

딥드로잉 판넬의 단면성형 해석을 위한 유한요소법/기하학힘평형법에 관한 연구

김종필*(한양대 대학원), 김영탁(한양대), 이종문(서해공업)

A Study on the FEM/GEM for Sectional Analysis of Deep Drawing Panels

J.P. Kim(Hanyang Uni.), Y.T. Keum(Hanyang Uni.), J.M. Lee(Seohae Industrial Co.)

ABSTRACT

A 2-dimensional FEM/GEM program was developed for analyzing forming processes of an arbitrarily shaped draw-die, in which plane strain condition is assumed and linear line elements are employed. FEM formulation adopted a new algorithm for solving force equilibrium as well as non-penetration condition simultaneously. For the case of numerical divergence at nearly final forming stages and the initial guess in Newton-Raphson iterations, geometric force equilibrium method(GEM) is also introduced. The developed program was tested with the simulation of stamping processes of automotive bonnet inner panel in order to verify the usefulness and validity of FEM/GEM formulation.

1. 서론

자동차 차체판넬과 같은 스텝핑다이를 설계하고 제작하는데에는 많은 시간과 비용이 필요하다. 최근에 들어 다이 설계 비용과 시간을 줄이기 위해서, 컴퓨터를 이용한 다이 설계 해석 시스템이 자동차회사 등에 의해 도입되고 있다. 그 중 유한요소법(FEM)에 의한 판넬성형해석이 가장 유력하다.

유한요소법에 의한 3차원 판넬성형해석은 해석결과로부터 성형성을 직접 평가할 수 있지만 적절한 경계조건의 묘사가 어렵고 방대한 계산시간이 필요하다. 한편, 평면변형률(plane strain)상태의 단면 성형해석은 급형설계를 신속하고 안정되게 평가할 수 있는 장점이 있다.

과거 20여년 동안 유한요소법에 의한 수많은 연구사례가 발표되었다. Frey와 Wenner^[1]는 1차원 탄소성 박막 유한요소 프로그램을 개발하였고, 급형효과가 중요한 영향을 미치는 성형 공정을 해석하기 위해서 Oh와 Kobayashi^[2], Wang과 Tang^[3], 그리고 Lee와 Choudhry^[4],^[5]는 급형모델 유한요소 프로그램을 개발하였으나 박막모델에 비해 상당한 계산시간을 필요로 한다. 국내에서는 전기찬 등이^[6] 성형에너지 최소화 기법으로 스텝핑 급형 평가 시스템을 구축하였으며, 양동열 등은^[7] 2차원 강소성 유한요소 수식화를 개발하였다.

판넬성형 해석시 미완전속 문제는 수치해의 수렴성에 큰 영향을 미치므로 중요한 문제이다. 본 논문에서는 Keum^[8],^[9]등에 의해 우수성이 입증된 유한요소 기초 미전벡터를 사용한 마찰 접촉 조건을 도입하였다. 또한, 힘평형 방정식과 급형과 판넬

의 기하학적 구속조건을 동시에 풀어나가는 통합방정식을 채택하여 뉴턴랩슨(Newton-Raphson)방정식의 수렴도를 향상시키고 계산의 효율을 증가시켰다.

한편, 유한요소법은 비선형방정식을 풀기 위하여 변위증분의 초기치 추정이 필요하다. 본 논문에서는 기하학적 접근법(geometric approach)를 사용하여 초기추정치를 구한다. 또한 유한요소법에 의한 해석은 어느 단계까지 성형된 후에 불규칙한 성형조건을 만나면 수치해가 발산하는 경우가 있다. 이런 경우의 문제해결을 위하여 기하학힘평형법(geometric force equilibrium method)에 의하여 유입되는 재료의 양을 결정하여 최종 성형단계까지 해석을 완수하게 된다.

개발된 유한요소법/기하학힘평형법의 타당성을 입증하기 위하여 본원 내부판넬 드로우 다이의 각 단면을 시뮬레이션하였다. 각 해석단면마다 유한요소법으로 공정을 완수한 해석결과와 기하학힘평형법에 의해 공정을 완수한 해석결과를 측정치와 함께 비교하였다.

2. 유한요소법

2.1 소성구성방정식

평면응력상태에 있는 수직이방성 박판재의 기동을 예측하기 위하여 Hill의 새로운 항복이론을 도입한다.^[10] 응력장의 항복 조건식을 변형률 속도장의 항복조건식으로 변환시키고,^[11],^[12] 평면변형률 상태로 가정하면 유한요소방정식에 적용할 항복조

진식을 얻을 수 있다.^[13]

$$\dot{\bar{\epsilon}} = D_1(D_2 + 1)^{\frac{M-1}{M}} |\dot{\epsilon}| \quad (1)$$

여기서, $D_1 = \frac{1}{2} [2(1+r)]^{\frac{1}{M}}$ 이고, $D_2 = [1+2r]^{\frac{-1}{M-1}}$ 이다.

본 논문에서 사용된 변형경화 법칙은 등방성 경화로 가정되며, 응력-변형률 관계식은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = K (\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n (\dot{\bar{\epsilon}} / \dot{\gamma})^m \quad (2)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 와 $\bar{\epsilon} (\bar{\epsilon} = \int \dot{\bar{\epsilon}} dt)$ 는 유효응력과 유효변형률이고, K , n , m 는 각각 가공경화상수, 가공경화지수, 그리고 변형률속도 민감도 지수이다. 또한 $\dot{\gamma}$ 는 기본변형률속도(base strain rate)이고, ϵ_0 는 이전변형률(pre-strain)이다.

2.2. 접촉치리 알고리즘

마찰접촉 문제는 판재 성형에서 수치해의 수렴성에 크게 영향을 미친다. 본 논문에서는 유한요소 기초 마찰접촉 알고리즘을 도입하여 수치해의 수렴성을 증가시켰다^[13]. 유한요소 절점의 위치벡터를 ${}^{n+1}\mathbf{x}^s$ 라 하고, 이 절점에서 유한요소 기초 법선벡터 방향으로 균형 표면과 만나는 점의 위치벡터를 ${}^{n+1}\mathbf{x}^p$ 로 정의하면 판재와 접촉하는 박판의 관점에서 균형과 박판의 비침투 조건인 기하학적 구속조건을 기술하면 다음과 같다.

$${}^{n+1}\mathbf{x}^s = {}^{n+1}\mathbf{x}^p \quad (3)$$

기하학적 구속조건이 만족되지 않아서 발생하는 균형과 박판 사이의 접촉오차(contact error), D_p 는 다음과 같이 정의되며(Fig.1 참조), 접촉오차 D_p 가 "0"이 되어야 기하학적 구속조건을 완전히 만족시킬 수 있다.

$$D_p = \mathbf{n} \cdot (\mathbf{x}^p - \mathbf{x}^s) \quad (4)$$

여기서, \mathbf{n} 은 유한요소 기초 단위 법선 벡터로 Z_x 를 접촉절점에서 경사라면 다음과 같이 정의된다.^[14, 15, 16]

$$\mathbf{n} = \frac{1}{ZN} \begin{bmatrix} Z_x \\ -1 \end{bmatrix}; \quad ZN = \sqrt{Z_x^2 + 1} \quad (5)$$

따라서 식 (4)는 식(5)를 사용하여 다음과 같이 계산된다.

$${}^{n+1}D_p = \frac{D_x Z_x - D_z}{ZN} = \frac{{}^{n+1}W_p}{ZN} \quad (6)$$

여기서 D_x 와 D_z 는 각각 접촉오차, D_p 의 x , z 방향 성분을 의미한다.

2.3. 유한요소 수식화

박판성형시 최소에너지 경로를 따라 이루어진 소성일량에 가상일의 원리(principle of virtual work)를 적용하고 절점의 가상 변위값은 공간좌표의 함수가 아님을 고려할 때 다음과 같은 평형방정식을 얻는다.^[16]

$$\mathbf{F}_I(\Delta \mathbf{u}) = \mathbf{F}_E(\Delta \mathbf{u}) \quad (7)$$

여기서, \mathbf{F}_I 는 소성변형에 의한 내부 저항력 벡터이고, \mathbf{F}_E 는 균형과의 접촉에 의한 외부 접촉력 벡터이다.

평면변형률로 가정된 단면성형에서 평형방정식, 식(7)과 기하학적 구속조건식, 식(3)을 포함하는 통합방정식은 다음과 같이 표현된다.

$${}^{n+1}\mathbf{F}_I = {}^{n+1}\mathbf{F}_E \quad (8)$$

$${}^{n+1}\mathbf{x}^s = {}^{n+1}\mathbf{x}^p$$

미지의 종속벡터 \mathbf{r} 를 도입하면,

$$\mathbf{r} = \begin{bmatrix} \mathbf{u} \\ \mathbf{p} \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서, \mathbf{u} 는 절점변위이고 \mathbf{p} 는 법선방향성분의 외력을 나타낸다. 종속벡터 \mathbf{r} 를 사용하여 식(8)을 간략히 표현하면 다음과 같다.

$${}^{n+1}\mathbf{R}_I(\Delta \mathbf{r}) = {}^{n+1}\mathbf{R}_E(\Delta \mathbf{r}) \quad (10)$$

여기서, \mathbf{R}_I 와 \mathbf{R}_E 는 각각 통합된 내력벡터의 외력벡터이다.^[17] 식(10)은 종속벡터의 시도중분 $\Delta \mathbf{r}^*$ 에 관하여 테일러(Taylor) 급수로 전개하여 선형화시키면, 다음과 같은 뉴턴랩슨 방정식을 얻을 수 있다.

$${}^{n+1}\mathbf{K}_r \cdot \delta \mathbf{r} = {}^{n+1}\mathbf{R}_E - {}^{n+1}\mathbf{R}_I \quad (11)$$

여기서, \mathbf{K}_r 은 종속벡터의 시도중분 $\Delta \mathbf{r}^*$ 로 정의되는 일반화된 접선강성행렬이며, $\delta \mathbf{r}$ 는 평형상태에서 "0"이 된다. 식(12)를 행렬 형태로 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K} & \Gamma \\ \mathbf{C} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \mathbf{u} \\ \delta \mathbf{p} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^{n+1}\mathbf{F}_E - {}^{n+1}\mathbf{F}_I \\ {}^{n+1}\mathbf{D}^p \end{bmatrix} \quad (12)$$

여기서, \mathbf{K} 는 시도변위중분($\Delta \mathbf{u}^*$)으로 표현되는 강성행렬이며^[16, 17], Γ 와 \mathbf{C} 는 다음과 같이 각각 표현된다.

$$\Gamma = - \frac{\partial (\mathbf{F}_E - \mathbf{F}_I)}{\partial \mathbf{p}} \quad (13)$$

$$\mathbf{C} = - \frac{\partial D_p}{\partial \Delta \mathbf{u}} = - \frac{\partial (W_p / ZN)}{\partial \Delta \mathbf{u}} \quad (14)$$

3. 기하학 힘평형법

3.1 해석절차

본 논문에서는 유한요소법에 의한 성형해석이 발달할 때 기하학힘평형법을 이용한다. 해석절차는 아래와 같다.

1) 유한요소법에 의한 해석이 발달할 때 전단계에서 수립된 해로부터 계산된 결과치(변형률, 변위등)를 요소개념에서 접촉구간의 개념으로 환산한다.

2) 성형과정에서 박판형상은 기하학적 형상에 의해 구한다.

3) 다이진부에서의 변형과 재료이동은 박판형상의 정보를 사용하여 소성역학적 해석으로 구한다.

4) 성형과정은 여러개의 단계로 나누어 박판형상을 구한후, 각 단계에서의 다이진부의 힘 평형을 계산하고 최종성형단계에서 박판의 변형률 분포를 구한다.

3.2 재료이동에 대한 고찰

성형과정에서 블랭크 홀더면으로부터 다이공동부로의 재료이동을 Fig.2와 같이 모델링하였다. 블랭크홀더력, F_b 의 상한치 F_{bmax} 는 외부하중과 드로우비드 형상에 의해 결정된다. F_a 는 박판에 생기는 인장력이며, F_R 는 다이진부의 통과저항력이다. 1단계에서 재료상의 점 A_1 이 2단계에서 A_2 로 이동할 때 재료의 유입이 발생한다. 즉, 2단계에서 블랭크가 이동에 따라 인장력 F_a 는 신장이 증가에 따라 증가한다. 따라서 블랭크홀더 저항력 F_b 는 증가한다. 즉, 변형에 의해 발생된 F_a 가 증가하여 통과저항력 F_R 과의 차이 값이 F_{bmax} 와 같아지는 시점으로 부터 다이공동부로 재료의 유입이 시작되어 이후에는 이 두 힘의 평형에 의하여 재료이동이 생긴다고 가정한다.

3.3 적합조건(Conditions of compatibility)

Fig.3에서와 같이 평형상태인 1단계에서부터 2단계로 핀치가 이동할 때 구간 L_{i+1} 의 양단에서 재료이동 ΔL_i , ΔL_{i+1} 가 발생한다. 2단계에서의 구간 L_0' 는 1단계에서의 구간 L_{i+1} , ΔL_i 에 대응하는 복수의 변형률 e_{i+1} , e_i 를 갖는 재료가 늘어난 것이다. 항복은 이 구간에서 가장 변형이 적은 부위에 집중된다고 가정하였다.¹⁸⁾ 따라서 $e_i > e_{i+1}$ 인 구간에서 길이증분 ΔL_0 가 집중되는 경우에는 구간 L_{i+1}' 의 변형률 e_{i+1}' 는 다음식으로 표현된다.

$$e_{i+1}' = \frac{L_0' - \Delta L_i}{L_0 - \Delta L_i} - 1 \quad (15)$$

또 길이증분 ΔL_0 가 구간 ΔL_i 에도 파급되는 경우에는 구간 L_0' 의 변형률 e_{i+1}' 는 접촉부 $i+1$ 에서의 재료이동량 ΔL_{i+1} 이 미소하다고 가정하면 다음식으로 표현된다.

$$e_{i+1}' = \frac{L_0'}{e_{i+1} + 1 + \frac{\Delta L_i}{e_i + 1}} - 1 \quad (16)$$

또한, 2단계에서의 구간 L_0' 의 최저 변형률 e_{min}' 은 ΔL_i 에 의해 지배되므로 다음식으로 표현된다.

$$e_{min}' = f_{i+1}(\Delta L_i) \quad (17)$$

3.4 힘 평형조건

박판의 재료는 강소성재료로 가정한다. 앞의 유한요소식 (2)를 다시 이용하는데, 변형률 속도의 영향을 무시하면 변형경화 법칙은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n \quad (18)$$

윗식을 진용력(σ)와 진변형률(ϵ)의 관계식으로 바꾸고 이하에서는 $\sigma = f_i(\epsilon)$ 라고 표시한다. Fig. 3에서 2단계에서의 구간 L_0' 의 장력 F_i 는 이 구간의 최저 변형률 e_{min}' 에 대응된다고 가정하면

$$F_{i+1} = f_{i+1}(\epsilon_{min}') \exp(-\epsilon_{min}') t \quad (19)$$

$$\epsilon_{min}' = \ln(1 + e_{min}') \quad (19)$$

여기서, t 는 박판의 두께를 나타낸다.

위의 식에서 e_{min}' 은 ΔL_i 의 함수이므로 위 두식을 조합하면 다음식과 같다.

$$F_{i+1} = g_{i+1}(\Delta L_i) \quad (20)$$

따라서 접촉부의 힘평형 조건은 아래식으로 결론지어진다.

$$|F_{i+1} - F_i| - F_R \leq 0 \quad (21)$$

식 (20)를 식(21)에 대입하면 다음 식을 얻는다.

$$|g_{i+1}(\Delta L_i) - g_i(\Delta L_{i-1})| - F_R \leq 0 \quad (22)$$

3.5 통과 저항력

통과저항력 F_R 는 마찰력과 굽힘에 의한 힘으로 구성된다. 이 힘은 접촉부 양쪽의 장력 F_i , F_{i+1} 중 작은 값 F_i ($F_i < F_{i+1}$)와 박판의 굽힘변형에 의해 발생하는 저항력 F_M 와의 합력을 초기 장력으로 하는 팽트장력식에 의해 구해진다.(Fig.4 참조)

$$F_R = F_i \{ \exp(\mu\theta_i) - 1 \} + F_M \{ \exp(\mu\theta_i) + 1 \} \quad (23)$$

여기서, F_M 는 접촉부 i 에서의 굽힘력과 굽힘복원력이고 θ_i 는 접촉부 i 에서의 접촉각, μ 는 마찰계수이다. θ_i 는 가상선의 기하학적 인산에 의해 계산이 가능하고, μ 는 입력값이므로 F_M 만이 미지의 값이 된다. F_M 를 상당히 작은 값으로 무시할 수 있다고 보면 위식은 아래식으로 단순화 된다.

$$F_{in} = F_i (\exp(\mu\theta_i) - 1) \quad (24)$$

평형상태에서 바편의 내력 F_i 와 블랭크홀더력 F_b 는 등가한 힘이므로, 식(22)에 식(24)을 대입하면 ΔL_i 의 함수로 표현되는 조건식을 얻을 수 있다.

$$g_{i+1}(\Delta L_i) - F_b \cdot \exp(\mu\theta_i) \leq 0 \quad (25)$$

이 식은 하나의 다이 건부에서 발생하는 재료이동과 변형에 대한 식이다. 하나의 성형단계에서는 두개의 다이건부가 존재하므로, 이 두개의 방정식을 풀어 양끝단에서의 재료이동량을 구하고 이것을 식(15) 혹은 식(16)에 넣어서 변형률을 구한다.

4. 시뮬레이션

개발된 프로그램은 이용하여 자동차 본넷 내부판넬단면을 성형해석하였다. Fig.5는 해석하고자 하는 판넬의 드로우다이 형상으로서 기의 평면 변형상태인 세계의 단면에 대하여 성형해석이 행해진다. 드로우 다이 내부에 위치한 단면 A-A, 단면 B-B는 스트레치로 성형되고, 드로우 다이 가장자리에 위치한 단면 D-D는 힌쪽 끝단에서는 드로우인이 발생한다.

4.1 수치해석 모델링

수치해석에 사용된 바편의 기계적 성질은 다음과 같다.

수직이방성 계수 : $r = 1.92$

III의 항복함수 파라미터 : $M = 2.0$

용력 - 변형률 : $\bar{\sigma} = 417(\bar{\epsilon} + 0.004)^{0.258} (MPa)$

물류 마찰계수 : $\mu = 0.12$

바편두께 : $t = 0.60(\text{mm})$

단면 A-A, B-B는 클램핑 경계힘 조건이 부과되었고, 드로우인 단면 D-D의 경우, 우측단 절첩에서 드로우인이 발생하도록 경계조건을 부과하였다.

4.2 단면 A-A

Fig.6은 단면 A-A의 금형 단면형상과 초기바편의 형상이다. 단면 A-A는 드로우다이의 중심선에 대하여 대칭이기 때문에 우측절편을 모델링하고 해석하였다. FEM에 의해 해석을 끝마쳤을 때와 GEM에 의해 해석을 끝마쳤을 경우의 두께방향 변형률 분포를 Fig.7에 측정치에 의한 두께 방향 변형률 분포와 비교하였다. 최종성형높이는 14.99mm 정도로서 대칭선 좌측의 변형률 분포는 우측의 변형률 분포로부터 대칭성을 이용하여 생성되었다. 여기서 GEM에 의한 해석은 10mm 높이까지 FEM에 의해 해석을 수행한 다음, 그 이후의 단계에서부터는 최종성형높이까지 GEM에 의해 해석을 완수한 경우이다. 최종성형단계에서의 최대 두께방향 변형률은 11% 정도로 FEM에 의한 해석결과와 측정치와 잘 일치하며, GEM에 의한 결과는

다소간 차이를 보이나 최대변형률 분포를 보이는 바편 경사부분을 제외하고는 그 결과가 매우 유사함을 알 수 있다.

4.3 단면 B-B

단면 B-B를 해석하기 위하여, Fig.8에서 보는 바와 같이 금형과 바편을 배치하고 100개의 유한요소를 생성하여 해석하였다. 최종변형상태에서의 두께방향 변형률 분포가 Fig.9에 나타나 있다. 최종성형높이는 13mm 정도로서 FEM에 의한 해석결과와 바편의 만곡부 부근에서 최대와 최소변형률이 측정치와 잘 일치한다. GEM에 의한 해석은 핀치이동거리 11.5mm에서부터 행해졌으며 그 결과는 FEM, 측정치와 유사한 경향을 보이고 있다. 즉, 높은 성형단계에서의 GEM의 적용은 낮은 단계에서의 적용보다 그 해석값이 정확하다는 것을 단면 A-A의 해석결과와 비교해 볼 때 알 수 있다.

4.4 단면 D-D

단면 D-D는 본넷 내부판넬의 우측 가장자리에 위치한 단면으로 드로우인이 발생하는 단면으로써 금형형상과 초기 바편의 형상은 Fig.10과 같다. 우측 끝단에 드로우인 저항력을 부과하여 바인더 면으로부터의 유입량을 계산하였으며, 좌측 끝단은 고정된것으로 해석하였다. 해석을 용이성을 위하여 드로우인부부의 금형교사를 편평한 블랭크홀더로 함으로써 수치해의 수렴성을 높였다. 완전히 성형되었을 때, FEM과 GEM에 의한 두께방향 변형률 분포와 측정에 의한 두께방향 변형률 분포는 Fig.11과 같다. GEM에 의한 해석은 핀치이동거리 20mm부터 최종성형높이 23.5mm까지 행해졌다. 최대두께변형률은 10% 정도이며, 드로우인비율은 140N/mm로 하였을 때 유입량은 9mm 정도이었다.

5. 결 론

바편성형공정의 단면해석을 수행할 수 있는 강인한 강-점소성 유한요소법과 기하학합평형법을 개발하였다. 본 프로그램은 유한요소해석시 접촉점점의 합평형방정식과 기하학적 구속조건을 동시에 만족하는 통합방정식을 푸는 알고리즘을 채택했다. 또한 유한요소법에 의한 수치해가 발산할 경우 그 발산을 방지하고 공정을 완수하기 위하여 기하학합평형법을 정식화하였다.

자동차 내부후드판넬의 스탬핑과정 해석을 통해서 본 프로그램은 스트레치성이 강한 임의의 스탬핑성형공정을 매우 유사하게 해석하며, 그 해가 안정적임을 알 수 있었고, 기하학합평형법은 실제 스탬핑을 짧은 시간에 해석할 수 있는 수치해석 방법으로 실제 금형설계단계에 적용할 수 있을 것으로 사료된다.

참고문헌

1. Frey, W. H. and Wenner, M. L., 1987, "Development and applications of an 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.
2. Oh, S. I. and Kobayashi, S., 1980, "Finite Element Analysis of Plane Strain Sheet Bending", Int. J. Mech. Sci. 22, pp.583-594.
3. Wang, N. M. and Tang, S. C., 1986, "Analysis of Bending Effects in Sheet Forming Operation", Proc. NUMIFORM '86, K. Mattiasson et. al. eds., Rotterdam, pp.71-76.
4. Lee, J. K., Choudhry, S., Hambrecht J., and Wagoner, R. H., 1990, "Plane Strain and Axisymmetric Finite Element Investigation of Sheet Metal Forming Processes", Proc. 3rd Int. Conf. Tech. Plasticity.
5. Choudhry, S. and Lee, J. K., 1989, "Numerical Simulation of Thin Sheet Metal Forming Processes Including Bending Effects", Proc. Micro. Devel. Cont. Mat. Proc., ASME/WA, San-Francisco, California.
6. 전기찬, 유동진, 이정우, 1989, "차체 판넬 프레스 성형 공정의 평면변형 해석", 대한 기계학회 추계학술대회.
7. 양동렬, 정완진, 송인섭, 1990, "2차원 강소성 유한요소범에 의한 자동차 박판 성형공의 변형해석에 관한 연구", KMC보고서, 한국과학기술원.
8. Keum, Y. T., Nakamachi, E., Wagoner, R. H., and Lee, J. K., 1990, "Compatible Description of Tool Surfaces and FEM Meshes for Analyzing Sheet Forming Operations", Int. J. Num. Meths Engrg., Vol. 30, pp.1471-1502.
9. Keum, Y. T. and Wagoner, R. H., 1992, "A Finite Element Program for Simulating Sheet-Metal Stretch Forming Processes", KSME J., Vol. 6, No.1, pp. 6-15.
10. Hill, R., 1979, "Theoretical Plasticity of Textured Aggregates", Math. Proc. Camb. Phil. Soc., 85, pp179-191.
11. Drucker, D.C., 1951, "A More Fundamentals Approach to Plastic Stress-Strain Relation" Proc. 1st U.S. Nat'l Cong. of Appl. Mech., AMSE.
12. Hosford, W.F. and Caddie, R.M., 1983, "Metal Forming : Mechanics and Metallurgy, Prentice Hall Inc.
13. 김영탁, 1993, "박판 성형 공정의 유한요소 해석을 위한 마찰접촉 모델", 대한기계학회 논문집, 제 17권 제 9호, pp2242-2251
14. Saran, M.J., Keum, Y.T., and Wagoner, R.H., 1991, "Section Analysis with Irregular Tools and Arbitrary Draw-in Conditions for Numerical Simulation of Sheet Forming", Int. J. Mech. Sci., Vol 23, No.11, pp893-909.
15. Keum, Y.T., Wang, C.T., Saran, M.J. and Wagoner, R.H. 1992, "Practical Die Design Via Section Analysis", J. of Mat. Proc. Tech., Vol. 35, pp1-36.
16. 김영탁, Wagoner, R.H., 1991, "프레스 금형 단면의 성형성 평가를 위한 유한요소법", 대한기계학회 논문집, 제 15권 제 4호, pp1108-1122.
17. 김영탁, 정관수, 박진무, 이승연, "평면 이방성 박판 스프링 공정의 3차원 유한요소 해석", 대한기계학회 '93 추계학회대회 논문집, 제1권, pp.602-607,1993

18. H. Sugiura, I.Okamoto, T. Iijamatsu, J.Yoshimi, K. Fujiwara, 1988, "Evaluation of Elongation and Material Movement during Press Forming with CAD ", JSAE Review, Vol.9, No.2, pp62-69.

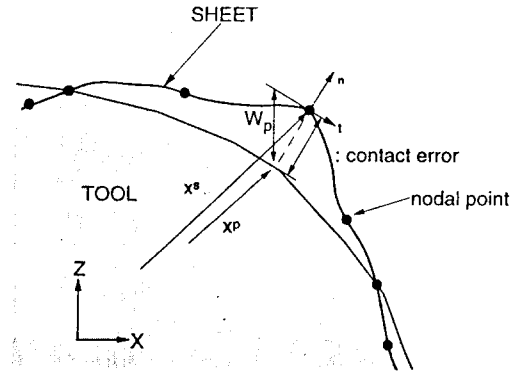


Fig. 1 Definition of mesh-based contact error.

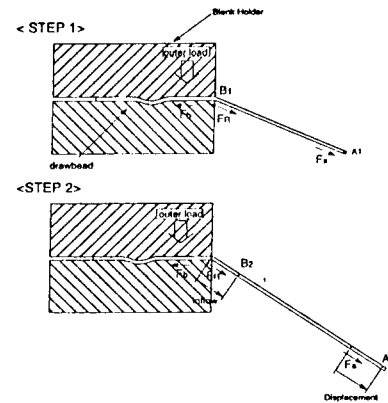


Fig. 2 Schematic view of material movements in blank holder.

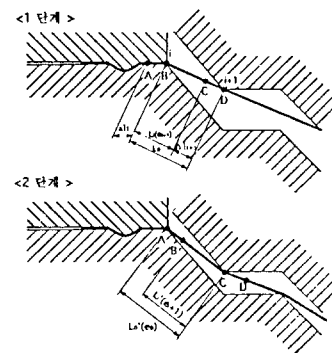


Fig.3 Relation of deformation and material movements during forming process.

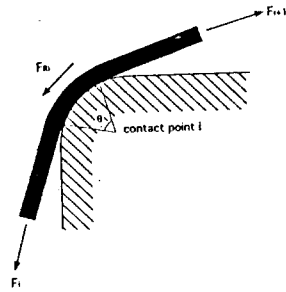


Fig. 4 Resistance force at contact point i.

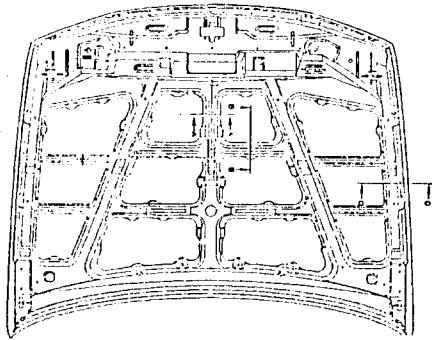


Fig. 5 Plane view of G-Hood Incer panel showing the positions of Sections to be analyzed.

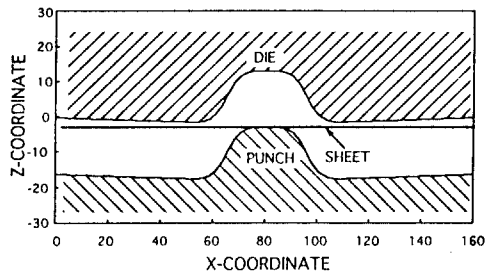


Fig. 6 Tooling geometry for analyzing Section A-A.

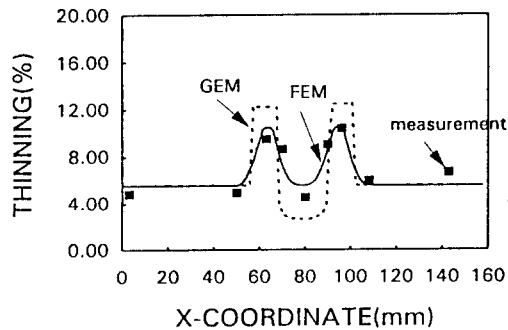


Fig. 7 Comparison of strain distribution between the FEM result and GEM result and measured one in Section A-A.

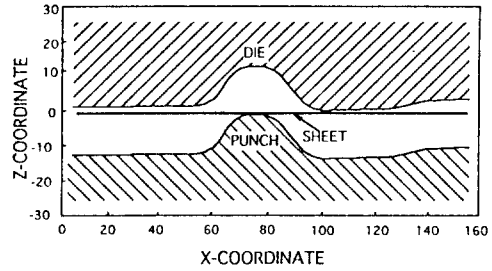


Fig. 8 Tooling geometry for analyzing Section B-B.

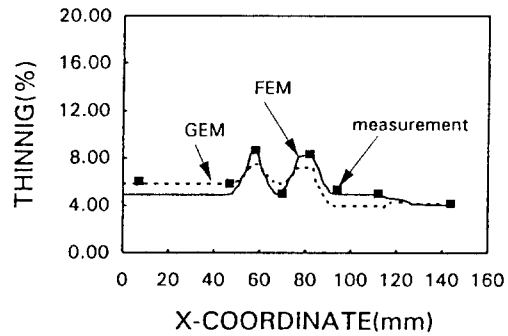


Fig. 9 Comparison of strain distribution between the FEM result and GEM result and measured one in Section B-B.

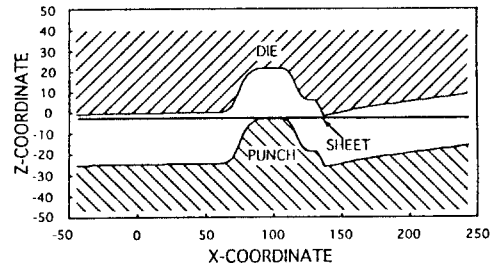


Fig. 10 Tooling geometry for analyzing Section D-D.

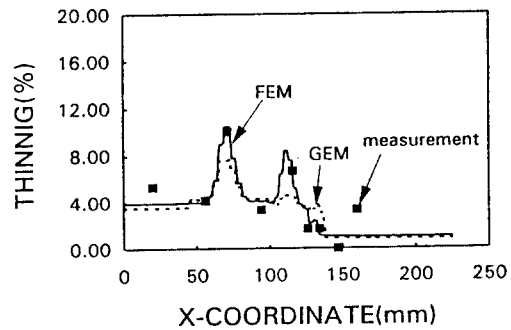


Fig. 11 Comparison of strain distribution between the FEM result and GEM result and measured one in Section D-D.