



저작자표시-비영리-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 이차적 저작물을 작성할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



동일조건변경허락. 귀하가 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공했을 경우에는, 이 저작물과 동일한 이용허락조건하에서만 배포할 수 있습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

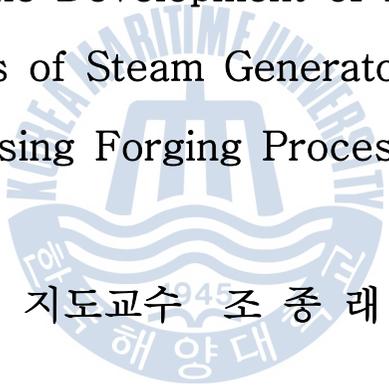
이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

단조공정을 이용한 증기발생기 헤드 제작  
공정개발에 관한 연구

A Study on the Development of Manufacturing  
Process of Steam Generator Head  
using Forging Process

The seal of Korea Maritime University is a circular emblem. It features a central stylized 'M' shape above wavy lines representing water. The text 'KOREA MARITIME UNIVERSITY' is written around the top inner edge, and '한국해양대학교' is written around the bottom inner edge. The year '1945' is positioned in the center of the seal.

지도교수 조 종 래

2012년 2월

한국해양대학교 대학원

기계공학과

최 인 용

# 목 차

Abstract .....	i
Nomenclature .....	iii
List of Tables .....	v
List of Figures .....	vii
1. 서론 .....	1
1.1 연구배경 .....	1
1.2 연구목적 .....	1
1.3 연구내용 .....	2
2. 강소성 유한요소해석의 이론적 배경 .....	5
2.1 강소성 유한요소해석의 이론적 배경 .....	5
2.2 유한요소해석을 통한 공정해석 .....	8
2.3 경계조건 및 재료의 물성치 .....	8
3. 노즐부 성형을 위한 압출공정 해석 .....	11
3.1 노즐압출 공정의 해석 및 결과 .....	11
3.2 노즐압출 단조를 위한 공정변수 .....	16
3.3 노즐부위 강괴의 상, 하측 여유에 따른 영향 .....	18
4. 회전단조를 이용한 일체형 헤드 단조공정 .....	23
4.1 회전단조를 이용한 일체형 헤드 단조공정 .....	23
4.2 회전단조 공정제안 .....	26

4.3 회전단조 공정 해석 및 결과 .....	35
5. 납을 이용한 모델 시험 .....	37
5.1 납의 특성 .....	37
5.2 납 축소모델 실험용 금형의 제작 .....	39
5.3 납 축소모델 실험 결과 .....	42
6. 결론 .....	42
참고문헌 .....	47



## Abstract

Steam generator head is consisted of two small nozzles and one big nozzle. Generally, the diameter of the head is 5000mm and height is over than 4000mm.

The head is generally separately manufactured with two pieces and fabricated by welding them together. These each products are manufactured by hot forging process.

Nowadays, monolithic forging of steam generator head is required consistently. Body-base monolithic forging of steam generator head is advantageous as an economical manufacturing process and better reliability for nuclear applications. Dome forging is the simplest method to make a extrusion nozzle. But, because of large size of the steam generator head, forging load is higher than capacity of press of 13,000 tons.

Thus, we suggest nozzle extrusion method and rotating forging method are suggested with two different type of performs.

Through the finite element analysis and parametric study of design variables, which are ingot thickness, die forming, 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 1/50 scale of actual product using lead was carried out.

The deformed shapes of experiment were a good agreement with those of finite element analysis.

As results of this work, the manufacturing process of steam generator head was developed by using rotating forging method.

## Nomenclature

$K$	:	벌칙상수(penalty constant)
$S_f, S_v$	:	표면력 및 속도가 정의된 면
$T_i$	:	표면력 벡터(surface traction vector)
$k$	:	유동응력(flow stress)에 상응하는 전단응력(shearing stress), MPa
$m^*$	:	마찰상수(frictional coefficient)
$t$	:	강괴와 금형의 접촉부에서 접선 방향 벡터(tangential direction vector)
$\sigma'_{ij}$	:	편차 응력 텐서(deviatoric stress tensor), MPa
$\bar{\sigma}$	:	유효 응력(effective stress), MPa
$\bar{\varepsilon}$	:	유효 변형률(effective strain)
$\bar{\dot{\varepsilon}}$	:	유효 변형률 속도(effective strain rate)
$\dot{\varepsilon}_{ij}$	:	변형률 속도 텐서(strain rate tensor)
$n_j$	:	단위 법선벡터(unit normal vector)
$v_s$	:	강괴와 금형의 상대속도(relative velocity)
$v_D$	:	금형의 속도(die velocity)
$\delta\pi$	:	범함수 변분(functional variation)

## List of Table

Table 1 Boundary conditions

Table 2 Chemical compositions of SA508 Grade3 Class1

Table 3 Summary of results

Table 4 Comparision of flow stress between hot steel and lead



## List of Figures

- Fig. 1 Forging drawing and rough machine and finish
- Fig. 2 Proposal for forging process of head with nozzle
- Fig. 3 Flow stress of SA508 Grade3 Class1 at 1000°C and 1200°C
- Fig. 4 Dimension of small nozzle
- Fig. 5 Top die, bottom die and target shape of small nozzle
- Fig. 6 Initial shell thickness from 400mm to 700mm
- Fig. 7 Analysis result for shell thickness of 400mm
- Fig. 8 Analysis result for shell thickness of 500mm
- Fig. 9 Analysis result for shell thickness of 600mm
- Fig. 10 Analysis result for shell thickness of 700mm
- Fig. 11 Proposal process of extrusion nozzle
- Fig. 12 Shapes of lower margin and upper margin
- Fig. 13 Initial and deformed shape(Ln = 600mm, down)
- Fig. 14 Initial and deformed shape(Ln = 600mm, up)
- Fig. 15 Initial and deformed shape(Ln = 650mm, down)
- Fig. 16 Initial and deformed shape(Ln = 650mm, up)
- Fig. 17 Proposal process of rotating forging
- Fig. 18 Rotating forging used top die and upsetting die
- Fig. 19 Forged product and bottom die case 1
- Fig. 20 Forged product and bottom die case 1
- Fig. 21 Top die, upsetting die, forged product and bottom die case 1
- Fig. 22 Ingot after the upsetting of case 1
- Fig. 23 Forged product and bottom die case 2
- Fig. 24 Ingot and bottom die case 2
- Fig. 25 Top die, forged product and bottom die case 2

Fig. 26 Setting the product and product dimension

Fig. 27 Forged product and bottom die case 3

Fig. 28 Forged product and split bottom die case 3  
(2300mm, 700mm, 300mm)

Fig. 29 Top die, upsetting die, forged product and bottom die case 3

Fig. 30 Ingot after the upsetting of case 3

Fig. 31 After the rotating forging of case 1 analysis

Fig. 32 After the rotating forging of case 2 analysis

Fig. 33 After the rotating forging of case 3 analysis

Fig. 34 Drawings of experimental die sets

Fig. 35 Picture of experimental die sets

Fig. 36 Upsetting of experimental upsetting

Fig. 37 Rotating forging of experimental  
(0°, 90°, 135°, 225°, 292.5°, 337.5°, 382.5°, 427.5°)

Fig. 38 Picture of rotating forging experimental

Fig. 39 Result of deformed shape for case 3

# 제1장 서론

## 1.1 연구배경

원자력 발전소의 핵심 주기기인 원자로와 증기발생기는 고온, 고압이 작용하는 압력 용기로 단조품을 조립 용접함으로써 용접부의 안정성 문제가 제기되어 원전의 수명 연장과 안전성을 증대할 수 있도록 노즐이 함께 단조된 하부 헤드의 제조가 필수적이다. 일반적으로 헤드의 외경은 약 5000mm 이상, 높이는 4500mm 이상, 노즐의 길이는 700mm 이상에 이른다.

이러한 대형 단조품의 경우 일반적으로 열간단조공정으로 제작되게 된다. 열간단조작업은 가장 오래된 소성가공공정 중 하나로서 일반기계 가공품들에 비해 기계적 성질을 향상시키고 재료절감 및 생산성 향상을 꾀할 수 있어 현재까지 많이 응용되고 있는 분야이다.[14] 단조작업이 진행됨에 따라 강괴는 금형형상에 따라 재료유동이 생기면서 섬유상 조직의 단류선(flow line)이 생기게 되어 인장강도나 연신률 등의 기계적 성질을 크게 향상시킬 수 있고 과도한 절삭가공량을 줄여 강괴의 낭비를 막을 수 있다. 헤드와 같이 대형구조물을 성형하기 위해서는 큰 하중능력을 가진 프레스가 필요한데, 국내에서는 약 13000ton의 하중능력을 가진 유압프레스가 있다.[1]

## 1.2 연구목적

따라서 열간단조 공정에서 하중을 줄이기 위한 새로운 공정과 다이 설계가 필요하다. 현재 원자로의 상부에 위치한 헤드와 증기발생기의 상부, 하부, 중앙부에 위치한 각종 헤드는 각각 돌출부와는 분리된 형태의 단강품으로 제조 후 용접하여 제작되고 있다. 핵 물질의 방사선에 의해 용접부는 시간의 경과에 따라 부식되어 제품의 안전성이 떨어지게 된다. 원자

로 및 증기발생기 용기의 안정성과 신뢰성 향상을 위해서는 용접부 감소에 의한 일체형 제품의 적용이 절실히 요구되고 있다. 이러한 일체형 헤드는 현재 외국의 선진업체에서는 이미 기술개발이 완료되어 실 프로젝트에 적용되고 있다.

그러므로 본 논문에서는 성형하중을 13000ton 이내로 줄이면서 노즐 일체 헤드제품에 대한 단조공정설계를 위하여 헤드에 대한 단조공정변수인 강괴두께, 강괴 홀직경, 편치형상, 다이형상 등에 대하여 해석을 통하여 공정변수의 영향을 파악한 후, 응용제품 헤드에 대한 단조공정변수를 설정하고 대형단조의 모의 실험에 가장 적합한 납 실험을 통하여 제안된 공정을 검증하는데 목적이 있다.[2]

### 1.3 연구내용

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

단조도(forging drawing)는 단조후의 최종 완성품의 형상으로 다듬질, 단조 여유, 단류선 등을 고려하여 설계한 제품을 말한다. 황삭도(rough machining)는 절삭 가공에 있어 공작물의 흑피를 없앤 제품이 되겠다. 최종으로 표면을 매끄럽게 다듬어 실 현장에서 쓰일 제품으로 다듬는 것이 정삭도(finishing)이다.[4]

Fig.1은 본 논문의 단조공정 개발에 쓰일 증기발생기 헤드의 정삭도와

황삭도, 그리고 단조도를 나타낸 것이다. 정삭도에서 내측과 외측에 각각 30mm씩 여유를 주어 황삭도를 모델링 하였고 황삭도에서 내측과 외측에 각각 50mm씩 여유를 주어 단조도를 모델링 하였다. 황삭도의 헤드 하측 부분에는 130mm의 시편부가 붙게 되는데, 이는 안정성을 위하여 실제 사용되는 조건과 동일하게 하여 물리적 또는 기계적 시험 분석에 쓰기 위하여 여유를 두었다.

Fig.2는 본 논문에서 선택한 노즐 압출 단조법과 회전 단조법을 나타낸 것이다. 성형해 내고자 하는 형태의 헤드의 내부의 치수와 같은 반구형(hemispherical) 형태의 상부다리로 강괴를 한번의 압하로 성형이 가능하다면 가장 이상적인 단조공정을 찾을 수 있겠지만 앞서 언급한 바와 같이 현재 허용하는 프레스의 용량이 13000ton으로 정해져 있는데 허용용량을 넘어가므로 정해진 프레스의 제원 내에서 수행되어야 한다. 상부다이와 강괴의 닿는 면적이 넓을수록 하중은 커지기 때문에 적은 면이 맞닿는 다이를 설계하여 여러 번의 단조를 필요로 하는 회전단조법과 노즐부위를 압출해 내는 방법으로 헤드 성형을 할 수 있다.[5][6] 본 논문의 헤드의 노즐 치수가 길이는 1000mm 이상이고 두께가 230mm 이상이기 때문에 노즐 압출법이 어려울 것이고, 노즐의 두께와 길이에 따라 압출법의 가능여부가 결정되기 때문에 해석을 통해 1차 검증을 하고 만족 시 납 실험을 통해 2차 검증을 할 것이다. 노즐 압출법으로 목표 형상이 나오지 않을시 2번째 제안 공정인 회전단조법으로 해석을 통해 1차 검증을 하고 2차 검증으로 납 실험을 하였다.

따라서 본 논문에서는 유한요소해석을 통해 목표하중인 13000ton 이내에서 성형할 수 있는 예비성형체와 다이의 형상을 결정하고 그 영향을 평가하여 최적의 성형공정을 설계하였다. 또한 유한요소 해석의 타당성을 확인하기 위해 납을 이용한 모의성형실험을 통해 결과를 검증하였다.

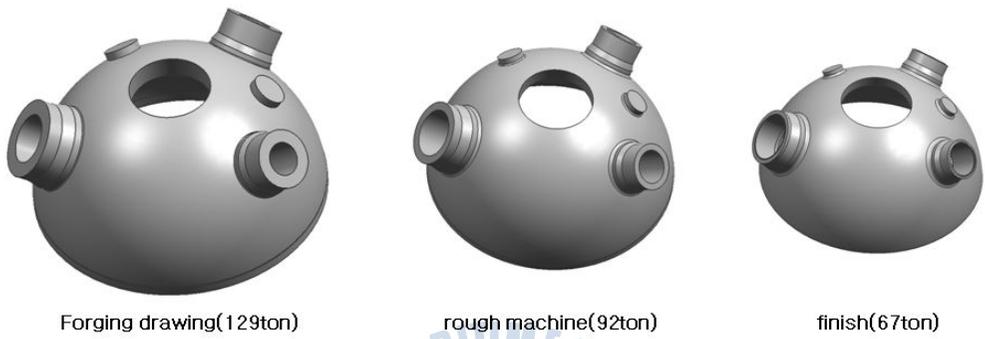


Fig. 1 Forging drawing and rough machine and finish

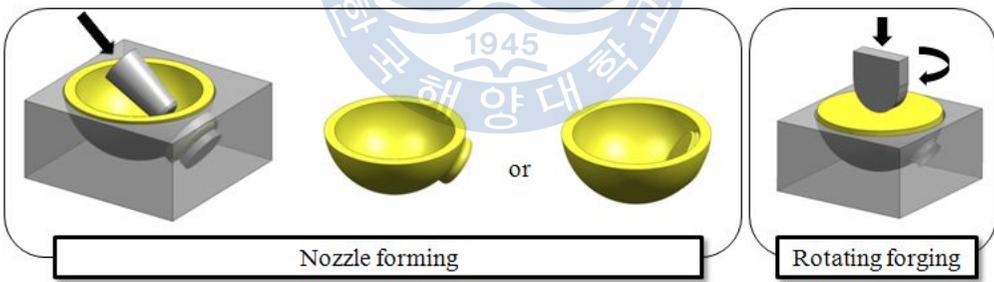


Fig. 2 Proposal for forging process of head with nozzle

## 제2장 강소성 유한요소해석의 이론적 배경

### 2.1 강소성 유한요소해석의 이론적 배경

유한요소법은 연속체를 여러 개의 적절한 크기의 유한요소(finite element)로 나누어서 각 절점의 값들을 변수로 하는 미분 방정식을 변분 원리(variational principle), 가중잔류법(method of weighted residual), 에너지 균형법(energy balance approach)등을 이용하여 세우고 이 미분방정식을 이용하여 유한요소방정식을 만들어 각 절점에서의 변수 값들을 구하는 방법이다 [7][8]

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 항복 상태에 도달 하였는지를 검사해야 하며, 비정상상태의 문제 해석시에는 변형증분량을 한꺼번에 많이 늘릴 수없는 단점이 있다. 따라서 탄성 변형량을 무시 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, 강괴가 열간 변형을 거치는 동안 변형에 영향을 미치는 공정변수들의 영향을 정량적으로 규명하고, 이를 통하여 최적의 공정 변수값을 찾기 위해서는 수치 해석 방법이 가장 효율적이다 [9][10].

강소성 유한 요소법의 수식화에서는 다음과 같이 가정한다.

- (1) 재료는 강소성체이고, 탄성 변형은 무시한다.
- (2) 바우싱거 효과(Bauschinger effect)를 무시하며, 가공 후에도

등방성을 유지한다.

- (3) 재료는 변형되어도 체적은 일정하다.
- (4) 재료는 von Mises 항복조건을 따른다.
- (5) 다이는 강체이며, 변형되지 않는다.

체적이  $V$ 인 연속체는 접촉력  $T_i$ 가 정의되는 표면  $S_f$  및 속도  $v$ 가 정의되는 표면  $S_v$ 로 구성되어 있다고 생각할 수 있다. 이 물체가 준 정적상태에서 미소변형을 일으키고 관성의 효과와 체적력을 무시하면 실제의 응력과 속도장은 다음과 같은 경계조건을 만족한다.

- (i) 평형 방정식(equilibrium equation)

$$\sigma_{ij,i} = 0 \quad (1)$$

- (ii) 적합 방정식(compatibility equation)

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (2)$$

$$\text{비압축성 조건} : \dot{v}_{i,j} = \dot{\varepsilon}_v = 0 \quad (3)$$

- (iii) 구성 방정식(constitutive equation)

$$\dot{\sigma}'_{ij} = \frac{2\bar{\sigma}}{3\varepsilon} \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (4)$$

여기서

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} \quad (5)$$

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

$\dot{\sigma}'_{ij}$ 은 편차 응력이며,  $\bar{\sigma}$ 와  $\dot{\varepsilon}$ 은 유효 응력과 유효 변형률 속도이다.

- (iv) 경계조건(boundary condition)

$$\sigma_{ij}n_j = T_i \quad \text{on } S_f \quad (7)$$

$$v_i = U_i \quad \text{on } S_v \quad (8)$$

여기서  $n_j$ 는  $S_f$ 표면에서의 단위 법선벡터이다.

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

$$\int_v \sigma_{ij} \delta v_i dV = 0 \quad (9)$$

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

$$\int_v \sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV - \int_{S_f} T_i \delta v_i dS = 0 \quad (10)$$

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

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + \delta_{ij} \sigma_m \quad (11)$$

식(10)에 식(11)을 대입하면 식(12)와 같다.

$$\int_v \sigma'_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV + \int_v \sigma_m \delta \dot{\varepsilon}_v dV - \int_{S_f} T_i \delta v_i dS = 0 \quad (12)$$

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

식(4)와 식(6)으로부터 식(13)과 같이 표현될 수 있다.

$$\sigma'_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} = \bar{\sigma} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (13)$$

한편, 벌칙상수  $K = \sigma_m / \dot{\varepsilon}_v$ 로 표시되므로 식(13)과  $K$ 를 식(12)에 대입하면 식(14)와 같다.

$$\delta \pi = \int_v \bar{\sigma} \delta \dot{\varepsilon} dV + K \int_v \dot{\varepsilon}_v \delta \dot{\varepsilon}_v dV - \int_{S_f} T_i \delta v_i dS = 0 \quad (14)$$

여기서, 벌칙상수  $K$ 는 매우 큰 값이다.

식(14)로써 벌칙함수를 사용하여 비압축성 구속조건을 범함수에 고려하였다. 금형과 강괴간의 마찰을 고려하기 위하여 다음 식을 적용하였다.

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

여기서  $m^*$ 은 마찰 상수,  $k$ 는 전단응력이다. 또한  $u_0$ 는  $|v_s|$ 와 비교하여 매우 작은 양의 상수이고,  $v_s$ 는 금형에 대한 강괴의 변형에 대한 상대 속도이며,  $t$ 는  $v_s$ 방향의 단위벡터이며 식(16)으로 주어진다.

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

여기서  $v_D$ 는 금형의 속도이다. 한편  $v_s$ 는 식(17)과 같이 표시된다.[8]

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

## 2.2 유한요소 해석을 통한 공정해석

일체형 헤드 단조공정에 대해서는 구체적으로 알려진 바가 거의 없다. 예를 들어 Fig. 1과 같은 형상의 제품을 제작하기 위해서는 일반적으로 용접을 이용하여 성형하고 있지만 위에서 말했듯이 안정성, 신뢰성을 높이기 위해 일체형으로 제작 되어야 한다. 이를 바탕으로 본 연구에서는 노즐 압출 및 회전단조를 이용한 일체형 헤드 단조가 가능한지를 유한요소법을 적용하여 검토해보고자 한다.

## 2.3 경계조건 및 재료의 물성치

유한요소해석에 사용된 프로그램은 소성가공 전용 유한요소해석 프로그램인 Deform 2D와 Deform 3D[10]를 사용하였다. 계산에 적용되는 경계조

건은 Table 1에 표시하였다. Table 1에 의하면 일반적인 열간가공을 기준으로 강괴의 온도를 1200℃로 설정하였고, 다이의 온도를 150℃로 설정하였으며, 강괴와 다이간의 마찰계수는 0.3을 적용하였다. 열전달을 고려한 경우에는 강괴와 다이의 접촉열전달계수를 11000W/m<sup>2</sup>℃로 하고, 대기와 대류열전달 계수를 20W/m<sup>2</sup>℃로 하였다. 펀치의 압하속도는 20mm/sec이며, 압하깊이는 1000 ~ 7000mm이다. 실제 프레스의 사양에 맞추어 최대 성형하중은 13000ton 으로 설정하였다.

**Table 1 Boundary conditions**

Blank temperature (℃)	1200
Die temperature (℃)	150
Friction factor	0.3
Contact heat transfer coefficient (W/m <sup>2</sup> ℃)	11000
Convection transfer coefficient (W/m <sup>2</sup> ℃)	20
Punch speed (mm/sec)	10
Punch pressing depth (mm)	1000 ~ 7000
Maximum press load (ton)	13000

원자력 발전소의 핵심 주기기인 증기 발생기는 고온, 고압이 작용하는 압력용기인 증기발생기 주 헤드는 요구되는 기계적 성질 때문에 고강도의 단조강으로 제작되며, 일반적으로 SA508 Grade3 Class1이 사용되고 있다.

Table 2는 SA508 Grade3 Class1의 화학적 조성을 나타내고 있다. Fig.3은 각각 1000℃, 1200℃에서의 응력-변형률 선도를 표시한 그림이며, 각 온도에서 세가지 변형률 속도 0.005 1/sec, 0.010 1/sec, 0.050 1/sec, 0.100 1/sec, 0.500 1/sec에 대하여 표시하고 있다.

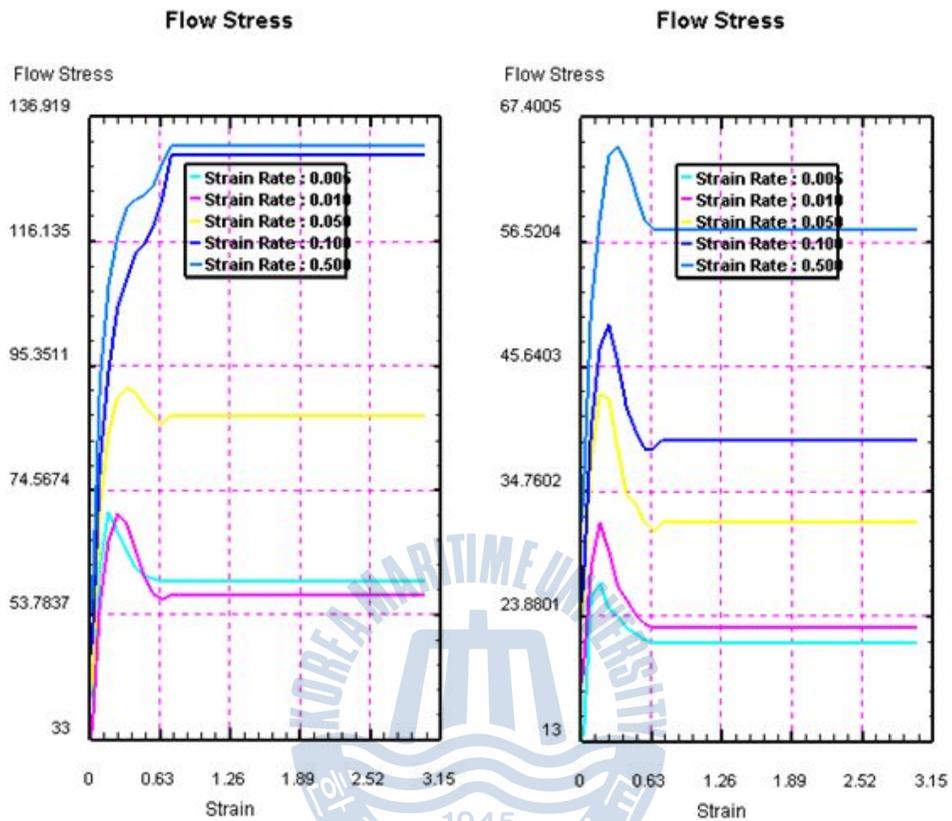


Fig. 3 Flow stress of SA508 Grade3 Class1 at 1000°C and 1200°C

Table 2 Chemical compositions of SA508 Grade3 Class1[11]

Element	Composition (wt. %)
C	0.19
Mn	1.35
P	0.006
S	0.002
Si	0.08
Ni	0.82
Cr	0.17
Mo	0.51

## 제3장 노즐부 성형을 위한 압출 공정 해석

### 3.1 노즐압출 공정의 해석 및 결과

헤드에는 3개의 노즐이 있지만 2가지 종류의 노즐로 구성되어 있다. 사이즈로 보았을 때 큰 노즐과 작은 노즐로 구분 지을 수 있는데 본 해석에서는 두께가 얇은 노즐인 Fig.4를 선택하였고 강피의 두께에 다른 노즐의 압출 길이를 알아보기 위해 100mm씩 두께를 늘려가며 400mm ~ 700mm까지 4case의 해석을 진행 하였다. Fig.5는 노즐 압출을 위한 해석에서 사용될 상부다이, 하부다이, 작은 노즐의 목표 형상 치수들이고, Fig.6은 해석에서 사용될 강피의 400mm ~ 700mm 강피의 형상이다.

원활한 노즐 압출을 위해 300mm의 압출을 위한 구멍 황삭 가공을 한 상태이며 하부다이는 강피의 외경에 맞게 설계 되어 있다. 상부다이와 강피는 간섭되어 있는 상태이며 목표 형상 두께에 맞추어 각각 압하 하였다.

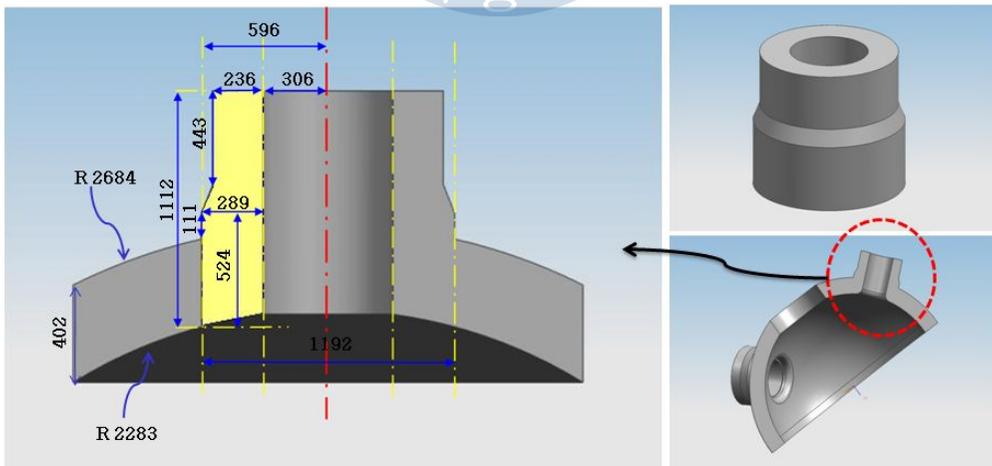


Fig. 4 Dimension of small nozzle

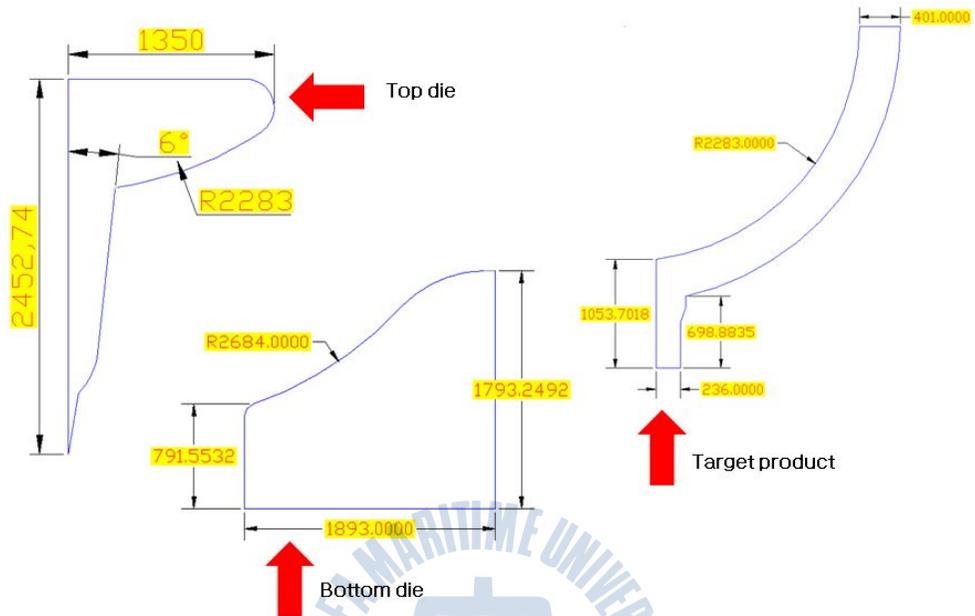


Fig. 5 Top die, bottom die and target shape of small nozzle

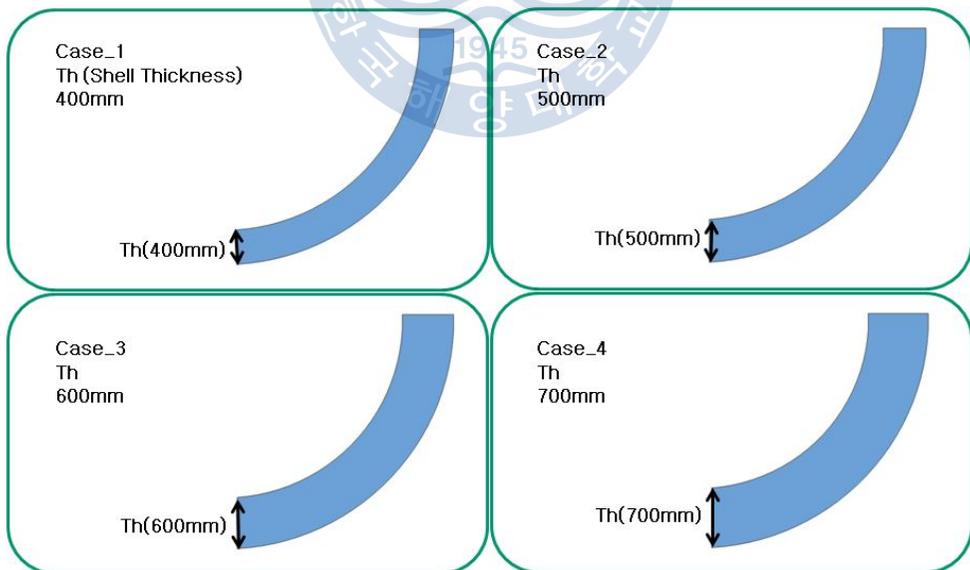


Fig. 6 Initial shell thickness from 400mm to 700mm

Fig.7에서 Fig.10까지는 열전달을 고려하지 않은 등온조건에서의 노즐압출 해석의 성형전과 후를 나타낸 것이고, Table.1에서 나타낸 조건과 같이 압하 하여 보았다. 보는바와 같이 400mm에서 700mm까지의 4케이스로 해석을 진행하였다.

Fig.7의 400mm 강괴를 사용하였을 때의 압출된 노즐부위의 길이(nozzle length)는 상부다리와 맞닿은 부위가 517mm로 1054mm의 목표형상의 노즐 길이에 미치지 못하고 있다. 100mm가 추가된 Fig.8의 500mm 강괴를 사용한 해석에서는 629mm로 앞선 400mm의 해석결과보다 100mm이상 더 많은 노즐이 압출 되었지만 목표형상인 1054mm에는 불충분한 결과를 나타내고 있다. Fig.9 600mm인 강괴두께의 압출된 노즐의 안쪽 길이는 719mm로 여전히 목표형상에 미치지 못하고 있다. Fig.10 700mm의 강괴를 사용한 해석의 압출된 노즐의 길이는 820mm로 앞선 해석의 결과들과 마찬가지로 목표형상인 1054mm에는 미치지 못하였다.

402mm의 두께가 되어야 할 헤드의 두께(head thickness)를 400mm에서 300mm의 여유를 준 700mm까지 해석을 해보았으나 목표형상에는 모두 강괴가 미치지 못한다는 것을 이번 해석을 통해 검증해 보았다. 더 많은 여유를 강괴를 사용한다면 목표 형상이 나올 수는 있으나 필요치 않는 강괴의 사용으로 낭비가 커져 회수율이 떨어지고 목표형상의 상부쪽의 진원을 맞추기 위한 공정이 필요하게 된다.

이번 해석을 통해 단순히 강괴의 양을 늘리는 것만으로는 목표의 노즐형상을 채우는 것은 매우 힘들다는 것을 알 수 있었다. 다음 장에서는 국부적으로 필요한 부분에 여유를 강괴를 두어 노즐압출을 시도 하였다.

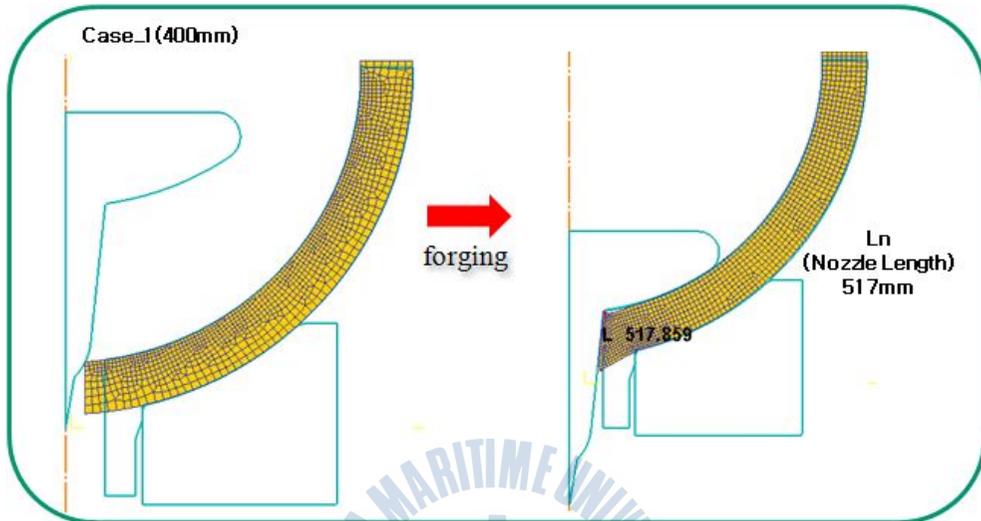


Fig. 7 Analysis result for shell thickness of 400mm

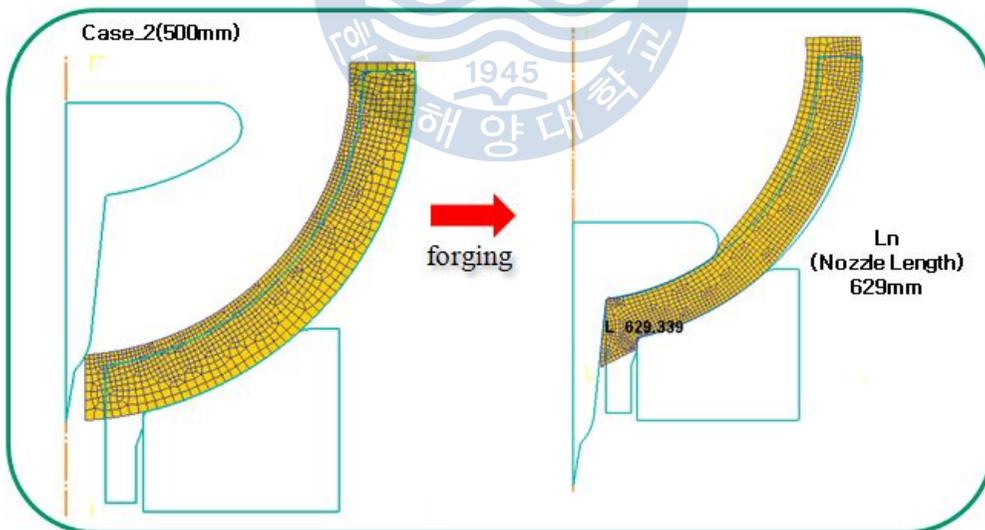


Fig. 8 Analysis result for shell thickness of 500mm

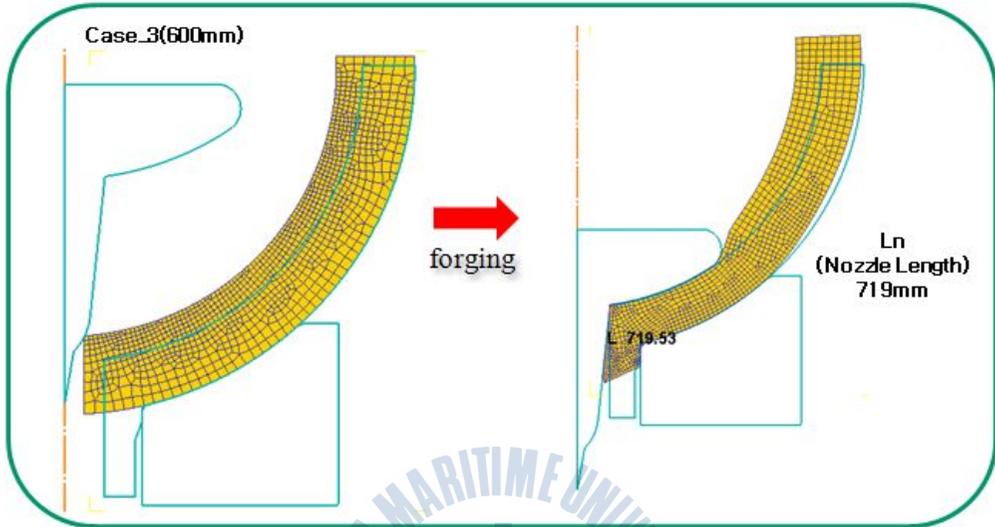


Fig. 9 Analysis result for shell thickness of 600mm

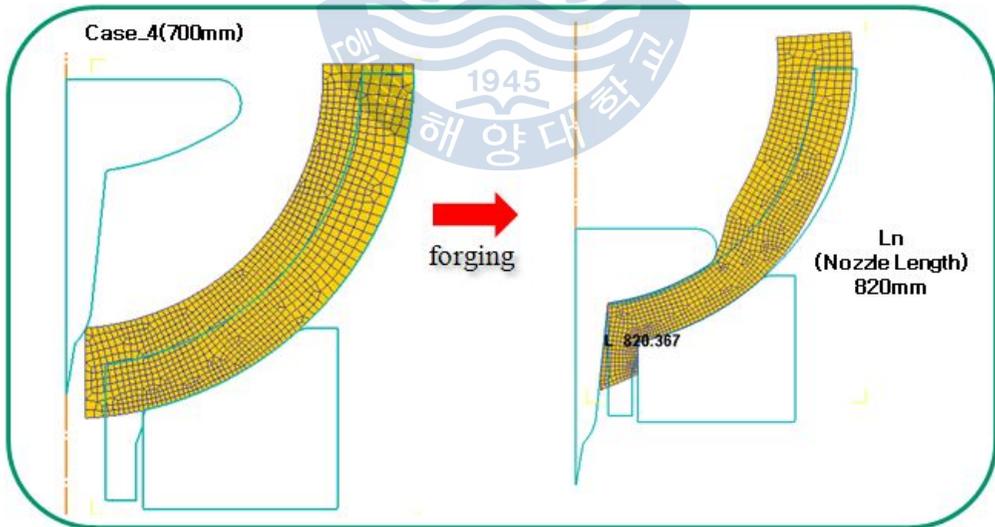


Fig. 10 Analysis result for shell thickness of 700mm

## 3.2 노즐압출 단조를 위한 공정변수

3.1절에서 얻어진 결과를 근거로 하여 강괴의 두께 조절만으로 목표형상을 충족시키기는 힘들다는 걸 알 수 있었다.

이번 이절에서는 국부적으로 강괴를 여유가 필요한 노즐부위의 아래쪽에 주었을 때와 강괴의 여유를 위쪽에 주었을 때의 2가지로 각각 50mm씩 600mm부터 1000mm까지 9case씩 상측의 여유와 하측의 여유를 주어 해석 비교해보고자 한다. 3.2절에서의 해석과 동일한 조건으로 상부다이와 하부다이까지 모두 동일한 다이를 사용 하였다. 목표형상 또한 3장의 치수와 같다.

Fig.11과 같은 형상 강괴의 노즐압출을 위한 형상은 강괴의 필요 두께에 따라 업세팅(upsetting)을 한다. 업세팅은 강괴를 축 방향으로 압축하여, 길이를 짧게, 단면을 크게하고 비교적 소형 강괴로부터 큰 단면의 단조품을 만들 수가 있으며, 보통 단조법에 의해서 대형 강괴로부터 만들어진 제품에 비해서 불순물의 편석이 적은 것을 만들 수 있다.[12] 업세팅이 끝나고 난뒤, 부분단조를 하는 형태로 두께의 조절을 하고, 단조 후 강괴를 헤드의 외경에 맞게 벤딩(bending)을 하여 압출을 위한 셋팅(setting)을 하면 Fig.12 의 압출전의 형태가 된다.

강괴 여유를 노즐 방향인 하측으로 여유를 주었을 때와 반대쪽인 상측 여유를 주었을 때와 각각 50mm씩 변화시켜가며 해석하여 그 영향을 검토해 보고자 한다.

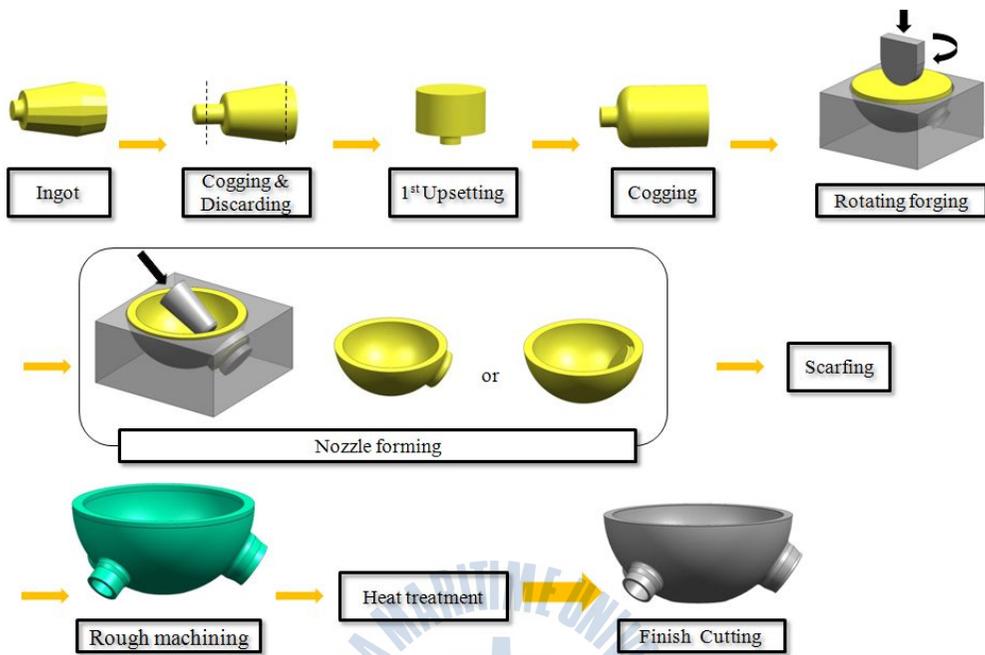


Fig. 11 Proposed extrusion process of nozzles

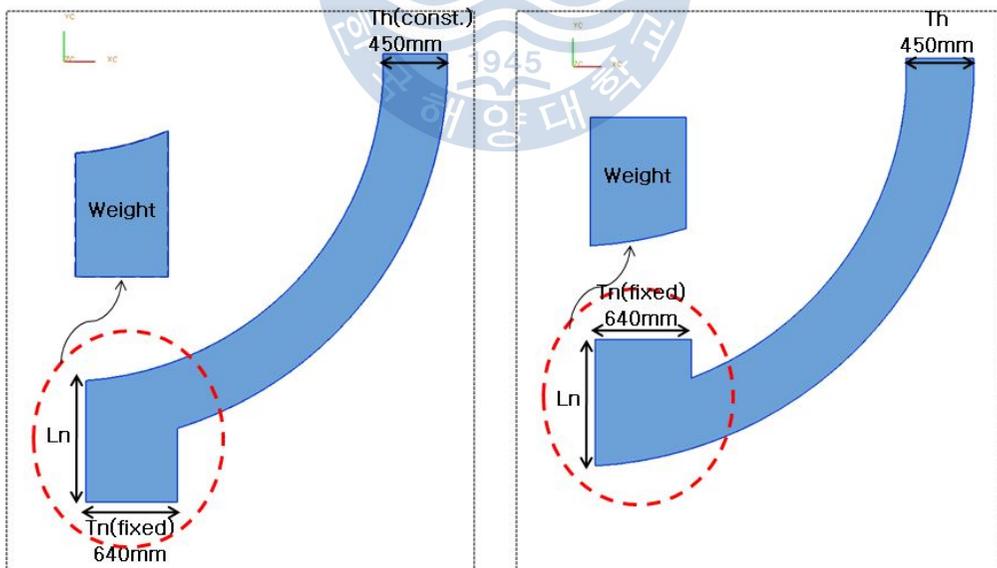


Fig. 12 Shapes of lower and upper billet

### 3.3 노즐부위 강피의 상,하측 여유에 따른 영향

강피의 두께는 450mm로 고정을 하고 노즐부위 가로치수(nozzle thickness)도 640mm의 구멍 황삭 가공을 한 뒤의 치수로 고정을 하였다. 두께의 변화를 줄 노즐부위 세로치수(nozzle length)를 600mm부터 1000mm까지 50mm씩 각각 늘려가면서 해석을 진행하였고 상부다이로 압하 후 각각의 인장 치수를 측정해 보았다. Ln(nozzle length) 600mm를 하측으로 강피의 여유를 주었을 때 노즐 길이는 Fig. 13에서 보는 바와 같이 819mm 바깥쪽은 122mm로, 목표형상인 안쪽 1053mm, 바깥쪽 700mm에는 한참 미치지 못하고 있다. Fig. 14에서 보는 바와 같이 600mm의 강피 상측으로 강피의 여유를 준 형상 또한 목표형상에 미치지 못하는 안쪽 762mm, 바깥쪽 86mm의 치수가 나온 것을 확인 할 수 있다. 50mm씩의 여유를 더 주어 Ln 650mm를 하측으로 강피의 여유를 주었을 때 노즐 길이는 Fig. 15에서 보는 바와 같이 1029mm 바깥쪽은 388mm가 압출 되었다. Fig. 16에서 보는 바와 같이 650mm의 강피의 여유를 상측으로 준 형상도 목표형상에 미치지 못하는 안쪽 819mm, 바깥쪽 122mm의 치수가 나온 것을 확인 할 수 있다.

이와 같이 50mm씩 강피에 여유를 주면서 해석을 진행 하였고 그에 따른 결과 값들을 Table 3 에 정리하여 나타내었다.

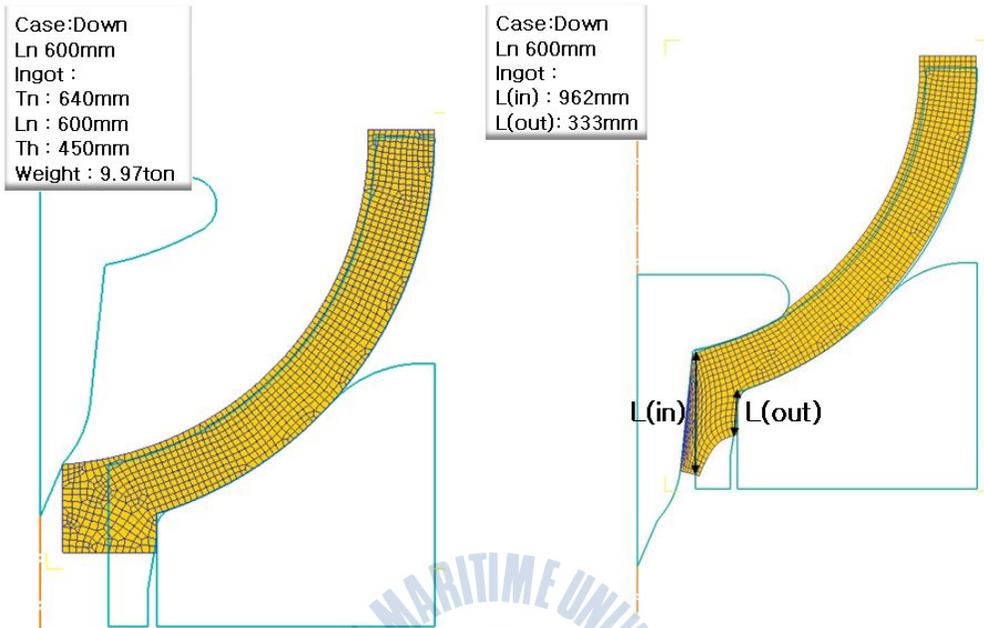


Fig. 13 Initial and deformed shape(Ln = 600mm, down)

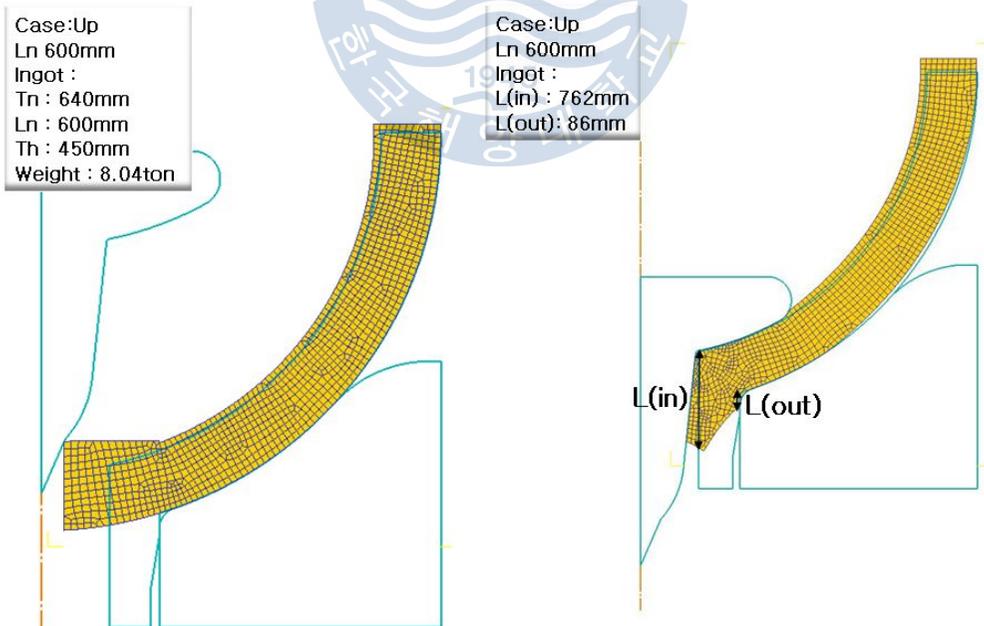


Fig. 14 Initial and deformed shape(Ln = 600mm, up)

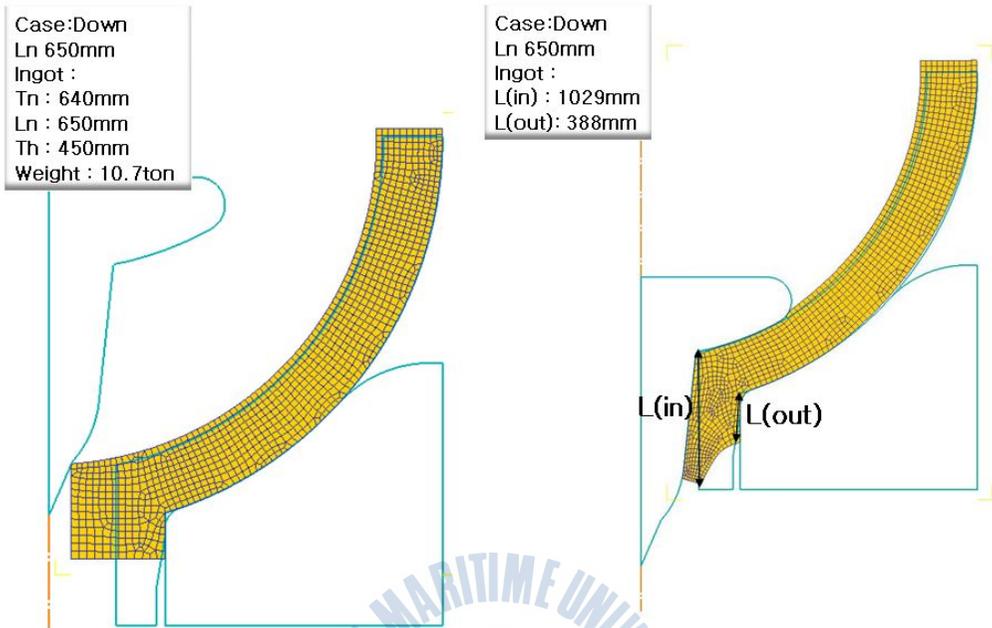


Fig. 15 Initial and deformed shape(Ln = 650mm, down)

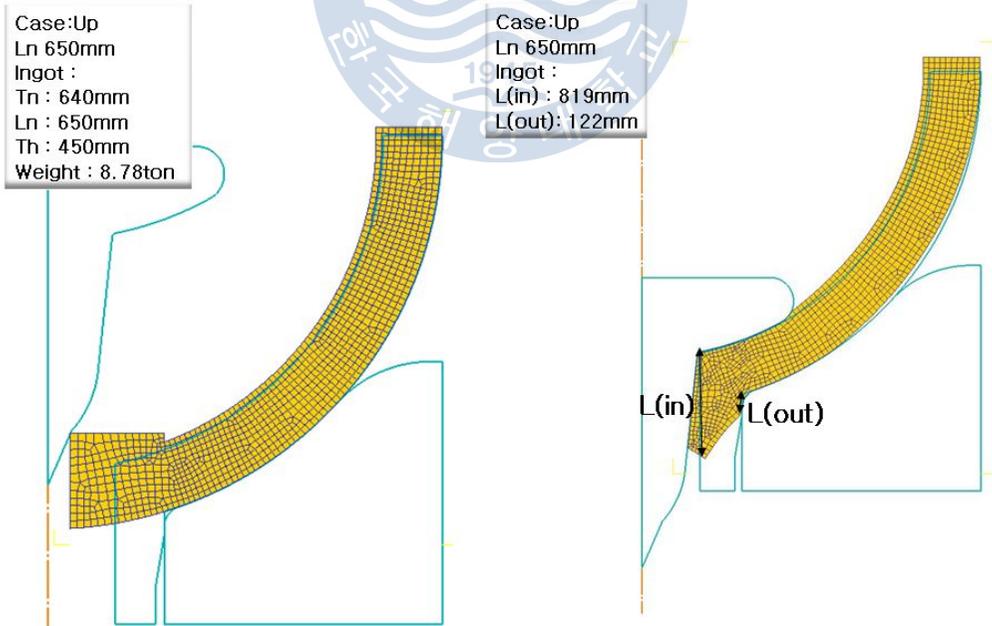


Fig. 16 Initial and deformed shape(Ln = 650mm, up)

Table 3에서 보는 바와 같이 노즐의 두께가 230mm로 두께가 두꺼워 노즐 압출로는 목표 형상을 채우기 힘들다는 것을 해석을 통해 알 수 있다.

top-die와 직접 맞는 강괴의 안쪽(L in)은 상부다리와 함께 압출이 초기의 강괴 길이에 비해 300mm에서 400mm까지 많은 양의 강괴가 압출이 되고 있다는 것을 알 수 있고, 하부다리와 맞닿아 있는 강괴의 바깥쪽(L out)은 100mm에서 150mm까지 밖에 압출되지 않았다. 700mm가 되어야 할 목표 형상에는 한참 미치지 못하고 있다.

Table 3에서 확인 할 수 있듯이 강괴의 여유를 하측으로 950mm의 여유를 주었을 때 목표 형상을 만족하고 상측으로 여유를 주었을 때는 목표형상에 만족하지 못한다는 것을 알 수 있다. 이번 4장에서의 해석 결과 노즐 안쪽에 필요 이상으로 노즐이 압출 되었고 강괴의 바깥쪽은 안쪽에 비해 강괴의 여유 길이에 비해 압출이 많이 이루어지지 않았다.

이번 해석들의 결과로 노즐을 압출 할 수 있는 노즐의 길이를 알아보았고, 압출공정으로 현재 목표로 한 헤드의 형상치수를 얻을 수는 없었다. 하측으로 950mm의 여유를 주었을 때 목표형상을 만족시키기는 하나 불필요한 강괴의 낭비와 낮은 회수율로 실 생산 공정에는 적용이 어려우므로 다음 5장에서는 또 다른 공정인 회전단조법을 통해 일체형 헤드 형상을 나타 내보고자 한다.

Table 3 Summary of results

Margin	Down(mm)		Weight (ton)	Up(mm)		Weight (ton)
	L(in)	L(out)		L(in)	L(out)	
700mm	1086	448	11.5	882	182	9.5
750mm	1166	501	12.2	926	256	10.3
800mm	1221	559	13	966	288	11
850mm	1231	617	13.7	1015	315	11.7
900mm	1261	674	14.4	1050	360	12.5
950mm	1281	734	15.2	1085	374	13.2
1000mm	1322	791	15.9	1146	416	14



## 제4장 노즐부 성형을 위한 회전단조 공정 해석

### 4.1 회전단조를 이용한 일체형 헤드 단조공정

4장에서는 3장에서 노즐 압출로는 일체형 헤드의 노즐목표형상을 나타내기에는 한계가 있음을 확인 하였으므로 다른 공정을 제안하고자 한다. Fig. 17에서의 공정에 따라 노즐압출 공정을 없애고 반복적인 회전단조를 통해 일체형 헤드를 제작하는 공정을 유한요소 해석을 해보고자 한다.

3가지 단조제품도 설계하여 해석하여 보았고, 최소의 강괴를 사용하여 일체형 헤드의 단조도를 적당량의 강괴를 선정하고 회전단조를 한 다음 스카핑(scarfing)과 열처리(heat treatment)를 통해 최종의 148ton의 단조도를 가공해 내는 것이 회전단조의 목적이다.

현재 작업장에서 허용하는 하중이 13000ton 인데, 반구 형태의 상부다이스로 한번에 단조를 하기에는 너무 많은 하중이 들어가게 된다. 따라서 목표형상의 내부 사이즈에 맞게 상부다이스 형상을 설계하고 단조도에 따라 해석을 통해 문제점을 찾고 하부다이스의 수정을 통해 최적의 공정을 찾는 것이 이번 4장에서의 목표이다.

Fig. 18에서 보이듯이 강괴에 업세팅(upsetting)을 하고 회전단조를 이용해 원하고자 하는 단조도 형상을 나타내고자 한다.

회전단조시 강괴의 고정을 위해 원기둥형태의 폭 800mm, 높이가 500mm 인 고정부위를 설계 하였다. 146ton의 중량인 목표형상을 만들어 내는데 목표를 두고 있다.

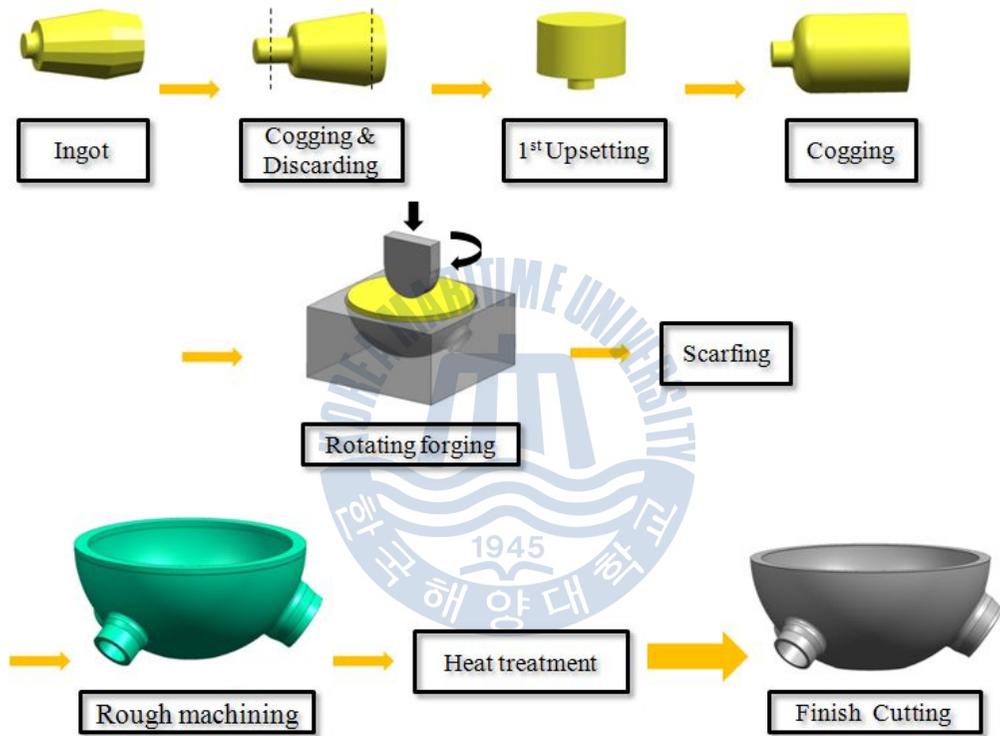


Fig. 17 Proposed process of rotating forging

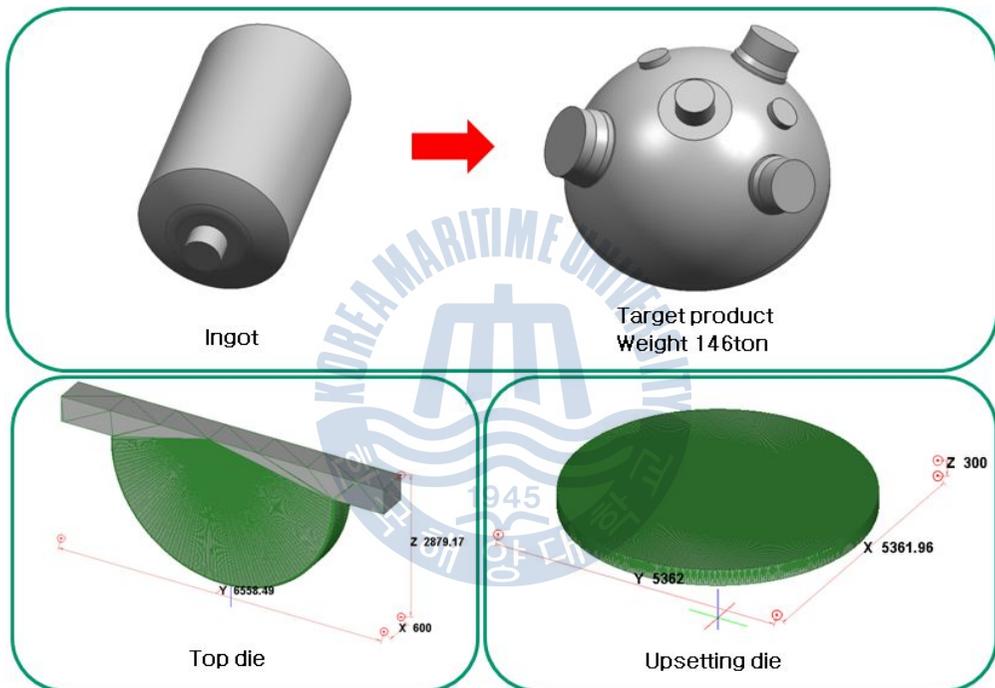


Fig. 18 Top die and upsetting die for rotating forging

## 4.2 회전단조공정 제안

Fig.19에서 보는 바와 같이 146ton의 목표형상의 단조도와 하부다이의 형상을 설계해 보았다. 성형조건은 Table.1에서 언급한 바와 같은 조건으로 하였다. 이에 맞게 하부다이를 재설계하여 해석을 해보고자 한다.

Fig.19에서 보는 바와 같이 184ton의 case\_1의 단조도와 하부다이의 형상을 설계를 하고 해석을 해보았다. 성형조건은 목표형상과 같은 조건으로 하였다. Fig.20은 회전단조를 한 후에 마찬가지로 단조제품이 하부다이와 분리시키기 위해 위로 들어내는 형태로 이루어진다. 점선으로 표시된 부분이 다이의 분할 지점으로 하부다이의 하부와 상부로 나눌 수 있는데 단조가 끝난 제품은 상부와 제품이 함께 분리시키고 난 후 상부와 분리하는 것으로 정하였다.

Fig.21은 case\_1의 해석을 위한 상부다이와 업세팅 다이, 하부다이와 이번 해석의 목표 형상인 목표형상을 나타낸 것이다.

Fig.22은 회전단조를 하기 전 업세팅을 한 형상이다. 186ton의 목표형상을 만족시키기 위해 2ton의 여유를 준 186ton의 강괴를 사용하였다.

2번째 case\_1는 Fig.23의 조건으로 해석을 하였다. 앞서 했던 방법과는 다르게 강괴의 흐름(flow)을 파악하기 위해 헤드의 모든 노즐을 감싼 형상으로 설계를 하고 진행을 하였다.

Fig.24에서 보는 바와 같이 앞서 수행했던 해석들의 강괴의 형상이 다른 것이 이번 해석의 차이점이다. 회전단조후 강괴와 다이의 분리를 위해 점선 부분을 분할 지점으로 두고, 이번 case\_2의 해석은 상부쪽 충전을 위해 15ton의 여유를 준 296ton의 강괴를 사용하였다. 앞서 했던 제품들의 공정과의 다른점은 업세팅을 하지 않는다는 점이다. 강괴는 플랫다이(plat die)로 원하는 형상으로 다단 공정을 통해 이와 같은 강괴의 형상을

나타 낼수 있다.

Fig.25은 case\_2의 해석을 위한 상부다이, 하부다이와 이번 해석의 목표 형상인 목표형상을 나타낸 것이다. Fig.26는 회전단조를 위한 셋팅을 보여주고 있고, 앞선 단조제품들과 마찬가지로 해석 조건은 같다. case\_3에서는 case\_2에서의 전 노즐을 감산 형태의 단조제품을 부분적으로 불필요 한곳은 강괴의 낭비를 줄여 회수율을 높이는 목적으로 설계 하였다. 앞서 했던 해석조건은 모두 같으며 업세팅을 하고 회전단조를 하는 공정을 택하였다.

Fig.27에서 보는 바와 같이 이번 단조제품도\_4번의 중량(weight)은 240ton으로 case\_2의 281ton 보다 41ton의 강괴를 절약할 수 있다.

Fig.28의 하부다이는 3분할 형태로 위쪽의 300mm는 하부다이의 내부가 강괴들로 다 차게되면 여유분의 강괴는 자연스럽게 위쪽으로 올라가기 때문에 하부다이의 제작비용 절감을 위해 300mm는 제작하지 않는다. 나머지 700mm는 강괴와 하부다이의 원활한 분리를 위해 점선을 따라 분리하게 될 것이다.

Fig.29은 case\_2의 해석을 위한 상부다이와 업세팅다이, 하부다이와 이번 해석의 목표 형상인 단조제품도를 나타낸 것이다. Fig.30은 회전단조를 하기 전 업세팅을 한 형상이다. 240ton의 case\_3 형상을 만족시키기 위해 18ton의 여유를 준 258ton의 강괴를 사용하였다.

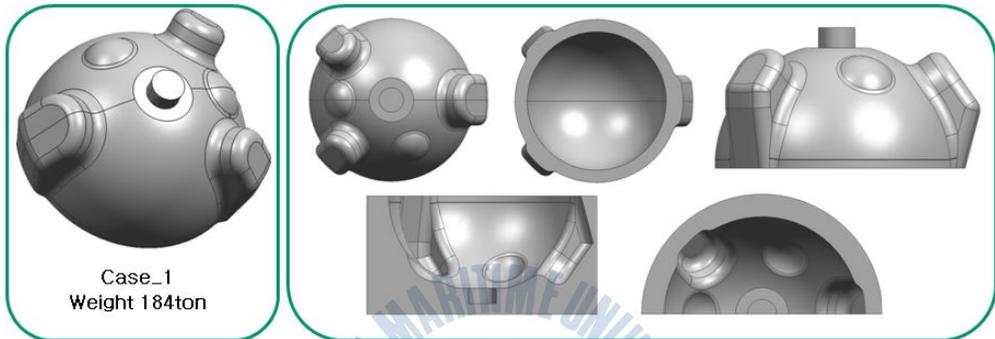


Fig. 19 Forged product and bottom die for case\_1

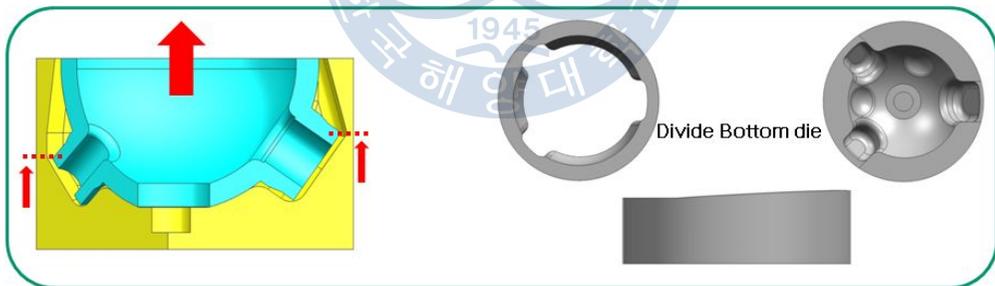


Fig. 20 Forged product and divided bottom die for case\_1

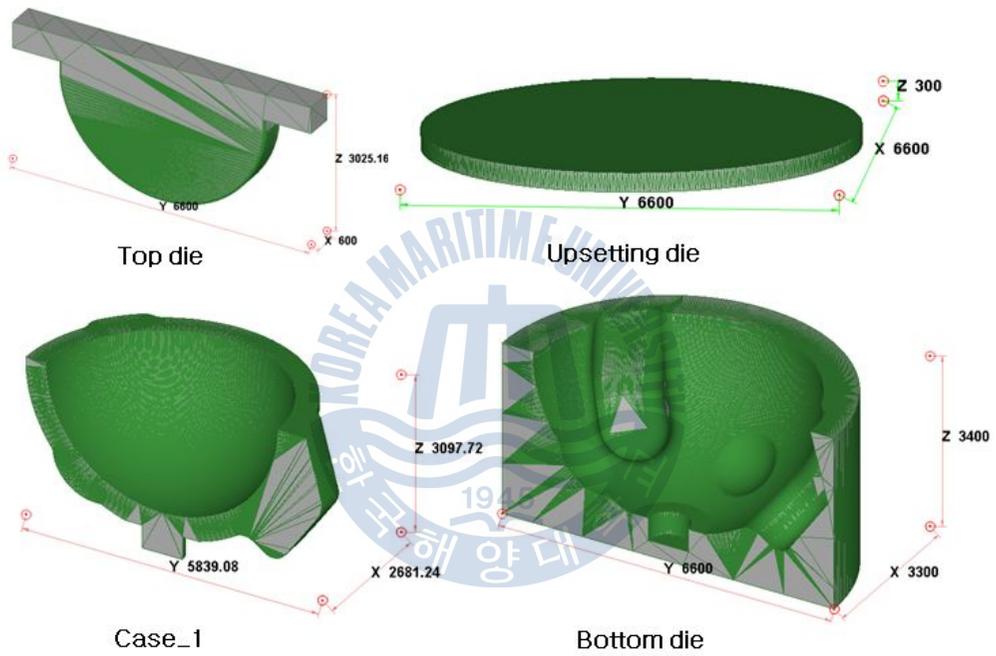


Fig. 21 Die modeling for case\_1

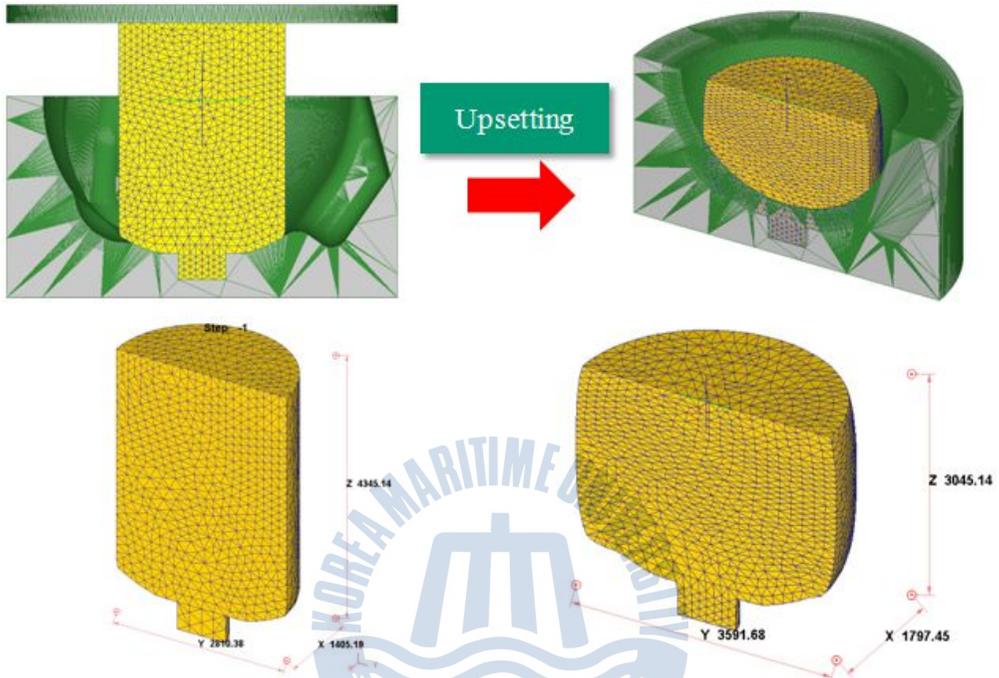


Fig. 22 Ingot and deformed shape after upsetting for case\_1

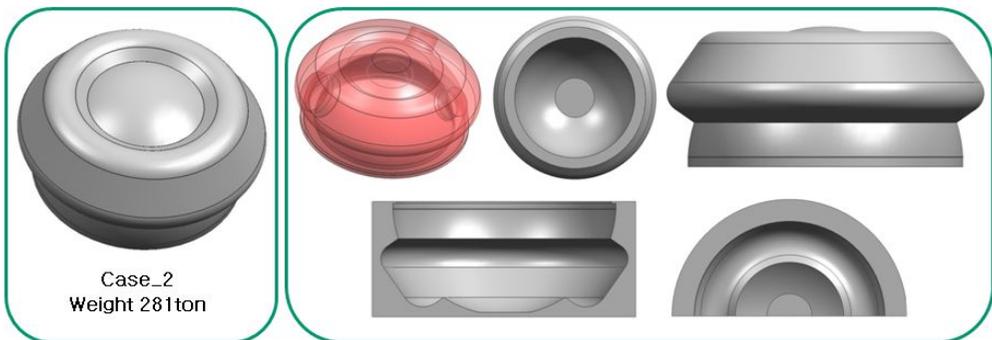


Fig. 23 Forged product and bottom die for case\_2

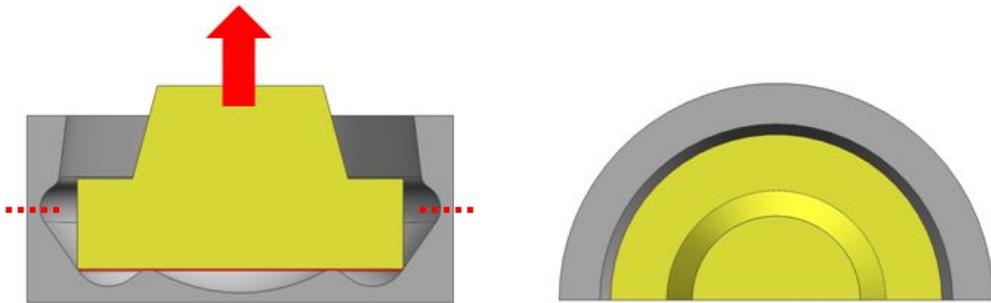


Fig. 24 Ingot and bottom die for case\_2

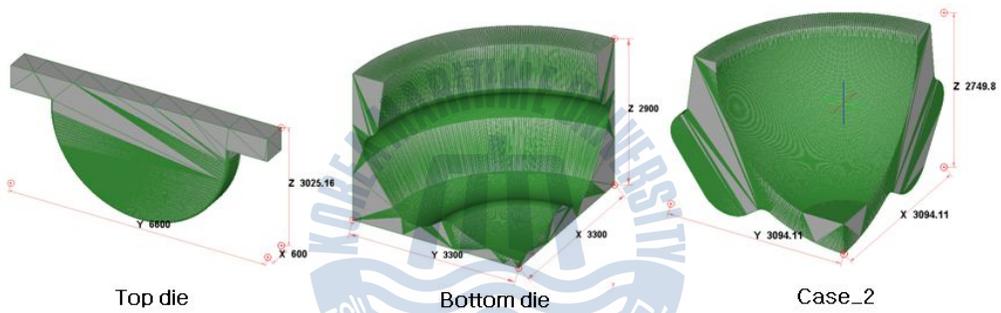


Fig. 25 Die modeling for case\_2

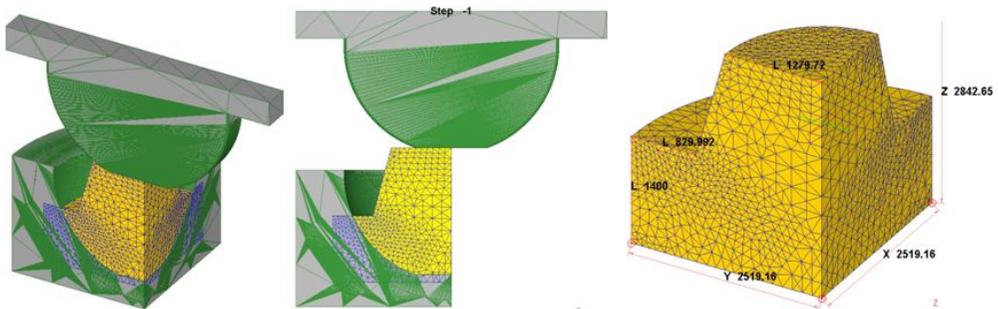


Fig. 26 Die position and dimension of preform

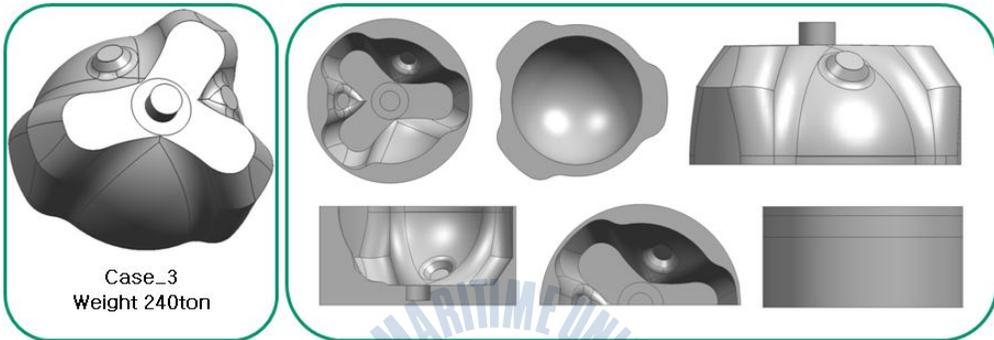


Fig. 27 Forged product and bottom die for case\_3

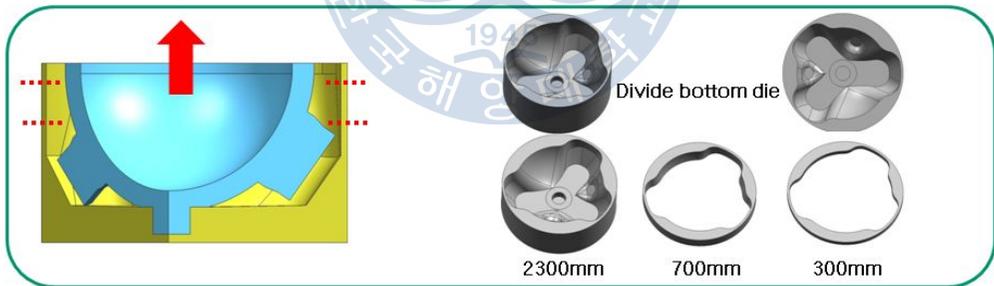


Fig. 28 Forged product and divided bottom die case\_3  
(2300mm, 700mm, 300mm)

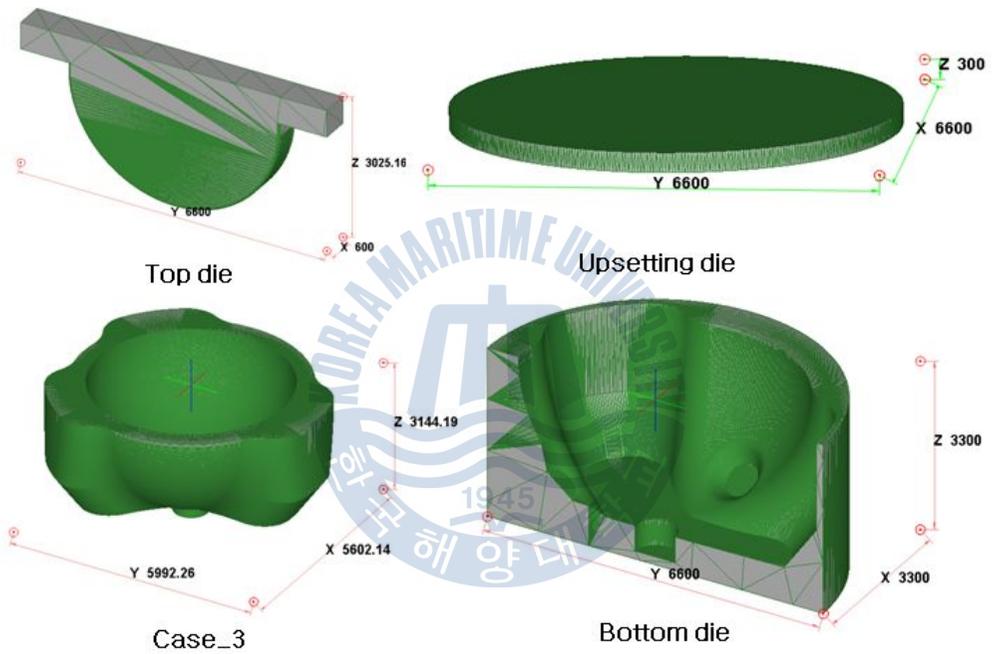


Fig. 29 Die modeling for case\_3

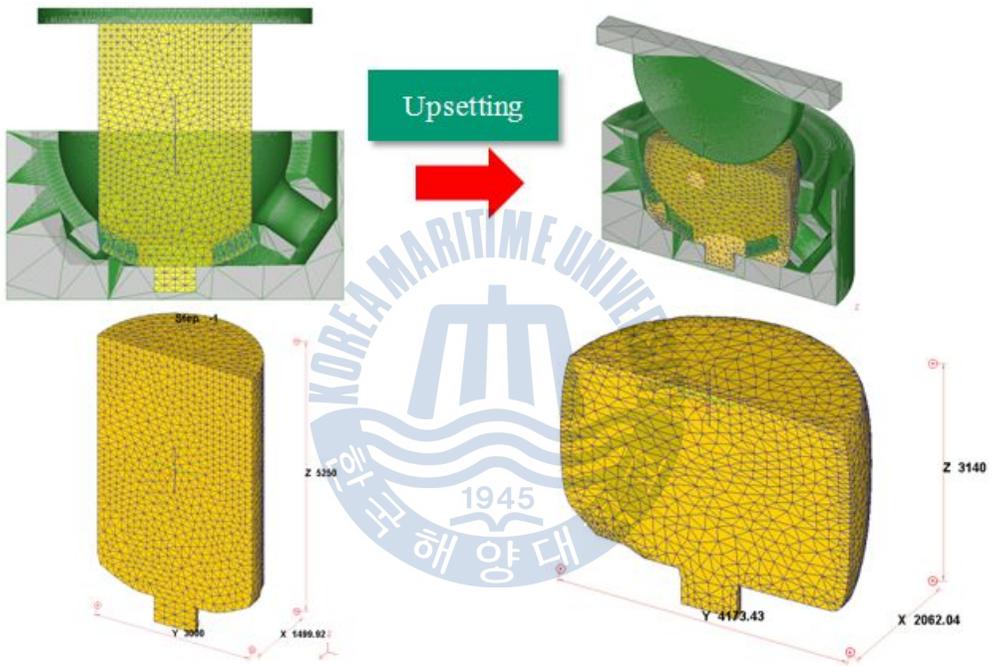


Fig. 30 Ingot and deformed shape for case\_3

### 4.3 회전단조공정 해석 및 결과

Fig.31은 고정부위쪽과 노즐부위 사이의 깊은 성형 깊이로 인해 노즐쪽에 강괴가 미충전 되는 것을 볼수 있다. 상부쪽은 강괴의 여유가 많지 않아 미충전이 일어난 것으로 강괴의 여유만 있다면 충분히 단조제품에 충전이 될 것이다. case\_1의 하부쪽 언덕 수정이 필요하다.

Fig.32는 해 상부쪽의 강괴 미충전은 일어났으나 좀 더 많은 강괴의 여유만 있다면 충분히 충전이 될 것이다. 이번 case 2에서의 해석 결과는 노즐부위의 충전으로 원하는 형상에 만족을 한다. 하지만, 불필요한 강괴의 낭비로 인해 강괴의 회수율이 떨어지므로 좀 더 적은 양의 강괴로 목표형상을 만들어 내기 위해 강괴가 불필요 한곳은 수정을 통해 보완, 다른 설계의 해석을 진행해 보고자 한다.

Fig.33은 해석이 끝난 후의 모습으로 고정부위쪽과 노즐부위 사이의 깊은 성형 깊이를 제거 함으로써 강괴의 흐름이 완만해져 노즐부위에도 원하는 만큼의 강괴로 채울수 있다. 상부쪽은 강괴의 여유가 많지 않아 미충전이 일어난 것으로 강괴의 여유를 일정량 점차 늘려가면서 상부쪽의 미충전도 만족 시킬수 있도록 본 단조제품도의 하부다리로 검증해 볼 것이다.

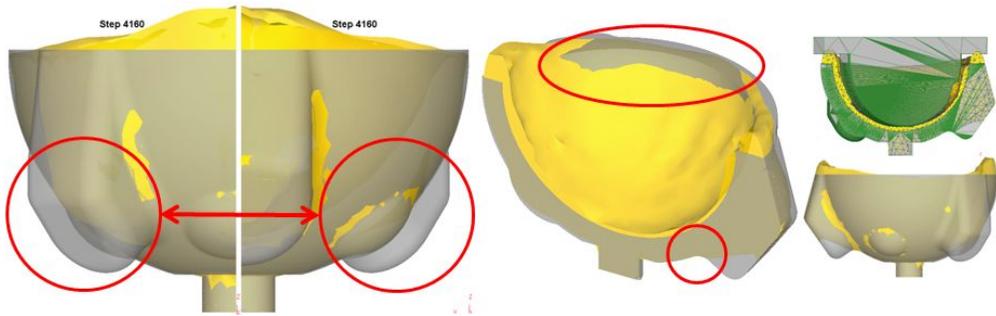


Fig. 31 Deformed shape after the rotating forging of case\_1

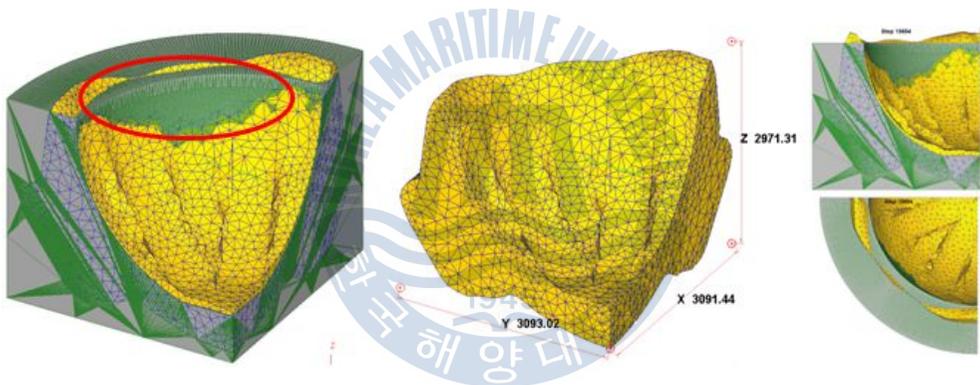


Fig. 32 Deformed shape after the rotating forging of case\_2

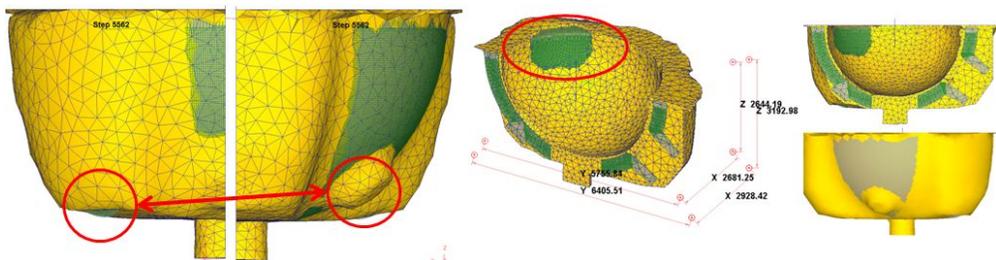


Fig. 33 Deformed shape after the rotating forging of case\_3

## 5. 납을 이용한 모델 시험

유한요소 해석을 통해 증기발생기 헤드의 일체형 성형방법을 제안하였고, 성형성에 영향을 미치는 몇몇 공정변수에 대해 해석하여 정리하였다. 본 장에서는 해석을 통해 제안된 증기발생기 헤드의 성형 공정을 일반적으로 열간가공성형 실험에 널리 쓰이고 있는 납을 사용하여 1:50 스케일의 축소모델로 직접 실험하여 검증해보았다.

### 5.1 납의 특성

플라스티신은 변형이 되기 쉬워서 짧은 시간내에 적은 비용으로 실험을 행할 수가 있으나 치수를 정확하게 측정할 수 없고 온도에 따른 편차가 심해서 실험시에 많은 유의를 요한다. 따라서 납의 모델링 실험은 측정의 정확도가 필요한 경우에 많이 사용되고 있다. 또한 플라스티신에 의한 모델링 실험을 검증하는 과정에서도 널리 행해진다. 납의 물리적 특성은 20°C의 상온에서 재결정이 일어나며 가공경로(working hysteresis)나 주석(Sb)의 양에 따라서 아주 다른 성질을 나타내고 있으며, 또한 조직이 조대(coarse)하여 균일 변형을 얻기가 힘든 단점을 가지고 있다.

Hidehiko등은 주석의 양 및 이전 변형가공의 영향을 조사하였는데 주석의 양이 많을수록(0.1%이상이 되어야 함) 전 가공을 많이 할수록 표면에서 발생하는 오렌지 필(orange peel) 현상이 줄어드는 것을 알 수 있었다. 플라스티신 및 납을 모델링 재료로 사용했을 때 실제 마찰현상과 동일하게 납 모델링 실험의 마찰을 결정하는 것은 매우 어렵다. 그리스(grease)등과 같은 윤활제의 사용은 적절하지 않으며 무윤활의 경우가 편차는 심할지라도 더 가까운 마찰현상을 나타낼 수 있다.

납과 고온강의 유동응력 및 변형에 대한 상사성은 플라스티신에서 기술한 바와 같이 실시한다. Hidehiko등은 Table.2-4과 같이 얻었는데 주석

의 양을 조절하여 n 값을 맞춰야 한다고 하였다.[3][13]

**Table 4 Comparison of flow stress between hot steel and lead**

Material	Hot Steel	Lead
n value	0.25	0.1 ~ 0.4
m value	0.05 ~ 0.15	-0.02 ~ -0.07
Remark	killed steel 0.12% C Temp 900 ~ 1250°C	Sb = 0 ~ 3% Varies with Sb.content



## 5.2 납 축소모델 실험용 금형의 제작

실험용 금형은 해석에 사용된 금형의 치수를 기초로 1:50 비율로 축소하여 설계하였다. Fig. 34는 실험용 금형의 3차원 모델과 대략적인 치수이고, 유한요소해석을 통해 일체형 헤드의 단조도에 알맞은 성형성을 보인 case 3의 하부다이 모델링으로 선정 하였다.

Fig. 35는 제작된 금형의 사진이다. 실제 강괴의 300ton에 해당되는 1/50의 납을 사용하였다. 60ton 가량의 여유를 두어 최상의 성형성과 단조제품도를 제작 해내기 위해 많은 여유로 실험을 하였다. 60ton의 여유는 실험을 위해 임의로 정한 여유이고 실제 작업장에서 사용 할 수 있는 최적의 강괴 중량과 최적의 성형성을 나타내는지 이번 실험을 통해 알아보고자 한다.



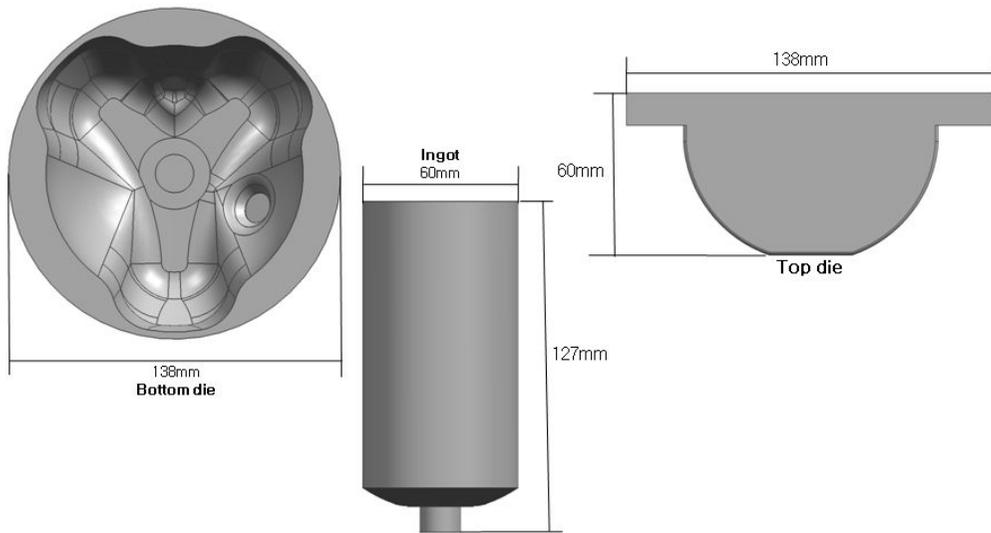


Fig. 34 Drawings of experimental die sets



Fig. 35 Picture of experimental die sets

### 5.3 납 축소모델 실험 결과

성형 실험을 위해 case 3의 하부다이를 선정하여 제작하였고, 유한요소 해석과 동일하게 Fig. 36과 같이 업세팅을 하고 Fig. 37과 같은 정방향, 90°, 135°, 225°, 292.5°, 337.5°, 382.5°, 427.5°로 회전시켜가며 8회의 압하를 1세트로 선정하여 총9~10회에 걸쳐 5mm씩 회전단조를 수행하였다.

본 실험에서는 성형성만을 알아보고자 하기 때문에 성형하중은 고려하지 않고, 윤활제로는 열간가공에서의 마찰상수와 유사한 값을 나타낸다고 알려져 있는 베이비파우더를 사용하였다.

Fig.38에서 보는바와 같이 하부다이의 내측이 납이 모두 충전되게 되면 다이를 타고 상부로 이동하게 되는 것을 확인할 수 있다.

Fig.39는 회전단조가 모두 끝나고 난 뒤, case 3의 형상에 대한 결과이다. 유한요소해석을 통해 미리 예측했던 결과 값과 매우 유사한 형상을 나타내고 있다. 노즐이 붙어있는 목표형상의 상부쪽의 성형성이 뛰어났고 가공 여유를 둔 상태이기 때문에 단조도에 맞추어 가공하고, 하부쪽과 회전단조로 인한 헤드 내부의 찍힘을 가공으로 단조도의 내부 치수에 맞게 가공을 하면 최종 형상인 정삭도에 만족 한다는 것을 확인 하였다.

납을 사용한 모사실험에서 나타나는 성형형상은 유한요소 해석을 통해 얻었던 결과와 매우 유사한 형상을 보여준다고 판단된다. 그러므로 본 연구를 통해 얻은 목표형상과 case 3의 하부다이의 형상에 대해서 신뢰성을 확인 하였다.



Fig. 36 Deformed shape after upsetting

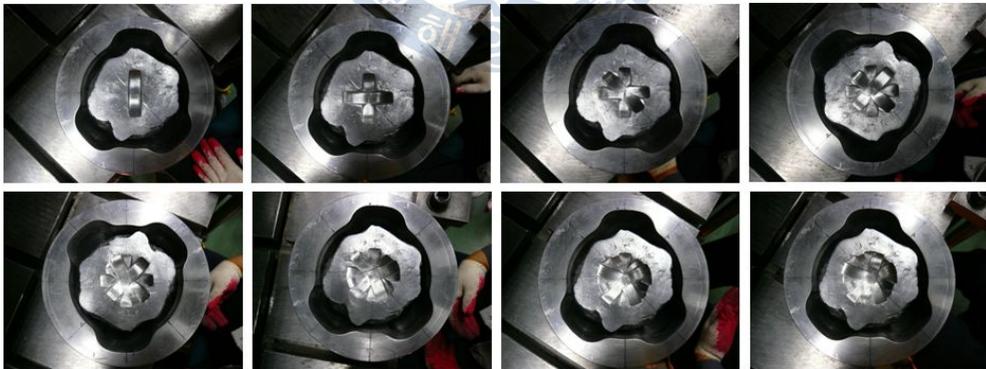


Fig. 37 Deformed shape after rotating forging  
( $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $135^\circ$ ,  $225^\circ$ ,  $292.5^\circ$ ,  $337.5^\circ$ ,  $382.5^\circ$ ,  $427.5^\circ$ )



Fig. 38 Picture of rotating forging experiment



Fig. 39 Result of deformed shape for case\_3

## 6. 결론

유한요소 해석을 통해 단조공정을 이용한 일체형 헤드 제작의 노즐 압출과 회전단조를 이용한 공정을 제안하였다. 노즐 압출을 이용한 공정에서 강괴의 전체적인 두께의 여유와 상,하측의 국부적인 여유로 인한 노즐 압출량에 대해 평가하였고, 회전단조를 이용한 공정에서 회수율을 높이기 위해 하부다이의 형상 변화에 따른 최소한의 강괴의 사용에 대한 평가를 하였다.

해석의 검증을 위해 납을 이용한 성형실험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 노즐 압출을 이용한 공정에서, 전체적인 소재의 양이 증가한 만큼 길이도 늘어나지 않으며, 국부적인 강괴의 증가는 상측으로 여유를 주었을 때보다 하측으로 여유를 주는 것이 노즐 압출의 양이 상측의 여유보다 많다는 것을 확인하였다. 상부다이 삽입 후, 다시 상부다이를 빼내기 위해서는 펀치부위에 최소 6°정도의 기울기가 필요하고, 현장의 실정에 맞게 기울기를 설정 하여야 한다. 노즐 압출에 대한 해석결과 국부적으로 하측에 강괴의 여유를 준 950mm 인 경우에 목표형상을 만족 할 수 있다.
2. 회전단조를 이용한 공정의 해석은 240ton의 case\_3 하부다이 형상을 사용할 시 실제 제작 공정에 사용 할 수 있는 가장 좋은 결과를 얻었다. 제품과 상부다이의 끼임을 방지하기 위해 압하 할때는 헤드 내부의 라운드에 맞는 형태가되고, 들어 올릴때는 다이의 폭이 좁아지는 형태로 상부다이와 강괴의 끼임을 방지하는 분리된 형태

로 설계 되어야 한다.

3. 해석 결과에 대한 성형성 검증을 위해 납을 이용한 1:50 스케일의 실험을 수행하였고 실험 결과 유한요소 해석을 통해 얻은 결과와 유사한 성형형상을 확인하였다. 회전단조는 노즐 압출법 보다 강괴의 회수율은 떨어지지만 목표형상을 만족 시킬 수 있었고, 더 높은 회수율을 위해 하부다이의 형상에 대한 추가적인 연구가 필요하다.



## 참 고 문 헌

- [1] 평다이를 이용한 대형로타의 자유단조에 관한 연구, 이경호, 부산대학교 기계설계공학과 석사학위 논문, 1997.
- [2] Development of Manufacturing Techniques of Forged Primary Head with Integral Support Lugs, H. Nagasako, K. Tokuno, J.Ozaki, Y.Funakoshi and H. Saiki, Kyoto, Japan, 1995.
- [3] 대형 단조를 위한 성형공정 개발/공정해석/물성평가 연구, 양동열, 박치용, 조종래, 정낙면, 이영규, 한국과학기술원, 1992.
- [4] 소성역학, 김영석, 시그마프레스, 2003.
- [5] 일체형 head와 shell의 성형공정 개발에 관한 연구(1), 조종래, 양동열, 문영훈, 김영환, 황범철, 이혜경, 이성욱, 한국해양대학교, 2008
- [6] Hisashi Tsukada, Komei Suzuki, Mikio Kusuhashi and Ikuo Sato, Manufacturing technique and properties of integral type forgings for steam generator of nuclear power plant, The Japan Steel Works, 1987.
- [7] Concepts and Applications of Finite Element Analysis, Robert D. Cook, David S. Malkus, Michael E. Plesha, JOHN WILEY & SONS, 1989.
- [8] 연속체역학에서 유한요소법까지, 전만수, 이형일, Prentice Hall, 2002.
- [9] 금형강의 동적 및 정적 재결정 거동과 미세조직 변화에 관한 연구, 정호승, 한국해양대학교 기계공학과 석사학위논문, 2001.
- [10] 핵연료 용기의 일체성 단조공정 개발에 관한 연구, 김민우, 한국해양대학교 기계공학과 석사학위 논문, 2006.

[11] 원자로 압력용기용 국산SA508 Grade3 강의 J-R과괴저항성에 미치는 미세조직의 영향, 대한금속재료학회지, pp.38-54, 2008.

[12] Efficient forging process to improve the closing effect of the inner void on an ultra-large ingot, YoungDeak Kim, JongRae Cho, Wonbyung Bae, pp.1005-1013, 2010.

[13] 모델재료를 이용한 대형단조품 성형에 관한 연구, 주은덕, 한국과학기술원 정밀공학과 석사학위 논문, 1993.

[14] 열-점소성 유한요소법을 이용한 대형단조에서의 기공압착해석에 관한 연구, 박치용, 한국과학기술원 박사학위 논문, 1996.



