

정밀금형 알루미늄 합금 주물에서의 잔류응력 측정에 관한 연구

김채환· 문수동*· 강신일**
(1999년 3월 19일 접수)

On the Measurement of Residual Stresses in Aluminum Alloy Parts Fabricated by Precision Metal Mold Casting

Chai-Hwan Kim, Su-Dong Moon and Shinill Kang

Key Words: Metal Mold Casting(금형주조), Residual Stresses(잔류응력), Layer Removal Technique(표면층제거법), Aluminum Alloy Casting(알루미늄 합금 주조)

Abstract

One of the main causes of unwanted dimensional changes in precision metal mold casting parts is excessive and irregular residual stresses induced by temperature gradients and plastic deformation in the solidifying shell. Residual stresses can also cause stress cracking, and lower the fatigue life and fracture strength of the casting parts. In the present study, aluminum alloy casting system with metal mold equipped with electrical heating elements and water cooling units was designed and the casting specimens were produced to quantify the effects of different cooling conditions on the development of residual stresses. The layer removal method was used to measure the biaxial residual stresses in casting specimens produced from the experiments. The experimental results agreed with Tien-Richmond's theoretical model for thermal stress development for the solidifying metal plate.

1. 서론

저압 및 고압 다이캐스팅으로 대변되는 정밀금형주조란 중·경합금을 원료로 해서, 영구주형인 금속주형을 사용하여 높은 정밀도를 가진 기계부품을 생산해 내는 가공법이다. 주조공정의 설계시 고려하여야 할 사항으로, 치수정밀도와 관련하여서는 응고시 발생하는 주조물의 수축, 금형의 열변형, 주조물내의 잔류응력으로 인한 굽힘변형 등을 들 수 있고, 제품의 경량화와 관련하여서는 주조조직의 균일화 및 미세화를 통한 기계적 물성치의 향상을 들 수 있다.^(1~3)

잔류응력이란 재료가 외력이나 온도변화를 받지 않는데도 재료 내에 남아 있는 응력을 말한다. 정밀금형 주조제품의 주조 및 냉각시 주조물내의 온도구배 및 소성변형에 의해 발생하는 과대하고 불균일한 잔류응력은 구조물에 굽힘변형을 유발시켜 가공제품의 치수정밀도 및 주조품의 피로수명과 파괴강도를 저하시키고 응력 부식 균열을 일으키는 원인이 되므로, 금형 주조품의 치수정밀도 및 최종물성을 향상시키기 위해서 공정중 유발되는 잔류응력의 발생에 대한 정확한 이해와 방지가 필요하다.

그 동안 주형 속에서 금속의 응고특성과 그에 따른 잔류응력의 형성에 관련하여 많은 이론적 연구가 진행되어 왔다. Weiner와 Boley⁽⁴⁾는 주물의 초기 응고단계를 연구했는데 Fig. 1 (a)와 같이 표면온도가 일정한 정사각형 주형 내에서 용탕의 유동압력과 크립현상을 무시하고 단지 기공

* 연세대학교 대학원 기계공학과

** 회원, 연세대학교 기계·전자공학부

(air gap)과 주물의 수축만을 고려한 탄성모델을 설정하였다. 그들의 연구에 따르면 낮은 압력하에서는 주물과 금형의 접촉에 따른 마찰은 무시할 정도로 작으며, 주형의 냉각으로 응고되는 주물의 응력 분포로 응고경계층에서는 인장응력이 주물 표면층에서는 압축응력이 발생하게 된다. 이에 반하여 Richmond와 Tien⁽⁵⁾은 Fig. 1 (b)와 같이 직사각형의 주형내에서 용융압력과 크립을 고려한 탄성모델을 제시하였다. 즉, 냉각 초기단계에서 기공의 성장은 더 이상 진행되지 않으며 단단한 주형 표면에 대응하여 주물의 열수축을 억제하기에 충분한 용탕의 압력과 크립을 고려하였다. 해석결과 주형내부에서의 용융압력과 크립이 주물의 열수축을 막기에 충분하였으며, 냉각속도가 감소하고 용융압력이 증가할수록 기공의 성장이 느려진다는 것을 확인하였다. Kang 등⁽²⁾은 Richmond-Tien model을 가정하고 1차원 응고시 알루미늄 주물 내부에 발생하는 잔류응력을 hypoelastic-viscoplastic 모델을 사용하여 예측하였다. Tien과 Richmond⁽⁶⁾은 Fig. 1 (c)와 같이 주형 모서리에서의 air gap의 성장을 고려하였는데, 단단한 주형 표면에서 충분한 마찰과 주형 내부의 압력에 의한 인장력으로 주형의 넓은 측면에서의 열수축은 억제될 수 있으나 압력이 미치지 못하는 주형 모서리 부분에서는 기공이 성장한다고 가정하였다. 결과적으로 응고 초기단계에서 주물 표면층의 수축력이 중심부의 유동압력에 의한 인장력보다 크지 않아 주물 표면층에서는 인장응력이, 응고경계층에서는 압축응력이 생성됨을 보였다. 이것은 Weiner와 Boley가 예측했던 결과와 정반대의 결과로서 이와 같은 반대의 예측은 응고 모델이 물리-기계적 가정에 얼마나 민감한 지를 보여주고 있다.

잔류응력의 발생원인과 함께 측정법에 관해서도 많은 연구가 있었다. Mathar⁽⁷⁾는 재료에 작은 원통구멍을 뚫어 잔류응력을 국부적으로 제거시키는 과정에서 측정되는 변형률값으로부터 잔류응력을 결정하는 hole drilling technique을 제안하였으며, James 등⁽⁸⁾은 재료를 파괴하지 않고도 잔류응력을 측정할 수 있는 X-선 방법(X-Ray technique)을 제안하였는데 이는 재료의 주어진 격자면에서의 원자간격을 측정하여 그 차이로 표면층의 잔류응력을 결정하는 방법이다. 본 연구에서 사용한 표면층제거법(layer removal

technique)은 Treuting과 Read⁽⁹⁾에 의해 제안되었는데, 얇은 평판의 표면으로부터 두께방향으로의 이축 잔류응력을 결정하는데 적절한 방법이다. Hastenberg 등⁽¹⁰⁾은 이 방법을 사용하여 사출성형된 평판의 잔류응력을 측정하였고 금형온도 및 사출압력이 시편의 잔류응력에 미치는 영향을 고찰하였다.

일반적으로 잔류응력은 재료의 가공시 기계적, 열적 혹은 표면처리과정에서 쉽게 발생하지만 이를 제거하는데는 많은 어려움이 따를 뿐만 아니라 완전히 제거하기는 불가능하다. 본 연구에서는 냉각과 가열이 가능한 금형을 설계, 제작하고 서로 다른 냉각조건으로 알루미늄 합금 주물 시편을 제작하였다. 표면층제거법을 이용하여 주물내 두께방향으로의 잔류응력분포를 측정하고 오차를 분석하였다. 이를 통하여 금형주조시 잔류응력의 형성에 관한 기초자료를 제시하고자 한다.

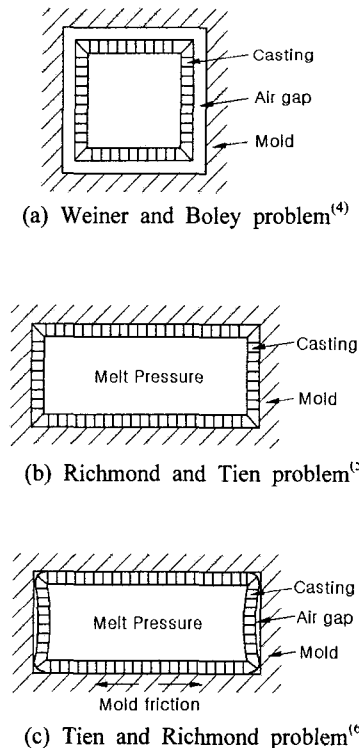


Fig. 1 Illustration of models for thermal stress development in metal casting problems.

Table 1 Material properties of casting material.

319.0 (ASTM Standard - KS, JIS : AC2B)	
Liquidus temperature	: 605℃
Solidus temperature	: 515℃
Young's Modulus E	: 74 GPa
Poisson's Ratio ν	: 0.33

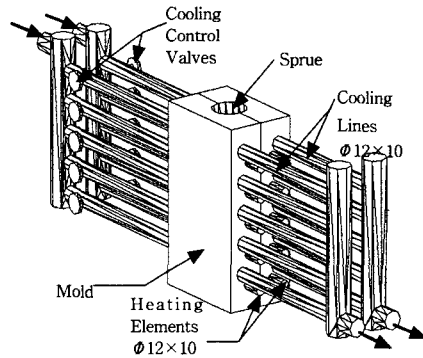
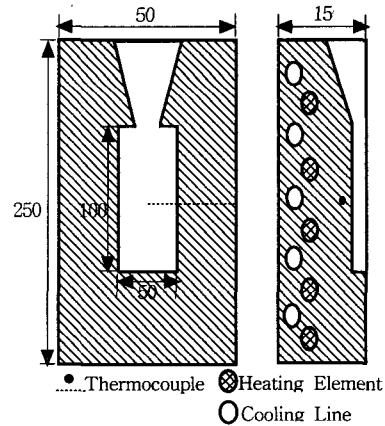
2. 실험

2.1 주조실험 장치 및 방법

주물의 재료로는 Al-Si-Cu계의 319.0 (ASTM규격; KS, JIS:AC2B) 알루미늄 합금을 사용하였으며 금형의 재료로는 열간 금형용 합금공구강재인 H13 (ASTM규격; JIS:SKD61, KS:STD61)을 사용하였다. 알루미늄 합금의 물성치를 Table 1에 나타내었다.

금형의 형태는 Fig. 2에서와 같은 형상으로 100 × 50 × 2.7mm의 수직으로 세워진 얇은 평판을 중력주조방식으로 성형할 수 있도록 설계되었다. 주조품의 형상이 2.7mm두께의 사각평판이며 가압을 하지 않는 중력주조방식이므로 주입시 용탕의 온도가 충분히 높지 않거나 금형의 온도가 낮으면 용탕의 유동성이 낮아 완전히 충전되지 않고 원하는 형상을 얻을 수 없다. 본 연구에서는 이를 방지하고자 금형을 400℃까지 예열하였는데, 열원으로는 1kw의 전기저항 코일 관을 금형에 10개를 꽂아 가열하도록 하였다. 그리고 알루미늄 합금 주물 재료도 전기로를 사용하여 700℃ 이상으로 과용융시킨 후 금형에 주입하도록 하였다. 이후 자연냉각의 과정을 거치거나 20℃의 냉각수로 금형을 강제냉각시켰는데 냉각수 관은 지름이 12mm로 열선 바깥쪽에 10개를 가공하였다.

캐비티 벽면에서의 온도변화 측정을 위한 열전대로 K-TYPE (chromel-alumel)을 사용하였는데 이는 0℃-1370℃ 대의 온도를 측정할 수 있다. Fig. 3에서와 같이 열전대를 금형의 양쪽 측면 가운데에 홈을 내어 좌우대칭으로 삽입하였다. 온도를 측정하는 열전대는 좌우 캐비티 측면으로부터 3mm에 위치하고, 캐비티 상부로부터 50mm에 위치한다. 실험시 열전대에서 나오는 온도정보는 주입시부터 240초동안 1초 간격으로 받아들이도록 하였다.

**Fig. 2** A schematic drawing of experimental apparatus.**Fig. 3** A schematic drawing of the locations of thermocouple, heating elements, and cooling lines.

2.2 표면층제거법

주조공정시 생성되는 잔류응력은 크게 두 가지로 나눌 수 있다. 하나는 용융금속이 주입되는 동안 생성되는 유동에 의한 잔류응력이고 다른 하나는 냉각과정에서 생성되는 잔류응력이다. 본 연구에서는 용탕이 캐비티에 순간적으로 충전되므로 유동에 의한 잔류응력은 미소하다고 가정하고 냉각과정중 주물내의 온도구배에 의해 발생하는 잔류응력의 생성에 중점을 두었다. 본 연구에서 사용된 주물은 두께 방향의 수직응력 성분이 나머지 두 방향 성분의 잔류응력에 비해 무시할 정도로 작으므로 두 방향 성분을 갖는 평면응

력으로 간주할 수 있다. 이러한 특징의 잔류응력을 측정하는데 유효한 방법이 Treuting과 Read에 의해서 개발된 표면층제거법이다. 표면층제거법은 구속되지 않은 사각평판내의 잔류응력은 평형 상태에 있다는 점에 착안하였다. 시편의 표면으로부터 연속적으로 일정하게 층을 제거하면 제거되어진 층들이 갖고 있던 잔류응력이 사라지면서 시편의 나머지 부분의 응력평형이 깨어지게 된다. 따라서 시편의 나머지 부분은 제거된 시편의 잔류응력에 의한 크기는 같고 방향은 반대인 힘과 모멘트에 의해 신장되고 굽어지면서 다시 힘의 평형 상태로 돌아가게 된다. 이때 시편에서의 곡률을 측정하고, 이 곡률을 탄성론에 근거하여 유도된 곡률-응력관계식을 사용하여 잔류응력으로 변환하게 된다. 표면층제거법의 적용은 다음의 세 가지 가정 하에 이루어지게 된다. 첫째로 시편의 재료는 선형 탄성적이며, 등방성 물질이다. 둘째로 잔류응력은 평면상에서는 일정하고, 두께 방향으로만 변한다. 셋째로 시편 층의 제거 과정은 층제거후 나머지 시편의 잔류응력 상태에 변화를 주지 않는다. Fig. 4는 직사각형 단면의 시편과 그에 따른 좌표축을 나타내며, 초기의 윗면과 아래면의 좌표는 각각 $z=z_0$, $z=-z_0$ 이다. 여기서 x , y 방향에서의 응력분포는 일정하다고 가정하므로 시편에 남는 수직응력 성분은 σ_x 와 σ_y 뿐이다. 또한 외부에서 작용하는 힘과 모멘트가 없으므로, 시편 내에서 x 축에 수직인 단면에 대해서 다음의 평형 조건을 만족한다.

$$F_x = \int_{-z_0}^{z_0} \sigma_{xx}(z) dz = 0 \tag{1}$$

$$M_x = \int_{-z_0}^{z_0} \sigma_{xx}(z) z dz = 0 \tag{2}$$

Fig. 5와 같이 일정 두께만큼의 층이 제거되면 새로운 윗면의 좌표가 생성되고 제거과정에서 잔류응력이 발생하지 않으므로 나머지 부분의 응력분포는 보존되며, 단면에 작용하는 힘과 모멘트는 평형이 깨어지게 된다. 초기 시편에서 $z=z_1$ 만큼 층이 제거되었을 때 모멘트는 다음과 같이 된다.

$$M_x(z_1) = \int_{-z_0}^{z_1} \sigma_{xx}(z) \left[z + \frac{z_0 - z_1}{2} \right] dz \tag{3}$$

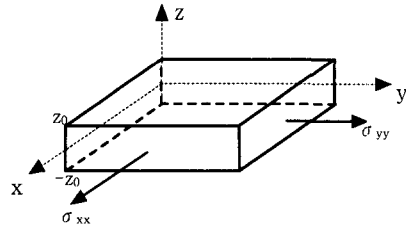


Fig. 4 Element of specimen showing principal components of residual stress.

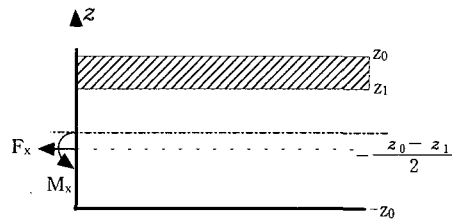


Fig. 5 Cross section showing the location of midplane after removal of one layer.

불구속 부분에서의 모멘트는 휨을 발생시키고, 이때의 곡률 ϕ_x , ϕ_y 는 z 의 함수로써 표현되므로 이 곡률을 이용하여 모멘트를 계산할 수 있다. 식 (3)를 곡률 ϕ_x , ϕ_y 에 대한 항으로 나타내면 다음과 같다.⁽⁹⁾

$$M_x(z_1) = \frac{E}{12(1-\nu^2)} (z_0 + z_1)^3 [\phi_x(z_1) + \nu \phi_y(z_1)] \tag{4}$$

여기서 E는 탄성계수이며 ν 는 푸아송비이다.

식 (4)를 식 (3)에 대입하고 미분하여 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma_{xx}(z_1) = \frac{E}{6(1-\nu^2)} \left\{ (z_0 + z_1)^2 \left[\frac{d\phi_x(z_1)}{dz_1} + \nu \frac{d\phi_y(z_1)}{dz_1} \right] + 4(z_0 + z_1) [\phi_x(z_1) + \nu \phi_y(z_1)] - 2 \int_{z_1}^{z_0} [\phi_x(z) + \nu \phi_y(z)] dz \right\} \tag{5} \end{aligned}$$

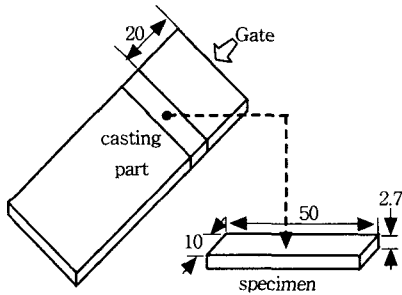


Fig. 6 A schematic of the casting part and the specimen.

위의 식에서 곡률 ϕ_x 는 시편의 한쪽 끝을 고정시키고 처짐량 δ 를 측정하므로써 구할 수 있다.

$$\phi_x(z_1) = \frac{1}{r} = \frac{2\delta(z_1)}{L^2} \quad (6)$$

그리고 열에 의한 잔류 응력과 같이 잔류응력이 등방성인 경우에는 $\sigma_{xx}(z_1) = \sigma_{yy}(z_1)$, $\phi_x(z_1) = \phi_y(z_1)$ 이며 다음과 같이 정리된다.

$$\sigma_{xx}(z_1) = \frac{E}{6(1-\nu)} \left[(z_0 + z_1)^2 \frac{d\phi_x(z_1)}{dz_1} + 4(z_0 + z_1)\phi_x(z_1) - 2 \int_{z_1}^{z_0} \phi_x(z) dz \right] \quad (7)$$

2.3 표면층제거법에 의한 곡률 측정방법

제작된 사각평판의 주물에서 Fig. 6와 같이 길이 50mm, 폭 10mm, 두께 2.7mm의 시편을 제작하였다. 사각평판으로부터 시편을 자르는 동안 발생할지도 모르는 열응력의 영향을 최소화시키기 위하여 시편절단에는 Buehler사의 저속 sawing machine을 사용하였다.

밀링과정에서 시편을 고정시키기 위해 양면 집착테이프를 사용하여 시편을 수평보조대에 집착시켰다. 일정량의 표면층 제거에는 고속 밀링머신을 사용하였는데, 층 제거과정이 남은 시편의 응력분포에 영향을 미치지 않게 하기 위하여 20000rpm 이상으로 절삭하였다. 층 절삭후 수평보조대로부터 응력이 유발되지 않도록 시편을 떼

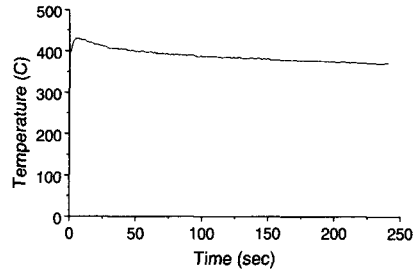


Fig. 7 Measured temperature history near the cavity wall (Case 1: Air cooling).

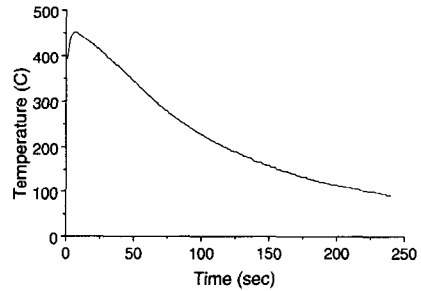


Fig. 8 Measured temperature history near the cavity wall (Case 2: Water cooling).

어 낸 후 Mitutoyo사의 profile projector를 사용하여 처짐량을 측정하였다. 이와 같은 방법으로 층의 제거와 처짐량의 측정을 시편 두께의 절반까지 매회 0.104mm씩 13회로 나누어 반복하였다.

3. 결과 및 토의

3.1 온도이력

냉각조건에 따른 금형 및 주물의 영향을 확인하기 위하여 온도이력을 측정하고 기울기를 살펴 보았다. Fig. 7은 자연냉각의 경우(case 1)로 240초간의 캐비티 벽면 부근의 온도이력을 나타낸다. 주조 초기의 수십 초 동안의 온도변화를 살펴보면, 용탕이 주입되자마자 급격한 온도상승을 보여 용탕 주입 직후 10초 부근에서 최고온도에 이르고, 이후 온도가 급격히 하강한 뒤 100여 초 후에는 완만한 기울기로 냉각됨을 보인다.

Fig. 8은 강제냉각의 경우(case 2)로 용탕 주입 직후 수냉을 시켰을 때의 캐비티 벽면 부근의 온

도이력이다. 초기에는 냉각에 의하여 나가는 열 전달량보다 용탕에서 들어오는 열 전달량이 많아 온도가 상승하여 10 초 부근에서 최고온도가 되고, 20초 이후부터는 냉각수에 의한 영향으로 온도가 급히 하강하였으며 강제 냉각의 영향으로 100초 내에 300도 이하의 온도하강을 보였다.

3.2 잔류응력 측정결과

Fig. 9은 공냉의 조건으로 주조한 시편의 곡률과 잔류응력 분포로, 시편의 1/2두께를 h 라 할 때 z/h 가 1인 시편 표면으로부터 z/h 가 0인 시편 중심까지를 횡축으로 하고, 종축 원편에 두께방향으로의 층제거에 따른 응력을, 우편에는 측정된 곡률을 나타내었다. 먼저 곡률은 시편의 표면으로부터 층이 제거되어짐에 따라 점차로 증가하여 최종적으로 시편 중심에서는 0.071의 값을 가짐을 볼 수 있고, 이에 따라 계산된 응력분포는 시편의 중심에서는 압축응력을, 표면에서는 인장응력을 보여주고 있다. 초기 응고가 시작될 때 표면은 재료의 항복강도에 이르러 수축하며 소성변형하지만 중심부는 아직 탄성구역 내에 있게 된다. 이때 응고된 부분중 안쪽층은 바깥층을 끌어당기면서 수축하지만 시간이 경과되면서 점차로 주물 표면에서부터 중심부로 응고가 진행되면 표면에서의 수축력보다 캐비티에서의 용융압력이 더 크게 작용하여 용융금속을 금형의 벽에 고정시키는 역할을 하므로 벽근처에서의 응고금속은 수축을 방해받게 되어 인장응력이 생성되고, 응고경계면은 팽창을 하지 못하고 압축응력이 생성된다. 이후 응고 종료시에는 응고초기에 형성되었던 응력상태가 풀려 힘의 평형이 이루어지면서 표면에 인장응력이, 중심부에는 압축응력이 남게 된다. 즉, 소성인장을 받은 면에서는 압축잔류응력이 생기고, 소성압축을 받은 면에서는 인장잔류응력이 생기는 전형적인 결과를 보여준다. 여기서 동일한 공정조건으로 주조된 시편으로부터 계산된 응력의 오차범위를 보여주기 위한 오차막대를 살펴보면 최대오차값은 0.55MPa, 평균오차값은 0.27MPa이었다. 이후에 제시되는 도표상의 모든 응력값은 평균응력값으로 나타내었다.

Fig. 10은 수냉의 조건으로 냉각한 주물의 곡률과 잔류응력 분포이다. 곡률은 공냉의 경우와 유사하게 시편의 표면으로부터 층이 제거되어짐에 따라 점차로 증가됨을 보이며 최종적으로 시편중

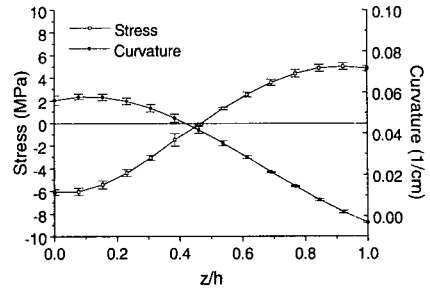


Fig. 9 Distributions of the calculated residual stress and the measured curvature (Air cooling).

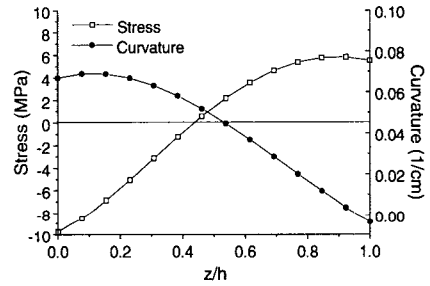


Fig. 10 Distributions of the calculated residual stress and the measured curvature (Water cooling).

심에서는 0.076으로 공냉의 경우보다 컸다. 이에 따라 응력분포는 공냉과 유사하였으나 응고시 냉각수의 영향으로 중심부에서의 최대 압축응력이 공냉의 경우보다 4MPa 정도 크게 발생했다.

3.3 오차분석 및 토의

시편의 곡률 측정 및 응력의 계산과정에서 발생하는 오차에 대한 분석을 수행하였다. 분석을 위해 공냉조건으로 주조된 주물시편의 경우를 선택하였다.

응력 측정시 예상되는 오차는 곡률반경을 측정하는 데서 기인된다. 일정량의 표면층 제거로 인한 힘양의 미소함과 측정도중 측정자의 손과 시각의 차이로 인해 오차가 발생한다. 이러한 오차를 최소화하기 위해 동일한 공정조건으로 세 개의 주물을 제작하고 동일한 위치에서 각각 시편

Table 2 The measured stress values and their integration for the specimens from three different casting parts produced from identical processing conditions.

z/h	$\sigma(z_i/h)_I$	$\sigma(z_i/h)_{II}$	$\sigma(z_i/h)_{III}$
1	4.8083MPa	4.7335MPa	4.9604MPa
0.92	4.9732	4.8666	5.1604
0.85	4.8195	4.6916	5.0172
0.77	4.3496	4.2120	4.5328
0.69	3.5811	3.4464	3.7268
0.62	2.5472	2.4280	2.6363
0.54	1.2968	1.2049	1.3157
0.46	-0.1062	-0.1599	-0.1631
0.39	-1.5820	-1.1589	-1.7107
0.31	-3.0355	-2.9890	-3.2202
0.23	-4.3561	-4.2532	-4.5675
0.15	-5.4177	-5.2591	-5.6108
0.08	-6.0788	-5.8695	-6.1909
0	-6.1824	-5.9326	-6.1313
$\sum_{i=1}^{14} \sigma(z_i/h)$	-0.3829MPa	-0.4689MPa	-0.2450MPa

Table 3 Polynomial regression for curvature data.

Polynomials order	R-Square	SD
3	0.98115	0.0035
4	0.98991	0.0027
5	0.99156	0.00262
6	0.992	0.00273

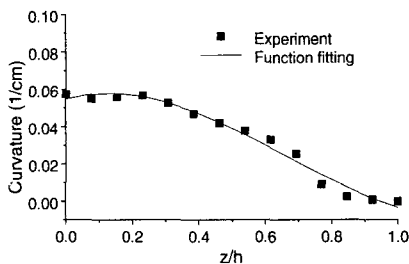


Fig. 11 Experimental curvature and curvature function fitting line.

을 채취한 뒤 응력을 측정하였다. 측정도중 발하는 오차를 분석하기 위해 식 (1)을 만족하는 정도를 살펴보았다. Table 2에 세 가지 경우에 대하여 두께방향으로 측정된 응력값 ($\sigma(z_i/h)$)과 그 합 ($\sum_{i=1}^{14} \sigma(z_i/h)$)을 나타내었다. 두 번째 경우에서

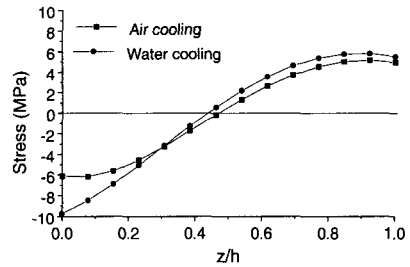
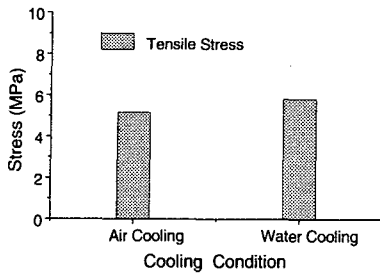


Fig. 12 Comparison of residual stress distributions for different cooling conditions.

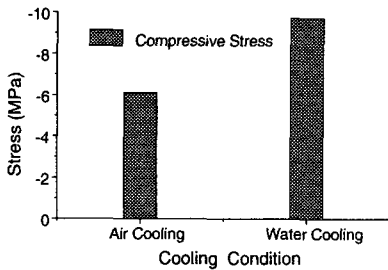
적분치의 절대값이 가장 크게 나타나며 이는 식 (1)에서 가장 많이 벗어남을 의미한다. 또한 응력은 중심에서부터 무차원 두께 1까지의 여러 위치에서 각각 측정되었으므로 응력측정치들의 합의 절대값은 응력분포의 평균오차로 간주될 수 있다.⁽⁹⁾ 따라서 본 실험에서 측정된 응력분포는 최대 0.47MPa의 평균오차를 내포하고 있으며 이는 최대응력값의 8%미만에 해당한다.

측정된 응력의 계산과정에서 발생하는 오차에 대한 분석에는 최종 곡률-응력관계식 (7)을 사용한다. 식 (7)에서 한층을 제거한 후의 생기는 새로운 윗면 좌표 z_1 에서 x 방향으로의 곡률반경의 미분치인 $d\phi_x/dz_1$ 는 최종 잔류응력에 영향을 미친다. 측정된 곡률은 일정한 간격을 두고 비선형적으로 변한다. 이러한 이유로 이 곡률반경곡선은 다차 함수 형태의 fitting을 하게된다. Table 3은 곡률함수의 차수를 선택함에 있어 함수의 차수에 따른 R-Square와 표준편차를 나타내었다. 차수가 높을수록 R-Square는 1에 가까워지고 표준편차는 작아지지만 본 연구에서는 작은 표준편차를 가지며 데이터를 적절히 표현할 수 있는 4차 함수를 선택하였다. Fig. 11은 실험을 통해 구한 곡률 데이터와 최소자승법(least square method)을 이용하여 4차 함수로 fitting한 함수값을 비교하여 나타내었다.

Fig. 12는 서로 다른 냉각조건에 따른 응력분포를 비교하였는데 공냉, 수냉 모두 분포 경향은 유사하나 시편 중심부에서의 최대압축응력값이 각각 6MPa, 10MPa로 수냉의 경우가 응력값이 더 큼을 확인할 수 있다. 이를 더 자세히 확인하기 위하여 Fig. 13에서 냉각조건에 따른 인장응력과 압축응력의 최대값을 막대도표를 사용하여 비교



(a) Maximum tensile stresses



(b) Maximum compressive stresses

Fig. 13 Bar graph of the maximum tensile stresses and the maximum compressive stress on cooling conditions.

하였다. 시편의 표면에서는 용탕의 충전과 동시에 응고가 순간적으로 발생하여 수냉과 공냉과의 응력값의 차이가 0.5MPa 이하로 나타나지만 시편의 중심부에서는 표면층과 달리 4MPa의 큰 차이가 나타남을 보여주고 있다. 이는 측정된 온도이력에서도 보였듯이 응고 초기에는 냉각수의 영향이 적어 초기에 응고되는 주물 표면은 두 가지 조건에 대한 응력차이가 작지만, 응고가 비교적 늦게 이루어지는 중심부에서는 냉각수의 영향이 현저히 나타나고 있음을 보여준다.

Fig. 14은 주형속에서의 금속의 응고특성과 관련하여 Weiner-Boley의 응고모델과 Tien-Richmond의 응고모델을 토대로 응고가 진행됨에 따라 주물 표면층에서 응고경계층으로의 응력 분포를 표시한 것이다. Weiner-Boley는 낮은 압력하에서 주물과 주형의 접촉과 마찰에 따른 영향은 크지 않으며 단지 air gap과 이로 인한 응고중 주물의 수축만을 고려한 결과 주물 표면층에서는 압축응력

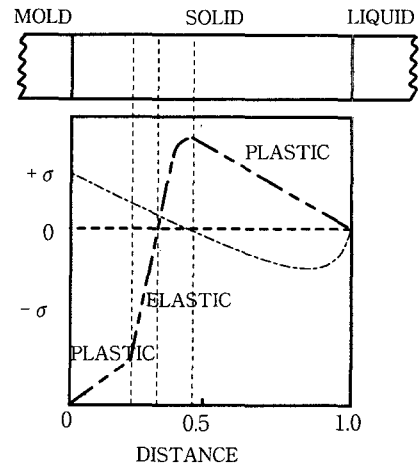


Fig. 14 Comparison of Tension and compression regimes in solidifying plate according to Weiner-Boley(---) and Tien-Richmond(-·-·-) models.⁽¹²⁾

이, 중심부에서는 인장응력이 발생한다고 보았다. 이와는 달리 Tien-Richmond는 주물의 응고 초기 단계에서 주형 모서리부분에서의 air gap과 주물 표면에서 단단한 주형과의 마찰 및 주형속에서의 유동압력을 고려한 결과 주물 표면층에서는 인장응력, 중심부에서는 압축응력의 분포로 Weiner-Boley의 해석결과와 상반된 결과를 보여주었다. 본 연구에서 측정된 주물내 잔류응력의 분포는 Tien-Richmond의 결과와 동일한 경향을 보이는데, 이는 주물 표면과 금형벽면간의 마찰력을 유발시킬 수 있을 정도의 유동압력이 존재함을 의미한다.

4. 결론

본 연구에서는 냉각과 가열이 가능한 금형을 설계, 제작하였고 서로 다른 냉각조건으로 알루미늄 합금 주물 시편을 제작하였다. 표면층을 제거하며 시편의 곡률을 측정하고 이를 잔류응력으로 환산하여 서로 다른 냉각조건에 따른 주물의 두께방향으로의 잔류응력 분포를 분석하였다. 본 연구에서 측정된 주물 두께방향으로의 잔류응력의 분포는 표면에서는 인장응력, 중심부에서는 압축응력으로 Tien-Richmond의 모델과 동일한 경향을 보였다. 냉각조건이 잔류응력의 발생에 미

치는 영향을 살펴보면, 충전과 동시에 응고가 진행되는 주물의 표면에서는 수냉과 공냉시의 응력값의 차이가 0.5MPa 이하로 냉각의 영향이 크지 않지만, 응고가 비교적 더디게 진행되는 주물내부에서는 냉각의 영향이 현저하여 수냉과 공냉시의 최대응력값의 차이가 4MPa 정도로 나타났다. 또한 측정된 응력분포는 최대 0.47MPa의 평균오차를 내포하고 있으며 이는 최대응력값의 8%미만에 해당한다. 본 연구에서는 주물에 존재하는 잔류응력의 측정을 통해 응고시 주물내부에 발생하는 응력의 형성과정, 분포특성 및 측정방법에 대한 기초 자료를 제시하였다. 정량적으로 측정된 잔류응력의 분포에는 표면층 제거시 절삭저항으로 발생하는 부가적 잔류응력이 포함되어 있으리라 판단되며, 이를 최소화하기 위한 연구가 지속적으로 진행되어야 할 것이다.

후 기

본 연구에 도움을 주신 단국대학교 기계공학과 윤경환 교수님께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Kang, S., and Zabarar, N., 1995, "Control of the Freezing Interface Motion in Two-Dimensional Solidification Processes Using the Adjoint Method," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 38, pp. 63~80.
- (2) Zabarar, N., and Kang, S., 1993, "Thermomechanical Final State Design of Unidirectional Solidification Processes," *Journal of Materials Processing & Manufacturing Science*, Vol. 2, pp. 141~157.
- (3) 문수동, 강신일, 1999, "Inverse 열전도해석 및 경계추적유한요소법을 통한 알루미늄 합금주물의 응고해석에 관한 연구," 대한기계학회논문집 A권, 제23권, 제1호, pp. 11~21.
- (4) Weiner, J. H., and Boley, B. A., 1963, "Elasto-Plastic Thermal Stresses in a Solidifying Body," *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 11, pp. 145~154.
- (5) Richmond, O., and Tien, R. H., 1971, "Thermal Stress and Air-gap Formation During the Early Stages of Solidification in a Rectangular Mold," *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 19, pp. 273~284.
- (6) Tien, R. H., and Richmond, O., 1982, "Theory of Maximum Tensile Stresses in the Solidifying Shell of a Constrained Rectangular Casting," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 49, pp. 481~486.
- (7) Mathar, J., 1934, "Determination of Initial Stresses by Measuring the Deformation Around Drilled holes," *Trans. ASME, Iron & Steel*, Vol. 56, pp. 249~254.
- (8) James, M. R., and Cohen, J. B., 1980, "The Measurement of Residual Stresses by X-Ray Diffraction Techniques," *Treatise Mater. Sci. Technol.*, 19A, pp. 1~61.
- (9) Treuting, R. G., and Read, Jr, W. T., 1951, "A Mechanical Determination of Biaxial Residual Stress in Sheet Materials," *Journal of Applied Physics*, Vol. 22(#2), pp. 130~135.
- (10) Hastenberg, C. H. V., and Wildervanck, P. C., 1992, "The Measurement of Thermal Stress Distributions along the Flow Path in Injection-Molded Flat Plates," *Polymer Engineering and Science*, Vol. 32, pp. 506~515.
- (11) Crouthamel, D. L., 1983, "Residual Stresses and Mechanical Properties of Injection Molded Parts," *Technical Report*, No. 40, Cornell University, Ithaca, New York.
- (12) Campbell, J., 1991, "Solidification modelling : current limitations and future potential," *Materials Science and Technology*, Vol. 2, pp. 885~894.