

폭방향 두께제어를 고려한 용탕직접 압연로울의 최적형상 설계기법

강 충 길*, 김 영 도**, 정 영 진**

Optimum Shape Design Techniques on Direct Roller of Molten Metal Considering Thickness Control of Width Direction

C.G.Kang*, Y.D.Kim**, Y.J.Jung**

ABSTRACT

The rolling force and roll deformation behavior in the twin roll type strip continuous casting process has been computed to estimate the thermal characteristics of a caster roll. To calculation of rolling force, the relationship between flow stress and strain for a roll material and casting alloy are assumed as a function of strain-rate and temperature because mechanical properties of a casting materials depends on temperature. The three dimensional thermal elastic-plastic analysis of a cooling roll has also been carried out to obtain a roll stress and plastic strain distributions with the commercial finite element analysis package of ANSYS. Temperature fields data of caster roll which are provided by authors were used to estimated of roll deformation.

Roll life considering thermal cycle is calculated by using thermal elastic-plastic analysis results. Roll life is proposed as a terms of a roll revolution in the caster roll with and without fine failure model on the roll surface. To obtain of plastic strain distributions of caster roll, thermomechanical properties of roll sleeve with a copper alloy is obtained by uniaxial tensile test for variation of temperature.

Key Words: Thermal elasto-plastic(열탄소성), Roll life(로울수명), Rigid finite element method(강소성 유한요소법), Fine crack(미소크랙), Rolling analysis(압연해석)

기 호 설 명

$C(T), m(T)$: 응력-변형률속도관계식에서 계수와 지수	F_n : 소재가 로울과 접촉하는 경계면에서 법선방향의 힘
F_x, F_y : x와 y방향으로의 힘	F_F, F_B : 전방장력, 후방장력
F_j : 절점 j에서의 절점력	h_s : 로울출구에서 응고완료점까지 거리
	p : 로울의 단위폭당 압하력

* 부산대 기계공학부
** 부산대 기계기술연구소

\bar{P}	: 총압하력
R	: 로울의 반경
S	: 면적
S_F	: 힘이 규정되는 면
S_U	: 속도가 규정되는 면
T	: 온도
u_x, u_y	: x와 y방향으로의 속도
V	: 체적
W	: 로울의 폭
ϵ	: 변형률
$\dot{\epsilon}_{ij}$: 변형률속도텐서
$\dot{\epsilon}_v$: 체적변형률속도
$\dot{\bar{\epsilon}}$: 유효변형률속도
θ	: 용탕과의 접촉각
σ	: 응력
σ_m	: 정수압 응력
$\bar{\sigma}$: 상응응력
σ_{ij}	: 응력텐서
$\dot{\sigma}_{ij}$: 편차응력텐서
ω	: 로울의 회전각속도
F	: 로울표면에 작용하는 면압
N_f	: 파단이 일어나는 한계 사이클 수
n_i	: 경계면에서 법선방향으로의 단위 vector
p	: 압하압력
T_i	: 액상선 온도
T_s	: 고상선 온도
U_r, U_θ, U_z	: 각각 r, θ , z방향으로의 변위
\bar{u}	: 속도
ϵ^P	: 압하력에 의한 변형률
ϵ^T	: 열변형률
$\dot{\epsilon}_{ij}$: 변형률속도
ϵ_{eqv}	: 상당소성변형률
ϵ_r, ϵ_z	: r방향과 z방향의 소성변형률
ϵ_{tot}	: 총변형률
Δ	: 최대치와 최소치의 차이

1. 서 론

용강에서 두께 1~10 mm의 박판을 생산하는 연속주조 공정이 재결개선 및 공정생략 등의 이유때문에 많이 연구되고 있다⁽¹⁾⁻⁽⁶⁾. 박판 연속주조법이라고 불리어지는 직접

압연은 두개의 로울표면 위에 생성된 응고셀이 로울의 회전에 의해 압연가공되어 판재로 제조되기 때문에 용탕으로부터 판재를 직접제조할 수 있다.

직접압연공정에 사용되는 두개의 냉각로울은 고온의 용탕과 직접 접촉을 하기 때문에 로울이 사용중 변형되어 제품의 두께를 변화시키는 원인이 되고 있다. 이러한 현상을 규명하기 위하여는 초기에 로울회전속도, 용탕주입 온도, 로울간격 등의 공정변수와 압연율 사이의 관계가 파악되어야 판재의 두께 및 로울의 수명 등을 예측할 수 있다. 최적 로울설계 및 수명예측을 위하여는 공정전체가 시스템적으로 연구되어야 한다. 로울의 온도 및 응고완료점 이후 로울출구까지의 압하력은 로울의 응력해석에 필요한 기초 데이터로 활용되어야 로울설계 및 수명예측이 가능하다.

직접압연공정에 이용되어지는 로울설계에 대한 연구는 2차원 변형해석^{(7),(8)}, 로울 축방향의 변형량 예측⁽⁹⁾ 등이 대부분이다. 이들의 연구결과는 로울재료의 물성치를 온도의 함수로써 취급하지 않았을 뿐만 아니라 응고해석 결과의 데이터를 이용하지 못하였기 때문에 해의 정도에 문제가 있다. 용탕과 로울이 연계된 응고해석결과의 데이터를 이용하여 로울 수명의 예측과 폭방향 두께 제어에 필요한 초기로울 형상의 설계기법에 관한 연구방법은 아직까지 발표되지 않고 있다.

따라서 본 연구에서는 직접압연공정과 유사한 모델실험에 의하여 구한 열전달계수를 사용하여 용탕의 응고해석 및 로울의 열전도 해석의 결과⁽¹⁰⁾를 로울의 강도해석에 이용하였다. 로울에 작용하는 압하력은 응고해석결과를 강점소성유한요소법에 적용하여 예측하였다. 계산된 로울의 온도분포와 압하력을 로울에 작용하는 외력으로 취급하여 유한요소법에 의한 로울의 3차원 열탄소성 응력해석을 수행하여 로울의 강도를 계산하였으며, 강도해석에 이용되어지는 기계적 성질은 고온인장 시험결과를 이용하였다.

로울은 회전을 하기 때문에 용탕과 접촉을 할 때는 열하중과 압하력이 가해졌다가 로울과 접촉을 끝낸 후에는 하중이 제거되는 주기적인 반복 하중상태에 놓이게 된다. 이와 같이 반복 하중이 작용하는 경우는 로울의 피로가 증가되며 결국 파단으로 진행된다. 3차원 유한요소해석으로부터 구한 열소성변형률의 값을 이용하여 로울표면에 미소크랙의 유무에 따른 2가지 모델에 대하여 로울 수명을 예측하였다. 직접압연 후에도 로울의 변형이 거의 존재하지 않는 초기 로울의 형상을 예측하는 모델을 제안

하였다.

2. 강점소성유한요소법에 의한 직접압연해석

Fig. 1은 직접압연시 냉각로울의 외형을 나타낸 것이다. 회전하는 두개의 로울사이에서 용강을 주입하면 로울표면에 응고셀이 성장한다. 이 때 성장한 응고셀은 Fig.1에서 보여주는 바와같이 응고완료점부터 로울출구까지는 열간압연을 받으면서 판재로 제조되어진다. 이 때 로울은 회전에 의해 압하력과 열응력을 주기적으로 받게되며, 열피로에 의해 로울표면에 미소크랙이 발생할 경우 성장하여 로울의 파단을 야기시키게 된다. 로울 길이방향의 직각방향으로 변형이 일어나 판재의 두께를 불균일하게 한다. 이와 같은 현상을 해석하기 위하여는 로울에 작용하는 열하중과 응고완료점 이후 판재의 압연변형에 의한 압하력이 동시에 계산 되어야 한다.

직접압연공정에 있어서 응고완료점 이후부터 로울출구까지는 열간압연공정으로 볼 수 있다. 일반적으로 열간가공에서 금속재료는 변형을 받을 때 변형률속도에 의존하는 성질을 가지게 되므로 속도민감성 재료로 취급하여야 하며, 직접압연공정은 일반적인 열간가공과 같이 등온상태가 아니므로 응력-변형률속도 관계를 온도의 함수로 계산 하여야 좀더 정확한 해를 얻을 수 있다.

유한요소법에 의한 압연해석에서는 비정상상태의 해석을 행하는 경우도 있으나, 직접압연공정의 경우 용탕으로부터 로울표면에 응고셀이 생성결합되어 판재로 성형되므로 정상상태로 해석을 하여야 한다. 보다 정확한 압연하중을 계산하기 위하여 응력-변형률속도 관계를 온도의 함수로 취급하였으며, 용탕의 온도분포 및 압연조건 등을

이용하여 압연재료의 응력분포와 압하력을 계산하였다.

2.1 지배방정식 및 계산방법

체적 V 인 물체는 표면에 힘 \bar{F} 가 규정되는 면 S_F 와 속도 \bar{u} 가 규정되는 S_U 로 나눌 수 있다. 강소성변형을 받는 물체가 von-Mises항복조건과 유동법칙을 만족하는 재료이고, 물체력은 없다고 가정하면, 실제응력 (σ_{ij})와 속도장 (\bar{u})은 다음의 관계를 만족한다⁽¹¹⁾⁻⁽¹⁵⁾.

(1) 평형조건

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (1)$$

(2) 적합성조건

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{ij} &= \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) \\ \dot{\epsilon}_v &= u_{i,i} = 0 \end{aligned} \quad (2)$$

(3) 응력-변형률속도 관계 :

$$\sigma'_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (3)$$

여기서, $\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}}$

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}}$$

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m$$

(4) 경계조건 :

$$\sigma_{ij} n_i = \bar{F}_j \quad \text{on } S_F \quad (4)$$

$$u_i = U_i \quad \text{on } S_U$$

위의 조건을 만족하는 강점소성유한요소 지배방정식은 다음과 같다.

$$\delta \Pi = \int_V \bar{\sigma} \delta \bar{\epsilon} dV + \int_V \sigma_m \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_F} \bar{F}_i \delta u_i dS = 0 \quad (5)$$

Fig. 2에서 보여주는 바와 같이 탕면으로부터 출구까지는 열간압연영역으로 가정하였다. 열간가공에서는 일반적으로 재료는 가공속도와 온도에 의존하는 속도민감

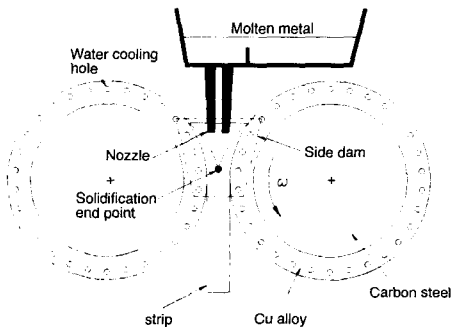


Fig. 1 Schematic representation of twin roll strip continuous casting

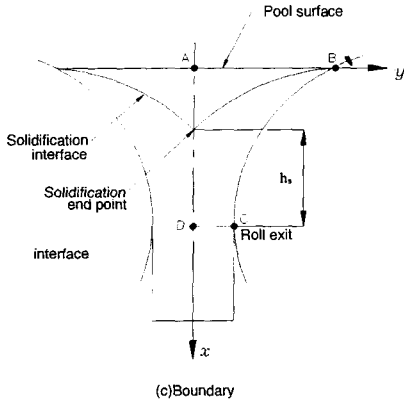


Fig. 2 Designation of rolling region in direct rolling process and boundary conditions for rolling analysis

성재료로 취급하여 다음과 같은 응력-변형률속도 관계식을 사용하였다¹⁶⁾.

$$\bar{\sigma} = C(T)\dot{\epsilon}^{m(T)} \quad (6)$$

직접압연재료인 SUS 304의 식(6)에 있어서 계수 $C(T)$ 및 지수 $m(T)$ 는 다음과 같이 온도의 함수로 하였다¹⁷⁾.

$$T_s \geq T : C(T) = (2.42459E - 5)T^2 - 0.07954T + 63.841957 \text{ (Kgf/mm}^2\text{)}$$

$$m(T) = -(2.3675E - 9)T^3 + (7.1523E - 6)T^2 - (6.701E - 3)T^3 + 2.11135 \quad (7)$$

$$T_l \geq T > T_s :$$

$$C(T) = \left[\frac{0.0001 - \{(2.42459E - 5)T_l^2 - 0.07954T_l + 0.07954T_s + 63.841957\}}{T_l - T_s} \right] \times (T - T_l) + \{(2.42459E - 5)T_s^2 - 0.07954T_s + 63.841957\} \text{ (Kgf/mm}^2\text{)}$$

(8)

$$m(T) = 0.25$$

$$T_l < T : C(T) = 0.0001 \text{ (Kgf/mm}^2\text{)}$$

$$m(T) = 0.25$$

압하력은 계산된 x와 y방향의 절점력 F_x 와 F_y 를 로울표면의 법선방향의 값으로 보정한 값을 전체접촉면에 대하여 합산한 후 로울의 폭을 곱하면 다음과 같은 식으로 표시할 수 있다.

$$\bar{P} = (\sum F_n) \cdot W$$

$$= \sum (F_x^2 + F_y^2)^{1/2} \cdot W \quad (9)$$

용탕의 직접압연해석모델의 격자는 응고해석에서 사용한 모델과 동일한 격자를 사용하였으며 응고완료점의 계산을 위하여 용탕부분은 속도분포를 고려하여 FDM으로 계산하였으며, 소재와 접촉하는 로울의 온도계산은 FEM으로 계산하여 계산 시간을 단축시켰으며 용탕부분의 Mesh분할의 어려움을 해결하였다¹⁰⁾. 각 절점의 온도를 이용하여 압연해석을 행하였다. 해석을 위해서 다음과 같은 가정을 하였다.

- (1) 응고셀과 로울사이에는 미끄럼이 없는 것으로 가정하여 고착마찰상태로 보았다.
- (2) 압연영역에서의 물성치는 온도의 함수로 취급하였다.
- (3) 로울의 변형에 따른 용탕부의 기하학적인 변화는 없는 것으로 가정한다.
- (4) 응고 완료점의 온도를 고상선 온도에 대응하는 값으로 하였다.

이상과 같은 가정으로부터 Fig. 2에 표시한 해석영역 ABCD에서의 경계조건과 유한요소법에 의하여 압연해석을 하기위한 요소분할을 Fig. 3(a)(b)에 각각 표시하였다.

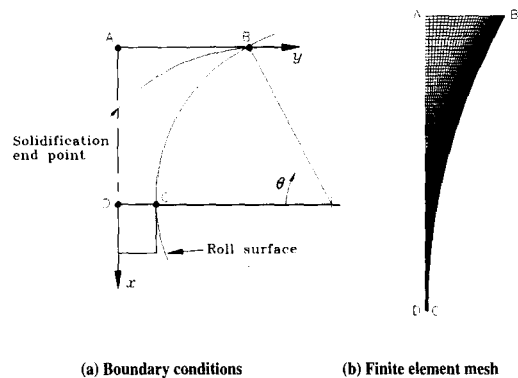


Fig. 3 (a)(b) Boundary conditions and finite element mesh for roll force prediction

- $\overline{AD} : u_y = 0$
- $\overline{BC} : u_y = u_x \tan \theta$
- $\overline{CD} : u_x = \omega \cdot R$
 $u_y = 0$
 $F_F = 0$
- $\overline{AB} : F_B = 0$

응고완료점의 위치와 로울의 온도분포가 압연력에 미치는 영향을 파악하기 위하여 본 연구에서는 2, 4, 6, 8, 10 회전에 대응하는 압연재료의 온도분포를 이용하여 압연계산을 하였다.

2.2 계산결과

Fig. 4는 로울각속도 $\omega = 1.0, 1.5 \text{ rad/s}$ 인 경우 로울이 10회전하였을 때 로울의 단위폭당 압하력분포를 나타낸 것이다. 대부분의 압하력은 응고완료점에서 로울출구까지 압연변형부분에서 작용하며, 응고완료점부터 탕면까지는 용탕상태를 유지하므로 압하력이 거의 작용하지 않음을 알 수 있다. 속도 $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 일 경우는 응고완료점의 높이가 탕면쪽으로 이동하여 압연율이 커져 $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 에 비하여 압하력이 크게 됨을 알 수 있다.

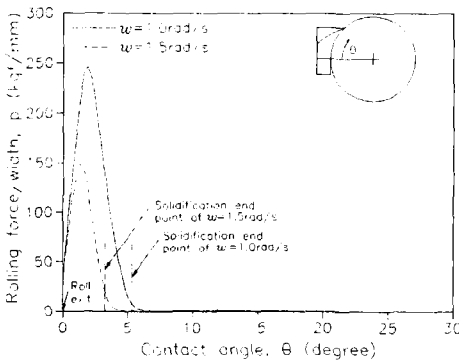


Fig. 4 Predicted rolling force per unit width along the contact angle

Fig. 5는 로울각속도 $\omega = 1.0, 1.5 \text{ rad/s}$ 인 경우 로울이 각각 2, 4, 6, 8 및 10회전 하였을 때 저자⁽¹⁰⁾가 계산한 응고완료점의 위치를 이용하여 압연해석을 한 결과 로울폭 350 mm에 대한 총압하력을 나타낸 것이다. 응고

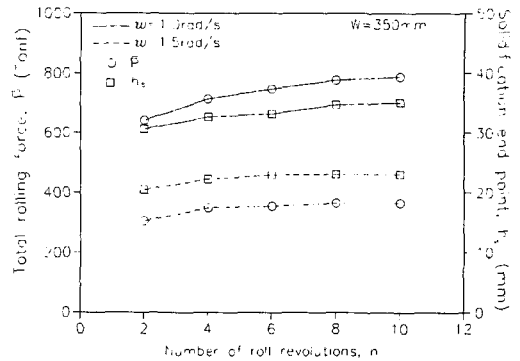


Fig. 5 Predicted total rolling force and distance of solidification end point from roll exit

완료점에서 로울출구까지 거리가 증가할수록 압하력이 비례적으로 증가함을 알 수 있다. 로울이 10회전 하였을 때 응고완료점의 위치는 $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 에 비하여 $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 일 경우가 1.53배 증가하였지만, 압하력은 2.2배 증가하였다. 따라서 로울에 작용하는 압하력을 감소시키기 위해서는 로울각속도를 되도록 빠르게 하여 응고완료점이 로울출구쪽 근방에 위치하도록 하여야 한다.

3. 로울의 응력해석 및 수명예측

3.1 응력계산방법 및 모델

직접압연에 사용되는 냉각로울은 용탕으로부터 열유입에 의한 열응력과 압하력에 의한 압축력을 받게 된다. 이때 로울은 회전을 하기 때문에 용탕과 접촉하여 압하력과 열하중을 받게된다. 용탕과 접촉을 벗어난 냉각구간에서는 로울에 작용하는 압하력이 제거되며 온도가 감소된다. 따라서, 로울이 회전함에 따라 열하중이 반복적으로 작용하게 된다. 만일 초기 로울표면에 미소크랙(fire crack)이 발생하게 되면 크랙이 진전되어 파단으로 진행된다. 로울의 초기 균열의 생성형태는 원주방향에 걸쳐 원형으로 생성 및 진전되어 파단으로 이르게 되며⁽¹⁷⁾, 또한 로울 모서리가 파괴되어 떨어져 나가는 스펠링(spalling)이 발생하는 경우가 있다⁽¹⁸⁾. 이때 균열 및 파단의 원인은 거의 대부분 소성변형에 의해 발생되며, 3축 상태의 소성변형을 중에서도 가장 큰 방향의 소성변형률에 의존한다.

로울의 응력 및 소성변형률 분포를 조사하기 위해서 상용구조해석 프로그램인 ANSYS를 사용하여 3차원 응력해석을 하였다. 로울에 작용하는 외력인 로울의 온도분포

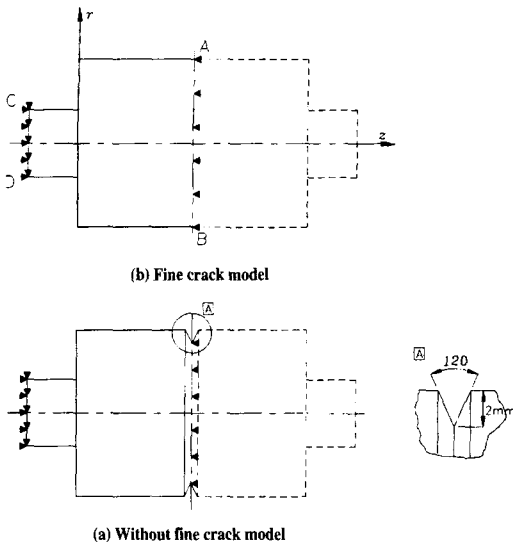


Fig. 6 (a)(b) Three-dimensional stress analysis model of twin roll type continuous casting roll

와 압하력은 2차원 결과를 3차원 즉 로울폭방향으로 동일한 분포를 갖는 것으로 가정하여 해석하였다. 응력해석 모델에 있어서는 로울표면에 크랙이 없는 모델과 로울표면에 초기 미소크랙이 있을 경우 크랙에서 응력집중을 조사하기 위하여 미소크랙을 V형 노치로 가정한 모델을 사용하였다. Fig. 6(a),(b)는 두 가지 모델에 대한 로울형상과 경계조건을 보이고 있다. Fig. 6(a)의 경우 크랙이 없는 모델이고, Fig. 6(b)는 로울의 원주방향으로 깊이 2 mm의 V형 노치를 갖는 모델이며 Fig.6(b)에서 보여주는 바와같이 120℃의 방향으로 롤이 가공되어 있다¹⁷⁾. 외력은 두 경우 모두 로울의 온도분포 및 압하력을 적용하였으며, 이때 압하력은 로울면에 압력으로 작용하므로 접촉면압으로 환산하여 주었다. 로울의 경우 로울폭방향 중양을 기준으로 대칭형상이므로 왼쪽의 반만을 해석모델로 하였다. 이때 로울에 적용된 경계조건은 다음과 같다.

- 대칭면 $\overline{AB}: U_z = 0$
- 베어링에 삽입되는 축부 $\overline{CD}: U_r = U_\theta = U_z$
- 압하력작용면 $\overline{EF}: F = p$

직접압연에 사용되는 로울의 경우 열하중과 압하력에 의하여 로울의 축에 끼워지는 스리브의 변형이 탄성변형을 지나 소성변형까지 진행될 것으로 예측되어 탄-소성해

석을 행하였다. 따라서 로울의 스리브재료인 Cu합금의 재료에 대하여 온도를 변화시키며 단축인장시험을 행하여 재료의 물성치를 조사하였다. 고온인장시험은 10톤 MTS로 행하였고, 시험온도는 MTS에 부착된 전기로를 사용하여 실온에서 400 ℃까지 100 ℃간격으로 시험하였다. 시험편은 표점거리 30 mm, 직경 6 mm의 시험편을 사용하여 각 조건에 대하여 3번을 시험하여 평균치를 취하였다. Table 1 은 시험으로부터 얻은 물성치를 나타내고 있으며, Table 2 는 Cu합금과 로울 재료인 탄소강의 탄성영역에서 물성치를 나타내고 있다.

Table 1 Results of uniaxial tensile test of Cu alloy.

Temperature (℃)	0.2% offset yield stress (kgf/mm ²)	Elastic Modulus (kgf/mm ²)	Plastic Modulus (kgf/mm ²)
R.T	46.18	13554	117.4
100	44.65	12406	91.7
200	42.92	11620	66.1
300	37.72	10956	40.6
400	37.61	9487	21.0

Table 2 Mechanical properties of roll material

Parameters	Cu alloy	Carbon steel
Elastic modulus (kgf/mm ²)	See Table 1	20800
Poisson's ratio	0.3	0.3
Thermal expansion (mm/mm℃)	0.185E-4	0.111E-4
Density (kgf/mm ³)	0.888E-5	0.761E-5
Roll diameter (mm)	750	650

Fig. 7, 8은 응력해석을 위하여 초기 미소크랙이 없는 모델과 로울폭방향의 중양에 깊이 2 mm의 미소 크랙이 있는 유한요소모델을 각각 나타낸 것이다. 미소크랙의 크기가 로울의 크기에 비하여 극히 작기 때문에 Fig. 8의 모델에서 초기크랙의 형상을 뚜렷히 구분하기는 어렵다. 로

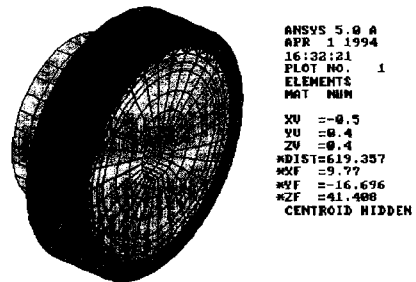


Fig. 7 Three dimensional finite element mesh of casting roll without fine crack model

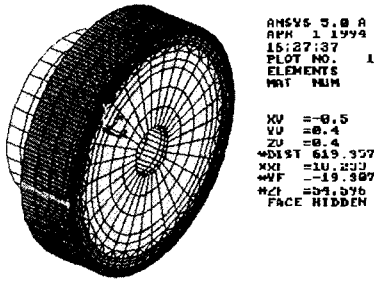


Fig. 8 Three dimensional finite element mesh of casting roll with fine crack model

울의 응력해석에 사용된 요소는 8절점 6면체 요소를 사용하여 절점수 11880개, 요소수 8070개로 격자를 구성하였다. 로울이 각각 2, 4, 6, 8, 10 회전하였을 때 로울의 온도분포와 압하력을 외력으로하여 로울의 열응력을 계산하였다. 이때 로울의 열전달해석에 사용된 격자와 응력해석에 사용된 모델의 격자가 일치하지 않으므로 로울의 열전달해석에 사용한 격자를 매핑(mapping)하여 보간법으로 응력해석모델의 격자점온도를 구하였다.

3.2 로울 수명예측

직접 압연공정에서 용탕과 접촉하는 로울면에서는 압하력과 열하중이 동시에 작용하며, 로울이 회전하여 용탕과 접촉을 끝낸 후 냉각구간에서는 압하력이 제거되며 로울의 온도는 서서히 감소하게 된다. 로울이 회전함에 따라 하중이 주기적으로 작용하기 때문에 로울은 반복 하중을 받게 된다. 이와 같은 하중사이클이 작용하는 경우 심한 열피로가 누적되어 파손이 발생한다.

반복하중을 받고 있는 로울의 수명을 예측하기 위하여 하중이 로울에 가해질 때 변형률과 제하(unloading)되었을 때 변형률의 차이로부터 파단이 발생하는 하중사이클 수를 예측하는 방법을 이용하였다. 로울이 소성영역까지 변형을 하게 되면 탄성변형률은 로울의 파단에 무관하고 소성변형률이 로울의 파단에 영향을 준다. 따라서 로울의 변형률계산 결과중에서 소성변형률을 이용하여 로울의 수명을 예측하였다.

본 연구에서 사용한 로울 슬리브재료와 유사한 Cu-1%Cr 재료를 538℃에서 $2 \times 10^{-3} S^{-1}$ 의 변형률속도로 주기적 하중을 가하여 그 피로수명을 조사한 시험결과가 보고되어 있다⁽¹⁹⁾. 위의 실험에 있어서는 고회전사이클에 관한 결과이므로 본 연구에서는 낮은 변형률속도에 대하여 Manson⁽²⁰⁾이 다음과 같이 수정한 식을 이용하여 파단이

일어나는 한계 사이클수 N_f 를 계산하였다.

$$N_f = 5.23 \times 10^{-4} (\Delta \epsilon_{tot})^{-2.75} \quad (10)$$

$$\Delta \epsilon_{tot} = (\epsilon^T + \epsilon^P)_{max} - (\epsilon^T + \epsilon^P)_{min} \quad (11)$$

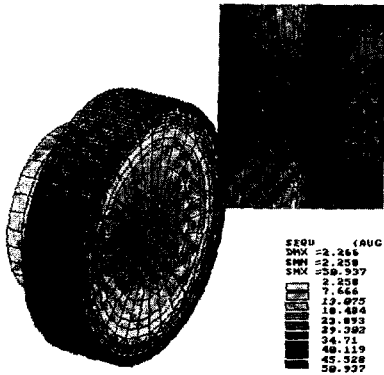
전열해석 결과로부터 로울의 온도분포가 거의 정상상태에 도달하는 10회전의 계산결과를 이용하여 응력해석을 하였다. 로울이 10회전하였을 때 x,y 및 z축의 소성변형률중 반경방향(y방향)의 변형률이 가장 큰 값을 갖기 때문에 로울표면에서 반경방향의 최대변형률과 냉각구간에서 최소변형률의 차이를 각각 구하여 식(11)으로부터 $\Delta \epsilon_{tot}$ 을 계산하여 로울수명을 예측하였다.

10회전 이후의 온도분포를 거의 정상상태로 되었기 때문에 10회전의 온도 데이터를 이용하여 로울 수명을 예측하였다.

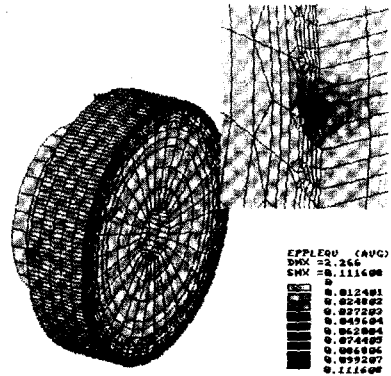
3.3 결과 및 고찰

Fig. 9(a)(b)는 크랙이 없는 모델의 경우 로울각속도 $\omega = 1.0, 1.5 \text{ rad/s}$ 일 때 10회전 하였을 때 로울의 상당응력분포를 나타낸 것이다. 온도구배가 큰 로울의 표면 부근에서는 내부보다 높은 상당응력을 보이고 있다. 로울 표면과 냉각수출 부근에서 온도차이로 인하여 응력구배가 크게 나타나고 있다. Fig.9(a)의 경우 냉각구간에서는 23 kgf/mm² 정도로 Cu합금의 300℃에서 항복응력값인 37 kgf/mm² 이하의 응력값을 보이는 반면 로울출구부분에 있는 냉각수출 주위에서는 최대응력이 50.9 kgf/mm²으로 항복응력값 이상의 응력분포를 보여주고 있다. 따라서 이 부분에서 소성변형이 됨을 예측할 수 있다. 압연로울의 경우 로울의 폭이 넓기 때문에 굽힘변형이 문제가 되지만 본 연구에서 제한한 로울의 경우 로울 폭과 축의 길이가 짧기 때문에 굽힘모우멘트에 의한 굽힘응력의 발생보다는 용탕과의 접촉부분에서 압하력에 의한 압축응력과 열팽창이 부분적으로 나타나고 있다. Fig.9(a)와 유사한 응력분포를 보이고 있으나, 용탕과의 접촉면에서 최대상당응력이 44kgf/mm²으로 6kgf/mm²정도 작은 값을 보이고 있다. 그 원인은 Fig.5에서 보여주는 바와 같이 Fig.9(a)에 비하여 압하력이 감소하고 로울의 온도상승이 억제 되었기 때문이다.

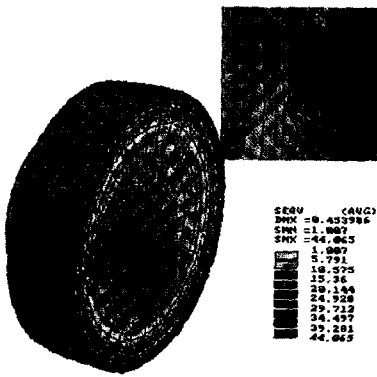
Fig.10(a)(b)는 크랙이 없는 모델의 경우 로울 각속도가 각각 $\omega = 1.0, 1.5 \text{ rad/s}$ 일 때 10회전 하였을 때 상당소성변형률 분포를 나타낸 것이다. Fig.10(a)는 용



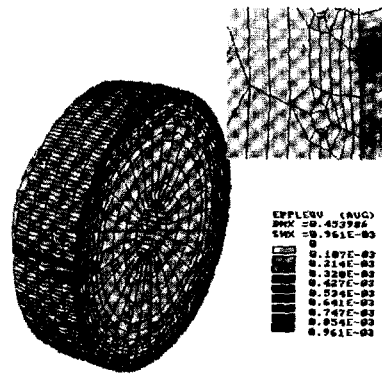
(a) $\omega = 1.0$ rad/s without crack model



(a) $\omega = 1.0$ rad/s without crack model



(b) $\omega = 1.5$ rad/s without crack model



(b) $\omega = 1.5$ rad/s without crack model

Fig. 9 (a)(b) Equivalent stress distribution after 10 revolution on condition of the angular velocity of $\omega=1.0, 1.5$ rad/sec without fine crack model in continuous casting roll

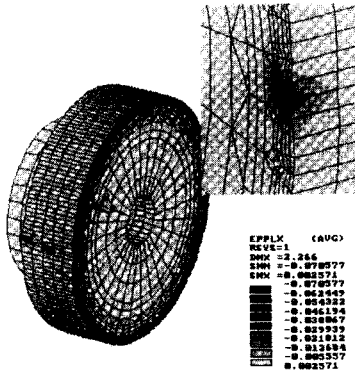
Fig.10 (a)(b) Equivalent plastic strain distribution after 10 revolution on condition of the roll angular velocity of $\omega =1.0, 1.5$ rad/sec in continuous casting roll without fine crack roll

탕과 접하는 표면부분에서 큰 변형률값을 나타낸 것이며 로울의 모서리 부분에서 압축변형률이 최대인 것을 알 수 있다. 냉각수출과 홀 사이에서는 열팽창에 의한 변형이 발생하였지만 소성변형까지는 되지 않으며 용탕과 접하는 부분에서 변형률이 증가하고 있다. 따라서 주기적인 변형률의 변화가 있을 경우 냉각수출 사이에서 크랙이 발생하거나 심할 경우 로울의 모서리부분이 떨어지는 스폐링(spalling)이 야기될 수 있다. Fig.10(b)에서는 로울 폭방향의 중앙부분에서 큰 인장변형률이 발생하며 Fig.10(a)가 모서리에서 최대 압축변형률이 되는 것과는 다른 경향을 보이고 있다. 위의 원인은 Fig.4에서 보여주듯이 로울각속도가 클수록 로울표면에 작용하는 최대압 연력이 출구쪽으로 이동하면서 로울이 인장변형이 작용하기 때문이다. 이 조건에 있어서 로울에 크랙이 생긴다

면 로울모서리에서 스폐링이 발생하기 보다는 로울중앙에서 크랙이 발생할 것으로 예측된다.

Fig.11(a)(b)는 로울각속도 $\omega = 1.0$ rad/s 일 때 크랙이 없는 모델과 크랙이 있는 경우 로울이 10회전하였을 때 반경방향으로의 소성변형률의 분포를 나타낸 것이다. Fig.11(a)는 Fig.10(a)와 같이 모서리 부분에서 가장 큰 압축변형률 분포를 가진다. 크랙이 없는 경우가 전 반적으로 크랙이 있는 경우에 비하여 반형률이 크게 나타났다. 위의 원인은 미소크랙이 없는 경우는 로울표면에서 변형을 구속하기 때문인 것으로 생각이 된다.

Fig.12는 로울에 초기 미소크랙이 있을 경우 로울각속도 $\omega = 1.0$ rad/s 일 때 로울이 10회전 하였을 때 상당 응력분포이다. 이 경우 로울출구에 있는 냉각수출 주위에서 최대상당응력이 48 kgf/mm²정도로 나타났다.



(a) Roll model without fine crack

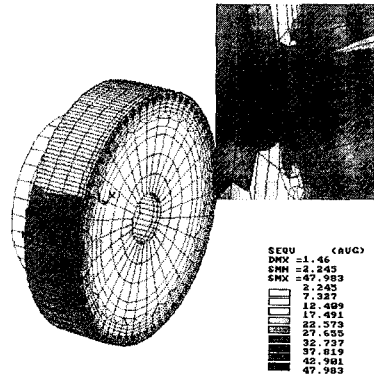
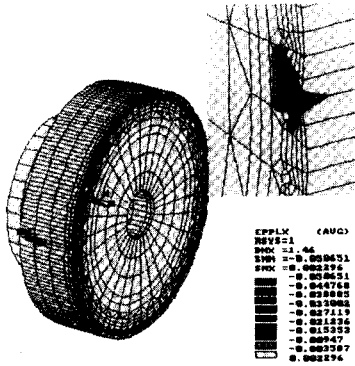


Fig.12 Equivalent stress distribution in the casting roll with fine crack after 10 revolutions



(b) Roll model with fine crack

Fig.11 (a)(b) Radial strain distribution after 10 revolutions on condition of the angular velocity of $\omega=1.0$ rad/s in casting roll without and with fine crack model

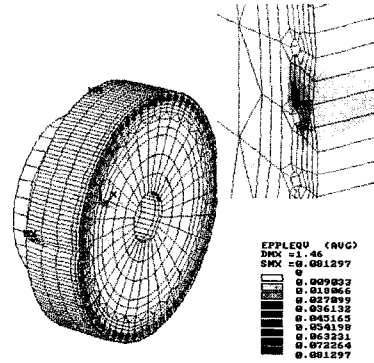


Fig.13 Equivalent plastic strain distribution for the casting roll with fine crack after 10 revolutions on condition of the angular velocity of $\omega=1.0$ rad/s

Fig.9(a)의 미소크랙이 없는 모델보다 응력이 감소하였다. 위의 원인은 로울 표면에 미소크랙의 존재로 인하여 z방향(폭방향)으로 변형이 전체적으로 용이하게 되어 폭방향으로의 응력이 감소되었기 때문이다.

Fig.13은 미소크랙이 있는 경우 로울각속도 $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 에서 로울이 10회전 하였을 때 반경방향의 상당소성변형률을 보여준다. Fig.10(a)의 크랙이 없는 모델과 유사한 변형률분포를 보이지만, 그에 비해 냉각롤 주위에서 상당소성변형률이 0.03 정도 감소하는 결과를 나타내었다. 위의 원인은 로울표면의 중앙에 있는 크랙이 로울표면 부근의 변형을 용이하게 하기 때문인 것으로 생각된다.

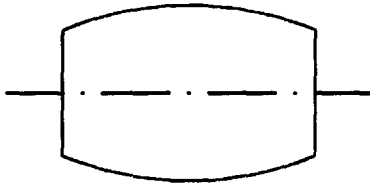
직접압연 공정중 로울은 용탕의 높은 온도로 인하여 압축과 인장변형을 반복적으로 받으며 로울의 온도 분포는

반경방향에서 냉각롤의 차이로 인하여 용탕과 로울 사이에 불규칙한 압력 분포를 일으키는 원인이 된다. 이러한 현상 때문에 초기 로울의 형상을 Fig.14(a)와 같이 가공하여 직접 압연공정을 행하면 로울의 변형형상이 Fig.14(b)와 같이 변형함을 알수 있었다. 위의 원인은 압연중 로울변형은 압하력보다 열팽창이 더 큰 비중을 차지하기 때문이다. 따라서 초기 로울의 형상을 Fig.14(b)의 팽창량만큼 보정하여 Fig.15(a)와 같이 모델링하여 변형해석을 수행하였다.

Fig.16(a)(b)는 $\omega = 1.0, 1.5 \text{ rad/s}$ 일 때 로울의 초기형상을 Fig.15(a)와 같이 모델링하여 계산한 상당소성 변형률의 결과를 나타낸 것이다. $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 일 때는 모서리 부분에서 가장 큰 변형률이 나타나지만 $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 일 때는 폭방향의 중간부분에서 나타난

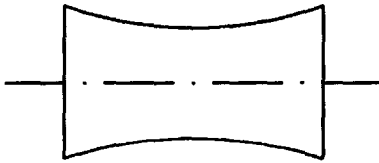


(a) Original roll shape with straight surface before rolling

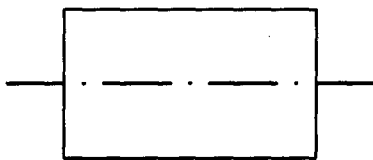


(b) Deformed roll shape due to rolling force and roll expansion after rolling

Fig.14 Roll shape with straight surface before rolling and deformed roll shape after casting



(a) Modified roll shape before rolling

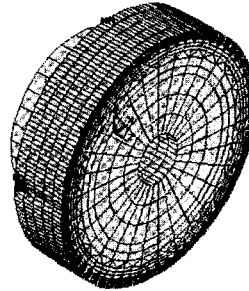


(b) Final roll shape to be obtained a homogeneous shell thickness after rolling

Fig.15 Modified roll shape to investigate effect of roll force and roll expansion on roll deformation

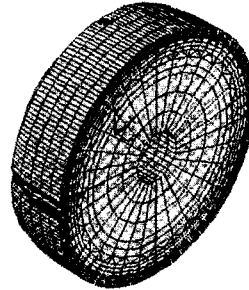
다. Fig.10(a)(b)와 유사한 결과를 보여주고 있다.

Fig.17(a)(b)는 로울에 초기 변형을 주었을 때 압연하기 전과 후의 로울형상을 나타낸 것이다. Fig17(a)는 로울의 초기 형상을 Fig.14(a)와 같이 모델링 하였을 때 압연후 로울 값을 (-)기호로 표시한 것이다. Fig.17(b)는 Fig.17(a)의 모양대로 모델링한 후 압하력과 열팽창을 고려한 로울의 평탄정도를 나타낸 것인데 여기서 평탄한 면에 접근하고 있기 때문에 두께가 거의 균일한 판재



(a) $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$

```
ANSYS 5.0 A
JUN 7 1994
22:34:15
MODAL SOLUTION
STEP=5
SUB =1
TIME=5
EPPLEQU (AVG)
DMX =2.165
SMX =0.107869
0
0.011905
0.023971
0.035956
0.047942
0.059927
0.071913
0.083898
0.095884
0.107869
```



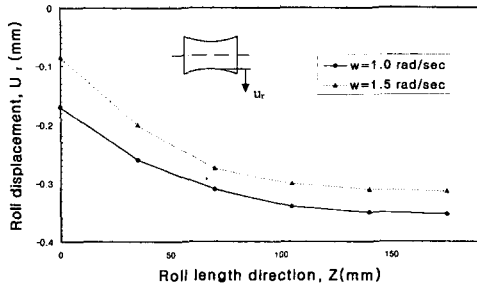
(b) $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$

```
ANSYS 5.0 A
JUN 15 1994
13:15:07
MODAL SOLUTION
STEP=5
SUB =1
TIME=5
EPPLEQU (AVG)
DMX =0.451434
SMX =0.994E-03
0
0.110E-03
0.221E-03
0.331E-03
0.442E-03
0.552E-03
0.663E-03
0.773E-03
0.884E-03
0.994E-03
```

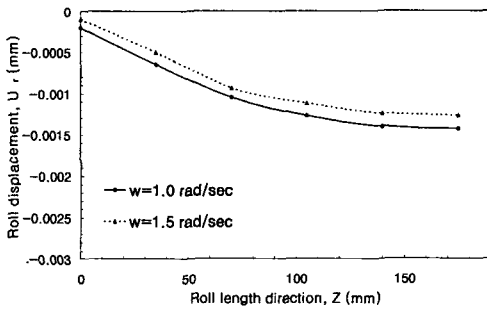
Fig.16 (a)(b) Distribution of equivalent plastic strain in modified caster roll of Fig.15(a) during continuous casting process

를 제조할 수 있을 것으로 사료된다.

Fig.18(a)(b)는 로울의 회전수에 따른 최대상당소성변형률의 차이를 보이고 있다. 로울의 회전수가 증가할수록 상당변형률의 차이가 증가하는 이유는 로울에 압하력이 작용할 때 시간의 증가와 더불어 열응력이 증가하기 때문인 것으로 생각된다. Fig.18(b)의 $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 인 경우 2회 전하였을 때는 소성변형이 발생하지 않았다. Fig.18(a)의 $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 인 경우 로울표면에 크랙이 없는 모델이 크랙이 있는 모델에 비하여 로울의 회전수가 증가할수록 방정식 (11)에서 계산한 소성변형률 차이의 증가폭이 커짐을 알 수 있다. Fig. 18(b)의 $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 인 경우에 있어서는 소성변형률의 차이가 전반적으로 $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 의 결과에 비해 작은 값을 보이고 있다. 이 경우에도 로울이 계속 회전 할수록 소성변형률의 값이 증가하고 있으나, 변형률의 차이는 크랙의



(a) Initial roll displacement in radial direction before casting



(b) Roll displacement after casting

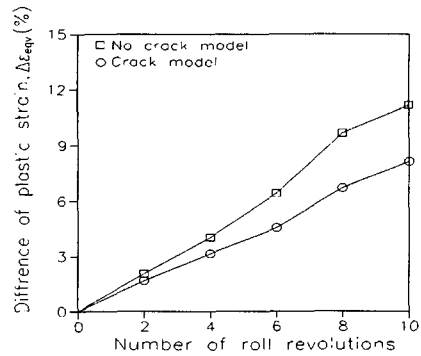
Fig.17 (a)(b) Roll displacement of radial direction with calculated for modified roll before and after strip continuous casting

유구와 거의 무관함을 알 수 있다.

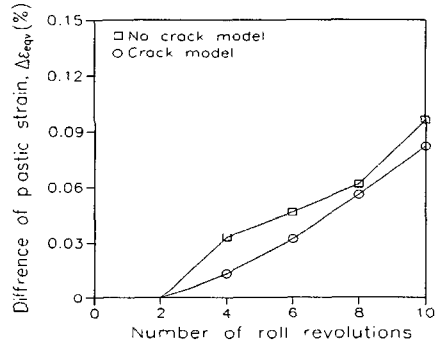
Table 3 은 초기변형을 주지 않은 4가지 계산모델에 대한 계산 결과중 로울이 10회전하였을 때 반경방향, 축방향 및 상당소성변형률의 최대차이를 나타낸 것이다. $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 에 대한 결과가 $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 의 계산 결과에 비해 100배정도의 큰 값을 보이고 있다. 4가지 계산조건의 결과에서 모두 반경방향의 소성변형이 크게 됨을 알 수 있으며, 압하력이 큰 $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 의 경우 로울의 모서리에서 반경방향으로 압축변형이 발생하며, $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 의 경우는 로울의 중앙에서 인장변형이 발생하게 된다. 계산결과에 의하면 모두 축방향의 변형률 보다는 반경방향의 변형률이 크므로 반경방향의 소성변

Table 3 Calculated plastic strain difference after 10 revolutions (%)

$\omega(\text{rad/s})$	model	$\Delta\epsilon_r$	$\Delta\epsilon_z$	$\Delta\epsilon_{eqv}$
1.0	no crack model	-7.06	2.46	11.16
	crack model	-5.06	1.23	8.12
1.5	no crack model	0.063	-0.023	0.096
	crack model	0.054	-0.020	0.082



(a) $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$



(b) Roll displacement after casting

Fig.18 (a)(b) Difference of total plastic strain according to load cycles

형률을 기준으로 로울의 수명을 계산하였다.

Table 4 는 로울이 10회전하였을 때 식(10)을 이용하여 계산한 한계로울 회전수를 나타낸 것이다. $\omega = 1.0 \text{ rad/s}$ 는 과대압하력에 의하여 조업이 불가능한 조건이다. 따라서 조업이 가능한 $\omega = 1.5 \text{ rad/s}$ 에서 크랙이 없는 모델의 경우 한계 로울회전수가 3.3×10^5 으로 계산되었다. 이를 생산량으로 환산하면 3.2 mm의 관재를 6800 ton정도 제조할 수 있는 량이다. 초기에 로울표면

Table 4 Predicted ultimate roll life by Eq.(11) after 10 roll revolutions

$\omega(\text{rad/s})$	Model	$ \Delta\epsilon_{eqv} (\%)$	N_f
1.0	No initial crack	7.06	1
	initial crack	5.06	2
1.5	No initial crack	0.063	3.3×10^5
	initial crack	0.054	5.1×10^5

에 크랙이 존재한다고 가정한 모델의 경우는 압하력 과열응력의 영향을 가장 크게 받는 표면에서 변형을 용이하게 하기 때문에 크랙이 없는 모델에 비하여 변형률이 작음을 알 수 있었다. 크랙에 응력이 집중되어 미소크랙이 진전된다면 작은 응력집중에도 불구하고 파단이 발생할 수 있다. 본 연구에서 가정한 미소 크랙팁을 가진 모델로부터는 응력집중을 확인할 수 없었다.

계산결과로부터 직접압연에 있어서 공정변수인 로울각속도가 응고완료점의 위치 및 로울의 온도상승에 결정적인 원인이 되어 응고완료점이 로울출구쪽에 형성되는 범위내에서 고속 직접압연조건을 선택하는 것이 압하력을 줄이고 로울의 온도상승을 억제하여 로울의 변형을 감소시킬 수 있음을 알 수 있었다.

4. 결 론

직접압연공정중 회전로울의 수명과 로울의 변형을 예측하기 위하여 압연공정의 모델실험과 응고해석 결과의 데이터를 이용하여 압연해석 및 로울의 탄소성 변형해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 용탕의 온도분포를 이용하여 강점소성 유한요소해석을 한 결과 압하력은 응고완료점 이후부터 로울출구까지의 압연영역에서 작용되었다. 또한 로울각속도가 느리면 응고완료점이 로울출구로부터 멀어지게 되어 압하력이 증가됨을 알 수 있었다.

(2) 로울의 온도분포와 압하력 분포를 로울에 작용하는 외력으로 설정하여 3차원 응력해석을 하여 응력분포와 소성변형률분포를 구하였다. 로울은 용탕과 접하는 곳에서 변형률 및 응력이 큰 값을 보이며 용탕과 접촉을 끝낸 후 냉각구간에서는 크게 완화됨을 알 수 있었다.

(3) 로울의 각속도가 감소할수록 로울의 온도가 높게 상승하고 압하력이 커지게 되어 로울수명이 크게 감소함을 알 수 있었다. 로울의 수명을 연장하기 위해서는 응고완료점이 로울 출구부근에 생성되는 범위내에서 고속으로 작업을 하는 것이 바람직하다.

(4) 로울의 수명을 예측하는데 있어서 로울표면에 존재하는 초기미소크랙의 유무보다는 로울각속도가 더 중요한 요소가 됨을 알 수 있었다.

(5) 로울에 미리 초기 변형을 주고 10회전을 시켰을 때 로울의 길이 방향으로 평탄한 면을 얻을 수가 있어 폭방향으로 균일한 판재를 생산할 수 있음을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 교육부 학술연구조성비(기계공학분야)에 의한 연구비(과제번호 ME96-E-10) 지원하에 수행되었으며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

5. 참고문헌

1. Arai T., "Casting Technologies of 1330 mm Wide Twin Durm Strip Caster for Stainless Steel", Current Advanced in Materials and Process, Vol.6 p.254, 1993.
2. Tanaka S., "Effect of Heat Transfer and stress on the surface Formation of Cast Strip", Current Advanced in Materials and Process, Vol.5 pp.1209-1212, 1992.
3. Cygler M. and M.Wolf M., "Continuous Strip and Thin Slab Casting of Steel - Overview", I&SM, Aug., pp.27-33, 1986
4. Birat J. P., "Manufacture of Flat Products for 21th Century", Ironmaking and Steelmaking, Vol.14, No.2, pp.84-92, 1987.
5. Labee C.J., "Developments in the Iron and Steel Industry U.S. and Canada-1987", Iron and Steel Engineering, Feb., pp.19-25, 1988.
6. Nakatani M.N., Maruyama H and Fukushima, Y., "Flexibility and Quality for Continuous Casting", Restructuring Steelplants for the Nineties, Institute of Metals, London, pp.126-133, 1986.
7. 김영도, 강충길, "유한요소법에 의한 직접압연로울의 열탄소성 변형해석", 대한기계학회 추계학술대회, pp. 460~463, 1990.
8. 이문도, 박현철, "트윈롤의 연속주조공정에서의 로울의 온도분포 및 응력해석", 대한기계학회 논문집, 16-2, pp. 400~408, 1992.
9. Kang C.G and Kim Y.D., "A Roll Deformation Analysis Considering Thermal Load and Rolling Force in Direct Rolling Process for Semi-Solid Materials", Int. Conf. on Mechanics of Solid and Materials Engineering, Nanyong Technology University, June 5-7, pp.

- 921~926, 1995.
10. 김영도, 강충길, "쌍롤식 박판연속주조 공정에 있어서 용탕과 냉각물의 접촉 열저항을 고려한 전열 해석", 대한기계학회 논문집A. 20-1, pp.189-205, 1996.
 11. Chen C.C., 1982, "Finite Element Analysis of Plastic Deformation in Metal Forming Processes", Dissertation in University of California, Berkeley, 1982.
 12. J.J.Park, "Applications of the Finite Element Method to Metal Forming Problems", Dissertation in University of California, Berkeley, 1978.
 13. Nuno M.R.S., Rebelo, "Finite Element Modeling of Metalworking Processes for Thermo-Viscoplastic Analysis", Dissertation in University of California, Berkeley, 1989.
 14. S.Kobayashi, S.I.Oh and T.Altan, "Metal Forming and the Finite-Element Method", Oxford University Press, 1989.
 15. Hsu C.T and Evans R.W, "Finite Element Analysis on the Hot Rolling of Steel", Advanced Technology of Plasticity, Kyoto, Vol.II,pp.587-592, 1990.
 16. T.Altan, S.I.Oh and H.L.Gegel, "Metal Forming - Fundamentals and Application", American Society for Metals, pp..63, 1983.
 17. Saito M, Ota S and Toyoda H, "Improvement of Resistance to Breakage of Hot Work Roll with High Rolling Load on the Basis of Fracture Mechanics", ISIJ, P.1089, 1988.
 18. Kumar A.M, Hahn G.T and Rubin G.A, "A Study of Subsurface Crack Initiation Produced by Rolling Contact fatigue", Metall. Trans. A, Vol.24A, pp..351-359, 1983.
 19. O'connor T.G and Dantzig J.A, "Modeling the Thin-Slab Continuous-Casting Mold", Metall. and Mat. Trans. B, Vol.25B, pp..443-457, 1994.
 20. S.S.Manson, "Thermal Stress and Low Cycle Fatigue", McGraw-Hill Press, pp.1209-1212, 1996.