한국소성가공학회지 제 4 권 제 4 호, pp. 375~389, 1995

〈論 文〉

"H" 형강압연의 수치해석

박종진* · 정낙준** · 김재주***

(1995년 8월 28일 접수)

A Numerical Analysis of "H" Shape Rolling

Jong-Jin Park, Nak-Joon Jeong and Jae-Joo Kim

Abstract

In H shape rolling, accurate predictions of deformation and temperature distribution in a billet are quite important because they are the main factors in determining roll calibers and roll pass schedules. Many researches have been performed to achieve the predictions, but most of them are limited to single pass or isothermal assumptions. In the present investigation, it is attempted to develop a method to predict the deformation and temperature distributions which is applicable to a complete rolling process that usually consists of several rollings under different rolls for a period of time. The method works by coupling two analyses : one is an approximate analysis for temperature distribution prediction and the other is the slab-FEM hybrid analysis for deformation prediction. The method is applied to analyze a "H" shape rolling process consisting of nine passes under four different rolls. In the present paper, basic ideas of the method are presented. Also, shapes of cross sections, strain and temperature distributions, roll separating force and roll torque predicted by the method are discussed.

Key Words : H Shape Rolling(H 형강압연), Nonisothermal Rolling(열간압연), Finite Element Method(유한요소법), Slab Method(슬래브법), Roll Caliber(로울공형), Roll Pass Schedule(압연패스 스케쥴)

1. 서 론

압연가공은 균일한 단면형상을 가진 긴 제품을 만드는데 있어 그 경제성과 다양성으로 소성가공분야에서 매우 중요한 위치를 차지하고 있다. 이 가공방법은 다른 소성가공에 비하여 대량생산에 적합하며, 소재 내부의 기공을 압착하여 제거하고 적당한 소성 변형량을 가하여 균등하고 우수한 기계적 성질을 준다. 최근에 연속주조법의 발달

*홍익대학교 기계공학과
**신도리코(주)
***인천제철(주)

로 인해 형강 및 평판압연의 생산성이 증대되고 있으며 고부가가치 산업으로의 전환에 따라 다양한 합금과 형상의 소재를 경제적으로 압연할 방법을 강구하고 있다. 일반적으로 압연제품의 성공여부는 압연공정변수의 최적설계에 달려 있다. 하지만 압연 공정변수의 최적설계는 상당히 복잡한 문제들을 수반하므로 이를 위한 많은 연구가 진행되고 있다.

평판압연에 대하여는 공정의 기하학적 단순성으로 인해 지금까지 실험적, 수치해석적 연구가 많이 행해져 왔으나, 구조용 형강(H-beam, I-beam, T-beam, 채널강 등)과 레일, 일반목적 및 특수목적용 각종 봉강등을 생산하는 형강압연에 대하여는, 공정의 복잡성으로 인해 체계적인 연구, 특히 수치해석적 연구가 매우 미미한 실정이다. 형강압연이 평판압연과 다른점은 압연 롤 사이에서 소재가 3차원적으로 복잡하게 변형한다는 것이다. 이러한 복잡성에도 불구하고 공정의 설계가 정량적으로 이루어질 수 있으려면 소재의 변형과 소요동력이 미리 예측되어야 한다. 이를 위해서는 필수적으로 컴퓨터를 이용한 공정의 수치적 해석과 물리적 모형에 의한 실험적 검증이 수반되어, 보다 근본적으로 공정을 이해할 수 있어야 한다.

일반적으로 열간압연의 경우 소재는 한번의 압연공정을 거친후 다음 압연공정까지 이송되는 시간을 갖게 된다. 이 이송시간동안에 소재의 표면에서는 대류와 복사에 의한 열전달이 일어난다. 또한 압연이 행해질 때 소재가 로울과 접촉하면서 열전달이 발생하고 소재가 변형을 하면서 열이 발생한다. 이러한 열전달은 소재내의 온도분포를 결정짓게 된다. 보통 압연소재는 온도에 따라 다른 변형거동을 보이므로 열간압연시 소재내의 온도분포는 소재의 변형, 압하력과 압연토오크에 영향을 미치게 된다. 일례로 열간압연이 이루어지는 800 ℃~1000 ℃의 온도범위에서 1 % 의 온도편차는 소재의 유동응력에 최대 10 % 의 영향을 준다는 보고도 있다.[1] 따라서 제품의 회수율을 높이고 생산성을 향상시키기 위해서는 압연공정중 발생하는 소재의 변형과 온도분포를 정량적으로 해석해야 한다. 이를 위하여 컴퓨터를 이용한 수치해석이 많이 시도되고 있다.

열간압연시 온도변화를 무시하고 균일한 온도분포로 가정하여 수행한 해석[2~4]을 시도로 하여 최근에 온도분포를 고려한 해석[5~7]에까지 발전하게 되었다. 하지만 대부분의 경우 온도분포를 가정하였거나 압연패스중에 발생하는 열전달만을 고려함으로 여러번의 압연패스를 필요로 하는 일반적인 열간압연에는 실제 적용이 어려웠다. 따라서 이송시간중의 열전달을 포함한 해석을 수행하여 소재의 온도분포를 예측할 수 있는 압연해석기술의 개발이 필요하게 되었다.

본 연구에서는 소재가 로울과 접촉했을 때의 열전달계수가 이송중의 열전달계수에 비해 크지만 접촉시간은 매우 작기 때문에 열전달량은 크지 않고 또한 이송하는 중에 열적평형이 일어난다고 가정하여 로울접촉면에 의한 열손실은 무시하였다. 또한 압연진행방향으로의 열전달이 미소하다고 가정하여 소재단면에 대한 2 차원 열전달로 가정하였다. 이송중에 발생하는 대류와 복사에 의한 열전달은 표면으로 부터의 거리를 이용하여 온도분포를 예측하였으며 원형단면과 H 형단면에 응용해 보았고 이의 검증을 위하여 상용 열전달해석 프로그램인 ADINA-T 의 결과와 비교해 보았다. 변형열의 해석은 변형에너지가 열로 변환되는 양을 계산하였고 단면에서 불균일한 변형률 분포로 불균일한 온도상승이 일어나지만 이송중에 열적평형이 일어나므로 균일한 온도상승이 일어난다고 가정하였다.

2. 열전달해석

온도가 T_i로 균일한 반무한 고체에 대하여 경계표면에서 대류가 발생한다는 경계조건에 대하여 1차원 비정상상태의 열전달을 고려하여 아래의 식(3)을 유도하였다.[8,9] 이 식에서 소재내의 온도는 표면에서의 거리 x와 시간 t의 함수 $T=T(x,\ t)$로 표현하였다.

초기조건 : $T(x,\ 0)=T_i$로 균일온도분포(반무한 고체) (1)

경계조건 : $$-k\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0}=\overline{h_c}[t_\infty-T(0,\ t)] \tag{2}$$

$$\frac{T(x,t)-T_i}{T_\infty-T_i}=erfc\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right)-\exp\left(\frac{\overline{h_{cx}}}{k}+\frac{\overline{h_c}^2at}{k}\right)\cdot erfc\left(\frac{x}{2\sqrt{at}+\frac{h_c\sqrt{at}}{k}}\right) \tag{3}$$

$\overline{h_c}$는 대류열전달계수이고 k는 고체의 열전도율이며 α는 열확산계수이다. 식(3)은 대류경계조건의 엄밀해라고 할 수 있다. 하지만 일반적으로 열간압연시 소재의 온도는 1000℃이상이므로 표면에서 복사에 의한 열전달을 무시할 수 없다. 그러므로 식(4)의 복사경계조건을 식(5)와 같이 대류경계조건의 형태로 전환하여 대류경계조건과 복사경계조건을 합쳐 아래의 식(6)과 같은 경계조건으로 정리하였다. 식(3)을 초기조건(1)과 경계조건(6)에 대하여 전개한다면 식(7)[추후 온도방정식으로 칭한다]과 같이 표현된다.

$$-k\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0}=\sigma\varepsilon[T_\infty^4-T_0^4] \tag{4}$$

$$-k\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0}=\sigma\varepsilon(T_\infty^2+T_0^2)(T_\infty+T_0)[T_\infty-T_0] \tag{5}$$

$$-k\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0}=\{\overline{h_c}+\sigma\varepsilon(T_\infty^2+T_0^2)(T_\infty+T_0)\}[T_\infty-T_0]=h_{c,r}[T_\infty-T_0] \tag{6}$$

$$\frac{T(x,\ t)-T_i}{T_\infty-T_i}=drfc\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right)-\exp\left(\frac{h_{c,r}x}{k}+\frac{h_{ckr}^2at}{k^2}\right)\cdot\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}+\frac{h_{c,r}\sqrt{at}}{k}\right) \tag{7}$$

식(3)의 열전달계수는 상수인데 반하여 경계조건(6)의 열전달계수 $h_{c,r}$은 대류·복사 열전달계수로서 표면온도 T_0가 변함에 따라 일정치 않은 값을 갖게 되므로 온도방정식은 어느정도의 오차를 내포하고 있다. 이러한 오차의 크기를 검토하기 위하여 온도방정식에 실제 물성치의 값을 적용하여 ADINA-T의 해석결과와 비교하여 보았다. 이식을 소재가 강(1.5 %C)이라고 가정하였다. 이 경우 열전도율 $k=36$ W/mK, 밀도 $=7753$ Kg/m^3, 비열 Cp$=486$ J/KgK, 열확산계수$=0.97\times10^{-5}$m^2/s, 대류열전달계수 $h=30$ W/m^{2}K이다.[10] Stefan-Boltzmann 상수 $\sigma=5.67\times10^{-8}$ W/m^{2}K, 압연소재표면의 복사도 $\varepsilon=0.8$로 가정하였다.[11] 이 경우에는 한쪽 평면에서는 대류와 복사열손실이 발생하고 다른 평면은 단열되어 있어 두께방향으로 1차원 열전달이 발생한다. Fig. 1에 10초 경과했을 때까지 온도방정식과 ADINA-T의 해석결과가 비교되어 있다. 10초 경과시 표면에서 2℃의 비교적 작은 오차를 보인다. 따라서 온도방정식은 대류와 복사열전달에 의한 온도분포를 비교적 정확히 예측할 수 있음을 알 수 있다. 복사로 인한 열손실의 영향을 예측하기 위하여 대류와 복사열손실에 의한 온도분포와 대류열손실에 의한 온도분포를 비교하여 보았다. 전자의 경우가 표면에서 2초경과시

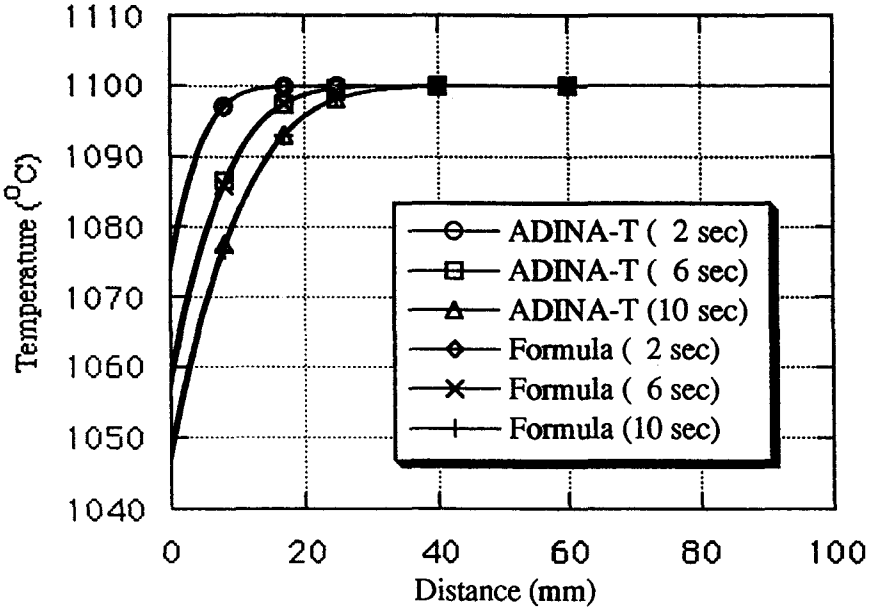


Fig. 1 Temperature distributions under radiation/convection boundary conditions in one dimensional heat transfer

20 ℃ 정도, 10 초경과시 40 ℃정도가 낮은 온도분포를 나타내므로 복사로 인한 열손실을 무시할 수 없음을 알 수 있었다.

압연공정은 일반적으로 여러번의 압연패스로 이루어져 있으므로 임의의 패스에서 소재의 온도분포를 예측하기 위해서는 여러번의 열전달해석이 필요하다. 하지만 가열로에서 나온 후부터는 소재온도가 균일하지 않게 되므로 앞에서 유도한 온도방정식을 그대로 사용할 수 없다. 그러므로 온도분포를 2 차방정식으로 근사시켜 임의의 패스에서 소재의 온도분포를 예측할 수 있는 기법을 개발하였다.[12] 이 근사방정식을 2 차원 단면에서 발생하는 대류 및 복사열전달해석에 응용하여 보았다. 우선 임의의 다각형에 대하여 10 초에서 50 초 경과시까지 온도분포를 계산하여 보았다. 이 계산에서 표면의 각도에 따른 온도변화를 보완하기 위해 각도보정함수를 도입하였다. 임의 각도에서의 온도감소량과 180 °각도의 온도감소량의 비를 계산해 보았는데 각도에 대한 온도감소량비는 시간에 따라 거의 차이를 나타내지 않았다. 온도감소량비는 식(8)과 같이 각도의 지수함수로 표현될 수 있음을 알 수 있었다.

$$\frac{\Delta T_\theta}{\Delta T_\pi}=2.66\cdot\theta^{0.878} \tag{8}$$

여기서 θ 는 표면각도를, ΔT_θ 는 임의의 표면이 각도를 이룰 경우에 온도감소량을, ΔT_π 는 평면일 경우에 온도감소량을 뜻한다.

이 방법을 원형단면에 적용시켜 보았다. 원형단면은 대칭이므로 1/4 단면에 요소망을 구성하고 대류 및 복사열전달해석을 수행하였다. 원형단면의 반지름은 100 mm이고 물성치들은 앞에서 사용했던 값들을 그대로 사용하였다. Fig. 2 의 (a), (b), (c), (d), (e)에 ADINA-T로 해석한 10 초, 20 초, 30 초, 40 초, 50 초경과후 내부온도분포가 나타나 있다. 근사방정식을 X, Y 두 방향으로 적용시켜서 근사해석을 수행한 결

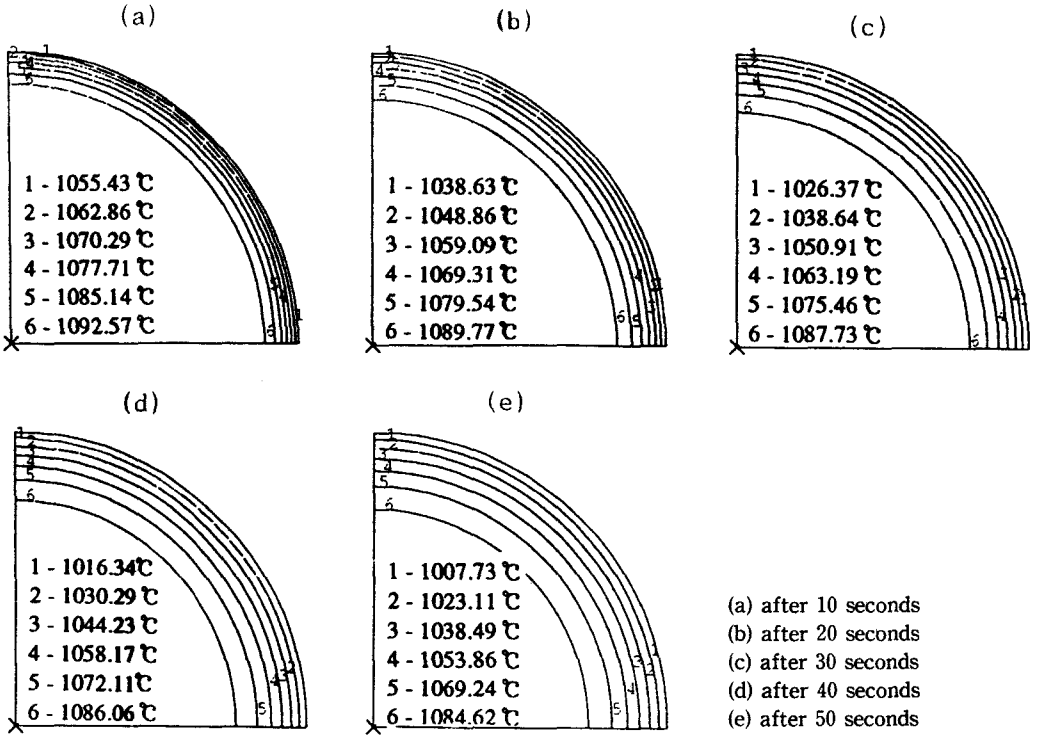


Fig. 2 Temperature distributions predicted by ADINA-T for a circular cross section:

과를 ADINA-T의 결과와 비교하여 보면 전체적인 온도정도는 비슷하게 나타나지만 온도분포의 형태가 시간이 진행될 수록 비대칭원형으로 나타났다. 이런 오차를 없애기 위해 근사방정식을 가장 근접한 경계면 방향과 이에 직교하는 방향을 고려하여 근사해석을 수행하고 표면에 대하여 온도감소량비의 함수를 적용하여 보았다. 온도분포는 대칭원형으로 나타나며 ADINA-T의 결과와 비교하였을 때 경계면의 온도는 오차가 2~6 ℃정도로 유사하였다. 그러나 경계면의 바로 안부분에서 온도가 경계면보다 낮아지는 문제가 발생하였는데 이는 경계면에서만 각도보정함수를 적용하였기 때문이다. 따라서 최소거리의 경계면방향과 이에 직교방향으로 근사방정식을 적용시키고 표면뿐만 아니라 소재내부에서도 각도보정함수를 적용하여 보았다.

Fig. 3의 (a), (b), (c), (d), (e)에 10초, 20초, 30초, 40초, 50초경과후 근사해석의 온도분포가 나타나 있다. Fig. 2의 10초가 경과했을 때 ADINA-T의 해석에 의한 표면온도보다 근사해석에 의한 표면온도가 약 6 ℃가량 낮게 나타나고 첫번째 온도등급의 위치가 ADINA-T에서 보다 약간 더 중심쪽으로 위치해 있으나 여섯번째 온도등급으로 갈수록 그 위치들은 일치하게 된다. 30초가 경과했을 때 ADINA-T와 근사해석의 표면온도차이는 근사해석이 2 ℃ 정도 낮게 나타나 표면온도의 오차는 줄어들었고 역시 첫번째 온도등급의 위치가 ADINA-T의 위치보다 약간 중심쪽으로 위치해 있다. 50초가 경과했을 때의 표면온도의 차이는 근사해석이 6 ℃ 정도 낮게 나타나 오차가 30초에서 보다 더 증가하였는데 이는 각도보정함수에 내재된 미약한 오차로 인해 나타난 것으로 사료된다. 50초에서도 근사해석에서의 첫번째 온도등급의

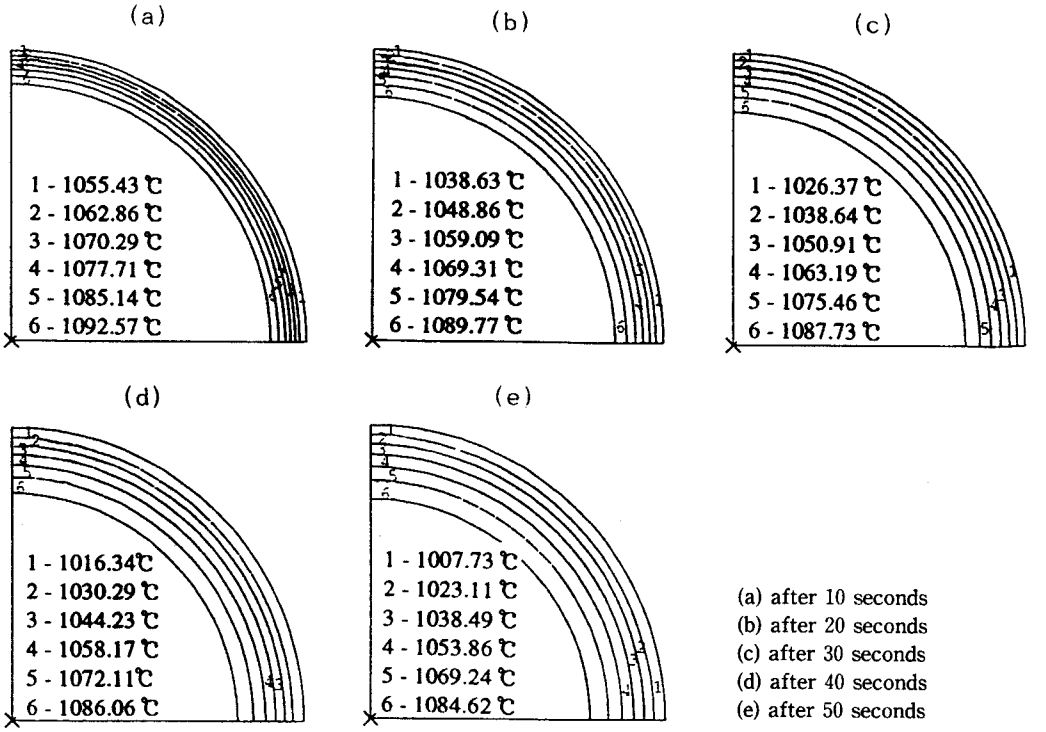
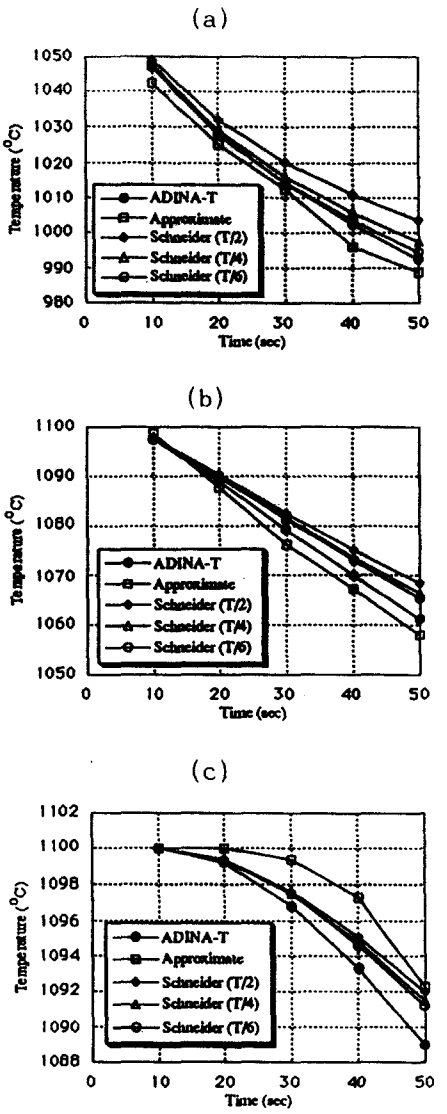


Fig. 3 Temperature distributions by approximate equation for a circular cross section:

위치가 ADINA-T에서의 위치보다 더 중심쪽으로 향해 있으나 이는 큰 차이를 보이지 않으며 여섯번째 온도등급에 가서는 그 위치가 거의 일치한다.

그러나 이와같은 근사방정식을 사용하기 위해서는 온도분포기울기에 해당되는 2차 계수항의 시간에 대한 함수를 구하는 과정이 필요한데 소재에 따라서 각각 구해야 하는 번거로움이 따른다. 그러므로 온도방정식을 계속해서 사용할 수 있는 방법을 고찰하였다. 보통 압연공정의 한 패스후 변형에 의해서 상승되는 온도는 1~2 ℃ 정도로 큰 온도상승이 일어나지 않는다. 그러므로 매 패스마다에서 초기온도를 이 온도상승량을 더해준 온도로 하고 누적시간에 대하여 온도방정식을 적용한다면 보다 간편하고 오차가 크지 않은 1차원 열전달방정식을 구할 수 있다. 즉 첫번째 패스에서는 초기온도와 첫 이송시간에 대하여 온도방정식을 사용함으로써 1차원 열전달방정식을 구하고 그 다음패스에서는 이전패스의 초기온도에 변형온도상승량을 더해준 온도를 초기온도로 하고 처음부터 해석시까지 걸린 시간에 대하여 온도방정식을 사용하여 보았다. 이 방법을 위의 원형단면소재에 적용해 보았다. 여기서 대류복사를 고려한 열전달계수가 표면온도의 함수이므로 가열로에서 나와서 현재 압연공정전까지 걸린 시간, T 의 1/2 과 1/4, 1/6 에서의 표면온도를 각각 적용하여 보았다. 소재의 반경은 150 mm이고 Fig. 4의 (a), (b), (c)는 각각 반지름이 150 mm, 126 mm, 105 mm 인 위치에서 ADINA-T의 결과와 근사해석결과 $T/2$, $T/4$, $T/6$ 의 표면온도에 대한 열전달계수를 적용한 결과를 비교하였다. Fig. (a)를 보면 $T/6$ 의 표면온도에 대한 열전달계수를 적용한 결과가 ADINA-T의 결과에 가장 근접한 결과를 보이며 근사해석결과는



(a) 150 mm from center point
(b) 126 mm from center point
(b) 105 mm from center point

Fig. 4 Temperature distributions by direct use of temperature equation for a circular cross section:

ADINA-T의 결과와 2~7 ℃의 차이를 보이며 불규칙한 변화를 보이고 있다. Fig. (b)를 보면 근사해석결과가 ADINA-T의 결과와 가장 근접한 결과를 보이며 $T/6$의 표면온도에 대한 열전달계수를 적용한 결과는 50 초가 경과했을때 ADINA-T의 결과와 5 ℃ 정도의 차이를 보인다. Fig. (c)를 보면 $T/6$의 표면온도에 대한 열전달계수를 적용한 결과가 ADINA-T의 결과와 가장 근접하며 근사해석결과는 30 초와 40 초경과시 13~20 ℃정도의 차이를 보인다. 이로써 온도방정식을 계속해서 사용하는 방법이 비교적 높은 정확도를 갖음을 알 수 있다.

압연가공시 소재에서 변형이 발생하고 이때 변형에너지가 열로 전환되면서 온도가 상승하게 된다. 형강압연시 소재의 변형률은 단면상에서 볼때 불균일하다. 따라서 온도상승이 불균일하지만 압연가공후 이송구간동안에 열량이동이 일어나서 단면에서 열적평형이 이루어 진다고 가정하여 균일한 온도상승량을 갖는다고 가정하였다. 변형에 의한 온도상승량(ΔT)은 식(9)와 같이 표현된다. 변형에너지는 80~90 % 만이 열로 전환되므로 열전환계수 η를 곱해 주는데 본 연구에서는 0.9를 사용하였다. 아래식에서 아래첨자 e는 유한요소를 의미한다.

$$\Delta T=\frac{\eta \Delta E}{A\rho C_p}=\frac{\eta \int \bar{\sigma}\,\Delta\bar{\varepsilon}\,dA}{A\rho C_p}$$
$$=\frac{\eta \sum_{n=1}^{N} \bar{\sigma}_e \Delta\varepsilon_e A_e}{A\rho C_p} \qquad (9)$$

ΔE = 변형에너지
$\bar{\sigma}$ = 소재의 유동응력
$\Delta\bar{\varepsilon}$ = 현재 패스에서의 변형률 증가량
A = 소재의 단면적
ρ = 소재의 밀도
C_p = 소재의 비열
N = 단면에서의 유한요소갯수

3. 변형해석

압연공정과 같은 동적 정상상태의 소성가공변형은 소재의 진행방향에 수직한 단면에 일반화된 평면변형조건(generalized plane strain condition)을 적용시켜 2 차원 강소성 유한요소법을 사용하므로써 해석할 수

있다. 일반화된 평면변형조건이란 평면에 수직한 방향으로 일정한 변형률을 허용한다는 것을 의미한다. 다시 말해서 진행방향에 수직한 단면의 속도분포 혹은 변형률속도분포가 일정하다고 보는 것이므로 평면이 변형 후에도 평면을 유지한다는 가정이다. 소재는 강소성체이며 Hill이 제안한 관련 유동법칙(associated flow rule)을 만족한다고 가정하였다. 한 점에서 마찰력은 접촉하고 있는 공구표면 상대속도와 반대방향을 가지며, 단위 면적당의 마찰력은 $\tau=mk$를 따른다고 가정하였으며, 여기서 k는 전단 항복응력, m은 마찰비정수(friction factor)로서 0과 1사이의 값을 가진다.

Fig. 5에 도시된 바와 같이 소재를 진행방향으로 몇 개의 슬래브 요소로 나누고, 각 슬래브 요소의 단면에 대하여 2차원 강소성 유한요소법을 적용시킨다. 슬래브 요소에서의 외력과 응력분포는 진행방향의 힘의 평형을 만족시켜야 하며 그 식들은 변분식(variational formulation)으로부터 얻어진다. 소재와 공구 경계면의 3 차원 형상을 고려하여 마찰력과 압력을 포함한 전 외력(total external force)이 계산된다. 이 소재를 표면 S로 둘러싸인 체적 V의 강소성체로 생각한다. 표면의 일부 S_p에 단위 면적당 표면력 t^*가 작용하고 나머지 표면 S_u에 속도가 알려져 있다. 이는 강소성 경계치 문제로서 약형식(weak form)을 취하면 다음과 같이 표현된다.

$$\int_V \sigma_{ij}\delta v_i dA+\int_S (t^*_i-t_i)\,\delta v_i dS=0 \tag{10}$$

이식에 체적 불변성 조건 $\dot{\varepsilon}_{ii}=0$을 부여하

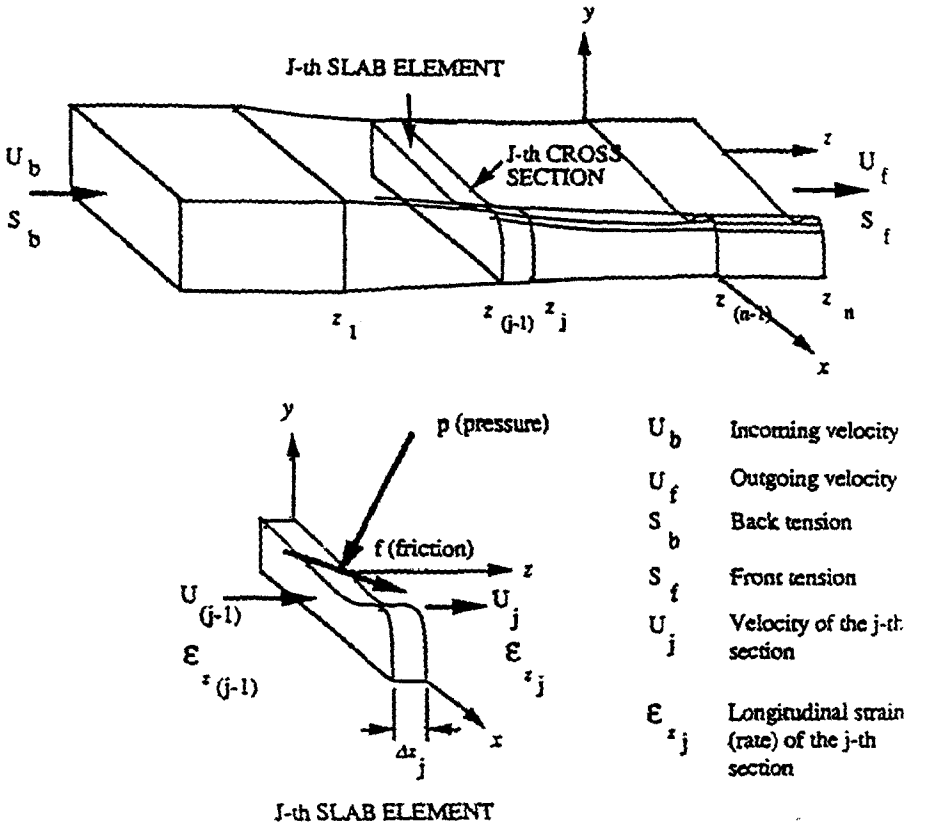


Fig. 5 Schematic presentation of the slab and finite element method to shape rolling analysis

고 정리하면 다음과 같이 된다.

$$\int_V \frac{2}{3}\frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\varepsilon}}}\dot{\varepsilon}_{ij,}\delta\dot{\varepsilon}_{ij}dV + K\int_V \dot{\varepsilon}_{ii}\delta\dot{\varepsilon}_{ii}dV - \int_{S_F} t^*_i\delta v_i dS = 0 \qquad (11)$$

여기서 K 는 벌칙상수(penalty constant)로서 큰 값($10^5 \sim 10^6$)을 가진다. 여기서 $\dot{\bar{\varepsilon}} = \sqrt{(3/2)\,\dot{\varepsilon}_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}}$, $\bar{\sigma} = \sqrt{(3/2)\,\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}}$ 이며 $\dot{\bar{\varepsilon}}$ 는 상당 변형률속도, $\bar{\sigma}$ 는 상당응력을 나타낸다. 한편 식(11)을 유한요소식으로 변환하고 x-y단면상에서 길이방향으로 속도와 변형률 속도가 일정하다는 가정을 하면 다음과 같이 된다.

$$\sum_{n=1}^{N}\left\{\int_{\Delta z}\delta\hat{\mathbf{v}}^{\mathrm{T}}\left[\int_A \frac{2}{3}\frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\varepsilon}}}\mathbf{B}^{\mathrm{T}}\mathbf{B}\hat{\mathbf{v}}\,dA + K\int_A \mathbf{B}^{\mathrm{T}}\mathbf{c}\mathbf{c}^{\mathrm{T}}\mathbf{B}\hat{\mathbf{v}}\,dA + K\int_A \mathbf{B}^{\mathrm{T}}\mathbf{c}\dot{\varepsilon}_z dA - \int_{L_f}\mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathbf{t}^*dL\right]dz + \left[\int_{\Delta z}\int_A\left(\frac{2}{3}\frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\varepsilon}}}\dot{\varepsilon}_z + \sigma_m\right)dA\dot{\varepsilon}_z dz - \int_{\Delta z}\int_{L_f} t_z^* dL\delta V_z dz\right]\right\} = 0 \qquad (12)$$

여기서 N 은 단면상에서의 유한요소갯수를, $\hat{\mathbf{v}}$ 는 절점속도를 의미한다. 위 식의 첫번째 항은 $z=z_j$ 와 $z=z_{j-1}$ 에서 $\delta V_z=0$ 이므로 0 이 되고 $\delta\hat{\mathbf{v}}$ 와 δV_z 는 서로 독립적이므로 식(12)를 만족시키기 위해서는 첫째항이 영, 둘째항과 세째항의 합이 영이 되는 해를 구하여야 한다. 자세한 유도과정에 수치해석 기법은 참고문헌[4]에 소개되어 있다.

4. "H" 형강압연공정의 해석

일반적으로 형강압연은 변형중에 소재의 유동이 삼차원적으로 복잡하게 발생하기 때문에 수치적 해를 구하기가 어려웠다. 정확한 해석을 하기 위해서는 삼차원 유한요소 해석이 이루어져야 하나 계산시간이 너무 많이 요구됨으로 인하여 실용적으로 수행되지 못하고 있다. 최근 이차원 유한요소법과 슬래브법을 조합한 복합요소법이 개발되어 비교적 적은 시간동안에도 해석이 가능하게 되었다. 본 연구에서는 이 해석기술과 본 연구에서 개발된 열전달 해석기술을 연계하여 열간 H-형강압연 공정해석에 적용하였다. 두가지 경우의 압연해석을 수행하고 결과를 비교하였다. 첫째, 압연공정중에 발생하는 열전달을 무시하여 고온의 소재가 균일한 온도분포를 유지한다는 가정하에 균일온도 압연해석을 수행하였다. 둘째, 소재의 이송중에 발생하는 대류·복사 열전달과 변형열을 고려하여 불균일한 온도분포로 인해 소재내부에서 유동응력의 차이가 발생하는 불균일온도 압연해석을 수행하였다. 두가지 경우 모두 마찰계수는 m=0.5 로 가정하였고, 가열로에서 나온 초기소재는 AISI-1015 로써 Fig. 6 과 같은 단면형상을 갖는데 정해진 압연공정순서에 의해 압연이 행해진다. 압연공정에 사용되는 공형은 4 가지이며 상하좌우 동형의 형태이기 때문에 전체 소재단면의 1/4 만을 해석하였다.

불균일온도 압연해석에서 소재의 열적 성질은 Table 1과 같고 복사도 $\varepsilon=0.8$ 로 가정하였다.

본 압연공정에 사용되는 소재의 초기온도는 1250 ℃ 이나 균일온도 압연해석에서는 1200 ℃ 의 유동응력식을 사용하였고 불균일온도 압연해석에서는 900 ℃ 에서 1250 ℃ 까지 변화하는 유동응력을 사용하였다. 이 온도범위에서 유동응력은 Table 2 와 같이 온도에 따라 변화를 갖는다.

Fig. 7 에 균일온도 압연해석과 불균일온도 압연해석의 결과가 나타나 있는데 불균일온도 압연해석을 했을때 균일온도 압연해석에서 보다 플래쉬의 크기가 더 작게 나타나고 소재의 단면적이 더 작아져서 균일온도 압연해석보다 로울에 덜 차게 된다.

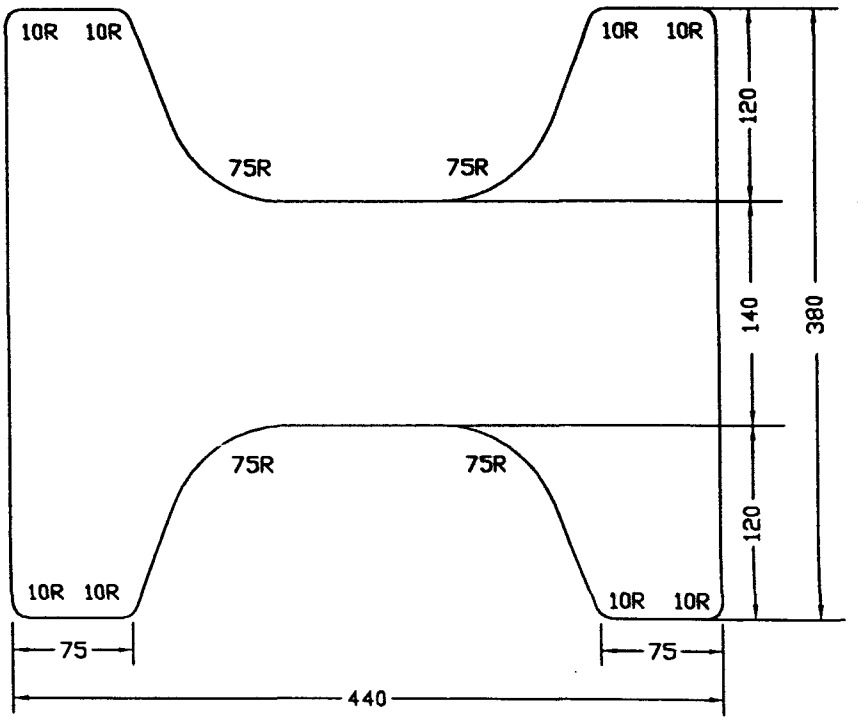


Fig. 6 Dimensions of initial cross section

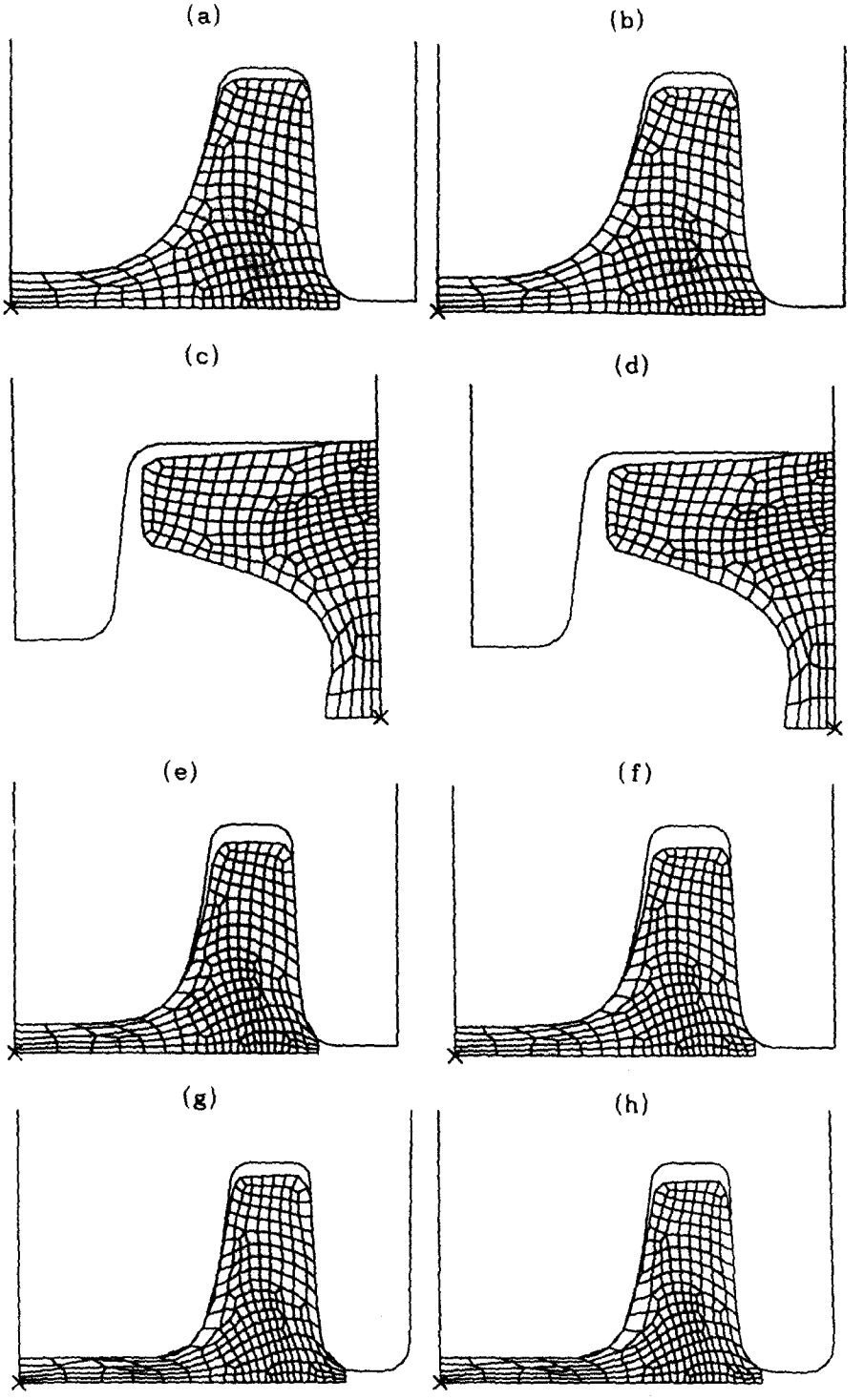
Table 1 Thermal properties of AISI-1020

Material Property	Value
Thermal conductivity(k)	27.2 W/mK
Density(ρ)	7860 Kg/m^3
Specific heat(C_p)	1607.7 J/kgK
Thermal diffusivity(α)	0.215×10^{-5}m^2/s

Table 2 Table 2 Flow stress of AISI-1016

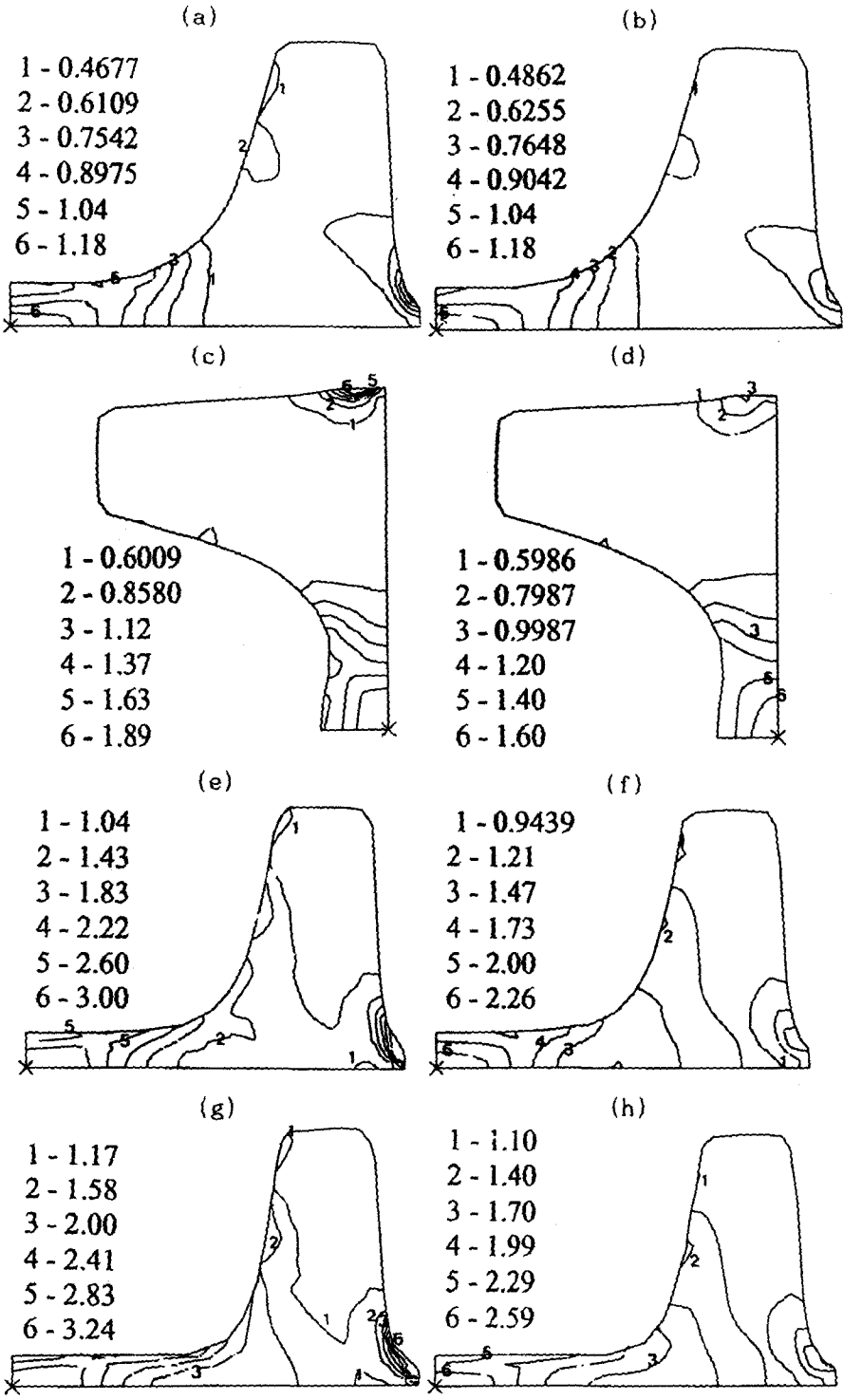
$\bar{\sigma}=C\dot{\bar{\varepsilon}}^m$

Temp.	900 ℃		1000 ℃		1100 ℃		1200 ℃	
strain	C	m	C	m	C	m	C	m
0.1	111.4	0.092	92.3	0.100	68.2	0.124	51.7	0.143
0.3	156.4	0.082	125.4	0.085	91.6	0.115	64.8	0.153
0.5	163.3	0.087	125.4	0.105	87.5	0.146	58.6	0.191
0.7	159.1	0.099	110.9	0.147	82.0	0.166	51.7	0.218



(a) isothermal(pass 4)
(b) nonisothermal(pass 4)
(c) isothermal(pass 6)
(d) nonisothermal(pass 6)
(e) isothermal(pass 8)
(f) nonisothermal(pass 8)
(g) isothermal(pass 9)
(h) nonisothermal(pass 9)

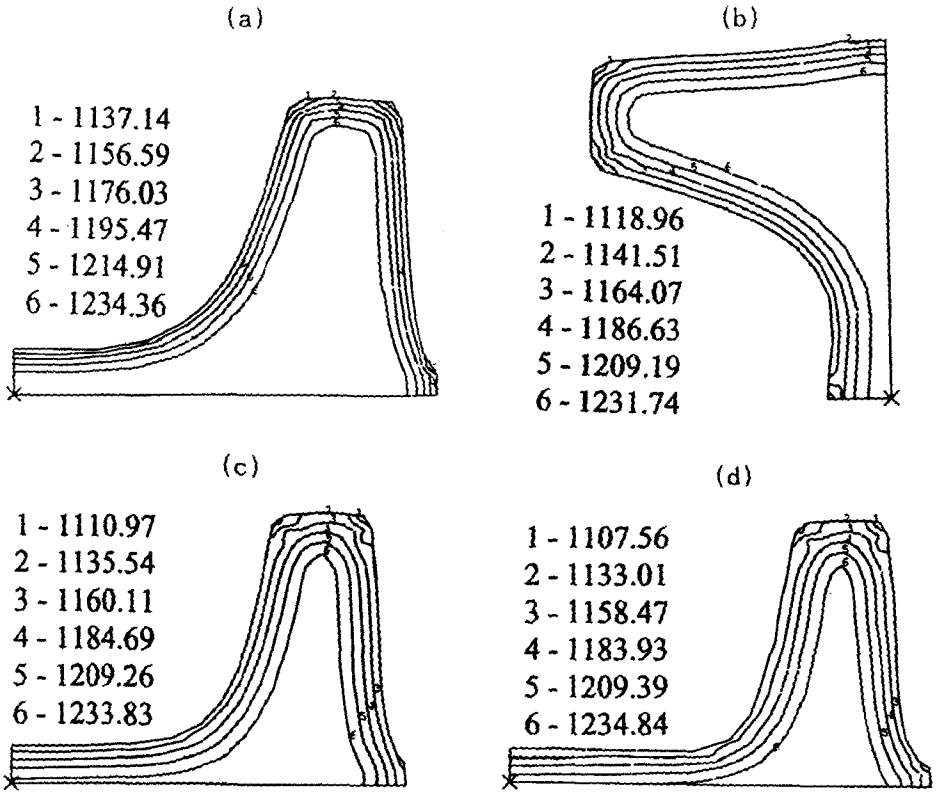
Fig. 7 *Dimensions of cross sectional changes for isothermal/nonisothermal conditions:*



(a) isothermal(pass 4) (d) nonisothermal(pass 6) (g) isothermal(pass 9)
(b) nonisothermal(pass 4) (e) isothermal(pass 8) (h) nonisothermal(pass 9)
(c) isothermal(pass 6) (f) nonisothermal(pass 8)

Fig. 8 Comparisons of strain distributions for isothermal/nonisothermal conditions:

Fig. 8에 각패스에서 균일온도 압연된 소재단면에서의 변형률분포와 불균일온도 압연된 소재단면에서의 변형률분포가 나타나 있다. 분포정도는 두 해석결과가 비슷하게



(a) pass 4 (b) pass 6 (c) pass 8 (d) pass 9

Fig. 9 Temperature distributuions for nonisothermal condition :

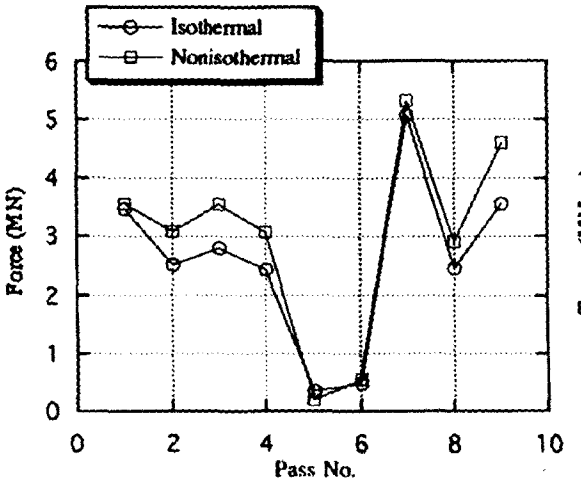


Fig. 10 Comparisons of roll separating forces for isothermal/nonisothermal conditions

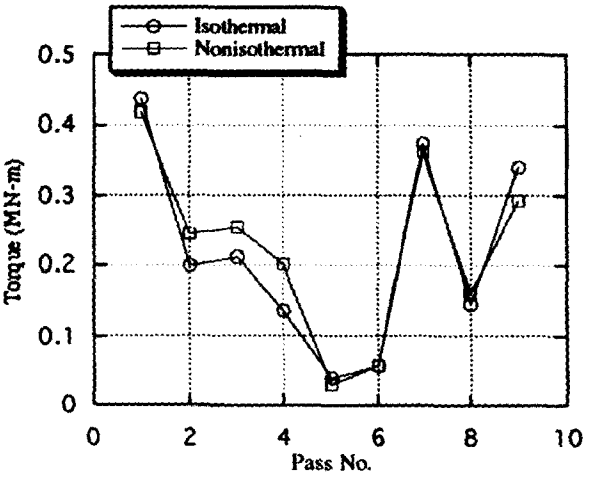


Fig. 11 Comparisons of roll torques for isothermal/nonisothermal conditions

나타나며 1~4번 공정에서 두 해석결과의 변형률차이는 근소하나 불균일온도 압연해석에서 열손실로 인해 소재의 변형저항이 증가하고 플래쉬발생이 균일온도 압연해석에서 보다 작게 나타나므로 플래쉬를 제거해주는 공정인 5, 6번패스에서 변형률의 차이가 많아지고 점차로 그 차이는 증가하여 9개의 패스를 모두 거쳐서 나왔을때 균일온도 압연해석한 변형률보다 0.5정도가 낮게 나타난다.

Fig. 9 에 불균일온도 압연시에 열전달로 인해 발생한 온도분포가 각패스 마다 나타나 있다. 5, 6번 패스에서 웨브부분이 두꺼워지면서 부드럽지 못한 온도변화를 보이며 플랜지의 코너부분에서 표면각도의 심한 변화로 민감한 온도분포를 보이고 있다.

Fig. 10 과 11 에 균일온도 압연과 불균일온도 압연시 압하력과 로울 토오크를 각각 비교해 보았는데 변화정도는 두 해석결과가 비슷하게 나타난다. 1번 패스에서 압하력과 로울 토오크가 가장 높게 나타나며 플래쉬 제거를 목적으로 하는 5, 6번 패스에서 가장 낮게 나타나고 대체적으로 불균일온도 압연해석결과가 균일온도 압연해석결과에 비해 큰 값을 나타낸다.

5. 결 론

일반적으로 H 형강과 같은 복잡한 단면의 소재를 압연하기 위해서는 고온에서 수차례에 걸쳐 여러개의 로울공형을 통과시켜야 한다. 이때 압연패스 스케쥴과 로울공형을 설계하기 위해서는 각각의 공형에서의 소재변형을 해석할 수 있어야 한다. 일반적으로 소재의 변형은 로울공형뿐만 아니라 온도에 따라서 다르게 나타나므로 정확한 해석을 위해서는 열전달해석을 병행하여야 한다. 본 연구에서는 일차원 열전달시 발생하는 온도분포를 나타내는 온도방정식을 이용하여 임의의 단면에서의 온도분포를 예측할 수 있는 기법을 개발하였고, 이를 슬래브-유한요소 혼합방법에 의한 변형해석기법과 연계하였다. 이러한 연계해석기법을 사용하여 네개의 공형과 아홉개의 패스로 이루어진 H 형강압연공정을 해석하였는데 열전달의 효과를 검토하기 위하여 불균일온도해석과 균일온도해석을 수행하여 비교하였다. 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 불균일온도해석의 경우 플래쉬의 크기가 균일온도해석의 경우보다 작게 나타났다. 또한 소재의 단면적도 작게 나타났으며 따라서 로울공형에 덜 차게 나타났다.

(2) 변형률분포는 전체적으로 유사하게 나타났으나, 플래쉬부분에서 비교적 큰 차이가 나타났다.

(3) 불균일온도해석에서 보면 플랜지의 코너부분에서 표면각도의 심한 변화로 극심한 온도분포를 보이고 있다.

(4) 압하력과 로울토오크는 각 패스마다 큰 변화를 보이는데 대체적으로 불균일온도해석결과가 큰 값을 나타낸다.

이와같이 형강압연시 소재변형은 온도분포에 따라 변하고 따라서 정확한 변형해석을 위해서는 열전달해석과 연계시켜 주어야 하는 것을 알게 되었다. 본 연구에서 개발된 해석방법은 H형강과 유사한 레일등의 형강압연에도 적용이 가능한 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 인천제철(주)에서 후원한 연구과제(과제명 : 열간압연시 H형강의 소성변형 해석시스템 개발)에 의하여 수행되었읍니다. 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌

(1) Lenard J. G. and Pietrzyk M., 1989, "The Predictive Capabilities of a Ther-

mal Model of Flat Rolling," Steel Research, 60, 9, pp. 403～406.

(2) Kiuchi M. and Yanagimoto J., 1987, "Computer Aided Simulation of Shape Rolling Processes," Proceedings of 16th NAMRC, pp. 34～40.

(3) Park J. J. and Oh S. I., 1990, "Application of Three dimensional Finite Element Analysis to Shape Rolling Processes," Trans. ASME, J. Engrg. for Industry, Vol. 112, pp. 36～46.

(4) Shin H., Kim N. and Park J. J., 1993, "The Analysis of H-Shape Rolling by the Finite Element Method," KSME, Vol. 17, No. 5, pp. 1095～1105.

(5) Kemp I. P., 1990, "Model of Deformation and Heat Transfer in Hot Rolling of Bars and Sections," Ironmaking and Steelmaking, 17, 2, pp. 139～143.

(6) Bertrand-Corsini C., Montimitonnet P. and Chenot J. L., 1989, "A Three Dimensional Analysis of Hot Rolling with a Steady Sate Thermomechanical Approach," Numiform 89, Rotterdam, pp. 303～308.

(7) Kim N., 1993, "Finite Element Analysis of Hot Rolling," KSTP, Vol. 2, No. 3, pp. 65～72.

(8) Schneider P. J., 1955, Conduction Heat Transfer, Addison-Wesley.

(9) Carslaw H. S. and Jaeger J. C., 1959, Conduction of Heat in Solids, 2nd ed., Oxford University Press, London.

(10) Holman J. P., 1986, Heat Transfer, 6th ed., McGraw-Hill.

(11) 포항종합제철주식회사 기술부, 1991, 열간압연이론

(12) 박종진, 정낙준, "열간압연중 발생하는 열전달의 근사해석," 대한기계학회지, '94년도 추계학술대회논문집(Ⅰ), pp.783～743.