〈논 문〉 SAE NO. 96370009

구와 원환체를 이용한 에어백의 모델링 및 비정상위치시의 승객 거동 해석

A New Airbag Modeling Using a Sphere and a Torus and the Occupant Analysis in the Out-of-position

임 재 문,* 김 창 환,** 박 경 진***
J. M. Lim, C. H. Kim, G. J. Park

ABSTRACT

The airbag system is known to be extremely efficient for the protection in an automobile crash. The performance of the airbag system is evaluated by real tests. However, the test is very difficult and expensive. Therefore, the computational simulations are carried out with low cost. The airbag analysis is included in the anlysis of the full-car crashworthiness. The behavior of the airbag can be predicted by a thermodynamic analysis. The contact force between the occupant and the airbag is calculated from the contact volume and the pressure in the airbag. The injury rate is evaluated from the contact force and the acceleration of dummies. So far, the contact is defined after the airbag is fully inflated. In many cases, the occupant is seated in the out-of-position and the contact can happen during the inflation process. A new algorithm has been developed for the out-of-position. To describe the inflation process precisely, the airbag is defined by a sphere and a torus. The injury is evaluated for the contact happened at any time. The developed algorithm is coded and interfaced with an existing software in the public domain, The full-car modeling is adopted from the previous study which is tuned for the regular position and real tests. Numerical experimentations have been carried out with a couple of dummies in the out-of-position and the injury processes are analyzed.

주요기술용어 : Regular Position(정상위치), Out-of-position(비정상위치), Inflation Force(팽창력), HIC(머리상해치), CSI(가슴상해치)

* 한양대학교 대학원 기계설계학과
** 현대자동차 승용제품개발 제 2 연구소
*** 정회원, 한양대학교 공학대학 기계공학과

1. 서 론

최근에 교통사고로부터 인명피해를 줄이기 위하여 승객보호에 관한 여러가지 보호장비들이 개발되고 있다. 현재 이러한 보호장비 중에서 안전벨트(seat belt)와 더불어 에어백(airbag)의 장착이 의무화 되어가고 있는 추세이다. 그 이유는 차량의 충돌시 에어백이 인명피해를 감소시킨다는 것이 많은 실차실험과 컴퓨터 시뮬레이션을 이용한 연구로부터 입증되어 왔기 때문이다[1)~6)].

에어백은 운전자(driver)와 승객(passenger)이 안전벨트를 착용하고 정상위치(regular position)에 착석한 경우에 승객이 받는 상해치를 감소시켜 인명피해를 줄일 수 있다. 즉, 충돌시 에어백은 승객이 조향계(steering system)나 차량 내부와 직접적으로 충돌하는 것을 방지하여 충격을 완화시켜주는 역할을 담당한다. 이와는 달리 승객이 비정상위치(out-of-position)에 있을 경우에는 에어백이 팽창하는 순간에 승객에게 충격을 가하는 역할을 하여, 이로인한 팽창력(inflation force)이 승객의 머리와 가슴의 가속도 값을 증가시켜 승객이 받는 상해치가 증가할 수도 있다는 연구결과가 보고되고 있다[7)~10)].

비정상위치는 운전자나 승객이 의자(seat)를 앞으로 당겨 앉거나 상체를 앞으로 숙이는 경우 등을 말하며, 5% 여자 더미(dummy)와 3살짜리 어린이 더미같은 더미의 크기가 다른 경우도 이에 해당된다. 이러한 자세에서는 충돌시 에어백이 팽창하는 순간에 에어백에 근접해 있어, 에어백으로부터 팽창력이 머리와 가슴에 전달된다. 참고문헌 [11]에는 조수석에 대한 여러가지 더미의 자세와 시험방법 등이 나와 있다. Hayano[7] 등은 50% Hybrid Ⅲ 남자 더미의 운전석과 조수석에서의 여러가지 비정상위치와 3살짜리 어린이 더미의 비정상위치에 대한 정적인 시험과 썰매시험(sled test)를 수행하여 에어백의 팽창력이 머리의 상해치(HIC)와 가슴의 가속도 및 목의 모멘트 값에 미치는 영향을 검토하였다. O'connor와 Rao[8]는 3살짜리 어린이 더미를 수학적으로 모델링하고 썰매시험을 통하여 모델링을 검증한 다음 정상위치 및 비정상위치에서의 에어백의 영향을 고찰하였다. Horsch[9] 등은 운전석에 있는 50% Hybrid Ⅲ 남자 더미에 대해 더미가 앉는 위치를 이동시켜가며 머리와 가슴의 상해치를 구하였으며, 머리와 목에 미치는 영향보다 가슴에 미치는 영향이 크다는 것을 알았다. Melvin[10] 등은 체구가 작은 여자 더미와 50% Hybrid Ⅲ 남자 더미에 대해 에어백의 팽창력이 미치는 영향을 검토하였으며, 두 더미의 상해치의 정도는 비슷했으나 여자 더미의 경우에 목의 상해치가 높게 나온다는 것을 알았다.

본 연구에서는 비정상위치에 있는 운전자에 대해 에어백이 미치는 영향을 검토하기 위하여 수학적 모델을 이용한 승객거동해석 프로그램인 CAL3D[12]를 이용하였다. 공용에 나와 있는 CAL3D에서는 운전자용 에어백을 하나의 타원체(elipsoid)로 모델링하여 그 거동을 해석하고 있다. 이와 같이 하나의 타원체로 에어백을 모델링한 경우에는 에어백이 완전히 팽창한 후에 운전자와 접촉하게 되므로 충돌시 운전자와 발생하는 거동을 오류없이 시뮬레이션할 수 있을 것으로 생각된다. 이와는 달리 비정상위치의 경우에는 에어백이 팽창하는 도중에 운전자의 머리 또는 가슴부위와 접촉이 발생하므로 에어백이 팽창하는 형상을 수학적으로 모델링할 때 실제에 가깝게 해야하는 필요성이 대두된다. 이상과 같은 문제점을 해결하기 위하여 구(sphere)와 원환체(torus)를 이용하여 에어백을 모델링하였으며, 구와 원환체의 접촉 알고리즘을 개발하여 기존의 CAL3D에 접목시켰다. 개발된 알고리즘과 프로그램을 이용하여 운전자의 머리가 에어백에 먼저 접촉하게 되는 경우와 가슴이 먼저 에어백에 접촉하게 되는 경우에 대한 비정상위치를 선정하여 에어백의 팽창이 승객상해에 미치는 영향을 검토하고자 한다.

2. 에어백의 모델링 및 거동해석

운전자용 에어백의 팽창과정을 실제에 가깝게 하기 위하여 기존의 타원체 대신 Fig.1과 같이 구와 원환체를 이용하여 에어백을 모델링하였다. 운전자용 에어백은 충돌이 발생하여 그것이 완전

히 펼쳐졌을때는 타원체에 가까운 형상을 하고 있지만, 팽창하는 도중의 형상은 타원체와는 다소 차이가 나는 것을 알 수 있다. 정상위치의 경우에는 에어백이 완전히 팽창한 후에 승객과의 거동이 발생하므로 기존의 타원체를 이용하여 에어백을 모델링하는 것이 타당하다고 생각된다. 이와는 달리 팽창하는 도중에 승객과 에어백의 거동이 발생하는 비정상위치의 경우에는 팽창하는 도중의 형상이 타원체와 다를 경우에는 기존의 타원체를 이용한 에어백의 모델링으로는 정확하게 승객과 에어백의 거동을 나타낼 수 없게 된다. 본 연구에서 사용된 에어백의 팽창과정을 고속촬영한 필름을 분석하면, 팽창초기에는 구와 유사한 형태로 팽창하다가 약간 시간이 흐른 후에 가장자리에 공기가 채워져 완전히 팽창한 후에는 타원체와 유사한 형태로 되는 것을 알 수 있다. 이와같은 현상을 수학적으로 가장 적절하게 표현하기 위해서 본 연구에서는 구와 원환체를 도입하여 에어백을 모델링하였다. 즉, 에어백이 팽창하는 초기에는 구로 모델링된 부분이 먼저 팽창하게 하고, 약간 시간이 흐른 후에 원환체로 모델링된 부분이 팽창하도록 하였다.

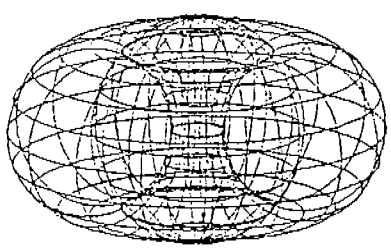


Fig.1 An airbag model using a sphere & a torus

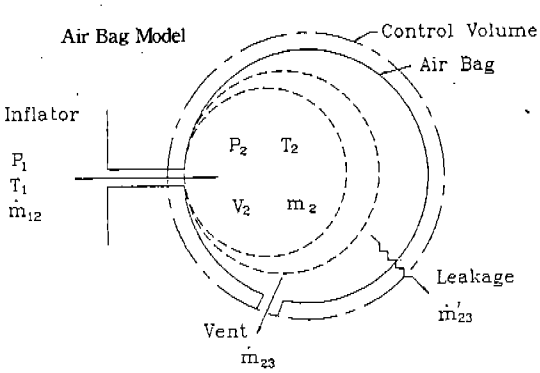


Fig.2 Schematic view of airbag inflation process

에어백은 Fig.2에 나타낸 것과 같이 인플레이터(inflator)에서 발생한 가스가 에어백 내부로 유입되고 방출구(vent hole) 및 누설(leakage)을 통해 외부로 방출되는 경계가 변하고 있는 관제역(control volume)으로 생각할 수 있다[13)~18)]. Fig.2에서 P_1과 T_1은 각각 인플레이터에서 발생한 가스의 압력과 온도이며 P_2, V_2, m_2와 T_2는 각각 에어백 내부의 가스압력, 체적, 질량과 온도이다. 이때, 인플레이터에서 생성된 가스는 일정한 비열비(constant specific heat ratio)를 갖는 이상기체(ideal gas)이며 외부로부터 관제역으로 전달되는 열은 없고 관제역 내부의 온도와 압력은 균일하다고 생각한다.

이상기체 상태방정식과 에너지 및 질량보존의 법칙을 이용하여 팽창하는 과정의 에어백의 지배방정식을 (1)에서 (6)식과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{m}_{in}=\dot{m}_{12}+\dot{m}'_{12} \tag{1}$$

$$\dot{m}_{out}=\dot{m}_{23}+\dot{m}'_{23} \tag{2}$$

$$\dot{m}_2=\dot{m}_{in}-\dot{m}_{out} \tag{3}$$

$$\dot{P}_2=\frac{KR(T_1\dot{m}_{12}+T'_1\dot{m}'_{12}-T_2\dot{m}_{out})-KP_2[1+C_s(P_2-P_a)](\dot{V}_{2a}-C_a\Delta\dot{V})}{V_2+KP_2C_s(V_{2a}-C_a\Delta V)} \tag{4}$$

$$V_2=(V_{2a}-C_a\Delta V)[1+C_s(P_2-P_a)] \tag{5}$$

$$T_2=\frac{P_2V_2}{Rm_2} \tag{6}$$

$$\dot{V}_{2a}=\frac{\dot{m}_2RT_1}{P_a} \tag{7}$$

여기에서, $\dot{m}_{in}$은 에어백 내부로 유입되는 가스의 질량흐름율이고, $\dot{m}_{out}$은 에어백 외부로 유출되는 질량흐름율이다. $\dot{m}_{12}$와 $\dot{m}'_{12}$은 인플레이터에서 발생하는 주질량흐름율(primary mass flow)과 이차질량흐름율(secondary mass flow)이며, $\dot{m}_{23}$와 $\dot{m}'_{23}$은 방출구(vent hole)와 누설에 의해서 방출되는 질량흐름율이다. K는 가스의 비열비(specific heat ratio)이고 P_a는 대기압이다. C_s는 에어백의 스트레치계수(stretch facor)이며 실험적으로 결정되는 값이다. V_{2a}는 팽창하는 순간마다의 이론적인 에어백의 체적이고, 중첩체적 ΔV는 에어백이 승객과 차량내부의 접촉에 의해 변화된 체적이며 접촉알고리즘으로부터 계산된다. $\dot{V}_{2a}$는 이론적인 에어백의 체적변화율(volume rate)이며 (7)식과 같다. 인플레이터에서 에어백으로 유입되는 가스의 질량흐름율(mass flow rate)과 온도는 탱크테스트(tank test)를 통해 측정한 값으로부터 계산된 값이며 프로그램의 중요한 입력데이타이다[14),17)]. C_a는 체적계수(volumetric factor)이며 (8)식과 같이 구해진다.

$$C_a = C_{a0} + (1 - C_{a0}) \left(\frac{V_{2b}}{V_{20}} \right)^n \tag{8}$$

(8)식에서 $V_{2b} < V_{20}$인 경우는 $V_{2b} = V_{2a}$이고, $V_{2b} > V_{20}$인 경우는 $V_{2b} = V_{20}$이다. 여기서, V_{20}은 기하학적인 체적이고 V_{2b}는 실험시 측정되는 체적이며, C_{a0} 및 n은 실험으로부터 구해지는 값이며 $0 < C_{a0} \leq 1$이다.

에어백이 완전히 팽창했을 경우에는 $V_{2a} = V_{20}$, $\dot{V}_{2a} = 0$이므로 (1)에서 (6)식은 (9)에서 (14)식과 같이 된다. V_{20}는 에어백이 완전히 팽창했을 때의 이론적인 체적이다. 이상에 대한 자세한 내용은 참고문헌 [18]에 기술되어 있다.

$$\dot{m}_{in} = \dot{m}_{12} + \dot{m}'_{12} \tag{9}$$

$$\dot{m}_{out} = \dot{m}_{23} + \dot{m}'_{23} \tag{10}$$

$$\dot{m}_2 = \dot{m}_{in} - \dot{m}_{out} \tag{11}$$

$$\dot{P}_2 = \frac{KR(T_1 \dot{m}_{12} + T'_1 \dot{m}'_{12} - T_2 \dot{m}_{out}) + KP_2[1 + C_s(P_2 - P_a)]C_a \dot{\Delta V}}{V_2 + KP_2 C_s(V_{20} - C_a \Delta V)} \tag{12}$$

$$V_2 = (V_{20} - C_a \Delta V)[1 + C_s(P_2 - P_a)] \tag{13}$$

$$T_2 = \frac{P_2 V_2}{R m_2} \tag{14}$$

충돌시 에어백과 승객사이에 발생하는 접촉력은 미리 접촉이 정의된 더미의 각 부분과 에어백과의 접촉면적을 시간에 따라 계산한 후 그때의 에어백의 내부 압력을 곱하여 프로그램 내부에서 계산된다[1),6),12),14)]. 이렇게 계산된 접촉력은 에어백이 팽창하는 순간에 승객에게 충격을 가하는 에어백의 팽창력으로 생각할 수 있다.

이상과 같은 에어백을 모델링하므로써, 팽창하는 과정중에 발생하는 더미와 에어백과의 접촉현상을 보다 정확하게 나타낼 수 있을 것으로 기대한다. 또한, 비정상위치에 있는 더미는 정상위치에 있는 더미와는 달리 에어백이 팽창하기 시작한 순간이나 에어백이 완전히 팽창하기 직전에 접촉이 발생하므로, 비정상위치에 있는 승객거동 현상을 보다 적절하게 시뮬레이션할 수 있을 것이다.

3. 에어백과 승객의 접촉 알고리즘 및 중첩체적의 계산

3.1 구와 타원체의 접촉 알고리즘

차량충돌시 발생하는 승객과 에어백의 거동을 분석하기 위해서는 승객과 에어백의 접촉여부를 판단하고 접촉이 발생했을 때 에어백이 승객의 상하에 영향을 미치는 접촉력을 계산할 수 있는 접촉알고리즘이 필요하다. 본 연구에서 승객은 타원체로 모델링되었으며 에어백은 구와 원환체로 모델링되었으므로, 승객과 에어백의 거동을 분석하기 위해서는 구와 타원체 및 원환체와 타원체의 접촉 알고리즘이 필요하게 된다. 이를 위해서 구와 타원체의 접촉 알고리즘은 기존의 타

원체와 타원체의 접촉 알고리즘[12]을 다소 수정하였으며, 원환체와 타원체의 경우에는 해석적으로 접촉 알고리즘을 개발하는 것이 쉽지 않으므로 근사적인 방법을 채택하였다[18].

접촉 알고리즘은 접촉여부를 판단하고 중첩체적(ΔV)을 계산하는 부분으로 구성되어 있다. 먼저 접촉여부를 판단하기 위해서는 Fig.3에 나타낸 것과 같이 점선으로 표시된 구 A와 타원체 B를 각각의 중심에 대해 유일한 접촉점을 구할 때까지 실선으로 표시된 모양으로 수축시켜 간다. 수축된 두 도형의 공유점 P에서 외법선 벡터는 일직선상에 위치하면서 반대방향을 가지며 (15)식과 같이 나타낼 수 있다. (15)식은 다시 (16)식과 같이 나타낼 수 있으며 접촉점의 위치벡터인 $\tilde{x}$는 ν의 함수가 된다.

$$\begin{aligned} \nu\cdot\mu[A]\,\tilde{x} &= -\tilde{n} \\ \mu[B]\,(\tilde{x}-\tilde{m}) &= \tilde{n} \end{aligned} \qquad (15)$$

여기에서 $\tilde{n}$은 타원체 B로부터의 외측법선 단위벡터(outnormal unit vector)이다. ν와 μ는 매개변수(parameter)이며, $\tilde{x}^T[A]\tilde{x}=1$이며 구의 방정식이고, $(\tilde{y}-\tilde{x})^T[B]\,(\tilde{y}-\tilde{x})=1$이며 타원체의 방정식이다.

$$(\tilde{x}-\tilde{m})=-\nu\,(\nu[A]+[B])^{-1}\cdot[A]\tilde{m} \qquad (16)$$

접 P를 구하기 위해서는 (17)식과 같이 $g(\nu)$를 정의하여, 비선형 방정식의 해를 구하는 Newton-Raphson method 방법[19]을 이용하여 $g(\nu)=0$을 만족시키는 ν를 구한 후 (16)식을 이용하여 점 P($\tilde{x}$)를 구한다. 여기서 $f_A(\nu)$와 $f_B(\nu)$는 각각 구와 원환체의 방정식이다.

$$\begin{aligned} g(\nu) &= f_A(\nu)-f_B(\nu) \\ &= \tilde{x}^T[A]\tilde{x}-(\tilde{x}-\tilde{m})^T[B](\tilde{x}-\tilde{m}) \end{aligned} \qquad (17)$$

중첩여부가 결정되면 중첩체적을 구하기 위하여 최대중첩점을 구하여야 한다. Fig.4에 나타낸 것과 같이 $|\tilde{y}-\tilde{x}|$가 최대중첩거리이다. 최대중첩점에서 벡터 $\tilde{y}-\tilde{x}$는 (18)식과 같이 나타낼 수 있다. (18)식에서 $\tilde{x}$와 $\tilde{y}$를 매개변수(parameter)인 ν와 λ의 함수로 표현하면 (19)식과 같다.

$$\lambda[A]\,\tilde{x}=\tilde{y}-\tilde{x}=-\nu[B]\,(\tilde{y}-\tilde{m}) \qquad (18)$$

$$\begin{aligned} \tilde{y}-\tilde{m} &= -(\lambda\nu[A][B]+\lambda[A]+\nu[B])^{-1}\lambda[A]\,\tilde{m} \\ \tilde{x} &= \tilde{y}+\nu[B]\,(\tilde{y}-\tilde{m}) \end{aligned} \qquad (19)$$

(19)식은 다시 (20)식과 같이 나타낼 수 있으며, ν와 λ의 함수이다.

$$\begin{aligned} f(\lambda,\nu) &= \tilde{x}^T[A]\,\tilde{x}-1 \\ g(\lambda,\nu) &= (\tilde{y}-\tilde{m})^T[B]\,(\tilde{y}-\tilde{m})-1 \end{aligned} \qquad (20)$$

$\tilde{x}$와 $\tilde{y}$는 구와 타원체의 방정식을 만족하여야 하므로, Newton-Raphson 방법을 이용하여 (20)

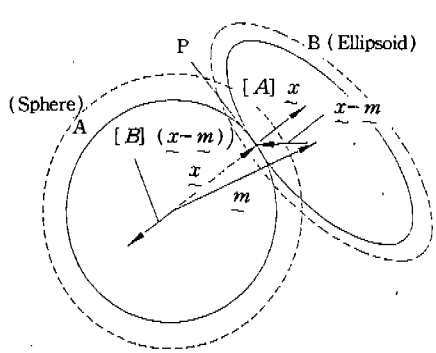


Fig.3 Sphere-ellipsoid contact geometry

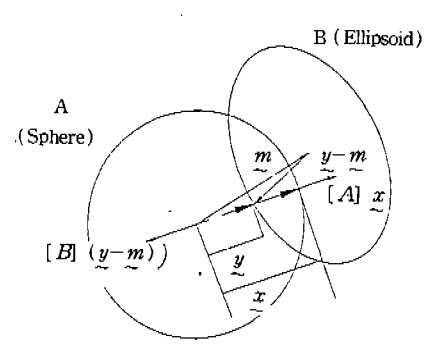


Fig.4 Sphere-ellipsoid penetration geometry

식에서 $f(\lambda, \nu)=g(\lambda, \nu)=0$를 만족시키는 ν와 λ를 구한 후 (19)식을 이용하여 $\tilde{x}$와 $\tilde{y}$를 구한 구한 후 타원체는 $\tilde{y}$에서의 곡률반경을 반지름으로 하는 구로 대체하여 중첩체적을 근사적으로 계산한다[12].

3.2 원환체와 타원체의 접촉 알고리즘 및 중첩체적의 계산

원환체와 타원체는 해석적으로 접촉여부를 판단하기가 매우 어려우므로 다음과 같이 근사적인 방법을 이용하였다. Fig.5에 나타낸 것과 같이 점선으로 표시된 원환체의 튜브(tube)의 중심을 따라 점 A를 360° 회전시키면서 $\overrightarrow{AB}$와 $\overrightarrow{TE}$ 벡터의 내적(dot product)을 계산하여 이 내적이 음(−)의 값을 갖게 되면 원환체와 타원체의 접촉이 발생한 것이고 내적이 양(+)의 값을 갖게 되면 접촉이 발생하지 않은 것으로 생각하였다. Fig.5에서 점 B는 타원체의 무게중심점이며, 직선 $\overline{AB}$와 원환체의 표면과 만나는 점은 T점이고, 타원체의 표면과 만나는 점은 E점이다. 벡터의 내적을 구하기 위해서는 원환체 위의 T점과 타원체위의 E점의 좌표를 구해야 한다. 먼저 점 E는 타원체와 직선의 방정식으로부터 구한다. 타원체 B의 방정식은 (21)식과 같이 나타낼 수 있고 직선 $\overline{AB}$의 방정식은 (22)식과 같이 나타낼 수 있다.

$$[x-B_x\ y-B_y\ z-B_z]\begin{bmatrix}E_{11}E_{12}E_{13}\\E_{21}E_{22}E_{23}\\E_{31}E_{32}E_{33}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}x-B_x\\y-B_y\\z-B_z\end{bmatrix}=1 \tag{21}$$

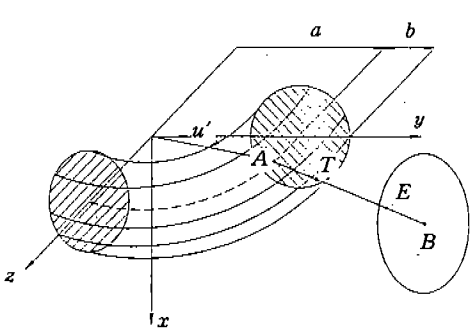


Fig.5 Torus-ellipsoid contact geometry

$$\frac{x-B_x}{A_x-B_x}=\frac{y-B_y}{A_y-B_y}=\frac{z-B_z}{A_z-B_z} \tag{22}$$

여기에서, x, y, z는 점 E의 좌표이며 B_x, B_y, B_z는 타원체의 무게중심의 좌표값이며 주어지는 값이다. 또한 $[E]$는 구 A의 중심을 원점으로 했을 때 회전변환을 고려한 타원체 행렬이며, A_x, A_y, A_z는 점 A의 좌표이다. Fig.5로부터 점 A는 (23)식과 나타낼 수 있으며 a과 u'는 주어지는 값이다. (22)식은 (24)식과 같이 변형하여 (21)식에 대입하면 (25)식과 같이 되며 (24)와 (25)식으로부터 점 E의 좌표를 구할 수 있는 (26)식을 구할 수 있다.

$$A_x=0,\ A_y=a\cos u',\ A_z=a\sin u' \tag{23}$$

$$x-B_x=\left(\frac{-B_x}{A_y-B_y}\right)(y-B_y)=C_1(y-B_y)$$
$$z-B_z=\left(\frac{A_z-B_z}{A_y-B_y}\right)(y-B_y)=C_2(y-B_y) \tag{24}$$

$$[C_1\ 1\ C_2]\,[B]\begin{bmatrix}C_1\\1\\C_2\end{bmatrix}\cdot(y-B_y)^2=1 \tag{25}$$

$$y-B_y=\pm D^{-\frac{1}{2}}$$
$$x-B_x=\pm C_1 D^{-\frac{1}{2}}$$
$$z-B_z=\pm C_2 D^{-\frac{1}{2}} \tag{26}$$

여기에서, $D=[C_1\ 1\ C_2]\,[B]\begin{bmatrix}C_1\\1\\C_2\end{bmatrix}$ 이다.

점 T는 (27)식에 나타낸 원환체 방정식과 직선의 방정식을 이용한다.

$$z^2+y^2-[a+b\cos(\sin^{-1}\frac{x}{b})]^2=0 \tag{27}$$

Fig.5에서 보는 것과 같이 벡터 $\overrightarrow{AT}$와 벡터 $\overrightarrow{AB}$는 (28)식의 관계를 가지며 k는 양의 비례상수이다. (28)식은 (29)식과 같이 나타낼 수 있으

며 (27)식에 대입하면 (30)식과 같이 된다. (30)식에서 시컨트법(secant method)[19]를 사용하여 k값을 구한 후 (29)식으로부터 점 T의 좌표값을 계산한다.

$$\overrightarrow{AT}=k\overrightarrow{AB} \tag{28}$$

$$\begin{bmatrix} T_x \\ T_y \\ T_z \end{bmatrix} = k\begin{bmatrix} B_x-A_x \\ B_y-A_y \\ B_z-A_z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} A_x \\ A_y \\ A_z \end{bmatrix} \tag{29}$$

$$[k(B_z-A_z)+A_z]^2+[k(B_y-A_y)+A_y]^2 -[a+b\cos\sin^{-1}\left(\frac{k(B_x-A_x)+A_x}{b}\right)]^2=0 \tag{30}$$

접촉여부를 판단한 후 접촉이 발생하였다면, 구와 타원체의 접촉알고리즘에서와 같이 원환체와 타원체위의 최대중첩점 C, D를 구하여야 한다. Fig.6에서 직선 $\overline{DC}$ 는 항상 튜브의 중심이 지나는 원과 만나게 되고, 타원체위의 점 D에서의 외측 법선 벡터 방향과 벡터 $\overrightarrow{DC}$의 방향이 일치한다는 조건으로 점 D와 점 C를 결정하게 된다. 여기서, 점 A는 직선 $\overline{DC}$ 와 튜브의 중심원과 만나는 점이고, 점 B는 타원체의 무게중심점이다. Fig.6에서 보는 것과 같이 벡터 $\overrightarrow{AC}$ 와 벡터 $\overrightarrow{DC}$ 및 타원체위의 점 D에서의 외측 법선 벡터와의 관계는 (31)식과 같이 나타낼 수 있다.

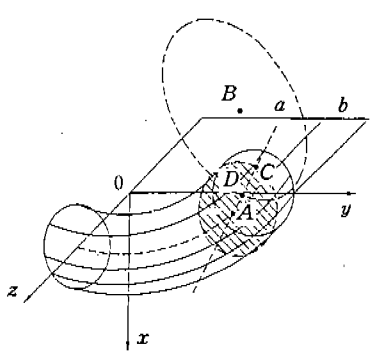


Fig.6 Torus-ellipsoid penetration geometry

$$\nu\overrightarrow{AC}=-\lambda[B]\begin{bmatrix} D_x-B_x \\ D_y-B_y \\ D_z-B_z \end{bmatrix}=\overrightarrow{DC} \tag{31}$$

또한, 점 D는 타원체 B위에 위치하므로 (32)식과 같이 나타낼 수 있고, 점 C의 좌표는 (33)식과 같이 나타낼 수 있다.

$$[D_x-B_x\ D_y-B_y\ D_z-B_z][B]\begin{bmatrix} D_x-B_x \\ D_y-B_y \\ D_z-B_z \end{bmatrix}=1 \tag{32}$$

$$\begin{aligned} C_x&=b\cos v \\ C_y&=(a+b\cos v)\cos u \\ C_z&=(a+b\cos v)\sin u \end{aligned} \tag{33}$$

(33)식을 (31)식에 대입하면 (34)식과 같이 되며 (31)~(34)식으로부터 (35)~(38)식을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} D_x&=(1-\nu)\ b\sin v \\ D_y&=(1-\nu)\ (a+b\cos v)\cos u+a\nu\cos u \\ D_z&=(1-\nu)\ (a+b\cos v)\sin u+a\nu\sin u \end{aligned} \tag{34}$$

$$f_1(\lambda,\nu,u,v)=b\sin v+\lambda B_{11}(D_x-B_x)+B_{12}(D_y-B_y) +B_{13}(D_z-B_z)-D_x=0 \tag{35}$$

$$f_2(\lambda,\nu,u,v)=(a+b\cos v)\cos u+\lambda B_{21}(D_x-B_x) +B_{22}(D_y-B_y)+B_{23}(D_z-B_z)-D_y=0 \tag{36}$$

$$f_3(\lambda,\nu,u,v)=(a+b\cos v)\sin u+\lambda B_{31}(D_x-B_x) +B_{32}(D_y-B_y)+B_{33}(D_z-B_z)-D_z=0 \tag{37}$$

$$\begin{aligned} f_4=&(D_x-B_x)^2B_{11}+(D_x-B_x)(D_y-B_y)B_{21} \\ &+(D_x-B_x)\ (D_z-B_z)B_{31}+(D_x-B_x)\times \\ &(D_y-B_y)B_{12}+(D_x-B_x)^2B_{22}+(D_z-B_z)\times \\ &(D_z-B_z)B_{32}+(D_x-B_x)(D_z-B_z)B_{13} \\ &+(D_y-B_y)(D_z-B_z)B_{23}+(D_z-B_z)^2B_{33} \\ &-1=0 \end{aligned} \tag{38}$$

따라서 (35)~(38)으로부터 Newton-Raphson 방법을 사용하여 점 C, D의 좌표를 구한다. 이렇게 점 C와 점 D가 결정되면, 원환체와 타원체는 각각의 점에서의 곡률반경을 반경으로 하는 두 개의 구로 대체하여 중첩체적을 계산한다.

4. 해석결과 및 고찰

4.1 비정상위치의 선정 및 에어백의 입력데이타

기존의 연구결과는 더미가 안전벨트를 착용하지 않는 상태에서 행해진 시험과 시뮬레이션 결과들이다[7)~10)]. 그러나, 실제의 경우에는 안전벨트를 착용하고 있는 상태에서 운전자나 승객에게 비정상위치가 발생한다고 생각되므로, 여기에서는 승객이 안전벨트를 착용하고 있는 것으로 모델링하였다. 또한, 참고문헌 [7]~[11]에는 초기에 더미의 머리나 가슴을 조향계에 직접 접촉시킨 상태에서 시험을 하였으나, 조향계와 약간 분리되어 있는 상태로 하는 것이 실제상태와 가까울 것으로 생각된다. 따라서 승객의 앉는 위치를 앞으로 이동시키거나 상체를 숙이더라도 조향계와는 약간 거리를 둔 상태에 있게 모델링하였다. Fig.7과 Fig.8에 나타낸 것과 같이 비정상위치를 선정하였다. 위치 Ⅰ은 정상위치보다 더미를 전방으로 10cm정도 이동시킨 것이며 가슴이 에어백에 다른 부위보다 먼저 접촉하게 되고, 위치 Ⅱ는 더미의 상체각도를 30도 정도 숙인 형태이며 머리가 다른 부위보다 먼저 접촉하게 된다.

에어백의 주요 입력 데이타는 Table 1에 나타내었다. 구와 원환체의 반경은 현재 국산 승용차에 장착되고 있는 에어백중의 하나를 선택하여, 그것의 팽창과정을 고속촬영한 필름을 분석하여 측정한 값으로부터 환산하여 구하였다. 점화시각, 스트레치계수, 기체상수 및 방출면적은 기존의 승객거동해석에서 조절된 값을 사용하였으며 누설에 의한 가스배출은 무시하였다[1),6)].

4.2 승객거동 시뮬레이션 및 결과 고찰

비정상위치에 있는 승객의 상해치를 검토하기 위하여 HIC(head injury criterion), CSI(chest severity index) 및 머리와 가슴의 가속도파형을

Table 1 The input data for airbag modeling

에어백의 주요 입력 데이타	
구의 반경	17[cm]
원환체의 반경 및 튜브(tube)의 반경	17[cm], 12.7[cm]
완전히 팽창한 후의 에어백의 체적	60 ℓ
에어백의 무게	1[kg]
점화시각(firing time)	29[msec]
대기압	1.0075[kg/㎠]
스트레치계수(strech factor)	0.0204[1/(kg/㎠)]
기체상수	3028.6[㎝/Deg K]
방출면적 및 누출면적	36.0[㎠], 0.0[㎠]

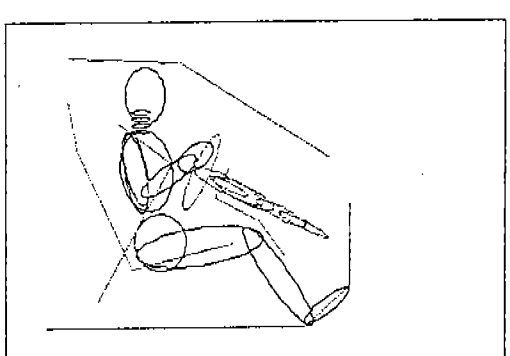


Fig.7 Out-of-position Ⅰ

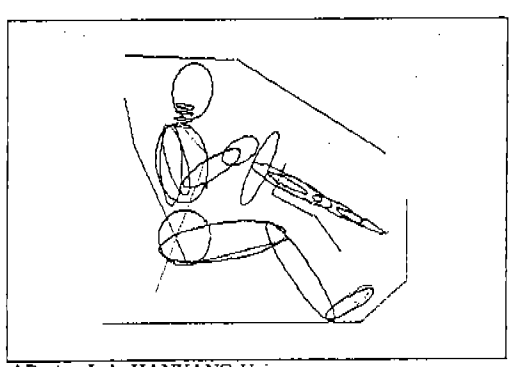


Fig.8 Out-of-position Ⅱ

Table 2 Out-of-position test result

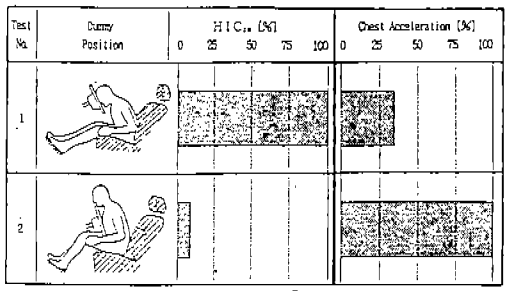


Table 3 HIC and CSI of occupant analysis in the out-of-position

Position	HIC	CSI
Regular Position[6]	314.00	332.57
Out-of-Position Ⅰ	261.79	792.08
Out-of-Position Ⅱ	348.12	345.69

관찰하였다. 본 연구의 시뮬레이션 결과의 타당성을 검토하기 위하여 Table 2에 참고문헌 [7]의 시험결과를 나타내었다. Table 2에서 Test No.1은 위치 Ⅱ와 유사한 형태이며 Test No.2는 위치 Ⅰ과 유사한 형태이다.

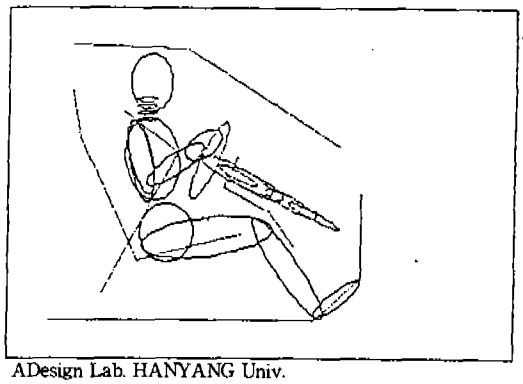
Table 3은 각 위치에서의 승객의 HIC와 CSI 값을 나타낸 것이다. Table 3에서 보는 것과 같이 위치 Ⅰ이 위치 Ⅱ보다 HIC 값이 작고, 정상위치보다도 작은 것을 알 수 있다. CSI 값은 위치 Ⅰ이 위치 Ⅱ보다 크며, 두 경우 모두 정상위치보다 큰 것을 알 수 있다. 이는 Table 2의 결과와 유사한 경향을 나타내고 있으며, 시뮬레이션 결과가 타당함을 알 수 있다. 위치 Ⅰ의 경우에 에어백의 팽창력이 머리보다 가슴에 먼저 작용하여 CSI 값이 커진 것으로 생각되며, 머리와 에어백이 접촉하는 순간에는 에어백이 충격을 완화할 수 있는 완충역할을 하고 있어 HIC 값이 정상위치보다 오히려 줄어든 것으로 생각된다. 위치 Ⅱ의 경우에는 에어백의 팽창력이 머리에 충격력으로 작용하여 HIC 값이 증가하였으며, 동시에 가슴에도 작용하여 CSI 값도 증가한 것으로 생각된다. Fig.9와 10에 비정상위치 Ⅰ과 비정상위치 Ⅱ의 그래픽 후처리과정(postprocess)을 나타내었다.

Fig.11과 Fig.12에 머리와 가슴의 가속도 파형을 나타내었다. 그림에서 보는 것과 같이 에어백이 팽창하는 시각인 29msec 직후인 40msec와 50msec사이에 머리와 가슴의 가속도 피크(peak)가 큰 것을 알 수 있다. 이것은 승객이 에어백과 정상위치보다 빨리 접촉하여 나타나는 현상이며, 에어백이 충돌 직후에 충격을 완화시켜주는 역할을 하는 것이 아니라 승객에 충격을 가하는 역할을 한 것으로 생각된다. 즉, 충돌후 에어백의 팽창력은 머리와 가슴에 충격을 가하는 외력으로 작용하여, 승객의 상해치에 큰 영향을 미치는 요인으로 작용할 수 있다고 생각된다.

승객의 상해치를 평가하는 척도인 HIC 값이 정상위치보다 비정상위치 Ⅰ에서 작게 나온 이유는 HIC를 계산하는 방식에 기인하는 것으로 생각된다. 즉, HIC가 머리의 가속도 파형 전구간에서 계산되는 것이 아니고, 충돌하는 기간중에서 HIC 값을 최대화시키는 기간의 처음 시각과 끝 시각을 찾아서 이 구간에서 적분하여 계산하기 때문이다[20),21)]. 따라서 40msec와 50msec 사이의 큰 피크를 갖는 구간은 계산에서 제외되고, 60msec와 110msec 사이에서 HIC 값을 구했기 때문에 Table 3과 같은 시뮬레이션 결과가 나온 것으로 생각된다.

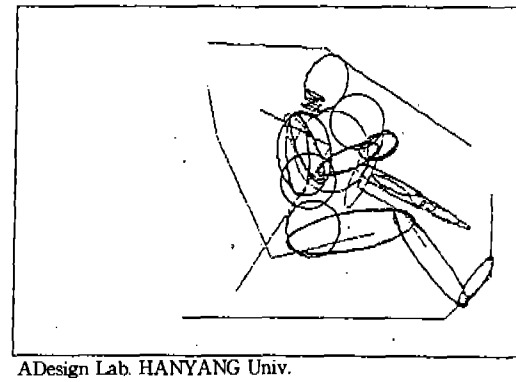
정면충돌시 승객의 상해치를 평가하는 기준은 HIC와 CSI 등이 있으며, 가슴의 상해치를 판단하는 기준에는 가슴의 최대가속도값이 3msec 동안 60g이상 넘지 않도록 규정하고 있는 반면에 HIC의 경우에는 최대가속도값은 제한되어 있지 않다. 이상의 결과에서 보는 것과 같이 비정상위치인 경우에 HIC 자체는 정상위치에 비해 크게 차이가 나지 않았으나 가속도파형은 매우 다른 것을 알 수 있다. Fig.11과 Fig.12에서 나타난 것과 같이 HIC의 계산에 제외된 40msec와 50msec 사이의 가속도파형이 실제로는 승객에게 큰 상해를 줄 것으로 예측된다. 이상에서 살펴본 것과 같이 승객이 받는 상해치중에서 머리상해치의 경우에는 단순히 HIC로만 평가하기는 어렵다고 생각되며, 새로운 평가기준이 마련되어야 할 것으로 생각된다.

0 mesc after crash



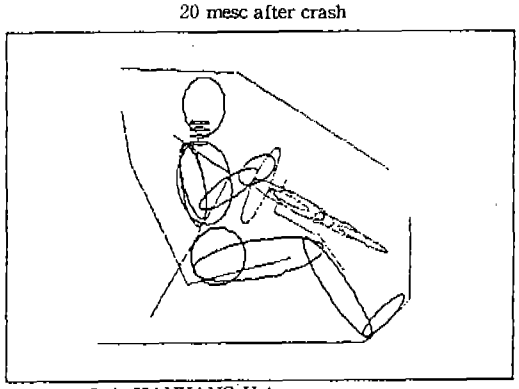
ADesign Lab. HANYANG Univ.

60 mesc after crash



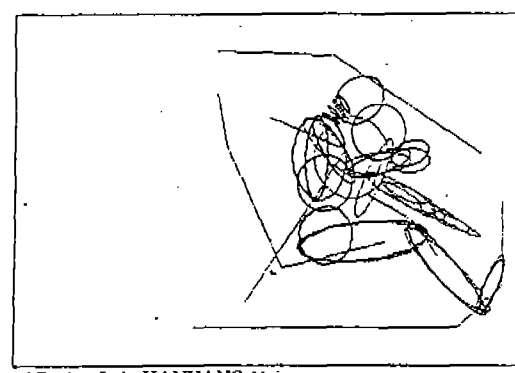
ADesign Lab. HANYANG Univ.

20 mesc after crash



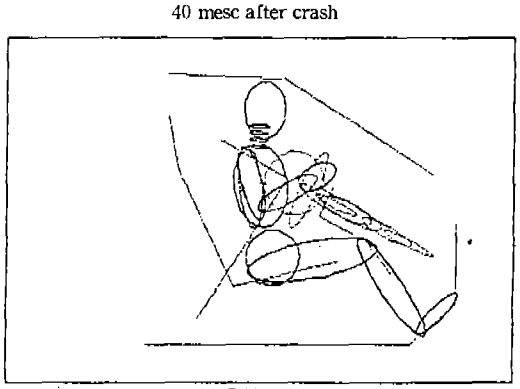
ADesign Lab. HANYANG Univ.

80 mesc after crash



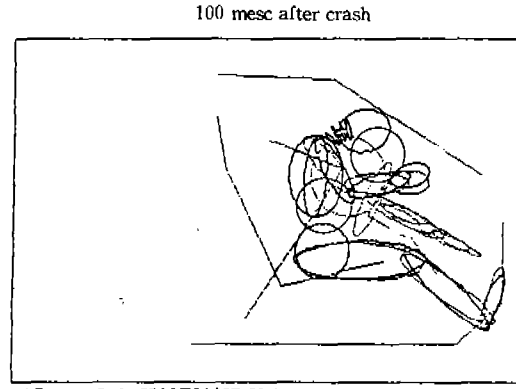
ADesign Lab. HANYANG Univ.

40 mesc after crash



ADesign Lab. HANYANG Univ.

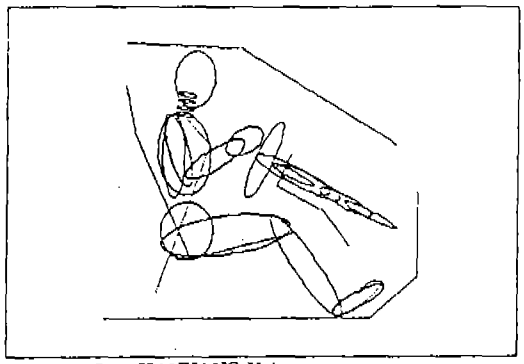
100 mesc after crash



ADesign Lab. HANYANG Univ.

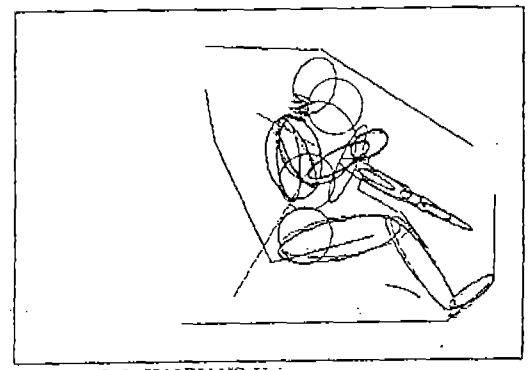
Fig.9 Simulated occupant kinematics of out- of-position I

0 mesc after crash



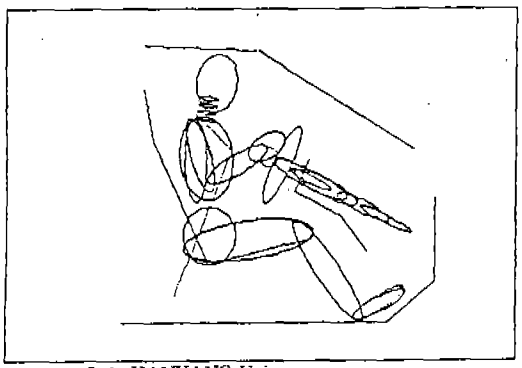
ADesign Lab. HANYANG Univ.

60 mesc after crash



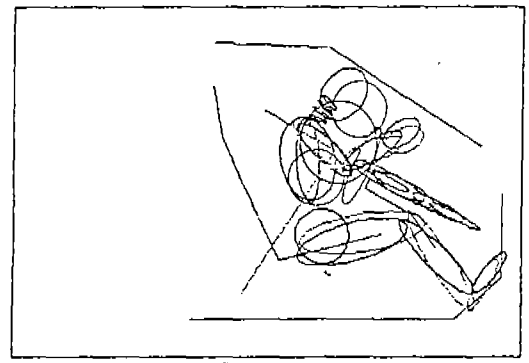
ADesign Lab. HANYANG Univ.

20 mesc after crash



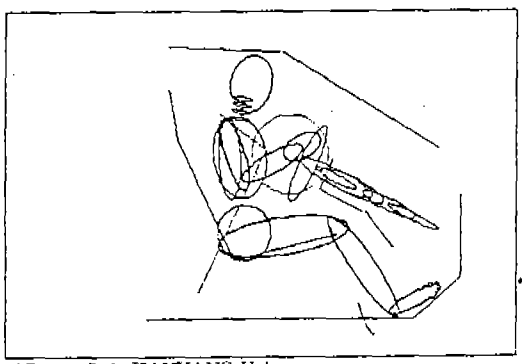
ADesign Lab. HANYANG Univ.

80 mesc after crash



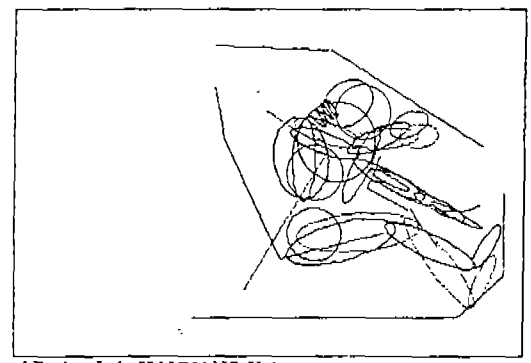
ADesign Lab. HANYANG Univ.

40 mesc after crash



ADesign Lab. HANYANG Univ.

100 mesc after crash



ADesign Lab. HANYANG Univ.

Fig.10 Simulated occupant kinematics of out -of-position Ⅱ

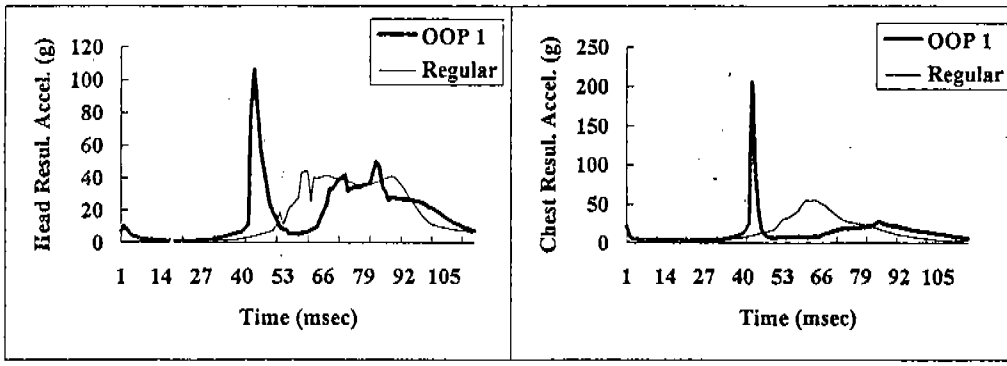


Fig.11 Head and chest acceleration curves (position Ⅰ)

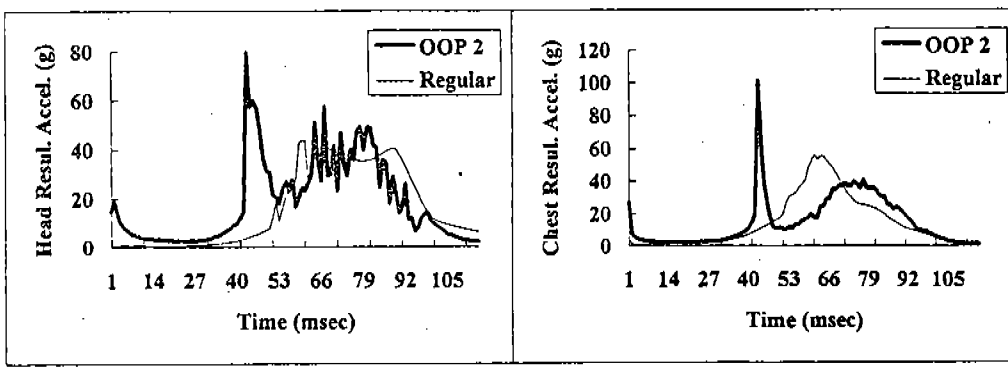


Fig.12 Head and chest acceleration curves (position Ⅱ)

5. 결 론

비정상위치에서는 에어백이 팽창하는 과정에서 승객과 에어백의 접촉이 발생하므로 에어백이 팽창하는 과정을 정확하게 묘사하는 알고리즘이 필요하다. 에어백의 팽창과정을 실제에 가깝게 나타내기 위하여 구와 원환체를 도입하여 모델링하였으며, 비정상위치시의 승객거동을 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 구와 원환체를 이용한 새로운 에어백 모델링 기법을 제안하였다.
2) 더미와 에어백의 접촉력 계산을 위해 구와 원환체 및 원환체와 타원체의 접촉 알고리즘을 개발하였다.
3) 개발된 에어백 모델과 접촉 알고리즘을 기존의 소프트웨어에 접목시켰으며, 비정상위치의 승객거동해석을 가능하게 하였다.
4) 충돌시 가슴이 에어백과 먼저 접촉하게 되는 위치 Ⅰ의 경우에는 머리의 상해치는 크지 않았으나 가슴의 상해치가 매우 크게 나왔다.
5) 충돌시 머리가 에어백과 먼저 접촉하게되는 위치 Ⅱ의 경우에는 머리의 상해치가 정상위치보다 다소 크게 나왔으며, 400msec에서 50msec 사이의 구간에 큰 피크를 갖는 것을 알 수 있었다.
6) 여기에서는 50% 하이브리드 Ⅲ 더미로 비정상위치시의 승객거동해석을 수행하였으나, 크기가 다른 더미(예를 들어 5% 여자 더미, 3살짜리 어린이 더미 등)의 경우

에는 자연적으로 비정상위치가 되는 경우가 많으므로, 이들에 대해서도 연구가 필요하다고 생각된다.

7) 비정상위치시의 승객이 받는 상해치를 단순히 시뮬레이션을 통해 구하였으나, 시험과 생체역학적 연구를 통한 결과와 비교하여 시뮬레이션의 타당성을 입증해야 할 것으로 생각된다.

참 고 문 헌

1. 박영선, 이주영, 박경진, 위인혁, 유재석, "승객 안전을 위한 승용차 에어백의 모델링 및 설계", 한국자동차공학회 학술대회, 93년 11월.
2. 윤영한, "측면 충돌시 승객 보호와 차체 해석용 모델", 한국자동차공학회지, Vol.14, No.4, pp.6-12, 1992.
3. Prasad, P., "An Overview of Major Occupant Simulation Models", SAE Paper No. 840855, 1984.
4. 신문균, 박경진, 이완익, 김형중, 정근섭, "승용차 충돌시 승객 해석을 위한 모델링의 예", 한국자동차공학회지 No.923710, 1992년.
5. 박경진, 박영선, 이주영, 정근섭, 서명원, 위인혁, "승객 거동 해석의 시뮬레이션에 관하여", 한국자동차공학회지, 제14권, 제6호. 1992년 12월.
6. 박영선, 이주영, 박경진, "직교배열표를 이용한 승용차의 에어백의 설계", 한국자동차공학회논문집, Vol.3, No.2, 1995.
7. Hayano, K., Ono, K. and Matsuoka, F., "Test Procedures for Evaluating Out-of-position Vehicle Occupant's Interactions with respect to the Depolyment of Air Bags", The 14th International Technical Conference on Enhanced Safety of Vehicles, Munich, May 1994.
8. O'connor, C. S. and Rao, M. K., "Development of a Model of a Three-Year-Old Child Dummy Used in Air Bag Applications", SAE Paper No.922517, 1992.
9. Horsch, J. H., Lau, I., Adrezejak, D., Viano, D., Viano, D., Melvin, J., Pearson, J., Cok, D. and Miller, G., "Assement of Air Bag Deployment Loads", In Proceedings of the 34th Stapp Car Crash Conference, pp.267-288, SAE Paper No.902324, 1990.
10. Melvin, J., Horsch, J., McCleary, D., wideman, L., Jensen, J. and Wolanin, M., "Assement of Air Bag Deployment Loads with the Small Female Hybrid Ⅲ Dummy", SAE Paper No.933119, 1993.
11. SAE Information Report, "Guidelines for Evaluating Out-of-Position Vehicle Occupant Interactions with Deploying Airbag", SAE J1980 NOV90, 1993.
12. Fleck, J. T., "Validation of the Crash Victim Simulator, Volumes I Through Ⅳ", Report No. DOT HS-806 279, December 1981.
13. Nieboer, J. J. Wismans, J. and de Coo, P. J. A. "Airbag Modeling Techniques", SAE Paper No.902322, 1990.
14. Wang, J. T. and Nefske, D. J., "A New CAL3D Airbag Inflation Model", SAE Paper No.880654, March 1988.
15. Van Wylen, G. and Sonntag, R. E., *Fundamentals of Classical Thermodynamics,* SI Version, John Wiley & Sons, 1978.
16. 손병진, 맹주성, 이상환, 유체역학, 희문당, 1992.
17. Wang, J. T., "Are Tank Pressure Curves Sufficient to Discriminate Airbag Inflators?", SAE Paper No.910808, 1991.
18. 김창환, "구와 원환체를 이용한 에어백의 모델링 및 비정상위치시의 승객 거동 해석", 한양대학교 석사학위 청구논문, 1994.
19. Press, W. H., flannery, B. P., Teukolsky, S. A, and Vettering, W. T., "Numerical

Recipes", Cambridge University Press, 1986.
20. Chou, C. C. and Gerald W. Nyquist, "Analytical Studies of the Head Injury Criterion(HIC)", SAE Paper No.740082.
21. Chou, C. C., Howell, R. J. and Chang, B. Y., "A Review and Evaluation of Various HIC Algorithms", SAE Paper No.880656.