

# 유한요소법을 이용한 TWIN-ROLL 박판 연속주조 냉각로울의 3차원 변형해석

김 영 도\*, 강 충 길\*\*

\* 부산대 기계기술연구소  
\*\* 부산대학교 정밀기계공학과

## 1. 서론

현재 비철삭 가공분야에서는 가공공정의 생략으로 인한 에너지사용량의 최소화 및 원가절감을 위하여 원소재로부터 최종제품의 형상에 가깝게 부품을 제조하는 정형가공법(near-net-shape forming)에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다[1]~[4].

종래에는 용탕으로부터 인고트(ingot)를 제조하여 수차례의 열간압연과 냉간 압연공정을 거쳐서 강판을 제조하였으나, 최근에는 용탕으로부터 두께 25~50(mm)정도의 얇은 슬래브(slab)를 제조하여 열간압연과 냉간압연공정을 거쳐 강판을 생산하는 슬래브연속주조법(thin slab continuous casting method)을 사용하고 있다. 그러나 두개의 냉각로울을 몰드(mould)로 사용하는 twin-roll 박판 연속주조법(직접압연법이라고도 칭함)에서는 용탕으로부터 직접 두께 1~5(mm)의 판재를 제조하여 냉간압연공정을 거쳐 최종적인 제품을 제조할 수 있기 때문에 열간압연공정의 생략이 가능하므로 설비의 간소화 및 가공시간을 단축시킬 수 있다.

쌍로울식 박판연속주조에 사용되는 냉각로울은 두개의 회전하는 로울사이 에 채워지는 용탕으로부터 열유입에 의해 높은 온도로 상승하기 때문에 큰 열응 력이 발생하게 된다[5]. 로울의 열응력 및 열변형해석을 위해서는 열하중과 압 하력이 정량적으로 파악되어야 한다. 쌍로울식 박판연속주조공정에 있어서 응 고완료점 이후부터 로울출구까지는 열간압연공정이다. 일반적으로 열간가공에 서 금속재료는 변형을 받을 때 변형률속도에 의존하는 성질을 가지게 된다. 쌍로울식 박판연속주조공정은 일반적인 열간가공과 같이 등온상태가 아니므로 응력-변형률속도 관계를 온도의 함수로 취급하여 야만 좀 더 정확한 해를 얻을 수 있다. 유한요소법에 의한 압연해석에서는 판재의 거동을 조사하기 위하 여 비정상상태의 해석을 행하는 경우도 있으나, 용탕으로부터 로울표면에 응 고셀이 생성결합되어 판재로 성형되므로 정상상태의 해석을 하여야 한다. 로 울의 응력해석은 3차원해석을 행하여야 로울에 발생하는 열적 크라운(thermal crown)을 예측할 수 있다. 따라서 장치설계의 기초적인 데이터를 확립하기 위 해서는 3차원 로울변형해석이 행해져야 하며, 계산된 응력 및 로울의 변형량 을 바탕으로 하여 재질의 선정 및 로울의 구조설계가 되어져야 할 것이다. 따 라서 본 연구에서는 응고해석 및 로울의 전열해석으로부터 계산된 온도장[6] 을 이용하여 강점소성유한요소법으로 압연해석을 행하고, 계산된 로울의 온도 분포 및 압하력을 로울에 작용하는 외력으로 취급하여 로울의 열변형해석을 행함으로써 로울에 발생하는 응력 및 변형을 예측하고자 한다. 이와 같은 수 치해석방법들은 냉각로울설계에 적용될 수 있을 것이다.

## 2. 계산모델 및 방법

### 2.1 압연해석

쌍로울식 박판연속주조에서 응고완료점 이후부터 로울출구까지는 열간압연영 역으로 취급할 수 있다. 압연해석은 강점소성유한요소법에 의하여 정상상태의 해석을 행하였다[7]. 주조재료로는 스테인리스304(SUS304)로 하였다. 열간공정 에서 금속재료의 유동응력은 변형률속도 및 온도에 의존하는 성질을 가지므로 응력-변형률속도의 관계를 온도의 함수로 한다. 대표온도점의 값들[8]을 이용 하여 최소자승법으로 회귀하여 계수 및 지수를 구하였다.

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

여기서,

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

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

$$T_L \geq T > T_S :$$

$$C(T) = \left[ \frac{0.0001 - \{ (2.42459E-5) T_S^2 - 0.07954T_S + 63.841957 \}}{T_L - T_S} \right] \times (T - T_S) \\ + \{ (2.42459E-5) T_S^2 - 0.07954T_S + 63.841957 \} \quad (\text{Kgf/mm}^2) \\ m(T) = 0.25$$

$$T_L < T : C(T) = 0.0001 \quad (\text{Kgf/mm}^2) \\ m(T) = 0.25$$

여기서, T : 온도, T<sub>L</sub> : 액상선온도(=1451℃), T<sub>S</sub> : 고상선온도(=1399℃)

판재나 슬래브(slab)의 열간압연 혹은 알루미늄합금을 윤활제를 사용하지 않고 압출을 하는 경우는 마찰계수  $m_f=0.7-1.0$ 로 한다[9]. 쌍로울식 박판연속조공정에서는 로울표면과 주변표면사이에 윤활제를 사용하지 않을 뿐 아니라, 로울표면과 접촉하는 주변의 표면온도가 1000(℃)전후이므로 표면에서 강도가 거의 없는 상태로 생각되기 때문에 고착마찰상태로 가정하여 계산하였다.

요소분할은 응고해석과 동일한 격자를 사용하였고, 로울과 접촉하는 표면부근과 넓부근에서 온도구배가 크고 간격이 좁아지므로 다른 부분에 비해 더 많은 갯수의 요소분할로 분할하였다. 요소분할은 요소수 1155개, 절점수 1232개 하였다.

## 2.2 냉각로울의 열응력해석

로울의 변형 및 응력해석을 위하여 상용 구조해석 프로그램인 ANSYS를 사용하였다. 로울변형해석을 위해서는 앞서 계산된 로울의 온도분포와 압하력을 입력 데이터로 하여야 한다.

좀더 실제에 가까운 조건으로 해석을 하기 위해서는 로울의 회전에 따른 단계적인 외력을 주어 해석을 행하여야 하지만 컴퓨터용량의 한계로 정적인 상태의 해석을 행하였다.

로울재료의 물성치는 온도의 함수로 하여 사용하여야만 실제에 근접하는 결과를 구할 수 있지만, 로울재료의 온도에 따른 물성치를 찾는 것이 어려움이 있어서 비선형해석은 행하지 못하고 탄성한계내의 물성치만을 사용하여 탄성해석을 행하였다. 로울재료로는 열전도율이 높고 비교적 강도가 높은 Cu/Zr합금으로 하였다. Table 1은 로울재료인 Cu/Zr의 기계적성질을 나타낸 것이다.

Table 1 Mechanical properties of roll material[10]

Elastic Modulus (N/m <sup>2</sup> )	Density (Kg/m <sup>3</sup> )	Thermal Expansion (/℃)	Poisson's Ratio
125×10 <sup>9</sup>	8880	18.5×10 <sup>-6</sup>	0.3

Fig.1은 로울의 해석모델 및 경계조건을 보이고 있다. 좌표계는 원통좌표계(cylindrical coordinate system)를 사용하였다. 로울은 열하중에 의해 로울의 외부쪽으로 팽창하게 되므로 열박음한 축부는 슬리브(sleeve)의 외부쪽으로 변형을 구속하지 못하므로 변형해석에서 내부의 축부는 고려하지 않았다. 로울의 변형해석을 위한 경계조건은 다음과 같다.

- 로울폭방향으로 대칭형상이므로 반쪽만을 해석모델로 하였고, 대칭면에서는 z-방향으로 변위가 0인 대칭 경계조건으로 하였다.
- 베어링(bearing)에 체결되는 부분에서 변위가 없는 것으로 가정하여 r, θ 및 z방향으로 변위 0인 고정경계로 하였다.

- 하중조건으로는 로울의 온도해석으로부터 계산된 온도분포와 압연계산에서 계산된 압하력을 접촉면압으로 하여 적용하였다.

로울의 열응력해석에 있어서 요소는 6면체요소(hexahedral solid element)를 사용하였고, 해석모델의 요소수는 5876개, 절점수 7696개로 분할하였다. 로울 폭방향으로는 15개로 분할하였고 원주방향으로는 52개로 분할하였다.

로울내부에서 냉각수의 순환이 한쪽방향으로 이루어 지므로 냉각수의 온도 상승에 의하여 로울폭방향으로 온도분포가 일정하지 않게 되므로 3차원적인 열전도해석을 행하여야 하지만, 3차원 비정상상태로 로울의 열전도해석을 행하게 되면 너무 많은 계산시간이 필요하다. 따라서 로울폭방향으로는 온도가 같은 것으로 가정하여 로울의 열전도해석은 2차원해석을 행하였다. 로울의 유한요소 열전도해석에서 사용한 격자와 변형해석에서 구성한 격자가 일치하지 않으므로 선형보간법(linear interpolation method)를 사용하여 온도해석을 위한 격자로부터 변형해석모델의 절점에 대응하는 온도를 구하였다. 그리고 외부 측부는 온도해석이 불가능하므로 이 부분에서의 온도는 냉각수온도에서 약간 상승한다고 가정하여 40(°C)로 하였다.

계산조건은 주조속도  $V_r=24, 26, 32(m/min)$ 로 5회전했을 때의 온도분포 및 압하력을 사용하였다. 계산되어진 압하력분포를 접촉면압으로 환산하여 적용하였다.

### 3. 계산 결과 및 고찰

#### 3.1 압연해석

Fig.2는 강소성유한요소 압연해석에 있어서 최종 수렴된 속도장분포이다. 로울출구로 갈수록 단면이 좁아져 로울출구로 빠져나가지 못하고 다시 탕면쪽으로 돌아가는 현상을 보인다. 용융상태인 영역에서는 변형저항이 작기 때문에 로울출구쪽으로 유동하지 못하며, 응고셀과 응고셀부근의 온도가 낮은 영역의 재료만이 로울출구쪽으로 유동하는 결과를 보인다.

Fig.3(a)~(c)는 주조속도가 각각  $V_r=24, 26, 32(m/min)$ 인 경우 계산한 상당 응력분포를 나타낸 것이다. 액상이 존재하는 부분에서는 변형저항이 아주 작아서 거의 응력이 발생하지 않으므로 응고완료점에서 로울출구까지 만을 표시하였다.  $V_r=24(m/min)$ 일 때를 보면 판재의 표면쪽에서는 상당응력인  $\bar{\sigma}$ 가 5~9(Kgf/mm<sup>2</sup>)정도이다.  $V_r=24(m/min)$ 와 26(m/min)일 때를 비교하여 보면 응고완료점의 위치가 큰 차이를 보이지 않기 때문에 응력분포를 보면 비슷한 경향을 보인다. 또한 세가지의 속도조건에서 모두 로울과 접촉하는 표면쪽에 큰 응력이 작용하며, 특히 로울출구에서 응력이 집중되는 결과를 보인다. 주조속도에 따른 응력값을 보면, 직접압연속도가 감소할 수록 응고완료점이 높은 곳에 위치하여 압연율이 커지므로 속도가 빠른 경우보다 큰 응력값을 보인다. 따라서 판재에 발생하는 응력을 감소시키기 위해서는 되도록 빠른 주조속도로 하는 것이 바람직하다.

Fig.4는 주조속도가  $V_r=24, 26, 32(m/min)$ 인 경우 단위폭당 압하력분포를 나타낸 것이다. 폭1300(mm)인 로울에 대하여 주조속도  $V_r=24, 26, 32(m/min)$ 일 때 로울출구에서 응고완료점까지의 거리는 각각 13.1, 10.6, 3.6(mm)이고, 압하력은 240, 148, 18.5(tons)로 계산되었다. 압하력은 거의 응고완료점 이후 압연변형을 받는 부분에 작용을 한다. 주조속도를 크게 할 수록 응고완료점이 로울출구측으로 이동하므로 압연율이 작아져 압하력도 크게 감소한다. 따라서 로울에 작용하는 압하력을 줄이기 위해서는 응고완료점이 로울출구부근에 위치하는 조건에서 조업을 함으로써 로울의 변형을 줄이고 또한 수명을 연장시킬 수 있을 것이다.

#### 3.2 냉각로울의 열응력해석

Fig.5는 주조속도  $V=26(m/min)$ 으로 5회전 했을 때 계산된 온도분포결과를 로울변형해석모델에 적용하여 나타낸 온도분포이다. 로울은 용탕과 접촉하는 부분에서 온도가 높게 상승하며, 이때 최대온도값은 364(°C)정도였다. 응고셀

과 접촉을 하므로 로울표면에서의 온도가 높게 상승을 하며 냉각구간에서는 로울내부쪽으로 전도로 인하여 온도구배가 완만해지는 결과를 보인다. 로울스リーブ의 내부면에서의 온도는 약 100(°C)정도를 유지하였다.

Fig.6은 압하력은 작용하지 않고 열하중만 작용할 때 r방향으로의 변형량분포이다. 온도가 높은 응고셀과의 접촉면에서 열팽창이 크게 발생하며, 이때 최대변형량은 2.1~2.4(mm)정도로 로울외부로 변형을 하였다. 그리고 폭방향에 있어서 변형량을 보면 중앙부로 갈수록 변형이 커진다. 이러한 폭방향으로의 불균일한 변형모드, 즉 thermal crown은 제조된 판재의 두께가 불균일 하게 되는 원인이다.

Fig.7은 열하중과 압하력이 동시에 작용하는 경우의 r방향으로 변형량분포이다. 이때에도 전체적으로 로울외부쪽으로 팽창하는 결과를 보인다. 하지만 열하중만을 고려하였을 때에는 응고셀과 접촉하는 부분에서 크게 변형하는 결과를 보였으나, 압하력이 로울중심부 방향으로 작용하여 로울팽창을 억제하기 때문에 열하중만 작용할 때보다 팽창량이 감소하였다. 그러나 응고셀과 접촉을 끝내고 냉각이 시작되는 부분에서 외부로 1.9~2.2(mm)정도 변형결과를 보였다. 전체적인 변형량분포결과로부터 열하중이 압하력보다 로울변형에 더 큰 영향을 미침을 알 수 있다. 따라서 로울의 변형량을 감소시키기 위해서는 로울의 냉각시스템을 보완하여 로울전체의 온도상승량을 감소시켜야 한다. 이 경우에도 폭방향으로는 불균일한 팽창량분포를 보이고 있다.

Fig.8은 열하중과 압하력이 동시에 작용하는 경우 z방향의 응력인  $\sigma_z$ 의 분포를 나타낸 것이다. 용탕과의 접촉면에서는 압축응력이 작용하고 냉각이 되는 부분에서는 인장응력이 작용하고 있다. 따라서 슬리브(sleeve)만을 사용한 완전중공형 로울은 휨(bending)이 발생할 수 있기 때문에 내부에 보강을 하여야 한다. 또한 슬리브에 열응력과 열피로에 의하여 미소한 크랙(crack)이 발생하게 되면 로울회전에 의하여 인장과 압축응력을 반복적으로 받게 되어 균열이 진전전파될 수 있다.

Fig.9는 열하중과 압하력이 동시에 작용하는 경우의 상당응력분포를 나타낸 것이다. 로울회전에 의한 용탕의 접촉 및 냉각이 반복되므로 응력이 주기적으로 변화하게 된다. 반복적인 응력의 변화는 로울의 피로균열을 야기시키는 원인이 되므로, 로울에 발생하는 응력을 감소시켜야만 로울의 수명을 연장시킬 수 있다. 따라서 로울에 작용하는 응력은 대부분 열하중에 의해 발생하므로 로울설계시 로울의 온도구배를 줄이고 온도상승을 감소시킬 수 있는 재질 및 냉각방식의 선정이 중요한 설계변수임을 알 수 있다.

Fig.10은 열하중과 압하력이 작용할 때 로울표면의 모서리에서 z방향으로의 변형량을 원주방향에 대하여 나타낸 것이다. 응고셀과 접촉하는 부분에서 2(mm)정도의 큰 변형량을 보이며, 냉각구간에서 변형량이 감소하는 경향을 보인다. 로울측면으로의 불균일한 변형에 의하여 사이댐(side dam)과의 접촉을 불완전하게 하므로 로울사이에 채워진 용탕이 새어나올 수 있는 원인이 된다.

Fig.11은 열하중만 작용할 경우와 열하중과 압하력이 동시에 작용할 경우 로울출구표면절점의 r방향으로 팽창량을 나타낸 것이다. 로울폭방향중 모서리 부분에서 중앙부로 갈수록 팽창량이 증가하는 경향을 보이고 있다. 열하중과 압하력이 작용할 때 변형량이 작게 되며, 이는 압하력이 로울중심부쪽으로 작용하여 로울의 팽창을 억제하기 때문이다. 로울출구에서의 불균일한 변형은 제조된 판재두께를 불균일 하게 하는 원인이 된다. 따라서 로울제작시 변형량을 고려한 치수보정이 필요하다.

#### 4. 결론

쌍로울식 박판연속주조공정의 압연해석과 로울의 열변형해석을 행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 강점소성유한요소법에 의한 압연해석으로부터 주조속도를 24, 26, 32(m/min)으로 하였을 때 폭1300(mm)인 로울에 작용하는 압하력은 각각 240, 148, 18.5(tons)으로 계산되었다. 주조속도를 빨리할 수록 응고완료점인 로울출구쪽에 위치하므로 압하력이 상당히 작아짐을 알 수 있다.

- (2) 상용구조해석 프로그램인 ANSYS를 이용하여 냉각로울의 열변형 및 열응력해석을 행한 결과로부터 압하력보다는 용탕에 의한 열하중이 로울변형에 더 크게 영향을 미침을 알 수 있었다. 따라서 열응력을 완화시키기 위해서는 로울내부의 온도구배를 완만하게 할 수 있는 냉각방식을 선택하여야 한다.
- (3) 로울폭방향의 분포를 보면 중앙부로 갈 수록 로울외부로의 변형량이 커지는 결과를 보이므로 판재두께를 일정하게 제어하기 위해서는 변형량을 고려하여 로울의 치수를 보정하여야 한다. 또한 로울측면의 변형은 로울과 사이드담(side dam)과의 접촉을 불량하게 하므로 로울사이에 채워지는 용탕이 새어나오는 원인이 될 수 있다. 따라서 이 부분의 치수도 변형량을 고려하여 보정하여야 할 것이다.

## 5. 참고 문헌

- [1] T.Saito, H.Hojo, H.Yaguchi and C.G.Kang, "Two-Dimensional Model for Twin-Roll Continuous Casting", Metal. trans. B, Vol.20B, P.381, 1989
- [2] 佐成弘毅, 井上達雄, "雙롤러形薄板連續鑄造工程의 시뮬레이션(第1報, 凝固と溫度의 解析による檢證)", 日本機械學會論文集(A編), 56卷 524號, P.304, 1990
- [3] 鹽見誠規, 森謙一郎, 小坂田宏造, "雙롤러式스트립캐스팅의 有限要素시뮬레이션", 第42回塑性加工聯合會, P.631, 1991
- [4] 大西邦彦, 渡邊精三, 山本昌彦, 衣川光宏, 藤原裕彦, "連續鑄造設備의 롤러發生する應力의 解析", 日立造船技報 第34卷, 第2號, P.73, 1984
- [5] 이문도, 박현철, "트윈롤 연속주조 공정에서의 롤의 온도분포 및 응력해석", 대한기계학회논문집, 제16권, 제2호, P.400, 1992
- [6] 김영도, 강충길, "직접압연공정에 있어서 로울과 용탕을 연계한 유한요소 열전도해석", 대한기계학회논문집 94년 4월호 게재예정.
- [7] 김영도, 강충길, "용탕직접압연공정의 유한요소해석", 93년도 한국소성가공학회 춘계학술대회 초록집, P.62, 1993
- [8] T.Altan, S.I.Oh and H.L.Gegel : Metal Forming - Fundamentals and Applications, American Society for Metals, 1983
- [9] S.Kobayashi, S.I.Oh and T.Altan : Metal Forming and the Finite-Element Method, Oxford University, 1989
- [10] 독일공업규격(DIN), 1976년판

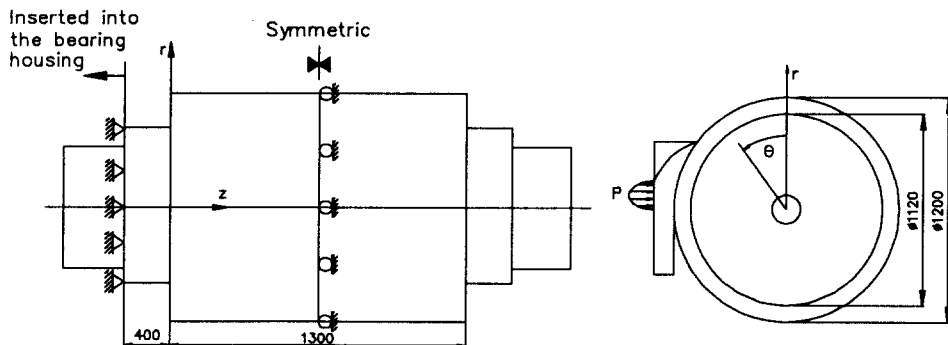


Fig.1 Boundary conditions for deformation analysis of the cooling roll.

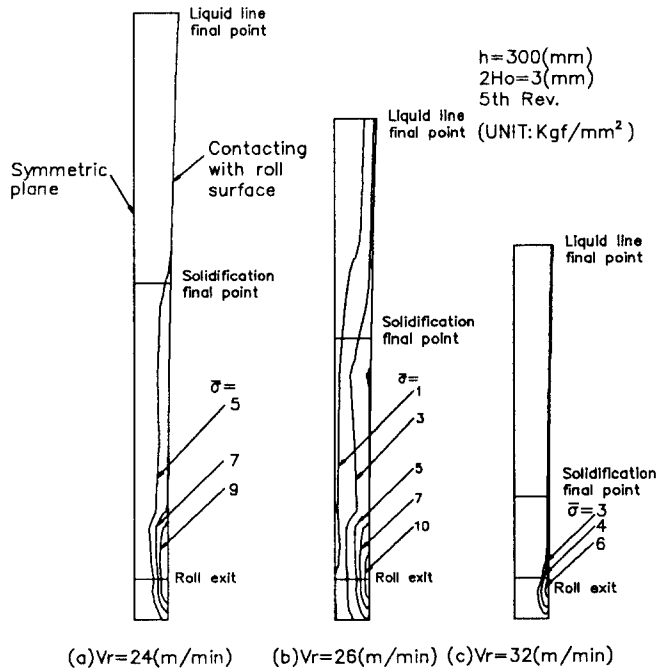
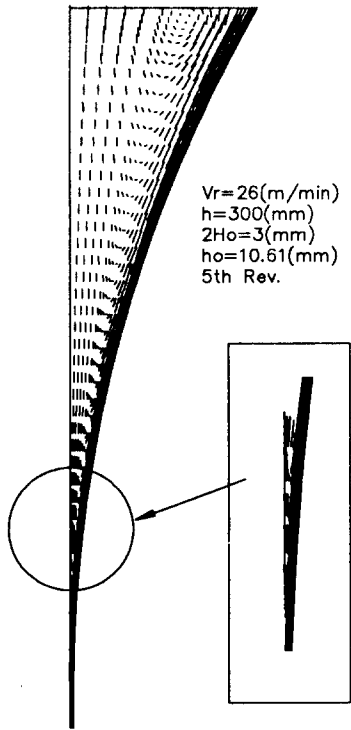


Fig.2 Finally converged velocity field.

Fig.3(a)-(c) Equivalent stress distributions.

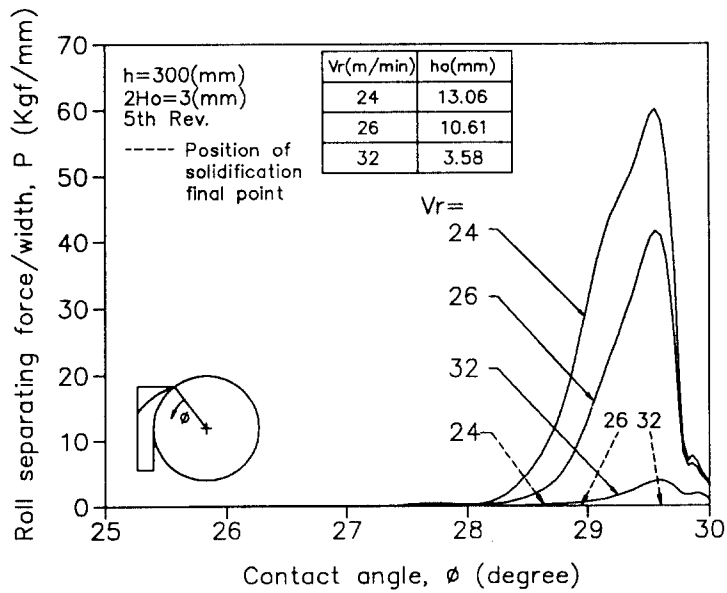


Fig.4 Roll separating force distributions.

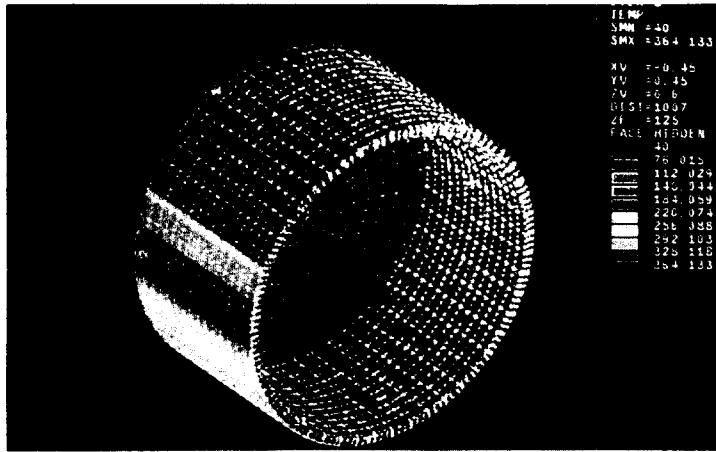


Fig.5 Temperature distributions.

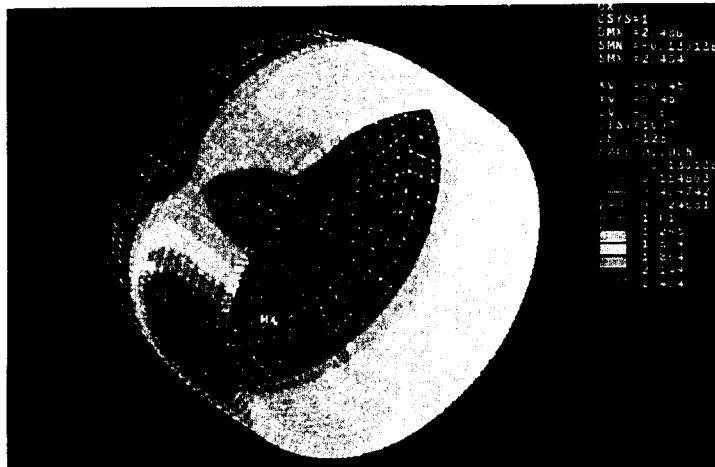


Fig.6 Thermal deformation in the r-direction at casting speed  $V_r=26(\text{m}/\text{min})$ .

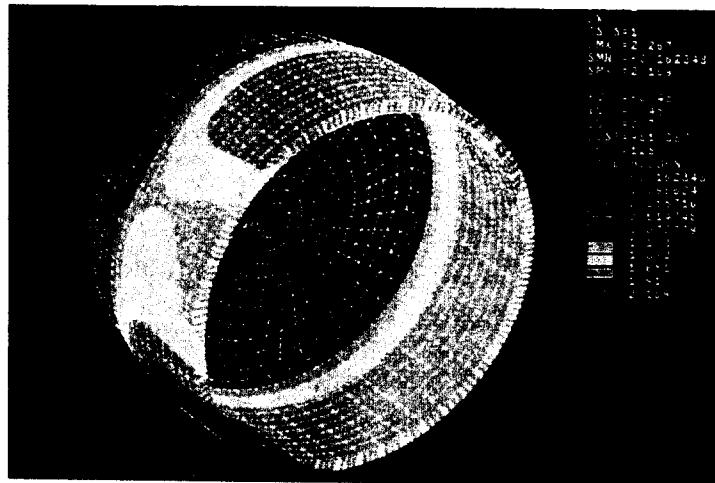


Fig.7 Deformation in the r-direction by thermal load and rolling force at casting speed  $V_r=26(\text{m}/\text{min})$ .

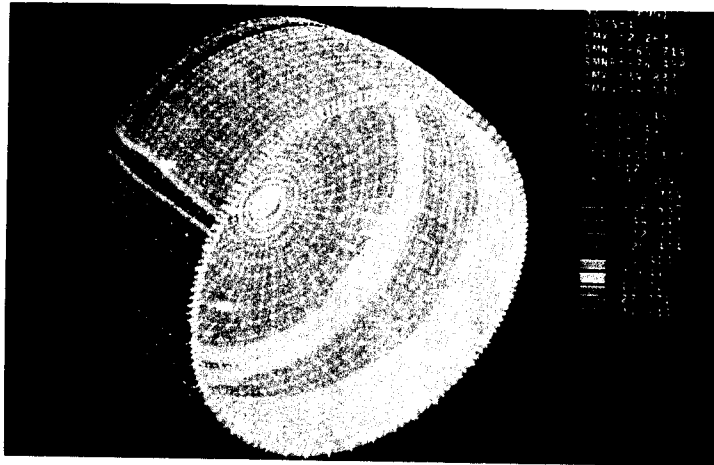


Fig.8 Stress distribution in the z-direction by thermal load and rolling force at casting speed  $V_r=26$ (m/min).

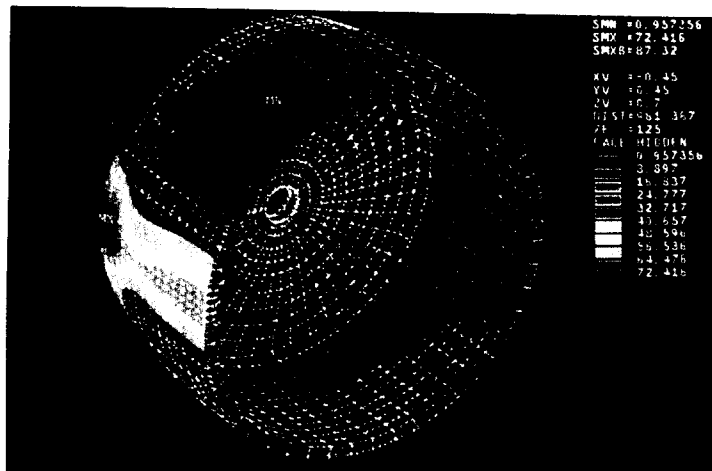


Fig.9 Equivalent stress distribution by thermal load and rolling force at casting speed  $V_r=26$ (m/min).

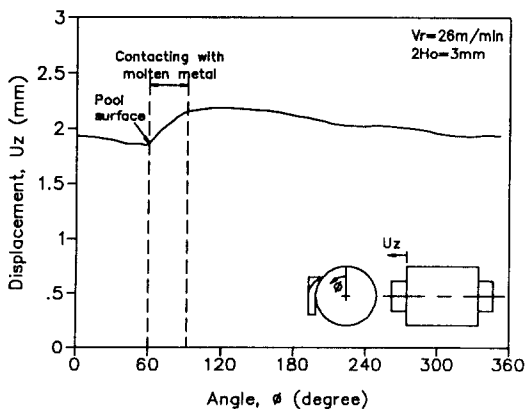


Fig.10 Deformation in the z-direction along the edge of roll surface.

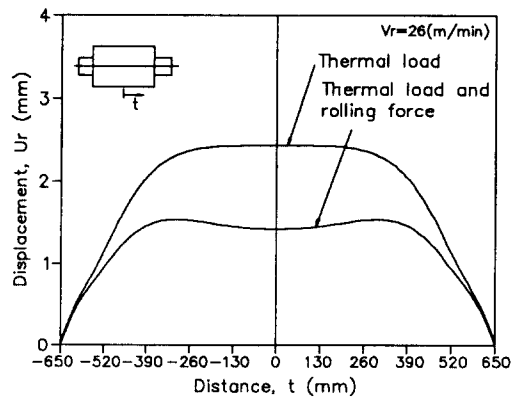


Fig.11 Deformation in the r-direction along the roll transverse at roller nip.