

## 소재의 탄성회복과 금형의 탄성변형을 고려한 냉간단조품의 치수 예측

전병윤<sup>1</sup> · 강상명<sup>2</sup> · 박재민<sup>3</sup> · 이민철<sup>4</sup> · 박래훈<sup>4</sup> · 전만수<sup>#</sup>

### Prediction of Dimensions of Cold Forgings Considering Springback of Material and Elastic Deformation of Die

B. Y. Jun, S. M. Kang, J. M. Park, M. C. Lee, R. H. Park, M. S. Joun

(Received November, 29, 2004)

#### Abstract

In this paper, a systematic attempt for estimating geometric dimensions of cold forgings is made by finite element method and a practical approach is presented. In the approach, the forging process is simulated by a rigid-plastic finite element method under the assumption that the die is rigid. With the information obtained from the forging simulation, die structural analysis and springback analysis of the material are carried out. In the springback analysis, both mechanical load and thermal load are considered. The mechanical load is applied by unloading the forming load elastically and the thermal load is by cooling the increased temperature due to the plastic work to the room temperature. All the results are added to predict the final dimensions of the cold forged product. The predicted dimensions are compared with the experiments. The comparison has revealed that predicted results are acceptable in the application sense.

**Key Words** : Springback, Die Deformation, Finite Element Analysis, Precision Forging

#### 1. 서 론

단조는 특히, 고강도의 기계부품을 저가에 대량 생산하는 목적으로 날로 발전하고 있다. 국내의 단조공업은 비록 뒤늦게 시작되기는 하였으나 자동차 산업의 발전과 기계류 부품의 수출증대에 힘입어 급속한 발전을 거듭하고 있다. 단조공업이 뒷받침되지 않으면 자동차 및 가전 제품과 같은 대량소비 목적의 대량생산은 불가능하다고 해도 과언이 아니다.

대부분의 기계부품이 제 기능을 갖추는데는 절삭이 불가피하다. 절삭은 많은 가공공수를 필요로

하므로 절삭공수의 최소화는 소재비, 인건비, 기계장치비의 절감 효과로 연결되고 기계부품의 가격 경쟁력으로 직결된다. 따라서 불가피한 절삭을 줄이려는 다양한 시도들이 지속되고 있다. 단조는 이러한 목적에 매우 적합하며, 특히 다수의 냉간 단조품은 무절삭으로도 사용이 가능하며, 10 $\mu$ m 내외의 치수정도에 도전하고 있다. 우리나라의 경우 정밀단조 기술이 크게 낙후되어 일본 등의 해외 의존도가 비교적 높은 실정이다.

한편, 그 중요성에도 불구하고 산업현장에서 활용가능한 단조품의 치수정도를 맞추기 위한 체계적 접근방법이 확립되어 있지 않으며, 설계자의

1. 경상대학교 수송기계부품기술혁신센터  
2. ㈜삼광공업  
3. 큐빅테크  
4. 경상대학교 기계공학과 대학원  
# 교신저자: 경상대학교 기계항공공학부

경험과 시행착오적 접근방법에 의하여 치수정도를 맞추고 있다.

냉간단조품의 치수정도는 금형의 탄성변형, 소재의 탄성회복, 성형 후 열수축 등에 의해 영향을 받는다. 그리고 열처리시에도 다소의 치수변화가 발생한다. 따라서 단조품의 최종 치수 예측 문제는 매우 복잡하며, 상호연계성을 갖기 때문에 정확하게 해석한다는 것은 매우 어려운 문제이다. 금형의 탄성구조해석에 관한 연구는 비교적 많은 연구자[1~8]에 의하여 이루어졌지만, 활용이 미흡한 실정이다. 그러나 향후 정밀냉간단조의 발전과 더불어 단조품의 최종치수 예측의 필요성이 점점 중요하고 있으며, 최근 이에 관한 연구[9,10]가 일부 연구자에 의하여 이루어지고 있다.

본 연구에서는 유한요소법[11~20]에 의하여 예측된 단조공정 시뮬레이션 결과를 이용하여 금형의 탄성변형, 소재의 탄성회복, 소재의 열수축 등을 고려함으로써 단조품의 치수 예측 기술을 제안하고자 한다. 기초이론을 소개하고, 산업 현장에서 발굴한 예제에 대한 예측 치수와 실제 공정 치수를 비교함으로써 접근방법의 타당성을 검증하고자 한다.

## 2. 접근방법

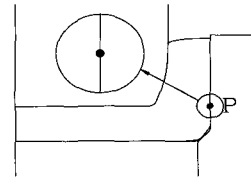
모든 인자간의 상호관계를 반영하여 단조품의 치수변화를 예측한다는 것은 사실상 불가능하다. 단조품의 치수 결정에 미치는 인자들이 매우 많고 복잡하게 얽혀 있으므로 일부 인자들의 상호연계성을 무시할 수밖에 없으며, 그 결과가 금형구조 설계를 위한 지침을 줄 수 있다면 공학적으로 충분한 가치를 가질 수 있다.

본 연구에서는 먼저 단조 시뮬레이션 시에 금형을 강체로 가정하였다. 이 결과로부터 얻은 하중정보를 금형의 해석목적으로 사용하였으며, 최종 단계에서 금형의 탄성변형만큼 금형변형에 의한 소재의 형상변화가 발생한다고 가정한다. 물론 실제로는 금형의 탄성변형으로 인한 형상변화가 하중변화를 야기하므로 상호 연계되어 있으나 그 연계성이 하중의 크기와 분포를 실제 크게 변화시키지 않는다고 가정하여도 공학적으로 큰 무리가 아니다. 이 가정은 많은 연구자들에 의하여 이용되어 왔다.

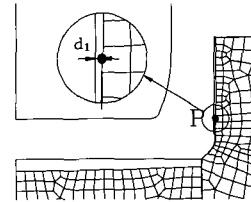
단조 후 소재의 탄성회복시 하중이 일시에 제거된다고 가정하고, 이 때 소재는 등방성 탄성변

형을 받는다고 가정한다. 그리고 소재의 냉각과정에서도 탄성변형을 받는다고 가정한다.

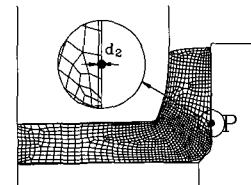
최종적으로 소재의 형상은 독립적으로 구한 금형의 변형량, 소재의 탄성회복량, 열수축 변형량을 더하여 구한다. 이 과정을 Fig. 1에 나타내었다. Fig. 1(a)는 단조 시뮬레이션 결과를 나타내고 있다. 이 결과는 금형이 강체라는 가정하에 연계해석을 실시하여 얻은 것이다. Fig. 1(b)는 Fig. 1(a)의 해석 결과 하에서 실시한 금형의 탄성변형 해석 결과를 나타내고 있고, Fig. 1(c)는 소재의 탄성회복과 열수축을 해석한 결과를 나타내고 있다. Fig. 1(d)에서 보는 바와 같이 소재의 점 P의 최종 위치는 Fig. 1(b)와 Fig. 1(c)에서 구한 변형량을 더함으로써 근사적으로 구해진다.



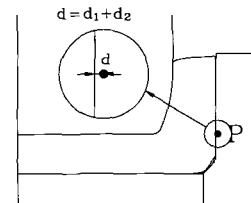
(a) Results of the forging simulation



(b) Elastic deformation of the die



(c) Springback of the material



(d) Final geometry of the product

Fig. 1 Basic approach to estimating geometric dimensions of cold forgings

### 3. 이론적 배경

냉간단조 금형은 구조적으로는 단순하지만, 금형의 구조해석 문제는 열박음과 접촉문제를 내포하므로 매우 어려운 문제에 속한다. 문제를 손쉽게 활용 가능한 형태로 만들기 위하여 소재와 금형은 등방성이며 탄성변형을 받는다고 가정한다. 이 가정하에서 금형의 구조해석 문제의 수식화는 소재의 탄성회복 및 열수축 문제를 흡수하므로 여기서는 금형 구조해석의 수식화 과정 중심으로 이론적 배경을 소개한다.

#### 3.1 금형의 구조해석

금형의 구조해석 문제는 기하학적 경계조건과 역학적 경계조건을 만족하는 변위장  $u_i$  와 이로부터 파생되는 응력을 비롯한 각종 기계량을 구하는 것으로 설명된다.

Fig. 2 는 기하학적 및 역학적 경계조건과 두 물체의 접촉문제를 개념적으로 도시한 것이다. 그림에서 보는 바와 같이, 해석문제는 해석영역  $\Omega$ , 표면력이  $\sigma_{ij}n_j = \bar{t}_i$  로 주어진 표면력지정경계  $\Gamma_{t_i}$ , 변위가  $u_i = \bar{u}_i$  로 주어진 변위지정경계  $\Gamma_{u_i}$ , 두 물체의 접촉면  $\Gamma_c$  로 구성되어 있다. Fig. 1(b)에서 보는 바와 같이 두 물체의 접촉면에서 법선벡터를 동일한 법선벡터  $n_i$  로 정의한다. 법선벡터  $n_i$  가 물체의 외향이면 그 물체의 접촉경계를  $\Gamma_c^+$  로 정의하고, 반대로 내향인 접촉경계를  $\Gamma_c^-$  로 표시한다. 즉, 접촉경계에서 동일한 법선벡터를 사용하므로, 접촉경계에서는 항상  $\Gamma_c^+$  와  $\Gamma_c^-$  가 존재한다.  $\Gamma_c$  는  $\Gamma_c^+$  와  $\Gamma_c^-$  를 대표하는 의미로 사용한다.

$\Gamma_c$  에서의 역학적 및 기하학적 경계 조건은 다음과 같이 수식화된다. 접촉경계의 법선방향으로는

$$u_n^{+c} = u_n^{-c} \quad \text{if } \sigma_n^{+c} < 0 \quad (1)$$

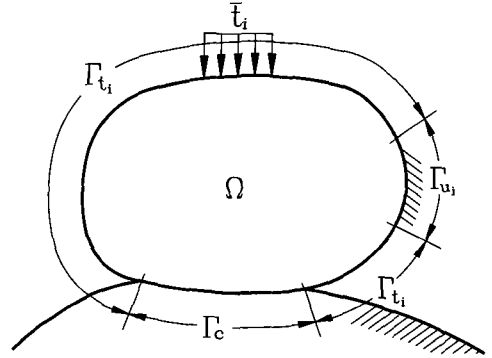
$$\sigma_n^{+c} = 0 \quad \text{if } u_n^{+c} - u_n^{-c} < 0 \quad (2)$$

이고, 접선방향으로는

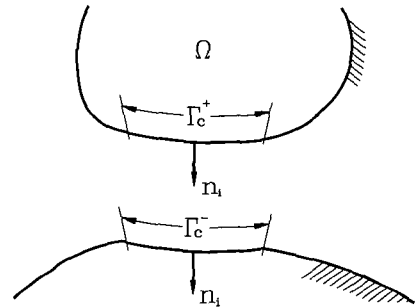
$$\sigma_t^{+c} = -\sigma_t^{-c} = \mu |\sigma_n| \frac{(u_t^{-c} - u_t^{+c})}{|u_t^{-c} - u_t^{+c}|} \quad \text{if } u_t^{-c} \neq u_t^{+c} \quad (3)$$

$$u_t^{-c} = u_t^{+c} \quad \text{if } |\sigma_t| < \mu |\sigma_n| \quad (4)$$

이다. 여기서 하첨자 n과 t는 각각 법선성분과



(a) Problem description



(b) Contact surface

Fig. 2 Conceptual diagram of a contact problem

접선성분을 의미하며, 상첨자 +c 와 -c 는 각각  $\Gamma_c^+$  과  $\Gamma_c^-$  에서의 성분을 의미한다. 즉,

$$\begin{aligned} u_n^{+c} &= u_n^{-c}, \sigma_n^{+c} = \sigma_{ij}n_j n_i \quad \text{on } \Gamma_c^+ \\ u_n^{-c} &= u_n^{-c}, \sigma_n^{-c} = \sigma_{ij}n_j n_i \quad \text{on } \Gamma_c^- \end{aligned} \quad (5)$$

로 표현된다. 식 (3)은 접촉면에서 미끄러짐이 발생하면 미끄러짐을 방해하는 방향으로 Coulomb 마찰법칙에 의하여 마찰력이 작용한다는 의미를 내포한다. 미끄러짐이 발생하지 않으면 접선방향의 경계조건은 식 (4)에 의하여 지배되고, 즉 필수 경계조건의 일부로 간주되고 그 때의 마찰력의 크기는  $\mu |\sigma_n|$  보다 작게 된다.

벌칙기법을 이용하여 식 (1)의 조건을 다음 식에서 보는 바와 같이 가상일의 원리에 내포시킬 수 있다.

$$\int_{\Omega} \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} d\Omega - \int_{\Omega} f_i \delta u_i d\Omega - \sum \int_{\Gamma_j} \bar{t}_j \delta u_j d\Gamma + \int_{\Gamma_c} \beta (u_n^{+c} - u_n^{-c}) (\delta u_n^{+c} + \delta u_n^{-c}) d\Gamma - \int_{\Gamma_c} \sigma_c \delta u_c d\Gamma = 0 \quad (6)$$

여기서  $\Gamma_c (\subset \Gamma_j)$ 는  $\sigma_n^{+c} < 0$ 인 역학적 접촉경계를 의미하며, 그 자체가 미지수이다. 이 표현은 비록 기하학적으로 붙어 있다고 해도 경계에 압력이 작용하지 않으면 자유표면이 된다는 의미를 내포하고 있다. 즉,  $\Gamma_c$ 는 기하학적 접촉경계를 의미한다. 벌칙상수  $\beta$ 는 매우 큰 양의 상수로서  $\sigma_n^{+c} = -\beta(u_n^{+c} - u_n^{-c})$ 의 물리적 의미를 갖는다. 응력-변형을 관계는 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_{ij} = 2\mu \varepsilon_{ij} + \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} - (3\lambda + 2\mu) \alpha \Delta T \delta_{ij} \quad (7)$$

여기서  $\mu$ 와  $\lambda$ 는 Lamé 상수이며, 탄성계수 E 및 포아송비  $\nu$ 와  $\mu = E/2(1+\nu)$ ,  $\lambda = \nu E/(1+\nu)(1-2\nu)$ 의 관계에 있다.  $\alpha$ 는 열팽창계수이며,  $\Delta T$ 는 현재온도와 기준온도의 차를 의미한다.

전술한 문제의 해법은 참고문헌[8]으로 대신한다.

### 3.2 소재의 탄성회복 및 열수축 문제의 해석

소재의 탄성회복 및 열수축 문제는 소성변형과정에서 발생한 소재의 이방성과 추출과정에서 하중이 제거되는 과정에도 다소 영향을 받는다. 사실, 이 두 과정을 정확하게 구한다는 것은 불가능하다. 연계된 인자들이 매우 복잡할 뿐만 아니라 관련 소재의 물성치를 구하기가 쉽지 않기 때문에 산업적으로 활용할 수 있는 정도의 해를 얻는데 만족할 수밖에 없다. 따라서 본 연구에서는 소재의 탄성회복 및 열수축 문제의 해석시 소재는 등방성 탄성변형을 받는다고 가정한다. 이 경우, 관련 이론적 배경은 금형의 구조해석과 동일하므로 앞 절의 내용으로 대신한다.

소재의 탄성회복과 열수축 해석시의 기계적 하중과 열적 하중은 단조 시뮬레이션 결과로부터 추출하여 사용한다. 이 때 단조 완료 시점에서 소재의 응력을 소재의 탄성회복 해석시의 초기 응력으로 간주하고 금형이 소재에 작용하는 응력벡터를 탄성회복 해석을 위한 하중으로 사용한다. 그리고 상온과 단조 종료 시점에서의 소재의 온도 차이를 열적하중으로 간주하여 열수축을 해석한다.

## 4. 공정 적용

### 4.1 공정의 선택 및 강소성 유한요소해석

Fig. 3은 공정적용 목적으로 선택된 냉간단조 공정의 공정도이다. 소재는 SCM420H이며, 두 공정 모두 풀림열처리가 선행된다. 이 공정은 비교적 단순하므로 실험이 용이하다는 장점을 지니고 있다. 실험결과와 해석결과의 비교검토를 위하여 실험 공정 투입직전에 삼차원 측정기를 사용하여 실측한 금형 치수를 해석목적으로 사용하였다. Fig. 7에 사용된 금형세트의 설계를 나타내었다. 금형은 열박음되어 있으며, 열박음량은 0.4%(열박음시 온도는 약 400℃)이다. 금형 소재는 모두 SKD11이다.

먼저 소재 치수 해석을 위한 기본 정보를 얻기 위하여 단조공정 시뮬레이션을 실시하였다. 실제 측정된 값과 비교하기 위하여 Fig. 3에서 정의된 두께(t)가 5.0mm일 때와 4.6mm일 때의 두 경우에 대해서 해석하였다. 공정해석에 사용된 공정조건 및 소재정보는 다음과 같다.

- 유동응력:  $\bar{\sigma} = 745.3 \varepsilon^{0.2}$  MPa
- 마찰계수:  $\mu = 0.1$
- 금형속도: 등속(상형: -100 mm/sec, 하형: 0.0 mm/sec)
- 열팽창계수:  $\alpha = 1.2 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$
- 소재 초기온도: 20℃
- 금형 초기온도: 20℃

두 경우의 해석결과의 경향이 비슷하므로 4.6mm인 경우에 대해서는 주요 단조 시뮬레이션 결과를 Fig. 4~6에 도시하였고, 5.0mm인 경우는 비교 목적으로만 사용하였다.

Fig. 4는 소성유동선도를 가시화한 것이다. Fig. 5는 표면력을 나타내고 있으며, 최대내압이 약 2,322MPa이다. Fig. 6은 열점소성 유한요소해석에 의한 온도분포 예측결과를 나타내고 있다. Fig. 6(a)는 단조 종료 시점의 온도분포를 나타내고 있고, 온도는 최고 110℃이다. Fig. 6(b)는 단조 종료 시점으로부터 10 초 동안 공냉시킨 후의 온도분포를 나타내고 있다. 소재의 초기온도가 20℃이므로 Fig. 6(b)의 결과는 단조 과정에서 소재의 온도가 평균적으로 60℃ 상승했음을 의미한다. 응력벡터 예측결과는 소재의 탄성회복과 금형의 탄성변형 해석 목적으로 사용되며, 온도분포 결과는 소재의 열수축량 예측 목적으로 사용된다. 본 적용예제에

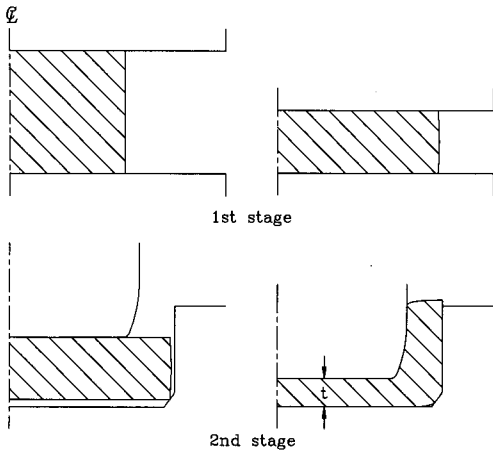


Fig. 3 Forging sequence of the selected test example

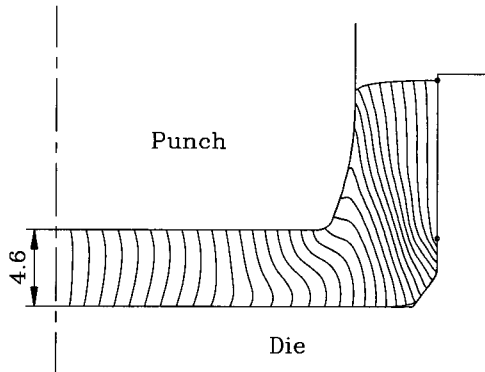


Fig. 4 Predicted metal flow

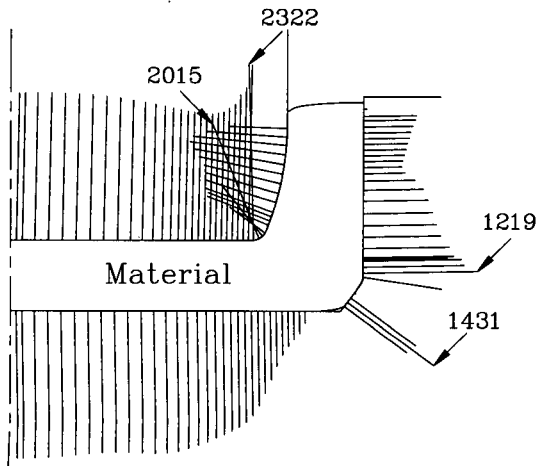
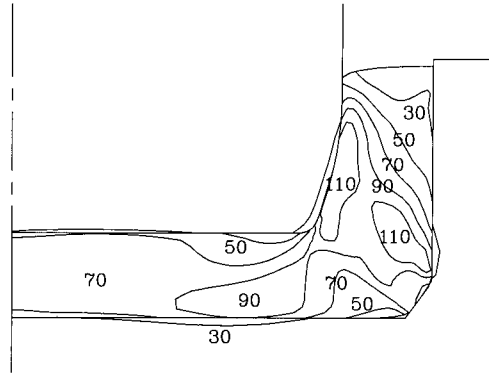
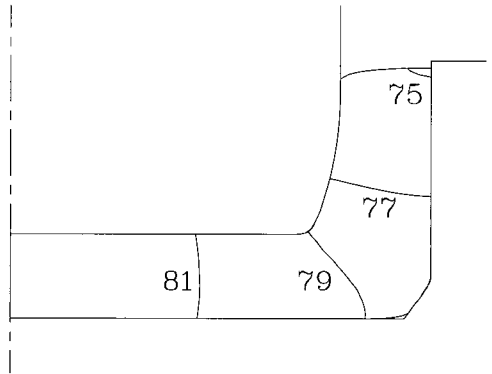


Fig. 5 Stress vectors(MPa)



(a) At the end of the stroke



(b) Ten seconds later after forming

Fig. 6 Temperature distribution(°C)

서는 금형에 작용하는 열하중을 고려하지 않는다.

#### 4.2 금형의 탄성해석

Fig. 7 은 금형의 구조를 나타내고 있다. 수축링 (shrink ring)은 400°C의 온도차이로 열압축된다. 모든 금형 부품들의 소재는 SKD11 이다. 금형구조 해석에 필요한 SKD11 의 기계적 성질은 다음과 같다.

- 탄성계수:  $E = 200 \text{ GPa}$
- 포아송비:  $\nu = 0.3$
- 마찰계수:  $\mu = 0.1$
- 열팽창계수:  $\alpha = 1.2 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$

Fig. 8 은 금형의 구조해석을 위한 유한요소해석 모델이다. 열박음과 성형하중을 동시에 고려한 주요 해석결과를 Fig. 9 와 10 에 나타내었다.

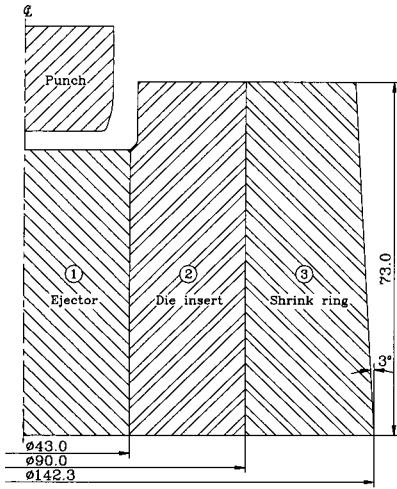


Fig. 7 Design of the die set

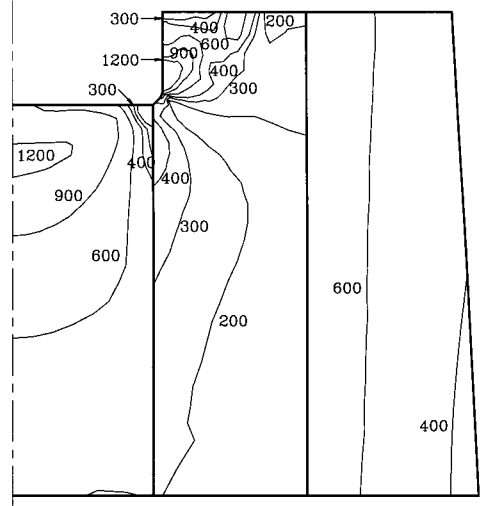


Fig. 10 Effective stress distribution(MPa)

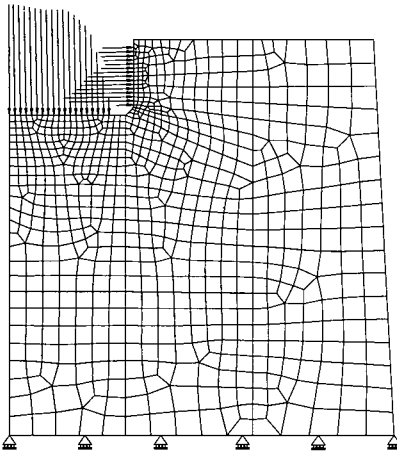


Fig. 8 Finite element model for die structural analysis

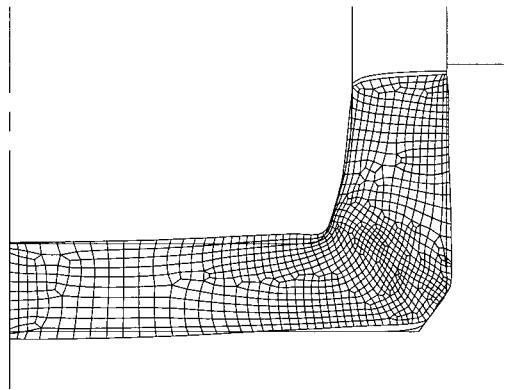


Fig. 11 Springback of the material(Displacement was multiplied by 10)

Fig. 9는 실제 변형된 금형을 10 배 확대하여 나타낸 것이다.

4.3 소재의 탄성회복 및 열수축 해석  
소재의 탄성회복 및 열수축 해석을 위한 정보는 다음과 같다.

- 탄성계수:  $E = 210 \text{ GPa}$
- 포아송비:  $\nu = 0.3$
- 열팽창계수:  $\alpha = 1.2 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$

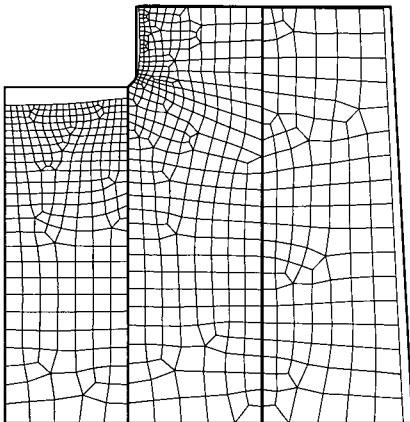


Fig. 9 Deformation of die set due to forming load and shrink fit(Displacement was multiplied by 10)

성형하중과 열하중의 제거 과정에서 발생하는

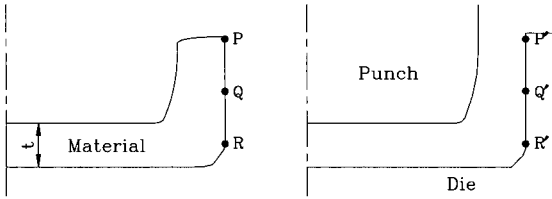


Fig. 12 Test points for comparison in radial direction

탄성회복과 열수축을 해석한 결과를 Fig.11에 나타내었다. 이 결과에서 변위는 10배 확대된 것이다.

4.4 변형의 예측치와 실측치의 비교

Fig.12에서 보는 바와 같이 점 P, Q, R에서 반경 방향의 변위 예측치와 실측치를 비교하였다. 변형이 없는 상태에서 점 P, Q, R의 실제 금형의 반경값은 22.976mm, 22.976mm, 22.975mm이다. 이는 하중이 가해지지 않았을 때의 치수이다.

금형의 탄성변형과 소재의 탄성회복 및 열수축에 의하여 발생하는 변위를 Table 1 과 2 에서 요약하였다.

두께가 4.6mm인 경우, 점 Q의 탄성회복 및 열수축에 의한 반경방향의 변위는 0.011mm이다. 그리고 실제 성형하중에 의하여 발생한 금형의 변위값은 0.072mm이다. 따라서 Q가 단조 공정중에서 실제 변화하는 총변위량은 0.083mm이다. 이는 완제품의 치수가 금형의 치수보다. 0.083mm이 더 크다는 것을 의미한다.

단조품을 실측한 결과, 두께가 4.6mm인 경우, Q의 반경방향의 총변위량은 0.058mm이다. 이 값은 하중이 가해지지 않을 때의 금형 치수와 실제 생산된 제품 치수의 차이로부터 구해졌다. 실측치와 예측치의 비교결과로부터 실측치는 약 43% 정도의 오차 범위에 속함을 알 수 있다. 점 P는 62%의 오차 범위에 있고 점 R은 8%의 오차범위에 속하고 있다.

두께가 5.0mm인 경우도 Table 2에서 보는 바와 같이 두께가 4.6mm인 경우와 비슷한 경향을 보이고 있다.

그리고 축방향의 변위에 관한 동일한 시도가 실시되었다.

Fig. 13 에서 보는 바와 같이 점 A와 점 B 사이의 y 축 좌표 차이를 예측하여 실측치와 비교하였다. 금형에서의 예측치도 같은 방법으로 점 A와

Table 1 Comparison of the predicted radial displacement with the measured one in the case of t = 4.6mm

Point	Springback of material(a)	Deformation of die(b)	Prediction (A=a+b)	Measurement (B)	$\frac{A}{B} \times 100$
P	0.015 mm	0.061 mm	0.076 mm	0.047 mm	162%
Q	0.011 mm	0.072 mm	0.083 mm	0.058 mm	143%
R	0.003 mm	0.067 mm	0.070 mm	0.076 mm	92%

Table 2 Comparison of the predicted radial displacement with the measured one in the case of t = 5.0 mm

Point	Springback of material(a)	Displacement of die(b)	Prediction (A=a+b)	Measurement (B)	$\frac{A}{B} \times 100$
P	0.016 mm	0.059 mm	0.075 mm	0.050 mm	150%
Q	0.015 mm	0.076 mm	0.091 mm	0.061 mm	149%
R	0.004 mm	0.060 mm	0.064 mm	0.065 mm	99%

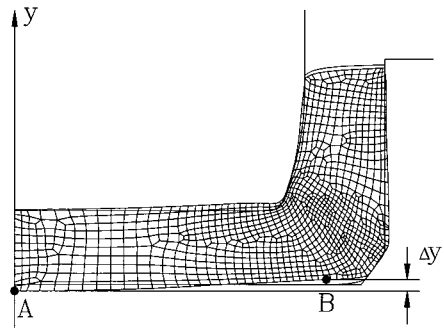


Fig.13 Defination of  $\Delta y$

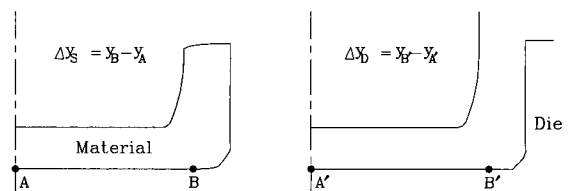


Fig.14 Test points for comparison in axial direction

**Table 3 Comparison of the predicted axial displacement with the measured one**

t	Springback of material ( $\Delta y_s$ )	Deformation of die ( $\Delta y_D$ )	Prediction ( $A = \Delta y_s + \Delta y_D$ )	Measurement (B)	$\frac{A}{B} \times 100$
4.6	0.058mm	0.115mm	0.173mm	0.17mm	102%
5.0	0.058mm	0.11mm	0.156mm	0.17mm	92%

점 B 사이의 y 축 좌표 차이를 예측하여 실측치와 비교하였다. Fig. 14 은 소재와 금형의 축방향의 변위 측정점을 보여주고 있다.

금형의 탄성변형과 소재의 탄성회복에 의하여 발생한  $\Delta y_s$  와  $\Delta y_D$  의 비교값을 Table 3 에 나타내었다.

두께가 4.6mm인 경우, 탄성회복 및 열수축에 의한  $\Delta y_s$  는 0.058mm이고 금형해석에 따른  $\Delta y_D$  는 0.115mm이다. 따라서 공정중 변하는 총 변위량은 소재의 변형량과 금형의 변형량을 합한 0.173mm이다. 실측한 변위량은 0.17mm로 오차는 0.004mm이다.

실측치와 예측치의 비교결과로부터 실측치는 약 2% 정도의 오차 범위에 속함을 알 수 있다. 5.0mm인 경우는 8%의 오차 범위에 속한다.

## 5. 결론

본 논문에서는 냉간단조품의 치수정밀도 예측을 위한 해석적 접근이 시도되었으며, 체계적인 접근방법이 제안되었다. 이 접근방법에서는 금형이 강체라는 가정하에서 강소성 유한요소법에 의하여 단조공정이 해석된다. 단조공정 해석결과에서 획득된 정보를 바탕으로 금형의 구조해석과 소재의 탄성회복이 해석된다. 탄성회복해석시에 성형하중에 의한 기계적 하중과 소성열에 의한 열적 하중이 고려되었으며, 소재는 탄성적으로 변형한다고 가정하였다.

예측결과와 실험결과를 비교한 결과, 예측결과는 정성적으로 실험결과를 비교적 잘 반영하고 있음을 확인하였으며, 설계경험과 접목된다면 정밀 냉간단조 공정 설계 목적으로 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

## 후기

본 연구는 지식기반기계 부품·소재 연구개발 클러스터사업단의 지원에 의한 것입니다.

## 참고 문헌

- [1] U. Engel, M. Hansel, 1990, FEM-Simulation of Fatigue Crack Growth in Cold Forging Dies, Adv. Tech. Plast., Vol. 1, pp. 355~360.
- [2] Z. Xing-hua, 1990, Finite Element Analysis of Container and Accuracy Control of Extrusion Products, Adv. Tech. Plast., Vol. 1, pp. 343~348.
- [3] K. Lange, A. Hettig, M. Knoerr, 1992, Increasing Tool Life in Cold Forging through Advanced Design and Tool Manufacturing Techniques, J. Mat. Proc. Tech., Vol.35, pp. 495~513.
- [4] K. F. Hoffmann, K. Lange, 1989, Computation of the Elastic Expansion and Stresses in Cold Extrusion Dies with Non- Axisymmetric Inner Shape, Trans. NAMRI of SME, Vol., pp. 71~78.
- [5] S. Takahashi, C. A. Brebbia, 1990, Forging Die Stress Analysis Using Boundary Element Method, Adv. Tech. Plast., Vol. 1, pp. 203~210.
- [6] Y. Ochial, R. Wadabayashi, 1987, Application of Boundary Element Method to Cold Forging Die Design, Adv. Tech. Plast., Vol. 1, pp. 37~42.
- [7] M. Fu, B. Shang, 1995, Stress Analysis of the Precision Forging Die for a Bevel Gear and its Optimal Design Using the Boundary-Element Method, J. Mat. Proc. Tech., Vol. 53, pp. 511~520.
- [8] M. S. Joun, M. C. Lee, J. M. Park, 2002, Finite element analysis of prestressed die set in cold forging, Int. J. Math. Tools Manuf., vol. 42, pp. 1214~1222.
- [9] 전병윤, 2000, 금형의 변형과 소재의 탄성회복을 고려한 정밀 냉간단조 공정설계 기술에 관한 연구, 석사학위 논문, 경상대학교.
- [10] Y. S. Lee, J. H. Lee, Y. N. Kwon, T. Ishikawa, 2004, Modeling approach to estimate the elastic characteristics of workpiece and shrink-fitted die for cold forging, J. Mater. Process. Technol., vol. 147, pp. 102~110.
- [11] S. I. Oh, J. P. Tang, A. Badawy, 1984, Finite Element Mesh Rezoning and its Applications to



- Metal Forming Analysis, Advd. Tech. Plasticity, Vol. 2, pp. 1051~1058.
- [12] C. H. Lee, S. Kobayashi, 1973, New Solution to Rigid Plastic Deformation Using a Matrix Method, Trans. ASME, J. of Eng. for Ind., Vol. 95, pp. 865~873.
- [13] O. C. Zienkiewicz, P. N. Godbole, 1975, A Penalty Function Approach to Problems of Plastic Flow of Metals with Large Surface Deformation, J. of Strain Analysis, Vol. 10, No. 3.
- [14] K. Osakada, J. Nakano, K. Mori, 1982, Finite Element Method for Rigid-Plastic Analysis of Metal Forming-Formulation for Finite-Deformation, Int. J. Mech. Sci., Vol. 24, pp. 459~469.
- [15] S. I. Oh, N. Rebelo, S. Kobayashi, 1978, Finite Element Formulation for the Analysis of Plastic Deformation of Rate-Sensitive Materials in Metal Forming, IUTAM Symposium, Tutzing/Germany, pp. 273~291.
- [16] C. C. Chen, S. Kobayashi, 1978, Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Ring Compression, Application of numerical methods to forming processes, ASME, AMD, Vol. 28, pp. 163~174.
- [17] S. I. Oh, 1982, Finite Element Analysis of Metal Forming Processes with Arbitrary Shaped Dies, Int. J. Mech. Sci., Vol. 24, pp. 479~493.
- [18] 전만수, 김형일, 2000, 고체역학에서 유한요소 법까지, 피어슨에듀케이션코리아.
- [19] S. M. Hwang, M. S. Joun, J. S. Park, 1990, A Penalty Rigid-Plastic Finite Element Method for the Determination of Stress Distributions at the Tool-Workpiece Interface in Metal Forming, Trans. of NAMRI of SME, Vol. XVIII, pp. 13~19.
- [20] S. M. Hwang, M. S. Joun, Y. H. Kang, 1993, Finite Element Analysis of Temperatures, Metal Flow and Roll Pressure in Hot Strip Rolling, ASME Trans. J. Eng. for Industry, Vol. 115, pp. 290~298.