

마그네트론 양극의 온간성형 공정의 UBET해석 (A UBET Analysis of The Warm Forming Process of Magnetron Anode)

조 관 형*, 배 원 병**, 김 영 호**, 양 동 열***

* 부산대학교 대학원
** 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터
*** 한국과학기술원 정밀공학과

ABSTRACT

Copper magnetron anode of a microwave-oven consists of a 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(상계요소법)

1. 서 론

온간단조는 냉간단조보다 온도를 높여서 피가공재의 변형저항을 낮추고, 열간단조보다는 온도를 낮게해서 단조품의 치수 정밀도를 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, 유휴방법의 선택에 어려움이 많다.

이러한 문제점에도 불구하고 여러 장점 때문에 증대 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 불링킹 작업에 의해 베인(Vane)을 제작한 후, 이를 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 이제까지 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⁽⁴⁻⁵⁾가 단순한 축대칭 및 평면변형 문제 해석에 단위 변형영역(Unit Deforming Region)의 개념을 도입하면서 시작되었다. 이후에 Bramley⁽⁶⁾, Kiuchi⁽⁷⁾ 등에 의하여 UBET에 대한 연구가 본격화되었다.

최근에는 Kim⁽⁸⁾이 UBET를 이용하여 리브-웨브형(Rib-Web Type) 단면의 축대칭 제품의 형단조 해석에서, 경계조건을 달리한 몇가지 유동모델에 대한 소재의 유동 경향, 단조하중 및 다이나믹충만도를 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 웨브두께 및 압출하중 등을 UBET에 의한 이론해석을 하고, 이를 플라스틱신(Plasticine)에 의한 모델실험에 적용하여 그 타당성을 검토하고자 한다.

2. 이론 해석

2.1 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 동적가용속도장(Kinematically Admissible Velocity Field)을 구하여 이들을 조합시킨 후 전체 에너지를 최소화시키는 것이다.

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

요소형태는 Fig. 1~Fig. 3과 같이 베인 성형이 시작되는 편차 선단부를 기준으로 하여 아래부분과 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 쪽이 상당히 좁으므로 R과 θ 방향의 속도는 존재하지 않는다고 가정을 하였다.

각 요소의 속도장은 Table 1에 나타내었으며, 속도장에 사용된 상수들은 요소 경계면에서의 수직속도 연속조건에 의해 구했다.

2.3 상계치

상계 이론은 한계 하중 이론(Limit Load Theorem)의 하나로 강소성(Rigid-Plastic) 재료의 경우에 대해 Prager와 Hodge⁽⁹⁾에 의해 정립되었다. 본 연구에서는 가공경화를 고려하면서 UBET의 개념을 도입하여 다음 식으로 이론계산에 적용하였다.

$$J^* = \sum \dot{W}_I + \sum \dot{W}_S + \sum \dot{W}_F \quad (1)$$

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

식(1)에서 각각의 항에 대한 관계식은 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{W}_I = \int_V \bar{\sigma}_t \dot{\bar{\epsilon}}_t dV \quad (2)$$

$$\text{여기서, } \bar{\sigma}_t = K \bar{\epsilon}_t^n \quad (3a)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}}_t = \frac{d\bar{\epsilon}_t}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\frac{W_I}{V_{t-\Delta t} \cdot \sigma_{t-\Delta t}} \right) \quad (3b)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{t-\Delta t} = \frac{d\bar{\epsilon}_{t-\Delta t}}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\frac{W_I}{V_{t-\Delta t} \cdot \sigma_{t-\Delta t}} \right) \quad (3c)$$

$$\dot{W}_S = \frac{\bar{\sigma}_{avg}}{\sqrt{3}} \int_S |\Delta V| ds \quad (4)$$

$$\dot{W}_F = m \frac{\bar{\sigma}_{avg}}{\sqrt{3}} \int_{S_t} |\Delta V|_r ds_r \quad (5)$$

여기서, $\bar{\sigma}_t$ 는 가공경화 재료에 있어서 t번째 단계에서 유효응력, $\bar{\epsilon}_t$ 는 유효변형률 속도, $\bar{\epsilon}_t$ 는 시간 t에서의 상당변형률, $V_{t-\Delta t}$ 는 시간 t-Δt에서 요소의 체적, $\bar{\sigma}_{avg}$ 는 인접한 두 요소의 평균 유효응력, |ΔV|는 전단 경계면에서의 속도 불연속량, |ΔV|_r는 마찰경계면에서의 속도 불연속량, m은 마찰계수를 나타낸다.

본 연구에서는 요소별 가공경화를 고려하였으며⁽¹⁰⁾, 편차하중은 다음 식으로 구해진다.

$$L = \frac{J^*}{U_0} \quad (6)$$

에너지 소비율의 상계치를 구하기 위한 최적화 변수는 후방 압출속도 U_0 와 미지 경계속도의 계수 A_3 등 2개이다. 최적화 기법으로 직접 탐색법의 일종인 Flexible Tolerance Method⁽¹¹⁾를 사용하였다.

3. 실험

적은 비용으로 유동특성 등을 쉽게 파악하기 위하여 Harbutt's Plasticine사 제품인 플라스틱인을 사용하였으며, Fig. 4에 후방압출 공정도도를 나타내었다.

플라스틱인 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 Oven 속에서 60℃로 20분간 가열하였으며, 내부 잔류응력을 제거하기 위해 상온에서 하루정도 유지한 후 실험을 하였다.

재료의 응력과 변형률 특성을 결정하기 위한 기초실험에서 얻은 응력과 변형률 관계식은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 0.17797 \bar{\epsilon}^{0.0822} \quad (\text{MPa}) \quad (7)$$

이론적 해석결과를 바탕으로 단조 소재의 치수를 결정하고, 윤활제는 비교적 소재와 다이의 분리가 용이한 탈크 파우더(m=0.4)를 사용하였다.

본 연구에서 실험하고자 하는 부품은 형상이 복잡하므로 성형 후 형분리에 어려움이 있다. 그래서 하부다이의 베인 성형 편치를 각각 3개로 분할하여 제작하였으며, 형상은 Photo. 2와 같다.

실험장치는 Load Cell이 100kN인 M.T.S.(Material Test System)에서 다이 속도 0.5mm/s로 실험하였고, 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.

4. 결과 및 고찰

2차 가공의 베인 성형 공정에 대한 실험과 이론해석의 결과를 검토하면 다음과 같으며, 설명의 편의를 위해 Fig. 5과 같이 중요치수를 기호로 표시한다.

4.1 초기소재 및 예비성형체 예측

초기 소재를 예측하기 위해서 Fig. 6에 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. 7에 실험과 이론해석의 결과를 비교하였다. 평균 베인높이에 대해서는 실험에 의한 값이 이론해석에 의한 값보다 약간 높게 나왔다. 이것은 이론해석시 편차 선단의 원추각의 영향을 고려할 수 없었기 때문이었다. 하지만 2차 공정 후 웨브두께 H_b 는 절단하는 부분이고, 베인부분도 최소높이 b를 기준으로 기계가공을 하게되므로 평균 베인높이보다는 최소 베인높이를 비교하는게 바람직하다.

따라서 Fig. 7에 보는 바와 같이 초기소재 높이가 15.5mm인 경우가 가장 완제품 치수에 가까우며, 이는 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 는 11.0mm로 계산되었으며, 실험을 해 본 결과 Photo. 3에 나타난 것처럼 리브부분이 충분히 성형 되었음을 알 수 있다. 따라서 예비성형체의 웨브두께 H_m 는 $11.0 \pm 0.1\text{mm}$ 가 가장 적절하다.

4.2 베인부분의 소재유동

Photo. 3에 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 편치의 과부하를 방지하기 위해 편치 선단에 원추각을 다소 크게 주었기 때문이라고 생각되며, 또한 충분한 윤활을 했음에도 불구하고, 심한 내부변형을 수반하는 베인부분의 소재가 편치 일부분에 고착되어 편치와 소재를 분리하는 과정에서 위로 약간 밀려 올라왔기 때문이라고 생각된다.

또한 Fig. 7에 나타난 것처럼 이론해석과 실험 모두 f(0)의 위치에서 베인 높이가 가장 낮음을 알 수 있다. 이것은 f(0)면에서는 편치와 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. 8에 비교되어 있다. 먼저 이론해석 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 편치선단의 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. 9에는 웨브두께 H에 따른 압출하중을 보여주고 있다. 웨브부분은 성형 후 절단하는 부분이므로 재료손실 감소를 위해 최대한 얇게 하는 것이 좋다. 그러나 너무 얇으면 편치에 과부하가 걸릴 수도 있으므로 최적의 치수를 결정하는 것이 바람직하다. 이를 위해 웨브두께 H를 4, 5, 6mm로 했을 때 각각에 대해 최적의 초기소재 치수를 결정하여 해석을 해 본 결과, 웨브두께가 작을수록 하중이 증가함을 알 수 있었다. 실험에 의한 결과도 비슷한 경향을 보이고 있지만, 소재가 플라스틱이기 때문에 실험과 이론해석 모두 최적의 웨브두께 H를 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 예

측하는 데 간단하게 사용할 수 있다.

- ii) 베인을 성형하는 2차 온간공정에서, 웨브두께는 재료손실질감 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, pp.57-83, 1960.
5. H.Kudo, “Some Analytical and Experimental Studies of Axisymmetric Cold Forging and Extrusion-1”, Int. J. Mech. Sci., Vol.2, pp.102-127, 1960.
6. F.H.Osman and A.N.Bramley, “An Incremental Analytical Technique for Foding and Extrusion of Metals”, Int. Conf. on Num. Methods in Industrial Forming Processes, Swansea, U. K, pp.333-342, 1982.
7. M.Kiuchi and S.Shigeta, “Application of Upper Bound Elemental Technique(UBET) to Asymmetric Forging Process”, J. of JSTP, Vol.22, No.251, pp. 1208-1214, 1981.
8. 김동원, 김현영, 신수정, “UBET에 의한 축대칭 형단조 가공 해석”, 대한기계학회 논문집, 제13권 3호, pp.337-344, 1989.
9. W.Prager, P.G.Hodge, Theory of Perfectly Plastic Solids, Chapman and Hall, London, 1951.
10. 김현영, UBET를 이용한 형단조 예비가공형 설계, 박사학위 논문, 서울대학교, 1990.
11. D.M.Himmelblau, Applied Nonlinear Programming, McGRAW-HILL, New York, 1972.

Table 1 Kinematically Admissible Velocity Field for UBET Simulation

Ei	U_z	U_θ	U_r
E1	$A_1 Z + B_1$	0	$-\frac{1}{2}A_1 R + \frac{E_1}{R}$
E2	$A_2 Z + B_2$	$-(A_2 + 2C_2)R + D_2$ $\theta + E_2$	$C_2 R + D_2$
E3	$(A_3 R + B_3)(Z - Z_1)$	$-(A_3 R_2 + (B_3 + 2C_3)$ $R + D_3)\theta + E_3$	$C_3 R + D_3$
E4	$A_4 Z + B_4$	0	$-\frac{1}{2}A_4 R + \frac{E_4}{R}$
E5	$(A_5 R + B_5)(Z_2 - Z_1)$	0	0

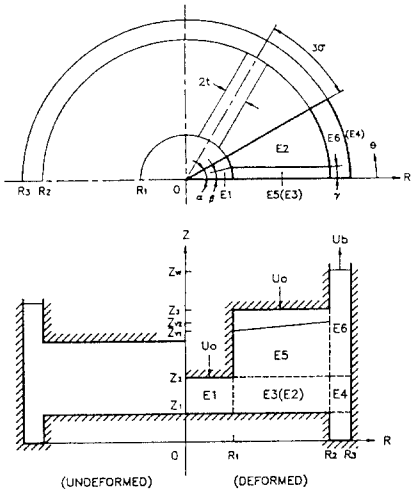


Fig. 1 Element division for UBET simulation

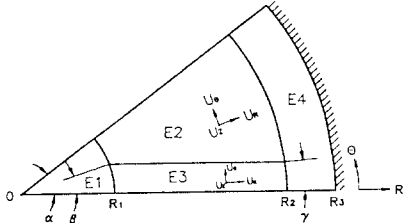


Fig. 2 Velocity components in the elements of lower portion ($z_1 \leq z \leq z_w$)

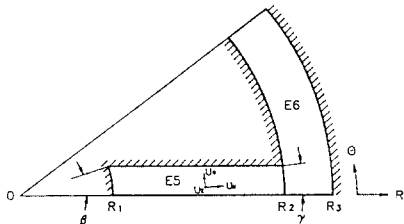


Fig. 3 Velocity components in the elements of upper portion ($z_w \leq z \leq z_w$)

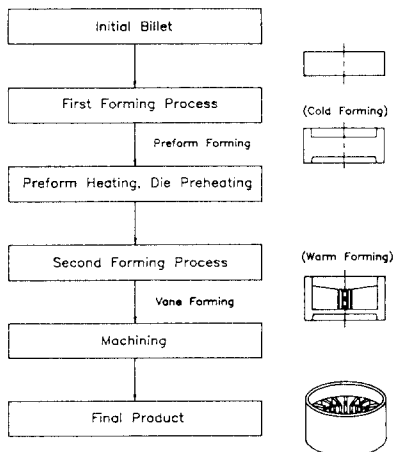


Fig. 4 Process chart

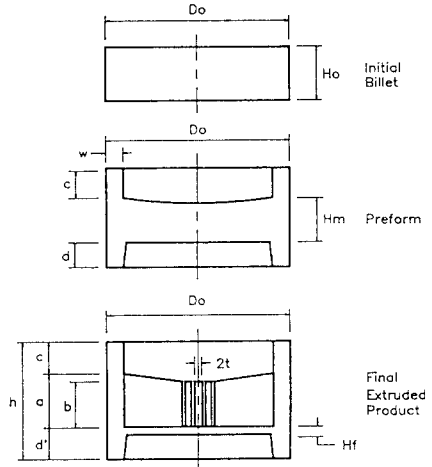
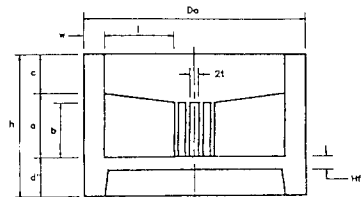
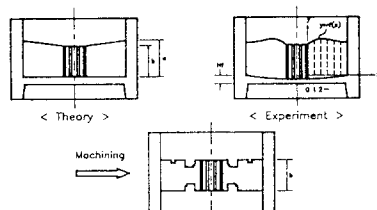


Fig. 5 Schematic dimensions of initial billet, preform and final extruded product



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

Fig. 6 Comparison of dimensions between model material and real material



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

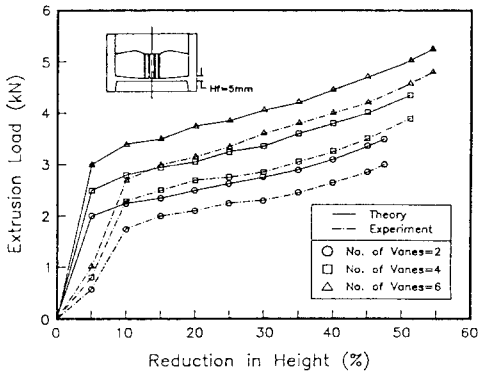


Fig. 8 Effect of number of vanes on extrusion load

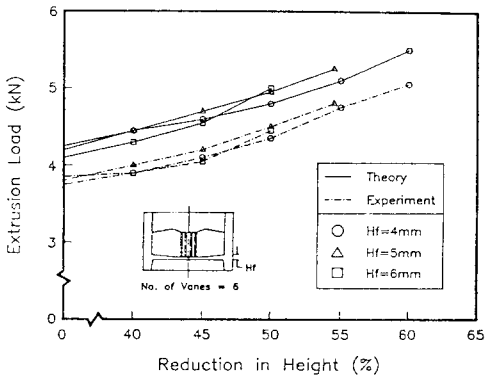


Fig. 9 Effect of web thickness on extrusion load

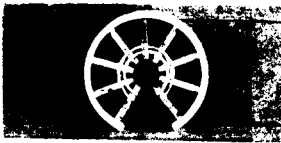
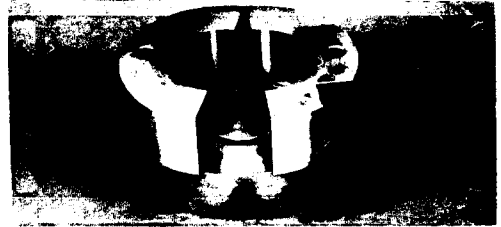


Photo. 1 Final product of magnetron anode



(a) punch



(b) die

Photo. 2 Configurations of a extrusion die-set



(a) Initial Billet



(b) Preform



(c) Final Extruded Product

Photo. 3 Configurations of initial billet, preform and final extruded product