

강재의 재가열공정시 내부 균열에 대한 C(t)-적분의 평가

이강용* · 김종성** · 이효진*** · 박성호****

(1997년 9월 24일 접수)

Evaluation of C(t)-integral for Inner Cracks of Steel Slab during Reheating Process

Kang Yong Lee, Jong Sung Kim, Hyo Jin Lee and Sung Ho Park

Key Words : Reheating Process(재가열공정), Temperature Analysis(온도해석), Thermal Stress(열응력), FEM(유한요소법), Creep(크립), C(t)-integral(C(t)-적분)

Abstract

The crack problem of continuous casting slab due to the thermal stresses during the reheating process is analyzed using FEM. In this study, the C(t)-integral is calculated. As a result, the values of the C(t)-integral decrease by increasing the initial temperature of the slab and decreasing total heat flux. And those decrease by decreasing the heat flux of pre-heating zone and increasing the heat flux of heating zone.

1. 서 론

연속주조를 통하여 생산한 강재의 압연을 위해 재가열하는 과정에서 파단이 간헐적으로 발생한다. 강재의 내부에 생긴 균열은 제품의 품질에 커다란 영향을 미칠 뿐만 아니라 재가열과정중 강재의 파단을 야기시키므로 재가열과정에서의 균열에 대한 해석이 요구되어진다. 그러나, 용융점에 가까운 고온 상태의 균열문제이므로 해석방법의 어려움 뿐만 아니라 재료물성치를 설정하는데도 어려움이 존재한다.

연속주조과정에서의 금속재료의 거동에 대한 해석은 고온에서의 물성치 측정연구, 온도해석, 열응력 해석, 균열해석 등을 통해 이루어져 왔다. Manesh⁽¹⁾는 유한요소법(FEM)과 온도에 종속적인 열적 재

료물성치를 사용하여 온도해석과 선형 탄성적인 응력해석을 수행하였고, Kelly 등⁽²⁾은 온도에 종속적인 재료물성치를 이용하여 탄소강에 대하여 탄소성적인 응력해석을 유한요소법으로 수행하였고, El-Bealy 등⁽³⁾은 슬라브의 냉각을 복사에 의한 열전달로 해석을 하고 이에 대해 철정압을 고려한 탄성소성적인 응력해석을 수행하였다. Funk 등⁽⁴⁾은 온도 종속적인 재료물성치를 사용하여 유한차분법(FDM)에 의해 철이상태의 온도 및 탄소성적인 응력해석을 수행하였고, Okamura와 Yamamoto⁽⁵⁾는 미시적인 조직에 대한 일탄소성적인 응력해석을 유한요소법으로 수행하였다. Grill과 Schwerdtfeger⁽⁶⁾는 온도 종속적인 재료물성치를 사용하여 슬라브의 연속주조시 크립이 부풀음(bulging)현상에 미치는 영향을 유한요소법을 이용하여 해석하였다. Okamura와 Kawashima⁽⁷⁾는 볼드 밖에서의 부풀음현상과 롤러의 이상배열(mis-alignment)이 슬라브의 변형률에 미치는 영향을 크립을 고려하여 유한요소법으로 해석하였다. 정명기 등⁽⁸⁾은 온도 종속적인 재료물성치를 사용하고 온도분포를 실험과 이상적

*회원, 연세대학교 기계공학과

**회원, 한국전력기술(주) 전력기술개발연구소

***삼성자동차(주)

****포항종합제철(주) 기술연구소

인 가정을 통해 결정된 후 유한요소법을 이용하여 연속주조시 부풀음현상에 대해 탄점소성적인 응력 해석을 수행하였다. Brimacombe^(9~11) 등은 연속주조시 발생하는 균열의 발생원인 및 균열 발생에 영향을 미치는 요소에 대하여 금속공학적인 분석을 하고 있다.

이처럼 연속주조과정에서의 금속의 거동에 대한 금속조직학적 연구와 열응력해석은 많이 이루어졌고 현재에도 많이 시도되고 있으나, 연속주조과정 후 재가열과정 동안의 강재에 대한 열응력해석과 점소성적인 크립을 고려한 파괴역학 매개변수인 $C(t)$ -적분을 적용하여 균열을 해석하고자 한 연구는 찾아볼 수 없었다. 그런데 고온에서는 크립이 재료의 거동을 지배하기 때문에 크립을 고려한 균열해석은 반드시 필요하다. 따라서 본 연구에서는 연속주조를 통해 생산된 슬라브에 균열이 발생한 경우 재가열조건 변화에 따라 크립파괴역학 매개변수인 $C(t)$ 를 상용 유한요소법 프로그램인 ABAQUS⁽¹²⁾에 의해 계산하고, 그 변화를 고찰함으로써 균열로 인한 파손방지 방안을 제시하고자 한다.

2. 재료물성치

Table 1은 해석하고자 하는 강재의 화학조성을 나타내고 있다. 이 강종의 액상선 온도(liquidus temperature) T_L 와 고상선 온도(solidus temperature) T_S 는 화학 조성에 따른 일반 철강에 대한 액상선과 고상선 식⁽¹³⁾들로부터 각각 1497°C와 1438°C로 결정하였다. 밀도는 일반 강종의 밀도인 7840 kg/m³이고, Jablonka 등⁽¹⁴⁾이 일반 철강에 대해 개발한 온도변화에 따른 밀도변화식을 이용하여 온도에 따른 밀도변화를 비열(specific heat)에 반영하도록 한다. Fig. 1은 온도에 따른 해석 강종의 비열을 나타내고 있다. 720°C 부근에서 비열이 커지는 것은 금속 내부의 상변태에 의한 것이며, 1500°C 부근에서 값이 커지는 것은 고상에서 액상으로의 상변화에 의한 것이다. Fig. 2에서는 Jacobi 등⁽¹⁵⁾이 0.16% C 철강에 대해 제시한 열전도도(thermal conductivity)를 나타내고 있다. Fig. 3은 Jablonka 등⁽¹⁴⁾이 제시한 밀도와 평균 선형 열팽창계수(average coefficient of linear thermal expansion) 사이의 관계식으로부터 결정된 평균 선형 열팽창계수를 나타내고 있다. Fig. 4는 김경현 등⁽¹⁶⁾이 0.1% C 철강에 대해 제시한 탄성계수(elastic modulus)를 나타

Table 1 Mechanical composition.

Composition	C	Si	Mn	P	S
Weight %	0.35	0.25	1.5	≤0.020	≤0.005

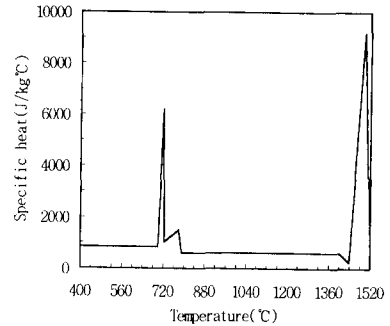


Fig. 1 Specific heat vs. temperature.

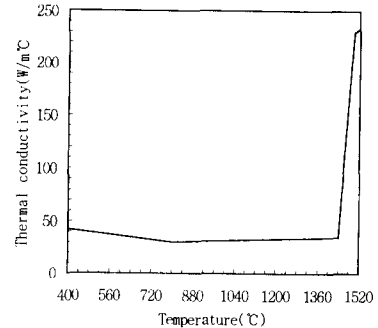


Fig. 2 Thermal conductivity vs. temperature.

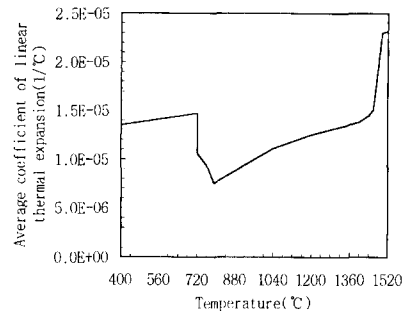


Fig. 3 Average coefficient of linear thermal expansion vs. temperature.

낸 것이며, Poisson's ratio는 온도변화에 거의 무관하므로 0.3으로 일정하게 놓았다. Fig. 5는 정병기 등⁽⁸⁾이 일반 철강에 대해 제시한 탄성변형률 한계와 Hooke's 법칙⁽¹⁷⁾에 의해 결정된 온도에 따른 항복강도(yielding stress)의 변화를 나타내고 있

Table 2 Type of boundary condition for various cooling zones.

Cooling zone		①	②	③
Mold		Heat flux $q=10000(268.0-33.5\sqrt{t})$		
Secondary cooling	Zone 1	Heat convection by spray water $q=h_s(T_{sf}-35)$		Heat convection by flowing water and radiation $q=h_r(T_{sf}-35)+\varepsilon(T_{sf}^4-35^4)$
	Zone 2			
	Zone 3			
	Zone 4			
	Zone 5			
Air cooling		Heat convection by air and radiation $q=h_a(T_{sf}-20)+\sum\varepsilon(T_{sf}^4-35^4)$		

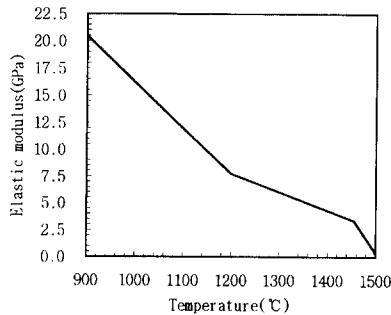


Fig. 4 Elastic modulus vs. temperature.

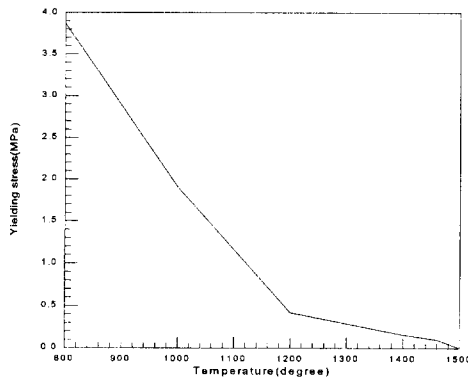


Fig. 5 Yielding stress vs. temperature.

다. 또한 점소성적인 거동을 해석하기 위하여 김경현 등⁽¹⁶⁾이 제시한 다음과 같은 탄소강에 대한 점소성 거동 구성방정식(constitutive equation)을 사용한다.

$$\dot{\varepsilon}_p = A \exp(-Q/R_g T) [\sinh(\beta K_s)]^{1/m} \quad (1)$$

$$\sigma = K_s \varepsilon_p^n \quad (2)$$

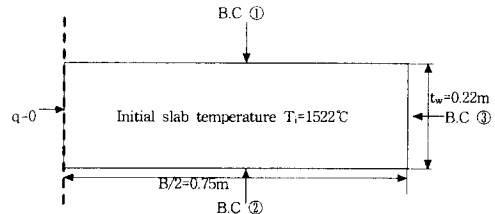


Fig. 6 Boundary condition classification and initial condition for temperature analysis.

여기서, ε_p 는 소성변형률(plastic strain), $\dot{\varepsilon}_p$ 는 소성변형률 rate로 단위는 sec^{-1} , σ 는 응력으로 단위는 MPa, R_g 는 기체상수(gas constant)로 $8.134 \times 10^{-3} \text{ KJ/mole} \cdot \text{K}$, Q 는 변형에 대한 활성화에너지(activation energy)로 326.3 KJ/mole , T 는 온도로서 단위는 K, K_s 는 강도계수(strength coefficient)로 단위는 MPa, A 는 상수로 $1.047 \times 10^{10} \text{ sec}^{-1}$, β 는 상수로 0.01308 MPa^{-1} 이며, m 과 n 은 상수로 m 은 0.2008, n 은 0.4289이다.

3. 온도분포 계산

온도해석은 연속주조를 하여 냉각이 되는 부분과 재가열에 의해 온도가 상승하는 두 부분으로 나누어 해석하였다. Fig. 6은 연속주조시 강재의 경계조건을 나타내고 있다. Table 2는 각 냉각영역에서의 경계조건 형태를 제시하고 있다. Table 2의 q 는 열유속(W/m^2)이고, h_s , h_r 과 h_a 는 각각 분사되는 물의 열대류계수, 흐르는 물의 열대류계수와 공기의 열대류계수로 단위는 $\text{W/m}^2\text{C}$, t 는 시간으로 단위는 sec, Σ 는 Stefan-Boltzmann 상수로서 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$, ε 는 방사도(emissivity)로 0.8

Table 3 Cooling water volume and zone length in each zone of secondary cooling zone.

Cooling water volume	Zone 1s	Zone 1	Zone 2	Zone 3	Zone 4		Zone 5	
					Upper surface	Lower surface	Upper surface	Lower surface
U(l/min)	41	438	452	290	512	591	218	314
Zone length L(m)		0.46	1.081	1.395	5.632		6.911	

이다. T_{sf} 는 슬라브 표면온도(K)이다. Table 2에서 슬라브와 물드의 상호 열전달에 대한 경계조건식은 Brimacombe⁽¹⁸⁾이 제시한 식이고, 이차 냉각영역에서 냉각수에 의한 열대류계수 h_s 는 Brimacombe⁽¹⁸⁾이 제시한 식을 현실에 적합하게 보정한 식으로서 다음과 같다.

$$h_s = 70.6 \times W^{0.695} \times T_{sf}^{0.136} \quad (3)$$

여기서, W 는 수량밀도(water flux density)로 단위는 l/m^2min 이며, $W = \frac{U}{L \times B}$ 로 계산된다. U 는 냉각대의 수량(l/min)이고, L 은 각 냉각대의 길이(m), B 는 슬라브의 폭(m)이다.

Table 3은 이차냉각영역내 각 영역에서의 냉각수량과 냉각대의 길이를 나타내고 있다.

주조속도는 1.1 m/min이고, 슬라브의 크기는 폭 B 는 1.5 m, 두께 t_w 는 0.22 m로 설정하였다. 또한 경계조건 및 기하학적 형상이 좌우 대칭이므로 반만 해석하였다. FEM 해석시 유한요소는 8절점 요소(8 node quadratic element)를 사용하였고, 상용 유한요소법 패키지인 ABAQUS⁽¹²⁾를 이용하였다. 이렇게 해석한 슬라브의 윗면 중앙부에서의 표면온도 변화를 Fig. 7에 나타내었다.

재가열과정을 해석하기 위한 균열의 유한요소 모델을 Fig. 8에 나타내었다. 적선균열의 길이는 4.5 cm이다. 재가열대는 예열대(Zone I), 가열대(Zone II), 균열가열대(Zone III)의 3영역으로 구성되어 있으며 각 영역은 다시 3개 소영역으로 구성되어 있다. 각 영역에서의 가열시간을 Table 4에 나타내었다. 슬라브 표면에서의 열전달은 연소가스와 가열로 벽을 한 집합체로 설정하고 슬라브 표면으로의 복사에 의한 열전달을 주 이동기구로 보고 실제 현장에서의 열전대(thermocouple) 이용 실험을 통해 결정된 다음과 같은 식을 이용한다.

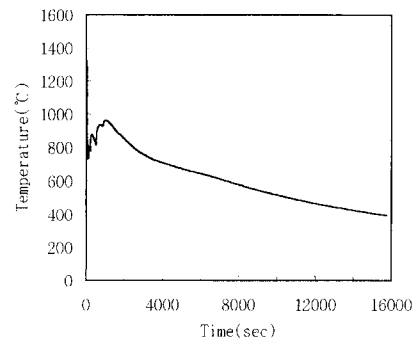


Fig. 7 Slab surface temperature vs. time from the mold.

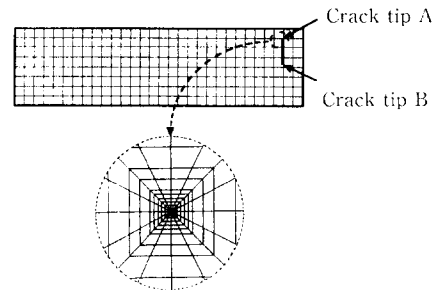


Fig. 8 Crack modeling.

Table 4 Time duration of each heating zone.

Zone	Zone I			Zone II			Zone III		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Time(min)	30	30	30	20	20	20	20	20	20

$$Q = 4.88 \phi \left\{ \left(\frac{\theta_x + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\theta_s + 273}{100} \right)^4 \right\} \quad (\text{unit : kcal/m}^2\text{hr}) \quad (4)$$

여기서, θ_x 는 연소가스의 온도(°C)로 Table 5에 나타내었고, θ_s 는 슬라브의 표면온도(°C), 그리고

Table 5 Gas temperature (ambient temperature) at each heating zone.

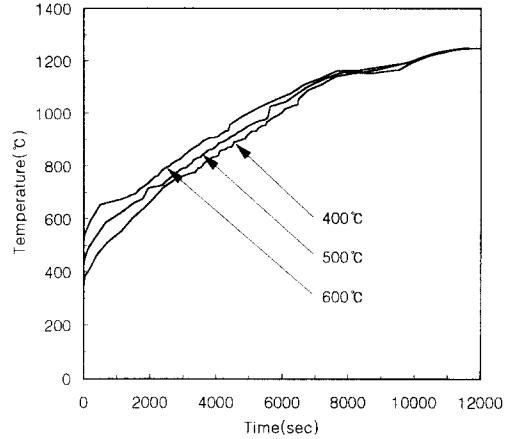
Zone	Zone I			Zone II			Zone III		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
θ_g (°C)	750	1021	1142	1169	1236	1260	1270	1296	1297

Table 6 Φ value at each heating zone. (unit : kcal/m²·hr·°C⁴)

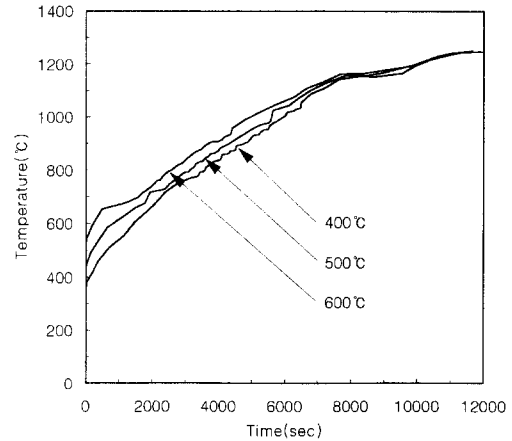
Zone		Upper surface	Lower surface
Zone I	1	0.53	0.25
	2	0.63	0.24
	3	0.72	0.22
Zone II	4	0.96	0.19
	5	0.86	0.34
	6	0.81	0.21
Zone III	7	0.29	0.12
	8	0.76	0.32
	9	1.00	0.39

Φ 는 전체 열전달계수(kcal/m²·hr·°C⁴)로 Table 6에 나타내었다.

연속주조시 온도해석을 통해 구한 온도분포 결과 중 슬라브 윗면의 중앙부 온도가 각각 400°C, 500°C와 600°C인 경우들을 재가열에 들어가는 슬라브의 초기 온도분포로 설정하여 온도해석을 실시하였다. Fig. 9에서는 초기온도에 따른 슬라브내 균열선단에서의 온도변화를 시간에 따라 나타내고 있다. Fig. 9에서 보듯이 초기온도를 각기 달리하였으나 재가열이 끝나는 시점에서의 균열선단에서의 온도는 차이를 보이지 않았다. 가열을 하기 시작한 예열대에서, 슬라브의 초기온도가 낮은 경우가 더 급격한 기울기를 가지고 온도가 증가함을 알 수 있다. 따라서 높은 초기온도에서 재가열을 시작한 슬라브보다 낮은 초기온도에서 재가열을 시작한 경우가 균열선단에 더 높은 응력이 걸려서 균열전파 가능성이 증가하게 될 것임을 예측할 수 있다. 이번에는 전체적으로 열유속의 값을 식 (4)의 열유속 조건을 기준으로 각각 10% 증가시키거나 감소시키고 슬라브 중앙 표면의 초기온도를 500°C로 설정하여 온도해석을 실시하였다. Fig. 10에서는 전체 열유속조건변화에 따른 슬라브내 균열선단에서의 온



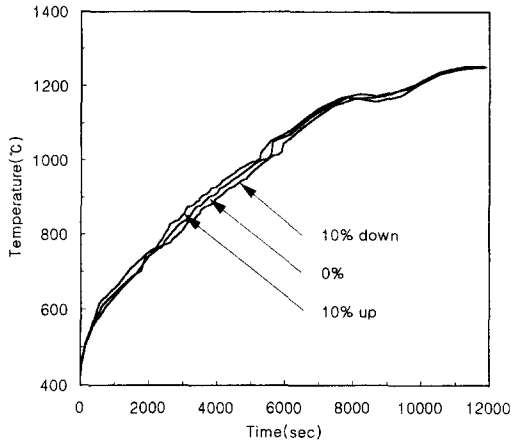
(a) Crack tip A



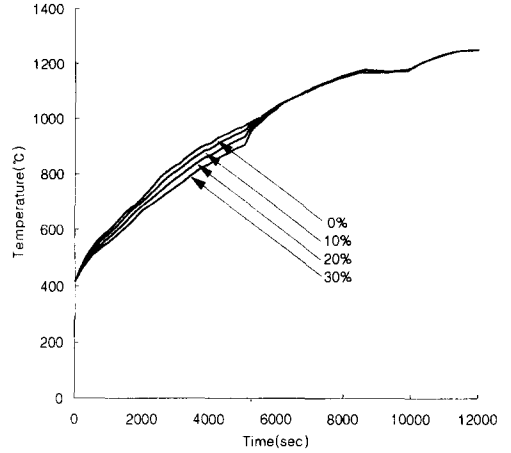
(b) Crack tip B

Fig. 9 Slab temperature vs. time for various initial temperatures.

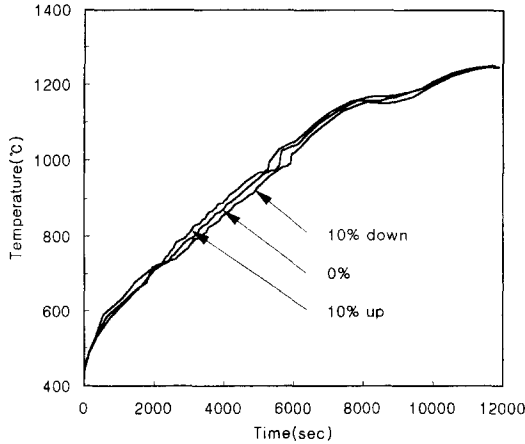
도를 시간에 따라 나타내고 있다. Fig. 10에서 보듯이 역시 균열선단에서의 최종온도에는 큰 영향을 미치지 않았으나 열유속을 10% 증가시킨 경우는 재가열과정 초반의 온도경사가 급하게 이루어졌고 열유속을 10% 감소시킨 경우는 온도경사가 완만하게 이루어짐을 알 수 있다. 따라서 전체적으로 열유속을 증가시키면 균열전파 가능성을 증가시킬 것으로 예측이 된다. 이번에는 예열대의 열유속 조건과 가열대의 열유속조건을 식 (4)의 열유속 조건을 기준으로 각각 동일한 크기로 30%까지 감소시키고 증가시킨 경우에 대해 온도해석을 수행하였다. 온도해석시 초기조건은 슬라브 중앙 표면의 초기온도가 500°C인 경우이다. Fig. 11에서는 국부적인 열유속조건변화에 따른 슬라브내 균열선단에서의 온



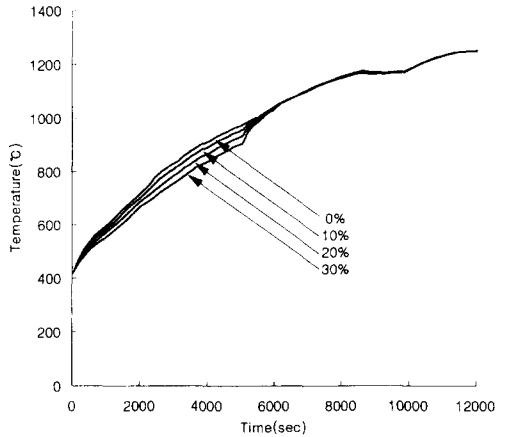
(a) Crack tip A



(a) Crack tip A



(b) Crack tip B



(b) Crack tip B

Fig. 10 Slab temperature vs. time for various global heat flux changes.

Fig. 11 Slab temperature vs. time for various local heat flux changes.

도를 시간에 따라 나타내고 있다. Fig. 11에서 보듯이 역시 균열선단에서의 최종온도에는 큰 영향을 미치지 않았으나 예열대와 가열대의 열유속 변화가 증가할수록, 즉 예열대의 열유속을 감소시키고 가열대의 열유속을 증가시킬수록 예열대의 온도경사가 완만하게 이루어지며 가열대 초반에서의 온도경사는 급하게 이루어짐을 알 수 있다. 따라서 예열대의 열유속을 감소시키고 가열대의 열유속을 증가시킬수록 예열대와 가열대 초반에서의 균열전파 가능성을 각각 감소시키고 증가시킬 것으로 예측된다.

4. C(t)-적분 계산

크립거동을 하는 재료에 균열이 존재시 균열 성장의 시간 경과에 따라 균열선단 매개변수가 변한다는 사실로부터 Ehlers와 Riedel⁽¹⁹⁾은 시간의 함수로서 균열선단 매개변수 C(t)를 다음과 같이 정의하였다.

$$C(t) = \int_r \left[Wn_1 - n_i \sigma_{ij} \frac{\partial \dot{u}_j}{\partial x_i} \right] ds \quad (5)$$

여기서,

$$W = \int^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (6)$$

여기서, $C(t)$ 는 소규모 크립(small scale creep) 영역의 균열선단에 아주 가까운 곳에서 정의될 수 있다. Γ 는 균열의 아랫면에서 윗면으로의 시계반대방향의 임의의 경로를 말하며, W 는 어떤 한 지점에서의 응력 σ_{ij} 과 변형률의 시간변화를 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 에 관계된 변형에너지 rate 밀도(strain energy rate density)이다. n_i 는 Γ 의 바깥방향 법선벡터(normal vector)이고, u_j 는 변위를, s 는 경로를 따른 호의 길이를 나타낸다.

크립영역에서 응력분포와 변형률 rate 분포는 power law hardening plasticity에서의 HRR field^(20, 21)와 유사하며, 응력분포 σ_{ij} 또는 변형률 rate 분포 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 와 $C(t)$ 사이의 관계는 다음과 같다.⁽²²⁾

$$\sigma_{ij} = \sigma_o \left[\frac{C(t)}{\dot{\epsilon}_o \sigma_o I_n r} \right]^{\frac{1}{n+1}} \bar{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (7)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_o \left[\frac{C(t)}{\dot{\epsilon}_o \sigma_o I_n r} \right]^{\frac{n}{n+1}} \bar{\epsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (8)$$

여기서, I_n 는 n 의 함수로 주어지는 crack tip constraint factor, n 은 변형률 rate 경화지수(strain rate hardening exponent), σ_o 는 기준 응력(reference stress), $\dot{\epsilon}_o$ 는 기준 응력에서의 크립 변형률 rate이고, $\bar{\sigma}_{ij}(\theta, n)$ 과 $\bar{\epsilon}_{ij}(\theta, n)$ 은 angular function으로 무차원이고, r 과 θ 는 균열선단에 원점을 둔 극좌표이다.

Fig. 12는 $C(t)$ -적분을 계산하기 위한 기계적 경계조건을 나타내고 있다. 슬라브가 좌우대칭이므로 반만 모델링을 하고 중앙부를 폭방향으로 고정하였다. Fig. 12에서 제시한 균열위치는 실제 현장에서 균열이 발생하는 위치들중 하나일뿐만 아니라 이 위치에 존재하는 균열의 $C(t)$ 값이 최대값을 나타내기 때문에 Fig. 12와 같이 결정하였다.

$C(t)$ 값은 상용 유한요소 패키지인 ABAQUS⁽¹²⁾를 이용하여 계산한다. 슬라브 중앙 표면의 초기온도가 500°C일 때 재가열을 시작한 경우의 전체 시간에서 균열선단 A와 B의 $C(t)$ 의 변화는 Fig. 13과 같다. Fig. 13에 나타낸 바와 같이 예열대에서

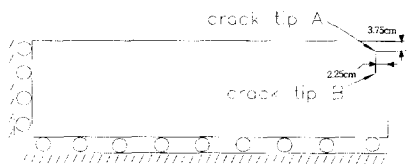


Fig. 12 mechanical boundary conditions for $C(t)$ -integral calculation.

$C(t)$ 가 최대값을 나타내고 있고 온도분포상 균열 가열대에서의 최종 온도분포가 본 연구에서 해석한 다양한 열경계조건에 따라 큰 차이가 없으므로 예열대에서의 $C(t)$ 값들 중에서 최대 $C(t)$ 값만을 가지고 각 경우에 대하여 비교하여본다. 균열 선단 A에서의 $C(t)$ -적분값이 균열선단 B에서 보다 전 시간대에 걸쳐서 항상 크므로 균열선단 A에서의 $C(t)$ -적분값만을 고려한다.

Fig. 14는 초기 온도변화에 따른 최대 $C(t)$ 값의 변화를 나타내고 있다. 재가열에 들어가는 시점에서의 초기온도가 높으면 높을수록 최대 $C(t)$ 값이 작아짐을 Fig. 14에서 볼 수 있다. 즉 주조후에 냉각이 많이 이루어지지 않은 상태에서 곧바로 재가열에 들어가는 것이 파손의 억제에 도움이 된다고 할 수 있다. Fig. 15에서는 전체 열유속변화에 따른 최대 $C(t)$ 값을 제시하고 있다. Fig. 15에서 보

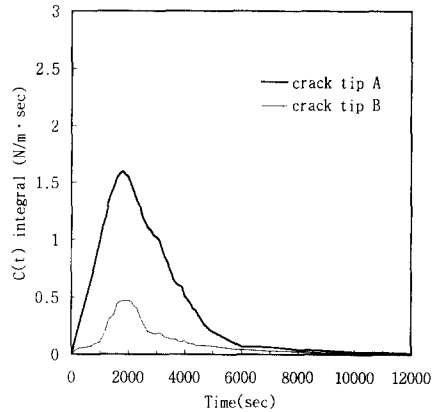


Fig. 13 $C(t)$ -integral vs. time at crack tips during reheating process with initial temperature of 500°C.

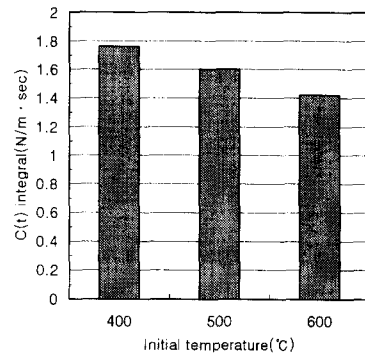


Fig. 14 Maximum $C(t)$ -integral values for various initial temperatures.

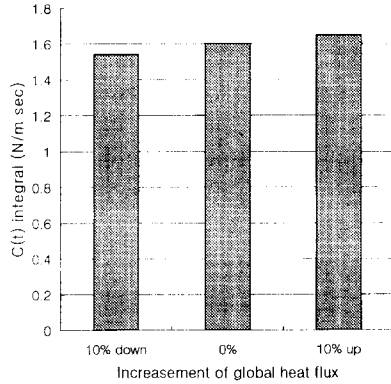


Fig. 15 Maximum C(t)-integral values for various global heat flux changes.

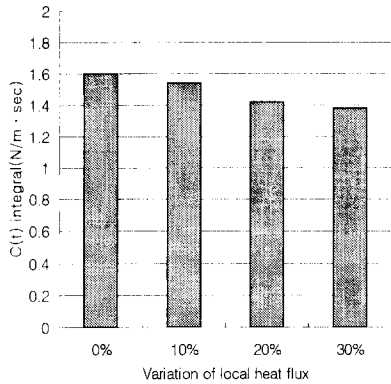


Fig. 16 Maximum C(t)-integral values for various local heat flux changes.

듯이 전체 시간의 열유속을 상승시킨 경우에는 최대 C(t) 값이 증가하여 균열전파 가능성이 증가함을 알 수 있고 이는 온도해석에서 추측한 결과와 일치한다. Fig. 16에서는 국부적인 열유속변화에 따른 최대 C(t) 값을 제시하고 있다. Fig. 16에서 보듯이 예열대의 열유속조건과 가열대의 열유속조건을 각각 동일하게 감소시키고 증가시킬수록 최대 C(t) 값이 감소하여 균열전파 가능성이 감소함을 알 수 있다. 최대 C(t) 값이 예열대에서 발생하는 것을 고려시 온도해석에서 추측한 결과와 일치한다.

5. 결 론

연속주조 후 균열이 발생하는 강제에 대해 재가열과정의 온도, 열응력 및 균열해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 재가열에 들어갈 때의 슬라브의 초기온도를 높게 해주면 최종 온도분포에는 커다란 영향을 미치지 못하고 최대 C(t) 값을 감소시켜 슬라브의 균열전파 가능성을 줄여준다.

(2) 전체적인 열유속을 줄이는 것은 슬라브의 최종 온도분포에는 커다란 영향을 미치지 못하고 최대 C(t) 값을 감소시켜 슬라브의 균열전파 가능성을 감소시킨다.

(3) 예열대와 가열대의 열유속을 각각 동일한 크기로 감소시키고 증가시키는 것은 슬라브의 최종 온도분포에 커다란 영향을 미치지 못하고 최대 C(t) 값을 감소시켜 슬라브의 균열전파 가능성을 감소시킨다.

(4) 시간에 따른 균열선단의 온도변화로부터 최대 C(t) 값의 변화를 예측할 수 있다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성 평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Manesh, A. A. I., 1992, "Thermo-Elastic Stress Analysis to Predict Design Parameters of Continuous Casting," *J. of Materials Science*, Vol. 27, pp. 4097~4106.
- (2) Kelly, J. E., Michalek, K. P., O'connor, T. G., Thomas, B. G. and Dantzig, J. A., 1988, "Initial Development of Thermal and Stress Fields in Continuously Cast Steel Billets," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 19A, pp. 2589~2602.
- (3) El-Bealy, M., Leskinen, N. and Fredriksson, H., 1993, "Effect of Various Cooling Conditions on the Formation of Halfway Cracks in Continuous Casting Process," *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VI*, The Minerals, Metals & Materials Society, pp. 569~576.
- (4) Funk, G., Bohmer, J. R., Fett, F. N. and Hentrich, R., 1993, "Coupled Thermal and Stress-Strain Models for the Continuous Casting of

- Steels," *Steel Research*, Vol. 64, No. 5, pp. 246~254.
- (5) Okamura, K. and Yamamoto, K., 1993, "Coupled Analysis Between Thermal Deformation and Heat Transfer of Solidifying Steel Shell in Continuous Casting Mold," *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VI*, The Minerals, Metals & Materials Society, pp. 535~542.
- (6) Grill, A. and Schwerdtfeger, K., 1979, "Finite-Element Analysis of Bulging Produced by Creep in Continuously Cast Steel Slabs," *Ironmaking and Steelmaking*, No. 3, pp. 131~135.
- (7) Okamura, K. and Kawashima, H., 1991, "Three-dimensional Strain Analysis in Continuously Cast Slabs," *The Sumitomo Search*, No. 45, pp. 9~16.
- (8) 정병기, 오규환, 이동녕과 신영길, 1984, "유한요소법에 의한 연속주편의 부풀음현상의 응력 및 변형해석," 대한금속학회지, 제22권, 제2호, pp. 52~61.
- (9) Brimacombe, J. K. and Sorimachi, K., 1977, "Crack Formation in the Continuous Casting of Steel," *Metallurgical Transaction B*, Vol. 8B, pp. 489~505.
- (10) Brimacombe, J. K., Weinberg, F. and Hawbolt, E. B., 1979, "Formation of Longitudinal Midface Cracks in Continuously-cast Slabs," *Metallurgical Transaction B*, Vol. 10B, pp. 279~292.
- (11) Brimacombe, J. K., Hawbolt, E. B. and Weinberg, F., 1980, "Formation of Off-corner Internal Cracks in Continuously-cast Billets," *Canadian Metallurgical Quarterly*, Vol. 19, pp. 215~227.
- (12) ABAQUS manual, 1994, *ABAQUS/Standard User's II*, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.
- (13) 포항종합제철, 1991, 강의 연속주조, 산업과학기술연구소 제강연구부.
- (14) Jablonka, A., Harste, K. and Schwerdtfeger, K., 1991, "Thermomechanical Properties of Iron and Iron-Carbon Alloys: Density and Thermal Contraction," *Steel Research*, Vol. 62, pp. 24~33.
- (15) Jacobi, H., Kaestle, G. and Wunnenberg, K., 1984, "Heat Transfer in Cyclic Secondary Cooling During Solidification of Steel," Vol. 11, pp. 132~145.
- (16) 김경현, 한홍남, 여태정, 이강기, 오규환과 이동녕, 1995, "빔블랭크 연소 주조시 공기틈 형성에 의한 열전달과 응고층 변형거동의 연결해석," 제8회 금속제련 학술회의 대한금속학회, pp. 147~155.
- (17) Mase, G. E. and Mase, G. T., 1992, *Continuum Mechanics for Engineering*, CRC Press, Inc., Ann Arbor.
- (18) Brimacombe, J. K., 1976, "Design of Continuous-Casting Machines Based on a Heat Flow Analysis: A State-of-the-Art Review," *Can. Met. Quart.*, Vol. 15, pp. 163~175.
- (19) Ehlers, R. and Riedel, H., 1981, "A Finite Element Analysis of Creep Deformation in A Specimen Containing a Macroscopic Crack," *Advances in Fracture Research*, ICF5, Vol. 2, Francois, D. et al., Ed., Pergamon Press, pp. 691~698.
- (20) Hutchinson, J. W., 1968, "Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 16, pp. 13~31.
- (21) Rice, J. R. and Rosengren, G. F., 1968, "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 16, pp. 1~12.
- (22) Riedel, H. and Rice, J. R., 1980, "Tensile Cracks in Creeping Solids," *ASTM STP 700*, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 112~130.