

스팀 터빈용 중공 분할형 노즐 정익의 후판 성형을 위한 금형 설계 및 해석적 검증

강병권¹ · 곽봉석¹ · 윤만중² · 전재영² · 강범수¹ · 구태완[#]

Tool Design and Numerical Verification for Thick Plate Forming of Hollow-Partitioned Steam Turbine Nozzle Stator

B. K. Kang, B. S. Kwak, M. J. Yoon, J. Y. Jeon, B. S. Kang, T. W. Ku

(Received September 19, 2016 / Revised November 14, 2016 / Accepted November 16, 2016)

Abstract

As a stator for steam turbine diaphragm, hollow-type nozzle stator to substitute for conventional solid one is introduced in this study. This hollowed stator can be separated into two parts such as upper and lower plates with large and curved surface area. This study focuses on thick plate forming process for the upper plate of the hollow-partitioned nozzle stator. First, to reduce forming defects such as under-cut and localized thinning of the deformed plate, and to avoid tool interruption between forming punch and lower die, tool design including the position determination of forming surfaces is performed. Uni-axial tensile tests are carried out using SUS409L steel plate with initial thickness of 5.00mm, and plastic strain ratio (r -value) is also obtained. Due to the asymmetric curved configuration of the upper plate, it is hard to adopt a series of blank holder or draw-bead, so the initial plate during this thick plate forming experiences unstable and non-uniform contact. To easy this forming difficulty and find suitable tool geometry without sliding behavior of the workpiece in the die cavity, two geometric parameters with respect to each shoulder angle of the lower die and the upper punch are adopted. FE models with consideration of 21 combinations for the geometric parameters are built-up, and numerical simulations are performed. From the simulated and predicted results, it is shown that the geometric parameter combinations with (30°, 90°) and (45°, 90°) for the shoulder angle of the lower die and the upper punch are suitably applied to this upper plate forming of the hollow-partitioned nozzle stator used for the turbine diaphragm.

Key Words : Steam Turbine, Hollow-Partitioned Nozzle Stator, Thick Plate Forming, Tool Design, FE Simulation

1. 서론

증기터빈(steam turbine)은 고온·고압·고속 상태의 증기가 가지고 있는 열 및 운동(압력) 에너지를 기계적인 동력에너지로 바꾸는 역할을 하며, 저압터빈(low pressure turbine)은 전방의 고압터빈(high pressure turbine)과 후방의 발전기(generator) 사이에 동일한 터

빈 축(turbine shaft)으로 연결되어 있다. 저압터빈에서의 증기는 이전 단계인 고압터빈에서의 증기보다 낮은 압력과 높은 수분 함유량을 가지게 된다. 이로 인해 고정된 노즐 블레이드(nozzle blade)인 정익(stator)의 뒷전(trailing edge) 부위에서 습분이 응집되어 상대적으로 큰 직경인 약 50~800 μ m 크기의 물방울(water drop)로 성장하게 되며(Fig. 1 참조), 이러한

1. 부산대학교 항공우주공학과

2. 파워엠엔씨㈜

Corresponding Author : ERC of Innovative Technology on Advanced Forming, Pusan National University, E-mail: longtw@pusan.ac.kr

물방울은 저압터빈의 동익(rotor)에 충격을 주어 습분 침식(water droplet erosion) 발생과 더불어 운전 수명과 효율을 저하시키는 주된 원인으로 여겨지고 있다[1].

저압터빈의 주요 구성품인 동익과 정익에 있어서, 동익은 터빈 축에 조립되어 회전하면서 스팀(steam)의 열 및 운동(압력) 에너지를 기계적 에너지로 바꾸는 역할을 하며, 회전하기 때문에 원심력에 의한 부하가 발생하고 고하중 조건하에 놓이기 때문에 주조 및 열간 단조 등의 공정을 거쳐 제조된다. 이와는 달리 정익은 노즐 블레이드 혹은 노즐 베인(vane) 등으로 불리기도 하며, 노즐 다이어프램(diaphragm)의 내측 링(ring)과 외측 링 사이에 고정되어 회전하지 않고 동익으로부터 생성된 난류(turbulent flow)를 층류(laminar flow)로 변환하여 다음 단의 동익에 알맞은 각도로 스팀이 유입될 수 있도록 하는 역할을 한다. 즉, 정익은 동익과 다르게 원심력에 의한 부하가 발생하지 않고, 기구부 및 유동하중을 지지할 수 있는 정도의 강도만을 필요로 하는 경우가 대부분이다. 이에 따라서, 최근 터빈의 수명과 효율을 저하시키는 습분침식의 주된 원인인 습분을 제거하기 위하여, 기존의 일체형(solid type) 구조가 아닌 정익 내부에 중공을 형성하여 표면으로부터 습분을 빨아들여 습분침식을 방지하는 중공 분할형 터빈 정익(hollow-partitioned turbine stator)에 대한 연구가 시도되고 있다[2].

중공 분할형 터빈 정익은 내부에 중공을 포함하고 있기 때문에 익형(airfoil) 단면을 고려하여 Fig. 2에 제시된 바와 같이 상부 곡판(upper plate)과 하부 곡판(lower plate)으로 분할된 구조를 가질 수 있다. 이는 각각 분할된 3차원 곡면 형상을 후판재를 이용하여 성형하고, 별도의 정밀 용접과정을 거쳐 최종 제품을 제작하는 것이 가능하다.

본 연구에서는 대면적의 3차원 곡면을 가지는 상부 곡판 분할품의 후판 성형을 위한 금형 설계와 해석적 연구를 수행하였다. 상부 곡판의 3차원적 형상 비대칭성으로 인해 금형 내부에서 후판 블랭크의 위치를 적절하게 유도하고 미끄러짐(sliding) 발생에 따른 성형 불량을 방지하기 위한 방안으로 상부 및 하부 금형의 어깨각(shoulder angle)을 주된 공정 변수로 선정하였다. 또한, 초기 두께가 5.00mm인 SUS409L 후판재를 이용하여 단축인장 및 이방성 관련 물성시험을 실시하였고, 이를 유한요소 해석에 적용하였다. 또한, 블랭크는 목표 형상에 대한 해석

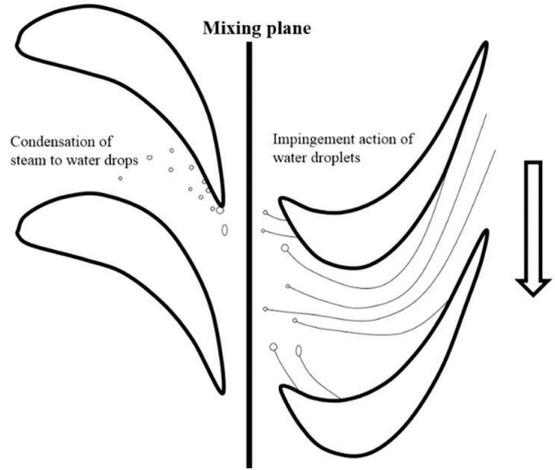
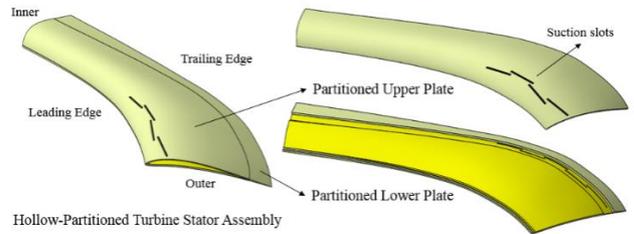
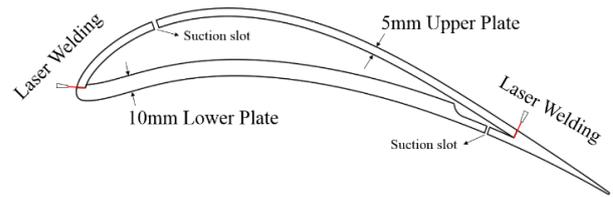


Fig. 1 Schematic view of water droplet erosion in low pressure turbine



(a) Schematic view of hollow-partitioned nozzle stator



(b) Cross-sectional view and partitioned structure
Fig. 2 Partitioned structure of hollow-type nozzle stator

적 후판 평탄화(analytical plate flattening) 과정을 통해 도출하였다. ABAQUS Explicit를 이용한 해석적 검증에 있어서, 상부 펀치(upper punch)와 하부 다이(lower die)의 어깨각(shoulder angle)에 대한 다양한 조합에 대해서 검토하였으며, 적절한 변수 조합을 도출하였다.

2. 중공 분할형 노즐 정익

2.1 중공 분할형 노즐 정익의 구조

증공 분할형 노즐 정익은 Fig. 2와 같이 상부 곡판과 하부 곡판으로 분할된 구조를 가지고 있다. 상부 곡판의 두께는 약 5.00mm이고, 하부 곡판은 약 10.00mm의 두께로 설계되어 있다. 이들 후곡판들은 각각 별도의 후판 성형 공정을 거쳐 앞전(leading edge)부와 뒷전(trailing edge)부에서 용접을 통하여 하나의 증공 분할형 노즐 정익으로 제조된다. 상부 곡판에 설계된 습분 흡입구(suction slot)를 통해 압력저하로 생성된 물방울을 빨아들여 노즐 다이어프램의 내측 및 외측 배수구(drain hole)로 배출되며, 설계된 익형의 형상에 따라 공력 특성이 달라지기 때문에 초기 설계한 성능을 구현하기 위해서는 정밀한 성형 및 가공이 요구된다.

본 연구에서는 우선 3차원 곡면의 형상이 복잡하고 두께가 상대적으로 얇은 상부 곡판의 후판 성형 공정에 대한 해석적 연구를 수행하였다. 상부 곡판은 5.00mm의 두께를 가지며, 약 2,340cm²의 대면적을 가지고 있다. 노즐 다이어프램의 외측 링으로 향하는 정익의 외측부에서 내측부로 갈수록 폭이 좁아지고, 길이 방향으로 다양한 형상과 곡면을 가지는 익형 단면으로 인해 비대칭 구조를 보이는 것이 특징이다. 따라서 금형 성형면의 방향과 위치에 따라 언더컷(under-cut)이 발생할 수 있으며, 금형 내부에서 후판재의 불안정한 지지구조로 인해 국부적으로 주름 및 좌굴에 의한 손상 및 성형 불량 발생 할 수 있다.

2.2 SUS409L 후판재의 기계적 특성

증공 분할형 상부 곡판의 소재로는 초기 두께가 약 5.00mm인 SUS409L 후판재를 사용하였다. SUS409L 후판재의 화학적 성분을 Table 1에 나타내었으며, Ti의 첨가로 용접성 및 가공성 그리고 내부식성이 우수하다는 장점이 있다. 초기 후판재의 기계적 물성을 파악하기 위해 ASTM E8/E8M 규격을 참조하여 단순인장시험을 실시하였으며, 재료적 소성 이방성(plastic strain ratio) 특성에 대한 실험은 ASTM E517-00 규격을 참조하여 공칭 변형률 20%에서 수행하였고, 그 결과를 Table 2에 요약하여 나타내었다. 두께 약 5.00mm인 SUS409L 후판재의 단순인장시험으로부터 얻어진 각 방향별 진응력-진변형률 선도를 Fig. 3에 나타내었다[3, 4]. 또한, 후판 성형공정에 대한 유한요소 해석에 있어서, 소재의 소성 이방성을 고려하기 위해서는 Hill이 제안한 항복함수(Hill's 1948

Table 1 Chemical composition of SUS409L (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ti
0.005	0.5	0.24	0.023	0.002	11.2	0.19

Table 2 Material properties of SUS409L

Thickness(mm)	5.00	
Young's Modulus(GPa)	200.00	
Yield Strength(MPa)	247.59	
Ultimate Strength(MPa)	572.11	
Poisson's Ratio	0.30	
Flow Stress Curve	K (MPa)	687.50
	n	0.26
Lankford's value	r_0	0.5770
	r_{45}	1.0375
	r_{90}	1.5870
Normal anisotropy	r_m	1.0598
Planar anisotropy	Δr	0.0445

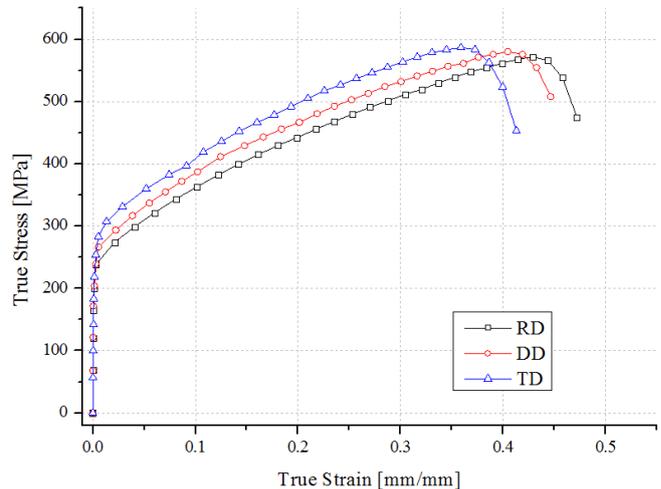


Fig. 3 True Stress-strain curves obtained from uni-axial tensile tests along rolling(RD), diagonal(DD) and transverse(TD) directions of SUS409L plate

yield function)에 근거한 항복응력비(yield stress ratio, R_{ij})가 필요로 하게 된다[5]. 즉, Hill의 항복함수는 식 (1)과 같이 표현되며, 6개의 재료 상수(F, G, H, L, M, N)를 이용하여 항복응력비를 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\tau_{23}^2 + 2M\tau_{31}^2 + 2N\tau_{12}^2 = 1 \quad (1)$$

$$\begin{aligned}
 F &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right), \\
 G &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{33}^2} + \frac{1}{R_{11}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right), \\
 H &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right), \\
 L &= \frac{3}{2R_{23}^2}, \quad M = \frac{3}{2R_{12}^2}, \quad N = \frac{3}{2R_{13}^2}
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

또한, 항복응력비는 식 (2)를 이용하여 다음의 식 (3)과 같이 나타낼 수 있으며, 이를 통해 항복응력비를 얻을 수 있다. 본 연구에서 사용한 두께 5.00mm 인 SUS409L 후판재의 항복응력비를 Table 3에 나타내었다[6].

$$\begin{aligned}
 R_{22} &= \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{r_0(r_{90}+1)}}, \\
 R_{33} &= \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{r_0+1}}, \\
 R_{12} &= \sqrt{\frac{3r_{90}(r_0+1)}{(2r_{45}+1)(r_0+r_{90})}}
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

Table 3 Yield stress ratio of SUS409L thick plate

R_{11}	R_{22}	R_{33}	R_{12}	R_{13}	R_{23}
1.000	1.2948	1.0754	1.0622	1.000	1.000

3. 후판 성형 공정 설계

3.1 초기 블랭크 설계

적절한 초기 블랭크 설계는 성형 후에 추가적으로 수행되는 후가공에 의해 제거되는 스크랩(scrap)의 양을 줄일 수 있어 원가 절감 효과를 유도할 수 있을 뿐만 아니라 성형 과정에서 발생할 수 있는 잉여소재의 간섭에 의한 파단이나 주름 등의 성형 불량 발생 가능성을 줄여 줄 수 있다[7]. 본 연구에서는 설계된 노즐 정의 상부 곡판의 3차원 형상을 기준으로 Fig. 4에서와 같이 상부와 하부에 평편한 다이를 가정하여 강제적으로 압착하는 해석적 후판 평탄화(analytic plate flattening) 기법을 이용하여 초기 블랭크를 예측하였다. 특히, 설계된 노즐 정의 상부 곡판의 3차원 형상에 있어서, 앞서 언급한 SUS409L 후판재의 기계적 물성과 소성 이방성 특성을 고려하였다.



Fig. 4 Example of analytical plate flattening scheme for initial blank design of upper plate

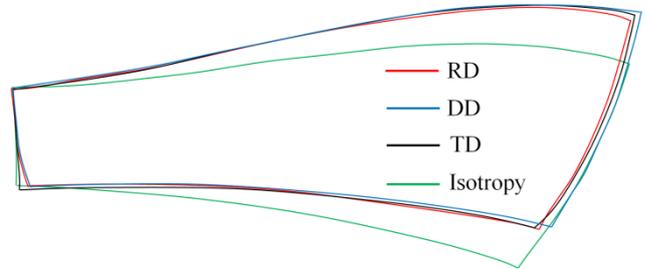


Fig. 5 Prediction of initial blank lay-out obtained by analytical plate flattening for upper plate of partitioned nozzle stator

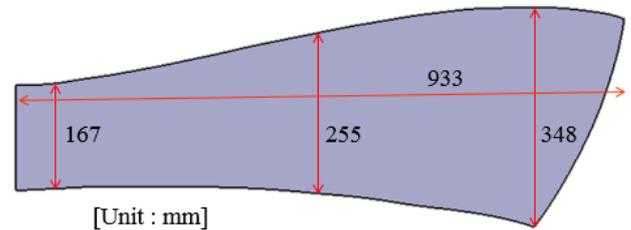
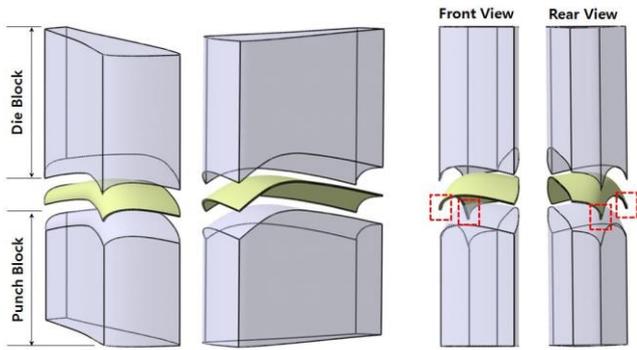
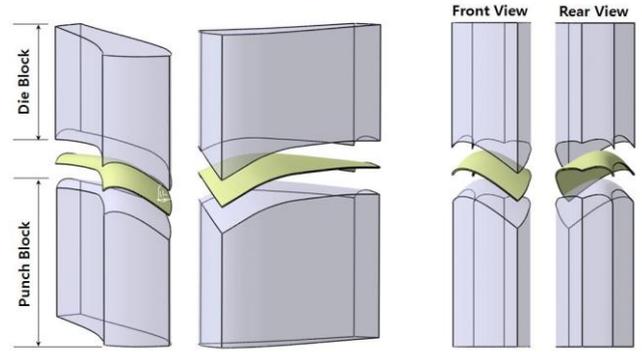


Fig. 6 Approximately designed lay-out of SUS409L initial blank for upper plate of partitioned nozzle

Fig. 5는 해석적 후판 평탄화 기법을 이용하여 예측된 블랭크 형상(lay-out)을 보여주고 있으며, 등방성(isotropy) 조건에 의한 블랭크 형상은 이방성 조건과는 다른 형태를 보임을 알 수 있다. 그러나, 이방성 조건을 고려했을 경우에는 각각의 블랭크 방향별로 유사한 형상을 가짐을 Fig. 5에서와 같이 알 수 있었다. 해석적 후판 평탄화 과정을 통해 예측된 초기 블랭크의 형상을 비교해 보면, 블랭크의 크기는 미미한 수준의 차이를 보임을 알 수 있었으며, 본 연구에서 사용된 후판재를 등방성 조건 보다는 이방성 조건을 고려하는 것이 바람직한 것으로 조사되었다. 결과적으로 예측된 초기 블랭크의 크기는 Fig. 6에서와 같이 길이 약 933.00mm, 외측부 너비 약 348.00mm, 중간 너비 약 255.00mm 그리고 내측부 너비 약 167.00mm로 설계하였다[8].

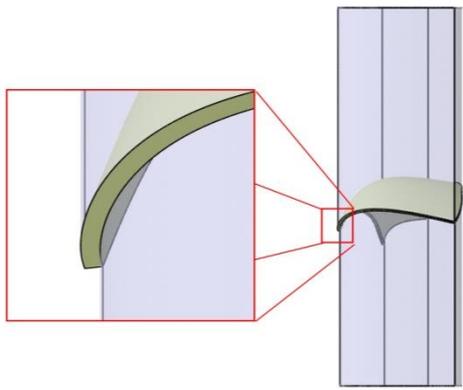


(a) Isometric projection for punch and die blocks



(b) Example of interruption between tools and blank
Fig. 7 Design example of punch and die blocks

(a) Design of tool blocks by applying ' π -plane'



(b) Structural suitability confirmation of tool geometries
Fig. 9 Tool structural design for thick plate forming

Fig. 8 Schematic view of ' π -plane' and axial rotation angles(θ, φ)

3.2 금형 설계

Fig. 2와 Fig. 4에서와 같이 증공 분할형 노즐 정익(stator 혹은 blade)의 형상은 3차원적으로 복잡한 곡면 구조와 더불어 40"(40 Inch)급의 경우 약 2,340cm²의 대곡면을 가지고 있기 때문에 비대칭 성형면을 포함하는 대형의 금형을 필요로 하게 된다. 더군다

나 후판재를 포함하는 판재 성형공정에 있어서 적절한 금형 구조의 선택은 중요한 요소 중의 하나임은 주지의 사실이다. 이러한 대곡면 비대칭 금형면을 포함하는 금형을 설계하기 위해서는 우선 성형하여 얻고자 하는 최종 성형품의 형상을 고려하는 것이 일반적인데, 전체적인 금형 블록(punch block 및 die block)은 Fig. 7에서와 같이 최종 성형품을 외곽 형상을 기준으로 정사영(isometric projection)이라는 단순한 기법을 적용하여 초기 금형 블록을 설정하게 된다. 이때, 최종 성형품을 어떠한 기준으로 정사영 하느냐에 따라서 금형 내부의 성형공간(die cavity)에서 초기 블랭크와 금형간의 간섭으로 인한 언더-컷(under-cut) 현상이 발생할 수도 있다.

이러한 언더-컷 현상을 억제하기 위해서는 성형면(혹은 금형면)의 3차원적 초기 위치를 적절히 결정하는 것이 중요하게 된다. 본 연구에서 다루고자 하는 증공 분할형 노즐의 경우에는 Fig. 8에서와 같이 최종 성형품이 가지는 4개의 꼭지점(A, B, C, D)을 이용하여 3차원 공간상에 존재하는 하나의 평면을

구성할 수 있는 최소의 꼭지점 3개(A, B, C)를 선택하여 기준 평면(π -plane)을 설정하였으며, 기준 평면에서 선분 AB가 회전 중심축이 되는 회전각(ϕ) 그리고 선분 BC가 또 다른 회전 중심축이 되는 회전각(θ)을 적절히 조합함에 따라 금형면과 블랭크 사이의 간섭에 따른 언더-컷 현상뿐만 아니라 성형면의 높이를 유효하게 조절할 수 있게 된다. 이러한 가상의 3점 기준 평면을 고려하여 적절히 그 위치를 조절함에 따라 Fig. 9(a)에서와 같이 기준 평면이 고려된 전체적인 초기 금형 형상을 설계할 수 있었으며, 설계 결과에 대한 금형 간섭효과를 조사해 본 결과로는 Fig. 9(b)에서와 같이 금형 구조상으로 간섭효과가 발생하지 않는 것으로 조사되었다.

3.3 공정 변수

중공 분할형 노즐 정익의 상부 곡판과 하부 곡판은 모두 Fig. 2와 Fig. 4에서와 같이 대면적의 3차원적 다양한 곡면을 가지고 있는 후판 성형품이다. 이로 인해 금형의 형상적 그리고 구조적 측면에서 블랭크 홀더(blank holder)나 드로우 비드(draw-bead) 등 기존의 블랭크 지지 또는 구속 방식을 적용하기에는 다소 어려운 점이 있다. 즉, 초기 블랭크가 금형 내에서 한쪽으로 치우쳐지는 미끄러짐 현상이 발생할 가능성이 매우 높다. 이러한 기하학적 특성을 고려하기 위해 본 연구에서는 Fig. 10에서와 같이 펀치와 하부 다이의 어깨각을 적절히 설정함에 의해 블랭크의 원활한 성형이 이루어질 수 있는 방안을 모색하였다. 즉, 펀치의 어깨각(θ_p)와 하부 다이의 어깨각(θ_D)를 공정 변수로 설정하여, 성형과정에서 블랭크를 기하학적으로 지지할 수 있도록 하였다. 그리고, 노즐 정익 상부 곡판의 기하학적 형상을 고려하여, 4가지의 펀치 어깨각(30°, 45°, 60°, 90°)과 2가지의 하부 다이 어깨각(30°, 45°) 등을 각각의 공정 변수로 설정하였으며, Table 4에서와 같이 총 7가지의 공정 변수 조합을 도출하였다. 또한, 각각의 공정 변수 조합에 있어서 이방성 변형 거동을 분석하기 위해 초기 블랭크의 방향(RD, DD, TD)을 추가적으로 총 21가지의 유한요소 해석 모델을 구성하였다.

4. 유한요소 모델링 및 해석 조건

본 연구에서는 Fig. 2에 도시된 바와 같이 초기 두께가 5.00mm인 SUS409 후판을 적용하는 상부 곡판

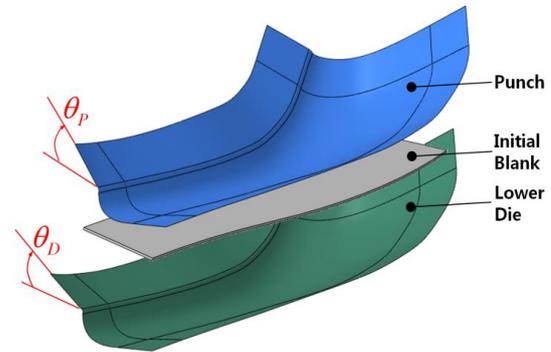
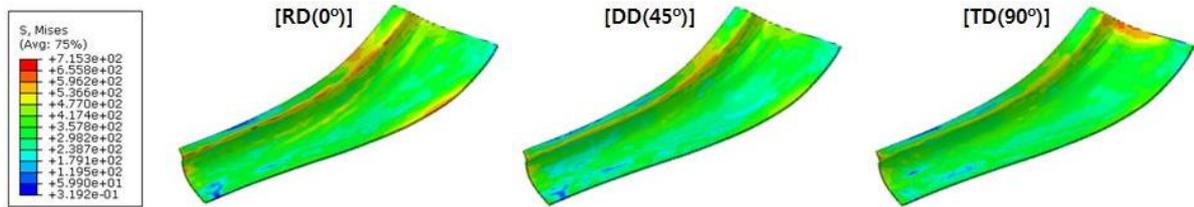


Fig.10 Schematic view of geometric process parameters for upper plate forming

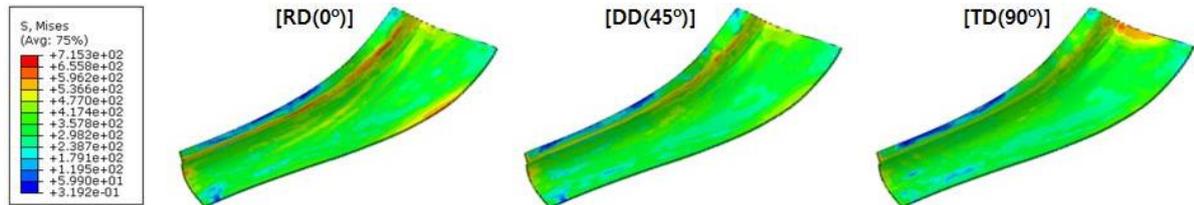
Table 4 Process parameters for shoulder angle of punch and die

	Die Shoulder Angle (θ_D)	Punch Shoulder Angle (θ_p)	Blank Direction
CASE 1	30°	30°	RD/DD/TD
CASE 2	30°	45°	RD/DD/TD
CASE 3	30°	60°	RD/DD/TD
CASE 4	30°	90°	RD/DD/TD
CASE 5	45°	45°	RD/DD/TD
CASE 6	45°	60°	RD/DD/TD
CASE 7	45°	90°	RD/DD/TD

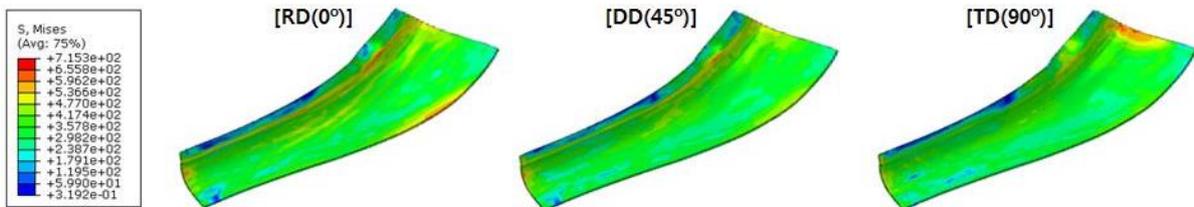
(upper plate)과 10.00mm의 후판을 사용하는 하부 곡판(lower plate)에 있어서, 중공 분할형 터빈 노즐 블레이드 상부 곡판의 후판 성형 공정에 대한 유한요소 해석을 수행하였다. 즉, 별도의 블랭크 지지구조가 없는 상태에서 펀치와 다이의 길이 방향으로 양단 모서리(앞전과 뒷전)에 어깨각(shoulder angle)이 부여함에 따른 금형 내부에서의 블랭크 변형 거동과 성형 과정에서의 블랭크 미끄러짐(sliding)에 따른 성형 불량이 발생하는 지를 해석적으로 분석하고자 하였다. 이를 위해 초기 두께 5.00mm의 후판재를 이용한 기본적인 유한요소 모델은 Fig. 10과 같으며, 이때 상부 펀치의 어깨각(θ_p)와 하부 다이의 어깨각(θ_D)의 조합을 Table 4에서와 같이 총 21개의 유한요소 해석 모델로 구성하였다. 유한요소 해석 모델의 기본적인 구성 요소로는 상부 펀치 및 하부 다이 그리고 초기 블랭크이며, 초기 블랭크의 경우 Fig. 3에 제시한 이방성 변형 거동에 따른 초기 블랭크의



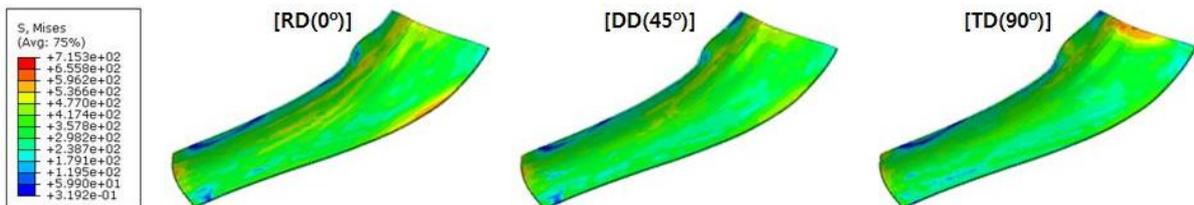
(a) Results of thick plate forming simulation for CASE 1 with $(\theta_D, \theta_P) = (30^\circ, 30^\circ)$



(b) Results of thick plate forming simulation for CASE 2 with $(\theta_D, \theta_P) = (30^\circ, 45^\circ)$



(c) Results of thick plate forming simulation for CASE 3 with $(\theta_D, \theta_P) = (30^\circ, 60^\circ)$



(d) Results of thick plate forming simulation for CASE 4 with $(\theta_D, \theta_P) = (30^\circ, 90^\circ)$

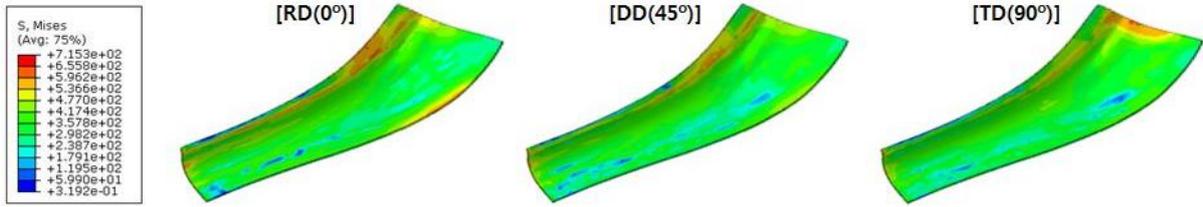
Fig. 11 Thick plate forming simulations in case of die shoulder angle of $\theta_D=30^\circ$

외곽 형상을 반영하여 모델링하였다. 상부 펀치와 하부 다이는 강제 셸(rigid shell) 요소로 구성하였으나, 초기 블랭크의 경우에 있어서 성형과정에서의 금형면과의 접촉과 비선형적 변형 거동에 대한 고려를 위해 외연적(explicit) 유한요소 해석을 고려하였다. 초기 블랭크의 요소 구성은 8-절점 육면체 요소(C3D8R)로 정의하였으며, 두께 방향으로 총 4개의 격자층(4-Layers)를 배열하였다. 해석적 연구에 적용된 기계적 특성은 앞서의 Fig. 3 및 Table 2에 제시된 인장시험 결과를 적용하였다.

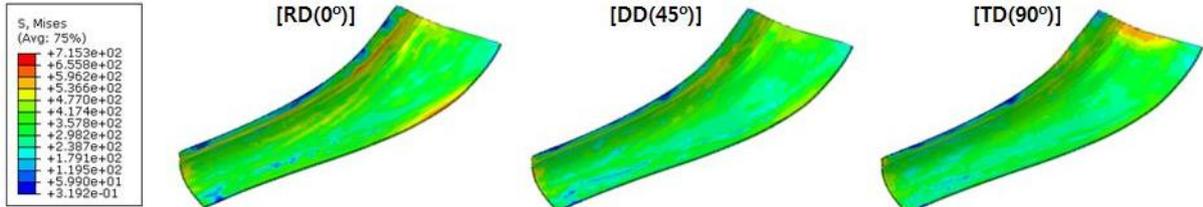
5. 후판 성형 공정 유한요소해석 결과

5.1 공정 변수에 따른 해석적 검토 결과

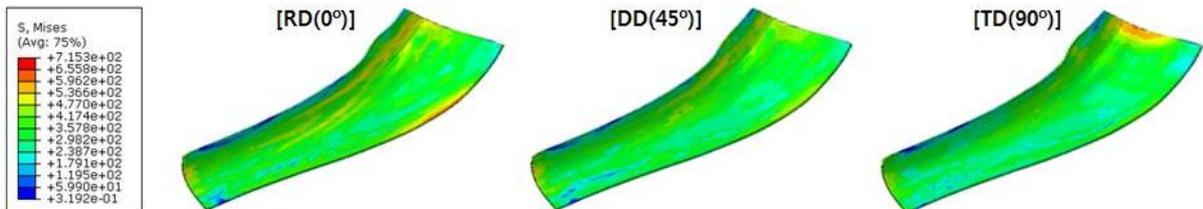
스팀 터빈용 증공형 노즐 블레이드를 구성하는 상부 곡판에 대한 블랭크에 대한 별도의 지지구조 없이 금형이 가지는 형상에 의해 후판 성형이 원활히 수행될 수 있는 금형 구조를 도출하기 위해 Fig. 10에서와 같이 기하학적 공정 변수들을 조합하여 총 21개의 검토 모델들을 도출하였다. 이를 토대로 구성된 총 21개의 유한요소 해석 모델을 각각 구성



(a) Results of thick plate forming simulation for CASE 5 with $(\theta_D, \theta_P) = (45^\circ, 45^\circ)$



(b) Results of thick plate forming simulation for CASE 6 with $(\theta_D, \theta_P) = (45^\circ, 60^\circ)$



(c) Results of thick plate forming simulation for CASE 7 with $(\theta_D, \theta_P) = (45^\circ, 90^\circ)$

Fig. 12 Thick plate forming simulations in case of die shoulder angle of $\theta_D = 45^\circ$

하였으며, ABAQUS Explicit를 이용한 유한요소 해석을 수행하였다. 그리고, 본 연구에서 다루고 있는 금형 형상과 관련된 기하학적 공정 변수들의 조합에 따른 후판 성형 공정의 적합성을 판단하기 위해 초기 두께가 5.00mm인 SUS409L 후판 소재가 가지는 극한강도(ultimate strength, 약 572.11MPa)와 변형 형상 측면에서의 적절성을 고려하였으며, 총 21개의 공정 변수 조합 중에서 유효한 기하학적 금형 형상을 도출하고자 하였다.

스팀 터빈용 증공 분할형 노즐 블레이드 상부 곡판에 대한 후판 성형에 있어서, 금형과 관련된 공정 변수들의 영향을 우선적으로 파악하기 위해 탄성회복을 고려하지 않고 외연적 유한요소 해석을 수행하였다. 즉, Fig. 11은 다이 어깨각(θ_D)이 30° 일때, 펀치 어깨각이 각각 $30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 및 90° , 그리고 초기 후판 블랭크의 압연 방향(0°)을 기준으로 $0^\circ, 45^\circ$ 및 90° 일 경우들에 대한 금형의 기하학적 측면에서의 공정 변수 조합에 따른 후판 성형 공정에 대한 유

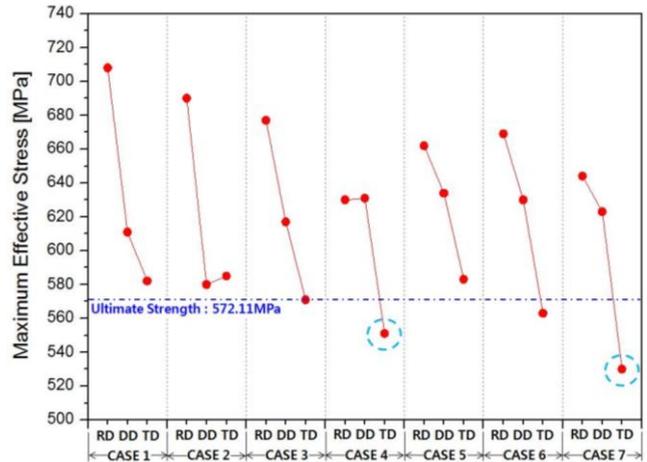
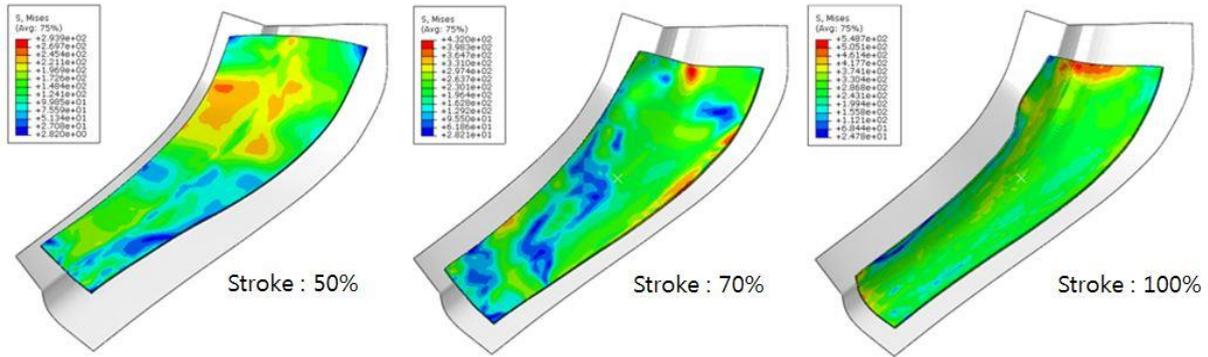
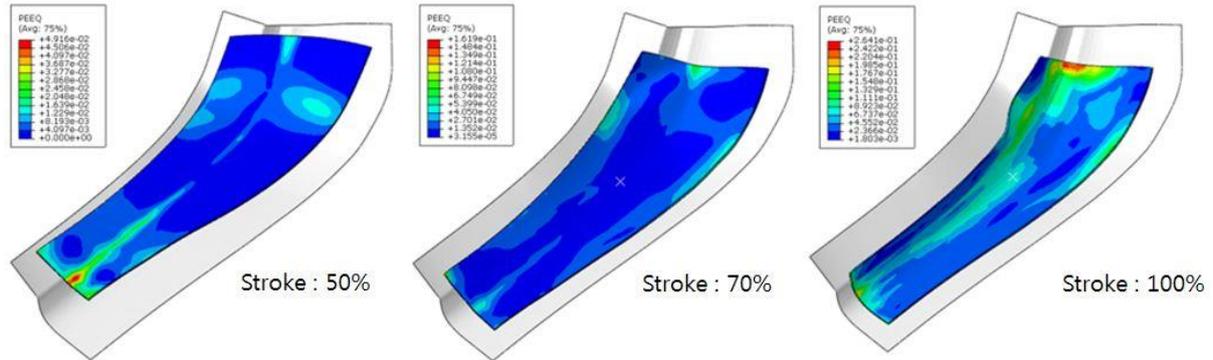


Fig.13 Maximum effective stresses with respect to 21 process parameter combinations

한요소 해석 결과들을 유효응력 측면에서 나타낸 것이다. 또한, Fig. 12에서는 다이 어깨각(θ_D)가 45° 일때, 펀치 어깨각이 각각 $45^\circ, 60^\circ$ 및 90° , 그리고 초



(a) Distribution of effective stress with die and punch shoulder angle set of (30°, 90°) and blank direction of 90°



(b) Distribution of effective strain with die and punch shoulder angle set of (30°, 90°) and blank direction of 90°

Fig. 14 Detail results on effective stress and strain of CASE 4-TD model

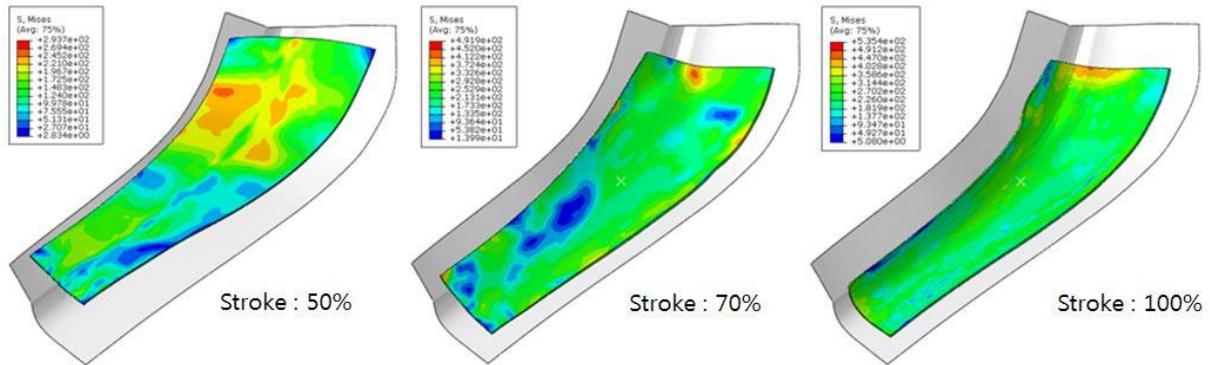
기 블랭크의 압연 방향을 기준으로 0°, 45° 및 90° 일 때의 유한요소 해석 결과들을 보여주고 있다. 특히, Fig. 11과 Fig. 12에서는 총 21가지의 변수 조합에 대한 해석 결과들을 가시적으로 비교하기 위해 유효응력을 기준으로 동일한 수준의 범례로써 나타내었다.

Fig. 11에서와 같이 다이 어깨각(θ_D)이 30° 일때의 해석 결과를 살펴보면, 상부 펀치의 어깨각이 증가할수록 블레이드의 앞전(leading edge)부 블랭크의 플랜지(flange)가 펀치의 금형면을 따라 적절히 성형됨을 알 수 있으며, 블랭크의 방향 측면에서는 압연 방향(0°)일 경우에 앞전 부위에 과도한 응력이 발생하며, 90° 방향일 경우에는 외측(outer) 부위에 응력이 집중됨을 알 수 있었다. 또한, Fig. 12에서와 같이 다이 어깨각이 45°일 경우의 유한요소 해석 결과를 살펴보면, 다이 어깨각이 30°일때의 경우와 유사한 경향을 보임을 알 수 있었고, 블랭크의 방향 측면에서도 Fig. 11에서의 결과와 유사한 경향성을 보임을 알 수 있었다.

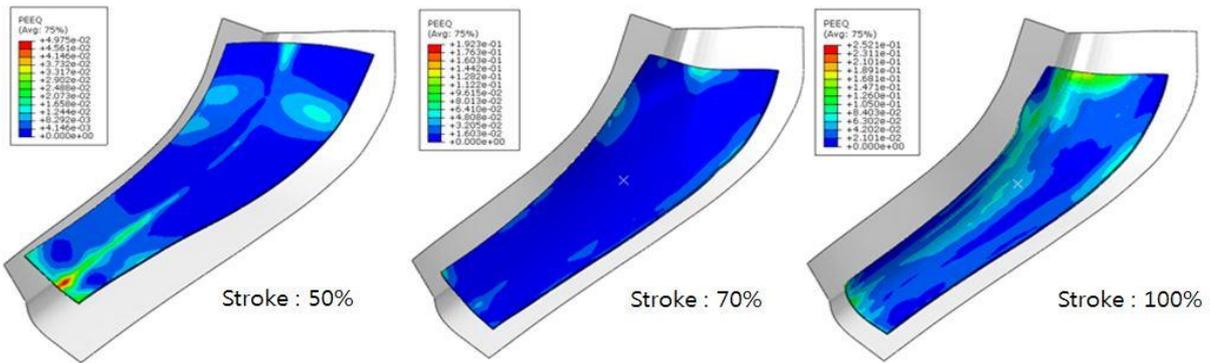
초기 두께가 5.00mm인 SUS409L 후판재가 가지는 극한강도(약 572.11MPa)를 기준으로 총 21개의 유한

요소 모델들에 대한 해석적으로 예측된 최대유효응력(Maximum Effective Stress)을 Fig. 13에서와 같이 나타내었다. 이때, 최대유효응력은 블랭크의 방향이 압연 방향(RD)을 기준으로 90°일 경우(TD)에 상대적으로 낮은 수준을 보임을 알 수 있었다. 이와 더불어, 다이 어깨각이 30°일 경우에는 유한요소 해석으로부터 얻어진 대부분의 최대유효응력이 극한강도를 초과하는 것으로 나타났으나(CASE1~CASE4), 펀치 어깨각이 90°인 경우에서 최대유효응력이 극한강도보다 낮은 수준을 보임을 알 수 있었다(CASE 4-TD). 또한, 다이 어깨각이 45°일 경우에는 블랭크의 방향이 0° 및 45°일 경우에 극한강도 이상의 최대유효응력이 발생하지만, 블랭크의 방향이 90°이고 펀치 어깨각이 60° 및 90°인 경우에는 극한강도 이하의 최대유효응력이 예측됨을 알 수 있었다(CASE 6-TD 및 CASE 7-TD). 그러나, CASE 6-TD의 경우에 있어서 최대유효응력이 극한강도보다 낮기는 하지만 그 차이가 유의미하다고 볼 수는 없었다.

이러한 극한강도를 기준으로 최대유효응력 분포를 고려해 보면, 다이 어깨각과 펀치 어깨각이 각각



(a) Distribution of effective stress with die and punch shoulder angle set of (45°, 90°) and blank direction of 90°



(b) Distribution of effective strain with die and punch shoulder angle set of (45°, 90°) and blank direction of 90°

Fig. 15 Detail results on effective stress and strain of CASE 7-TD model

(30°, 90°)일 때와 (45°, 90°)일 때 최대 유효응력이 극한강도 이하에서 발생함을 알 수 있었다. 즉, 본 연구에서 금형 어깨각에 대한 총 21개의 기하학적 공정 변수 조합에 있어서, 다이 어깨각은 30° 및 45°가 적절한 기하학적 설계 변수라 할 수 있었으며, 동시에 펀치 어깨각의 경우에는 90°가 유효한 설계인자라고 할 수 있었으며, 초기 후판재 블랭크의 방향은 압연 방향을 기준으로 90°(TD 방향)가 우선적으로 고려되어야 할 공정 변수라 할 수 있었다.

5.2 도출 공정 변수에 대한 검증

앞서 5.1절에서 총 21개의 공정 변수 조합에 따른 후판 성형 공정에 대한 해석적 검토 결과, SUS409L 후판재의 극한강도를 기준으로 CASE 4-TD 모델과 CASE 7-TD 모델이 후판 성형 과정에서의 예측된 최대유효응력 및 변형 형상 측면에서 적절한 변수 조합임이 도출되었다. 이에, 해당 변수 모델에 대한 세부적인 해석적 연구 결과를 분석하였다. Fig. 14에서는 다이 어깨각이 30°이고 펀치 어깨각이 90°이며 블랭크 각이 90인 경우(CASE 4-TD)에 대한 유한

요소해석 결과를 펀치 스트로크에 따라 나타낸 것으로, 최대유효응력(maximum effective stress)과 최대 유효변형률(maximum effective strain)은 약 548MPa 및 약 0.2641 수준으로 조사되었다. 또한, Fig. 15에서와 같이 다이 어깨각이 45°이고 펀치 어깨각이 90°이며 블랭크 각이 90인 경우(CASE 7-TD)에 대한 유한요소해석 결과를 살펴보면, 최대유효응력과 최대유효 변형률은 약 535MPa 및 약 0.2521 수준으로 나타났다.

또한, 성형된 스팀 터빈용 증공 분할형 노즐 정익의 상부 곡판에 대한 유한요소 해석을 통해 얻어진 형상 측면에서의 적절성을 살펴보면, Fig. 14와 Fig. 15에서는 공통적으로 외측의 앞전부에서 후판 소재의 유동(metal flow)이 다소 집중됨을 알 수 있었다. 그러나, 해당 부위의 유효응력이나 변형률 수준 그리고 금형과의 간섭 측면에서 검토해 본 결과, 최종 상부 곡판으로 사용하기 위해서는 플랜지부 절단(trimming) 공정에 의해 제거될 부분이기 때문에 본 연구에서의 후판 성형에는 큰 문제를 야기하지 않을 것으로 판단되었다.

6. 결론

본 연구에서는 화력 및 원자력 발전소의 스팀 터빈(steam turbine) 시스템에 사용되는 기존의 일체형 노즐 정익(solid-type turbine nozzle stator)을 증공 분할형(hollow-partitioned)으로 대체하기 위한 일환으로 초기 두께 5.00mm인 SUS409L 후판 소재를 대곡면의 3차원 곡판으로 성형하기 위한 금형 설계 과정을 소개하였다. 특히, 40"(40 inch)급의 대형 후곡판을 목적 형상에 부합하도록 성형하기 위해서 초기 블랭크에 대한 형상 설계를 수행하였다. 이와 더불어 목적 형상의 비대칭성에 기인하는 금형 내부에서 발생할 수 있는 블랭크의 미끄러짐(sliding) 등에 의한 성형 불량을 억제할 수 있는 금형 어깨각에 대한 공정 변수화 연구를 수행하였다. 본 연구를 통해 도출된 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 최종 목적 형상에 대한 해석적 평탄화 과정을 통해 초기 블랭크의 형상을 예측한 결과, 후판재의 이방성 효과가 블랭크 설계시에 고려되어야 함을 알 수 있었다.

(2) 본 연구에서의 40"급 스팀 터빈용 상부 곡판은 3차원적으로 복잡한 곡면 형상을 가지고 있기 때문에 금형의 성형면을 적절히 결정하는 것이 중요하였으며, 이를 위해 본 연구에서는 기준 평면(π -plane) 개념을 도입하여 금형의 성형면을 일정한 기준에 따라 적절히 위치시킬 수 있도록 하였다.

(3) 대곡면을 가지는 후곡판을 별도의 지지구조 없이 금형 자체의 기하학적 형상(다이 및 펀치의 어깨각)만으로 성형하기 위해 총 21가지의 공정 변수 조합을 도출하였으며, 유한요소 해석을 통한 적합성을 검토하였다.

(4) 금형의 기하학적 형상 변수로써 다이와 펀치의 어깨각이 (30°, 90°) 및 (45°, 90°) 그리고 블랭크의 방향이 90°(압연 방향 기준)일 때, SUS409L 소재의 극한강도를 기준으로 가장 유효한 해석적 결과를 보임을 알 수 있었다.

(5) 향후 계획으로써, 본 연구를 통해 도출된 금형의 어깨각 설계 결과를 토대로 금형 상세 설계가 수행될 예정이다. 또한, SUS409L의 후판 성형 후에 발생하는 탄성회복을 고려한 금형의 성형면 수정과 상세 설계가 수행될 것이다. 이와 더불어, 40"급 증공 분할형 터빈 노즐 정익의 상부 곡판에 대한 금형 제작과 실험적 연구가 진행될 예정이다.

후 기

이 논문은 한국연구재단의 지역혁신창의인력양성사업(NRF-2015H1C1A1035499)과 부산대학교 기본연구지원사업(2년)의 지원을 받아 수행된 연구결과입니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

REFERENCES

- [1] B. S. Mann, V. Arya, 2003, HVOF Coating and Surface Treatment for Enhancing Droplet Erosion Resistance of Steam Turbine Blades, *Wear*, Vol. 254, No. 7~8, pp. 652~667.
- [2] B. Stanisa, V. Ivusic, 1995, Erosion Behaviour and Mechanisms for Steam Turbine Rotor Blades, *Wear*, Vol. 186~187, Part 2, pp. 395~400.
- [3] J. W. Park, T. W. Ku, B. S. Kang, 2013, Numerical Simulation for a Multi-Stage Deep Drawing of Anisotropic SUS409L Sheet into a Rectangular Cup, *Trans. Mater. Process.*, Vol. 22, No. 3, pp. 133~142.
- [4] G. B. Park, B. K. Kang, B. S. Kang, T. W. Ku, 2016, Numerical Prediction of the Outer Diameter for SAW Pipes Formed by Press-Brake Bending, *Trans. Mater. Process.*, Vol. 25, No. 2, pp. 116~123.
- [5] R. Hill, 1948, A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals, *Proc. Roy. Soc. A*, Vol. 193, pp. 281~297.
- [6] I. Irthiea, G. Green, S. Hashim, A. Kriama, 2014, Experimental and Numerical Investigation on Micro Deep Drawing Process of Stainless Steel 304 Foil using Flexible Tools, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, Vol. 76, pp. 21~33.
- [7] T. W. Ku, J. W. Park, S. C. Heo, B. S. Kang, 2010, Experimental Study on Non-Axisymmetric Rectangular Cup using Multi-Stage Deep Drawing Process, *Trans. Mater. Process.*, Vol. 19, No. 4, pp. 253~262.
- [8] S. C. Heo, Y. H. Seo, T. W. Ku, W. J. Song, J. Kim, B. S. Kang, 2011, Derivation of Initial blank Shape for Thick Plate Forming Process and Its Application to Flexible Forming, *Steel Research Int., Special Edi.*, pp. 610~615.