

마그네트론 양극 성형공정의 UBET해석 및 모형실험

조 관 형,* 배 원 병,** 김 영 호,** 양 동 열***

UBET Analysis and Model Test of The Forming Process of Magnetron Anode

K. H. Jo,* W. B. Bae,** Y. H. Kim,** D. Y. Yang***

ABSTRACT

Copper magnetron anode of a microwave-oven consists of an cylindrical outer-tube and various inner-vanes. The magnetron anode is produced by the complex processes ; vane blanking, pipe cutting and silver-alloy brazing of vanes. Recently, the backward extrusion process for forming vanes has been developed to avoid the complex procedures. The developed process is analyzed by using upper-bound elemental technique(UBET).

In the UBET analysis, the upper-bound load, the configuration and the vane-height of final extruded product are determined by minimizing the total power consumption with respect to chosen parameters.

To verify theoretical analysis, experiments have been carried out with pure plasticine billets at room temperature, using different web-thickness and number of vanes. The theoretical predictions both for forming load and vane-height are in reasonable agreement with the experimental results.

Key Words : magnetron anode(마그네트론 양극), silver-alloy brazing(은납땜), UBET(상계 요소법)

기호설명

D_o : 소재의 초기 직경
 H_o : 소재의 초기 높이
 H_m : 예비성형체의 웨브두께

H_f : 최종 성형품의 웨브두께
 J^* : 전체 에너지 소비율
 k : 순수 전단 항복응력
 L : 상계하중
 m : 마찰상수(Friction Factor) ($0 < m < 1$)

* 부산대학교 대학원

** 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터

*** 한국과학기술원 정밀공학과

- U_b, A_s : 최적화 변수
- U_0 : 다이 하강 속도
- \dot{W}_I : 내부 변형 에너지 소비율
- \dot{W}_S : 전단 변형 에너지 소비율
- \dot{W}_F : 마찰에 의한 에너지 소비율
- $\dot{\epsilon}_R, \dot{\epsilon}_\theta, \dot{\epsilon}_z$: 원주 좌표계에서의 변형률 속도성분
- $\frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon}$: 유효 변형률속도
- $\bar{\sigma}_i$: 요소별 유동응력
- τ : 전단응력

1. 서 론

온간단조는 냉간단조보다 온도를 높여서 피가공재의 변형저항을 낮추고, 열간단조보다는 온도를 낮게해서 단조품의 치수정밀도를 높이는 것이 목적이다. 또 온간단조품에는 기계적 성질이 향상되는 효과도 볼 수 있고, 생산면에서 냉간단조에서는 곤란한 강도가 높은 재료의 트랜스퍼 단조도 용이한 이점이 있다. 그러나, 온간단조가 많이 채용되지 않았기 때문에 금형 재료의 선정, 금형수명의 예측, 윤활방법의 선택에 어려움이 많다.

이러한 문제점에도 불구하고 여러 장점 때문에 종래 한정된 분야에서 행해져 왔던 온간단조가 최근 수년만에 급속히 보급되어서 베어링 레이스, 등속 조인트, 베벨기어, 소켓렌치, 인젝터바디 등과 같은 각종 부품이 온간단조로 생산되고 있다.⁽¹⁻²⁾

한편, 전자렌지 부품인 마그네트론 양극(Magnetron Anode)은 Photo 1과 같이 형상이 복잡하여, 현재 블랭킹 작업에 의해 베인(Vane)을 제작한 후, 이 들 하나하나를 원통 내면에 은(銀)으로 브레이징(Brazing)하는 공정을 택하고 있다. 이와같이 현재 공정은 매우 복잡하여, 최근에는 베인과 원통을 동시에 성형하는 후방압출 공정이 개발되었다.⁽³⁾ 이 공정에서는 2단계 공정으로 나누어, 1차공정에서는 예비성형체를 성형하고, 2차공정에서는 온간성형으로 내부베인을 성형한다. 이 베인 성형과정의 재료의 유동은 매우 복잡하여 이제 까지 해석된 바 없다. 그러므로 마그네트론 양극의 베인 후방압출 공정에서 재료유동을 더 정확히 파악하기 위해서는 이에 대한 해석이 요청된다.

본 연구에서는 프로그램 구성이 간단하고 계산량이 적어 실행속도가 빠른 UBET를 사용하여 베인 성형공정을 해석하고자 한다.

UBET는 상계해법의 발전된 형태로서 Kudo⁽⁴⁾가

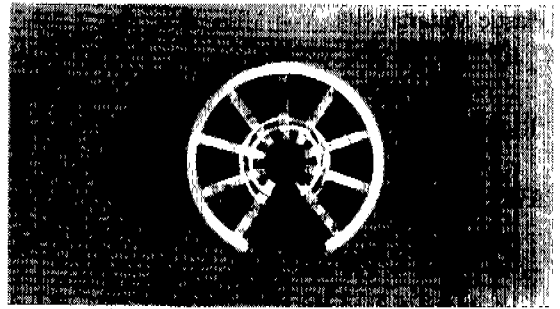


Photo 1 Final product of magnetron anode

단순한 축대칭 및 평면변형 문제 해석에 단위 변형영역(Unit Deforming Region)의 개념을 도입하면서 시작되었다. 이후에 Bramley,⁽⁵⁾ Kiuchi⁽⁶⁾ 등에 의하여 UBET에 대한 연구가 본격화되었다.

최근에는 Kim 등⁽⁷⁾이 UBET를 이용하여 리브-웹형(Rib-Web-Type) 단면의 축대칭 제품의 형단조 해석에서, 경계조건을 달리한 몇가지 유동모델에 대한 소재의 유동 경향, 단조하중 및 다이 충만도를 비교·분석하여 적절한 유동 모델을 제시하였으며, 플라스틱신(Plasticine)을 사용한 실험에 의하여 해석결과를 검증하였다.

본 연구의 목적은 전자렌지의 부품인 마그네트론 양극의 후방압출 공정에 대해, 2차 베인 성형공정의 웹 두께 및 압출하중 등을 UBET에 의한 이론해석을 하고, 이를 플라스틱신(Plasticine)에 의한 모델실험에 적용하여 그 타당성을 검토하고자 한다.

2. 이론해석

2.1 기본가정.

UBET해석을 위하여 다음과 같은 가정을 한다.

- i) 재료는 등방성, 비압축성이고 강소성체(Rigid-

Plastic Material)이며, Von Mises 항복조건을 따른다.

ii) 변형중 소재의 체적변화는 없다.

iii) 금형, 펀치 및 금형 구속 장치는 완전 강체 (Rigid Body)이다.

iv) 소성변형중 온도변화는 무시하고 유효응력은 유효변형률만의 함수이다.

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n \quad (1)$$

v) 마찰조건은 소성변형중 일정하며, 단위 면적당 마찰력 τ 는 다음 식으로 표현된다.

$$\tau = mk, \quad 0 < m < 1 \quad (2)$$

여기서 m 은 마찰상수이고, k 는 순수전단 항복응력이다.

2.2 동적 가용 속도장

UBET는 상계법의 발전된 형태로서 단위 변형 영역 (Unit Deforming Region)의 개념을 부가한 것이다. 그 해석방법은 소성변형 영역을 여러가지 형태의 요소로 분할하고, 분할된 각 요소에 대해 속도경계조건, 비압축성조건, 수직속도 연속조건 등을 만족시키는 동적 가용속도장 (Kinematically Admissible Velocity Field)을 구하여 이들을 조합시킨 후 전체 에너지를 최소화 시키는 것이다.

본 연구에서 마그네트론 양극의 2차 공정인 베인부분의 후방압출을 UBET로 해석하기 위하여 Fig. 1과 같이 대칭면을 기준으로 요소를 분할하였다. 펀치가 U_0 의 속도로 내려오게 되면 소재의 리브부분은 U_b 의 속도로 후방압출되며, 베인부분도 함께 성형이 된다.

요소형태는 Fig. 1~Fig. 3과 같이 베인 성형이 시작되는 펀치 선단부를 기준으로 하여 아래 부분과 윗부분으로 나누었다. 아래부분은 부채꼴 요소(E1), 환상편요소(E2, E4), 곡선부분이 있는 사각형 요소(E3)로 구분하였고, 윗부분은 곡선부분이 있는 사각형 요소(E5), 환상편요소(E6)로 구분하였으며, 요소수는 6개이고 요소6은 준강체(Pseudo-Rigid Body)로 간주하였다. 좌표계는 중심을 O에 둔 R- θ -Z의 원주좌표계를 사용하였다.

요소별 속도장은 요소1과 4에 대해서는 축대칭 요소로 간주하여 θ 방향의 속도는 존재하지 않는다고 가정하였고, 요소2와 3에 대해서는 Z방향과 R방향의 속도를 선형적으로 가정한 후, θ 방향의 속도는 비압축성 조건에 의해 구했다. 베인 성형 요소(E5)에 대해서는 베인 폭이 상당히 좁으므로 R과 θ 방향의 속도는 존재하지 않

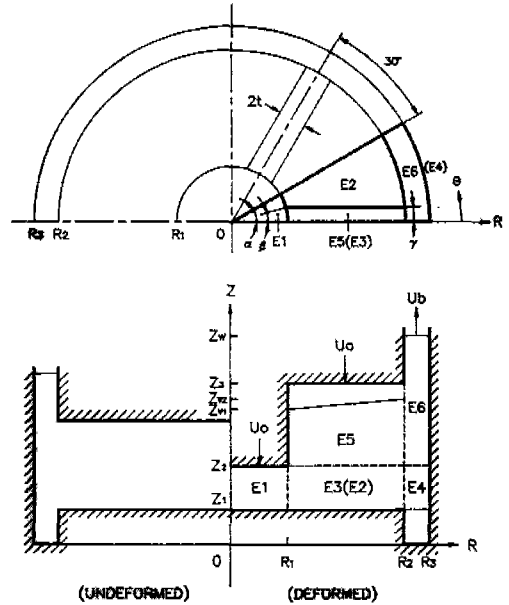


Fig. 1 Element division for UBET simulation

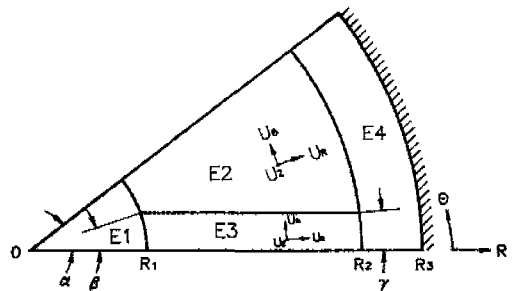


Fig. 2 Velocity components in the elements of lower portion ($Z_1 \leq Z \leq Z_2$)

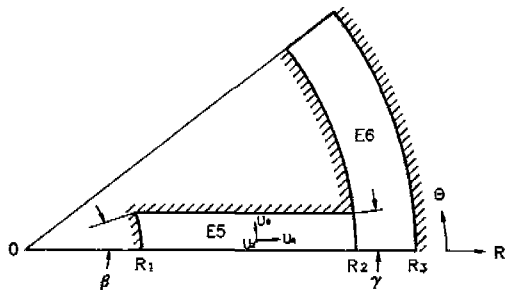


Fig. 3 Velocity components in the elements of upper portion ($Z_2 \leq Z \leq Z_w$)

는다고 가정을 하였다.

각 요소의 속도장은 다음과 같으며, 속도장에 사용된 상수들은 요소 경계면에서의 수직속도 연속조건에 의해 구했다.

(1) 부채꼴 요소(E1)

부채꼴 요소에 대하여 가정한 속도장은 다음과 같다.

$$U_z = A_1 Z + B_1 \quad (3a)$$

$$U_\theta = 0 \quad (3b)$$

$$U_R = G(R) \quad (3c)$$

원주 좌표계에서의 비압축성 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial U_z}{\partial Z} + \frac{\partial U_R}{\partial R} + \frac{1}{R} \frac{\partial U_\theta}{\partial \theta} + \frac{U_R}{R} = 0 \quad (4)$$

식(3)을 식(4)에 적용하여 G(R)을 구하면 다음과 같다.

$$G(R) = -\frac{1}{2} A_1 R + \frac{E_1}{R} \quad (5)$$

속도장에 사용된 상수 A₁, B₁, E₁은 다음 경계 조건식으로부터 구할 수 있다.

$$Z = Z_1 : U_z = 0 \quad (6a)$$

$$Z = Z_2 : U_z = -U_0 \quad (6b)$$

$$R = 0 : U_R = 0 \quad (6c)$$

$$A_1 = -\frac{U_0}{Z_2 - Z_1}, \quad B_1 = \frac{U_0 Z_1}{Z_2 - Z_1}, \quad E_1 = 0$$

(2) 환상편 요소(E2)

환상편 요소에 대하여 가정한 속도장은 다음과 같다.

$$U_z = A_2 Z + B_2 \quad (7a)$$

$$U_R = C_2 R + D_2 \quad (7b)$$

$$U_\theta = G(R, \theta) \quad (7c)$$

식(7)을 식(4)에 적용하여 G(R, θ)을 구하면 다음과 같다.

$$G(R, \theta) = -[(A_2 + 2C_2)R + D_2]\theta + E_2 \quad (8)$$

속도장에 사용된 상수 A₂, B₂, C₂, D₂, E₂는 다음 경계 조건식으로부터 구할 수 있다.

$$Z = Z_1 : U_z = 0 \quad (9a)$$

$$Z = Z_2 : U_z = -U_0 \quad (9b)$$

$$\theta = \alpha : U_\theta = 0 \quad (9c)$$

$$R = R_1 : (U_R)_1 = (U_R)_2 \quad (9d)$$

$$R = R_2 : (U_R)_2 = (U_R)_4 \quad (9e)$$

$$A_2 = A_1, \quad B_2 = B_1$$

$$C_2 = \frac{1}{2(R_1^2 - R_2^2)} [A_1 R_1 + A_1 R_2] + \frac{E_1}{R_2(R_2 - R_1)}$$

$$D_2 = -\left(\frac{1}{2} A_1 + C_2\right) R_1, \quad E_2 = [(A_2 + 2C_2)R + D_2]\alpha$$

(3) 곡선부분이 있는 사각형 요소(E3)

곡선부분이 있는 사각형 요소에 대하여 가정한 속도장은 다음과 같다.

$$U_z = (A_3 R + R_3)(Z - Z_1) \quad (10a)$$

$$U_R = C_3 R + D_3 \quad (10b)$$

$$U_\theta = G(R, \theta) \quad (10c)$$

식(10)을 식(4)에 적용하여 G(R, θ)을 구하면 다음과 같다.

$$G(R, \theta) = -[A_3 R^2 + (B_3 + 2C_3)R + D_3]\theta + E_3 \quad (11)$$

속도장에 사용된 상수 B₃, C₃, D₃, E₃는 다음 경계 조건식으로부터 구할 수 있다.

$$\theta = 0 : U_\theta = 0 \quad (12a)$$

$$\theta = \sin^{-1} \frac{t}{R} : (U_\theta)_2 \cos \theta - (U_R)_2 \sin \theta = (U_\theta)_3 \cos \theta - (U_R)_3 \sin \theta \quad (12b)$$

$$R = R_1 : (U_R)_1 = (U_R)_3 \quad (12c)$$

$$R = R_2 : (U_R)_3 = (U_R)_4 \quad (12d)$$

$$B_{3(R)} = -A_3 R + A_2 - \frac{D_2 \alpha}{R \sin^{-1} \frac{t}{R}} - \frac{(A_2 + 2C_2) \alpha}{\sin^{-1} \frac{t}{R}}$$

$$C_3 = C_2, \quad D_3 = D_2, \quad E_3 = 0$$

(4) 환상편 요소(E4)

환상편 요소에 대하여 가정한 속도장은 다음과 같다.

$$U_z = A_4 Z + B_4 \quad (13a)$$

$$U_\theta = 0 \quad (13b)$$

$$U_R = G(R) \quad (13c)$$

식(13)을 식(4)에 적용하여 G(R)을 구하면 다음과 같다.

$$G(R) = -\frac{1}{2}A_4 R + \frac{E_4}{R} \quad (14)$$

속도장에 사용된 상수 A₄, B₄, E₄는 다음 경계 조건 식으로부터 구할 수 있다.

$$Z = Z_1 : U_z = 0 \quad (15a)$$

$$Z = Z_2 : U_z = U_b \quad (15b)$$

$$R = R_3 : U_R = 0 \quad (15c)$$

$$A_4 = \frac{U_b}{Z_2 - Z_1}, \quad B_4 = -\frac{U_b Z_1}{Z_2 - Z_1}, \quad E_4 = \frac{1}{2}A_4 R_3^2$$

(5) 베인 성형 요소(E5)

베인 성형 요소의 속도장은 아래부분에 연결된 요소 E3과의 경계면에서 수직 속도성분 U_z가 같다고 하여 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$U_z = (A_3 R + B_3)(Z_2 - Z_1) \quad (16a)$$

$$U_\theta = 0 \quad (16b)$$

$$U_R = 0 \quad (16c)$$

2.3 삼계치

상계 이론은 한계 하중 이론(Limit Load Theorem)의 하나로 강소성(Rigid-Plastic) 재료의 경우에 대해 Prager와 Hodge⁽¹¹⁾에 의해 정립되었다. 완전 강소성체의 변형에 관한 모든 동적 가용속도장 중에서 실제 공정에 필요한 에너지 소비율은 다음에 주어진 J*값을 최소화하는 것이다.

$$J^* = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \int_V \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} dv + \int_S \tau |\Delta v| ds - \int_S T_i v_i ds_T \quad (17)$$

여기서, J*는 실제공정에서 필요한 에너지 소비율의 상계이며 *표는 동적 가용속도장에서 얻은 값을 나타낸다. 식(17)은 완전 강소성체로 가공경화를 고려하지

않은 재료에 대하여 적용하였으므로 가공경화를 고려한 경우로 식(17)을 확장할 필요가 있다.

따라서, 본 연구에서는 가공경화를 고려하면서 UBET의 개념을 도입하여 다음 식으로 이론 계산에 적용하였다.

$$J^* = \sum \dot{W}_I + \sum \dot{W}_S + \sum \dot{W}_F \quad (18)$$

여기서, \dot{W}_I 는 내부 변형 에너지 소비율이며, \dot{W}_S 는 요소와 요소 사이의 전단 변형 에너지 소비율, \dot{W}_F 는 다이와 재료사이의 마찰에 의한 에너지 소비율이다.

위 식에서 요소내의 내부 변형 에너지 소비율 \dot{W}_I 는 각 요소의 속도장을 이용하여 유효 변형률속도를 구하고, 유효응력과 유효변형률 속도와의 관계에 의해 다음 식으로 주어진다.

$$\dot{W}_I = \int_V \bar{\sigma}_I \dot{\bar{\epsilon}} dV \quad (19)$$

여기서,

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{\dot{\epsilon}_R^2 + \dot{\epsilon}_\theta^2 + \dot{\epsilon}_Z^2}{2} + \dot{\epsilon}_{R\theta}^2 + \dot{\epsilon}_{\theta Z}^2 + \dot{\epsilon}_{ZR}^2 \right]^{1/2} \quad (20)$$

식(19)에서 $\bar{\sigma}_I$ 는 가공경화 재료에 있어서 t번째 단계에서 유효응력을 나타내며 다음과 같은 방법으로 요소별 가공경화를 고려하였다.⁽¹²⁾

$$\bar{\sigma}_I = K \bar{\epsilon}_I^n \quad (21a)$$

여기서,

$$\bar{\epsilon}_I = \bar{\epsilon}_{I-\Delta t} + \Delta t \dot{\bar{\epsilon}}_{I-\Delta t} \quad (21b)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{I-\Delta t} = \frac{\dot{W}_I}{V_{I-\Delta t} \cdot \bar{\sigma}_{I-\Delta t}} \quad (21c)$$

여기서, $\bar{\epsilon}_I$ 는 시간 t에서의 상당변형률이며, $V_{I-\Delta t}$ 는 시간 t - Δt에서 요소의 체적이다.

전단변형 에너지 소비율 \dot{W}_S 는 속도 불연속면, 즉 요소와 요소사이의 경계에서의 전단변형 에너지 소비율을 나타내며 아래 식과 같다.

$$\dot{W}_S = \frac{\bar{\sigma}_{avg}}{\sqrt{3}} \int_S |\Delta V| ds \quad (22)$$

여기서, $\bar{\sigma}_{av}$ 는 인접한 두 요소의 평균 유효응력이며, $|\Delta V|$ 는 전단 경계면에서의 속도 불연속량이다.

마찰 에너지 소비율 \dot{W}_f 는 다이와 소재 사이에서의 마찰손실에 의한 에너지 소비율을 나타내며 아래 식과 같다.

$$\dot{W}_f = m \frac{\bar{\sigma}_{avg}}{\sqrt{3}} \int_{s_f} |\Delta V|_f ds_f \quad (23)$$

여기서, $\bar{\sigma}_{av}$ 는 인접한 두 요소의 평균 유효응력이며, $|\Delta V|_f$ 는 마찰경계면에서의 속도 불연속량이고, m 은 다이와 소재사이 마찰상수이다.

편치하중은 다음 식으로 구해진다.

$$L = \frac{j^*}{U_0} \quad (24)$$

여기서, U_0 는 편치 하강 속도이다.

에너지 소비율의 상계치를 구하기 위한 최적화 변수는 후방압출속도 U_b 와 미지 경계속도의 계수 A_3 등 2 개이다. 최적화 기법으로 직접 탐색법의 일종인 Flexible Tolerance Method⁽¹³⁾를 사용하였다.

3. 실험

이론해석의 타당성을 검토하기 위하여 실제재료인 동을 직접 이용하여 온간성형 실험을 하여야 하지만, 높은 온도에서 편치의 강도 및 가열장치 등의 문제로 인하여 충분한 실험을 진행하기에 많은 노력과 비용이 필요하다. 이와 같은 경우에 적은 비용으로 유동특성 등을 파악하는 데에는 플라스틱신과 같은 모델재료를 이용하여 실험을 하면 편리하다. 그러므로 상온에서 플라스틱신을 이용하여 모델실험을 하였다. Fig. 4에 후방압출 공정도를 나타내었다.

플라스틱신 시편은 공기가 들어가지 않도록 플라스틱 원통으로 압착하여 적절한 크기로 절단 후 소재유동을 관찰하기 위하여 흰색과 검은색 다섯겹으로 적층하였다. 또한 적층면이 변형도중 분리되는 것을 방지하기 위하여 적층한 시편을 Oven속에서 60℃로 20분간 가열하였으며, 내부 잔류응력을 제거하기 위해 상온에서 하루정도 유지한 후 실험을 하였다.

3.1 실험장치 및 방법

본 연구에서 실험하고자 하는 부품은 형상이 복잡하

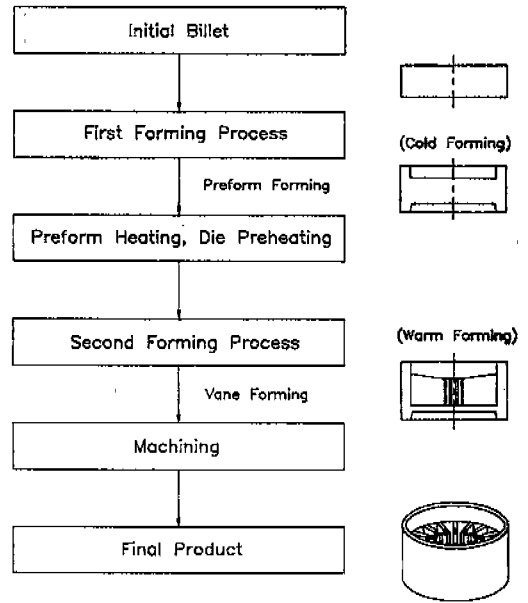


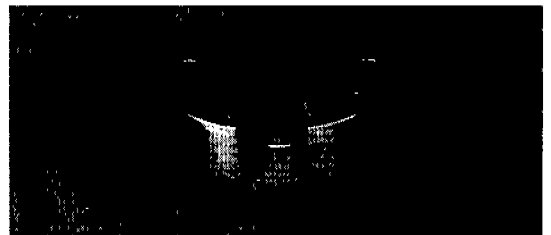
Fig. 4 Process chart

므로 성형 후 형분리에 어려움이 있다. 그래서 S20C를 사용하여 하부다이스와 베인 성형 편치를 각각 3개로 분할하여 제작하였으며, 예비성형체 편치도 함께 제작하였다. 또한 편치는 편평하게 하면 성형성은 좋지만 파손의 위험이 있기 때문에 편치 선단에 3°의 원추각을 주었다. 제작한 다이 형상은 Photo. 2와 같다.

실험장치는 Load Cell이 10ton인 M. T. S. (Materi-



(a) punch



(b) die

Photo 2 Configurations of a extrusion die-set

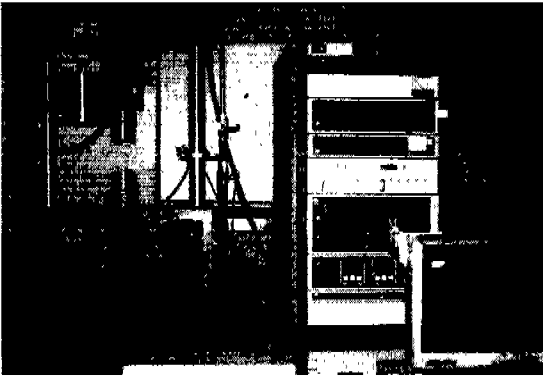


Photo 3 Equipment for model material test(M.T.S.)

al Test System)를 사용하여 실험을 하였고, M.T.S.에 부착된 X-Y Plotter로 하중과 다이 행정곡선을 얻어냈다. 실험하는 동안 시편을 일정 온도로 유지하기 위하여 항온항습기를 사용하여 실내온도를 17℃로 일정하게 유지하였다. 실험에 사용된 M.T.S.는 Photo 3에 나타내었다.

3.2 모델재료 물성시험

실린더 압축시험에 사용된 시편의 치수는 $\phi 30\text{mm} \times 30\text{mm}$ 이며, 실린더 압축시험이 벌징(Bulging)현상을 방지하기 위하여 시편과 다이에 윤활을 하였다. 윤활제로 바셀린(Baseline)을 사용하였으며, 상온에서 일정 변형을 속도로 압하율 50%까지 압축하였다. 플라스틱은 속도 민감성 재료이지만, 다이 하강속도는 0.5mm/s, 온도는 17℃로 일정하게 유지하면서 실험을 하였다. 그러므로 응력은 변형률에만 관계된다고 가정한다.

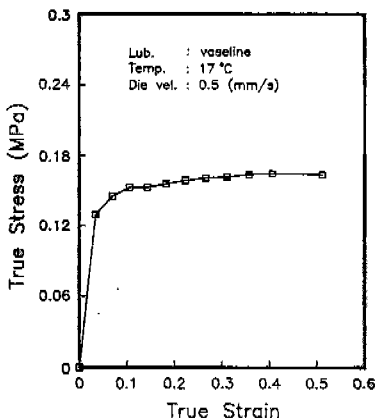


Fig. 5 True Stress-True Strain curve of plasticine

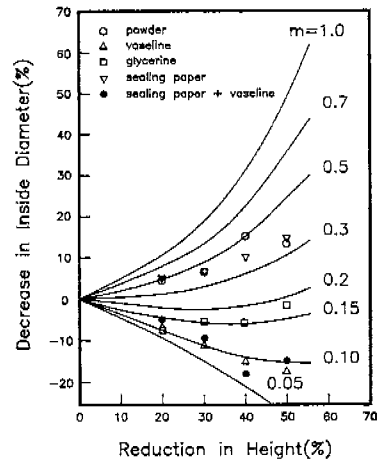


Fig. 6 Effect of lubricant on friction factor for plasticine

일정 변형을 하에서 응력과 변형을 관계는 최소자승법으로 계산하여 아래와 같고 Fig. 5에 표시하였다.

$$\bar{\sigma} = 0.17797 \bar{\epsilon}^{0.0832} \text{ (MPa)} \quad (25)$$

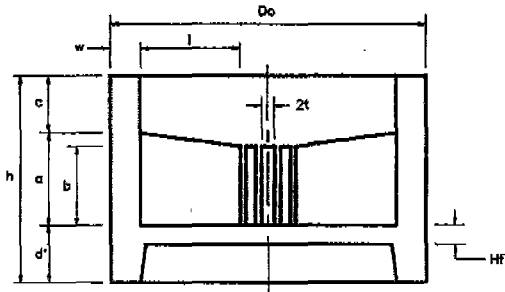
마찰상수를 구하기 위한 링 압축시험에 사용된 링 시편은 외경:내경:높이의 비가 6:3:2인 $\phi 42\text{mm} : \phi 21\text{mm} : 14\text{mm}$ 의 시편을 사용하였다. 다이 속도는 0.5mm/s이고, 윤활제로는 글리세린(Glyceline), 바셀린(Vaseline), 탈크 파우더(Talc Powder), 실링 페이퍼(Sealing Paper), 실링 페이퍼에 바셀린 바른 것 등을 사용하여 50%까지 압축하였으며, 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 파우더의 윤활제는 대개 0.3에서 0.5범위에 존재하며 0.4부근에서 안정적인 결과를 나타내고 있다.

3.3 모델재료 압출실험

실제 제품 생산에 들어가기 전에 먼저 결정해야 할 공정 변수는 첫째, 초기 소재의 형상 및 치수, 둘째, 1차 공정에서 성형하여야 할 예비성형체 및 그 치수, 셋째, 2차 공정에서의 펀치형상 및 웨브두께이다.

Fig. 7에 실제재료인 순동과 모델재료인 플라스틱인의 완제품 치수를 나타내었다. 모델재료 치수를 실제보다 대략 두배 정도 크게 하고 베인수는 작게 한 이유는 플라스틱인의 특성상 성형 후 형분리의 어려움을 감안한 것이다.

먼저 초기 소재의 치수를 결정하기 위해 완제품의 체적을 대략적으로 계산한 후 이론해석에 의해 검토하였



Dimensions(mm)	Model Material	Real Material
a	16	10
b	15	10
c	10	10
d'	13	10
h	39	30
w	5	2
l	25	13
2t	5	2
Hf	5	-
Do	80	39.5
Number of Vanes	6	10

Fig. 7 Comparison of dimensions between model material and real material

다. 그러나 본 연구에서와 같이 제품의 형상이 복잡한 경우에는 완제품의 체적을 대략적으로 계산한 후, 정확한 체적은 실험을 통하여 결정하는 것이 현명하다.

따라서 Fig. 7에 나타난 것처럼 완제품의 체적을 대략적으로 계산하여 이론해석에 의해 검토해 본 결과, 초기 소재의 직경을 80mm로 할 경우에 높이는 대략 15.5mm를 필요로 하였으므로, 정확한 체적을 결정하기 위해 높이가 14.5mm, 15.5mm, 16.5mm인 세종류의 시편을 제작하여 M. T. S에서 실험을 하였다.

1차 성형 공정은 베인을 제외한 리브부분만을 성형하도록 하였으며, 체적 일정 조건에 의해 웨브두께는 11.0mm로 계산되었다.

최적의 초기 소재로부터 1차 성형을 행하고, 2차 성형 공정에서는 베인 부분을 성형하는 것으로 베인은 6개, 웨브두께는 5mm가 되도록 실험하였다.

또한 베인 수에 따른 압출하중을 비교하기 위해 베인이 2개, 4개 일 때에 대하여 그리고 재료 손실 절감의 측면에서 2차 성형시 웨브두께가 4, 6mm 일 때에 대해서도 실험을 하여 최종 압출하중을 비교하였다.

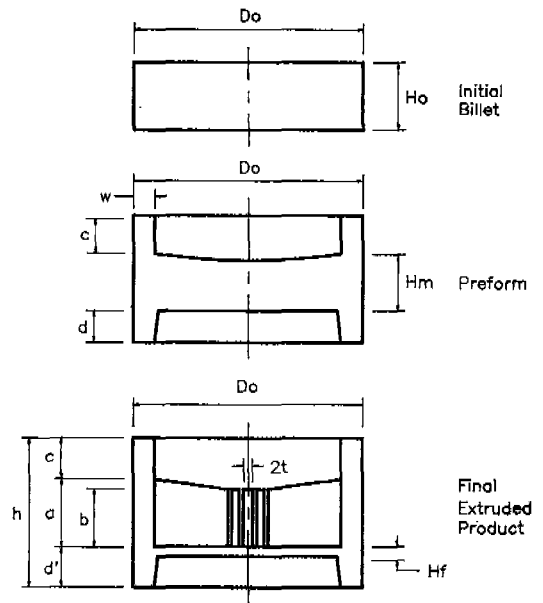


Fig. 8 Schematic dimensions of initial billet, preform and final extruded product

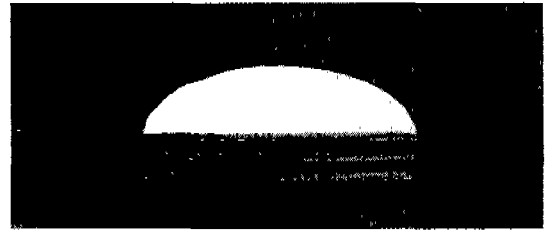
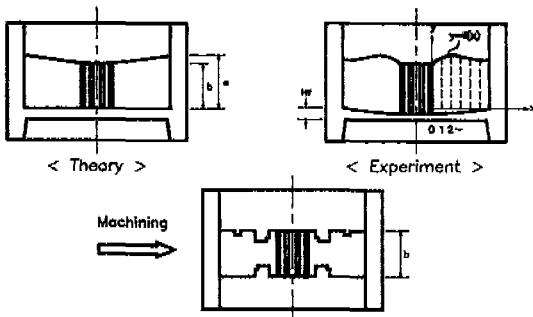
4. 결과 및 고찰

2차 공정의 베인 성형 공정에 대한 실험과 이론해석의 결과를 검토하면 다음과 같으며, 설명의 편의를 위해 Fig. 8과 같이 중요치수를 기호로 표시한다.

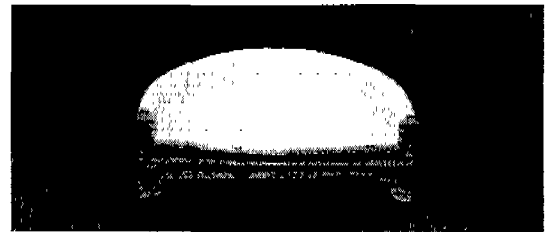
4.1 초기소재 및 예비성형체 예측

초기 소재를 예측하기 위해서 Fig. 7에 나타난 것처럼 완제품 치수로부터 대략적인 체적계산과 이론해석에 의해 초기소재 높이 H_0 는 15.5mm로 계산되었다. 정확한 체적을 결정하기 위해 초기소재 높이가 14.5, 15.5, 16.5mm인 세가지 경우에 대해 실험을 하였으며, Fig. 9에 실험과 이론해석의 결과를 비교하였다. 평균 베인높이에 대해서는 실험에 의한 값이 이론해석에 의한 값보다 약간 높게 나왔다. 이것은 이론해석시 펀치 선단의 원추각의 영향을 고려할 수 없었기 때문이었다. 하지만 2차 공정 후 웨브두께 H_f 는 절단하는 부분이고, 베인부분도 최소 높이 b 를 기준으로 기계가공을 하게되므로 평균 베인높이보다는 최소 베인높이를 비교하는게 바람직하다.

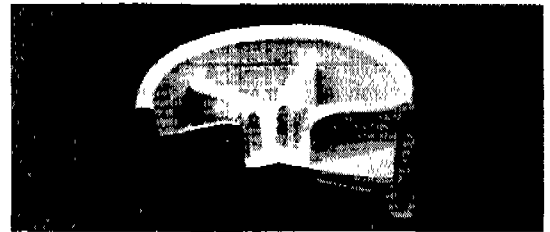
따라서 Fig. 9에 보는 바와 같이 초기소재 높이가 15.5mm인 경우가 가장 완제품 치수에 가까우며, 이는



(a) Initial Billet



(b) Preform



(c) Final Extruded Product

Initial Billets Position	14.5(mm)		15.5(mm)		16.5(mm)	
	Theory	Exp.	Theory	Exp.	Theory	Exp.
f(0), b	12.5	12.5	14.9	14.8	17.4	17.5
f(1)	-	15.1	-	17.8	-	20.2
f(2)	-	15.4	-	18.2	-	20.7
f(3)	-	14.9	-	17.9	-	19.9
f(4)	-	13.2	-	15.9	-	18.4
f(5)	-	12.9	-	15.6	-	18.0
f(6), a	13.0	13.1	15.6	15.7	18.2	18.1
Average Vane Height (mm)	12.8	13.9	15.3	16.6	17.8	18.9
Minimum Vane Height (mm)	12.5	12.5	14.9	14.8	17.4	17.5

Fig. 9 Comparison of vane-height for various initial billets between theory and experiment

이론해석에 의한 값과 거의 일치함을 알 수 있다. 그러므로 초기 소재의 최적치수 H_0 는 $15.5 \pm 0.1\text{mm}$ 의 범위가 가장 적당하다고 할 수 있다.

이렇게 하여 최적의 초기 소재 치수를 결정한 후, 1차 공정으로 예비성형체를 제작하였다. 예비성형체에 대해서는 베인을 제외한 리브부분(a, b)만을 성형하도록 하였으며, 체적계산에 의해서 해석을 하였다. 그 결과 웨브두께 H_m 은 11.0mm 로 계산되었으며, 실험을 해 본 결과 Photo 4에 나타난 것처럼 리브부분이 충분히 성형 되었음을 알 수 있다. 따라서 예비성형체의 웨브두께 H_m 은 $11.0 \pm 0.1\text{mm}$ 가 가장 적절하다.

4.2 베인부분의 소재유동

Photo 4에 베인부분의 소재유동을 나타내었는데, 이론해석에서는 베인 바깥부분이 안쪽보다 약간 높게 선형적으로 나올 것으로 예측을 했지만, 실제 실험에서는 선형적인 유동 양상은 거의 비슷하지만 오히려 안쪽 부분이 높게 나왔다.

이와 같은 결과는 소재 유동을 용이하게 하고 펀치의 과부하를 방지하기 위해 펀치 선단에 원추각을 다소 크게 주었기 때문이라고 생각되며, 또한 충분한 윤활을

Photo 4 Configurations of initial billet, preform and final extruded product

했음에도 불구하고, 심한 내부변형을 수반하는 베인부분의 소재가 펀치 밑부분에 고착되어 펀치와 소재를 분리하는 과정에서 위로 약간 떨어져 올라왔기 때문이라고 생각된다.

또한 Fig. 9에 나타난 것처럼 이론해석과 실험 모두 f(0)의 위치에서 베인 높이가 가장 낮음을 알 수 있다. 이것은 f(0)면에서는 펀치와 소재의 접촉면적이 가장 넓으므로 마찰에 의한 구속을 받았기 때문이라고 생각된다. 따라서 실제 실험에서는 f(2)위치, 즉 베인길이의 대략 1/3위치에서 최고 높이를 보이고 있다.

4.3 압출하중

베인을 성형하는 2차 공정에서, 베인수의 변화에 따른 압출하중이 Fig. 10에 비교되어 있다. 먼저 이론해

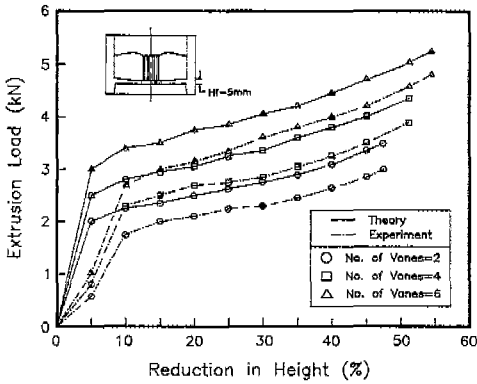


Fig. 10 Effect of number of vanes on extrusion load

석 결과를 살펴보면, 베인수가 많을수록 압출하중이 증가함을 보여주고 있다. 그 이유는 베인수가 많을수록 유동이 복잡하여 내부변형에너지가 커지고, 전단면과 마찰면도 커지기 때문에 이들에 의한 총 에너지가 증가하기 때문이다. 이를 검토하기 위하여 펀치전단의 베인이 성형되는 부분을 박판을 사용하여 몇 개씩 막아서 베인이 2개, 4개 일 때에 대해 각각의 최적 초기소재 치수를 결정하여 실험을 하였다. 실험에 의한 결과도 이론해석과 같은 경향을 나타내고 있다.

베인수가 2, 4, 6개 일 때 각각에 대해 실험과 이론해석 결과를 비교해 보면, 이론해석에 의한 값이 상계치이기 때문에 실험치보다 대략 10~20%정도 높게 나오고 있다. 하지만 전반적인 하중의 경향은 아주 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

또한 실험과 이론해석 모두 하중이 어느 정도까지는 급격히 증가하다가 그 이후부터는 다소 완만해지는 것을 알 수 있다. 그 이유는 베인부분으로 소재가 채워지기 위해서 처음에는 심한 내부변형을 일으키며 에너지가 급격히 증가하지만, 어느 정도 베인부분으로 소재가 채워지고 나면 즉, 소재유동이 어느정도 결정되고 나면, 다소 소재유동이 쉬워지기 때문에 하중이 서서히 증가하게 된다고 생각된다.

Fig. 11에는 웨브두께 H_f 에 따른 압출하중을 보여주고 있다. 웨브부분은 성형 후 절단하는 부분이므로 재료손실 감소를 위해 최대한 얇게 하는 것이 좋다. 그러나 너무 얇으면 펀치에 과부하가 걸릴 수도 있으므로 최적의 치수를 결정하는 것이 바람직하다. 이를 위해 웨브두께 H_f 를 4, 5, 6mm로 했을 때 각각에 대해 최적의 초기소재 치수를 결정하여 해석을 해 본 결과, 웨브두

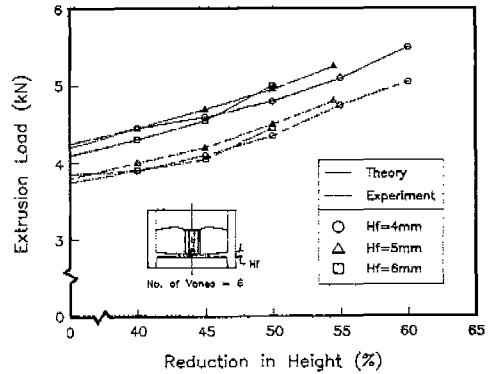


Fig. 11 Effect of web thickness on extrusion load

께가 작을수록 하중이 증가함을 알 수 있었다. 실험에 의한 결과도 비슷한 경향을 보이고 있지만, 소재가 폴라스티신이기 때문에 실험과 이론해석 모두 최적의 웨브두께 H_f 를 결정하기에는 최종하중이 그다지 큰 차이를 나타내지 않았다. 따라서 이부분에 대해서는 순동을 사용한 실제실험을 통하여 최적의 웨브두께를 결정하는 것이 바람직하다고 생각된다.

5. 결론

전자렌지 부품인 마그네트론 양극의 후방압출 공정에 대해, 초기 소재의 최적치수와 예비성형체의 웨브두께를 예측하였고, 베인 부분의 온간성형 공정에 대해서는 상계요소법으로 이론해석을 하여, 모델재료를 통한 실험결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- i) 본 연구에서 제시한 속도장은 내부 베인을 가진 튜브제품 압출공정에서 압출하중 및 압출된 제품의 형상을 예측하는 데 간단하게 사용할 수 있다.
- ii) 베인을 성형하는 2차 온간공정에서, 웨브두께는 재료손실 절감 측면도 있지만, 금형수명과 직결되므로 실제 실험을 통하여 결정하는 것이 바람직하다.
- iii) 본 연구에서는 모델재료를 이용한 실험을 하였는데, 실제 제품 생산에 적용하기 위해서는, 실제 재료 실험을 통하여 온도설정 및 금형제작 등의 문제점들을 해결해야 한다.

참고문헌

1. 湯淺紋二, 鈴木康夫, “溫間鍛造の現況”, 鐵と鋼, 第10號, pp.8-17, 1986.

2. 湯淺紋二, 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影響についての考察”, 小松技報, 第26卷, 第1號, pp.35-45. 1986.
3. 양동열, “내부 핀(Fin)을 가진 원통형상 부품의 정밀 온간 후방압출 공정 개발에 관한 연구”, 금성 부품 주식회사 최종보고서, 한국 과학기술원, 1987.
4. H. Kudo, An Upper Bound Approach to Plane-Strain Forging and Extrusion-1, Int J. Mech. Sci., Vol.1, pp57-83, 1960.
5. H. Kudo, An Upper Bound Approach to Plane-Strain Forging and Extrusion-1, Int J. Mech. Sci., Vol.1, pp.229-252, 1960.
6. H.Kudo, “Some Analytical and Experimental Studies of Axisymmetric Cold Forging and Extrusion-1”, Int.j Mech. Sci., Vol.2, pp.102-127, 1960.
7. H.Kudo, “Some Analytical and Experimental Studies of Axisymmetric Cold Forging and Extrusion-11”, Int. j. Mech. Sci., Vol.3, pp.91-117, 1961.
8. F.H. Osman and A.N.Bramley, “An Incremental Analytical Technique for Foging and Extrusion of Metals”, Int Conf. on Num. Methods in Industrial Forming Processes, Swansea, U. K, pp.333-342, 1982.
9. M.Kiuchi and S.Shigeta, “Application of Upper Boun Elemental Technique(UBET) to Asymmetric Forging Process”, J. of JSTP, Vol.22, No.251, pp.1208-1214, 1981.
10. 김동원, 김현영, 신수정, “UBET에 의한 축대칭 형단조 가공해석”, 대한기계학회 논문집, 제 13권 3호, pp.337-344, 1989.
11. W.Prager, P.G.Hodge, Theory of Perfectly Plastic Solids, Chapman and Hall, London, 1951.
12. 김현영, UBET를 이용한 형단조 예비가공형 설계, 박사학위논문, 서울대학교, 1990.
13. D.M.Himmelblau, Applied Nonlinear Programming, McGRAW-HILL, New York, 1972.