

직접미분 설계민감도 해석을 이용한 박판금속성형 공정변수 최적화 (II) -공정변수 최적화-

김 세 호* · 허 훈†

(2002년 1월 9일 접수, 2002년 8월 7일 심사완료)

Optimum Design of the Process Parameter in Sheet Metal Forming with Design Sensitivity Analysis using the Direct Differentiation Approach (II) -Optimum Process Design-

Se-Ho Kim and Hoon Huh

Key Words : Design Sensitivity Analysis(설계민감도 해석), Optimum Design(최적설계), Sheet Metal Forming(박판금속성형)

Abstract

Process optimization is carried out to determine process parameters which satisfy the given design requirement and constraint conditions in sheet metal forming processes. Sensitivity-based-approach is utilized for the optimum searching of process parameters in sheet metal forming processes. The scheme incorporates an elasto-plastic finite element method with shell elements. Sensitivities of state variables are calculated from the direct differentiation of the governing equation for the finite element analysis. The algorithm developed is applied to design of the variable blank holding force in deep drawing processes. Results show that determination of process parameters is well performed to control the major strain for preventing fracture by tearing or to decrease the amount of springback for improving the shape accuracy. Results demonstrate that design of process parameters with the present approach is applicable to real sheet metal forming processes.

1. 서론

박판성형 공정은 재료 물성, 다이 형상, 블랭크 형상, 블랭크 두께, 블랭크 홀딩력, 마찰, 윤활 등의 다양한 공정변수에 의해 영향을 받는다. 이러한 공정변수들은 상호간에 비선형적으로 연관되어 있으므로 공정변수의 영향을 정확히 파악하는 것은 매우 어렵다. 공정변수들의 결정이 중요함에도 불구하고 공정변수의 영향은 주로 실험에 의한 시행오차나 유한요소법에 의한 공정변수해석으로 파악되어 체계적인 규명이 되지 않고 있다. 고려되어야 하는 주요 공정변수의 수가 많아지는 경우에

는 설계사양을 만족하는 최적의 공정변수를 구하는 것이 매우 어려운 실정이다. 따라서, 시행오차에 의하여 발생하는 시간과 비용의 손실을 절감하기 위해서는 좀 더 체계적이고 효율적인 공정설계 시스템의 구성이 요구된다.

박판성형 공정 분야에서 유한요소법과 최적화 기법을 이용한 공정변수의 설계에 관한 연구는 1990년대부터 수행되어 오고 있지만 아직까지 실제 산업현장에의 적용은 어려운 상태이다. Nakamachi 등⁽¹⁾은 Sweeping Simplex Method를 제안하고 오일 팬의 2단계 성형 시의 중간다이의 높이를 구하였다. Hilmann과 Kubli⁽²⁾는 상용 프로그램인 Autoform과 최적화 기법인 진화전략 방법을 이용하여 여러가지 박판 성형문제에서 비드력과 블랭크 홀딩력을 결정하였으나 계산시간이 많이 소요되는 문제점이 있었다. Ghouati 등⁽³⁾은 2차원 성형 문제에서 직접 미분법을 사용하여 스프링백 후에

* 회원, 현대자동차㈜ 선행해석팀

† 책임저자, 회원, 한국과학기술원 기계공학과

E-mail : hhuh@kaist.ac.kr

TEL : (042)869-3222 FAX: (042)869-3210

원하는 형상을 만족시킬 수 있는 다이의 형상을 설계하였다. Yang 등⁽⁴⁾은 하이드로포밍 공정의 최적화를 위한 설계민감도 해석을 수행하였다.

본 논문에서는 최적화 이론을 박판성형공정의 유한요소해석에 도입하여 최적의 공정변수를 직접 계산하였다. 유한요소해석에서는 외연적 탄소성 셀 수식화를 하였으며, 평면 이방성 재료로 모델링하였다. 최적화를 위하여 직접 미분법을 이용한 설계민감도⁽⁵⁾를 계산하고 이차 순차 계획법과 선형 탐색법을 이용하여 최적화하였다. 최적의 공정변수는 최종 변형시의 변형 한계도 상의 주변형률의 분포와 응력의 분포로부터 설정한 목적함수를 최소화하여 얻었으며, 공정에서 일어날 수 있는 파단 등의 결함을 막기 위하여 성형 한계도상의 파단선을 최적화 문제의 제한조건으로 부과하였다. 응용예제로 원형컵 성형공정에서 가변 블랭크 홀딩력을 계산하였고, U 드로우벤딩 공정에서 스프링백을 저감하고 형상 정확성을 향상시키는 블랭크 홀딩력을 계산하였다.

2. 이론

2.1 유한요소 및 민감도 수식화

본 논문에서는 대변형, 탄소성 구성방정식 및 복잡한 접촉을 고려하기 위한 유한요소 수식화로 개량 라그랑지 방식의 수식화를 이용하였다. 또한, 외연적 시간적분을 위하여 중앙 차분법을 이용하였으며, Belytschko-Lin-Tsay 셀요소⁽⁶⁾를 이용하였다. 무에너지 모드의 발생을 막기 위하여 Flanagan 과 Belytschko⁽⁷⁾가 제안한 인공강성계수법을 사용하였다. 수식화에 관한 내용은 Kim 과 Huh 의 논문⁽⁵⁾에 자세히 기술되어 있다.

평형방정식을 유한요소 수식화하고 외연적 시간 적분법을 이용하면 시간 $t=t^n$ 에서 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\mathbf{M}^n \mathbf{a}^n = \mathbf{F}_{ext}^n - \mathbf{F}_{int}^n \quad (1)$$

여기서, \mathbf{M}^n , \mathbf{F}_{ext}^n , \mathbf{F}_{int}^n 는 각각 질량행렬, 외력벡터, 내력벡터이다.

식 (1)의 내력벡터를 구하기 위하여는 셀요소에서 탄소성 구성방정식을 고려한 응력의 적분이 필요하게 된다. 본 논문에서는 박판의 평면 이방성을 고려하기 위하여 Hill의 2차 항복식⁽⁸⁾을 고려한 응력의 적분을 수행하였고, 셀요소의 평면응력 조건을 만족시키기 위하여 Simo와 Taylor가 제안한 반경회귀법⁽⁹⁾을 이용하였다. 접촉의 처리를 위

하여 벌칙 함수법을 이용하였다.

민감도해석을 위하여 직접미분법에 의한 행렬식의 해석적 미분을 수행하였다. 식 (1)로 표현되는 평형방정식을 설계변수 \mathbf{p} 에 관하여 미분하면 다음과 같다.

$$\frac{d\mathbf{a}^n}{d\mathbf{p}} = \mathbf{M}^{n-1} \left(\frac{d\mathbf{F}_{ext}^n}{d\mathbf{p}} - \frac{d\mathbf{F}_{int}^n}{d\mathbf{p}} - \frac{d\mathbf{M}^n}{d\mathbf{p}} \mathbf{a}^n \right) \quad (2)$$

가속도의 민감도로부터 속도, 좌표의 민감도를 구할 수 있으며, 이로부터 모든 상태변수의 설계민감도를 구할 수 있다.

2.2 공정변수 최적설계

성형문제에서 평형방정식 (1)과 최소화하고자 하는 목적함수 및 제한조건을 기술하면,

$$\text{minimize } \Phi(\mathbf{s}(\mathbf{x}(\mathbf{p})), \mathbf{p}) = \int_{\Omega} (\mathbf{s} - \bar{\mathbf{s}})^T d\Omega \quad \text{at } t=t^n \quad (3)$$

$$\text{subject to } \mathbf{p}_l \leq \mathbf{p} \leq \mathbf{p}_u \quad (4a)$$

$$\mathbf{s} \leq \mathbf{s}_c \quad \text{in } \Omega_c \quad (4b)$$

$$\mathbf{R}(\mathbf{p}) = \mathbf{M}^n \mathbf{a}^n - \mathbf{F}_{ext}^n + \mathbf{F}_{int}^n \cong \mathbf{0} \quad (4c)$$

과 같다. 여기서, \mathbf{R} 과 Φ 는 설계 공정변수 \mathbf{p} 의 함수이다. 최적화에 사용되는 공정변수 및 상태변수가 모두 유한요소해석에 의하여 계산된 결과이므로 유한요소 수식화 역시 제한조건에 포함된다.

Fig. 1은 민감도와 유한요소해석을 이용하여 최적의 공정변수를 결정하는 과정을 설명한 것이다. 고정된 공정변수와 결정하고자 하는 공정변수의 초기 추정치를 이용하여 형상을 계산한다. 외연적 탄소성 유한요소법을 사용하여 해석을 수행하면 식 (4c)를 만족하는 상태가 된다. 직접해석의 시간 증분마다 변형형상과 상태변수가 구하여지면 직접 미분법을 이용하여 상태변수의 설계민감도를 구한다. 원하는 상태 $t=t^n$ 까지 해석이 완료되면 구하여진 상태변수의 민감도를 이용하여 식 (3)과 식 (4a,b)로 표시되는 목적함수와 제한조건의 공정변수에 대한 기울기를 계산하여 목적함수가 작아지며 제한조건을 위배하지 않는 방향으로 공정변수의 증분($\Delta\mathbf{p}$)을 계산한다. 목적함수와 제한조건에 대한 일차 기울기를 계산하면 공정변수(\mathbf{p})를 제한 최적화 문제해법인 순차 이차계획법 및 일차원 탐색으로 갱신할 수 있다. 최적탐색은 상용 프로그램인 DOT⁽¹⁰⁾를 이용하였다.

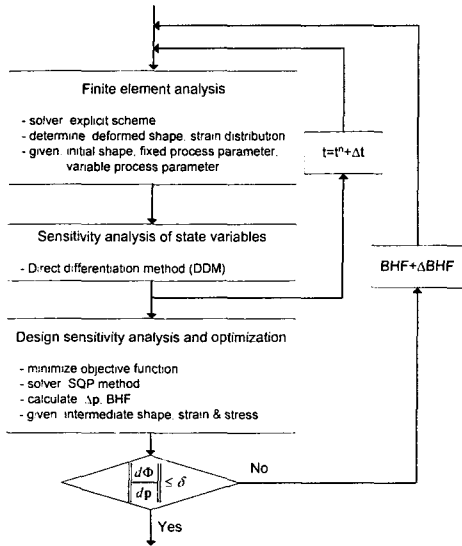


Fig. 1 Process parameter determination procedure using the sensitivity analysis

3. 공정변수 최적설계

제2장의 이론을 바탕으로 구성된 유한요소해석과 민감도해석 프로그램을 바탕으로 최적화 설계 시스템을 구성하였다. 최적화 문제로 컵의 성형성을 높이기 위한 가변 블랭크 홀딩력의 최적설계를 수행하였다. 실제 응용예제로 원형컵 성형과 U 드로우벤딩 성형공정을 최적화하였다. 주름과 파단 때문에 인하여 원하는 높이의 컵이 성형되지 않는 문제를 해결하기 위한 방안으로 가변 블랭크 홀딩력을 부과하여 최적화하였다. 또한, 스프링백이 심한 U 드로우벤딩 공정에서 응력의 편차를 줄이는 가변 블랭크 홀딩력을 최적화하여 형상 동결성을 향상시켰다.

3.1 원형컵 디프드로잉 공정의 가변 블랭크 홀딩력 최적 결정

원형컵의 디프드로잉 공정에서 한계 변형률을 높이려는 노력이 여러 연구자들에 의하여 실험과 유한요소해석을 통하여 계속 진행되었다.^(11,12) 일반적인 원형컵 드로잉 공정에서 다이와 펀치의 형상을 수정하여 한계 드로잉비를 높일 수 있으나, 드로잉 비가 클 경우 이 방법은 한계가 있게 된다. 다른 시도로 펀치 행정에 따라 블랭크 홀딩력을 변화시켜 주름이나 파단이 일어나지 않게 제어하는 방법이 있다. 이러한 일련의 연구들은 주로 실험과 등방성 이론을 기반으로 하고 있어서 박판의 이방성에 의한 변형특성을 고려하지 못하는 한계가 있다.

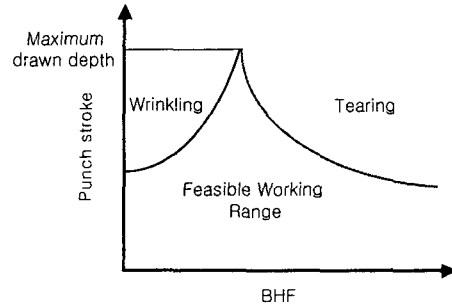


Fig. 2 Feasible process window for a typical deep drawing process

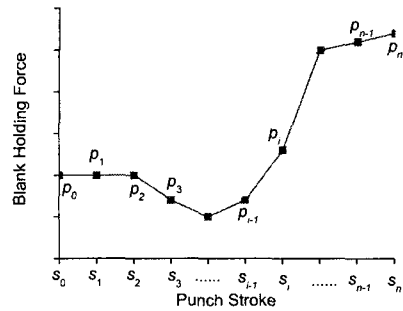


Fig. 3 Typical trajectory of the variable blank holding force with respect to the punch stroke

디프 드로잉 공정에서 일정한 블랭크 홀딩력을 가할 경우 주름 및 인장에 의한 실패가 일어나는 펀치행정을 블랭크 홀딩력에 따라 그래프로 그려 보면 Fig. 2와 같이 표시되게 된다. 이를 가용공정영역(Feasible Process Window)라고 하며, 이 영역 안에서 블랭크 홀딩력을 변화시켜 부과하면 원하는 컵 높이의 제품을 얻을 수 있다. 그러나, 금형의 형상이 제한되거나 드로잉비가 해당 재료의 한계 드로잉비를 넘는 경우에는 가용공정영역이 매우 좁아 원하는 컵 높이만큼의 펀치행정을 쉽게 얻을 수 없는 경우가 생기게 된다. 이 경우 블랭크 홀딩력을 펀치행정에 따라 변화시키며 성형을 하면 가용공정영역을 확대시킬 수 있다.

Fig. 3에는 펀치행정에 따른 블랭크 홀딩력의 변화의 예를 도시하였다. 블랭크 홀딩력의 최적화를 위한 해석은 n 단계로 나누어진 펀치행정의 구간에서 수행된다고 할 때, 해당 구간에서 펀치행정이 s 일 때, 블랭크 홀딩력 F_b 는 구간의 시작 행정인 s_{i-1} 에서의 블랭크 홀딩력 p_{i-1} 과 종료행정인 s_i 에서의 블랭크 홀딩력인 p_i 를 이용하면 다음과 같이 선형함수로 정의될 수 있다.

$$F_b = p_{i+1} + \frac{p_i - p_{i-1}}{s_i - s_{i-1}}(s - s_{i-1}) \quad (5)$$

본 해석에서는 전 펀치행정 구간의 블랭크 홀딩력이 다음 구간의 상태변수의 민감도에 영향을 미치지 않는다고 가정하였다. 식 (5)에서 다음과 같이 p_i 에 대한 블랭크 홀딩력의 민감도를 구할 수 있게 된다.

$$\frac{dF_b}{dp_i} = \frac{s - s_{i-1}}{s_i - s_{i-1}} \quad (6)$$

펀치행정에 따라 변화하는 블랭크 홀딩력에 대한 설계민감도를 계산하였으며, 최적화 과정은 계산된 설계민감도를 이용하여 목적함수 및 제한조건의 민감도를 이용하여 계산하였다.

본 해석의 목적은 드로잉비가 큰 원형컵 디프 드로잉 공정에서 컵 높이를 증가시키기 위한 것이다. 해석에 사용된 재료는 DDQ강판이며, 해석에 사용된 초기 블랭크의 직경은 250 mm로 드로잉비가 2.5이다. 해석에 사용된 강판의 탄성계수는 210 GPa, 푸아송비는 0.3, 초기두께는 1 mm이며, 유동응력 곡선은 $\sigma = 525.6(\bar{\epsilon}^n + 0.004343)^{1/100}$ MPa이다. 이 방정 계수는 압연방향의 0, 45, 90도 방향으로 각각 1.73, 1.23, 2.02이다. 금형과 블랭크의 형상은 Fig. 4에 도시하였다.

일정한 블랭크 홀딩력을 부과하였을 때의 가용 작용영역을 알아보기 위하여 블랭크 홀딩력을 12 kN에서 80 kN까지 변화시키면서 해석을 수행하고 주름 및 파단이 발생하는 펀치행정을 Fig. 5에 도시하였다. 파단은 주변형틀이 실험으로부터 얻어진 성형한계곡선의 위에 위치하게 되면 발생하며, 주름은 블랭크 홀더의 z 방향 변위가 0.3 mm 이상이면 발생한다고 가정하였다.

블랭크 홀딩력이 27 kN일 때 최대 컵높이 83.5 mm까지 성형되었으며, 주름이 발생하였다. 블랭크 홀딩력이 28 kN일 때 파단에 의해 성형이 실패하였으며, 최대 성형 행정은 55 mm였다. Fig. 6에 블랭크 홀딩력 20 kN, 28 kN, 40 kN을 부과하였을 경우의 가장 취약한 펀치 어깨부의 행정에 따른 주변형틀의 변화를 도시하였다. 펀치의 어깨부 형상이 완전히 생성되는 펀치행정 30 mm까지는 블랭크 홀딩력의 변화에 따른 주변형틀의 변화는 차이가 거의 없음을 알 수 있으며, 펀치행정 30 mm 이후에 블랭크 홀딩력의 변화에 따라 블랭크의 파단 및 안전 여부가 민감하게 바뀌고 있음을 알 수

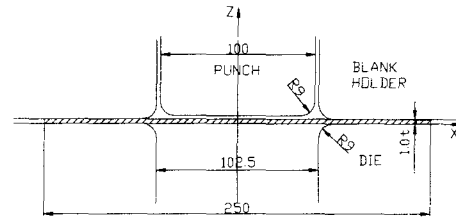


Fig. 4 Geometric description of the tooling for the analysis of the cylindrical cup drawing process

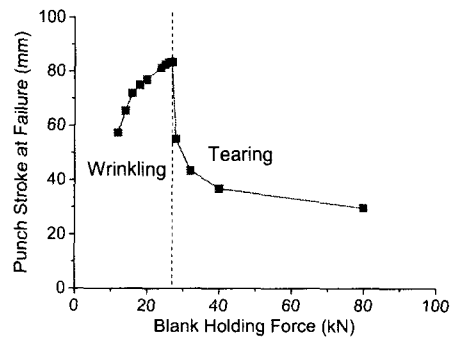


Fig. 5 Feasible process window in the cylindrical cup drawing process with the constant blank holding force (drawing ratio = 2.5)

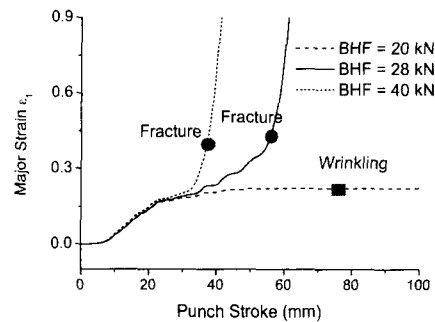


Fig. 6 Variation of the maximum principal strain with constant blank holding force in the cylindrical cup drawing process

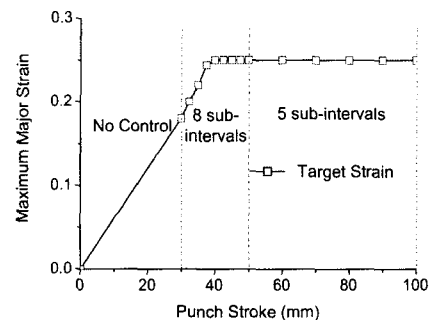


Fig. 7 Target trajectory of the maximum principal strain variation with respect to the punch stroke in the cylindrical cup drawing process

있다. 일정한 블랭크 홀딩력에 의한 파단 조건을 바탕으로 가변 블랭크 홀딩력의 제어를 위한 알고리즘을 다음과 같이 제안하였다. 펀치행정 30 mm까지는 블랭크 홀딩력을 40 kN으로 일정하게 부과하였다.

펀치행정 30-50mm까지의 구간이 파단에 가장 민감한 부분이므로, 펀치행정 2.5mm씩 8구간으로 나누어 최적화를 수행하였다. 이후 50mm-100mm까지는 5구간으로 나누어 해석을 수행하였다. 펀치행정에 따른 주변형률의 목적치는 Fig. 7에 도시하였다. 모든 펀치행정 구간에서 전체 주변형률의 분포가 성형한계곡선을 넘지 않고, 주름이 발생하지 않도록 하는 조건을 제한조건으로 부과하였다. 최적화에 이용된 목적함수와 제한조건은 펀치행정 구간 $s_i \leq s \leq s$ 사이에서 다음과 같이 표현된다.

$$\text{minimize } \Phi = \int_{\Omega} (\epsilon_{i,j} - \tilde{\epsilon}_{i,j})^2 d\Omega \quad (7)$$

$$\text{subject to } g = (\epsilon_{i,j})_{\max} - \epsilon_{i,j} \leq 0 \quad (8a)$$

$$\text{subject to } g_2 = u_{holder,s} - 0.3 \text{ mm} \leq 0 \quad (8b)$$

여기서, Φ, g, g_2 는 각각 목적함수, 성형한계곡선 상의 주변형률의 제한조건, 블랭크 홀더의 변위의 제한조건을 의미한다. $\epsilon_{i,j}, \tilde{\epsilon}_{i,j}, \epsilon_{i,j}$ 는 각각 펀치행정 s_i 에서의 주변형률, 주변형률의 목적값, 성형한계곡선 상의 주변형률의 제한선을 의미한다. 최적화 영역인 Ω_{opt} 는 펀치 어깨부에 위치한 유한요소로 설정하여 계산하였다. $u_{holder,s}$ 는 블랭크 홀더의 z방향 변위이다. 주변형률의 목적값 $\tilde{\epsilon}_{i,j}$ 는 Fig. 7과 같이 구간 선형식으로 근사하여 부과하였다. 초기 추정값으로는 40 kN의 블랭크 홀딩력을 부과하여 계산하였다.

이상의 조건을 바탕으로 블랭크 홀딩력의 최적화를 수행하였으며, 블랭크 홀딩력의 펀치 행정에 따른 변화는 Fig. 8에 도시하였다. 펀치행정 30 mm 이후에서 블랭크 홀딩력이 작아지게 되며, 이는 블랭크 홀딩력이 커지게 되면 파단이 발생하는 현상이 최적화에 제한조건으로 반영된 결과이다.

펀치행정 60 mm 이후에는 주름이 발생하는 것을 방지하기 위하여 블랭크 홀딩력이 다시 증가하고 있다. 가변 블랭크 홀딩력을 부과한 결과 컵깊이가 최대 91.9 mm인 최종제품을 얻을 수 있었으며, 이 후의 펀치행정에서는 주름이 발생하였다. Fig. 9에는 각 펀치행정 단계에서 주변형률의 목적

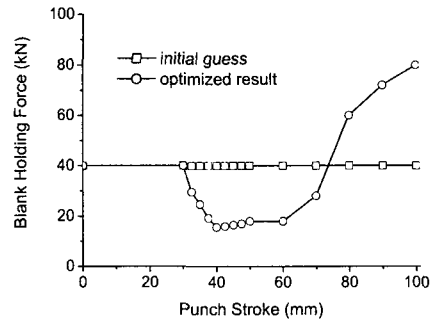


Fig. 8 Optimized variable blank holding force with respect to the punch stroke in the cylindrical cup drawing process

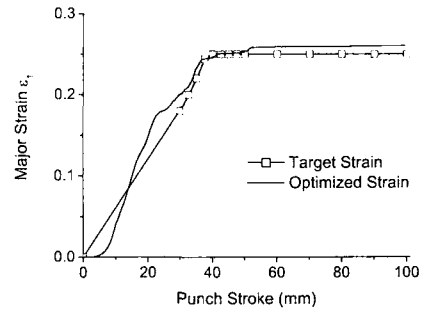
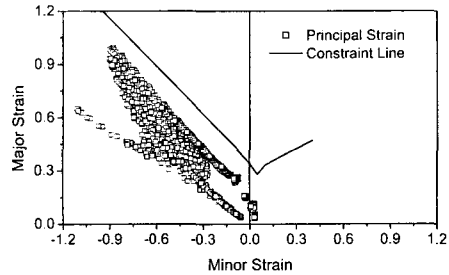
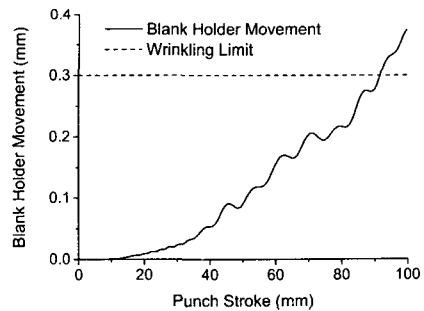


Fig. 9 Maximum principal strain trajectory at the punch shoulder after optimization in the cylindrical cup drawing process



(a)



(b)

Fig. 10 Constraint conditions after the optimization in the cylindrical cup drawing process: (a) principal strain distribution; (b) blank holder movement

값과 최적화 후의 값을 비교 도시하였다. Fig. 10에 성형이 성공된 최종형상에서 주변형틀의 분포와 블랭크 홀더의 변위를 도시하였으며, 최종성형시까지 파단이 일어나지 않고, 펀치행정 91.9 mm에서 주름이 발생됨을 알 수 있다. 일정한 블랭크 홀딩력을 부과한 경우보다 최대 킵높이가 10.1% 증가하는 결과를 구하였다.

3.2 U 드로우벤딩 공정에서의 블랭크 가변 블랭크 홀딩력 결정

굽힘이 지배적인 공정은 성형이 완료되면 해중이 될 때까지 탄성회복에 의한 스프링백 현상이 발생하여 정확한 형상을 얻기가 어렵다. 박판성형에서 형상 동결성을 확보하기 위하여 대표적으로 두가지 방법을 사용할 수 있다. 첫째로 스프링백량을 금형의 보정으로 보상하는 방법이다. 두번째로 박판 내부의 상태변수를 최적화시켜 탄성 회복을 억제하는 방법이 있다.^(13,14) 본 해석에서는 굽힘이 지배적인 성형공정인 U 드로우벤딩 공정에서 블랭크 홀딩력의 최적화를 통하여 박판의 두께방향의 응력의 편차를 줄임으로서 스프링백의 양을 줄이는 연구를 최적화 기법을 통하여 구현하였다.

본 절에서 해석에 사용한 U 드로우벤딩 공정은 스프링백의 계산을 위한 NUMISHEET'93⁽¹⁵⁾ 벤치마크 문제로 제시된 예제이다. Fig. 11에는 해석에 사용된 블랭크와 금형의 형상을 도시하였다. 해석에 사용된 재료는 연강으로서 탄성계수는 206 GPa, 푸아송비는 0.3, 초기두께는 0.78 mm이다. 유동응력곡선은 $\bar{\sigma} = 565.32(\bar{\epsilon}^n + 0.007117)^{258}$ MPa이며, 수직이방성 계수는 1.77이다.

셀요소의 두께방향 적분점의 수는 3개로 하였으며, 성형은 펀치행정이 70 mm가 될 때까지 수행하였다. 블랭크 홀딩력은 펀치행정 60 mm까지 일정한 값인 20 kN을 부과하였고 이후 70 mm까지의 블랭크 홀딩력을 공정변수로 하여 최적화하였다.

최적화를 위하여 다음과 같이 두께방향 적분점의 박판의 길이방향 응력의 편차를 줄이도록 하였으며, 제한조건으로 성형한계곡선 상의 한계선을 넘지 않고 과도한 인장을 방지하기 위하여 유효 소성 변형률의 크기가 0.3을 넘지 않도록 하였다.

$$\text{minimize } \Phi = \int_{\Omega_s} (\sigma_{11} - \tilde{\sigma}_{11})^2 d\Omega \quad (9)$$

$$\text{subject to } g_1 = (\epsilon_{1,1})_{\max} - \epsilon_{1c} \leq 0 \quad (10a)$$

$$\text{subject to } g_2 = (\bar{\epsilon}^p)_{\max} - 0.3 \leq 0 \quad (10b)$$

여기서, σ_{11} 과 $\tilde{\sigma}_{11}$ 는 블랭크 길이방향의 응력성분과 목적값이며, ϵ_1 과 ϵ_{1c} 은 각각 대수 주변형틀과 한계곡선상의 주변형틀의 한계선을 의미하며, $\bar{\epsilon}^p$ 는 유효 소성변형률이다. Ω_{spr} 는 블랭크의 전영역으로 지정하였다. 식 (9)의 목적값 $\tilde{\sigma}_{11}$ 은 다음과 같은 식으로 정의하였으며, 이는 두께방향 적분점의 평균값을 의미한다.

$$\tilde{\sigma}_{11} = \int_{\Omega} \sigma_{11} dz / \int_{\Omega} dz \quad (11)$$

블랭크 홀딩력의 초기 추정치로 20 kN을 부과하였다. 이상의 주어진 제한조건 하에서의 최적수식을 이용하여 목적함수를 최소화하고 제한조건을 위배하지 않는 최적 블랭크 홀딩력을 구하였다. Fig. 12에 최적화 반복계산에 따른 블랭크 홀딩력과 목적함수의 변화를 도시하였다. 5회의 반복계산으로 최적치에 도달하였음을 알 수 있고, 최적의 블랭크 홀딩력은 68.8 kN이었다. 최적화 반복계산시에 블랭크 홀딩력이 90 kN까지 증가하고 있으며 이 때에는 제한조건을 위배하게 되어 해당 값으로 수렴하지 않고 블랭크 홀딩력은 감소하여 낮은 값으로 수렴하였다. 블랭크 홀딩력이 90 kN까지 증가한 경우 목적함수 값의 감소가 매우 작은 것으로 보아 블랭크 홀딩력이 더 증가하더라도 응력의 편차는 막을 수 없을 것으로 판단된다. 이는 큰 블랭크 홀딩력을 가하여 벽면의 응력상태를 양의 값으로 균일화할 수 있으나, 펀치와 다이 어깨부의 굽힘에 의한 응력은 더 큰 블랭크 홀딩력을 가하더라도 균일화할 수 없기 때문이다. Fig. 13에 유효 소성변형률에 관한 제한조건의 변화를 도시하였다. 수렴 시에 제한조건을 위배하지 않음을 알 수 있다.

Fig. 14에 각 두께 적분점에서의 박판 길이방향의 응력을 도시하였다. 초기 추정치로 해석을 수행하였을 때에는 두께방향의 응력편차가 매우 심

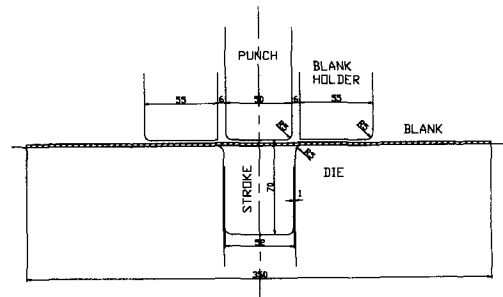


Fig. 11 Geometric description of the tooling for the analysis of the U draw-bending process

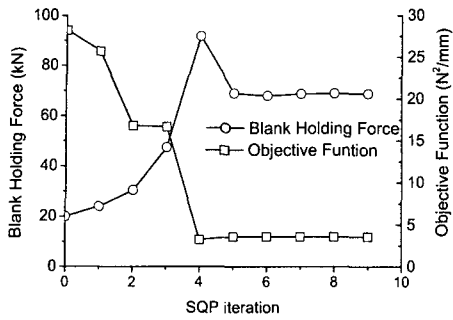


Fig. 12 Variation of the blank holding force and the objective function during optimization in the U draw-bending process

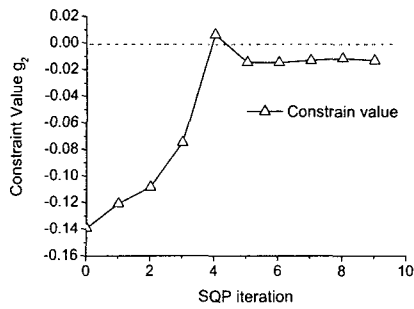
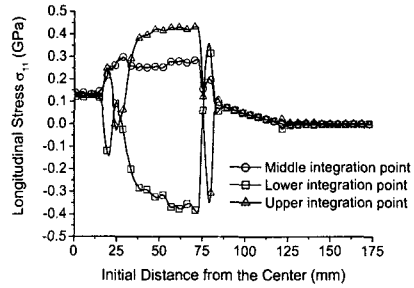


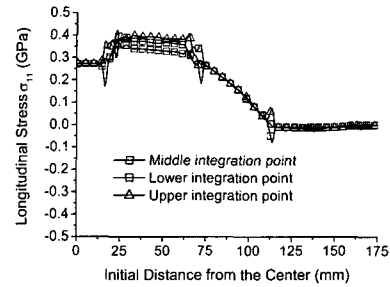
Fig. 13 Variation of the constraint value g_2 during the optimization of the springback amount in the U draw-bending process

하고, 상부 적분점과 하부 적분점의 응력분포가 서로 다른 부호를 가짐을 관찰할 수 있는데, 이러한 현상은 스프링백을 유발하는 원인이 된다. 최적화 후의 두께분포로부터 성형공정 후반부에 부가적인 블랭크 홀딩력이 가해질 경우 두께방향 응력의 분포가 균일해지며, 모두 같은 부호를 가지게 되어 스프링백의 양이 크게 감소할 수 있음을 알 수 있다.

해석에서 얻은 변형형상 및 응력분포를 이용하여 스프링백의 해석을 수행하였다. 스프링백의 해석은 내연적인 유한요소해석을 사용하였다. Fig. 15에는 NUMISHEET'93⁽¹⁵⁾에서 제시한 스프링백의 측정방법을 도시하였으며, ρ 는 A, B, C가 구성하는 원호의 반경이다. 최적화 전의 일정한 블랭크 홀딩력의 경우에 θ_1 , θ_2 , ρ 는 각각 95.93° , 84.93° , 306.1mm 이었다. 최적화를 수행한 후의 변형형상으로부터 스프링백이 거의 일어나지 않고 있음을 알 수 있으며, θ_1 , θ_2 , ρ 는 각각 90.97° , 90.41° , 7508.43mm 이었다. Fig. 16에 스프링백후의 변형형상을 최적화 전과 최적화 후에 대하여 도시하였다.



(a)



(b)

Fig. 14 Stress distribution along the longitudinal direction at the integration points in the U draw-bending process: (a) before optimization; (b) after optimization

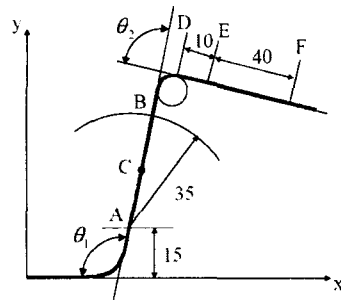


Fig. 15 Definition of the springback angle and radius of curvature of side wall after springback in the U draw-bending process (NUMISHEET'93)

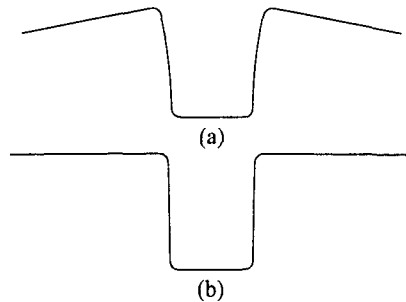


Fig. 16 Deformed shape of the blank after the springback analysis in the U draw-bending process: (a) before optimization; (b) after optimization

최적화 전의 형상은 스프링백이 많이 발생하고 있으며, 컵 벽면의 휘어짐도 크게 발생한다. 최적화를 수행한 결과 스프링백의 양이 감소하였으며, 벽면의 휘어짐 현상도 크게 감소되었음을 알 수 있다.

4. 결론

본 논문에서는 박판성형공정에서 시행오차 없이 최적의 공정변수를 직접 결정하기 위하여 최적 설계 기법을 도입하였다. 공정변수의 설계를 위하여 유한요소해석과 최적화 기법을 이용하였다. 이상의 이론으로부터 구성된 설계 시스템을 이용하여 원하는 형상 및 재질의 제품을 얻고 성형중의 문제점을 방지할 수 있는 최적의 블랭크 홀딩력을 설계하는 예제를 해석하였다. 이상과 같은 연구에서 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 성형해석을 위하여 외연적 탄소성 유한요소 해석을 이용하였으며, 설계민감도 해석을 이용하여 목적함수의 기울기를 구하였다. 구하여진 목적함수의 민감도를 이용하여 최적화 탐색을 수행하도록 하는 설계 시스템을 구성하였다.

(2) 드로잉 비가 큰 원형컵 성형공정에서 가변 블랭크 홀딩력을 최적설계하여 취약부의 주변형률을 제어하여 파단의 발생이 일어나지 않도록 하였다. 블랭크 홀더의 변위를 제한조건으로 제어하여 주름의 발생을 방지하였으며, 일정한 블랭크 홀딩력이 가해질 때 보다 최대 성형높이를 10.1%만큼 증가시켰다.

(3) 스프링백이 발생하여 형상동결성을 얻기가 어려운 U 드로우벤딩 공정에서 두께방향의 응력성분의 편차를 최소화하는 최적 블랭크 홀딩력을 구하였다. 최적화 결과 두께방향 응력의 편차를 줄였으며, 스프링백 해석 후의 형상동결성을 향상시켰다.

(4) 본 논문의 성형공정 최적화 기법을 변형양상이 복잡한 실제 박판성형에 적용시켜 성형조건을 최적화하는 공정변수를 구하면 현장의 공정설계 과정에 큰 도움이 되리라 기대된다.

참고문헌

- (1) Ohata, T., Nakamura, Y., Katayama, T., Nakamachi, E. and Nakano, K., 1996, "Development of Optimum Process Design System by Numerical Simulation," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 60, pp. 543~548.
- (2) Hillmann, M. and Kubli, W., 1999, "Optimization of Sheet Metal Forming Processes using Simulation Programs," *proc. NUMISHEET'99*, pp. 287~292.
- (3) Ghouati, O., Lenoir, H. and Gelin, J. C., 1999, "Optimization Techniques for the Drawing of Sheet Metal Parts," *proc. NUMISHEET'99*, pp. 293~298.
- (4) Yang, J. B., Jeon, B. H. and Oh, S. I., 2001, "Design Sensitivity Analysis and Optimization of the Hydroforming Process," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 113, pp. 666~672.
- (5) Se-Ho Kim and Hoon Huh, "Optimum Design of the Process Parameter in Sheet Metal Forming with Design Sensitivity Analysis using the Direct Differentiation Approach: I. Design Sensitivity Analysis," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 26, No. 10, pp. 2245~2252.
- (6) Belytschko, T., Lin, J. I. and Tsay, C., 1984, "Explicit Algorithms for the Nonlinear Dynamics of Shells," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 42, pp. 225~251.
- (7) Flanagan, D. and Belytschko, T., 1981, "A Uniform Strain Hexahedron and Quadrilateral with Orthogonal Hourglass Control," *Int. J. Numer. Meth. Engrg.*, Vol. 17, pp. 679~706.
- (8) Hill, R., 1950, *The Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford, Clarendon Press.
- (9) Simo, J. C. and Taylor, R. L., 1986, "A Return Mapping Algorithm for Plane Stress Elasto-plasticity," *Int. J. Numer. Meth. Engrg.*, Vol. 22, pp. 649~670.
- (10) VMA Engineering, DOT Users Manual, Ver. 4.0, 1993.
- (11) Traversin, M. and Kergen, R., 1995, "Closed-loop Control of the Blank-holder Force in Deep Drawing: Finite-element Modeling of its Effects and Advantages," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 50, pp. 305~317.
- (12) Cao, J. and Boyce, M. C., 1997, "A Predictive Tool for Delaying Wrinkling and Tearing Failures in Sheet Metal Forming," *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, Vol. 119, pp. 354~365.
- (13) Cao, J., Kinsey, B. and Solla, S. A., 2000, "Consistent and Minimal Springback using a Stepped Binder Force Trajectory and Neural Network Control," *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, Vol. 122, pp. 113~118.
- (14) Han, S. S. and Park, K. C., 1999, "An Investigation of the Factors Influencing Springback by Empirical and Simulative Techniques," *proc. NUMISHEET'99*, Vol. 1, pp. 53~57.
- (15) Makinouchi, A., Nakamachi, E., Onate, E. and Wagoner, R. H., 1993, *Proceedings of the 2nd International Conference NUMISHEET'93*, Ishihara.