$\int_{\Omega} [B^n]^T \sigma^n d\Omega + f^n = 0 \quad (16)$$

식이며 여기서 f^n 은 물체의 체적력 및 열하중 등에 기

인하는 질점하중(load of nodal point)과 등가벡터(equivalent vector)이다. 미소시간이 증가하는 동안 만족되는 평형방정식은 (17)식에 의하여 주어진다.

$$\int_{\Omega} [B^n]^T \sigma^n d\Omega + \Delta f^n = 0 \quad (17)$$

그러므로 해석영역 B를 지배하는 최종 강성방정식(final stiffness equation)은 아래식과 같다.

$$[K] = \int_{\Omega} [B^n]^T \hat{D}^n B^n d\Omega \quad (18)$$

여기서 D^n 및 B 행렬은 다음과 같다.

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial r} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} & \frac{\partial N_i}{\partial r} \end{bmatrix} \quad i=1, 2, \dots, 8 \quad (19)$$

$$[D^n] = [D^e] - \frac{4G^2}{S_0} \begin{bmatrix} \hat{S}_r^2 & \hat{S}_r \hat{S}_z & \hat{S}_r \hat{S}_z \\ & \hat{S}_r^2 & \hat{S}_r \hat{S}_z \\ \text{sym.} & & \hat{S}_z^2 \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$[D^e] = \frac{E}{(1+\nu)(1-\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (21)$$

$[N]$ 은 좌표의 함수로 결정되는 형상함수(shape function)로서 8절점의 등방성(isoparametric) 요소를 취하면

$$\begin{aligned} \text{모서리절점: } N_i^e &= 1/4(1+\xi_i)(1+\eta_i)(\xi_i+\eta_i-1), \\ & i=1, 3, 5, 7 \end{aligned} \quad (22)$$

$$\begin{aligned} \text{변중앙절점: } N_i^e &= 1/2\xi_i(1+\xi_i)(1+\eta_i)+1/2(1+\eta_i)(1-\xi_i) \\ & i=2, 4, 6, 8 \end{aligned} \quad (23)$$

으로 표시되며 ξ 및 η 는 국소좌표(local coordinate)이다.

그러나 응력증가의 계산은 (17)식의 비선형 형태의 증가추세를 나타내므로 각 응력증가의 합산에 의하여 얻어지는 총응력 σ^{n+1} 은 정확치 않으며 식(16)을 만족하지 못하고 잔여 힘벡터(residual force vector)가 존재한다. 그러므로 탄점소성문제에 있어서는 재료의 강성

방정식이 연속적으로 변화하는 각 해석단계마다 강성방정식을 충족시키는 새로운 변위를 구하여야 한다. 수치 해석 방법은 혼합법(combined algorithm)을 적용하여 잔류량을 점차 zero로 수렴시켜서 근사해(approximate solution)를 구하였다.

3. 해석과정 및 모델설정

설정된 모델은 선행연구¹¹⁾와 동일하게 직경 40mm, 높이 40mm의 유한원주 SM45C로써 초기온도 820℃에서 상온의 증류수에 급냉시키는 경우에 대하여 변형률이력을 고려한 탄소성, 탄점소성 열응력을 구하였다. 켈칭과정 중에는 복잡한 전열과정을 수반하므로 물리정수를 일정하게 하는 경우 실제의 과정을 표현하기 곤란하여 실측에 의해 계산된 열전달계수⁷⁾를 이용하였다. 열응력 해석에서는 물리적 성질, 기계적 성질의 온도의존성 및 조직의존성을 고려하였다.

해석영역은 축대칭이므로 원주의 종단면부에 대하여 고려하고, 형상 및 경계조건이 좌우상하 대칭이므로 우측상단 1/4부분만을 하였다. 해석을 위한 자료작성은 입력시간을 줄이고 데이터입력의 정확성을 위하여 자동으로 요소분할 및 절점위치 계산이 가능한 자동 요소분할 프로그램¹³⁾(auto mesh generation program)을 이용하였다.

응력계산은 8정점 등방체요소(isoparametric element)를 사용하여 Fig. 1과 같이 113개의 절점(nodal point)과 30개의 요소(element)로 구성하였다. 해석영역의 우측표면부와 상단부에서 온도, 조직 및 응력 등의 변화가 심하므로 요소와 절점을 세밀하게 나누었다. 응력계산을 위한 요소분할에서 8절점 사각형요소의 각 절점에서의 온도가 각 시간 스텝마다 구해져야 하므로 온도계산을 위한 선행연구¹¹⁾에서와 같이 4개의 삼각형요소를 1개의 사각형요소로 결집하였다. 변형률이력이 고려된 탄소성 및 탄점소성 열응력을 반경방향과 축방향에 대하여 비교하였고 냉각개시 1초, 5초, 10초 및 30초 후의 각종 응력에 대하여 등응력선을 계산하였다. 해석을 위한 구속조건

은 두 경우 모두 r축에서 z방향의 변위를 구속하고, z축에서는 r방향의 변위를 고정하였으며 2점 Gauss 적분법을 사용하여 각 요소에서 4점의 응력을 계산하였으며 유한요소 프로그램의 흐름도를 Fig. 2에 나타냈다.

사용한 프로그램은 탄소성열응력 해석프로그램에 기초를 두고 비정상 온도분포¹¹⁾ 및 점탄소성 열응력 계산을 위한 프로그램을 첨가하여 온도해석의 결과가 열응력해석을 위한 입력자료로 설정되도록 입출력시스템을 구성하였다. 메인프로그램은 총 43개의 서브루틴으로 이루어졌으며 강성방정식의 해법은 조립(assembly)과 소거(elimination)가 동시에 이루어

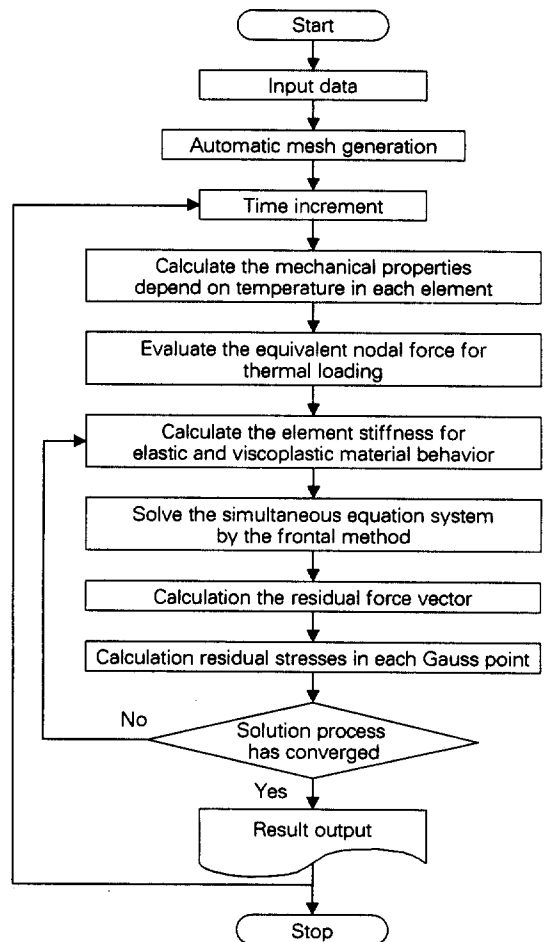


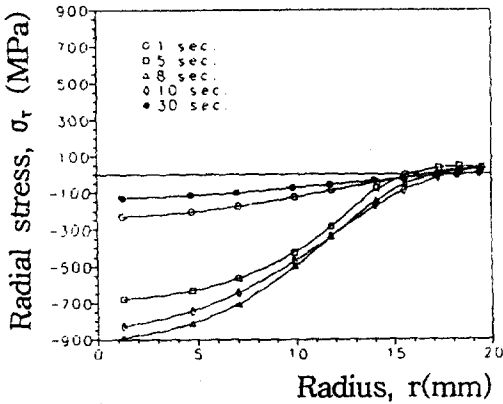
Fig. 2 Flow chart for thermal stress analysis

저 강성방정식의 계산에 필요한 기억장소(memory sector)를 최소한으로 활용하는 프론탈 방법¹³⁾(frontal method)을 구사하였다.

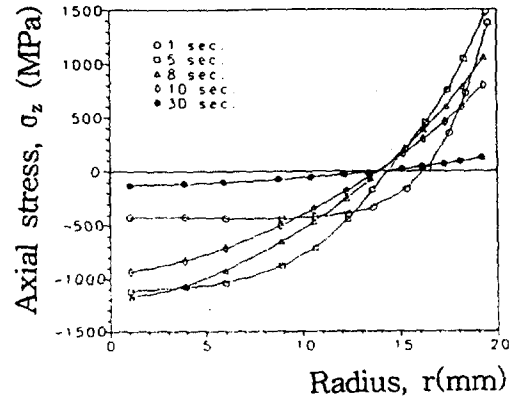
4. 해석결과 및 고찰

Fig. 3은 축방향 중심($z=0mm$)에서 반경방향에 따른 변형율이력을 고려한 radial stress(이하 σ_r)의 탄점소성 및 탄소성 열응력거동을 나타낸 것이다. (a)는 변형율이력을 고려한 탄점소성 열응력으로서 냉각 시작 1초 후 $r=1mm$ 에서 230MPa, $r=20mm$ 에서는

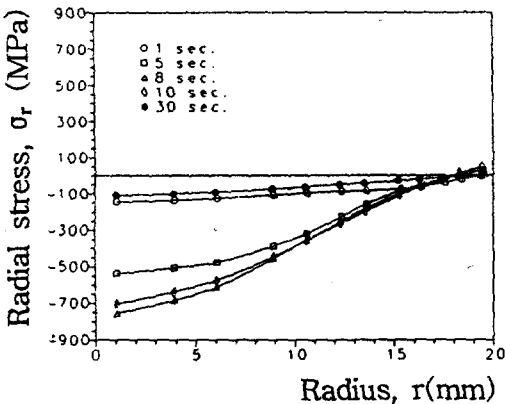
무응력상태(non-stress state)를 보여 준다. 5초가 지난 후의 응력거동은 거의 -680MPa의 크기를 $r=1mm$ 에서 나타내지만 해석영역의 측면표면부로 진행할 수록 특히 $r=7\sim 15mm$ 부근에서 급격히 감소하며 $r=20mm$ 에서는 zero나 약간의 인장응력으로 수렴되는 양상이다. 최대의 압축응력을 나타내는 냉각 후 8초에서는 z 축의 중심부에서 -900MPa 정도의 압축응력의 크기를 나타내고 그 이후에는 응력감소 현상의 경향이 현저하며 30초 이후에는 1초 경과시보다 더 작은 130MPa의 응력크기를 나타낸다. (b)그림은 변형율이력을 고려한 탄소성 열응력의 변화로서 $r=15$



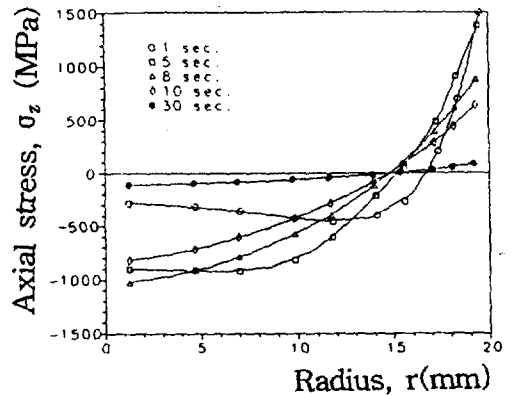
(a) Elasto-viscoplastic stress with considering strain hysteresis



(a) Elasto-viscoplastic stress with considering strain hysteresis



(b) Elasto-plastic stress with considering strain hysteresis



(b) Elasto-plastic stress with considering strain hysteresis

Fig. 3 Thermal stresses(radial stress, σ_r) according to r-direction

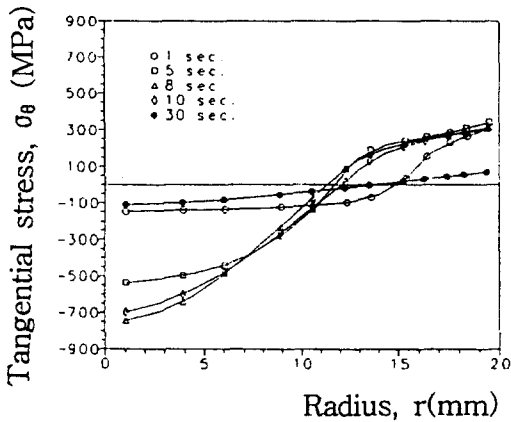
Fig. 4 Thermal stresses(axial stress, σ_z) according to r-direction

mm 이전에는 압축응력을, 이후에는 무응력상태로 진입하고 있다. (a)와 (b) 두 그림은 거의 비슷한 변화 과정을 보여 주지만 수치상으로는 변형율이력을 고려한 탄점소성 해석결과가 약 12.5~15% 정도 큰 절댓값을 나타내고 있다.

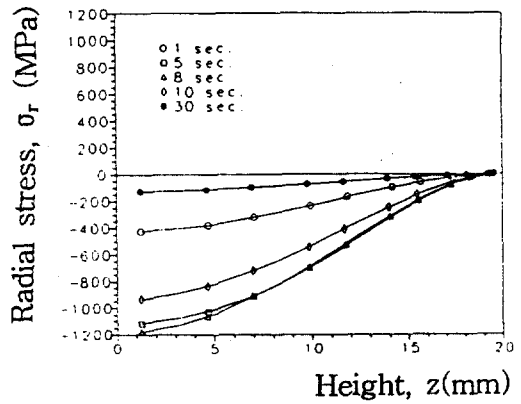
반경방향에 따른 axial stresses (이하 σ_z)의 변화를 나타낸 Fig. 4는 변형율이력을 고려한 탄점소성 열응력의 경우(a)와 탄소성 열응력의 경우(b) 그림이 모두 $r=13\sim 16\text{mm}$ 부근에서 응력반전(reversion of stress)현상이 나타났다. 냉각시간이 1초부터 8초에 이르기까지는 축중심부에서 약 112.5MPa/sec.의 응

력발생 속도로 진행되었고 이후부터 30초까지는 평균 약 30.5MPa/sec. 응력소멸속도를 유지하고 있었다. 그러므로 응력발생 속도가 응력소멸 속도에 비해 약 3.7배 가량 빠르게 형성됨을 알 수 있었다.

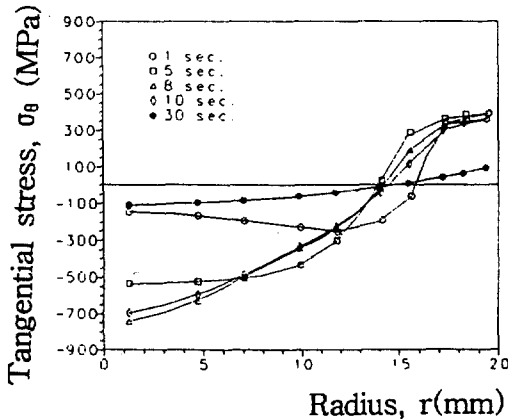
Fig. 5는 tangential stress(이하 σ_θ)의 탄점소성 및 탄소성 열응력거동을 변경변화에 대해 나타낸 것이다. 변형율이력을 고려한 탄점소성 열응력해석의 경우(a)는 응력반전 위치가 냉각개시 1초 후는 약 $r=15\text{mm}$ 에 존재하지만 냉각시간이 경과함에 따라 5초 이후 $r=12\text{mm}$, 8초 이후는 반경의 중심부와 가장 인접한 $r=11.5\text{mm}$ 였으며, 이것을 정점으로 10초 이



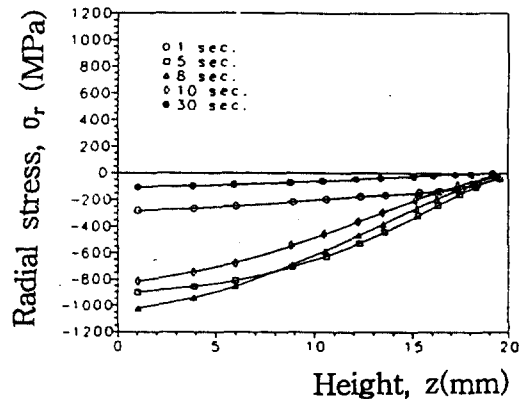
(a) Elasto-viscoplastic stress with considering strain hysteresis



(a) Elasto-viscoplastic stress with considering strain hysteresis



(b) Elasto-plastic stress with considering strain hysteresis



(b) Elasto-plastic stress with considering strain hysteresis

Fig. 5 Thermal stresses(tangential stress, σ_θ) according to r-direction

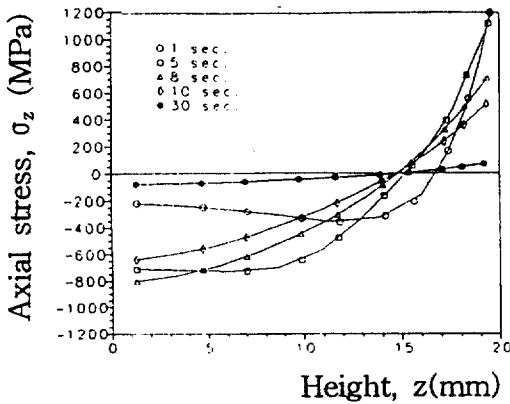
Fig. 6 Thermal stresses(radial stress, σ_r) according to z-direction

후는 $r=11.8\text{mm}$, 30초 이후는 $r=13.5\text{mm}$ 까지 해석영역의 우측표면부로 이동하고 있다. 그러므로 냉각개시 후 8초까지는 반경중심을 향하여 0.44mm/sec 의 속도로 진행되었고 이후에는 0.091mm/sec 의 후퇴속도를 나타내고 있으며 (b)그림도 유사한 경향을 보여주고 있다.

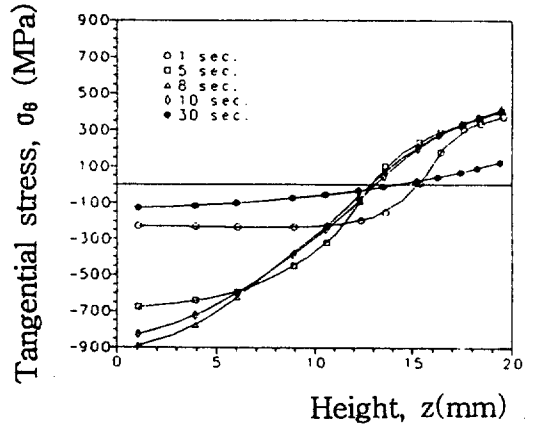
z 방향에 따른 α_c 에 대한 변형에너지를 고려한 탄점소성 및 탄소성 열응력거동을 도시한 그림이 Fig. 6이다. 전반적으로 Fig. 3과 거동의 양상은 비슷하지만 절대값이 약 5~16% 정도 큰 것과 응력반전 위치가 시편의 중심부측으로 2~3mm 정도 이동한 차이점

이 있다. 또한 단위길이당 응력구배는 $Z=5\text{mm}$ 까지는 $5\sim 25\text{MPa/mm}$, $6\sim 10\text{mm}$ 까지는 $12\sim 80\text{MPa/mm}$, $11\sim 15\text{mm}$ 까지는 $14\sim 75\text{MPa/mm}$ 이며 그 이후에는 약 20MPa/mm 가량의 응력경사도를 가지고 있다.

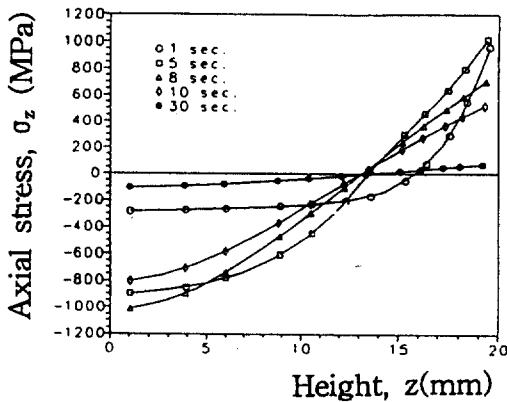
Fig. 7은 z 방향에 따른 α_z 를 나타낸 것으로 (a)는 변형에너지를 고려한 탄점소성 해석결과이며, (b)는 변형에너지를 고려한 탄소성 열응력해석 결과이다. (a) 그림에서 냉각개시 후 1초가 경과하였을 때 응력의 거동은 $z=1\text{mm}$ 위치에서 -220MPa 의 압축응력으로 시작하여 $z=12\sim 15\text{mm}$ 위치에서 최대치인 -400MPa 의 압축응력을 나타낸 후 $z=16.8\text{mm}$ 의 응력반전 지점



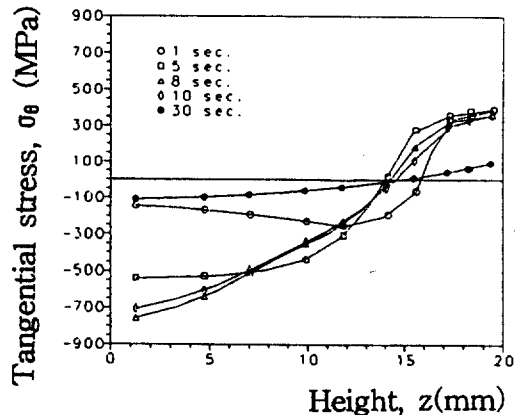
(a) Elasto-viscoplastic stress with considering strain hysteresis



(a) Elasto-viscoplastic stress with considering strain hysteresis



(b) Elasto-plastic stress with considering strain hysteresis



(b) Elasto-plastic stress with considering strain hysteresis

Fig. 7 Thermal stresses(axial stress, σ_z) according to z -direction

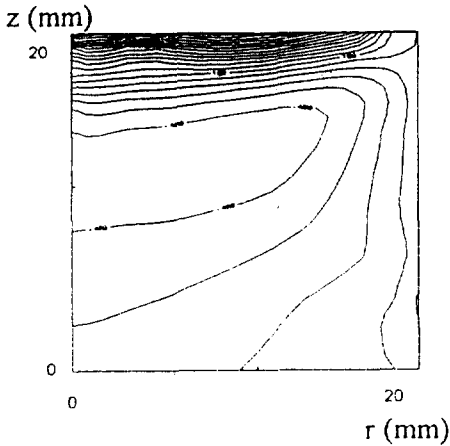
Fig. 8 Thermal stresses(tangential stress, σ_θ) according to z -direction

을 통과해 큰 인장응력을 해석영역의 측면표면부에서 발생시키고 있다. 냉각개시후 5초가 경과하였을 때 응력거동은 최대 -700MPa의 압축응력이 $z=1\text{mm}$ 에서 발생하고 $z=10\text{mm}$ 까지는 거의 변화가 없으나 이후 급격한 응력소멸 작용으로 $z=15\text{mm}$ 에서 응력반전이 발생한다. 아울러 $z=19\text{mm}$ 에서 최대 인장응력인 1200MPa를 기록하므로 $z=10\sim 19.5\text{mm}$ 사이에는 255MPa/mm의 응력경사도가 형성하여 열변형 및 미소균열 등이 발생할 우려가 높은 위치로 사료된다. 탄소성 열응력을 나타낸 (b) 그림은 (a) 그림과 비슷한 경향으로 응력거동이 형성되었다.

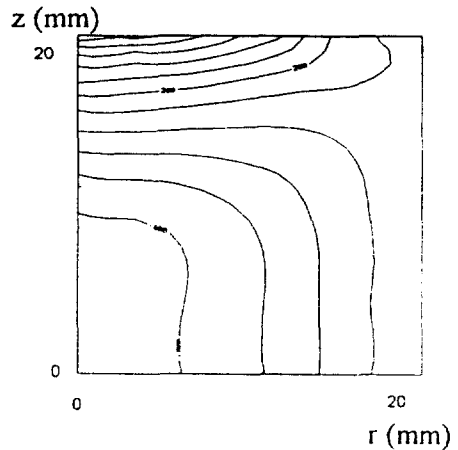
z 방향에 따른 σ_r 를 변형율이력을 고려하여 탄점소

성과 탄소성 열응력의 거동을 도시한 Fig. 8은 (a) 및 (b) 모두 응력반전 위치가 $z=14\sim 16\text{mm}$ 부근으로 일치하고 있다. 아울러 냉각개시후 8초에서는 압축과 인장응력의 최대편차가 약 1200MPa를 나타내고 있으므로 평균 60MPa/mm의 응력기울기를 형성하고 있다.

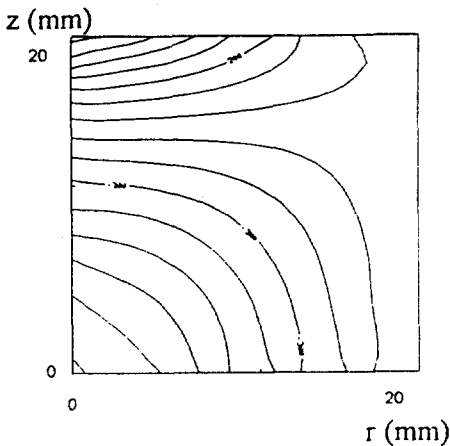
Fig. 9는 냉각개시후 1초에서 30초에 이르기까지 시편의 내부에 형성된 σ_r 의 등응력선도(stress contour)를 나타낸 것이다. 변형율이력을 고려한 이 그림은 (a)에 냉각개시후 1초, (b)에 5초, (c)에 10초 및 (d)에 30초 때의 응력거동을 보여 주고 있다. 냉각개시후 1초에서는 시편의 상단부에서 보여 주는 촘촘한 응력선도가 급격한 인장응력 구배를 이루고 있음



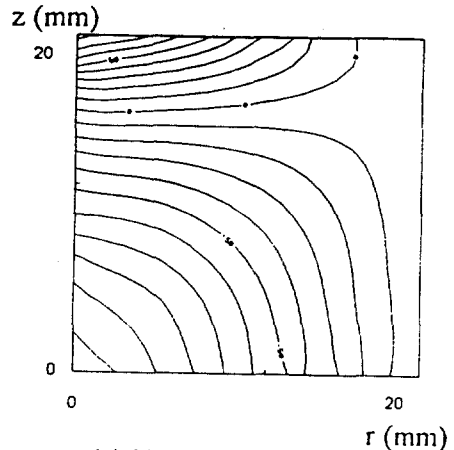
(a) 1 sec. after cooling



(b) 5 sec. after cooling



(c) 10 sec. after cooling



(d) 30 sec. after cooling

Fig. 9 Thermal elasto-viscoplastic stress(radial stress, σ_r) contours with considering strain hysteresis

을 알 수 있고 해석영역의 중심부에서는 -400MPa 정도의 압축응력이 형성되었다. Fig. 9부터 Fig. 11 까지 등응력선 한 개당 응력편차는 (a)와 (c) 그림에서 10MPa, (b)그림에서 200MPa 그리고 (d)그림은 10MPa로 동일하게 설정하였는데 그 이유는 최대와 최소응력의 편차 때문이다. (b)그림은 해석영역의 중심부에서 압축응력의 최대값은 -800MPa로 (a)에 비해 두배가량 증가하였으며 상단부는 200MPa 이하로 증가추세가 중심부에 비해 완화된 경향이다. 냉각개시후 10초후를 나타낸 (c) 그림은 (b)그림과 유사한 응력분포를 나타내지만 최대의 값은 다소 감소된 추세이다. (d) 그림은 냉각개시후 30초 이후를 나타

낸 것으로 비교적 완만한 응력구배를 형성하고 있어 응력소멸이 대부분 이루어진 양상이며 전반적으로 해석영역의 표면부보다 상단부에서 응력경사도가 클 것으로 사료된다.

냉각개시후 1초부터 30초까지 변형율이력을 고려한 탄점소성 σ_2 의 거동을 나타낸 Fig. 10은 해석영역의 좌측표면부에서 격심한 응력구배가 나타났다. 일견 (a)그림에서 가장 급격한 응력구배가 형성된 것처럼 보이나 냉각개시후 5초 이후 상태를 나타낸 (b)그림이 200MPa/mm의 응력경사도를 나타내고 있으며 (c)그림과 (d)그림은 유사한 응력거동을 이루고 있다.

ω 에 대한 변형율이력을 고려한 탄점소성 열응력거

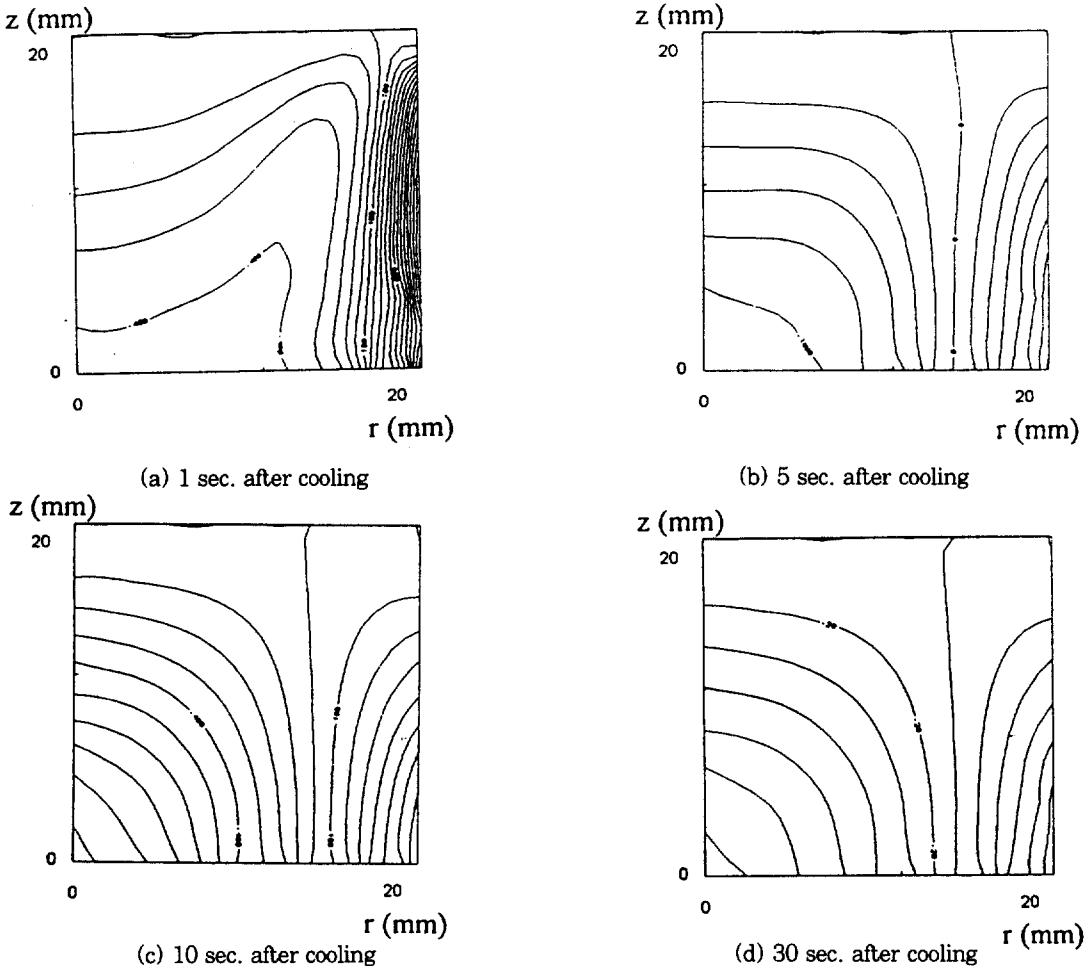


Fig. 10 Thermal elasto-viscoplastic stress(axial stress, σ_z) contours with considering strain hysteresis

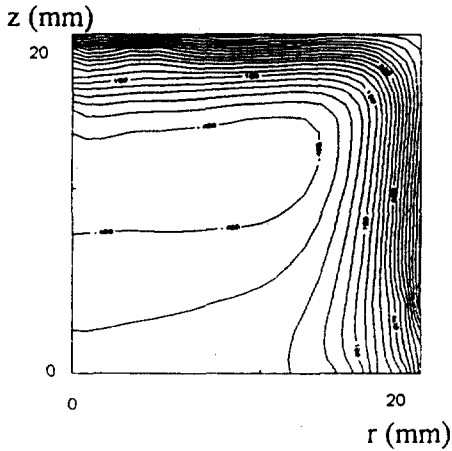
등을 Fig. 11에서 보여 주는데 (a)의 경우 α_2 와 α_1 에 비해 해석영역의 상단부와 측면표면부에서 모두 심한 응력편차를 형성하고 있다. 이에 반해 (b), (c) 및 (d)에서는 상단부와 측면표면부가 만나는 모서리부에서 비교적 완만한 응력분포가 나타나고 있는데 그 이유는 모서리부 형상에서 냉각이 이루어지는 면적이 보다 넓어 원활한 냉각이 이루어진 결과로 사료된다.

5. 결 론

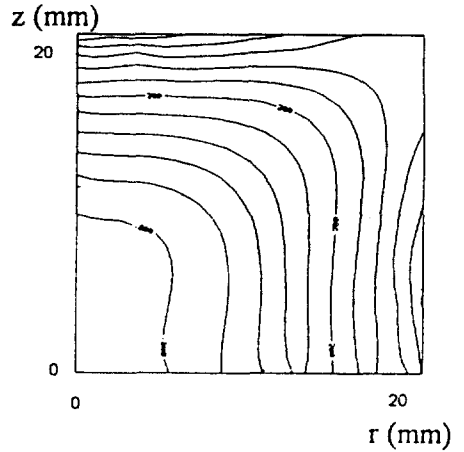
켄칭처리 과정에서 재료에 대한 기계적, 물리적 성질의 온도의존성과 변형율이력 등을 고려하여 유한요

소법으로 여러 종류의 비정상 열응력의 거동을 해석하였다. 응력이 발생된 전 단계의 소성변형을 해당되는 등가하중과 현 단계에서의 등가하중을 중첩하여 탄점소성 및 탄소성 열응력 해석을 시도하여 얻어진 주요한 결론은 다음과 같다.

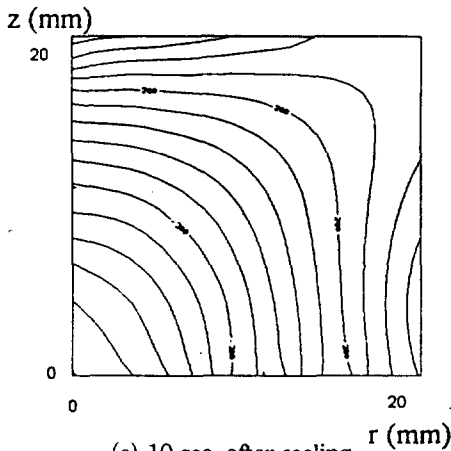
1. 열응력의 경우 변형율이력을 고려한 α_2 의 탄점소성 해석은 탄소성 해석의 경우보다 12.5~15% 정도 크게 나타났으며 분포의 대략적인 경향은 비슷하였다.
2. 반경방향에 따른 α_2 의 열응력의 발생에 있어서 냉각이 신속하게 진행되는 해석영역의 상단부 및 측



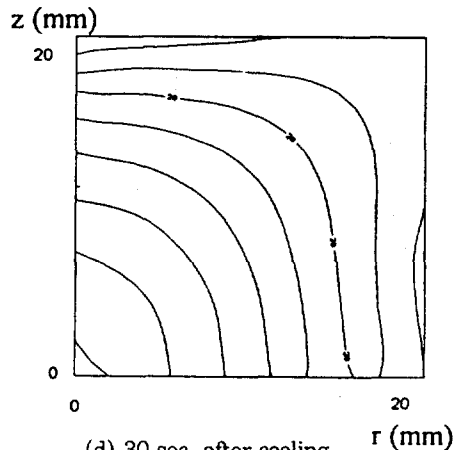
(a) 1 sec. after cooling



(b) 5 sec. after cooling



(c) 10 sec. after cooling



(d) 30 sec. after cooling

Fig. 11 Thermal elasto-viscoplastic stress(tangential stress, σ_θ) contours with considering strain hysteresis

면 표면부에서 인장응력이 발생하였다. 반경중심부로 진입할수록 압축응력이 증대되었고 변형율이력을 고려한 탄점소성 이론의 해석결과는 최대 응력이 냉각개시후 8~10초 사이에 -1.1GPa~-1.2GPa로 분포하였다.

3. 축방향에 따른 σ_r 의 응력경사도는 $z=5\text{mm}$ 까지 5~25MPa/mm, $z=6\sim 10\text{mm}$ 까지 12~80MPa/mm, $z=11\sim 15\text{mm}$ 까지는 14~75MPa/mm이며 이후는 20MPa/mm이고 σ_θ 는 평균 60MPa/mm를 나타냈다.
4. 전체 냉각과정에서 발생하는 응력반전 위치는 반경방향에 따른 σ_r 가 $r=13\sim 16\text{mm}$, σ_θ 가 $r=11.5\sim 15\text{mm}$ 였으며 축방향에 따른 것은 σ_r 가 $z=11.5\sim 16.8\text{mm}$, σ_θ 가 $14\sim 16\text{mm}$ 에 중립면(neutral face)이 존재하고 있었다.

이러한 결과를 통하여 펀칭처리 과정에서 변형율이력을 고려할 수 있었으며 반복적인 열처리 사이클 및 조합된 열처리사이클의 열응력거동에 대한 해석이 가능하게 되었다. 또한 탄점소성 열응력 해석이 이루어짐에 따라서 고온크리이프 파괴현상과 주물 및 주조금형의 열응력해석 등 점성의 효과가 큰 문제들에 대하여 응력과 변형율의 비정상 응력분포에 대한 시뮬레이션 기법이 시도될 것이다. 향후 펀칭과정시 변형율이력을 고려한 열변형 및 잔류열응력에 대한 추가 연구가 이루어지는 것이 바람직할 것으로 사료된다.

참고문헌

- 1) 井上達雄: 材料, 1972, 第21卷, 第22號, pp.236~243.
- 2) T. Inoue and Z.G. Wang: Proceedings of the International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, 1982, pp.251~260.
- 3) R. Schroder: Internation symposium on the calculation of Internal Stresses in Heat Treatment of Metallic Materials, 1984, Sweden, pp.1~22.
- 4) 吉田 晃, 長岐 滋, 井上達雄: 材料, 1982, 第31卷, 第348號, pp.897~901.
- 5) 星楚正明, 奥川淳志: 塑性と加工, 1973, 第14卷, 第153號, pp.816~822.
- 6) T. Inoue and D.Y. Ju: International Journal of Plasticity, 1992, vol.8, pp.161~183.
- 7) 閔壽泓, 具本權, 金相烈: 大韓機械學會論文集, 1989, 第13卷, 第3號, 通卷 60卷, pp.411~423.
- 8) 金鈺三, 曹義一, 辛榮雨: 韓國熱處理工學會誌, 1994, 第7卷, 第2號, pp.103~110.
- 9) 金鈺三, 具本權: 韓國熱處理工學會誌, 1994, 第7卷, 第4號, pp.233~243.
- 10) 金鈺三, 宋寬欽, 具本權: 韓國熱處理工學會誌, 1995, 第8卷, 第1號, pp.12~23.
- 11) 金鈺三, 曹義一, 具本權: 韓國熱處理工學會誌, 1995, 第8卷, 第3號, pp.213~221.
- 12) 失川元基, 宮崎則幸: 熱應力クリープ熱傳導解析, 1987, サイエンス社, 東京, pp.135~161.
- 13) M.B. Kanchi, O.C. Zienkiewicz and D.R. Owen: International Journal of Numerical Methmatics Engineering, 1978, vol.12, pp.169~181