

스탬핑 금형의 성형성 평가를 위한 유한요소/기하학힘평형법 프로그램 개발과 응용

김 종 필*, 금 영 탁**

Development and Application of FEM/GEM Program for Evaluating Formability of Stamping Dies

J.P. Kim*, Y.T. Keum**

ABSTRACT

A 2-dimensional FEM/GEM program was developed under the plane strain assumption using linear line elements for analyzing stretch/draw forming operations of an arbitrarily shaped draw-die. FEM formulation adopted a new algorithm for solving force equilibrium as well as non-penetration condition simultaneously. Also, a rigid-viscoplastic material model with Hill's normal anisotropic yield condition and rate-sensitive hardening law is assumed, along with the Coulomb friction law in the contact regions. For the case of numerical divergence at nearly final forming stages, geometric force equilibrium method(GEM) is also introduced. The developed program was tested by simulating the forming processes of cylindrical punch/open die, and the drawing processes of automotive oilpan and hood inner panel in order to verify the usefulness and validity of FEM/GEM formulation. The numerical simulation verified the validity and robustness of developed program.

Key Words : FEM(유한 요소법), Geometric Force Equilibrium Method(기하학힘평형법), Normal Anisotropic Yield Condition(수직이방성 항복조건), Plane Strain Assumption(평면변형률 가정), Rigid-Viscoplastic(강점소성)

기호설명

F_I : 내부 저항력 벡터

K_E : 외부 강성행렬

F_E : 외부 접촉력 벡터

M : Hill 의 항복함수 파라미터

K : 강성행렬

m : 변형률 속도 민감도 지수

K_I : 내부 강성행렬

n : 법선 단위 벡터

* 한양대학교 대학원 정민기계공학과
** 정희원, 한양대학교 정밀기계공학과

n	: 변형경화지수	$\bar{\sigma}$: 유효 응력
r	: 수직 이방성 계수	ε_o	: 이전 변형률
\mathbf{r}	: 일반화된 미지의 종속벡터	$\bar{\varepsilon}$: 유효 변형률
R_E	: 일반화된 외력벡터	γ	: 기본 변형률 속도
R_I	: 일반화된 내력벡터	F_b	: 블랭크 훌더 인장력
t	: 접선 단위 벡터	$F_{b\max}$: 최대 블랭크 훌더 인장력
P	: 법선방향 힘의 크기	L_{i+1}	: i번째 비접촉 구간의 길이
\mathbf{x}	: 절점의 위치벡터	Δl_i	: i번째 접촉부의 재료이동량
μ	: 르롱 마찰계수	F_R	: 통과 저항력
δu	: 수정 변위 증분	F_{Mi}	: i번째 접촉부의 굽힘력과 굽힘복원력
Δr	: 종속벡터 \mathbf{r} 의 증분	θ_i	: i번째 접촉부위의 접촉각
$\Delta \mathbf{u}$: 변위 증분	θ_N	: 접촉구간에서의 정체점
$\Delta \mathbf{u}^*$: 시도 변위 증분	t	: 박판의 두께
ΔW_p	: 소성일 증분	e	: 공칭변형률

1. 서 론

자동차 차체판넬과 같은 스템핑 다이를 설계하고 제작하는 데에는 많은 시간과 비용이 필요하다. 최근에 들어 이를 줄이기 위하여 컴퓨터 시뮬레이션이 시도되고 있는데 핵심 기술로 주로 유한요소법(FEM)이 이용되고 있다.

과거 20여년 동안 유한요소법에 의한 많은 연구사례가 발표되었으나 스템핑 금형 설계 해석용으로 전문화되지는 못했다. Frey와 Wenner⁽¹⁾은 1차원 탄소성 박막 유한요소 프로그램을 개발하였고, 굽힘효과가 중요한 영향을 미치는 성형공정을 해석하기 위해서 Oh와 Kobayashi⁽²⁾, Wang과 Tang⁽³⁾, 그리고 Lee와 Choudhry⁽⁴⁾⁽⁵⁾는 굽힘모델 유한요소 프로그램을 개발하였으나 박막모델에 비해서 상당한 계산시간을 필요로 한다. 국내에서는 양동열⁽⁶⁾ 등이 2차원 강소성 유한요소 정식화를 수행하였다.

실제로 대부분의 박판성형해석은 3차원적으로 이루어져야 한다. 3차원 유한요소해석은 모델 전체를 해석하기 때문에 해석결과로부터 성형성을 직접 평가할 수 있다. 그러나, 내연적인 방법을 이용한 In-house용 3차원 프로그램은 경계조건의 묘사가 까다롭고 수렴에 어려움이 있을 뿐만 아니라, 결과를 내는 데에 많은 계산시간이 필요하다. 한편, 평면변형률(plane strain)상태의 단면 성형해석은 금형설계를 신속하고 안정하게 평가할 수 있는 장점이 있다.

유한요소법에 의한 박판성형 해석에서 마찰접촉 문제는 수치해의 수렴성에 큰 영향을 미치므로 중요한 문제이다. 본 연구에서는 Keum⁽⁷⁾⁽⁸⁾등에 의해 우수성이 입증된 유한요

소 기초 법선벡터를 사용한 마찰접촉 조건을 도입하였다. 또한, 힘평형 방정식과 금형과 박판의 기하학적 구속조건을 동시에 만족하는 통합방정식을 구성하여 뉴튼랩슨(Newton-Raphson)방정식의 수렴도를 향상시키고 계산의 효율을 증가시켰으며 딥드로우잉 성형공정 해석을 위하여 경계조건을 적절하게 묘사하여 실제 작업여건을 수용하였다.

한편, 유한요소법에 의한 박판성형해석용 프로그램은 복잡한 형상을 지닌 금형의 성형해석에 많은 문제점을 갖고 있다. 가장 큰 문제점은 어느 단계까지 성형해석된 후에 불규칙한 성형조건을 만나면 수치해가 발산한다는 것이다. 따라서 유한요소법과는 달리 수렴성이 보장되면서 신속하게 성형성을 평가하여 다이설계를 안전하게 항상 해석할 수 있는 해법이 필요하다. 본 연구에서는 전단계의 FEM 해석에서 수렴된 결과를 입력치로 하고, 박판변형 형상의 CAD적 연산과 금형과 박판의 힘평형 관계식을 이용하여 최종 성형 단계까지 해석을 완수하는 기하학힘평형법(geometric force equilibrium method, GEM)을 정식화하고 프로그래밍 하였다. Toyota 자동차와 Mazda 자동차에서는 이와 유사한 방법으로 다이페이스 CAD시스템을 구축하여⁽⁹⁾, 스템핑 공정의 성형성을 평가한 바 있다. 국내에서는 기아자동차에서 성형에너지 최소화 기법으로 스템핑 금형 평가 시스템을 구축하였다.⁽¹⁰⁾

끝으로, 개발된 단면성형해석 프로그램의 타당성과 수치적 안정성을 알아보기 위하여 오하이오 벤치마크 테스트라고 알려진 실린더형 편치/개방다이의 성형해석을 실시하여 타 연구자의 연구결과와 비교하였다. 또한 본 프로그

램의 유용성을 알아보기 위하여 자동차 엔진용 오일팬의 딥드로우인 공정과 후드 내부판넬 드로우 디자인의 각 단면을 시뮬레이션 하였다. 각 해석단면마다 유한요소법으로 공정을 완수한 해석결과와 기하학적평형법에 의해 공정을 완수한 해석결과를 측정치와 함께 비교하였다.

2. 소성 구성방정식

평면응력상태에 있는 수직이방성 박판재의 거동을 예측하기 위하여 Hill의 신항복이론을 도입하여⁽¹³⁾ 평면변형률 상태로 가정하면 변형률 속도장에서의 항복조건식은 다음과 같이 표현된다.^(12 13 14)

$$\dot{\varepsilon} = D_1 \left(D_2 + 1 \right)^{\frac{M-1}{M}} |\dot{\varepsilon}_1| \quad (1)$$

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

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

$$\bar{\sigma} = K (\bar{\varepsilon} + \varepsilon_0)^n \left(\frac{\bar{\varepsilon}}{\gamma} \right)^m \quad (2)$$

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

3. 유한요소법

3.1 접촉처리 알고리즘

유한요소 기초 마찰접촉 알고리즘을 도입하여⁽¹⁴⁾ 편치와 접촉하는 박판의 관점에서 금형과 박판의 비침투 조건인 기하학적 구속조건을 기술하면 다음과 같다.

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

여기서, ${}^{n+1}\mathbf{x}^s$ 는 유한요소 절점의 위치벡터이고, ${}^{n+1}\mathbf{x}^p$ 는 이 절점에서 유한요소 기초 벡터방향으로 금형 표면과 만나는 점의 위치벡터이다.

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

$$D_p = n \cdot \left({}^{n+1}\mathbf{x}^p - {}^{n+1}\mathbf{x}^s \right) \quad (4)$$

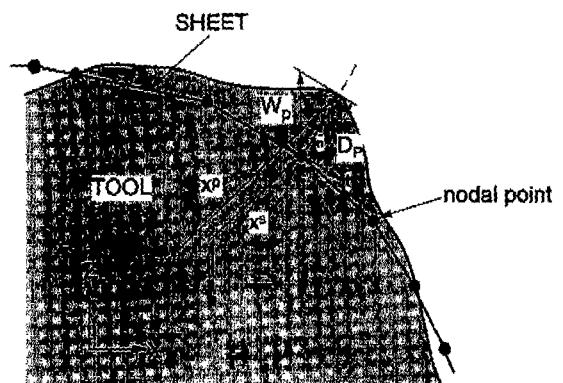


Fig. 1 Definition of mesh-based contact error.

여기서, n 는 유한요소 기초 단위 벡터로 접촉절점에서의 경사의 방향으로 나타난다.⁽¹⁵⁾

3.2 유한요소 수식화

박판성형시 최소에너지 경로를 따라 이루어진 소성일황에 가상일의 원리(principle of virtual work)를 적용하여 다음과 같은 평형방정식을 얻는다⁽¹⁶⁾.

$$F_I(\Delta u) = F_E(\Delta u) \quad (5)$$

여기서, F_I 는 소성변형에 의한 내부 저항력 벡터이고, F_E 는 금형과의 접촉에 의한 외부 접촉력 벡터이다.

평면변형률로 가정된 단면해석에서 평형방정식, 식(5)와 기하학적 구속조건식, 식(3)을 포함하는 통합방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} {}^{n+1}\mathbf{F}_I &= {}^{n+1}\mathbf{F}_E \\ {}^{n+1}\mathbf{x}^s &= {}^{n+1}\mathbf{x}^p \end{aligned} \quad (6)$$

절점변위와 법선방향성분 외력으로 구성되는 미지의 종속벡터 $r = \begin{bmatrix} u \\ p \end{bmatrix}$ 을 도입하여 식(6)을 간략화시키면 다음과 같다.

$${}^{n+1}R_I(\Delta r) = {}^{n+1}R_E(\Delta r) \quad (7)$$

$$\text{여기서, } R_I = \begin{bmatrix} {}^{n+1}F_I(\Delta u) \\ {}^{n+1}x^s \end{bmatrix}, R_E = \begin{bmatrix} {}^{n+1}F_E(\Delta u) \\ {}^{n+1}x^p \end{bmatrix}$$

식(7)을 종속벡터의 시도증분 Δr^* 에 관하여 테일러(Taylor) 급수로 전개하여 선형화시키면, 다음과 같은 뉴튼랩슨 방정식을 얻을 수 있다.

$${}^{n+1}K_r \cdot \delta r = {}^{n+1}R_E - {}^{n+1}R_I \quad (8)$$

여기서, K_r 은 종속벡터의 시도증분 Δr^* 로 정의되는 일반화된 접선강성행렬이며, δr 는 평형상태에서 "0"이 된다. 식(8)을 행렬 형태로 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} K & \Gamma \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta u \\ \delta P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^{n+1}F_E - {}^{n+1}F_I \\ {}^{n+1}D^p \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서, δu 는 평형상태에서 "0"인 값을 갖는 수정변위증분벡터이고, K 는 시도변위증분(Δu^*)으로 표현되는 강성행렬이며⁽¹⁰⁾ Γ 와 C 는 다음과 같이 각각 표현된다.

$$\Gamma = -\frac{\partial(F_E - F_I)}{\partial P} \quad (10)$$

$$C = -\frac{\partial D_p}{\partial \Delta u} = -\frac{\partial(W_p / ZN)}{\partial \Delta u} \quad (11)$$

4. 기하학적평형법

4.1 박판변형 형상 예측

임의의 형상의 편치와 다이의 단면 데이터가 주어지면 기하학적인 관계로부터 판넬의 기하학적인 성형곡선을 구할 수 있다(Fig.2 참조). 금형데이터로부터 박판의 변형형상은 임의의 편치위치와 다이를 연결하는 포락선(envelope)을 드로우비드 절점사이에서 구한 것과 같다. 즉, 양쪽 드로우비드부 사이에서 다이와 편치에 침투가 일어나지 않는 최단거리를 구함으로써 항상 결정된다.

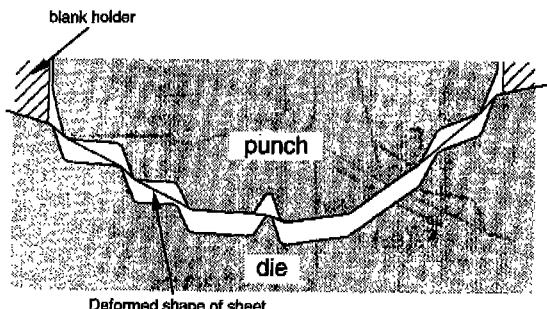


Fig. 2 Deformed shape of sheet in forming process.

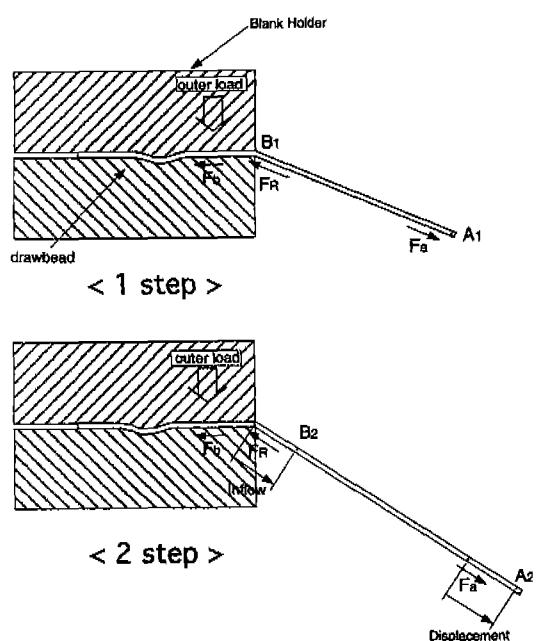


Fig. 3 Schematic view of material movements in blank holder

4.2 재료이동

4.2.1 블랭크 홀더부에서의 재료이동

성형과정에서 블랭크홀더면으로부터 다이내부로의 재료이동을 Fig.3과 같이 모델링하였다. 1단계에서 재료상의 점 A_1 이 2단계에서 A_2 로 이동할 때 재료의 유입과 신장의 증가에 따라 인장력 F_a 는 증가한다. 따라서 블랭크홀더력 F_b 는 증가한다. 즉, 변형에 의해 발생된 F_a 가 증가하여 통과 저항력 F_R 과의 차의 값이 $F_{b\max}$ 와 같아지는 시점으로부터 다이내부로 재료의 유입이 시작되어 이후에는 이 두 힘의 평형에 의하여 재료이동이 생긴다고 가정한다.

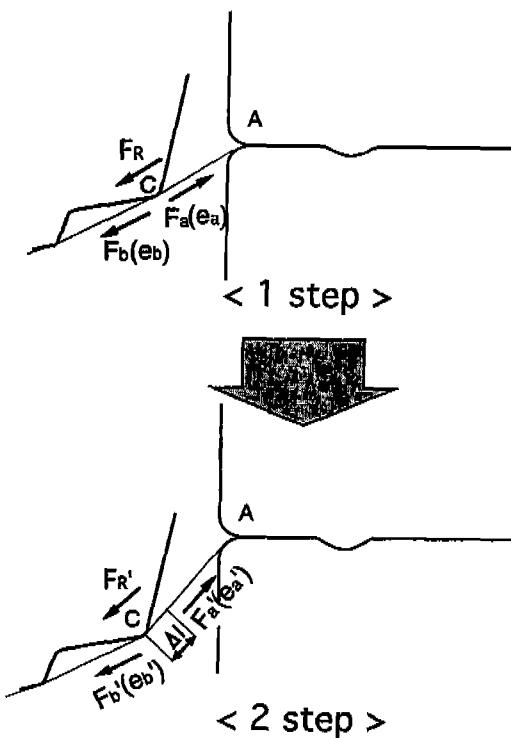


Fig. 4 Material movement at a contact point in die-cavity.

4.2.2 다이 내부 접촉구간에서의 재료이동

다이내부의 접촉점에서의 재료이동은 비접촉구간의 장력과 다음에서 정의한 접촉부에서의 통과 저항력의 차에 의해 결정된다. Fig.4에서 1단계의 접촉점 C에서 힘평형을 이루고 있다. 점 A와 C 사이에 박판의 신장이 일어난 곳, 점 C에서 재료이동이 일어난다. 이때, 점 C에서 통과 저항력은 재료이동후까지도 박판장력과 평형을 이루며, 재료이동후에도 신장은 점 C에 영향을 주는 장력 F'_a , F'_b 에 해당하는 e'_a , e'_b 가 된다고 가정한다.

4.3 적합조건

4.3.1 비접촉구간의 변형률 및 응력

Fig.5에서와 같이 평형상태인 1단계에서부터 2단계로 편치가 이동할 때 구간 i의 양단에서 재료이동 Δl_i , Δl_{i+1} 가 발생한다. 2단계에서의 비접촉구간 i의 변형률은 재료이동과 신장을 고려하여 다음과 같이 표현할 수 있다^(17, 18).

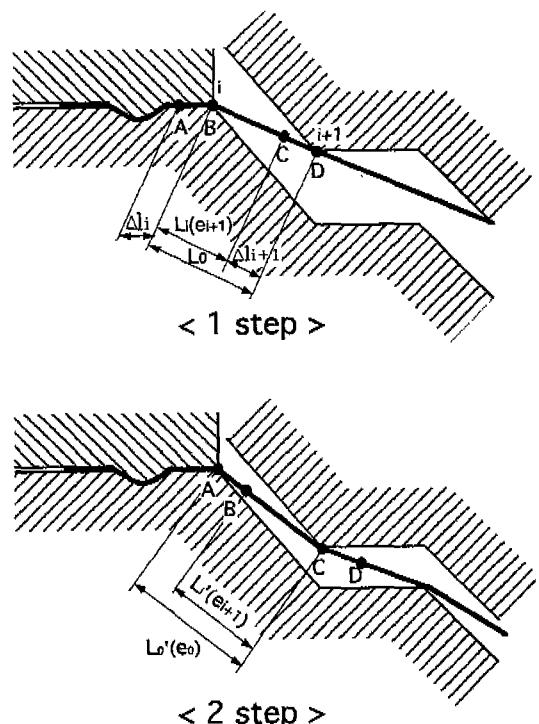


Fig. 5 Relation of deformation and material movements during forming process.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{2i} &= \varepsilon_{1i} + \Delta\varepsilon_i \\ &= \ln\left(1 + \frac{l'_{2i} - l_{1i}}{l_{1i}} + e_{1i} \frac{l'_{2i}}{l_{1i}}\right) \end{aligned} \quad (12)$$

여기서, $l'_{2i} = l_{2i} + \Delta l_{i+1} - \Delta l_i$ 이며 l_{1i}, l_{2i} 는 각각 1단계와 2단계에서의 i번째 비접촉구간의 길이이며, $\Delta l_i, \Delta l_{i+1}$ 는 그 부위에서의 좌우 재료이동량이다. 식 (12)는 재료이동량의 합수식으로 간략화된다.

한편, Hill의 신항복이론과 등방성 경화법칙을 조합하여 비접촉구간의 길이방향으로 응력을 구하면 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \sigma_{1i} &= K \left[\left(D_1 \left(D_2 + 1 \right)^{\frac{M-1}{M}} \right)^{n+1} \left(\frac{1}{(1+2r)D_2^{(M-1)}} \right)^{1/M} \right] \\ &= g_i(\varepsilon_{1i}) \end{aligned} \quad (13)$$

4.3.2 접촉구간의 변형률 및 응력

접촉구간에서는 좌우 비접촉구간에서 걸리는 장력과 접

축구간에서의 마찰에 의하여 재료이동량이 발생하지 않는 정체점이 존재하게 된다. 이점의 위치(θ_s)는 좌우 비 접촉구간에 걸리는 장력을 기초로 벨트장력식에 의하여 구할 수 있다^{(17) (18)}. 또한, 정체점에서의 응력은 θ_s 의 값을 벨트장력식에 대입하여 구한다.

$$\sigma_s = \sigma_i e^{-\mu\theta_s} \quad (14)$$

접촉구간에서의 응력은 정체점에서의 응력 σ_s 을 기초로 벨트장력식에 의해 구할 수 있다^{(17) (18)}. 한편, 접촉구간에서의 변형률은 응력의 값을 식(13)에 대입하여 구하면 다음과 같다.

$$\varepsilon_{\phi i} = g^{-1}(\sigma_{\phi i}) \quad (15)$$

4.4 통과 저항력

통과 저항력 F_{Ri} 는 마찰력과 굽힘에 의한 힘으로 구성된다. 이 힘은 Fig. 6에서 보듯이 접촉부 양쪽의 장력 F_i, F_{i+1} 중 작은 값 $F_i (F_i < F_{i+1})$ 과 박판의 굽힘변형에 의해 발생하는 저항력 F_{Mi} 와의 합력을 초기 장력으로 하는 벨트장력식에 의해 구해진다. 본 연구에서는 F_{Mi} 를 상당히 작은 값으로 보고 무시할 경우 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$F_{Ri} = F_i \{ \exp(\mu\theta_i) - 1 \} \quad (16)$$

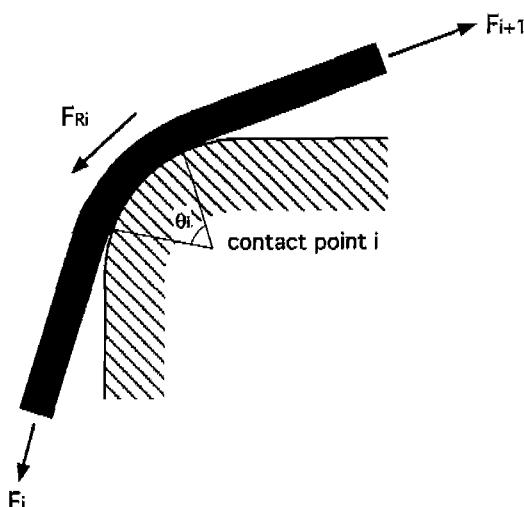


Fig. 6 Resistance force at the i-th contact region.

4.5 힘 평형조건

1단계에서의 접촉구간 i에서 $|F_{i+1} - F_i| \leq F_{Ri}$ 인 상태에서 2단계로 진행할 때 박판내부의 인장력이 증가하여 $|F_{i+1} - F_i| > F_{Ri}$ 로 되며 재료의 이동이 발생한다.

재료의 신장과 이동에 따른 박판내부의 장력 F_i, F_{i+1} 는 접촉구간의 통과저항력의 값보다 작아질 때까지 증가한다. 즉, 접촉부의 힘평형 조건은 아래식으로 결론지어진다.

$$|F_{i+1} - F_i| - F_{Ri} \leq 0 \quad (17)$$

여기서, 장력 F_{i+1}, F_i 는 재료이동량의 함수식으로 표현되므로, 식 (17)은 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$|g_{i+1}(\Delta l_i, \Delta l_{i+1}) - g_i(\Delta l_{i-1}, \Delta l_i)| - F_{Ri} \leq 0 \quad (18)$$

4.6 재료이동량의 결정

힘평형조건식, 식(18)을 만족하는 해를 구하기 위해서 접촉부위에서의 재료이동량을 결정해야 한다. 본 연구에서는 편차이동에 따른 박판의 변형은 금형과의 접촉에 의한 외력에 의한 일(통과저항력의 일)과 박판 내부의 인장력에 의한 일이 같아질 때 전체 박판은 평형상태를 이루며 최적의 재료이동량이 결정된다고 가정하였다.

접촉구간에서 재료의 내력에 의한 일은 미소하다고 가정할 때, 박판전체의 내부일은 다음과 같이 표현된다.

$$W_i = \sum_{i=1}^{N-1} \int_{l_{i1}}^{l_{i2}} F_i \, dl_i \quad (19)$$

여기서, N은 접촉구간의 총개수이다.

한편, 접촉구간에서의 통과저항력에 의한 외력의 일량은 다음과 같이 정의된다.

$$W_e = \sum_{i=1}^N \int_0^{\Delta l_i} F_i (e^{\mu\theta_i} - 1) d\Delta l_i \quad (20)$$

여기서, Δl_i 는 i번째 접촉부위 재료이동량이다.

내력의 일과 외력의 일이 같아질 때 최적의 미끄러짐량이 결정되며 힘평형 조건이 만족되게 된다.

$$W_i = W_e \quad (21)$$

4.7 체적 불변의 법칙(volume constancy) 적용과정

기하학함평형법에서는 먼저 비접촉구간의 변형률을 양 끝단에서의 재료이동량을 결정하여 구하게 되며 이를 기초로 접촉구간의 변형률을 확정시키는 단계를 거치게 된다. 이때 박판의 소성변형시 기본적으로 만족되어야 할 체적불변의 법칙을 적용하기 위해서 각단계에서의 체적 변화를 초기 소재의 전체체적과 비교하게 되며 이것을 만족하지 않을 때에는 재료이동량의 가정을 재 증분하여 재료이동량의 최적화 과정을 거쳐서 해석을 완수하게 된다. 즉 각단계에서 비접촉 구간의 개수와 접촉구간을 임의의 개수로 구역별로 나누어 각각의 구간에서의 체적변화를 고려하여서 각 시간증분단계에서의 재료이동량을 최적화 한다. 체적 변화의 체크방법은 재료이동량의 변화를 시행 착오적으로 계산하였다.

5. 수치해석 과정 및 방법

5.1 프로그램의 구성

Fig. 7은 유한요소법과 기하학함평형법 프로그램의 개략도이다. 유한요소법에서는 종분변형해석시 앞의 이론에서 구성한 힘평형방정식과 박판과 금형사이의 기하학적인 구속조건을 동시에 풀어서 만족하는 수치해를 구한다. 해가 발산할 경우 시간 증분을 반으로 줄여서 뉴튼랩순식을 풀게 되는데 감소횟수가 "5"보다 커지면 기하학함평형법에 의해서 그 이후의 단계를 해석한다. 기하학함평형법에서는 먼저 박판의 변형형상을 예측하여 접촉부위와 비접촉부위를 판별하고 각 접촉부위에서 힘평형조건을 적용하여 미끄러짐이 발생할 때에는 그 값을 최적화하여 각 단계의 해석을 완수하게 된다.

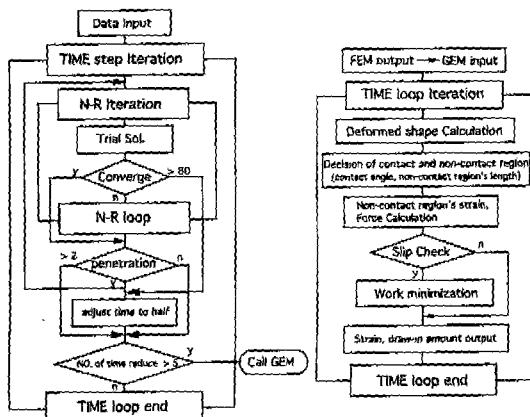


Fig. 7 Schematic flowchart of FEM/GEM analysis.

5.2 FEM 데이터의 GEM데이터로의 변환과정

FEM 해석결과 요소 단위로 유효응력과 유효변형률을 가지게 되며 GEM해석에서는 먼저 그 값들을 구간 기초로 환산하게 된다. FEM 해석결과 각각의 절점별로 금형과의 접촉상태의 구분 플래그를 기초로 하여 금형과의 비접촉에 해당하는 요소들의 길이방향변형률 값을 총합하여 i번째 비접촉구간에 해당하는 요소의 개수로 나눔으로써 변형률을 구한다(Fig. 8 참조). 이것은 GEM해석에서 전단계의 i번째 비접촉구간의 이전단계의 변형률 값으로 입력된다.

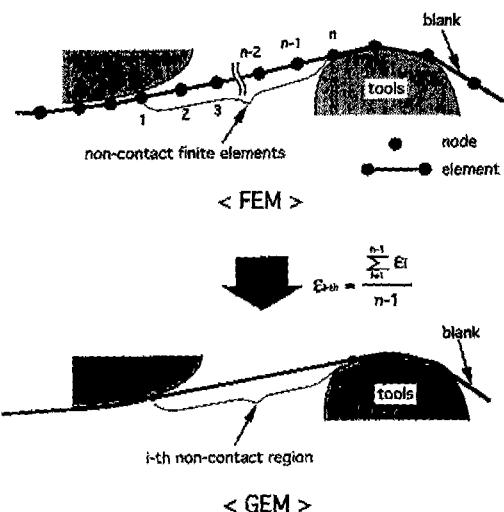


Fig. 8 Conversion of FEM output to GEM input data.

5.3 딥드로우잉 공정의 경계조건

스템핑 과정에서 드로우비드에 의한 굽힘 저항력과 블랭크홀딩력의 합력인 드로우비드 저항력을 박판이 유입되는 초기에 급격히 상승하고, 거의 일정한 저항력 F_D 를 유지한다. 드로우인을 묘사하기 위해서 다음과 같은 수치적 모델을 사용하였다^[15, 16]

$$F_I < F_D \text{ (stretch)} \quad (22)$$

$$F_I < F_D \text{ (draw - in)}$$

한편, 딥드로우잉 성형공정 중에 블랭크가 다이공동부로 유입될 때 드로우비드부의 주름방지와 성형이 원만하게 이루어지게 하기 위해서 블랭크 홀더는 분포력의 형태로 다이페이스부의 블랭크를 지지하고 있다. 분포력을 드로우비드 절점력으로 환산하면, 이 힘은 다이공동부 바로

밑부분에 작용하며 그 절점의 위치는 드로우인이 일어나 도 유지되는 특성을 지니고 있다.

본 연구에서는 딥드로우잉 성형공정의 수치해석에서 다이공동부 바로 근처에 드로우비드력을 부과하였다가 드로우인이 발생하면 유입량만큼 드로우비드절점을 이동시키는 경계조건 알고리즘을 도입한다(Fig.9 참조). 충분 변형 해석에서 각 단계마다의 드로우양은 적은 양이므로 이런 효과를 고려하기 위해서는 유한요소를 상당히 작게 나누어야 한다.

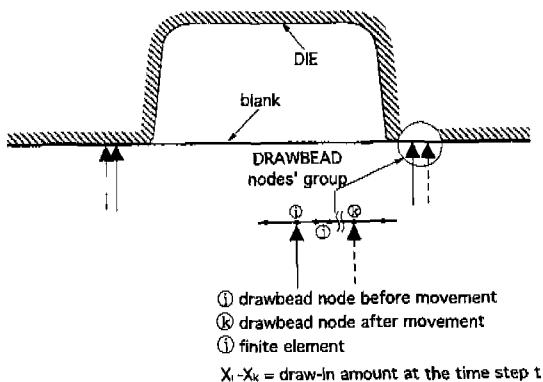


Fig. 9 Schematic view of assignment of boundary condition for the analysis of deep drawing process.

6. 수치 예제

본 연구의 타당성을 입증하기 위하여 유한요소법에 의해 해석을 완료한 경우와 기하학적평형법에 의해 해석을 완료한 경우의 결과를 비교하였다.

6.1 실린더형 편치/개방 다이

개발한 프로그램의 타당성을 확인하기 위하여 실린더형 편치/개방다이의 성형공정에 대한 해석을 수행하였다. 시뮬레이션에서 사용한 해석모델의 형상은 Fig.10과 같다. 해석의 편의성과 효율성을 위해서 Fig.10과 같이 대칭형 모델의 오른쪽 반만을 고려하여 해석하였다. 원쪽 끝은 x 방향이 고정되었고 z방향은 편치를 따라 이동하며, 오른쪽 끝은 드로인을 허용하기 위하여 일정한 힘경계조건 300 N/mm를 부여하였다. GEM에 의한 해석은 편치이동거리 3mm까지는 FEM에 의해 해석한 후 그 이후의 단계를 GEM에 의해 해석을 완료한 경우이다. 수치해석

에 사용한 재료의 물성과 변형경화 법칙의 특성은 Table 1과 같다.

Fig.11은 마찰계수가 $\mu=0.15$ 일 때 편치진행거리 40mm에서 변형률분포이고 Fig.12는 마찰계수가 $\mu=0.30$ 일 때 편치진행거리 40mm에서 변형률분포이다.

Table 1 Material properties of benchmark test problem.

Properties	Values
Normal anisotropy coefficient	$r = 1$
Hill's yield function parameter	$M = 2.0$
Stress-strain relation(MPa)	$\bar{\sigma} = 589(\bar{\varepsilon} + 0.0001)^{0.216}$
Sheet thickness(mm)	$t = 1$

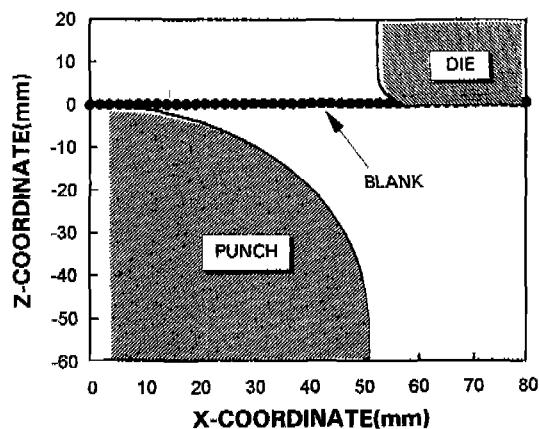
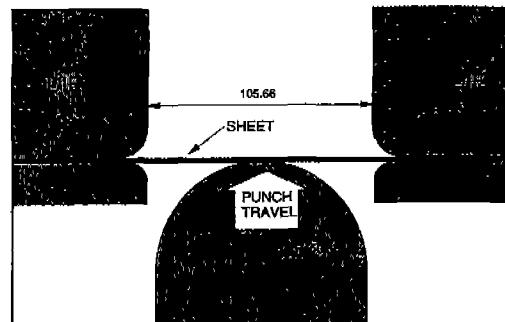


Fig. 11 Tooling description and geometry of cylindrical punch/open die forming process

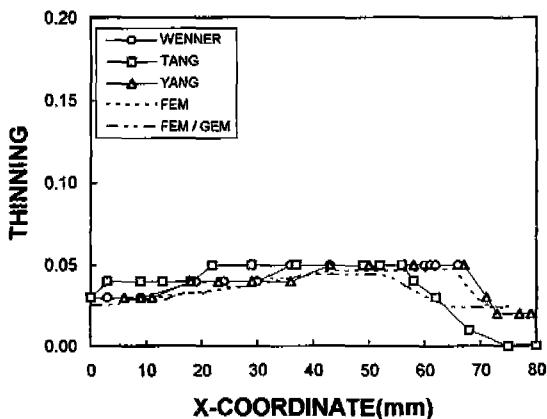


Fig. 11 Thickness strain distribution at the punch travel of 40mm ($\mu = 0.15$).

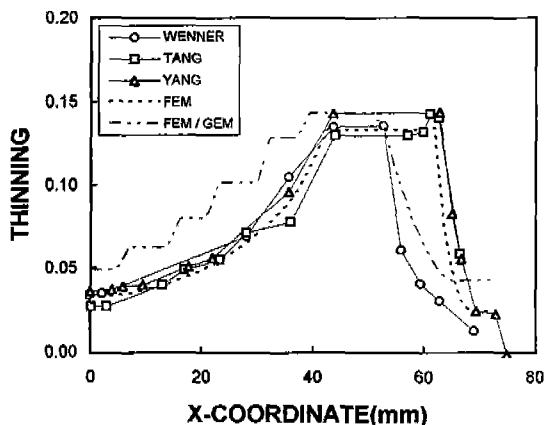


Fig. 12 Thickness strain distribution at the punch travel of 40mm ($\mu = 0.3$).

Fig. 11과 Fig. 12에서 보는 바와 같이 해석결과를 Tang, Wenner 그리고 Yang이 각각 해석한 것과 비교하였다 [19]. 여기에서 타 연구자의 결과와 FEM의 결과치는 초기 유한요소 위치를 기준으로 변형률이 표시되어 있으며, GEM의 결과는 변형된 형상의 좌표에 대하여 표시되어 있다. 각각의 그림에서 알 수 있듯이 FEM의 결과치는 타 연구자의 결과와 매우 유사하며 GEM에 의한 해석은 성형동안의 드로우인 량을 감안해 본다면 다른 FEM결과와 유사한 경향을 띠고 있음을 알 수 있다. 또한 전체적으로 마찰계수가 변형률 분포에 큰 영향을 끼침을 보여주고 있으며 그 값이 클 때에는 GEM의 결과가 다소 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

6.2 자동차 엔진용 오일팬

오일팬의 성형공정은 성형깊이가 깊고 드로우비드부가 없는 딥드로우잉 공정이다. 성형을 용이하게 하기 위하여 1차, 2차 드로우다이를 거쳐 완전한 성형이 이루어진다. Fig. 13은 오일팬의 1차드로우, 2차드로우에서 성형된 모양으로 평면변형률 상태의 가정이 타당한 단면 A-A, C-C에 대하여 해석을 수행하였다. 오일팬 해석에서는 블랭크 흘러부의 경계조건을 앞에서 정의한 드로우비드 절점의 이동방법을 적용하여 실제 딥드로우잉 공정을 수용하였다. 오일팬의 재질은 2장의 강판사이에 수지를 넣어 압연시켜 만든 제진강판으로서 Table 2와 같은 기계적 성질이 수치해석에 사용되었다.

Table 2 Material properties of JXR oilpan sheet

Properties	Values
Plastic anisotropy parameter	$r = 2.47$
Hill's yield function parameter	$M = 2.0$
Stress-strain relation(MPa)	$\bar{\sigma} = 505(\bar{\epsilon} + 0.0001)^{0.2688}$
Sheet thickness(mm)	$t = 1.45$
Coulomb friction coefficient	$\mu = 0.06$

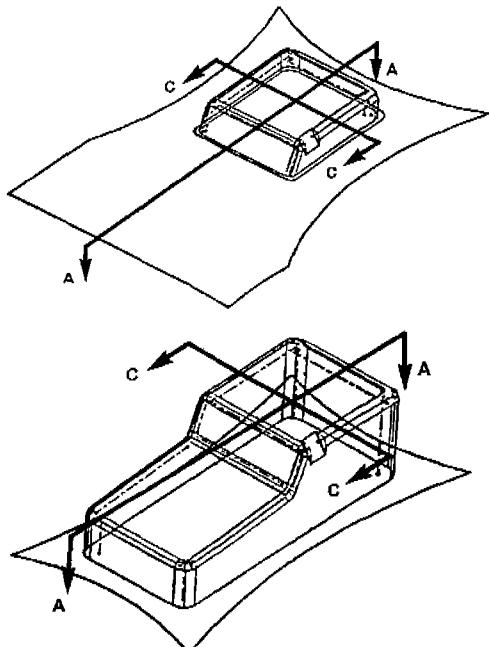


Fig. 13 Sections to be analyzed at the 1st and 2nd draw dies.

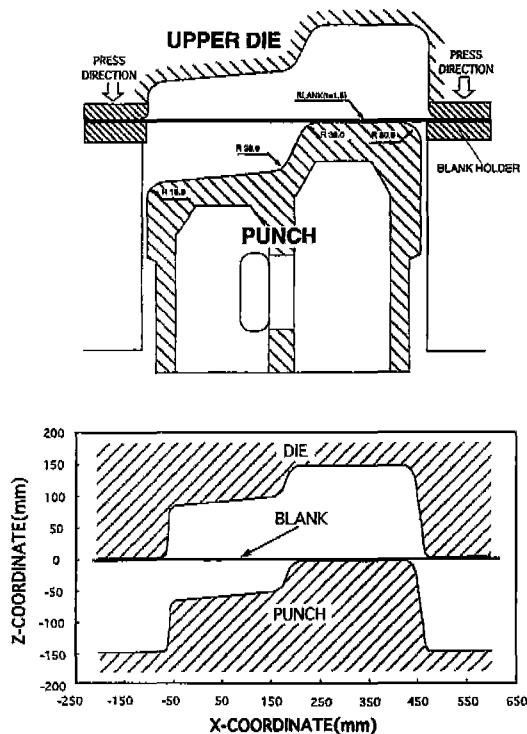


Fig. 14 Tooling geometry for analyzing section A-A of oilpan.

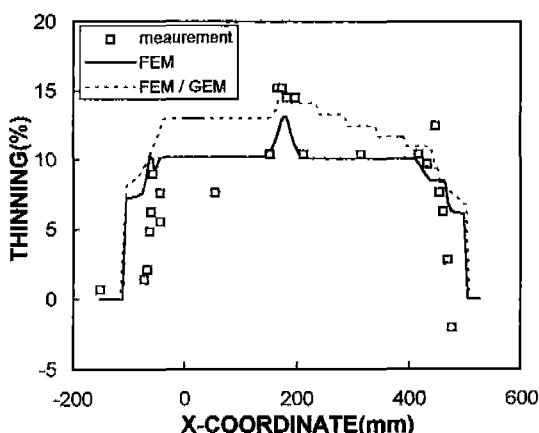


Fig. 15 Comparison of strain distribution among the FEM and GEM and measurement in section A-A of oilpan.

6.2.1 단면 A-A

단면 A-A의 금형형상과 초기 박판의 모양은 Fig. 14와 같다. 블랭크홀더력에 의한 드로우비드력을 좌측에 530N/mm, 우측에 510N/mm으로 각각 다이공동부 바로 밑부분에 ($X_{left\ boundary\ node} = -100\text{mm}$, $X_{right\ boundary\ node} = 507\text{mm}$) 부과하여 해석하였다. Fig. 15는 최종성형단계인 편치이동거리 144mm에서 해석결과와 변형률분포를 측정치와 함께 비교한 것이다. 여기서 GEM에 의한 해석은 편치진행거리 9mm부터 행해졌다. 그림에서 알 수 있듯이 블랭크홀더부의 박판은 변형이 거의 일어나지 않았으며 FEM에 의한 두께방향 변형률값은 전체적인 분포가 측정치와 유사한 경향을 띠고 있다. 또한 GEM에 의한 해석결과는 성형상위단계까지 비접촉부위로 남아있는 곳의 변형률값이 성형가능 여부를 판가름하는 측정치의 최대변형률값과 잘 일치하고 있다. Table 3은 FEM과 GEM에 의한 단면 A-A의 좌우 드로우인 량의 해석결과 비교이다.

Table 3 Comparison of draw-in amount between FEM and GEM in section A-A of oilpan.

	FEM	GEM
Left draw-in amount(mm)	50.432	53.161
Right draw-in amount(mm)	-69.740	-76.625

6.2.2 단면 C-C

Fig. 16은 단면 C-C의 금형형상과 박판배치도로서 박판의 중심을 기준으로 좌우대칭형상을 지니고 있다. 경계조건으로 좌우의 다이공동부 근처에 ($X_{left\ boundary\ node} = -147\text{mm}$, $X_{right\ boundary\ node} = 147\text{mm}$) 455N/mm의 드로우비드력을 부과하였다. Fig. 17은 FEM과 GEM에 의한 해석결과로서 GEM에 의한 해석은 편치이동거리 17mm부터 행해졌다. 두 해법에 의한 결과값의 분포가 매우 유사하다. 여기서 다이견부 부근의 해석결과가 다소 측정치와 다른 것은 실제 성형공정 중 블랭크홀더부의 박판에서 강판과 수지의 접착부의 틈새가 벌어진 것에 비롯되며 금형의 경사부분에서의 최대변형률의 값은 곡률반경과 박판두께에서 비롯되는 굽힘효과에 의한 것으로 판단된다. 본 FEM 프로그램은 박막 기초 유한요소 수식화에 기초하기 때문에 이런 효과는 고려할 수 없다. Table 4는 좌우 드로우인 량의 비교이다.

Table 4 Comparison of draw-in amount between FEM and GEM in section C-C of oilpan.

	FEM	GEM
Left draw-in amount(mm)	98.452	102.604
Right draw-in amount(mm)	-97.850	-101.188

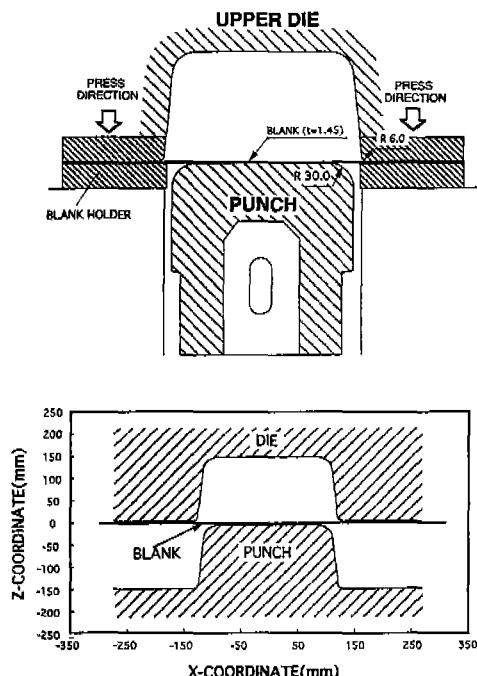


Fig.16 Tooling geometry for analyzing section C-C of oilpan.

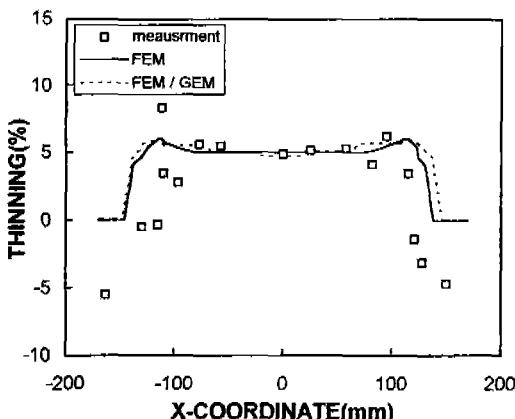


Fig.17 Comparison of strain distribution among the FEM and GEM and measurement in section C-C of oilpan.

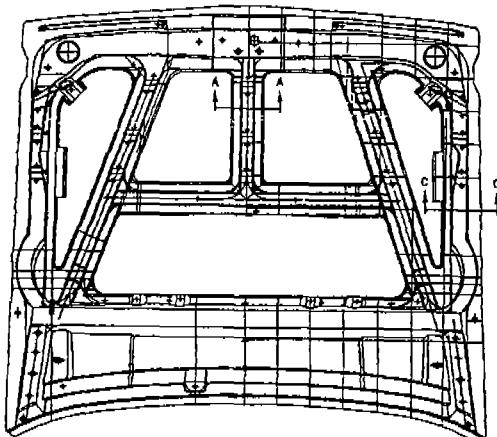


Fig.18 View of automotive hood inner panel showing the positions of section to be analyzed

Table 5 Material properties of the mild steel sheet(DQSK).

Properties	Values
Plastic anisotropy parameter	$r = 1.46$
Hill's yield function parameter	$M = 2.0$
Stress-strain relation(MPa)	$\sigma = 503(\bar{\epsilon} + 0.004)^{0.2}$
Sheet thickness(mm)	$t = 0.64$
Coulomb friction coefficient	$\mu = 0.09$

6.3 자동차 후드 내부 판넬

개발된 프로그램을 이용하여 자동차 후드 내부판넬의 스텟핑 공정을 성형해석하였다. Fig.18은 해석하고자 하는 드로우다이 형상으로서 거의 평면 변형상태인 두 개의 단면에 대하여 성형해석이 행해졌다. 드로우다이 중앙에 위치한 단면 A-A는 스트레치로 성형되고, 드로우다이 가장자리에 위치한 단면 C-C는 양끝에서 드로우인이 발생하는 문제로 해석하였다. 즉 단면 A-A는 클램핑 경계조건이 부과되었고, 드로우인 단면 C-C의 경우, 원쪽끝 절점에는 210 N/mm, 오른쪽끝 절점에는 205 N/mm의 제한력이 가해졌다. 수치해석에 사용된 박판의 기계적 성질은 Table 5와 같다.

6.3.1 단면 A-A

Fig.19는 단면 A-A의 금형 단면형상과 초기박판의 형상이다. FEM에 의해 해석을 끝마쳤을 때와 GEM에 의해 해석을 끝마쳤을 경우의 두께방향 변형률 분포를

Fig.20에 측정치에 의한 두께 방향 변형률 분포와 함께 비교하였다. 이 단면은 최대 편치이동거리가 18mm정도로서 GEM에 의한 해석은 편치이동거리 3mm까지는 FEM에 의해 성형해석을 수행하였고 그 이후의 단계에서부터 GEM에 의해 해석을 완료하였다. 그럼에서 알 수 있는 바와 같이 FEM에 의한 변형률 결과값은 측정치와 잘 일치하고 있다. 하지만 GEM에 의한 해석결과치는 그 분포가 FEM의 것과 비슷하지만 전체적으로 높게 나타나고 있다. 이는 스트레치 문제의 경우에는 GEM에 의한 해석이 부적합함을 나타내주고 있는데 그 이유는 좌우 경계부근에서 재료의 이동을 가정한 GEM 정식화의 근본적인 문제 때문인 것으로 생각된다.

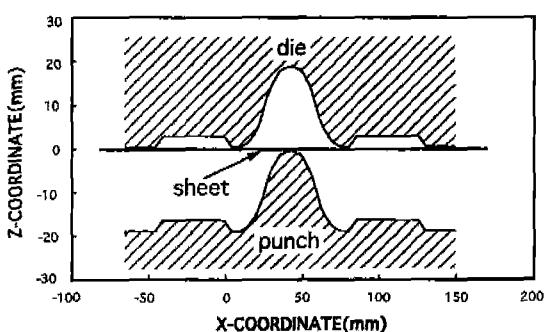


Fig. 19 Tooling geometry for analyzing section A-A of hood inner panel.

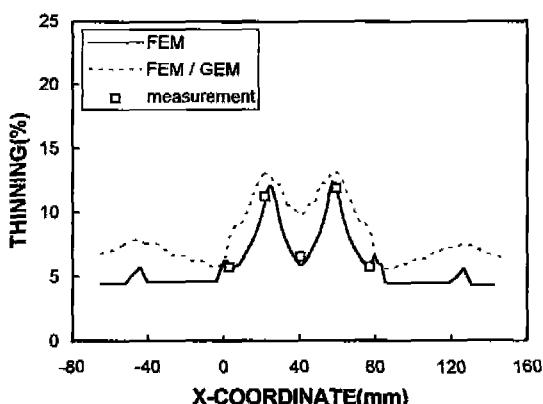


Fig. 20 Comparison of strain distribution among the FEM and GEM and measurement in section A-A of hood inner panel.

6.3.2 단면 C-C

단면 C-C는 후드 내부판넬의 우측 가장자리에 위치한 드로우인이 발생하는 단면으로써 금형형상과 초기 박판의 형상은 Fig.21과 같다. Fig.22는 최종성형단계(편치 진행거리 27mm)에서의 FEM과 GEM에 의한 해석 결과값을 측정치와 함께 비교한 것이다. 두 해법의 경향이 서로 유사하며 성형가능 여부를 판가름하는 최대 변형률의 값도 9% 정도로 측정치와 잘 일치하고 있으며 큰 무리없이 성형되리라고 예상할 수 있다. Table 6은 두 해법의 위한 드로우인 량의 비교표이다.

Table 6 Comparison of draw-in amount between FEM and GEM Section C-C of hood inner panel.

	FEM	GEM
Left draw-in amount(mm)	8.459	9.938
Right draw-in amount(mm)	-10.031	-11.438

6.4 유한요소법과 기하학적 평형법의 비교

개발된 FEM/GEM 프로그램으로 실린더형 편치/개방다이의 성형, 오일팬의 딥드로잉 공정 및 후드 내부 판넬의 스텔링 공정을 시뮬레이션 해 보았다. 각 예제에서 FEM의 결과값은 타연구자의 결과 및 측정치와 매우 잘 일치하였고 GEM에 의한 해석은 박판전체에 걸쳐 대략적인 변형률의 경향을 잘 추적하며 성형성 평가를 위해서 중요한 최대변형률의 값이 측정치와 잘 일치하였다. 또한 드로우인 단면에 대해서 두 해법 모두 비슷한 값의 드로우인 량을 나타냈다.

한편, FEM에 의해 해석을 완료할 경우에는 앞의 이론에서 구성한 뉴튼-랩슨 방정식의 해가 수렴하는데 GEM에 비해 많은 시간을 필요로 한다. Table 7은 앞 절의 수치예제를 IBM-PC 486DX2-66으로 실행시켰을 때 소요된 시간비교를 보여주고 있다. 표에서 알 수 있듯이

Table 7 Comparison of computation time between FEM and FEM/GEM.

	FEM	FEM/GEM
Cylindrical punch / open die	162 sec	14 sec
Oilpan (section A-A)	2175 sec	21 sec
Oilpan (section C-C)	1825 sec	15 sec
Hood inner panel (section A-A)	110 sec	13 sec
Hood inner panel (section C-C)	357 sec	17 sec

GEM은 FEM에 비하여 매우 신속하게 해석을 완료할 수 있다.

이상과 같은 수치해석 결과로부터 FEM에 의한 해석은 정확한 해를 구할 수 있는 반면 수치해의 발산 우려가 있으며, GEM에 의한 해석은 짧은 시간 내에 대체적인 경향파악과 최대변형률을 정량적으로 예측하여 성형공정 해석을 완수할 수 있음을 알 수 있었다.

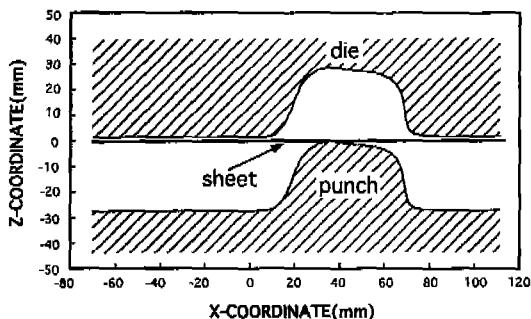


Fig. 21 Tooling geometry for analyzing section C-C of hood inner panel.

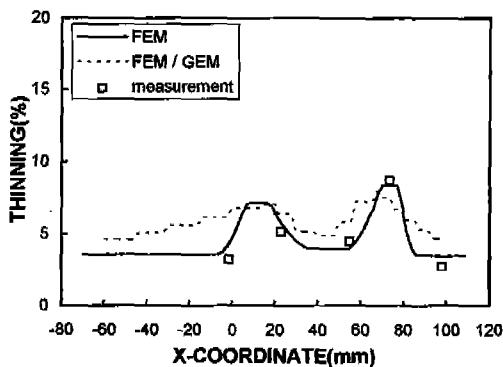


Fig. 22 Comparison of strain distribution among the FEM and GEM and measurement in section C-C.

7. 결 론

박판성형공정의 단면해석을 수행할 수 있는 강점소성 유한요소법과 기하학힘평형법을 개발하였다. 본 프로그램은 유한요소해석시 접촉절점의 힘평형방정식과 기하학적 구속조건을 동시에 만족하는 통합방정식을 푸는 알고리즘을 채택하였다. 또한 유한요소법에 의한 수치해가 발산할 경우, 공정을 완수하기 위하여 기하학힘평형법을 정식화하였다. 개발된 프로그램으로 벤치마크테스트 문제와 자동차 오일펜, 후드 내부판넬 성형문제를 해석함으로

써 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 임의의 도로우인 경계조건을 지닌 박판성형의 수치해석을 위한 단면해석 프로그램이 개발되었다.

(2) 오하이오 벤치마크테스트 문제에 있어, FEM에 의한 해석은 다른 연구자의 결과와 거의 일치하고, GEM에 의한 해석은 다이공동부의 변형률 분포가 다른 FEM결과와 유사함을 알 수 있었다.

(3) 경계조건을 적절하게 묘사하여 오일펜 딥도로우인 성형공정을 해석함으로써 본 프로그램의 유용성을 입증하였다.

(4) FEM 해석이 발산할 때 그 단계 이후를 신속하게 해석·완료할 수 있는 GEM은 드로우인 단면의 경우 그 결과값의 분포가 FEM의 것과 매우 유사하며 실제 박판성형공정 해석에 사용되어질 수 있을 것으로 생각된다.

(5) 자동차 내부판넬의 성형해석을 성공적으로 수행함으로써, 임의의 형상을 갖는 박판 성형해석에 본 프로그램을 사용하여 판넬형상 설계의 적합여부를 예측할 수 있음을 알 수 있었다.

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", GM-R-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, "Numeri-

- cal Simulation of Thin Sheet Metal Forming Processes Including Bending Effects", Proc. Micro. Devel. Cont. Mat. Proc., ASME/WA, San-Francisco, California.
6. 양동열, 정완진, 송인섭, 1990, "2차원 강소성 유한요소법에 의한 자동차 박판성형품의 변형해석에 관한 연구", KMC보고서, 한국과학기술원.
 7. 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.
 8. 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.
 9. H. Sugiura, I. Okamoto, T. Hiamatsu, J. Yoshimi, K. Fujiwara, 1988, "Evaluation of Elongation and Material Movement during Press Forming with CAD", JSAE Review, Vol.9, No.2, pp62-69.
 10. 전기찬, 유동진, 이정우, 1989, "차체 판넬 프레스 성형 공정의 평면변형 해석", 대한 기계학회 추계 학술대회.
 11. Hill, R., 1979, "Theoretical Plasticity of Textured Aggregates", Math. Proc. Camb. Phil. Soc., 85, pp179-191.
 12. Drucker, D.C., 1951, "A More Fundamen-
 - tals Approach to Plastic Stress-Strain Relation" Proc. 1st U.S. Nat'l Cong. of Appl.Mech., AMSE.
 13. Hosford, W.F. and Caddle, R.M., 1983, "Metal Forming : Mechanics and Metallurgy", Prentice Hall Inc.
 14. 금영탁, 1993, "박판 성형 공정의 유한요소 해석을 위한 마찰접촉 모델", 대한 기계학회 논문집, 제 17 권 제 9 호, pp2242-2251
 15. 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.
 16. 금영탁, Wagoner, R.H., 1991, "프레스 금형 단면의 성형성 평가를 위한 유한요소법", 대한기계학회 논문집, 제 15 권 제 4 호, pp 1108-1122.
 17. 전기찬, 이항수, 유동진, 이정우, 김충환, 1992, "차체판넬 프레스 성형공정의 평면변형해석", 대한 기계학회 논문집, 제 16 권 제 10 호, pp1853-1860
 18. 윤정환, 유동진, 송인섭, 양동열, 이장희, 1994, "평형해법에 의한 스템핑 공정의 단면 해석", 한국정밀공학회지, 제 11 권 제 4 호, pp58-68
 19. Lee, J. K., Wagoner, R. H., and Nakamachi, E., 1990, "A Benchmark Test For Sheet Forming Analysis", The Ohio State University.