

# 슬랩법을 이용한 쌍롤식 박판주조 공정의 열간 압연 해석

심 현보  
영남대학교 기계 공학과

## An Analysis of Hot-Rolling in the Twin-Roll Strip Casting Process by using the Slab Method

Hyub Bo Shim  
Dept. of Mechanical Engineering, YeungNam University

### ABSTRACT

In this paper, the slab method have been applied to investigate the strip casting process in which hot coil is produced from molten steel directly. In the twin roll strip casting process, molten steel supplied by the nozzle cools and solidifies due to the heat extraction effect of the rolls and hot rolling of the solidified shell takes place simultaneously. The analysis of hot rolling has been carried out by using the existing results of solidification analysis for the twin roll strip casting process. The current slab method provides basic design data such as roll separation force, rolling torque, rolling power as well as end dam separation force which are required to design strip caster. The effect of friction on the basic process parameters are investigated also. It is shown that the use of appropriate friction coefficient is important and that the characteristics of hot rolling in the twin-roll strip casting process is quite different from the conventional hot rolling processes.

**Keywords** : slab Method, strip casting (박판주조), hot-rolling(열간압연), end dam separation force (엔드댐 분리력)

### 1. 서 론

현재의 판재생산 공정은 그림 1의 실선으로 표시된 바와 같이 조괴(ingot

casting) 및 분괴(slab mill)을 거치거나, 또는 연속주조 공정을 거친 슬라브(slab)를 열간 및 냉간압연하는 과정으로 이루어지고 있으며 이러한 일련의 공정을 거쳐 소비자가 원하는 규격의 판재를 생산하고 있다. 그러나 이러한 판재생산 공정은 에너지 비용, 조업운영비 및 설비투자비등이 과도하게 소요되기 때문에 생산원가를 줄일수 있는 새로운 방식의 판재생산 공정의 개발이 필요하게 되었다. 이중 박판주조(strip casting) 공정은 그림 1에 나타난 바와 같이 용강(molten steel)으로 부터 직접 핫코일(hot coil)을 생산함에 따라 종래의 조괴/분괴/열간압연 또는 연속주조/열간압연 공정을 신뢰성이 있는 단일공정으로 대체하여 상기의 비용의 저감을 목적으로 개발중인 공정이다. 박판주조 공정은 단롤법(single-roll), 쌍롤법(twin roll), 벨트-롤 복합법(belt-roll)으로 크게 나누어질 수 있으나 회전하는 두개의 롤사이에 용강을 공급하여 판재를 생산하는 쌍롤법이 가장 장점이 많은 것으로 나타나 현재 개발중인 박판주조법은 대부분 쌍롤식을 택하고 있다<sup>[1]</sup>.

쌍롤식 박판주조 공정은 그림 2와 같이 회전하고 있는 두 개의 롤사이의 공간(roll sump)에 노즐(nozzle)을 통하여 용강을 주입하여 직접 핫코일을 생산하는 공정이다. 즉 반대방향으로 회전하고 있는 양 롤사이의 공간에 주입된 용강은 롤과 접촉하면서 냉각되어 응고가 시작되어 응고각을 형성되며 이러한 응고각(solidified shell)은 롤의 회전, 즉 시간의 경과에 따라 점차 성장한다. 이때 양 롤에서 성장이 된 응고각은 kiss point에서 만나면서 성장은 멈추나 온도는 계속하여 하강하고 또한 roll nip을 통과하기 위하여 두께가 줄어드는 과정을 거치게 된다. 이때 kiss point에서는 응고완료점(solidus temperature)가 되며 roll nip을 통하여 재결정온도 이상의 strip이 (탄소강이나 stainless강의 경우 약 1100℃ 부근) 방출된다. 따라서 쌍롤식 박판주조 공정은 주조와 열간압연을 동시에 포함하는 공정으로 생각할 수가 있으며 특히 열간압연의 효과에 의해 압하력, 압연 torque등이 발생한다.

또한 압연 과정에서의 두께 감소량은 길이 및 폭방향 칫수의 증가로 나타난다. 이때 일반적인 열간압연에서는 strip의 폭에 비하여 롤 폭이 길어 폭방향의 칫수의 증가가 되더라도 strip이 롤의 작업공간 이내에 있어 공정상 크게 문제가 되지 않으며, 압연공정에서는 다단의 압연 stand에 의해 연속적인 압연이 이루어지는데 압연 stand와 stand 사이에는 장력이 작용하고 있어 오히려 장력의 크기에 따라 폭방향 칫수의 감소를 가져오는 경우가 많다. 그러나 박판주조 공정에서는 공정의 특성상 전방 및 후방장력이 없기 때문에 압연에 의해 폭퍼짐(side spread)이 발생하면 응고각의 폭이 롤의 폭보다 커지게 되어 롤바깥으로 응고각이 돌출이 된다. 이때 돌출된 응고각은 roll sump를 형성하기 위하여 롤의 양측면을 밀봉하는 엔드댐(end dam)을 밀어 내게 되어 롤과 엔드댐사이에 틈새를 유발시켜 궁극적으로는 이 틈새로 용강을 유출시키게 된다. 이러한 용강의 유출은 주조된 strip의 측면에 edge flash라고 불리는 지느러미를 형성시키거나 경우에 따라서는 엔드댐을 파손시켜 박판주조공정의 중단을 가져올 수도 있어 박판주조 공정의 성패에 결정적인 영향을 미치게 된다. 따라서 주조공정의 성공을 위하여는 용강의 유출을 막아주어야 하며 이를 위하여는 엔드댐을 적당한 힘으로 가압하여 폭퍼짐을 막아주어야 한다. 이때 폭퍼짐을 막기 위하여 엔드댐을 과도한 힘으로 가압하면 내화물로 된 엔드댐의 파손의 유발 및 롤과의 마찰에 의한 롤측면의 마모 및 압연동력의 증가를 유발시키고, 작은힘으로 가압하면 상기의

문제점을 유발시키는 문제점이 있다.

본 논문에서는 평면변형의 가정으로 박판주조 공정중의 압하력, 압연 torque, 압연 동력등을 구하기 위하여 2차원 slab method를 이용하였고, 용강의 유출을 막고 엔드덤을 보호하기 위한 적정 엔드덤 가압력도 평면변형을 유지하기 위한 조건으로부터 유도하였고, 이를 재질이 steel인 롤을 사용한 박판주조공정의 열전달해석의 결과<sup>[15]</sup>를 이용하여 저탄소강과 STS 304강의 박판주조 공정에 대한 열간압연 해석을 수행하였다.

## 2. 열간변형 저항

금속재료의 소성 변형은 전위의 발생과 관계되는 것으로 외부에서 주어진 변형을 및 변형도 속도에 의해 전위가 발생되고 변형저항이라 함은 이들 전위의 발생에 대한 저항으로 설명된다.

상온상태에서는 변형량의 증가에 따라 전위밀도가 높아져 전위의 발생이 어렵게 되는 가공경화 현상이 발생하나 고온에서는 변형량의 증가에 따라 전위밀도가 증가하게 되는 반면 변형중에도 전위밀도가 감소되는 동적복구 작용이 함께 일어나서 가공경화가 저온변형에 비해 그다지 크지 않다. 따라서 열간변형 저항은 냉간상태의 변형저항과는 달리 온도의존성이 있어 대략 온도, 화학 성분, 변형도 및 변형도율의 함수로 표현된다. 일반적으로 변형저항과 변형도율 및 온도와의 관계는 다음과 같이 정의되는 Zener-Hollomon parameter  $Z$  의 값으로 표현이 가능하다<sup>[2]</sup>. 여기서  $\dot{\epsilon}$ 은 strain rate,  $Q$ 는 activation energy,  $R$ 은 universal gas constant이다.

$$Z = \dot{\epsilon} \exp \frac{Q}{RT} \quad (1)$$

강의 고온강도에 영향을 미치는 인자에는 합금 원소, 결정립 크기 및  $\gamma$  나 ferrite 등과 같은 phase structure등이 있으나 일반적으로 탄소함량은 변형도율이 낮거나 온도가 높을 경우에는  $\gamma$  상의 strengthening 에 대한 탄소함량의 영향은 크지 않으나 변형도율이 큰 경우는 탄소함량이 증가함에 따라(특히 0.4% 이하) 고온강도가 증가하게 된다. 따라서 열간 압연의 해석을 위하여는 금속의 열간 변형저항을 압연 변수와 강의 화학조성의 함수로 표현하는 것이 편리하다. 그러나 탄소강의 경우는 여러 성분원소의 영향을 탄소당량으로 표현하고 변형저항을 탄소당량의 함수로 표현하여 사용을 하고 있으나 stainless 강 경우 몇 가지 원소의 첨가만으로 기계적 성질이 크게 달라질 수가 있기 때문에 그 종류가 매우 다양하여 실험에 의하여 구한 변형저항을 화학성분의 조성으로 표현하기는 매우 어려워 일반적으로 각 개별 강종에 대한 변형저항 값을 사용하고 있다.

박판주조 공정이 종래의 일반적인 열간 압연과는 차이가 있기 때문에 기존의 일반열간 압연해석에 사용되어온 변형저항 관련 실험식을 그대로 사용하기에는 무리가 있어 박판주조공정의 관점에서 기존의 실험식을 사용가능 영역을 검토하여야 한다.

다음은 박판주조 공정의 해석에 필요한 변형저항식의 사용가능 영역들이다.

온도 : 응고완료 직후부터 압연 개시

응고완료점 평균온도(약 1300℃ 정도)와 출구 평균온도(약 1100℃ 정도)사이 영역

변형도 : 최대 25 % 정도사이의 압하율

변형도율 : 최대 100 sec<sup>-1</sup>

탄소강에 대한 변형저항 관계식은 Shida 및 Misaka등<sup>[2]</sup>에 의해 제안된 실험식이 널리 사용되고 있으며 본 논문에서는 열간 변형저항  $K_f$ 가 온도, 변형도, 변형도율 및 탄소함량의 함수로 표현되는 Shida의 실험식을 사용하였다.

$$K_f = K \left( 1.3 \left( \frac{\dot{\epsilon}}{0.2} \right)^n - 0.3 \left( \frac{\dot{\epsilon}}{0.2} \right) \right) \left( \frac{\dot{\epsilon}}{10} \right)^m \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad (2)$$

여기서

$$K = 0.28 \exp \left( \frac{5}{t} - \frac{0.01}{C + 0.05} \right) \quad (t \geq t_d)$$

$$m = (-0.019C + 0.126) t + (0.075C - 0.050) \quad (t \geq t_d)$$

$$K = 0.28 \cdot g \cdot \exp \left( \frac{5}{t_d} - \frac{0.01}{C + 0.05} \right) \quad (t \leq t_d)$$

$$m = (-0.081C - 0.154) t + (-0.019C + 0.207) + \frac{0.0207}{C + 0.32} \quad (t \leq t_d)$$

$$g = 30(C + 0.9) \left( t - 0.95 \frac{C + 0.49}{C + 0.42} \right)^2 + \frac{C + 0.06}{C + 0.09}$$

$$t = \frac{T(^{\circ}K)}{1000}, \quad t_d = 0.95 \frac{C + 0.41}{C + 0.32}$$

위의 Shida식은 cam plastomer로 탄소 함량 0.01% 에서 0.8% 범위의 8가지 강종에 대하여 변형도율의 범위 0.2 에서 30 sec<sup>-1</sup>, 변형도를 60 % 까지, 온도 범위는 650 ℃에서 1200℃ 까지 실험하여 regression method 에 의하여 구한 식으로 1200 ℃ 이상의 온도범위 및 30 sec<sup>-1</sup>의 변형도율의 범위에서는 타당성이 없으나 기존의 여타 실험식에 비하여 그 타당성 및 적용범위가 가장 넓기 때문에 Shida 식을 사용키로 한다.

STS 304 stainless 강에 대한 열간변형 저항식은 열간 압축시험을 통하여 구한 참고문헌 [3]의 결과를 이용하였다.

$$K_f = 0.2381 \dot{\epsilon}^{0.0737} \dot{\epsilon}^{0.0503} \exp \left( \frac{5702.94}{T} \right) \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad (3)$$

### 3. 열간압연 공정의 해석

#### 3.1 압하력

Kiss point에서 응고가 완료된 응고각은 롤의 회전에 따라 roll nip으로 방출이 되고 이때 두께가 감소되면서 압연이 이루어진다. 따라서 이러한 압연현상에 의해 쌍롤식 박판주조공정에서 압하력 (roll separation force), 압연 토크(rolling torque)이 발생된다 (그림 2). 또한 kiss point에서의 응고각의 온도는 응고완료점 (solidus temperature) 온도이고 이 응고각은 롤의 냉각 효과에 의해 계속하여 냉각이 이루어져 약 1000℃ 정도까지 냉각되어 roll gap을 통하여 방출된다. 따라서 박판주조 공정에서의 압연 model은 재결정 온도 이상의 영역에서 압연이 이루어진다는 점에서 열간압연으로 모델링할 수 있다. 또한 박판주조공정은 압연도중 계속적으로 냉각이 이루어지기 때문에 열간 변형저항값이 위치에 따라 크게 변화하며 또한 온도영역이 온도영역이 응고완료점까지 걸쳐 있는 특성을 지니고 있어 일반 열간압연(약 1000℃ 부근) 공정과는 차이가 있으며 또한 일반 열간압연의 경우 대부분 재열로 (reheating furnace)에서 균일하게 가열된, 비교적 두꺼운 슬래브를 사용하고 있어 압연도중의 온도변화는 그다지 심하지 않기 때문에 온도변화가 없다고 가정해도 무방한 경우가 대부분이다.

따라서 일반적인 열간압연의 해석에는 압연중의 온도의 변화를 고려하지 않는 Hitchcock의 elliptic pressure distribution model<sup>[4]</sup>, Orowan에 의해 제안된 friction hill model<sup>[5],[6]</sup>, 기타 근사적인 해석 방법으로 Bland와 Ford식<sup>[7]</sup>, Sims 식<sup>[8]</sup>, Slip line 법에 의한 방법<sup>[9],[10],[11]</sup>이 사용되고 있고, 최근의 유한요소법에 의한 방법<sup>[12],[13]</sup>은 해의 정확도가 높을 뿐만 아니라 온도의 변화를 고려할 수 있어 적용 범위가 가장 넓으나 해를 구하는 데 많은 노력이 소요되어 설계 목적이나 현장의 작업조건 도출에 사용하기에는 어려운 점이 있다.

이중 Bland와 Ford 식 및 Sims 식은 롤과 strip 사이의 접촉 압력 분포를 균일하다고 가정하여 압연이 이루어지는 영역의 접촉부영 면적과 열간변형저항을 곱한 값으로 압하력을 구하는 방법으로 사용이 간편하여 현장에서 널리 사용되고 있다. 그러나 이 모델은 온도의 변화를 고려할 수가 없기 때문에 간단하게 박판주조 공정의 해석에 사용하기에는 무리가 있다. 따라서 본 논문에서는 온도의 변화를 고려할 수 있으면서도 간단하게 압하력 및 압연 torque, 압연동력을 구할 수 있는 방법을 제안하였다. 본 논문에서는 Hoffman과 Sachs<sup>[13]</sup>에 의해 제안된 수식을 slab method를 이용하였고, slug의 각 위치에서의 온도분포는 열전달 해석을 이용하여 구하고 본 해석에서는 이러한 열전달 해석의 결과를 이용하여, 해당 위치에서의 온도에 해당하는 열간 변형저항값을 대입하여 온도변화를 고려하였다.

그림 3은 압연 공정의 개요도로서, 압연 중의 롤사이의 물체가 변형을 하고 있는 상황을 나타낸 것이다. Roll nip으로부터  $x$  와  $x + dx$  와 양 롤 사이의 두께  $dx$  이고 높이가  $t$  인 미소 slug를 생각하자. 이를 roll에서의 각도로 표현하면 각각  $\alpha$  및  $\alpha + d\alpha$ 만큼의 위치가 된다.

$x$ 축 방향이 주응력축과 일치한다고 가정하면  $x$ 축 방향으로는 균일한 수직응력

이 작용하고 roll nip에서 거리  $x$ 에서는 strip이 진행하는 방향으로 수직응력이  $\sigma_x$ ,  $x + dx$ 에서는  $\sigma_x + d\sigma_x$ 가 작용한다고 생각할 수 있다.

이때 strip의 접촉각을  $\alpha_2$ 라 두면 strip의 변형 구간은 0도부터  $\alpha_2$ 사이가 된다. 또한 strip의 두께에 비해 roll의 직경이 아주 크기 때문에 접촉각  $\alpha_2$ 는 매우 작다고 생각할 수 있다. Roll과 접촉하는 표면에는 수직압력  $p$ 와 Coulomb 마찰력  $\mu p$ 가 작용한다고 생각하자. 입측에서 중립점사이의 구간에서는 마찰력이 출측으로 향하고 중립점과 출측사이의 구간에서는 마찰력이 입측으로 향하게 된다. 이때 이 미소 물체에 작용하는 힘의 평형 조건으로부터 다음의 평형방정식이 구하여 진다.

$$t \cdot \sigma_x = (t + dt)(\sigma_x + d\sigma_x) + 2PR_0(\sin\alpha \pm \mu\cos\alpha)da \quad (4)$$

이때 + 는 중립점과 출측 사이, - 는 중립점과 입측사이의 부호이다. 이 식을 다시 정리하면

$$\sigma_x dt + d\sigma_x t = -2PR_0(\sin\alpha \pm \mu\cos\alpha) da \quad (5)$$

또한 기하학적인 관계로부터 변형중의 미소 물체의 두께와 각위치  $\alpha$ 와의 관계는 다음의 식으로 주어진다.

$$t = t_f + 2R_0(1 - \cos\alpha) \quad (6)$$

여기서  $t_f$ 는 roll nip에서의 두께, 즉 strip의 최종 두께가 된다. 식 (6)를 미분하면

$$dt = 2R\sin\alpha da \quad (7)$$

압연도중 폭방향으로는 변형이 없는 평면 변형 상태로 가정하면 von Mises 항복 조건식으로부터

$$\sigma_x = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}_0 - p \quad (8)$$

을 얻고 이 식을 다시 미분하면 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$d\sigma_x = \frac{2}{\sqrt{3}} d\bar{\sigma}_0 - dp \quad (9)$$

이상의 관계식을 식 (5)의 평형 방정식에 대입한 후 정리하면 최종적으로 다음의 미분방정식을 얻는다.

$$dp = \frac{2}{\sqrt{3}} d\bar{\sigma}_0 + \frac{2R_0}{t} \left( \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}_0 \sin\alpha \pm \mu \cos\alpha \right) da \quad (10)$$

이 식을 차분 방정식으로 전환한 후 수치적으로 적분하면 롤표면과 strip 사이

에 작용하는 압력 분포를 구할 수 있고, 구하여진 압력 분포를 접촉면적에 대하여 적분하면 압하력을 구할 수 있다.

### 3.2 압연 torque 및 압연동력

압연 동력은 단위 시간당의 가하여지는 변형 에너지와 roll 과 변형체간의 마찰에 의하여 손실되는 일의 합으로서 생각할 수 있다. 압연도중의 변형은 평면상태의 strip이 압연 롤과 접촉이 시작되면서 찌그러짐이 발생되면서 압연이 진행된다. 이때의 찌그러짐은 전단변형이 되며 strip의 두께가 작으면 작을수록, 롤의 직경이 작을수록, 압하율이 클수록 전단변형의 효과가 커진다. 박판주조 공정에서는 strip의 두께가 얇은 대신 롤의 직경이 크고, 압하율이 작기 때문에 전단 변형의 효과는 무시하고 순수한 두께감소, 즉 압축 변형만을 고려하기로 한다.

압연도중 roll nip 을 통하여 빠져 나가는 체적이 단위 시간당 받게 되는 변형 에너지는 다음의 식으로 표현이 된다.

$$W_i = \int \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} t_f v_f d\bar{\epsilon} \quad (11)$$

이 때 변형도중 체적이 변하지 않음을 이용하면 strip의 두께와 롤의 회전속도  $U$ 와의 관계는 다음의 식으로 주어지고 중립점에서는 롤과 strip의 상대속도, 즉 미끄러짐이 없음을 이용하면

$$v \cdot t = v_f \cdot t_f = v_n \cdot t_n = U \cdot t_n \quad (12)$$

여기서  $t_f$ ,  $t_n$ 은 각각 출구 및 중립점에서의 strip의 두께를 나타내고  $v_f$ ,  $v_n$ 은 각각 출구 및 중립점에서의 strip의 진행속도를 나타낸다. 또한 롤과 strip이 접촉하는 면은 상하 2 곳으로 대칭적임을 이용하면 양 표면과 strip의 속도차에 의해 단위시간당 소산되는 에너지는 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$W_f = 2 \int_s \bar{\tau} |\nabla v| dS \quad (13)$$

여기서  $\bar{\tau}$  는 롤과 strip사이에 작용하는 마찰력으로 Coulomb 마찰 법칙을 이용하면 다음의 식으로 표현이 된다.

$$\bar{\tau} = \mu p \quad (14)$$

이 식에서  $\mu$ 는 마찰 계수이고  $p$ 는 롤과 strip 사이에 작용되는 압력으로 압연하중 계산으로부터 구한 값을 그대로 사용하도록 한다.

롤과 strip의 상대속도  $\nabla v$  는 다음의 식으로 표현이 된다.

$$\nabla v = v - U = U \left( \frac{t_f + R_0 \alpha_n^2}{t_f + R_0 \alpha^2} - 1 \right) = U R_0 \left( \frac{\alpha_n^2 - \alpha^2}{t_f + R_0 \alpha^2} \right) \quad (15)$$

단위 시간당 압연에 소요되는 동력은 식 (11)으로부터 주어지는 strip 두께를 변화시키는데 필요한 단위시간당 일과 식 (13)로부터 주어지는 마찰에 의하여 소산되는 일의 합으로 표현이 된다.

$$J = W_i + W_f \quad (16)$$

이 되고 압연 동력과 압연 torque와의 관계는

$$T = \frac{R_0}{U} J \quad (17)$$

으로부터 구하여 진다.

박판주조공정의 특성상 압하력을 일정범위 이내로 관리하여야 하기 때문에 롤과 strip사이의 접촉압력이 상대적으로 작아 상기의 수식에서는 일반압연에서 고려해야 할 롤편평현상 (roll flattening effect)을 무시하였다.

### 3.3 엔드댐 분리력

용고가 완료된 용고각은 압연이 이루어지면서 roll nip을 빠져나온다. 이러한 압연과정에서 폭방향으로의 평면변형을 유지하지 않으면 폭퍼짐이 발생되고 이러한 폭퍼짐은 용강의 누출에 의한 edge flash의 발생을 가져온다. 따라서 edge flash의 발생을 막기 위하여는 압연과정이 평면변형을 이루어야 하기 때문에 평면변형을 유지시키기 위하여는 strip의 폭방향에서 적절한 크기의 힘, 즉 엔드댐 가압력이 필요하다. 따라서 적절한 엔드댐 가압력은 평면변형의 가정으로부터 구하여 질 수 있다.

x축을 strip의 길이방향, y축을 strip의 두께방향, z축을 strip의 폭방향으로 할때, 정수압응력,  $\sigma_m$  은

$$\sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad (18)$$

폭방향, 즉 z축방향으로의 평면 변형조건은

$$d\varepsilon_z = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} (\sigma_z - \sigma_m) = 0 \quad (19)$$

따라서 평면 변형을 이루기 위한 z축방향의 응력은 식(18)와 식 (19)으로부터

$$\sigma_z = \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_y) \quad (20)$$

여기서 strip의 길이방향으로는 마찰력이 작용하고 폭방향으로는 마찰이 작용하지 않는다고 가정을 하면, 식 (20)로부터 주어지는 z축방향의 응력은 엔드댐으로부터 가하여진다. 따라서 필요한 엔드댐 가압력은  $\sigma_z$ 을 압연이 이루어지는 단면에 대하여 적분을 수행함으로써 얻을 수 있다. 즉

$$F = \int_A \sigma_z dA = \frac{1}{2} \int_A (\sigma_x + \sigma_y) dA \quad (21)$$

여기서 F는 평면변형을 유지하기 위한 엔드댐 가압력, A는 그림 2-(a)에서 압연이 이루어지는 구간의 strip의 단면적을 나타낸다. 식 (21)로부터 적정 엔드댐 가압력은 strip의 두께방향의 수직응력인  $\sigma_y$ 의 크기와 관계있는 압하력과 관계가 있을 뿐 아니라 단면적과 관계가 있는 strip의 두께와도 관계가 있음을 알 수가 있다.



#### 4. 결과 및 고찰

먼저 박판주조공정에서의 압하력, 압연 torque 그리고 압연동력을 구하기 위하여는 먼저 용강의 열전달 해석을 통하여 응고과정을 먼저 해석하여 응고 완료점 위치 및 응고가 완료된 구간에서의 온도분포등의 정보를 얻고 응고완료점의 위치로부터 기하학적인 관계를 이용하여 열간압연공정의 입측두께를 구한다. 본 해석에서는 폭 350 mm, 직경 750 mm, 냉각수 구멍의 위치가 표면하 60 mm, 재질이 Steel인 쌍롤식 박판주조기에 대하여 응고해석을 수행한 참고문헌 [14]의 해석결과를 이용하여 열간압연공정을 해석하였다.

압연해석에 필요한 계산조건은 입측온도, 출측온도, 및 응고완료점에서의 두께이며 이 때 strip의 온도는 두께 및 길이 방향으로 변화하나 두께방향으로 평균한 값을 사용하여 일정한 것으로 가정하였다.

##### 4.1 마찰의 효과

그림 4는 탄소함유량 0.4%인 저탄소강으로 2 mm의 strip을 35 MPM(meter per minute), 즉 응고해석의 결과로부터 약 9%정도의 압하율에 해당되는 주조속도로 주조할 경우에 대한 Coulomb 마찰계수  $\mu$ 의 변화에 따른 롤압력의 변화를 보여주고 있다. 이때 35 MPM은 응고해석의 결과 약 9%정도의 압하율에 해당된다. 마찰계수가 클수록 롤압력은 증가하며 중립점의 위치가 점차 앞으로 이동함을 알 수 있다. 특히 중립점 부근에서의 friction hill의 크기는 마찰계수의 증가에 따라 크게 변화함을 보여주고 있다.

그림 5, 6 및 그림 7은 상기의 조건으로 주조할 경우에 대하여 마찰력의 효과를 알기위하여 마찰 계수를 0.1, 0.2, 0.3 그리고 0.4 로 대입하였을 때 각각 압하력, 압연 torque 및 압연 동력에 미치는 영향을 나타내고 있다.

그림 5는 마찰 계수와 압하력과의 관계를 나타낸 것으로 주조속도가 감소할수록, 마찰계수가 증가할수록 압하력은 증가한다. 이때 주조속도가 증가함에 따라 압하력이 감소하는 것은 주조속도가 증가할수록 응고완료점의 위치가 낮아져서 압하율이 낮아지기 때문으로 나타난 결과로 판단되며 동일한 주조조건에서도 마찰계수의 변화에 따라 압하력의 차이가 크게 변화함을 보여주고 있다. 또한 이러한 마찰의 영향은 주조속도가 감소할수록 두드러지는 경향을 보여주고 있는데 이는 주조속도가 감소하면 압하율이 증가하기 때문에 압연구간에서의 접촉면적이 증가하여 friction hill이 크게 나타나기 때문으로 생각된다.

그림 6과 그림 7은 압연 torque 및 압연동력에 대한 마찰력의 영향을 나타낸 것으로 압하력과 마찬가지로 동일한 주조조건에 대하여 마찰계수가 증가함에 따라 압연 torque 및 압연동력이 크게 증가함을 보여주고 있다.

일반적으로 금속성형공정의 경우 공정중의 마찰계수는 공정의 조건, 즉 접촉압력, 상대속도, 온도, 재질, 표면조도, 변형도 및 윤활조건등에 따라 크게 달라지기 때문에 마찰계수의 크기는 실제공정과 가장 유사한 조건하의 실험을 통하여 측정하거나, 실제공정으로부터 측정된 기초 data로부터 해석과 실험이 잘 일치하는 마찰계수

의 값을 추정하여 나머지 data를 구하기 위한 해석에 대입하는 과정을 거친다. 그러나 박판주조 공정에 수반되는 열간압연의 해석을 위한 마찰계수는 공정중의 온도범위가 응고점직하에서 약 1100 °C 범위의 고온하에 있어 측정에 어려움이 있고, 아울러 아직 본 공정이 개발중에 있기 때문에 발표된 실험결과로부터 추정하기에는 어려움이 많다.

박판주조 공정에서는 롤표면에 직접 용강이 접촉함으로써 표면온도가 극부적으로 약 1100°C 정도로 상승하기 때문에 롤표면의 산화가 극심하며, 고온상태에 있는 strip의 점착력이 클 뿐만아니라, 롤과 strip 사이에는 윤활제를 전혀 가할 수가 없기 때문에 마찰조건은 윤활조건이 극히 나쁜 상태로 생각할 수가 있고 이때의 Coulomb의 마찰계수를  $\mu = 0.4$  정도로 추정하여 해석에 사용토록 한다.

#### 4.2 박판주조 공정에 수반된 열간압연 해석

박판주조공정은 기존의 연속주조및 열간압연공정을 단일공정으로 대체하기 위하여 개발되는 공정으로 일반 탄소강과 stainless강을 박판주조공정으로 생산하는 것이 최종 목표가 된다. 이중 저탄소강은 상대적으로 첨가원소의 양이 적기 때문에 고상온도가 1490°C이고 액상온도가 1529 °C로서 액상점과 고상점사이의 구간, 즉 고액 공존역(Mashy Zone)이 약 29 °C 정도로 좁아 응고과정에서 방출되는 열량이 적기 때문에 응고가 쉽게 일어나게 되므로 주조속도는 빠른 편이다. 대표적인 stainless 강종으로는 STS 304를 들 수가 있으며 이는 Austenite계 stainless 강으로 첨가 원소가 많아 고상온도가 1395 °C 이고 액상온도가 1450 °C로 고액 공존역이 약 55 °C 정도이므로 저탄소강에 비하여 넓어 응고시키기 위하여 방출시켜야 할 열량이 많기 때문에 응고가 천천히 일어나게 되므로 주조속도는 저탄소강에 비하여 느린 특성이 있다.

그림 8은 2 mm, 4 mm, 6 mm의 저탄소강 및 STS 304강으로 주조할 경우에 대한 압하율과 단면감소율의 관계를 나타낸 것으로 참고문헌 [14]에서 구한 결과를 보여주고 있다. 대체적으로 같은 주조속도에 대하여 압하율의 크기는 저탄소강이 큰 편을 보여주고 있으며 이는 앞서 설명한 고액공존역의 범위로써 설명이 가능하다.

그림 9 및 그림 10은 Coulomb 마찰계수  $\mu = 0.4$ 로 택한후 각각 두께 2 mm, 4 mm, 6 mm의 저탄소강 및 STS 304강으로 박판을 주조할 경우에 발생하는 압하력의 크기를 각각 주조속도및 압하율과의 관계로 표현하였다. 그림 9로부터 주조속도가 증가할수록 압하력이 감소함을 알 수있고, 두께가 감소할수록 압하력이 증가함을 보여준다. 그림 10은 압하율에 따른 압하력의 변화를 보여주고 있으며 압하율이 클수록 압하력이 증가함을 보여주고 있으며 특히 저탄소강의 경우 압하율이 10% 이하인 경우인 저압하율의 경우는 두께의 변화에 따른 압하력의 차이는 보여지지 않는다. 대체적으로 동일한 압하율에 대하여 두께의 변화는 압하력에 큰 영향을 보이지 않으나 STS 304강의 주조의 경우가 탄소강의 주조시보다 큰 압하력을 보여준다. 이는 stainless 강은 특수강의 일종으로 변형저항이 탄소강에 비하여 높게 나타나기 때문으로 생각된다.

그림 11 및 그림 12는 Coulomb 마찰계수  $\mu$  가 0.4 인 경우에 대하여 각각 두께 2 mm, 4 mm, 6 mm의 저탄소강 및 STS 304 강종으로 박판을 주조할 경우의 압연 torque의 크기를 각각 주조속도및 압하율과의 관계로 표현하였다. 그림 11은 압하력

의 변화와 마찬가지로 주조속도가 증가할 수록 압연 torque가 감소함을 보여준다. 그림 12는 압하율과 압연 torque와의 관계를 표현한 것으로 압연 torque는 두께와는 거의 무관하게 나타나고 있다. 이는 압연 torque에 영향을 미치는 두 인자, 즉 두께를 감소시키는 단조의 효과 및 마찰력에 의해 소산되는 에너지 중 마찰력에 의한 에너지 항은 두께가 얇을수록 크게 나타나며 단조의 효과는 같은 압하율에 대하여 두께가 두꺼울수록 변형 체적이 커지기 때문에 큰 에너지가 소요되기 때문에 나타나는 결과로 생각된다. 즉 두께에 관한 경향은 마찰력의 영향과 체적의 영향이 서로 상쇄가 되어 두께에 관계없이 같은 압하율에 대하여 거의 일정하게 되는 것으로 나타났다.

그림 13과 그림 14는 Coulomb 마찰계수  $\mu$  가 0.4 인 경우에 대하여 각각 두께 2 mm, 4 mm, 6 mm의 저탄소강 및 STS 304 강종으로 박판을 주조할 경우의 각 롤을 구동 시키는데 필요한 압연 동력의 크기를 각각 주조 속도 및 압하율과의 관계로 표현하였다. 그림 13에서 같은 주조속도에 대하여 두께가 얇을수록 큰 압연동력이 필요하며 stainless강의 경우가 탄소강보다 큰 압연 동력을 요함을 알 수 있다. 그림 14에서 압하율과 압연동력과의 관계를 보여주고 있으며 이는 압연 torque와는 달리 두께가 얇을수록 큰 동력을 필요함을 보여준다. 이는 두께가 얇을수록 주조속도가 빨라지기 때문에 같은 torque 하에서 회전 속도가 빠른 쪽이 동력이 크게 필요로 하게 된다.

그림 15와 그림 16은 Coulomb 마찰계수  $\mu$  가 0.4 인 경우에 대하여 각각 두께 2 mm, 4 mm, 6 mm의 저탄소강 및 STS 304 강종으로 박판을 주조할 경우의 용강의 유출을 방지하기 위한 엔드댐 분리력의 크기를 각각 주조 속도 및 압하율과의 관계로 표현하였다. 그림 15는 주조속도와 엔드댐 분리력과의 관계를 나타낸 그림으로 압하력과 마찬가지로 주조속도의 증가에 따라 엔드댐 분리력의 크기가 감소함을 나타내고 있는데 이는 주조속도가 증가할수록 롤압력이 증가하여 식 (20)로 부터 주어지는 평면변형을 유지하기 z 방향의 응력이 증가하기 때문으로 판단된다. 그림 16은 압하율과 엔드댐분리력의 관계를 나타낸 것으로 압하율이 증가할수록, 두께가 두꺼울수록 엔드댐 분리력이 증가한다. 두께가 두꺼울수록 엔드댐 분리력이 증가하는 이유는 식 (21)로 부터 주어지는 엔드댐 분리력이 단면적이 증가함에 따라 나타난 결과이다. 즉 이상의 결과로부터 용강의 유출을 막기 위하여는 엔드댐 분리력과 같은 힘으로 체결하여야 하며 이는 엔드댐이 내화물로 제작된다는 점을 고려하면 내화물에는 무리하게 큰 힘을 가할 수가 없기 때문에 내화물의 파손을 막고 용강의 유출을 방지하기에는 두꺼운 박판의 주조나 주조속도가 느린 경우, 즉 압하율이 큰 주조조건은 어려움이 있음을 알 수 있다.

## 5. 결 론

본 논문은 연속주조공정과 열간압연공정을 결합시킨 쌍롤식 박판주조공정에서 응고완료이후 발생하는 열간압연공정을 2차원 slab 방법을 이용하여 해석하였고, 여기에 필요한 응고해석은 기존의 해석 결과를 이용하였다.

쌍롤식 박판주조공정에서 마찰의 영향을 조사하기 위하여 Coulomb 마찰계수를 0.1, 0.2, 0.3 및 0.4의 4가지 경우에 대하여 조사하였고 마찰계수가 클수록 압하력, 압연 torque 및 압연동력이 크게 나타나고 있고 이러한 열간압연의 공정변수는 마찰조

건에 매우 민감하게 변화함을 알수 있었다. 따라서 마찰조건이 본 해석의 결과에 큰 영향을 미치기 때문에 적절한 마찰계수의 선정이 매우 중요함을 알았다. 그러나 박판 주조공정은 새로운 개념의 공정으로 실험결과가 축적되어 있지 않아 적절한 마찰계수의 선정이 어려운 실정이나 주조공정의 특성이 롤효면의 산화가 심하게 발생시키기 때문에 표면이 매우 거칠게 될 것이 예상되므로 마찰계수  $\mu$ 를 대략 0.4 정도로 택하였다.

본 박판주조 공정에 수반되는 열간압연 공정의 경우 여타 일반적인 열간 압연 공정, 즉 균일하게 가열된 slab의 열간압연과는 달리 응고점 바로 직후에서 압연이 시작되고 압연중에도 계속해서 냉각이 이루어지기 때문에 온도 분포가 각 위치마다 달라 strip의 재질 및 롤의 냉각능에 따라 압하력이나 기타 동력곡선의 특성이 크게 다르게 나타나고 있다. 즉 주조속도가 증가할수록 압하율이 감소되어 이에 따른 압하력, 압연 torque등이 감소된다. 그러나 압연동력은 주조속도가 증가할때 압연 torque의 감소속도보다 롤의 회전속도의 증가가 더욱 크게 나타나기 때문에 주조속도의 증가에 따라 압연동력의 크기가 크게 나타난다.

또한 용강의 유출을 막기위한 엔드댐분리력도 평면변형의 가정으로부터 구하였고 이는 압하율이 증가할수록, strip의 두께가 두꺼울수록 크게 나타난다. 압하율이 증가할수록 엔드댐분리력이 크게 나타나는 것은 압하율이 증가할수록 롤압력이 증가하기 때문에 평면변형을 유지키위한 측면의 압력이 증가하기 때문이고 두께가 증가할수록 엔드댐분리력이 증가하는 것은 압력의 작용면적이 증가하기 때문으로 생각된다.

대체적으로 고액공존역이 좁은 저탄소강은 stainless 강에 비하여 응고가 쉽게 이루어지기 때문에 주조속도의 변화에 따라 압하력, 압연 torque 및 압연동력등이 민감하게 변화하기 때문에 stainless 강에 비하여 안정적인 공정의 제어가 힘들 것으로 예상된다.

## 6. 참고 문헌

1. J.P. Birat and R. Steffen, Current R&D Work on near-net shape continuous casting technologies in Europe, Proc. of Int. Convergence on SNRC '90, vol 2, pp 527-549, Pohang/Korea (1990)
2. Thermomechanical Processing of High-strength Low-Alloy Steels, Edited by Imao Tamura et.al., Butterworths
3. 이 원호, 스테인레스강 열간변형저항 예측모델 개발 (I), 산업과학기술 연구결과보고서, (1989)
4. J. Hitchcock, Roll Neck Bearings, ASME Research Publication, Appendix I (1935)
5. E. Orowan, The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling, Proc. Instn. Mech. Engrs., London, Vol. 150, No. 4 pp 140-167 (1944)
6. G. Wallquist, Roll pressure and energy consumption in hot rolling, J. Iron Steel Inst., Vol. 177 (1954)
7. D.R. Bland and H. Ford, Calculation of roll force and torque in cold strip

- rolling with tensions, Proc. Instn Mech. Engrs, London, (1948)
8. R.B. Sims, Calculation of roll force and torque in hot rolling mills, Proc. Instn Mech. Engrs, London, Vol 168 (1954)
9. J.M. Alexander, A Slip Line Field for the Hot Rolling Process, Proc. Instn Mech. Engrs, London, Vol 169 (1955)
10. J.W. Green and J.F. Wallace, Estimation of load and torque in the hot rolling process, J. Mech. Engr Science, Vol 4, No. 2 (1962)
11. J.W. Green, L.G.M. Sparling and J.F. Wallace, Shear Plane Theories of hot and cold flat rolling, J. Mech. Engr Science, Vol 6, No. 3 (1964)
12. S.M. Hwang and S. Kobayashi, Preform Design in Plane-Strain Rolling by the Finite Element Method, Int.J.Mach. Tool Des.Res., Vol 24, (1984)
13. S.M. Hwang, M.S. Joun and J.S. Park, A Penalty Rigid-Plastic Finite Element Method for the Determination of Stress Distributions at the Tool-Workpiece Interfaces in Metal Forming, Proc. of the 18th NAMRC, Univeristy Park, Pennsylvania, (1990)
14. B. Arvitzur, Metal Forming - Processes and Analysis, McGraw-Hill (1968)
15. 심 현보외 3인, Twin Roll Strip Casting 공정의 온도해석, 대한금속학회 추계학술대회, 고려대학교 (1991)
16. 심 현보외 3인, 스트립캐스팅 공정에서의 열간압연해석, 대한금속학회 추계학술대회, 고려대학교 (1991)

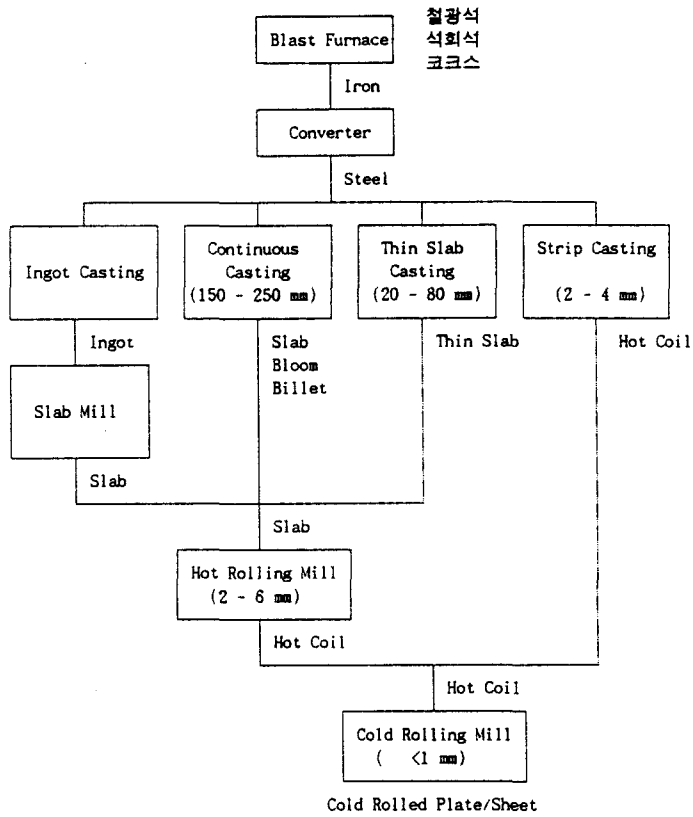


Fig. 1 Iron and Steel Production Flow Chart

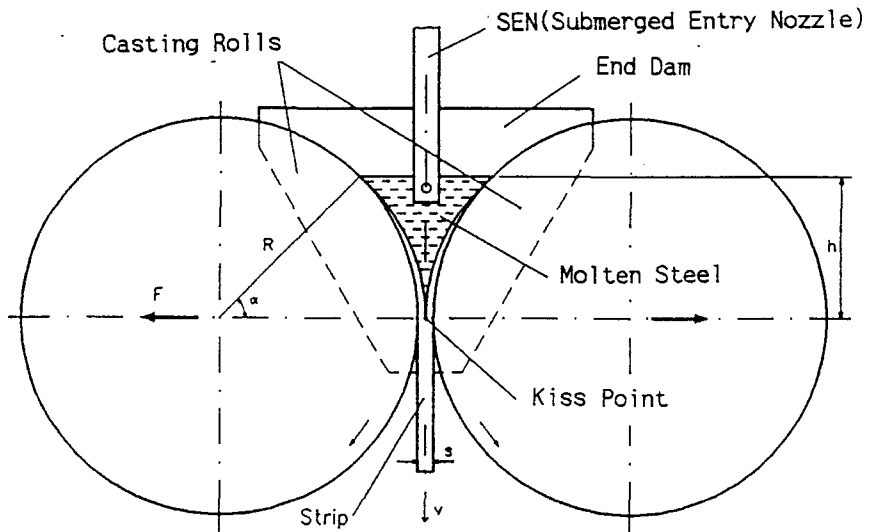


Fig. 2 Schematic diagram of twin-roll strip casting

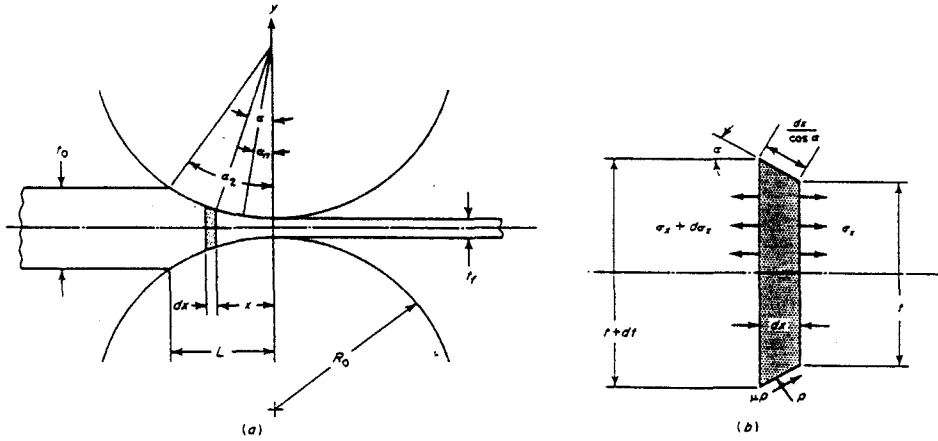


Fig. 3 (a) Coordinate system  
 (b) Free body diagram of infinitesimal slug during rolling

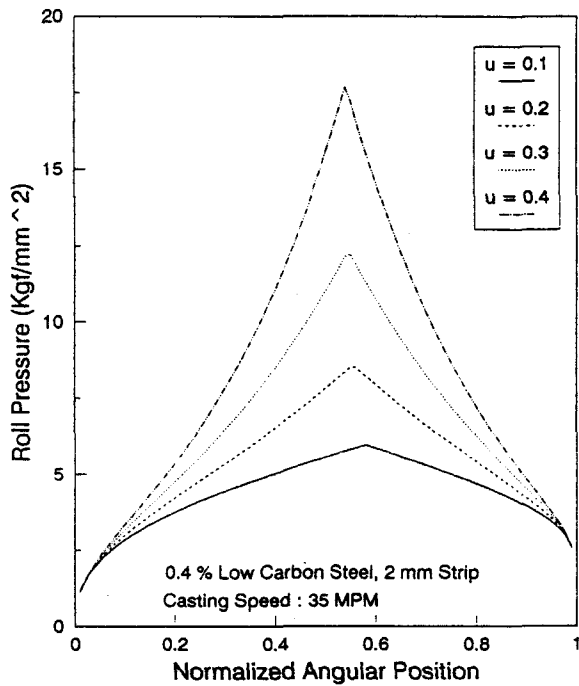


Fig. 4 Effect of Friction on the Roll Pressure  
 (0 : Entry Side, 1 : Exit Side)

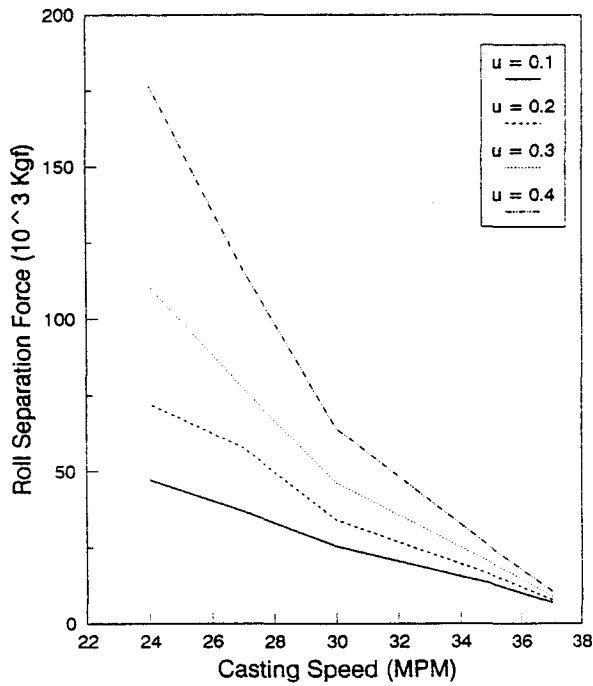


Fig. 5 Effect of Friction on the Roll Separation Force  
(0.4 % Low Carbon Steel, 2 mm strip)

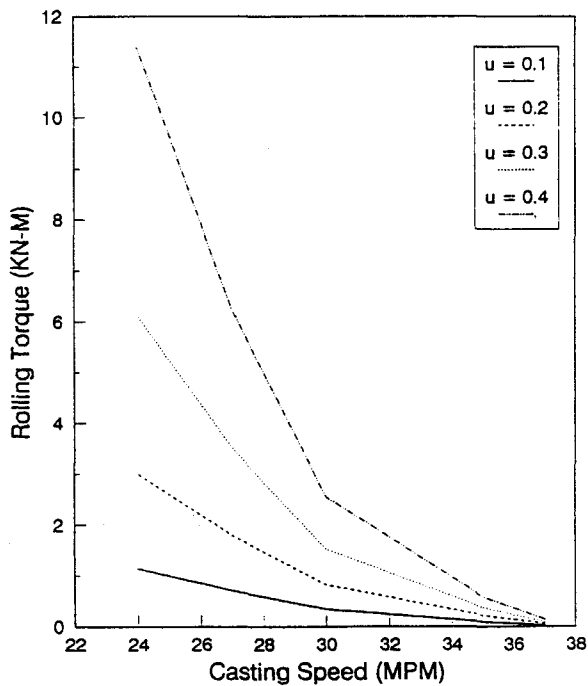


Fig. 6 Effect of Friction on the Rolling Torque  
(0.4 % Low Carbon Steel, 2 mm strip)



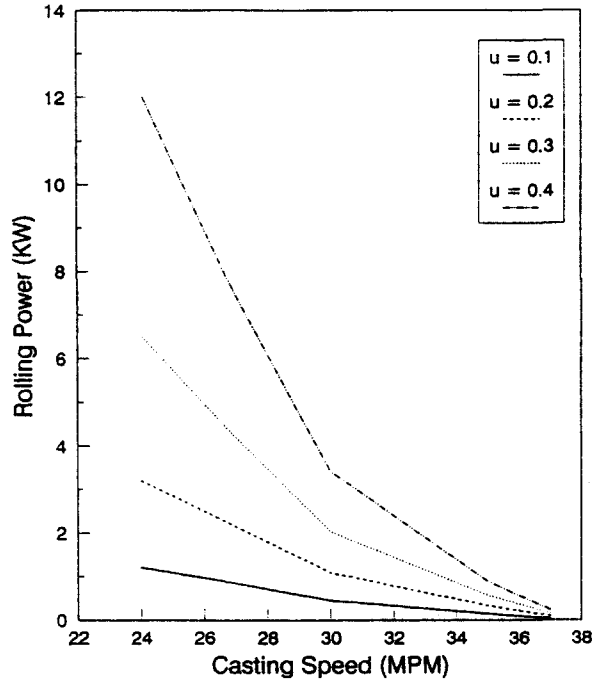


Fig. 7 Effect of Friction on the Rolling Power (0.4 % Low Carbon Steel, 2 mm strip)

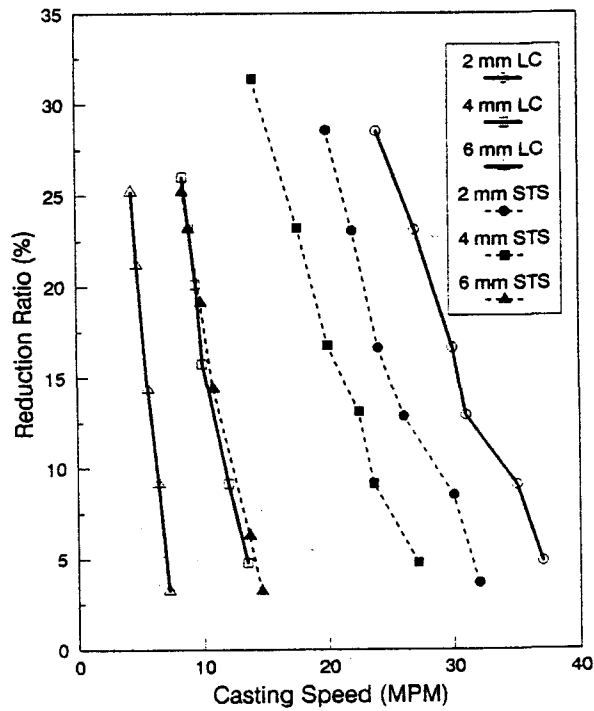


Fig. 8 Casting Speed vs Reduction Ratio

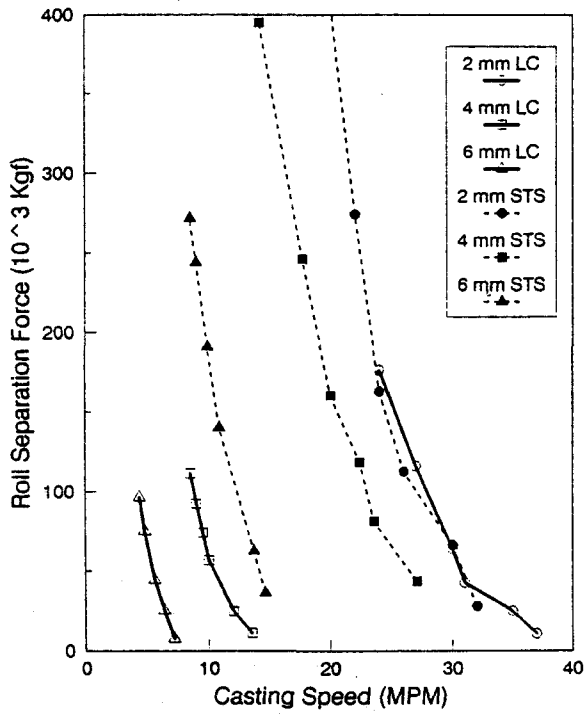


Fig. 9 Casting Speed vs Roll Separation Force

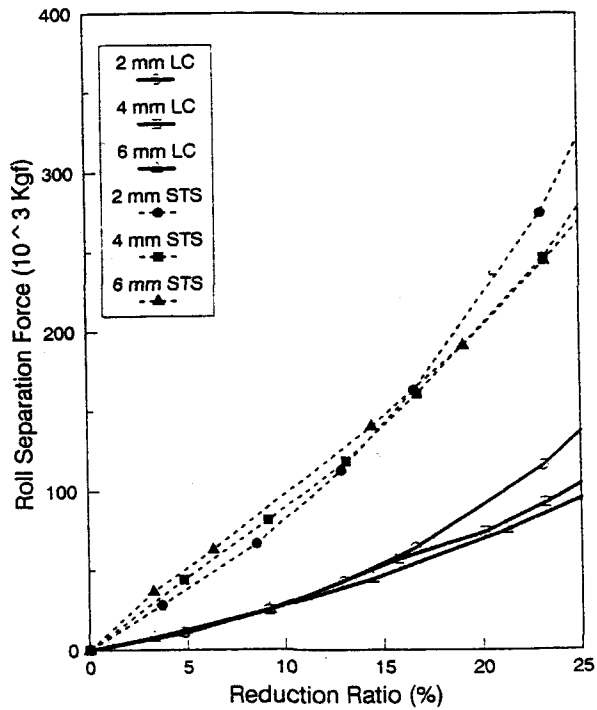


Fig. 10 Reduction Ratio vs Roll Separation Force

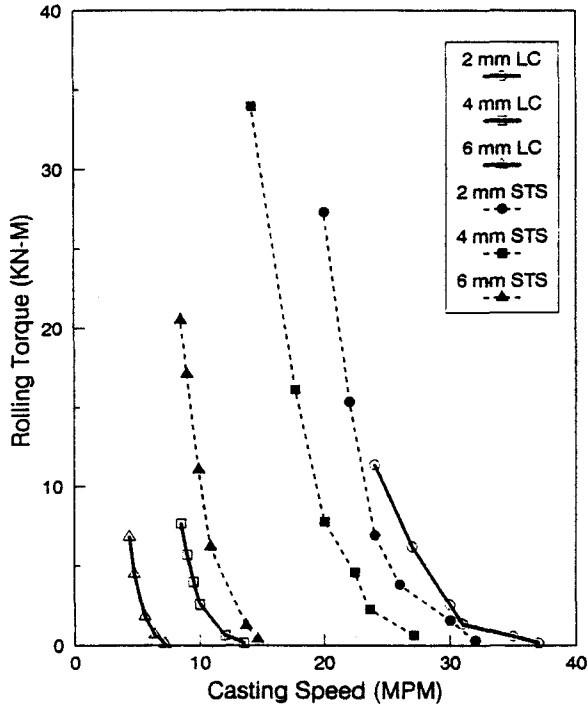


Fig. 11 Casting Speed vs Rolling Torque

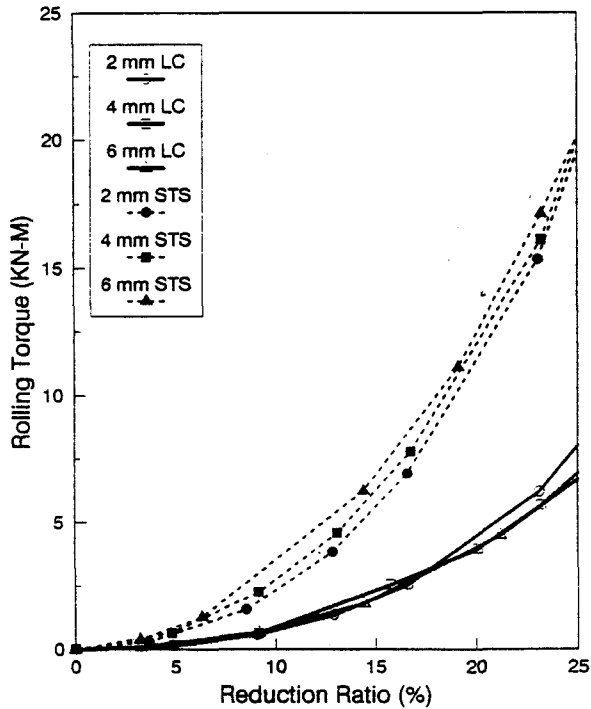


Fig. 12 Reduction Ratio vs Rolling Torque

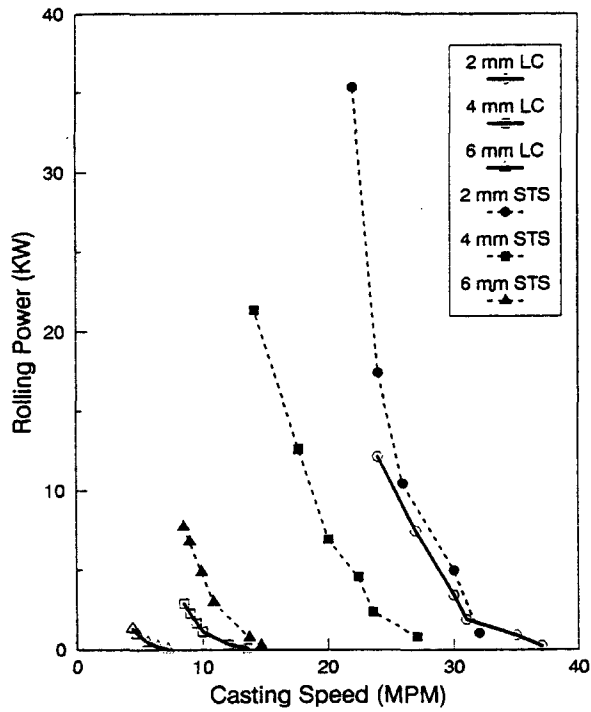


Fig. 13 Casting Speed vs Rolling Power

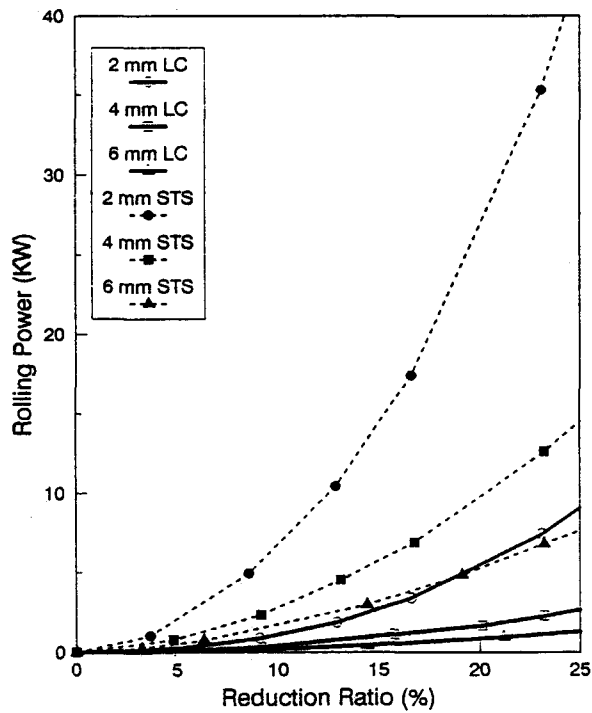


Fig. 14 Reduction Ratio vs Rolling Power

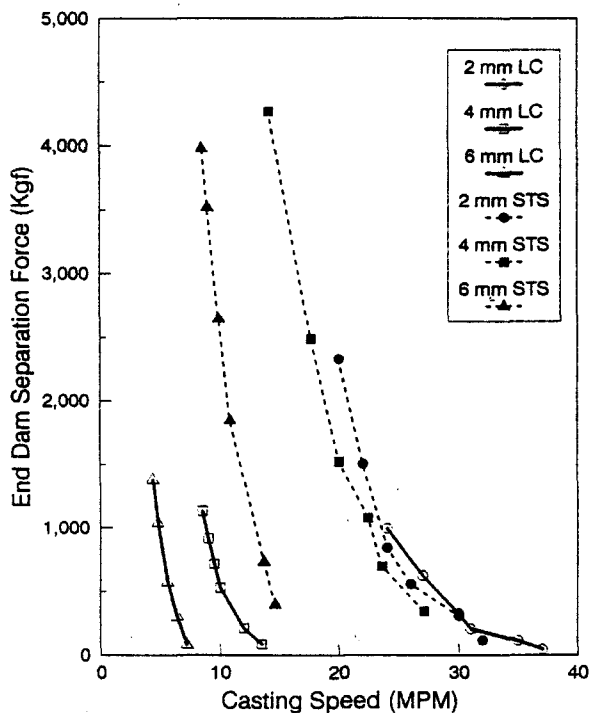


Fig. 15 Casting Speed vs End Dam Separation Force

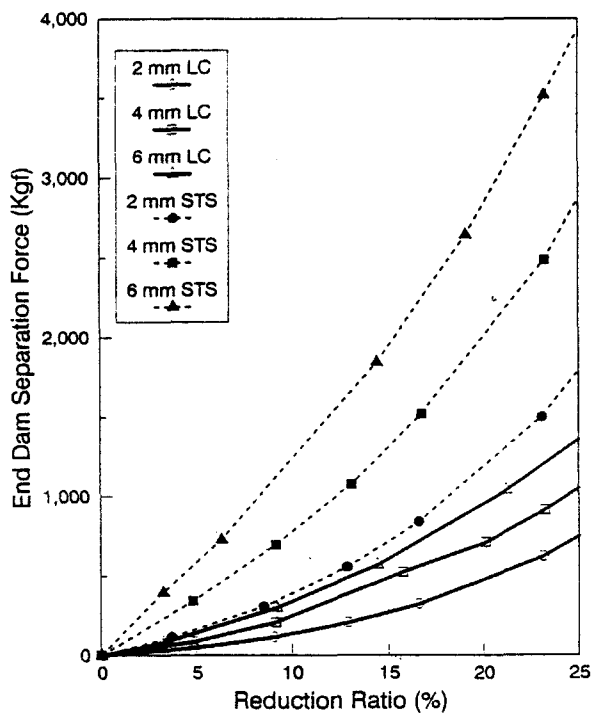


Fig. 16 Reduction Ratio vs End Dam Separation Force