

탄소강의 담금질 처리과정에서 변형율이력을 고려한 탄소성열응력의 유한요소 해석(I)

— 온도분포의 해석 —

김옥삼* · 조의일* · 구본권*

* 여수수산대학교 기계공학과

** 서울산업대학교 금형설계학과

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

Ok-Sam Kim*, Eui-Il Cho*, Bon-Kwon Koo**

*Dept. of Mechanical Engineering, Yosu National Fisheries University

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

ABSTRACT

Temperature distribution, transformation and residual stresses generated during the quenching process of carbon steel. It follows many difficulties in the analytical considerations on those quenching process because of the coupling effects on temperature and metallic structures.

In this paper one of the basic study on the quenching stresses was carried out for the case of the round steel bar specimen(SM45C) with 40mm both in its diameter and length. The temperature distributions considering strain hysteresis were numerically calculated by finite element technique. In calculating the transient temperature field, the heat flux between water and rod surface was determined from the heat transfer coefficient.

The gradient of temperature is almost same to geometric of specimen. At early stage of the quenching process, the abrupt temperature gradient has been shown in the surface of the specimen.

제1장 서론

최근 에너지 효율을 제고시키기 위한 방안으로 고온, 고압하에서 작동하는 기기들이 많아지면서 이들의 열유동이나 고온강도 평가를 위하여 열전도¹⁾ 및 열용력해석²⁾이 매우 중요한 문제로 대두되고 있다. 자동차, 항공기, 선박의 엔진블럭 및 원자로 압력용기 등이 그 대표적인 예라고 볼 수 있는데 이들은 운전 중에 다양한 복합하중이 작용하지만 정상상태(steady state)로 가정³⁾할 수 있기 때문에 비교적 해석이 용이하다. 그러나 각종 열처리, 용접 및 열간가공 등 열적공정을 이용한 비철사 가공법에서는 물체내부의 온도에 따라 조직 및 용력변화가 일어나고 이것은 상호 연성효과(coupled effect)에 의하여 잔류응력 및 열변형 등의 발생원인⁴⁾이 되고 있다. 따라서 고온상태에서 사용되는 기기의 부속품 및 열적공정을 이용한 기계적 가공시 온도편차에 기인한 열용력 해석⁵⁾은 필수적이며 이러한 문제를 다루는 데 있어서 실험적인 방법과 유한요소법⁶⁾ 등의 근사해법이 이용되고 있다.

물체의 담금질 처리과정에서 발생하는 온도분포, 열용력, 변태응력 및 잔류응력 등을 계산 역학적으로 해석하려는 시도는 종전부터 행하여져 왔으나 상변태⁷⁾를 동반하는 재질에 대한 기계적, 열적 성질이 불명확하여 해석 결과의 정확성에 문제가 되어 왔다. 이는 재료의 온도, 조직, 용력 및 물리적 성질이 상호 의존성에 입각한 연성관계⁸⁾에 의하여 거동이 결정되기 때문이며 담금질 처리뿐만 아니라 소성 변형과 크리프 변형의 상호작용 등 일반 기계 구조용 탄소강 분야에서도 이러한 현상은 많이 찾아볼 수 있다. 액상에서 고상으로 상변태를 수반하는 주조나 용접가공 및 고상내금상학적 변태를 이용하여 소정의 경화된 조직을 얻는 열처리공정 공정에서 온도, 용력, 변형 및 조직 등의 거동을 총체적으로 시뮬레이션하기 위해서는 재료의 온도의존성, 상변태현상 및 변형율력 등의 상호관계를 정량적으로 고려할 필요가 있다. 이에 관련한 주요 연구활동을 보면 온도분포를 계산하기 위한 열전도해석의 경우 담금질 처리과정의 해석에 있어서는 天野⁹⁾가 최소사승법에 의한 강재의 냉각 및 가열과정을 연구하였고, 井上 등은 담금질과정의 열전도해석을 유한요소법으로 시도¹⁰⁾하였다. 한편 국내에서는 민과 구¹¹⁾가 Jominy말단 담금질시 온도분포 및 용력해석을 행하였고 김¹²⁾ 등이 탄소강의 쿨링과정에서 유한요소법을 이용한 온도해석에 관한 연구를 시도한 바 있으나,

기계구조용 탄소강의 담금질 과정중 변형율력을 고려한 연구는 아직 이루어지지 않은 실정이다.

그러므로 본 연구는 3차원 축대칭 물체의 담금질 처리시 냉각과정을 모델로 유한요소법에 의하여 재료의 변형율력을 고려한 온도해석과, 2차원 열전도방정식을 離散化하여 해석한 온도분포 해석을 비교 분석하였다. 아울러 해석에 의한 결과를 실험연구 결과¹²⁾인 실험의 값과 비교하여 결과의 타당성을 확보하고 앞으로 열처리후 잔류응력 및 변형량을 보다 효과적으로 추정할 수 있는 기초자료를 제공하는 것에 목적이 있다. 그리고 고온의 급속을 급속 냉각함으로써 강도나 경도가 높은 열처리조직을 구현하는 담금질처리 과정을 비정상 상태(unsteady state)하의 역학적 거동으로 해석하여 정량적 분석을 함으로써 열처리후 물체내에 발생하는 다양한 현상을 간편하게 시뮬레이션 및 규명할 수 있는 자료로도 이용될 수 있을 것이다.

제2장 변형율력을 고려한 이론식

고온의 탄소강이 급속냉각을 하는 담금질 처리과정에서 변형율력을 고려한 열전도 및 열전달현상을 시간의 경과에 따른 시편의 온도변화를 해석하기 위하여 아래와 같은 가정을 하였다.

- 1) A_3 변태온도 이상의 기준상태(reference state)에서 물체 전체의 온도($\theta_{inner}=820^\circ\text{C}$) 및 조직(austenite)은 일정하며 無應力 및 無變形率의 자유상태이다.
- 2) 담금질처리시 냉각제 온도($\theta_\infty=25^\circ\text{C}$)는 일정하며 냉각제의 물리적 성질은 변함없고 방식은 완전 담금질처리(full quenching)이다.
- 3) 변형에 의한 열발생은 미소하므로 무시하고 변태잠열로 인한 逆變態는 발생하지 않는다.
- 4) 재료는 등방성체(isotropic material)이다.
- 5) 미소변형장이므로 형상의 변화가 열전달계수에 미치는 영향은 무시한다.

이와 같은 가정하에서 변형율력을 고려한 계(system)의 지배방정식은 Gibbs의 자유에너지와 열유속에 관한 Fourier의 법칙¹³⁾을 이용하면 아래와 같이

$$\begin{aligned} & \rho C \dot{\theta} + \theta \operatorname{tr} \left(\left(\frac{\partial \varepsilon^e}{\partial \theta} \right)^T \dot{\underline{\varepsilon}} \right) + \left\{ \operatorname{tr} \left(\left(\frac{\partial \mathcal{H}}{\partial \varepsilon^p} \right)^T \underline{\varepsilon}^p \right) \right. \\ & \left. + \operatorname{tr} \left(\left(\frac{\partial \mathcal{H}}{\partial a} \right)^T \underline{a} \right) - \operatorname{tr} (\sigma^T \underline{\varepsilon}^p) \right\} + \rho \sum_{i=1}^{N-1} l_i \dot{\xi}_i \\ & - \operatorname{div} (\kappa \operatorname{grad} T) = \rho r \\ & \rho = \sum_{i=1}^N \xi_i \rho_i, \quad C = \sum_{i=1}^N \xi_i C_i, \quad \kappa = \sum_{i=1}^N \xi_i \kappa_i \end{aligned} \quad (1)$$

식이 되고 초기 및 경계조건은 Fig. 1과 같다. 그리고 담금질 과정에서 변형에너지를 고려한 조직의 변화와 連性을 가미한 열전도 및 열전달방정식을 풀고 溫度場과 組織變化를 결정하여 그것에 기초를 둔 2차원 열전도 및 열전달방정식의 해석을 행하였다. Galerkin's Method⁽⁴⁾에 의한 식 (1)은

$$\begin{aligned} & \sum_{j=1}^n \left\{ \int_{\nu} \kappa (\operatorname{grad} N_j) \cdot (\operatorname{grad} N_j) d\nu = \int_{S_h} h N_j N_j ds \right\} \theta_j \\ & + \sum_{j=1}^n \left\{ \int_{\nu} \rho C N_j N_j \dot{\theta}_j d\nu + \sum_{j=1}^n \int_{\nu} \rho N_j \left(\sum_{i=1}^{N-1} l_i \dot{\xi}_i \right) d\nu \right. \\ & \left. - \sum_{j=1}^n \int_{S_h} h N_j \theta_w dS = 0 \right. \quad (2) \\ & (i=1, 2, \dots, n) \end{aligned}$$

식이 된다. 여기에서 N_j 는 형상함수이고, h 은 자연경계 S_h 에 있어서의 열전달율, ν 는 물체가 점유하고 있는 영역을 의미한다. 식 (2)를 매트릭스 표시를 하면

$$\begin{aligned} [H] \{\theta\} + [P] \{\dot{\theta}\} + [Q] + [F] &= (0) \quad (3) \\ [H] &= \Sigma [H]^e, [P] = \Sigma [P]^e, [Q] = \Sigma [Q]^e, [F] = \Sigma [F]^e \quad (4) \end{aligned}$$

식이고 $[H]^e, [P]^e, [Q]^e, [F]^e$ 항들의 각 성분은

$$H_{ij}^e = \int_{\nu} \kappa (\operatorname{grad} N_j) (\operatorname{grad} N_j) d\nu + \int_{S_h} h N_j N_j dS \quad (5)$$

$$P_{ij}^e = \int_{\nu} \rho C N_j N_j d\nu \quad (6)$$

$$Q_i^e = \int_{\nu} \rho N_j \left(\sum_{i=1}^{N-1} l_i \dot{\xi}_i \right) d\nu \quad (7)$$

$$F_i^e = - \int_{S_h} h N_j \theta_w dS \quad (8)$$

식과 같다. 식 (5)~(8)에 있어서 ν 는 각요소가 점유하고 있는 영역을 나타내고 식 (3)에 있어서의 Σ 은 각 요소의 것을 모두 합한다는 의미이며 다만 S_h 상의 표면적에 있어서는 자연경계와 지정되어진 외부경계를 가진

요소만의 신술적 합산을 말한다. 식 (2)를 해석하는 과정에서 열전도율 k , 밀도 ρ , 비열 C 및 변형에너지를 고려한 조직의 변화 속도 ξ_i 가 온도 의존성이 있으므로 매트릭스 $[h], [P]$ 및 $[Q]$ 를 온도에 의존시켜 비선형으로 취하면 이 상태로서는 문제를 해결할 수 없다. 그러므로 현재의 온도를 시간 $t-\Delta t$ 와 $t+\Delta t$ 사이의 짧은 시간에서 직선적으로 변화한다고 가정하면 차분근사에 의하여 식 (3)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \frac{[H]_k (\{\theta\}_{t+\Delta t} + \{\theta\}_t + \{\theta\}_{t-\Delta t}) + [P] (\{\theta\}_{t+\Delta t} - \{\theta\}_{t-\Delta t})}{3} \Delta t \\ & + [Q]_t + [F]_t = (0) \quad (9) \end{aligned}$$

윗식을 $\{T\}_{t+\Delta t}$ 에 관하여 풀면

$$\begin{aligned} \{\theta\}_{t+\Delta t} &= - \left([H]_k + \frac{3}{2\Delta t} [P]_t \right)^{-1} \left\{ [H]_k (\{\theta\}_t, \{\theta\}_{t-\Delta t}) \right. \\ & \left. - \frac{3}{2\Delta t} [P]_k \{\theta\}_{t-\Delta t} + 3[Q]_t + 3[F]_t \right\} \quad (10) \end{aligned}$$

식이 된다. 그러므로 2개의 연속된 시간에서 $\{\theta\}_t$ 가 주어 진다면 그 이후의 시간 $\{\theta\}_{t+\Delta t}$ 는 식 (10)에 의하여 구할 수 있으므로 이 식에 의하여 고온물체의 급속냉각 과정에서 변형에너지를 고려한 유한요소법적 해석을 할 수 있다.

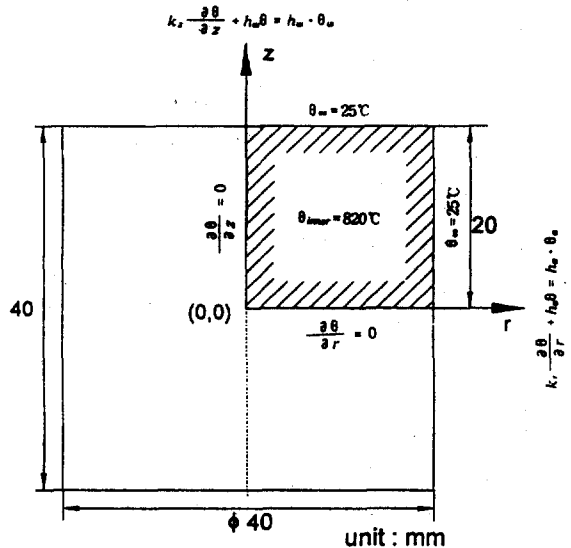


Fig. 1 The shape of model, initial and boundary conditions.

제3장 모델설정 및 해석과정

유한요소법은 변분원리(variational theorem)를 사용하여 미분방정식의 근사해를 구하는 직접해법(direct method of solution)의 일종이나 항상 모든 문제가 변분법적 접근이 가능한 것은 아니다. 그 이유는 에너지 원리에 상당하는 변분원리가 존재하지 않는 현상이 있기 때문이며 이러한 경우는 가중잔차법(weighted residual method)에 미분방정식의 해를 직접 구하는 해석방법과 그 미분방정식에 대응하는 汎函數(functional)의 최소화 조건으로부터 근사해를 구하는 변분법과의 중간적인 방법¹⁵⁾을 취하는 것이 효과적이다. 그러므로 본 연구에서는 비정상 상태의 온도계산을 위한 열전도방정식의 해법으로 가중잔차법 중 갤러킨법(Galerkin's method)을 적용하였고 미소중분 이론을 사용하여 미소시간 중분 Δt 에 대한 온도의 미소중분량을 구하였다.

설정된 모델은 직경 40mm, 높이 40mm의 유한원주의 기계구조용강(SM45C)로서 시험편이며 초기온도 820℃에서 25℃의 증류수에 급냉 시키는 경우에 대하여 변형을 이력을 고려한 2차원 비정상 상태의 온도분포의 변화양상을 구하였다. 담금질 과정 중에는 시험편과 냉각제 사이에 복잡한 열전도 및 전달과정을 수반하므로 재료의 물리정수를 일정하게 하는 경우 실제과정을 규명하기 곤란하여 관련된 선행연구¹²⁾의 실측 열전달계수(heat transfer coefficient)와 물리적 성질과 기계적 성질의 온도의존성 및 조직의존성을 고려하였다.

유한요소 모델은 축대칭 형상이므로 Fig. 1과 같이 원주의 종단면부에 대하여 고려하고, 시편의 형상 및 경계조건이 좌우 상하 대칭으로 이루어져 있기 때문에 모델의 우측 상단 1/4 부분만을 해석하였다. 해석을 위한 자료작성은 입력시간을 줄이고 자료의 정확성을 위하여 자동요소분할을 위한 auto mesh program을 이용하였고 Fig 2에 온도계산을 위한 요소분할도를 나타내었다. 분할은 중심 원점으로부터 r방향은 2.5mm×4개, 1.5mm×4개 및 1.0mm×4개 등 전체 20mm를 12개 구간의 요소로 나누었으며 z방향은 2.5mm×2개, 2.25mm×2개, 1.5mm×2개 및 1.0mm×2개 등 모두 10개 요소 구간으로 분할하였다. 그 이유는 시험편의 상하 단면보다는 원주면의 냉각이 膜沸騰 단계의 早期化와 核沸騰 단계의 氣泡流動性으로 인하여 빠른 냉각 거동을 보여 주므로 z방향보다 r방향을 세밀하게 분할하였고 표면부에서 온도의 변

화가 심하게 나타 날 것으로 예상되므로 중심부보다는 요소를 세밀하게 나누었다. 온도분포의 계산을 위하여 이용된 해석 모델을 143개의 절점(node)과 240개의 삼각형 요소(triangle element)로 분할하였다.

열전도 해석에 있어서는 온도구배에 큰 영향을 미치는 재료의 열전도율은 온도의존성을 고려하기 위하여 온도의 함수형태로 프로그램상에 입력되도록 하였으며 물체의 변형에 따른 온도구배의 변화를 구하기 위해 변형을 이력을 고려하여 해석하고 이를 고려하지 않은 경우와 비교 검토하였다.

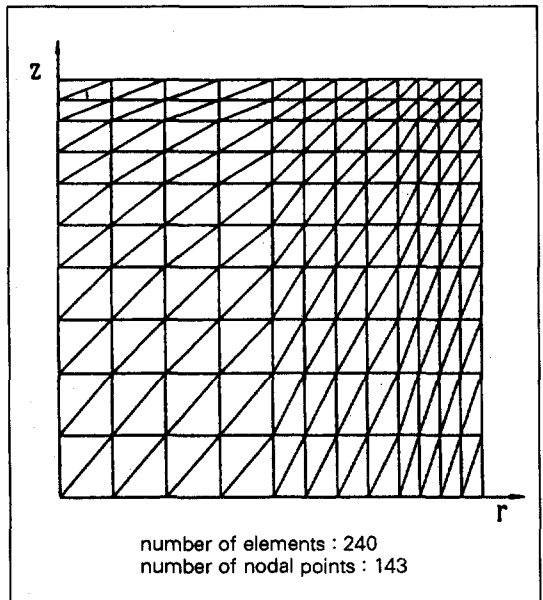


Fig. 2 Finite element mesh for temperature analysis.

제4장 해석결과 및 고찰

해석결과와 타당성을 검증하기 위하여 초기온도 (820)℃로부터 下部 遷移區域溫度(약 300℃ 이하)에 이르기까지의 냉각곡선을 시편 중심부로부터 r=11mm, z=19mm의 위치에서 CA열전대로 구한 실측냉각곡선¹²⁾과 변형을이력을 고려한 해석결과를 Fig 3에 나타내었다. 初期 溫度降下段階와 膜沸騰段階가 거의 형성되지 못하고 곧장 核沸騰段階로 진입하는 양상은 비슷하지만 對流段階의 발생시점이 실험의 결과가 0.1초 가량 해석

의 결과보다 느리게 나타난다. 그 이유는 실험결과의 경우 막비등과 핵비등 단계에서 형성된 기포의 일부가 측정점 부근에서 맹렬한 운동량으로 유동하는 수막운동현상이 열전달을 방해하기 때문이다. 각 냉각단계에서 측정결과와 변형율이력을 고려한 해석결과가 3~5% 이내로 비교적 일치하고 있는데 이것은 선행 연구결과¹²⁾ 5~8% 이내 오차보다 정확도가 향상되었다.

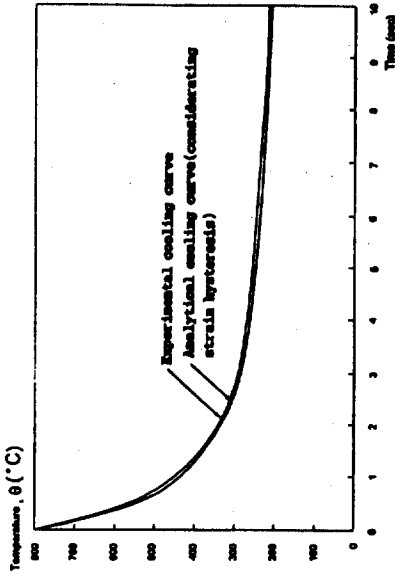
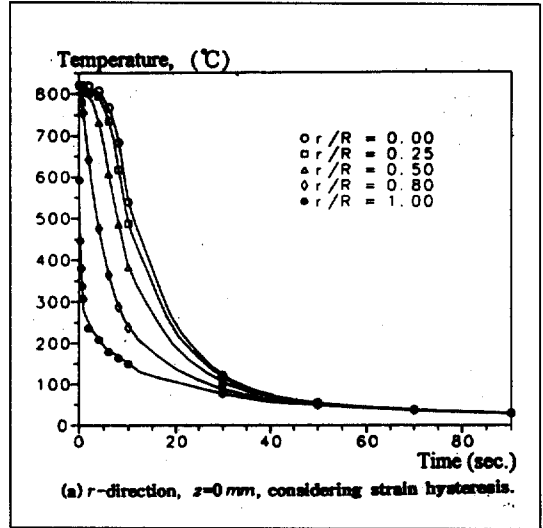


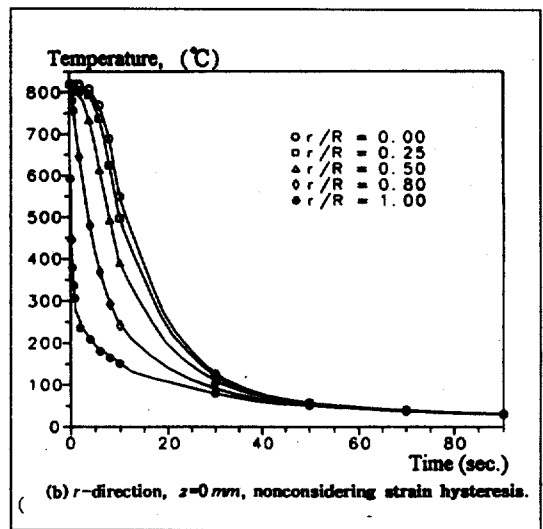
Fig. 3 Comparison of experimental and analytical cooling curves at $r=11\text{mm}$, $z=19\text{mm}$.

Fig. 4의 (a), (b)는 시편의 중심부로부터 원주방향에 따른 온도분포도를 반경비 (r/R) 0.00, 0.25, 0.50, 0.80 및 1.00과 냉각시간에 따라 도시한 것이며 (a)그림은 변형율이력을 고려한 온도분포를, (b)그림은 고려하지 않은 경우의 결과이다. 이 그림에서 알 수 있듯이 반경비가 1.00의 경우 10초 이내에 150℃ 이하로 온도가 하강하였으나 반경비 0.00은 545℃, 0.25는 490℃, 0.50은 390℃, 0.80은 245℃ 가량의 온도분포를 보이고 있다.

시편 중심부로부터 축방향에 따른 온도변화를 변형율이력을 고려한 경우와 그렇지 않은 경우에 대하여 축비 (z/Z)와 냉각시간에 따라서 도시한 Fig.5는 반경비에 비



(a) r -direction, $z=0\text{mm}$, considering strain hysteresis.



(b) r -direction, $z=0\text{mm}$, nonconsidering strain hysteresis.

Fig. 4 Analytical cooling curves.

교하여 축비 0.50 이하는 온도가 2~15℃ 낮으나 0.50~1.00 사이에는 10~35℃ 가량 높게 나타났다. 이와 같이 변형율이력을 고려한 경우 축비 0.8까지는 냉각속도 (cooling rate, $^{\circ}\text{C}/\text{sec}$)가 80 $^{\circ}\text{C}/\text{sec}$. 이하로 형성되기 때문에 냉각속도에 의해 온도가 변화하는 A_r' 변태가 예상되며 시편표면부로 진행할수록 냉각속도가 증가하므로 A_r' 변태가 발생할 것으로 사료된다.

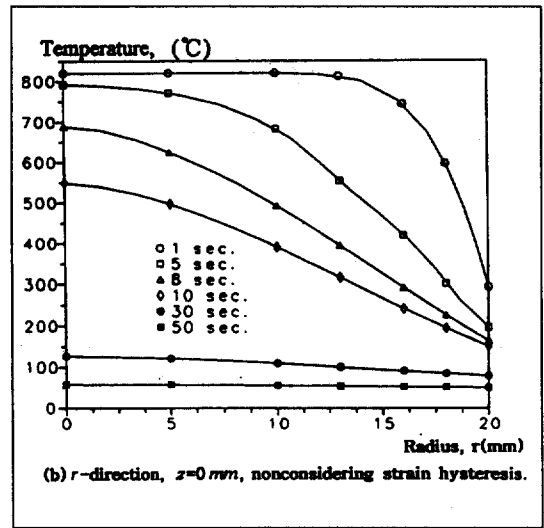
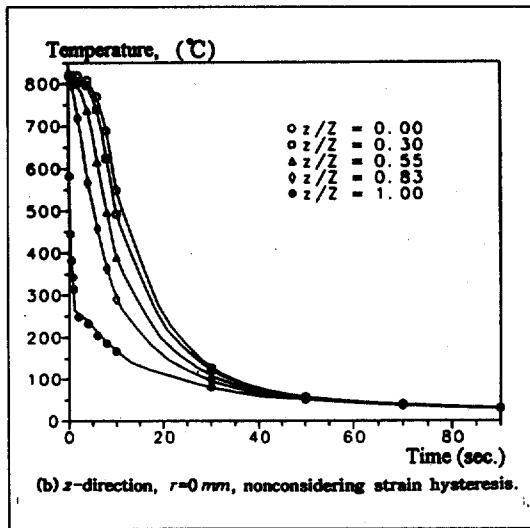
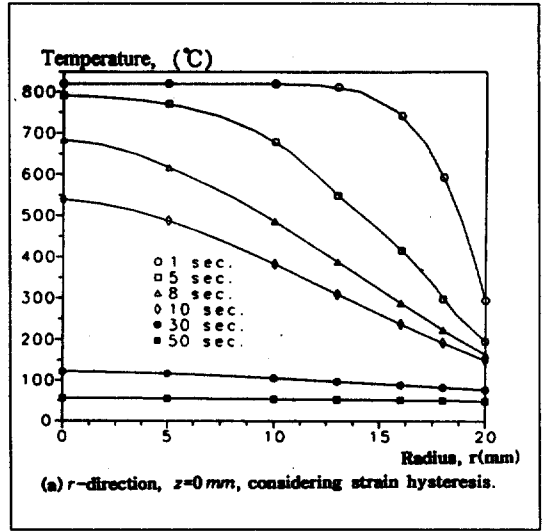
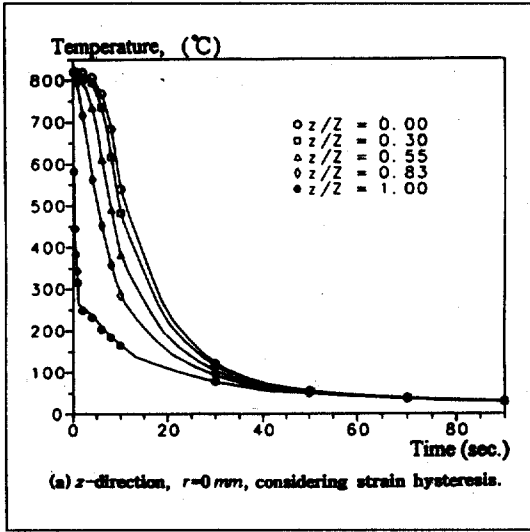


Fig. 5 Analytical cooling curves.

Fig. 6 Temperature gradient during quenching according r-direction.

Fig. 6은 $z=0\text{mm}$ 이고 r방향은 0에서 20mm까지 변화하여 냉각시간을 1, 5, 8, 10, 30, 및 50초로 진행시켰을 때 (a)는 변형율이력을 고려한 경우(b)는 변형율이력을 고려하지 않은 경우를 시편 전영역에 대한 온도구배를 표현 하였다. 변형율이력을 고려한 경우 냉각시간이 1초 경과 할 때 r방향 12.5mm까지는 초기온도를 유지하나 20mm부근에서는 300℃ 정도로 감소한다. 아울러 5, 8 및 10초로 냉각시간이 계속 진행할 경우 $r=5\text{mm}$ 에서

785℃, 635℃ 및 495℃ 부근으로 온도가 저하되며 30과 50초에서는 시편중심부와 표면부가 1.25℃/mm 정도의 온도구배를 유지한다.

$r=0\text{mm}$ 이고 z방향을 변화시켜 냉각시간에 따른 온도구배를 보여 주는 Fig. 7은 변형율이력의 고려여부와 관계없이 비슷한 온도분포 거동을 나타낸다.

물론 그림상으로는 큰 차이점이 없으나 약간의 온도차이는 수치적으로 계산이 이루어졌고 변형율이력을 고려

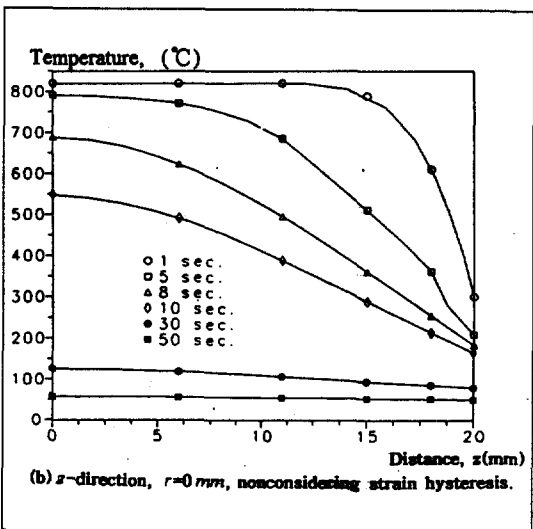
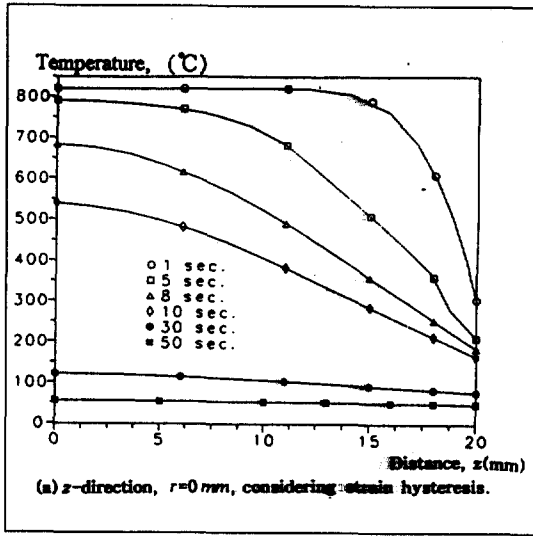


Fig. 7 Temperature gradient during quenching according z-direction.

한 경우가 실험의 결과¹²⁾와 보다 근사하게 접근하고 있음을 알 수 있었다.

기준상태(시편의 초기온도=820℃, 냉각제온도=25℃)에서 완전 담금질 처리를 하여 냉각시간이 1초경과 하였을 때 변형응력을 고려한 경우 시편내의 등溫度線을 보여 주는 Fig. 8은 반경비와 축비가 0.8 이상 즉 $r=16\text{mm}$ 부근에서 매우 급격한 온도변화를 나타낸다. 이

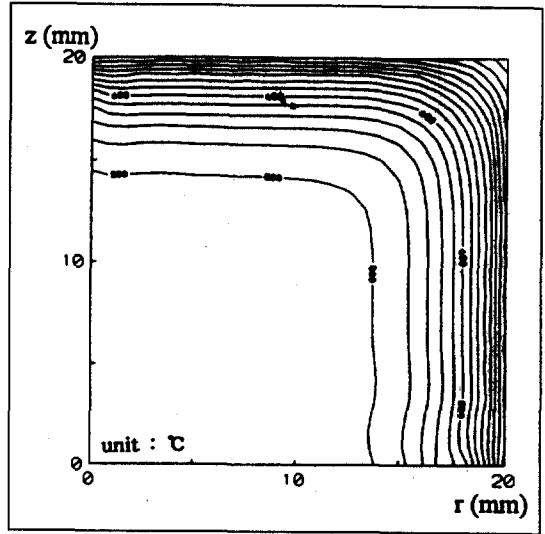


Fig. 8 Temperature contours with considering strain hysteresis at 1 sec. after quenching.

영역의 냉각저동은 680~320℃까지 온도가 강하하여 140~500℃/sec.의 냉각속도를 가지므로 기준상태의 오스테나이트 조직은 트루스타이트(troostite) 마르텐사이트(martensite)조직으로 변화할 것이다. 물론 시편에서 반경과 축방향의 외각으로 진행할 수록 마르텐사이트 조직의 비율이 증가할 것으로 사료된다. 시편의 모서리부는 r과 z축상의 표면부보다 약 120℃ 이상 온도가 저하되어 240℃까지 냉가되므로 580℃/sec.의 냉각속도를 보유하여 잔류 오스테나이트(retained austenite)와 마르텐사이트의 混合組織이 생성될 것이다. 그러나 이 과정에서 발생된 잔류 오스테나이트는 템퍼링(tempering)이나 심냉처리(sub-zero treatment)와 같은 후속 열처리를 조속히 시행하지 않으면 담금질균열(quenching crack)을 유발하는 요인으로 작용한다.

Fig. 9는 냉각시간이 5초 경과한 후 시편내 온도 분포를 나타낸 그림으로서 약 $r, z=10\text{mm}$ 까지 와 $r=20\text{mm}$ 의 상단부위에서는 비교적 완만한 온도구배를 가진다. 그러나 전자의 경우는 시편 표면부에서 발생하는 냉각작용에 의하여 시편내부의 열전도 현상의 냉각과정을 보여 주지만, 후자의 경우를 Ms(martensite start)의 A_{r^2} 변태온도까지 냉각이 충분히 이루어져 이 영역의 대부분에서 V_2 임계냉각속도(V_2 critical cooling rate) 이상으로

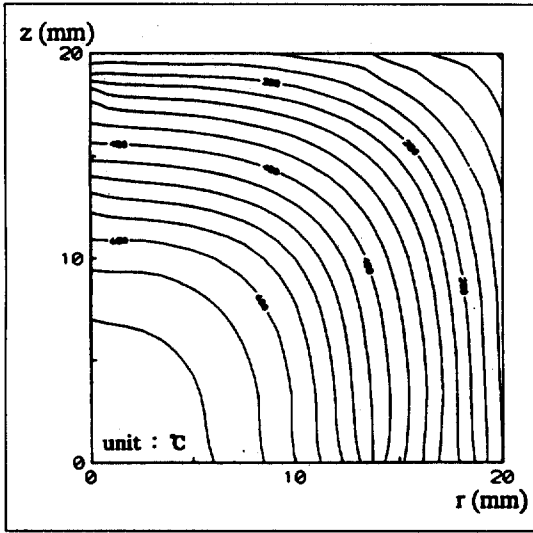


Fig. 9 Temperature contours with considering strain hysteresis at 5 sec. after quenching.

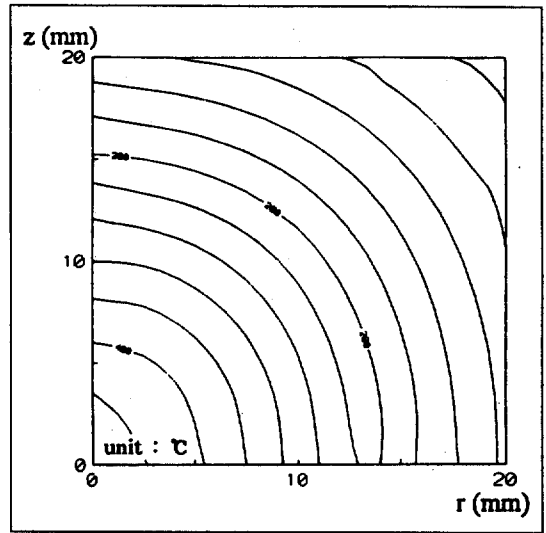


Fig.10 Temperature contours with considering strain hysteresis at 10 sec. after quenching.

냉각속도를 가지므로 마르텐사이트 조직이 생성되어 있을 것으로 사료된다.

냉각개시 10초 이후 시편의 온도분포를 나타내는 Fig. 10은 냉각시간이 5초 경과한 경우에 비교하여 중심부의 등온도선은 최고 520°C로 저하되었을 뿐 아니라 등온도선의 간격이 점차 확대되는 양상을 볼 수 있다. 이는 시편의 중간부와 외각부에서는 열전도거동이 안정한 상태로 진입하고 있음을 의미하며 최저온도 한계선(120°C)도 $r, z = 16.5\text{mm}$ 위치로 Fig. 9에 비하여 2.2mm 정도 시편의 내부로 이동하였다. 이것은 선행 연구결과¹²⁾인 변형에너지를 고려하지 않은 경우보다 최고온도는 140°C 저하되었고 최저온도는 40°C 상승하였으며 최저온도 한계선($r, z = 16.5\text{mm}$)의 위치도 1.1mm 정도 적게 이동한 것이다.

Fig. 11은 냉각제 증류수를 사용한 경우 냉각말기에 해당하는 냉각개시 30초 후의 온도분포를 나타낸 그림이다. 등온도선의 간격이 거의 일정하므로 고온 온도구배를 보유하고 있음을 알 수 있고 등온도선 한 개의 간격은 4°C이며 최고온도 120°C, 최저온도 54°C이므로 온도구배는 약 3.3°C/mm에 이른다. 이 경우 시편의 중심부가 Ar^{γ} 변태온도(약 210°C) 이하에 도달하였으나 마르텐사이트 조직이 창출되는지 여부는 V_1, V_2 임계냉각속도, 질량효과(mass effect) 및 오스테나이트의 화학적 성분에 따라 결정되는 사항이므로 고려하여야 할 인자들이 다양하여 현재 상태로는 정확한 분석이 곤란하다.

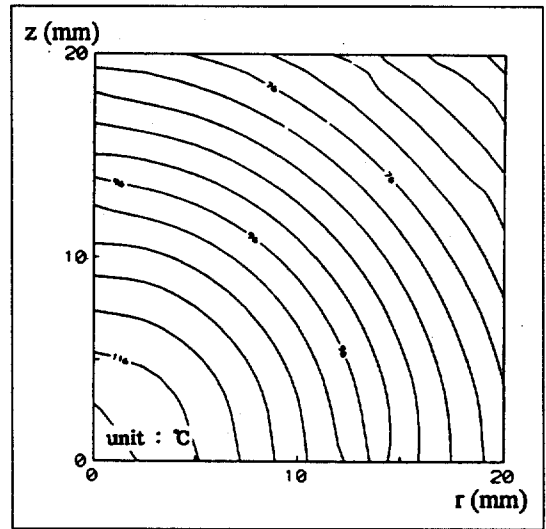


Fig.11 Temperature contours with considering strain hysteresis at 30 sec. after quenching.

이 조직이 창출되는지 여부는 V_1, V_2 임계냉각속도, 질량효과(mass effect) 및 오스테나이트의 화학적 성분에 따라 결정되는 사항이므로 고려하여야 할 인자들이 다양하여 현재 상태로는 정확한 분석이 곤란하다.

제5장 결론

탄소강을 A_3 변태온도 이상에서 임계냉각속도 이상에서 냉각을 시키면 γ -Fe 중에 고용되어 있는 C가 Fe_3C 로 석출될 여유없이 α -Fe에 잔류하게 됨으로 결정격자가 심한 변형을 일으켜 내부응력과 경도가 상승하는 성질을 이용하는 담금질처리 과정에서 시편내부의 온도분포 및 구배의 거동을 유한요소법을 이용하고 변형율이력을 고려한 연구에서 얻은 결론은 다음과 같다.

1. 선행 연구결과¹²⁾인 실측 냉각곡선과 변형율이력을 고려한 유한요소법으로 도출한 냉각곡선의 비교는 해비단계를와 대류단계에서 약 3~6% 오차로 비교적 일치하고 변형율이력을 고려하지 않은 경우보다 2~3% 정도의 해의 정확성을 재고시킬 수 있었다.
2. 반경방향과 축방향에서 냉각시간에 따른 온도구배는 반경비 및 축비가 0.8 이상에서 Ms의 A_1 변태가 일어날 것으로 예측되므로 이 영역에서는 일부의 잔류 오스테나이트와 대부분의 마르텐사이트 조직이 생성될 것이다.
3. 냉각시간에 따른 온도구배는 변형율이력의 고려여부와 관계없이 비슷한 온도분포 경향을 나타내며 그림상에서는 차이점이 거의 없으나 약간의 온도 편차는 수치 계산에서 이루어졌고 변형율이력을 고려한 경우가 실험의 결과와 보다 근사하게 접근하고 있음을 알 수 있었다. 그리고 탄소강의 담금질처리 과정에서 유한요소법의 기법을 도입하여 열적거동의 해석을 시도할 경우 물체표면의 열전달계수가 시간에 의존하는 문제, 재료의 역학적 거동이 상변태나 변형율이력에 의한 열용력의 변화 등의 후속연구가 이루어져야 할 것으로 사료된다.

參考文獻

- 1) O. C. Zienkiewicz and I. C. Corneau : Int. J. Num. Meth Engrg., 1974, Vol. 8, pp.821~845.
- 2) 利岡靖繼 : 機械の研究, 1978 Vol. 30, No. 8, pp.938~942
- 3) T. Inoue, B. Raniecki : J. Mech. Phys. Solid, 1978, Vol. 26, pp.187~212.
- 4) 岸野考信, 長岐滋, 井上達雄 : 材料, 1979, 第28卷, 第312號, pp.861~867.
- 5) R. Schroder : International Symposium on the Calculation of Internal Stresses in Heat Treatment of Metallic Materials (Sweden), 1984, pp.23~42.
- 6) M. B. Kanchi, O. C. Zienkiewicz and D. R. Owen : Int. J. Num., Meth. Eng., 1978, Vol. 12, pp.169~181.
- 7) 金鈺三, 具本權 : 熱處理工學會誌, 1994, 第7卷, 第4號, pp.233~243.
- 8) 金鈺三, 宋寬欽, 具本權 : 熱處理工學會誌, 1995, 第8卷, 第1號, pp.12~23.
- 9) 天野度一, 鎌田昊郎 : 鐵と鋼, 1978, 78-S, pp.254~260.
- 10) 井上達雄 : 日本機械學會論文集(A編), 1984, 第50卷, 第451號, pp.285~290.
- 11) 閔壽泓, 具本權 : 仁荷大學敎 産業科學技術研究所論文集, 1985, 第13輯, pp. 449~454
- 12) 金鈺三, 曹義一, 辛榮雨 : 熱處理工學會誌, 1994, 第7卷 第2卷 pp.103~110.
- 13) J. Burke : The Kinetics of Phase Transformation in Metals, 1965, 1st. Ed., Pergamon Press Ltd., New York, pp.346~359
- 14) Zienkiewicz : The finite Element Method in Engineering Science, 1982, 2nd. Ed., McGraw-Hill Co., New York, pp.256~286.
- 15) D. W. Pepper and J. C. Heinrich : The Finite Element Method, 1992, 3rd. Ed., Hemisphere Pub Co., New York pp422~426.