

(論 文)

긴 관통자에 의한 유한박판 및 적층표적재의 관통현상 연구

이창현* · 홍성인**

(1994년 3월 4일 접수)

On the Penetration Phenomena for Thin and Multi-Layered Finite Thickness Plates by a Long Rod Penetrator

C. H. Lee and S. I. Hong

Key Words : Long Rod Penetrator(긴 관통자), Penetration Efficiency(관통효율), Multi-Layered Finite Thickness Target(유한 적층표적), One-Dimensional Hydrodynamic Penetration Model(일차원 유체동력학적 관통모델), Spall(스폴), Stress Wave(응력파), Back Face Effect(후면효과), Effective Area Ratio(유효단면적비), Dynamic Strength(동적강도)

Abstract

In this study, we re-examined the Tate's modified Bernoulli equation to study penetration phenomena for long rod projectile into single or multi-layered finite thickness plates. We used the force equilibrium equation at mushroomed nose/target interface instead of conventional pressure equation at the stagnation point. In our penetration model, we considered the velocity dependent R_t value for semi-infinite target and considered only the back face effect for finite target. To compensate for R_t value according to target's thickness and back face effect, we used the spherical cavity expansion theory for semi-infinite plate and used the cylindrical cavity expansion theory for finite plate. Also we developed the experimental technique using make screen to measure the penetration duration time at each layered plate. In a 3-layered laminated RHA/mild steel/Al 7039 plate, we observed that spall had occurred around the back face of Al 7039 plate by the stress wave interaction. Through the comparison between theoretical and experimental data including Lambert's results, we conform that our study has good confidences.

1. 서 론

긴 관통자(long rod penetrator)에 의한 금속 및 비금속재료의 관통현상 연구는 고속충격현상 연구의 한 분야로서 크게 3가지의 접근방법이 있다. 첫

째는 실험적 방법으로서, 수많은 충격시험 결과로부터 통계처리 또는 차원해석기법을 이용하여 탄도학적 관련인자 사이의 경험식을 도출해 내는 방법이다. 신속한 결과를 얻을 수 있지만 많은 매개변수가 복합적으로 내재된 경우에는 과도한 시간과 비용이 소모되는 단점이 있다. 대표적인 실험연구 결과로서 Hohler와 Stilp 등^(1,2)은 관통효율을 관통자 길이 L 에 대한 총 관통깊이 P 의 비(P/L)로 표시할 경우, 관통자의 길이 대 직경비(L/D)가

*정회원, 국방과학연구소

**정회원, 충남대학교 기계공학과

작을수록 관통효율이 높아지는 현상을 보고하였다. 둘째로 해석적 방법으로서 비교적 간단한 관통모델을 제안하고 이에 대해 물리적으로 타당하고 신속한 계산이 가능한 운동방정식을 유도하여 그 해를 구하는 방법이다. 직관적인 해석결과를 얻을 수 있지만 반경험적인 파라미터가 요구되는 경우가 있기 때문에 항상 실험결과와 비교 검토되어야 한다. 해석적 접근 방법에 의한 연구는 최초 Alekseevskii⁽⁹⁾와 Tate^(4,5)에 의해 서로 독립적으로 제시된 것으로서 관통자 선단과 표적재 계면의 정체점에서의 압력 평형식으로 표기되는 일차원 유체동력학적 관통모델(one dimensional hydrodynamic penetration model)에 기원을 두고 있다. 이를 바탕으로 Jones 등⁽⁶⁻⁹⁾은 관통자 선단 변형률을 고려한 수정 운동방정식을 제안하고 Al계열 및 4340강에 대한 실험결과와 비교한 바 있다. 그러나 이들의 모델에서 사용한 변형률은 실험후 표적재에 형성된 관통구 직경의 평균값으로부터 계산한 값으로서, 충격속도에 관계없이 일정한 상수로 가정하였기 때문에 해석과정의 복잡성에 비해 해의 정확성이 떨어지는 결과를 보였다. Luk 등⁽¹⁰⁾은 단축응력상태에서의 동적항복강도를 결정하는데 이용되는 Taylor⁽¹¹⁾의 모멘텀 보전원리와 Hawkyard⁽¹²⁾의 에너지 보전원리를 이용하여 관통자의 마멸(erosing, 에로딩이라 함)이 일어나는 모델을 해석한 결과를 발표하였다. 이들의 연구에서의 충격속도는 2.0 Km/sec 이상이었으며, 관통단계의 후반기에 일어나는 강체관통(rigid body penetration)을 해석하는 과정을 첨가시켰다. 한편 Rosenberg⁽¹³⁾는 Tate의 압력평형식을 힘의 평형식으로 수정한 모델을 제시하고, 표적재와 관통자의 재질이 다른 경우의 이론적인 관통깊이는 실험결과와 비교적 잘 일치함을 보였다. 그러나 그의 연구에서는 충격속도 변화에 따른 관통깊이의 실험값은 제시하지 않았다. 세째로는 수치해석적 방법으로서 관통현상에 대한 보다 상세한 정보를 얻기 위해 응력파전파이론을 이용한 전용 프로그램(Eulerian 또는 Lagrangian wave propagation code)을 이용한다. 전산기의 용량과 처리속도에 따라 해석대상이 제한되고 해의 정확성은 관통자와 표적재의 동적 재료물성의 입력값에 크게 좌우된다. 전산기의 성능이 급속히 향상되고 있는 추세에 맞춰 수치해석적 접근방법에 의한 연구결과는 최근에 보고되고 있다. 1987년 Wilkins 등⁽¹⁴⁾은 텅스텐 관통자가 1500 m/sec의 속도로 철강표적재

에 충돌하는 경우에 대하여 HEMP와 GLO code를 이용하여 충격순간에서 정상상태에 이르는 동안의 응력분포와 관통속도를 계산하여 관통자 측면으로부터 반사되는 이완파(rarefaction wave)에 의해 초기 충격압력이 급격히 감소하여 정상상태로 진입하는 결과를 얻었다. Anderson 등⁽¹⁵⁻¹⁷⁾은 CTH code를 이용하여 표적재의 관통저항력 R_t 값을 평가하는 일련의 연구결과들을 보고하고 있다. 고속충격현상을 규명하기 위한 이들 접근방법들은 독립적으로 수행되는 성격이 아니며 서로 상호보완적으로 응용되고 있다.

현재까지 알려진 긴 관통자에 의한 관통현상에 대한 대부분의 연구들은 Alekseevskii와 Tate의 관통모델을 포함하여 반무한두께의 단일 표적재로 가정한 것들이다. 그러나 실제 적용되는 구조물들은 모두 제한된 설계변수(형상, 무게, 부피, 가격 등)안에서 최적의 성능을 발휘하도록 서로 다른 재료들이 적층 또는 유계구조(multi-layered, spaced structure)를 갖는 유한두께(finite thickness)구조물이다. 적층계면과 유한표적재의 후면에서는 응력파의 간섭이 일어나고, 표적재의 관통저항 강성이 감소되어 bulge, disc, spall과 같은 소위 후면효과(back face effect)가 발생하므로 반무한두께의 표적재에 대해 얻어진 결과들을 그대로 응용할 수는 없다. 저자들은⁽¹⁸⁾ Tate의 수정 베르누이방정식과는 달리 충격파전파이론을 이용하여 충격속도 변화에 따른 관통자 선단 변형률을 예측하고 이를 이용하여 관통자 선단과 표적재 계면에서의 힘의 평형식으로 수정한 관통모델을 제시하고 그 타당성을 고속충격실험 결과와 비교한 바 있다. 이 경우 표적재는 반무한두께로 가정하였었다. 본 연구는 앞서의 연구에 이어 박판(thin thickness plate) 표적재와 이중금속재로 구성된 유한 적층표적재에 대한 관통현상을 해석하고 이를 고속충격실험 결과와 비교 검토하는데 그 연구 목적이 있다.

2. 이 론

2.1 일차원 관통모델

1966년 Ghering 등⁽¹⁹⁾은 관통과정을 압력변화 과정에 따라 과도기(transient phase), 정상상태(steady state), 잔류관통단계(after flow) 및 회복기(recovery)의 4단계로 구분한 바 있다. 이중 잔류관통 단계 및 회복기는 관통깊이에 큰 영향을 미

치지 않기 때문에 본 연구에서는 과도기, 정상상태, 최종단계로 3단계로 구분하기로 한다.

2.1.1 과도기

이 단계는 관통자가 표적재에 처음으로 접촉하는 단계로서 그 지속시간은 충격파가 관통자의 중심축에 도달하여 반사되는 시간과 관련이 있다. 충돌 초기압력은 관통자의 횡자유면에서 인장파로 반사되는 이완파에 의해 급격히 감소되며, 이완파가 관통자 중심축에 도달하면 압축파로 위상이 바뀌면서 매우 복잡한 응력파의 상호작용이 반복하게 된다. Tate⁽²⁰⁾ 는 Recht⁽²¹⁾의 연구결과를 이용하여 과도기가 지속되는 시간 T_{tr} 과 이 동안의 관통깊이 P_{tr} 을 단순 평가하는 방법을 제안하였다. 즉, T_{tr} 을 소성전단파가 관통자의 중심축에 도달하기까지의 시간으로 가정하면 식(1)로 표기된다.

$$T_{tr} = \frac{D}{2C_{pl}} \tag{1}$$

여기서, D 는 관통자의 직경, C_{pl} 은 관통자내의 소성전단파의 속도로서 Recht에 의하면 식(2)와 같이 관통자의 브리넬경도와 밀도의 함수관계로 표기된다.

$$C_{pl} = \left(\frac{4.55BHN_p}{3\rho_p} \right)^{\frac{1}{2}} \tag{2}$$

충격파가 지배하는 과도기 동안의 관통자와 표적재 계면의 이동속도(관통속도 또는 머리속도)는 관통자의 입자속도 u_p 와 같고, 이는 두 재료의 HUGONIOT 곡선⁽²²⁾으로 부터 결정되며 식(3)과 같이 표기된다.

$$u_p = \frac{a_p}{a_p + a_t} V_i \tag{3}$$

여기서, 하첨자 p, t 는 각각 관통자와 표적재를 의미하며, V_i 는 관통자의 초기 충돌속도, a 는 입피던스(acoustic impedance)로서 식(4)와 같이 표기된다. 식(4)에서 C_o 는 응력파 전파속도이며 K 는 체적탄성계수(bulk modulus)이다. 따라서 과도기(transient phase)동안의 관통깊이 P_{tr} 은 식(5)로 표기된다.

$$a = \rho C_o = \rho \sqrt{\frac{K}{\rho}} = \sqrt{\rho K} \tag{4}$$

$$P_{tr} = u_p T_{tr} = V_i \frac{a_p}{a_p + a_t} \frac{D}{2C_{pl}} \tag{5}$$

2.1.2 정상상태 단계

관통자내에서 응력파의 상호간섭 현상이 반복되는 동안 계면속도와 응력은 접근하여 일정한 값을 유지하게 되며, 이 후부터는 정상상태(steady state)의 관통과정을 시작한다. 긴 관통자의 경우 대부분의 관통은 이 단계에서 일어나며 충격압력이 표적재의 유동응력보다 아주 큰 경우 표적재를 횡방향으로 밀어내는 과정이다. 또한 충격압력이 관통자의 유동응력보다 큰 경우에는 관통자 머리는 버섯모양으로 변형을 하는데 이를 mushrooming(이하 머쉬룸변형)이라 하며, 변형이 진행함에 따라 관통자는 에로딩되면서 표적재내를 침투한다. Tate에 의해 제안된 식(6)의 수정 베르누이방정식은 반무한두께의 표적재에 대한 정상상태 과정에서 관통현상을 기술하는 기본식으로 활용되고 있다. 이 모델은 관통자와 표적재의 계면 근방에서만 관통자의 에로딩이 일어나고, 그 외의 부분은 변형이 없는 강체거동을 하는 것으로 가정한다.

$$\Sigma = \frac{1}{2} \rho_p (v-u)^2 + Y_p = \frac{1}{2} \rho_t u^2 + R_t \tag{6}$$

식(6)에서 u 는 관통속도, v 는 미변형된 관통자의 순간속도(꼬리속도)이며 ρ_p, ρ_t, Y_p, R_t 는 관통자와 표적재의 밀도 및 재료강도이다. Σ 는 유체동력학적 압력과 재료강도의 합이며 관통속도와 꼬리속도가 다르기 때문에 관통자의 길이는 변화되고 이 때의 길이감소율(eroding rate)는 식(7)과 같이 표기된다.

$$\frac{dl}{dt} = -(v-u) \tag{7}$$

여기서, l 은 미변형된 관통자의 순간길이이다. 관통자의 강도 Y_p 값은 관통과정중에 일정하게 유지하므로 Newton의 역적-모멘텀 관계식으로부터 관통자의 감속율은 식(8)로 표기할 수 있다. 식(7)과 식(8)로부터 식(9)를 얻으며 미소시간 d_t 동안의 관통깊이는 $d_p = u d_t$ 의 관계가 성립한다.

$$\frac{dv}{dt} = -\frac{Y_p}{\rho_p l} \tag{8}$$

$$\frac{dl}{l} = \frac{\rho_p (v-u)}{Y_p} dv \tag{9}$$

관통자와 표적재 계면에 작용하는 힘을 보다 정확히 평가하기 위해서는 계면을 따라 압력분포를 적분하여야 하나 이동계면에서 관통자 선단의 머쉬룸 변형율은 시험조건에 따라 변화하기 때문에 이를

추적하여 평가하는 것은 매우 어렵다. 이와 같은 관점에서 1990년 Rosenberg 등⁽¹³⁾은 실험적으로 보정되는 유효 단면적비 (effective area ratio ; S)를 도입하여 식(10)과 같은 이동계면에서의 힘의 평형식으로 수정한 모델을 발표한 바 있다.

$$\frac{1}{2} \rho_p (v-u)^2 + Y_p = S \left(\frac{1}{2} \rho_t u^2 + R_t \right) \quad (10)$$

식(10)에서 S=1.0의 경우에는 최초 Tate에 의해 제시된 수정 베르누이방정식이 된다. Rosenberg는 S의 값을 변형이 일어나기 전의 관통자 단면적과 관통이 종료된 후 표적재에 생성된 관통구 단면적비로 정의하고, 이들 두 재료의 차이를 무시하고 S=2.0으로 일정하다고 가정하여 실험결과와 비교한 바 있다. 그러나 그의 연구결과에서는 충격속도의 변화에 따른 관통깊이를 실험값과 비교하지 않았다. 본 연구에서는 식(6)의 압력평형식 대신 식(10)의 힘의 평형식을 이용하며 이 경우 유효단면적비는 변형이 일어나기 전의 관통자 단면적과 머쉬름되는 관통자 선단의 단면적비로 정의하기로 한다. 식(10)으로부터 파라미터 μ^2 , β 를 아래와 같이 정의하면 정상상태에서의 관통속도 u 는 잔류관통자의 순간속도 v 의 함수로서 식(11)과 같이 표기된다.

$$u = \frac{v - \mu(v^2 + \beta)^{\frac{1}{2}}}{(1 - \mu^2)}$$

$$[\mu^2 = S \frac{\rho_t}{\rho_p}, \beta = \frac{2(SR_t - Y_p)(1 - \mu^2)}{S\rho_t}] \quad (11)$$

2.1.3 최종단계

관통과정의 마지막 단계 (final phase)에서는 관통자의 감속으로 인하여 관통자와 표적재 계면의 응력은 감소되므로 관통자와 표적재의 변형모드의 변화를 구분짓는

임계천이속도(critical transition velocity)가 존재하게 되며 두 재료의 동적강도(dynamic strength)의 크기에 따라 다음과 같이 구분된다. $SR_t > Y_p$ 인 경우 표적재는 강제거동을 하여 관통이 일어나지 않는 임계관통속도 V_c 가 존재하며 이는 식(10)에 관통속도 $u=0$ 을 대입하면 식(12)와 같이 표기된다.

$$V_c = \sqrt{\frac{2(SR_t - Y_p)}{\rho_p}} \quad (SR_t > Y_p) \quad (12)$$

V_c 이상의 충격속도에서는 관통자는 에로딩되면

서 표적재내를 유체처럼 진행하고 V_c 이하에서는 표적재는 강제거동을 하여 관통이 일어나지 않으며 관통자 선단만이 머쉬름변형이 일어난다. $SR_t < Y_p$ 의 범위에서는 관통자의 변형이 종료되고 대신 관통자는 강제거동을 하면서 표적재내를 진행하는 임계변형속도 V_r 이 존재한다. 이 조건에서는 관통속도와 꼬리속도와 같으므로 식(10)에 $u=v$ 를 대입하면 식(13)으로 표기된다.

$$V_r = \sqrt{\frac{2(Y_p - SR_t)}{S\rho_t}} \quad (SR_t < Y_p) \quad (13)$$

강제관통이 지배하는 조건에 도달하면 관통구 형성 단계는 일어나지 않고 관통구의 직경은 관통자직경과 거의 같은 크기로 수축되는 회복기를 거치면서 관통과정이 종료된다.

2.2 후면효과

반무한판과 유한 두께를 갖는 박판 또는 적층포

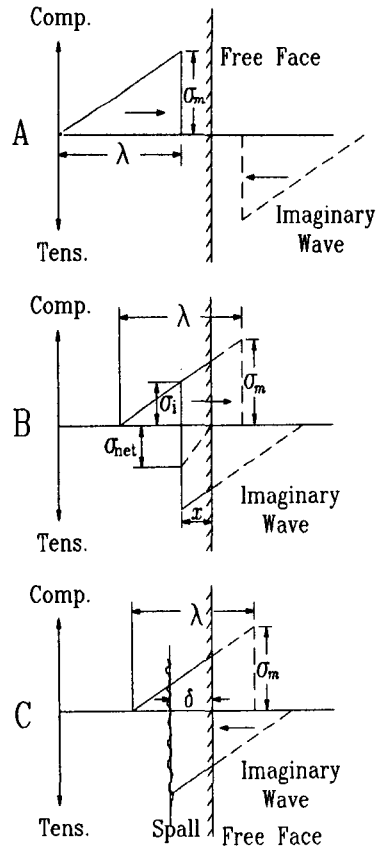


Fig. 1 Spall formation mechanism by the stress wave interaction at the back free surface A. B. C

적재에 대한 관통현상의 차이는 적층계면과 후면자유면에서 응력파의 간섭현상이 일어나는 점이다. 전파되는 응력파가 자유면 또는 적층된 각 시편과의 계면에 도달하면 시편의 임피던스 값의 크기에 따라 응력파의 위상 및 응력비의 크기가 변화한다. 관통자가 표적재에 충돌하는 순간에 표적재에는 매우 높은 압력이 발생한 후 급격히 감소되므로 톱니형 압축응력과 형태로 표적재에 작용한다고 가정할 수 있다.^(23,24) Fig. 1은 최대 압축력이 σ_m , 파장 λ 인 압축파가 후면자유면에 도달한 후 반사되는 인장파에 의한 간섭효과를 보인 것이다. 압축파가 후면 자유면에 접근함에 따라 반사파 전면에서의 합인장응력(net tensile stress)의 세기는 0에서부터 증가하기 시작한다. 후면에 평행한 임의 거리 x 인 각 면에 작용하는 압축응력을 σ_i (압축응력을 +방향)라 하면 합인장응력은 반사되는 인장응력(최대 세기 σ_m)과의 대수합이 되어 $\sigma_{net} = \sigma_i - \sigma_m$ 으로 표기된다. 이 때의 합인장응력의 세기가 재료의 임계 동적항복응력에 도달하면 재료내에서 층상으로 인장 파괴가 일어나는데 이를 스포(spall)현상이라고 한다. 이와 같이 표적재가 유한 두께인 경우에는 관통자가 표적재를 거의 관통시켜 표적재 후면으로부터 관통자 직경의 1~2배 거리에 도달하면 관통자 주변의 표적재질은 더 이상 유체역학적인 변형 거동을 하지않고 spall이나 소성유동에 의한 bulge 현상이 나타나며, 잔류관통자는 표적재 후면에서 반사되는 인장응력파에 의해 Photo 1과 같이 탄성 반동(elastic rebound)이 일어나기도 한다. 따라서 표적재질은 반무한 두께의 경우보다 적은 에너지를 흡수하고 관통 저항강도인 R_t 값도 감소하기 시작한다. 반면에 긴 관통자에 의한 관통현상을 규명하기 위하여 수행된 종래의 많은 연구들은 반무한표

적재에 대한 것으로서 R_t 값은 전 관통과정중에 일정하게 유지된다고 가정한 것이므로 이 값이 과대 평가되는 결과를 낳는다. 이러한 가정으로 인하여 Fig. 2에서와 같이 반무한판에 대한 관통깊이는 유한두께판에 대한 방호한계두께 T_{bl} (ballistic limit thickness)에 비해 작은 값이 된다. 1978년 Swanson 등⁽²⁵⁾은 정하중상태에서의 브리넬경도 측정시험을 통하여 측정경도값은 두께에 따라 민감하게 변화하는 사실을 보고한 바 있다. 즉 압입구가 후면으로부터 압입구 직경의 1~2배 거리에 도달한 이후 압입깊이가 증가할 수록 경도는 선형적으로 단조감소하는 현상을 발견하고 이 결과를 그들의 충격적분이론에 응용하였다. 본 연구에서는 이들의 결과에 주목하여 유한두께 표적의 경우에는 R_t 값이 이들의 시험결과와 같은 양상으로 감소된다고 가정하였다. Fig. 3과 같이 관통깊이 p 가 $T-2D$ 에 도달하면 표적재 저항이 선형적으로 감소

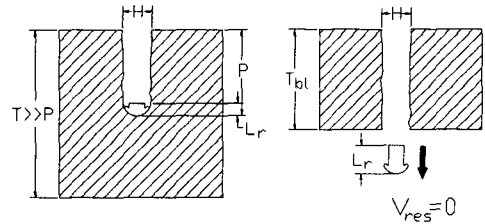


Fig. 2 The difference of penetration phenomena according to the thickness effect

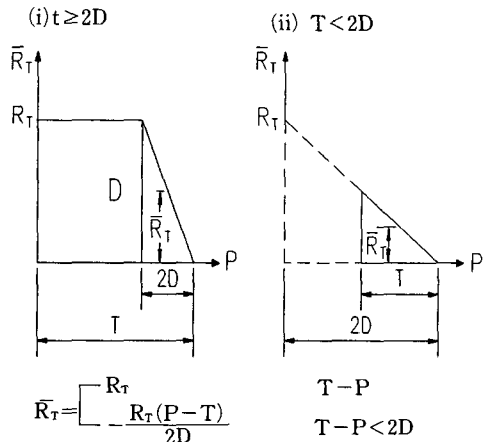


Fig. 3 Assumed R_t value considering the back face effect in a finite thickness plate

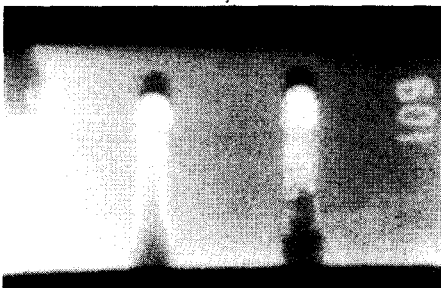


Photo 1 Typical x-ray photograph showing the elastic rebound of the residual rod at the bottom of the crater

주기1. 잔류관통자 속도가 0이 되는 표적재의 최소두께

되기 시작하여 후면에서 $R_t=0$ 이 된다고 가정하면 식(14)와 같이 R_t 값의 일차감소 함수식을 얻는다.

$$R_t = \begin{cases} R_t & T - P \geq 2D \\ R_t \frac{T - P}{2D} & T - P < 2D \end{cases} \quad (14)$$

여기서, T 는 시편두께이다.

이상과 같이 후면자유면 근방에서 응력파의 상호 간섭에 의한 인장파피와 재료강도의 감소가 일어나는 현상을 후면효과(back face effect)라 하며 유한 표적재에 대한 관통현상을 규명하기 위해서는 이 효과를 고려하여야 한다.

2.2 재료강도(Y_p , R_t)평가

Tate는 관통자의 재료강도 Y_p 값은 식(15)와 같이 표적재의 브리넬경도의 함수로 표기할 경우 이론적인 관통깊이와 실험결과가 잘 일치함을 보고하였다.

$$Y_p = 1.7\sigma_{yp} \quad (\sigma_{yp} = 4.2BHN_p \text{ (MPa)}) \quad (15)$$

여기서, σ_{yp} 는 Taylor가 보고한 단축응력상태의 동적 압축항복강도이다.

실제의 긴 관통자에 의한 관통과정은 일차원현상이 아니다. 따라서 일차원으로 단순화시키기 위해서는 반경방향으로의 유동에 대한 구속을 포함시키기 위한 인위적인 수단이 필요하다. 많은 연구자들에 의해 표적재 강도 R_t 값을 조정하는 것으로 해결하고자 하는 노력이 이루어지고 있으나 현재까지도 R_t 값은 이론적인 관통깊이와 실험치와 비교하면서 조정하는 방법으로 결정되고 있다. R_t 값이 갖는 물리적 의미를 규명하기 위한 연구 결과의 한 예로서 Anderson과 Bless 등^(15~17)은 반무한 표적에 대한 실험 결과들로부터 R_t 값이 Fig. 4와 같은 충격속도 의존성을 보이며 특히 정상상태에서 현저히 나타나는 것임을 보였다.

본 연구에서도 이들의 연구결과에 주목하여 단일 재료로 구성된 반무한 평판에 대해서 R_t 값의 속도 의존성은 Fig. 5와 같이 가정하였다. 즉 충격속도가 V_c 이하의 저속범위에서는 표적재는 강체거동을 하여 관통이 일어나지 않으며 관통자 선단만이 Taylor 모델을 따라 머쉬룸변형이 일어나는 단계이므로 R_t 값은 일정하게 유지된다고 가정할 수 있다. V_c 이상의 충격속도에서는 관통자는 에로딩되면서 표적재내를 유체처럼 진행하므로 이 범위에서는 충격속도가 증가함에 따라 선형적으로 감소한다

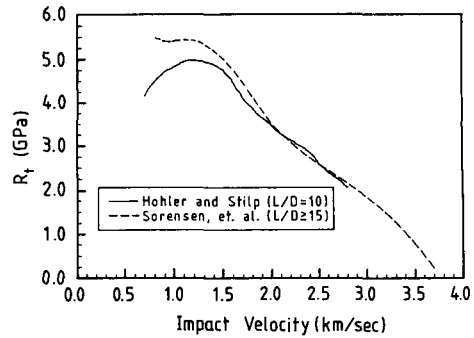


Fig. 4 Target resistance for hardened steel versus impact velocity⁽¹⁶⁾

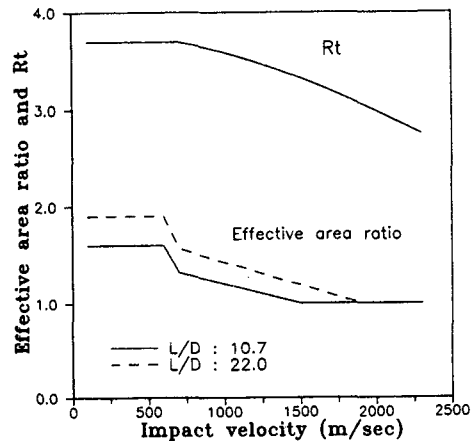


Fig. 5 Assumed S and R_t as a function of impact velocity for WHA rod into a homogeneous semi-infinite target

고 가정한다. 한편 관통자와 표적재의 변형모드의 천이속도 V_c 와 V_r 은 S 와 R_t 의 함수관계이므로 R_t 값의 속도의존성을 고려하는 경우에는 이론적인 관통깊이와 실험결과와 비교하면서 S 의 값도 조절되어야 한다. 이 경우 S 값의 물리적 의미는 관통자 선단의 형상, L/D 비, 표적재와 관통자의 강도비, 충격속도에 따라 관통자 선단의 변형정도의 크기를 나타내는 파라미터로서 충격속도가 낮을수록 관통자 선단의 변형이 일어나는 소요시간이 상대적으로 길어지므로 총 관통소요시간(또는 총관통깊이)에 대한 평균값의 의미를 갖는다. 따라서 본 연구에서는 단일재료의 반무한 표적재의 경우에는 S 값의 변화과정은 관통기구의 천이과정을 나타내는 척도로 보고, Fig. 5의 하단에 보인 바와 같이 관통자 선단의 머쉬룸변형이 일어나는 초기단계에서는 S 값은 일정하게 유지하다가 유체동력학적 관통

이 일어나는 구간에서는 R_t 값과 같은 양상으로 선형적으로 감소하여 $S=1.0$ 으로 유지되면서 전체 관통과정이 종료되는 것으로 가정하였다.

한편 현재까지 표적재의 동적강도 R_t 를 평가하는 수단으로 소개되고 있는 이론은 Tate⁽²⁰⁾가 제시한 Solenoid유동이론(식(16)), Forrestal과 Luk⁽²⁶⁾이 제시한 구형공동(spherical cavity) 확장이론(식(17)), Rosenberg⁽¹³⁾가 제시한 원통형공동(cylindrical cavity) 확장이론(식(18))이 있다. 표적재의 압축항복강도를 σ_{yt} 라 할 때 이들의 크기는 각각 $5.64\sigma_{yt} : 3.91\sigma_{yt} : 3.31\sigma_{yt}$ 의 관계가 성립한다.⁽¹⁶⁾ 유한표적재의 경우에는 후면효과에 의한 응력과 간섭현상이 일어나고, 관통 소요시간이 짧기 때문에 Solenoid유동이론을 적용할 경우 R_t 값이 과대평가될 염려가 있다. 이런 이유로 본 연구에서의 Y_p 값은 Tate가 제시한 식(15)를 이용하여 일정값으로 하였고, R_t 값은 반무한두께의 경우에는 속도의존성을 고려하여 구형 공동확장이론을, 유한두께 표적재의 경우에는 속도의존성을 무시하고 원통형 공동확장이론을 적용하였다. 여기서, E_t, ν_t 는 표적재의 탄성계수와 푸아송비(Poisson ratio)이다.

$$R_t = \sigma_{yt} \left[\frac{2}{3} + \ln \left(\frac{0.57 E_t}{\sigma_{yt}} \right) \right] \quad (16)$$

$$R_t = \frac{2\sigma_{yt}}{3} \left[1 + \ln \frac{2E_t}{3\sigma_{yt}} \right] \quad (17)$$

$$R_t = \frac{\sigma_{yt}}{\sqrt{3}} \left[1 + \ln \frac{\sqrt{3}E_t}{(5-4\nu_t)\sigma_{yt}} \right] \quad (18)$$

2.4 계산과정

정상상태 과정을 지배하는 방정식계는 식(7), (8), (9) 및 식(11)이 서로 연계(coupled)되어 있다. 표적재의 두께가 반무한체인 경우에는 이들 방정식들의 해는 미소시간 동안 계산된 미소해들을 시간경과에 따라 합산해 나가는 time matching 기법을 이용하거나, closed form으로 유도된 연립 방정식들을 수치적분하여 얻을 수도 있다. 그러나 표적두께가 유한이거나 이중재료들의 적층재인 경우에는 반무한 표적의 적분형과 같은 closed form의 방정식계를 유도할 수 없다. 특히 적층표적인 경우에는 각기 구성재료가 다르므로 최종적인 관통해를 구하기 위해서는 시간을 세분화하여 미소시간대에 있어서 관통자와 각 표적재층의 강도변수인 Y_p 와 R_t 의 상대크기에 따라 순간속도, 관통자 감소길이, 관통깊이, 후면효과 등을 계속적으로 추적 검토해 나가야 한다. 표적재의 각 층을 구성하는 재료의 재료상수를 이용하여 각 층을 반무한층으로 가정하여 관통깊이를 계산하여 첫번째 층의 시편 두께와 같으면 그 순간의 정보들은 2번째 층의 충격초기 조건으로 이용된다. 동일한 계산 과정은 적층표적재를 완전관통하거나 관통과정이 종료될 때까지 반복된다.

3. 실험방법

고속충격시험에 사용된 발사장치는 구경이 50 mm

Table 1 Material property

Designation	Materials	Density (kg/m ³)	E(GPa)	K (GPa)	Brinell hardness (MPa)
Target	MS	7850	210	160	150
	Al7039	2700	70	60	125
	RHA	7850	210	160	340 * 260-375
Rod	WHA	17200	390	230	375
	* S-7 steel	7850	210	160	550

* Lambert's study (27)

E : Elastic modulus K : Bulk modulus WHA : Tungsten Heavy Alloy

RHA : Rolled Homogeneous Armor MS : Mild Steel

Table 2 Matrix of high velocity impact test

Series	Object	Rod			Target		Velocity (m/sec)
		Mat'l	L/D (gram)	Mass	Mat'l	Thickness (mm)	
Test.1 1057-1778 1114-1705	DOP	WHA	10.7	22.0	49	MS	SI
* Test.2	$V_i - V_{res}$	S-7	10.0	65	RHA	19.1-51.0	625-1941
		steel	20.0				
Test.3	DOP	WHA	10.7	49	RHA	25.4	1684
					AL 7039	26.0	
					MS	SI	
Test.4	DOP	WHA	10.7	49	RHA	48.0	1637
					MS	SI	
Test.5	TOP	WHA	10.7	49	RHA	28.6	1349
					MS	22.0	
					AL 7039	25.4	

* : Lambert's study (27)

DOP : Depth of Penetration V_{res} : Residual impact velocity

SI : Semi-Infinite thickness TOP : Time of Penetration

인 시험용 활강포(smooth bore test gun)로서 고체 추진장약(solid propellant powder)의 연소시 발생하는 추진압력을 이용하며, 추진제량을 가감하여 충격속도를 조절할 수 있다. 본 연구에서 사용한 관통자는 머리형상이 반구형(hemispherical)이며, 직경이 50 mm인 폴리에틸렌으로 가공한 새보(sabot)결합체와 함께 가속된 후 기체역학적 분리 방법에 의해 분리된다. 충격속도는 표적재 전방에 일정한 간격으로 설치한 2조의 He-Ne 레이저(0.5 mW)와 오실로스코프(HP 5183A)를 이용하여 측정하며 측정오차는 1% 이내이다. 표적재의 경사각은 0도로서 관통자는 표적재에 수직으로 충돌하며, 충돌 후 시편에 형성된 관통구의 형상으로부터 충돌각(yaw angle)을 추정하여 충돌각이 2.5도 이하인 시편에 대해서만 기계톱으로 절단 후, 버니어캘리퍼스를 이용하여 관통깊이를 측정하였다. Table 1은 해석 및 관통시험에 사용된 관통자와 표적재의 재료물성을 정리한 것이며, Table 2는 실험조건을 정리한 것으로서 이 경우 Test No. 2는 박판표적재에 대한 Lambert⁽²⁷⁾의 실험조건이다. 한편 적층된 각 시편을 통과하는 관통시간을 측정하기 위하

여 Fig. 6과 같이 측정장치를 구성하였다. 각 층을 구성하는 시편 사이에 절연을 유지하면서 make 스크린을 삽입한 후 노이즈를 감소시키기 위하여 자체 제작한 low pass filter 회로에 연결시켰다. 관

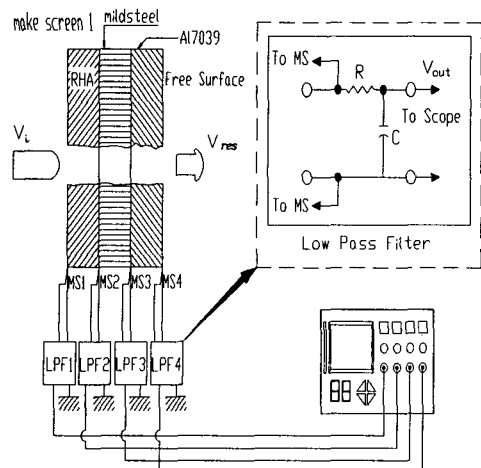


Fig. 6 Schematic diagram of experimental apparatus for measuring the penetration duration time in a 3-layered finite thickness plate

통자 선단이 make 스크린에 접촉되는 순간에 전압이 강하되고, 이 때의 신호는 오실로스코프 (Nicolet : model 490, 4 channel, 100 nanosec/sample)의 각 channel에 기록되며 이 동안의 각 측정시간을 관통시간으로 가정하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 반무한 표적체에 대한 결과 및 고찰

Fig. 7과 8은 반무한두께의 연강표적체에 대하여 Table 2의 Test No. 1 조건하에서 수행한 관통실험 결과와 이론적인 무차원 관통깊이를 충격속도의 함수로 표기한 것이다. 두 경우 모두 Fig. 5에서와 같이 R_t 와 S 의 속도의존성을 고려한 결과이다.

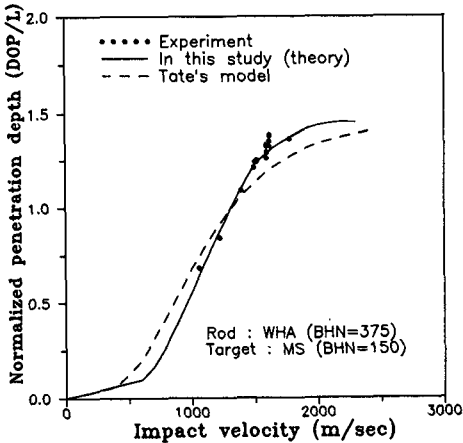


Fig. 7 Normalized penetration depth as a function of impact velocity compared with Tate's model

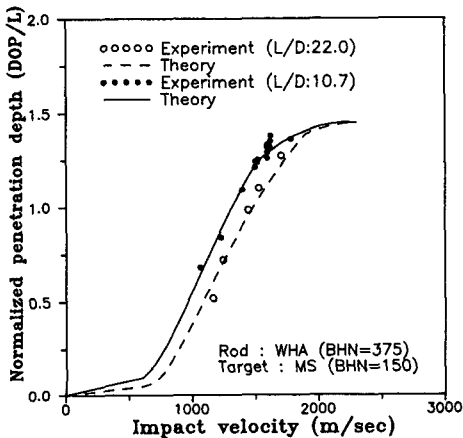


Fig. 8 Normalized penetration depth as a function of impact velocity showing L/D ratio effect

Fig. 7에서의 실선은 L/D 비가 10.7인 경우에 대한 본 연구의 해석결과이며 점선은 R_t 값이 전 관통과정을 통하여 일정하게 유지된다고 가정한 Tate의 수정 베르누이방정식으로부터 얻은 결과이다. 본 연구결과가 실험값에 보다 잘 일치하고 있으며, Tate이론을 적용할 경우 충격속도가 높을 수록 실험값보다 낮은 이유는 고속에서 R_t 값이 과대평가되고 있기 때문이라고 생각된다.

Fig. 8은 L/D 비가 각각 10.7, 22.0인 두 경우에 대하여 충격속도와 관통효율과의 관계를 실험결과와 비교한 것으로서 해석결과는 실험값과 잘 일치하고 있으며, L/D 비가 클수록 관통효율은 작게 나타나는 것을 알 수 있다. 이 경우에는 표적체는 동일재료이므로 R_t 값의 변화는 Fig. 5에서 보는 바와 같이 L/D 비 값에 무관하게 같은 양상으로 변화하고 다만 초기 S 값이 각각 1.6, 1.9인 경우가 실험 결과와 잘 일치하는 것을 보였다. L/D 비가 22.0인 경우 유체역학적 관통과정이 길어지는 것을 보이고 있는데, 이는 일반적으로 L/D 비와 정상상태 기간이 비례한다고 알려진 사실과도 일치하고 있다. 이와 유사한 연구결과는 Dehn⁽²⁸⁾에 의해 Fig. 9와 같이 보고된 바 있다. Dehn은 관통자 선단의 면적 변화비를 편평률(flattening factor)로 정의하고 L/D 비의 변화에 따른 편평률(본 연구에서의 S 값)과 충격속도 변화 사이의 관계를 제시한 바 있다. 그의 연구에서도 편평률은 이론적 관통깊이와 실험결과를 비교하면서 결정되는 경험값으로서, 본 연구와 실험조건이 다르기 때문에 S 값의 절대크기를 직접 비교할 수는 없지만 변화양상은 정성적으로 유사한 경향을 보이는 것을 알 수 있다.

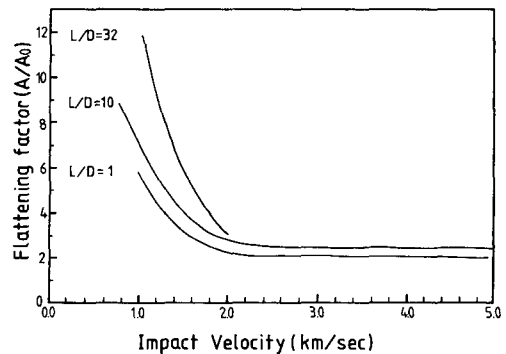


Fig. 9 Flattening factor versus striking speed for steel rods of various aspect ratio impacting steel targets⁽²⁸⁾

4.2 박판표적재에 대한 결과 및 고찰

단일 재료의 박판표적에 대한 관통현상 연구의 주목적은 표적재의 두께, 강도, 경사각 등의 변화

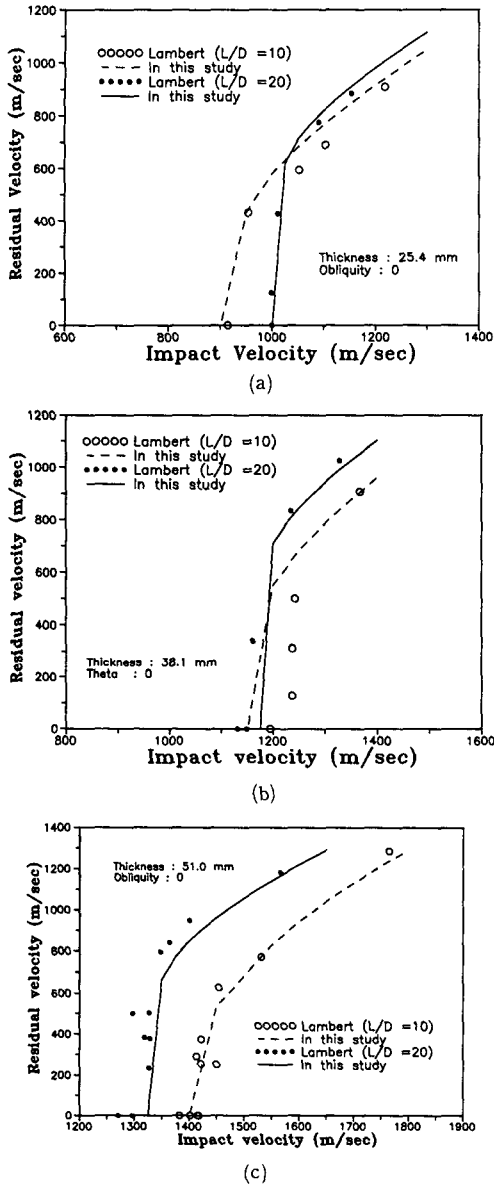


Fig. 10 (a) Comparison of present analysis and data from Lambert for S-7 steel rod into RHA (thickness : 25.4 mm)
 (b) Comparison of present analysis and data from Lambert for S-7 steel rod into RHA (thickness : 38.1 mm)
 (c) Comparison of present analysis and data from Lambert for S-7 steel rod into RHA (thickness : 51.0 mm)

에 따라 충격속도와 잔류 관통자 속도사이의 관계를 파악하고 방호한계속도^{주기2}(V_{bl} : ballistic limit velocity)를 예측하는데 있다. 박판재의 경우에는 초기충격단계를 지나 정상상태가 지속되는 시간이 반무한 표적재에 비해 상대적으로 매우 짧기 때문에 R_t 값의 속도의존성은 무시하고 후면효과만이 고려된다. Fig. 10(a), (b), (c)은 박판표적재에 대한 해석 결과의 타당성을 검증하기 위하여 Lambert의 실험결과들과 비교한 것으로서 두께가 25.4, 38.1, 51.0 mm인 표적재에 대해 초기 충돌 속도의 변화에 따른 잔류 관통자속도 사이의 관계를 나타낸 것이다. 이 경우 이론적인 잔류 관통자 속도를 계산하기 위한 초기 유효면적비는 L/D 비가 10, 20인 경우 각각 $S=1.3$, $S=1.5$ 로서 L/D 비가 클수록 S 의 값이 큰 것은 Fig. 9의 Dehn의 연구결과와 같은 경향이고, 이들 값이 Fig. 8과 같은 반무한표적재에 대한 해석결과를 얻기 위하여 가정한 값보다 작은 이유는 Lambert의 실험에 사용된 S-7 steel 관통자의 경도가 본 연구의 실험에 사용된 텅스텐 관통자의 경도보다 높기 때문이라고 생각된다.

한편 Fig. 11은 Fig. 10(a), (b), (c)의 결과들로부터 유추한 것으로서 L/D 비가 10과 20인 경우에 대하여 표적재 두께변화에 따른 이론 및 실험적인 방호 한계속도를 보인 것이다. 실험값은 Lambert의 실험 결과들로부터 그가 제시한 비선형 최소화

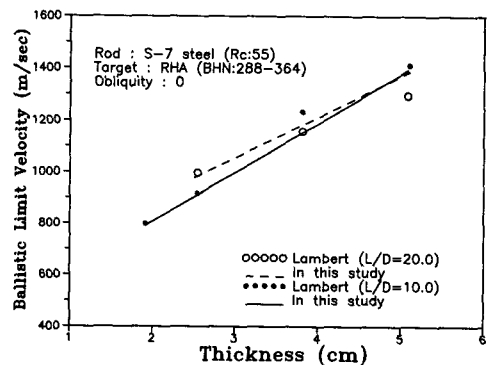


Fig. 11 Analytical ballistic limit velocity as a function of target thickness compared with Lambert's experimental data

주기2. 일정 두께의 표적재에 대해 잔류관통자 속도가 0이 되는 충격속도의 최대값으로 MIL DTD.662 등에 규정된 절차를 따라 실험적으로 결정된다.

승법을 이용하여 추정한 값이고, 이론값은 충격속도를 증가시키면서 계산하는 과정중에 잔류 관통속도가 0이 되는 최대값을 취하였다. Fig. 10과 11에서 보는 바와 같이 어느 경우나 박판표적재에 대한 본 연구의 해석결과들은 Lambert의 실험결과들과 거의 일치하는 결과를 보이고 있음을 알 수 있다.

4.3 유한 적층표적에 대한 결과 및 고찰

재료물성이 다른 유한 두께의 이중 적층표적재의 경우에는 관통자 선단이 각 층의 표면에 도달하면 재료물성이 변화되므로 균일재에서와 같이 R_t 의 속도의존성을 고려하여 S의 값도 연속적으로 변화된다고 가정하는 경우에는 경계면에서 해의 발산이 일어난다. 따라서 이중재료로 적층시킨 경우에는 R_t 의 속도의존성을 고려하지 않고 해석용 프로그램의 수렴성을 먼저 검증하였다. 이를 위하여 Table 2의 Test 3, 4와 같이 강도가 다른 RHA 또는 Al 7039판재 뒤에 연강판을 반무한 두께로 적층시킨 시편에 대하여 관통시험을 수행하여 이론적인 관통깊이와 실험결과를 비교하였다. Fig. 12는 그 결과로서 이론적인 관통깊이는 실험값(충격속도 1660 ± 20 m/sec)과 잘 맞음을 보이고 있으며, 충격속도의 변화에 따른 무차원 관통깊이의 기울기는 각 구성재료의 관통 저항능력을 비교하는 척도가 됨을 알 수 있다.

한편 금속재료와 같이 불투명한 이중재료로 적층된 표적재에 대해 본 연구 모델의 신뢰성을 검증하기 위한 시험방법은 flash x-ray 고속카메라를 이용하여 관통현상이 지속되는 동안의 꼬리속도와 관통자의 순간 길이변화 등을 추적하여 가시화하는 것이라 생각된다. 그러나 flash x-ray 고속카메라를 이용하는 실험은 가용 channel의 수가 제한되

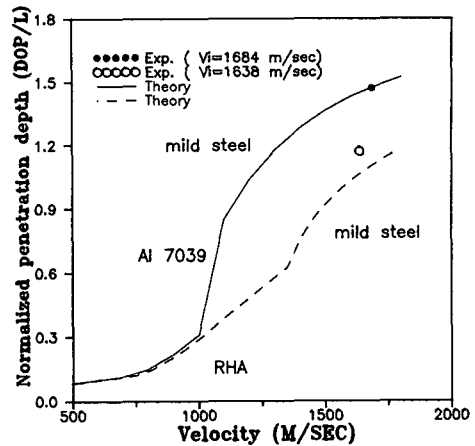


Fig. 12 Normalized penetration depth as a function of impact velocity for 2 and 3 layered semi infinite targets

고 카메라 구동을 위한 triggering에 어려움이 따른다. 따라서 본 연구에서는 make 스크린을 이용하여 관통자 선단이 표적재의 각 층을 통과하는 시간을 측정하는 기법을 개발하고 측정결과를 해석결과와 비교하였다. Table 3은 그 결과로서 RHA/mild steel/Al 7039과 같이 임피던스가 큰 순서로 배열시킨 3층 유한 적층표적재에 대해 충돌속도가 1349 m/sec인 경우의 이론적인 관통시간과 측정시간 결과를 정리한 것으로서 최대 15%, 최소 8%의 오차범위를 보이고 있다. 이 경우 각 경계면에서 입사응력은 위상변화가 없이 반사, 투과되며 Al 7039 판재에 대해서만 후면효과가 고려된다. Fig. 13은 이 들을 관통시간에 대해 나타낸 것으로서 이론적인 계산값은 실험값과 비교적 잘 일치하고 있음을 보이고 있다. Al 7039 시편의 경우 측정시간 78 μ sec에 대응하는 이론적인 관통깊이의 합은 68

Table 3 Comparison of penetration duration time between theoretical and experimental results in a 3-layered target

Materials	Thickness (mm)	DOP (mm)	TOP (μ sec)		ERROR (%)
			Theory	Exp.	
RHA	28.6	28.6	34.0	29.0	15.0
MS	22.0	50.6	62.0	70.0	13.0
* AL 7039	25.4	76.0	85.0	78.0	8.0

* : Measured spall thickness is 7 mm

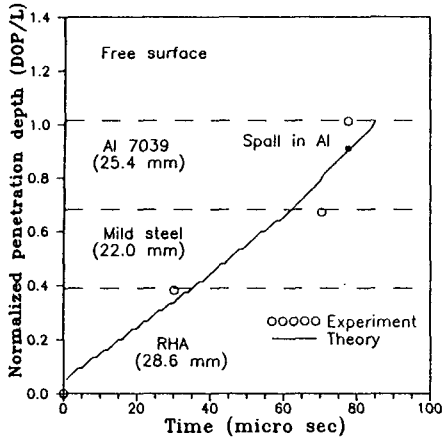


Fig. 13 Normalized penetration depth as a function of penetration time for 3 layered finite target

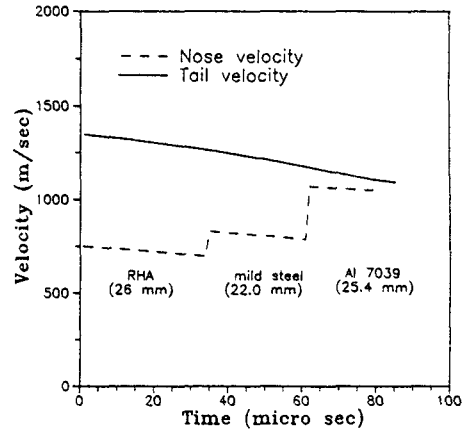


Fig. 14 Nose and tail velocity as a function of penetration time for 3 layered finite target

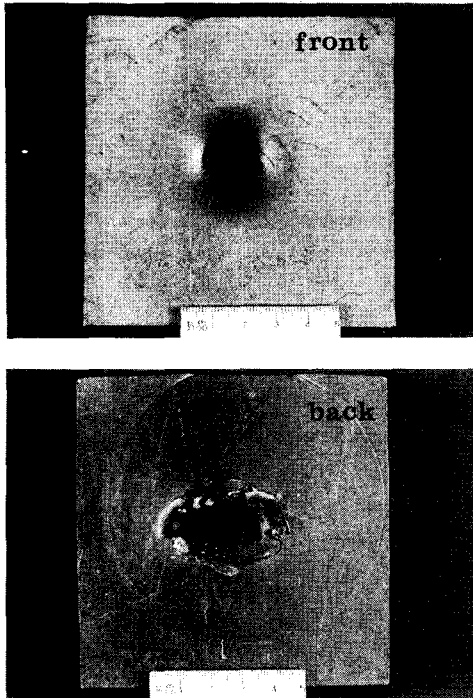


Photo 2 Configuration of Al 7039 target showing the spall at the back face

mm로서 후면으로부터 8 mm 떨어진 지점이다. 이것은 식(4)로부터 Al 7039 내의 응력과 전파속도는 약 4614 m/sec로서 관통속도보다 빠르기 때문에 관통자 선단이 후면에 도달하기 전에 후면에서 반사되는 인장응력파에 의하여 파편화된 스폴이 발생하여 make 스크린을 미리 trigger시킨 결과로 나

타나는 실험오차라고 생각된다. Photo 2는 실험 후 회수된 Al 7039 시편의 관통 전면과 후면을 보인 것으로서 관통후면에서 타원형의 스폴이 발생된 것을 보이고 있다. 스폴의 측정 두께는 약 7 mm 정도로서 스폴이 일어나지 않는 반무한 판재의 관통 깊이로 환산한 경우와 약 1 mm의 오차를 보이고 있어서 본 연구결과의 신뢰성을 간접적으로 증명하는 것으로 볼 수 있다. 그러나 본 연구의 해석 모델에서는 스폴현상에 대한 정량적인 정보를 얻을 수 없는 한계가 있다. 따라서 재료의 동적물성을 평가하는 실험적 연구와 병행하여 수치해석기법을 이용한 보다 전문적인 연구가 수행되어야 한다고 생각된다. Fig. 14는 관통자 머리속도와 꼬리속도의 변화와 관통시간과의 해석결과를 보인 것이다. 꼬리속도가 완만하게 감소되는 것에 비해 관통속도는 강도가 낮아짐에 따라 각 재료의 경계층에서 불연속적으로 상승하고, Al 7039 재의 후면에서는 꼬리속도와 같은 속도가 되면서 관통과정이 종료되는 것을 보이고 있다.

5. 결 론

긴 관통자에 의한 고속충격현상을 해석하는 수단으로 사용되어 온 Tate 방정식을 재검토하여 이동계면에서의 힘의 평형식으로 수정하고, 이를 이용하여 유한 두께의 단층 및 적층 표적재에 까지 확대 적용성을 연구한 결과 아래와 같은 결론을 얻었다.

(1) R_1 의 속도의존성은 균질재의 반무한 평판에

대하여 적용되며 본 연구모델에서는 구형공동 확장 이론을 적용하고 유효 단면적비를 관통모드의 천이 과정에 따라 변화하는 것으로 가정 할 경우 실험결과와 잘 일치하는 것을 확인하였다. 이는 본 연구 모델에서의 임계천이속도는 Tate 모델과 달리 유효단면적비와 R_p 값에 의존하기 때문인 것으로 생각된다.

(2) 단일 박판표적재의 경우 후면효과에 의한 R_p 의 감소만을 고려하고 원통형 공동확장이론을 이용하여 얻은 이론적인 방호한계속도 값들은 Lambert의 실험결과와 잘 일치하였다. 또한 이중재료로 적층한 표적재에 대한 이론적인 관통깊이도 실험결과와 잘 일치하였으며, 특히 RHA/mild steel/Al 7039로 구성된 3층 표적재의 경우 Al 7039 후면에서 응력과 간섭에 의한 전형적인 동적인장파괴현상인 spall이 발생하는 것을 확인하였다. 그러나 긴 관통자에 의한 spall현상을 지배하는 관련 파라미터에 대한 연구는 재료의 동적물성을 평가하는 실험적 연구와 병행하여 수치해석기법을 이용하여 보다 세부적인 연구가 보완되어야 한다고 생각된다.

(3) 관통자 선단이 각 적층계면을 통과하는 시간을 관통시간이라 정의하고 이를 make 스크린을 이용하여 측정하는 시험기법을 제시하였다. 측정된 관통시간은 해석결과와 최대 15%, 최소 8%의 오차를 보였다. 이러한 오차범위는 유한 두께의 적층 구조에 대한 해석모델과 관통시간 측정을 위한 시험기법을 신뢰할 수 있는 범위내에 있는 것으로 생각된다.

참고문헌

- (1) Holher, V. and Stilp, A. J., 1977, "Penetration of Steel And High Density Rods in Semi-Infinite Steel Targets," *3rd Ballistic Symposium*, W. Germany.
- (2) Holher, V. and Stilp, A. J., 1987, "Hypervelocity Impact of Rod Projectiles with L/D from 1 to 32," *Int. J. Impact. Engng.*, Vol. 5, pp. 323~331.
- (3) Alekseevskii, V. P., 1966, "Penetration of a Rod into a Target at High Velocity," *Combustion, Explosion and Shock Waves*, Vol. 2, pp. 63~66.
- (4) Tate., A, 1967, "A Theory for the Deceleration of Long Rods after Impact," *J. Mech. Phys. Solids.*, Vol. 15, pp. 387~399.
- (5) Tate., A, 1969, "Further Results in the Theory of Long Rod Penetration," *J. Mech. Phys. Solids.*, Vol. 17, pp. 141~150.
- (6) Jones, S. E. and Gillis, P. P., 1987, "On the Penetration of Semi-Infinite Targets by Long Rods," *J. Mech. Solids.*, Vol. 35, No. 1, pp. 121~131.
- (7) Wilson, L. L., Forster, Jr. Joseph, C., Jones, S. E. and Gillis, P. P., 1989, "Experimental Rod Impact Results," *Int. J. Imp. Engng.*, Vol. 8, No. 1, pp. 15~25.
- (8) Jones, S. E. and Cinnamon, J. D., 1992, "A One Dimensional Analysis of Rod Penetration," *Int. J. Imp. Engng.*, Vol. 12, No. 2, pp. 145~166.
- (9) Jones, S. E. and Marlow, Rhett B, 1993, "A One Dimensional Analysis of Penetration of Semi-Infinite 1100-0 Aluminium Target by Rods," *Int. J. Impact Engng.*, Vol. 14, pp. 407~416.
- (10) Luk, V. K. and Piekutowski, A. J., 1991, "An Analytical Model on Penetration of Eroding Long Rods into Metallic Targets," *Int. J. Impact Engng.*, Vol. 11, No. 3, pp. 322~340.
- (11) Taylor, G., 1948(b), "The Use of Flat-Ended Projectiles for Determining Dynamic Yield Stress. I. Theoretical Considerations," *Proc. Roy. Soc., London.*, 194, pp. 289~299.
- (12) Hawkyard, J. B., 1969, "A Theory for The Mushrooming of Flat-Ended Projectiles Impinging on A Flat Rigid Anvil Using Energy Considerations," *Int. J. Mech., Sci.*, Vol. 11, pp. 313~333.
- (13) Rosenberg, Z., Marmor, E. and Maysless, 1990, "On the Hydro-Dynamic Theory of Long Rod Penetration," *Int. J. Imp. Engng.*, Vol. 10, pp. 483~486.
- (14) Wilkins, Mark L. and Reaugh, John E, 1987, *Computer Simulations of Ballistic Experiments*, UCRL 95774.
- (15) E. Anderson, Jr., Charles and Walker, James, D., 1991, "Long Rod Penetrator and The Calculation of Target Resistance," *Shock Compression*

- of Condensed Matter, Elsevier Science Publishers B. V.*, pp. 967~970.
- (16) Anderson Jr., Charles E. L. Littlefield, David, and Walker, James, D., 1993, "Long-rod penetration, Target Resistance, and Hypervelocity Impact," *Int. J. Impact Engng.*, Vol. 14, pp. 1~12.
- (17) Bless, S. J. and Anderson Jr., C. E., 1993, "Penetration of Hard Layers by Hyper Velocity Rod Projectile," *Int. J. Impact Engng.*, Vol. 14, pp. 85~93.
- (18) 이창현, 최준홍, 장순남, 홍성인, 1994, "긴 관통자에 의한 고속충돌현상 연구," 대한기계학회논문집, 제18권 제3호, pp. 573~583.
- (19) Chirstman, D. R. and Gehring, J. W., 1966, "Analysis of High-Velocity Projectile Penetration Mechanics", *J. of Applied physics*, Vol. 37, No. 4, pp. 1579~1587.
- (20) Tate, A., 1986, "Long Rod Penetration Models-Part I," *Int. J. Mech. Sci.* Vol. 28., No. 8., pp. 535~548.
- (21) Recht, R. F., 1978, "Taylor Ballistic Impact Modelling Applied to Deformation and Mass Loss Determinations," *Int. J. Engng Sci.*, Vol. 16, pp. 809~827.
- (22) A. Meyers, Marc and Ravichandran, G, 1989, *Lecture on Dynamic Behavior of Materials*, Univ. of California, San Diego.
- (23) Rinehart, John S., 1975, "Stress Transient in Solid," *Hyperdynamics*, New Mexico, pp. 113~120.
- (24) Asada, Michael K., 1984, *An Analytical Evaluation of Spall Suppresion of Impulsively Loaded Aluminium panels Based on A One Dimensional Stress-Wave Propagation Model*, AD-A143173.
- (25) Swanson, Claude V., and Coleman, duP. Donaldson, 1978, *Application of the Integral Impact Theory to Modeling Long Rod Penetrators*, AD-A100154.
- (26) Forrestal, M. J. and Luk, V. K, 1988, "Dynamic Spherical Cavity Expansion In A Compressible Elastic-Plastic Solid," *J. Appl. Mech.*, Vol. 55, pp. 275~279.
- (27) Lambert, John P., 1978, *The Terminal Ballistics of Certain 65 Gram Long Rod Penetrators Impacting Steel Armor Plate*, AD-A057757.
- (28) James Dehn, 1987, "A Unified Theory of Penetration," *Int. J. Impact Engng.*, Vol. 5, pp. 239~248.