

# 수평형 고압다이캐스팅용 샷슬리브의 강건설계 Robust Design of Shot Sleeve Wall Thickness for a Horizontal Pressure Die Casting Machine

박용국 · 김진곤

Y. K. Park and J. G. Kim

**Key Words** : Horizontal Pressure Die Casting(수평형 고압다이캐스팅), Shot Sleeve(샷슬리브), Wear(마모), Yielding(항복), Dimensional Stability(치수안정성)

**Abstract** : As a shot sleeve in die casting plays a critical role in delivering molten metal to a die cavity, any disruption to its function in the injection stage results in deterioration of the quality of final castings. To guarantee a smooth operation of a shot sleeve, its structural stability should be maintained. Despite the simple geometry, design of shot sleeve is based on individual engineer's experience and no agreement on the design is present. In this study, we newly propose a systematic methodology to determine a minimum wall thickness of a shot sleeve to prevent yielding or plastic deformation. Analytical calculations incorporating numerical analysis produce a rational design rule for minimum thickness of a shot sleeve subject to metal intensification pressure and geometric die constraint. To validate the proposed design guideline, authors present real data on a collection of actual shot sleeves. Upon checking their conformity to the new design rule, we discovered a strong correlation between the design of wall thickness and premature failures.

## 1. 서 론

수평형 고압다이캐스팅(Horizontal pressure die casting)은 소재로부터 후가공이 거의 필요 없이 우수한 표면과 치수정밀도를 가지는 최종형상을 얻을 수 있는 빠르고, 경제적인 정형제조법이다. 알루미늄, 마그네슘, 그리고 구리합금 등의 비철금속을 이용하는 다이캐스팅은 실린더블록과 트랜스미션 하우징 등의 많은 자동차부품을 비롯하여 매우 넓은 범위의 제품을 양산하고 있다.<sup>1,2)</sup>

수평형 고압다이캐스팅공정에서 콜드채임버(cold chamber) 또는 샷슬리브(shot sleeve)는 높은 유압으로 플런저(plunger)를 가속하여 용탕을 금형공동부(die cavity)로 이동시키는 중요한 역할을 한다. 압입 후에도 플런저는 완전히 응고할 때까지 용탕에 높은 압력을 가한다. 이는 주물의 기공(porosity)을 감소시켜 주물의 품질을 향상시키는 역할을 한

다. 압력을 두 배 증가시키면 주물의 가스공(gas porosity)과 수축공(shrinkage porosity)을 약 40% 정도 감소시키는 것으로 알려져 있다.<sup>3)</sup> 또한 고압을 가함으로써 용탕으로부터 물이나 기름에 의해 냉각되는 금형으로 열전달을 가속시켜 주물의 품질을 향상시킨다. 이는 더 작은 크기의 결정립(grain)과 우수한 미세조직을 생성시켜 높은 강도의 주물을 얻을 수 있기 때문이다.<sup>4)</sup>

그러나 고압의 용탕은 금형과 샷슬리브의 마모, 그리고 고압으로 인한 샷슬리브 변형은 주물의 최종품질에도 영향을 미친다. 샷슬리브 내부에는 플런저팁(plunger tip)이 움직여 용탕을 주입하는데, 샷슬리브가 변형하면 플런저팁과의 마찰로 인하여 최적의 가압주입여건을 달성할 수 없어 불량률을 높이기 때문이다. 과도한 마찰은 플런저팁과 샷슬리브의 마모 또한 증가시킨다.<sup>2,5)</sup>

과거 샷슬리브의 변형에 대한 연구는 주로 특정한 치수 또는 형상의 샷슬리브의 열변형에 국한되어왔다.<sup>6)~9)</sup> 반면 일반적형상과 치수의 샷슬리브에 대한 응력해석과 변형률해석은 전무하며 따라서 여전히 변형과 파손방지에 대한 대책과 샷슬리브의

접수일 : 2006년 10월 26일, 채택확정 : 2007년 5월 9일  
박용국(책임저자) : 대구가톨릭대학교, 기계자동차공학부  
E-mail : ykpark@cu.ac.kr, Tel : 053-850-2723  
김진곤 : 대구가톨릭대학교 기계자동차공학부

설계기준도 확립되어있지 않다. 본 연구에서는 간과 되어온 가압주입시 용탕압력의 영향을 분석하고, 이에 따른 샷슬리브에 발생하는 응력과 변형률을 정확히 계산하여 과도한 변형을 방지할 수 있도록 샷슬리브를 설계하는 기준을 마련한다. 마지막으로 실제 다이캐스팅산업체에서 수집한 다수의 샷슬리브들로부터 얻어진 데이터를 분석하여 그들의 현 설계상태와 변형 및 파손과의 상관관계를 통하여 새로운 설계기준의 타당성을 검증한다.

## 2. 샷슬리브의 응력상태

Fig. 1은 용탕을 샷슬리브라는 압입용 실린더를 이용하여 금형공동부에 고압으로 밀어 넣는 수평형 고압다이캐스팅공정을 보여주고 있다.

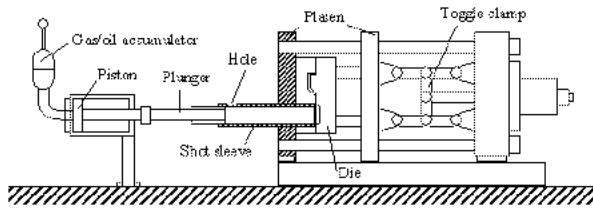


Fig. 1 Horizontal pressure die casting process

샷슬리브는 Fig. 2와 같이 내부가 빈 원통의 간단한 구조를 가지고 있다. 그런데 샷슬리브의 금형 쪽에 가까운 부분은 다이캐스팅 사이클의 가압상태 시 매우 높은 압력에 노출되며 상황에 때로는 200 MPa에 달하는 압력이 가해지기도 한다.<sup>1,3,10)</sup>

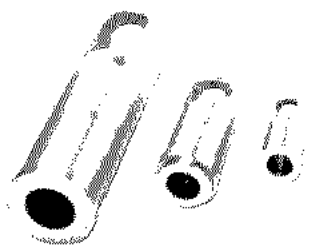


Fig. 2 Various Shot sleeves

높은 용탕압력은 샷슬리브의 벽에 높은 응력을 발생시킨다. 샷슬리브는 양단이 열리고 벽 두께가 두꺼운 긴 원통형 구조물이므로, 내부압력에 의해 발생하는 반경  $r$ 에서의 원주방향응력(circumferential stress)  $\sigma_{\theta}$ 과 반경방향응력(radial stress)  $\sigma_r$ 은 각각 Eq. (1) 및 (2)와 같이 표현된다.  $p_m$ 은 샷슬리브 내

의 용탕 압력이며  $r_i$ 는 안쪽 반경 그리고  $r_o$ 는 바깥쪽 반경이다.

$$\sigma_{\theta} = p_m \frac{r_i^2}{r^2} \left( \frac{r_o^2 + r^2}{r_o^2 - r_i^2} \right) \quad (1)$$

$$\sigma_r = -p_m \frac{r_i^2}{r^2} \left( \frac{r_o^2 - r^2}{r_o^2 - r_i^2} \right) \quad (2)$$

실제 샷슬리브는 링이나 나사선을 이용하여 Fig. 1과 같이 다이캐스팅 기계의 플레이트(machine platen)와 커버다이(cover die)에 단단히 고정되어있으며, 일반적으로 이들 사이에는 작은 틈새를 적용한다. 그러므로 만약 높은 용탕압력으로 인한 원주방향응력 그리고 이로 인한 반경방향 변형률로 샷슬리브의 외경이 확대되어 변위가 틈새를 초과하는 경우, 샷슬리브의 외면과 다이의 내면이 서로 접촉하게 된다. 따라서 이러한 접촉 즉, 기하학적 구속은 샷슬리브의 외면에 대한 다이의 압력( $p_d$ )을 초래한다. 용탕에 의한 압력과 외부에서 샷슬리브에 가해지는 압력을 모두 고려하면, Eq. (1)과 (2)는 각각 Eq. (3)과 (4)가 된다.<sup>11)</sup>

$$\sigma_{\theta} = p_m \frac{r_i^2}{r^2} \left( \frac{r_o^2 + r^2}{r_o^2 - r_i^2} \right) - p_d \frac{r_o^2}{r^2} \left( \frac{r_i^2 + r^2}{r_o^2 - r_i^2} \right) \quad (3)$$

$$\sigma_r = -p_m \frac{r_i^2}{r^2} \left( \frac{r_o^2 - r^2}{r_o^2 - r_i^2} \right) - p_d \frac{r_o^2}{r^2} \left( \frac{r^2 - r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \right) \quad (4)$$

원주방향응력은 샷슬리브의 내부 면에서 Eq. (5)과 같은 최대값을 가지며 내부와 외부압력이 동시에 작용하는 경우, 원주방향의 변형률은 Eq. (6)과 같다.

$$\sigma_{\theta, \max} = \frac{p_m(r_i^2 + r_o^2) - 2p_d r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad (5)$$

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{E_{SS} r^2 (r_o^2 - r_i^2)} \left[ \left\{ p_m r_i^2 (r_o^2 + r^2) - p_d r_o^2 (r_i^2 + r^2) \right\} + v_{SS} \left\{ p_m r_i^2 (r_o^2 - r^2) + p_d r_o^2 (r^2 - r_i^2) \right\} \right] \quad (6)$$

여기서  $E_{SS}$ 와  $v_{SS}$ 는 샷슬리브 강의 탄성계수와

포아송비이다.

압력과 샷슬리브의 두께에 의하여 결정되는 상기 응력 값들이 증가함에 따라 샷슬리브에는 탄성변형은 물론 소성변형도 일어날 수 있다. 샷슬리브의 과도한 탄성변형과 소성변형은 모두 용인될 수 없는 결과를 초래하므로 이를 방지하기 위하여 내면에서의 최대응력에 대한 제어가 필요하다. 즉, 가해진 압력에 따라 샷슬리브의 두께에 대한 설계기준이 필요하나 현재 다이캐스팅 업체는 샷슬리브 두께에 대한 통일된 설계기준이 없다.

### 3. 샷슬리브 두께에 대한 설계기준

#### 3.1 항복조건을 이용한 최소두께

용탕의 내부압력과 플레이트/금형에 의한 외부 압력을 받는 샷슬리브의 소성변형을 방지하기 위하여 Tresca 항복조건을 적용할 수 있다. 샷슬리브 길이방향의 응력은 0이므로 평면응력상태가 되고, 이와 서로 직교하는 원주방향과 반경방향의 응력은 주응력이 된다. 따라서 항복조건인 Eq. (7)에서 내부압력, 외부압력 그리고 샷슬리브 강의 항복강도가 주어지면 샷슬리브의 내경과 외경을 설계할 수 있다.

$$\sigma_{\theta, \max} - \sigma_{r, \max} = \frac{p_m(r_i^2 + r_o^2) - 2p_d r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} + p_m < \sigma_{yield} \quad (7)$$

우선 내경( $2r_i$ )이 결정되면 이에 따른 외경( $2r_o$ ) 또는 두께( $t = r_o - r_i$ )를 Eq. (8)와 같이 계산할 수 있으며 이 두께가 바로 샷슬리브의 내면 항복을 방지할 수 있는 최소두께( $t_{\min}$ )이다.

$$t_{\min} > r_i \left[ \left\{ \frac{\sigma_{yield}}{\sigma_{yield} - 2(p_m - p_d)} \right\}^{1/2} - 1 \right] \quad (8)$$

Eq. (8)에서 최소두께를 결정하기 위해서는 외부 압력이 결정되어야하나, 외부압력을 미리 구할 수는 없다. Eq. (9)에서 외경의 변위가 샷슬리브와 샷슬리브를 감싸고 있는 커버다이 사이의 '초기틈새' (initial clearance,  $\delta_i$ )보다 작으면 접촉이 없어 외부 압력이 0이 되나, 만약 외경의 변위가 초기틈새보다 크면 외부압력 즉 금형에 의한 구속이 발생한다.

$$r_o \epsilon_{\theta} = 2r_o \frac{p_m r_i^2}{E_{SS}(r_o^2 - r_i^2)} \quad (9)$$

따라서 외부압력( $p_d$ )을 샷슬리브 외경의 변위에 대한 함수로 나타낼 필요가 있다. 일단 금형이 강체 (rigid body)라고 가정하면, 금형의 완전한 구속에 의해 실현되지 못하는 샷슬리브의 변위 즉, 간섭  $\delta$  (interference)는 다음과 같다.

$$r_o \epsilon_{\theta}' = -p_d \frac{r_o}{E_{SS}} \left( \frac{r_o^2 + r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} - \nu_{SS} \right) = \delta \quad (10)$$

이때 간섭의 크기는 '구속이 없을 경우의 변위'에서 '초기틈새'를 뺀 값,  $\delta = r_o \epsilon_{\theta} - \delta_i$ , 이 되며 Eq. (10)을 외부압력( $p_d$ )에 대하여 풀면 Eq. (11)와 같다.

$$p_d = \frac{E_{SS} \delta}{r_o} \left\{ \frac{r_o^2 - r_i^2}{(r_o^2 + r_i^2) - \nu_{SS}(r_o^2 - r_i^2)} \right\} \quad (11)$$

전술한 대로 외부압력은 샷슬리브의 내경과 외경이 미리 결정되어져야만 계산될 수 있는 값이다. 그러나 실제로는 내경이 먼저 정해진 후 외경 또는 두께를 계산하여야 한다. 결국 두께 또는 외경에 따라 외부압력이 결정될 수 있고, 또한 외부압력의 크기에 따라 두께의 계산 값이 다시 변하므로 Eq. (11)을 한번에 직접 풀 수는 없다. 대신 Matlab에서 프로그램을 구성하여 외부압력을 반복적인 방법을 이용하여 계산하고자 한다. 그리고 이렇게 구한  $p_d$ 를 Eq. (8)에 대입하여 최종적으로 샷슬리브의 최소두께를 찾아낸다.

그런데 만약 금형이 강체라는 가정을 완화하면 Eq. (11)에 금형의 유한한 탄성계수를 고려하여야 하며 따라서 이를 포함한 Eq. (12)로 대체하여야 한다. 이때  $E_{Die}$  와  $\nu_{Die}$  는 금형의 탄성계수와 포아송 상수이며  $r_{Die}$  는 금형 외경의 절반이다.

$$p_d = \frac{\delta}{r_o \left\{ \frac{1}{E_{SS}} \left( \frac{r_o^2 + r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} - \nu_{SS} \right) + \frac{1}{E_{Die}} \left( \frac{r_{Die}^2 + r_o^2}{r_{Die}^2 - r_o^2} + \nu_{Die} \right) \right\}} \quad (12)$$

Eq. (12)의 물리적인 의미는 다음 두 가지 극단적인 경우로 나누어보면 자명하다. 첫째, 만약 금형이

무한히 큰 탄성계수를(즉, 강체) 가지면 Eq. (12)는 Eq. (11)과 동일하다. 둘째, 금형의 금형이 무시할 만큼 작은, 즉 0에 가까운 탄성계수를 가지면 Eq. (12)에서 외부압력은 0이 됨을 쉽게 알 수 있다. 현실적으로 금형의 탄성계수는 샷슬리브의 탄성계수와 큰 차이가 없다. 그러므로 샷슬리브의 외경은 금형에 의해 완전하게 구속되지도 않고 또한 자유롭게 팽창하지도 않아, 결국 다소간의 샷슬리브 구속이 발생한다.

또 한 가지의 문제는 현실적으로 외부압력을 구하는데 Eq. (12)를 직접 사용할 수는 없다는 것이다. 다이캐스팅 금형의 기하학적 형상이 원이 아니라 정사각형이기 때문이다. 즉,  $2r_{Die}$  대신 금형의 길이( $L_{Die}$ )를 사용하여야 한다. 따라서  $2\pi r_{Die}$ 는 정사각형 금형의 내접원이 된다. 결국 Eq. (12)는 필연적으로 다소간의 오차를 수반한다.

이러한 두 가지의 어려움을(즉, 부분적인 구속과 금형의 형상) 극복하고자 본 연구에서는 새로운 보정계수( $C$ )를 도입한다. 값이 0에서 1사이인 이 보정계수는 금형에 의한 샷슬리브 외경의 구속량을 정확히 계산하기 위한 것으로써, 보정계수의 유도는 다음 절에서 자세하게 설명된다. 보정계수 1은 강체 금형에 의한 샷슬리브 외경의 100% 완전구속을, 그리고 보정계수 0은 샷슬리브 외경의 자유로운 팽창을 의미한다. 그러므로 Eq. (12)를 사용하는 대신, Eq. (11)에 보정계수  $C$ 를 곱하여 정확한 외부압력( $p_{d,mod}$ )을 계산할 수 있다.

$$p_{d,mod} = Cp_d = C \frac{E_{SS}\delta}{r_o} \left\{ \frac{r_o^2 - r_i^2}{(r_o^2 + r_i^2) - \nu_{SS}(r_o^2 - r_i^2)} \right\} \quad (13)$$

즉, Eq. (13)으로 계산한 정확한 외부압력( $p_{d,mod}$ )을 Eq. (8)에서  $p_d$  대신 사용하면 고압의 주조환경에 노출된 샷슬리브의 치수안정성 및 고품질의 주물을 위한 최적 주입조건을 보장하는 샷슬리브의 최소두께를 최종적으로 얻을 수 있다.

#### 4. 설계기준의 응용과 검증

##### 4.1 보정계수의 해석 및 응용

전절에서 내부압력과 정확한 외부압력의 계산을 바탕으로 샷슬리브 최소두께를 찾는 방법을 서술하

였다. 본 절에서는 실제 샷슬리브를 이용하여 위 설계기준을 적용하고, 만약 이를 만족하지 못할 경우 샷슬리브의 성능에 미치는 영향에 대하여 기술한다.

Table 1은 다이캐스팅 산업체에서 수집한 2개의 실제 샷슬리브 치수이다. 일반 알루미늄합금용 수평형 고압다이캐스팅용 샷슬리브 강의 항복강도 503 MPa 그리고 용탕에 가해지는 압력 150 MPa의 공정조건을 가정하면, 샷슬리브의 최소두께와 외경은 Eq. (8)에 의하여 Table 1의 마지막 줄과 같이 계산된다. 그러나 이는 금형의 구속이 전혀 없어 외부압력이 0인 경우( $p_d=0$ )를 가정한 것이다. 이를 감안하더라도 계산된 최소두께가 각각 18.7mm 그리고 19.8mm인데 반하여 실제 샷슬리브 두께는 모두 10mm에 불과하여, 각각 설계기준의 53% 및 51%에 못 미친다. 따라서 안전계수가 1보다 훨씬 작아 현재 샷슬리브 설계는 매우 부적절하다.

Table 1 Dimensions of shot sleeves [mm]

Design	Shot sleeve 1			Shot sleeve 2		
	I.D.	O.D.	T	I.D.	O.D.	T
Current	65	85	10	69	89	10
New( $p_d=0$ )		102.4	18.7		108.6	19.8

금형의 구속으로 인한 외부압력을 고려하는 경우는 금형과 샷슬리브 외경 사이 초기틈새의 크기를 미리 알아야 한다. 왜냐하면 샷슬리브 외경의 변위가 이 초기틈새의 크기를 초과하여야 비로소 외부압력이 발생되기 때문이다. 다이캐스팅 산업체에서는 현재 대부분 초기틈새를 샷슬리브 내경의 1/2000 - 1/1000으로 설계하고 있다.<sup>12,13</sup> 이 초기틈새( $\delta_i$ )를 사용하여 Eq. (11)을 Matlab으로 작성한 프로그램을 이용하여 반복적인 방법으로 풀면 외부압력( $p_d$ )을 구할 수 있다.

그러나 전술한 바와 같이 실제 다이캐스팅 금형이 강체가 아니므로 정확하게 보정된 외부압력은 Eq. (13)을 사용하여 구해야 한다. 따라서 우선 금형의 유한한 탄성계수와 정사각형 모양을 정확히 고려하기 위한 Eq. (13)의 보정계수( $C$ )를 먼저 계산하여야 한다. 샷슬리브와 금형이 모두 같은 금형강으로 만들어지는 경우 탄성계수가 ( $E_{SS}$ 와  $E_{Die}$ ) 동일하므로 ANSYS를 이용하여 보정계수를 계산할 수 있다.<sup>14</sup> 단, 이때 정사각형 금형의 크기와 샷슬리브의 외경의 비에 따라 금형이 샷슬리브를 구속하는

정도가 변하므로 이를 고려하여야한다. Fig. 3과 4는 금형길이( $L_{Die}$ )와 샷슬리브 외경(O.D.)의 비에 따른 보정계수를 계산하고 있다. Fig. 4에서 보는 바와 같이  $L_{Die}/O.D.$ 가 증가할수록 금형의 구속력도 증가하며, 금형이 강체로 변하는 효과를 초래하여 결국 보정계수가 커진다. 또한 샷슬리브의 내경과 두께의 비( $I.D./T$ )가 증가하면 샷슬리브의 변형 또는 변위가 커지므로 보정계수도 따라 커져 결국 외부압력이 증가하게 된다.

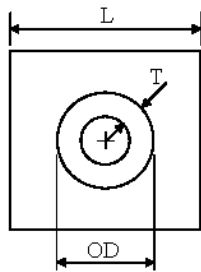


Fig. 3 Geometry and dimensions of a shot sleeve and square die

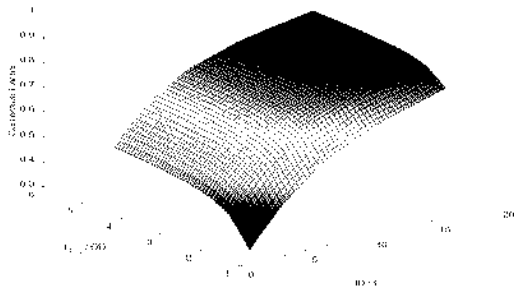


Fig. 4 Correction factor (C) as varying  $L_{Die}/O.D.$  and  $I.D./t$

일반적으로 다이캐스팅 금형의 길이는 샷슬리브 외경의 3 - 4배에 해당한다. 만약 Table 1의 I.D.가 65 mm인 샷슬리브 1에 대해 4배 크기의 금형을 가정하고 초기틈새가 1/2000과 1/1000의 평균값인 0.75/1000을 사용하여 보정된 외부압력( $p_{d,mod}$ )을 Eq. (13)으로 계산하면 Fig. 5와 같이 3.9 MPa로 수렴한다.

마지막으로, 정확한 보정된 외부압력을 사용하여 Eq. (8)로 계산한 최종적인 샷슬리브의 최소두께와 외경은 Table 2와 같다. Table 2를 외부압력이 없다고 가정한 Table 1과 비교해보면 두 개의 샷슬리브의 두께가 모두 감소하는데 이는 설계기준인 Eq. (8)에서 쉽게 파악할 수 있다.

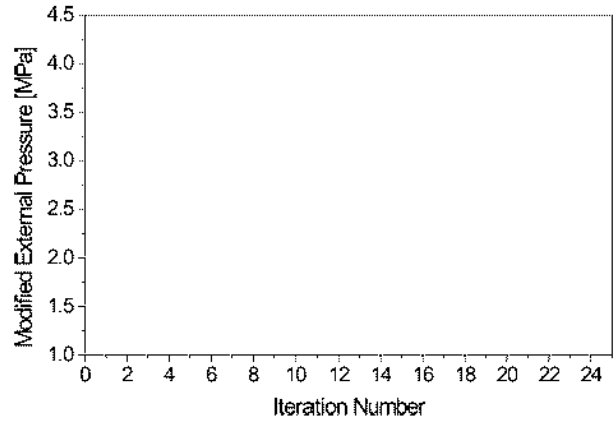


Fig. 5 Modified external pressure of shot sleeve 1

Table 2 Final dimensions of shot sleeves [mm]

Design	Shot sleeve 1			Shot sleeve 2		
	I.D.	O.D.	T	I.D.	O.D.	T
Current	65	85	10	69	89	10
Final( $p_{d,mod}>0$ )		100.4	17.7		106.6	18.8

만약 ANSYS로 계산한 보정계수를 사용하여 Eq. (13)으로 외부압력을 구하는 대신, Eq. (12)로 외부압력을 계산하는 경우에 샷슬리브 두께의 설계기준에 발생하는 차이를 알아보려고 한다. 물론 Eq. (12)는 원형의 금형에 대한 식이므로 가상 원형 금형의 외부 직경  $2r_{Die}$ 이 실제 정사각형 금형의 길이  $L_{Die}$ 에 해당하고, 가상 원형 금형의 원주는 실제 정사각형 금형의 내접원이 된다. 금형과 샷슬리브의 탄성계수와 포아송비가 동일하다면 Eq. (12)를 반복적으로 풀어 수렴하는 외부압력을 구할 수 있으며, 이를 Eq. (13)으로 계산한 외부압력과 비교하기 위하여 Fig. 6에 점선으로 도시하였다. Table 3에는 실제 샷슬리브의 최종 최소두께와 외경을 계산하여 나타내었다.

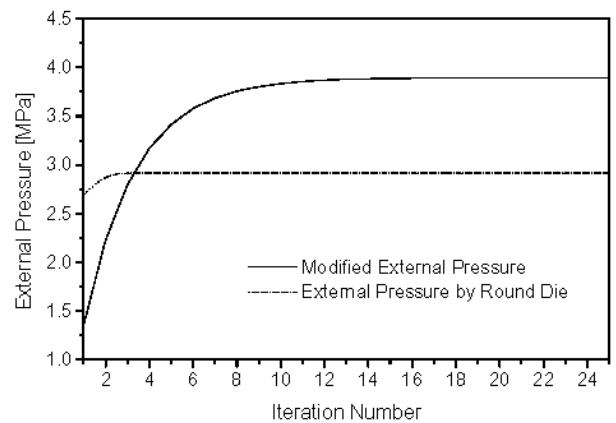


Fig. 6 External pressure of shot sleeve 1

Table 3 Final dimensions of shot sleeves [mm]

Design (Final dimension)	Shot sleeve 1			Shot sleeve 2		
	I.D.	O.D.	T	I.D.	O.D.	T
Constrained by a square die	65	100.4	17.7	69	106.6	18.8
Constrained by a round die		101.3	18.1		107.1	19.1

실제 금형의 사각 형상을 무시하고 원형의 가상 금형을 가정한 경우에도 계산된 샷슬리브의 두께는 큰 차이가 없음을 알 수 있다. 즉, ANSYS를 이용하지 않아도 Eq. (12)에 의해 계산된 외부압력을 구하여 샷슬리브 두께 설계가 가능하다. 그러나 어느 방법을 이용하든 그 결과는 두 개의 실제 샷슬리브의 현재 두께 10 mm보다 훨씬 더 두꺼운 17.7 - 18.1 mm의 샷슬리브를 요구함을 알 수 있다.

#### 4.2 실제 데이터에 기초한 설계기준의 검증

본 절에서는 다이캐스팅 산업체에서 수집한 샷슬리브로부터 얻은 실제 데이터에 기초하여 본 연구에서 제안한 샷슬리브 두께 설계기준의 타당성을 검증한다. 다이캐스팅 산업체에서 사용 후 폐기된 알루미늄 주조용 샷슬리브를 수집하여 실제 내경과 두께의 비에 따라 Table 4와 같이 분류하였다.

Table 4 Frequency distribution of shot sleeves according to ratio of thickness to I.D.

Thickness/I.D.	Frequency	Design rule
<0.15	2	Not satisfied
<0.20	4	
<0.24	3	Marginal
<0.29	2	
<0.32	1	Satisfied
<0.38	1	
<0.41	1	

우선 현재 알루미늄 다이캐스팅용 샷슬리브의 두께와 내경의 비는 0.15 이하부터 0.41에 이르는 큰 폭의 편차가 있음을 알 수 있다. 그런데 Eq. (8)의 설계기준에 의해 계산한 샷슬리브 두께와 내경의 비는 Table 3에 나타난 바와 같이 적어도 0.27이상이어야한다. 그러므로 T/I.D.가 0.27보다 훨씬 작은 6개의 샷슬리브는 본 연구에서 제안한 설계기준을

만족하지 못하며, 비가 0.23 - 0.29인 5개는 설계기준과 유사하고, 나머지 3개는 설계기준보다 두껍게 설계되어 있다.

두께와 내경의 비가 0.20보다 작은 6개의 샷슬리브 중 Table 1의 1번과 2번을 포함한 3개의 샷슬리브는 심한 마모가 있음을 확인할 수 있었다. 반면 비가 0.29보다 커 설계기준을 만족하는 5개의 샷슬리브는 마모의 흔적이 없었다. 그런데도 이 5개의 샷슬리브가 폐기된 이유는, 샷슬리브의 평균 수명을 초과하여 사용하는 경우 종종 발생하는 샷슬리브의 갑작스런 파손과 이에 따른 다이캐스팅 생산의 예기치 않은 중단 위험을 방지하고자, 정기적으로 교체된 것이다.

깊은 상관관계를 보여주는 위 결과에도 불구하고 용탕압력을 포함한 다이캐스팅 공정변수 등 샷슬리브가 실제 사용된 주조 조건을 정확히 알 수 없으므로 Table 4의 데이터를 이용한 통계적 해석은 가능하지 않다. 다만 알루미늄 다이캐스팅용 샷슬리브를 대상으로 조사한 결과이므로 본 연구에서 사용한 평균적인 파라미터의 범위에서 크게 벗어나지는 않을 것이다. 따라서 샷슬리브의 설계와 마모 및 파손과의 상관관계를 간접적으로 증명하기에는 충분하다고 판단된다. Table 4 결과에 기초하여 본 연구에서 제안한 샷슬리브의 설계기준이 다이캐스팅 주조시 샷슬리브의 치수안정성을 보장하여 주물의 최종 품질을 향상시키며 또한 과도한 마모 및 파손을 최소화하는데 기여할 것이라고 결론내릴 수 있다.

## 5. 결 론

본 연구에서 개발된 설계기준과 알루미늄 다이캐스팅용 샷슬리브의 공정변수에 기초하여 분석한 결과를 간단히 요약하면 다음과 같다.

1. 다이캐스팅 공정의 용탕주입과 압축 시 발생하는 용탕압력과 금형에 의한 압력으로 인하여 샷슬리브에는 상당한 응력과 변형이 발생할 수 있으며 이는 샷슬리브의 치수안정성에 영향을 미치고 주물의 불량률을 초래한다. 이를 방지하기 위한 조건으로부터 샷슬리브의 최소 벽두께를 유도하여 계산할 수 있다.
2. ANSYS를 이용하여 구한 보정계수를 사용하여 금형에 의한 정확한 외부압력을 계산할 수 있으며 이를 반복적으로 계산하여 수렴하는 최종 샷슬리브의 두께를 구할 수 있다.

3. 새로운 설계기준에 의하여 계산된 벽두께를 실제 샷슬리브의 치수와 비교한 결과, 설계기준에 비해 매우 부적절하게 설계되었음을 알 수 있다.
4. 현재 다이캐스팅 산업에서 사용 중인 샷슬리브 중 설계기준을 만족하지 못하는 경우는 마모 등 파손의 위험성이 높은 반면 설계기준에 적합한 경우는 예상한대로 위험성이 낮아지는 상관관계가 있다.

#### 참고 문헌

1. S. Kalpakjian and S. Schmid, 2003, "Manufacturing Processes for Engineering Materials, 4th ed.", Prentice Hall, pp. 228-230.
2. R. Lewis et al., 1987, "State of the Technology in Die Casting", Paper No. ERC/NSM-87-12, The Ohio State University.
3. A. Kaye and A. Street, 1982, "Die Casting Metallurgy", Butterworth Scientific, London, England.
4. B. Andresen, 2005, "Die Casting Engineering", Marcel Dekker, New York, NY, pp. 209-236.
5. J. Brevick, M. Duran and Y. Karni, 1991, "Experimental Determination of Slow Shot Velocity-Position Profile to Minimize Air Entrapment", NADCA Transactions, Vol. 16, Paper No. T91-OC4, pp. 399-404.
6. M. Feifel and F. Klein, 1983, "Dimensional and Position Changes of the Shot Sleeve during Operation of a Horizontal Cold Chamber Pressure Die Casting Machine", Germany Foundry and Die Casting Magazine, Vol. 70, No. 2, pp. 33-43.
7. S. Juan and Y. Im, 1989, "Analysis of Thermoelastic Deformation of a Shot Sleeve in a Cold Chamber Die Casting Machine", NADCA Transactions, Vol. 15, Paper No. G-T89-062.
8. Y. Chang, S. Juang and T. Altan, 1989, "Analysis of Deformation in Novel Shot Sleeve Designs", Paper No. ERC/NSM-C-89-48, The Ohio State University.
9. H. Juang, Y. Chang and T. Altan, 1991, "Thermal Distortions and a Novel Design for a Shot Sleeve in a Cold Chamber Die Casting Machine", NADCA Transactions, Vol. 16, Paper No. T91-OC5, pp. 405-412.
10. Danzer et al., 1983, "Creep Behavior of AISI H10 and H13 Materials", SDCE Transactions, Paper No. GT83-012.
11. R. Budynas, 1985, "Advanced Strength and Applied Stress Analysis", McGraw-Hill Book Co., pp. 139-148.
12. O. Kelm, 1979, "How to get more life out of your shot sleeves and plunger tips", SDCE Transactions. Paper No. G-T79-012.
13. D. Sobol, 1989, "The Use and Manufacturing of H13 Shot Sleeves", Die Casting Engineer, Vol. 33, No. 1, pp. 14-16.
14. ANSYS-Analysis Guide, 2000, ANSYS Release 6.0, ANSYS, Inc.