

〈論 文〉

유한요소법을 이용한 제트엔진 디스크의 초소성 단조공정설계

이진희* · 강범수** · 김병민*** · 김왕도****

(1993년 11월 27일 접수)

Process Design in Superplastic Forging of a Jet Engine Disk by the Finite Element Method

Jin-Hee Lee, Beom-Soo Kang, Byung-Min Kim and Wang-Do Kim

Key Words : Superplastic Forging(초소성 단조), Nickel-Base Superalloy(니켈기 초합금), Jet Engine Disk(제트엔진 디스크), Strain-Rate Sensitivity(변형률속도 민감성), Rigid-Viscoplastic Finite Element Method(강-점소성 유한요소법), Cylindrical Billet(실린더형 빌렛), Pancake Billet(팬케익형 빌렛)

Abstract

Process design in superplastic forming to produce a Nickel-base jet engine disk has been carried out using the rigid-viscoplastic finite element method. This study aims at deriving systematic procedures in forging of superalloy engine disk, and develops a simple scheme to control strain-rate within a range of superplastic deformation during the forging operation. The new process, a pancake type preform being used, is designed to have less manufacturing time, and more even distribution of effective strain in the final product, while the conventional superplastic forging of an engine disk has been produced from a cylindrical billet. The jet engine company, Pratt & Whitney, provided the basic information on the manufacturing process of superplastic forging of a jet engine disk.

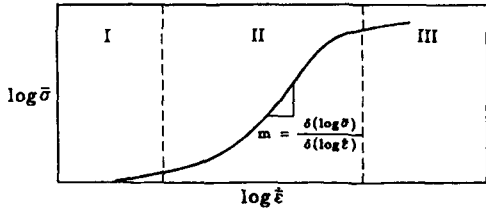
1. 서 론

특정한 온도와 변형률속도 하에서 어떠한 재료들은 아주 큰 양의 변형(대개 인장시험시 500% 이상의 연신율을 보임)을 일으키는 초소성(superplasticity)을 나타낸다. 초소성 재료들은 아주 좋은 결정 구조를 가지며, 큰 변형을 받는 동안 공동(cavity)

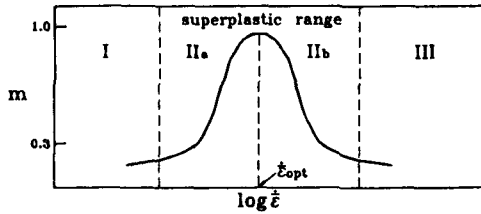
또는 파괴가 발생하지 않는다. 이러한 변형모드는 보통 재료의 용융온도 반 이상의 높은 온도와 아주 낮은 변형률속도(대개 $10^{-5}/\text{sec} \sim 10^{-3}/\text{sec}$)에서 가능하며, 이 때의 유동응력은 매우 낮아진다. 초소성 재료는 낮은 유동응력에서 매우 큰 변형률속도 민감성(strain-rate sensitivity)을 나타내는 특성을 가지므로 어떠한 특정값 이하로 변형률속도를 유지하여야 하며, 이러한 변형률속도의 범위는 아주 좁다.

Fig. 1은 변형률속도 변화에 따른 전형적인 초소성 재료의 변형특성을 나타낸다.⁽¹⁾ 유동응력 $\bar{\sigma}$ 대 변형률속도 $\dot{\epsilon}$ 로 나타낸 "S" 형상의 곡선인 Fig. 1

*부산대학교 대학원 기계설계공학과
**정회원, 부산대학교 항공우주공학과
***정회원, 부산대학교 기계설계공학과
****삼성항공(주) CAD/CAM팀



(a) A logarithmic plot of stress versus strain rate



(b) Variation of strain-rate sensitivity with strain-rate

Fig. 1 Schematic overview of the characteristics for superplastic deformation⁽¹⁾

(a)는 변형률속도에 따라 I 영역, II 영역 및 III 영역으로 나눌 수 있으며, 곡선의 기울기가 그 점에서의 변형률속도 민감성 지수 m 을 나타낸다. 그러나 일반적으로 m 은 일정하지 않고 Fig. 1(b)에서 보는 바와 같이 종모양의 곡선으로 나타나며, 초소성이 발생하는 영역 II에서 가장 큰 m 에 해당하는 변형률속도 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 이 존재한다. 영역 II 중에서 영역 IIa가 유동응력이 매우 작고 재료의 가공화를 무시할 수 있으므로, 최적의 초소성 변형조건을 가지는 영역이 된다. 그러므로 재료의 초소성을 유지하고 성형시간을 최소화하기 위해서는 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 을 초과하지 않으면서 가능한 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 에 가까운 높은 변형률속도를 유지하는 것이 필수적이다.

최근 재료의 초소성을 이용한 성형은 항공산업에 있어서 아주 유용한 성형방법으로 관심이 모아지고 있다. 초소성 성형은 부풀림 성형(blow forming), 확산접합(diffusion bonding)과 같은 판재를 이용한 방법이 복잡한 형상의 항공기 부품을 성형하기 위하여 널리 사용되고 있다. 반면, 단조, 압출 및 인발과 같은 체적(bulk) 소재를 이용한 초소성 성형은 초소성 판재성형에 비하여 잘 발전되어 있지는 않지만, 니켈기 초합금 및 티타늄 합금과 같이 성형이 아주 어렵고 가격이 비싼 소재의 성형에 있어서 아주 중요하다. 특히 이러한 소재를 이용한

초소성 단조(superplastic forging: SPF)공정은 고온을 견뎌야 하는 엔진 디스크 및 블레이드와 같은 항공기 엔진부품의 성형에 있어서는 필수적이다. 초소성 단조공정은 간단한 형상의 소재로부터 복잡한 형상의 최종제품을 한번의 공정으로 성형이 가능하기 때문에, 전통적인 단조공정에 비하여 부품의 가격과 마무리 기계가공을 줄일 수 있으며, 또한 항공기 부품의 성능을 향상시킬 수 있다.⁽²⁻⁶⁾

그러나 초소성 단조공정설계는 설계자의 경험, 직관 및 실험에 의하여 수행되어 왔으므로, 이에 따른 시행착오로 생산단가와 개발시간의 지연을 초래하여 왔다. 초동해석법(slab method)과 같은 전통적인 해석방법과 이러한 해석방법에 기본으로 한 CAD시스템들은 복잡한 부품의 단조공정에 대한 정확한 해를 제공하지 못하므로,⁽⁷⁻⁸⁾ 최근 복잡한 형상의 단조공정에 있어서 소재의 변형거동을 좀더 정확히 예측하기 위하여 유한요소법이 널리 사용되고 있다. 그러나 발표된 논문의 대부분은 초소성 재료의 단조공정을 등온상태하에서 변형률속도를 제어하지 않고 유한요소 해석을 행하였다.⁽⁹⁻¹²⁾

초소성 단조공정에 있어서는 소재의 변형률속도 제어, 결함이 없는 소재의 다이내부 채움, 소재의 균일한 변형유지 등을 제어하는 것이 필요하다. 특히 초소성을 유지하면서 단조시간을 최소로 하기 위해서는 최적의 초소성 성형영역 내에서 최대의 변형률속도를 가질 수 있도록 다이속도를 제어하는 것이 중요하다. 가스의 압력을 이용, 변형률속도를 제어하여 판재의 초소성 성형을 행하는 연구는 국내에서도 활발하게 진행되고 있으나,⁽¹³⁻¹⁴⁾ 체적 소재의 초소성 성형을 위한 변형률속도 제어방법에 대해 언급한 논문은 거의 없다.

본 논문에서는 체적 소재의 초소성 단조공정을 위한 변형률속도 제어기법을 제시하였으며, 이를 제트엔진 디스크의 생산을 위한 초소성 단조공정설계에 적용시켰다. 먼저 현재 미국 Pratt & Whitney(P&W)사에서 니켈기 합금인 IN100으로 행하고 있는 제트엔진 디스크의 초소성 단조공정을 실제의 공정조건에 따라 근사 시뮬레이션한 후, 이에 대한 문제점을 파악하여 현 공정보다 단조시간을 절약하면서 좀더 개선된 변형률속도 분포를 갖는 공정을 제시하였다. 이때 구한 초기 소재형상인 팬케익형 빌렛(pancake billet)을 이용, 본 연구에서 제시한 변형률속도 제어방법을 적용하여 전 공정동안 다이속도를 변화시키면서 제트엔진 디스크

의 초소성 단조공정의 설계를 행하였다. 초소성 단조공정 해석의 결과인 총 단조시간, 다이속도-단조시간, 유효 변형률속도-단조시간, 단조하중-다이행 정 곡선 및 최종 단조품의 유효 변형률분포 등의 정보를 상호비교한 결과, 본 연구에서 제시한 변형률속도 제어방법이 타당하며, 이를 이용한 공정이 새가지 공정중 가장 좋음을 알 수 있었다.

2. 이론해석 및 변형률속도 제어

2.1 이론해석

일반적으로 소재의 유동응력 $\bar{\sigma}$ 는 유효 변형률, 유효 변형률속도, 온도 및 결정립의 크기 등에 영향을 받으나, 초소성 재료의 유동응력은 주로 유효 변형률속도에 지배적이며, 유효 변형률과 결정립의 크기에는 큰 영향을 받지 않는다. 또한 초소성 성형은 등온상태하에서 수행되므로 소재는 일정 온도를 유지한다고 가정할 수 있다. 따라서 성형동안의 초소성 재료의 구성방정식은 다음과 같이 표현할 수 있다.⁽¹⁵⁾

$$\bar{\sigma} = C\bar{\epsilon}^m \quad (1)$$

여기서, C 는 재료상수이며, $\bar{\epsilon}$ 는 유효 변형률속도이다. 식(1)은 점소성 재료의 구성방정식과 같은 형태이다. 따라서 본 연구에서는 강소성 유한요소법의 확장인 강-점소성(rigid-viscoplastic) 유한요소법을 사용하였으며, 이의 수식화는 이미 많은 문헌^(16,17)에 잘 알려져 있다.

비압축성 조건을 만족하기 위한 벌칙함수(penalty function) K 를 도입하면, 강-점소성 재료에 대한 1차 변분 범함수는 다음과 같다.

$$\delta\pi = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + K \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_r} F_i \delta u_i dS = 0 \quad (2)$$

여기서, $\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma'_{ij}\sigma'_{ij})}^{1/2}$, $\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\epsilon}_{ij}\dot{\epsilon}_{ij})}^{1/2}$, σ'_{ij} 는 편차응력, F_i 는 표면력, u_i 는 속도성분, $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 변형률속도, $\dot{\epsilon}_v$ 는 체적 변형률속도이다.

식(2)는 일반적인 유한요소 분할화과정을 거치면, 절점속도가 미지수인 비선형방정식이 되므로 Newton-Raphson법을 이용하여 해를 구하며, 초기 속도장은 직접반복법(direct iteration method)을 이용하여 구한다.

2.2 변형률속도 제어

초소성 성형공정에 있어서 가장 중요한 사항은 변형하는 소재내부의 변형률속도를 제어하여 최적의 초소성을 유지시키면서 성형시간을 최소로 하는 것이다. 초소성 단조공정에서는 다이의 운동에 의해 소재가 변형되므로, 소재의 변형률속도 제어가 가장 영향을 미치는 인자는 다이속도이다. 그러므로 다이속도를 제어하여 소재내의 변형률속도를 최적으로 유지시키는 것이 필수적이다.

따라서 본 논문에서는 체적소재의 초소성 성형시에 간단하게 이용할 수 있는 다이속도 제어방법을 제안하고자 한다. 이에 대한 흐름도가 Fig. 2에 간략히 나타나 있다.

먼저 한 변형단계에서 해가 구해지면, 변형된 소재의 평균 유효 변형률속도 $\dot{\bar{\epsilon}}_{ave}$ 를 아래와 같이 구한다.

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{ave} = \frac{\sum_i \dot{\bar{\epsilon}}_i V_i}{\sum_i V_i} \quad (3)$$

여기서, i 는 요소(element)수, $\dot{\bar{\epsilon}}_i$ 는 각 요소의 유효 변형률속도이며, V_i 는 각 요소의 체적이다.

다음으로 식(3)에서 구한 $\dot{\bar{\epsilon}}_{ave}$ 와 재료의 최적 초소성을 유지할 수 있는 최대의 변형률속도 값인 $\dot{\bar{\epsilon}}_{opt}$ 값의 10%를 상한오차로 둔 1.1 $\dot{\bar{\epsilon}}_{opt}$ 값과 비교한다. 초소성 성형 변형률속도 영역 및 시뮬레이션 시간 등을 고려하여 10%를 상한오차를 두었다.

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{ave} \leq 1.1 \dot{\bar{\epsilon}}_{opt} \quad (4)$$

만약 식(4)를 만족하면 다음 단계로 넘어가며, 이를 만족하지 않는 경우에는 새로운 다이속도

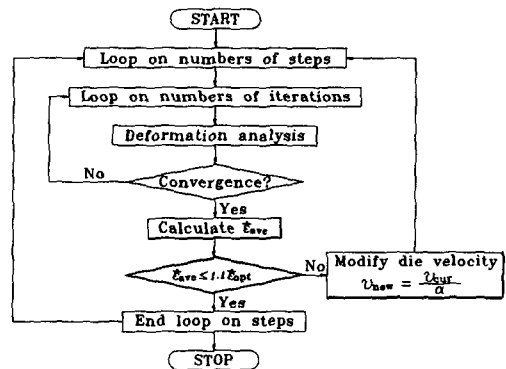


Fig. 2 Flow chart for algorithm of strain-rate control with die velocity

v_{new} 를 구하여 다시 현 단계의 새로운 해를 구한다.

$$v_{new} = \frac{v_{cur}}{\alpha} \quad (5)$$

여기서, $\alpha = \dot{\epsilon}_{ave} / \dot{\epsilon}_{opt}$ 이며, v_{cur} 는 현 단계에서의 다이속도이다.

3. 문제정의 및 유한요소 모델링

항공기용 부품은 신뢰도가 커야하며, 경량화라는 점이 필수적이다. 특히 엔진부품의 경우, 높은 강도를 유지하면서 고온과 진동, 산화부식 등에 견딜 수 있는 재료가 사용되어야 한다. 따라서 니켈기 합금, 티타늄 합금 및 복합재료 등이 주로 사용된다. 항공기 엔진부품 중 단조로 제작되는 것은 엔진 디스크, 블레이드, 드라이브 샤프트(drive shaft), 링(ring) 등이 있다. 이 중 엔진 디스크의 생산에는 주로 니켈기 합금인 IN100이 사용되고 있으며, 이는 유동응력이 아주 높아 성형이 어려우므로 초소성 단조를 통하여 성형하고 있다.

본 연구에서는 강-점소성 유한요소법을 이용하여 제트엔진 디스크의 초소성 단조공정의 설계를 행한다. 제트엔진 디스크의 초소성 단조공정의 설계를 위한 최종 단조품의 치수, 소재의 초소성 특성 및 공정조건 등의 기본적인 자료는 실제 이의 초소성 단조를 행하고 있는 미국 P&W사로부터 제공받았다.

Fig. 3에 최종 단조품 및 단조다이의 치수와 형상이 나타나 있다. 최종 단조품은 코너반경이 작으며, 웨브(web)의 두께가 얇으며 복잡한 대형 제트엔진 디스크로서 전통적인 단조방법으로는 성형하기 어려운 제품이다. 이를 초소성 단조하기 위한 다이는 최종 단조품의 치수와 동일하고, 소재의 다이내부 채움을 돕기 위하여 약간의 플래쉬부만 두어, 거의 정형(near-net-shape)의 부품으로 성형될 수 있게 하였다.

소재재료는 실제 P&W사에서 사용하고 있는 니켈기 합금인 IN100이며, 이의 변형률속도 민감성지수 m 은 성형온도가 1080°C인 등온상태하에서 변형률속도가 $1.67 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$ 일 때(즉, $\dot{\epsilon}_{opt} = 1.67 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$), Fig. 1의 최적 초소성 변형영역인 IIa 영역에 포함되면서 거의 최대치인 0.6을 가지며, 이 때의 재료상수 C 는 $0.0361 [\text{sec}^m (\text{ton}/\text{mm}^2)]$

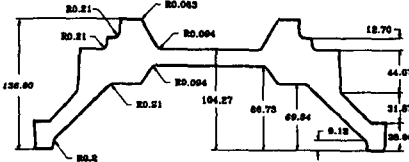
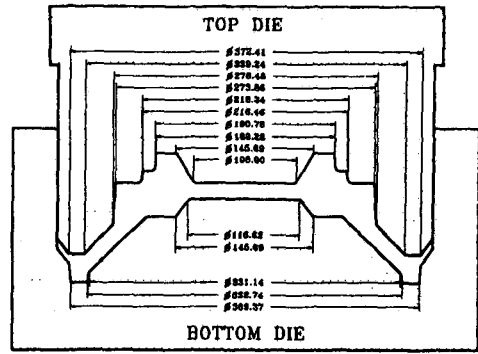
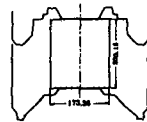
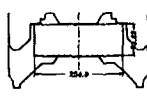


Fig. 3 Dimensions and configurations of forging die and finish forging part

Table 1 Process conditions in superplastic isothermal forging simulation

| | Cylindrical billet | Pancake billet |
|--|---|---|
| Dimensions and configurations of billets |  |  |
| Vol. of billet (mm ³) | 4.72 × 10 ⁶ (volume of forging part + 10%) | |
| Vol. of forging part (mm ³) | 4.28 × 10 ⁶ | |
| Top die motion (mm) | 181.61 | 74.68 |
| Friction factor | 0.3 | |
| Material: IN100 | Under isothermal condition (1080°C) $\bar{\sigma} = 0.0361 (\dot{\epsilon})^{0.6}$ | |
| No. of nodes | 323 ~ 543 | 277 ~ 541 |
| No. of elements | 289 ~ 478 | 246 ~ 479 |
| No. of remeshings | 2 ~ 3 | |

이다. 따라서 해석동안의 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 은 $1.67 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$, 성형온도는 1080°C로 일정하다고 가정하여 구성방정식을 적용하였다. 해석대상이 축대칭이므로 1/2만 해석하였고, 하부다이는 고정되어 있으며 상부다이가 움직인다. 사용된 빌렛은 실린더형 빌렛과 팬케이크형 빌렛 두가지이며, 해석을 위한 공정조건은 Table 1에 정리되어 있다.

최종 단조품의 형상이 아주 복잡하므로, 최종 단계까지의 시뮬레이션을 위해서는 2~3회의 격자재구성(remeshing)이 필요하였다. 격자재구성은 기존의 초기 격자구성 프로그램을 본 유효요소 코드에 적합하게 수정하여 사용하였다.

4. 초소성 단조공정의 해석 및 고찰

4.1 초소성 단조공정 해석

4.1.1 실린더형 빌렛을 이용한 P&W사 공정의 근사해석 (I-SPF)

현재 P&W사에서 생산하고 있는 엔진 디스크의 초소성 단조는 Table 1의 실린더형 빌렛을 이용하고 있다. 이 공정에 대한 빌렛높이 대 성형시간의 곡선이 Fig. 4 (a)에 있다.

Fig. 4 (a)의 곡선만으로는 다이속도를 알 수 없다. 따라서 I-SPF 공정의 근사 시뮬레이션을 위하여, 현 공정에 필요한 총 성형시간(약 1500초)을 200초 단위로 나누어 200초 마다의 다이운동거리를

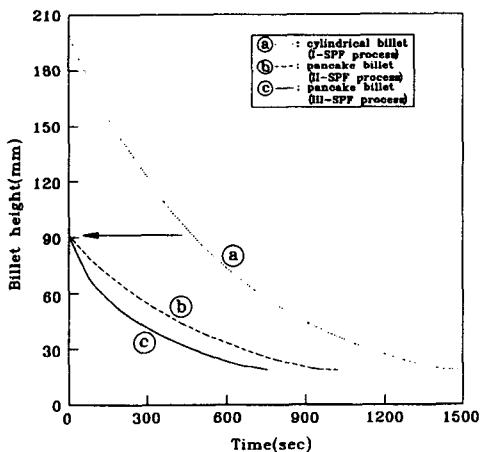


Fig. 4 Billet height versus time curves for superplastic forging of jet engine disk

계산, 이를 IN100의 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 로 나눈 평균 다이속도를 계산하였다. 남은 약 100초의 시간도 동일한 방법으로 계산하였다. 계산된 평균 다이속도에 따라 다이속도를 바꾸어 가면서 전 공정을 시뮬레이션하였다. 이에 대한 자세한 사항은 Table 2에 나타나 있다.

Fig. 5, 6은 Table 2의 공정조건에 따라 시뮬레이션을 행한 결과이다.

Fig. 5(a)는 초기빌렛의 격자시스템이며, Fig. 5(b)~(e)는 전 다이행정의 70%, 88.9%, 95% 및 100%일 때의 격자변형을 나타낸다. 다이의 행정이 100%인 Fig. 5(e)에서 보듯이 소재가 다이내부를 완전히 채운 뒤, 잉여소재가 플래쉬부로 빠져나가고 있음을 알 수 있다. 잉여소재의 양은 전통적인 방법으로 단조를 행할 때보다 아주 적으므로 소재 손실을 최소화한 거의 정형의 제품으로 성형되었음을 알 수 있다.

Fig. 6은 Fig. 5(b)~(e)에 대한 유효 변형률속도 분포를 나타낸다. 대부분의 영역이 목표하는 변형률속도 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 의 범위에 포함되고 있으나, 변형이 진행됨에 따라 변형소재의 유효 변형률속도 분포가 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 보다 높은 영역이 증가하고 있다. 최종단계에서는 소재가 플래쉬부를 빠져나가고 있으므로, 이

Table 2 Forging simulation summary [cylindrical billet]

| Break point | Billet height [mm] | Time (sec) | Die velocity [mm/sec] | No. of node | No. of element | Die stroke [mm (%)] |
|---------------|--------------------|------------|-----------------------|-------------|----------------|---------------------|
| A | 200.15 | 0 | 0.0 | 323 | 289 | 0.0 |
| B | 140.14 | 200 | 0.301 | | | 61.01 (33.0) |
| C | 103.00 | 400 | 0.203 | | | 97.15 (53.5) |
| D | 73.10 | 600 | 0.146 | | | 127.05 (70.0) |
| 1st remeshing | | | | | | |
| E | 53.86 | 800 | 0.104 | 485 | 433 | 146.29 (80.6) |
| F | 38.77 | 1000 | 0.075 | | | 161.38 (88.9) |
| 2nd remeshing | | | | | | |
| G | 27.66 | 1200 | 0.054 | 459 | 409 | 172.49 (95.0) |
| H | 19.71 | 1400 | 0.038 | | | 180.44 (99.4) |
| 3rd remeshing | | | | | | |
| J | 18.48 | 1500 | 0.038 | 543 | 478 | 181.67(100.0) |

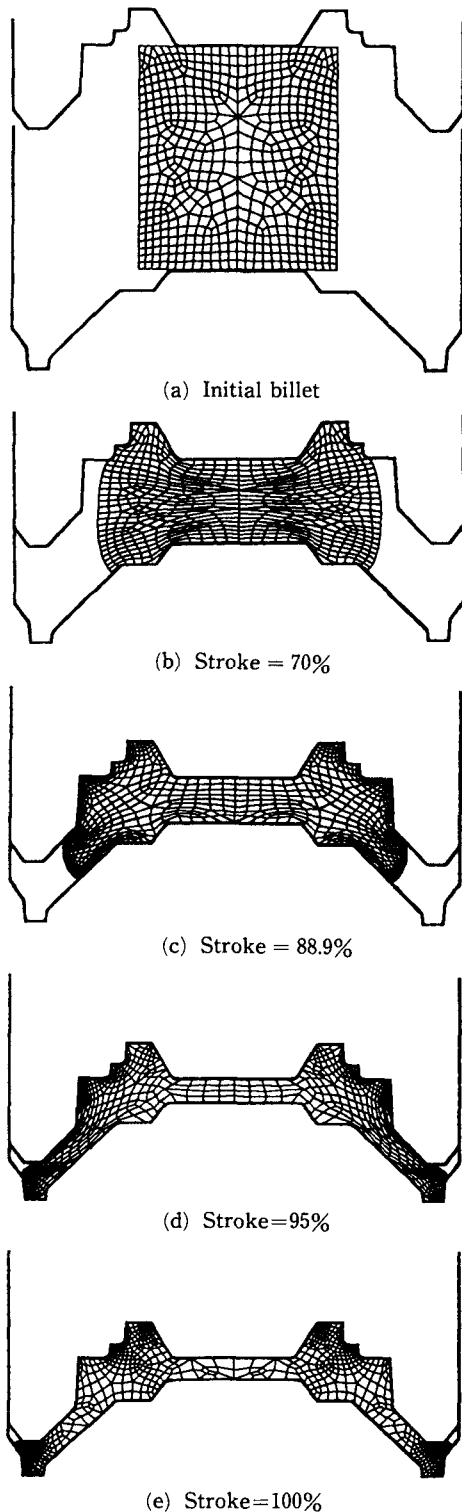


Fig. 5 Grid distortions at several stages of deformation with a cylindrical billet (I-SPF)

Strain rate $\dot{\epsilon}$ (s^{-1}) $\times 10^{-3}$
 $0.0 \leq \dot{\epsilon} \leq 1.67$ $1.67 < \dot{\epsilon} \leq 3.0$ $3.0 < \dot{\epsilon}$

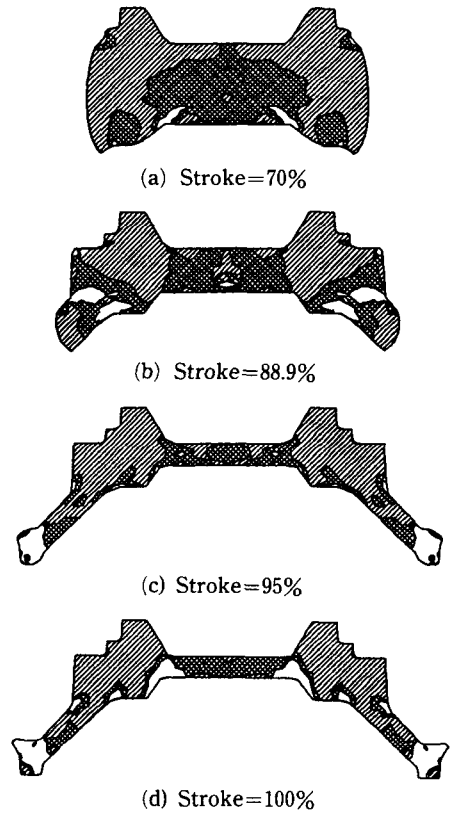


Fig. 6 Distributions of effective strain-rate at several stages of deformation (I-SPF)

근처에서는 유동이 많아 유효 변형률속도 분포가 높게 나타남을 알 수 있다. 그렇지만 IN100의 전 초소성 성형영역은 변형률속도가 약 $4 \times 10^{-3} sec^{-1}$ 까지 분포되므로, 이 영역을 초과하는 유효 변형률속도 영역은 소재가 다이코너 부분과 접하는 미소한 부분이다. 그러나 하부다이와 수평한 웨브의 끝 표면부에서 심한 변형이 발생하고 있다. 이러한 소재표면에서의 심한 소재유동은 제품의 결함을 초래할 수 있으므로 더욱 효과적인 유효 변형률속도 제어가 필요하다. 또한 총 단조시간을 줄일 수 있는 방법도 모색되어야 한다.

4.1.2 팬케익 빌렛을 이용한 공정설계 (II-SPF)

I-SPF 공정에서는 총 성형시간이 약 1500초가 소요된다. I-SPF 공정보다 성형시간을 줄일 수 있는 한가지 방법은 Fig. 4에서 보듯이, Fig. 4④의

곡선을 Fig. 4㉔로 수평 이동 시키는 것이다. 이를 위해서는 빌렛의 높이가 감소되어야 한다. 따라서 Fig. 4㉓의 곡선을 참조하여 I-SPF 공정에서 사용한 실린더형 빌렛보다 높이가 상당히 감소된 팬케 일형 빌렛으로 초기소재를 변경하였다. (Table 1

참조) 이의 시뮬레이션을 위한 평균 다이속도는 실린더형 빌렛의 시뮬레이션의 경우와 동일하게 계산하였다. 이에 대한 자세한 사항은 Table 3에 있다.

Fig. 7, 8은 Table 3의 공정조건에 따라 시물레이

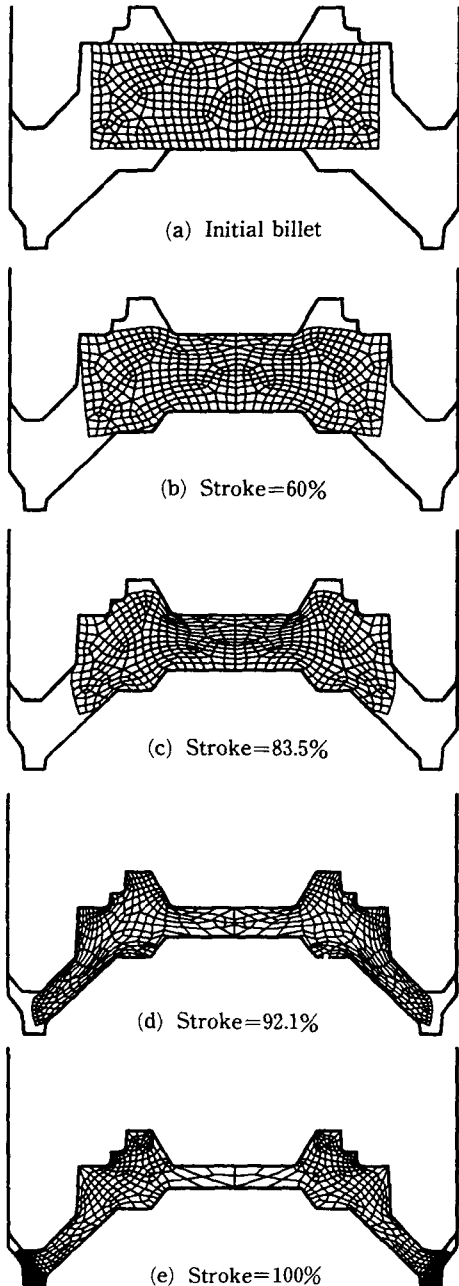


Fig. 7 Grid distortions at several stages of deformation with a pan cake billet (II-SPF)

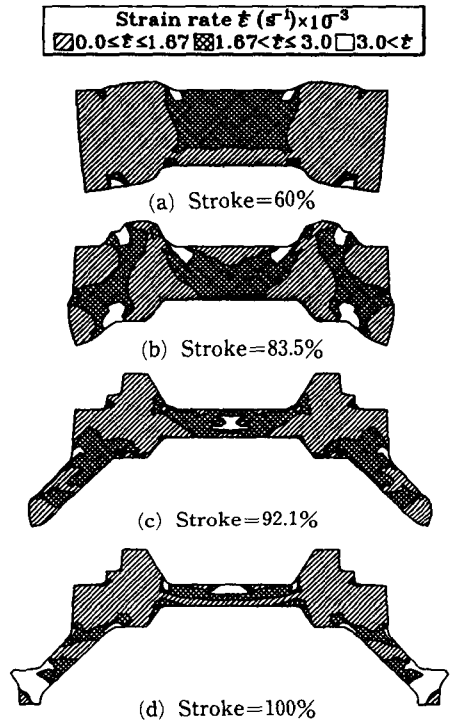


Fig. 8 Distributions of effective strain-rate at several stages of deformation (II-SPF)

Table 3 Forging simulation summary [pancake billet]

| Break point | Billet height [mm] | Time (sec) | Die velocity [mm/sec] | No. of node | No. of element | Die stroke [mm (%)] |
|---------------|--------------------|------------|-----------------------|-------------|----------------|---------------------|
| A | 93.22 | 0 | 0.0 | 277 | 246 | 0.0 |
| B | 66.55 | 200 | 0.1334 | | | 26.67 (30.4) |
| C | 47.63 | 400 | 0.0954 | | | 45.59 (61.0) |
| 1st remeshing | | | | | | |
| D | 33.89 | 600 | 0.0686 | 337 | 290 | 62.33 (83.5) |
| E | 24.46 | 800 | 0.0478 | | | 68.76 (92.1) |
| 2nd remeshing | | | | | | |
| F | 18.50 | 1000 | 0.0348 | 405 | 353 | 74.82(100.0) |

션을 행한 결과이다.

Fig. 7(a)는 초기빌렛의 격자시스템을 나타내며, Fig. 7(b)~(e)는 전 다이행정의 61%, 83.5%, 92.1% 및 100% 일 때의 격자변형을 나타낸다. 초기빌렛의 형상차이로 상부다이 부분에 있는 일종의 리브(rib)를 채우는 과정이 I-SPF 공정과는 약간의 차이가 있으나, 소재가 경사진 웹부분을 통과한 후에는 거의 동일한 변형을 나타낸다. 경사진 웹부분이 일종의 플래쉬부의 역할을 하여 몇단으로 된 리브부의 소재채움을 돕고 있음을 알 수 있다. Fig. 7(e)에서 보듯이 소재가 다이내부를 완전히 채웠으므로, I-SPF 공정과 마찬가지로 II-SPF 공정도 다이내부채움을 만족함을 알 수 있다. Fig. 8은 Fig. 7(b)~(e)에 대한 유효 변형률속도 분포를 나타낸다. 전체적인 분포가 I-SPF 공정과 비슷하나, 최종 단조품의 유효 변형률속도 분포를 살펴보면 I-SPF 공정에서 발생한 하부다이의 수평한 웹의 끝표면부에서의 심한 변형은 방지되었음을 알 수 있다. 또한 총 성형시간이 약 1000초가 걸리므로 상당한 에너지 감소 효과를 나타낼 것이다.

4.1.3 유효 변형률속도 제어를 통한 공정설계 (III-SPF)

앞의 결과에서 팬케익형 빌렛(II-SPF 공정)이 실린더형 빌렛(I-SPF 공정)보다는 나은 선택이라는 것을 알았다. 따라서 팬케익형 빌렛을 이용하여 보다 합리적인 엔진 디스크의 초소성 단조공정의 설계를 위하여, 앞에서 언급한 변형률속도 제어기법을 적용, 새롭게 시뮬레이션을 행하였다.

Fig. 9, 10은 변형률속도 제어기법을 적용하여 시뮬레이션을 행한 결과이다.

Fig. 9(a)는 초기빌렛의 격자시스템으로 요소수는 473개이며, 절점수는 515개이다. 전 시뮬레이션 동안에 2번의 격자재구성을 하였으며, 변형률속도 제어시에 필요한 계산의 정확도를 위하여 II-SPF 공정보다 전체적인 격자재구성을 조밀하게 하였다. Fig. 9(b)~(e)는 전 다이행정의 36.3%, 57.8%, 93.8% 및 100%일 때의 격자변형을 나타낸다. Fig. 9(e)의 최종단계에서 보듯이 유효 변형률속도 제어기법을 적용한 경우도 소재가 다이내부를 완전히 채웠음을 알 수 있으며, 전체적인 변형과정은 II-SPF 공정과 거의 동일함을 알 수 있다.

Fig. 10은 Fig. 9(b)~(e)에 대한 유효 변형률속

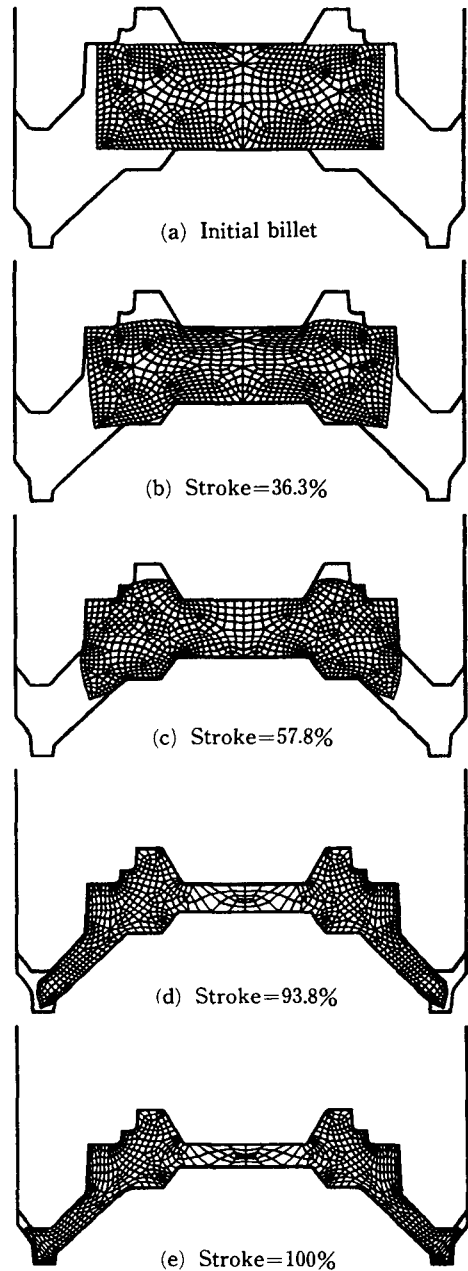


Fig. 9 Grid distortions at several stages of deformation with a cylindrical billet (III-SPF)

도 분포를 나타낸다. 전반적인 분포는 II-SPF 공정과 거의 동일하며, 소재가 다이코너 부분과 접하는 부분에서 변형을 많이 받고 있다. 최종 단조품의 유효 변형률속도 분포를 살펴보면 II-SPF 공정보다는 양호한 초소성 변형을 얻을 수 있다는 것을

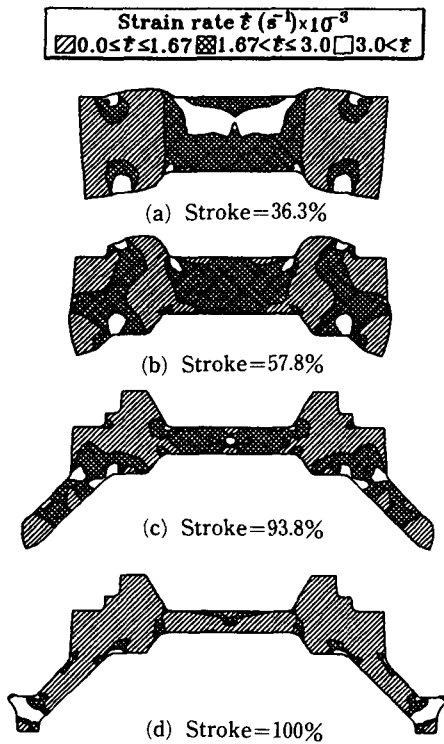


Fig. 10 Distributions of effective strain-rate at several stages of deformation (III-SPF)

알 수 있다. 또한 총 성형시간이 약 750초로 II-SPF 공정보다는 25% 정도의 성형시간 감소를 가져옴을 알 수 있다.

4.2 해석결과 및 검토

초소성 성형에 있어서의 가장 중요한 것은 소재가 초소성을 유지할 수 있는 범위내로 변형률속도를 유지하면서 총 성형시간을 최소화하는 것이다. 따라서 먼저 총 단조시간을 살펴보면, Fig. 4에서 보듯이, 위 세가지 공정중에서 III-SPF 공정이 총 단조시간 면에서 가장 짧다. 앞에서 언급했듯이 세 공정 모두가 완전한 다이내부채움을 만족했으므로, 단조시간이 가장 짧은 III-SPF 공정이 세공정 중 가장 나은 공정이라 할 수 있다.

Fig. 11은 세공정에 대한 다이속도 대 단조시간의 곡선을 나타낸다.

III-SPF 공정의 속도변화는 근사 다이속도를 이용한 I, II-SPF 공정의 곡선을 보간한 것과 같은 형상이다. 초기에는 I-SPF 공정의 곡선과 유사하며, 단조시간이 약 200초 이상이 되면서 부터는

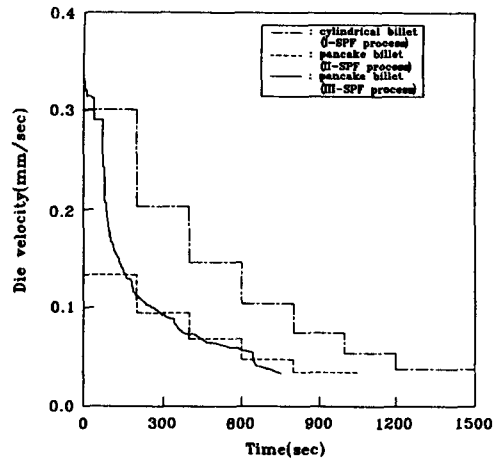


Fig. 11 Die velocity versus time curve

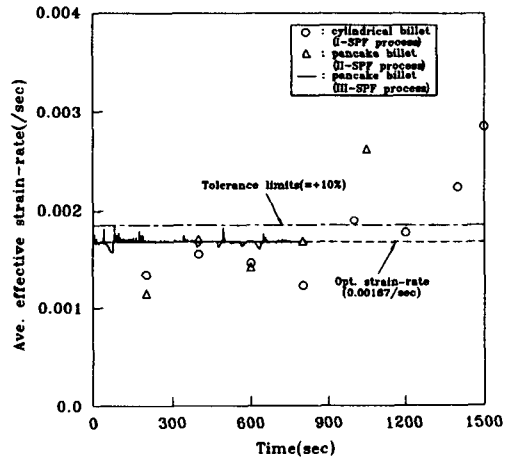


Fig. 12 Average effective strain-rate versus time curve

II-SPF 공정과 거의 유사함을 알 수 있다. 또한 초기 변형과정에서는 단조시간을 줄이기 위하여, 현 공정보다 상대적으로 높은 다이속도를 유지하는 것이 필요함을 알 수 있다.

Fig. 12는 유효 변형률속도 대 단조시간의 그래프이다.

변형률속도를 제어한 II-SPF 공정은 IN100의 초소성 성형 변형률속도 영역 및 시뮬레이션 시간 등을 고려, 목표하는 변형률속도 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 값의 10%를 상한오차로 두고 해석하였으며 하한오차는 고려하지 않았다. I-SPF와 II-SPF 공정은 변형률속도 제어를 했다고 가정했을 때의 평균 유효 변형률속도 ($\dot{\epsilon}_{ave}$)를 몇 군데에서 계산 표시하였다. 그림에

서 보듯이 I-SPF와 II-SPF 공정은 초기에는 $\dot{\epsilon}_{opt}$ 내에 잘 유지되고 있지만, 후반부에는 많이 벗어나고 있다. 따라서 여기서도 III-SPF 공정이 가장 나음을 알 수 있다.

Fig. 13은 단조하중 대 다이행정을 나타낸다.

I-SPF, II-SPF 및 III-SPF 공정 모두 최종하중은 거의 동일함을 알 수 있다. 그러나 단조시간 면에서 III-SPF 공정이 가장 짧으므로 총 성형에너지

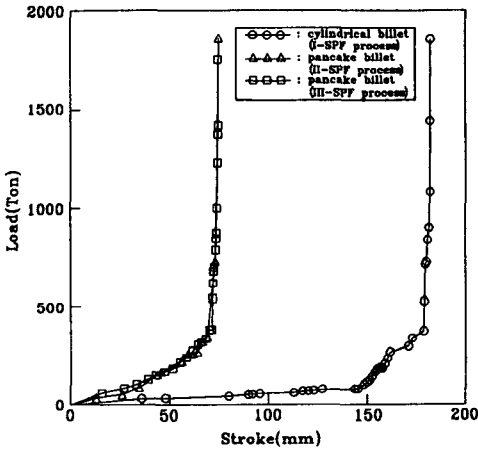


Fig. 13 Load versus stroke curve

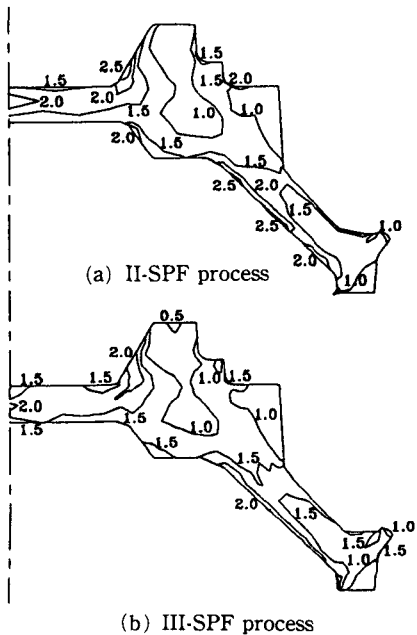


Fig. 14 Comparison of effective strain distributions

면에서 가장 경제적이라 할 수 있다.

팬케익형 빌렛을 이용한 II-SPF 및 III-SPF 공정의 소재변형상태를 비교하기 위하여, Fig. 14에 최종단조품의 유효변형률 분포를 비교하여 나타내었다.

Fig. 14(a)가 II-SPF 공정, Fig. 14(b)가 III-SPF 공정에 대한 유효 변형률분포를 나타내고 있다. 여기에서 보듯이 두공정이 거의 유사한 분포를 가지나, III-SPF 공정이 다이곡률부분에서 국부적으로 나타나는 최대 유효 변형률값이 작으므로 II-SPF 공정보다 균일한 변형양상을 가진다고 할 수 있다. 이는 국부적인 변형률집중으로 인한 결함발생을 줄일 수 있으리라 생각된다.

이상의 결과로부터 유효 변형률속도를 제어한 III-SPF 공정이 세공정 중 가장 나은 공정이라 할 수 있으며, 또한 본 연구에서 제시한 변형률속도 제어기법은 초소성 단조공정에 유용하게 사용할 수 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 강-점소성 유한요소법을 이용하여 니켈기 합금 초소성재료인 IN100으로 제트엔진 디스크의 초소성 단조공정의 설계를 행하였으며, 다음과 같이 요약할 수 있다.

(1) 초소성 단조공정의 설계를 위한 변형률속도 제어기법을 제시하여, 이의 타당성을 보였으며, 이는 일반적인 체적소재의 초소성 성형공정의 설계에도 활용될 수 있으리라 생각된다.

(2) I-SPF 공정(P&W사 공정)의 근사 시뮬레이션을 토대로 총 단조시간을 줄이면서 유효 변형률속도 분포를 개선할 수 있는 II-SPF 공정을 제시하였다.

(3) 보다 일반적인 초소성 단조공정의 설계를 위하여 변형률속도 제어기법을 적용, 다이속도를 바꾸어 가면서 팬케익형 빌렛으로 시뮬레이션을 행하였다. (III-SPF 공정) 이 결과, I-SPF 및 II-SPF 공정에 비해 아주 나은 유효 변형률속도를 유지시키면서 총 단조시간을 최소로 하는 공정을 설계하였다.

(4) 본 연구의 결과로 나온 여러 정보들은 이와 유사한 항공기 엔진부품(블레이드, 드라이브 샤프트, 링 등)의 초소성 성형공정설계에 유용한 정보로 제공될 것이다.

후 기

본 논문은 한국과학재단과 학술진흥재단의 연구비지원으로 이루어졌으며, 이에 관계 제위께 감사드립니다. 또한 관련정보를 제공해주신 미국 Pratt & Whitney사에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Padmanabhan, K. N. and Davies, G. J., 1980, *Superplasticity*, Springer-Verlag, Berlin.
- (2) Hamilton, C. H. and Paton, N. E. (eds), 1988, *Superplasticity and Superplastic Forming*, Proc. Int. Conf., The Minerals, Metals and Materials Society, U.S.A.
- (3) Hori, S., Tokizane, M. and Furushiro, N. (eds), 1991, *Superplasticity in Advanced Materials*, Proc. Int. Conf. on Superplasticity in Advanced Materials, (ICSAM-91), Osaka, Japan.
- (4) Altan, T., et al, 1973, *Forging Equipment, Materials and Practices*, MCIC-HB-03, Batelle-Columbus Laboratories, Columbus, OH.
- (5) Corti, C. W., Gessinger, G. H. and Shabaik, A. H., 1977, "Superplastic Isothermal Forging: a Model Metal Flow Study," *J. of Mech. Work. Tech.*, Vol. 1, pp. 35~51.
- (6) Coyne, J. E., 1980, "Advanced Technology in Superalloy Disc Forging," *Metallurgia*, Vol. 47, No. 11, p. 581.
- (7) Boër, C. R., 1984, "Process Modelling of Forming of Structural Parts with Thin Ribs," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 26, No. 5, pp. 337~349.
- (8) Subramanian, T. L., Akgerman, N. and Altan, T., 1977, *Computer-Aided Preform Design for Precision Isothermal Forging*, NAMRC-V, Amherst, Mass., pp. 198~203.
- (9) Rebelo, N., Rydstad, H. and Schröder, G., 1980, *Simulation of Material Flow in Closed-Die Forging by Model Techniques and Rigid-Plastic FEM*, Numerical Method in Industrial Forming Process, Pineridge Press, Swansea, U. K., pp. 237~246.
- (10) Oh, S. I., Park, J. J., Kobayashi, S. and Altan, T., 1983, "Application of FEM Modeling to Simulate Metal Flow in Forging a Titanium Alloy Engine Disk," *Trans. of ASME, J. of Eng. for Industry*, Vol. 105, pp. 251~258.
- (11) Jain, V. K., Goetz, R. L. and Lombard, C. M., 1992, "Application of Computer Methods to the Design and Analysis of Precision Rib-Web Forgings," *J. of Materials Processing Technology*, Vol. 36, pp. 1~36.
- (12) Fu, M. and Luo, Z., 1992, "The Prediction of Macro-Defects During the Isothermal Forging Process by the Rigid-Viscoplastic Finite-Element Method," *J. of Materials Processing Technology*, Vol. 32, pp. 599~608.
- (13) 홍성석, 김용환, 이종수, Wagoner, R. H., 1993, "강-점소성 유한요소법을 이용한 초소성 성형공정 해석(I)-초소성 벌지성형," 대한기계학회논문집, 제17권 제4호, pp. 796~805.
- (14) Huh, H., Han, S. S., Yang, D. Y. and Lee, J. S., 1991, "Finite Element Simulation of a Superplastic Sheet Metal Forming Process with a Pressure Cycle Control Algorithm," 대한기계학회논문집 제15권, 제5호, pp. 1563~1571.
- (15) Backofen, W. A., Turner, I. and Avery, H., 1964, "Superplasticity in an Al-Zn Alloy," *Trans. ASM*, Vol. 57, No. 4, pp. 981~990.
- (16) Oh, S. I., Rebelo, N. and Kobayashi, S., 1979, "Finite Element Formulation for the Analysis of Plastic Deformation of Rate Sensitive Materials in Metal Forming," *IUTAM Symposium on Metal Forming Plasticity*, Springer, Berlin, pp. 273~291.
- (17) Kobayashi, S., Oh, S. I. and Altan, T., 1989, *Metal Forming and the Finite Element Method*, Oxford University Press.