

<論 文>

원추형 금형을 통한 박막식 정수압 압출에 관한 연구

신 동 헌* · 조 남 선* · 양 동 열*

(1983년 3월 8일 접수)

Study on the Hydrofilm Extrusion through Conically Converging Dies

Dong-Hun Shin, Nam-Seon Cho and Dong-Yol Yang

Abstract

The study is concerned with an analysis on the hydrofilm extrusion through conical dies.

The upper bound method is adopted for the analysis of metal deformation in connection with hydrodynamic lubrication theory for the lubricant in order to determine the extrusion pressure for some variables such as reduction of area, die cone angle. In the upper bound method, a kinematically admissible velocity field is found by assuming proper streamlines and applying the flow function concept to the region of plastic deformation. The effect of work hardening is incorporated approximately by calculating the strains at the exit of the die.

The experiments are carried out with the commercially pure aluminium for some chosen variables at room temperature. It is shown that the theoretical predictions are in good agreement with the experimental observations.

1. 서 론

정수압 압출 공정(hydrostatic extrusion process)은 압출 소재가 매우 높은 압력의 유체에 의해 둘러싸여 압출되는 공정으로 재래식 냉간 압출에 비해 월등한 장점들을 갖고 있다. 즉, 압출 소재와 금형간 또는 용기 내벽과의 마찰을 최소화 하거나 완전히 제거할 수 있고 취성 재료의 압출도 가능하게 한다. 그러나 공학적으로 실시 하려면 몇가지 어려운 문제들 예컨대, 고압유체의 밀폐, 압출속도의 제어, 초고압에 견딜수 있는 강력한 용기의 설계와 제작에 대한 특별한 고려와

고압유체의 방출에 의한 에너지 손실과 잠재적 위험이 따른다.

정수압 압출에 관한 아이디어가 Robertson⁽¹⁾에 의해 특허화된 후 많은 연구 논문이 발표되었으나 대부분 산업적 또는 생산성 향상의 측면에서 다루어져 왔으며 정수압 압출 고유의 특성 즉, 금속성형과 복합된 유체유회에 대한 공학적 해석은 미미한 실정이었다. 60년대에 Pugh⁽²⁾와 Avitzur⁽³⁾ 등이 재래식 냉간 압출의 경우에 작은 마찰 계수를 갖는 것으로 간주하여 금속변형 부분에 대해 이론적 해석을 하였고 70년대 이르러 Wilson⁽⁴⁾ Snidle⁽⁵⁾과 Thiruvarduchelvan⁽⁶⁾ 등의 유체학자들에 의해 유회에 대한 해석이 시작되었다 스텝방법(slab method)에 유회 이론이 적용된 이 방법으로 온도 상승효과 까지 고려할 수 있는 이론으로

* 정희원, 한국과학기술원(학사부)

발전시켜 유막에서의 압력 분포와 유막의 두께를 수치적으로 구할 수 있었다. 그러나 이 방식은 계산이 복잡하여 주어진 조건에 따라서는 수렴도를 얻을 수 없는 단점이 있다.

최근의 연구로는 금속성형과 유체에 의한 소모에너지(energy dissipation)를 구하여 이를 에너지 최소화 개념에 따라 주어진 변수들에 대해 최소화 시키는 에너지방식(energy method)이 Cho와 Yang⁽⁷⁾에 의해 개발되어 계산이 간편하고 좋은 수렴도를 얻을 수 있는 것으로 보고 되었다.

본 논문에서는 이 에너지 방식을 사용하여 원추형 금형을 통한 경금속 재료의 압출에 대해 이론적 해석을 하고 실험에 의해 타당성을 입증하고자 한다. 금속의 변형을 위해 Chen⁽⁸⁾과 Nagpal⁽⁹⁾의 유동 함수개념을 사용하여 상계해를 구하고 유체에는 윤활 이론을 적용한다. 금속 변형에는 가공 경화를 고려하고 강소성 경계면을 일반적인 함수로 표시하였다. 또한 유체의 점성은 압력에 의해 변하되 등은 상태로 가정되었다. 에너지 최소화 변수로는 강소성 경계면의 위치와 유막의 두께가 선택되었으며 최적화 되었을 때 이론적 압출 압력을 구하도록 한다.

실험을 위해 상술된 유체 에너지의 손실을 최소화할 수 있는 박막식 압출 장치를 사용하였고 소재로는 상용의 순수 알루미늄을, 윤활매체로는 피마자 유가 선택되었다.

2. 이론 해석

2.1. 상계 이론(Upper-Bound Theory)

정수압 압출이 정상 유동으로 진행되고 있을 때 물리적 현상을 고려하면 금형과 소재사이의 마찰에 의한 소모 에너지는 유체의 점성에 의한 전단 소모 에너지로 대체되며 순수 정수압 상태의 압출에서는 추가외력(tractional force)이 무시된다. 따라서 이때 상계 이론은 다음 식으로 표현될 수 있다⁽⁷⁾.

여기서 (*)표시는 동적 가용 속도장(kinematically

$$J^* = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV + \int_{r_1, r_2} k |\Delta V^*| ds + \int_V R dU \quad (1)$$

admissible velocity field)에서 구해진 값이며 금속의 내부 변형 에너지, 들뜬항은 탄소성 경계면에서의 속도 불연속에 의한 전단 에너지이며 마지막 항은 유체의 점성에 의한 소모 에너지이다.

2.2. 금속 변형 에너지(Metal Deformation Energy)

축대칭 원통 좌표계 (r, θ, z) 에서 정상상태(steady-state)의 유동을 하는 비 압축성 유체의 유동함수(flow function)를 ϕ 라고 정의했을 때 속도 성분들은 다음과 같이 표현된다.

$$V_r = -\frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial z} \quad (2.a)$$

$$V_z = \frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial r} \quad (2.b)$$

$$V_\theta = 0 \quad (2.c)$$

소성 변형 구역(구간 II)내에서 각 유선을 나타내며 상수 값을 갖는 η 를 생각할 때 η 는 Nagpal이 제안한 입의의 횡단면에서 비례변형을 따른다고 가정할 수 있다⁽⁹⁾.

$$\eta = \frac{r}{f(z)} = \text{const.} \quad (3)$$

속도 불연속면 Γ_1 에서의 경계조건 $(r, z) = (0, A)$ 와 $(r, z) = (R, L)$ 를 고려하여

$$\phi = \sum_{i=0}^n a_i \eta^i = a_1 \eta^2 + a_2 \eta^4 \quad (4)$$

으로 가정하면 위 경계 조건을 만족하는 상수들이 결정된다. 즉,

$$a_1 = -\frac{U_0}{2} f^2(A) \quad (5.a)$$

$$a_2 = -\frac{U_0}{2} \{f^2(L) - f^2(A)\} \quad (5.b)$$

식(4)에 a_1, a_2 값을 대입하면 가정된 유동 함수 ϕ 는

$$\phi = f(\eta) = \frac{1}{2} U_0 f^2(L) \{-c^2 \eta^2 + (c^2 - 1) \eta^4\} \quad (6)$$

의 형태로 표시되어 여기서 $c = f(L)/f(A)$ 이다. Fig. 1은 ϕ 로 표시되는 동적 가용 모델을 보여주며 c 는 탄소성 경계들(Γ_1, Γ_2)의 위치를 결정하는 상수이다. ϕ 가 결정되면 유동함수와 유선의 관계를 고려하여 식(3)을 이용하여 식(1)의 속도 성분들은 η 와 f 의 함수로 나타낼 수 있다.

$$U_r = 2(a_1 + 2a_2 \eta^2) \eta \cdot \frac{f'(z)}{f^2(z)} \quad (7.a)$$

$$U_z = 2(a_1 + 2a_2 \eta^2) \frac{1}{f^2} \quad (7.b)$$

$$U_\theta = 0 \quad (7.c)$$

이 속도장에 의해 원통 좌표계에서 변형도율(strain rate)들은 다음과 같이 구해진다.

$$\epsilon_{rr} = \frac{\partial U_r}{\partial r} = 2(a_1 + 6a_2 \eta^2) \frac{f'(z)}{f^3(z)} \quad (8.a)$$

$$\epsilon_{\theta\theta} = \frac{U_r}{r} = 2(a_1 + 2a_2 \eta^2) \frac{f'(z)}{f^3(z)} \quad (8.b)$$

$$\epsilon_{zz} = \frac{\partial U_z}{\partial z} = -2(2a_1 + 8a_2 \eta^2) \frac{f'(z)}{f^3(z)} \quad (8.c)$$

$$\dot{\epsilon}_{rz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U_r}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial r} \right) = \{4a_2 - 3a_1 f'^2(z) - 10a_2 f'^2(z) \eta^2\} \frac{\eta}{f^3(z)} \quad (8. d)$$

$$\dot{\epsilon}_{r\theta} = \dot{\epsilon}_{\theta z} = 0 \quad (8. e)$$

식 (8)들은 비압축성 조건을 만족하며 속도 불연속 경계면들(Γ_1, Γ_2)에서 수직 속도 성분의 연속 조건 등 동적 가용 속도장에 필요한 모든 조건을 만족시키므로 금속 변형의 상계해에 사용될 수 있다.

(1) 내부 변형 에너지율(\dot{W}_i)

소성 변형 영역에서의 내부 변형 에너지율은 3개의 적분구간(Fig. 1)으로 구분되어 용이하게 적분할 수 있다.

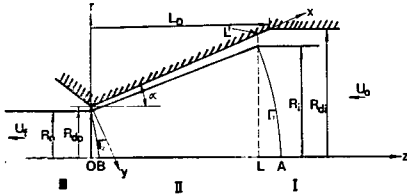


Fig. 1 Hydrofilm extrusion model for conical die.

$$\dot{W}_i = \frac{4\pi}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}_m \left[\int_0^B \int_{r_2}^{r_1} \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} r dr dz + \int_B^L \int_0^f \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} r dr dz + \int_L^A \int_0^{r_1} \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} r dr dz \right] \quad (9)$$

여기서 $\bar{\sigma}_m$ 은 가공경화재료($\bar{\sigma} = A\bar{\epsilon}^n$)의 평균 유효응력이며 다음과 같이 구해진다.

$$\bar{\sigma}_m = \int_0^{\bar{\epsilon}_m} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} / \bar{\epsilon}_m = A(\bar{\epsilon}_m)^n / (m+1) \quad (10)$$

단, $\bar{\epsilon}_m = \int_{A_{exit}} \bar{\epsilon} dA / A_{exit}$ 이고 A_{exit} 는 출구의 면적이다. 또 r_1 과 r_2 는 탄소성 경계면들(Γ_1, Γ_2)에서 중심축과의 거리를 나타낸다. 즉,

$$r_1 = \sqrt{-\frac{f^4(z)}{a_2} \left\{ \frac{U_0}{2} + \frac{a_1}{f^2(z)} \right\}} \quad (11. a)$$

$$r_2 = \sqrt{-\frac{f^4(z)}{a_2} \left\{ \frac{U_r}{2} + \frac{a_1}{f^2(z)} \right\}} \quad (11. b)$$

$\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}$ 의 값은 식(8)을 (r, z)의 함수로 바꾸어 대입하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} &= \frac{2f'^2(z)}{f^2(z)} \left\{ 6a_1^2 + 48a_1 a_2 \frac{r^2}{f^2(z)} \right\} \\ &+ \frac{r^2}{f^8(z)} \left\{ 16a_2^2 + a a_1^2 f'^4(z) \right. \\ &+ 100a_2^2 f'^4(z) \frac{r^4}{f^4(z)} - 24a_1 a_2 f'^2(z) \\ &\left. - 80a_2^2 f'^2(z) \frac{r^2}{f^2(z)} + 60a_1 a_2 f'^4(z) \frac{r^2}{f^2(z)} \right\} \quad (12) \end{aligned}$$

(2) 전단 변형 에너지율(\dot{W}_s)

탄소성 경계면(Γ_1, Γ_2)에서의 전단 변형 에너지율은 속도 불연속에 의해 발생하며 각각의 에너지율의 합으로 표시된다.

$$\dot{W}_s = \dot{W}_{s1} + \dot{W}_{s2} \quad (13)$$

\dot{W}_{s1} 과 \dot{W}_{s2} 는 $\bar{\sigma}_{ent}$ 와 $\bar{\sigma}_{exit}(=\bar{\sigma}_m)$ 이 입출구 경계면에서의 가공 경화재료에 대한 평균 유효 응력을 나타낼 때 다음과 같이 구해진다.

$$\dot{W}_{s1} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}_{ent} \int_L^A \left| (U_0 + U_z)r_1 - U_r r_1 \frac{U_r}{U_z + U_0} \right| dz \quad (14. a)$$

$$\dot{W}_{s2} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}_{exit} \int_0^B \left| (U_r + U_z)r_2 - U_r r_2 \frac{U_r}{U_z + U_0} \right| dz \quad (14. b)$$

2.3. 유체소모 에너지율(\dot{W}_f)

유체의 윤활 현상을 규명하기 위해 모든 조건과 변수들을 고려한 완전한 해석을 얻은 것은 실제로 불가능하다. 공학적으로 유익한 해를 구하기 위해 몇가지 가정을 필요로 하여 힘의 평형 조건 및 연속조건 등으로 이루어지는 Reynolds 식이 유용하다. 본 연구에서는 압출 공정에 소요되는 시간이 일반 윤활 문제에 비하여 상대적으로 짧아 온도 상승을 일으키는 에너지가 작으며 또한 압출장치의 열용량이 크므로 윤활 작용에 의한 유체의 온도 상승 효과는 무시하였다(등온 가정). 그러나 유체는 초고압 하에는 점성의 증가가 고려되었 으며 매우 얇은 유막으로 그 경계면에서 미끄러짐이 없는(no-slip condition) Newtonian 유체로 가정한다. 이때 단위 부피당 점성에 의한 유체의 소모 에너지율은 다음과 같다.

$$R = \tau_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} = 2 \mu \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} = \mu \left\{ 2 \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} \right)^2 \right\} \quad (15)$$

여기서 유체는 비압축성이며 $\epsilon_{kk} = v_{k,k} = 0$ 이다.

Fig. 1과 같은 좌표계에서 유체의 미소 element에 대한 Reynolds 식은

$$-\frac{dp}{dz} = \mu \frac{d^2 V}{dy^2} \quad (16)$$

이고 이때의 속도 경계 조건

$$v(h) = (U_r^2 + U_z^2)^{1/2} \Big|_r = -\frac{U_0 R_0^2}{F^2(x)} \sqrt{F'(x) + 1} = V(x) \quad (17. a)$$

$$v(0) = 0 \quad (17. b)$$

를 이용하여 적분하면 다음과 같은 속도 분포식이 얻어진다.

$$v = \frac{1}{2\mu} \left(-\frac{dp}{dz} \right) (y^2 - yh) + \frac{V(x)}{h} \cdot y \quad (18)$$

여기서 $h(x)$ 는 유막의 형상 함수이고 $G(x)$ 와 $F(x)$ 가 금형과 소재의 형상을 나타낼 때 매우 얇은 유막에 대해 다음과 같이 가정 한다.

$$h(x) = \{G(x) - F(x)\} \cdot \cos \alpha \quad (19. a)$$

$$G(x) = x \sin \alpha + R_0 \quad (19. b)$$

$$F(x) = \left(\frac{R_1 - R_0}{L'} \right) x + R_0 \quad (19. c)$$

그런데 유체 유동 구역을 통과하는 유량은 일정하므로

$$\frac{d}{dx} \{2\pi G(x) \int_0^h v dy\} = \frac{d}{dx} \left[G(x) \left\{ \frac{h^3(x)}{\mu} \left(-\frac{dp}{dz} \right) - 6V \cdot h(x) \right\} \right] = 0 \quad (20)$$

이 되는데 압력에 따른 점성 변화를 고려하여 $\mu = \mu_0 e^{\gamma p}$ 관계를 이용하고 새로운 압력 함수 $\phi = e^{-\gamma p}$ 를 도입하여 식(20)을 적분하면

$$\frac{d\phi}{dx} = \frac{r\mu_0 C_1}{G(x) \cdot h^3(x)} + \frac{6r\mu_0 V(x)}{h^2(x)} \quad (21. a)$$

$$\phi = C_1 r \mu_0 \int_0^x \frac{dx}{G(x) \cdot h^3(x)} + 6r\mu_0 \int_0^x \frac{V(x) dx}{h^2(x)} + C_2 \quad (21. b)$$

인 압력 분포식을 얻을 수 있다. 이 때의 압력 경계조건 $x=0$ 에서 $\phi=1(p=0)$ 와 $x=L'$ 에서 $\phi=\phi_0(p=p_0)$ 를 사용하여 C_1, C_2 를 결정하면

$$C_1 = \left\{ \phi_0 - 6r\mu_0 \int_0^{L'} \frac{V(x) dx}{h^2(x)} - 1 \right\} / \left\{ r\mu_0 \int_0^{L'} \frac{dx}{G(x) h^3(x)} \right\} \quad (22. a)$$

$$C_2 = 1 \quad (22. b)$$

가 된다.

점성에 의한 전단 에너지를 구하기 위해 식(18)을 미분하여 식(15)에 대입하고 식(21. a, b)를 이용하여 유체 유동 구역에 걸쳐 적분하면

$$\begin{aligned} \dot{W}_0 = & \int_0^{L'} 4\pi \frac{\mu_0}{\phi} G(x) \left\{ \frac{C_1^2}{30} h^2(x) - \frac{1}{6} C_1 C_2 h^3(x) \right. \\ & + \frac{C_2^2}{3} h^3(x) dx + \int_0^{L'} 2\pi G(x) \left\{ \frac{\phi}{12\mu_0} \right. \\ & \left. \left(-\frac{dp}{dx} \right)^2 h^3(x) + \frac{V(x) \cdot \mu_0}{h(x) \cdot \phi} \right\} dx \end{aligned} \quad (23)$$

이 되고 운동 에너지 변화율 \dot{W}_k 도 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} \dot{W}_k = & \pi R_0 \left\{ \frac{A^3}{7} h_0^7 - \frac{A^2 B}{2} h_0^6 + \frac{3AB^2}{5} h_0^5 - \frac{B^3}{4} h_0^4 \right\} \\ & - \pi R_i \left\{ \frac{A^3}{7} h_i^7 - \frac{A^2 B}{2} h_i^6 + \frac{3AB^2}{5} h_i^5 \right. \\ & \left. - \frac{B^3}{4} h_i^4 \right\} \end{aligned} \quad (24)$$

여기서

$$C_1 = \frac{\phi}{2\mu_0} \left(-\frac{d^2 p}{dx^2} \right) \quad (25. a)$$

$$C_2 = \frac{V'(x)}{h(x)} - \frac{V(x) \cdot h'(x)}{h^2(x)} - \frac{\phi}{2\mu_0} \left(-\frac{dp}{dv} \right) h'(x) \quad (25. b)$$

$$A = C_1 \quad (25. c)$$

$$B = \frac{\phi h(x)}{2\mu_0} \left(-\frac{dp}{dx} \right) - \frac{V_x}{h(x)} \quad (25. d)$$

그러므로 유체의 유동에 소요되는 에너지 소모율, $\dot{W}_r = \dot{W}_0 + \dot{W}_k$ 로 구해진다.

2. 4. 수치계산

정수압 상태에서 압출에 소요되는 전체 에너지 소모율은

$$J^* = \dot{W}_i + \dot{W}_s + \dot{W}_r \quad (26)$$

로 표시된다. 본 연구에서 최소 상계해(least upper-bound solution)를 얻기 위해 급속 변형에 대하여는 입출구의 탄소성 경계면의 위치, 즉 식(6)의 C 값과 L , 그리고 출구에서의 유막의 두께를 결정하는 R_0 값을 에너지 최소화 변수로 채택하였다. 수학적인 표현으로 나타내면

$$\bar{J} = J^* |_{opt.} = J^* |_{(C, L, R_0)_{min.}, P_0 |_{opt.}} \quad (27)$$

와 같이 된다. 여기서 P_0 는 초기에 가정된 입구 압력이며 $P_0 = J^* / (\pi R_0^2 U_0)$ 로 주어지고 $|P_0 - P| \leq \epsilon$ 이 되도록 작은 오차 ϵ 에 대해 만족하도록 반복 계산에 의해 P 를 결정한다.

이 때 $P = \bar{J} / (\pi R_0^2 U_0)$ 로 나타난다.

3. 실험

실험장치로는 다중 실린더를 열박음하여 제작된 고압용기(참고문헌 6)을 사용하였다. 이 장치는 균일한 램속도(1.2 mm/sec)을 갖는 150톤 유압 프레스에 장착되어 로드 셀에 의해 압출하중이 연속적으로 측정되었다. 정상상태에서 측정된 압출 하중은 평균 유체 압력으로 환산되었다. 압출 소재는 알루미늄(Al-1100)을 완전풀립 처리하여 사용하였고 압출 실험을 통해 응력-변형도 선도($\bar{\sigma} = 16.6 \times 10^8 \text{ kgf/mm}^2$)를 얻었다. 압력전달 매체로는 내압성이 우수한 피마자유(Castor oil)를 사용하였다. 피마자유에 대한 점성 계수 변화율 $\mu = \mu_0 e^{\gamma p}$ 라고 할 때

$$\mu_0 = 1.732 \times 10^{-8} \text{ kgf} \cdot \text{sec/mm}^2$$

$$\gamma = 0.0723 \text{ mm}^2/\text{kgf} \text{ 이다.}$$

금형은 원추각(2 α)이 30°와 45°의 두 가지를 선택하

여 각각의 경우에 3종류의 단면 감소율을 갖는 시편을 준비하였다. 압출 도중 소성 변형의 유동 상태를 살펴보기 위해 소재의 한쪽면에 4자 격자(1mm×1mm)를 photogridding 하였다.

4. 결과 및 토론

Fig. 2는 압출이 진행되면서 측정된 하중의 변화를 시간의 함수로 기록한 것이다. 제태식 압출의 경우에 압출 압력은 시편과 용기 내벽과의 마찰로 인해 크게 증가한 후 점차 감소하나 Fig. 2의 (A) 경우와 같이 정수압 압출에서는 정상상태로 도달하면 일정 하중이 작용함을 보여준다. 그러나 시편이 금형에 부착 마찰을 일으켜 유막이 정상적으로 형성되지 않으면 Fig. 2의 (B)와 같이 하중은 점차 증가하며 압출소재에 결합(stickslip)을 발생시킨다(Fig. 8, c).

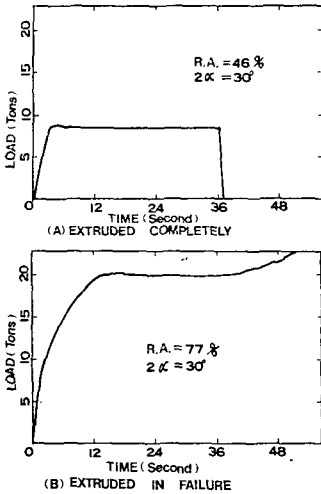


Fig. 2 Extrusion load-time curve.

Fig. 3은 금속변형 구역을 결정하는 L 값의 변화에 따른 압출압력을 표시한다. L 이 증가하면 금속의 내부 및 전단변형 에너지는 감소하며 점성유체에 의한 에너지는 증가하여 전체압력은 $L/L_0=0.85$ 부근에서 최소값을 갖는다.

또한 Fig. 4에서는 탄소성 변형을 시작하는 A 의 위치(식 6의 C 값)에 대한 압출압력을 나타내며 $A/L=1.25$ 부근에서 역시 최소압출 압력을 갖는다. 제안된 에너지 식은 선택된 변수들(A, L, R_0)에 대해 모두 수렴함이 밝혀졌다. 금형면에서의 유체의 압력은 입구에서부터 점차 미소하게 증가한 후 출구에서 급격히 떨어지며(Fig. 5) 이것은 Snidle⁽⁶⁾와 Cho⁽⁷⁾의 결과와 일치한다. 유막의 두께는 압출압력 또는 단면 감소율

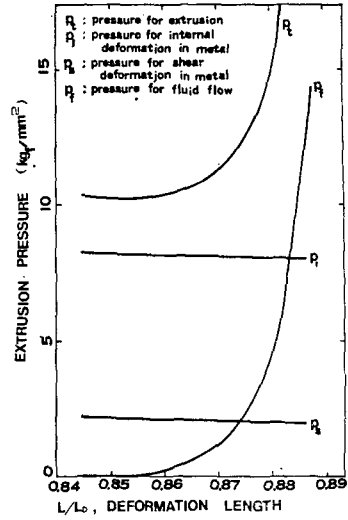


Fig. 3 Effect of deformation length on extrusion pressure (R.A.=46%, $\alpha=15^\circ$).

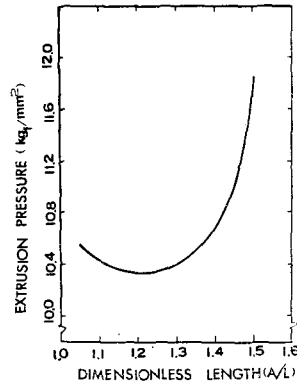


Fig. 4 Effect of dimensionless length(A/L) on extrusion pressure (R.A.=46%, $\alpha=15^\circ$).

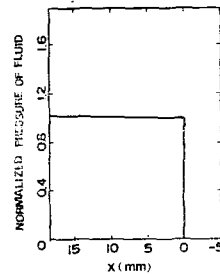


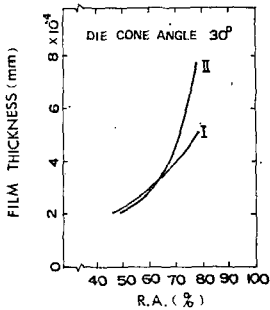
Fig. 5 Pressure distribution at fluid lubricant (R.A.=46%, $\alpha=15^\circ$).

에 따라 지수적으로 증가하는 것으로 알려져 있으며 Fig. 6에서는 금형각(2α)이 30° 인 경우에 대해 유막의 변화를 보여준다.

그림에서 곡선(I)은 초기소재의 외경이 29 mm 이고 곡선(II)은 29.5 mm 인 경우의 유막두께를 나타낸다.

측정된 압출압력은 이론적으로 계산된 결과와 Fig. 7에서 비교되었다. 금형각이 30°인 경우 (A)와 45°인 경우 (B)에서 단면 감소율이 증가하면 예측대로 압출압력은 증가한다. 이것은 실험결과에 대해 좋은 상계해를 보여주나 단면 감소율이 큰 경우에는 압출압력에 비해 동적 밀폐 장치에서 발생하는 마찰력이 증가하여 약간의 실험오차가 있음을 보여준다. Fig. 8의 (A), (B)는 두개의 다른단면 감소율에서 성공적으로 압출된 제품이며 (C)는 조건이 맞지 않을 때 정수압 압출에 발생하는 전형적인 결함(stick-slip)을 보여준다.

Fig. 9는 사방 1mm 격자를 사용하여 압출된 제품의 금속 유동 상태 (A)를 계산으로 구한 결과 (B)와 비교한 것으로 구해진 속도장이 타당함을 입증하고 있다.



(I) Diameter of billet: 29 mm
(II) Diameter of billet: 29.5 mm

Fig. 6 Effect of reduction of area(R. A.) on film thickness at die entry.

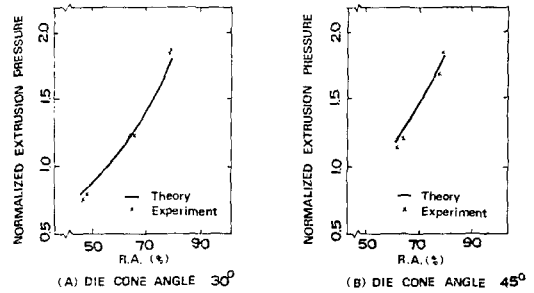
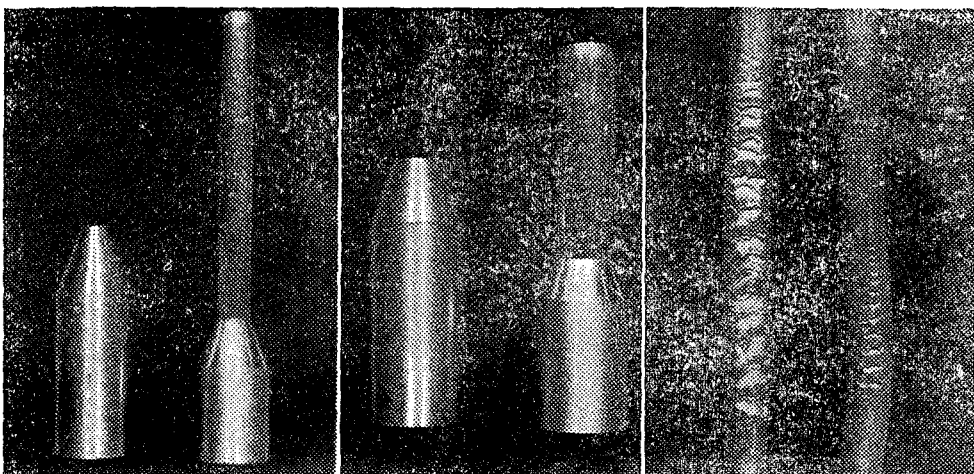


Fig. 7 Effect of reduction of area on extrusion pressure.

5. 결 론

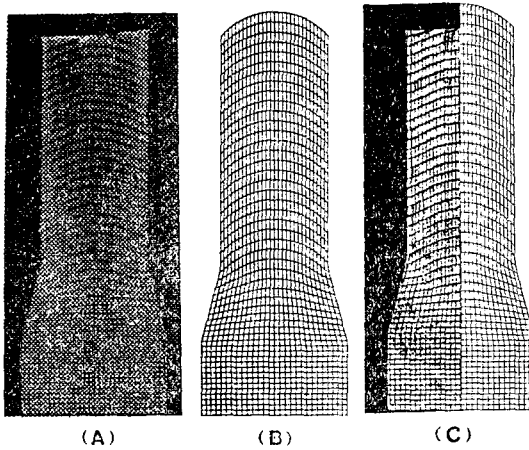
- (1) 도입된 에너지 식으로 원추형 금형을 이용한 박막식 정수압 압출에 있어서 최소 상계해를 얻기 위한 탄소성 경계면을 결정할 수 있었다.
- (2) 압출 압력은 같은 원추 각에서 단면 감소율이 증가하면 거의 직선적으로 증가하며, 같은 단면 감소율에서는 원추 각 45°인 경우가 30°인 경우보다 컸다
- (3) 제안된 정수압 압출 모형은 실제 압출에서 보여주는 금속 유동과 유사하며 이 때 구해진 압출 압력은 실험결과와 비교할 때 좋은 상계해를 보여준다.
- (4) 에너지 방법은 실제의 정수압 압출 공정에 적용이 가능하나 실제 공정에 부합하는 압출속도의 증가에 따른 해석과 실험, 그리고 온도 상승이 유체의 점성에 미치는 효과를 고려할 수 있는 이론 해석의 발전이 기대된다.



(A) (B) (C)

(A) R.A.=78%, Aluminium (B) R.A.=64%, Aluminium (C) Extruded in failure (Stick-slipdefect)

Fig. 8 Extruded billets (2α=45°).



(A) experiment (R.A.=46%)
 (B) theory (R.A.=46%)
 (C) Direct comparison between (A) and (B)

Fig. 9 Plastic flow patterns ($2\alpha = 30^\circ$).

참 고 문 헌

1. J. Robertson, "Improvements in the Manufacturing of Metal Tubes, Tubular and Hollow articles, Plates, Rods, Bars, Wires, and the like", British patent No. 19356, 1893.
2. H.L.D. Pugh, "Mechanical Behavior of Materials under pressure", Applied Science Publishers, London, 1965.
3. B. Avitzur, "Hydrostatic Extrusion", Trans. ASME Series B, Vol. 87, pp. 487—494, 1965.
4. W.R.D. Wilson, "Hydrodynamic Lubrication of Hydrostatic Extrusion", J. of Lub. Tech., Trans. ASME Series F, Vol. 98, pp. 27—31, 1976.
5. R.W. Snidle, D. Dowson and B. Parsons, "An Elasto-Plasto-Hydrodynamic Lubrication Analysis of the Hydrostatic Extrusion Process", J. of Lub. Tech., Trans. ASME Series F, Vol. 95, pp. 113—122, 1973.
6. S. Thiruvurudchelvan and J. M. Alexander, "Hydrodynamic Lubrication in hydrostatic extrusion using a double reduction die", Int. J. Mach. Tool. Des. Res., Vol. 11, pp. 251—268, 1971.
7. N.S. Cho and D.Y. Yang, "Analysis of Hydrofilm Extrusion through Optimized Curved Dies", Int. J. Mech. Sci., Vol. 24, pp. 589—595, 1982.
8. P.C.T. Chen, "Upper-Bound Solutions to Extrusion Problems", J. Eng. for Ind., Trans. ASME Series B, pp. 158—164, 1970.
9. V. Nagpal, "Analysis of Axisymmetric Flow through Curved Dies using a Generalized Upper Bound Approach", North American Metal. Res. Conf.-II, pp. 225—238, 1974.