

차체 스템핑공정을 위한 스텝형식의 내연적/외연적 결합 유한요소해석

정 동 원*, 양 동 열**

Step-wise Combined Implicit/Explicit Finite Element Simulation of Autobody Stamping Processes

D.W.Jung*, D.Y.Yang**

ABSTRACT

An combined implicit/explicit scheme for the analysis of sheet forming problems has been proposed in this work. In finite element simulation of sheet metal forming 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 implicit scheme employs a more reliable and rigorous scheme in considering the equilibrium at each step of deformation, while in the explicit scheme the problem of convergency is eliminated at the cost of solution accuracy. The explicit approach and the implicit approach have merits and demerits, respectively. In order to combine the merits of these two methods a step-wise combined implicit/explicit scheme has been developed.

In the present work, the rigid-plastic finite element method using bending energy augmented membrane elements(BEAM)(1) is employed for computation. Computations are carried out for some typical sheet forming examples by implicit, explicit, combined implicit/explicit schemes including deep drawing of an oil pan, front fender and fuel tank. From the comparison between the methods the advantages and disadvantages of the methods are discussed.

Key Words : implicit(내연적), explicit(외연적), rigid-plastic(강소성), BEAM element(빔요소), convergency(수렴성), accuracy(정확성), stability(안정성)

Notation

C	propagation speed	t_1, t_2	tangential vectors of two neighboring elements
F_n	internal force term at the n-th step	L_1, L_2	circumferential sheet lengths corresponding to the moment arm
P_n	external load vector at the n-th step	u	displacement vector of a nodal point
R_{cn}	contact and friction force at the n-th step		
n_1, n_2	normal vectors of two neighboring elements		

* 현대자동차 프레스기술실,
 ** 한국과학기술원 기계공학과

- v velocity vector of a nodal point
- a acceleration vector of a nodal point
- r Lankford value for normal anisotropy
- C_r artificial rotational damping coefficient
- C_t translational damping coefficient
- K_r rotational stiffness
- $\Delta \bar{\epsilon}$ effective strain increment during one step
- $\delta \theta$ incremental rotated angle during one step
- $\bar{\sigma}$ effective stress
- ρ density of sheet material
- E initial modulus of elasticity
- E_b rotational bending energy
- E_r reduced modulus
- E_t tangent modulus
- $\delta \dot{\theta}$ rotational angular velocity during one step
- $E_{r,d}$ rotational damping energy
- M lumped mass matrix

1. 서 론

복잡한 박판부품들이 최근에 공정과 금형의 설계와 제작에서 수많은 시행착오를 피하여 공정과정을 적절히 설계하기 위하여 컴퓨터 시뮬레이션 해석이 시도되고 있다. 다양한 접촉과 마찰조건들뿐 아니라 기하학적 비선형과 재료학적 비선형을 포함하는 어려운 문제들을 해결하기 위하여 신뢰할만한 시뮬레이션 방법이 요구되어진다.

유한요소법은 다양한 박판성형공정들을 해석하기 위한 신뢰할만한 수단으로 오랫동안 사용되어 왔다. 박판성형공정의 2차원해석부터 시작되었는데 동적해에 기초한 외연적 방법(Explicit Method) 뿐 아니라 직접해에 기초한 내연적 방법(Implicit Method)에 의하여 해석들이 수행되어졌다⁽²⁻⁷⁾. 간단한 박판성형공정들의 2차원해석에서는 내연적 방법의 해석이 외연적 방법보다 효율적이었는데 이는 외연적 방법이 안정조건에 의한 시간증분의 제한 때문에 비교적 많은 양의 계산시간이 요구되어진다. 따라서 개발에 대한 많은 노력들이 내연적 방법에 집중적으로 이루어졌다. 2차원 해석에서의 성공적 사용으로 내연적 방법을 3차원 문제로 확장시키려는 노력이 시도되었다⁽⁸⁻¹⁰⁾. 그러나 3차원 성형문제로서의 전이는 예상 못한 많은 어려움들을 야기시켰다. 특히, 다양한 접촉조건들이 많은 문제들의 원인이 되었다. 이런 어려움들이 동적방법에 기초한 외연적 방법에 새로운 관심을 불러 일으켰다.

외연적 방법에서는 시간증분 크기가 안정성(Stability)에서의 제한에 의해 결정되어야 하나 접촉점들의 증가에 의해 그리 심각하게 영향을 받지 않는다.

일반적으로 박판성형과정은 높은 정도의 비선형 과정으로 생각되어질수 있다. 이것은 기하학과 재료학적 비선형 때문뿐 아니라 접촉조건들에서 복잡한 변화 때문이다. 딥드로잉 과정에서 발생하는 주름(Wrinkling)과 파단(Necking)의 불안정성들도 비선형 효과를 높이는 원인이 된다. 이런 높은 비선형 효과들 때문에 내연적 방법이 종종 수렴에 실패하나 외연적 방법은 수렴성 문제가 없다. 외연적동적 알고리즘은 박판성형문제들에서 외연적 정적 알고리즘에 비해 몇개의 중요한 이점들을 가진다. 외연적 방법에서는 뉴턴-랩슨 방법과 같은 수식해법(Equation Solver)이 필요가 없으므로 계산시간이 문제 크기에 따라 2차원적(Quadratically)으로 증가하지 않는다. 일반적으로 외연적동적 방법에서는 계산시간이 문제 크기에 따라 선형적으로 증가하고 큰 변형에서 미끄럼과 접촉구속이 비교적 쉽게 충족되어진다. 또 수식해법이 없기 때문에 운동학적 접촉구속들이 시행착오법에 의해 바로 직접적으로 수행될수 있다. 외연적동적 방법의 가장 큰 단점은 이따금 해의 정적 안정성을 잃을수 있는 시간과 속도 의존적 동적해석이라는데 있다.

박판성형과정의 유한요소 시뮬레이션에서 계산시간과 수렴성은 기하학적 조건들과 경계조건들이 복잡하기 때문에 중요한 고려점이 되고 있기 때문에 계산의 건전성(Robustness)과 안정성(Stability)은 중요한 요구사항이 되고 있다. 내연적 방법이 변형의 각 스텝에서 평형을 고려하는 보다 신뢰성 있고 정밀한 방법인 반면, 외연적 방법은 해의 정확도는 약간 떨어지는 대신 수렴성 문제를 제거 할수 있다. 외연적 방법과 내연적 방법은 장단점을 각각 가지고 있다. 이 두가지 방법의 장점들을 동시에 얻기 위하여 스텝방식의 내연적/외연적 결합법(Step-Wise Combined Implicit/Explicit Scheme)이 개발되었다.

2. 이 론

2.1 내연적 유한요소수식화

본연구에서는 기존 수식화들⁽¹¹⁻¹³⁾을 기본으로 사용하였다. 여기서 취급된 재료는 강소성이라 가정하고 Hill's new yield criterion⁽¹⁴⁾을 따른다고 가정하였다. 이 수식화에서는 박판이 수직이방성, 즉 박판평면에서는 등방성이고 두께방향으로 이방성, 이라고 가정하였다. 수직이방성 박판에 대

한 Hill's new yield criterion은 다음과 같다.

$$2(1+r)\bar{\sigma}^m = (1+2r)|\sigma_1 - \sigma_2|^m + |\sigma_1 + \sigma_2|^m \quad (1)$$

여기서 σ_1 과 σ_2 는 박판면에서의 주응력이다. 증분식들을 풀기 위하여 사용되는 뉴턴-랩슨 방법은 아래와 같은 형태이다.

$$\frac{\partial}{\partial \bar{U}}[Q(\bar{U})] \Big|_{\bar{U}=\bar{U}_{(n-1)}} \cdot \Delta \bar{U}_{(n)} = F - Q(\bar{U}_{(n-1)}) \quad (2)$$

여기서 $\Delta \bar{U}$ 은 변위벡터의 증분량이고 F 는 외부하중, Q 는 내부하중, $\bar{U}_{(n)}$ 은 변위장에 대한 현재의 가정된 변위량으로 아래와 같이 주어진다.

$$\bar{U}_{(n)} = \bar{U}_{(n-1)} + \beta \Delta \bar{U}_{(n)} \quad (3)$$

여기서 β 는 해가 발산하는것을 방지하기 위한 감속계수이다 ($0 \leq \beta \leq 1$). 식(3)의 촉차과정은 아래의 조건이 만족될때까지 계속된다.

$$\|\Delta U_{(n)}\| / \|U_{(n)}\| \leq \epsilon_0 \quad (4)$$

여기서 $\|\cdot\|$ 는 기하학적 벡터표준(Euclidean Vector Norm)이고 ϵ_0 는 아주 작은 상수로 $10^{-5} \sim 10^{-6}$ 의 범위이다.

2.1.1 굽힘에너지가 보강된 박막요소

기존의 박막이론에 근거한 강소성 유한요소 수식화는 많은 수치적 장점에도 불구하고 굽힘효과가 지배적이고 형상변화가 심한 복잡한 문제에서는 요소에 수직인 방향으로의 회전강성의 결여로 이방향으로 힘이 걸리면 특이점(singularity)이 발생하게 되어 전체구조가 매우 불안정하게 된다. 본 연구에서는 박막요소의 장점을 유지하면서 이러한 결점을 보완하기 위하여 절점스프링을 기본으로 한 굽힘에너지가 보강된 박막요소 (1)를 사용하였다.

(a) 회전굽힘강성행렬의 유도

Fig. 1 에서와 같이 한 단계 동안의 미소변형을 가정하면 세 절점의 변위에 대해 다음과 같은 관계식이 성립한다.

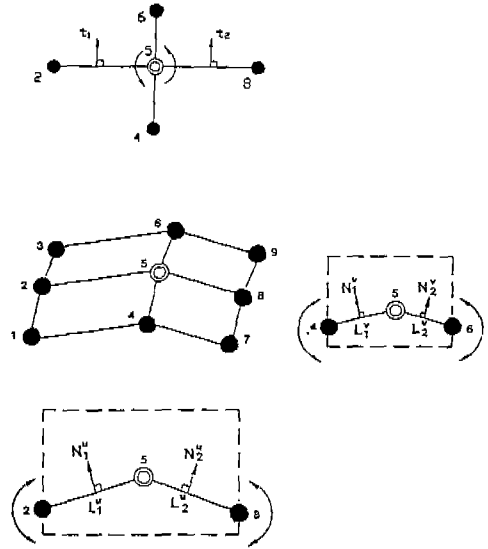


Fig. 1 Schematic description for the rotational spring and the rotational damping

$$\delta\theta = -\frac{1}{L_1} N_1 \cdot u_1 - \frac{1}{L_2} N_2 \cdot u_2 \quad (5)$$

여기서 u_1 은 절점2에 대한 절점1의 상대변위벡터이고, u_2 는 절점2에 대한 절점3의 상대변위벡터이다. L_1, L_2 , N_1, N_2 는 각각 두 요소의 길이와 수직벡터를 나타낸다. 식(5)는 다음과 같은 행렬 형태로 표시할 수 있다.

$$\delta\theta = [N] [U]^T \quad (6)$$

where

$$[N] = \begin{bmatrix} -\frac{n_{1x}}{L_1}, -\frac{n_{1y}}{L_1}, -\frac{n_{1z}}{L_1}, \frac{n_{1x}}{L_1} + \frac{n_{2x}}{L_2}, \frac{n_{1y}}{L_1} + \frac{n_{2y}}{L_2}, \\ \frac{n_{1z}}{L_1} + \frac{n_{2z}}{L_2}, -\frac{n_{2x}}{L_2}, -\frac{n_{2y}}{L_2}, -\frac{n_{2z}}{L_2} \end{bmatrix}$$

$$[U] = [u_1, v_1, w_1, u_2, v_2, w_2, u_3, v_3, w_3]$$

회전강성스프링이 절점2에 보강되었을 때의 회전강성을 k_r 이라 하면, 스프링에 의한 회전굽힘 에너지는 다음과 같이 표현된다.

$$E_b = \frac{1}{2} k_r \delta\theta^2 \quad (7)$$

이상과 같이 세 절점만의 상대변위 개념으로부터 구해진 회전강성행렬은 세 절점과 관련된 기존의 자유도로서 나타내어질 수 있으므로 전체 방정식 수에는 변함이 없게 된다.

(b) 회전강성 k_r 에 대한 표현

본 연구에서 사용된 BEAM요소의 장점은 자유도의 증가없이 기존의 박막요소에 굽힘효과를 고려한 것이다. 따라서 다른 종류의 요소를 사용했을 때 보다 작은 계산시간과 기억용량으로 굽힘을 고려할 수 있다. 그러나 k_r 을 유도하는데 풀기 어려운 문제들이 여전히 남아 있다. k_r 의 정확한 수식화는 소성변형에서 박판굽힘 문제의 변형 양상을 완전히 이해하는 데 필요하다. 박판성형의 경우에 박판은 당겨지고 박판단면 전체가 소성영역으로 들어간다. 이것은 박판성형에서 대부분 굽힘거동이 순수 굽힘이 아니고 굽힘과 인장의 조합이다. 소성변형에서 정확한 회전강성을 얻기 위하여 스트레인 하드닝 효과와 인장력의 고려가 필요하다. 그러나 복잡한 변형 양상에서는 모든 요인을 고려한 정확한 k_r 을 얻는 것이 쉽지 않다.

본 연구에서는 비탄성버클링 해석에서 종종 사용된 Reduced modulus of elasticity를 도입하여 k_r 의 크기를 정하기 위한 수단으로 사용하였다. Reduced modulus E_r 은 아래와 같이 tangent modulus E_t 와 elasticity modulus E 의 조합으로 나타낼 수 있다⁽¹⁵⁾.

$$E_r = \frac{4EE_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2} \quad (8)$$

따라서 굽힘 모우멘트는 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$M = \frac{E_r I}{\rho} \quad (9)$$

where

$$I = \frac{bh^3}{12}$$

단, $\rho = \text{radius of curvature}$

$I = \text{moment of inertia}$

현 시간 스텝에서 회전강성 K_r 을 얻기 위하여 회전 각증분 $\delta\theta$ 에 해당하는 변분식이 아래와 같이 표현될 수 있다.

$$\delta M = \frac{E_r I}{L} \cdot \delta\theta \quad (10)$$

단, $L = \text{length of circular arc}$

위의 식에서 한 증분스텝동안 회전각 증분이 작기 때문에 E_r, I, L 을 상수로 생각할 수 있다. 식 (10)으로부터 회전굽힘강성 K_r 은 아래와 같이 주어진다.

$$K_r = \frac{E_r I}{L} \quad (11)$$

위의 식은 많은 가정들 아래 유도되었기 때문에 실제 굽힘강성에 대한 근사적 표현이나 굽힘효과가 고려되어야 하는 소성변형 영역이 있는 박판성형공정을 해석하기에는 충분히 좋은 근사치이다.

2.2 외연적 유한요소 수식화

비선형 유한요소 운동방정식은 평형방정식의 약형으로 표현되는 가상일의 원리로부터 얻어진다. 성형 가공중에 발생하는 내부응력, 접촉력, 관성력, 감쇄력, 외부힘과 경계조건을 모두 포함하는 평형방정식의 약형은 다음과 같이 표현된다.

$$\int_{V_o} S \delta E dv + \int_{V_o} \rho_o \ddot{x} \delta u dv - \int_{V_o} \rho_o b \delta u dv - \int_S F_o \delta u dS + \sum_{i=1}^l \int_{S_i} \underbrace{(P_c^i \delta g_n^i + \tau_c \delta g_T^i)}_{\text{contact+friction}} dS = 0 \quad (12)$$

위식 좌변은 순서에 따라 내부일, 관성력에 의한 일, 중력에 의한 일 및 응력 경계 조건을 나타낸다. 위식을 유한요소화할 경우 내부일 항에 요소의 종류에 따른 재료 거동 모델과 운동학적 모델이 포함된다. 박막(membrane)모델, 재료 거동 모델, 유한요소 형상함수와 강제 요소의 동역학을 가상일의 원리에 도입하면 비선형 유한요소운동 방정식을 얻을 수 있다. 비선형 유한요소방정식은 시간 n 단계에서 다음과 같은 행렬식으로 쓸 수 있다.

$$[M]\{\ddot{u}_n\} + [C]\{\dot{u}_n\} + \{P_n\} - \{F_n\} + \{R_{cn}\} = 0 \quad (13)$$

위식으로부터 시간증분 $n+1$ 에서의 해를 얻기 위해 다음과 같은 central difference 방법을 사용한다.

$$\ddot{u}_n = \frac{\dot{u}_{n+1/2} - \dot{u}_{n-1/2}}{\Delta t} = \frac{u_{n+1} - 2u_n + u_{n-1}}{2\Delta t^2} \quad (14)$$

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

위식을 식(13)에 대입하고 정리하면 간단한 계산에 의해 계속적인 해를 얻을 수 있는 형태가 된다.

$$\left(\frac{M}{\Delta t^2} + \frac{C}{2\Delta t}\right)u_{n+1} = F_n - P_n - R_n + \frac{M}{\Delta t^2}u_n - \left(\frac{M}{\Delta t^2} - \frac{C}{2\Delta t}\right)u_{n-1} \quad (15)$$

Central difference 방법은 Δt 의 크기에 따라 선택적인 수렴성을 가지며, 정확성과 수렴성은 Δt 의 제공에 비례한다. 식(15)에 의해 시간 증분 $n+1$ 에서의 절점 변위가 구해지면 변형영역을 수정(update)하고 그에 따라 수렴성이 보장되는 새로운 시간증분의 크기를 결정해야 한다. 전체적인 시간 증분의 크기는 모든 요소들에 대해 각각의 시간 증분의 크기를 계산한 후 다음과 같은 식에 의해 결정한다.

$$\Delta t_{n+1} = \alpha \text{ minimum}\{\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_N\} \quad (16)$$

위식에서 N 은 총 요소수이며 Δt_i 는 i 요소에 대한 시간증분의 크기를 나타낸다. α 는 안정성을 위한 상수로 통상 0.9 이하의 값을 선택한다. 시간증분 크기는 다음과 같은 식으로 결정한다.

$$\Delta t_c = L_s / C \quad (17)$$

위식에서 L_s 는 요소의 면적을 최대 변의 길이로 나눈 특성 길이이며 C 는 소재내에서의 음속이다.

2.2.1 회전감쇠기법

동적해석에서 안정된 해를 얻기 위하여 감쇠 효과를 도입하였다. 특히 회전 감쇠는 굽힘에 의한 강체운동에 유효하고 외연적 코드에 적용된 접촉처리를 효율적이고 안정성 있게 개선하는데 도움을 준다. 또, drilling degrees of freedom 방향으로 회전 감쇠를 도입하여 hourglass 모드와 같은 격자 찌그러짐을 방지하였다. Fig. 1에서와 같이 한 단계 동안의 미소변형을 가정하면 세 절점의 속도에 대해 다음과 같은 관계식이 성립한다.

$$\delta\theta = -\frac{1}{L_1}n_1 \cdot \dot{u}_1 - \frac{1}{L_2}n_2 \cdot \dot{u}_2 \quad (18)$$

여기서 $\delta\theta$ 은 회전각속도이고, \dot{u}_1 은 절점2에 대한 절점1의 상대속도 벡터이고, \dot{u}_2 는 절점2에 대한 절점3의 상대속도 벡터이다. L_1, L_2, n_1, n_2 는 각각 두 요소의 길이와 수직벡터를 나타낸다. 식(18)는 다음과 같은 행렬 형태를 표시할 수 있다.

$$\delta\dot{\theta} = [n][\dot{U}]^T \quad (19)$$

$$\text{where, } [n] = \begin{bmatrix} -\frac{n_{1x}}{L_1}, -\frac{n_{1y}}{L_1}, -\frac{n_{1z}}{L_1}, \frac{n_{1x}}{L_1} + \frac{n_{2x}}{L_2}, \\ \frac{n_{1y}}{L_1} + \frac{n_{2y}}{L_2}, \frac{n_{1z}}{L_1} + \frac{n_{2z}}{L_2}, -\frac{n_{2x}}{L_2}, -\frac{n_{2y}}{L_2}, -\frac{n_{2z}}{L_2} \end{bmatrix}$$

$$[\dot{U}] = [\dot{u}_1, \dot{v}_1, \dot{w}_1, \dot{u}_2, \dot{v}_2, \dot{w}_2, \dot{u}_3, \dot{v}_3, \dot{w}_3]$$

회전 감쇠가 절점2에 적용되었을 때의 회전감쇠 계수를 C_r 이라 하면, 회전 감쇠 에너지는 다음과 같이 표현된다.

$$E_{rd} = \frac{1}{2}C_r\delta\theta^2 \quad (20)$$

한편, 선형 감쇠는 아래와 같이 표현되어진다.

$$C_t = \beta M \quad (21)$$

여기서 β 는 mass proportional damping 계수이고 M 은 질량을 나타낸다.

따라서 총 감쇠 계수 C 는 다음과 같이 표현된다.

$$C = C_r + C_t \quad (22)$$

2.2.2 외연적 방법에 효율적인 접촉 및 마찰 방법

외연적 시간적분법에서는 안정성조건의 제약에 의한 작은 시간증분 때문에 접촉처리가 용이하다⁽¹⁶⁾. 본 연구에서는 경사경계조건(Skew Boundary condition)과 Direct Trial-and-Error Method⁽¹⁷⁾를 결합한 접촉 방법을 사용하였다. Fig. 2에서와 같이 처음에 접촉을 고려하지 않고 가속도, 속도, 변위를 계산하고 이로부터 금형에 파먹은 양 h , 그리고 접촉점의 금형의 normal 방향과 격자의 normal 방향을 계산한다. 이로부터 경사경계조건을 적용하고 금형을 파먹은 절점을 보정해 주기 위한 절점력을 다음과 같이 계산한다.

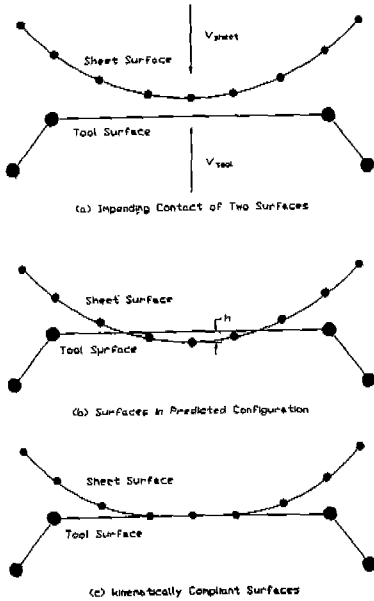


Fig. 2 Schematic description for the contact scheme

$$N = m h n / \Delta t^2 \quad (23)$$

편치의 움직임이 접촉 자체의 영향을 받지 않는다고 가정하면 보정된 가속도는 다음과 같다.

$$a = a_{pred} + a_{corr} = a_{pred} + N/m \quad (24)$$

따라서 보정된 속도와 변위는

$$V = V_{pred} + a_{corr} \Delta t, u = u_{pred} + v_{corr} \Delta t \quad (25)$$

미끄러짐을 방지하기 위한 저항력 T_c 는 앞에서의 과력은 양을 보정하기 위한 저항력 계산과 같은 방법으로 계산되어질 수 있다 Fig. 3.

$$T_c = -m r_c / \Delta t^2 \quad (26)$$

여기서, r_c 는 미끄러진 양이다.

따라서 마찰력은 아래와 같이 계산되어진다.

$$T_{frict} = \frac{T_c}{|T_c|} \min(T_{cr}, |T_c|) \quad (27)$$

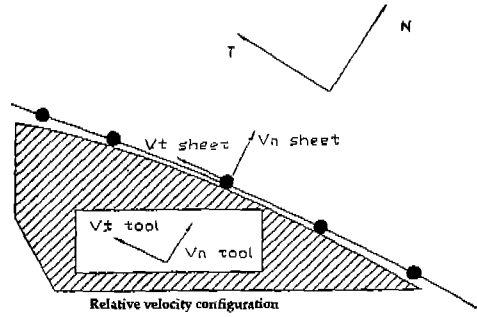


Fig. 3 Schematic description for friction and stick/slip check

식(27)에서 계산된 힘은 임계힘, $T_{cr} = \mu|N|$ 과 비교되어 만약 계산된 힘이 임계힘보다 작으면 부착조건 (Sticking condition)이 적용되어 식(27)에서 계산된 힘이 적용되어진다. 반면 계산된 힘이 임계힘보다 크면 미끄러짐 조건(Slipping condition)이 적용되어 저항력은 Coulomb's friction law 에 따른다고 가정하였다. 이 과정을 Fig. 4에서 상세하게 묘사하였다.

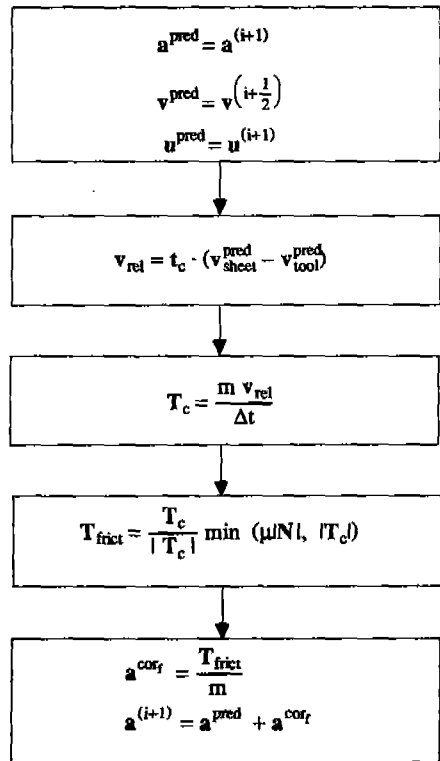


Fig. 4 Flow chart for friction force calculation and stick/slip check

2.3 스텝방식의 내연적/외연적 결합법

내연적 방법은 우수한 정확도와 신뢰성 때문에 박판성형공정의 해석에서 널리 사용되고 있다. 그러나 내연적 방법은 복잡한 형상의 성형에서 종종 수렴성에 어려움이 생기고 계산시간이 수식들의 양에 따라서 2차원적으로 증가한다. 외연적 유한요소법은 수렴성 문제가 없기 때문에 많은 양의 수식들을 요구하는 복잡한 형상의 성형에서 내연적 방법보다 더욱 효율적임이 알려져 있다. 그러나, 외연적 방법의 해의 정확도와 신뢰성은 내연적 방법보다 정확하지 못하다.

두가지 방법의 장점들을 결합하기 위하여 스텝방식의 내연적/외연적 결합법이 개발되었고 이 방법의 가능성과 유용성이 검토되었다. Fig. 5에서 보이는 것 처럼 어떤 변형스텝에서 내연적 해석이 수렴에 실패했을때 다음 변형스텝을 위하여 외연적 방법으로 바꾸어서 해석을 계속 진행시키게 된다. 이 제안된 방법은 두가지 방법의 장점들을 결합시키기 위하여 계산시간과 정확도에 있어서 외연적 방법과 내연적 방법을 절충한 형태이다.

본연구에서 현 변형스텝에서 촉차(Iteration)수는 내연적 방법을 외연적 방법으로 바꾸는 판단기준으로 사용되었다. 만약 촉차수가 설정한 기준을 초과하면, 해석방법은 자동적으로 외연적 방법으로 바뀌게 된다. 해석방법을 바꿀때 전 변형스텝의 수렴된 변위는 외연적 방법의 전 스텝변위로 가정되어진다.

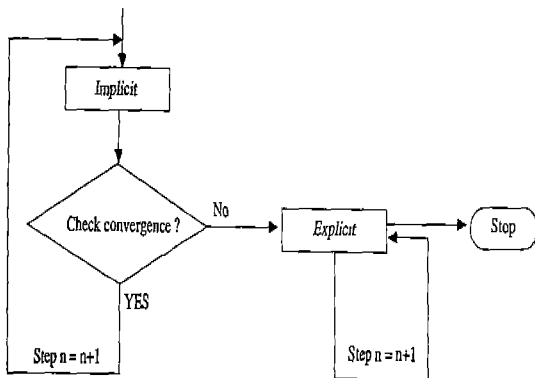
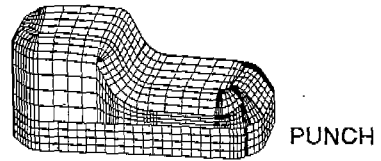
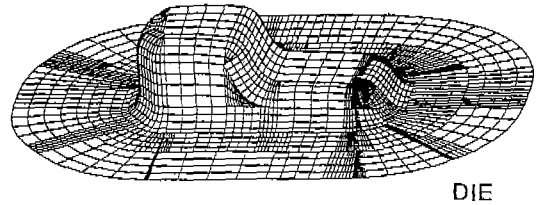


Fig. 5 Flow chart for step-wise Combined implicit/explicit scheme

3. 계산 결과 및 토론

3.1 오일팬 스텝핑

오일팬의 딥드로잉은 박판성형과정동안에 복잡한 3차



	surfaces	patches
punch	55	97
die	80	174
Σ	135	271

Fig. 6 Schematic view of the parametric tool surfaces for oil pan deep drawing

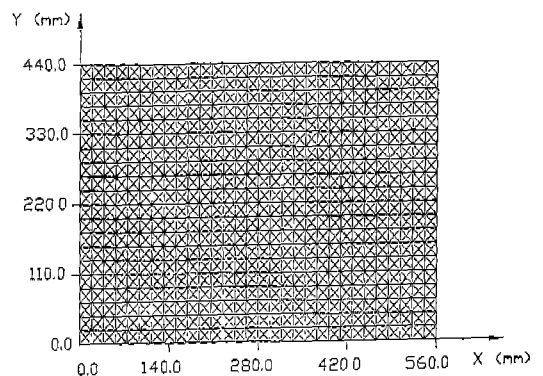


Fig. 7 Finite element mesh used in the analysis of deep drawing of an oil pan

원 변형을 포함한다. 복잡한 기하학적 형상 때문에 재료의 미끄러짐과 재분포가 일어나고 드로우 깊이가 매우 깊기 때문에 오일팬은 자동차엔진의 한 부분으로 성형하기가 매우 어렵고 플랜지의 평탄도가 매우 중요하다. 최근까지 제안된 사각상자모양의 딥드로잉 유한요소시뮬레이션은 외연적 상용패키지에 의해 주로 해석되어졌다. 금형은 CATIA CAD/CAM 시스템에 의해 모델링되었고 Fig.6은 펀치와 다이를 묘사하기 위하여 135 Composite Surfaces(271 Parametric Patches)가 사용되었음을 보여주고 있다. Fig.7은 1251절점과 2400삼각요소를

가 해석을 위하여 유한요소격자로 사용되었음을 보여주고 있고 원래 블랭크는 560mm x 440mm의 직사각형상이다. 해석에 사용된 재료와 공정변수들은 아래와 같다.

- 초기 소재 두께 : 1.2 mm
- 응력-변형률 관계 : $\bar{\sigma} = 451.8(\bar{\epsilon} + 0.008)^{0.306} MPa$
- 수직 이방성 계수 : $r = 1.984$
- Coulomb 마찰 계수 : $\mu = 0.1$
- 블랭크 홀딩력 : 860 kN

현 해석에서 외연적 해석이 일정한 펀치속도 15m/sec로 수행되었고 펀치속도 15m/sec는 여러가지 펀치속도의 수치테스트로부터 해의 신뢰성에 영향을 주지 않는 경제적인 속도이다. 내연적/외연적 결합법에서는 내연적 해석이 펀치행정 82mm까지 수행하였고 여기서 수렴에 어려움이 발생하여 외연적 해석으로 바꾸어 끝까지 해석하였다.

Fig.8은 펀치행정 130mm 에서 변형형상과 두께변형을 분포의 비교를 나타내고 있다. 전체적 두께변형을 분포는 서로 잘 일치하였으나 내연적/외연적 결합법이 내연적 해석에 보다 가까운 결과를 보여주고 있다. 변형패턴(화살표로 가르키는)이 내연적 결과와 외연적 결과가 서로 다른데 그 이유는 아래와 같다. 외연적 해석에서는 계산시간을 줄이기 위하여 펀치속도를 해의 신뢰성에 영향을 주지 않는 범위내에서 증가시키게 된다. 펀치속도가 증가함에 따라 관성효과가 커지게 되어 힘이 블랭크 외곽에 위치한 절점들에 충분히 전달되지 않는다. 따라서 외연적 해석에서는 계산시간을 줄이기 위하여 해의 정확도를 어느정도 희생하면서 펀치속도를 증가시킨다. Fig.9에서는 보다 정밀한 비교를 위하여 임의 단면에서 두께변형률 분포를 비교하였는데 전체적 변형률 분포경향은 비슷하였다. 총계산 시간은 HP/730 워크스테이션에서 내연적 방법이 2번 restart하여 15시간, 외연적 방법이 7시간, 내연적/외연적 결합법이 11시간 걸렸다. 위의 결과로부터 내연적/외연적 결합법이 3차원 박판성형해석에서 수렴성문제가 없는 강건하고 효율적인 방법임을 알수 있다.

3.2 프론트 펜더의 딥드로잉 공정 해석

프론트 펜더는 자동차 차체 판넬 부품의 하나로서 금형면이 복잡하고 접촉 및 마찰 등에 있어 비선형성이 크기 때문에 성형해석 하기에 무척 어려운 제품중의 하나이다.

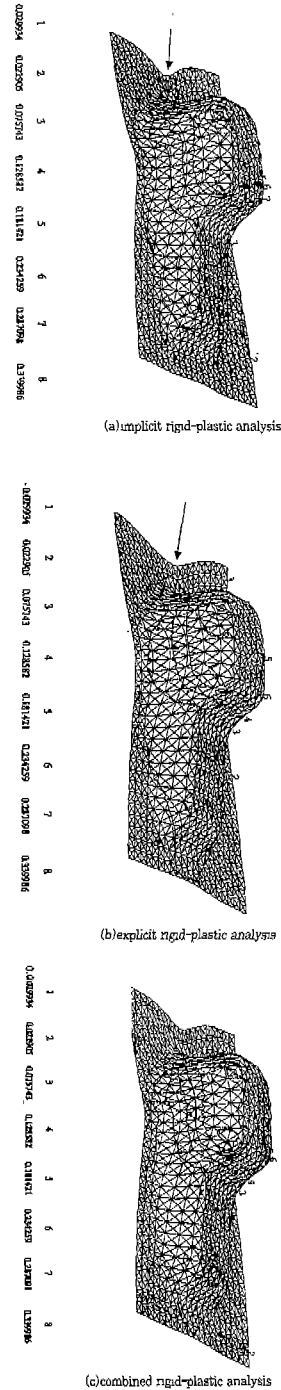
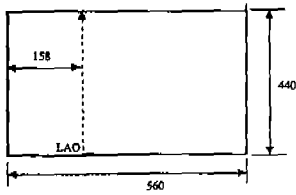
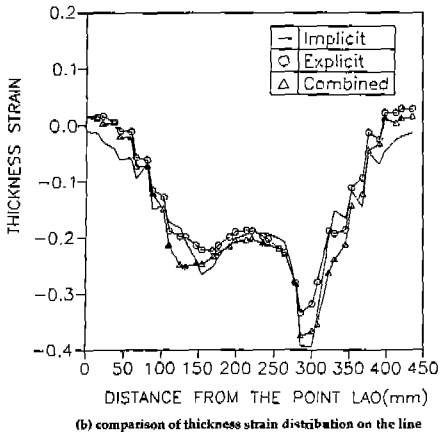


Fig. 8 Thickness strain distribution and deformed configuration of an oil pan predicted by the present simulation at the punch stroke of 130 mm



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



(b) comparison of thickness strain distribution on the line

Fig. 9 Thickness strain distribution for the deep drawing of an oilpan

사용된 요소는 오일팬 해석때와 마찬가지로 내연적 해석에서는 3절점 BEAM요소가 사용되었고 외연적 해석에서는 3절점 Damping Energy Augmented BEAM요소가 사용되었고 2400개 삼각요소가 사용되었다.

해석에 사용된 재료 및 공정 변수는 아래와 같다.

초기 소재 두께 : 0.81 mm

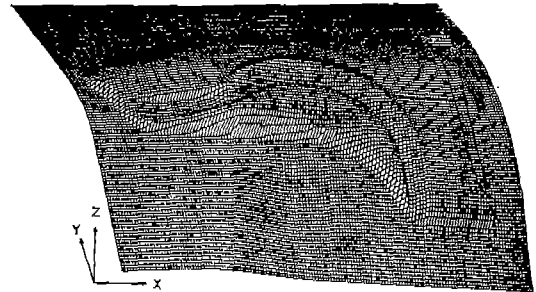
응력-변형률 관계 : $\bar{\sigma} = 557.66(0.01276 + \bar{\epsilon})^{0.2488} MPa$

수직 이방성 계수 : $r = 1.71$

Coulomb 마찰 계수 : 편치부위 $\mu = 0.122$

다이부위 $\mu = 0.134$

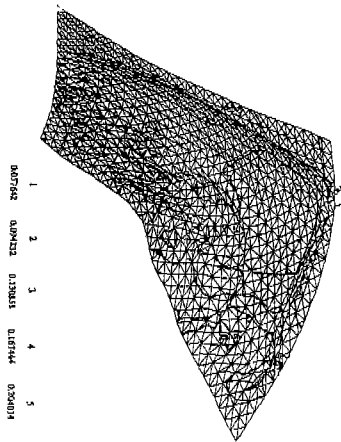
프론트 펜더 시뮬레이션의 벤치마크 테스트가 NUMISHEET'93학술대회에서 열렸다. 이 벤치마크 테스트에서는 크고, 복잡한 차체판넬을 해석할 수 있는 능력을 시험하였다. 세계적으로 열개 그룹정도가 펜더를 시뮬레이션 하기 위하여 참가하였으나 단지 일곱개 그룹만이 자체 또는 상용 프로그램을 사용하여 펜더를 해석할 수 있었다. 프론트 펜더 스템핑을 위한 NUMISHEET'93



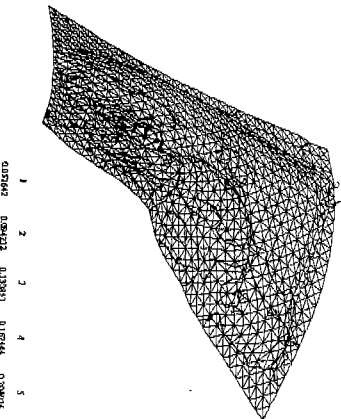
$z = f(x, y)$
67608 non-parametric patches

Fig. 10 Schematic view of the non-parametric tool surfaces for deep drawing of a front fender

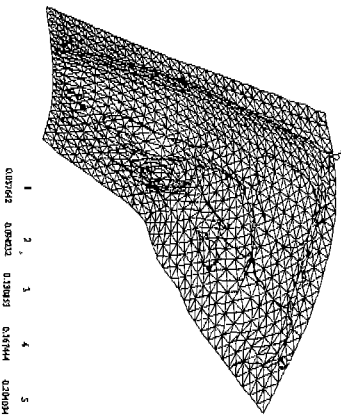
금형 데이터가 본 예제의 해석을 위하여 사용되었다. Fig.10은 해석에 사용된 금형면인데 총 15,900개의 비매개변수 패치로 묘사되었다. 프론트 펜더와 같은 금형면이 복잡한 대형 문제의 경우 비매개변수 패치로 금형면을 묘사할 경우 접촉처리에 소요되는 시간을 매개변수 패치로 묘사하는 경우보다 4 ~ 5배 이상 절약할 수 있으므로 복잡한 차체 판넬과 같은 임의의 형상의 제품을 성형 해석하기 위해서는 비매개변수 패치에 의한 금형묘사 방법이 월등히 경제적이다. 외연적 해석에서는 10 m/sec의 일정한 편치속도로 해석하였다. 내연적/외연적 결합법에서는 내연적 해석이 편치행정 81mm 까지 수행하였고 여기서 수렴에 어려움이 발생하여 외연적 해석으로 바꾸어 끝까지 해석하였다. Fig.11은 최종편치행정에서 변형형상과 두께변형을 분포의 비교를 나타내고 있다. 전체적 두께변형을 분포는 서로 잘 일치하였으나 외연적 방법에 의한 결과가 국부적으로 조금 높은 변형률 분포를 보여주고 있다. 그 이유는 외연적 해석에서 계산시간을 줄이기 위하여 실제 편치속도보다 10배 증가시켰는데 이때 편치속도가 증가함에 따라 관성효과가 커지게 되었기 때문이다. 따라서 외연적 해석이 보다 정확하기 위하여 관성효과를 감소나 다른 적정항 방법들을 이용하여 잘 조정할 수 있어야 한다. Fig.12에서는 보다 정밀한 비교를 위하여 임의 단면에서 두께변형을 분포를 비교하였는데 전체적 변형률 분포경향은 비슷하였고 내연적/외연적 결합법의 결과가 외연적 방법의 결과보다 실험과 내연적 방법의 결과에 좀더 가까웠다. 따라서 내연적/외연적 결합법이 정확성 관점에서 볼때 외연적 방법보다 개선된 결과를 제



(a) implicit rigid-plastic analysis



(b) explicit rigid-plastic analysis



(c) combined rigid-plastic analysis

Fig. 11 Thickness strain distribution and deformed configuration of a front fender predicted by the present simulation at the final stage

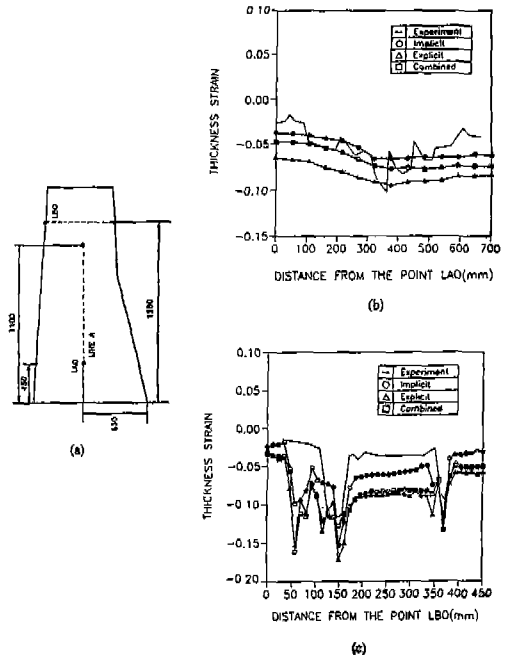


Fig. 12 Thickness strain distribution for the deep drawing of a front fender
 (a) the base lines on initial sheet blank for strain distribution measurement
 (b) comparison of thickness strain distribution on the line A-A
 (c) comparison of thickness strain distribution on the line B-B

공한다고 추측할 수 있다. 총계산 시간은 HP/730 워크스테이션에서 내연적 방법이 5번 restart하여 7시간, 외연적 방법이 0.7시간, 내연적/외연적 결합법이 4시간 걸렸다. 위의 결과로부터 제안된 내연적/외연적 결합법이 펀더 스탬핑과 같은 복잡한 3차원 박판성형문제에 성공적으로 적용될 수 있음을 알 수 있다.

3.3 연료탱크의 딥드로잉 공정 해석

연료탱크는 기하학적 비선형성이 매우 높아 성형 해석하기 곤란한 자동차 차체 판넬부품의 하나이다. 본 해석에서는 엠보싱(embossing)을 포함한 실제 금형 형상으로 성형 해석하였으며 내연적 해석으로는 수렴이 되지 않아 외연적 해석만을 수행하였다. 사용된 요소는 3절점 Damping Energy Augmented BEAM요소를 사용하였고 2400개의 삼각요소를 사용하였다. 블랭크의 초기 직사각형 형상은 1020 mm x 700 mm이다.

해석에 사용된 재료 및 공정 변수는 아래와 같다.

초기 소재 두께 : 0.8 mm
 응력-변형률 관계 : $\bar{\sigma} = 526.0(0.0074 + \bar{\epsilon})^{0.239} MPa$
 수직 이방성 계수 : $r = 1.79$
 Coulomb 마찰 계수 : $\mu = 0.1$
 블랭크 홀딩력 : 900 kN

Fig.13은 해석에 사용된 금형면인데 총 31,800개의 비매개변수 패치로 묘사되었으며 펀치의 평평한 윗부분에 엠보싱이 포함되어 있고 비스듬이 경사지어 있다. 외연적 해석에서 일정한 펀치속도 10 m/sec로 해석하였다. 내연적/외연적 결합법에서는 내연적 해석이 펀치행정 36 mm 까지 수행하였고 여기서 수렴에 어려움이 발생하여 외연적 해석으로 바꾸어 끝까지 해석하였다. Fig.14은 펀치 행정 113 mm일때 외연적 해석과 내연적/외연적 결합법의 변형 형상과 두께변형을 분포를 보여주고 있고 그 전체적인 경향은 서로 잘 일치하였다. Fig.15에서는 보다 정밀한 비교를 위하여 임의 단면에서 두께변형을 분포를 비교하였는데 전체적 변형을 분포경향은 비슷하였고 내연적/외연적 결합법의 결과가 외연적 해석결과보다 실험결과에 좀더 가까웠다. 따라서 내연적/외연적 결합법이 정확성 관점에서 외연적 방법보다 정확한 결과를 제공해 준다고 생각할 수 있다. 총해석시간은 HP/730 워크스테이션에서 외연적 해석이 1시간 정도 걸렸고 내연적/외연적 결합법이 1.6시간 걸렸다.

위의 결과로부터 내연적/외연적 결합법이 수렴성 문제가 없는 정확성과 효율성을 동시에 고려한 방법임을 알수 있다.

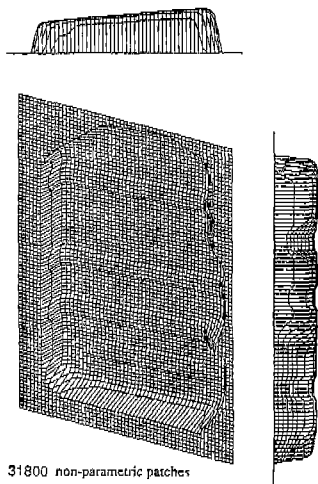


Fig. 13 Schematic view of the non-parametric tool surfaces for a fuel tank deep drawing

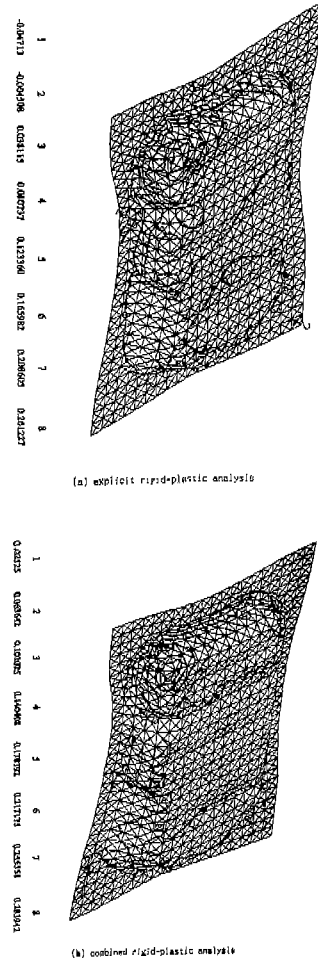
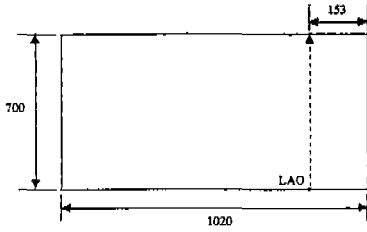


Fig. 14 Thickness strain distribution and deformed configuration of a fuel tank predicted by the present simulation at the final stage

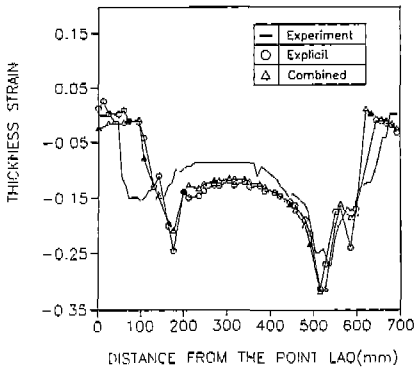
4. 결 론

강소성재료 모델링에 기초한 동적외연적 유한요소법이 제안되었고 박판성형공정해석에 적용되어졌다. 보다 크고 많은 조밀한 격자를 가진 복잡한 경우의 해석에서는 외연적 방법이 내연적 방법보다 효율적이며 수렴성 문제가 없으나, 내연적 방법도 우수한 정확도와 신뢰성 때문에 널리 사용되고 있다.

두 방법의 장점들을 동시에 얻기 위하여 스텝방식의 내연적/외연적 결합법이 제안되었다. 결합법은 계산시간과



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



(b) comparison of thickness strain distribution on the line

Fig.15 Thickness strain distribution for the deep drawing of a fuel tank

정확도에 있어서 외연적 방법과 내연적 방법을 절충한 형태이다. 스텝방식의 내연적/외연적 결합 유한요소법이 였고, 프론트 펜더와 연료탱크의 딥드로잉 해석에 적용되어졌고, 계산결과가 내연적 해석과 외연적 해석의 결과와 비교되었다. 위의 3가지 방법들의 결과들이 비교적 서로 잘 일치하였고 개발된 내연적/외연적 결합법이 박판성형 공정해석에 효과적으로 적용될 수 있음을 알 수 있었다.

참고 문헌

1. Yoo, D. J., Song, I. S., Yang, D. Y. and Lee, J. H., Rigid-plastic finite element analysis of sheet metal forming processes using continuous contact treatment and membrane elements incorporating bending effect, Int. J. Mech. Sci., vol. 36, No.6, pp.513-546, 1994.
2. 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.
3. Key S.W., Krieg R. D. and Bathe K. J., "On the application of the Finite Element Method to Metal forming Processes", Comp. Meth. in Appl. Mech. and Eng., Vol. 17/18, pp 597-608, 1979.
4. Proceedings of the Third International Conference on Numerical Methods in Industrial forming Processes, edited by K. Mattiasson et., Gothenburg, Sweden, 1986.
5. Proceedings of the Third International Conference on Numerical Methods in Industrial forming Processes, edited by E. G. Thompson et al., Fort Collins, Colorado, 1989.
6. Proceedings of the 2nd International Conference on the Technology of Plasticity, edited by K. Lange et al, Springer Verlag, Berlin, 1987.
7. Proceedings of Euromech Colliquium 233, Modeling of Metal Forming Processes, edited by J. L. Chenot and E. Onate. Kluwer, Dordrecht, the Netherlands, 1988.
8. Wood R. D., Bont J. and Wargadipurea A.H.S., "Simulation of the Superplastic forming of Thin Sheet Components using the Finite Element Method.", Proc. 3rd Int. Conf. on Num. Meth. Proc., E.G. Thompson et al., Fort Collins, Colorado, 1989.
9. Rebelo N., Nagtegaal J. C and Hibbitt H.D., "Practical Aspects of Modeling Sheet Forming Processes,", Proc. 3rd Int. conf. on Num. Meth. in Ind. Forming Proc., E. G. Thompson et al., Fort Collins, Colorado, 1989.
10. Dalin J. B. and Onate E., "An Automatic Algorithm for Contact Problems: Application to Sheet Metal Forming.", Proc. 3rd Int. Conf. on Num. Meth. in Ind. Forming Proc., E.G. Tompson et al., Fort Collins, Colorado, 1989.

11. Kim, Y. J. and Yang, D. Y. A rigid-plastic finite element formulation considering the effect of geometric change and its application to hydrostatic bulging, *Int. J. Mech. Sci.*, 27, pp.453-463, 1985.
12. Chung, W. J., Kim, Y. J. and Yang, D. Y. Rigid-plastic finite element analysis of hydrostatic bulging of elliptic diaphragms using Hill's new yield criterion, *Int. J. Mech. Sci.*, 31, pp.193, 1989.
13. Yang, D. Y., Chung, W. J. and Shim, H. B. Rigid-plastic finite element analysis of sheet metal forming processes with initial guess generation, *Int. J. Mech. Sci.*, 32, pp. 687, 1990.
14. R. Hill, Theoretical plasticity of textured aggregates, *Math. Proc. Camb. Phil. Soc.*, Vol. 85, 179-191, 1979.
15. S.P.Timoshenko and J.M.Gere, *Theory of elastic stability*, McGraw-Hill, 1961.
16. 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.*, J. Reissner et al, VDI Verlag, Dusseldorf, 1991.
17. ABAQUS / Explicit: User's Examples and Theory manuals. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 1991.