

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터의 연구비 지원에 의하여 수행되었습니다.

축대칭 단조공정에서 최종제품의 탄성회복에 관한 해석

김 태 형*, 김 동 진*, 김 병 민**, 최 재 찬**

Determination of Elastic Recovery for Axi-Symmetric Forged Products

T. H. Kim*, D. J. Kim*, B. M. Kim**, J. C. Choi**

ABSTRACT

The dimensional accuracy of a final product is mainly affected by elastic die deformation during the forging and elastic recovery after the ejection in cold forging process. The investigations on elastic recovery are not so much as those of elastic die deformation. The elastic recovery can be determined by using the elastic-plastic finite element analysis, but, this method has some limits such as poor convergence and long computational time, etc. In this paper, a theoretical analysis for predicting the elastic recovery of a final product in axi-symmetric forging process by using the rigid-plastic finite element method is presented. The rigid-plastic finite element analysis of a cold forward extrusion process involving loading, ejecting process is accomplished by rigid-plastic FE code, DEFORM. The effect of elastic die deformation on the final product dimension is also considered. The calculated elastic recovery is compared with the analysis result of elastic-plastic FE code, ABAQUS.

Key Words : Elastic Die Deformation(금형의 탄성변형), Dimensional Accuracy(치수 정밀도), Rigid-Plastic Finite Element Method(강소성 유한요소법) Elastic-Plastic Finite Element Method(탄소성 유한 요소법), Ejecting Process(취출 공정), Elastic Recovery(탄성회복).

1. 서론

정형가공에 대한 관심이 높아짐에 따라 점차적으로 정밀단조방법을 이용하여 제품을 성형하려는 추세에 있다. 최근에는 재료비 및 인건비 상승 등의 비용적 요인을 극복하고 소비자의 고품질에 대한 욕구에 부응하기 위해 정

밀단조법에 의한 가공방법이 각광받고 있다. 이러한 성형 방법은 소재, 에너지 및 인건비 절감을 꾀할 수 있어 원가 절감을 통한 생산성 향상을 이룩할 수 있으며^(1,2), 경합공정인 절삭가공에 의한 방법보다 최종제품의 강도, 표면 마무리, 치수정밀도 등의 측면에서 장점을 갖고 있다. 정형가공의 주된 목표 중 하나는 최종제품의 치수정밀도를

* 부산대학교 대학원

** 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터

들 수 있으며⁽²⁾, 이에 대한 연구들이 활발하게 진행되고 있다⁽³⁻⁹⁾. 최근에는 소성가공공정에서 유한요소법을 활용하여 금속의 유동 및 금형의 변형 등의 정보들을 토대로 최종제품의 치수 예측에 대한 여러 연구가 발표되었다⁽⁵⁻⁷⁾. 금속성형공정에서 유한요소법에 의한 소재의 변형해석은 강소성해석과 탄소성해석으로 대별되고 있으며, 탄소성 유한요소해석법은 응력, 변형률 등의 정확한 정보는 얻을 수 있으나 많은 계산시간이 필요하고 변형증분을 크게 잡을 수 없을 뿐만 아니라 변형량이 클 경우에는 수렴성이 나빠지기 때문에 대부분의 소성변형해석에는 강소성 유한요소법이 이용되고 있으며 후자의 방법을 이용한 소성 변형해석결과는 실제의 실험과도 잘 일치함이 여러 문헌에서 입증되었다⁽¹⁰⁻¹²⁾. 성형 후 제품의 후가공을 생략 또는 최소화하기 위해서는 성형압력에 의한 금형의 변형, 소재의 탄성회복 등을 금형설계시 고려해야 한다. 대부분의 단조공정은 성형 후 편치의 제거와 소재의 취출(ejection)과정이 이루어지며 이때 구속된 응력상태의 해체에 의해 소재가 탄성회복을 하게 된다⁽³⁾. 그러나 성형 후 소재의 탄성회복에 관한 연구는 거의 없는 실정이며 몇몇 연구에 의해 탄성회복에 관한 언급이나 탄성회복의 계산이 시도된 바 있다^(3,8,9). Imai는 무산소동, 알루미늄, 탄소강 등의 후방압출공정에서 소재의 탄성회복량을 실험적으로 구하였으며 반경방향의 탄성회복량은 변형소재의 탄성계수에 반비례함을 제시하였다⁽³⁾. 이영규⁽⁸⁾ 등은 전자충부품의 성형 후 스프링백을 해석하기 위하여 소재를 강소성 유한요소해석한 결과를 이용하여 하중제거(unloading)해석함으로써 탄성회복의 계산을 시도하였다. Sadeghi와 Dean은 축대칭 밀폐단조공정에서 치수 정밀도에 영향을 미치는 인자들을 제시하였으며 취출 후 소재의 반경방향 탄성회복량을 계산할 수 있는 수식을 제안하였다⁽⁹⁾.

본 연구에서는 축대칭 단조공정에서 소재의 변형을 강소성 유한요소해석한 후 변형소재의 응력상태로부터 최종제품의 탄성회복량을 구하였다. 제시된 결과의 타당성을 검증하기 위하여 탄소성 유한요소코드인 ABAQUS를 이용하여 소재와 금형을 탄소성체로 가정하여 해석한 후 편치의 하중제거 및 취출공정을 해석한 후 그 결과를 강소성 유한요소해석결과와 비교하였다.

2. 소재의 탄성회복식

축대칭 소재의 변형 후 탄성회복식은 참고문헌⁽⁹⁾에 제

시되어 있으며, Sadeghi와 Dean은 소재의 원주방향응력 σ_θ 를 소재의 전단항복응력의 두배($2k$, k 는 전단항복응력)로, 축방향응력 σ_z 를 0으로 가정하여 아래와 같은 탄성회복식을 제안하였다.

$$u = \frac{1-\nu}{E}(2k)r \quad (1)$$

여기서 u 는 반경방향의 변위이며, E 는 탄성계수(elastic modulus), ν 는 프와송비(Poisson's ratio), r 은 질점의 반경이다.

본 연구에서는 강소성 유한요소해석에서 얻어진 응력성분들을 이용하기 위해 다음과 같은 형태로 적용하였다. 축대칭 변형의 경우에는 소재의 원주방향의 회전을 무시할 수 있으므로 소재가 반경방향의 변위 u 를 일으킬 때 원주방향의 변형율은 아래와 같이 표현된다.

$$(\epsilon_\theta)_u = \frac{u}{r} \quad (2)$$

또한 탄성회복과정에서 소성변형이 없다고 가정하면 소재의 원주방향 변형율은 Hooke의 법칙을 이용하여 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_\theta = \frac{1}{E}\{\sigma_\theta - \nu(\sigma_r + \sigma_z)\} \quad (3)$$

여기서 σ_r 은 반경방향의 응력을 나타낸다.

위의 식(2)를 식(3)에 치환하면 아래의 식이 얻어진다.

$$u = \frac{r}{E}\{\sigma_\theta - \nu(\sigma_r + \sigma_z)\} \quad (4)$$

따라서 소재의 탄성계수와 프와송비, 성형해석에서 구한 응력성분들로부터 최종제품의 반경방향 탄성회복량을 구할 수 있다.

3. 변형해석

소재의 변형해석은 DEFORM⁽¹³⁾을 이용하였으며 소재와 금형을 각각 강소성체 및 탄소성체로 가정하여 소재의 변형해석과 금형의 탄성변형해석을 연계해석하였다. 해석에 이용된 소재는 1010강으로 직경과 길이가 각각 35.2mm인 봉재이며 응력-변형율의 관계가 $\bar{\sigma} = 715.95 \bar{\epsilon}^{0.22} [N/mm^2]$, 쿨롱마찰계수를 0.06으로 가정하였다. 소재와 금형의 물성

치를 표 1에 나타내었다.

Table 1 material properties of workpiece and die.

	workpiece	die
mat.	AISI 1010	AISI D2
E	200000 [N/mm ²]	209000 [N/mm ²]
ν	0.3	0.3
yield stress	226.5 [N/mm ²]	2150 [N/mm ²]

강소성 유한요소해로부터 구해진 탄성회복량을 비교하기 위해 ABAQUS를 이용하여 소재와 금형을 각각 탄소성체로 가정하여 소재의 변형 및 금형의 변형해석을 연계하여 해석하였다. Fig. 1(a)는 해석에 이용된 금형의 치수를 나타낸 것이며, Fig. 1(b)는 초기상태의 소재 및 금형의 격자도를 보여주고 있다. 소재의 변형해석은 펀치행정이 17mm가 될 때까지 해석하였으며 펀치행정이 완료되었을 경우의 변형유동선은 Fig. 2(a)에 나타내었다.

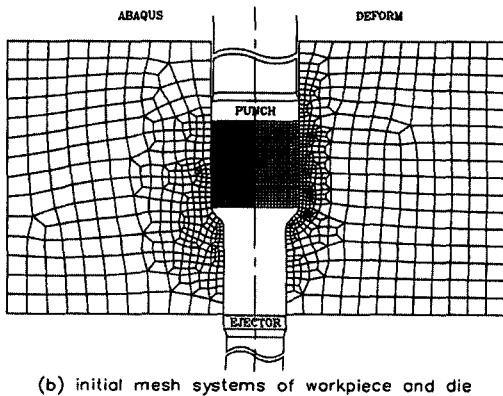
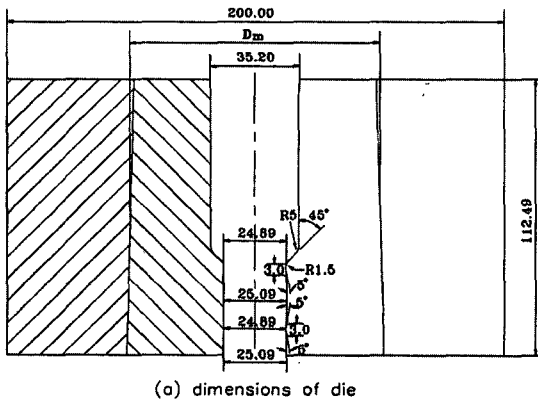


Fig. 1 Initial Mesh Systems and Dimensions of Die.

Fig. 2(a)의 좌측부분은 ABAQUS해석결과와 소재격자를 나타낸 것이며, 우측부분은 DEFORM해석결과를 Flownet에서 소재의 유동선을 생성하여 나타낸 것이다. 전체적인 소재의 변형양상은 두 가지 해석결과가 거의 동일하게 나타났으나, 소재를 탄소성체로 가정하였을 경우보다 강소성체로 가정하였을 경우 동일한 펀치행정에서 다이랜드부를 빠져나온 길이가 더 길게 나타남을 알 수 있다. Fig. 2(b)는 펀치행정이 완료되었을 경우에 대한 소재의 유효변형을 분포를 나타낸 것으로 해석결과가 서로 잘 일치함을 알 수 있다. 각각의 해석결과에서 소재의 최대 유효변형율은 랜드부를 빠져나온 소재의 표면에서 약간 안쪽 부분에 나타남을 알 수 있다.

Fig. 3은 펀치행정이 완료되었을 경우와 펀치제거 후의 금형의 변형을 각각 50배 확대하여 나타내었다. 펀치행정이 완료되었을 경우 금형의 최대변형은 성형영역에서 나타나고 있으며 소재를 탄소성체로 가정하였을 경우 금형의 변형량이 더 큼을 알 수 있다. 이러한 결과로부터 소

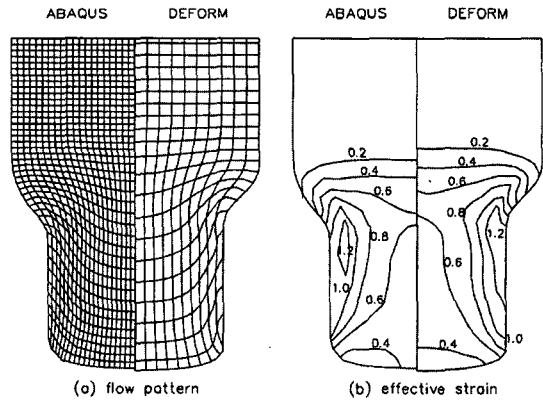


Fig. 2 Flow Pattern and Distribution of Effective Strain at Final Punch Stroke.

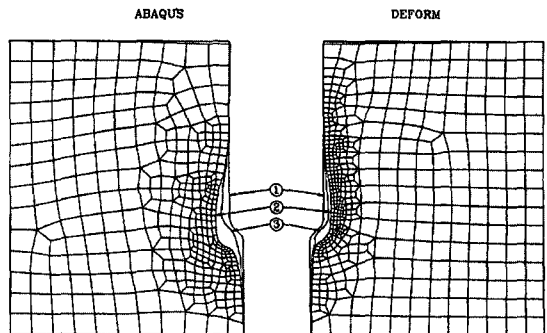


Fig. 3 Elastic Die Deformation. (x50)
 (①initial die profile, ② at final punch stroke, ③ after punch remove)

재를 탄소성체로 가정하였을 경우는 컨테이너 내부에서 반경방향의 변형이 더 증가하게 되므로 소재를 강소성체로 가정한 해석결과보다 다이랜드를 빠져나온 소재의 길이가 짧아지는 주 요인으로 생각된다. 성형완료 후 펀치를 제거했을 때는 금형이 반경방향 및 축방향 변형회복이 일어남을 볼 수 있으며 이 경우 역시 소재를 탄소성체로 가정하였을 경우가 강소성으로 가정하였을 경우보다는 초기상태의 금형 형상에 비하여 변형량이 더 큰 상태임을 알 수 있다.

Fig. 4에는 성형완료시점에서 금형의 반경방향응력, 축방향응력을 나타낸 것으로서 두 가지의 해석결과가 잘 일치하고 있다. 금형의 반경방향 및 축방향의 응력이 최대가 되는 영역은 금형의 랜드부가 시작되는 위치이다. Fig. 5는 펀치를 제거하였을 때 금형 내부의 응력상태를 나타낸 것으로 전체적인 응력의 크기가 낮아짐을 알 수 있다. Fig. 4.5에서 최대 응력의 작용 위치와 Fig. 3의 최대 변형량이 발생한 위치는 거의 같음을 볼 수 있다.

Fig. 6은 성형완료 단계에서 소재내부의 응력분포를 비교하여 도시하였으며 두 가지 해석에 대한 결과가 잘 일치함을 볼 수 있다. 금형의 랜드부를 빠져나온 영역에서는 반경방향 및 축방향의 인장응력성분이 발생함을 알 수

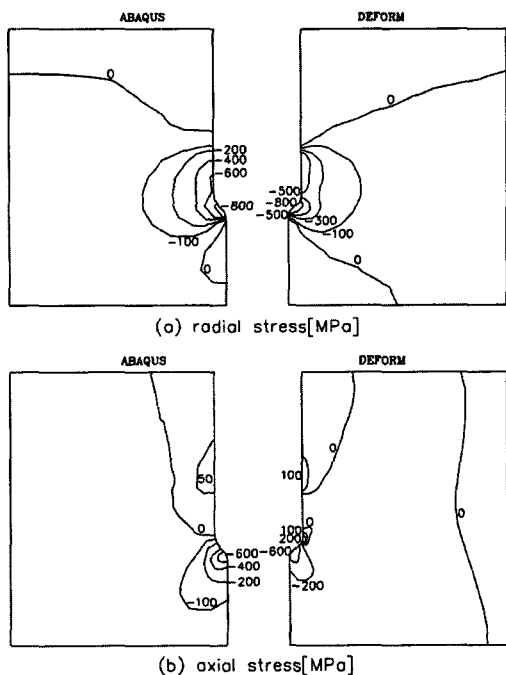


Fig. 4 Stress Distribution of Die at Final Punch Stroke.

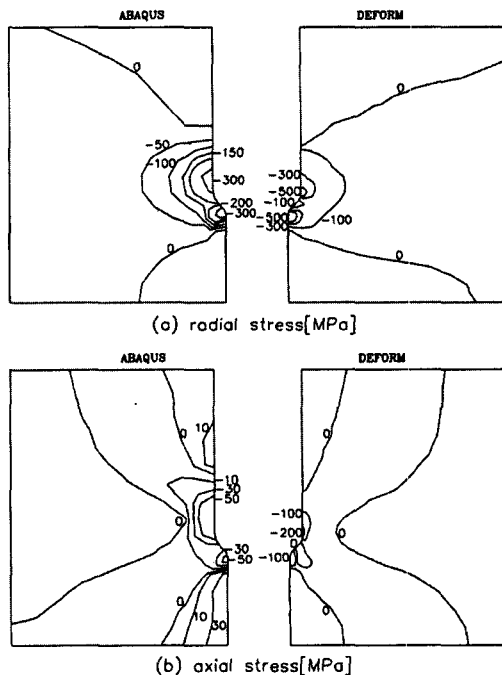


Fig. 5 Stress Distribution of Die after Punch Remove.

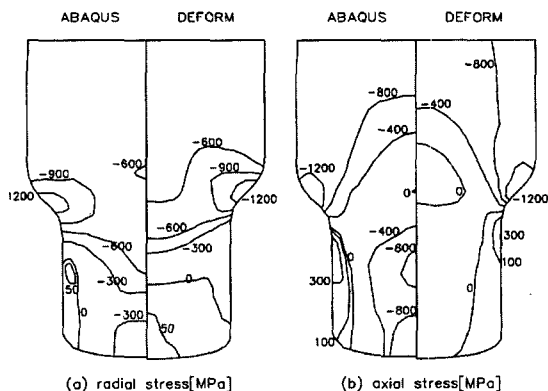


Fig. 6 Stress Distribution of Workpiece at Final Punch Stroke.

있으며 최대 응력이 작용하는 영역은 성형이 이루어지기 시작하는 영역임을 볼 수 있다. Fig. 7은 펀치를 제거한 상태의 소재내부응력 상태를 나타낸 것으로서 역시 두 가지 해석결과가 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다. 펀치를 제거한 후에는 소재내부의 응력의 크기가 전체적으로 감소하며 압축응력이 작용하는 영역이 금형의 랜드부와 접촉하고 있는 영역까지 확장됨을 알 수 있다. 이러한 결과는 펀치 제거 후, 금형이 반경방향으로 수축함으로 인하여

소재가 금형에 의해 압축되는 효과 때문으로 생각된다.

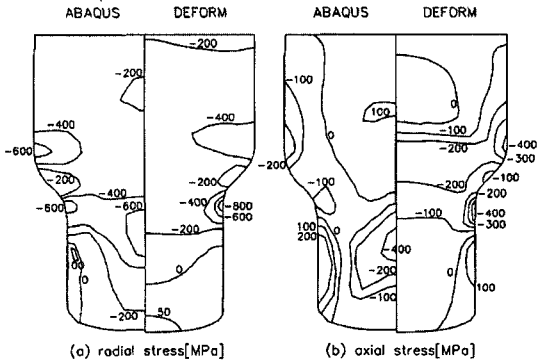


Fig. 7 Stress Distribution of Workpiece after Punch Remove.

일반적인 금속성형공정에서는 금형에 작용하는 압력이 대단히 높으므로 금형의 강도향상, 소성변형의 방지, 탄성변형의 억제 등을 목적으로 보강링을 사용하는것이 보편적이다. 본 연구에서는 보강링을 사용한 경우에 대해서도 소재 및 금형의 변형해석을 수행하였으며 보강링 사용시 억지끼워박음량 Z 는 다음 식으로부터 구하였다⁽¹⁴⁾.

$$Z = \left[\frac{1}{E_2} \frac{1+Q_2^2}{1-Q_2^2} + \frac{1}{E_1} \frac{1+Q_1^2}{1-Q_1^2} \right] P_c D_i \quad \text{이며} \quad (5)$$

$$\text{여기서 } P_c = \frac{1-Q_1^2}{2} \frac{1-Q_2^2}{1-Q_2^2} \{ S_{y2}(1-Q_2^2) - S_{y1}(Q_1^2 - Q_2^2) \},$$

$$Q = D_i / D_o, \quad Q_1 = D_i / D_m, \quad Q_2 = D_m / D_o,$$

- D_i : 인서트 내경, D_m : 인서트 외경,
- D_o : 금형의 총외경,
- E_1 : 인서트의 탄성계수, E_2 : 보강링의 탄성계수,
- S_{y1} : 인서트의 항복응력, S_{y2} : 보강링의 항복응력

해석에는 동일한 재질, 치수의 소재를 사용하였으며 금형의 인서트와 보강링의 재질, 물성치는 표 2와 같다. 식 (5)로부터 계산된 인서트와 보강링사이의 억지끼워박음량은 0.394mm이다. 보강링을 억지끼워박음한 후의 인서트의 수축량을 Fig. 8에 나타내었으며 금형의 상단부에서 수축량이 최대임을 볼 수 있다. 또한 보강링을 사용한 경우에서 소재의 변형 및 금형의 탄성변형해석을 동시에 수행하였으며 이때의 인서트 내면의 탄성 변형량을 동

일한 그림에 나타내었다. 실제 압출금형은 억지끼워박음 후 인서트의 수축량을 절삭 또는 연마 등을 통하여 원하는 금형의 형상으로 후가공하여 사용하게 된다. 소재의 변형해석과 금형의 탄성변형해석을 연계하여 해석하는 경우 압출공정의 해석시 억지끼워박음효과에 의해 실제 금형의 치수보다 수축된 금형내부표면을 통하여 압출해석하게되므로 최종압출단계에서 인서트 내면의 실제 탄성변형량을 보다 정확하게 예측하기 위해서는 보강링사용으로 인한 금형내면의 수축량을 보정하여야한다. 따라서 최종압출공정에서 금형의 탄성변형량을 보강링 사용으로 인한 수축량을 보정하여 계산한 결과를 Fig. 8에 나타내었다. 보강링을 사용한 경우에서 인서트의 반경방향 탄성변형량은 보강링을 사용하지 않은 금형의 경우보다 탄성변형량이 더 작음을 볼 수 있다. 최종펀치행정에서 인서트와 보강링 내부의 응력분포를 Fig. 9(a)에 나타내었으며 보강링을 사용하지 않은 경우와 비교하면 소재와의 접촉면에서 반경방향응력 및 축방향의 응력이 압축상태로 변화되었음을 볼 수 있다. 펀치를 제거한 상태에서의 응력분포인 Fig. 9(b) 역시 금형 내부에서는 큰 압축응력이 작용하고 있음을 볼 수 있었다. 최종펀치행정에서 소재 내부의 응력분포를 Fig. 10(a)에 도시하였으며 보

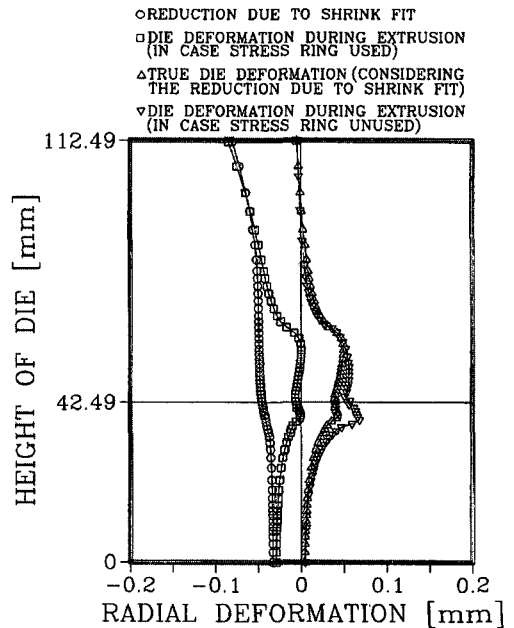


Fig. 8 Radial Deformation of Die Inner Surface at Each Stages.

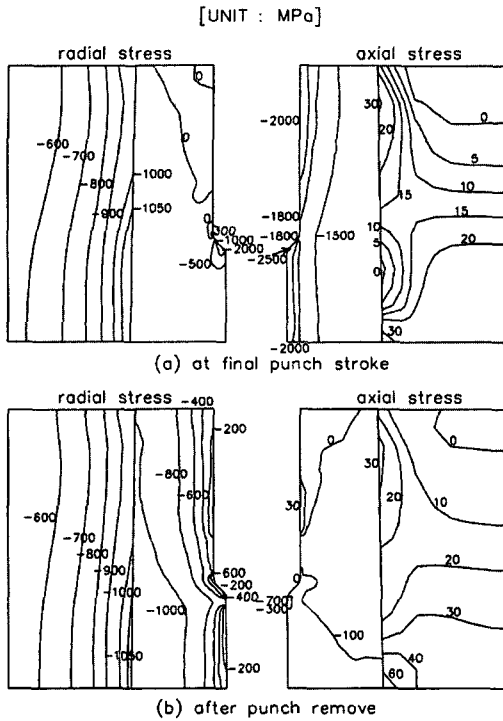


Fig. 9 Stress Distribution of Die Insert and Stress Ring

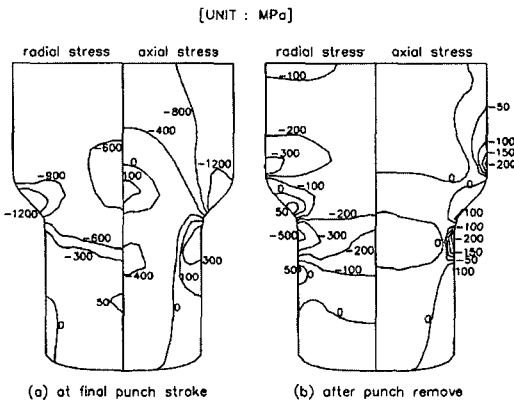


Fig. 10 Stress Distribution of Workpiece in case Stress Ring used.

강링을 사용하지 않은 경우의 결과인 Fig. 6과 비슷한 양상을 볼 수 있었다. 그러나 펀치를 제거한 후 소재 내부의 응력분포인 Fig. 10(b)는 보강링을 사용하지 않았던 경우의 결과인 Fig. 7보다 응력의 크기가 많이 감소하였음을 볼 수 있었다.

Table 2 material properties of die insert and stress ring.

	die insert	stress ring
mat.	AISI D2	AISI H13
E	200900 [N/mm ²]	212000 [N/mm ²]
v	0.3	0.3
yield stress	2150 [N/mm ²]	1100 [N/mm ²]

4. 소재의 탄성회복

변형해석에 대한 정확한 결과의 예측과 공정 후 소재의 탄성회복 등을 관찰하기 위해서는 탄소성 유한요소법을 이용해야 한다. 그러나 탄소성 유한요소법은 앞서 언급한 바와 같이 해의 수렴성이 나쁘며, 변형증분을 크게 잡을 수 없을 뿐만 아니라 계산에 소요되는 시간이 매우 크다. 이에 비해 강소성 유한요소법은 양호한 수렴성 및 변형증분량을 크게 잡을 수 있기 때문에 변형이 크게 발생하는 소성변형문제의 해석에 널리 적용되고 있다. 또한 소재를 탄소성체로 가정하였을 경우와 강소성체로 가정하였을 경우에 대한 해석결과는 큰 차이가 없다고 이미 보고^(15,16)되어 있으며 일반적인 소성변형문제의 하중, 변형을, 응력 및 재료의 유동 등을 예측하고 공정 및 금형을 설계하는 데는 강소성 유한요소법이 적합한 방법이다. 일반적인 축대칭 단조공정에서는 최종제품의 반경방향 탄성회복이 큰 양을 차지하게 된다. 그러나 소재를 강소성체로 가정하였을 경우에는 소재의 탄성변형 및 탄성회복 등을 관찰할 수 없다. 따라서 본 연구에서는 소성변형의 해석에 널리 적용되고 있는 강소성 유한요소법을 이용하여 변형해석을 수행한 후 소재의 응력상태로부터 최종제품의 반경방향의 탄성회복량을 계산할 수 있는 방법을 제시하고자 한다. 소재를 강소성체로 가정하였을 경우의 응력장의 정확성을 검토하기 위해 동일한 공정조건하에서 소재를 탄소성체로 가정하여 구한 응력장과 비교하여 보았다. 앞서 언급한 바와 같이 펀치행정의 완료 및 펀치를 제거했을 경우의 응력은 소재를 탄소성체로 가정했을 경우와 강소성체로 가정했을 경우가 큰 차이가 없음을 알 수 있었다. 따라서 이러한 응력장으로부터 소재의 탄성회복을 계산할 경우 각각의 해석결과가 큰 차이가 없음을 미루어 짐작할 수 있다. 강소성해석에서 펀치를 제거한 상태에서 얻은 소재내부의 응력성분들을 식(4)를 이용하여 소재의 탄성회복량을 계산하였다. 여기서 탄성회복량을 취출 후의 소재 치수와 다이캐비티사이의 반경방향 좌

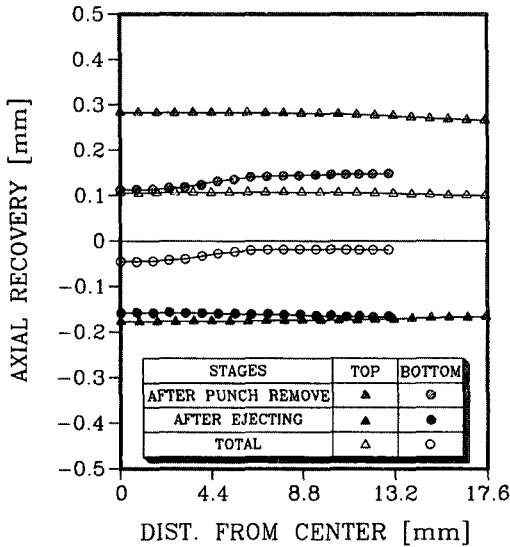


Fig. 11 Axial Recovery of Workpiece at Each Stages.

표 차이로 정의하였다.

소재를 탄소성체로 가정하여 해석했을 경우의 펀치제거 후, 취출공정 후의 축방향 탄성회복량을 Fig. 11에 나타내었다. 이때, 펀치제거 후의 탄성회복량은 펀치행정이 완료되었을 경우에 대한 소재의 축방향 좌표 차이로, 취출공정 후의 탄성회복량은 펀치행정 완료시의 소재 좌표에서 취출공정동안의 행정(ejecting stroke)을 뺀 좌표값과 펀치를 제거 했을 때의 소재의 축방향 변위량의 차이로 정의하였다. 펀치를 제거하였을 경우는 소재의 윗, 밑면이 모두 축방향으로 양의 변위가 발생하였으며, 이 결과는 펀치를 제거함에 따라 금형이 축방향으로 탄성회복하였기 때문이다. 취출공정 후 소재의 축방향 탄성회복은 소재의 윗면 및 아랫면이 모두 음의 방향으로 회복함을 알 수 있었다. 전체의 탄성회복량은 취출공정 후의 소재 좌표값과 성형이 완료되었을 때의 좌표값 차이로 정의하였으며 Fig. 11에서 볼 수 있듯이 소재의 축방향 길이가 다소 증가하였음을 알 수 있다. Fig. 12은 이러한 각각의 공정에서 소재의 변위값을 10배 확대시켜 나타낸 것이다.

성형이 완료된 상태보다 최종제품의 길이가 약간 증가했음을 볼 수 있었다. 또한 소재의 반경방향 좌표는 성형 완료단계 시점보다 취출 후의 좌표가 더 큼을 볼 수 있으며 펀치를 제거한 후에는 금형이 반경방향으로 수축함으로써 소재 역시 성형완료단계보다 반경방향으로 수

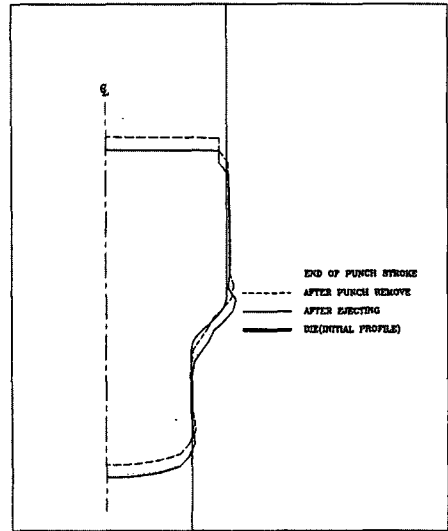


Fig. 12 Elastic Recovery of a Product in case without Stress Ring Used. (×10)

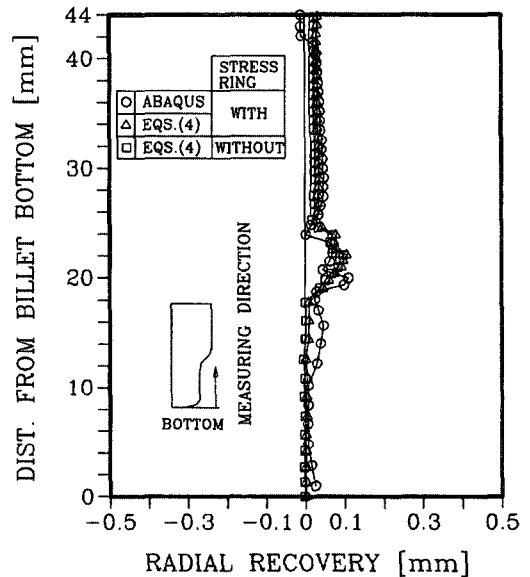


Fig. 13 Radial Recovery of Workpiece after Ejecting.

축함을 볼 수 있다. Fig. 13은 소재를 각각 탄소성체, 강소성체로 가정하였을 경우에 대한 반경방향의 탄성회복량을 나타낸 것으로 소재를 탄소성체로 가정하였을 경우 전체적인 탄성회복량이 더 큼을 볼 수 있다. 보강링을 사

용한 경우에 대한 결과는 보강링을 사용하지 않은 경우보다 탄성변형량이 더 작으며 소재내부의 응력의 크기도 더 낮으므로 압출공정 후 소재의 반경방향의 탄성회복이 더 작게 발생함을 볼 수 있었다. 소재의 탄성회복량이 최대인 위치는 금형의 성형영역에 접촉한 부분에서 발생하였으며 펀치와 접촉한 면 부근에서는 소재를 탄소성체로 가정하였을 경우 수축하는 반면에 강소성체로 가정하였을 경우 반경방향으로 회복됨을 알 수 있다. 이러한 차이는 각각의 해석결과에서 금형의 탄성변형량의 차이에 기인하는 것으로 생각된다.

5. 결 론

DEFORM을 이용하여 소재의 변형을 강소성 유한요소 해석하였다. 강소성 유한요소해석결과로부터 최종공정 후 소재의 탄성회복량을 구한 결과를 탄소성 유한요소해석결과와 비교하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

① 소재를 강소성체로 가정한 경우보다 탄소성체로 가정하였을 경우가 금형의 탄성변형량이 약간 큼을 볼 수 있었으며 이러한 금형의 탄성변형 차이로 인하여 소재를 강소성체로 가정하였을 경우보다 탄소성체로 가정하였을 경우 최종제품의 길이가 약간 짧음을 볼 수 있었다.

② 소재를 각각 강소성체, 탄소성체로 가정한 경우의 응력장을 비교한 결과, 성형 완료상태 및 펀치제거시의 응력장이 모두 잘 일치하였다.

③ 강소성 유한요소해석으로 구한 반경방향의 탄성회복은 전반적으로 탄소성 유한요소해석결과와 잘 일치하였다.

④ 보강링을 사용한 금형은 인서트의 탄성변형량을 줄일 수 있을 뿐만 아니라 최종제품의 탄성회복량도 줄일 수 있다.

⑤ 축대칭 단조품의 반경방향의 탄성회복은 강소성 유한요소해석결과로부터 구할 수 있다.

참 고 문 헌

1. H. Kudo, "Towards Net-Shape Forming", J. of Matetial Porcessing Technology, vol. 22, pp. 307~342, 1990.
2. T. A. Dean, "Progress in Net Shape Forging", 4th ICTP., pp. 1031~1040, 1993.
3. K. Imai, "Effects of Tool Deformation and

- Product's Elastic Recovery on the Dimensional Accuracy of Backward-Extruded Cups", JSTP., vol.23, no.252, pp. 35~43, 1982.
4. K. Lange, "On the Stress Distribution in Prestressed Extrusion Dies under Non-Uniform Distribution of Internal Pressure", Int. J. Mesh. Sci., vol. 27, no. 3, pp. 169~175, 1985.
5. X. W. Wang, H. G. Chang, C. J. Wang, M. Y. Lee, "Experimental and Theoretical Determination of Container", Advanced Technology of Plasticity, vol. 1, pp. 539~544, 1987.
6. J. L. Frater, "Application of Finite Element Methods to the Design of Prestressed Tooling", J. Mater. Shaping Technol. vol. 7, no. 1, pp. 49~55, 1989.
7. X. H. Zhang, "Finite Element Analysis of Container and Accuracy Control of Extrusion Products", Advanced Technology of Plasticity, vol.1, pp. 343~348, 1990.
8. 이영규, 양동열, 이재진, 김석관, "정밀전자부품의 성형 및 탄성회복의 유한요소해석에 의한 제품정밀도 예측", 대한기계학회 춘계학술대회 논문집(I), pp. 427~431, 1995.
9. M. H. Sadeghi, T. A. Dean, "Analysis of Dimensional Accuracy of Precision Forged Axisymmetric Components", Proc. Instn. Mech. Engrs., vol. 205, pp. 171~178, 1991.
10. S. I. Oh, W. T. Wu, J. P. Tang, "Simulation of Cold Forging Processes by the DEFORM system", J. of Matetial Porcessing Technology, vol. 35, pp. 357~370, 1992.
11. D. Y. Yang, K. H. Kim, J. B. Hawkyard, "Simulation of T-Section Profile Rolling by The 3-D Rigid-Plastic Finite Element Method", Int. J. Mesh. Sci., vol. 33, no. 7, pp. 541~550, 1991.
12. E. Doege, H. Nagele, "FE Simulation of the Precision Forging Process of Bevel Gears", Annals of the CIRP, vol. 43, pp. 241~244, 1994.
13. DEFORM Manual, ver 4.0

14. 김태형, 김병민, 최재찬, "냉간단조품의 정밀도향상을 위한 금형해석기법", 한국정밀공학회지, 제 12권 제 1호, pp. 29~37, 1995.
15. S. Kobayashi, S. I. Oh, S. I. and T. Altan, Metal Forming and the Finite Element Method, Oxford University Press, 1989.
16. S. I. Oh, "Finite Element Analysis of Plane-Strain Sheet Bending", Int. J. Mesh. Sci., Vol. 22, pp. 583~594, 1980.