

# 베어링레이스의 온간성형에서 UBET 해석에 의한 공정개선 및 유동구속조건의 향상

김영호\*, 배원병\*\*, 박재우\*\*\*

## The Improvement of Bearing-Race Forming Process Using UBET Analysis

Young-Ho Kim\*, Won-Byong Bae\*\*, Jae-Woo Park\*\*\*

### ABSTRACT

An upper-bound elemental technique(UBET) analysis is carried out to improve the material flow and to reduce the load of bearing-race forming process. The UBET analysis, which adapts the advantages of stream function and finite element method, is useful for predicting the profile of complex geometric boundary. From the UBET analysis, the forming load, the velocity distribution and the stream line of the deformed billet are determined by minimizing the total power consumption with respect to chosen parameters. The results of present UBET analysis are better than those of previous UBET analyses. Experiments have been carried out with model material plasticine billets at room temperature. The theoretical predictions for forming load and flow pattern(stream line) are in good agreement with the experimental results.

**Key Words:** Rolling Bearing Race(구름 베어링 레이스), Warm Forging(온간 단조), Ring Preform(링 예비성형체), Model Material(모델재료), UBET(Upper-Bound Elemental Technique)

### 1. 서론

#### 1.1 연구 배경

60년대 까지 1000°C 이상의 고온에서 행해지는 열간 단조와 2차대전 중 급속히 발달한 상온에서의 냉간단조는 이미 단조산업에서 사용되는 온도 범위가 정의되어 있다. 열간과 냉간의 중간 온도 영역에서 제조되는 것을 온간단조라 하며, 냉간단조 보다 더욱 늦게 발달하였다. 온

간단조의 목적은 냉간단조에서 보다 온도를 올림으로써 더 낮은 변형저항을 가지고, 열간에서 보다 온도를 낮춤으로써 더 정밀한 단조품을 얻는 것이다.<sup>(1)</sup>

온간단조가 전체적으로 비용절감은 있지만, 가공대상의 부품에 따라서는 아직도 금형수명이 짧아 충분히 온간단조의 장점을 발휘하지 못하는 경우도 있어서 온간단조의 실용화 단계에서 해결해야 할 문제점으로 형운활, 형냉각, 금형재료, 프레스 형상 등이 지적되고 있다.<sup>(2)</sup> 또한

\* 부산대학교 기계공학부, 정밀정형 및 금형가공 연구센터  
 \*\* 부산대학교 기계공학부, 정밀정형 및 금형가공 연구센터  
 \*\*\* 부산대학교 대학원

온간 단조용 금형의 수명은 피가공물로 부터 열영향을 크게 받기 때문에 금형과 피가공물 사이의 접촉시간을 적우 하는 프레스의 슬라이드 모션의 영향을 강하게 받는다. 따라서 생산량이 같은 경우 금형과 피가공물과의 접촉시간이 짧을수록, 즉 슬라이드 속도가 빠른 프레스를 사용할수록 가공 중의 편치 온도가 낮게 되고, 가공 면압이 다소 증가함에도 불구하고 변형 및 마모가 작으므로 금형수명은 길어지게 된다.<sup>(3)</sup> 온간단조에서 윤활의 특징은 열적인 영향이 더해지기 때문에 냉간단조 보다도 더욱 복잡해지며, 인산염 피막은 약 2500°C를 넘으면 윤활효과가 없어져 버리기 때문에 온간단조를 성공시키기 위해서는 윤활제의 선택도 중요하다.<sup>(4)</sup>

일본의 Komatsu<sup>(5)</sup>사에서는 온간단조에 대해 오랫동안 연구해 왔으며, 베어링 레이스의 온간단조에 있어서 공구 수명에 영향을 미치는 원인을 이론적인 계산과 실험으로부터, 공구와 소재 사이의 접촉시간과 냉각시간이 중대한 영향을 미친다는 것을 알았다. 최근 중국의 Wang<sup>(6)</sup> 등에 의해 온간공정에 의해 만들어지는 부품 중 베어링 레이스의 성형을 위한 최적의 절차가 조사되었는데, 링 예비성형체(ring preform)로 부터 복합 온간 압출이 가장 효율적인 것으로 밝혀졌다. 대부분의 구름 베어링 레이스는 열간공정에 의해 만들어진다. 열간공정은 냉간이나 온간 공정 보다 더 많은 재료와 에너지가 소비된다. 그런데 베어링강의 높은 유동응력 때문에 냉간 압출에 의한 구름 베어링 레이스 성형은 쉽지 않다.

그리하여 본 연구에서는 냉간공정 보다 온도를 높여서 피가공재의 변형저항을 낮추고, 열간공정 보다 온도를 낮게 하여 더 정밀한 제품을 얻고자 온간으로 구름 베어링 레이스를 성형하는 공정에 대해 연구하고자 한다. 또한 간쪽과 바깥쪽 베어링 레이스의 온간성형에서 금형수명을 증가시키고, 전도에 의해 편치에 전달되는 열의 영향을 줄이기 위해 편치의 이송거리를 줄이는 방향으로 공정 설계를 하고, 검증할 수 있는 시뮬레이션 기법을 도입하여 쉽게 유동양상과 성형에 필요한 하중을 예측하는데 역점을 두기로 한다.

## 2 연구 방법

수치해석적인 방법으로 소성가공 문제를 연구하는 데 주로 사용되는 방법으로는 상계법, 상계요소법, 유한요소법 등이 있다. 유한요소법은 많은 계산시간과 현장에서의 실용성 등 그 나름대로의 제약을 가지고 있고, 상계요소법은 유한요소법 보다 해석이 용이하며, 계산시간도 훨씬

단축시킬 수 있어서 여러 소성가공 공정 해석에 많은 기여를 해왔다. 그러나 기존 상계요소법은 해석의 편의를 위해 대칭축에 평행인 직각 삼각형이나 직사각형으로 구성되어야 하므로 실제 재료 유동을 잘 표현하지 못하는 어려움이 있었다.

이러한 어려움을 해소하기 위하여 유동함수의 비압축성과 유한요소법의 커브 핏팅 방법의 장점을 이용한 상계요소법이 Sano<sup>(7)</sup>, Wang<sup>(8)-(10)</sup> 등에 의하여 제안되었다. Wang은 유동함수 상계요소법을 이용하여 일반화된 속도장을 유도하고 축대칭 공정에 적용하여 상계요소법 보다 더 나은 해를 얻음으로써 유동함수 상계요소법이 여러가지 소성가공 공정에 유용함을 보였다.

따라서 본 논문에서는 유동함수에 의한 상계요소법을 이용하여 재료의 유동이 향상된 베어링 레이스의 제조 공정을 파악하고, 실제 재료인 베어링 강의 온간 실험이 어려우므로 그와 재료의 유동이 유사한 모델재료인 플라스틱의 실험을 통하여 적은 비용으로 쉽게 이론 해석의 결과를 검토하고자 한다.

## 2. 베어링 레이스의 성형 절차

Fig 1.는 베어링 레이스 성형의 각 공정의 특징을 살펴 보면 다음과 같다.

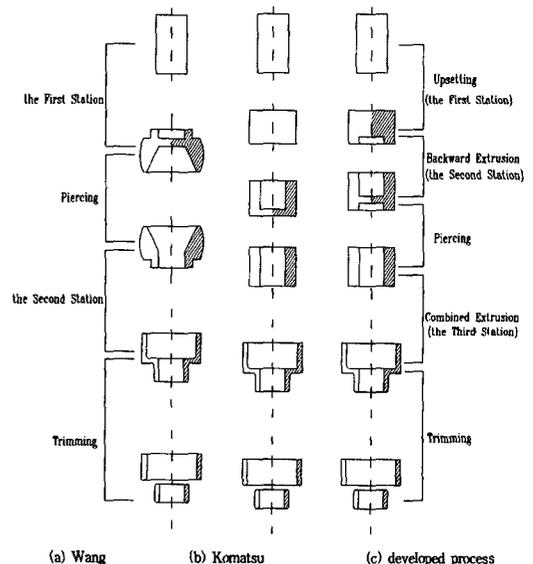


Fig. 1 Comparison between previous processes and developed process for bearing-race forming

Fig.1-a는 Wang<sup>(6)</sup> 등에 의해 제안된 방법으로 하나의 링 빌렛(ring billet)의 예비성형체를 사용해서 안쪽과 바깥쪽 레이스 모두를 압출하는 공정이다. 이 공정은 타공정에 비해 안쪽 레이스(inner races) 성형과 중앙에 구멍 뚫는 피어싱(piercing)을 결합함으로써 공정 수를 줄일 수 있었다. 그러나 안쪽 레이스와 피어싱을 동시에 성형함으로써 하중의 분산 및 산화 스케일의 제거가 용이하지 못하다. 또한 피어싱 하기 위하여 소재를 180° 회전하거나 펀치와 다이의 위치를 바꾸어야 하는 불편이 있다.

Fig.1-b는 일본의 Komatsu사에 의해 제안된 방법<sup>(6)</sup>으로 처음에 업셋팅 과정을 거치게 함으로써 소재의 형상을 고르게 하고, 산화 스케일의 제거를 용이하게 한다. 그리고 하중의 분산이 고르게 되어 금형의 수명을 증가시킬 수 있다. 그러나 펀치의 가장자리 부분에서 금속유동의 방향이 급격히 변하므로 극심한 마모가 예상되며, 그리하여 업셋팅에 의한 하중분산은 예상되지만 펀치의 가장자리 부분에 응력집중을 받게 될 것이다.

따라서 금속의 유동을 원활히 하고, 하중을 줄이기 위하여 펀치 형상의 단순화와 삽입 깊이를 최소로 한 Fig.1-c와 같은 공정을 제안하고자 한다. 제안된 공정은 업셋팅에서 밑부분을 성형함으로써 링 빌렛의 편심도를 줄이고, 두 번째 단계에서 펀치의 삽입 깊이를 짧게 하여 하중을 낮추고 열전도를 감소시킨 경우이다.

### 3 이론 해석

#### 3.1 유동함수

유동함수는 유한요소법에서 많이 사용되는 형상함수를 이용하여 각 절점의 유동 함수값으로 특징 지워지는데 그것은 다음 두가지 범주로 나뉘어진다.

첫째로 변형영역이 축대칭면 ( $r=0$ )을 포함하지 않을 경우에는 각각의 요소에 대한 유동함수는

다음과 같이 표현된다.

$$\Psi = \sum_{k=1}^n N_k \psi_k \quad (1)$$

여기서  $N_k$ 는 형상함수이며,  $k$ 는 절점 번호,  $n$ 은 격자수 그리고  $\psi_k$ 는  $k$  번째 절점에서의 유동함수의 값을 나타낸다.

두번째로는 변형영역이 축대칭면을 포함하고 있을 경우, 축대칭면을 따라서  $r=0$ 인 경계에서 속도가 수렴하지 않는 문제가 발생한다. 이를 방지하기 위해 유동함수

$\psi$ 를  $\psi = r\phi$ 로 표현한다.  $\phi$ 는 각 요소에 대해 다항식 형태로 쓰이는 매개함수로서 아래 식과 같다.

$$\phi = \sum_{k=1}^n N_k \phi_k \quad (2)$$

여기서  $\phi_k$ 는  $k$  절점에서  $\phi$  값이다.

그리고 유동의 방향에 대한 규약은 유동함수값이 증가하는 방향으로 향하였을 때, 좌측에서 우측으로 흐르는 유동을 양(+)으로 정의한다.

#### 3.2 동적가용속도장

축대칭 문제에 있어서 동적 가용속도장은 다음과 같이 유동함수  $\Psi(r, z)$ 의 일차 편미분의 형태로 아래 식과 같이 표현할 수 있다.<sup>(11)</sup>

i) 첫째 변형영역이 축대칭면 ( $r=0$ )을 포함하지 않을 경우

$$V_r = \frac{1}{2\pi} \frac{1}{r} \frac{\partial \Psi}{\partial z} \quad V_z = -\frac{1}{2\pi} \frac{1}{r} \frac{\partial \Psi}{\partial r} \quad (3)$$

이고, 여기서  $V_r$ 과  $V_z$ 는 각각  $r$ 과  $z$ 방향의 속도를 나타낸다.

ii) 두번째로 변형영역이 축대칭면을 포함하고 있을 경우

변형영역이 축대칭면을 포함하고 있으므로 유동함수  $\Psi$ 를  $\Psi = r\phi$ 로 바꾸면, 다음과 같은 식 이된다.

$$V_r = \frac{1}{2\pi} \frac{\partial \phi}{\partial z}, \quad V_z = -\frac{1}{2\pi} \left( \phi + \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) \quad (4)$$

$r=0$ 인 축대칭면의 경계에서 유동함수 ( $\phi$ ) 값이 0이므로,  $r$ 방향 속도 ( $V_r$ )는 0(零)이 되어야 하고,  $z$ 방향 속도 ( $V_z$ )는  $-\frac{1}{\pi} \frac{\partial \phi}{\partial r}$ 로 된다.

#### 3.3 변형률 속도

변형률 속도는 유동함수의 이차 편미분으로 구성되며, 변형영역이 축대칭면 ( $r=0$ )을 포함하지 않을 경우

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{\partial V_r}{\partial r} = \frac{1}{2\pi} \frac{1}{r} \left( \frac{\partial^2 \Psi}{\partial z \partial r} - \frac{1}{r} \frac{\partial \Psi}{\partial z} \right)$$

$$\dot{\epsilon}_\theta = \frac{V_r}{r} = \frac{1}{2\pi} \frac{1}{r^2} \frac{\partial \Psi}{\partial z}$$

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_z &= \frac{\partial V_z}{\partial z} = -\frac{1}{2\pi} \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial z \partial r} \\ \dot{\epsilon}_r &= \frac{1}{4\pi} \frac{1}{r} \left( \frac{\partial^2 \Psi}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 \Psi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Psi}{\partial r} \right) \end{aligned} \quad (5)$$

이고, 변형영역이 축대칭면을 포함하고 있을 경우에는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_r &= \frac{\partial V_r}{\partial r} = \frac{1}{2\pi} \frac{\partial^2 \phi}{\partial z \partial r} \\ \dot{\epsilon}_\theta &= \frac{V_r}{r} = \frac{1}{2\pi} \frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial z} \\ \dot{\epsilon}_z &= \frac{\partial V_z}{\partial z} = -\frac{1}{2\pi} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z \partial r} \right) \\ \dot{\epsilon}_r &= \frac{1}{4\pi} \left( \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} + \frac{1}{r} \left( \phi \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) - \frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} \right) \end{aligned} \quad (6)$$

유동함수를 이용한 동적 가용속도장에서는 비압축성 조건을 자연스럽게 만족하게 된다.

### 3.4 유동함수 상계요소법의 변수생성

Fig.2와 같이 Komatsu 사의 초기 공정에서 선 1~5(z=0)을 따라서 z방향으로 재료유동이 없으므로, 즉  $V_z=0$ 이므로 하나의 유선(streamline)으로 간주하여 절점 1~5 까지의 유동함수값 ( $\phi_{1-5}$ )은 모두 같은 값을 가지게 된다. 그리고 절점 5, 8, 13, 15, 18을 포함하는

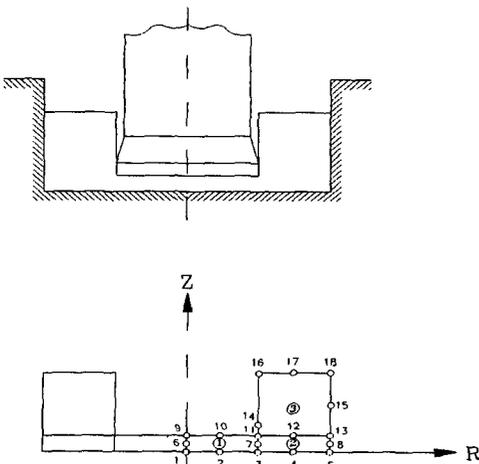


Fig. 2 Backward extrusion by Komatsu process

선에서는 r방향으로 유동이 없으므로 하나의 유선으로 간주되며 각각의 절점에서 같은 유동함수값을 가지게 된다. 즉 선 1~5에 이르는 모든 절점에서의 유동함수값 ( $\phi_{1-5}$ )과 절점 5, 8, 13, 15, 18에서의 유동함수값은 연결되어 있으므로 0(零)이 된다. 절점 1, 6, 9를 포함하는  $r=0$ 인 대칭면은 r방향으로 재료유동이 없으므로 하나의 유선으로 간주되고 그 절점에서의 유동함수값 ( $\phi_1, \phi_6, \phi_9$ )은 0(零)이 된다.

그 밖에 소재와 펀치가 접하고 있는 절점의 유동함수 ( $\phi_{10}, \phi_{14}$ )는 식(4)으로 부터  $\pi \times r^2 \times V_0$ 에 의해서 얻어질 수 있다. 여기서 r은 다이와 접하고 있는 절점의 r방향 좌표값들이고,  $V_0$ 는 펀치의 속도로서 -1.0 이다. 선 11, 14, 16에서는 r방향으로 재료유동이 없으므로 같은 미지의 유동함수값을 가지게 된다. 선 11, 14에서만 펀치와 접촉하고 있으므로 선 14, 16은 마찰을 고려하지 않았으며, 절점 14의 z방향의 좌표값을 변수로 하였다. 즉 후방압출문제에서 변수는 절점 7, 12, 11, 14, 16, 17의 유동함수값이다. 여기서 절점 11, 14, 16의 유동함수값은 같으므로 최적화 변수는 총 4개가 되는 것이다. 그리고 후방압출 문제에서 알맞은 유동양상이 일어나기 위한 구속조건은,

$$\begin{aligned} \phi_3 &< \phi_7 < \phi_{11} \\ \phi_{13} &< \phi_{12} < \phi_{11} \\ \phi_{18} &< \phi_{17} < \phi_{16} \end{aligned}$$

이고, 모든 함수값은 양의 값을 갖는다.

Fig.3에 제시한 본 논문의 초기 공정도 앞서 후방압출

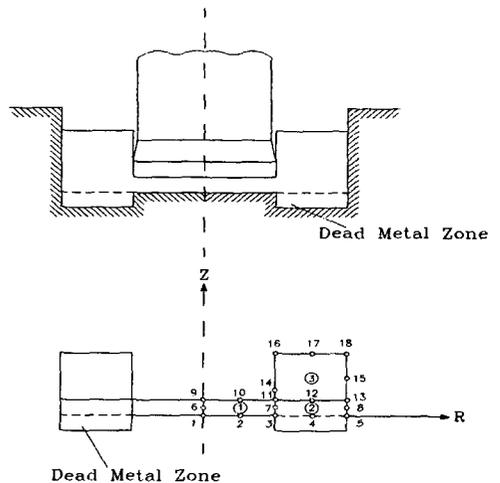


Fig. 3 Backward extrusion by developed process

의 경우와 마찬가지로, 단지 절점 3, 4, 5에서 마찰손실에 의한 에너지를 계산하는 대신에 전단손실에 의한 에너지를 계산하면 된다.

Fig.4의 복합압출 문제에서 절점 3, 5, 8, 9, 10, 13, 18, 20, 23을 포함하는 선에서는 r방향으로 유동이 없으므로 하나의 유선으로 간주되며, 이들 각각의 절점에서 같은 유동함수값을 가지게 된다. 또한 절점 16, 19, 21에서는 r방향으로 재료유동이 없으므로 같은 미지의 유동함수값을 가지게 된다.

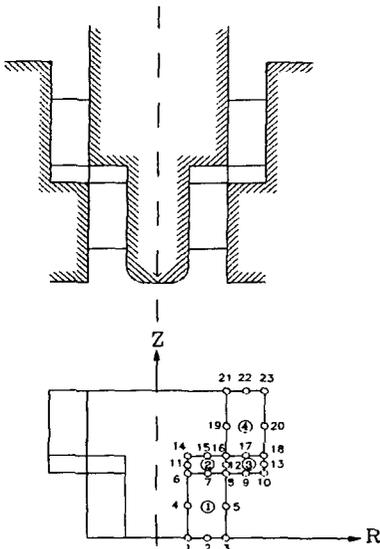


Fig. 4 Combined extrusion

이외에 소재와 펀치가 접하고 있는 절점의 유동함수( $\phi_1, \phi_4, \phi_6, \phi_{11}, \phi_{14}, \phi_{15}$ )는 식(3)으로부터  $\pi \times r^2 \times V_0$ 에 의해서 얻어질 수 있다. 그러므로 변수는 절점 2, 7, 12, 17, 22의 유동함수값과 절점 3, 5, 8, 9, 10, 13, 18, 20, 23에서 같은 유동함수값 그리고 16, 19, 21에서 같은 유동함수값이 된다. 그러므로 최적화 변수는 총 7개가 되는 것이다. 그리고 복합압출 문제에서 알맞은 유동양상이 일어나기 위한 구속조건은,

$$\begin{aligned} \phi_1 &< \phi_2 < \phi_3 \\ \phi_6 &< \phi_7 < \phi_8 \\ \phi_{18} &< \phi_{17} < \phi_{16} \\ \phi_{23} &< \phi_{22} < \phi_{21} \end{aligned}$$

이고, 여기서도 마찬가지로 모든 함수값은 양의 값을 갖는다.

### 3.5 에너지 소비율

상계이론은 한계하중이론(limit load theorem)의 하나로 강소성(rigid-plastic)재료에 대해 Prager와 Hodge<sup>(12)</sup>에 의해 정립되었는데, 완전강소성체의 변형에 관한 가용속도장 중에서 실제 공정에 필요한 에너지율은 유동함수 상계요소법의 경우 다음에 주어진  $\dot{W}_c^*(\psi)$  값을 최소화 하는 것이다.

$$\dot{W}_c^*(\psi) = \sum_{j=1}^l \{ \dot{W}_{ij}(\psi) + \dot{W}_{sj}(\psi) + \dot{W}_{fj}(\psi) \} \quad (7)$$

변형영역이 축대칭면을 포함하고 있을 경우 다음과 같다.

$$\dot{W}_c^*(\phi) = \sum_{j=1}^l \{ \dot{W}_{ij}(\phi) + \dot{W}_{sj}(\phi) + \dot{W}_{fj}(\phi) \} \quad (8)$$

여기서  $l$ 은 요소 수이다.

전체 에너지소비율은 유동함수값의 함수가 된다. 즉, 최적화 변수가 유동함수값이 된다. 유동함수 값은 양의 값이 되어야 하고, 각 공정에 따라 구속조건이 부과되므로 구속조건이 있는 다변수의 비선형함수를 최적화하는데 사용하는 FTM(Flexible Tolerance Method)<sup>(13)</sup>를 이용해서 최적화를 수행한다(Fig.5).

각각의 에너지 소비율에 관한 항들을 구체적으로 살펴보면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{W}_i &= \int_v \sigma_o \dot{\epsilon} dV \\ \dot{W}_s &= \int_s \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} |\Delta V_s| ds \\ \dot{W}_f &= \int_s \frac{m\sigma_o}{\sqrt{3}} |\Delta V_f| ds \end{aligned} \quad (9)$$

내부변형 에너지를 ( $\dot{W}_i$ )은 변형률 속도장의 함수이며,  $\sigma_o$ 는 항복응력(yield stress)이고,  $\dot{\epsilon}$ 은 유효변형률속도(effective strain rate)이다.  $\dot{W}_s$ 은 요소와 요소 사이의 경계에서의 속도 불연속면에서 전단변형에 의한 에너지들이며,  $|\Delta V_s|$ 는 전단면에서의 속도불연속량을 나타낸다.  $\dot{W}_f$ 는 금형과 소재사이에서의 마찰손실에 의한 에너지

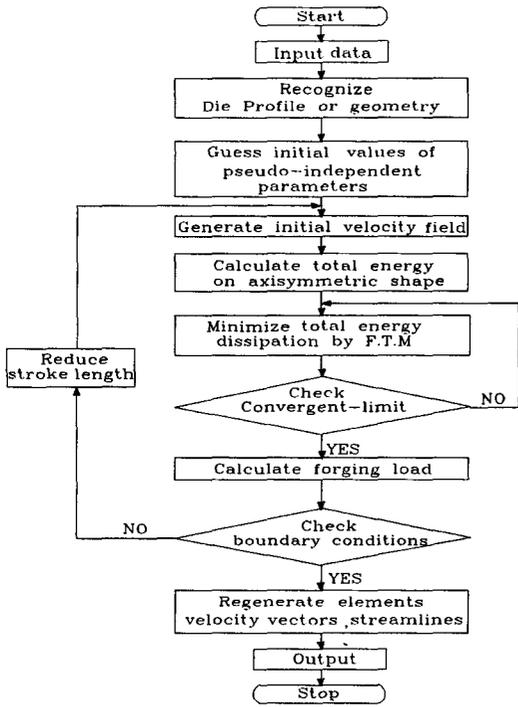


Fig. 5 Flow chart for UBET simulation

시를이며,  $|\Delta V_f|$  는 소재와 다이 접촉면에서의 속도 불연속량을 나타낸다. 그리고 마찰상수(friction factor)  $m$  는 다음과 같이 정의한다.

$$m = \frac{\tau}{\sigma_o / \sqrt{3}} \quad 0 \leq m \leq 1.0$$

여기서  $\tau$  는 전단항복응력을 나타낸다.

#### 4. 베어링 레이스 성형실험

베어링 레이스의 각 공정에 있어서 시뮬레이션의 타당성을 검증하기 위해 모델재료인 플라스틱으로 시편을 제작하여 실험을 수행하였다. 시편은 재료의 유동양상을 관찰하기 위하여 흑색과 백색 두가지 색깔로 각각 반죽한 뒤 얇은 두께로 번갈아가며 적층하여 초기 소재를 만들었다. 플라스틱을 반죽하는 횟수가 적으면 재료내에 기포가 남아있어 정확한 유동양상을 관찰하기가 힘들고 가동도중 찢어지는 경향이 있으므로 충분히 기포가 제거되도록 먼저 오븐(Mechanical circulation oven)에서

80°C로 플라스틱을 가열하여 2~3시간 반죽해야 한다. 그 후 재료를 얇게 밀어내어 적층하고 24시간 정도 지난 뒤에 실험을 해야 적합한 데이터를 얻을 수 있다. 실험장비는 컴퓨터로 제어 가능한 재료시험기인 MTS에서 실험하였고, MTS에 부착된 X-Y 레코더로 변위에 따른 하중선도를 그리도록 하였다. 실험 중 금형과 소재의 온도를 일정하게 유지하기 위하여 항온항습장치를 이용하여 실내온도를 18°C로 유지하고, 윤활제는 분리가 용이한 탈크 파우더( $m=0.4$ )를 사용하여 실험을 수행하였다.

Fig.2는 Komatsu사에 의해 제안된 일반적인 후방압출의 경우 업셋팅에 의한 예비성형체를 후방압출하는 공정이다. 예비성형체로 부터 후방압출했을 때 유동양상을 모델재료인 플라스틱 실험으로 보여주고 있다. 펀치의 가장자리 부분에서 급격한 유동의 변화를 알 수 있다. Fig.3은 본 논문에서 제시한 후방압출인데 여기서는 초기 업셋팅 공정에서 밑부분이 성형된 상태에서 후방압출하는 공정이다. 따라서 펀치의 이송 거리가 짧아서 실제 공정에서 펀치의 삽입 깊이가 작으므로 전도에 의한 열전달을 어느정도 감소시킬 수 있고, 초기에 비유동영역의 형성으로 하중의 분산을 기대할 수 있다. 다음으로 Fig.4는 슬러그(slug)를 피어싱한 후 복합압출을 수행하여 베어링의 안쪽과 바깥쪽 레이스를 성형하는 공정이다. 플라스틱의 적층을 통해 유동양상을 쉽게 관측할 수 있다.

#### 5. 결과 및 고찰

베어링 레이스의 성형 공정에서 업셋팅으로 인한 잇점을 살펴보면 먼저 산화스케일의 제거가 용이하고, 부하를 분산시킬 수 있으며, 또한 형상을 고르게 할 수 있다. 그런점에서 Wang<sup>(6)</sup>등에 의해 제안된 안쪽 레이스 부분을 펀칭과 동시에 성형하는 방법은 공정수를 줄이고 다음 단계에서 작업을 용이하게 하여 생산시간과 금형비를 절감할 수 있다는 장점은 있으나, 업셋팅 공정을 생략함으로써 하중의 분산이 고르지 못하고 산화스케일의 제거가 용이하지 못하다. 일본의 Komatsu사에 의해 제안된 방법<sup>(5)</sup>은 유동함수 상계요소법으로 시뮬레이션한 결과 예상했듯이 펀치의 가장자리 부분에서 유동과 속도벡터의 방향이 급격히 변화하여 극심한 마모와 응력집중도 발생함을 예측할 수 있었다. Fig.6은 Komatsu사에 의한 공정과 본 연구에서 제안된 것을 시뮬레이션한 결과를 나타내고 있다.

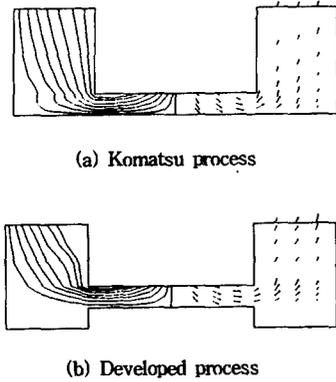


Fig. 6 Comparison of streamlines and velocity-vector distributions between Komatsu and developed processes

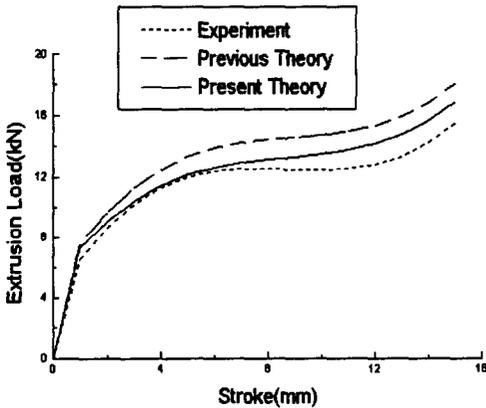


Fig. 7 Extrusion load-stroke curves by Komatsu process

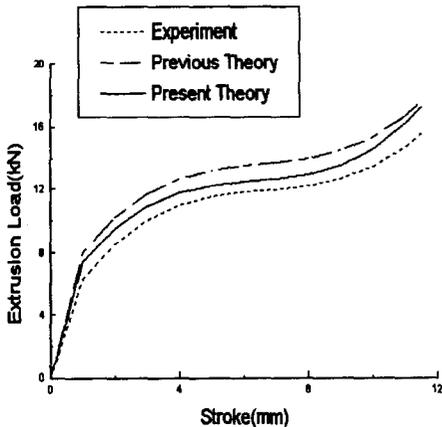


Fig. 8 Extrusion load-stroke curves by developed process

Fig. 7과 8에서 변위에 따른 하중분포를 기존의 상계요소법과 유동함수 상계요소법으로 시뮬레이션한 결과를 실험치와 비교하여 나타낸 것이다. 유동함수 상계요소법이 실험값에 더 가까운 해를 나타내고 있음을 알 수 있다.

그리고 본 논문에서 제시한 초기 업셋팅 공정에서 밀부분이 성형된 상태에서 후방압출하는 공정에서는 우선 예비성형체의 편심을 줄일 수 있고, 두번째 단계에서 편치의 삽입 깊이를 줄여서 전도에 의한 열의 이동을 감소시킬 수 있으며, 또한 밀부분이 성형 초기단계에 비유동영역이 되어 하중을 어느 정도 분산시켰다. Komatsu사의 공정과 비교해서 유선과 속도벡터가 상당히 완만함을 알 수 있다.

Fig. 9는 Komatsu사에 의해 제안된 공정과 본 논문에서 제안한 공정에서 변위에 따른 압출하중을 비교한 것인데, 본 논문에서 제시한 것이 편치의 이송거리가 짧고, 압출하중이 다소 적게 부과되는 것을 알 수 있다. 로트 사이즈(lot size)가 적은 경우 별 차이가 없겠지만, 많은 경우 하중이 조금 작게 부과되는 것이 편치의 마모와 수명에 상당한 영향을 미칠 것이다.

다음으로 슬러그를 피어싱한 후 복합압출을 수행하여 베어링의 안쪽과 바깥쪽 레이스를 성형하는 공정을 유동함수 상계요소법으로 시뮬레이션한 결과 특이한 사실을 발견하였다. 첫째로 변위에 따른 하중분포선도에서 높이 감소율 50%를 전후하여 급격히 하중이 떨어짐을 알 수 있었다(Fig. 10). 이것은 요소 ②와 ③에서 전단 영역이 급격히 줄어들기 때문이다. 둘째로 링 빌렛의 전 후방 압출동안 유동양상과 중립면의 위치를 유선으로 부터 쉽게 예측할 수 있었다(Fig. 11).

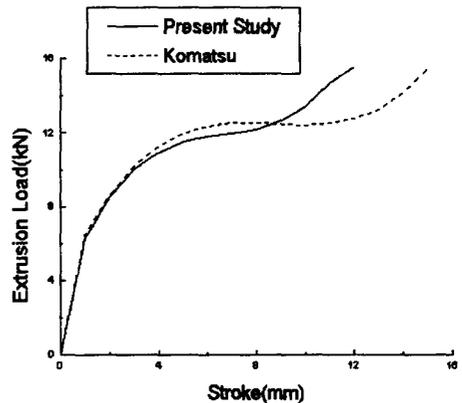


Fig. 9 Comparison of extrusion load between Komatsu and developed processes

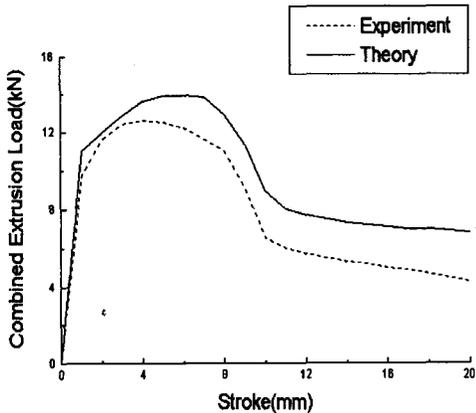


Fig.10 Extrusion load-stroke curves in combined extrusion

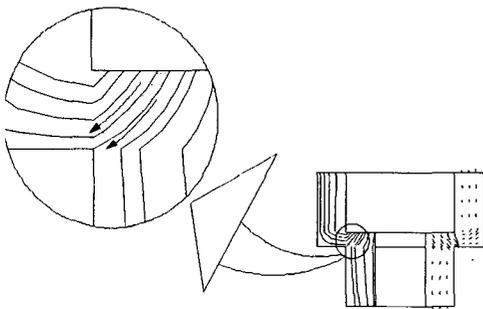


Fig.11 Streamlines and velocity-vector distribution in combined extrusion

링 빌렛의 전 후방 압출동안 중립면과 속도불연속면이 같다고 생각하기 쉬우나, 속도벡터(velocity vector)와 유선으로 부터 다른 위치임을 확인할 수 있었다.

### 6 결론

본 연구에서는 베어링 레이스의 중간성형에서 예비 성형체의 편심을 줄이기 위해 초기 업셋팅 공정에서 밀부분을 후방압출 및 피어싱을 한 후, 복합압출을 수행하는 공정을 제안하고, 이를 유동함수 상계요소법 해석과 모델재료 실험을 통하여 검증한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 유동함수 상계요소법은 속도 불연속면을 경계로 일변화된 속도장을 구성하므로 기존 상계요소법에서 속도장 구성의 어려움을 개선하였다.
- 2) 유동함수 상계요소법 이론을 압출문제에 적용하여

상계요소법과 비교하여 실험값에 더 근접한 상계해를 얻음으로써 그 타당성을 입증하였다.

- 3) 유동구속조건이 향상된 유동함수를 이용함으로써 재료의 유동을 보다 쉽게 시각화할 수 있었다.

### 후기

본 연구는 정밀정형 및 금형가공 연구센터를 통한 한국과학재단의 연구비 지원에 의해 수행되었으며, 이에 관계자 여러분께 깊이 감사드립니다.

### 참고 문헌

1. Sheljaskov, S., "Warm Forging in Comparison with Hot and Cold Forging", Advanced Technology of Plasticity, Vol. II, pp. 1082~1087, 1993.
2. 安藤 弘行, "溫間 鍛造 技術における 現況の 問題點" 株式會社小松製作所
3. 湯淺紋二と 岡本 治郎, "溫間鍛造用金型の壽命に對するプレススライドモーションの影響についての考察", 小松技術, 第26卷 第1號, pp.35~45, 1980.
4. 田村 清, "冷·溫間鍛造における潤滑劑の役割", プレス技術, 第27卷, 第8號, pp.25~30, 1990.
5. Komatsu, LTD. 溫間 鍛造 研究 報告書, Volume I, II, III
6. Wang, Z., Chen, G., Tong, L. and Hu, Z., "An Investigation into Optimal Procedure for the Forming of Roller-Bearing Races", Journal of Materials Processing Technology, Vol.21, pp.263~269, 1990.
7. Sano, T., Ohuchi, K., "An Application of Stream Function to UBET(Upper Bound Element Technique)", Journal of the JSTP, Vol. 32, No. 367, pp.988~993, 1991.
8. Lin, Y. T. and Wang, J. P., "A New Upper-Bound Elemental Technique Approach to Axisymmetric Metal Forming Processes", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 33, Mo. 2, pp.135~151, 1993.

9. Lin, Y. T. and Wang, J. P., "An investigation into the constant friction factor with the upper-bound flow function elemental technique", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.36, pp.57~68, 1992.
10. Lin, Y. T. and Wang, J. P., "A thermal analysis of cold upsetting with the upper-bound flow function elemental technique", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 37, pp.283~294, 1993.
11. Nagpal, V., "General Kinematically Admissible Velocity Fields for Some Axisymmetric Metal Forming Problems", *Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME, Series B*, Vol. 96, No. 4, pp. 1197~1201, 1974.
12. Proger, W. and Hodge, P. G., "Theory of Perfectly Plastic Solid", Chapman and Hall, London, 1951.
13. Himmelblau, D. M., "Applied Nonlinear Programming", *Mcgraw-Hill Book Company*, pp.341~365, 1972.