

오스테나이트 결정립 미세화를 위한 후판 압연 패스 스케줄의 설계

홍창표* · 박종진†

(2001년 4월 30일 접수, 2001년 7월 21일 심사완료)

Design of Rolling Path Schedule for Refinement of Austenite Grain

Chang-Pyo Hong and Jong-Jin Park

Key Words: Recrystallization(재결정), Hot Rolling(열간압연), Finite Element Method(유한요소법) Process Design(공정설계), Grain Refinement(결정립 미세화)

Abstract

In the present investigation, it was attempted to design the rolling pass schedule for a clean steel of 0.1C-1.5Mn-0.25Si with the objective of the austenite grain refinement. As the method of approach, a coupled mathematical modeling technique was proposed which consists of a recrystallization model and a flow stress model. The validity of the coupled model was examined through comparison with results of continuous and discontinuous compression tests at various temperatures, strains and strain rates. The coupled model was incorporated with the finite element method to set up a systematic design methodology for the rolling path schedule for austenite grain refinement. Two path schedules were obtained and discussed in the paper with regard to rolling path time, average grain size, grain size deviation in thickness, etc.

1. 서론

최근 구조용 강재의 강도를 향상시키고자 하는 연구가 국내외에서 활발히 진행되고 있다.⁽¹⁻³⁾ 특히 환경문제로 인하여 강재의 효과적인 재활용에 관심이 모아지면서, 합금성분이 단순하면서도 강도가 높은 강재의 개발이 필요하게 되었다. 이에 따라 결정립을 미세화 하여 강도를 향상시키는 방법이 관심을 모으고 있으며, 이를 위하여 열간 압연, 분말야금, 급속응고, 비정질 분말의 재결정, ECAP(equal-channel angular pressing) 기술 등이 연

구되고 있다.⁽⁴⁾ 이 중 열간압연은 다른 기술에 비하여 결정립 미세화의 관점에서는 열세이지만 대량 생산이 가능한 기술이므로 현재의 열간압연 기술을 개선하여 미세한 결정립을 갖는 구조용 강재를 실용적으로 생산하려는 연구가 활발히 진행되고 있다.

강재의 결정립도는 일반적으로 변형온도, 변형량, 냉각속도 등에 의존하는데, 그 중 압연후 냉각속도를 제어하여 결정립을 미세화 시키는 기술, 즉 제어압연(controlled rolling)에 주로 의존하여 왔다. 이러한 제어압연 기술은 대체적으로 기존의 시설을 그대로 이용할 수 있다는 장점으로 인하여 많이 응용되고 있으며, 특히 일본, 영국, 독일 등 선진국에서는 특수한 목적의 강재 생산에 적용하고 있다.⁽⁵⁻¹⁰⁾ 최근에는 압연 중 변형온도와 변형량 등을 적절히 조절하면 오스테나이트 결정립이 더 미세하게 되고 압연 후 냉각과정에

* 홍익대학교 대학원

† 책임저자, 회원, 홍익대학교 기계공학과

E-mail : jjpark@wow.hongik.ac.kr

TEL : (02)320-1637 FAX : (02)322-7003

서 페라이트 결정립도 더 미세하게 될 수 있다는 사실에 주목하여 열간압연의 패스 스케줄을 재고찰하는 연구가 진행되고 있다.

본 연구에서는 합금성분이 매우 간단한 C-Mn 강의 후관을 대상으로 하여, 오스테나이트 결정립도를 미세화 하기 위한 열간압연 패스 스케줄을 설계하여 보았다. 이를 위하여 이전의 연구⁽¹¹⁾에서 검증된 Hernandez의 오스테나이트 유동응력 모델링 식^(12,13)과 본 연구에서 연속 및 단속 압축 실험에 의하여 검증한 Sellars의 오스테나이트 재결정 거동 모델링 식^(14,15)을 이용하여 오스테나이트 재결정 및 유동응력 예측 시스템을 개발하였다. 또한 연속 및 단속 압축실험을 통하여 개발된 예측 시스템의 타당성을 검증하였으며 이를 사용하여 열간압연 패스 스케줄을 설계하였다.

2. 오스테나이트 재결정 및 유동응력 예측 시스템

열간에서 강재의 결정립도는 변형을 받는 중에 발생하는 동적재결정과 변형을 받지 않는 기간 중에 발생하는 준동적 및 정적 재결정, 그리고 결정립 성장에 의하여 결정된다. 일반적으로 열간압연은 여러 번의 패스로 구성되어 있으므로 이러한 재결정과 결정립 성장이 여러 번 반복되어 나타난다. Sellars 식은 오스테나이트 조직의 재결정과 결정립 성장 현상을 온도, 변형률 속도, 변형률, 시간을 기본 변수로 하여 정량적으로 표현한 식이다. 현장에서 사용되는 압연기에서는 유압을 사용하여 압하율을 결정한다. 즉, 유압을 사용하여 상하 로울 사이의 간격을 유지하고 따라서 관재의 두께가 결정된다. 따라서 원하는 압하율을 얻기 위해서는 이에 필요한 압하력을 알아야 하는데 이를 위해서는 관재의 유동응력을 알아야 한다. Hernandez 식은 온도, 변형률, 변형률 속도, 결정립도를 기본 변수로 하여 오스테나이트 조직의 유동응력을 정량적으로 표현한 식이다.

본 연구에서는 Sellars 식과 Hernandez 식을 연계하여 주어진 온도, 변형률 속도, 변형률, 시간에 대한 오스테나이트 조직의 결정립도와 유동응력을 예측하는 시스템을 개발하였다. 이 시스템을 이용하여 압연하중의 제한조건 하에 결정립을 미세화할 수 있는 후관 열간압연 패스 스케줄을

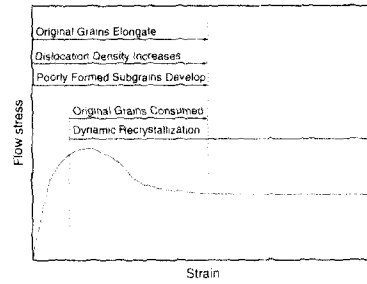


Fig. 1 Typical flow curve of a metal at an elevated temperature

설계하여 보았다. 특히 후관압연에서는 관재의 두께가 작지 않음으로 인하여 두께 방향으로 온도, 변형률, 변형률 속도의 불균일한 분포로 인하여 두께방향으로 불균일한 결정립도가 나타나므로 이 점을 고려하여 패스 스케줄을 설계하였다.

2.1 유동응력 예측

일반적으로 고온에서 오스테나이트 조직의 유동응력은 Fig. 1과 같이 나타난다.⁽¹⁵⁾ 낮은 변형률에서는 가공경화로 인하여 급속하게 증가하고, 이후 최고점까지는 동적회복과 동적재결정이 발생하여 가공경화 효과를 점점 더 상쇄하게 된다. 최고점에서는 가공경화의 효과가 완전히 상쇄되며, 이후에는 동적재결정에 의한 연화 효과가 가공경화 효과를 초과하여 유동응력은 감소하며 점차적으로 정상상태로 진행된다. 이러한 유동응력의 특성은 Zener-Hollomon 변수인 Z에 의존하며, 일반적으로 다음과 같이 표현된다.^(16,17)

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A(\sinh a\sigma)^n \quad (1)$$

여기서 Q는 소재의 화학조성에 의해 결정되는 변형 활성화 에너지(deformation activation energy)를 나타내며 상수 a, n은 온도에 종속적이며 Garofalo의 식에 의하여 계산된다.⁽¹⁸⁾ Hernandez의 유동응력 모델링 식은 변형 활성화 에너지 Q를 화학조성에 의해 정량화 시킴으로서 넓은 범위의 강에 대한 Z를 계산할 수 있으며, 이 Z와 Avrami의 식을 이용하여 재결정이 발생하기 전의 가공경화와 동적회복 영역에서의 응력 σ 와 재결정에 의한 연화효과로 발생하는 응력감소 $\Delta\sigma$ 를 각각 아래의 식 (2)와 식 (3)으로 계산하여 유동응력을 계산하도록 되어있다.⁽¹⁶⁾ 정상상태의 응력을 나타

내는 매개변수 B 와 B' , 동적회복지수 C , 가공경화지수 m 과 m' , k 는 식 (4)부터 식 (9)에 의하여 계산된다.

$$\sigma = B[1 - \exp(-C\epsilon)]^m \quad (2)$$

$$\Delta\sigma = B' \left(1 - \exp \left[-k \left(\frac{\epsilon - a\epsilon_p}{\epsilon_p} \right)^{m'} \right] \right) \quad (3)$$

$$B(\text{MPa}) = \left(9.5326 + 0.6196 \ln \frac{Z}{A} \right)^2 \quad (4)$$

$$C = 3.9202 \left(\frac{Z}{A} \right)^{0.0592} \quad (5)$$

$$m = 0.3449 \exp \left(0.0139 \sqrt{\frac{Z}{A}} \right) \quad (6)$$

$$B'(\text{MPa}) = 26.0310 \left(\frac{Z}{A} \right)^{0.1351} \quad (7)$$

$$k = 0.5974 \exp \left[1.2333 \left(\frac{Z}{A} \right)^{-1/2} \right] \quad (8)$$

$$m' = 1.0901 \exp \left(0.264 \sqrt{\frac{Z}{A}} \right) \quad (9)$$

여기서 ϵ_p 는 동적재결정이 시작되는 시점을 알려주며 Z 값에 의하여 계산되어 진다. 유동응력은 σ 에서 $\Delta\sigma$ 를 뺀 값으로 계산된다.

2.2 결정립도 예측

재료가 변형을 받으면 열역학적으로 불안정한 전위가 발생하며 내부에너지가 증가한다. 이러한 불안정한 상태는 낮은 온도에서는 한동안 지속되지만 적당히 높은 온도에서는 구성입자가 에너지 장벽(energy barrier)을 넘어서 이동을 하는데 충분한 에너지를 가지게 되어 새로운 핵이 생성된다. 새로이 생성된 핵은 무변형 상태로써 전위밀도가 매우 낮다. 이러한 재결정거동은 주로 변형이 심한 입계에서 일어나므로 주위에 비하여 전위밀도 차이가 발생하게 된다. 이러한 전위밀도의 차이에 의하여 생성된 핵이 성장하게 되며, 에너지 관점에서 불안정한 상태에서 안정된 상태로 진행된다. 많은 연구자들이 이러한 재결정 현상을 실험에 기초하여 모델링 하였는데, 본 연구에서는 Sellars가 제안한 식을 이용하여 결정립도 예측 프로그램을 개발하였다.

초기 결정립 크기 d_{ini} 와 Z 값으로 결정되는 최고변형률 ϵ_p 의 80%를 기준으로 동적재결정과 정적재결정으로 구분하며, 재결정이 완료되는데 걸리는 시간은 각각 변형률 속도와 온도 그리고 결

정립도, 온도, 변형률에 의하여 결정된다. 재결정시의 결정립도 d_{rex} 를 계산하는 식은 다음과 같다.

$$d_{rex} = 1.8 \cdot 10^3 Z^{-0.15} \quad (\epsilon \geq \epsilon^* \cdot Q = 312000[\text{J/mol}]) \quad (10)$$

$$d_{rex} = 0.5 d_{ini}^{0.67} \epsilon^{-1}, \quad (\epsilon \leq \epsilon^*) \quad (11)$$

이때 ϵ_p 와 임계변형률 ϵ^* 는 다음과 같이 정의된다.

$$\epsilon_p = 6.97 \cdot 10^{-4} d_{ini}^{0.3} Z^{0.17} \quad (12)$$

$$\epsilon^* = 0.57 d_{ini}^{0.17} \epsilon_p \quad (13)$$

재결정 분율은 Avrami의 식을 이용하여 식 (14)와 같이 표현될 수 있다.

$$X = 1 - \exp \left[- \ln 2 \left(\frac{t}{t_{0.5}} \right)^2 \right] \quad (14)$$

재결정이 50% 진행되는데 걸리는 시간($t_{0.5}$)은 정적 및 준동적 재결정의 경우에 따라 다르게 표현되는데, C-Mn 강의 경우 각각 식 (15)와 식 (16)과 같이 표현된다.

$$t_{0.5} = 1.06 \cdot 10^{-5} Z^{-0.6} \exp \left(\frac{300000}{RT} \right) \quad (\epsilon \geq 0.8\epsilon_p) \quad (15)$$

$$t_{0.5} = 2.5 \cdot 10^{-19} d_{ini}^2 \epsilon^{-4} \exp \left(\frac{300000}{RT} \right) \quad (16)$$

재결정 분율이 95% 이상 되면 재결정이 완료된 것으로 간주하고 그 후에는 결정립 성장을 계산한다. 재결정 분율이 95% 이하인 경우에는 부분재결정의 경우로써 재결정된 부분과 재결정되지 않은 부분이 공존하게 된다. 재결정된 부분은 식 (10)과 식 (11)에 의하여 결정립도가 계산되는 반면, 재결정되지 않은 부분은 초기 결정립도를 유지하며 변형률을 유지하게 된다. 따라서 유효 결정립도 또는 평균 결정립도는 다음과 같은 식으로 계산할 수 있다.

$$d = (1 - X)d_0 + Xd_{rex} \quad (17)$$

또한 잔류변형률은 식(18)과 같이 재결정 분율과 선형적인 관계를 갖는다고 가정하여 계산하였다.

$$d\epsilon = \epsilon(1 - X) \quad (18)$$

본 연구에서는 현재 패스에서 재결정이 완료되지 않음으로 남아있는 잔류변형률과 계산된 유효 결정립도는 다음 패스에서 누적변형률 또는 초기 변형률과 초기 결정립도로 사용된다. 열간압연에서는 변형에 의한 온도상승, 냉각에 의한 온도하강 등으로 온도가 변화하게 된다. 따라서 압연공

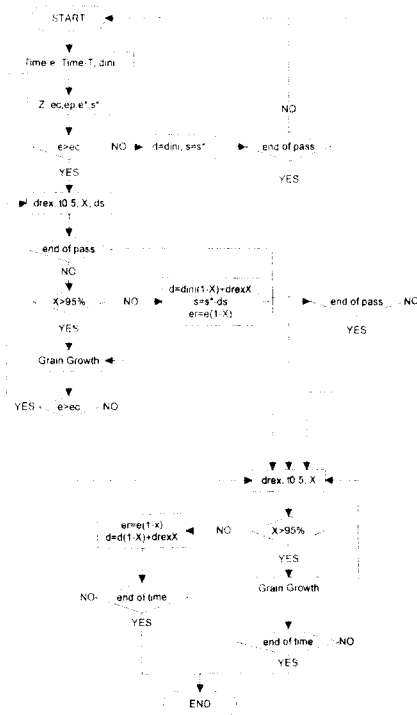


Fig. 2 Flowchart of the program to predict recrystallization behavior

정중 발생하는 이러한 온도 변화를 고려하기 위하여 additivity rule⁽¹⁹⁾을 적용하였다.

2.3 결정립도 예측 프로그램

앞에서 설명한 유동응력 모델과 결정립도 거동 모델을 연계하여 소재의 화학조성, 시간에 따른 변형률과 온도의 변화를 입력하면 재결정 분율과 결정립 성장을 계산하여 유효 결정립도의 변화를 예측할 수 있는 프로그램을 개발하였다. Fig. 2는 본 연구에서 개발한 프로그램의 계산 흐름도를 보여주고 있다. 이 프로그램은 크게 동적 재결정 계산 부분과 정적 재결정 계산 부분으로 나뉘어진다. 입력된 데이터로부터 Z값과 임계변형률을 계산하고 입력된 변형률을 임계치와 비교한다. 변형률이 임계치보다 크면 재결정에 의한 결정립도를 계산하며, 재결정이 95% 이상 진행되면 재결정이 완료된 것으로 간주하고 결정립 성장을 계산한다. 이 때 각 단계마다 현재 패스의 끝인지, 즉 변형이 완료되었는지를 판단한다. 변형이 완료되었으며 정적재결정 계산 부분으로 넘어간다. 정적 재결정 계산 부분에서도 재결정이 95%

Table 1 Chemical composition of the specimens

Element	C	Si	Mn	Ti	Nb	V
wt %	0.1	0.25	1.5	.	.	.

Table 2 Continuous compression conditions

Temperature (°C)	900, 1000, 1100, 1200
Strain rate (/sec)	0.5, 5, 10

Table 3 Interrupted compression conditions

	Number of passes	Strain rate (/sec)	Cooling rate (°C/sec)
Case A	4	0.5	2
Case B	4	0.5	4
Case C	4	5	2
Case D	4	5	4

이상 진행되면 재결정이 완료된 것으로 간주하고 결정립 성장을 계산한다. 이 때도 각 단계마다 현재 휴식기(interpass time)의 끝인지를 판단한다. 이러한 반복루틴을 이용하여 휴식기까지의 계산이 종료된다. 계산된 결정립도는 다음 패스의 초기 결정립도로 입력되고 잔류변형률이 있는 경우에는 초기 변형률로 입력되어 동적 재결정 계산 부분으로 들어가도록 되어있다.

2.4 패스 스케줄 설계 시스템

위에 설명한 결정립도 예측 프로그램을 응용하여 열간 영역, 즉 오스테나이트 영역에서의 압연 패스 스케줄을 설계할 수 있는 시스템을 개발하였다. 이 시스템은 소재의 화학조성, 판재의 초기 결정립도, 초기 온도, 초기 두께, 로울 반경을 비롯한 압연기 제원, 총 패스 수, 각 패스에서의 압하율과 변형률 속도, 휴식기간(interpass time), 휴식기에서의 냉각속도 등을 입력하면 압연공정중 발생하는 결정립도, 온도, 두께, 로울 하중, 로울 토크의 변화 등을 계산하여 준다. 따라서 이 시스템의 출력 결과를 이용하여 미세한 결정립을 얻기 위한 압연 스케줄의 조정과 최적화가 가능하게 되었다. 특히 출력된 로울 토크와 로울 하중으로부터 설계된 패스 스케줄을 실제 압연기에 적용할 수 있는가를 판별할 수 있다.

3. 결정립도 측정 실험

본 연구에서 개발한 결정립도 예측 프로그램의

타당성을 검토하기 위하여 압축실험을 수행하였다. 소재는 진공에서 용해하고 응고시킨 잉곳을 1250℃로 재가열하여 30mm로 열간압연한 후 상온까지 공냉시킨 후판을 사용하였다. 시편은 이 판재로부터 두께방향을 시편의 높이방향으로 하여 지름 10mm, 높이 15mm의 원주형으로 제작하였다. 시편의 화학조성은 Table 1에 나타내었다.

압축실험은 Gleeble 1500과 Thermec Master를 이용하여 연속압축과 단속압축의 두 가지 경우로 나누어 실시하였다. 시편은 진공상태에서 10℃/sec로 1200℃로 가열되고, 1분간 유지시킨 후 2℃/sec로 각각의 실험온도로 냉각하였다. 연속압축 실험에서 시편은 60% 압축 변형되었고 사용한 조건은 Table 2에 나타내었다. 단속압축 실험은 Table 3에 도시한 조건을 사용하여 각 시편마다 20%의 압축변형을 단속적으로 가하고, 단속변형 사이의 휴식기는 10sec로 하였다. 오스테나이트 결정립도의 변화를 측정하기 위하여 시편은 수냉하였다. 시편을 높이방향으로 절단한 후, 절단면을 연마하고 Picral 부식액을 사용하여 에칭하였다. 결정립도는 광학현미경을 사용하여 측정하였으며 결정립도는 압축방향으로 수평, 수직 그리고 대각방향으로 선을 그리고 선에 걸려있는 결정립의 수를 평균내어 측정하였다.

3.1 연속 압축실험

연속 압축변형의 실험결과와 결정립도 예측 시스템에 의한 계산 결과를 Fig.3에 비교하였다. 예측 결과에 의하면 소재는 변형을 받는 중 한번 이상의 동적 재결정이 발생하였으며, 이러한 재결정 과정에서 결정립이 매우 미세하게 되었고 이후 결정립이 성장하는 것으로 나타났다. 예측결과와 실험결과를 비교해보면 1000℃ 이하에서는 큰 오차를 보이고 있으며, 1000℃ 이상의 온도에서는 5% 내지 30%의 오차를 나타내고 있다. 이러한 결과는 본 연구에서 개발한 결정립도 예측 시스템에 사용된 Sellars 식이 강압하 또는 대변형에서는 적절하지 않거나, 동적재결정이 여러 번 발생하는 경우에 대한 계산 알고리즘의 문제일 것으로 판단된다.

3.2 단속 압축실험

실제 열간압연 공정에서는 압연기의 용량과 판재의 기하학적 정밀도의 문제로 인하여 일반적으로 패스 당 압하율은 20% 이하이다. 단속 압축실험

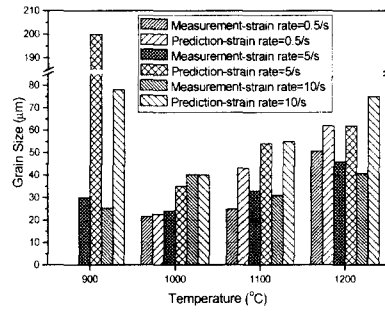


Fig. 3 Comparison of predicted austenite grain size with measurement

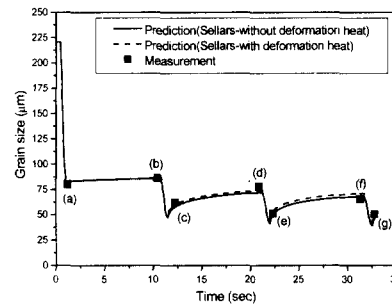


Fig. 4 Comparison of predicted austenite grain size with measurement (strain rate=0.5/s, cooling rate=2℃/s)

험에서 사용된 조건은 이러한 열간압연에서의 압하율과 휴식기(interpass time)을 기준으로 하였다. Figs. 4 ~ 7에는 결정립도에 대한 네 가지 조건에서의 실험결과와 예측결과를 비교하였다. 압축시작온도인 1150℃에서의 초기 결정립도는 220.53μm으로 측정되었다.

Fig. 4는 Case A의 결과를 나타내고 있는데, 각각의 압축에서 준동적 재결정이 완료되고 결정립 성장이 일어나는 것으로 예측되었다. 예측결과와 실험결과는 매우 근접하였는데, 변형열을 고려하는 경우에는 더 근접하는 것을 알 수 있었다. 냉각속도의 영향을 이해하기 위하여 수행한 Case B의 결과를 Fig. 5에 나타내었는데, 예측결과와 측정결과는 매우 근접한 것을 알 수 있었다. 변형률속도의 영향을 검증하기 위하여 수행한 Case C와 Case D의 결과를 각각 Fig. 6과 Fig. 7에 나타내었다. Case D의 첫 압축변형 후 휴식기에서의 결정립 성장량에서 약간의 오차가 나타난 것을

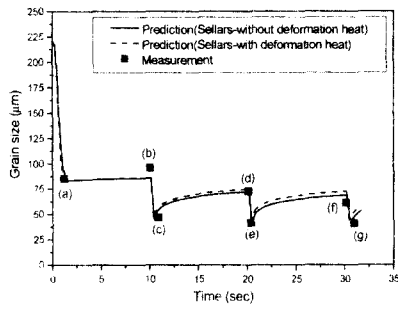


Fig. 5 Comparison of predicted austenite grain size with measurement (strain rate=0.5/s, cooling rate=4 °C/s)

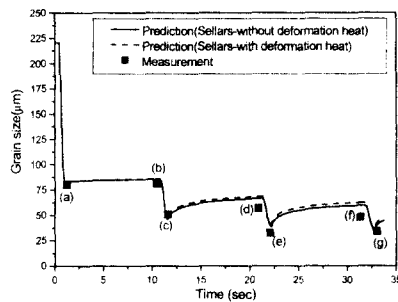


Fig. 6 Comparison of predicted austenite grain size with measurement (strain rate=5/s, cooling rate=2 °C/s)

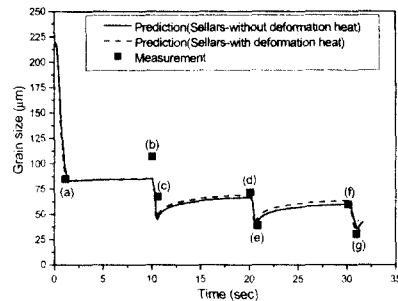


Fig. 7 Comparison of predicted austenite grain size with measurement (strain rate=5/s, cooling rate=4 °C/s)

제외하고는 예측결과와 실험결과는 매우 근접하였다.

위와 같은 압축실험의 결과로부터 본 연구에서 개발된 결정립도 예측 시스템은 20% 내외의 지

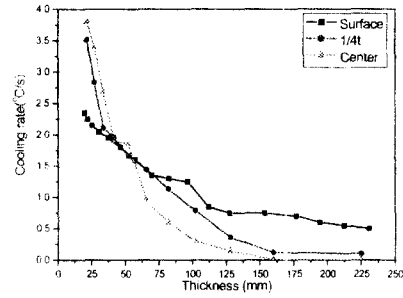


Fig. 8 Cooling rates at surface, 1/4t, center layers as a function of thickness

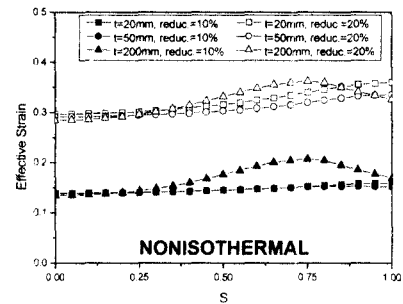
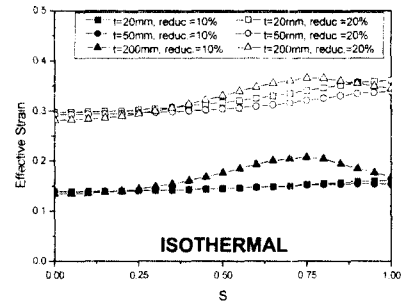


Fig. 9 Predicted effective strain distribution at different layers by FEM

압하 또는 약변형으로 구성된 단속변형에서 발생하는 결정립도의 변화를 정확하게 예측할 수 있음을 확인할 수 있었다.

4. 최적 압연 스케줄의 설계

4.1 공정설계 변수

열간압연에서 두께방향으로의 변형률과 온도의 불균일한 분포를 최소화하는 것이 두께방향으로

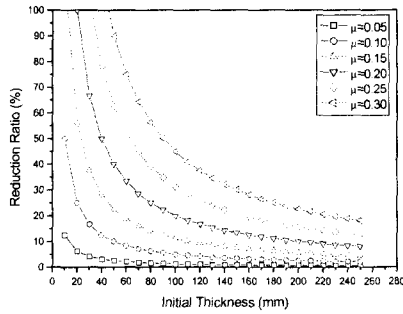


Fig. 10 Possible reduction ratio as a function of initial thickness for different friction coefficients

균일한 결정립도를 얻기 위한 필수조건이 되며, 마찰계수, 로울 하중과 로울 토크는 각 패스에서 압하율에 대한 제한조건이 된다. 본 연구에서는 현장에서 측정된 판재표면에서의 온도변화를 사용하여 열전달계수를 계산하고, 이를 사용하여 열간압연의 유한요소해석을 수행하였다. 이로부터 Fig. 8에 나타낸 것과 같은 소재의 두께변화에 따른 냉각속도를 작성하였다. 소재가 두꺼울 때 판재의 표면에서의 냉각속도는 상대적으로 낮은 온도인 로울과의 접촉과 공기와의 대류에 의하여 빠르지만 1/4와 중심부는 느리다. 두꺼운 판재를 압연할 경우 패스 사이의 냉각기에서 표면의 온도는 내려가지만 중심부로 갈수록 변형열에 의한 온도상승분이 그대로 남아있게 된다. 반면에 얇은 판재를 압연할 경우에는 내부에서 발생한 변형열은 표면으로 빨리 전도되어 내부의 냉각속도는 빨라지고 표면의 냉각속도는 상대적으로 느리게 나타남을 볼 수 있다. Fig. 9는 판재의 두께가 200mm, 50mm, 20mm일 때 각각 10%와 20%의 압하율로 압연할 때 발생하는 유효변형률의 두께방향 분포이다. 로울의 직경을 1000mm로 가정하고 유한요소해석 기술을 사용하여 예측하였으며, 판재의 중심부는 $s=0$ 그리고 표면부는 $s=1$ 로 도시하였다. 등온압연(isothermal rolling)과 열간압연(nonisothermal rolling)의 두 가지 경우를 해석하였는데 결과는 매우 유사하게 나타났다. 판재가 두꺼운 경우에는 $S=0.75$ 에서 가장 많은 변형을 받고 중심부가 가장 적은 변형을 받으며, 두께방향으로의 유효변형률 차이는 약 30%로 나타났다. 반면에 판재가 얇은 경우에는

표면이 가장 많은 변형을 받고 중심부가 가장 적은 변형을 받으며, 두께방향으로의 유효변형률 차이는 약 12%로 예측되었다. 이 결과로부터 판재가 두꺼워 질수록 두께방향으로 유효변형률 차이가 커짐을 알 수 있었다. 따라서 후판압연에서 소재는 두께방향으로 10내지 30%의 변형률의 편차를 가질 것으로 판단된다.

접촉각 a 의 tangent값이 마찰계수 m 보다 크면 재료는 로울 사이로 끌려 들어갈 수 없다. 접촉각 a 의 tangent값은 다음의 식으로 계산할 수 있다.

$$\tan \alpha = \frac{L_p}{R - \frac{\Delta h}{2}} \approx \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (19)$$

식 (19)를 이용하여 소재의 두께와 압하량에 따른 접촉각 a 의 tangent 값의 변화를 계산하여 Fig. 10에 도시하였다. 이 도표를 이용하면 임의의 두께에서 설정한 압하량으로 압연이 가능한지의 여부를 판단할 수 있다.

4.2 압연 스케줄 설계

위에서 서술한 방법을 이용하여 열간압연 패스 스케줄을 설계하였는데, 설계목표는 미세한 오스테나이트 결정립도를 얻는 것으로 설정하였다. 압연 조건은 로울 직경을 1000mm, 판재의 초기 두께는 200mm로 하였으며 최종두께는 20mm, 최종 압연온도는 800°C-900°C로 하였다. 변형률 속도는 판재가 얇아질수록 빨라지므로 5/sec-30/sec 사이의 값을 사용하였다. 제한조건으로는 단위 폭 당 압연하중이 1.4ton/mm를 넘지 못하며, 로울과 판재의 접촉면에서의 마찰계수는 $m=0.25$ 이다. 일반적으로 초기의 3 내지 4 패스에서는 판재의 폭을 제어하는 것이 중요하므로 10% 이하의 낮은 압하율을 적용하였다.

첫 번째 설계는 최대한 높은 압하량을 가하여 총 패스 수를 최소화하는 방향으로 수행하였다. 따라서 재가열 온도를 1020°C로 하고 25초간 냉각한 후 첫 패스를 시작하는 조건으로 Table 4에 나타나 있는 패스 스케줄을 설정하였다. 본 연구에서 개발된 패스 스케줄 설계 시스템을 사용하여 구한 결정립도 변화, 온도 변화, 잔류변형률 변화를 각각 Figs. 11 ~ 13에 나타내었다. 이 경우 모든 패스에서 압연하중은 제한조건인 1.4ton/mm를 넘지 않았으며 접촉각 a 의 tangent값

Table 4 Proposed rolling schedule 1

Pass No.	Reduction (%)	Strain rate (/sec)	Interpass time (sec)
1	7	5	10
2	9	5	10
3	13	5	10
4	15	10	10
5	15	10	10
6	17	10	10
7	17	10	20
8	15	15	11
9	15	15	11
10	15	20	12
11	15	20	12
12	15	20	12
13	20	30	14
14	25	30	14

도 마찰계수 제한을 넘지 않았다. 압연 후 평균 오스테나이트 결정립도는 약 $20\mu\text{m}$ 로 나타났다. 하지만 이 패스 스케줄은 높은 압하율로 적용함으로 인하여 변형열이 크게 발생하였고, 따라서 최종 패스 후 두께방향으로의 온도 편차는 약 80°C 정도로 크게 발생하여 두께방향으로의 결정립도 분포도 $13\mu\text{m}$ 의 큰 편차를 나타내었다.

두 번째 설계는 일반적으로 적용되는 압연온도에서 사용하고 압하량을 분산시켜 변형열의 효과를 작게하는 방향으로 수행하였다. 따라서 재가열 온도를 1200°C 로 하고 25초간 냉각한 후 첫 패스를 시작하는 조건으로 Table 5에 나와있는 패스 스케줄을 설정하였다. 패스 스케줄 설계 시스템을 사용하여 구한 결정립도 변화, 온도 변화, 잔류변형률 변화를 각각 Figs. 14 ~ 16에 나타내었다. 초기의 높은 압연온도에 의하여 초기 결정립은 상대적으로 조대하였지만, 최종 패스 후 $34\mu\text{m}$ 정도로 감소하였다. 이 경우 압연하중은 모두 1.2ton/mm 이하로 낮았으며 마찰계수 제한도 문제가 없는 것으로 판단되었다. 이 패스 스케줄에서는 최종 패스에서 두께방향으로 10°C 내외의 온도 편차가 발생하였고 따라서 $8\mu\text{m}$ 정도의 결정립도 편차가 발생하였다. 첫 번째 패스 스케줄에 비하여 패스 수는 증가하였지만 온도 및 결정립도의 편차를 줄이는데 효과적이었으며 추후 압연 스케줄을 조정함으로써 편차를 더 줄일 수 있을 것으로 판단된다. 특히 16번째 패스에서 적은 압하량을 주어 재결정 속도를 매우 느리게 만들어

Table 5 Proposed rolling schedule 2

Pass No.	Reduction (%)	Strain rate (/sec)	Interpass time (sec)
1	6	5	10
2	8	5	15
3	9	5	15
4	15	10	13
5	15	10	15
6	10	15	15
7	9	15	25
8	12	20	12
9	12	20	11
10	15	20	11
11	13	20	12
12	13	20	13
13	13	25	13
14	14	25	13
15	13	25	14
16	5	30	14
17	14	30	15
18	15	30	15
19	6	30	15

잔류변형률을 많이 하고 17번째 패스에서 압하량을 더해 주어 재결정에 의한 결정립도를 작게 만들 수 있었다. Fig. 14의 결정립도 변화를 보면 이러한 방법이 결정립도를 작게 하는데 매우 유용함을 알 수 있으며, 압연 스케줄의 후반부에 이러한 방법을 이용할 수 있을 것으로 판단된다. 또 이러한 방법은 두께방향으로 불균일한 온도 분포에 의한 결정립도의 편차를 줄이는 방법으로도 이용할 수 있을 것이다. 즉, 표면부에서는 재결정을 발생시켜 잔류변형률을 소진시키고 중심부에서는 재결정을 느리게 또는 발생시키지 않게 함으로써 다음 패스에서 중심부에는 재결정을 발생시켜 두께방향으로의 결정립도 편차를 줄이는 것이다. 이러한 방법을 정확하게 응용하게 위해서는 정적회복을 고려한 연화현상에 대한 모델링식이 필요하다.

5. 결론

(1) 본 연구에서 개발된 재결정 예측시스템은 10 내지 20%의 낮은 압하율의 경우에 오스테나이트 결정립도를 비교적 정확하게 예측할 수 있음을 알 수 있었다.

(2) 본 연구에서 개발된 패스 스케줄 설계 시스

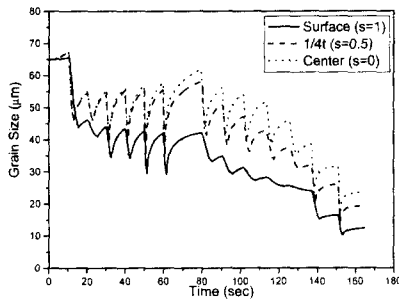


Fig. 11 Predicted austenite grain size variations for rolling schedule 1

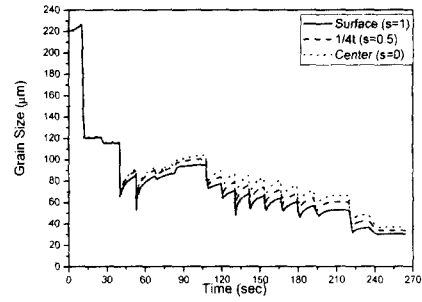


Fig. 14 Predicted austenite grain size variations for rolling schedule 2

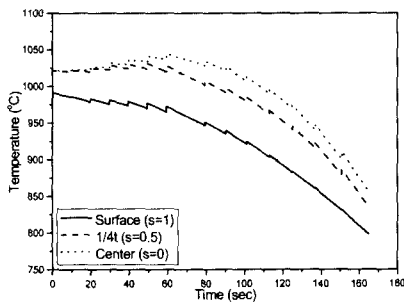


Fig. 12 Predicted temperature variations for rolling schedule 1

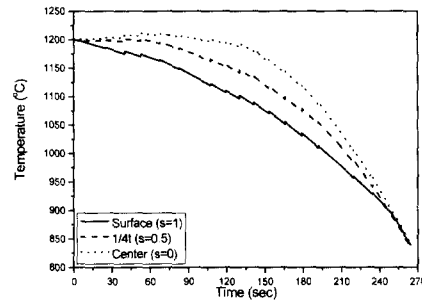


Fig. 15 Predicted temperature variations for rolling schedule 2

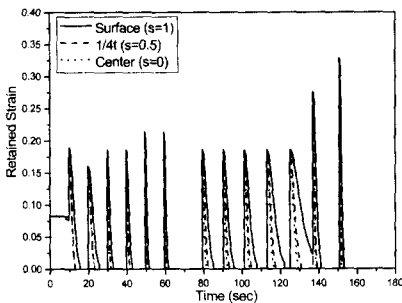


Fig. 13 Predicted retained strain variations for rolling schedule 1

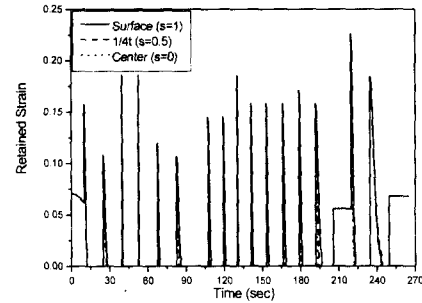


Fig. 16 Predicted retained strain variations for rolling schedule 2

템을 이용하여 두 가지의 패스 스케줄을 구하였고 이에 따른 결정립도, 온도, 잔류변형률, 압연 하중, 마찰 조건 등을 예측할 수 있었다. 초기 압연온도가 낮고 패스 당 압하율이 높을수록 압연 후 평균 결정립도는 작지만 두께방향으로의 편차는 크게 나타났다. 반면에 초기 압연온도가 높고 패스 당 압하율이 낮을수록 압연 후 평균

결정립도는 높지만 두께방향으로의 편차는 작게 나타났다.

(3) 본 연구를 통하여 압연 공정조건 중 결정립도와 두께방향 분포에 큰 영향을 미치는 인자는 온도와 변형률임을 알 수 있었다. 따라서 결정립도를 최소화하는 온도와 변형률 이력을 구하고, 이를 두께방향으로 균일하게 분포할 수 있는 패

스 스케줄을 구하는 것이 중요하다.

(4) 두께방향으로 균일한 오스테나이트 결정립도를 분포시키기 위해서는 다음과 같은 방법을 고려할 수 있다: ① 압하율을 적절히 조절하여 표면에서는 재결정이 완료되고 중심부에서는 재결정이 완료되지 않도록 하여 다음 패스에서 잔류변형률이 큰 중심부에서 재결정에 의한 결정립 미세화를 유도한다. ② 패스 사이의 판재 이동에서 heat pad 또는 induction heater 등을 사용하여 표면과 내부의 온도를 균일하게 한다.

후 기

본 연구는 학술진흥재단 선도연구자 지원사업(E00089, 과제명 : 강판 단속 열간 변형시 결정립도/유동응력 변화에 대한 연구와 이를 응용한 제어압연 패스 스케줄의 최적화)에 의하여 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Attwood, B. and Miner, R. E., 1998, "Competitive Material Threats and Opportunities," Steel Rolling '98, Opening Lecture, ISIJ, p. 9.
- (2) 신수철, 1999, "강판 열간압연의 기술개발 동향," 압연기술의 미래개척, 기초강연, 한국소성가공학회, 대한금속학회, p. 3.
- (3) 권오준, 1999, "철강 압연제품의 제조기술 및 응용," 압연기술의 미래개척, 기초강연, 한국소성가공학회, 대한금속학회, p. 10.
- (4) POSCO, 1999, "'99 HIPERS-21 WORKSHOP," POSCO.
- (5) Sawamiphakdi, K., Damm, E. B., Ives, J. E., Shivpuri, R. and Pauskar, P., 1998, "Steel Rolling '98," ISIJ, p. 557.
- (6) Neishi, Y., Akiyama, M., Kuroda, K., Inoue, Y. and Kawakami, K., 1998, "Steel Rolling '98," ISIJ, p. 546.
- (7) Streisselberger, A., Schwinn, V., Fichet, O. and Schutz, W., 1998 "Steel Rolling '98," ISIJ, p. 571.
- (8) Tani, T., Ohe, K., Ueda, T., Fujiuchi, H., Tada, T. and Tsutsumi, Y., 1998, "Steel Rolling '98," ISIJ, p. 589.
- (9) Jain, V. K., Jata, K. V., Morgan, J. T. and Hopkins, A. K., 1995, "Light Weight Alloys for Aerospace Applications III," edited by E. W. Lee, N. J. Kim, K. V. Jata and W. E. Frazier, The Minerals, Metals & Materials Society, p. 227.
- (10) Horita, Z., Furukawa, M., Wang, J., Nemoto, M., Valiev, R. Z., Ma, Y. and Langdon, T. G., 1995, "Light Weight Alloys for Aerospace Applications III," edited by E. W. Lee, N. J. Kim, K. V. Jata and W. E. Frazier, The Minerals, Metals & Materials Society, p. 245.
- (11) 이동근, 박종진, 1999, "압연기술의 미래개척," 한국소성가공학회, 대한금속학회, p. 341.
- (12) Hernandez, C. A. and Medina, S. F., 1996, Acta. Mater., 44, 1, p. 155.
- (13) Hernandez, C. A. and Medina, S. F., 1992, Mem. Scient. Revue Metall., 66, p. 217.
- (14) Sellars, C. M., 1980, "Hot Rolling and Forming Processes," edited by C. M. Sellars and G. J. Davies, Met. Soc., London.
- (15) Sellars, C. M., 1990, Material Sci. & Tech., 6, p. 1072.
- (16) Zener, C. and Hollomon, J. H., 1944, J. of Applied Phys. 15, p. 22.
- (17) Sellars, C. M. and Tegart, W. J. M., 1966, Mem. Scient. Revue Metall. 63, p. 731.
- (18) Barrett C. R. and Nix, W. D., 1965, Acta metall. 13, p. 1247.
- (19) Scheil, E., 1935, Arch. Eisenhüttenw., Vol. 12, p. 565.