

유한요소법에 의한 관재 하이드로포밍 공정 해석 및 설계를 위한 수치적 연구

김 정 · 강범수

(부산대학교 항공우주공학과)

Numerical Study on Analysis and Design of Tube Hydroforming Process by the FEM

J. Kim and B. S. Kang

Abstract

A generalized numerical approach based on the finite element method to analysis and design of hydroforming process is proposed in this paper. The special attention is focused on comparison of an implicit and an explicit finite element method widely used for hydroforming simulation. Furthermore, in order to meet the increasing real needs for prediction of forming limit, a ductile fracture criterion combined with finite element method is introduced and then applied to hydroforming process of an automobile lower arm. Consequently, the numerical analysis and design for hydroforming process presented here will facilitate the development and application of the tube hydroforming process to a new level.

Key Words : Hydroforming, Implicit FEM, Explicit FEM, Ductile Fracture Criterion, Lower Arm

1. 서 론

하이드로포밍(hydroforming) 기술은 액압(hydraulic pressure)을 이용하여 부품을 성형하는 기술로서, 사용되는 원소재에 따라 크게 판재(sheet) 하이드로포밍과 관재(tube) 하이드로포밍으로 나눌 수 있다. 본 공법은 성형 공정 수 및 부품의 개수를 줄일 수 있고, 무게 대비 강성을 높일 수 있는 장점으로 인하여 최근 들어서 자동차 샤시 및 차체 부품을 생산하는데 있어 새로운 공법으로 자리잡고 있다.^(1~3) 이에 따라 경제적이고 효율적인 하이드로포밍 공정의 최적화가 무엇보다도 절실히 요구되고 있다.⁽⁴⁾

일반적으로 관재 하이드로포밍 공정의 경우, 관 벽 두께의 과도한 감소를 방지하기 위하여 양 끝단부에 축 방향으로의 힘과 내부 압력을 동시에 작용시키게 된다. 따라서 이와 같은 성형 중에는 좌굴(buckling), 주름(wrinkling), 터짐(bursting) 등의 성형 불량에 유발될 수 있다. 좌굴은 성형 초기에 낮은 압력에서 축 방향으로의 소재 유입이 많은 경우에 발생하기 쉽지만, 원형 강관의 소재 치수로부터 좌굴을 방지할 수 있는 내부 압력과 축 방향으로의 힘과의 관계를 이론적으로 결정할 수 있다. 반면, 주름 발생은 축방향으로의 힘이 과도한 경우 벌정(bulging)으로 인한 소재 두께가 감소한 부분에서 발생하기 쉽다.

좌굴과 주름 발생에 비하여 터짐 현상은 복원(recover)이 힘든 파손이다. 그러므로 하이드로포밍 공정시 터짐과 관련된 공정 변수들에 대한 연구가 무엇보다도 중요하다. 그러나 지금까지 터짐과 관련된 연구는 주로 실험에 의존되어져 왔으며, 이론적인 연구 수행은 미미하였다.⁽⁵⁾

유한요소법은 하이드로포밍 공정변수들을 예측하기 위하여 많이 적용되어지고 있는 수치해석 기법 중 하나이다. 특히 외연적(explicit) 유한요소법을 활용한 하이드로포밍 공정설계는 최근 많은 활용사례를 보여주고 있다.

외연적 유한요소법의 가장 큰 장점은 대변형 문제에서 접촉조건의 변화에 따라 해의 수렴을 위한 반복적인 계산 과정을 필요치 않으므로 컴퓨터의 메모리 관리가 용이하며 큰 3차원 문제에서도 계산시간을 상당히 단축할 수 있다는 것이다.⁽⁶⁾ 그러나 이에 따른 해의 신뢰성이 내연적(implicit) 유한요소법보다는 떨어질 수 있으며, 또한 준정적 상태(quasi-static state)를 고려할 경우에는 관성 또는 동적 효과를 무시할 수 있어야 하기 때문에 아주 작은 시간증분(time increment)이 요구되며 이는 오히려 많은 계산시간이 소요될 수 있음을 의미한다. 일반적으로 이러한 문제점을 해결하기 위하여 적절한 시간척도(time scale)와 질량척도(mass scale)를 부가하여 가상의 성형문제로 가정할 후 해석을 수행하고 있다.⁽⁷⁻⁹⁾

본 연구에서는 재료의 강소성 모델을 근거로 자체 개발한 3차원 유한요소해석 프로그램인 Implicit HydroFORM-3D와 Explicit LS-Dyna3D를 사용하여 자동차의 로어암 부품에 대한 하이드로포밍 해석을 수행한 후 두 가지 방법에 의한 해석결과를 서로 비교하였다. 또한 외연적 유한요소해석에서는 시간척도와 질량척도의 변화에 따른 동역학적 효과(dynamic effect)에 대한 오차를 추정하여 적절한 시간척도와 질량척도를 선정할 수 있는 방법을 제시하고자 하였다. 아울러 Oyane이 제안한 연성 파괴 모델⁽¹⁰⁾을 적용하여 축방향으로의 소재 유입량 및 내부 압력과 같은 성형 인자를 다양하게 변화시켜가면서 터짐 현상이 발생할 가능성이 높은 부분을 예측하였다. 그리고 공정 설계에 요구되는 비용과 시간을 줄이기 위해서 다양한 성형 조건 하에서 얻어진 해석결과로부터 최적화된 성형 인자들을 결정하고자 하였다. 이를 토대로 실제로 로어암 부품의 시제품(prototype)을 제작⁽¹¹⁾하여 본 수치적 접근 방법의 타당성 및 신뢰성을 보이고자 하였다.

2. 이론적 배경

2.1 내연적 유한요소법

유동방정식에 근거를 두고 탄성체의 체적력을 무시할 때, 변형의 지배방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.⁽¹²⁾

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (1)$$

경계면 S 는 3가지 영역 즉, $S = S_U + S_F + S_C$ 로 가정한 다. 여기서 S_U 는 속도가 정의된 면, S_F 는 표면력 F 가 정의된 면, 그리고 S_C 는 표면의 접선방향으로는 표면력이 정의되고 법선 방향으로는 속도가 정의된 면을 말한다. 따라서 경계조건은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}n_j &= F_i && \text{on } S_F \\ u_i &= \bar{u}_i && \text{on } S_U \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, n_j 는 경계면에 대한 j 번째 법선 벡터 성분, F_i 는 체적력의 i 번째 성분, \bar{u}_i 는 정의된 속도의 i 번째 성분이다. 따라서 주어진 유한요소 영역에 대한 지배방정식을 범함수의 형태로 나타내면 다음과 같다.

$$\delta\pi = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + K \int_V \dot{\epsilon}_i \delta \dot{\epsilon}_i dV - \int_{S_F} F_i \delta u_i dS = 0 \quad (3)$$

여기서 $\bar{\sigma}$, $\dot{\epsilon}$ 은 유효 응력(effective stress)과 유효 변형률(effective strain rate)을 말한다. 체적 V 는 3차원 육면체 요소로 분할되며 요소내의 속도장은 $u_i = N_{ij}v_j$ 로 표현된다. 여기서 N_{ij} 는 3×24 의 형상함수(shape function)에 대한 행렬, v_j 는 24개의 절점에서의 속도 벡터이다.

운동방정식을 이용하여 구성방정식을 선형화된 변분방정식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\mathbf{K}\Delta\mathbf{v} = \mathbf{f} \quad (4)$$

여기서 \mathbf{K} 는 접선 강성행렬(tangent stiffness matrix)로 식 (3)의 2차 미분식과 동일하며 \mathbf{f} 는 절점의 하중벡터를 나타낸다. 식 (4)의 속도 증분 벡터 $\Delta\mathbf{v}$ 를 구하기 위해서는 뉴턴-랩슨(Newton-Raphson)방법과 같이 해의 수렴을 위한 반복계산이 필요하다.

2.2 외연적 유한요소법

전 절의 내연적 유한요소법과 유사하게 재료의 한 지점에서 지배방정식과 경계조건은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = \rho \ddot{u}_i \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} n_j &= t_i \quad \text{on } S_F \\ u_i &= \bar{u}_i \quad \text{on } S_U \end{aligned} \quad (6)$$

여기서 σ_{ij} 는 코시 응력(Cauchy stress), ρ 는 현재 밀도, \ddot{u}_i 는 가속도, b_i 는 체적력, t_i 는 표면력이다.

외연적 방법의 계산효율은 대각 혹은 집중 질량 행렬(diagonal or lumped mass matrix)을 사용한 외연적 적분 수행에 의존한다. i 번째 시간증분에서 식(5)의 운동방정식이 평형조건을 만족하기 위해서는 다음과 같이 가속도가 표현되어진다.

$$\ddot{u}^{(i)} = \mathbf{M}^{-1}(\mathbf{F}^{(i)} - \mathbf{I}^{(i)}) \quad (7)$$

$\mathbf{F}^{(i)}$ 는 표면력과 체적력 등에 의한 외력 벡터(applied load vector), $\mathbf{I}^{(i)}$ 는 응력 발산 등에 의한 내력 벡터(internal force vector), \mathbf{M} 은 질량 행렬(mass matrix)이다. $(i+1)$ 번째 시간증분에서 변위 벡터는 식(5)의 운동방정식을 중앙차분법(central difference method)에 의한 직접 적분을 수행하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} u^{(i+1)} &= u^{(i)} + \Delta t^{(i+1)} \dot{u}^{(i+\frac{1}{2})} \\ \dot{u}^{(i+\frac{1}{2})} &= \dot{u}^{(i-\frac{1}{2})} + \frac{\Delta t^{(i+1)} + \Delta t^{(i)}}{2} \ddot{u}^{(i)} \end{aligned} \quad (8)$$

여기서 \dot{u} 와 u 는 각각 전체 절점에서의 속도 벡터(velocity vector)와 변위 벡터(displacement vector)를 나타낸다. 식(8)에서 알 수 있는 바와 같이 이전 시간증분에서 기지의 $\dot{u}^{(i-\frac{1}{2})}$, $\dot{u}^{(i)}$ 로부터 현재 시간증분에서의 미지수 $u^{(i+1)}$ 를 외연적 적분으로부터 쉽게 구할 수 있음을 잘 보여준다. 형상은 초기 형상에 변위 증가를 더하여 구해진다.

식 (7), (8)에서 보듯이 외연적 적분방법에서는 내연적 방법과 달리 해를 구하기 위한 반복계산 및 접선 강성행렬을 구하는 과정이 필요하지 않음을 알 수 있다. 하지만 외연적 적분은 시간증분 Δt 와 관련한 다음의 제한

조건을 만족하는 경우에만 조건적인 안정(conditionally stable)한 해를 구할 수 있다.

$$\Delta t \approx L/V_d \quad (9)$$

여기서 L 은 특성 요소 길이(characteristic element dimension), V_d 는 재료의 팽창 파장 속도(dilatational wave speed)를 말한다. 식(9)의 제한조건을 만족하는 시간 증분은 실제 성형시간과 비교해 볼 때 상대적으로 매우 작은 값이 되며 이로 인하여 많은 계산시간이 소요되게 된다. 따라서 외연적 유한요소해석에서는 다음과 같은 계산시간을 단축시키는 방법이 일반적으로 널리 사용되고 있다. 첫째가 성형 속도, 예를 들면 하이드로포밍 공정의 경우에 압력증가 속도를 임의로 높임으로써 해석시간을 단축시킬 수 있다. 이를 시간척도(time scale)기법이라고 말한다. 둘째로는, 소재의 밀도를 임의로 증가시켜 시간 증분을 증가시킬 수 있는데 이를 질량척도(mass scale) 기법이라고 한다. 따라서 외연적 유한요소법에서는 준정적인 상태를 유지하면서, 즉 관성 효과 혹은 동적 효과(inertia or dynamic effect)가 해에 영향을 미치지 않으면서 얼마나 빨리 성형시간을 가속시킬 수 있는지를 결정하는 것이 가장 중요하다.

2.3 연성 파괴 모델

하이드로포밍 공정은 변형 경로에 크게 의존하므로 응력과 변형률 이력이 파괴 모델에 고려되어야 하는데, Oyane에 의해서 제안된 연성 파괴 모델은 Takuda 등에 의해서 수행된 박판 금속 성형에 적용하여 성형 한계를 성공적으로 예측할 수 있음을 보였다.^(13~17) 많은 연구자들이 Oyane의 연성 파괴 모델이 파괴 전에 뚜렷한 국소 necking을 보이지 않는 알루미늄 합금부터 다양한 금속 성형 공정에 이르기까지 성형 한계를 평가하는데 잘 적용될 수 있음을 보였다.

본 연구에서도 이러한 Oyane의 연성 파괴 모델을 근거로 하여 파괴의 발생 여부를 예측하였다. Oyane의 연성 파괴 모델은 정수압 응력의 경로가 연성 파괴에 영향을 미친다고 가정하고 있으며, 다음과 같은 수식으로 표현할 수 있다.

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} + a \right) d\bar{\epsilon} = b \quad (10)$$

여기서, $\bar{\epsilon}_f$ 는 파괴가 발생하는 시점에서의 한계 유효

변형률을, σ_m 는 평균 응력을, $\bar{\sigma}$ 는 상당 응력을, $\bar{\epsilon}$ 유효 변형률, 그리고, a, b 는 각각 단축 인장 시험과 평면 변형률 인장 시험시 한계 변형률로부터 산출되는 재료 물성치이다. 식 (10)은 좌변이 우변과 동일해 질 때 파괴가 일어남을 의미하고, 식 (11)와 같이 다시 쓰여질 수 있다.

$$I = \frac{1}{b} \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} + a \right) d\bar{\epsilon} \quad (11)$$

성형 해석 중 각 요소들에 대하여 응력, 변형률뿐만 아니라 연성 파괴 적분 지수 I 가 계산되며, I 가 1에 이르면 파괴가 발생하는 것으로 판단한다.

3. 자동차 로어암 부품의 하이드로포밍 공정해석

3.1 해석 모델

로어암은 크로스 멤버 및 너클 등과 조립되어 볼 조인트에 의해 타이어의 회전 중심 기능을 수행하고 주행 중에 발생하는 진동을 흡수, 완화시키는 물론 휠 얼라인먼트에 영향을 주는 부품이다. 하이드로포밍 공법을 통하여 로어암을 제작할 경우 공정수의 감소에 따른 비용 절감과 동시에 고강도의 부품으로서 기존의 스탬핑-용접 공정에 의한 부품들을 대체할 수 있다. Fig. 1은 종래의 스탬핑-용접 공정에 의하여 제작된 로어암 조립체와 하이드로포밍 공법에 의하여 제작될 로어암 단품을 비교해 놓았다. Fig. 2는 하이드로포밍 공법에 의한 로어암 단품의 축 방향 길이에 따른 주요 단면 형상을 보여준다. 해석에 사용된 소재의 물성과 치수는 다음과 같다.

소재 : STKM-11A

응력-변형률 관계 : $\bar{\sigma} = 468.3\bar{\epsilon}^{-0.206}$ MPa

연성 파괴 모델 상수 : $a = 0.22, b = -0.043$

관 벽 두께 : 2.6mm

원형 강관의 길이 : 600mm

외경 : 63.5mm

3.2 유한요소법에 의한 하이드로포밍 공정해석

하이드로포밍 성형해석은 예비 성형 단계가 완료된 소재를 사용하게 되며, 스탬핑 공정에서와 동일한 금형을 사용한다.

일반적으로 스탬핑과 하이드로포밍 공정은 동시에 진행되지만 본 연구에서는 각각의 공정 단계에서의 성형

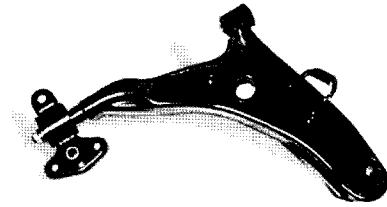


Fig. 1(a) A conventional stamping-welded lower arm assembly

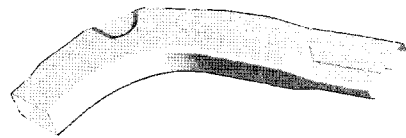


Fig. 1(b) A CAD model to be hydroformed

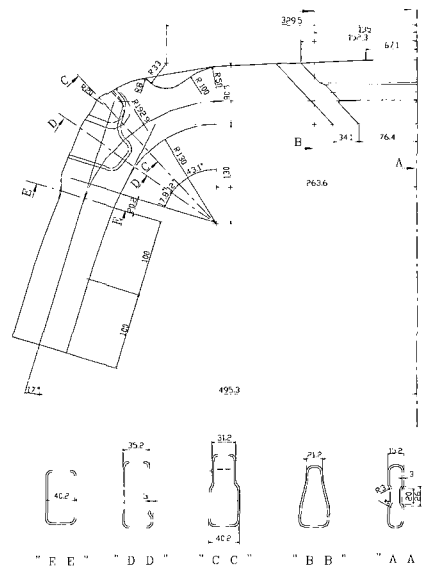


Fig. 2 Schematic view of a lower arm

특성을 정확하게 파악하기 위해서 각 공정이 독립적으로 이루어진다고 가정하였다.

Fig. 3은 스탬핑 공정 후의 예비 성형체와 상·하부 금형, 그리고 축 방향으로의 소재 유입을 위한 압축 실린더를 보여준다. 내연적 유한요소법을 사용한 하이드로포밍 성형해석 후의 로어 암 변형 형상과 단면별 형상을

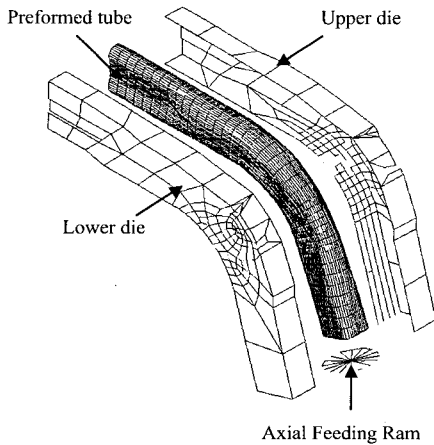


Fig. 3 Finite element model of hydroforming process

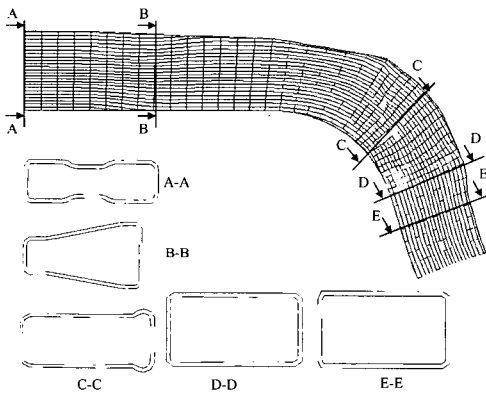


Fig. 4 Deformed shapes and cross-sections after hydroforming process

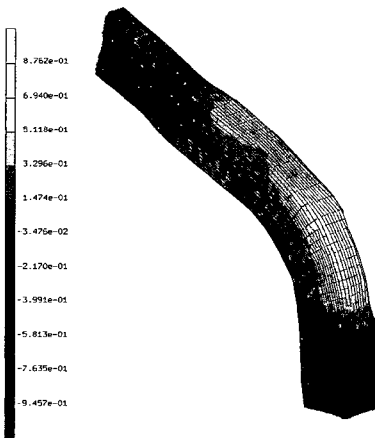


Fig. 5 Distribution of ductile fracture Integral value I after hydroforming process

Fig. 4에 나타내었으며, 성형이 잘 이루어 졌음을 알 수 있다. 식 (11)의 최대 연성과파괴지수 I 값 또한 Fig. 5에서 보는 바와 같이 0.876으로서 터짐 불량 가능성 낮음을 알 수 있다.

시간척도와 질량척도에 의한 외연적 유한요소해석 결과의 영향을 평가하기 위하여 Table 1과 같이 네 가지 경우에 대한 하이드로포밍 해석을 LS-Dyna3D를 사용하여 수행하였다. Alpha-433 CPU를 탑재한 Digital 워크스테이션을 사용할 때, 해석시간은 A, B, C, D 각각 73, 52, 76, 225분이 소요되었다. 이 결과로부터 해석시간을 줄이기 위해서는 시간척도는 작게 하고, 질량척도는 큰 값을 부여해야 함을 알 수 있다. Table 2는 네 가지 경우에 대한 성형해석 후 유효 응력값의 분포 범위를 나타낸 것이다. 해석 조건 C를 제외한 모든 경우에 있어서 Fig. 6(b)와 같은 주름현상이 발생하였으며, 해석 조건 C 또한 Table 2에서 보는 바와 같이 다른 경우에 비하여 응력값이 현저하게 작게 나타나고 있음을 알 수 있다.

Table 1 Analysis cases with different mass and time scale

Case	Mass scale	Time scale
A	100	0.11
B	1,000	0.11
C	1	0.011
D	1,000	1.1

Table 2 Effective stress distribution of each case

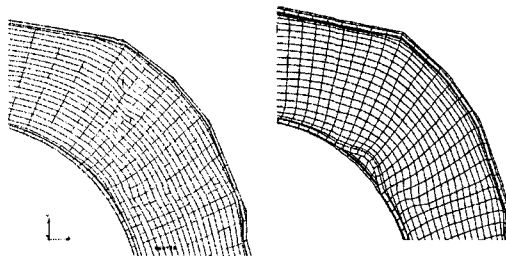
Case	Stress distribution [MPa]
A	192.6 ~ 456.0
B	124.2 ~ 435.3
C	52.8 ~ 191.1
D	141.8 ~ 456.7

이것은 부적절한 시간 및 질량척도를 사용함에 따른 동적효과에 의하여 해의 불안정성을 잘 보여주고 있는 것이다. 따라서 성형해석을 위하여 외연적 유한요소법을 사용하는 경우, 시간 및 질량 척도값을 신중히 선택하지 않는다면 안정적인 해를 얻기가 상당히 어렵다는 것을 말해 주고 있다. Belytschko 등은 안정적인 해를 얻기 위한 척도값을 결정하기 위하여 동적효과에 대한 오차 추정방법을 제시하였으며, 그 관계식을 소성일(plastic work)에 대한 운동에너지의 변화비로서 다음과 같이 표현하였다.^(18~19)

$$e(t) = \frac{1}{W_{int}^{plastic}(t)} \int_0^t \int_{\Omega} dE_k = \frac{E_k(t) - E_k(t_y)}{W_{int}^{plastic}(t)} \quad (12)$$

여기서 $W_{int}^{plastic}$ 는 소성 내부에너지(plastic internal energy)이며, E_k 는 운동에너지(kinetic energy), t_y 는 소성 변형이 시작되는 시간이다.

식 (12)의 동적효과에 대한 오차값은 동적해와 정적해의 차이로 인해 발생하며, 그것은 소성 내부에너지에 대한 운동에너지의 비 값 그리고 전달되는 에너지로 표현할 수 있다.

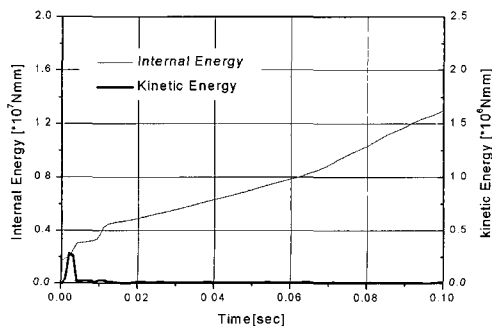


(a) Implicit method (b) Explicit method

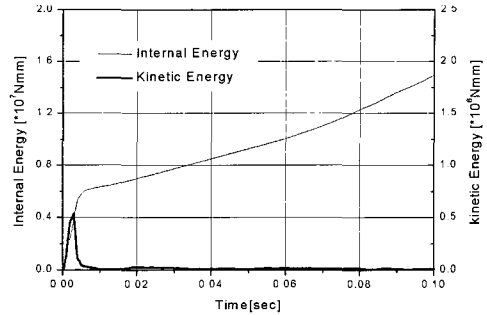


(c) Experimental prototype

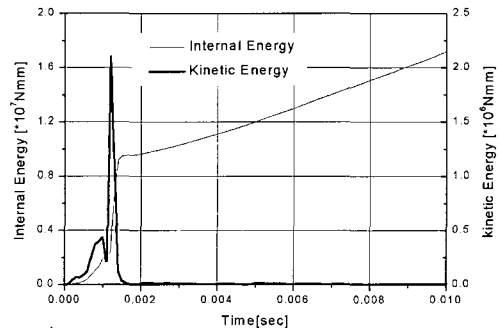
Fig. 6 Actual shape and numerical one predicted by using implicit and explicit methods



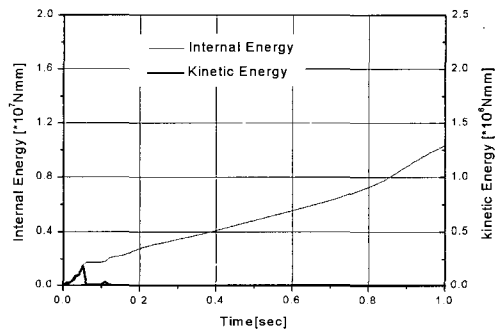
(a) Case A



(b) Case B



(c) Case C



(d) Case D

Fig. 7 Internal energy and kinetic energy history for each case

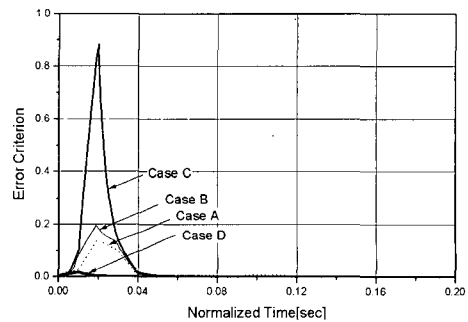


Fig. 8 Error estimates for dynamics effects

Fig. 7은 계산된 소성 내부에너지와 운동에너지를 네 가지 해석조건에 대해서 함께 나타낸 그래프이다. Fig. 8은 식 (12)를 이용하여 얻은 동적효과에 의한 오차 추정치이다. 해석조건 C의 경우에는 Fig. 7(c)에서 알 수 있듯이 운동에너지의 과도한 증가로 인하여 성형 초반부에 큰 오차값을 보이고 있다. 이것은 해석조건 C의 경우가 동적효과에 가장 민감함을 보여 주고 있으며, 이에 따라 해석결과, 특히 Table 2와 같이 응력값의 불안정성이 발생되었음을 말해 주고 있다. Fig. 8에서 해석조건 D의 최대 오차 추정치는 1.7%로서, 이 결과를 통해 운동에너지가 소성 내부에너지 값의 대략 5%(0.05) 이내가 되도록 질량척도와 시간척도를 결정하는 것이 가장 바람직할 것으로 판단되어진다.

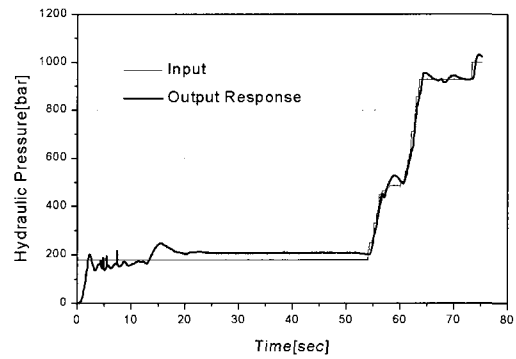
4. 하이드로포밍 공법에 의한 로어암의 제작

하이드로포밍 공법을 사용하여 로어암 부품을 제작하기 위한 프레스 장비는 2,500톤 용량으로서, 유압을 공급하는 유압 유닛과 내부 압력과 소재 유입량이 상호 연관되게 부가될 수 있도록 하는 제어 유닛으로 구성되어 있다. 유압 유닛은 고압측에서는 4,000bar, 저압측에서는 210 bar의 유압을 공급할 수 있다. 따라서 프레스 장비는 이러한 내부 유압에 견딜 수 있도록 설계되어야 하고 하이드로포밍 공정 중에 금형을 고정시킬 수 있어야 한다.

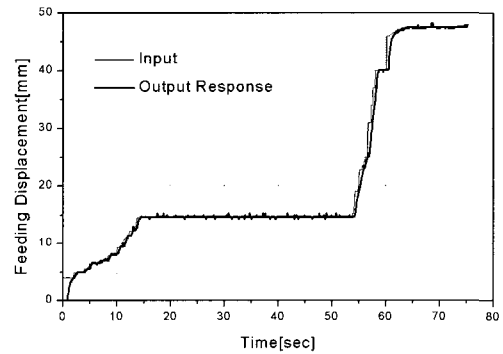
소재 유입을 위한 축방향의 실린더는 용량이 150톤으로서 비압축성 작동 유체를 정밀하게 제어할 수 있도록 서보 밸브가 장착되어져 있다. 장비의 모든 기능은 PC에서 제어 가능하도록 되어있으며, 입력 변수 및 응답은 PC 모니터에서 볼 수 있고 데이터로도 저장되어진다. Fig. 9는 전 절의 해석결과로부터 도출된 최적의 내부 유압과 축방향의 변위 입력치를 그에 따른 응답치와 같이 보여주고 있다. Fig. 10은 이러한 성형 조건으로 제작된 로어암 부품을 보여주고 있으며 Fig. 4의 해석결과와 동일함을 알 수 있다. Fig. 11은 단면 형상을 보여주고 있으며 금형 내부로 대체적으로 잘 충전되었음을 알 수 있다. Fig. 12는 주요 단면에서 원주 방향을 따라 측정된 두께분포를 보여준다.

측정 결과에 따르면 단면 C-C의 바깥면에서 최대 두께가 줄어들 수 있으며 이 부위에서 터짐 불량 발생 가능성이 높음을 보여준다. 측정 부위에 따라서 해석 결과와 약간의 차이는 있으나 측정치와 유사함을 알 수 있다. 이러한 오차는 로어암 시작품의 성형 결함

에서 기인하며, 일부 부위는 금형 내부 벽면까지 완전하게 성형이 이루어지지 않았음을 알 수 있으며 이러한 성형 결함이 해석치와 차이를 발생시킨다고 판단된다.



(a) Internal hydraulic pressures



(b) Axial feeding displacements

Fig. 9 Input and actual response of loading conditions for the hydroforming process

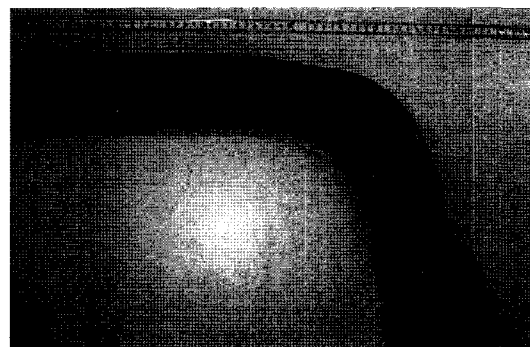


Fig. 10 Final actual shape of a lower arm by hydroforming

5. 결론

본 연구에서는 하이드로포밍 공법을 사용하여 자동차 부품 등을 제작함에 있어서 최적의 공정 변수들을 도출하기 위하여 유한요소법을 사용한 수치적 접근방법을 제시하였다. 특히, 자동차 로어암 부품에 대한 하이드로포밍 성형해석을 내연적과 외연적 유한요소법에 의하여 수행하였으며, 또한 외연적 유한요소해석에서는 시간적도와 길량적도에 의한 해의 오차를 추정하여 비교하였다.

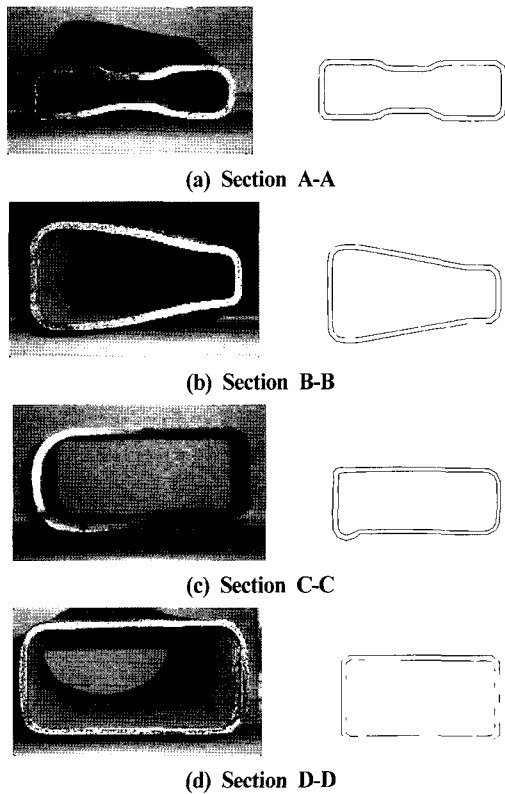


Fig. 11 Comparison of several actual cross-sections and the simulation results

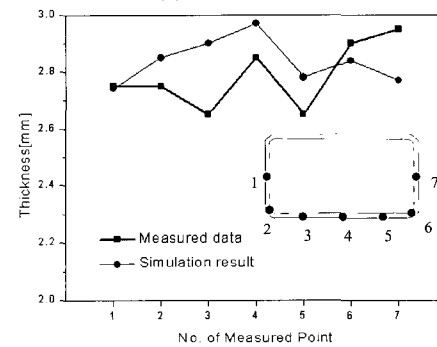
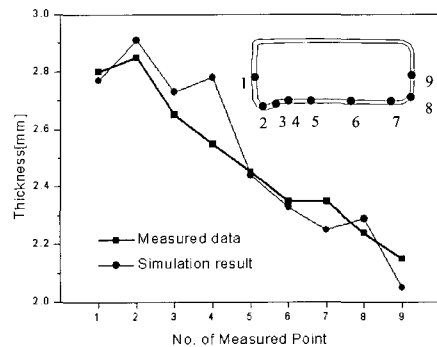
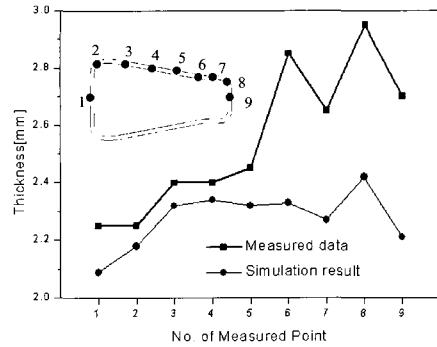
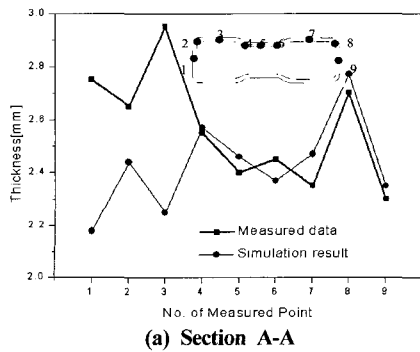


Fig. 12 Comparison of actual and the simulation results of thickness distribution

아울러, 터짐 불량률 예측하기 위하여 Oyane의 연성 파괴 이론이 도입하여, 연성 파괴 지수 I 값을 각 단계, 각 요소에 대하여 응력과 변형률로부터 계산하였다.

이 이론을 바탕으로 하이드로포밍 성형 공정 중에 터짐 현상의 가능성이 높은 부분을 예측할 수 있음을 보였다. 이를 통하여 실제 로어암 부품의 시작품(prototype)을 제작하여 해석 결과의 타당성 및 신뢰성을 보였다.

따라서 본 연구에서 제시한 하이드로포밍 공정해석 및 설계를 위한 수치적 접근방법 통하여 자동차 부품들

제작함에 있어서 설계자에게 시행 착오에 따른 비용과 시간을 줄이고, 공정 설계에 관한 유용한 정보를 제공할 수 있을 것으로 기대된다.

후 기

본 논문은 부산 대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터의 지원을 받아 수행된 연구로서 이에 감사 드립니다.

참 고 문 헌

- (1) M. Koc and T. Altan, 2001, "An Overall Review of the Tube Hydroforming (THF) Technology", J. of Materials Processing Technology, Vol. 108, pp. 384~393.
- (2) M. Ahmetoglu and T. Altan, 2000, "Tube Hydroforming State-of-the-Art and Future Trends", J. of Materials Processing Technology, Vol. 98, pp. 25~33.
- (3) 김정, 장유철, 강성중, 강범수, 2001, "유한요소법을 이용한 자동차 로어암의 액압성형 해석", 한국소성가공학회지, 제10권, 제7호, pp. 534~542.
- (4) J. Liu and D. Hahn, 2000, "Optimization of Process and Tool Development for Tube Hydroforming Using Computer Simulation", Innovation in Tube Hydroforming Technology International Conference.
- (5) 김정, L.P. Lei, 강성중, 강범수, 2001, "튜브 액압성형 공정에서의 터짐 현상 예측", 한국자동차공학회지, 제9권, 제6호, pp. 160~169.
- (6) D.W. Jung, and D.Y. Yang, 1999 "Step wise combined implicit-explicit finite element simulation of autobody stamping processes", J. of Materials Processing Technology, Vol. 83, pp. 245~260.
- (7) S.P. Wang, S. Choudhry, S. and T.B. Wertheimer, 1997, "Comparison between the static implicit and dynamic explicit methods for FEM simulation of sheet forming processes", White papers in MARC Corp., pp. 1~6.
- (8) J.S. Sun, K.H. Lee and H.P. Lee, 2000, "Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems", J. of Material Processing Technology, Vol. 105, pp. 110~118.
- (9) N. Rebelo, J.C. Nagtegal, and L.M. Taylor, 1992, "Industrial application of implicit and explicit finite element methods to forming processes", Numerical Methods for Simulation of Industrial Metal Forming Processings ASME, CED-Vol. 5/AMD Vol. 156, pp. 67~76.
- (10) L.P. Lei, J. Kim and B.S. Kang, 2002, "Bursting Failure Prediction in Tube Hydroforming Processes by using Rigid-plastic FEM Combined with Ductile Fracture Criterion", Int. J. of Mechanical Science, Vol. 44, No. 7, pp. 1411~1428.
- (11) J. Kim, L.P. Lei, S.M. Hwang, S.J. Kang and B.S. Kang, 2002, "Manufacture of an Automobile Lower Arm by Hydroforming", Intl. J. of Machine Tools & Manufacturing, Vol. 42, pp. 69~78.
- (12) S. Kobayashi, S.I. Oh and T. Altan, 1989, "Metal Forming and the Finite Element Method", New York, Oxford University Press.
- (13) M. Oyane, T. Sota, K. Okintoto and S. Shima, 1980, "Criteria for Ductile Fracture and Their Applications", J. of Mech. Work Tech., Vol. 4, pp. 65~81.
- (14) H. Takuda, K. Mori and N. Hatta, 1999, "The Application of Some Criteria for Ductile Fracture to the Prediction of the Forming Limit of Sheet Metals", J. of Materials Processing Technology, Vol. 95, pp. 116~121.
- (15) H. Takuda, K. Mori, H. Fujimoto and N. Hatta, 1999, "Prediction of Forming Limit in Bore-Expanding of Sheet Metals Using Ductile Fracture Criterion", J. of Materials Processing Technology, Vol. 92-93, pp. 433~438.
- (16) K. Mori, H. Takuda, 1996, "Prediction of Forming Limit in Deep Drawing of Finite Element Simulation and Criterion for Ductile Fracture", Transaction of NAMRI/SME XXIV, pp. 143~148.
- (17) H. Takuda, K. Mori, N. Takakura and K. Yamaguchi, 2000, "Finite Element Analysis of Limit Strains in Biaxial Stretching of Sheet Metals Allowing for Ductile Fracture ", Int. J. of Mech. Sci., Vol. 42, pp. 785~798.
- (18) K. Mattiasson, L. Bernspang and A. Samuelsson, 1996, "Solution of quasi-static, force driven problems by means of a dynamic explicit approach and an adaptive loading procedure", Engineering Computations, Vol. 13, No. 2/3/4, pp. 172~189.

유한요소법에 의한 관재 하이드로포밍 공정 해석 및 설계를 위한 수치적 연구

- (19) W.J. Chung, J.W. Cho, and T. Belytschko, 1998, "On the dynamic effects of explicit FEM in sheet metal forming analysis", *Engineering Computations* Vol. 15, No. 6, pp. 750~776.