

< 논문 >

나노인덴테이션 시험과 유한요소해석을 이용한 자동차 도금 강판의 도금층 체적 거동결정 및 성형해석 적용

이정민* · 이경수* · 고대철** · 김병민†
(2006년 3월 31일 접수, 2006년 8월 1일 심사완료)

Identification of the Bulk Behavior of Coatings by Nanoindentation Test and FE-Simulation and Its Application to Forming Analysis of the Coated Steel Sheet

Lee Jung Min, Lee Kyoung Su, Ko Dae Cheol and Kim Byung Min

Key Words : Nano-Indentation(나노 인덴테이션), Coated Steel Sheet(도금 강판), FE-Analysis(유한요소해석), Power Law Elasto-Plastic Stress-Strain Behavior(탄소성-가공경화 거동)

Abstract

Coating layers on a coated sheet steel frequently affect distributions of strain rate of sheets and deteriorate the frictional characteristics between sheets and tools in sheet metal forming. Thus, it is important to identify the deformation behavior of these coatings to ensure the success of the sheet forming operation. In this study, the technique using nano-indentation test, FE-simulation and Artificial Neural Network(ANN) were proposed to determine the power law stress-strain behavior of coating layer and the power law behavior of extracted coating layers was examined using FE-simulation of drawing and nano-indentation process. Also, deep drawing test was performed to estimate the formability and frictional characteristic of coated sheet, which was calculated using the linear relationship between drawing force and blank holding force obtained from the deep drawing test. FE-simulations of the drawing process were respectively carried out for single-behavior FE-model having one stress-strain behavior and for layer-behavior FE-model which consist of coating and substrate separately. The results of simulations showed that layer-behavior model can predict drawing forces with more accuracy in comparison with single-behavior model. Also, mean friction coefficients used in FE-simulation signify the value that can occur maximum drawing force in a drawing test.

1. 서론

자동차용 아연계 도금 강판의 경우 도금층은 도금 부착방법과 합금조성에 따라 약간씩 다르지만 모재의 수% 이내의 비틀림에도 균열이 발생한다. 이러한 도금특성은 프레스 적용시 강판과 금형사이의 마찰을 변화시키고 강판의 변형률 분포에 영향을 주어 성형성을 악화시킨다.^(1,2) 따라서

안정적인 프레스 조건을 유지하기 위해서는 도금층 특성을 명확히 규명하는 것이 중요하다.

최근 나노 인덴테이션과 유한요소해석을 이용하여 도금층의 기계적 특성을 도출하는 연구가 상당히 진행되었다. Oliver 와 Pharr⁽³⁾는 나노 인덴테이션 시험을 통해 얻은 로딩-언로딩 곡선>Loading-unloading curve)을 이용하여 금속 표면의 탄성계수와 경도, 항복강도를 측정하는 방법을 제안하였다. 이후 Herbert 등⁽⁴⁾은 Hertz 모델을 기초로 나노 인덴테이션 시험에서 알루미늄 합금의 단축인장으로 응력-변형률 곡선을 예측하였다. Kwon 등⁽⁵⁾은 나노 인덴테이션 시험에서 압입자의 실제접촉 면적에 의한 변형률 정의방법에 따른 Au 피막의 진응력-진변형률 곡선을 도출하였다. 또한 Bucaille 등⁽⁶⁾은 나노 인덴테이션 시험에서

† 책임저자, 회원, 부산대학교 기계공학부
E-mail : bmkim@pusan.ac.kr
TEL : (051)510-3074 FAX : (051)514-7640
* 부산대학교 대학원 정밀기계공학과
** 부산대학교 ILIC

얻은 로딩-언로딩 곡선의 함수식과 유한요소해석을 이용하여 피막의 유동응력 곡선을 도출하였다. 특히 Dao 등⁽⁷⁾은 유한요소해석을 이용하여 재료의 탄소성 변수(탄성계수, 항복강도, 가공경화지수)를 나노 인덴테이션의 로딩-언로딩 곡선과 관련시킨 무차원 함수를 제안하고 이를 통해 재료의 유동응력 곡선을 추출하는 방법을 고안하였다. Shan⁽⁸⁾과 Cao,⁽⁹⁾ Bouzakis,⁽¹⁰⁾ Oudin 등⁽¹¹⁾은 서로 방법적인 차이는 있지만 나노 인덴테이션의 유한요소해석과 시험에서 얻어지는 로딩-언로딩 곡선을 서로 비교하여 두 곡선이 서로 일치할 때 해석에 사용된 응력-변형률 분포를 유동응력 곡선으로 정의하였다.

본 연구에서는 도금 강판의 성형성 및 마찰특성을 평가하고 도금층의 유동응력 특성을 고려한 성형해석의 타당성을 평가하고자 한다. 강판의 성형성과 마찰특성 평가는 Kim 등⁽¹⁾에 의해 제안된 컵드로잉 시험과 인장시험을 통해 이루어졌다. 드로잉 시험을 통해 얻은 마찰계수는 드로잉 공정의 유한요소해석을 통해 검증되었으며, 또한 드로잉 공정에서 펀치 스트로크에 따른 강판의 마찰계수 변화를 예측하였다. 드로잉 공정의 유한요소해석 모델은 도금층 특성을 고려하기 위해 Oudin⁽¹¹⁾의 연구를 참조하여 설정하였다. 또한 도금층의 유동응력은 Bucaille⁽⁶⁾의 방법에 근거하여, 나노 인덴테이션 시험과 유한요소해석, 인공신경망 학습(Artificial Neural Network)을 이용하여 도출하였다.

2. 도금층 특성

본 연구에는 자동차용 외판으로 널리 사용되는 합금화 용융아연도금 강판(Galvannealed steel :GA, SGACUD)을 고려하였다. Fig. 1 은 강판의 도금층 단면과 표면 SEM 측정결과를 나타낸 것이다. 합금화 용융아연도금 강판은 용융아연도금 강판

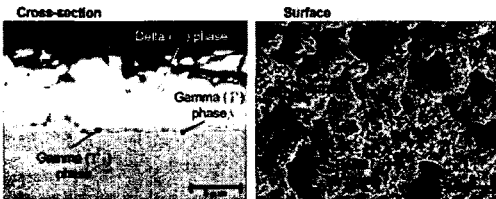


Fig. 1 SEM images of cross-section and surface of coated steel sheet (SGACUD)

(Galvanized steel: GI)의 단점인 용접성과 도장성을 보완하기 위해 아연도금층을 응고 직전에 460~540℃의 가열로를 통과시켜 10% 이내의 철-아연(Fe-Zn) 합금층을 형성한 것이다. 본 연구에 사용된 도금 강판의 경우, 합금화 처리 온도는 약 520℃ 전후이며, 모재와의 계면에서 약 0.5 μm 두께의 Γ₁ 과 Γ 상이 관찰되었고 표면에서는 δ 상이 고르게 분포되어있다.

3. 실험 방법 및 결과

3.1 인장 및 이방성 시험

도금 강판의 세가지 방향(0, 45, 90°)에 대한 기계적 특성을 평가하기 위해 인장 및 이방성 시험이 수행되었다. 강판의 두께는 0.7t 이며 ASTM E8 규격으로 인장 시편을 제작하였다. 가공경화지수 n 값은 Holloman 식 ($\sigma = K\epsilon^n$)을 이용하여 10~20% 사이의 연신율에서 결정하였다. 소성이방성계수 (R)값은 15%의 연신율에서 폭방향 변형률 ϵ_w 과 길이방향 변형률 ϵ_l 을 측정하여 다음의 식 (1)로 구하였다.

$$R = \epsilon_w / \epsilon_l = -\epsilon_w / (\epsilon_w + \epsilon_l) \quad (1)$$

여기서 ϵ_l 는 두께방향 변형률이다. Fig. 2 와 Table 1 에 도금 강판의 각 방향별 진응력-진변형률 곡선 및 기계적 특성을 나타내었다. 실험 결과, 특히 45° 방향에서 연신율이 우수한 것으로 나타났다. 이러한 경향은 고강도 강판일수록 현저하며 일반적인 45° 방향에서 기계적 특성은 약간 저하하는 것으로 알려져 있다.^(1,2)

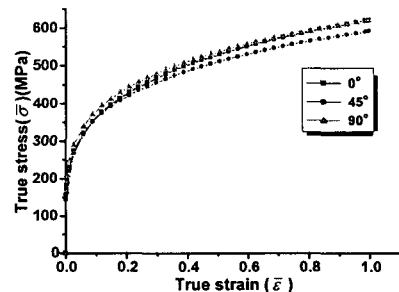


Fig. 2 Stress-strain curves of coated steel sheet for three directions(0, 45, 90°)

Table 1 The mechanical properties of coated steel sheet for three directions(0, 45, 90°)

Materials	Yield Strength(MPa)	Tensile Strength(MPa)	Elongation(%)	Plastic coefficient(MPa)	n-value	R _m
0°	144.5	355.0	41.5	622.0	0.235	1.95
45°	155.8	350.0	45.8	592.0	0.215	
90°	165.5	360.0	40.1	621.0	0.213	

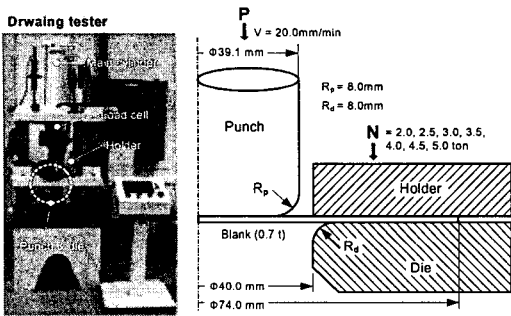


Fig. 3 Dimensions of drawing tools and drawing tester

3.2 컵드로잉 시험 조건

강판의 드로잉성을 평가하기 위한 컵드로잉 시험은 50 톤 유압식 프레스를 이용하여 수행되었다. 드로잉비는 재료의 한계 드로잉 비보다 적은 1.85로 하였고 드로잉 속도는 약 20mm/min로 하였다. Fig. 3에 다이 및 펀치 형상과 드로잉 시험기를 나타내었다. 드로잉 시 재료의 아이어닝이 발생하지 않도록 펀치 직경은 39.1mm, 다이 직경은 40.0mm로 설정하였고 펀치 및 다이 코너 R은 8.0mm로 하였다. 블랭크 홀딩력(Blank holding force)은 2.0ton부터 5.0ton까지 0.5ton씩 증가시키면서 실험을 수행하였고 윤활유는 중점도 방청유(10.2cst/40°)를 사용하였다.

3.3 컵드로잉 시험 결과

컵드로잉 공정에서 쿨롬 마찰법칙이 성립한다고 가정하고 소성역학적 힘의 평형상태를 고려하면 블랭크 홀딩력의 증가에 따라 최대 펀치하중은 증가한다. 이 선형적인 관계를 이용하면 강판의 표면 마찰특성(마찰계수)을 얻을 수 있다.⁽¹⁾ 컵드로잉 공정에서 홀딩력 변화(ΔN)와 최대펀치하중 변화(ΔP)는 식 (2)⁽¹⁾과 같은 관계를 가진다.

$$\mu_f = [-1 + \{1 + \pi\alpha\beta(\Delta P / \Delta N)\}^{1/2}] / \pi\alpha \quad (2)$$

여기서 μ_f 는 플랜지 부의 마찰계수이고, β 는 드로잉 비이다. α 는 비례상수로 통상적으로 1.5-3.0 정도의 값을 갖는다. 본 연구에서는 Kim⁽¹⁾의 연구를 참고하여 α 값을 0.19로 가정하였다. Fig. 4는 홀딩력 변화에 따른 최대펀치하중 변화를 나타낸 것이다. 실험결과, 홀딩력의 증가에 따라 최대펀치하중은 거의 선형적으로 증가하였다. 따라서 실험 데이터를 직선식으로 표시하여 직선의 기울기, 즉 최대펀치하중 증가/블랭크 홀딩력 증가 비를 구하고 식 (2)에 대입하여 마찰계수를 구하였다. 본 연구에서 고려된 강판의 마찰계수는 0.147로 나타났다. 이러한 값은 드로우비드나 평면 마찰시험에서 얻은 마찰계수 값과 거의 유사한 값을 가지는 것으로 Kim⁽¹⁾의 연구에 의해 확인되었다.

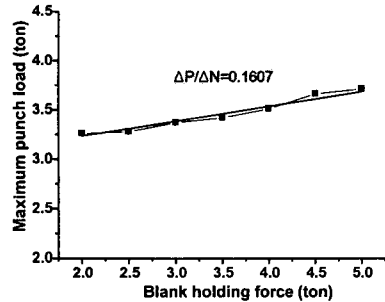


Fig. 4 Variation of maximum punch loads for blank holding forces

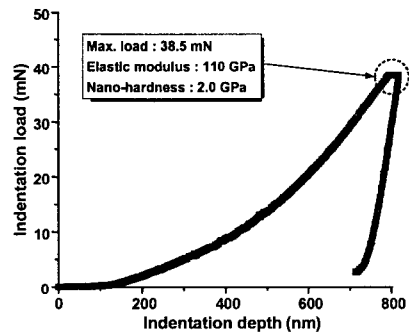


Fig. 5 Loading - unloading curve of coating layer

4. 도금층 유동응력 도출

4.1 도금층의 나노 인덴테이션 시험

도금층의 응력-변형률 곡선을 도출하기 위해 나노인덴테이션 시험을 수행하였다. 시편은 10mm × 10mm로 절단하여 준비하였으며, 증류수를 이용하여 초음파 세척하였다. 사용된 인덴터는 베르코비치(Berkovich) 팁이며 인덴테이션 깊이는 도금강판의 도금층 두께가 7~8 μm임을 감안하여 시험 시 모재의 영향을 받지 않는 적정 압입깊이(0.7~0.8 μm)로 결정하였다. 시험은 10회 반복 수행하였으며, 도금층의 탄성계수, 경도는 Oliver와 Pharr⁽³⁾의 방법을 이용하여 계산하였다.

Fig. 5에 도금층의 로딩-언로딩 곡선을 나타내었다. 시험 결과, 도금층의 탄성계수는 110GPa, 나노경도는 2.0GPa로 나타났다.

4.2 도금층의 응력-변형률 곡선

도금층의 유동응력 특성을 도출하기 위해 나노인덴테이션 공정의 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 6과 Table 2에 각각 나노 인덴테이션 공정의 유한요소해석 모델과 해석 조건을 나타내었다. 해석은 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 6.3을 이용하여 수행하였다. 코팅 두께는 8.0 μm로 하고 유한요소해석은 도금층의 항복장도(σ_y)가 1, 2, 3, 4, 5GPa이고 가공경화지수(n)가 0, 0.1, 0.2, 0.3,

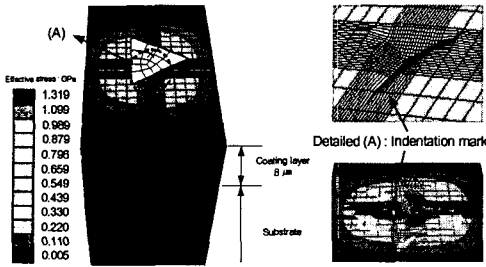


Fig. 6 FE-model of nano-indentation process

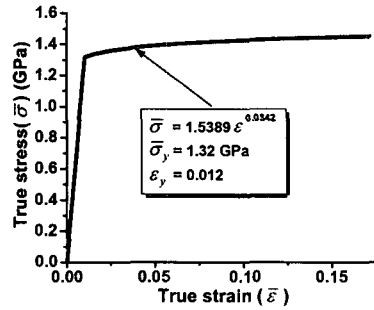


Fig. 8 Stress-strain behavior of coating layer

Table 2 Conditions of FE-simulation for indentation

Coating layer	σ_y (GPa)	1, 2, 3, 4, 5	
	n	0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4	
	E(GPa)	110	
Substrate (cold rolled sheet)	Flow stress	$\bar{\sigma} = 688 \epsilon^{0.251}$	
	E(GPa)	210	
Indenter	Speed	10 nm/s	Rigid body
	Tip round	40 nm	
Poisson' ratio	0.3		

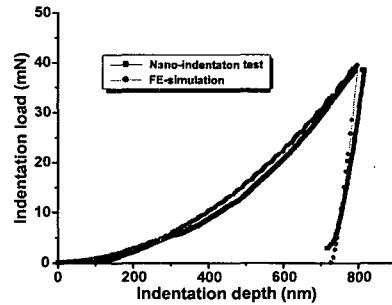


Fig. 9 Comparison between loading-unloading curves of indentation test and FE-simulation

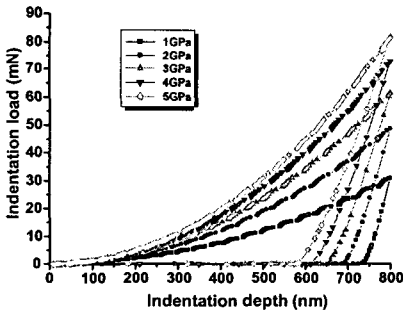


Fig. 7 Loading - unloading curves of coating layer for variations of yield strengths (n=0)

0.4 일 때 각각에 대해 총 25 번에 걸쳐 수행하였다. 해석 에서 모재의 특성은 냉연강판에 대한 별도의 인장시험을 통해 구하였다. 사용된 냉연강판은 본 연구에 사용된 도금 강판의 모재와 동일한 재료이며 유동응력식은 Table 2 에 나타내었다.

Fig. 7 에 가공경화지수가 0 일 때 항복강도변화에 따른 로딩-언로딩 곡선을 나타낸 것이다. Fig. 5 와 비교하여 볼 때 실제 도금층의 항복강도는 1.0 과 2.0GPa 사이 존재하는 것을 확인할 수 있다.

따라서 본 연구에서는 도금층의 항복강도 및 가공경화지수를 도출하기 위해 자기 학습능력을 가지고 있는 다층 퍼셉트론(Multi-layer perceptron) 인공신경망(ANN)을 이용하였다. 신경망 학습에서 항복강도와 가공경화지수의 변화에 따른 로딩-언로딩 곡선 데이터(Fig. 7)를 학습 데이터(Training

data)로 설정하고 시험 결과의 로딩-언로딩 곡선 데이터(Fig. 5)를 입력값(Input data)으로 설정하였다. 최종 출력값(Output data)은 시험 결과의 로딩-언로딩 곡선(Fig. 5)과 일치하는 도금층의 항복강도와 가공경화지수로 하였다.

신경망 학습결과 도금층의 항복강도와 가공경화지수는 1.32GPa 과 0.0342 로 나타났다. 탄소성 및 진응력-변형률 거동은 식 (3)와 (4)으로 가정할 수 있다.

$$\sigma = \begin{cases} E\epsilon(\sigma \leq \sigma_y) \\ K\epsilon^n(\sigma \geq \sigma_y) \end{cases} \quad (3)$$

$$\sigma_y = E\epsilon_y = K\epsilon_y^n \rightarrow K = E^n \sigma_y^{1-n} \quad (4)$$

여기서 K 는 강도 계수이고, ϵ_y 는 항복변형률이다. 따라서 도금층의 유동응력 특성과 항복강도, 변형률은 Fig. 8 과 같이 주어진다.

도출된 도금층의 유동응력 특성을 검증하기 위해 Fig. 8 의 값을 이용하여 인텐테이션의 유한요소 해석을 수행하였다. Fig. 9 는 해석과 시험 결과(Fig. 5)의 로딩-언로딩 곡선을 비교한 것이다. 그림에서 알 수 있듯이 시험 결과와 상당히 유사하였으며 그 오차는 3% 미만이었다. 따라서 도금층 항복강도 값을 얻기 위한 앞선 일련의 과정이 상당한 유효성을 가지는 것으로 판단된다.

5. 컵드로잉 유한요소해석

5.1 유한요소해석 조건 및 모델

도금층의 유동응력 특성이 강판의 드로잉 공정에 미치는 영향을 조사하기 위해 컵드로잉 공정의 유한요소해석을 수행하였다. 해석모델은 Fig. 10 과 같이 두 가지 형태로 가정하였다. Fig. 10(a)는 강판의 인장시험(Fig. 2)을 통해 얻은 유동응력을 적용한 단일유동응력 모델(single-behavior model)이고 Fig. 10(b)는 도금층과 모재를 따로 구분된 층상유동응력 모델(Layer-behavior model)이다. 층상유동응력 모델에서 도금층에는 Fig. 8 의 유동응력식을 적용하고 모재 부분에는 냉연강판의 유동응력식[식 (3)]을 적용하였다.

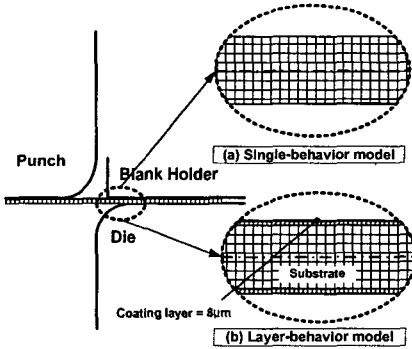


Fig. 10 FE-models for simulation of drawing process

도금층의 두께는 8.0 µm이고 도금층과 모재 사이의 계면은 완전 고착상태로 가정하였다. 해석 모델은 2 차원 축대칭 모델이며 해석 조건, 형상 및 치수는 Fig. 3 과 동일하다. 펀치, 다이와 강판사이의 마찰계수는 앞서 드로잉 시험을 통해 얻은 평균 마찰계수값(0.147)을 사용하였고 ABAQUS 6.3 을 이용하여 해석을 수행하였다.

5.2 해석 결과

Fig. 11 은 블랭크 홀딩력이 2ton 일 때 드로잉 해석과 시험 결과의 하중-스트로크 곡선을 나타낸 것이다. 최대하중값은 각각 시험이 3.25ton, 단일 유동응력 모델이 3.05ton, 층상유동응력 모델이 3.28ton 으로 나타났다. 해석과 시험결과의 최대하중 오차는 단일유동응력 모델이 약 +0.2ton, 층상 유동응력이 -0.03ton 으로 도금층을 고려한 층상

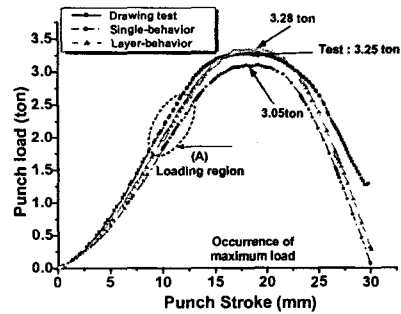


Fig. 11 Punch load-stroke curves of drawing test and simulations at blank holding force of 2 ton

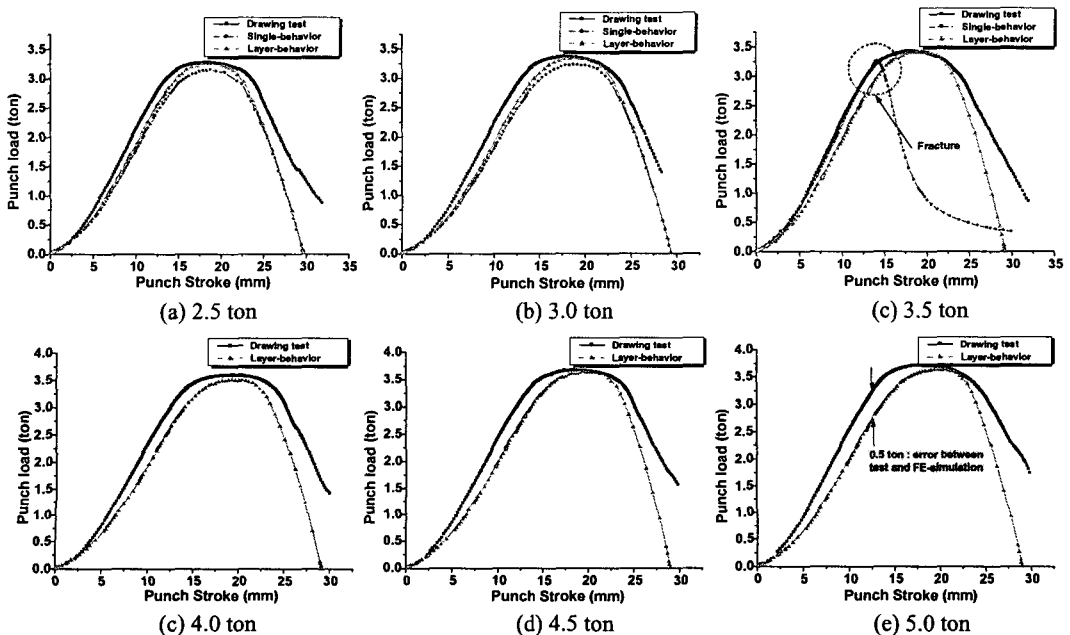


Fig. 12 Punch load-stroke curves of drawing test and simulations for variations of blank holding forces

응력 모델이 훨씬 더 정확한 값을 가지는 것으로 나타났다. 또한 드로잉 하중이 증가하는 구간[Fig. 11 (A 구간)]에서도 층상유동응력 모델이 실험의 하중곡선과 좀 더 유사한 것으로 나타났다. 이러한 원인은 층상유동응력 모델이 다이코너 R 을 통과할 때 표면의 경질 도금층에 의해 소재에 작용하는 굽힘변형을 제한하고 이로 인해 드로잉 하중은 증가되기 때문이라 판단된다.

Fig. 12 는 홀딩력 2.5 부터 5.0ton 에 대한 드로잉 해석과 시험 결과의 하중-스트로크 곡선을 나타낸 것이다. 해석 결과들은 앞선 2.0ton 과 유사하지만 단일유동응력의 경우 홀딩력이 증가할수록 시험결과와의 최대하중오차가 감소하다가 홀딩력 3.5ton [Fig. 12(c)]에서 파단(스트로크 15mm)되었다. 이에 반해 층상유동응력 모델의 경우, 홀딩력 5ton 까지 시험 결과와 유사한 최대하중을 가지며 파단없이 성형되었다. 그러나 Fig. 12 에서 알 수 있듯이 최대 하중점 위치 및 로딩 구간은 실험과 상당한 차이를 보였으며 특히 로딩구간은 홀딩력 5ton[Fig. 12(e)]에서 -0.5ton 의 최대하중 오차를 보였다.

단일유동응력 모델의 파단과 층상유동응력모델의 로딩구간에서의 오차는 모두 소재와 금형사이의 마찰에 의한 것으로 판단된다. 해석에서 사용된 마찰계수 0.147 은 엄밀히 말해 드로잉 전 구간에서의 평균마찰계수(μ_m)를 의미한다. 보통 드로잉 전 공정동안 마찰계수는 변하지 않는다는 가정하에서 해석은 수행된다. 그러나 실제 드로잉 공정에서는 공정 초기 정지상태의 소재와 금형사이의 마찰계수는 평균 마찰계수 0.147 보다 훨씬 큰 값을 가진다고 볼 수 있다.

5.3 드로잉 공정에서 마찰계수 변화

드로잉 하중곡선의 오차 및 단일유동응력모델의 파단을 마찰에 기인하는 것으로 보고 드로잉 전 공정동안 스트로크 변화에 따른 마찰계수의 변화를 평가하기 위해 해석을 수행하였다. 특히 실제 드로잉 공정에서 발생하는 불량 및 소재의 파단이 모두 로딩 구간에서 발생되기 때문에 마찰계수 평가는 로딩 구간을 중심으로 이루어졌다.

본 연구에서 실제마찰계수(μ_R)는 드로잉 하중(P)에 의존한다는 가정하에서 해석을 수행하였다. Fig. 13 에 마찰계수 결정을 위한 플로우 차트를 나타내었다. h_i 와 P_i 는 각각 드로잉 시험으로부터 얻어지는 펀치 스트로크와 하중이며 P_{FEM} 과 h_{FEM} 은 해석으로부터 얻어진 하중과 펀치 스트로크이다. i 는 펀치스트로크이며 총 30mm 스트로크를 3.0mm 간격으로 나누어 마찰계수를 분석하였다. P_{FEMi} 은 P_i 와 비교되고 오차 범위를 벗어날 경우, 실제 마찰계수를 변화시켜 반복적으로 해석이 수행된다. d_p 는 실험 하중으로부터 해석으로 계산된 하중의 편차를 나타내는 계수이다. 드로잉 전구간(스트로크 30mm)은 총 9 구간으로 구분하였다. 총 9 구간에서의 마찰계수 값은 각 구간별 해석의 하중값과 실험의 하중값이 일치하는 마찰계수값으로 정하였다.

해석은 블랭크 홀더력 2, 3, 4, 5ton 에 대해 수행되었으며 해석 조건은 앞서와 동일하다. Fig. 14 에 홀딩력 2ton 일 때 단일, 층상유동응력 모델에 대한 하중-변위 곡선과 각 구간별 성형과정을 나타

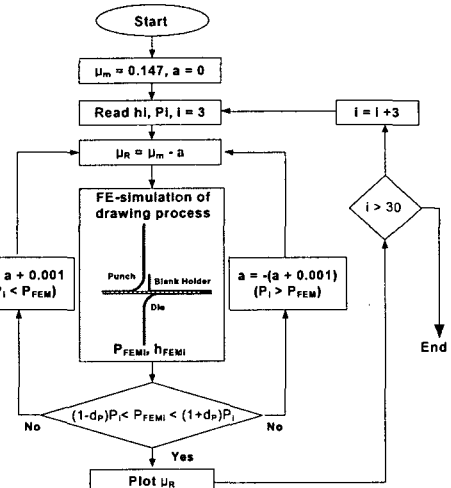
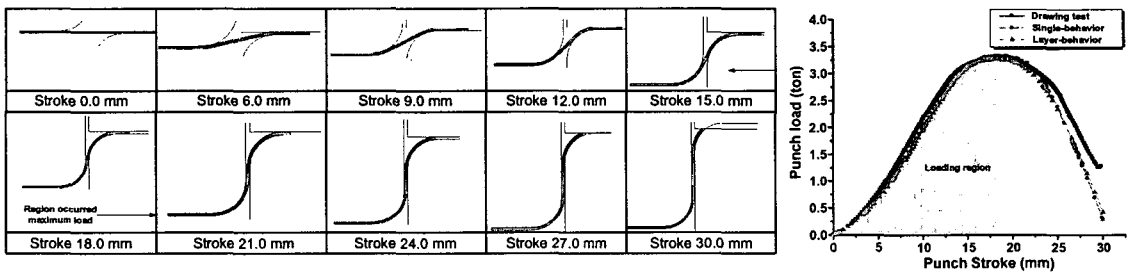


Fig. 13 Flow chart diagram to determine the real friction coefficient



(a) FE-simulation of drawing process

(b) Punch load-stroke curves

Fig. 14 Patterns of sheet deformations in drawing simulation and punch load-stroke curves of drawing test and simulations at holding force, 2ton

내었다. 결과는 로딩 구간에서 실험의 하중값과 최대 5% 이내의 오차를 가지는 것으로 나타났다. 또한 홀딩력 3, 4, 5 ton 에서 단일 층상 모두 블랭크 홀더력 5ton 까지 파단없이 해석은 수행되었다.

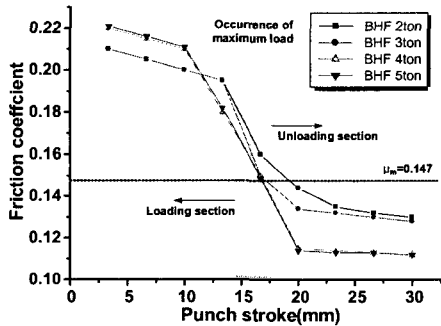
Fig. 15 는 단일 및 층상유동응력 모델에 대한 스트로크에 따른 마찰계수 변화를 나타낸 것이다. Fig. 15(a)에서 볼 수 있듯이 단일유동모델의 경우, 홀더력 4, 5ton 에서 최대하중 이후 마찰계수는 급격히 감소하는 것을 알 수 있다.

이러한 마찰계수의 급격한 감소는 단일유동모델의 파단의 원인인 것으로 판단된다. 즉 해석에서 평균마찰계수가 실제마찰계수보다 높기 때문에 단일 유동응력의 경우, 소재와 다이사이 마찰응력이 소재의 파단내력을 초과하기 때문에 파단되었다고 판단된다. 단일, 층상모두 드로잉 초기에는 평균마찰계수보다 높은 값을 가졌으며 최대하중 이후에는 급격히 감소하였다. 또한 홀딩력이 증가할수록 마찰계수 감소 경향은 뚜렷이 관찰되었다.

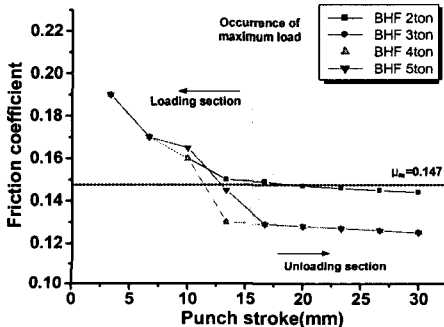
최대 마찰계수 값은 단일유동응력 모델이 0.22 이고 층상유동응력 모델이 0.19 로 단일유동응력 모델이 약간 더 높았으며 최소 마찰계수 또한 단일이 0.12 로 약간 낮게 나타났다. 이러한 원인은 본 연구에서의 마찰계수는 드로잉 하중의 함수이므로 층상 유동응력 모델이 표면 도금층에 의해 드로잉 하중이 약간 높기 때문으로 판단된다. 또한 Fig. 16 을 통해 5.2 절의 해석에서 사용된 평균 마찰계수 값이 홀더력에 따라 약간의 차

이는 있지만 모두 드로잉 최대 하중을 의미한다는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 16 은 단일유동응력 모델의 성형 결과(홀딩력 2ton, 스트로크 18mm)로써 평균 마찰계수와 실제마찰계수를 적용한 경우, 소재 두께 방향의 반경방향 응력 분포를 나타낸 것이다. 결과는 소재 표면에서 약 0.1mm 지점까지 인장응력이 작용하였으며 전체적으로 평균 마찰계수가 약간 높은 응력을 가지는 것으로 나타났다. 이러한 원인은 앞서 설명하였듯이 최대하중점 부근에서 마찰계수의 감소가 고려되지 않았기 때문이며 이로 인해 소재 내부의 응력은 증가하며 극단적인



(a) Single-behavior model



(b) Layer-behavior model

Fig. 15 Variations of real friction coefficients in drawing process

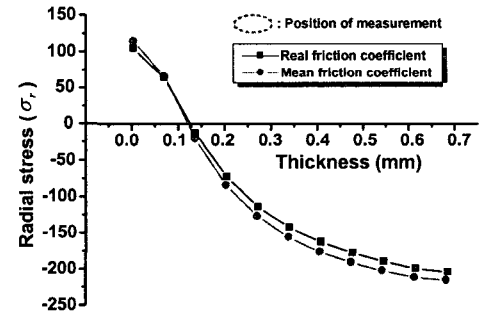
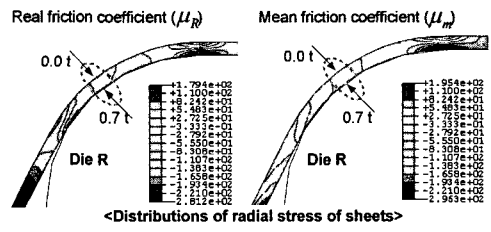


Fig. 16 Distributions of radial stress of sheets in single-behavior model

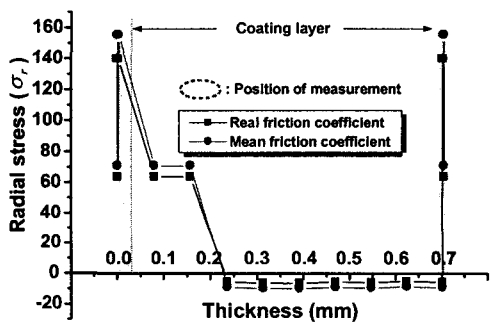
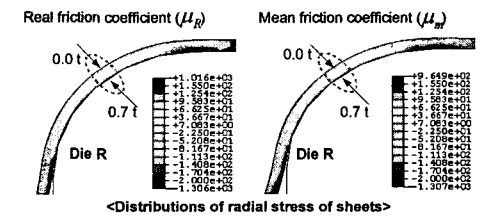


Fig. 17 Distributions of radial stress of sheets in layer-behavior model

경우 해석상에서 파단에 이르게 된다.

Fig. 17 은 층상유동응력 모델의 성형 결과(홀딩력 2ton, 스트로크 18mm)로써 평균 마찰계수와 실제마찰계수를 적용한 경우, 소재 두께 방향의 반경방향 응력 분포를 나타낸 것이다. 결과는 앞서와 동일하게 평균 마찰계수가 약간 높은 소재의 내부응력을 야기하는 것으로 나타났다. 그러나 단일유동응력 모델과 상이하게 양쪽 도금층 부근에서 높은 인장응력이 나타났으며 전체 두께에 걸쳐 급격한 응력변화 양상을 보였다. 또한 압축응력도 강판 두께 0.2mm 부근에서 시작하였으면 그 값도 단일유동응력 모델에 비해 상당히 작은 값을 가지는 것으로 나타났다. 이것은 소재의 굽힘변형시 표면 경질 도금층에 의해 모재의 변형이 제한되기 때문으로 판단된다. 다시 말해 코팅층이 소재의 내부응력을 완화시키는 역할을 한다.

실제 도금층은 모재의 수% 이내의 변형에 파괴되지만 본 해석에서는 드로잉 전공정동안 도금층 특성이 존재하는 것으로 가정하였다. 이러한 문제는 향후 연구에서 다시 논의되어질 것이다.

6. 결론

본 연구에서는 도금 강판의 도금층 유동응력 특성 도출하기 위해 나노 인덴테이션 시험과 유한요소 해석을 수행하였다. 그 결과는 드로잉 해석과 시험에 적용되었고 또한 다양한 마찰계수 변화에 따른 드로잉 해석을 수행하였다. 이상의 연구를 통해 다음과 같은 결론을 도출할 수 있었다.

(1) 드로잉 해석 결과, 층상 유동응력 모델은 표면의 경질 도금층에 의해 소재 벤딩시 상대적으로 단일 유동응력 모델에 비해 높은 굽힘응력이 발생하고 이로 인해 드로잉 하중은 증가한다. 또한 표면 도금층은 마찰에 의한 소재의 파단을 방지하는 역할을 한다.

(2) 드로잉 공정동안 소재와 금형 사이의 실제 마찰계수는 공정 초기 가장 크며 최대하중점 이후 급격히 감소한다. 따라서 해석에 사용된 평균 마찰계수는 최대하중값을 발생시키는 마찰계수를 의미한다.

(3) 실제마찰계수를 적용한 단일유동응력 모델의 경우, 파단없이 블랭크 홀딩력 5.0 ton 까지 성형이 가능하였다. 따라서 일련의 도금층 유동응력 도출 과정과 층상유동응력 모델 및 실제마찰계수의 사용은 상당히 유효하며 해석의 정확도를 향상

시키는 것으로 판단된다.

후 기

이 논문은 2003 년도 한국학술진흥재단의 지원에 의해 연구되었음. (KRF-2003-041-D00062)

참고문헌

- (1) Kim, Y. S. and Choi, W. J., 1994, "A Cup Drawing Test for Measuring the Coefficient of Friction in Sheet Metal Forming," *J. of KSAE*, Vol. 2, No. 1, pp. 96~105.
- (2) Kim, Y. S., Park, K. C. and Cho, J. O., 1991, "Frictional Characteristics of Electro Zn-Ni Alloy Coated Steel Sheets," *J. of KSME*, Vol. 15, No. 6, pp. 1807~1818.
- (3) Oliver, W. C. and Pharr, G. M., 1989, "Hysteresis and Discontinuity in the Indentation Load-Displacement Behavior of Silicon," *Scripta Metallurgica*, Vol. 23, Issue 11, pp. 1949~1952.
- (4) Herbert, E. G., Oliver, W. C. and Pharr, G. M., 2001, "On the Measurement of Stress-Strain Curves by Spherical Indentation," *Thin solid films*, 398-399, pp. 331~335.
- (5) Ahn, J. H., Jeon, E. C. and Kwon, D. I., 2002, "Derivation of Tensile Flow Properties of Thin Films Using Nanoindentation Technique," *Current applied physics*, 2, pp. 525~531.
- (6) Bucaille, J. L. and Michler, J., 2003, "Determination of Plastic Properties of Metals by Instrumented Indentation Using Different Sharp Indents," *Acta materialia*, 51, pp. 1663~1678.
- (7) Dao, M., Chollacoop, N. and Suresh, S., 2001, "Computational Modeling of the Forward and Reverse Problems in Instrumented Sharp Indentation," *Acta materialia*, 49, pp. 3899~3918.
- (8) Shan, Z. and Sitaraman, S. K., 2003 "Elastic-Plastic Characterization of Thin Film Using Nanoindentation Technique," *Thin solid films*, 143, pp. 176~181.
- (9) Cao, Y. P. and Lu, J., 2004, "A New Method to Extract the Plastic Properties of Metal Materials from an Instrumented Spherical Indentation Loading Curve," *Acta materilia*, 52, 4023~4032.
- (10) Bouzakis, K. D., Michailidis, N. and Erkens, G., 2001, "Thin Hard Coating Stress-Strain Curve Determination Through a FEM Supported Evaluation of Nanoindentation Test Results," *S. & C. tech.*, 142-144, pp. 102~109
- (11) Hauw, B. and Oudin, J., 1999, "Improvement of Stamping Computations by Means of the Identification of the Bulk Behavior of Coatings: Application to Galvanized Sheets," *J. of JMPT*, 94, pp. 23~29.