

이중봉 정수압 압출의 실용적 유한요소해석 모델

윤상현¹ · 박훈재² · 김응주² · 이상목² · 이종섭² · 이근안² · 김용배² · 이용신[#]

A Practical Finite Element Analysis Model for Hydrostatic Extrusion of a Biaxial Bar

S. H. Yoon, H. J. Park, E. Z. Kim, S. Lee, J. Lee, G. A. Lee, Y. B. Kim, Y.-S. Lee

(Received February 20, 2013 / Revised April 2, 2013 / Accepted April 8, 2013)

Abstract

A new finite element model for the hydrostatic extrusion of a biaxial bar is introduced. In this model, a penalty contact algorithm, which is adopted to replace the traction boundary conditions due to the fluid in the container of the extruder, is incorporated into a consistent penalty finite element formulation for the viscoplastic deformation of a work piece during hydrostatic extrusion. Two parameters, introduced in the penalty contact algorithm in this study, a critical penalty contact pressure P_0 and a critical penalty contact distance D_c , are carefully examined for various process conditions. The proposed finite element model is applied to the hydrostatic extrusion of a Cu-clad Al bar. The extrusion loads and thickness ratios of the clad materials by the proposed model are compared in detail to values from experiments reported in the literature. Finally, it is concluded that the proposed finite element model is useful in practical implementations.

Key Words : Hydrostatic Extrusion, Penalty Contact Algorithm, Biaxial Bar, Traction Boundary Conditions, Consistent Penalty Finite Element Method(CPFEM)

1. 서 론

정수압 압출은 펀치가 소재에 직접 접촉하여 밀어내는 일반 압출에 비하여 장점이 많다. 정수압 압출은 펀치나 컨테이너 내부의 벽이 소재와 직접 접촉하지 않고 유체의 압력으로 성형을 일으키므로 컨테이너 압출공정에서 종종 관찰되는 결함이 거의 없이 기계적 성질이 우수한 제품을 생산한다[1~3]. 특히 클래드 봉의 정수압 압출은 소재 내부에 고압을 일으켜 성형중인 소재 내부의 미세크랙등의 생성을 줄이고, 클래드 봉의 내재와 외재의 접합면에서 박리를 억제하는 장점이 있다[4,5]. 정수압 압출은 소재에 직접 접촉하지

않으며 출구로 밀어내는 컨테이너 내부의 고압을 유지해야 하는 어려움으로, 정수압 압출기의 설계와 제작에는 고난도의 기술과 정밀한 제어가 필요하여 많은 연구가 이루어져 왔다[6~8].

정수압 압출 공정에서 컨테이너 내부의 유체는 소재에 직접 접촉하여 고압을 작용한다. 이와 같이 소재와 유체의 접촉은 유한요소해석에서 압력 경계조건으로 모델링된다. 일반적으로 소성변형에 의한 비선형 경계치 문제의 경우에 압력 경계조건은 수렴을 불안정하게 한다. 체적불변의 소성변형을 해석하는 수학적 모델은 정역학적으로 부정정 변수인 평균응력, 또는 음의 정수압응력은 경계조건으로부터 평형을 만족시키도록 결정된다.

1. 국민대학교, 대학원 기계설계학과
2. 한국생산기술연구원, 성형기술연구팀
Corresponding author : School of Mechanical System Engineering,
Kookmin University, E-mail: yslee@kookmin.ac.kr

한편 압력경계 면에서의 표면력 벡터(traction)는 전단응력과 평균응력의 합으로 이루어져 반복해석의 과정에서 수렴에 문제를 일으킨다. 체적불변의 소성변형해석에서 정수압응력은 항복에 영향을 주지 않는 것이 일반적이다. 따라서 반복 해석 과정에서 올바르게 나타낸 정수압응력으로 수렴하여도 전단변형의 예측에는 영향을 주지는 않는다. 그러나 클래드 재의 정수압 압출 공정 해석에서는 내재와 외재의 접촉부에서 정확한 정수압응력의 값에 대한 예측을 필요로 하여 올바른 정수압응력을 예측할 수 있는 모델링 기법이 필요하다.

본 연구에서는 정수압 압출 공정의 유한요소해석에서 일반적으로 야기되는 이러한 문제점을 피하는 실용적 유한요소 공정해석 모델을 제시한다. 더불어 제시하는 벌칙접촉 모델에 도입되는 변수들의 영향을 조사하고, 본 연구의 예측을 문헌에 보고된 실험 결과[7]와 비교하여 제시된 공정해석 모델의 타당성을 입증한다.

2. 정수압 압출 공정의 유한요소 해석 모델

2.1 유한요소 수식화

본 연구에서 수행되는 정수압 압출 중인 소재가 겪는 소성변형에서는 체적변화가 거의 없다. 이러한 대변형의 수학적 모델은 모멘텀 평형을 만족시키는 가상일률 법칙에 체적변형률이 영이 된다는 조건을 부가적으로 만족시켜야 한다. 즉, 가상일률 법칙과 제한조건은 다음과 같다.

$$\delta J = -\int_V \sigma' \cdot \delta \mathbf{d} dV + \int_V p \operatorname{tr}(\delta \mathbf{d}) dV + \int_S \mathbf{t} \cdot \delta \mathbf{u} dS \quad (1)$$

$$p = -\lambda \operatorname{tr}(\mathbf{d}) \quad (2)$$

윗 식에서 σ' 와 \mathbf{t} 는 각각 편차 응력텐서와 표면력벡터이고, 가상 변형률속도텐서 $\delta \mathbf{d}$ 는 가상속도 $\delta \mathbf{u}$ 에 의해 동반되는 변수이다. 압력 p 는 벌칙상수(Penalty parameter) λ 를 매개로 모사되거나 직접 라그랑지 승수(Lagrange multiplier)로 사용될 수 있다. 본 연구에서는 벌칙 해석에서와 같이 식(2)의 λ 를 0.5에 가까운 벌칙상수로 대입하고, 라그랑지안 해석에서와 같이 속도와 압력을 형상함수를 이용하여 근사화한다. 즉,

$$\mathbf{u} = [N]\{U\}, \quad p = [M]\{P\} \quad (3)$$

윗 식에서 $[N]$ 과 $[M]$ 은 각각 속도와 압력의 형

상함수이다. 속도와 압력을 근사화한 식 (3)을 식 (1)과 (2)에 대입하여 요소단위의 정식을 구한 후에 압력항 $\{P\}$ 을 소거하여 절점에서의 속도 $\{U\}$ 만의 함수로 자유도의 수를 줄이는 벌칙 정식화를 수행한다. 이와 같은 요소단위의 정식화를 전체 요소에 관하여 수행하고 조합하여 최종의 유한요소정식은 속도만의 함수로 다음과 같이 나타낸다.

$$[[K_\mu] + [K_\lambda]] \{U\} = \{F\} \quad (4)$$

윗 식에서 $[K_\mu]$ 는 식 (1)의 편차응력에 의한 강성행렬이고, $[K_\lambda]$ 는 식(1)과 (2)의 압력 항을 소거하며 얻은 강성행렬이다. 이러한 상응 벌칙 유한요소법(Consistent Penalty Finite Element Method)은 체적불변의 소성변형의 해석에서 정확한 정수압응력을 예측하는 것으로 확인되었으며 상세한 설명은 참고문헌 [9]에 주어진다.

2.2 표면력 경계조건의 벌칙화

정수압 압출기의 컨테이너 내부는 Fig. 1에서 보여지는 바와 같이 소재와 직접 접촉이 없으나 변형구역을 둘러싸는 금형의 경사부는 소재와 윤활 접촉으로 컨테이너 내부보다도 고압을 이루어 유체의 손실을 막는다. 이러한 정수압 압출의 모델링에서는 컨테이너 내부에서 금형의 경사부와 접촉하기 전의 소재 표면에 적용되는 표면력 경계조건은 비선형의 논-뉴토니안(Non-Newtonian) 금속 유동의 반복법에 의한 해석과정에서 수렴을 안정화시키지 못한다.

체적불변의 조건을 갖는 금속의 소성변형에서 평균응력, 즉 음의 정수압응력은 항복에 영향을 주지 못하며, 정역학적으로 부정정이 된다. 예를 들어 탄성변형을 모사하는 후크의 법칙(Hooke's Law)은 평균응력을 구하는 구성방정식을 포함하나, 소성변형의 경우에는 정수압응력을 구하는 구

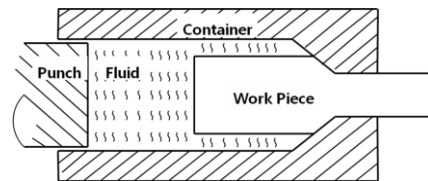


Fig. 1 A schematic drawing for the hydrostatic extrusion of a Cu-Al biaxial bar

성방정식이 없다. 경계조건으로 사용되는 표면력 벡터는 편차응력과 평균응력의 합으로 이루어진다. 이러한 표면력 경계조건으로부터 압력(p) 항에 관련한 평형이 내부로 전파되어 식 (1)과 (2)로 나타나는 물체 전체의 평형을 만족시키게 된다. 압력은 응력의 차원으로 변위 구배의 차원을 갖으며, 변위를 주변수로 하는 정식화에서 변형률과 응력은 비교적 오차가 크게된다. 이러한 이유로 변위를 주변수로 하는 유한요소해석에서는 표면력 벡터가 경계조건으로 사용되면 수렴이 매우 불안정적이어서 대부분의 경우에 해를 얻지 못하고 있다.

위의 문제를 극복하기 위하여 본 연구에서는 정수압 압출공정의 유한요소해석 모델을 다음과 같이 고안하였다. 먼저 소재의 변형구역을 둘러싸고 있는 금형의 경사부는 기존의 경우와 같이 마찰이 없는 변위 경계조건을 유지한다. 소재가 금형의 경사부를 지나는 동안에는 윤활의 역할을 할 정도의 극히 얇은 유체막의 형성으로 유체의 손실은 거의 없다. 이에 컨테이너 내부에서 펀치의 이동속도(v_p)와 소재의 뒷면의 이동속도(v_w)는 컨테이너 내부 유체의 체적불변을 가정으로 다음과 같은 관계식을 갖는다.

$$v_p \pi r_p^2 = v_w \pi r_w^2 \quad (5)$$

위 식에서 구한 소재의 속도(또는 변위 증분)는 소재 뒷면의 경계조건으로 사용할 수 있다. Fig. 2에 나타난 바와 같이 금형의 벽과 근접하는 소재의 부분에는 금형과 소재 사이의 벌칙 접촉을 가정하여 소재의 뒷면에 작용하는 표면력과 같은 크기의 접촉압력을 구하도록 모델 상수를 조정하는 벌칙접촉(Penalty Contact)을 고안하였다. 즉, 벌칙접촉을 적용하는 경우에 소재의 벌칙접촉 경계면에 작용하는 압력 즉 벌칙접촉압력(p)은 다음의 식으로 구한다.

$$p = \begin{cases} \frac{P_0}{1-e^{-D_c}} [e^{-D} - e^{-D_c}] & \text{when } 0 \leq D \leq D_c \\ 0 & \text{when } D_c \leq D \end{cases} \quad (6)$$

윗 식에서 P_0 와 D_c 는 각각 임계 벌칙접촉압력(Critical penalty contact pressure)과 임계 벌칙접촉간격(Critical penalty contact distance)이다. 식 (6)으로 모사되는 P_0 , D_c 와 압력(p)의 관계가 Fig. 3에 그래프로 보여진다.

임계 벌칙접촉압력의 물리적 의미는 경계조건

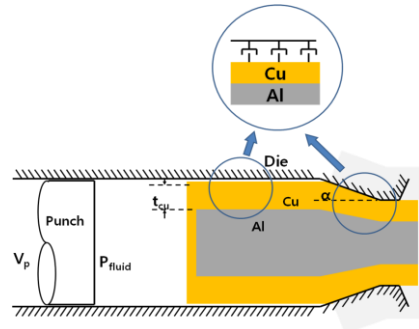


Fig. 2 A finite element model with a penalty contact algorithm between the workpiece and the container in hydrostatic extrusion

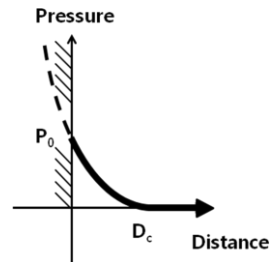


Fig. 3 Pressure vs. the contact gap between the workpiece and the container in hydrostatic extrusion

으로 사용되어야 하는 표면력의 한계치이다. 반면에 임계 벌칙접촉간격은 벌칙접촉으로 구한 벌칙접촉압력 즉 표면력이 컨테이너 내부의 압력과 같은 크기가 되도록 도입한 가상의 간격으로 벌칙접촉압력이 영이 되는 간격이다.

벌칙접촉 알고리즘을 이용하는 해석에서는 P_0 와 D_c 를 결정하는 것이 중요하며 이를 위해서는 소재의 물성과 벌칙함수의 특성에 대한 이해가 필수적이다. 실제의 해석에서는 소재의 물성과 공정조건을 고려하여 임계 벌칙접촉압력을 먼저 선정하고, 압력(p)가 컨테이너 내부의 압력과 같아질 때까지 D_c 를 조절하여 해석하는 과정을 되풀이한다. 초기의 P_0 와 D_c 의 결정에 관하여는 다음 절에서 논의한다.

3. 결과 및 분석

소재의 점소성 변형 해석을 위한 상응 벌칙 유한요소법(CPFEM, Consistent Penalty Finite Element

Method)에 컨테이너 내부의 유압에 의한 표면력 경계조건을 벌칙접촉법으로 치환하여 결합한 본 연구의 모델링 기법의 타당성을 조사한다. 이러한 목적으로 Park[7]등이 수행하여 문헌에 보고한 Cu-Al 이중봉의 정수압 압출공정을 전산모사 한다. Park 등은 반경 15mm인 Cu-Al 이중봉을 압출비, 다이반각 등을 변화시켜가며 상온 정수압 압출을 수행하였다. 뒤에 주어지는 해석에서 사용된 물성은 Park 이 실험에 사용한 Cu와 Al의 물성으로 Fig. 4에 주어진다.

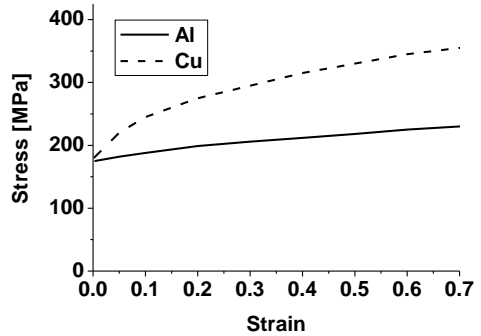


Fig. 4 Stress-strain relationships for Cu and Al

3.1 벌칙접촉모델 상수

일반적으로 물리적 현상을 모사하는 모델에서 모델 상수의 개수는 적으며 예측 결과에 미치는 영향이 크지 않은 것이 바람직하다. 본 연구의 벌칙접촉모델에는 두 개의 상수, 임계 벌칙접촉압력과 임계 벌칙접촉간격이 있다.

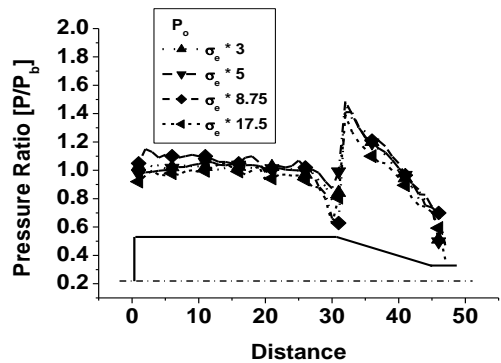


Fig. 5 Variation of a pressure ratio (pd/pb) along the outer surface of a Cu-Al biaxial bar

3.1.1 임계 벌칙접촉압력(P_0)

임계 벌칙접촉압력의 영향을 조사하기 위하여 실험에서 보고된 압출비 9 다이반각 30° 의 상온 정수압 압출을 전산모사하였다. 임계 벌칙접촉압력은 실험에서 보고된 Cu의 최대 항복응력에 근사한 400MPa의 1.5배에서 17.5배의 범위로 선정하였으며, 이 경우에 임계 벌칙접촉압력의 범위는 실험에서 측정된 정수압 압출압력(700MPa)의 1.13 ~ 10배 정도의 범위가 되었다.

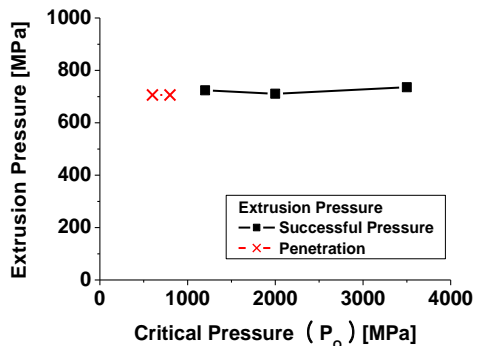


Fig. 6 Effects of a critical penalty contact pressure on the predicted extrusion pressure

벌칙접촉모델에 의하여 예측된 이중봉 바깥 표면에서의 벌칙접촉압력(p)을 편치접촉압력(p_b)으로 나누는 값으로 압력비(Pressure ratio, p/p_b)를 정의하였다. 따라서, 압력비가 1 일 때, 정수압 압출기 컨테이너 압력에 관한 본 연구의 예측이 유효하게 된다.

Fig. 5에는 벌칙접촉모델이 적용된 부분에서 압력비의 분포를 보여준다. 소재가 컨테이너에서 다이 경사부로 들어가기 전에는 압력비가 1에 근접하여 본 연구의 예측이 유효함을 보여준다. 압력비가 다이 경사 부 입구에서 급격히 증가하는 것은 컨테이너 내부의 오일의 유출을 막는 현상을 설명해 주며, 실험에서 관찰되는 현상의 분석을 보완해준다. 그림에서 보여지는 바와 같이, 임계 벌칙접촉압력의 크기가 모델 예측에 미미한 영향을 미치는 것은 본 연구에서 제시하는 유한요소 해석 모델의 장점이 된다.

예측된 압출압력의 변화를 보여준다. Park이 실험에서 측정된 압출압력은 약 700MPa 로 본 연구의 예측과 5% 미만의 오차가 나타났다. 그러나, Fig. 6에서 X로 표시된 점은 임계 벌칙접촉압력이 항복응력의 2.5배인 1,000MPa 미만인 경우인데 벌칙접촉 모델을 적용한 부위에서 다이 내부로 침투하

Fig. 6에서는 임계 벌칙접촉압력의 크기에 따라

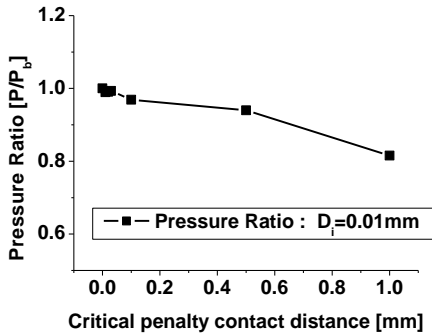


Fig. 7 Effects of a critical penalty contact distance on the pressure ratio

는 것을 보여주었다. 임계 벌칙접촉압력이 항복응력의 약 10배인 4,000MPa 이상인 경우에도 적절치 못한 벌칙접촉압력을 주는 것으로 나타났다. 이에 항복응력의 3~10배의 값을 추천하며 본 연구에서는 5배의 값을 사용한다.

3.1.2 임계 벌칙접촉간격 (D_c)

정수압 압출 중인 금속 클래드 소재가 겪는 변형의 대부분은 소성변형이며 탄성변형은 매우 작아 강소성 해석을 하는 경우가 많다. 본 연구의 해석모델에서 임계 벌칙접촉간격의 선정에는 소재의 크기와 요소의 크기를 고려한다. 소재의 크기와 관련된 반경방향의 최대 탄성 변형량을 임계 벌칙접촉간격의 기준치로 하였으며, 요소의 크기와 관련하여서는 벌칙접촉면을 갖는 요소의 평균크기(Lm)를 기준으로 0.01 ~ 0.5 배의 크기를 임계 벌칙접촉간격으로 선정하여 조사 하였다.

압출비 4, 다이반각 30도, 초기 이중봉의 바깥지름은 30mm, 외재인 Cu의 두께는 4mm의 조건에서 임계 벌칙접촉간격 D_c 의 영향을 조사하였다. 임계 벌칙접촉압력 P_0 는 2000MPa, 초기 금형과 소재의 간격은 임계 벌칙접촉간격의 0.5배의 크기를 사용하여 해석한 결과는 Fig. 7에 주어진다. 임계 벌칙접촉간격이 반경방향 최대 탄성 변형량인 0.03mm 이내에서는 압력비(p/p_b)가 1에 근접하여 본 연구의 해석모델이 유효하였으나, 0.03mm 보다 큰 경우에는 벌칙접촉해석모델의 타당성을 보증하지 못하는 것으로 나타났다. 따라서 본 논문에서는 소재의 반경방향 최대 탄성 변형량을 임계 벌칙접촉간격의 최대치(D_{cm})로 제안하였다. 한편, 요소의 평균크기 $Lm=0.375mm$ 로 D_c 최대치인 0.03mm는 $0.08*Lm$ 이다. 따라서 요소 크기의 0.01,

0.02, 0.05 0.08 배에 따른 D_c 의 영향은 미미한 것으로 조사되었다.

3.2 모델 타당성 조사

본 연구에서 제시한 유한요소해석의 타당성을 검증하기 위하여 문헌에 보고된 정수압 압출실험 조건에 근거한 유한요소해석의 예측을 실험 결과와 비교하였다. 다음에 주어지는 유한요소해석에서 유체와 접촉하는 소재의 표면에는 벌칙접촉을 적용하여 마찰상수는 영이 되고, 앞 절에서의 조사를 바탕으로, P_0 는 최대항복응력의 5 배인 2,000MPa, D_c 는 반경방향 최대 탄성 변형량의 0.3 배인 0.01mm를 사용하였다.

3.2.1 정수압 압출압력

Cu-Al 이중봉의 상온 정수압 압출에서 다이 반각은 30도로 고정하고 압출비를 변화시킬 때, 본 연구의 유한요소해석으로 예측한 압출압력과 실험치와 비교하여 Fig. 9에 보여준다. 압출비의 증가에 따른 정수압 압출압력이 증가하는 기울기와 크기에 관련하여 모델의 예측이 실험과 매우 유사하다. 압출비가 3.11 일 때에 실험과 모델 예측의 최대 오차는 5% 정도로 나타나고 있다.

Fig. 10에서는 압출비를 4로 고정하고, 다이 반각을 변화시켰을 때에 컨테이너 내부의 정수압 압출압력 변화를 실험에서 측정된 값과 모델이 예측하는 값을 비교하여 보여주고 있다. 유한요소 해석에 의한 예측과 실험결과는 변화의 경향이 유사하고 크기도 비슷하게 나타난다.

3.2.2 두께변화

Cu-Al 이중봉의 정수압 압출에서 Cu와 Al 두께 변화의 예측은 공정설계에 중요한 인자이기에, 유한요소해석은 두께 변화의 예측에 관한 높은 신뢰성이 요구된다.

Park 등의 논문에는 관형의 외재인 Cu의 초기 두께가 1.17mm, 2mm, 3.95mm인 경우에 압출비 4 또는 9로 정수압 압출하는 동안에 Cu의 두께 변화를 측정하여 보고하였다. 본 연구의 유한요소해석 모델로 Park등의 실험과 같은 공정 조건을 적용하여 예측한 결과를 Fig. 11에서 보여준다.

구리의 두께감소 구배가 비교적 작은 값을 유지하다가 변형구역을 벗어나기 전에 커지는 경향을 보여주고 있다. 이것은 변형구역에 들어온 Cu-Al 이중봉이 초기에는 항복응력이 낮은 알루미늄

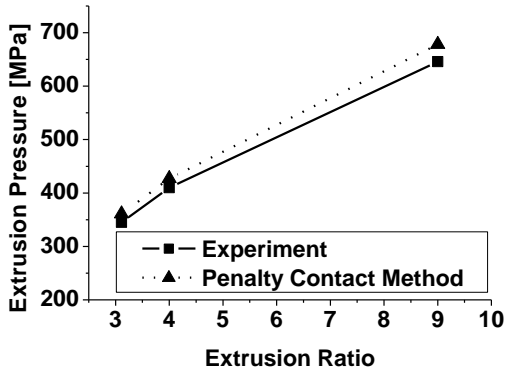


Fig. 9 Comparison of the predicted extrusion pressure with the experimental one for various extrusion ratios

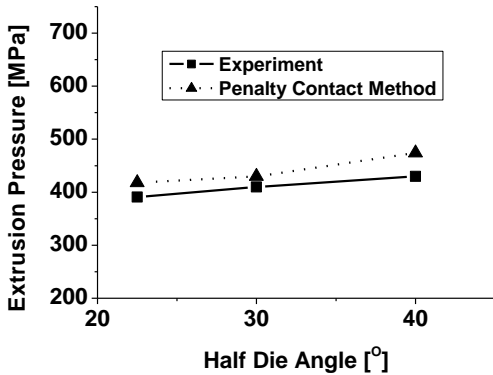


Fig. 10 Comparison of the predicted extrusion pressure with the experimental one for various half die angles

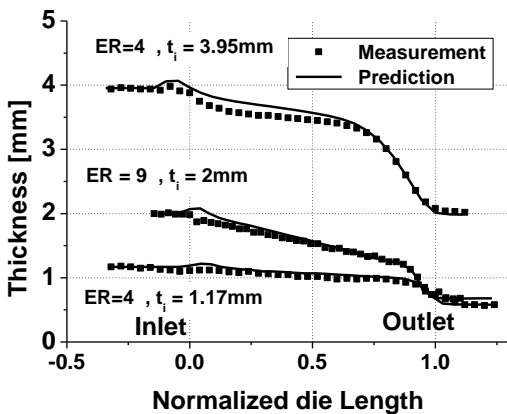


Fig. 11 Comparison of the predicted Cu thickness with the experimental one for various extrusion ratios

미늘이 먼저 소성변형을 시작하여 변형경화가 진행되고 변형구역을 벗어나기 전에야 구리가 변형이 시작되는 것으로 분석된다. 세 경우 모두에서 유사한 두께 변화의 경향을 보여주고 있어 본 연구에서 제시하는 정수압 압출공정의 유한요소해석 모델의 타당성을 입증하고 있다.

4. 결론

이중봉의 정수압 압출공정에서 소재의 점소성 변형을 모사하는 상응 벌칙 유한요소법(CPFEM)에 컨테이너 내부유압에 의한 표면력 경계조건을 벌칙접촉법으로 치환하여 결합한 유한요소 공정해석 모델을 제시하였다. 이러한 공정해석모델은 비압축성 유동에서 야기되는 압력경계조건에 의한 수렴의 불안정성을 제거하였다.

문헌에 보고된 Cu-Al 이중봉의 상온 정수압 압출공정의 실험결과를 전산모사하여 본 연구의 벌칙접촉모델에 사용된 임계 벌칙접촉압력과 임계 벌칙접촉간격의 적정 범위를 제시하였다. 두 개의 모델상수들이 추천하는 범위 내에서 사용될 때에는 정수압 압출공정의 유한요소해석의 예측에 비교적 영향이 적은 것으로 조사되었다.

또한 본 연구의 유한요소해석 모델이 예측한 정수압 압출 압력과 Cu 두께를 실험 결과와 비교하였고, 이를 통하여 제시한 공정해석 모델의 타당성을 입증하였다.

후 기

본 연구는 지식경제부의 소재원천과제에 대한 지원과 국민대 연구비의 지원으로 이루어 졌으며 이에 감사드립니다.

REFERENCES

- [1] K. Osakada, M. Limb, P. Mellor, 1972, Hydrostatic Extrusion of Composite Rods With Hard Cores, Int. J. Mech. Sci., Vol. 15, No. 4, pp.291-307.
- [2] N. Inoue, M. Nishihara, 1985, Hydrostatic Extrusion: Theory and Applications, Elsevier Applied Science Publishers, UK, pp. 249~2836.
- [3] W. Zhang, N. Bay, 1992, Influence of Hydrostatic Pressure in Cold Pressure Welding, CIRP Ann. Manuf. Technol., Vol. 41, No. 1, pp. 293~297.

- [4] H. J. Park, K. Na, N. S. Cho, Y. S. Lee, 1995, Hydrostatic Extrusion of Copper-Clad Aluminum Rod, Trans. Mater. Process., Vol. 4, No. 2, pp. 123~130.
- [5] H. J. Park, K. Na, N.S. Cho, Y. S. Lee, S. W. Kim, 1997, A Study on the Hydrostatic Extrusion of Copper-clad Aluminum Tube, J. Mater. Process. Technol., Vol. 67, No. 1-3, pp. 24~28.
- [6] M. Shiomi, K. Mori, K. Osakada, 1993, Simulation of Steady-State Hydrostatic Extrusion Using Rigid-Plastic Finite Element Method, J. of JSME A, Vol. 59, pp. 192~197.
- [7] H. J. Park, 1997, Criterion in Bi-Metal Hydrostatic Extrusion, Ph.D Thesis, KAIST, Korea.
- [8] Y. S. Lee, J. S. Kim, S. H. Yoon, H. Y. Lee, 2009, Forming Characteristics for the Bundle Extrusion of Cu-Ti Bimetal Wires, Trans. Mater. Process., Vol. 18, No. 4, pp. 343~346.
- [9] Y. S. Lee, P. R. Dawson, 1993, Modeling Ductile Void Growth in Viscoplastic Materials - Part 2: Application to Metal Forming, Mech. Mater., Vol. 15, No. 1, pp. 35~52.