

〈論 文〉

金型の 모서리부 形狀이 熱應力分布에 미치는 影響

閔壽泓* · 具本權** · 金鈺三***

(1990년 9월 5일 접수)

The Effect of Corner Shape in the Casting Mould on Thermal Stresses Distribution

Soo Hong Min, Bon Kwon Koo and Ok Sam Kim

Key Words: Elasto-Plastic Thermal Stress(彈塑性 熱應力), Temperature Dependence(溫度依存性), Thermal Stress Distribution(熱應力分布), Temperature Gradient(溫度勾配), Corner Shape(모서리부 形狀)

Abstract

In this study thermal stress generated in three ingot moulds(GC25) during the soldification process of aluminum were analyzed by the two-dimensional thermo-elasto-plastic theory. In tempearture analysis, all of the three models are shown steep temperature rising each case in initial stage of cooling. In thermal stress analysis, all of three models took compressible stress on inside wall of the mould, and tensible along with on out side. Model 2 take place less compressible, tensible stress then model 1. But model 3. have similar as thermal stress as model 2. The analysis will made one possible to calculate an optimum mould shape whose thermal stress gradient becomes minimum.

기 호 설 명

- δ : 체적력 벡터
- $[D^e], [D^p]$: 탄성, 소성 매트릭스
- $d\bar{\sigma}, d\bar{\epsilon}$: 응력 및 변형률 증분텐서
- $\bar{\epsilon}^e, \bar{\epsilon}^p$: 탄성, 소성 텐서
- F : 항복 함수
- \bar{f} : 등가 절점력 벡터
- H' : 변형률 경화지수
- J_2 : 응력 텐서의 제 2 차 불변량
- $[K]$: 강성 매트릭스
- l : 잠열
- $[N]$: 형상 함수

- n_x, n_y : 방향 여현
- S : 데비아토릭 응력 텐서
- \bar{u} : 변위벡터
- α : 열팽창계수
- $\bar{\gamma}$: 전단 변형률 텐서
- ν : 프와송비
- $\bar{\sigma}$: 응력텐서
- $\bar{\tau}$: 전단응력 텐서

1. 서 론

鑄型을 設計하는 경우 鑄物의 品質, 鑄型의 材質 및 形狀 등 諸般因子들을 綜合的으로 檢討하여 가장 바람직한 形狀을 決定하는 것이 매우 중요한 문제이다. 아울러 鑄型의 사용시 熱疲勞와 熱荷重에 의해 유발되는 熱應力 등은 鑄型의 龜裂이나 크랙

* 正會員, 仁荷大學校 工科大學 機械工學科

** 正會員, 서울産業大學 金型設計學科

*** 仁荷大學校 大學院

을 발생시킬 수 있으므로 抑制시키는 方案이 講究 되어야 한다. 과거에도 鑄型에 分布하는 熱應力의 舉動을 糾明하고자 하는 노력의 일환으로 Hiratani⁽¹⁾ 및 閔⁽²⁾ 등이 다양한 研究를 시도하였으나 鑄型의 모서리부의 形狀이 熱應力 分布에 미치는 影響을 파악하는 研究는 아직 이루어지지 않은 실정이다.

따라서, 본 研究는 熱應力 발생이 最小化 되는 鑄型의 모서리부 형상을 결정하기 위한 研究로서 有限要素法으로 프로그램을 구성하여 鑄型의 溫度 및 彈塑性 熱應力 分布를 解析하였다. 아울러 鑄鐵製 鑄型의 모서리부 形상을 변화시킨 3가지 모델을 설정하여 각각에 대하여 純알루미늄(99.9%)을 鑄造하는 경우의 溫度分布 및 熱應力 分布를 比較 및 檢討하였다.

2. 溫度 및 熱應力의 剛性方程式

鑄物 및 鑄型의 溫度와 熱應力 分布⁽³⁾는 加重殘差法 중 젤러킨法和, 變分法 중 假想일의 原理를 적용하였다.

2.1 溫度 解析을 위한 剛性方程式⁽⁴⁾

임의의 시간에 대한 溫度分布 계산은 2次元 非定常 熱傳導 解析⁽⁵⁾을 이용하였으며 다음과 같은 假定을 하였다.

(1) 溶融試料의 初期 溫度는 800°C이고 鑄型의 初期 溫度는 100°C로 一定하다.

(2) 鑄型의 周圍 溫度는 常溫이며 材質은 等方性 體이다.

그리고 주물의 冷却 過程에서의 溫度解析은 移動 境界條件을 考慮한 非定常 熱傳導方程式으로서

$$\rho c(\theta) \dot{\theta} = \text{div}(K(\theta) \text{grad } \theta) \quad (1)$$

ρ 는 密度, c 는 比熱, K 는 熱傳導度, θ 는 溫度로서 식 (1)과 같고 境界條件 및 初期條件은

(i) 境界條件

$$\text{grad}(K\theta_i) \cdot \hat{n} + h_i(\theta_{0i} - \theta_{im}) = 0 \quad (2)$$

on $S_1, t > 0$

$$\text{grad}(K\theta_m) \cdot \hat{n} + hm(\theta_{0m} - \theta_{\infty}) = 0 \quad (3)$$

on $S_2, t > 0$

$$\hat{n} = n_x \hat{i} + n_y \hat{j} \quad (4)$$

(ii) 初期條件

$$\theta = \theta_{ii} \text{ in ingot, } t = 0 \quad (5)$$

$$\theta = \theta_i \text{ in mould, } t = 0$$

과 같다.

여기서, h 와 θ_{∞} 는 모델의 熱傳達率 및 鑄型周圍의 溫度이다. 식 (1)의 熱傳導 方程式을 젤러킨法和 가우스-그린 定理를 利用하여 積分하면 식 (6)과 같이 된다.

$$\int_v \left(K_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \frac{\partial N_i}{\partial x} + K_y \frac{\partial \theta}{\partial y} \frac{\partial N_i}{\partial y} \right) dV - \int_v N_i \rho c \dot{\theta} dV - \int_s \left(K_x \frac{\partial \theta}{\partial x} n_x + K_y \frac{\partial \theta}{\partial y} n_y \right) N_i dS = 0 \quad (6)$$

위의 境界條件을 적용하여 未知의 온도 θ 에 대하여 離散化 整理하면 모델全領域에 대한 剛性方程式은 식 (7)과 같이 된다.

$$[K]\{\theta\} + [K_3]\{\dot{\theta}\} = \{P\} \quad (7)$$

단,

$$[K] = \int_v [B]^T [D] [B] dV + h \int_s [N]^T [N] dS \quad (8)$$

$$[K_3] = \int_v \rho c [N]^T [N] dV \quad (9)$$

$$\{\theta\} = \int_s h \theta_{\infty} [N] dS \quad (10)$$

$$[N] = [N_1, N_2, N_3] \quad (11)$$

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x}, \frac{\partial N_2}{\partial x}, \frac{\partial N_3}{\partial x} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y}, \frac{\partial N_2}{\partial y}, \frac{\partial N_3}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$[D] = \begin{bmatrix} k & 0 \\ 0 & k \end{bmatrix} \quad (13)$$

한편 여기서 식 (7)의 非定常項인 $\{\dot{\theta}\}$ 를 前進差分化하고 Δt 사이에 近似化 시키면 最終的인 剛性方程式은 식 (14)로 된다.

$$[K]\{\theta\}_{t+\Delta t} = \{P\}_{t+\Delta t} \quad (14)$$

이것에 초기조건식 (5)를 이용하여 微小時間 増分 Δt 에 대한 非定常溫度分布를 구하였다.

2.2 熱應力 解析을 위한 剛性方程式^(6,7)

주형의 열응력 해석에 필요한 주요식은 아래와 같다.

(1) 平衡方程式

$$\text{div } \bar{\sigma} + \bar{b} = 0 \quad (15)$$

(2) 變形率 増分과 變位 増分の 關係式

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{2} \{ \text{grad } \dot{u} + (\text{grad } \dot{u})^T \} \quad (16)$$

(3) 構成方程式

(i) 應力 増分과 變形率 増分の 關係式

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}^e &= \frac{1+\nu}{E} \dot{\sigma} - \frac{\nu}{E} (\text{tr} \dot{\sigma}) \hat{l} + \alpha(\theta - \theta_0) \\ &+ \left[\frac{\partial}{\partial \theta} \left[\frac{1+\nu}{E} \right] \dot{\sigma} + \frac{\partial}{\partial \theta} \left[\frac{\nu}{E} \right] (\text{tr} \dot{\sigma}) \hat{l} \right] \dot{\theta} \end{aligned} \quad (17)$$

(ii) 降伏條件 (Von-Mises condition)

$$F = \sqrt{3} \sqrt{J_2} - f(\theta, k) \quad (20)$$

$$\text{단, } J_2 = \frac{1}{2} \text{tr}(\hat{S}\hat{S})$$

$$\hat{S} = \hat{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\hat{\sigma}) I \text{이다.}$$

(iii) 變形率 硬化法則

$$k = \frac{2}{3} \text{tr}(\dot{\varepsilon}^e \dot{\varepsilon}^p)^{\frac{1}{2}} \quad (21)$$

(iv) 境界條件

$$S_1 \text{ 상에서 } \hat{\sigma} \hat{n} = \hat{t}$$

$$S_2 \text{ 상에서 } \hat{u} = \hat{u} \quad (22)$$

단, \hat{n} 은 外力 \hat{t} 가 작용하는 S_1 상에서의 外向單位法線벡터이다.

(v) 初期條件

$$\hat{\sigma} = 0, \quad \hat{\varepsilon} = 0, \quad \hat{u} = u \quad (23)$$

강성방정식을 유도하기 위하여 假想일의 原理를 이용하면 운동학적으로 허용가능한 임의의 變形率増分 $\delta\{d\varepsilon^e\}$, 變形増分 $\delta\{du^0\}$ 에 의해 표시되는 양은

$$\begin{aligned} \delta_1 &= \int_v \{d\hat{\sigma}\}^T \delta\{d\hat{\varepsilon}^e\} dV - \int_s \{d\hat{b}\}^T \delta\{d\hat{u}^0\} dS \\ &- \int_s \{d\hat{t}\}^T \delta\{d\hat{u}^0\} dS \end{aligned} \quad (24)$$

과 같이 絕對最小가 되므로 식 (24)로부터 강성방정식

$$[K]\{d\hat{u}\} = \{dL_b\} + \{dL_t\} + \{dL_0\} \quad (25)$$

을 유도 할 수 있게 된다. 그러나 이와 같은 非線形 彈塑性 해석⁽⁸⁾의 문제에서는 식 (25)를 충족시키지 못하고

$$d\phi = [K][du] - \{dL\} \neq 0 \quad (26)$$

의 殘留量이 존재하여 剛性方程式이 연속적으로 변화하므로 각 시간 단계마다 剛性方程式을 만족하는 새로운 變位를 구하여야 한다. 본 해석에서는 수치해석방법으로 혼합법(combined algorithm)을 적용하여 잔류량 $d\phi$ 를 점차 0으로 수렴시켜 해를 구하였다.

3. 모델 選定 및 解析過程

본 연구에서는 鑄鐵製(GC25) 鑄型の 크기 및 형

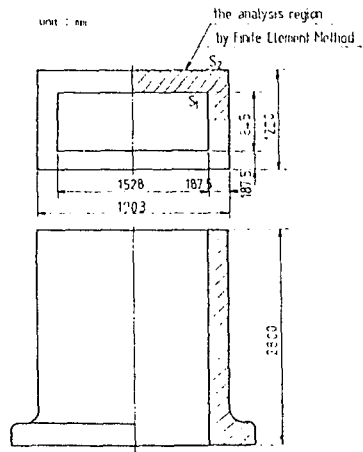


Fig. 1 Shape and dimension of casting mould

Table 1 Physical properties of materials

1. No considering 2. Considering of temperature dependence

		Analysis	
		Ingot(Al, purity 99%)	Mould(GC25)
Thermal conductivity, k (W/m°C)	1	228	43.96
	2	$197.45 * \exp(5.26E-4x\theta)$	$51.19 - 0.086 * \theta + 1.46E-4 * \theta^2 - 9.13E-8 * \theta^3$
Specific heat coefficient, c (J/kg °C)	1	938	502.4
	2	$891.27 + 0.4624x\theta$	$434.42 + 0.442 * \theta - 1.34E-5 * \theta^2 + 2.26E-8 * \theta^3$
Density, ρ (kg/m³)		2700	7200

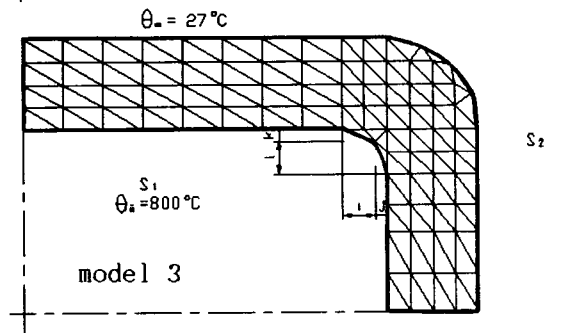
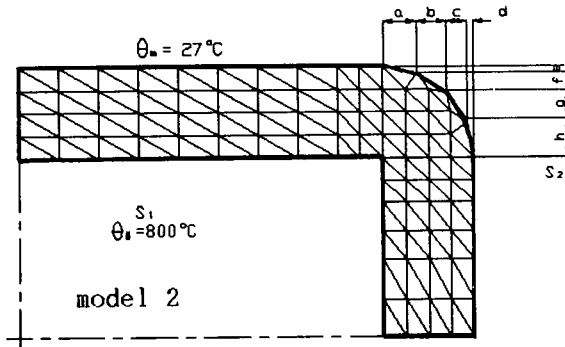
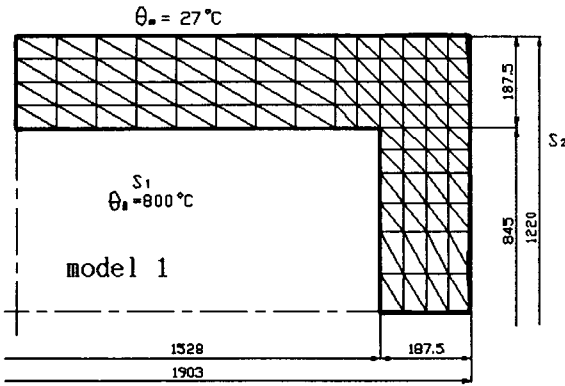
상이 Fig. 1 및 2와 같고 모서리부 形狀만을 변화시켜 3개의 모델로 선정하였다.

각각의 경우에 대하여 純알루미늄을 鑄造하고 냉

각이 진행됨에 따라 주형내의 非定常 溫度分布 및 彈塑性 熱應力解析을 有限要素法으로 행하였다.

주형의 中央橫斷面에서 形狀 및 境界條件이 對稱이므로 右側상단의 1/4 단면만을 해석하였으며 要素數(NELM)는 모델 1, 2, 3의 경우 각각 120, 115, 116개이며, 節點數(NNOD)는 각각 77, 67, 71개로 하였다.

應力解析은 길이 방향의 變形率이 무시되는 平面 變形率 條件⁽⁹⁾으로 취급하였으며, 溫度解析으로부터 얻은 溫度勾配를 熱荷重值⁽¹⁰⁾로 부과하였다. Fig. 1은 본 해석에서 사용한 全體 모델의 形狀 및 值數를 나타낸 것이고 Fig. 2는 본 연구에서 設定한 3개의 모델形狀과 初期條件 및 境界條件을 圖示한 그림이다. 또한 Table 1은 熔融金屬과 鑄鐵製鑄型의 物理的 性質과 機械的 性質에 대하여 溫度依存性을 考慮한 경우에 관하여 나타내었다.



a : 87.5	g : 50	unit : mm
b : 50	h : 87.5	
c : 25	i : 95	
d : 25	j : 29	
e : 25	k : 20.62	
f : 25	l : 61.88	

Fig. 2 Three types of mould

4. 實 驗

4.1 實驗裝置

알루미늄 괴를 溶解시키는 電氣爐(180×130×320 mm³)는 수평개방로이며 爐內溫度를 800±5°C로 유지하기 위해 自動溫度 調節裝置를 사용하였다. 溫度測定裝置로는 CA 熱傳對를 용접 콘덴서에 의해서 接觸시키고 補償器機를 설치하여 0점조정을 한 후 멀티코더와 연결하여 實驗結果가 入力되도록 構成하였다.

應力測定 裝置로는 발생한 주형의 熱應力舉動을 측정하기위해 스트레인 게이지(2축 90°C, 게이지 抵抗 : 120±0.4Ω, 게이지 길이 : 5mm, 게이지 계수 : 2.16±1%)를 고온용 점착 시멘트에 의해서 부착시킨 다음 리드선으로 接續하였고 變換 器機로는 스트레인 增幅器와 實驗結果의 統合分析 시스템으로는 해상도가 8비트이고 變換시간이 30μsec인 A/D 變換기를 이용하였으며 부수적으로는 8채널 멀티플렉서와 샘플/홀드 增幅器를 사용하였다. Fig. 3은 금형의 溫度分布와 熱應力 발생의 측정을 위한 實驗裝置의 概要圖를 나타내었다.

4.2 實驗方法

鑄型의 溫度分布 測定을 위하여 鑄型의 長邊側과 短邊側 및 모서리부에서 鑄型和 鑄物의 境界面으로부터 1mm, 9mm 및 18mm 위치에 φ 0.3mm의 CA 熱電對를 點接合시키고 주물이 주입되는 순간

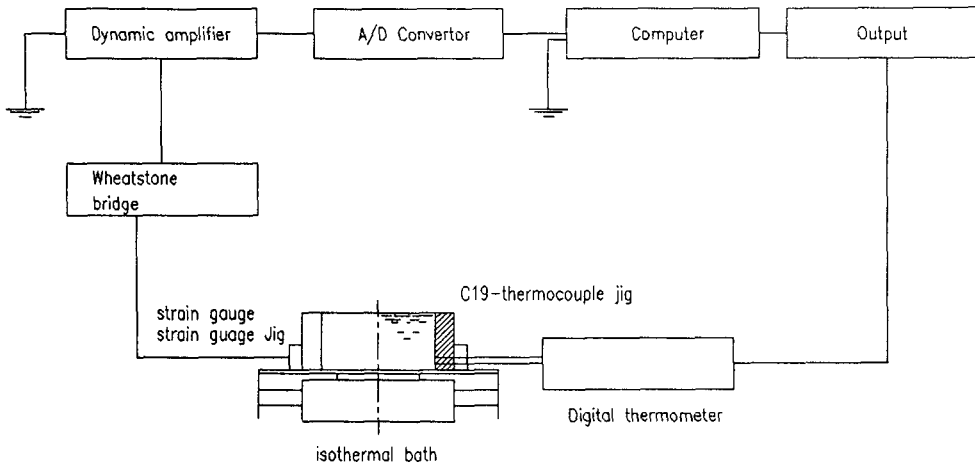


Fig. 3 Schematic diagram of experimental apparatus

부터 3분까지는 매 10초 간격으로 溫度를 測定하였고 3분후부터는 1290초까지 1분간격으로 10 채널의 디지털 溫度 測定機로 시간경과에 따른 溫度變化를 기록하였다. 또한 鑄型의 下端部에는 鑄型의 初期 溫度를 $100 \pm 3^{\circ}\text{C}$ 로 일정하게 하기 위하여 恆溫조를 설치하였다.

그리고 溫度勾配에 따른 鑄型의 變形量測定을 위하여 高溫用 스트레인 게이지를 부착에 주의를 하면서 測定部位인 鑄型의 短邊部, 長邊部 및 모서리부의 外側에 接着시키고 스트레인 게이지와 스트레인 增幅器용 브릿지를 결선한 다음 6 채널 각각에 대하여 출력특성을 확인하고 增幅器를 보정하며 이때 檢정은 멀티미터로 하였다.

計測器의 보정이 끝나면 실험결과와 통합분석 시스템과 스트레인 증폭기의 연결 여부를 검증하고 위의 과정이 끝나면 鑄型에 鑄物을 붓고 測定을 시작한다. 出力結果는 變形量의 舉動을 應力의 變化로 轉換시키는 소프트 웨어를 컴퓨터에 內藏하여 變形量을 나타내도록 構成하였다.

5. 解析結果 및 考察

5.1 溫度分布 解析

Fig. 4는 모델 1의 冷却開始 15분 후의 鑄型의 溫度 分布를 圖示한 그림이다. 短邊部와 長邊部가 462°C 및 464°C 정도까지 上昇하여 最高溫度를 나타내며 모서리부는 341°C 로 長邊部나 短邊部에 比較하여 약 120°C 정도 온도가 낮았다.

Fig. 5는 모델 2의 냉각개시 15분후의 鑄型의 溫度 分布를 나타낸 그림이다. 長邊部の 1/3 부근에서 477°C 까지 온도가 상승하며 短邊部와 長邊部の

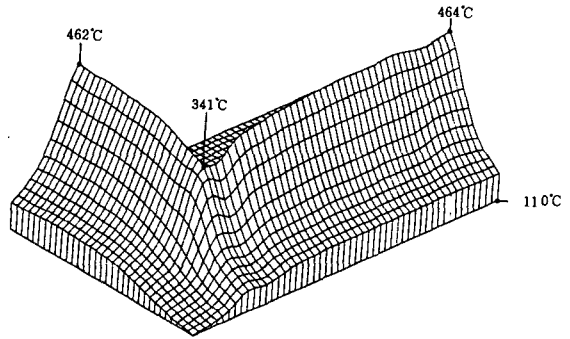


Fig. 4 Temperature distribution of model 1 (15 min after casting)

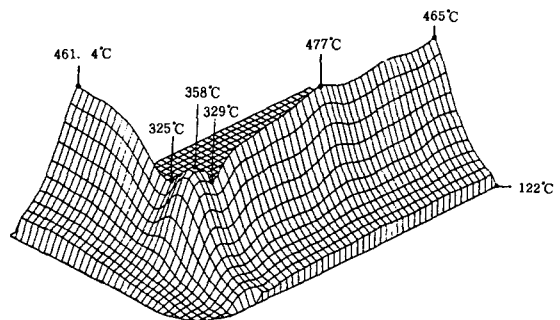


Fig. 5 Temperature distribution of model 2 (15 min after casting)

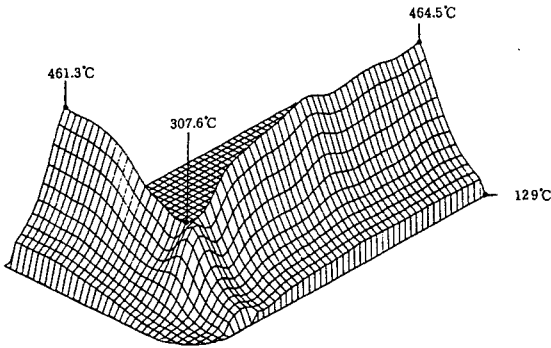


Fig. 6 Temperature distribution of model 3(15 min after casting)

중앙부에서 461°C와 465°C를 나타낸다. 모서리부에서는 모델 1과 다르게 358°C 정도까지 온도가 증가하지만 그 周圍 溫度가 더불어 상승하는 傾向을 보여주므로 평균값을 취하면 335°C 정도를 유지하고 있다.

Fig. 6는 모델 3의 냉각개시 15분후의鑄型의 溫度 分布를 圖示한 그림이다. 長邊部와 短邊部의 中央에서 464°C 및 461°C 정도를 나타내고 모서리부에서도 최고온도가 307°C정도로 低下되는 것을 알 수 있다. 그 이유는 傳熱面積의 擴大로 인한 원활한 熱移動과 熱擴散이 誘發되기 때문이라 생각된다.

5.2 熱應力分布 解析

Fig. 7은 모델 1의 x방향에 대한 응력의 等應力 線圖이다. 應力の 舉動은 長邊部에서 다양한 모습으로 나타나고 있으며 주물과 주형의 境界面 方向으로는 壓縮應力(-160MPa)이 부과되고 大氣와 접하는 方向으로 진행할수록 40 MPa정도의 引張應力이 작용되고 있다.

Fig. 8은 모델 1의 y방향에 대한 응력의 等應力 線圖를 나타내고 있는 그림으로서 주형의 短邊部에 집중적으로 應力이 작용되고 있다. 주물과 주형의 境界面에서는 -100MPa 정도의 壓縮應力이 작용하고 중심부에서 應力の 反轉이 일어나 공기와 접하는 주형의 外측부는 引張應力이 작용한다.

Fig. 9는 주형의 바깥 모서리부를 원만하게 가공한 형태인 모델2의 x방향에 대한 응력의 等應力 線圖이다. 주물과 주형의 境界面의 應力은 -180 MPa 정도의 壓縮應力이 작용하고 있으나 모서리부의 壓力 舉動이 모델 1에 비교하여 均일하게 分

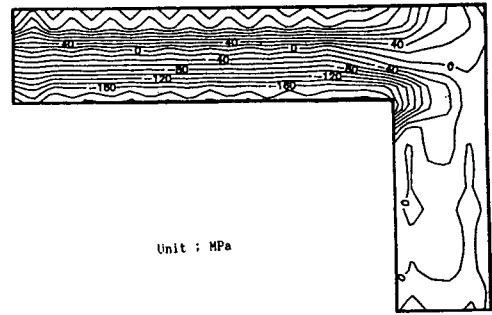


Fig. 7 Thermal stresses [σ_{xx}] contour of model 1 (15 min after casting)

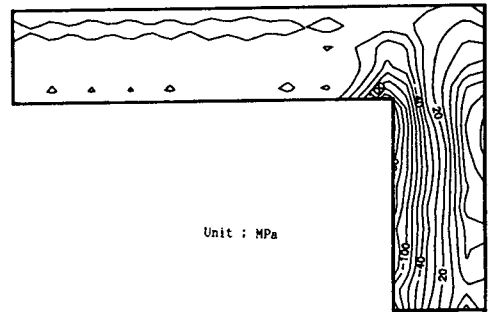


Fig. 8 Thermal stresses [σ_{yy}] contour of model 1(15 min after casting)

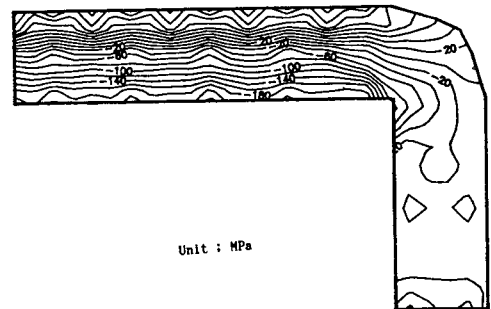


Fig. 9 Thermal stresses [σ_{xx}] contour of model 2(15 min after casting)

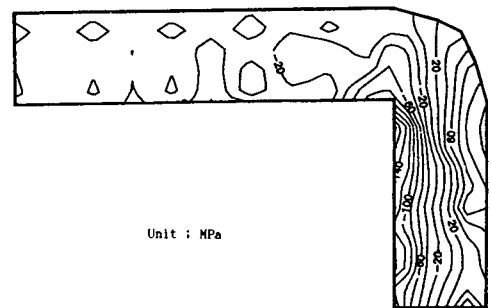


Fig. 10 Thermal stresses [σ_{yy}] contour of model 2 (15 min after casting)

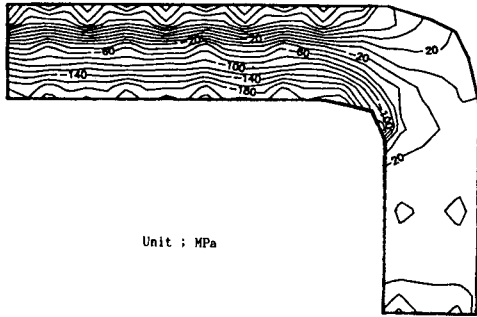


Fig. 11 Thermal stresses $[\sigma_{xx}]$ contour of, model 3 (15 min after casting)

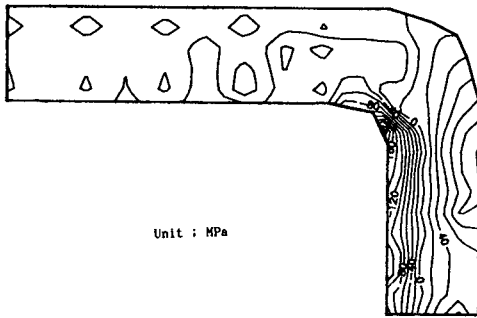


Fig. 12 Thermal stresses $[\sigma_{yy}]$ contour of model 3 (15 min after casting)

布되는 것을 알 수 있다.

Fig. 10은 모델 2의 15분 경과 후의 y 방향에 대한 응력의 등應力線圖로서 鑄型 내부의 壓縮應力은 모델 1보다 약 60MPa 증가한 -140MPa 정도가 작용하고 있다. 모서리부의 응력분포는 Fig. 8의 모델 1과 비교하여 균일한 거동을 나타내고 있다.

Fig. 11은 모서리부 형상을 內側과 外側에서 예리한 모서리부를 제거하고 球形으로 가공한 형상인 모델 3의 x 방향에 대한 응력의 등應力線圖이다. 應力舉動은 모델 2와 類似한 傾向을 나타내지만 應力反轉 지점 즉 壓縮 및 引張 應力이 0인 지점의 위치가 주형의 외측으로 이동하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 12는 모델 3의 y 방향에 대한 應力の 分布를 應力線圖로서 나타낸 그림이다. 주형의 내측은 최고 -160MPa 정도의 壓縮應力이 급격하게 변화하는 것으로 나타났으며 외측은 최고 40MPa 정도의 引張應力이 작용하고 있다. 아울러 應力反轉 위치가 鑄物과 鑄型 境界의 方向으로 進行되고 있음

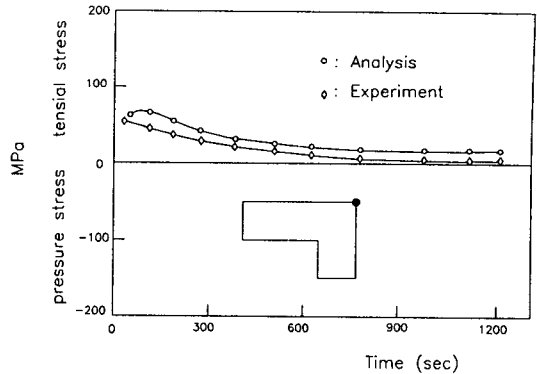


Fig. 13 Comparison of stresses (σ_{xx}) variation according to the cooling time between experimental and analytical value at the corner of the mould

을 보여주며 모서리부에 대한 應力 舉動은 비교적 균일한 分布를 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 13은 鑄型의 모서리부 外側에서 時間의 경과에 따른 應力の 變化를 解析과 實驗에 대하여 나타낸 그림이다. 전반적인 傾向은 解析과 實驗 모두 100sec 이내에서 最高 40MPa 정도의 引張應力을 보여주지만 時間의 경과에 따라 점차 감소하는 樣相을 나타내고 있다. 實驗의 結果가 解析의 結果보다 적은 값을 나타내는 것은 스트레인지지의 완벽한 큐어링이 이루어지지 못하였기 때문으로 思料된다. 그러나 傾向은 해석과 實驗이 비교적 일치하고 있으므로 解析의 結果가 妥當性이 있음을 알 수 있다.

6. 結 論

溫度解析에 있어서 모델 3가지 모두 冷却 初期에 급격한 熱傳達로 인한 溫度上昇이 주형과 주물의 境界面으로부터 이루어졌는데 모서리부 형상을 구형으로 변화시킴에 따라 長邊과 短邊부의 最高溫度는 약 450°C 부근으로 비슷하였으나 모서리부는 $340\sim 307^{\circ}\text{C}$ 까지 다양하였다. 즉 모서리부를 원만하게 球形 加工할수록 모서리부의 溫度上昇이 저하되는 것을 알 수 있었다.

또한 鑄型의 內側面에 대한 應力解析의 경우 각각의 모델 공히 σ_{xx} 는 $-100\text{MPa}\sim -180\text{MPa}$, σ_{yy} 는 $-80\sim -140\text{MPa}$ 정도의 壓縮應力을 나타내고 있으며 τ_{xx} 는 비교적 작은 $-10\sim -30\text{MPa}$ 의 크기

를 보여준다. 그러나鑄型의 外側面은 應力의 反轉을 걸쳐 40~60MPa 정도의 引張應力을 發生시키고 있다.

아울러 모서리부의 形狀을 變化(모델 1, 2, 3)시킴에 따라 σ_{xx} 와 σ_{yy} 의 應力集中현상이 감소되고 모서리부의 應力분포가 均일하게 거동되는 傾向을 알 수 있다. 또한 應力反轉 位置가 모서리부의 形상이 구형으로 變化함에 따라 주형의 外측면으로 이동하는 現象이 나타났는데 추후 이에 대한 定量的 評價가 이루어지길 기대한다.

참 고 문 헌

- (1) Hiratani, T., 1969, "Analysis of Thermal stress in Ingot Mould", J. of Iron Steel, No. 9, pp. 789~795.
- (2) 閔壽泓 외 2명, 1988, "有限要素法을 이용한 鑄造 金型의 彈塑性 熱應力 解析", 大韓機械學會春季學術大會抄錄集, pp. 150~153.
- (3) Namai, T., Kikuchi, M., 1979, "Thermal Deformation Characteristics of Permanent Mould Materials with Various Surface Conditions", J. of Casting, Vol. 52, No. 1, pp. 3~9.
- (4) Minami, K., Kanalya, A., 1981, "Relation between Structure of Aluminum Ingots and Heat Transfer Behavior at Mold-Metal Interface", J. of Casting, Vol. 53, No. 7, pp. 347~353.
- (5) Isotani, M., Yasuo, K., 1982, "Thermal Stresses Analysis of the Die for Metal Mould Casting by F.E. M.", J. of Casting, Vol. 54, No. 8, pp. 542~548.
- (6) Hinton, E., Owen, D.R.J., 1980, "Finite Element in Plasticity", Pineridge Press Ltd., pp. 215~268.
- (7) Hinton, E., Owen, D.R.J., 1977, "Finite Element Programming", Academic Press, pp. 96~122.
- (8) Hinton, E., Owen, D.R.J., 1980, "An Introduction to Finite Element Computation", Pineridge Press, pp. 203~238.
- (9) 閔壽泓 외 2명, 1990, "鑄型의 모서리부 形狀이 熱應力分布에 미치는 影響", 大韓機械學會 90秋季學術大會論文集, pp. 417~421.
- (10) 閔壽泓 외 2명, 1990, "FLAT 鑄造 金型의 熱應力 解析에 관한 研究", 大韓機械學會 90秋季學術大會論文集, pp. 387~391.