## 공학석사 학위논문

# 핵연료 용기의 일체형 단조공정 개발에

## 관한 연구

A Study on the Development of Integral Forging Process for Cask of Nuclear Fuel

지도교수 조 종 래

## 2006년 2월

한국해양대학교 대학원

- 기계공학과
  - 김 민 우

## 한국해양대학교 대학원

## 2005년 12월 23일

위 원 공학박사 조 종 래 (인)

- 위 원 공학박사 이 성 열 (인)
- 위원장 공학박사 왕지석 (인)

本 論文을 김민우의 工學碩士 學位論文으로 認准함.

Abstract
기 호 설 명ii
List of Tablesiv
List of Figures
1. 서론
1.1 연구배경
1.2 연구목적
1.3 연구내용
2. 강소성 유한요소해석의 이론적 배경
3. 유한요소 해석을 통한 공정해석
3.1 경계조건 및 재료의 물성치
<b>3.2</b> 후방압출 공정의 해석 및 결과16
3.3 사각형상의 예비성형체를 이용한 피어싱 공정의 해석22
3.4 원형 다단 예비성형체를 이용한 피어싱공정의 해석
4. 캐스크 일체형 단조를 위한 공정변수52
<b>4.1</b> 금형 기울기의 변화에 의한 영향53
<b>4.2</b> 단의 길이에 의한 영향61
<b>4.3</b> 플랜지 두께에 의한 영향68
<b>4.4</b> 가공치수 여유

차 례

5.	플라스티신을 이용한 모델 시험	
	5.1 플라스티신의 특성	80
	5.2 플라스티신 축소모델 실험용 금형의 제작	83
	5.3 플라스티신 축소모델 실험 결과	86
6.	결론	
참	고문헌	

#### Abstract

Cask is required for the transfer of spent nuclear fuel. Cask is consisted with flange, shell and bottom part. Generally, the diameter of the cask is 2000 mm and height is over than 5000 mm. The shell, flange and base are generally separately manufactured and fabricated by welding them together. These each products are manufactured by hot forging process

Nowadays, monolithic forging of cask is required continuously. Body-base monolithic forging of cask is advantageous as an economical manufacturing process and better reliability for nuclear applications. Backward extrusion is the simplest method to make a body-base monolithic forging cask. But, because of large size of the cask, forging load is higher than capacity of press of 12,000 tons.

Thus, we suggest piercing method is suggested and using two different type of performs. Squared and circular bar are used.

The important point of the piercing process is friction load supported by container. For the successful forming, the value of friction load should be larger than the compression load on bottom die.

Through the finite element analysis and parametric study of design variables, those are die angle, groove length and flange thickness, the optimal dimensions of preform and die sets are determined in order to develop a suitable forging process for body-base monolithic forging.

To verify the result of finite element analysis, the physical model of 1/30 scale of actual product using plasticine was carried out. The result of this experiment, deformed shapes were very similar to the finite element analysis

As a result of this work, the special piercing method was developed using blank material consisting of a flange, groove and squared part.

## 기호설명

- · σ<sub>ij</sub> : 편차 응력 텐서
- $\sigma$  : भेक्रेलेवे
- -*E* : 유효 변형률
- -• 윤 : 유효 변형률 속도
- ε<sub>ij</sub> : 변형률 속도 텐서
- *n*<sub>i</sub> : 단위 법선벡터
- *T<sub>i</sub>* : 표면력

•

- $S_{f},S_{v}$  : 표면력 및 속도가 정의된 면
- *m*<sup>\*</sup> : 마찰상수
- k : 유동응력에 상응하는 전단응력
- t : 소재와 금형의 접촉부에서 접선 방향 벡터
- v, : 소재와 금형의 상대속도
- v<sub>D</sub> : 금형의 속도
- *δ*π : 범함수 변분
- *K* : 벌칙상수

### **List of Tables**

- Table 1 Boundary conditions
- Table 2 Chemical composition of SA350 LF5 CL1
- Table 3 Mechanical properties of SA350 LF5 CL1
- Table 4 Loads of backward extrusion
- Table 5 Dimensions of each reference diameter
- Table 6 Ratio of machined cask to preform volume for squared bar model
- Table 7 Ratio of machined cask to preform volume for multi-step grooves model
- Table 8. Machining allowances for various die angles (mm)
- Table 9. Machining allowances for various groove length (mm)
- Table 10. Machining allowances for various flange thicknesses (mm)
- Table 11 Physical properties of plasticine
- Table 12 Friction factor for various lubricants
- Table 13 Experimental cases

#### **List of Figures**

- Fig. 1 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at 800  $^\circ$ C
- Fig. 2 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at  $1000^{\circ}$ C
- Fig. 3 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at 1100 °C
- Fig. 4 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at  $1200^{\circ}$ C
- Fig. 5 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at 1250 °C
- Fig. 6 Shapes and dimensions of cask
- Fig. 7 Deformed shapes for isothermal analysis with backward extrusion process
- Fig. 8 Loads for isothermal analysis with backward extrusion process
- Fig. 9 Deformed shapes and temperature distributions for non-isothermal analysis

with backward extrusion process

- Fig. 10 Loads for non-isothermal analysis with backward extrusion process
- Fig. 11 Section of squared bar preform and die
- Fig. 12 Dimensions of squared bar preform and die sets
- Fig. 13 Modeling of die sets and preform (1/8 model)
- Fig. 14 Die Loads during forming process
- Fig. 15 Deformed shapes for isothermal analysis with squared bar preform

Fig. 16 Loads for isothermal analysis with squared bar preform

Fig. 17 Deformed shapes and temperature distributions for non-isothermal analysis with squared bar preform

Fig. 18 Load for non-isothermal analysis with squared bar preform

Fig. 19 Dimensions and shapes of two cases of multi-step grooves preforms

Fig. 20 Deformed shapes for isothermal analysis with 2 step multi-grooves preform

Fig. 21 Loads for isothermal analysis with 2 step grooves preform

Fig. 22 Deformed shapes and temperature distributions for non-isothermal analysis with 2 step grooves preform

Fig. 23 Loads for non-isothermal analysis with 2 step grooves preform

Fig. 24 Deformed shapes for isothermal analysis with 3 step grooves preform

Fig. 25 Loads for isothermal analysis with 3 step grooves preform

Fig. 26 Deformed shapes and temperature distribution for non-isothermal analysis

with 3 step grooves preform

Fig. 27 Loads for non-isothermal analysis with 3 step grooves preform

Fig. 28 Design variables

Fig. 29 Deformed shapes for  $0^{\circ}$  die angle

Fig. 30 Loads for isothermal analysis with  $0^\circ\,$  die angle

Fig. 31 Deformed shapes for  $0.5^{\circ}$  die angle

Fig. 32 Loads for isothermal analysis with  $0.5^{\circ}$  die angle

Fig. 33 Deformed shapes for  $1.0^{\circ}$  die angle

Fig. 34 Loads for isothermal analysis with  $1.0^{\circ}$  die angle

- Fig. 35 Deformed shapes for  $1.5^{\circ}$  die angle
- Fig. 36 Loads for isothermal analysis with  $1.5^{\circ}$  die angle
- Fig. 37 Deformed shapes for  $2.0^{\circ}$  die angle
- Fig. 38 Loads for isothermal analysis with  $2.0^{\circ}$  die angle
- Fig. 39 Deformed shapes without groove
- Fig. 40 Loads for isothermal analysis without groove
- Fig. 41 Deformed shapes for isothermal analysis with 200 mm groove length
- Fig. 42 Loads for isothermal analysis with 200 mm groove length
- Fig. 43 Deformed shapes for isothermal analysis with 300 mm groove length
- Fig. 44 Loads for isothermal analysis with 300 mm groove length
- Fig. 45 Deformed shapes for isothermal analysis with 450 mm groove length
- Fig. 46 Loads for isothermal analysis with 450 mm groove length
- Fig. 47 Deformed shapes for isothermal analysis with 600 mm groove length
- Fig. 48 Loads for isothermal analysis with 600 mm groove length
- Fig. 49 Deformed shapes for isothermal analysis without flange
- Fig. 50 Loads for isothermal analysis without flange
- Fig. 51 Deformed shapes for isothermal analysis with 310 mm flange thickness
- Fig. 52 Loads for isothermal analysis with 310 mm flange thickness
- Fig. 53 Deformed shapes for isothermal analysis with 410 mm flange thickness
- Fig. 54 Loads for isothermal analysis with 410 mm flange thickness

- Fig. 55 Deformed shapes for isothermal analysis with 510 mm flange thickness
- Fig. 56 Loads for isothermal analysis with 510 mm flange thickness
- Fig. 57 Deformed shapes for isothermal analysis with 610 mm flange thickness
- Fig. 58 Loads for isothermal analysis with 610 mm flange thickness
- Fig. 59 Deformed shapes for isothermal analysis with 710 mm flange thickness
- Fig. 60 Loads for isothermal analysis with 710 mm flange thickness
- Fig. 61 Measuring locations of machining allowance
- Fig. 62 Modelings of experimental die sets
- Fig. 63 Drawings of experimental die sets
- Fig. 64 Picture of experimental die sets
- Fig. 65 Preforms of plasticine model
- Fig. 66 Result of deformed shape for case 1 (without groove and flange)
- Fig. 67 Result of deformed shape for case 2 (with flange)
- Fig. 68 Result of deformed shape for case 3 (with flange and groove)
- Fig. 69 Result of deformed shape for case 4 (cylindrical model)

### 1. 서론

### 1.1 연구배경

우라늄을 이용한 원자력 발전소는 지속적으로 증가하고 있다. 그에 따라서, 사용 후 핵연료가 재처리 될 때까지 안전하게 보관하고, 이동 할 수 있는 저장용기의 제조가 필수적이다. 캐스크(cask)는 사용된 우라 늄 핵연료를 안전하게 운반하고 저장하기 위해 만든 용기(container)의 일종이다. 캐스크는 쉘(shell)인 몸체와 바닥과 밀폐하기 위한 상부 플랜 지 부분으로 나누어져 있다. 일반적으로 쉘의 외경은 약 2000 mm, 내경 은 1500 mm 이상이고 높이는 5000 mm 에 이른다.

이러한 대형 단조품의 경우 일반적으로 열간단조공정으로 제작되게 된다. 열간단조작업은 가장 오래된 소성가공공정 중 하나로서 일반기계 가공품들에 비해 기계적 성질을 향상시키고 재료절감 및 생산성 향상 을 꾀할 수 있어 현재까지 많이 응용되고 있는 분야이다. 단조작업이 진행됨에 따라 소재는 금형형상에 따라 재료유동이 생기면서 섬유상 조직의 단류선(flow line)이 생기게 되어 인장강도나 연신률 등의 기계적 성질을 크게 향상시킬 수 있고 과도한 절삭가공량을 줄여 소재의 낭비 를 막을 수 있다. 이러한 장점들을 활용하고 또한 성형하중을 줄일 목 적으로 대형 구조체들은 열간상태에서 성형하고 있다. 캐스크와 같이 대형구조물을 성형하기 위해서는 큰 하중능력을 가진 프레스가 필요한 데, 국내에서는 약 117,600 kN의 하중능력을 가진 유압프레스가 있으나 대형단조품들을 생산하기에는 용량이 부족하다[1].

#### 1.2 연구목적

따라서 대형 단조품의 성형을 위해서는 일반적인 단조공정이 아닌 새로운 단조 공정의 개발이 필수적이다. 기존의 캐스크는 단조공정으로 쉘, 바닥 그리고 플랜지의 세 부분을 각각 제작한 후, 용접하는 방법과 쉘과 플랜지를 일체형으로 만들고 바닥을 용접하는 방법이 사용되었다. 핵 물질의 방사선에 의해 용접부는 시간의 경과에 따라 부식되어 제품 의 안전성이 떨어지게 된다. 그러므로, 일체형 단조공정으로 제조하는 것이 용접으로 제조하는 것에 비해 경제성과 안전성 및 내구성 측면에 서 보다 효과적이다.

일체형 단조공정의 경우 반응로(reactor vessel)의 상부덮개(closure head), 증기발생기(steam generator)의 일체형 덮개(integral primary head)등의 제조 공정에 이미 적용되고 있고, 일체형 단조공정으로 제조된 캐스크는 일 본 Japan Casting and Forging Corporation(JCFC)에서 개발되었다는 논문 [2][1] 이 발표되었으나 구체적인 제조공정이나 공정변수 등에 대해서는 알려지지 않고 있다.

그러므로 본 논문에서는 성형하중을 117,600 kN 이내로 줄이면서 캐 스크를 일체형으로 성형할 수 있는공정을 제안하고 공정변수를 결정하

- 2 -

여 성형공정에 대한 기술적 바탕을 연구하고, 축소형 모델실험을 통해 일체형 캐스크 단조공정을 실험하여 목표하중 이내에서 성형할 수 있 는 공정을 설계하는데 목적이 있다.

#### 1.3 연구내용

성형공정 개발은 성형방법에 대한 개념적 확립, 모델링 재료에 대한 실험 및 여러 해석방법에 의한 유동, 하중, 온도 등의 예측과 함께 공 정변수들의 설계가 이루어져야 한다. 이러한 연구를 위해서는 실험적인 방법이 가장 정확하지만 단조설비의 크기와 인력과 장비의 낭비가 많 아 거의 하지 못하고 있는 현실이다. 따라서 플라스티신, 왁스, 납 등의 모델링 재료를 이용하여 실험하거나, 이론적 수치해석 방법인 유한요소 법을 통해 해석하는 방법이 널리 쓰이고 있다.[3]

따라서 본 논문에서는 유한요소해석을 통해 목표하중인 117,600 kN 이내에서 성형할 수 있는 예비성형체와 다이의 형상을 결정하고 성형 에 주요한 3가지 공정변수를 선정하여 그 영향을 평가하여 최적의 성 형공정을 설계하였다. 또한 유한요소 해석의 타당성을 확인하기 위해 모델재료를 이용한 모의성형실험을 통해 결과를 검증하였다.

#### 2. 강소성 유한요소해석의 이론적 배경

유한요소법은 연속체를 여러 개의 적절한 크기의 유한요소(finite element)로 나누어서 각 절점의 값들을 변수로 하는 미분 방정식을 변 분원리(variational principle), 가중잔류법(method of weighted residual), 에너 지 균형법(energy balance approach)등을 이용하여 세우고 이 미분방정식 을 이용하여 유한요소방정식을 만들어 각 절점에서의 변수 값들을 구 하는 방법이다[4][5].

유한요소법을 활용하는 금속성형에 관한 해석방법에는 탄소성 해석 (elastic-plastic analysis), 강소성 해석(rigid-plastic analysis), 점소성 해석 (viscoplastic analysis)등이 있는데 탄소성 해법은 비교적 정확한 응력값과 변형양상을 얻을 수 있지만 매 변형단계마다 요소가 항복상태에 도달 하였는지를 검사해야 하며, 비정상상태의 문제 해석시에는 변형증분량 을 한꺼번에 많이 늘릴 수 없는 단점이 있다. 따라서 탄성 변형량을 무 시 할 수 있는 단조나 압출과 같은 소성변형문제에는 강소성 해법을 사용한다. 이 방법은 벌크(bulk) 성형 해석에 있어서 해석결과가 매우 정확하며 계산 효율이 우수한 것으로 알려져 있다.

한편, 소재가 열간 변형을 거치는 동안 변형에 영향을 미치는 공정변 수들의 영향을 정량적으로 규명하고, 이를 통하여 최적의 공정 변수값 을 찾기 위해서는 수치 해석적은 방법이 가장 효율적이다[6][7]. 강소성 유한 요소법의 수식화에서는 다음과 같이 가정한다.

- (1) 재료는 강소성체이고, 탄성 변형은 무시한다.
- (2) 바우싱거 효과(Bauschinger effect)를 무시하며, 가공 후에도 등방 성 (isotropic)을 유지한다.
- (3) 재료는 변형되어도 체적은 일정하다.
- (4) 재료는 von Mises 항복조건을 따른다.
- (5) 다이는 강체이며, 변형되지 않는다.

체적이 V 인 연속체는 접촉력 T<sub>i</sub>가 정의되는 표면 S<sub>f</sub> 및 속도 v가 정의되는 표면 S<sub>v</sub>로 구성되어 있다고 생각할 수 있다. 이 물체가 준 정적상태에서 미소변형(infinitesimal deformation)을 일으키고 관성의 효과 와 체적력을 무시하면 실제의 응력과 속도장은 다음과 같은 경계조건 을 만족한다.

(i) 평형 방정식(equilibrium equation)

$$\sigma_{ij,i} = 0 \tag{1}$$

(ii) 적합 방정식(compatibility equation)

$$\overset{\bullet}{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} (v_{i,j} + v_{j,i}) \tag{2}$$

비압축성 조건 : 
$$\varepsilon_{i,i} = \varepsilon_v = 0$$
 (3)

(iii) 구성 방정식(constitutive equation)

$$\sigma_{ij}' = \frac{2}{3} \frac{\overline{\sigma}}{\frac{\cdot}{\varepsilon}} \varepsilon_{ij}$$
(4)

여기서

$$\overline{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}\sigma_{ij}'\sigma_{ij}'}$$
(5)

$$\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\dot{\varepsilon}_{ij}}{\varepsilon_{ij}} \frac{\varepsilon_{ij}}{\varepsilon_{ij}}$$
(6)

'  $\sigma_{ij}$ 은 편차 응력이며,  $\sigma$ 와 arepsilon은 유효 응력과 유효 변형률 속

도이다.

(iv) 경계조건(boundary condition)

$$\sigma_{ij}n_j = T_i \qquad \text{on } S_f \tag{7}$$

 $v_i = U_i \qquad \text{on } S_v \tag{8}$ 

여기서  $n_j$ 는  $S_f$ 표면에서의 단위 법선벡터이다.

평형방정식(1)은 일정 체적에 대한 임의 속도 변분량과 함께 만족된 다. 따라서 식(9)와 같이 표현된다.

$$\int_{V} \sigma_{ij,i} \delta v_i dV = 0 \tag{9}$$

적합방정식(2)과 경계조건(7)에 의해 가상일의 원리를 이용하여 식 (10)과 같이 표현된다.

$$\int_{v} \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} \, dV - \int_{S_{f}} T_{i} \delta v_{i} dS = 0 \tag{10}$$

여기서 응력은 편차 응력과 정수압 응력을 포함하고, 식(11)과 같이 표현된다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}' + \delta_{ij}\sigma_m \tag{11}$$

식(10)에 식(11)을 대입하면 식(12)와 같다.

$$\int_{v} \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} \, dV + \int_{v} \sigma_{m} \delta \varepsilon_{v} \, dV - \int_{S_{f}} T_{i} \delta v_{i} dS = 0 \tag{12}$$

앞선 가정에 의해 물체가 변형한 후 변형 전과 체적이 같아야 한다. 이런 양상으로 거동하는 것을 비압축성이라 하고, 이 비압축성 조건 을 고려하기 위해서 벌칙상수를 도입한다.

식(4)와 식(6)으로부터 식(13)과 같이 표현될 수 있다.

$$\sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} = \overline{\sigma} \delta \overline{\varepsilon}_{ij}$$
(13)

한편, 벌칙상수 *K* = σ<sub>m</sub> / ε<sub>ν</sub> 로 표시되므로 식(13)과 K를 식(12)에 대입 하면 식(14)와 같다

$$\delta\pi = \int_{v} \overline{\sigma} \delta \dot{\overline{\varepsilon}} dV + K \int_{v} \dot{\varepsilon}_{v} \delta \dot{\varepsilon}_{v} dV - \int_{S_{f}} T_{i} \delta v_{i} dS = 0$$
(14)

여기서, 벌칙상수 K는 매우 큰 값이다.

식(14)로써 벌칙함수를 사용하여 비압축성 구속조건을 범함수에 고려 하였다. 금형과 소재간의 마찰을 고려하기 위하여 다음 식을 적용하였 다.

$$f = -\frac{2}{\pi} m^* k \tan^{-1} \frac{|v_s|}{u_0} t$$
 (15)

여기서 m<sup>\*</sup>은 마찰 상수, k는 전단응력이다. 또한 u<sub>0</sub>는 |*v<sub>s</sub>*|와 비교하여 매우 작은 양의 상수이고, v<sub>s</sub>는 금형에 대한 소재의 변형에 대한 상대 속도이며, t는 v<sub>s</sub>방향의 단위벡터이며 식(16)으로 주어진다.

$$\vec{t} = \frac{1}{v_s} [\vec{u} \cdot (v + v_D) \cdot \vec{j}]$$
(16)

여기서 vb는 금형의 속도이다. 한편 vs는 식(17)과 같이 표시된다.

$$v_s = \sqrt{u^2 + (v + v_D)^2}$$
(17)

#### 3. 유한요소 해석을 통한 공정해석

일체형 캐스크 단조공정에 대해서는 구체적으로 알려진 바가 거의 없 다. 예를 들어 Fig. 6과 같은 형상의 제품을 제작하기 위해서는 일반적 으로 후방압출공정을 이용하여 성형하고 있지만 본 제품은 크기가 너 무 커서 압출로 성형할 경우 막대한 성형하중이 요구된다. 일본 JCFC 의 연구에 의하면, 사각형상의 예비성형체를 사용하여 피어싱(piercing) 공정으로 제품을 제작하였다. 그러므로 이를 바탕으로 본 연구에서도 사각형 예비성형체를 사용한 일체형 캐스크 단조가 가능한지를 유한요 소법을 적용하여 검토해보고자 한다.

#### 3.1 경계조건 및 재료의 물성치

유한요소해석에 사용된 프로그램은 소성가공 전용 유한요소해석 프로 그램인 Deform 2D 와 Deform 3D 를 사용하였다. 계산에 적용되는 경계 조건은 Table 1에 표시하였다. Table 1에 의하면 일반적인 열간가공을 기 준으로 소재의 온도를 1230℃로 설정하였고, 다이의 온도를 400℃로 설 정하였으며, 소재와 다이간의 마찰계수는 0.7을 적용하였다. 열전달을 고려한 경우에서는 소재와 다이의 접촉열전달계수(HTC)를 11000 W/m<sup>2</sup>℃로 하고, 대기와의 대류열전달 계수를 20 W/m<sup>2</sup>℃로 하였다. 편치 의 압하속도는 20 mm/sec이며, 압하깊이는 5080 mm 이다. 실제 프레스 의 사양에 맞추어 최대 성형하중은 117,600 kN으로 설정하였다.

**Table 1 Boundary conditions** 

Blank temperature ( $^{\circ}$ C)	1230	
Die temperature ( $^{\circ}$ C)	400	
Friction factor	0.7	
Contact heat transfer coefficient $(W/m^2 °C)$	11000	
Convection heat transfer coefficient $(W/m^2 °C)$	20	
Punch speed (mm/sec)	20	
Punch pressing depth (mm)	5080	
Maximum press load (kN)	117,600	

사용 후 핵연료를 운반용하는데 사용하는 용기인 캐스크는 요구되는 기계적성질 때문에 고강도의 단조강으로 제작된며, 일반적으로 SA350-LF5 Class 1이 사용되고 있다[8]. Table 2는 SA350-LF5 CL1의 화학적조성 을 나타내고 있다[9]. Table 3은 SA350-LF5 CL1의 기계적 성질을 표시하 고 있다[9]. Fig. 1에서 Fig. 5는 각각 800℃, 1000℃, 1100℃, 1200℃, 1250℃ 에서의 응력-변형률 선도를 표시한 그림이며, 각 온도에서 세가지 변형 률 속도 0.005 1/sec, 0.05 1/sec, 0.5 1/sec에 대하여 표시하고 있다.

Element	Composition, wt. %	
С	0.30 max	
Mn	0.60 to 1.35	
Р	0.035 max	
S	0.040 max	
Si	0.20 to 0.35	
Ni	1.0 to 2.0	
Cr	0.30 max	
Мо	0.12 max	
Со	0.40 max	
Nb	0.02 max	
V	0.03 max	

Table 2 Chemical composition of SA350 LF5 CL1 [9]

Table 3 Mechanical properties of SA350 LF5 CL1 [9]

Tensile strength (MPa)	415 to 585 MPa	
Yield strength (MPa)	Minimum 205 MPa	
Elongation (%)	Minimum 25 %	
Reduction of area (%)	Minimum 38 %	
Impact energy (J)	Minimum 20 (at -59.4 °C)	



Fig. 1 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at 800  $^\circ\!\!C$ 



Fig. 2 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at 1000  $\ensuremath{^\circ}\ensuremath{\mathbb{C}}$ 







Fig. 4 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at 1200°C



Fig. 5 Flow stress of SA350 LF5 Cl1 at 1250 °C



Fig. 6 Shapes and dimensions of cask

#### 3.2 후방압출 공정의 해석 및 결과

Fig. 6은 캐스크의 형상과 치수를 나타내고 있다. 이와 같은 형상의 제품을 성형하기 위해서는 일반적으로 후방압출공정을 사용한다. 그러 나 본 연구에서 성형하고자 하는 제품의 경우 직경이 2600 mm, 높이가 5000 mm 에 이른다. 이러한 대형제품을 후방압출로 제작하기 위해서는 매우 큰 성형하중을 요구하기 때문에 실제 현장에 적용하기는 불가능 하다. 본 연구에서 개발하고자 하는 공정과 성형하중을 비교, 검토해 보기 위해 본 제품을 후방압출공정으로 성형할 때의 성형하중을 유한 요소 해석을 통해 알아보았다.

Fig. 7은 열전달을 고려하지 않은 등온조건에서의 후방압출 해석의 성 형과정을 나타낸 것이고, Fig. 8은 성형하중을 나타낸 것이다. 성형형상 은 플랜지를 함께 성형할 수 없었으며 성형하중은 약 298,000 kN이 계 산되었다. Fig. 9는 열전달을 고려한 비등온조건에서의 성형과정을 나타 낸 것이고, Fig. 10은 성형 하중을 나타낸 것이다. 성형형상은 등온해석 과 같고, 성형하중은 1,250,000 kN으로 계산되었다.

해석의 결과로 나온 성형하중을 Table 4에 정리하였다. 열전달을 고려 하지 않은 등온 해석의 경우 약 298,000 kN의 성형 하중이 필요했으며, 열전달을 고려한 비등온 해석에서는 1,250,000 kN의 성형하중이 필요하 였다. 비등온 해석에서 이처럼 성형하중이 상대적으로 매우 크게 나타 난 것은 후방압출의 경우 소재가 성형초기부터 성형이 완료될 때까지 계속적으로 다이와 접촉하기 때문에 소재의 온도저하가 급격히 일어나 기 때문이다.

등온해석 및 비등온해석 모두 목표성형하중 117,600 kN을 훨씬 초과하 는 것을 알 수 있다.

Table 4 Loads of backward extrusion

	Isothermal analysis	Non-Isothermal analysis
Maximum load (kN)	298,000	1,290,000



Fig. 7 Deformed shapes for isothermal analysis with backward extrusion process



Fig. 8 Loads for isothermal analysis with backward extrusion process



Fig. 9 Deformed shapes and temperature distributions for non-isothermal analysis with backward extrusion process



Fig. 10 Loads for non-isothermal analysis with backward extrusion process

# 3.3 사각형상의 예비성형체를 이용한 피어싱 공정의 해석

후방압출공정의 해석에서 나타난 바와 같이 소재가 압축되면서 다이 와 마찰하며 압출 될 경우 큰 성형하중을 요구한다. 그러므로 소재가 압축되지 않고 펀치가 압하 하면서 소재를 원심방향으로 유동시켜 성 형하는 피어싱공정에 대하여 검토해 보고자 한다.

이 공정에서 가장 중요한 점은 편치가 하강할 때 소재가 함께 압축 되어 컨테이너를 채우면 후방압출과 유사한 경향이 나타나므로 소재가 반지름 방향으로 유동하도록 유도하는 것이다. 이와 같은 목적을 달성 하기 위해 사각형상의 예비성형체를 사용하며, 성형 전부터 소재의 모 서리가 컨테이너와 접촉하고 있으므로 편치가 압하 되면 소재모서리와 컨테이너간에 발생된 접촉압력에 의한 마찰력 때문에 소재가 미끌려 내려가지 못하게 된다. 그 대신 소재를 원심 방향으로 유동시켜 원형 컨테이너와 사각형 예비성형체간의 빈 공간으로 밀어내도록 하는 성형 방법이다.

기본적인 성형 조건은 사각형상의 예비성형체의 모서리와 외부 다이 가 성형초기부터 닿아 있어야 하고, 펀치에 의해 배제되는 체적이 예비 성형체와 다이 사이에 비어있는 공간으로 채워져야 하는 것이다. Fig. 11 에 표시되어 있는 바와 같이 예비성형체의 모서리가 컨테이너 내부와

- 22 -

맞닿아 있게 하려면 컨테이너의 내경에 의해 예비성형체의 사각형부위 의 치수가 정해지게 되고, 또한 펀치의 직경 역시 원형 컨테이너와 사 각형 예비성형체간의 공간에 의해 결정되게 된다. 혹은 반대로 펀치의 직경, 즉 성형하고자 하는 제품의 내경을 기준으로 하게 되면 펀치의 단면에 의해 배제될 면적이 결정되므로 그에 따른 컨테이너의 내경과 예비성형체의 치수가 자동적으로 결정된다. 결국 성형할 제품의 내경과 외경중 하나를 기준으로 결정하게 되면 나머지 치수는 자동적으로 결 정된다.

$$Ro = \sqrt{\frac{Ri^2 \pi}{\pi - 2}}$$

$$Ri = \sqrt{\frac{(Ro^2 \pi - 2Ro^2)}{\pi}}$$
(18)
(19)

이때 내경을 목표치수로 설정 할 경우 예비성형체 및 컨테이너의 크 기가 지나치게 커져 회수율이 떨어지고 펀치의 치수가 외경을 목표치 수로 한 경우에 비해 커지므로 성형하중 또한 커지게 된다. 그러므로 외경을 목표치수로 고정하고 그에 맞는 예비성형체와 펀치의 치수를 결정하는 방법을 선택하였다.

Table 5는 예비성형체와 제품간의 단면적 비율을 표시하고 있으며 내 경기준에 비해 외경을 기준으로 했을 때 단면적의 비율이 약 27%정도 낮아지게 된다. 즉 더 작은 예비성형체를 이용하여 성형할 수 있으므로 회수율이 향상된다.



Fig. 11 Section of squared bar preform and die

Table 5 Dimensions of each reference diameter

Deference diameter	Inner	Outer	Ratio of section area
Reference diameter	diameter	diameter	to preform
Inner diameter		2720 mm	1.65
(1640 mm)			
Outer diameter (2300 mm)	1386 mm		1.30

피어싱 공정에 있어서 성형다이는 압하 하면서 소재에 구멍을 뚫는 편치와 성형 중 제품의 외경을 결정하는 컨테이너 그리고 하부 다이로 구성된다.
압출용 펀치의 형상과 같이 큰 반경을 가지는 반구형 펀치는 소재와 의 접촉면적이 커서 펀치가 소재를 끌고 들어가는 현상을 보여 피어싱 공정에는 적합하지 않다. 따라서 펀치는 Fig. 12(a)와 같이 예비성형체와 접촉하는 면을 평면으로 하여 소재와의 접촉면적을 최소화 하였다. 펀 치의 직경은 단순히 예비성형체와 컨테이너 사이의 공간을 이용하여 계산하였을 경우 Table 5에서 와 같이 1386 mm로 계산된지만 예비성형 체의 상부 단(groove)의 체적을 고려하여 1347 mm 로 결정하였다.

Fig. 12(b)는 컨테이너의 형상과 치수를 나타내고 있다. 컨테이너의 내 부 치수는 최종 목표형상의 외경에서 약 50~100mm 정도의 가공여유를 더한 값이다. 성형 후 제품의 취출을 용이하게 하기 위해서 다이 벽면 에 0.5도의 기울기를 부가하였다. 일반적으로 형단조의 경우 제품의 취 출을 위해 약 2~5도정도의 기울기를 주고 있지만, 본 제품의 경우 큰 기울기를 줄 경우 제품의 길이가 5000 mm이상 되기 때문에 상단부의 가공여유가 약 200~500 mm정도로 지나치게 커지게 된다. 따라서 최소 한의 기울기가 되도록 하였다.

Fig. 12(c)는 예비성형체의 형상과 치수이다. 쉘과 플랜지까지 일체형 으로 성형하기 위해 플랜지 부분도 예비성형체에 포함 시켰다. 플랜지 부분의 치수는 실제 제품의 플랜지 크기가 확보되어야 하며, 또한 플랜 지가 컨테이너 상부에 걸쳐져서 성형초기 소재가 밀려 내려가는 것을 지지해주는 역할을 하기 때문에 두꺼운 플랜지부는 성형성에 긍정적인 영향을 준다고 볼 수 있다. 본 해석에서는 플랜지 두께를 510 mm 로 하여 해석을 수행하였다.

예비성형체의 길이는 압하 후반부에 소재가 다이의 하단 모서리를 채우게 될 경우 하중이 급격히 올라가는 것을 방지하기 위해 자연스럽 게 벌어질 수 있을 만큼의 여유길이를 필요로 한다. 그러나 여유길이가 증가하면 회수율의 저하와 단조성형 후 가공시간의 증가를 초래하므로 주어진 하중으로 성형 가능한 최소의 길이를 결정하여야 한다. 반복적 인 해석에 의해 얻어진 결과에 의하면 가장 자연스러운 변형 형상을 보여주는 여유길이는 800 mm 이었으므로, 예비성형체의 전체길이는 플 랜지두께 510 mm 를 포함하여 6400 mm로 하였다.

성형성을 높이기 위해서 예비성형체의 상단부에 원형 단을 두었다. 단이 없을 경우, 압하 초기에 펀치가 소재를 파고 들어가기 시작할 때 사각 모서리부분의 접촉만으로는 펀치의 압력을 견디지 못하고 소재가 미끄러져 내려가 압축되는 현상을 보였다. 따라서, 단은 압하 초기에 소재와 다이 간의 접촉압력을 높여주는 역할을 한다.

그러나 단의 직경이 컨테이너의 내경보다 작을 경우 초기접촉압력 증 가의 효과가 없고, 두께가 너무 얇을 경우는 접촉압력이 작아 미끄러져 내려간다. 그러나 반대로 너무 두꺼울 경우 예비성형체의 체적이 증가 하므로 소재의 낭비가 심해지고, 압하 후반부에 성형하중에 영향을 미 치게 되므로 적절한 두께를 선정하는 것이 중요하다. 본 해석에서는 단 의 직경은 컨테이너의 내경과 같고, 두께는 450mm가 좋은 성형성을 나 타내었다.

최종 예비성형체와 성형다이의 형상은 Fig. 12와 같다. Fig. 13은 유한 요소 해석을 하기 위해 Unigraphics를 이용하여 다이세트와 예비성형체 를 모델링한 3차원 모델을 나타낸 것이다. 해석 모델은 대칭축을 고려 하여 1/8만 사용하였다.



#### (c) Preform

Fig. 12 Dimensions of squared bar preform and die sets



Fig. 13 Modeling of die sets and preform (1/8 model)

Table 6 Ratio of machined cask to preform volume for squared bar model

Draform volumo	Cask volume	Ratio of cask to		
Preform volume	(machined)	preform volume		
19.04 m <sup>3</sup>	$7.57 \text{ m}^3$	39.76 %		

Fig. 14는 성형중 편치와 다이에서 발생하는 하중을 표시한 것이다. 편치의 압하 하중을 하부다이와 컨테이너가 나누어 지지하게 되며 이 세 하중성분을 이용하여 성형성을 평가하였다.

Fig. 15는 Fig. 12(c)의 사각형 예비성형체를 사용하여 열전달을 고려하

지 않은 등온해석에서의 성형과정을 나타낸 것이다. 형상의 이해를 돕 기 위해 1/8 모델을 1/4 모델로 확장하여 나타내었다.

Fig. 16은 성형중 각 다이의 수직방향 하중을 나타낸 것이다. 최종 성 형 하중은 1/8모델 기준으로 약 13,720 kN으로 계산 되었다. 즉 전체모 델로 계산했을 때 이 공정을 이용하여 제품을 성형하기 위해서는 109,760 kN의 하중이 필요하다.

Fig. 17은 열전달 효과를 고려한 비등온 조건에서의 성형과정을 나타 낸 것이다. Fig. 18은 그에 따른 성형 하중을 나타낸 것이다. 이 경우 약 17700 kN의 하중이 계산 되었고, 전체모델로 보았을 때 약 173,460 kN 의 성형하중이 필요하다.

등온 해석의 경우 목표하중 117,600 kN보다 낮은 하중이 계산 되었으 나 비등온해석에서는 열전달로 인한 온도 저하로 인해 목표하중을 초 과 하였으나 하중그래프 상에서 나타나듯이 성형 막바지에 급격히 하 중이 증가하는 것으로 보아 몇몇 공정변수의 최적화, 또는 성형깊이를 조절하는 것만으로도 충분히 성형가능성이 있을 것으로 판단된다.

편치의 압하 하중은 Fig. 14에 표시한 것과 같이 컨테이너와 하부다이 에 나누어 지지된다. 즉 펀치의 성형하중의 일부는 펀치가 압하하는 동 안 소재와 컨테이너 벽면 간의 접촉마찰력으로 인해 발생되는 수직마 찰하중으로 지지되고, 나머지는 예비성형체 하부에 압축하중으로 작용 한다고 볼 수 있다. 이때 하부다이가 받는 압축하중이 컨테이너가 받는 마찰하중보다 크다는 것은 소재의 유동방향이 반경방향으로 벌어지는 형태의 변형이 아니라 수직방향으로 압축되는 방향으로 유동한다는 의 미이다. 결론적으로 마찰하중이 가공 전반에 걸쳐 최대한 하부다이가 받는 압축하중보다 높게 유지시키는 것이 성형에 있어서 가장 중요한 점이라고 판단된다.

등온 해석의 경우 가공 중 컨테이너가 받는 수직방향 하중은 성형초 기 하부다이의 하중보다 크게 증가하였다가 후반부로 가면서 점차 줄 어들고, 하부다이의 경우 성형 후반부로 갈수록 점점 하중이 증가해 약 70% 가량 성형된 압하깊이 3800 mm 부근에서 컨테이너의 하중과 역전 되는 것을 볼 수 있다.

비등온 해석의 경우는 등온해석의 경우보다 좀더 진행된 후 90%정도 성형된 압하깊이 4300 mm 부근에서 하중이 급격이 역전되는 것을 볼 수 있다. 이것은 Fig. 17에서 나타나듯이 열전달로 인해 성형된 플랜지 와 쉘부분의 온도저하로 유동응력이 증가하여 플랜지가 받는 굽힘과 쉘부분이 받는 인장력에 대한 강성이 올라가 소재가 밀려 내려가는 양 이 상대적으로 작아지기 때문이다. 결국 열전달에 의한 온도변화가 성 형 하중을 증가시키지만 성형성에는 긍정적인 영향을 미친다고 볼 수 있다.



Fig. 14 Die Loads during forming process



Fig. 15 Deformed shapes for isothermal analysis with squared bar preform



Fig. 16 Loads for isothermal analysis with squared bar preform



Fig. 17 Deformed shapes and temperature distributions for non-isothermal

### analysis with squared bar preform



Fig. 18 Load for non-isothermal analysis with squared bar preform

# 3.4 원형 다단 예비성형체를 이용한 피어싱공정의 해 석

사각 예비성형체를 이용한 성형공정의 성형 가능성에 대해서는 3.3절 에서 검토해 보았다. 그러나 사각 예비성형체를 이용한 피어싱공정의 경우 내·외경의 치수를 임의로 결정할 수 없는 단점이 있다. 따라서 회 수율 또한 40%정도로 낮아지게 된다. 본 연구에서는 이와 같은 단점을 보완하기 위해 제품의 최종치수에 가까운 제품을 얻을 수 있는 예비성 형체를 제안하였다.

기본적인 개념은 사각형 예비성형체를 이용한 공정과 같이 편치가 압하되는 동안 소재가 점진적으로 벌어지며 컨테이너와 접촉하도록 하 여 소재가 빨려 내려가지 않고 반지름 방향으로 벌어지도록 하는 것이 다. 그러기 위해 예비성형체의 상부에 많은 체적을 주어 압하초기에 컨 테이너와의 접촉압력을 높여 미끌림을 방지하고 상부의 여유체적이 하 부로 점진적으로 쓸려 내려가도록 하였다. 늘어난 체적만큼 예비성형체 하부의 크기를 줄여 최종적으로 목표 깊이까지 압하 할 수 있도록 하 였다.

체적의 분포가 급격하게 변화할 경우 컨테이너와 접촉압력이 순간적 으로 떨어져 성형이 실패하는 현상을 보였기 때문에 예비성형체에 여 러 단을 두어 체적의 분포를 점진적으로 줄여 접촉압력이 천천히 줄어

- 37 -

들도록 해주는 방안을 채택하였다. 그러나 너무 많은 단을 줄 경우 예 비성형체를 제작하는 단조공정이 복잡해지고 제작시간이 증대되어 결 과적으로 오히려 생산성을 저해시키는 결과를 초래하므로 가능한 단순 한 형상의 예비성형체를 사용하는 것이 바람직하다.

Fig. 19는 선정된 예비성형체의 형상이다. Fig. 19(a)는 2개의 단을 준 예비성형체 모델이고, Fig. 19(b)는 3개의 단을 준 예비성형체 모델이다.

Table 7은 2단 모델과 3단 모델에 대한 회수율을 표시하고 있다. 4각 형의 예비성형체를 사용한 Table 6과 비교하여 길이변화는 없으므로 같 은 외경에 더 큰 펀치를 사용하여 가공하기 때문에 회수율이 10% 가량 증가하여 약 50%정도를 보였다. 그러나 실제로 성형 후, 하단부의 여유 체적부분은 가스절단기로 절단하기 때문에 실제 단조 후 최종 기계가 공효율은 훨씬 더 향상될 것으로 기대된다.

Table	7	Ratio	of	machined	cask	to	preform	volume	for	multi-step	grooves
model											

	Ductor volume	Cask volume	Ratio of cask to	
	Preform volume	(machined)	preform volume	
2 step grooves	15.41 m <sup>3</sup>	$7.57 \text{ m}^3$	49.12 %	
3 step grooves	$15.42 \text{ m}^3$	7.57 111	49.09 %	



Fig. 19 Dimensions and shapes of two cases of multi-step grooves preforms

Fig. 20은 2단 모델의 등온해석의 성형과정을 나타내는 것이고 Fig. 21 은 성형하중을 나타낸 것이다. 펀치가 압하 하면서 컨테이너 상부에 걸 쳐있는 플랜지부가 빨려 내려가는 현상을 보이면서 성형이 이루어지지 않음을 보이고 있다. 하중의 변화는 컨테이너가 지지하는 수직 하중이 성형초기에 급격히 떨어졌다.

Fig. 22는 열전달을 고려한 해석의 성형과정을 나타내는 것이고, Fig. 23은 성형과정 중 성형하중의 변화를 나타낸 그림이다. 열전달을 고려 한 경우에서는 상부 플랜지부위가 온도저하로 인해 재료의 강도가 중 가해 형상이 유지되어 펀치하중을 지지하는 모습을 보여준다. 하중의 변화는 사각 예비성형체에 대한 해석에서와 마찬가지로 컨테이너와 소 재간의 접촉으로 인한 수직하중이 하부다이가 지지하는 압축하중보다 전체적으로 높으며 점진적으로 감소하는 경향을 보여주고 있으며 최종 성형 하중 또한 118000 kN 으로 목표하중과 근접하였다.

Fig. 24는 3단 모델의 등온해석시 성형과정을 나타낸 것이고, Fig. 25는 성형하중의 변화를 나타낸 것이다. 등온 해석에 있어서 2단 모델의 경 우와 같은 경향의 변형양상을 보여주며 성형에 실패하였다. 하중의 변 화는 비록 컨테이너의 하중이 하부다이의 하중보다 성형 중반부 까지 는 낮아지지는 않았으나 3개의 단을 만들어 상부에 체적을 집중시킨 결과 예비성형체 하부의 직경이 2단의 경우보다도 더 감소하여, 편치의 작은 하중에도 지지하지 못하고 압축되어 버렸다.

Fig. 26은 열전달을 고려한 해석의 성형과정을 나타낸 것이고, Fig. 27 은 성형하중을 나타낸 것이다. 열전달을 고려한 3단 모델의 경우는 집 중된 상부의 체적과 플랜지의 온도저하로 인한 강성의 증가로 좋은 성 형성을 보여준다. 하중의 변화 역시 초기 컨테이너와의 마찰하중이 급 격히 증가하여 점진적으로 감소해나가는 형상을 보여주었으며 최종 성 형하중은 109000 kN으로 산출되어 가장 작은 성형하중을 나타내었다.

Fig. 20과 Fig. 24에 표시한 바와 같이 등온해석에서는 2단과 3단 모델의 예비성형체를사용한 성형이 모두 불가능 하였으나, Fig. 22 및 Fig. 26과 같이 열전달을 고려한 경우에는 비교적 양호한 성형성을 나타내고있다. 그리고 2단 예비성형체를 사용한 경우에 비해 3단 예비성형체를사용한 경우가 성형하증이 연속적으로 변화되는 형태를 보여주고 있다.한편, 등온해석에서 성형이 불가능한 이유는 펀치의 지름이 사각형상의 예비성형체를사용한 경우에 비해 상대적으로 크기 때문에 근본적인압축하증이 커지기 때문이다, 또한, 플랜지와 단에 의해 발생하는 초기접촉하증에 비해서 작아진 하부에서 받는 압축응력이 훨씬 커지기 때문에 소재가 빨려 들어가는 유동현상이 발생하여 성형이 불가능하게된다..

그러나 열전달을 고려할 경우 성형초기 컨테이너와 접촉하고 있는 플랜지 부분의 온도가 저하되어 재료의 강도가 증가하여 초기압축하중 을 지지해 줄 수 있기 때문에 등온해석과 같이 플랜지가 변형되어 밀 려 내려가는 현상을 방지할 수 있었다. 또한 가공이 먼저 이루어진 소 재의 상부는 컨테이너 및 대기와의 열전달로 인해 온도가 하강하여 강 도가 증가되고, 성형중인 부분은 가공에너지가 흡수되어 온도가 상승함 에 따라 재료의 강도가 떨어지게 되어 상대적인 유동응력의 차이로 성 형성이 향상되었다고 간주할 수 있다.

Fig. 22, Fig. 26과 같이 성형이 가능하였던 비등온 해석에서 펀치가 압 하하면서 쉘이 내부로 말려들어오는 현상을 볼 수 있는데, 이는 예비성 형체의 단이 져 있는 부분을 통과할 때 소재의 유동방향이 변화기 때 문이라고 판단된다. 또한 성형된 쉘의 내부는 펀치와 짧은 순간 동안 접촉하고, 외부의 경우 비교적 오랜 시간 동안 컨테이너와 접촉하기 때 문에 내외부의 온도차이에 의한 영향도 생각해 볼 수 있다.

이 현상은 같은 조건에서 단의 단차가 클수록 크게 나타났으며 이는 하중 변화 곡선에서도 급격한 기울기의 변화로 알아 볼 수 있다. 많은 단을 두어 단차를 줄여주거나 혹은 예비성형체 자체를 처음부터 단이 아닌 경사를 가지는 형태로 제작할 경우 말려드는 양을 줄일 수 있을 것으로 예상된다. 그러나 쉘 내,외부의 온도 차이가 존재하고, 소재 유 동의 방향이 바뀌지 않을 수 없기 때문에 예비성형체의 형상을 바꾸는 것 만으로 궁극적으로 이러한 변형을 막을 수 있는 것은 아니라고 판 단된다. 그러므로 내부로 말려들어오는 변형량을 예비성형체의 형상조 절에 의해 가능한 억제시키고, 그 양을 예측하여 충분한 가공여유를 확 보하면서 성형해야 할 것이다.

다단 예비성형체를 사용한 성형공정에 대한 유한요소해석결과에 의 하면, 열전달에 의한 영향을 고려할 경우에서 보다 높은 회수율과 낮은 성형하중을 얻을 수 있었다. 그러나 실제 제작현장의 제반 조건을 정확 히 해석에 반영하는 데는 한계가 있고, 온도경계조건의 불확실성이 있 으므로 본 연구로부터 얻어진 제작공정을 실제의 생산현장에 바로 적 용하는 것은 현재로서는 불충분한 것으로 판단되며, 실험적인 검증이 요구된다.



Fig. 20 Deformed shapes for isothermal analysis with 2 step multi-grooves

preform



Fig. 21 Loads for isothermal analysis with 2 step grooves preform



Fig. 22 Deformed shapes and temperature distributions for non-isothermal

analysis with 2 step grooves preform



Fig. 23 Loads for non-isothermal analysis with 2 step grooves preform



Fig. 24 Deformed shapes for isothermal analysis with 3 step grooves preform



Fig. 25 Loads for isothermal analysis with 3 step grooves preform



Fig. 26 Deformed shapes and temperature distribution for non-isothermal

#### analysis with 3 step grooves preform



Fig. 27 Loads for non-isothermal analysis with 3 step grooves preform

## 4. 캐스크 일체형 단조를 위한 공정변수

제3장에서 얻어진 결과를 근거로 하여 원형 다단 예비성형체를 사용 한 경우에 비해 회수율 측면에서 약점이 있으나 보다 안정적인 성형이 가능하였던 사각형 예비성형체를 이용하는 공정에 대하여 중요한 공정 변수를 선택하고 그 영향에 대하여 검토해 보고자 한다.

선택한 공정변수는 플랜지의 두께, 단의 길이와 금형 기울기의 크기 이다. 플랜지와 단의 길이는 초기 접촉압력을 높여주는 역할을 하고 소 재가 미끌려 내려가지 못하도록 한다. 컨테이너의 기울기는 가공 후 단 조품의 취출을 쉽게 하기 위해 형단조에서 필수인 요소이다.



Fig. 28 Design variables

#### 4.1 금형 기울기의 변화에 의한 영향

컨테이너 기울기는 가공 후 단조품의 취출을 용이하게 하기위해 다 이에 일정한 각도의 기울기를 주는 것이다. 일반적인 형단조에서 이 기 울기는 약 2°~5° 정도를 사용하는 것으로 알려져 있다. 그러나 본 제 품의 경우 길이가 5000 mm 이상이므로 1° 기울기에 대하여 컨테이너 상부의 직경이 약 200mm 정도 증가하게 된다. 이로인해 성형 후 가공 량이 증가하게 되며 단조시에 상하부 접촉 압력의 차이가 발생하여 마 찰하중에 영향을 줄 것으로 예상된다. 따라서 컨테이너의 기울기의 크 기를 0°~2°까지 0.5° 단위로 변화시켜 해석하여 그 영향을 검토해 보 고자 한다.

기울기가 없는 첫 번째 해석에서의 경우 Fig. 29와 같이 성형 형상은 미끌려 내려가는 현상이 거의 발생하지 않으며 양호한 성형 형상을 보 여주고 있다. 그러나 Fig. 30에 나타나듯이 성형 초기에는 마찰하중이 압축하중에 비해 크게 증가하였다가 급격히 감소하여 성형중반에 압축 하중이 마찰하중보다 커지는 현상을 볼 수 있고, 이에 따라 성형 하중 도 비교적 높게 산출되는 것을 볼 수 있다. 이에 대한 원인은 다이 기 울기가 없어짐에 따라 줄어든 예비성형체와 컨테이너간의 체적에 기인 하기 때문이며 단의 길이를 감소시키거나, 더 작은 펀치를 사용해야 함 을 의미한다. 그러나 제품의 취출을 용이하게 하기 위하여 실제로 기울 기가 없이 성형하는 것은 불가능하다. 따라서 기울기가 0°인 경우는 단 순 비교용으로 사용하였다.

Fig. 31와 Fig. 32는 0.5° 의 기울기를 가지는 컨테이너를 이용한 성형 해석이다. 성형성도 양호하고, 첫번째 경우에서보다 마찰하중과 압축하 중이 역전되는 지점이 더 늦춰지며, 결과적으로 최종 성형하중 또한 더 낮은 것을 볼 수 있다. Fig. 33과 Fig. 34은 1.0° 의 기울기를 가지는 다이 일 경우이며, Fig. 35과 Fig. 36는 1.5° 일 경우의 해석결과 이고, Fig. 37과 Fig. 38은 2.0° 일 때의 해석 결과이다. 기울기가 커질수록 하중이 역전 되는 지점이 늦춰지는 경향을 뚜렷이 나타내고 있으며 성형하중 또한 줄어들고 있다.

해석결과 예상외로 컨테이너의 기울기가 커지더라도 성형성에는 크 게 문제가 되지 않았다. 오히려 성형 하중에 있어도 기울기가 커질수록 더 낮은 성형하중을 나타내었다. 그러나 2°의 기울기를 준 해석에서는 상부직경이 2600mm 까지 증가하므로 불가피하게 플랜지의 직경도 더 증가시켜야만 했다. 또한 최종제품의 플랜지의 직경보다 컨테이너 상부 의 내경이 더 넓어져서 예비성형체에서의 플랜지부분이 플랜지로서의 의미가 상실되며 단지 성형을 위해 걸쳐놓는 역할만을 하게 된다. 따라 서 2°이상의 큰 각도를 갖는 기울기에 대해서는 실용상의 의미가 없다.

결론적으로, 유한요소 해석을 통해 해석한 결과 컨테이너에 2°이내 의 기울기를 주는 것은 성형성에 무관하지만, 컨테이너 기울기가 증가 할수록 성형하중은 감소되는 긍정적인 효과가 있음을 알 수 있다. 확인 하였다. 그러나 무조건 기울기를 크게 할 경우 소재의 낭비가 심해지고 는 단점이 있는 만큼 취출이 가능한 최소의 기울기를 설정하여야 한다.



Fig. 29 Deformed shapes for 0° die angle



Fig. 30 Loads for isothermal analysis with 0° die angle



Fig. 31 Deformed shapes for 0.5° die angle



Fig. 32 Loads for isothermal analysis with 0.5° die angle



Fig. 33 Deformed shapes for 1.0° die angle



Fig. 34 Loads for isothermal analysis with 1.0° die angle



Fig. 35 Deformed shapes for 1.5° die angle



Fig. 36 Loads for isothermal analysis with 1.5° die angle



Fig. 37 Deformed shapes for 2.0° die angle



Fig. 38 Loads for isothermal analysis with 2.0° die angle
### 4.2 단의 길이에 의한 영향

성형 초기의 펀치에 의한 압하과정에 있어서 소재와 다이간에 충분 한 접촉압력이 작용하지 못해 소재가 정상적인 반경방향 유동을 하기 전에 미끌려 내려가는 현상이 발생한다. 이러한 문제발생을 방지하기 위해 소재 상부에 컨테이너의 내경과 같은 원형의 단을 두어 성형이 시작 될 때 소재와 컨테이너간의 접촉압력을 높여주도록 하였다. 이 단 의 길이를 결정하기 위해 단이 없는 경우에서 부터 600mm 길이의 단 까지 성형 과정을 해석해 보았다.

Fig. 39와 Fig. 40은 단이 없는 경우의 성형형상과 수직방향 하중변화 를 나타낸 것이다. 성형이 완전히 실패한 것은 아니지만 비교적 많은 양이 미끌려 내려가 플랜지부위가 들려 올라간 것을 볼 수 있으며, 성 형하중이 있어서 초기 접촉하중이 겨우 압축하중을 초과하는 것을 볼 수 있다. 하중이 역전되는 지점은 비교적 늦게 나타나지만 역전 후 급 격히 압축하중이 증가하는 것을 알 수 있다.

Fig. 41과 Fig. 42는 200 mm 의 단을 준 경우의 해석이다. 단이 없는 경우보다는 비교적 양호한 형상을 볼 수 있으며, 초기 성형하중에서도 접촉하중이 보다 증가한 것을 를 볼 수 있다.

Fig. 43과 Fig. 44는 300 mm 의 단인 경우이다. 단이 없거나 200 mm 의 얇은 단을 가지는 경우보다 더욱 안정된 형상으로 성형됨을 알 수 있고, 성형하중의 변화 역시 초기접촉하중이 높으면서 서서히 감소해

성형후반부에 역전되는 양호한 양상을 보이고 있다.

Fig. 45와 Fig. 46은 450 mm 의 경우이고, Fig. 47과 Fig. 48은 600 mm인 경우의 해석이다. 300 mm 이상의 경우에 대한 해석에서는 초기하중의 증가효과는 특별히 향상된 모습은 보이지 않고, 오히려 단이 길어지면 서 예비성형체의 체적이 증가하여 성형후반부 체적이 남아 최종 압축 하중을 높이는 경향을 보여주고 있다.

단이 없는 경우는 성형이 전혀 되지 않는 것은 아니지만, 성형형상과 하중그래프에서 나타나듯이 불안정한 모습을 보여주었으며 플랜지 바 로 아래 부분에서 잘록해지는 형상을 보여주고 있다. 그러므로 본 제품 의 안정적인 성형에 있어서 상부 단은 꼭 필요하다고 간주할 수 있으 며, 단의 길이는 최소한 300 mm 이상 되는 것이 양호한 성형성을 보여 준다고 판단되며, 600 mm 이상의 단은 더 이상 성형성에 긍정적인 영향 을 주지 못하고, 체적증가에 의해 회수율의 저하와 성형하중을 증가를 야기한다는 것을 알 수 있다. 그러므로 본 제품의 성형에서는 약 300~600mm 범위에서 단의 길이를 선택하는 것이 예비성형체에 대한 타당한 설계방법이다.



Fig. 39 Deformed shapes without groove



Fig. 40 Loads for isothermal analysis without groove



Fig. 41 Deformed shapes for isothermal analysis with 200 mm groove length



Fig. 42 Loads for isothermal analysis with 200 mm groove length



Fig. 43 Deformed shapes for isothermal analysis with 300 mm groove length



Fig. 44 Loads for isothermal analysis with 300 mm groove length



Fig. 45 Deformed shapes for isothermal analysis with 450 mm groove length



Fig. 46 Loads for isothermal analysis with 450 mm groove length



Fig. 47 Deformed shapes for isothermal analysis with 600 mm groove length



Fig. 48 Loads for isothermal analysis with 600 mm groove length

### 4.3 플랜지 두께에 의한 영향

에비성형체에 플랜지부를 설치함으로써 쉘과 플랜지를 일체형으로 가공할 수 있고, 또한 플랜지부가 성형 초기 소재가 미끌려 내려가는 것을 지지해주는 역할을 하여 성형성에 도움을 주게 된다. 플랜지의 두 께 변화가 성형에 어떤 영향을 미치는지 알아 보았다.

Fig. 49와 Fig. 50은 플랜지가 없을 경우의 성형형상과 하중변화를 나 타낸 것이다. 이 경우 성형초기 소재가 미끌리면서 성형이 이루어지지 않음을 나타내고 있다. 성형하중 역시 성형 초기 압축하중과 접촉하중 이 역전되는 것을 알 수 있다.

Fig. 51와 Fig. 52는 플랜지 두께 310 mm 일 경우의 성형형상과 성형 하중이다. 이 두께는 최종제품에서 각 면에 최소한의 가공여유 40mm 씩 두고 결정된 최소한의 플랜지 두께이다. 이 경우 역시 플랜지가 초 기 펀치의 압하에 견디지 못하고 꺽이면서 소재가 미끌려 내려가 성형 이 실패한 것을 볼 수 있다. 성형 하중 역시 초기 접촉하중이 제대로 증가하지 못하고 성형 중반부 급격히 역전되는 양상을 나타내고 있다.

Fig. 53과 Fig. 54은 플랜지 두께 410 mm 인 경우의 해석결과 이다. 310 mm 인 경우 보다는 양호한 모습을 보여주고 있으나 이 경우 역시 비교적 많은 양의 체적이 밀려내려가 성형 후반부 하중이 급격히 증가 하는 모습을 보여주고 있다.

Fig. 55과 Fig. 56는 플랜지 두께 510 mm 이 경우의 결과 이다. 410 mm

인 경우보다 좀 더 양호한 성형양상을 나타내며 성형하중 또한 비교적 안정적인 것을 볼 수 있다.

Fig. 57과 Fig. 58은 610 mm, Fig. 59과 Fig. 60은 710 mm 의 플랜지 두 께를 가지는 경우에 대한 해석 결과이다. 플랜지가 두꺼워 짐에 따라 성형형상이 매우 안정적으로 이루어지고 성형하중에 있어서도 플랜지 두께에 비례하여 성형하중이 낮아지고 압축하중과 접촉하중이 역전되 는 지점이 늦추어 지는 것을 볼 수 있다. 그러나 510 mm 와 610 mm 에 대한 성형성의 차이에 비해 610 mm와 710 mm 에 대한 성형성의 차이 는 비교적 미미하여 더 이상 큰 플랜지에 대해서는 두께에 의한 영향 이 떨어진다고 판단된다

두꺼운 플랜지가 성형성에 긍정적인 영향을 미치는 것을 확인하였으 나 플랜지가 두꺼워 지는 만큼 소재의 낭비 또한 커지기 때문에 안정 적인 성형이 가능한 범위 내에서 얇은 플랜지를 사용하는 것이 좋으며 해석결과 500 mm 에서 600 mm 범위에서 플랜지를 결정하는 것이 가장 효과적이라고 판단된다.



Fig. 49 Deformed shapes for isothermal analysis without flange



Fig. 50 Loads for isothermal analysis without flange



Fig. 51 Deformed shapes for isothermal analysis with 310 mm flange

#### thickness



Fig. 52 Loads for isothermal analysis with 310 mm flange thickness



Fig. 53 Deformed shapes for isothermal analysis with 410 mm flange thickness



Fig. 54 Loads for isothermal analysis with 410 mm flange thickness



Fig. 55 Deformed shapes for isothermal analysis with 510 mm flange

thickness



Fig. 56 Loads for isothermal analysis with 510 mm flange thickness



Fig. 57 Deformed shapes for isothermal analysis with 610 mm flange thickness



Fig. 58 Loads for isothermal analysis with 610 mm flange thickness



Fig. 59 Deformed shapes for isothermal analysis with 710 mm flange



Fig. 60 Loads for isothermal analysis with 710 mm flange thickness

### 4.4 가공치수 여유

치수만족도를 확인하기 위하여 각 해석 경우에 대해 목표제품 대비 치수여유를 측정하였다. Fig. 61은 가공치수 여유를 측정한 위치와 기호 를 나타내고 있다. A치수는 제품 내경의 치수 만족도를 나타내는 것으 로 펀치의 직경이 한정되어 있으므로 전 해석 경우에서 동일하다. B치 수는 제품 외경의 치수여유를 나타내며 컨테이너에 소재가 적절히 차 는지를 확인할 수 있다. 즉 제품 하단 25 mm, 제품 상단 75mm가 만족 하여야 한다. C치수는 제품의 플랜지부분의 직경여유를 나타내며 실제 로 성형과 무관한 치수로 소재가 빨려 내려가면서 예비성형체의 플랜 지가 안으로 들어오는 길이를 확인하여 예비성형체 플랜지의 직경을 결정할 수 있다. D치수는 성형성을 좋게 하기 위해 두꺼운 플랜지를 사 용함으로써 발생되는 치수 여유로서 성형하중 등의 이유로 필요할 경 우 압하깊이를 줄일 수 있다. E치수는 압하 후 내부 바닥면의 가공여유 로서 압하깊이에 의해 결정된다.

Table 8 은 다이 기울기가 변화할 때의 각 해석경우에 대해 목표제품 대비 치수여유를 정리한 것이다. 실제 제품의 취출을 고려하지 않을 경 우 두 번째인 0.5° 기울기의 경우가 B치수에 대해 가장 양호한 만족도 를 보였다. 이 때 성형성과 무관한 플랜지의 직경에 해당하는 C치수는 약 210mm 의 최소여유를 가지고 있으므로 예비성형체의 플랜지 반경 을 170mm 정도 더 줄일 여유가 있다고 볼 수 있다. 또한 두꺼운 플랜 지를 사용함으로써 생기는 D치수가 최소 178mm 의 여유가 있으므로 압하깊이를 약 140 mm 정도 줄일 수 있고, 그에 따라 전체 예비성형체 의 길이를 140 mm 줄일 수 있다.

Table 9 는 단의 길이가 변화할 때의 각 해석경우에 대해 목표제품 대 비 치수여유를 정리한 것이다.

Table 10 는 플랜지 두께가 변화할 때의 각 해석경우에 대해 목표제품 대비 치수여유를 정리한 것이다. 첫 번째 경우에서는 성형이 불가능 하 였으므로 치수 확인이 곤란하였다.



Fig. 61 Measuring locations of machining allowance

	Diameter margin			Height m	argin	Pressing	Die
	А	В	С	D	Е	depth	angle
Case 1		25	236~250	192~237	170	4950	0°
Case 2		25~75	210~248	178~233	50	5070	0.5°
Case 3	150~175	18~120	197~237	143~224	70	5050	1.0°
Case 4		13~154	173~220	123~200	40	5080	1.5°
Case 5		10~224	261~325	100~190	40	5080	2.0°

Table 8. Machining allowances for various die angles (mm)

Table 9. Machining allowances for various groove length (mm)

	Diameter margin			Height m	argin	Pressing	Groove
	А	В	С	D	Е	depth	thickness
Case 1		-20~75	90~140	120~280	70	5050	0
Case 2		0~75	150~190	125~240	40	5080	200
Case 3	150~175	10~75	180~205	134~230	80	5040	300
Case 4		25~75	210~248	178~233	50	5070	450
Case 5		25~75	233~252	180~220	60	5060	600

Table 10. Machining allowances for various flange thicknesses (mm)

	Diameter margin			Height m	argin	Pressing Flang	Flange
	А	В	С	D	Е	depth	thickness
Case 1		-	-	-	-	-	-
Case 2		18~75	30~65	-127~75	60	4850	310
Case 3	150~175	15~75	155~180	30~130	60	4950	410
Case 4		25~75	210~248	178~233	50	5070	510
Case 5		25~75	245~265	275~321	50	5170	610
Case 6		25~75	265~275	375~415	50	5270	710

### 5. 플라스티신을 이용한 모델 시험

유한요소 해석을 통해 캐스크의 성형방법을 제안하였고, 성형성에 영 향을 미치는 몇몇 공정변수에 대해 해석하여 정리하였다. 본 장에서는 해석을 통해 제안된 캐스크의 성형 공정을 일반적으로 열간가공성형 실험에 널리 쓰이고 있는 플라스티신을 사용하여 1:30 스케일의 축소모 델로 직접 실험하여 검증해보았다.

#### 5.1 플라스티신의 특성

플라스티신(plasticine)은 고온강의 성형 모사실험을 할 때 널리 쓰이 는 재료로서 비용이 저렴하고, 무독성에 손쉬운 사용이 가능하다. 상온 에서 약 1000℃의 강과 유사한 유동특성을 가지고 작은 하중만으로도 성형이 가능하기 때문에 공구 및 실험 금형 또한 저렴하다는 장점이 있다. 또한 여러 가지 색깔로 시편을 제작할 수 있어 재료의 유동을 관 찰 할 수도 있다. 본 연구에서는 실험 시 필요한 사항에 대하여 문헌조 사를 통해 자료를 수집하고, 소재의 상사성 실험을 생략하고자 하였다.

플라스티신의 화학성분은 제조사에 따라 각기 다른 것으로 알려져 있다. 본 연구에서 사용된 플라스티신은 국내에서 쉽게 구할 수 있는 영국의 Peter Pan Playthings사의 제품으로 정확한 성분은 알려져 있지 않 으나 탄화 칼슘을 주 성분으로 하고 광물유, 탄산 마그네슘, 염료 등을 섞어서 만든 점토계통의 물질로써 물에 불용성이며, 온도에 큰 영향을 받고 있다[9] [10]. Table 11에 물리적 특성들을 정리하였다.

열간상태의 금속유동을 정확히 예측하기 위해서는 마찰조건을 동일 하게 하여야 한다. 마찰상태가 틀려지면 정확한 모델링이 이루어지지 않은 것이다. 마찰은 마찰상수나 마찰계수로 나타내어 지는데 강의 열 간성형공정에서 마찰상수는 0.7 내외의 값을 갖는다고 알려져 있다. Table 12는 윤활제로 테프론(teflon), 바셀린(vaseline), 휴지(tissue), 베이비 파우더(baby powder), 랩핑 페이퍼(wrapping paper)등을 사용하여 플라스 티신의 링압축 시험을 통한 결과값을 나타내고 있다[11]. 본 실험에서는 열간가공시 마찰상수인 0.7내외에 근접한 베이비 파우더를 사용하여 실 험을 실시하였다.

Specific gravity	1.8 ~ 1.02	
Specific heat (kJ / kg $^{\circ}$ C)	1.005	
Shaar strangth (MDs)	0.0834 (at 15 ℃)	
Snear strength (MPa)	0.0628 (at 20℃)	
Hardness	HB15 (24°C)	
Bulk modulus (GPa)	4.658	

**Table 11 Physical properties of plasticine** 

Lubricant	Friction factor (m)	
Teflon and vaseline	0.08 ~ 0.15	
Tissue	0.2 ~ 0.35	
Wrapping paper	0.1 ~ 0.17	
Baby powder	0.5 ~ 0.75	

#### Table 12 Friction factor for various lubricants

# 5.2 플라스티신 축소모델 실험용 금형의 제작

실험용 금형은 해석에 사용된 금형의 치수를 기초로 1:30 비율로 축 소하여 설계하였다. Fig. 62는 실험용 금형의 3차원 모델이다. 컨테이너 의 기울기는 0.5도를 기준으로 제작되었고, 펀치의 직경은 사각형 예비 성형체를 성형할 직경 44.0 mm 인 모델과 원형 다단 예비성형체를 성 형할 직경 54.0 mm인 모델의 두 가지를 가공하였다.

Fig. 63은 금형의 대략적인 치수들을 나타내고 있다. Fig. 64는 제작된 금형의 사진이다. 재질은 플라스티신의 성형하중이 작기 때문에 알루미 늄을 사용하여 제작하였다.



Fig. 62 Modelings of experimental die sets



Fig. 63 Drawings of experimental die sets



Fig. 64 Picture of experimental die sets

### 5.3 플라스티신 축소모델 실험 결과

성형 실험을 위해 4가지 경우에 대하여 예비성형체을 제작하였다. Table 13에 각 실험경우에 대해 정리하였고, Fig. 65는 그 형상을 나타낸 것이다. 윤활제로는 열간가공에서의 마찰상수와 유사한 값을 나타낸다 고 알려져 있는 베이비파우더를 사용하였다. 본 실험에서는 성형하중은 고려하지 않고 성형성만을 알아보고자 하였기 때문에 하중은 측정하지 않았다.

Fig. 66은 Case 1의 결과로서 단과 플랜지가 없는 단순한 사각단면의 에비성형체를 압축한 경우이다. 해석결과와 같이 소재가 다이를 타고 미끄러져 내려가 목표깊이까지 압하 하지도 못했으며, 제품 상단부의 불균일한 형상이 해석에서 나타난 형상과 매우 유사한 형태의 결과를 얻을 수 있었다.

Fig. 67은 Case 2의 결과로서 사각단면에 플랜지만을 추가하여 성형한 경우이다. 목표깊이까지 압하는 가능하였으나, 해석의 결과와 마찬가 지로 플랜지 부분이 많이 빨려 내려가는 형상을 보여주고 있다.

Fig. 68은 Case 3의 결과로서 최종형상인 플랜지와 단이 모두 있을 경 우의 결과이다. 이 경우 가장 양호한 성형형상을 보여주고 있으며, 해 석의 결과와 유사한 형상을 보여주고 있다.

Fig. 69는 Case 4의 결과로서 원형의 2개의 단을 가지는 경우의 실험 결과이다. 이 경우 해석에서는 열전달이 고려된 비등온 상태에서만 성

- 86 -

형이 가능하였던 반면 등온을 가정하는 플라스티신 실험에서는 성형이 가능하였고, 성형형상 또한 비교적 양호하였다.

플라스티신을 사용한 모사실험에서 나타나는 성형형상은 유한요소 해석을 통해 얻었던 결과와 매우 유사한 형상을 보여준다고 판단된다. 그러므로 본 연구를 통해 얻은 예비성형체의 형상과 공정변수들에 대 해서 신뢰성을 확인 하였다.

Table 13 Experimental of	cases
--------------------------	-------

Case	Preform shapes		
Case 1	Squared bar preform without groove and flange		
Case 2	Squared bar preform with flange		
Case 3	Squared bar preform with groove and flange		
Case 4	Cylindrical preform with 2 step grooves		





(a) Case 1

(b) Case 2



(c) Case 3



(d) Case 4





Fig. 66 Result of deformed shape for case 1 (without groove and flange)



Fig. 67 Result of deformed shape for case 2 (with flange)



Fig. 68 Result of deformed shape for case 3 (with flange and groove)



Fig. 69 Result of deformed shape for case 4 (cylindrical model)

### 6. 결론

유한요소 해석을 통해 사각형 예비성형체를 이용한 피어싱공정과 원형 다단 예비성형체를 이용한 피어싱공정을 제안하였다. 사각형 예 비성형체를 이용한 공정에서 세가지 공정변수에 대해 그 영향을 평 가하였고, 해석의 검증을 위해 플라스티신을 이용한 성형실험을 수행 하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 피어싱에 의한 캐스크단조 공정에서, 펀치의 압하하중은 컨테이 너와 하부다이에 나누어 지지되며, 이때 컨테이너가 받는 마찰하 중을 가공 전반에 걸쳐 최대한 하부다이가 받는 압축하중보다 높게 유지시키는 제품의 성형에 있어 가장 중요하였다.
- 열전달을 고려할 경우 소재의 상대적인 온도차이로 발생하는 국 부적인 유동응력의 차이가 성형 하중을 증가시키기는 하지만 성 형성에는 긍정적인 영향을 미친다.
- 3. 원형 다단 예비성형체를 사용한 공정에서 열전달에 의한 영향을 고려할 경우에 사각형상 예비성형체를 사용한 경우보다 높은 회 수율과 낮은 성형하중이 계산되었으나 불안정한 성형성을 보여 추가적인 연구가 필요하다.

- 성형 후 제품의 취출을 위해 컨테이너에 주게 되는 기울기는 2°
  이내의 기울기를 주는 것은 성형성에 특별한 영향을 주지 않으
  므로 취출이 가능한 최소의 기울기를 현장 실정에 맞게 설정하
  여야 한다.
- 제품의 안정적인 성형에 있어서 상부의 원형 단은 꼭 필요하다.
  단의 길이는 약 300 mm ~ 600mm 범위에서 단의 크기를 선택하 여야 한다
- 6. 두꺼운 플랜지는 성형성에 긍정적인 영향을 미친다. 회수율 과 성형성을 고려하여 500 mm 에서 600 mm 범위에서 플랜지를 결 정하는 것이 가장 효과적이다.
- 공정변수에 대한 해석결과 가공여유를 측정하여 본 결과, 0.5°기 울기의 컨테이너와 단의 길이가 450 mm, 플랜지의 두께가 610 mm인 경우에서 가장 좋은 결과를 얻었다.
- 해석 결과에 대한 성형성 검증을 위해 플라스티신을 이용한 1:30
  스케일의 실험을 수행하였고 실험 결과 유한요소 해석을 통해 얻은 결과와 유사한 성형형상을 확인하였다.

## 참고문헌

- [1] 평다이를 이용한 대형로타의 자유단조에 관한 연구, 이경호, 부
  산대학교 기계설계공학과 석사학위 논문, 1997.
- [2] Development of manufacturing technology on body-base monolithic cask forging, S.Kuri, Y.Funakoshi, N.Mizuno, T.Tsunezumi, T.Tomomatsu, 15<sup>th</sup> International Forge Master's Meeting, pp.456-463, 2003.
- [3] 대형 단조를 위한 성형공정 개발/공정해석/물성평가 연구, 양동열,
  박치용, 조종래, 정낙면, 이영규, 한국과학기술원, 1992.
- [4] Concepts and Applications of Finite Element Analysis, Robert D. Cook, David S. Malkus, Michael E. Plesha, JOHN WILEY & SONS, 1989.
- [5] 연속체역학에서 유한요소법까지, 전만수, 이형일, Prentice Hall, 2002.
- [6] 금형강의 동적 및 정적 재결정 거동과 미세조직 변화에 관한 연
  구, 정호승, 한국해양대학교 기계공학과 석사학위논문, 2001.
- [7] 소성역학, 김영석, 시그마프레스, 2003.
- [8] The Optimization of mechanical properties for nuclear transfortation casks in ASTM A350 LF5, Price.S, Honeyman. G. A, Steel forgings : Second volume, ASTM STP1259, E.G. Nisbett and A.S. melilli, Eds., American Society for Testing and Materials, pp.79-90,1997.

- [9] Manufacturing process and material properties of integral heavy forgings for nuclear power plants, Y. Funakoshi, H. Nagasako, K. Tokuno, and T. Matsumoto, 13<sup>th</sup> International Forgemasters Meeting, pp.231-242, 1997.
- [10] Peter pan Playthings LTD. Technical specification catalog.
- [11] 畑村 洋 太郎, "플라스티신을 이용한 모델링 實驗法", 制11回 塑
  性加工學 講座 5, pp.1-20, 1977.