

단면성형 해석에 의한 자동차 내부 판넬의 설계

Design of Automotive Inner Panel by Sectional Forming Analysis

금 영 탁*, 왕 노 만**
Y. T. Keum, N. M. Wang

ABSTRACT

A finite element program was developed using line elements for simulating the stretch/draw forming operation of an arbitrarily-shaped plane-strain section. An implicit, incremental, updated Lagrangian formulation is employed, introducing a minimum plastic work path assumption for each time step. Geometric and material nonlinearities are also considered within each time step. The finite element equation is based on the mesh-normal, which compatibly describes arbitrary tool surfaces and FEM meshes without depending on the explicit spatial derivatives of tool surfaces. The membrane approximation is adopted under the plane stress assumption. The sheet material is assumed to obey a rigid-viscoplastic constitutive law.

The developed program was tested in the die-tryout of typical automotive inner panels. In order to determine a single friction coefficient and boundary length, FEM results and measurements of thinning for a stretched section of final die were compared. After finding analysis parameters, the sheet forming operations of original and final die designs were simulated. Excellent agreement between measured and computed thickness strains was obtained and the developed program was able to identify die designs which were rejected during die tryout.

기 호 설 명

$\Delta \bar{\epsilon}$: 유효변형률 증분	F_d : 최대 드로우비드 저항력
Δu^* : 시도변위 증분	F_i : 내부저항력 벡터
Δu : 미소시간 동안의 변위 증분	F_e : 접촉력 벡터
δu : 수정변위 증분	Γ : 접촉력 방향 벡터
$\bar{\epsilon}$: 유효변형률	h_o : 변형전의 박판두께
$\bar{\epsilon}_o$: $t = t_o$ 에서 유효변형률	K : 강성행렬
	n : 단위 법선 벡터
	$\bar{\sigma}$: 유효 응력

* 정회원, 한국과학기술연구원(KIST), 기전연구부

** Chrysler Motors Corp., ODMTC, Detroit, MI 48234, U. S. A.

- t : 단위접선 벡터
- V_0 : $t = t_0$ 에서 유한요소 체적
- X_i : 절점의 x -좌표
- Z_i : 절점의 z -좌표

1. 서 론

금형개발에서 소요되는 시간과 비용을 줄이기 위하여, 성형공정 유한요소 해석에 근거를 두고 금형설계를 수정하는 컴퓨터를 이용한 금형개발 시스템이 최근에 자동차 회사들에 의하여 도입되고 있다.^{1~5)} 유한요소법(FEM)을 이용한 박판의 성형공정 해석은 공정중 박판의 변형된 모양, 성형부하, 변형률, 응력분포 그리고 성형조건을 예측할 수 있다. 유한요소 해석은 금형의 도형 정보, 박판의 물성치, 편치운동, 마찰상태, 그리고 박판재료의 유한요소 정보를 입력 파라미터로 한다. 해석결과에 따라 금형도형을 수정하거나 재료의 등급을 조정하고 경우에 따라서는 작업환경을 변경한다.

대부분의 박판 성형해석은 3 차원적으로 이루어져야 한다. 그러나 3 차원 해석은 계산시간이 방대하고 경계조건을 정하기 어려운 뿐만 아니라 금형도형 데이터를 준비하기가 까다롭다.^{6~7)} 한편, 복잡한 스탬핑(Stamping)에서도 성형해석을 평면 변형률(Plane Strain)이 가정된 단면해석으로 대처할 수 있는 단면들이 많이 있다. 이러한 사례는 참고문헌^{8~12)}에서 볼 수 있다. 더욱이, 평면 변형률 상태의 단면성형 해석은 금형설계를 신속하고 안정되게 평가하며 해석결과를 쉽게 분석할 수 있는 장점이 있다. 금형설계의 평가에 단면성형해석이 좋은 지침이 된다는 것을 Wagoner와 Keeler가 예증하였다.^{13~14)}

박판성형 공정의 유한요소 해석에서 공간과 시간의 분할(Discretization)은 불가피하다. 분할 과정에서 박판의 재질, 응력상태, 접촉상태, 재료의 기계적 특성, 항복면의 궤적, 소성변형의 경로 등의 가정이 요구된다. 본 단면성형 해석용 컴퓨터 모델을 개발하는데 이용된 가정들을 열거하면 다음과 같다.

첫째로, 탄성변형을 무시하고 성형속도를 감

안하는 점강소성(Rigid-Viscoplastic) 재료를 모델로 하였다. 대부분의 스탬핑 과정에서 탄성변형률은 소성변형률과 비교하여 무시할 수 있을 정도로 미소하기 때문에 소성부분 만이 고려되었다. 또한, 성형속도를 감안하기 위하여 경화곡선에서 변형률 속도를 파라미터로 사용하였다. 둘째로, 막막이론(Membrane Theory)이 이용되고, 박판 면에 수직인 방향의 응력이 없는 평면 응력상태(Plane Stress)를 가정하였다. 대부분의 스트레칭(Stretching)공정에서 박판 두께가 박판 표면의 굴곡에 비교하여 매우 작고, 평면 방향의 연신이 굽힘보다 지배적이기 때문에 막막 이론에 현실성이 있다. 셋째로, 수정된 쿨롬마찰 법칙(Modified Coulomb Friction Law)을 사용하여 박판과 금형간의 마찰현상을 기술하였다. 박판과 금형의 접촉점에서 접선변위가 작아짐에 따라 마찰력이 점진적으로 사라지도록 작은 접선변위역에서 쌍곡선 함수가 이용되었다. 따라서, 이 마찰법칙은 미끄럼/고착상태를 순수한 미끄럼상태로 기술케 한다. 넷째로, 박판은 수직이방성(Normal Anisotropy) 성질을 가져 박판의 평면 방향으로의 기계적 성질이 같고, 두께 방향으로의 성질이 다른 특성을 갖는다. 이 성질은 항복면을 통하여 수직이방성 계수(r)와 Hill의 항복함수 파라미터(M)로 반영된다. 다섯째, 뉴턴랩슨(Newton-Raphson) 과정에서 수치 발산문제를 피하기 위하여 드로우인(Draw-in)이 발생된 후 선형재질을 가정하였다. 대부분의 드로우 성형은 드로우인이 발생한 후 변형률이 크게 증가하지 않기 때문에 선형재질의 가정은 수용할 수 있다. 여섯째, 박판이 소성변형을 하는 동안 항복함수는 등방성으로 변한다. 이 등방성 변형률 경화는 항복면이 원래의 항복면 모양을 유지하면서 모든 방향으로 균등하게 커진다는 것을 의미한다. 일곱번째, 시간분할과 부합되는 소성증분이론(Incremental Deformation Theory)이 사용되었다. 본 가정은 미소시간 동안 이루어진 소성일을 최소로 하는 소성변형 경로를 지정하여 종래의 흐름이론(Flow Theory)을 수정한다. 이 소성변형 경로의 선정으로 유효변형률 증분은 변

형을 증분만의 함수로 표현할 수 있다. 따라서, 응력은 변위증분량만의 함수가 된다. 끝으로, 평면변형상태(Plane Strain)가 가정되었다. 단위 폭의 띠(Strip)가 폭 방향으로 변형을 하지 않고 길이 방향으로만 스트레칭 된다.

본 연구에서 박판의 성형공정을 모사(Simulation)하고 금형개발의 시행착오를 줄이기 위한 성형단면 유한요소법을 개발하였고, 자동차 내부판별의 성형용 금형의 단면들을 개발된 유한요소 프로그램으로 성형해석하여 수치해석 결과와 측정치를 비교하였다.

2. 유한요소 수식화

2.1 평형상태 방정식

평형상태 방정식은 가상일의 원리(Virtual Work Principle)로부터 유도된다. 최소에너지 경로를 따라 미소한 시간 Δt 동안 이루어진 소성일량 ΔW_p 은 다음과 같다.

$$\Delta W_p = \int_{V_0} \int_{\bar{\epsilon}_0}^{\bar{\epsilon}} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}) d\bar{\epsilon} dV_0 \quad (1)$$

식(1)을 가상일의 원리에 적용하고 절점의 가상 변위값은 공간좌표 파라메타의 함수가 아님을 고려할 때 평형상태 방정식이 다음과 같이 유도된다.¹⁵⁾

$$F_i(\Delta u) = F_e(\Delta u) \quad (2)$$

여기서 F_i 는 소성변형에 대한 내부 저항력이고, F_e 는 금형과의 접촉에 의한 외부 접촉력이다.

테일러(Taylor) 급수로 식(2)를 전개하고 선형화를 위하여 2차이상의 미분항들을 무시하면, 다음과 같은 뉴턴랩슨(Newton-Raphson) 방정식을 얻을 수 있다.

$$K \cdot \delta u = F_e - F_i \quad (3)$$

여기서, K 는 시도변위 증분(Δu^*)으로 표현되는 강성행렬로서 다음과 같이 표현된다.

$$K = K_i - K_e = \left(\frac{\partial F_i}{\partial \Delta u} - \frac{\partial F_e}{\partial \Delta u} \right) \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} \quad (4)$$

식(3)에서 δu 는 평형상태에서 "0"인 값을 갖는 수정 변위증분 벡터이고, F_i 는 식(1)로부터 다음과 같이 유도된다.

$$F_i = \int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u} \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} dV_0 \quad (5)$$

또한, F_e 는 금형과 접촉되는 절점에서 쿠름 마찰력에 의한 외력으로 다음과 같이 표현된다.

$$F_e = F_n (\mu \cdot \phi(\Delta u_t) \cdot t + n) \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} \quad (6)$$

여기서, F_n 과 μ 는 각기 접촉력의 수직성분과 마찰계수이고, t 와 n 는 금형과 박판이 접촉되는 절점에서 접선벡터 및 수직벡터이다. 식(6)에서 ϕ 는 펀치(Punch) 운동에 대한 절점의 상대변위(Δu_t)로 기술되는 함수이다.¹⁵⁾

따라서, 식(4)의 K_e 는 식(6)을 사용하여 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} K_e &= \frac{\partial F_e}{\partial \Delta u} \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} \\ &= \left\{ \mu \left\{ \frac{\partial \phi(\Delta u_t)}{\partial \Delta u} t + \phi(\Delta u_t) \frac{\partial t}{\partial \Delta u} \right\} \right. \\ &\quad \left. + \frac{\partial n}{\partial \Delta u} \right\} F_n \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} + \left\{ \mu \phi(\Delta u_t) t + n \right\} \frac{\partial F_n}{\partial \Delta u} \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} \\ &= \Delta u^* \end{aligned} \quad (7)$$

2.2 내부 저항력

식(5)에서 적분항은 시도변위 증분(Δu^*)에 의해 생성된 유효변형을 증분(Incremental Effective Strain)으로 정의된다. Hill의 항복이론을 평면변형률 상태의 선요소(Line Element)에 적용하고¹⁵⁻¹⁸⁾ 식(5)에 대입하면, 다음과 같은 관계식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} F_i &= \int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u} \Big|_{\Delta u = \Delta u^*} dV_0 \\ &= h_0 L_0 \bar{\sigma} D_1 (D_2 + 1) \frac{M+1}{M} S \frac{1}{\rho^2} [X_1 - X_2, \\ &\quad Z_1 - Z_2, X_2 - X_1, Z_2 - Z_1]^T \end{aligned} \quad (8)$$

여기서, h_0 와 L_0 는 각각 변형전 박판두께 및 요소길이이고, ρ 는 미소시간 Δt 후의 요

소길이다. S 는 요소가 스트레칭 될때 +1의 값을 갖고 압축될때 -1의 값을 갖는 파라미터이고, D_1 과 D_2 는 박판재질 파라미터 즉, M 과 r 에 의해 정의되는 상수이다.^{15,18)}

2.3 수직 및 접선 벡타

식 (6)과 식 (7)에서, 접촉력 F_c 를 평가하기 위하여 단위 수직 벡타 n 와 단위 접선 벡타 t 그리고 이들의 미분이 사용된다. 단위수직 벡타와 단위 접선벡타는 박판 유한요소의 절점위치로부터 정의된다(그림 1 참조). 즉,

$$n = \frac{\alpha}{ZN} \begin{Bmatrix} Z_x \\ -1 \end{Bmatrix}; ZN = \sqrt{Z_x^2 + 1} \quad (9)$$

여기서, α 는 다이에 대하여는 +1, 펀치에 대하여는 -1로 정의되고, Z_x 는 접촉절점에서 경사를 의미하며 이웃하는 유한요소 경사의 산술 평균으로 정의된다.¹⁵⁻¹⁸⁾

수직 벡타 n 에 수직이고 미끄럼 방향과 반대 방향으로 정의되는 접선벡타 t 는 식 (9)로부터 다음과 같이 표현된다:

$$t = \frac{1}{ZN} \begin{Bmatrix} 1 \\ Z_x \end{Bmatrix} \quad (10)$$

여기서, ZN 과 Z_x 는 식 (9)에서 각각 정의된다.

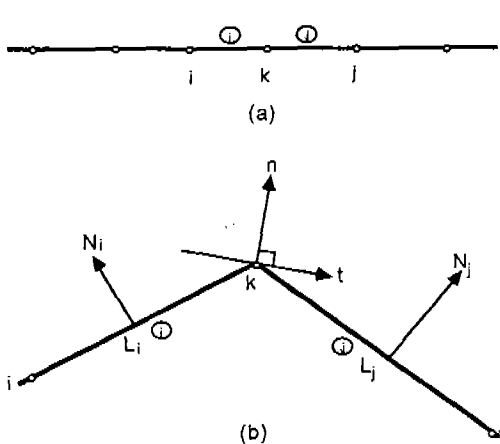


그림 1 (a) 유한요소 모델과, (b) 이웃 절점들로부터 정의되는 절점 k에서의 수직 벡타(n)와 접선벡타(t)

2.4 드로우인

드로우비드(Drawbead)는 성형중 박판재료가 다이 공간으로 흘러 들어와 드로우 다이(Draw Die)의 내부에서 지나친 스트레칭이 발생되지 않고 드로우다이의 가장자리에서 주름이 잡히지 않도록 조정하는 기능을 갖는다. 따라서, 드로우비드 저항력은 박판의 성형성에 현저한 영향을 끼친다. 실험 데이터에 의하면,¹⁹⁾ 드로우비드 저항력은 박판이 유입되는 초기에는 급격히 상승하고 드로우비드 모양에 따라 다른 거의 일정한 저항력(F_d)을 유지한다.

드로우인을 모사하기 위하여 다음과 같은 수치적 모델을 정의하였다.

$$F_i < F_d \rightarrow \text{스트레치}$$

$$F_i = F_d \rightarrow \text{드로우인}$$

드로우비드 위치에서 고정된 절점의 내부 저항력(F_i)이 지정된 드로우비드 저항력(F_d)에 도달되기 전에는 박판은 스트레칭 상태로 소성 변형되고, 내부저항력이 지정된 드로우비드 저항력에 일단 도달하면 드로우비드 위치에 고정된 절점은 구속상태에서 자유조건으로 바뀌고 일정한 드로우비드 저항력이 계속 유지된다. 이로서, 박판재료는 일정한 드로우비드 저항력을 유지하면서 다이 공간으로 유입될 수 있고, 드로우비드에 위치한 유한요소 절점의 내부저항력이 지정된 드로우비드 저항력(F_d)보다 작아지면 박판은 스트레칭 상태로 환원된다. 따라서, 드로우비드 저항력은 $F_i < F_d$ 일때 F_i 이고, $F_i \geq F_d$ 일때 F_d 이다.

드로우인 현상을 수치적으로 모사하는데는 4가지의 어려운 점들이 있다. 첫째는 스트레칭 계산으로부터 드로우인 계산으로의 변환이고, 둘째는 드로우비드 위치에서 힘 경계 문제로 인한 뉴턴랩슨 과정의 수치적 발산이며, 셋째는 박막이론 때문에 박판이 좌굴, 요동되는 것이고, 넷째는 대부분의 유한요소 모델이 제하중(Unloading) 상태가 되어 뉴턴랩슨 과정중 경화곡선 경사가 급격히 변화하는 것이다.

이러한 어려운 점들을 극복하기 위하여, 스트레치 계산과정과 드로우인 계산과정을 분리하였고 드로우인이 발생된 후 재질의 선형성을 부여하였다. 안정된 해를 제공하는 스트레칭 단계에서 변형된 모양을 얻고, 드로우인 계산의 시도해를 위해 변형된 모양에 무변형증분(Zero-Strain Increment)을 부여하였다. 이 시도해를 드로우인 계산의 초기 추정으로 힘 경계 문제를 풀어, 힘 평형상태가 되고 접촉조건이 만족되는 상태를 구한다. 수치적 발산문제를 피하기 위하여 드로우인이 일어나면 재질은 선형이 되는 것을 가정하였다. 이 가정은 엄밀히 말하면 정확하지 않다. 그러나 대부분의 드로우 성형은 드로우인이 발생한 후 변형률이 크게 증가하지 않기 때문에 선형재질의 가정은 수용할 수 있다. 또한, 드로우인 모사중 비접촉 절점들이 동요되지 않도록 절선방향으로 움직여야 하는 경사면 경계조건을 부여하였다.

2.5 수치해석 과정

수치해석의 수렴을 촉진시키기 위하여 접촉 및 평형상태의 해를 구하는 반복루프를 분리하였다(그림 2 참조). 시도되는 변위로 평형상태 해를 먼저 구하고 유한요소모델의 절점들이 금형내부에 위치하는지를 살펴본다. 금형내부에 위치한 접촉절점은 금형 표면에 식(9)에서 구한 수직벡타 방향으로 투사하고, 역학적으로 접촉불가한 절점은 자유상태로 접촉상태를 수정한 후 평형상태의 해를 다시 구한다. 뉴턴랩슨 방법으로 힘 평형상태를 발견한 후, 접촉절점에서 금형으로의 침입량을 계산한다. 침입된 양이 허용치 이내이면 접촉 반복루프는 마치고 주어진 시간에 대한 해를 구한다.

평형상태의 수렴을 결정하는 파라메타로서 변위수정 놈(Norm) N_f 와 잔유력 놈 N_r 이 사용되었다:

$$N_f = \frac{\|\delta u\|}{\|\Delta u^*\|} \tag{11}$$

$$N_r = \|F_e - F_i\| \tag{12}$$

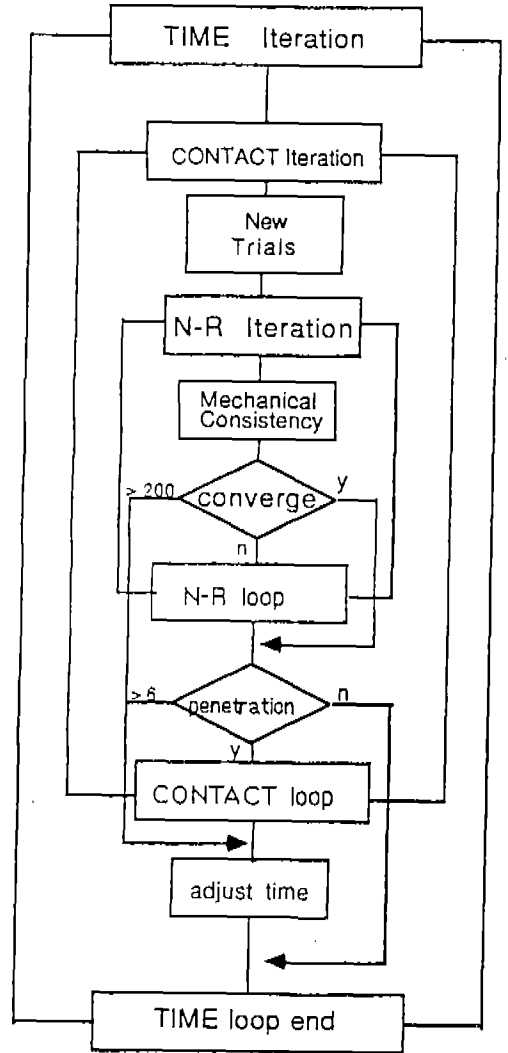


그림 2 접촉 및 평형상태의 해를 위한 수치해석 과정

여기서, $\|\cdot\|$ 는 절점에서 정의되는 양의 유클리디안 놈(Euclidean Norm)이다.

시도해를 N_f 값에 따라 수정시키는 $0 \leq \beta \leq 1$ 값은 참고문헌⁶⁾에 따랐다. 즉,

$$\Delta u^{*(new)} = \Delta u^{*(old)} + \beta \cdot \delta u \tag{13}$$

식 (13)에서 구한 시도해가 잔유력 놈을 감소시키지 못할 때는 결정된 β 값을 반감한다. β 값이 6회까지 반감되어도 잔유력이 감소되지 않으면 시간증분을 반감하고 다시 시도해를 구한다.

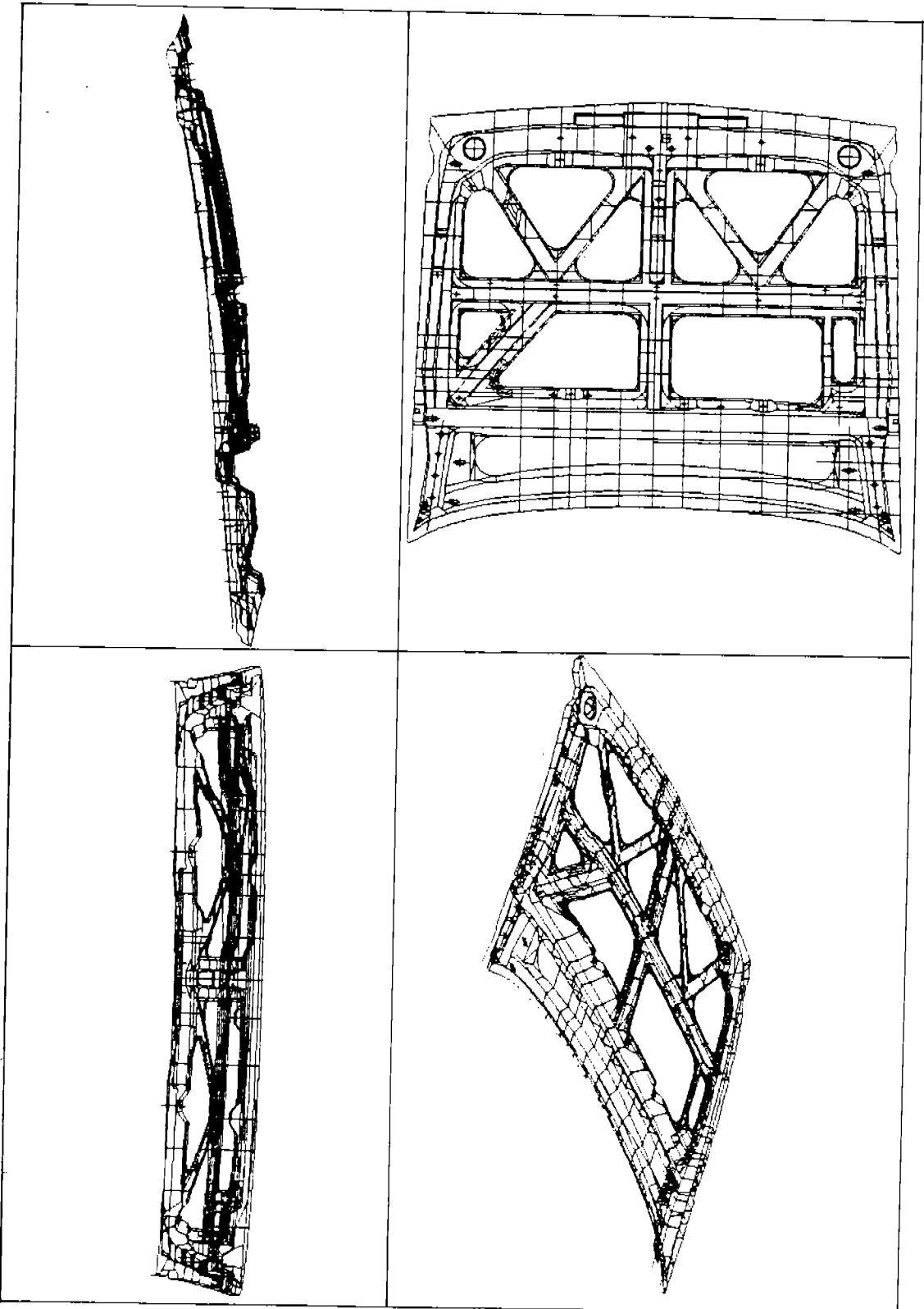


그림 3 단면 성형해석용 자동차 내부 판넬

3. 수치해석 및 결과

자동차 내부 판넬 성형용 금형을 개발하는 현장에서 개발된 프로그램이 테스트 되었다. 그림 3은 전형적인 자동차 내부 판넬이다. 그림 3의 드로우다이어에서 거의 평면 변형상태인 4 곳(단면 A-A, B-B, C-C 및 D-D라 일컬음)에 대하여 성형해석이 이루어졌다. 드로우다이 내부에 위치한 단면 A-A와 단면 B-B는 주로 스트레치로 성형되고, 드로우다이 가장자리에 위치한 단면 C-C와 단면 D-D는 드로우인으로 성형된다.

성형해석을 위하여 각 단면에서 2가지 금형 단면이 사용되었다. 하나는 드로우다이를 처음 설계했을 때의 것(최초단면)이고, 다른 하나는 여러 차례의 금형제작의 시행착오를 거친 것(최종단면)이다. 최종단면은 성형된 판넬을 측정하여 사용되었고, 최초 단면은 CAD/CAM 시스템으로부터 전송되어 사용되었다.

성형해석과 측정에서 사용된 변형률 분포도는 두께방향의 공칭 변형률(Engineering Strain)로 표시되었다. 유한요소 해석결과를 실제 측정치와 비교하기 위하여 최종 드로우 스탬핑(Draw Stamping)의 곡률이 작은 부분에서 박판두께가 측정되고 두께방향의 공칭 변형률이 계산되었다.

최초로 설계된 금형과 최종적으로 제작된 금형에 대하여 변형률 분포를 컴퓨터 모사로 예견하였고, 유한요소 해석결과와 측정치를 비교하여 개발된 프로그램의 유용도가 평가되었다. 단면 성형해석 프로그램은 두께방향 변형률을 정확히 예견하고, 성형가능한 금형설계와 성형불가능한 금형설계를 구별할 수 있었다.

3.1 수치해석 모델

자동차 내부판넬 성형을 위하여 흔히 DQSK (Drawing-Quality Specially-Killed) 박판강이 사용된다. 수치해석에서 사용된 박판강의 기계적 성질은 다음과 같다.¹⁾

수직이방성 계수 : $r = 1.46$

Hill의 항복함수 파라미터 : $M = 2.0$

응력 변형률 특성 : $\bar{\sigma} = 503(\bar{\epsilon} + 0.004)^{0.2}$
(MPa)

마찰계수 : $\mu = 0.09$

박판두께 : $t = 0.64 \text{ mm}$

유한요소법으로 성형 해석하기 위하여, 박판 모델을 1차원 유한요소로 세분하였다. 초기에 스트레칭이 발생하도록 양단을 성형 초기에 고정하였다. 드로인 단면의 경우에, 우측단 절점에서 소성변형 저항력이 설정된 드로우비드 저항력에 도달되면 힘경계 문제가 되도록 하였다. 최종 금형을 먼저 해석하고, 똑같은 경계조건과 해석 파라미터를 사용하여 최초 설계된 금형을 성형 해석하였다.

3.2 해석용 파라미터 결정

마찰계수와 경계조건을 결정하기 위하여, 스트레칭으로 성형되고 드로우다이의 중앙선에 대하여 대칭인 단면 A-A가 먼저 성형 해석되었다. 시행착오법으로, FEM에 의한 최대 및 최소 변형률 차이와 측정에 의한 최대 및 최소 변형률 차이가 가장 부합된 마찰계수가 선정되었다.

마찰계수를 발견한 후, 성형해석 경계(유한요소 모델이 주해석 영역의 양단으로부터 연장되어야 할 길이)가 측정된 최소 변형률이 해석결과와 일치하도록 결정되었다. 시도된 해석경계와 시도된 마찰계수가 변형률 분포에서 영향을 주기 때문에, 시행착오법으로 마찰계수와 경계 위치를 발견하였다. 결정된 마찰계수는 0.09(모든 단면을 해석할 때 사용됨)이고, 결정된 경계위치는 그림 4의 단면 총길이로서 보여진다.

단면 A-A를 이용하여 마찰계수와 경계위치를 결정한 후, 결정된 파라미터를 테스트하기 위하여 단면 B-B가 해석되었다. 단면 B-B의 유한요소 해석결과와 측정치가 부합되기 때문에 단면 A-A에서 결정된 해석용 파라미터를 수용하였다.

드로우인이 예상되는 단면들의 해석을 위하여 드로우비드 저항력과 경계위치를 결정하여야 했다. 이들을 위하여 단면 D-D를 이용하

였고, 마찰계수는 단면 A-A에서 결정된 0.09를 사용하였다. 이 2개의 미지 파라미터는 최고 및 최저 변형률이 주로 드로우비드 저항력과 경계위치에 의존한다는 사실로부터 마찰계수를 결정한 때와 같이 시행착오법으로 결정하였다. 드로우인 단면들은 2개의 해석 파라미터 값이 서로 다르기 때문에 단면마다 같은 방법으로 해석 파라미터를 찾았다.

3.3 단면 A-A

그림 4는 단면 A-A를 성형 해석하기 위하여 사용된 금형 도형이다. 단면 A-A는 드로우 다이의 중심선에 대하여 그리고 단면 중앙에 대하여 대칭이기 때문에 우측절반을 모델링하고 해석하였다. 최종금형을 해석하기 위해 사용된 유한요소 모델은 절점수 33개, 자유도수 64, 그리고 선요소 34개로 구성되었고, 최초 설계금형의 해석을 위한 유한요소 모델의 절점수, 자유도수 그리고 유한요소들은 각각 27, 52 그리고 28이었다.

완전히 성형되었을 때, 최종금형과 최초 설계금형의 예측된 두께방향의 공칭변형률(Thinning)의 분포를 그림 5에 나타내었다. 대칭선 좌측의 변형률은 우측의 변형률 데이터로부터 대칭성을 이용하여 생성되었다. 측정된 최종금형 단면의 변형률은 그림 5에서 작은 원으로써 표시되었다.

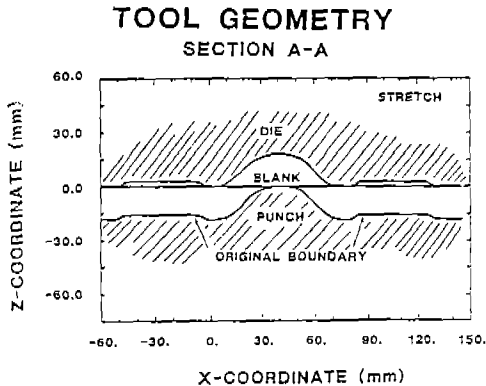


그림 4 단면 A-A의 성형해석용 금형 배치도

THICKNESS STRAINS SECTION A-A

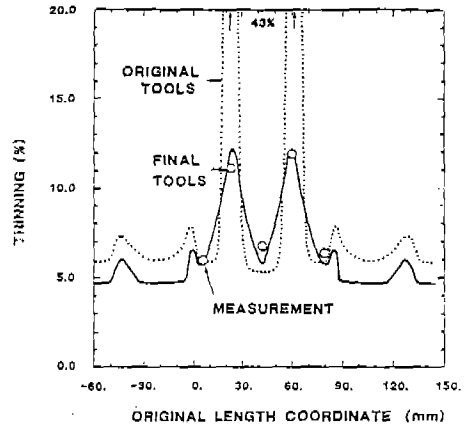


그림 5 단면 A-A에서 두께방향 공칭 변형률의 비교

최종 설계단면과 최초 설계단면의 두께방향의 변형률은 각기 12%와 43%이다. 사용된 재료의 최대허용 변형률을 23% 정도도 보았을 때, 최초 금형설계 단면이 성형과정에서 파손되었으리라는 것을 예측할 수 있다. 그러나, 여러번 도형을 수정하여 제작된 최종금형은 문제점이 없이 성형될 수 있었음을 알 수 있다.

펀치 진행 18mm로 완전히 성형되었을 때, 성형해석에 소요된 CPU 시간은 VAX-8550에서 50초 정도이었으며, 인텔(Intel) 80486 마이크로 프로세서 컴퓨터에서 약 100초 이었다.

3.4 단면 B-B

단면 B-B를 해석하기 위하여, 그림 6에서 보는 바와 같이 펀치, 박판 그리고 다이를 배치하고 유한요소 모델을 준비하였다. 최종금형을 설계하기 위해 사용된 유한요소 모델은 절점수 99개, 자유도수 194, 그리고 선요소 98개로 구성되었고, 최초설계 금형의 해석을 위한 유한요소 모델의 절점수, 자유도수 그리고 유한요소들은 최종금형 설계 해석에서 사용된 것들과 동일하다.

최초 금형과 최종 금형의 도형으로부터 예측된 두께방향 변형률의 분포를 그림 7에 나타내었다. 측정된 최종금형 단면의 변형률은

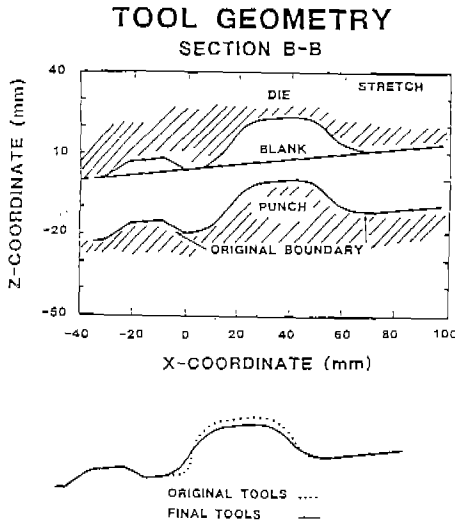


그림 6 단면 B-B의 성형해석용 금형 배치도

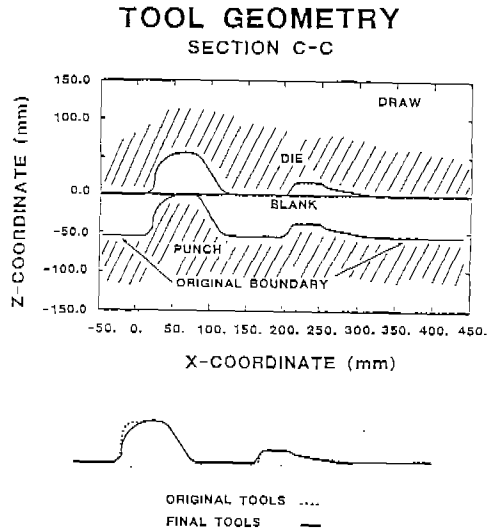


그림 8 단면 C-C의 성형해석용 금형 배치도

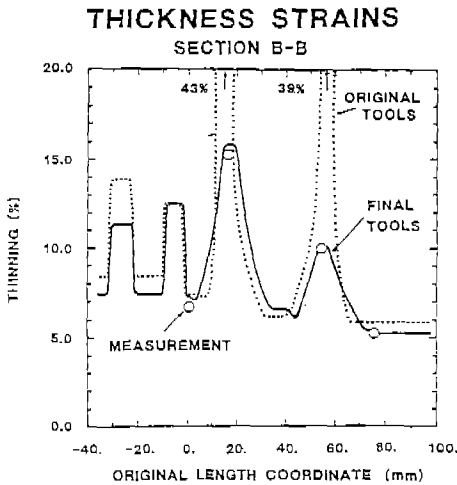


그림 7 단면 B-B에서 두께방향 공칭 변형률의 비교

그림 7에서 작은 원으로 표시되었다. 그림 7에서 보는 바와 같이, 최종 금형의 유한요소 해석결과와 측정치가 잘 일치하고 있다.

최종설계단면과 최초설계단면의 성형 해석에서 두께방향의 최대 변형률은 각기 16%와 43%이었다. 최초 금형설계에서 두께방향의 최대 공칭 변형률은 평면변형 상태의 성형 한계치 (23%)를 초월하여 성형이 불가능했음을 보여준다.

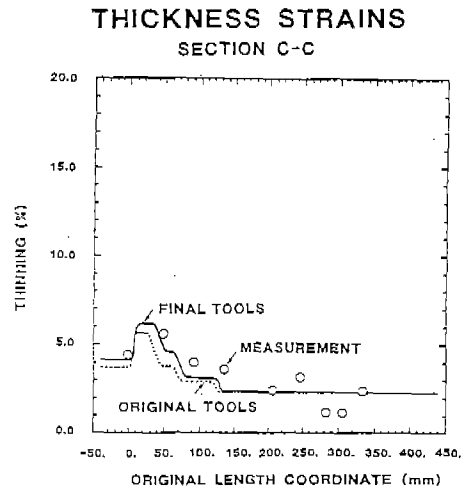


그림 9 단면 C-C에서 두께방향 공칭 변형률의 비교

최대 편치진행 높이 16mm까지의 해석에 소요된 CPU 시간은 VAX-8550에서 154초 정도이었으며, 인텔 80486 마이크로 프로세서 컴퓨터에서 약 354초이었다.

3.5 단면 C-C

드로우인이 발생되는 단면 C-C를 성형 해석하기 위하여 그림 8에서 보는 바와 같이 금형배치를 하였다. 오른쪽 끝에서 최대 드로우

비드 저항력을 지정하여 바인더(Binder)로부터 박판 유입량을 해석하였다. 금형의 오른쪽 끝 근방에서 수치수렴을 돕기 위해 실제 금형 도형을 단순화 하였다. 최종금형을 설계하기 위해 사용된 유한요소 모델은 절점수 135 개, 자유도수 268 그리고 선요소 134개로 구성하였고, 최초 설계금형의 해석을 위한 유한요소 모델의 절점수, 자유도수 그리고 유한요소수는 최종 금형설계 해석에서 사용된 것들과 동일하다.

최초금형과 최종금형의 도형으로부터 예측된 두께방향 공칭 변형률의 분포를 그림 9에 나타내었다. 측정된 최종금형 단면의 변형률은 작은 원으로 표시하였다. 최종단면의 유한요소해석 결과와 측정치가 비교적 잘 일치하고 있다.

최종 제작금형의 설계 해석에서, 최대 변형률은 약 6%이고, 드로우비드 저항력 242 N/mm에서 총 드로우인 양은 51mm이었다. 최종 금형의 설계 해석에서 사용된 드로우비드 저항력과 경계조건을 사용하여 최초설계 금형이 성형 해석되었다. 최초설계 금형에 대한 최대 변형률과 총 유입량은 각각 6%와 64 mm이었다.

편치진행 55mm로 완전히 성형되었을 때, 성형해석에서 소요된 CPU 시간은 VAX-8550에서 310초 정도이었으며, 인텔 80486 마이크로 프로세서 컴퓨터에서 약 600초이었다.

3.6 단면 D-D

드로우 다이 가장자리에 위치한 단면 D-D를 성형하기 위하여 그림 10에서 보는 바와 같이 금형을 배치하고 박판 유한요소 모델을 준비하였다. 단면 D-D는 드로우다이 가장자리에 위치하기 때문에, 성형도중 바인더로부터 박판이 유입되는 것으로 간주되어 우측단에서 최대 드로우비드 저항력이 존재하는 상태에서 성형 해석되었다. 최종금형을 설계하기 위해 사용된 유한요소 모델은 절점수 69개, 자유도수 136 그리고 선요소 68개이었고, 최초 금형설계 해석에서 사용된 유한요소 모델은 절점수, 자유도수 그리고 유한요소들은 각각 78.

TOOL GEOMETRY SECTION D-D

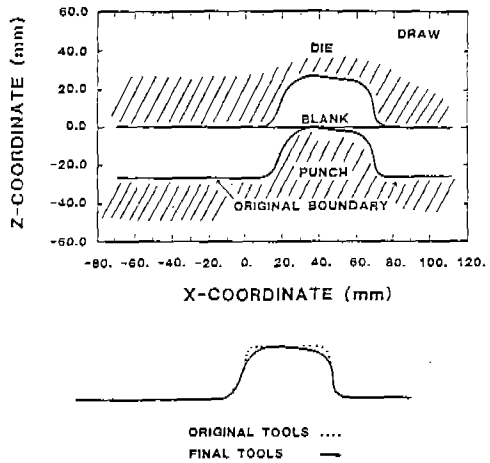


그림 10 단면 D-D의 성형해석용 금형 배치도

THICKNESS STRAINS SECTION D-D

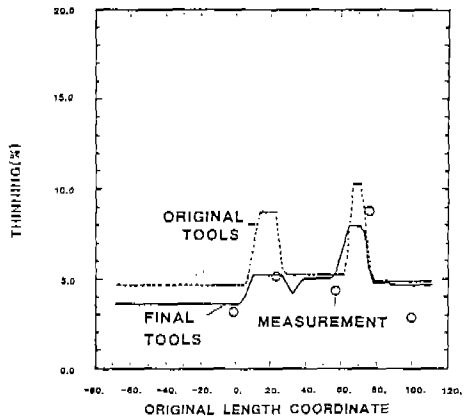


그림 11 단면 D-D에서 두께방향 공칭 변형률의 비교

154. 그리고 77이었다.

완전히 성형되었을 때, 최종금형과 최초 설계금형의 도형으로부터 예측된 두께방향의 공칭 변형률 분포를 그림 11에 나타내었다. 그림 11에서 작은 원으로 표시된 측정치는 최종금형으로 성형한 드로우 판넬에서 측정된 변형률이다.

최종금형 도형의 성형성 해석에서, 두께 방향의 최대변형률은 8% 정도이었고, 시행착오법으로 드로우비드 저항력 272N/mm을 발견

하였다. 가장자리에서 드로우인된 총 유입량은 21mm이었다. 최종금형 도형을 설계해석에서 사용된 드로우비드 저항력과 경계조건을 사용하여, 최초 설계된 금형 도형의 성형성 해석이 실시되었다. 유한요소 해석결과, 최대 변형률과 총 유입량은 각각 10%와 26mm였다.

4. 결 론

평면변형을 상태의 유한 선요소를 사용한 단면선형 해석용 프로그램이 개발되어 실제 자동차 내부 관널 성형용 금형의 여러 단면들이 성공적으로 해석되었다. 두께변형률에 대하여 측정된 양과 FEM에 의한 계산된 양이 잘 일치하였다.

자동차 내부 관널의 성형해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다. 첫째, 개발된 프로그램은 금형개발 과정에서 소요되는 많은 시행착오 반복 회수를 줄일 수 있다. 자동차 내부 관널의 성형해석 예에서 보는 바와 같이, 최종적으로 수용된 금형과 최초 수정요구된 금형을 쉽게 구별할 수 있었다. 또한, 설계 단계에서 성형공정의 모사로 복잡한 도형의 성형성 여부를 알 수 있다. 둘째, 개발된 성형 해석 프로그램으로 신속히 설계된 금형 도형을 성형 해석할 수 있다. 단면 B-B와 같은 스트레칭 단면을 해석하기 위하여 VAX-8550에서 3분정도, 인텔 80486 마이크로 컴퓨터에서 6분정도 소요된다. 셋째, 개발된 단면 성형 해석 프로그램은 실제 박판성형 공정의 스트레칭 단면을 비교적 정확히 모사한다. 평면변형을 가정을 만족시키거나 경계조건이 적절하면 모사의 상당한 정확도를 기대할 수 있다.

참 고 문 헌

1. N.M. Wang and N. Somaratna, Numerical Simulation of Industrial Sheet Forming Processes, Proc. NUMIFORM '89, E.G. Thompson et al. eds., Fort Collins, Colorado, 75-84 (1989).
2. E.J. Arlinghaus, W.H. Frey, T. Stoughton, and B.K. Murthy, Finite Element Modeling of A Stretch-formed Part, Computer Modeling of the Sheet Forming Process, N.M. Wang and S.C. Tang eds., The Metallurgical Society, Warrendale PA, 51-64 (1985).
3. S.C. Tang, Verification and Application of Binder Wrap Analysis, Computer Modeling of the Sheet Forming Process, N.M. Wang and S.C. Tang eds., The Metallurgical Society, Warrendale PA, 193-208 (1985).
4. I. Okamoto, A. Takahashi, H. Sugiura, H. Hiramatsu, N. Yamada and T. Mori, Computer Aided Design and Evaluation System for Stamping Dies in Toyota, Eng. Soc. Adv. Mob. Land Sea Air Spa., SAE 880527 (1988).
5. V. Kokkonen, Modelling of Forming Processes for Tool Design and Manufacturing at VOLVO, Computer Modeling of the Sheet Forming Process, N.M. Wang and S.C. Tang eds., The Metallurgical Society, Warrendale PA, 13-20 (1985).
6. N.M. Wang, A Rigid-Plastic Rate-Sensitive Finite Element Method for Modeling Sheet Metal Forming Processes, Proc. Numerical Analysis of Forming Processes, J.F.T. Pittsman et al. eds., John Wiley & Sons, 117-164 (1984).
7. Y. Germain, K. Chung, and R.H. Wagoner, A Rigid-visco-plastic Finite Element Program for Sheet Metal Forming Analysis, Int. J. Mech. Sci., 31(1), 1-24 (1989).
8. R.H. Wagoner, C.T. Wang and E. Nakamachi, Quick Analysis of Sheet Forming Using Sectional FEM, Proc. 1st Int'l SAMPE Symp. Exhib., Tokyo, Japan (1989).
9. W.H. Frey and M.L. Wenner, Development and Applications of a One-Dimensional Finite Element Code for Sheet Metal

- Forming Analysis, GMR-5982, General Motors Research Laboratories; Interdisciplinary Issues in Materials Processing and Manufacturing, S. Samanta et al. eds. (1987).
10. M.J. Saran, Y.T. Keum and R.H. Wagoner, A Rigid-Viscoplastic Line Element for Plane Strain Sheet Forming Simulations, Poster Presented at the 1989 TMS Fall Meeting, Indianapolis, Indiana (1989).
 11. 전기찬, 유동진, 이정우, “차체 판넬 프레스 성형 공정의 평면변형 해석”, 대한기계학회 추계학술대회, (1989).
 12. 양동렬, 정완진, 송인섭, “2차원 강소성 유한요소법에 의한 자동차 박판 성형품의 변형해석에 관한 연구”, KMC 보고서, 한국과학기술원, 1990.
 13. C.T. Wang and R.H. Wagoner, Finite Element Analysis and Experimental Investigation of Square Punch Stretching and Draw-in Processes, Report No. ERC/NSM-90-05, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University, 1990.
 14. P.A. Stine and S.P. Keeler, Sheet Metal Formability – Comparisons between Computer Modeling and Production Case Histories, Recent Developments in Auto-body Stamping Technology, SAE/SP-90/825, SAE 900276, SAE Inc., (1990).
 15. Y.T. Keum, Compatible Description of Tool Surfaces and FEM meshes for Analyzing Sheet Forming Operations in Two – and Three-Dimensions, Ph.D. Dissertation, The Ohio State University, 1990.
 16. Y.T. Keum, E. Nakamachi, R.H. Wagoner and J.K. Lee, Compatible Description of Tool Surfaces and FEM meshes for Analyzing Sheet Forming Operations, NUMIFORM '89; Int. J. Num. Meth. Engrg., Submitted.
 17. Y.T. Keum, C.T. Wang, M.J. Saran and R.H. Wagoner, Practical Die Design Via Section Analysis, Int. J. Mech. Sci., Submitted.
 18. Y.T. Keum, C.T. Wang and R.H. Wagoner, SHEET-S (Ver.2.0): Industrial Trials and User's Guide, Report No. ERC/NSM-90-09, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University, 1990.
 19. S.C. Tang, J. Gress and P. Ling, Sheet Metal Forming Modeling of Automotive Body Panels, Proc. 15th IDDRG Cong., 185-194 (1988).
 20. 김영탁, R. H. Wagoner, “박판 성형 해석을 위한 단면 유한요소법”, 대한기계학회 추계학술대회, (1990).