

대형 차체판넬 스템핑공정에서의 동적 외연적 탄소성 유한요소해석

정 동 원* · 김 귀 식* · 양 동 열**

(97년 11월 5일 접수)

Dynamic Explicit Elastic-Plastic Finite Element Analysis of Large Auto-body Panel Stamping Process

Dong-Won Jung* · Gui-Shik Kim* · Dong-Yol Yang**

Key Words : Dynamic Explicit(동적 외연적) Elastic-plastic(탄소성) Auto-body Panel Stamping (차체판넬 스템핑) Sheet metal forming(박판성형) Finite element method(유한요소법)

Abstract

In the present work the elastic-plastic FE formulations using dynamic explicit time integration schemes are used for numerical analysis of a large auto-body panel stamping processes. For analyses of more complex cases with larger and more refined meshes, the explicit method is more time effective than implicit method, and has no convergency problem and has the robust nature of contact and friction algorithms while implicit method is widely used because of excellent accuracy and reliability. The elastic-plastic scheme is more reliable and rigorous while the rigid-plastic scheme require small computation time.

In finite element simulation of auto-body panel stamping processes, the robustness and stability of computation are important requirements since the computation time and convergency become major points of consideration besides the solution accuracy due to the complexity of geometry and boundary conditions. The performance of the dynamic explicit algorithms are investigated by comparing the simulation results of forming of complicate shaped autobody parts, such as a fuel tank and a rear hinge, with the experimental results.

It has been shown that dynamic explicit schemes provide quite similar results to the experimental results. It is thus shown that the proposed dynamic explicit elastic-plastic finite element method enables an effective computation for complicated auto-body panel stamping processes.

* 정희원, 제주대학교 기계공학과

** 한국과학기술원 기계공학과

기 호 설 명

| | |
|--------------------------|---|
| E_o, E^a | : 시간 t_o 에서의 기본 벡터와 그 역벡터 |
| e_{a}, e^a | : 시간 $t_o + \Delta t$ 에서의 기본 벡터와 그 역벡터 |
| S | : second Piola-Kirchhoff 응력텐서 |
| $L^{ab\gamma\sigma}$ | : Kirchhoff 응력 변화율과 라그랑지언(Lagrangian) 변형율간의 관계를 표현하는 구성방정식 텐서 (constitutive tensor) |
| δE | : 라그랑지언 스트레인텐서 |
| [M] | : 집중질량메트릭스(lumped mass matrix) |
| [C] | : 집중감쇠메트릭스(lumped damping matrix) |
| ρ_o | : 밀도 |
| P_c, τ_c | : 접촉력과 마찰력 |
| $\delta g_n, \delta g_T$ | : 접촉변위와 마찰변위 |
| F_o | : 외력 |
| u | : 변위 |
| P_n | : 내력 |
| R_{cn} | : 접촉 및 마찰력 |
| Δt | : 시간증분 |
| a | : 가속도 |
| v | : 속도 |
| N | : 절점의 금형침투를 방지하기 위한 저항력 |
| h | : 절점이 금형을 파먹은 거리 |
| n | : 수직벡터 |
| r_c | : 미끄러짐 증분 |
| T_{frict} | : 마찰력 |
| T_c | : 미끄러짐을 방지하기 위한 저항력 |
| T_{cr} | : 쿨롱마찰법칙에 의한 임계력 |

1. 서론

오늘날에는 단순한 형상이나 접촉면의 미소 변화가 있는 박판 성형 공정을 수치적으로 정확하게

사전 예측하는 것이 가능해졌다. 따라서 이에 대한 연구논문들이 많이 발표되었고 지금도 계속되고 있다. 복잡하고 불규칙적인 곡선형상들과 박판과 다이 사이의 비교적 큰 상대적인 변위 등의 실질적인 산업현장 문제들을 해석하기 위하여 보다 신뢰성 있고 경제적인 해석방법이 요구되고 이런 효율적인 알고리즘을 개발하기 위해선 아직도 많은 노력이 필요하다. 어떤 방법이 단순한 시뮬레이션에서 좋은 결과가 나왔다 하더라도 보다 더 복잡한 문제에 까지 항상 만족할 만한 결과가 나타나지는 않는다. 결국 해의 효율성(efficiency)과 강건성(robustness)은 매우 중요한 요인이며, 이러한 문제는 비록 더 성능 좋은 컴퓨터가 사용된다 할지라도 그리 간단히 풀리지는 않을 것이다.

지난 10년간 박판 금속성형의 유한요소해석을 다루는 논문의 수는 굉장히 많이 보고되었다. 그 기간의 후반부쯤에 정적 내연적 방법에서 동적 외연적 방법으로 바뀌는 일종의 변화가 나타났었다. 학문과 산업 두 분야에서 외연적 방법쪽으로 빠르게 관심이 보여진 이유는 다음과 같다. 일반적인 박판 금속성형 과정은 고차원의 비선형 문제로 규정지을 수 있는데, 이것은 대상물의 기하학적 형상과 재질이 비선형일 뿐만 아니라 접촉 현상이 비선형이기 때문이다. 게다가 주름의 형성과 네킹 등이 전형적인 답드로잉 과정 중에 나타나 비선형 효과를 더하기도 한다. 이러한 강한 비선형 효과들로 인해서 내연적 방법은 때론 수렴하지 못하는 경우가 일어나지만 반면에 외연적 적분방법을 사용하면 이러한 걱정은 없어진다[1]. 다시 말해서 외연적 적분방법으로는 항상 해를 이끌어 낼 수 있다는 것이다.

박판 금속성형과정을 해석함에 있어 외연적 동적 알고리즘은 종래의 내연적정적 알고리즘에 비해서 몇가지 중요한 이점들을 갖고 있다. 첫째, Newton-Raphson법과 같은 비선형 해석법이 필요 없다. 따라서 외연적 동적 해석과정에서는 해의 계산시간은 문제의 크기에 따라 2차형적으로 증가하지 않고 문제 크기에 따라 선형적으로 증가한다. 둘째, 대변형, 미끄러짐, 3차원 접촉 구속들은 외연적 방법에서 처리하는 것이 상대적으로 쉽다. 운동학적인 접촉 구속은 시행착오법과 같이 직접 외연

적으로 처리되어질 수 있는 것이다. 이같은 장점에도 불구하고 외연적 동적 방법의 가장 큰 단점은 정적문제에 동적 방법을 적용함에 따른 해의 정적 불안정을 일으킬 수 있다는 것이다.

지난 10년 동안, 구성 방정식의 형식에 따른 강소성 유한요소법과 탄소성 유한요소법의 두가지 접근방식이 박판금속의 대변형 현상을 해석하는데 쓰여졌다. 강소성 유한요소법에서 탄성 변형율은 무시되며, 계산 과정동안 항복조건(yield condition)을 검사하지 않아도 되는데 이에따라 계산 시간을 크게 줄일 수가 있다. 이러한 장점들 때문에 강소성 유한요소법이 몇가지 수치적인 결점들이 있음에도 불구하고 금속성형공정을 해석하는데 있어 유용하게 쓰이고 있다. 그러나 이러한 강소성 유한요소법의 실질적인 효율성에도 불구하고, 강소성 유한요소방법은 탄성 혹은 소성 상태로부터의 제하중(unloading) 될 때마다 응력이력(stress history)을 예측하지 못한다는 커다란 단점을 안고 있다. 응력과 변형이력의 정확한 계산은 최종적인 제품의 기계적 특성과 결함의 가능성을 예측하는데 유용하게 사용된다. 또한, 강소성 유한요소법은 탄성 제하중(elastic unloading)의 중요한 영향을 포함하는 문제에 있어서는 적용하기가 곤란하다. 박판 금속 성형에서 비록 탄성적으로 복구되는 변형율이 작더라도 그 변위량은 상대적으로 크다. 그 이유는 박판금속 두께의 크기가 다른 크기와 비교하여 훨씬 작기 때문이다. 효율에 영향을 미치는 재료 모델과 수치적 안정성은 해석 알고리즘의 중요한 부분을 차지한다. 강소성과 탄소성 모델들 모두 금속성형 응용에 활용되고 있다. 금속 성형에서 탄소성 관계를 처음으로 적용한 것은 Lee and Kobayashi[2]와 Wang and Budiansky[3]이 쓴 논문에서 찾을 수 있다. 탄소성 모델은 그 계산의 복잡성으로 인하여 강소성 모델보다 계산시간적 측면에서 그 효율성이 낮다는 것은 잘 알려진 사실이다.

Nagtegaal and Taylor[4]은 사각점 드로잉과 반구형 스트레칭 문제를 외연적 코드와 내연적 코드를 사용하여 각각 해석하였으며 3차원 박판성형문제에는 외연적 코드가 계산 시간면에서 더 효율적임을 보였다. Kawka and Makinouchi[5]은 정적 외연적 탄소성 유한요소법을 이용하여 블랭크홀더

가 없는 사각점의 드로잉을 해석하였다. Huo and Nakamachi[6]은 박판성형해석을 위한 동적 외연적 탄점소성 코드를 개발하였다.

본 논문에서는 탄소성 재료모델을 택하며, 대형 차체판넬 스템핑공정을 효율적으로 해석할 수 있는 동적 외연적 탄소성 코드를 개발하였다. 성형해석 성능을 검토하기 위하여 자동차 산업에 중요한 차체 연료탱크와 리어히지의 스템핑공정해석에 적용하였으며 실험결과치와 비교하였다. 검토된 대형 차체판넬 스템핑공정 해석의 정확성과 강건성 그리고 효율성에 관해서 예제와 결론에서 언급하였다. 많은 계산시간과 접촉처리의 복잡성, 미지의 경계조건들 그리고 많은 시간이 요구되는 방대한 양의 금형데이터 준비 등으로 인하여 실질적인 3차원 대형 차체판넬의 성형해석 문제를 유한 요소 방법으로 해석하는 것은 아직도 많은 어려움이 있다.

2. 탄소성 구성방정식

변형된 물체는 Fig. 1과 같이 3차원 공간에서 고려해 볼 수 있다. 단계적 과정(step-by-step procedure)으로 비정상상태 변형을 해석하는데 있어, 시간 t_0 에서 $t_0 + \Delta t$ 까지 1 스템 동안의 변형

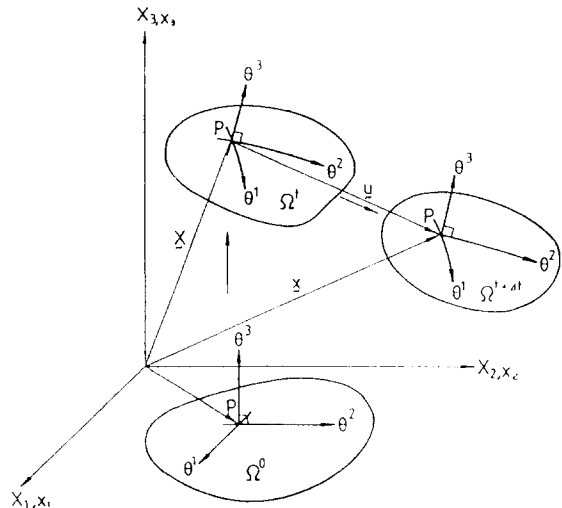


Figure 1 Convected coordinate system in the deformation process

을 고려하자. Fig. 1에서 θ^1 과 θ^2 축은 박판표면의 질점 좌표계(convected coordinates)를 나타내고, θ^3 축은 박판표면에 법선방향으로 주어진다. $G_{\alpha\beta}$ 와 $g_{\alpha\beta}$ 는 변형전과 변형후 형상의 행렬텐서를 나타내고, G^{ab} 와 g^{ab} 는 각각의 역행렬을 나타낸다. 변형전의 형상에서 기본 벡터(base vector)들은 E_a 와 그 역인 E^a 로 나타내었다. 마찬가지로, 변형된 물체에서의 기본 벡터들은 e_a 와 그 역인 e^a 로 표시하였다.

$$E_a = \frac{\partial X}{\partial \theta^a} \quad e_a = \frac{\partial x}{\partial \theta^a} \quad (1)$$

$$G_{\alpha\beta} = E_a \cdot E_\beta \quad g_{\alpha\beta} = e_a \cdot e_\beta \quad (2)$$

$$E^{ab} = G^{ab} E_\beta \quad e^a = g^{ab} e_\beta \quad (3)$$

변형전의 형상에서 변위벡터 u 는

$$u = u^a E_a = u_a E^a = u_1 E^1 \quad (4)$$

여기에서 $u^a = G^{ab} u_\beta$ 이다. 그리스 지수들은 질점좌표계를, 라틴 지수들은 직교 카티션 좌표계(rectangular Cartesian coordinates)를 나타낸다. 질점좌표계에서 라그랑지언 변형을 텐서(Lagrangian strain tensor) ϵ 는 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$\epsilon = \epsilon_{\alpha\beta} E^a E^b = \epsilon^{ab} E_a E_b \quad (5)$$

$$\epsilon_{\alpha\beta} = \frac{1}{2}(g_{\alpha\beta} - G_{\alpha\beta}) = \frac{1}{2}(u_{\alpha,\beta} + u_{\beta,\alpha} + u^\gamma_{,\alpha} u_{\gamma,\beta}) \quad (6)$$

여기에서 콤팩트는 변형되지 않은 행렬에 관하여 공변 미분(covariant differentiation)을 나타낸다. 라그랑지언 응력텐서를 선형부와 비선형부로 나누면, 아래의 (7)식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_{\alpha\beta} = e_{\alpha\beta} + \eta_{\alpha\beta} \quad (7)$$

$$\text{여기서, } e_{\alpha\beta} = \frac{1}{2}(u_{\alpha,\beta} + u_{\beta,\alpha}), \quad \eta_{\alpha\beta} = \frac{1}{2} u^\gamma_{,\alpha} u_{\gamma,\beta}$$

대변형(large deformation)을 고려한 개정 라그랑지언 방정식(Updated Lagrangian equation)은 아래식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \int_{V_0} \Delta S^{ab} \delta e_{ab} dV + \int_{V_0} \tau^{\alpha\beta} u^k_{,\alpha} \delta u^k_{,\beta} dV \\ & = \int_{S_0} t_i^{(t_0+\Delta)} \delta u_i dS - \int_{V_0} \tau^{\alpha\beta} \delta e_{\alpha\beta} dV \end{aligned} \quad (8)$$

(8)식의 자세한 유도과정은 Shim과 Yang[7]의 논문 부록에 수록되어 있다. 또한, 구성 방정식이 2차 Piola-Kirchhoff 응력증분과 라그랑지언 변형율과의 관계식으로 주어졌다면,

$$\Delta S^{ab} = L^{ab\gamma\eta} e_{\gamma\eta} \quad (9)$$

식 (9)에 관한 자세한 수식화도 Shim과 Yang[7]의 논문 부록에 수록되어 있고 Hill의 이방성 항복함수(anisotropic yield function)를 만족하는 정상상태이고 일관성을 유지하는 구성텐서의 성분 $L^{ab\gamma\eta}$ 은 기존의 논문[8, 9]에 잘 언급되어 있다. 위의 (8)과 (9)식을 결합하여 정리하면 탄소성 재료에 대한 최종적인 개정된 라그랑지언 방정식을 얻을 수가 있다.

$$\begin{aligned} & \int_{V_0} L^{ab\gamma\eta} e_{\alpha\beta} \delta e_{\gamma\eta} dV + \int_{V_0} \tau^{\alpha\beta} \frac{\partial u_i}{\partial \theta^a} \cdot \frac{\partial \delta u_i}{\partial \theta^b} dV \\ & = \int_{S_0} t_i^{(t_0+\Delta)} \delta u_i dS - \int_{V_0} \tau^{\alpha\beta} \delta e_{\alpha\beta} dV \end{aligned} \quad (10)$$

2차 Piola-Kirchhoff 응력 텐서의 성분들은 질점 좌표계에서의 Kirchhoff 응력텐서 성분과 같으므로 응력 적분과정은 질점좌표계로 변형을 묘사하였을 경우가 다른 좌표계와 비교해 볼 때 매우 간단함을 알 수 있다. 변위 증분(displacement increment)들의 근사값은 (10)식을 사용하여 계산되고 $t_0 + \Delta t$ 시간에 상당하는 응력성분은 (9)식을 사용하여 구할 수 있다.

$$(S^{ab})^{(t_0+\Delta)} = (S^{ab})^{t_0} + \Delta S^{ab} \quad (11)$$

$$(\tau^{\alpha\beta})^{(t_0+\Delta)} = (S^{ab})^{(t_0+\Delta)} \quad (12)$$

또한 변형하는 물체가 금속일 경우 일반적으로 비압축성이라고 가정하여도 무방하므로 Kirchhoff 응력텐서 τ 는 Cauchy 응력텐서 σ 와 같다고 놓을 수 있다.

3. 동적 외연적 수식화의 일반적 기술

비선형 유한요소 운동방정식은 평형 방정식의 약형(weak form)으로 표현되는 가상일의 원리로부터 얻어진다. 성형공정중에 발생하는 내부응력,

접촉력, 마찰력, 관성력, 감쇄력, 외력과 경계조건들을 모두 포함하는 평형방정식의 약형은 다음과 같이 표현된다[1].

$$\int_{V_0} S \delta E dv + \int_{V_0} \rho_0 \ddot{x} \delta u dv - \int_{V_0} \rho_0 b \delta u dv - \int_{S_0} F_0 \delta u ds + \sum_{i=1}^n \int_{S_i} (P_i^t \delta g_n^i + \tau_i \delta g_T^i) ds = 0$$

contact + friction

(13)

위식 좌변은 순서에 따라 내부일, 관성력에 의한 일, 중력에 의한 일, 응력 경계조건 및 접촉과 마찰에 의한 일을 나타낸다. 위 식을 유한요소화할 경우 내부일 항에 요소의 종류에 따른 재료 거동 모델과 운동학적 모델이 포함된다. 만일, 박막 모델이나 재료 거동 모델, 유한 요소 형상함수와 강체 요소의 동역학을 가상일의 원리에 도입하면 비선형 유한요소 운동방정식을 얻을 수 있다. 비선형 유한요소 방정식은 시간 n단계에서 다음과 같은 행렬식으로 나타낼 수 있다.

$$[M]\{\ddot{u}_n\} + [C]\{\dot{u}_n\} + \{P_n\} - \{F_n\} + \{R_{cn}\} = 0 \quad (14)$$

위 방정식으로부터 시간증분 n+1 에서의 해를 얻기 위해서 다음과 같은 집중 차분방법(central difference method)을 사용하여 가속도와 속도를 얻는다.

$$\ddot{u}_n = \frac{\dot{u}_{n+1/2} - \dot{u}_{n-1/2}}{\Delta t} = \frac{u_{n+1} - 2u_n + u_{n-1}}{2\Delta t^2} \quad (15)$$

$$\dot{u}_{n+1/2} = \frac{u_{n+1} - u_n}{\Delta t} \quad \text{or} \quad \dot{u}_n = \frac{u_{n+1} - u_{n-1}}{2\Delta t}$$

위식을 (14)식에 대입하고 정리하면 간단한 계산에 의해 계속적인 해를 얻을 수 있는 형태가 된다.

$$\left(\frac{M}{\Delta t^2} + \frac{C}{2\Delta t}\right) u_{n+1} = F_n - P_n - R_{cn} + \frac{M}{\Delta t^2} u_n - \left(\frac{M}{\Delta t^2} - \frac{C}{2\Delta t}\right) u_{n-1} \quad (16)$$

이 식으로부터 집중 차분법은 Δt 의 크기에 따라 선택적 수렴성을 가지며, 정확성과 수렴성은 Δt 의 제곱에 선형적으로 비례함을 알 수 있다. (16)식에 의해 시간 증분 n+1에서의 절점 변위가 구해지면,

변형영역을 바꾸고 그에 따라 수렴성이 보장되는 새로운 시간 증분의 크기를 결정해야 한다. 그리고 전체적인 시간 증분의 크기는 모든 요소들에 대해 각각의 시간 증분의 크기를 계산한 후, 다음과 같은 식을 사용하여 구할 수 있다.

$$\Delta t_{n+1} = \alpha \min \{\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_N\} \quad (17)$$

윗식에서 N은 총 요소의 수이고 Δt_i 는 i번째 요소에 대한 시간 증분의 크기를 나타낸다. 그리고 안전성을 위한 상수 α 는 보통 0.9이하의 값을 선택한다.

임계 시간증분은 다음과 같은 식으로 결정한다.

$$\Delta t_c = L_s / C \quad (18)$$

여기서, L_s 는 주어진 요소의 면적을 최대 변의 길이로 나눈 특성 길이이다.

C는 소재내에서의 음속이며, 아래와 같은 식으로 구할 수 있다.

$$C = \sqrt{\frac{E_t}{\rho}} \quad (19)$$

여기서, E_t 은 접선계수(tangent modulus)이고 ρ 은 재료의 밀도이다.

3.1 집중 질량법(Lumping mass scheme)

외연적 시간적분법에서 요소 질량행렬을 집중시켜 사용하면 해의 정확도가 증가하고 해석시간을 줄일 수 있다[4, 10-12].

$$[M][a] = [F], \quad [a] = [M]^{-1}[F] \quad (20)$$

만일, 행렬 [M]을 집중시켜 대각선 행렬로 만들면, 역행렬[M]⁻¹을 구할 필요없이 바로선형식 $a_i = m_i^{-1} f_i$ 를 풀어 해를 직접 구할 수 있다. 따라서, 집중 설계는 행렬을 구하는 데 많은 시간이 소요되지 않으므로 경제적인 해석을 수행할 수 있다. 또, 동적 해석에서는 집중 질량법이 연속 질량법(Consistent mass scheme)보다 해의 정확도가 우수하다.

본 연구에서 사용한 집중 질량법[1]은 다음과 같

이 나타낼 수 있다.

$$m_{pq}^e = \begin{cases} \alpha \delta_{ij} \int_{\Omega^e} \rho N_a^2 d\Omega, & a = b \\ 0, & a \neq b \end{cases} \quad (21)$$

여기서,

$$\alpha = \frac{\int_{\Omega^e} \rho d\Omega}{\left(\sum_{a=1}^{N_e} \int_{\Omega^e} \rho N_a^2 d\Omega \right)}$$

total element amount of diagonal entries of consistent mass

윗식에서 Ω^e 는 요소계를, p와 q는 요소 방정 식수를, 그리고 a와 b는 요소 절점수를 나타낸다. 이 방법에서 집중질량 행렬은 연속질량 행렬의 대각선 영역에 비례하고 항상 양의 값을 갖는 집중 질량을 만들 수 있다. 윗 식에서 상수 α 는 전체 요소의 질량을 보존하기 위해 사용되어진다.

3.2 동적 외연적 적분을 이용한 효율적인 접촉 및 마찰처리법

외연적 접촉 알고리즘은 안정성 제한에 의한 작은 시간증분을 사용하기 때문에 내연적 해석에 비해 유리하다[4]. 작은 편차행증분을 사용하게 되면 접촉처리수행을 매우 단순화시킬 수가 있다.

본 연구에서 설정한 접촉과 마찰처리는 경사경계조건(skew boundary condition)과 직접적 시행착오법(direct trial and error method)의 혼합된 형태를 택했다[1, 10]. 먼저, 접촉을 고려하지 않고 가속도와 속도, 변위들을 계산하였다. 다음은 Fig. 2과 같이 관통거리(penetration) h와 접촉된 점들의 금형과 박판의 수직방향을 계산한다.

위의 계산결과로부터 경사경계조건이 적용되어지고, 절점의 금형침투를 방지하기 위한 저항력이 다음식과 같이 쉽게 계산되어진다.

$$N = mhn / \Delta t^2 \quad (22)$$

여기서 m은 절점의 집중질량이고, n은 법선벡터이다. 만일, 금형의 운동이 접촉차체에 의한 영향을 받지 않는다고 가정하면 가속도는 아래와 같이 수정할 수 있다.

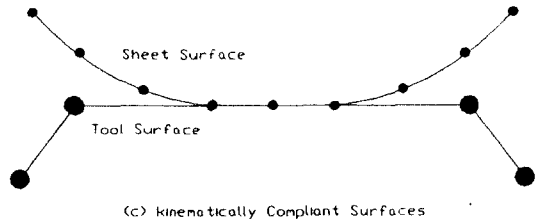
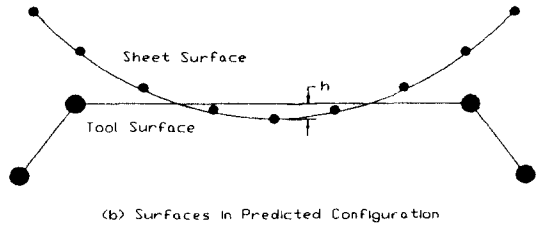
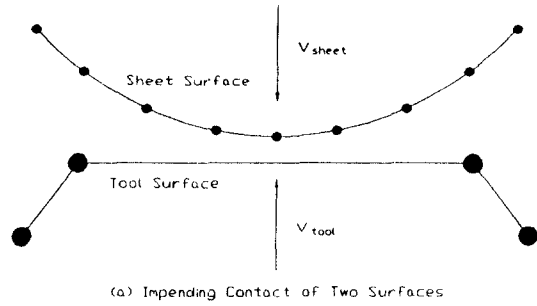


Figure 2 Schematic description for the contact scheme

$$a = a_{pred} + a_{corr} = a_{pred} + N/m \quad (23)$$

그리고 속도와 변위는 (24)식으로 계산되어진다.

$$v = v_{pred} + a_{corr} \Delta t, \quad u = u_{pred} + v_{corr} \Delta t \quad (24)$$

위의 두식에서 a_{pred} , v_{pred} , u_{pred} 은 접촉을 고려하지 않고 계산된 가속도, 속도, 변위이고 a_{corr} , v_{corr} 은 접촉을 고려한 수정된 가속도와 속도이다.

마찰에 대해서는, 처음에 증분은 마찰을 고려하지 않고도 계산할 수 있으며, 경사경계조건은 Fig. 3와 같이 적용되어진다. 경사경계조건상태에서, 미끄러짐증분(slip increment) r_s 가 측정되어지는 표면방향 t_c 를 정의하는 것은 필요하지 않다. 미끄러짐을 방지하기 위해 요구되는 저항력 T_c 는 아래식

과 같은 방법으로 구할 수 있다.

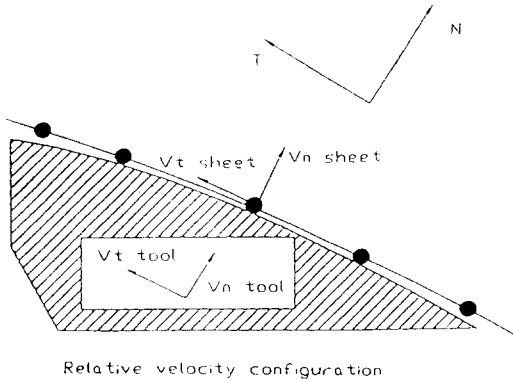


Figure 3 Schematic description for friction and stick / slip check

$$T_c = -mr_c/\Delta t^2 \quad (25)$$

여기서 r_c 는 미끄러짐 증분이다. 따라서, 마찰력은 다음과 같이 계산된다.

$$T_{frict} = \frac{T_c}{|T_c|} \min(T_{cr}, |T_c|) \quad (26)$$

저항력 $|T_c|$ 가 임계력 $T_{cr} = \mu|N|$ 와 비교하여

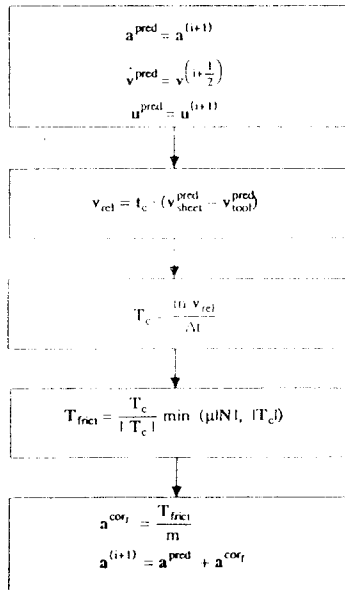


Figure 4 Flow chart for friction force calculation and stick / slip check

만일, 저항력이 임계력보다 작으면 접촉 조건(sticking condition)이 적용되어지고 반면, 저항력이 임계력보다 크면 미끄럼 조건(slipping condition)이 적용되어 마찰력은 쿨롱의 마찰법칙에 따른다고 가정한다. 마찰력 계산과 접촉/미끄러짐 검사과정이 Fig. 4에 요약되어 있다.

4. 계산 결과 및 토론

4.1 연료탱크의 딥드로잉 공정해석

연료 탱크는 금형면이 제품의 중간부에 강성을 주기 위해 엠보싱(embossing)을 포함하고 있고, 접촉 및 마찰에 있어 고차의 비선형성이 크기 때문에 성형해석 하기가 무척 어려운 제품이다. 내연적 방법으로는 엠보싱을 포함하는 복잡한 형상 때문에 수렴된 결과값을 얻을 수 없다. 해석에 사용된 금형은 CATIA CAD/CAM 시스템으로부터 묘사되었다.

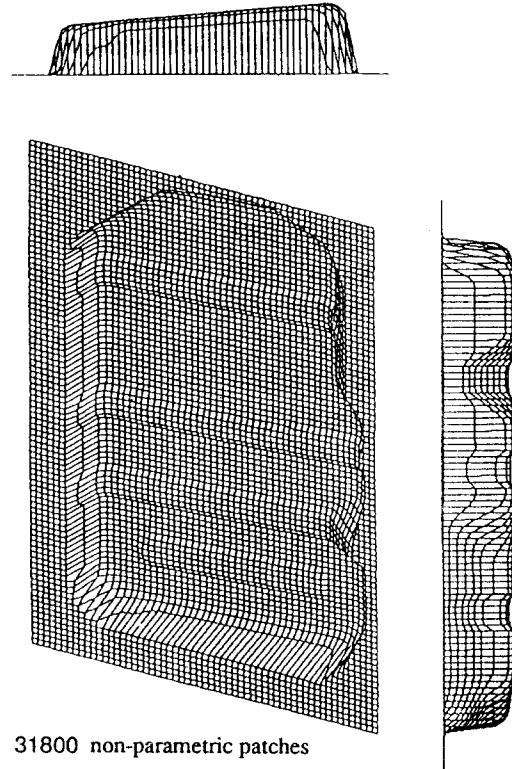
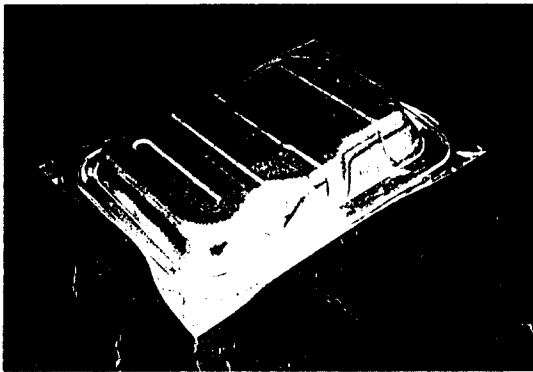
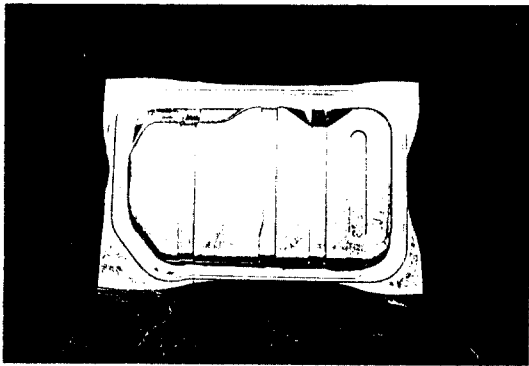


Figure 5 Schematic view of the non-parametric tool surfaces for fuel tank stamping

Fig. 5은 해석에 사용된 금형면인데 총 31,800개의 비매개변수 패치들로 표현되었다. 복잡하고 규모가 큰 문제의 경우에, 비매개변수 패치법의 접촉 처리 시간은 매개변수 패치법보다 4~5배 더 적게 걸린다[13]. Fig. 6은 펀치를 마지막으로 가한 후 변형된 실험 형상을 보여주고 있다. 실제품은 그 중간부에 강성을 주기 위해서 엠보싱된 보강재와 드로우 비드를 포함하지만, 성형해석에서는 엠보싱만 고려하고 드로우 비드는 개발된 프로그램의 한계성과 원활한 해석을 위하여 무시하고 해석하였다.



(a) view-1



(b) view-2

Figure 6 Photographs of experimental specimens by a fuel tank stamping

동적 외연적 해석을 위해서 3절점 BEAM (Bending Energy Augmented Membrane)요소[11]를 사용하였는데 블랭크의 초기 직사각형 형상은 1020 mm × 700 mm이고, 2400개의 삼각요소를 사용하였다. 해석에 사용된 재료 및 공경변수는 아래와 같다.

Initial sheet thickness : 0.8 mm
 stress-strain characteristics : $\bar{\sigma} = 526.0 (0.0074 + \bar{\epsilon})^{0.239}$ MPa
 Young's modulus : $E = 2 \times 10^5$ Mpa
 Lankford value for normal anisotropy : $r = 1.79$
 Coulomb coefficient of friction : $\mu = 0.1$
 Blankholding force : 890 kN

외연적 해석에서 수치적인 테스트를 거쳐 결정된 10 m/s의 펀치속도를 사용하였는데, 이 값은 해의 정확성과 경제성을 동시에 고려한 경제적 속도이다. 본 해석에서는 경제적 해석을 위하여 질량스케일링법(mass scaling scheme)[10]도 사용하였는데 실제 밀도의 50배를 키워서 경제적인 해석을 할 수 있다. Fig. 7에 본 해석에서 예측되어지는 변형된 모서리 윤곽을 실험적 결과와 비교해 보았다. 그림으로부터 모서리 윤곽은 실험에 의한 결과와 약간 차이를 알 수 있는데, 이러한 오차는 드로우 비드를 무시하고 해석하였기 때문인 것으로 짐작되어 진다.

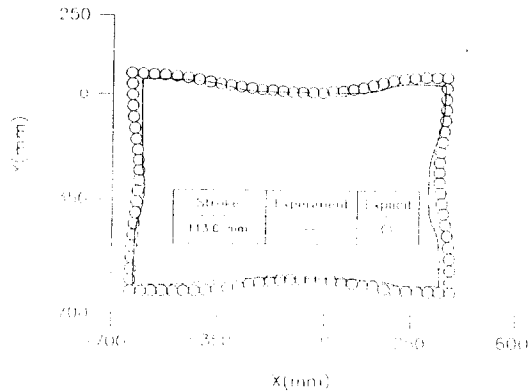


Figure 7 Comparison of the simulated results with the experiment for the deformed edge shape : a fuel tank stamping process

Fig. 8에서는 113mm의 펀치 행정에서, 동적 외연적 해석에 의한 변형형상과 두께 변형을 분포를 보여주고 있다. 동적 외연적 해석을 사용하여 Fig. 6의 실제 실험형상에서 보여지는 것과 같이 급격

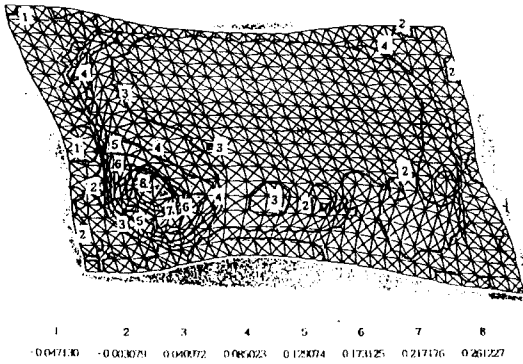
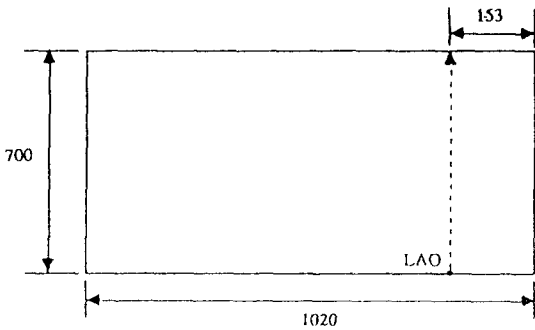
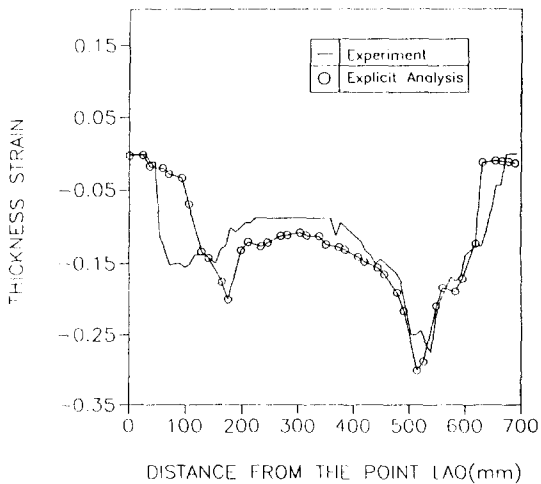


Figure 8 Thickness strain distribution and deformed configuration of a fuel tank predicted by the dynamic explicit elastic-plastic analysis at the final stage



(a) the base line on initial sheet blank for strain distribution measurement



(b) comparison of thickness strain distribution on the line

Figure 9 Thickness strain distribution for a fuel tank stamping process

한 기술기와 날카로운 모퉁이를 이루고 있는 판넬의 가장 취약한 부분을 잘 예측할 수 있다. 더 자세히 해석결과를 비교하기 위해서 임의로 선택한 단면에서의 두께 변형율분포와 실험측정값들을 Fig. 9에서 비교하였는데, 변형율 분포는 전반적으로 실험결과값들과 유사함을 알 수 있었다. 그러나 효율적인 해석을 위해서 빠른 편치속도와 질량스케일링법을 사용했기 때문에 동적 외연적 해석에서는 조금 높은 변형율을 얻었다. 또, 이런 오차들은 해석을 효율적이고 단순화 시키기 위한 많은 가정들과 해석 프로그램의 자체 한계성, 실험결과들의 측정오차 등으로 설명되어질 수 있다. 동적 외연적 해석의 전체 해석시간은 HP/730 워크스테이션에서 약 4시간 걸렸다. 이상에서 살펴본 바와 같이 동적외연적 탄소성해석법은 어렵고 복잡한 3차원 차체 판넬 스템핑공정 문제에 성공적으로 적용되어짐을 알 수 있다.

4.2 리어 힌지의 딥드로잉

리어 힌지는 차체를 이루는 중요한 박판금속제품중의 하나로서 매우 복잡한 형상과 급격한 경사면, 날카로운 모서리와 모퉁이들로 이루어졌기 때문에 해석하기 매우 어려운 차체판넬 제품중의 하나이다. CAE 해석을 위한 면데이터는 상업용 CAD 시스템인 CATIA를 사용해서 구성하였다. CAD 면데이터로부터 비매개변수 패치법을 적용하기 위해 격자점들의 직사각형 배열을 만드는 변환 모듈도 개발하였다. 블랭크의 초기 직사각형 형상은 890 mm × 512 mm이다.

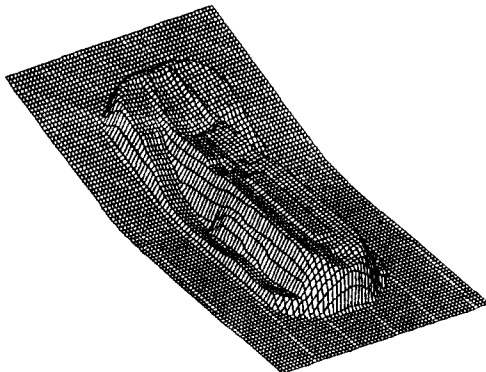
리어 힌지 스템핑공정은 바인더 형상이 평평하지 않고 꺾여 있기 때문에 평평한 바인더 형상을 가진 다른 박판 성형과정과는 다르게 두 단계로 이루어져 있다. 첫번째 단계에서는 초기의 박판 블랭크가 블랭크 홀더 즉, 바인더면에 의해 고정되고 두번째 단계에서 최종 형상으로 성형되어진다. 첫번째 홀딩 단계에서 고정된 박판 블랭크를 바인더-랩(binder-wrap)이라 부르기도 한다. 바인더-랩 해석은 초기의 편치 접촉이나 드로잉 깊이의 예측 등과 같은 스템핑해석에서 중요한 데이터들을 제공해 주기 때문에 스템핑공정 해석에서는 없어서는 안될 중요한 해석단계이다. 본 연구에서는 비선

형 탄소성 유한요소방법과 비매개변수 패치법을 이용하여 효율적인 바인더-랩 해석을 하였다[14]. 여기서 비선형 탄소성 유한요소방법을 사용한 이유는 탄소성 유한요소방법이 많은 계산시간을 필요로 하고, 바인더-랩의 형상에 별다른 차이도 주지 않기 때문이다. 그러므로 비선형 탄소성 유한요소방법이 바인더-랩 해석에서 더 효과적으로 적용될 수 있으며 비매개변수 패치법으로 계산시간을 많이 절약할 수가 있었다.

해석에 사용된 재료 및 공정변수는 아래와 같다.

Initial sheet thickness : 1.2 mm
 sheet material : cold rolled steel
 stress-strain characteristics : $\bar{\sigma} = 575.0 (0.006 + \bar{\epsilon})^{0.21}$ MPa
 Young's modulus : $E = 2 \times 10^5$ Mpa
 Lankford value : $r = 1.88$
 Coulomb coefficient of friction : $\mu = 0.1$
 Blankholding force : 800 kN

이 해석에서도 BEAM 요소가 사용되었고, 1904개의 절점들과 3680개의 삼각요소가 사용되었다. Fig. 10은 비매개변수 패치법을 이용하기 위하여 펀치와 다이를 표현하기 위해서 23,432개의 비매개변수 패치들이 사용되어 금형형상을 나타내고 있다. Fig. 11은 최종 펀치행정에서 성형된 실제 실험 형상을 보여주고 있다. 실제로 실험한 판넬에는 드로우 비드가 포함되어 있지만 해석에서는 개발된 프로그램의 한계성과 원활한 해석을 위하여 드로우 비드를 무시하고 해석하였다.

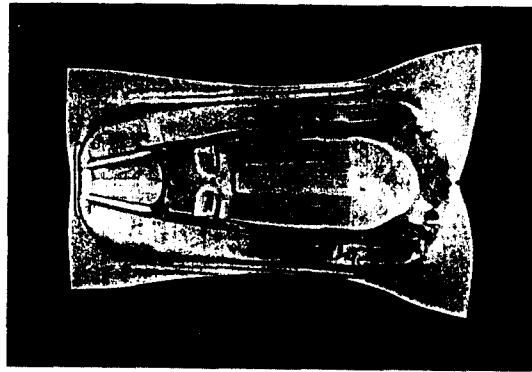


23432 non-parametric patches

Figure 10 Schematic view of the non-parametric tool surfaces for rear hinge stamping



(a) view-1



(b) view-2

Figure 11 Photographs of experimental specimens by a rear hinge stamping

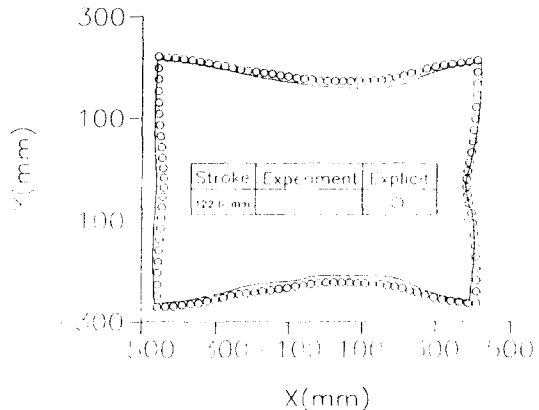


Figure 12 Comparison of the simulated results with the experiment for the deformed edge shape : a rear hinge stamping process

외연적 해석에서 해의 정확성과 경제성을 동시에 고려할 수 있는 적절한 펀치속도인 10 m/s의 일정 펀치속도를 사용하였다. 또한, 효율적인 해석을 위해서 실제 밀도의 50배로 질량스케일링법을 사용하였다. Fig. 12에 본 해석에 의해 예측되어지는 변형된 모서리 윤곽과 실험 결과를 비교하였다. 여기에서도 모서리 윤곽이 실험결과와는 다소 차이를 보이고 있는데 이러한 오차는 드로우 비드를 무시했기 때문에 일어난다고 짐작되어진다.

Fig. 13은 최종형상(펀치행정 = 122mm)에서 동적 외연적 해석에 의한 성형된 형상과 두께 변형을 분포를 보여준다. 옆면부는 평면변형을 상태에 있기 때문에 윗면과 같은 변형을 수준에 있다하더라도 파단 가능성이 높다. 이와 같이 동적 외연적 해석을 사용하여 판넬의 가장 취약한 부분을 잘 예측할 수가 있다.

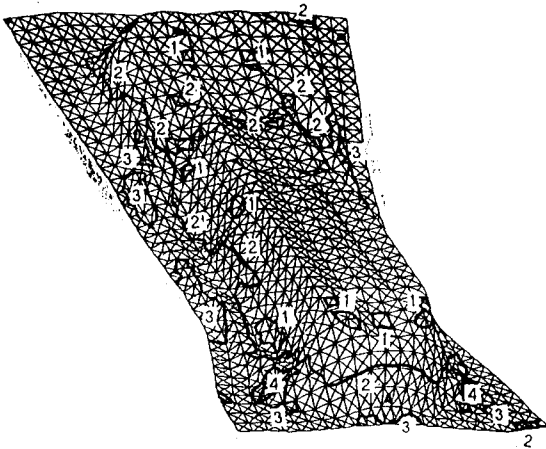
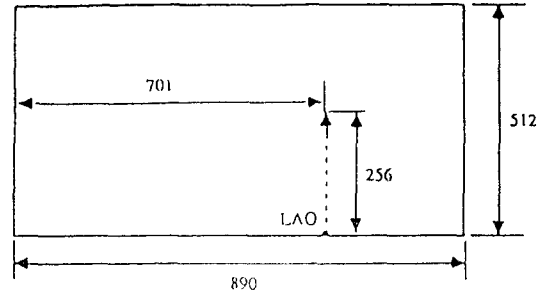


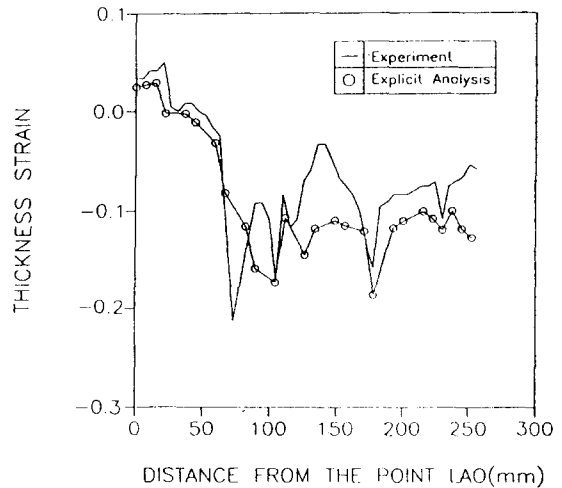
Figure 13 Thickness strain distribution and deformed configuration of a rear hinge predicted by the dynamic explicit elastic-plastic analysis at the final stage

해석 결과를 더 자세하게 비교하기 위해서 임의로 택한 단면에서의 두께 변형률 분포와 실험 결과들을 Fig. 14에서 비교하였다. 이로부터 변형률 분

포의 전체적 경향은 실험결과와 유사함을 알 수 있다. 그러나 효율적인 해석을 위해서 빠른 펀치속도와 질량스케일링법을 사용했기 때문에 동적 외연적 해석에서 조금 더 높은 변형율을 얻었다.



(a) the base line on initial sheet blank for strain distribution measurement



(b) comparison of thickness strain distribution on the line

Figure 14 Thickness strain distribution for a rear hinge stamping process

또, 이런 오차들은 해석을 효율적이고 단순화 시키기 위한 많은 가정들과 해석 프로그램의 자체 한계성, 실험결과들의 측정오차 등으로 설명되어질 수 있다. 동적 외연적 탄소성 해석의 전체 해석시간은 CRAY C90으로 약 8.5시간이 걸렸다.

이상과 같은 해석을 통해서 동적 외연적 탄소성 방법이 매우 크고 어려운 대형 차체 판넬 스템핑

문제들에 효율적으로 적용될 수 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 대형 차체판넬 스템핑공정 해석을 위한 동적 외연적 탄소성 유한요소 프로그램이 개발되었다. 내연적 해석인 경우 해석결과의 정확성에도 불구하고 수렴성 문제와 과도한 계산시간 등의 문제로 대형 3차원 문제에는 적용하기가 어려우나 동적 외연적 해석인 경우는 수렴성을 극복할 수 있고 대형 3차원 문제에도 계산시간이 그다지 길지 않아 본 논문에서는 동적 외연적 방법을 채택하였다. 복잡한 스템핑 과정에서는 전체 판넬 중에 비교적 많은 부분들이 소성적으로 변형되지 않기 때문에 복잡한 알고리즘과 긴 계산시간에도 불구하고 보다 정밀한 해석과 탄성복원 해석을 위하여 탄성효과를 포함한 탄소성 수식화를 채택하였다. 개발된 프로그램의 타당성을 검증하기 위하여 대형 차체판넬인 연료탱크와 리어 힌지의 스템핑공정해석에 적용하였다. 해석결과들을 실제 실험을 수행하여 얻은 실험결과들과 비교하여 비교적 잘 일치하는 결과를 얻을 수 있었다. 따라서 개발된 동적 외연적 탄소성 유한요소방법이 연료탱크와 리어 힌지와 같은 매우 복잡하고 불규칙적인 다이형상들의 스템핑 해석에도 잘 적용되어 정확하고 효율적이며 다양한 결과들을 제공할 수 있다고 생각되어진다.

REFERENCES

- 1) Yang, D. Y., Jung, D. W., Song, I. S., Yoo, D. J. and Lee, J. H., Comparative investigation into implicit, explicit and iterative implicit/explicit schemes for the simulation of sheet-metal forming processes, J. Materials Processing Technology, vol.50, pp.39-53. 1995.
- 2) Lee, C. H. and Kobayashi, S., New solutions to rigid-plastic deformation problems using a matrix method, J. Eng. Ind., Trans. ASME, vol.95, pp.865-873, 1973.
- 3) Wang, N.M. and Budiansky, B., Analysis of Sheet Metal Stamping by a Finite Element Method, Journal of Applied Mechanics, vol. 45, pp73-82, March, 1978.
- 4) Nagtegaal, J. C. and Taylor, L. M., Comparison of Implicit and Explicit Finite Element methods for Analysis of the FE-Sim. of 3-D Sheet Metal Forming Processes in automotive Ind. Conf., Reissner, J., Makinouchi, A., Luckey, E., Krapoth, A., Dirschmid, W. and Altan, T., VDI-Verlag, Dusseldorf, 1991.
- 5) Kawka, M. and Makinouchi, A., A Finite element simulation of sheet metal forming processes by simultaneous use of membrane, shell and solid elements, Proc. NUMIFORM '92 Conf., Balkema, A. A., Rotterdam, Brookfield, pp.491-496, 1992.
- 6) Huo, T. R. and Nakamachi, E., 3-D Dynamic Explicit Finite Element Simulation of Sheet Forming, presented to 4th ICTP, Beijing, China, 1993.
- 7) Shim, H. B. and Yang, D. Y., An Elastic-plastic Finite Element Analysis on Hydrostatic Bulging of Rectangular Diaphragms by using Layered Degenerated Shell Elements, Int. J. Mech. Sci., Vol. 32, pp. 49-64, 1990.
- 8) Wang, N. M. and Tang, S. C., Analysis of Bending Effects in Sheet Forming Operations, Int. J. for Num. Mech. in Engng., vol. 25, pp. 253-267, 1988.
- 9) Mattiason, K., Numerical Simulation of Stretching Processes, SIMOP-I, Editor Lange, K., Proc. of the 1. Int. Workshop, Stuttgart, 170-213, 1985.
- 10) ABAQUS / Explicit : User's Examples and Theory manuals, Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc., 1991.
- 11) Hinton, E., Rock, T. and Zienkiewicz, O. C.,

- A Note on Mass Lumping and Related Processes in the Finite Element Method, Earthquake Engng. Struct. Dynamics, Vol. 4, No.3, pp. 145-149, 1976.
- 12) Surana, K. S., Lumped Mass Matrices with Non-Zero Inertia for General Shell and Axisymmetric Shell Elements, Int. J. Num. Meth. Engng., Vol. 12, No.11, pp. 1635-1650, 1978.
- 13) Yoo, D. J., Analysis of three-dimensional sheet metal forming processes using continuous surface and contact treatment, Ph.D. Thesis, Korea Advanced Institute of Science and Technology, 1994.
- 14) Song, I. S., Yoo, D. J., Yoon, J. W., Yang, D. Y., Huh, H. and Lee, J. H., Finite element analysis and design of binder wraps for automobile sheet metal parts using surface boundary condition, J. Materials Eng. and Performance, vol.4, No.5, pp.593-598, 1996.