

## 마이크로 성형에서 마찰거동의 크기효과에 대한 이론적 및 실험적 연구

김홍석#

### A Theoretical and Experimental Study on the Tribological Size Effect in Microforming Processes

H. S. Kim

(Received August 8, 2013 / Revised October 10, 2013 / Accepted October 14, 2013)

#### Abstract

Microforming is a very efficient and economical technology to fabricate very small metallic parts in various applications. In order to extend the use of this forming technology for the production of microparts, the size effect, which occurs with the reduction of part size and affects the forming process significantly, must be thoroughly investigated. In this study, the tribological size effect in microforming was studied using modeling and scaled ring compression experiments. A micro-scale friction approach based on the slip-line field theory and lubricant pocket model was used to understand the friction mechanism and explain the tribological size effect. Ring compression tests were performed to analyze the interfacial friction condition from the deformation characteristics of the ring specimens. In addition, finite element analysis results were utilized to quantitatively determine the size-dependent frictional behavior of materials in various process conditions. By comparing theoretical results and experimental measurements for different size factors, the accuracy and reliability of the model were verified.

**Key Words** : Microforming, Tribology, Size Effect, Ring Compression Test, Lubricant Pocket

#### 1. 서론

최근 전자, 자동차, 바이오, 에너지 등 다양한 산업분야에서 마이크로 부품의 필요성이 크게 증가하고 있다[1]. 마이크로 성형은 다양한 재료의 활용, 고정밀 생산, 높은 생산성의 실현이 가능하다는 점에서 마이크로 부품 생산을 위한 매우 유망한 가공 기술로 주목 받고 있다[2]. 하지만 마이크로 성형에서는 가공 영역이 감소함에 따라 상사이론(Rule of similarity)에 위배되는 크기효과(Size effect)가 나타나기 때문에 이에 대한 심도 있는 연구가 마이크로 성형의 실용화를 위해 필수적이다.

성형 공정에서 소재의 변형 특성에 가장 큰 영향을 미치는 인자는 유동응력(Flow stress)과 마찰이다. 마이크로 성형에서 나타나는 유동응력의 크기효과는 다양한 이론적, 실험적 연구[3~5]가 진행되어 있으나 마찰 특성의 크기효과에 대한 연구는 상대적으로 드물다. 마이크로 성형에서 마찰력의 증가는 이중 컵 압출 실험[6, 7]이나 링 압축 실험[8]을 통해 실험적으로 증명되었으며, Engel 등[9]은 이에 대한 이론적 설명을 위하여 윤활포켓모델(Lubricant pocket model) 이론을 제안하였다.

Jeon 등[10]은 유한요소해석 모델을 이용하여 접촉 표면의 기하학적 형상과 마이크로 성형의 마찰력과

# Corresponding Author : Dept. Mechanical and Automotive Engineering,  
Seoul National University of Science and Technology, E-mail:  
hongseok@seoultech.ac.kr

의 관계를 연구하였고, Deng 등[11]은 표면 요철의 형상과 결정립이 마찰 거동의 크기효과에 미치는 영향을 분석하였다.

이와 같은 노력에도 불구하고 마이크로 성형에서 마찰 특성은 매우 다양한 재료 및 공정 변수들의 복잡한 상호작용에 의하여 결정되기 때문에 마이크로 성형의 마찰 특성을 완전하게 규명하기 위해서는 장기간의 추가적인 노력이 필요할 것이다. 현재까지의 연구도 마이크로 성형에서 마찰력의 크기효과를 정성적으로 분석한 것이 대부분이며, 정량적인 모델링이나 실험적인 검증에 대한 연구는 매우 드물다. 따라서 본 연구에서는 이론적 모델을 활용하여 마찰거동의 크기효과를 정량적으로 분석하고자 하였으며, 이는 마이크로 성형에 대한 근본적인 이해 및 적용을 확대하는데 기여할 것으로 기대된다. 미끄럼선장(Slip-line field) 해석 및 윤활포켓이론에 근거하는 이론적 모델을 통해 마이크로 성형에서 나타나는 마찰 거동의 크기효과를 분석하였고, 링 압축 실험과 유한요소 해석 결과를 활용하여 소재의 크기에 따른 접촉 표면의 마찰계수 변화를 고찰하였다. 열린윤활포켓과 닫힌윤활포켓의 상대적인 비율을 측정하여 소재의 크기와 표면특성에 따른 크기인자(Size factor)를 계산하였고, 이론적 예측 값과 실험 결과와의 비교를 통해 이론적 모델의 유효성을 검증하였다.

## 2. 마이크로 성형의 마찰모델

### 2.1 마이크로 성형의 크기효과

마이크로 성형에서 마찰 특성의 변화는 윤활포켓 이론[9]을 통하여 설명하는 것이 일반적이다. Fig. 1에 나타난 것처럼 성형 힘  $F$ 가 가공물에 가해질 때 접촉 표면의 내부 영역에는 윤활제가 갇히게 되는 닫힌윤활포켓이 생성되고, 외부 영역에는 윤활제가 쉽게 빠져나가는 열린윤활포켓이 생기게 된다. 시편의 크기가 매크로 영역에서 마이크로 영역으로 감소하는 경우에도 시편의 표면 특성은 변하지 않기 때문에 외부 영역의 폭  $s$ 는 일정하다고 가정할 수 있다. 따라서 마이크로 성형에서는 열린윤활포켓이 존재하는 외부 영역의 상대적인 비율이 커져 전체 마찰응력의 크기를 증가시키는 역할을 하게 된다.

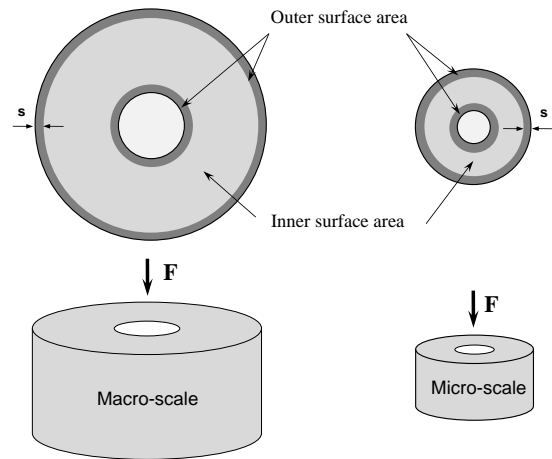


Fig. 1 The change of inner and outer surface area in macro- and micro-scale forming

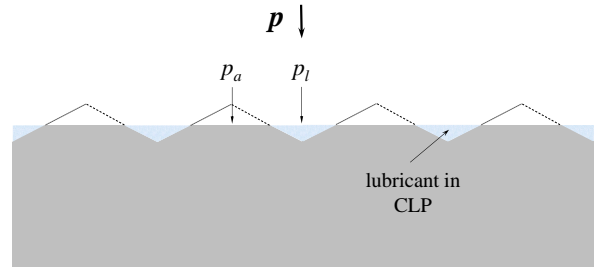


Fig. 2 Deformation of surface asperities with lubricant in forming process

Fig. 2에 나타난 것처럼 소재의 접촉면에 가해지는 압력  $p$ 는 실제 접촉면의 압력  $p_a$ 와 윤활제에 가해지는 압력  $p_l$ 을 이용하여 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$p = p_a \alpha_a + p_l \alpha_l \quad (1)$$

여기서  $\alpha_a$ 와  $\alpha_c$ 는 각각 전체 접촉면적에 대한 실제 접촉면적과 닫힌윤활포켓 면적의 상대적인 비율을 나타낸다.  $\alpha_o$ 를 열린윤활포켓에 대한 면적 비율로 정의하면 다음의 식이 성립하게 된다.

$$\alpha_a + \alpha_o + \alpha_c = 1 \quad (2)$$

마이크로 성형의 마찰 특성을 정량적으로 분석하기 위하여 소재의 전체 접촉면적  $A_t$ 에 대한 외부 영역의 면적  $A_o$ 의 상대적인 비율을 크기인자  $\lambda$ 로 정의한다.

$$\lambda = \frac{A_t}{A_o} = \frac{D_o - D_i}{4s} \quad (3)$$

여기서  $D_o$ 와  $D_i$ 는 각각 Fig. 1에 나타난 링 시편의 바깥지름과 안지름을 나타낸다. 소재 접촉표면의 외부 영역에는 단힌윤활포켓이 존재하기 않기 때문에 식(1)은 크기인자를 이용하여 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$p = p_a \alpha_a + \left(1 - \frac{1}{\lambda}\right) (1 - \alpha_a) p_l \quad (4)$$

식(4)에서 크기인자  $\lambda$ 가 1에 근접하는 마이크로 성형의 경우 윤활제의 효과가 점점 감소하게 되는 것을 볼 수 있다. 즉 같은 압력이 가해지는 조건에서 마이크로 성형의 경우 실제 접촉면적의 비율  $\alpha_a$ 이 증가하게 되어 전체 마찰응력의 크기가 커지게 되는 것이다.

### 2.2 이론적 모델

접촉면의 마찰 특성을 분석하기 위하여 다양한 마찰 모델이 활용되고 있지만 본 논문에서는 성형 해석에 가장 적합한 일반마찰모델(The general friction model)[12]을 적용하였다. 일반마찰모델에서 마찰응력  $\tau$ 는 마찰인자  $f$ 와 전단유동응력  $k$ 를 이용하여 다음과 같이 표현된다.

$$\tau = f \alpha_a k \quad (5)$$

Fig. 3에 나타난 것처럼 소성가공 시 성형 힘이 증가하게 되면 접촉표면의 요철각이 변화하게 된다. 이를 이용하면 성형 힘에 대한 실제 접촉면적의 변화를 계산할 수 있지만, 이러한 관계는 성형 힘의 증가에 따른 표면의 변화가 극심한 경우에는 유효하지 않다. 따라서 미끄럼선장 해석 결과[13]를 이용하여 다음과 같은 적절한 비례 한도를 선정할 수 있다.

$$\alpha_a^* = \frac{1}{1 + \sqrt{1 - f (\cos \gamma_f + \sin \gamma_f \tan \gamma_o)}} \quad (6)$$

$$\frac{p^*}{\sigma_o} = \frac{1 + \pi/2 + \arccos f - 2\gamma_f + \sqrt{1 - f^2}}{1 + \sqrt{1 - f (\cos \gamma_f + \sin \gamma_f \tan \gamma_o)}} \quad (7)$$

여기서  $\alpha_a^*$ 와  $p^*$ 는 각각 실제 접촉면적과 성형 압

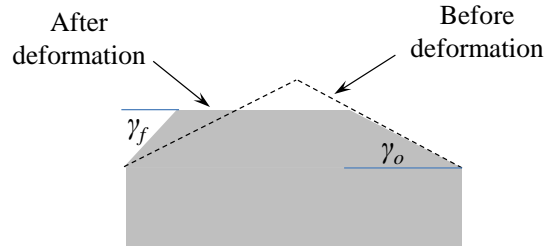


Fig. 3 Geometry of surface asperity

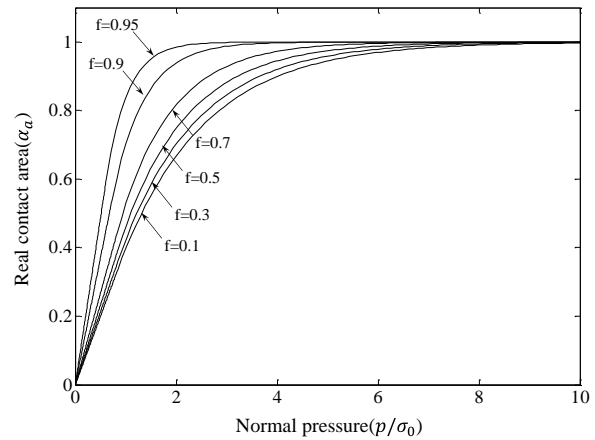


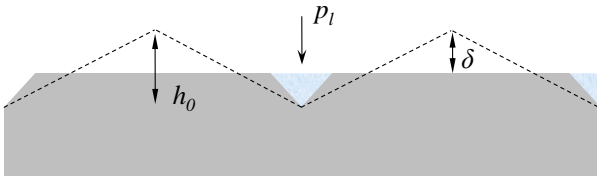
Fig. 4 Real contact area as a function of normal pressure

력의 비례 한도를 나타내고,  $\sigma_o$ 는 항복응력을 나타낸다.  $\gamma_o$ 와  $\gamma_f$ 는 성형 전후 접촉표면의 요철각으로 미끄럼선장 해석[13]을 통해 그 관계를 구할 수 있다.

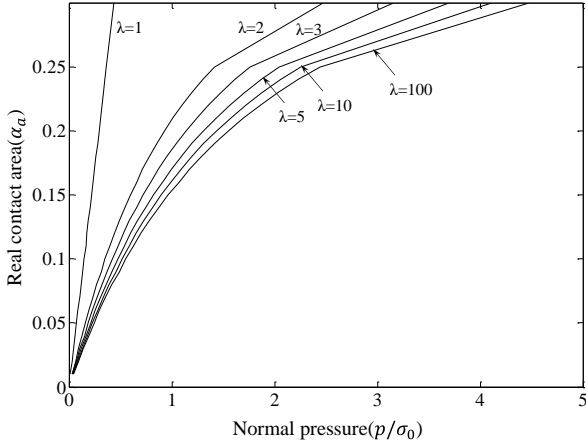
식(6)과 식(7)을 이용하여 성형 압력에 따른 실제 접촉면적의 변화를 다양한 마찰인자에 대하여 Fig. 4에 표시하였다. 성형압력은  $\sigma_o$ 에 대한 상대적인 크기로 표시하였고, 실제 접촉 면적이 비례 한도보다 커지는 경우에는 지수 함수 곡선을 이용하여 1에 점진적으로 근접하도록 모델링 하였다. 마찰인자가 커질수록 실제 접촉면적이 빠르게 증가함을 확인할 수 있으며, 이를 이용하여 성형 압력에 대한 실제 접촉면적을 계산함으로써 식(5)의 마찰응력을 정량적으로 예측할 수 있다.

Fig. 5에 나타난 것처럼 단힌윤활포켓의 경우에는 윤활제의 체적변화가 접촉면의 압력에 영향을 미치게 된다. Nellesmann 등[14]의 연구에 따르면 윤활제에 가해지는 압력  $p_l$ 은 요철의 변화  $\delta$ 와 다음과 같은 관계에 있다.

$$\frac{p_l}{K_0} = \frac{1}{K_1} \left[ \left(1 - \frac{2\delta}{h_0}\right)^{-K_1} - 1 \right] \quad (8)$$



**Fig. 5** Geometry of surface asperity when lubricant fills the valley



**Fig. 6** Real contact area as a function of normal pressure at different size factors

여기서  $K_0$  와  $K_1$  은 윤활제의 체적탄성계수  $K$  를 다음과 같이 근사화 하기 위한 계수이다.

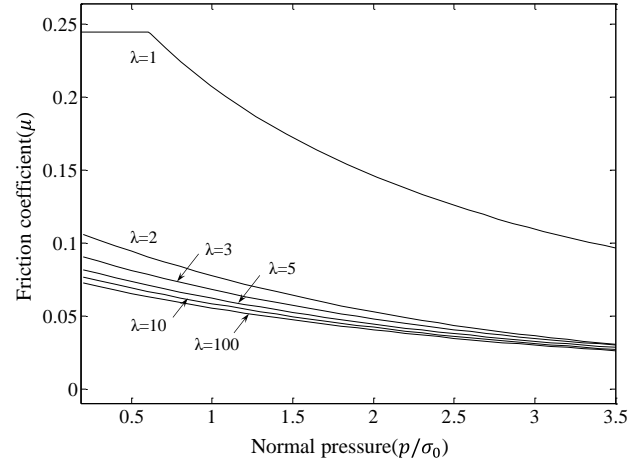
$$K = K_0 + K_1 p \quad (9)$$

또한 표면 요철의 변화에 따른 실제 접촉면적의 증가는 체적 보존을 가정하여 다음의 식으로 표시할 수 있다.

$$\frac{\delta}{h_0} = \frac{3+C}{4+2C} \alpha_a \quad (10)$$

$$C = \frac{3 \tan \gamma_0 - 4 + 2(3 \tan \gamma_0 + 4)^{1/2}}{4 - \tan \gamma_0} \quad (11)$$

상기의 결과와 Fig. 4를 이용하면 식(4)에 유도한 성형 압력과 실제 접촉면적과의 관계를 계산할 수 있다. 본 연구에서 접촉표면의 요철각은 Nellesmann 등[14]의 연구에 근거하여  $\gamma_0 = 15^\circ$  로 선정하였다. 이 연구에 따르면  $\gamma_0$  는 마찰인자나 윤활제의 물성과 비교할 때 소재의 마찰거동에 미치는 영향이 매우 미미한 것으로 판단된다. 이론적 모델에서  $\lambda = 1$ 인 경우에는 단힌윤활포켓이 존재하지 않기 때문에 윤



**Fig. 7** Friction coefficient as a function of normal pressure at different size factors

활제가 가해지지 않은 소재의 마찰특성을 나타내게 된다. 따라서 같은 조건에서의 실험결과(Fig. 9)를 이용하면 적절한 마찰인자 값을 결정할 수 있다. 본 연구에서 마찰인자는  $f = 0.6$ 으로 가정하였다. 또한 윤활제(Shell Tellus 46)의 체적탄성계수는 기존 실험결과[15]를 참고하여  $K_0 = 1400 \text{MPa}$ ,  $K_1 = 4.3$  으로 결정하였고,  $\sigma_0 = 450 \text{MPa}$  [16]을 가정하였다.

Fig. 6에 나타난 것처럼 크기인자가 1로 접근하는 마이크로 영역에서는 같은 성형압력 조건에서 실제 접촉 면적의 크기가 현저히 증가함을 볼 수 있다. 이는 시편의 크기가 작아질수록 윤활제가 유효하게 작용하는 단힌윤활포켓의 면적이 감소하기 때문에 나타나는 현상이며 Fig. 6로부터 그 정량적인 값을 예측할 수 있다.

Fig. 6의 결과를 널리 알려진 쿨롱 마찰계수  $\mu$  로 표시하기 위하여 다음의 식을 정의하였다.

$$\mu = \frac{\tau}{p} = \frac{f \alpha_a k}{p} \quad (12)$$

$k = \sigma_0 / \sqrt{3}$  을 가정하면 성형압력  $p / \sigma_0$  에 대한 쿨롱 마찰계수를 Fig. 7과 같이 표시할 수 있다. 실제 접촉면적이 현저히 증가하는  $\lambda = 1$ 의 경우 쿨롱 마찰계수가 급격히 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이 경우 낮은 성형압력 구간에서는 성형압력과 실제 접촉면적이 비례하기 때문에 마찰계수의 값에 변화가 없지만 성형압력이 증가할수록 실제 접촉면적의 증가가 둔화되기 때문에 마찰계수가 감소하는 것을 볼 수 있다.  $\lambda$  가 증가하여 매크로 영역으로

접근할수록 윤활제의 작용 영역이 늘어나 마찰계수가 감소하였다. 이 경우에는 윤활제의 작용으로 성형압력 증가에 대한 실제 접촉면적의 증가가 비례하지 않게 되며 마찰계수는 성형압력에 대하여 점진적으로 감소하게 된다. 크기인자가 10보다 커지는 경우에는 마찰계수의 변화가 크지 않았는데 이는 단힌윤활포켓의 상대적인 증가량이 이 영역에서 둔화되기 때문에 나타나는 현상이다. 즉  $\lambda > 10$ 인 구간에서는 마이크로 성형의 크기효과가 거의 사라지는 것으로 결론 지을 수 있다.

### 3. 실험

#### 3.1 실험 조건

이론적 모델링의 유효성을 검증하기 위하여 Fig. 8에 나타난 것과 같이 다양한 크기의 알루미늄 Al2024 링 시편을 가공하여 압축 실험을 실시하였다. 링 압축 실험은 소재 내경의 변형이 접촉표면에 마찰특성에 따라 매우 민감하게 변화하는 현상을 이용하는 것으로, 링 압축 시 소재의 내경 변화량을 측정하면 접촉표면의 마찰계수를 정량적으로 예측할 수 있다.

시편이 외경( $D_o$ )과 내경( $D_i$ ) 및 높이( $h$ )의 비는 6:3:2로 고정하였고 만능시험기를 이용하여 링 시편을 압축하였다. 시편의 높이와 내경의 변화는 현미경과 버니어 캘리퍼스를 이용하여 측정하였다.

#### 3.2 실험 결과

Fig. 9(a)에 링 시편의 압축실험 결과를 정리하였다. Fig. 9(b)에는 유한요소해석[16]을 통하여 다양한 마찰계수에 대한 링 시편의 내경 변화를 예측하여 나타내었다. 실험과 유한요소해석 결과를 비교하여 다양한 조건에서 접촉표면의 쿨롱 마찰계수 값을 예측할 수 있다.

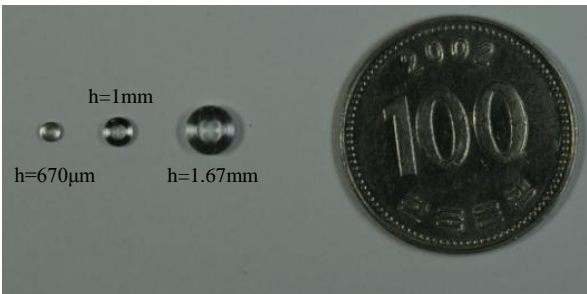


Fig. 8 Ring compression specimens of different sizes

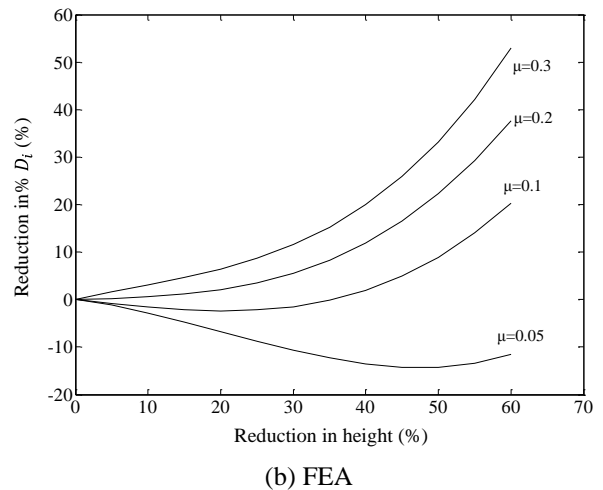
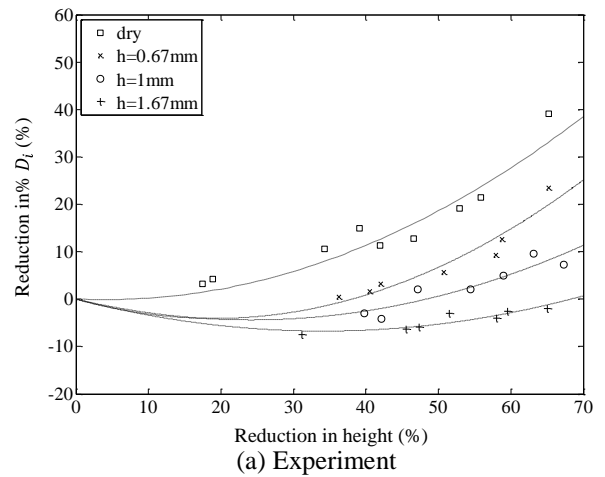
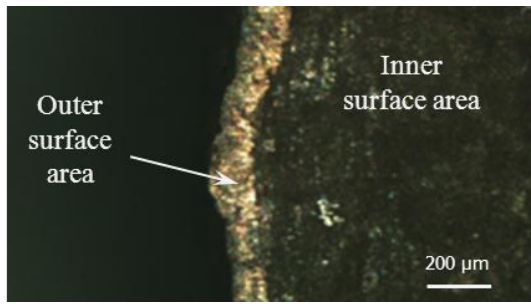


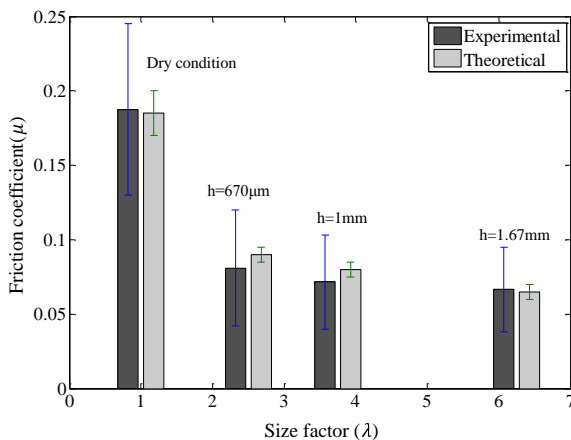
Fig. 9 Reduction in inner diameter as a function of the reduction in height in FEA and experiments

윤활제가 가해지지 않은 상태에서는 시편의 크기에 따른 변형특성의 변화가 크지 않았으며, 마찰계수는 0.17-0.20의 범위에 있었다. 건조 마찰의 경우에는 접촉표면에 단힌윤활포켓이 존재하지 않기 때문에 마이크로 성형에서 크기인자가 1인조건과 유사하다. 하지만 윤활제가 가해진 경우에는 시편의 크기에 따라 마찰계수가 변화하는 것을 관찰할 수 있었다. 시편의 크기가  $h=1.67\text{mm}$ 인 경우 마찰계수는 0.06-0.07의 범위에 있었고,  $h=1\text{mm}$ 인 경우에는 마찰계수가 0.075-0.085로 증가하였다. 가장 작은 시편인  $h=670\mu\text{m}$ 의 경우에는 마찰계수가 0.085-0.095로 가장 큰 마찰력이 발생하는 것을 확인할 수 있었다.

상기의 결과를 통해 마이크로 영역에서 발생하는 마찰력의 크기효과를 확인할 수 있었으나 이론적



**Fig.10** Surface topologies of the specimens after compression



**Fig.11** Comparison of theoretical and experimental results for friction coefficients at different specimen sizes and size factors

모델의 검증과 보다 정량적인 분석을 위해서는 링 시편의 크기인자 값을 계산할 필요가 있다. 따라서 Fig. 10에 나타난 것처럼 압축 후 시편을 현미경으로 분석하여 열린윤활포켓이 존재하는 외부영역의 상대적인 크기를 결정하였다. 외부 영역의 두께  $s$  는 약  $100\mu\text{m}$ 로  $h=1.67\text{mm}$ ,  $1\text{mm}$ ,  $670\mu\text{m}$ 에 해당하는 시편의 크기인자  $\lambda$  는 각각 6.25, 3.75, 2.5로 계산할 수 있었다.

Fig. 11에 다양한 크기의 시편에 대한 실험을 통해 측정한 쿨롱 마찰계수와 Fig.7의 이론적 결과를 비교하여 나타내었다. 평균 마찰계수의 값은 이론과 실험 결과가 매우 잘 일치하는 것을 확인하였으며, 윤활포켓이론에 근거한 이론적 모델링의 유효성을 검증할 수 있었다. 하지만 초기 요철각  $\gamma_0$  를 가정한 점과 표면특성의 불규칙성, 측정의 어려움, 이론적 모델의 단순화, 공정변수에 대한 마찰특성의 변화 등이 오차 및 편차의 원인으로 판단된다. 향후

표면거칠기, 이방성, 변형률 속도, 성형압력 등 보다 다양한 조건을 고려한 실험을 통해 이론적 모델의 정확성을 향상시킬 계획이다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 마이크로 성형에서 나타나는 마찰 거동의 크기효과를 이론적 모델과 실험을 통해 정량적으로 분석하였다.

(1) 마이크로 성형에서는 소재의 크기가 감소할수록 윤활제가 유효하게 작용하는 닫힌윤활포켓의 상대적인 비율이 감소하여 마찰력이 증가하게 된다. 이러한 마찰력의 증가를 미끄럼선장 모델링과 윤활포켓이론을 활용하여 크기인자에 대한 함수로 모델링하였다. 크기인자가 10보다 커지는 경우에는 마찰 거동의 변화가 미미하여 마이크로 성형의 크기효과가 소멸되는 것으로 판단되었다.

(2) 다양한 크기의 시편을 대상으로 링 압축 실험을 실시하여 마찰거동의 크기효과를 고찰하고 이론적 모델의 정확성을 검증하였다. 시편의 크기가 작아질수록 링 시편 내경의 증가율이 감소하여 소재에 발생하는 배럴링 효과가 현저하였다. 유한요소해석 결과를 활용하여 접촉 표면의 마찰계수를 정량적으로 결정할 수 있었으며, 이론적 모델에서 계산된 마찰계수는 실험 결과와 매우 잘 일치함을 확인할 수 있었다.

(3) 표면특성의 불규칙성, 측정의 어려움, 이론적 모델의 단순화, 공정변수에 대한 마찰특성의 변화 등이 오차 및 편차의 원인으로 판단되며, 향후 표면 거칠기, 이방성, 변형률 속도, 성형압력 등 을 고려한 추가적인 실험 및 이론적 모델의 개선이 필요하다.

#### 후 기

본 연구는 서울과학기술대학교 교내 학술연구비 지원으로 수행되었습니다.

#### REFERENCES

[1] H. S. Kim, J. M. Shim, 2012, Experimental and Numerical Analyses of Flexible Forming Process for Micro Channel Arrays of Fuel Cell Bipolar Plates,

- Trans. Mater. Process., Vol. 21, No. 8, pp. 499~505.
- [2] H. S. Kim, Y. S. Lee, 2010, Investigation on the Size Effects of Polycrystalline Metallic Materials in Microscale Deformation Processes, Trans. Kor. Soc. Mech. Eng., Vol. 34, No. 10, pp. 1463~1470.
- [3] U. Engel, E. Egerer, 2002, Basic Research on Cold and Warm Forging of Microparts, Key Eng. Mater., Vol. 233-236, pp. 449~455.
- [4] L. V. Raulea, A. M. Goijaerts, L. E., Govaert, F. T. P. Baaijens, 2001, Size Effect in the Processing of Thin Metal Sheets, J. Mater. Process. Technol., Vol. 115, No. 1, pp. 44~48.
- [5] H. S. Kim, Y. S. Lee, 2012, Size Dependence of Flow Stress and Plastic Behaviour in Microforming of Polycrystalline Metallic Materials, Proc. IMecE Part C: J. Mechanical Engineering Science, Vol. 226, pp. 403~412.
- [6] A. Buschhausen, K. Weinmann, J. Y. Lee, T. Altan, 1992, Evaluation of Lubrication and Friction in Cold Forging using a Double Backward-extrusion Process, J. Mater. Process. Technol., Vol. 33, No. 1-2, pp. 95~108.
- [7] N. Tiesler, 2002, Microforming-size Effects in Friction and Their Influence on Extrusion Processes, Wire, Vol. 52, pp. 34~38.
- [8] U. Engel, A. Messner, N. Tiesler, 1998, Proc. 1<sup>st</sup> Esaform Conf. on Materials Forming(editors: J. Chenot, et al), Sophia Antipolis, France, pp. 77~80.
- [9] U. Engel, 2006, Tribology in Microforming, Wear, Vol. 260, No. 3, pp. 265~273.
- [10] H. J. Jeon, A. N. Bramley, 2007, A Friction Model for Microforming, Int. J. Adv. Manuf. Tech., Vol. 33, No. 1~2, pp. 125~129.
- [11] J. H. Deng, M. W. Fu, W. L. Chan, 2011, Size Effect on Material Surface Deformation Behavior in Microforming Process, Mat. Sci. Eng. A-Struct., Vol. 528, No. 13~14, pp. 4799~4806.
- [12] X. Tan, 2002, Comparison of Friction Models in Bulk Metal Forming, Tribol. Int., Vol. 35, No. 6, pp. 385~393.
- [13] N. Bay, 1987, Friction Stress and Normal Stress in Bulk Metal Forming Processes, J. Mech. Work. Technol., Vol. 14, pp. 203~223.
- [14] T. Nellesmann, N. Bay, T. Wanheim, 1977, Real Area of Contact and Friction Stress-the Role of Trapped Lubricant, Wear, Vol. 43, pp. 45~53.
- [15] <http://www.redalyc.org/articulo.oa?id=84911948011>.
- [16] H. S. Kim, G. R. Kim, 2010, A Study of Friction in Microforming using Ring Compression Tests and Finite Element Analysis, Trans. Kor. Soc. Mech. Eng., Vol. 34, No. 10, pp. 1471~1478.