

네킹발생조건에 의한 관재 액압성형 공정에서의 터짐 불량 예측

김상우* · 김 정** · 박훈재*** · 강범수#

(2004년 8월 12일 접수)

A Prediction of Bursting Failure in Tube Hydroforming Process Based on Necking Conditions

S. W. Kim, J. Kim, H. J. Park and B. S. Kang

Abstract

Based on plastic instability, analytical prediction of bursting failure on tube hydroforming processes under combined internal pressure and independent axial feeding is carried out. Bursting is irrecoverable phenomenon due to local instability under excessive tensile stresses. In order to predict the bursting failure, three different classical necking criteria such as diffuse necking criterion for sheet and tube, local necking criterion for sheet are introduced. The incremental theory of plasticity for anisotropic material is adopted and then the hydroforming limit and bursting failure diagram with respect to axial feeding and hydraulic pressure are presented. In addition, the influences of the material properties such as anisotropy parameter, strain hardening exponent and strength coefficient on bursting pressure are investigated. As results of the above approach, the hydroforming limit in view of bursting failure is verified with experimental results.

Key Words : Hydroforming, Plastic Instability, Diffuse Necking, Local Necking, Plastic Anisotropy

1. 서 론

최근 하이드로포밍(hydroforming) 기술은 부품의 경량화, 구조적 강도의 향상, 품질정도 향상 등의 이점으로 인해 자동차나 항공기 산업분야에서 널리 사용되고 있다.⁽¹⁾ 관재 하이드로포밍 공정의 경우, 관 벽두께의 과도한 감소를 방지하기 위하여 양 끝단부에 축 방향으로의 압축력(axial feeding force)과 내부 압력(internal pressure)을 동시에 작용 시키게 된다. 따라서 이와 같은 성형 중에는 좌굴(buckling), 주름(wrinkling), 터짐(bursting) 등의 성형 불량이 유발될 수 있다. 좌굴은 성형 초기

에 낮은 내부 압력에서 축 방향으로의 소재 유입이 많은 경우에 발생하기 쉽고 주름 발생은 축 방향으로의 힘이 과도한 경우 벌짐(bulging)으로 인한 소재 두께가 감소한 부분에서 발생하기 쉽다.⁽²⁾

좌굴과 주름 발생에 비하여 터짐 현상은 복원(recover)이 힘든 파손이다. 그러므로 하이드로포밍 공정시 터짐 예측과 관련된 공정변수들의 영향에 대한 연구가 무엇보다 중요하다. 터짐 현상은 과도한 인장력 하에서 국부적인 소성불안정 현상인 네킹(necking)의 결과로 일어나므로 이를 근간으로 하는 연구가 활발히 진행 중에 있다.

교신저자: 부산대학교 ERC/NSDM
* 부산대학교 항공우주공학과 대학원
** 부산대학교 항공우주공학과
*** 한국생산기술연구원 생산공정기술본부

널리 알려진 네킹 이론으로 Hill의 유일성의 원리(uniqueness principal)로부터 도출된 Yamada와 Aoki의 양끝단이 닫힌 튜브(closed-end tube)에 대한 확산 넥 이론이 있으며,⁽³⁾ 이 이론은 Xing과 Makinouchi에 의해 하이드로포밍 공정에 적용되었다[4]. 또한 Tirosh와 Xia는 하이드로포밍 공정에서의 터짐 현상 뿐만 아니라 좌굴 현상 또한 독립적으로 예측하는 해석적 모델을 제시하였으며^(5,6) Nefussi와 Combescure는 튜브와 판재에 대한 Swift의 두 가지 확산 넥 이론의 하이드로포밍 공정에서의 적용과 동시에 좌굴 현상을 예측한 바 있다.⁽⁷⁾ 이들의 연구결과는 설계자와 공정 기술자들에게 제품불량을 막기 위한 유용한 가이드라인을 제공해 주고 있다. 그러나 이들 연구에서는 하이드로포밍 공정에서의 터짐 현상 예측에 있어서 재료의 이방성을 고려한 예가 극히 드물 뿐만 아니라 해석적 예측에 대한 실험적 검증이 미비한 실정이다.

따라서 본 논문에서는 재료의 이방성을 고려하여 넥 발생조건이 서로 다른 세 가지의 소성불안정 이론을 제시하였으며, 하중조건이 다른 다섯 가지의 확관시험(bulging test)을 통해 이들 이론의 하이드로포밍 공정에서의 적용가능성을 검토함과 동시에 소성이방성 계수(R), 가공경화 지수(n), 강도 계수(K) 등의 재료 물성치가 터짐 압력의 해석적 모델에 미치는 영향을 조사하였다.

2. 이론

내압(p)과 축 방향 압축력(P)을 받고 있는 길이가 l 이고 두께(t)가 반경(r)에 비해 얇은 튜브의 경우 두께방향 응력성분은 매우 작으므로 평면응력상태라 가정할 수 있고 평형방정식으로부터 원주 방향(σ_1)과 축 방향(σ_2)의 주 응력 성분은 다음과 표현된다.

$$\sigma_1 = \frac{pr}{t}, \quad \sigma_2 = \frac{P + \pi r^2 p}{2\pi r t} \quad (1)$$

소성 변형률 증분 이론과 이방성 재료에 대한 Hill의 2차 항복함수(quadratic yield function)[8]로부터 수직 이방성 재료에 대한 유효응력과 유효변형률을 주 응력, 주 변형률 성분과 소성이방성 계수(R)로 표현하면 각각 식(2)와 식(3)과 같다.

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \frac{2R}{R+1}\sigma_1\sigma_2} \quad (2)$$

$$d\bar{\epsilon} = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \sqrt{d\epsilon_1^2 + d\epsilon_2^2 + \frac{2R}{R+1}d\epsilon_1d\epsilon_2} \quad (3)$$

$$d\epsilon_1 = \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\sigma_1 - \frac{R}{1+R}\sigma_2 \right]$$

$$d\epsilon_2 = \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\sigma_2 - \frac{R}{1+R}\sigma_1 \right]$$

$$d\epsilon_3 = -(d\epsilon_1 + d\epsilon_2)$$

2.1 소성불안정조건

첫번째는 판재에 대한 확산 넥 이론을 적용하여 축 방향과 원주 방향의 하중이 최대일 때 소성불안정이 발생한다고 간주한다. 따라서 공정중의 응력비($\alpha = \sigma_2 / \sigma_1$)와 변형률비($\beta = \epsilon_2 / \epsilon_1$)가 일정하다고 가정하면 확산 넥 발생 조건식과 이때의 하중조건은 식(4)와 같이 표현된다.⁽⁹⁾

$$dF_1 = 0, \quad dF_2 = 0 \quad (F_1 = P + \pi r^2 p, \quad F_2 = prl)$$

$$d\sigma_1 = \sigma_1 d\epsilon_1, \quad d\sigma_2 = \sigma_2 d\epsilon_2 \quad (4)$$

식(3)과 위의 하중조건 식(4)로부터 주 응력성분의 미분항은 다음과 같이 표현된다.

$$d\sigma_1 = \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\sigma_1 - \frac{R}{1+R}\sigma_2 \right] \sigma_1 = \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \left[1 - \frac{\alpha\rho}{2} \right] \sigma_1^2$$

$$d\sigma_2 = \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\sigma_2 - \frac{R}{1+R}\sigma_1 \right] \sigma_2 = \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \alpha \left[\alpha - \frac{\rho}{2} \right] \sigma_1^2 \quad (5)$$

$$\text{where } \rho = \frac{2R}{1+R}$$

식(2),(5)로부터 유효응력의 미분항은 식(6)으로 표현된다.

$$d\bar{\sigma} = \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \left[\frac{\alpha(2\alpha - \rho)^2 + (2 - \alpha\rho)^2}{4(1 - \alpha\rho + \alpha^2)^{3/2}} \right] \quad (6)$$

따라서 튜브 하이드로포밍 공정에 대한 아접선

(sub-tangent)의 길이 Z 의 향으로 표현되는 소성불안정조건은 식(7)과 같다.

$$\frac{1}{Z_D} = \frac{1}{\bar{\sigma}} \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} \leq \frac{\alpha(2\alpha - \rho)^2 + (2 - \alpha\rho)^2}{4(1 - \alpha\rho + \alpha^2)^{3/2}} = \frac{\Psi_D}{\Omega_D} \quad (7)$$

두번째는 관재에 대한 확산 넥 이론을 적용하여 관재에 내압과 축 방향의 압축력이 최대일 때 소성불안정 조건이 발생한다고 가정하면[9],

$$dp = 0, \quad dP = 0 \quad (8)$$

$$d\sigma_1 = \sigma_1(2d\varepsilon_1 + d\varepsilon_2), \quad d\sigma_2 = \sigma_1 d\varepsilon_1 + \sigma_2 d\varepsilon_2$$

식(3)과 위의 하중조건 식(8)로부터 주 응력성분의 미분항은 다음과 같이 표현된다.

$$d\sigma_1 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\left(2 - \frac{\rho}{2} \right) + \alpha(1 - \rho) \right] \sigma_1^2 \quad (9)$$

$$d\sigma_2 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} [1 - \alpha\rho + \alpha^2] \sigma_1^2$$

식(2),(9)로부터 두번째 가정에 의한 유효응력의 미분항은 식(10)로 표현된다.

$$d\bar{\sigma} = \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon} \left[\frac{\alpha(2\alpha - \rho)^2 + 2(2 - \alpha\rho)(2 - \alpha\rho + 2\alpha - \rho)}{4(1 - \alpha\rho + \alpha^2)^{3/2}} \right] \quad (10)$$

따라서 튜브 하이드로포밍 공정에 대한 아접선의 길이 Z 의 향으로 표현되는 소성불안정조건은 식(11)과 같다.

$$\frac{1}{Z_H} = \frac{1}{\bar{\sigma}} \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} \leq \frac{\alpha(2\alpha - \rho)^2 + 2(2 - \alpha\rho)(2 - \alpha\rho + 2\alpha - \rho)}{4(1 - \alpha\rho + \alpha^2)^{3/2}} = \frac{\Psi_H}{\Omega_H} \quad (11)$$

세번째 소성불안정 조건으로 원주방향의 수직

방향으로 국부 넥이 발생하며 단위길이당 하중이 최대일 때 그 조건을 만족한다고 가정하면[8],

$$d(\sigma_1 t) = 0$$

$$d\sigma_1 = \sigma_1(d\varepsilon_1 + d\varepsilon_2) \quad (12)$$

식(3)과 위의 하중조건 식(12)로부터 주 응력성분의 미분항은 다음과 같이 표현된다.

$$d\sigma_1 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left[(\alpha + 1) \left(1 - \frac{\rho}{2} \right) \right] \sigma_1^2 \quad (13)$$

$$d\sigma_2 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\alpha(\alpha + 1) \left(1 - \frac{\rho}{2} \right) \right] \sigma_1^2$$

식(2),(13)로부터 유효응력의 미분항은 식(14)로 표현된다.

$$d\bar{\sigma} = \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon} \left[\frac{(1 + \alpha)(2 - \rho)}{2(1 - \alpha\rho + \alpha^2)^{1/2}} \right] \quad (14)$$

따라서 세번째 가정에 의한 튜브 하이드로포밍 공정에 대한 아접선의 길이 Z 의 향으로 표현되는 소성불안정조건은 식(15)와 같다.

$$\frac{1}{Z_L} = \frac{1}{\bar{\sigma}} \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} \leq \frac{(1 + \alpha)(2 - \rho)}{2(1 - \alpha\rho + \alpha^2)^{1/2}} = \frac{\Psi_L}{\Omega_L} \quad (15)$$

2.2 터짐 압력의 해석적 모델

위 세가지 가정에 의한 성형 한계 곡선(forming limit curve)을 표현하기 위해 양 주축 방향으로의 한계 변형률을 구할 필요가 있으며 재료가 유효응력-유효변형률 관계식 $\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n$ 을 따른다고 가정하면 위 세가지 경우에 대한 넥 발생조건은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{1}{Z_i} = \frac{1}{\bar{\sigma}} \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{n}{\bar{\varepsilon}} = \frac{\Psi_i}{\Omega_i} \quad (i = D, H, L) \quad (16)$$

공정 중에는 비례하중이 가해진다는 가정에 의해 변형률비(β) 또한 일정하게 유지되므로 유효

변형률은 원주 방향의 변형률과 변형률비로 다음과 같이 표현된다.

$$\bar{\epsilon} = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2} + \frac{2R}{R+1} \epsilon_1 \epsilon_2 = \Theta \epsilon_1 \quad (17)$$

where

$$\Theta = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \sqrt{1+\beta\rho+\beta^2}$$

식(7),(11),(15)와 식(16)으로부터 넥이 발생하는 한계 변형률은 식(18)과 같고 이때 관의 두께(t_c)와 반경(r_c)은 식(19)로 각각 표현된다.

$$\epsilon_1^c = \frac{\Omega \cdot n}{\Theta \Psi_i} \quad , \quad \epsilon_2^c = \beta \epsilon_1^c \quad (18)$$

$$t^c = t_0 e^{-(\epsilon_1^c + \epsilon_2^c)} \quad , \quad r^c = r_0 e^{\epsilon_1^c} \quad (19)$$

마찬가지로 식(1)과 소성 변형률 증분 이론으로부터 넥 발생시 주축 방향으로의 한계 응력 성분은 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_1^c = \frac{(1+R)^2}{1+2R} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \left[\epsilon_1^c + \frac{R}{1+R} \epsilon_2^c \right] \quad (20)$$

$$\sigma_2^c = \frac{(1+R)^2}{1+2R} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \left[\epsilon_2^c + \frac{R}{1+R} \epsilon_1^c \right]$$

따라서, 식(1)의 평형방정식과 식(20)으로부터 넥이 발생하는 터짐 압력의 해석적 모델은 다음과 같이 도출된다.

$$p^c = \frac{(1+R)^2}{1+2R} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \frac{t^c}{r^c} \left[\epsilon_1^c + \frac{R}{1+R} \epsilon_2^c \right] \quad (21)$$

3. 실험

하이드로포밍 공정에서의 성형한계와 본 논문에서 제안된 해석적 방법의 검증을 위하여 다섯가지의 서로 다른 하중조건에서의 실험이 수행되었다.

실험에 사용된 소재의 형상과 공정 과정은 Fig. 1에 나타내었으며 유효응력-유효변형률과의 관계는 $\bar{\sigma} = 1400 \bar{\epsilon}^{0.17}$ (MPa), 수직 이방성 재료에 대한 소성이방성 계수는 $R = 2.14$ 로 가정되었다.

실험은 내부 압력을 가하는 동시에 하부 다이를 고정하고 상부 다이를 축 방향 아래쪽으로 이동시킴으로써 압축력이 가해지도록 하였으며, 터짐 현상을 관찰하기 위해 Fig. 2에서와 같이 내부 압력에 비해 상대적으로 낮은 축 방향 하중을 작용하도록 하였다. 실험결과, Fig. 3에서와 같이 모두 관의 중간 부분에서 터짐 현상이 발생하였다. 또한, 다섯 가지의 모든 하중조건에 관의 용접부 주위에서 터짐 현상이 발생하였는데 이는 열영향부(heat affected zone)의 가공경화가 모재의 가공경화 보다 낮음으로 인해 열영향부에서 터짐 현상이 발생한 것으로 판단되며,⁽¹⁰⁾ 본 연구에서는 이러한 용접부 주변의 효과는 고려되지 않았다.

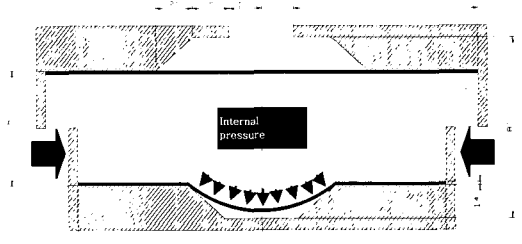


Fig. 1 Dimensions and configurations of die and final bulged part [unit : mm]

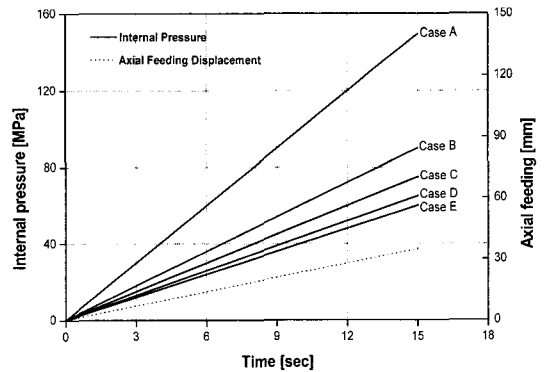
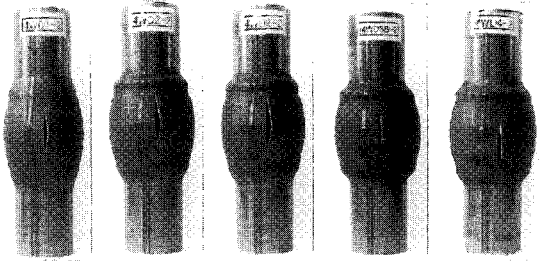


Fig. 2 Input loading paths with five different cases



(a) Case A (b) Case B (c) Case C (d) Case D (e) Case E

Fig. 3 Experimental bursting failure obtained from bulge tests under different loading paths

4. 실험과 이론적 예측의 비교

본 논문에서 제시된 서로 다른 세 가지의 넉킹 발생조건에서의 성형 한계와 터짐 압력을 실험결과와 비교하여 Fig. 4와 Fig. 5에 각각 도시하였다.

변형률에 의한 성형 한계의 경우 Fig. 4에서와 같이 세번째 소성불안정조건으로 가정된 국부 넉킹 이론이 관재 하이드로포밍 공정에서의 성형 한계를 크게 예측하는 반면 첫번째 소성불안정 조건으로 가정된 관재에 대한 확산 넉킹 이론은 작게 예측하고 있으며 두번째 가정에 의한 튜브에 대한 확산 넉킹 이론이 실험결과와 가장 유사하게 예측하고 있음을 알 수 있다.

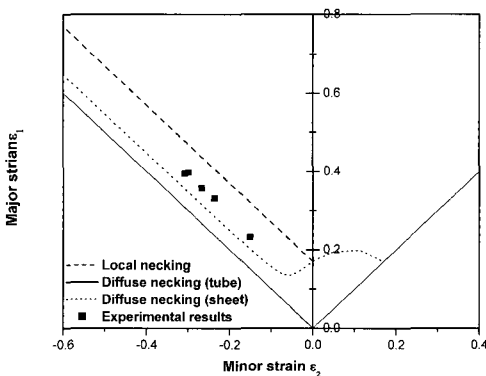


Fig. 4 Comparison of analytically predicted and experimental forming limit

터짐 압력 곡선의 경우, Fig. 5에서 보여지듯이 성형 한계 곡선과 유사하게 국부 넉킹 발생조건이 터짐 압력을 크게 예측하는 반면, 두 가지 조건

의 확산 넉킹 이론은 작게 예측하는 경향을 보였다. 따라서 위의 결과로부터 관재 하이드로포밍 공정에서의 터짐 불량 예측에 있어서 튜브에 대한 확산 넉킹 이론에 의한 해석적 접근이 가장 유용한 것으로 판단된다.

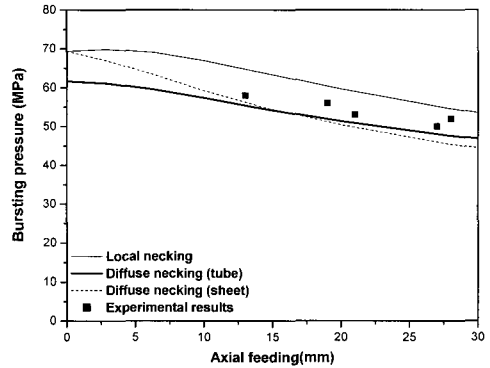


Fig. 5 Comparison of analytically predicted and experimental bursting pressures

5. 재료 물성치의 영향

Fig. 6에서 Fig. 8은 두번째 가정에 의한 튜브 확산 넉킹 이론으로부터 유도된 터짐 압력에 대해 재료의 물성치가 미치는 영향을 나타내고 있으며 터짐 압력(p^c)은 소성이방성 계수(R)와 강도계수(K)가 증가함에 따라서 증가하는 반면 가공경화 지수(n)가 증가함에 따라서 감소하는 경향을 보이고 있다. 따라서 관재 하이드로포밍 공정에서는 소성이방성 계수가 크고 가공경화 지수가 작은 재료일수록 터짐이 발생하지 않는 성형가능 영역이 넓어짐을 알 수 있다.

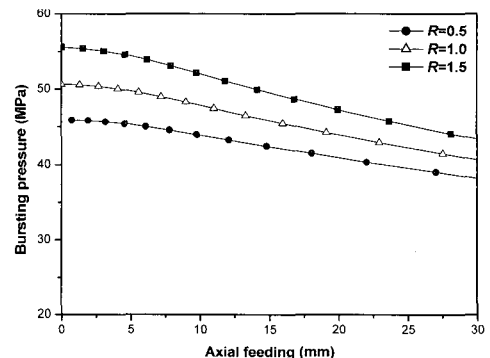


Fig. 6 Influence of anisotropy parameter R -value

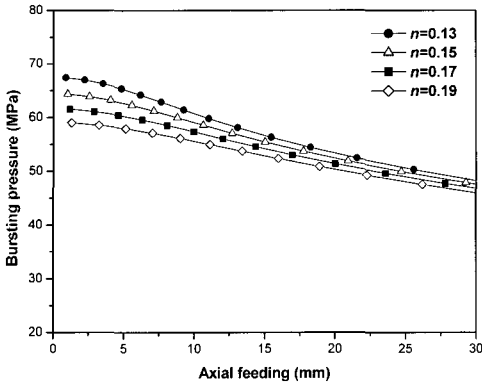


Fig. 7 Influence of strain hardening exponent n -value

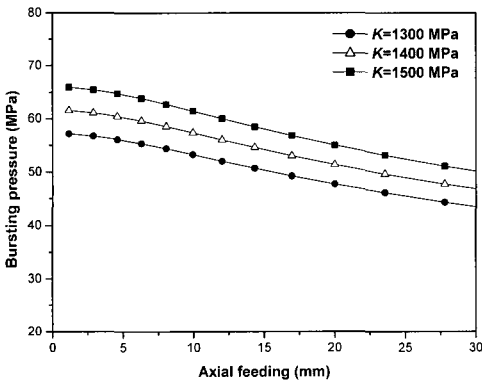


Fig. 8 Influence of strength coefficient K -value

6. 결 론

본 연구에서는 관재 하이드로포밍 공정에서의 터짐 불량 예측을 위한 해석적 방법으로 재료의 이방성을 고려하여 세 가지의 서로 다른 소성불안정조건을 소개하였으며 실험적 검증을 통해 각각의 적용가능성을 검토함과 동시에 터짐 압력에 미치는 재료 물성치의 영향을 알아보았다. 본 연구에서 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 본 논문에서 제시된 세 가지 넥 발생 조건 중 튜브에 대한 확산 넥 이론이 터짐 불량을 예측하는데 있어서 실험과 가장 잘 일치함을 보였다.

(2) 튜브에 대한 확산 넥 이론에 의해 예측된 터짐 압력은 상대적으로 증가하는 소성이방성 계수(R)와 강도 계수(K)에 대해서는 증가하는 경향

을 보이는 반면 증가하는 가공경화 지수(n)에 대해서는 감소하는 경향을 보였다.

후 기

본 논문은 부산대학교의 정밀정형 및 금형가공 연구센터에서 지원 받아 수행된 연구로서 이에 감사 드립니다.

참 고 문 헌

- (1) B.S. Kang, B.M. Son, J. Kim, 2004, "A comparative study of stamping and hydroforming processes for an automobile fuel tank using FEM", *Int. J. Mach. Tools and Manufac.*, Vol.44, pp. 87~94.
- (2) 김 정, 강범수, 2002, "유한요소법에 의한 관재 하이드로포밍 공정 해석 및 설계를 위한 수치적 연구", *한국소성가공학회지*, 제 11 권 4 호, pp.302~311.
- (3) Y. Yamada, I. Aoki, 1966, "On the tensile plastic instability in axi-symmetric deformation of sheet metals" *J. JSTP*, Vol.67, pp.393~406 (Japanese).
- (4) H.L. Xing, A. Makinouchi, 2001, "Numerical analysis and design for tubular hydroforming", *Int. J. Mech Sci.*, Vol.43, pp.1009~1026.
- (5) J. Tirosh, A. Neuberger, A. Shirizly, 1996, "On tube expansion by internal fluid pressure with additional compressive stress" *Int. J. Mech Sci.*, Vol.38, pp.839~851.
- (6) Z.C. Xia, 2001, "Failure analysis of tubular hydroforming", *J. Eng Mater Technol.*, Vol. 123, pp. 423~429.
- (7) G. Nefussi, Combescure, 2002, "A Coupled buckling and plastic instability for tube hydroforming", *Int. J. Mech Sci.*, Vol.44, pp.899~914.
- (8) R. Hill, 1983, "The Mathematical Theory of Plasticity", Oxford University Press, New York.
- (9) H.W. Swift, 1952, "Plastic Instability under Plane Stress", *J. Mechanics and Physics of Solids*, Vol.1, pp.1~18.
- (10) J. Kim, Y.W. Kim, B.S. Kang, S.M. Hwang, 2004, "Finite element analysis for bursting failure prediction in bulge forming of a seamed tube", *Finite Elements in Analysis and Design* Vol. 40, pp.953~966.