

論 文

大韓造船學會誌
第27卷 第1號 1990年 3月
Journal of the Society of
Naval Architect of Korea
Vol. 27, No. 1, March 1990

사각 튜브 부재의 압괴강도에 대한 동적 영향 평가

양 박 달 치*

Dynamic Effects for Crushing Strength of Rectangular Tubular Members

by

P.D.C. YANG*

요 약

세장비가 작은 구조부재는 충돌과 같은 상황하에서 압축을 받는 경우, 축방향으로 집혀지는 소성 변형에 의해서 충돌에너지의 대부분을 흡수한다. 이 경우, 관성을 무시한다 하더라도 연강 부재의 정적인 하중에 대한 압괴강도에 비해서 변형률에 의한 영향으로 인해 동적 압괴 강도가 높아진다는 것은 잘 알려진 사실이다. 본 논문에서는 부재의 정적 하중에 대한 압괴강도 추정법을 소성변형의 운동학적 방법을 이용하여 수행하였다. 종래의 항복하중에 변형률을 고려한 동적 압괴 하중 추정치가 동적 영향을 과대평가하게 되므로 평균 소성변형 응력의 변형률에 대한 영향을 고려하여 튜브부재의 동적 압괴 강도 추정을 유도하였고, 이를 발표된 실험결과와 비교 검토하였다. 본 연구에서 얻은 만족스러운 결과를 토대로 하여 앞으로 이 방법을 선박의 충돌시 선수구조의 충돌에너지 흡수의 추정에 적용시킬 것이다.

Abstract

When a thin walled member is subjected to compression in a condition such as collision, the energy is mainly absorbed by axial crumpling. In this case, dynamic crushing strength of the member is increased due to the effects of strain-rate compared with the static strength, even though the inertia effect is neglected. In this paper, the method of predicting the static crushing for tubular members is presented using the kinematic method of plasticity. Since, a predicted crushing load, taking account of the dynamic yield stress, usually overestimates the effects of strain-rate, the average plastic flow stress for the effects of strain-rate is used to obtain the dynamic crushing load for tubular members. The analytical results are compared with the experiments published in references, and a good correlation is observed.

1. 서 론

선박이 다른 구조물과 충돌할때 선수구조의 손상에

는 박관구조가 축방향으로 쭈글쭈글하게 집혀지는 현상이 많이 나타난다. 선수와 같은 복잡한 구조의 압괴 거동을 추정하기 위해서는 그 구조를 구성하고 압괴형상을 좌우하는 구조요소의 에너지 흡수 특성에 대한

발표 : 1989년도 대한조선학회 추계연구발표회(189.11.11)

접수일자 : 1989년 12월 2일, 재접수일자 : 1990년 2월 13일

* 정회원, 울산대학교

이해가 필요하다. 선수구조의 충돌변형에 대하여 저항하는 구조요소는 물론 판요소라고 볼 수 있다. 구조의 변형초기 단계에서는 판요소의 좌굴이 주된 파괴형상이다.

판에 좌굴이 일어난 후 압괴 과정에서는 판요소의 지지단이라고 볼 수 있는 판요소들의 교차부가 주로 파괴와 에너지 흡수에 기여하기 때문에 구조의 축방향 변형은 판요소의 길이 방향의 지지단의 변형에 의해서 저항된다. 이러한 점에서 Wierzbicki는 판요소의 교차부에 대한 에너지 흡수의 연구를 수행하였다.[1]

튜브와 같이 단순한 구조의 축방향 압괴에 대해서는 지난 20여년간에 많은 연구가 되어 왔는데, 이들은 모두 구조의 거동을 에너지 흡수량이 적은 탄성변형은 무시하고 완전소성으로 이상화하여 다루었다.[2~4]

선수와 같은 복잡한 구조의 에너지 흡수에 대해서는, 이[5]가 선수모델의 압괴 실험 결과로부터 에너지 흡수 추정식을 제안하였고, Wierzbicki, Amdahl, Nagasawa 등에 의해 이론적, 실험적인 연구가 되어 왔다.[1, 6, 7] 이들의 연구들은 구조의 압괴를 정적인 문제로 취급하였다. 그러나, 연강과 같이 재료의 변형률의 영향이 큰 재료의 구조에 대해서는 낮은 충돌 속도에서도 동적 효과가 큰 것이 알려져 있고, 이에 대한 연구는 원형, 사각형 튜브와 같은 단순한 구조에 대하여 Ohkubo, Abramowicz, Reid 등에 의해 발표되었다.[8~10] 특히, Abramowicz[9]는 이론적인 해석에 의해 사각튜브의 압괴강도의 동적 수정 계수의 추정식을 유도하였으나 실험 결과와는 많은 차이를 보였다.

본 연구에서는 튜브부재가 경적 압괴될때 에너지 흡수량의 추정을 소성변형의 운동학적인 방법을 이용하여 수행한다.

또한, 압괴강도에 대한 동적 변형의 영향을 고려하기 위하여 평균 소성변형 응력의 변형률에 대한 관계를 유도하고, 이를 튜브부재의 동적 압괴강도 추정식에 적용하여, 결과를 발표된 논문의 실험치와 비교 검토하였다.

2. 구조요소의 압괴

2.1. 기본요소의 에너지 흡수

구조의 압괴강도를 추정하기 위하여 그림 1에서 보인 것과 같은 앵글요소의 소성붕괴 기구에 대하여 다룬다.

이 기본요소의 변형은 붕괴과정에서 구조요소의 경계조건, 대칭조건에 의해서 주어지는 제약조건이 붕괴

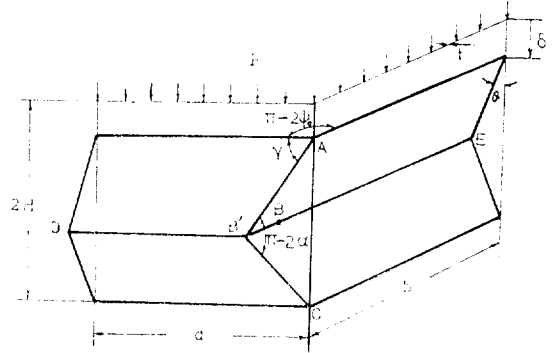


Fig. 1 Folding mechanism of basic angle element

기구를 결정해주고 또 그에 의해 충돌에너지를 흡수하는 특성을 지닐 것이다.

앵글요소가 축하중을 받을때 판의 교차선을 인접구조와의 지지 상태에 따라 변형양식은 달라지게 되는데, 교차선이 자유인 경우, 즉 사각튜브의 앵글요소의 붕괴는 그림 1에 보인 양식으로 실험 결과들이 나타났다.[2, 3]

한편, 선수구조와 같이 복잡한 구조에서의 교차선이 지지된 앵글요소의 붕괴기구에 대한 이론은 참고문헌[1, 11, 12] 등에 다루어진 바 있다.

그림 1에 보인 앵글의 변형은 경사된 힌지선 AB', CB' 이 변형이 진전됨에 따라 변형의 적합성을 유지하기 위하여 연속적으로 이동하게 된다.

문헌[11]에 의하면 앵글요소의 붕괴시 에너지 흡수는 다음에 기인한다.

—수평 힌지선에 대한 판요소의 굽힘

—이동 경사 힌지선에 대한 판요소의 회전

—수평, 경사 힌지선의 교차부의 힌지선 곡률의 만진 앵글 요소가 완전 붕괴될 때까지 수평 힌지선에 흡수된 에너지, E_1 는 다음과 같다.

$$E_1 = \pi M_0 c \tag{1}$$

여기서 $M_0 = \sigma_0 t^2 / 4$, c 는 앵글요소 단면의 변의 길이, 즉 $c = a + b$ 이고 t 는 판요소의 두께이다. 이동 경사 힌지선과 교차점에서의 곡률 만진으로 인한 에너지 흡수량은 다음과 같다.[11]

$$E_2 = 4I_2 M_0 H^2 / r \tag{2}$$

$$E_3 = 16I_3 M_0 r H / t \tag{3}$$

윗 식 (2), (3)에서 H 는 판요소의 접힌 길이의 반이고, r 은 교차점에서 곡률이 만진되는 toroidal shell 요소의 반경이다.[11] 한편 I_2, I_3 는 기본 앵글요소를 이루는 두 판요소의 사잇각에 따라 결정되는 값으로

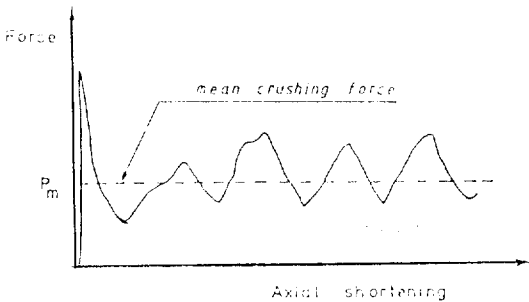


Fig. 2 Typical crushing result of square tube (Wierzbicki et al.[11])

$$I_2(\phi_0) = 0.5 \{ \cos \phi_0 / \sin^3 \phi_0 + \ln(1 + \cos \phi_0) / \sin \phi_0 \} \quad (4)$$

$$I_3(\phi_0) = \phi_0 / (\pi - 2\phi_0) \tan \phi_0 \quad (5)$$

$$\int_0^{\pi/2} \cos \theta \{ \sin \phi_0 \sin(1 - 2\phi_0/\pi) + \cos \phi_0 [1 - \cos(1 - 2\phi_0/\pi)] \} d\theta$$

와 같이 표시되고[12], 특히 직각 앵글요소의 경우에는 $I_2 = 1.1478$, $I_3 = 0.5779$ 와 같이 된다.

2.2. 평균 압괴 강도

구조물이 변형이 되는 과정에 대한 평균 압괴 저항력은 그 구조의 손상량을 추정하는데 사용될 수 있다. 구조의 평균 압괴강도, P_m 은 다음 식과 같이 정의된다. (그림 2)

$$P_m \delta_{eff} = E_{int} \quad (6)$$

이 식에서 E_{int} 는 구조에 흡수되는 에너지이고, δ_{eff} 는 구조의 유효 압괴 거리로서 이는 압괴 과정에서 구조물이 완전히 압괴될 수 없다는 데에 기인한다. 앞절에서 다룬 기본요소의 유효 압괴거리는 기본요소의 높이, $2H$, 보다 적을 것이다.

Wierzbicki[1]는 많은 실험 결과에 바탕을 두어 유효 압괴거리를 기본요소 높이의 2/3로 가정하였다.

$$\delta_{eff} / 2H = 2/3 \quad (7)$$

한편, Abramowicz[13]는 판의 소성 결함에 대한 이론적인 해석을 수행하여 보강재가 없는 사각 tube의 경우 유효 압괴 거리가 부재 초기 높이의 70%이고, 보강재가 있는 경우는 60%가 된다는 결과를 발표하였다. 그러나 실제 구조의 압괴에 있어서는, 판부재의 두께와 길이가 서로 다를 것이고, 압괴 기구가 각 기본요소마다 다를 것이므로 이에 대한 실제 압괴 거리의 추정은 매우 어려운 것이다. 그러므로 본 연구에서는 해석의 편의상 (7)식으로 주어지는 유효 압괴 거리를 사용한다.

구조요소가 압괴되는 과정에서의 변형으로 인한 소성

변형도는 상당히 큰 것이 예상되므로, 이에 대응되는 소성변형 응력이 사용되어야 한다. 연강과 같은 재료는 변형 경화의 효과로 인해 소성변형 응력이 초기 항복 응력 보다는 크다. 본 연구에서는 기본요소의 에너지 흡수량 계산을 위한 평균 소성변형 응력을 재료의 항복응력, σ_y , 최종강도, σ_u 의 평균 값으로 가정한다.

$$\sigma_m = (\sigma_y + \sigma_u) / 2 \quad (8)$$

사각 튜브의 압괴 형상은 앞절에서 다룬 그림 (1)의 기본요소의 압괴를 튜브의 각 모서리마다 적용시킨 것이다.

식 (1), (2), (3), (7)을 식 (6)에 대입하면 사각 튜브의 평균 압괴 강도를 얻을 수 있다.

$$P_m (2/3) (2H) = E_{int} = 4(2E_1 + E_2 + E_3) \quad (9)$$

$$P_m / M_0 = A_1 C / H + A_2 H / r + A_3 r / t \quad (10)$$

여기서 $A_1 = 6$, $A_2 = 12I_2$, $A_3 = 48I_3$ 이다.

식 (10)에는 두개의 미지수, 즉 H, r 가 포함되어 있다.

H, r 에 대한 최소의 평균 압괴 강도를 고려하면

$$P_m / M_0 = 57.9 \sqrt{c/t} \quad (11)$$

또는

$$\sigma_m / \sigma_0 = 3.6 \sqrt{(t/c)^2} \quad (12)$$

을 얻는데, 여기서 σ_m 은 평균 압괴 응력으로 $\sigma_m = P_m / A$ 이고 A 는 튜브의 단면적이다.

3. 튜브의 동적 압괴

3.1. 동적 소성변형 응력

구조물에 충격력에 의해서 소성 대변형이 일어날때, 변형률의 효과가 구조의 응답에 큰 영향을 미칠수 있다는 것은 알려진 사실이다.

구조의 재질에 대한 변형률의 효과를 평가하기 위해서 식(13)으로 주어지는 Cowper-Symonds의 경험식은 널리 사용되어 왔다.

$$\sigma_y^d / \sigma_y = 1.0 + (\dot{\epsilon} / D_1)^{P_1} \quad (13)$$

σ_y^d : 동적 항복 응력

연강에 대해서 윗식의 계수 $D_1 = 40.4 s^{-1}$, $P_1 = 0.2$ 는 Manjoine[14]의 동적 항복 응력에 대한 실험 자료로부터 얻어진 것이다. 그러나 대변형도에서의 변형률의 효과를 구하기 위해서는 항복 응력보다는 소성변형 응력에 대한 효과를 고려하는 것이 타당할 것이다.

Abramowicz와 Jones[9]는 튜브의 동적 압괴 해석에 사용하기 위하여 (14)식으로 주어지는 최종강도과 변형률의 관계식을 제안하였다.

$$\sigma_u^d / \sigma_u = 1.0 + (\dot{\epsilon} / 6844)^{0.256} \quad (14)$$

σ_u^d : 동적 최종 강도

그들의 해석에서는 튜브의 압괴 강도를 추정하는 데에 최종강도를 소성변형 응력으로 가정하여 사용되었다. 이러한 가정은 이동 소성 한지선의 평균 변형도가 최종 강도가 나타내는 구간이라는 계산에 근거를 두고 있다. 그러나, 이동 소성 한지선에서의 변형도가 전체 소성 변형 과정의 평균 변형도를 대표할 수는 없는 것이고, 더구나 식 (14)의 변형률의 효과는 Cowper-Symonds의 식에 비해서 너무 낮은 것이다.

사실상 식(14)가 적용된 문헌[9]에서 사각 튜브의 동적 압괴 강도가 그들의 실험치에 비해 낮은 변형률의 효과를 보이고 있다.

앞절 2-2에서 소성 변형 응력으로 항복응력과 최종 응력의 평균 값이 가정 되었으므로, 식 (8)의 가정에 맞추어 동적 압괴에 민형률의 효과를 고려할 때 평균 소성 변형 응력의 동적 효과로 인한 증분을 고려하는 것이 타당하다. 본 연구에서는 Manjoine[14]의 실험 결과에 근거를 두고 평균 소성 변형 응력과 민형률의 관계를 유도하였다.

$$\sigma_0^d / \sigma_0 = 1 + (\dot{\epsilon} / D_2)^{P_2} \quad (15)$$

단,

$$P_2 = 0.25, D_2 = 500s^{-1}$$

그림 3에서 문헌[14]에서 보인 실험결과와 평균 소성 변형 응력과 식(15)를 함께 보여 주고 있다. 본 연구에서 사용되는 평균 소성 변형 응력을 실험으로서 결정되는 것이 아니고 항복 응력과 최종강도로 부터 얻어지는 것이므로, 평균 소성 변형 응력에 대한 정의와 그것의 압괴 해석에의 이용에 대해서는 논란의 여지가 있을 수 있다.

그러나 구조의 대변형을 동반한 압괴 과정에서 실험으로 결정되는 어떠한 고정된 응력이 이용되기는 곤란하므로 본 연구에서 도입된 가정은 구조의 압괴 강도

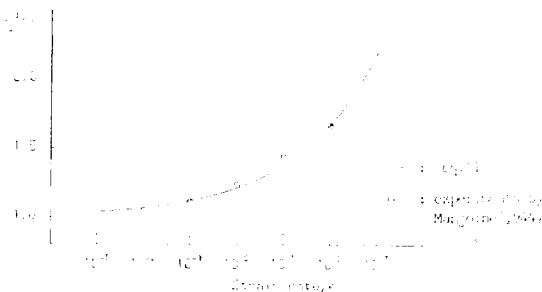


Fig. 3 Plastic flow-strain-rate relation

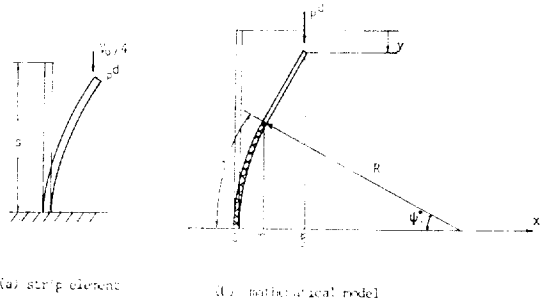


Fig. 4 Dynamic crushing model of strip element

의 근사적인 추정에 이용될 수 있다.

3.2. 구조요소의 동적 압괴 강도

기본요소의 동적 압괴 강도를 추정하기 위하여 그림 4에서 보인 것과 같이 길이 $H/2$, 아래단은 고정지지이고 다른단은 아래로 $V_0/4$ 의 압괴속도로 변형하는 스트립요소의 동적 굽힘을 고려해 보자.

이 요소의 압괴에 대한 저항력을 P_d 로 표시하기로 하고 길이 $H/2$ 는 편의상 s 로 표시하기로 하고, 아래와 같은 가정을 도입한다.

- i) 스트립 요소의 재질은 완전 점소성이다.
- ii) 스트립 요소의 축방향 변형은 무시한다. 즉 요소의 길이는 압괴 과정동안 변하지 않는다.
- iii) 점소성 변형을 하는 구간의 곡률 반경, R 은 일정하다. 그러나 압괴 과정에서 R 은 변화할 수 있다.

위의 가정에 의하면 스트립 요소의 점소성 변형은 고정단 근처에서 일어나게 되고, 즉 $0 < x < \eta$ (그림 4), 나머지 구간 $\eta < x < \xi$ 에서는 변형이 일어나지 않는다. 그리고 변형의 경계점 $x = \eta$ 와 끝단의 좌표 $x = \xi$ 는 압괴 과정동안 연속적으로 변화한다. 한편, 경계점에서의 모멘트는 정적 소성 굽힘 모멘트와 같아야 한다.

$$\begin{aligned} M(x) &= P^d(\xi - x) \\ M(\eta) &= M_0 = P^d(\xi - \eta) \end{aligned} \quad (16)$$

내부에너지 흡수율과 외력의 일률을 같게 놓으면

$$\int_0^s M(x) \dot{K}(x) ds = P^d V_0/4 \quad (17)$$

와 같이 되고, (17)식에서 곡률의 변화율은 Aspden과 Campbell[15]에 의하면 (18)식과 같이 표시된다.

$$\dot{K} = \beta (M_0^d / M_0 - 1)^{1/P_2}, \quad (18)$$

여기서 M_0^d 는 동적 소성 굽힘 모멘트이고

$$\beta = \frac{2D_2}{t} \left(\frac{2+P_2}{2} \right)^{1/P_2} \quad (19)$$

(18), (19)식을 (17)식에 대입하면

$$\int_0^s \beta (\xi - x) [P^d(\xi - x) / M_0 - 1]^{1/P_2} ds = V_0/4 \quad (20)$$

이 되고, 기하학적인 조건식과, 위의 가정 ii)을 적용하면 아래 식을 얻는다.

$$R = (s - Y - \xi / \tan \phi^*) (1 + \cos \phi^*) / \sin \phi^* \quad (21)$$

$$(\xi + R \cos \phi^* - R) / \sin \phi^* + R \phi^* = s \quad (22)$$

(20~22)식에서 y 와 V_0 가 주어지면 P^d 를 수치해법을 이용하여 구할 수 있다. 한편 스트립이 압괴되는 진폭에 대한 평균 저항력 P_m^d 는 아래 식으로 표시된다.

$$P_m^d = \frac{1}{s^*} \int_0^{s^*} P^d dy \quad (23)$$

단,

$$s^* = s - R/2$$

스트립의 동적 압괴 강도의 정적 압괴 강도에 대한 비율

$$P_m^d / P_m^s = 2P_m^d s^* / (\pi M_0) = 2/\pi \int_0^{s^*} P^d / M_0 dy \quad (24)$$

와 같이 정의한다.

(24)식의 동적 압괴 강도를 여러가지 압괴 속도에 대하여 해석한 결과를 그림 5에서 보여준다. 아울러 최소 자승법을 이용하여 해석결과에 대한 근사 추정식을 (25)식과 같이 구하였고, 이 식을 그림 5에 보였다.

$$P_m^d / P_m^s = 1.0 + 4.95 v_0^{0.517} \quad (25)$$

단, 무차원화된 압괴속도

$$v_0 = V_0 t [2D_2 H^2 (1 + P_2 / \sigma^2)^{1/2}] \quad (26)$$

(25)식의 압괴 강도에 대한 동적 수정계수는 일정한 압괴속도에 대한 것이므로 여러개의 기본요소가 순차적으로 집혀지는 전 압괴 과정의 평균 수정계수를 구해야 한다.

$$P_m^d / P_m^s = \frac{1}{v_0} \int_0^{v_0} [1 + 4.95 v_0^{0.517}] dv_0 = 1.0 + 3.26 v_0^{0.517} \quad (27)$$

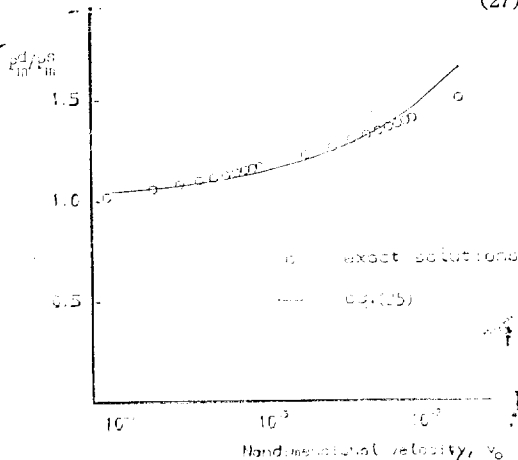


Fig. 5 Strain-rate correction factor for axial crushing of strip element

(27)식은 스트립 요소에 대한 압괴 강도의 동적 수정계수이나, 본 연구에서는 이 수정계수를 기본요소의 동적 압괴 강도에 적용된다고 가정한다. 이 경우 정적 압괴 강도, P_m^s 는 (11)식으로 주어지고, (15)식의 D_2 , P_2 값을 대입하면 사각 튜브의 동적 압괴 강도는 다음과 같이 구해진다.

$$P_m^d / P_m^s = 1.0 + 3.26 v_0^{0.517} = 1.0 + 0.07185 v_1^{0.517} \quad (28)$$

단,

$$v_1 = V_0 t / H^2 \quad (29)$$

3.3. 실험 결과와 비교

본 논문에서 제시한 사각 튜브의 동적 압괴 강도 추정식의 유용성을 검토하기 위하여 Abramowicz[9]와 Ohkubo 등[8]에 의해서 이미 발표된 실험결과를 사용하였다. Abramowicz[9]는 2가지 서로 다른 단면치수를 가지는 사각 튜브에 대하여 증력물 낙하장치(Drop Hammer Rig)에서 압괴 실험을 하였다.

실험에서 측정된 정적 압괴 강도와 식 (11)에 의해 추정된 강도의 비교를 표 1에 보였다. 이 표에서 해석 결과치와 실험치가 잘 일치함을 보여준다.

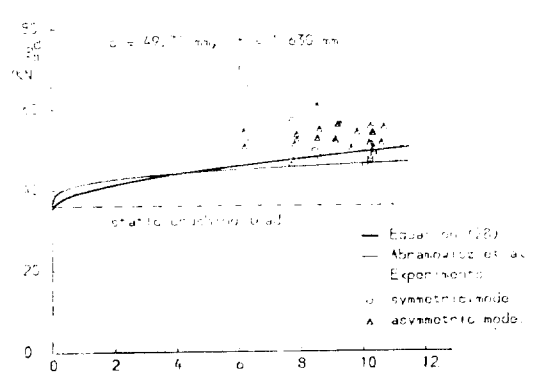
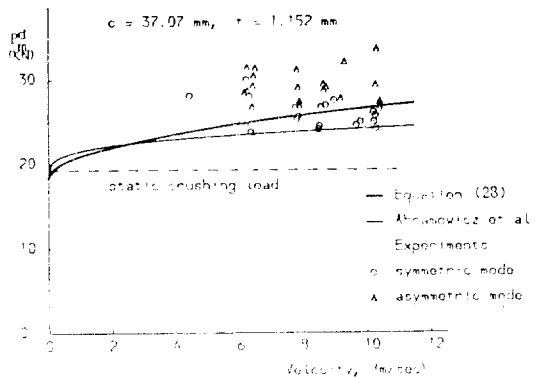


Fig. 6 Dynamic crushing of square tubes

Table 1 Static crushing strength of square tubes (Abramowicz[9])

cxcxt(mm)	experiments P_m^s (KN)	analytical results
37.07×37.07×1.152	19.23	18.48
49.31×49.31×1.63	35.99	35.3

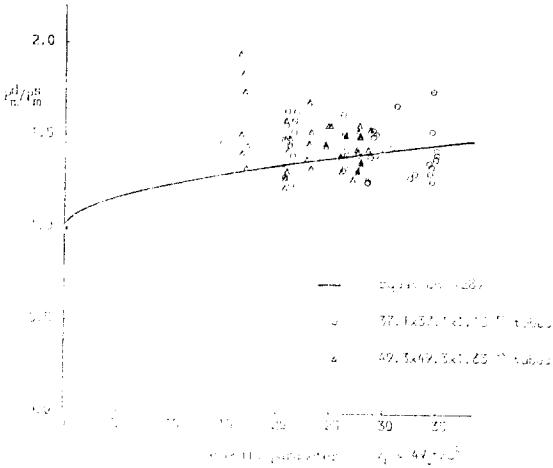


Fig. 7 Dynamic correction factor for crushing of square tubes

2가지 단면에 대한 동적 압괴 실험의 평균압괴 강도의 실험 결과를 그림 6에 표시하였다. (11)식에 의한 정적 압괴 강도에 (28)식의 동적 수정 계수를 고려한 이론 추정결과도 같은 그림에 보였다.

식 (14)에 근거를 둔 Abramowicz의 추정식[9],

$$P_m^d / P_m^s = 1.0 + 0.0787 (V_0 / c)^{0.256} \quad (30)$$

의 결과도 그림 6에 비교하였다. 압괴 속도 계수, v_0 의 계산에서, 반 파장, H ,는 튜브 변 길이의 1/2, 즉 $c/2$ 로 가정하였다. 그림 6의 비교 결과는 식 (30)에 의한 동적 압괴 강도가 변형률의 효과를 낮게 추정한다는 것을 보이는 반면에, 본 연구의 이론 추정식 (28)은 그것보다 나은 근사치를 준다는 것을 보인다.

그림 6의 실험 결과를 표 1의 정적압괴 강도의 실험 치로 나누어 정규화 시킨 결과와 식 (28)과의 비교를 그림 7에 보였다.

이 그림에서는 압괴 속도 계수를 (29)식의 v_1 을 사용되었다.

Ohkubo 등[8]에 의한 모자형(closed-hat) 단면의 튜브의 압괴 실험 결과와 본 연구의 방법을 비교하였다. 6가지 모델의 치수와 실험 결과를 요약하여 표 2에 실었다.

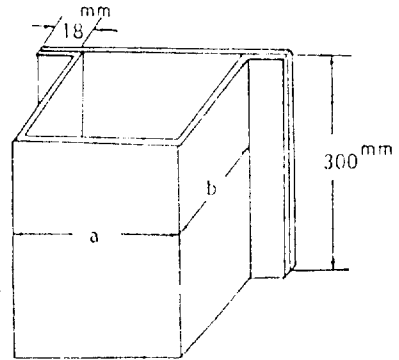


Fig. 8 Test specimen of closed-hat tubular section

Table 2 Crushing strength of closed-hat section — comparison with experiments by Ohkubo et al.[8]

scantlings			P_m^s (tonf)		vel- ocity m/sec	P_m^d (tonf)	
a	b	t	experi	anal- ysis		experi	anal- ysis
70	60	1.2			4.15	2.71	2.72
70	60	1.2	2.2	2.32	4.16	2.83	2.73
70	60	1.2			4.25	2.68	2.73
70	60	1.2			4.15	2.81	2.72
70	60	1.6	3.85	3.78	4.08	5.33	4.54
70	60	1.6			4.13	4.62	4.54
70	60	2.0	6.05	5.59	4.09	7.60	6.85
70	60	2.0			4.21	7.23	6.87
70	60	1.2	2.2	2.32	2.85	2.51	2.65
70	60	1.2			2.85	2.33	2.65
70	60	1.2			2.88	2.67	2.66
100	80	1.2	2.35	2.57	4.12	2.87	2.90
100	80	1.2			4.14	3.48	2.90
130	100	1.2	2.75	2.82	4.22	3.71	3.11
130	100	1.2			4.14	3.31	3.11

본 연구에서 제시된 방법에 의한 정적, 동적 압괴 강도의 추정치와의 비교를 보면, 만족스러운 결과를 보여줄 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 선수 구조의 충돌에 의한 손상 추정 에 대한 기초 연구로서 압괴 기구의 복잡하지 않은 사

각 튜브의 정적, 동적 압괴 강도 추정법을 제시하였다. 사각 튜브의 소성 붕괴 기구를 가정하여 정적 압괴 강도 추정식을 유도하였고, 그 결과식을 이미 발표된 논문의 실험치와 비교, 검토 하였다. 재료의 변형률의 효과를 압괴 해석에 고려하기 위하여 소성 변형 응력과 변형률의 관계식을 이미 발표된 논문의 실험 결과로부터 유도하였다. 그리고 이것은 사각 튜브의 동적 압괴에 적용하여, 구조의 동적 압괴 강도를 간단히 추정할 수 있는 동적 수정 계수의 추정식을 제시하였다.

본 연구에서 제시된 동적 압괴 강도의 추정 방법이 실험치와 비교한 결과, 이미 발표된 방법보다 좋은 결과를 줄 수 있었다.

앞으로, 본 연구에서 제시한 방법을 선수구조와 같이 복잡한 구조의 압괴 강도 추정에 적용하기 위하여 일반화된 기본 앵글 요소의 붕괴 기구 구성, 그에 대한 동적 수정 계수의 고려에 대한 연구가 이루어져야 할 것이다.

참 고 문 헌

[1] T. Wierzbicki, "Crushing behaviour of plate intersections", In Structural Crashworthiness (Edited by Jones N. and Wierzbicki T.), pp. 66-95. Butterworths, London, 1983.

[2] W. Johnson, P.D. Soden and S.T.S. Al-Hassani, "Inextensional collapse of thin-walled tubes under axial compression", *J. Strain Analysis* 12, 317-330, 1977.

[3] H.F. Mahmood and A. Paluszny, "Design of thin-walled columns for crash energy management-their strength and mode of collapse", SAE paper No. 811302, pp.4039-4048, 1981.

[4] P.H. Thornton, H.F. Mahmood and C.L. Magee, "Energy absorption by structural collapse", In Structural Crashworthiness(Edited Jones N. and Wierzbicki T.), pp.99-117, Butterworths, London, 1983.

[5] Lee J.W., "To the optimization design of soft

bow structures", Proc. of PRADS 83, Tokyo & Seoul, 1983.

[6] J. Amdahl, "Energy absorption in ship platform impact", UR-83-84. The University of Trondheim, 1983.

[7] Nagasawa, H., Arita, K., Tani M. and Oka S., "A Study on the collapse of ship structure in collision with bridge piers", *JSNAJ*, Vol. 139 1976.

[8] Y. Ohkubo, T. Akamatsu and K. Shirasawa, "Mean crushing strength of closedhat section members", SAE paper No. 740040, pp.223-232, 1974.

[9] W. Abramowicz and N. Jones, "Dynamic axial crushing of square tubes", *Int J. Impact Engng*, 2, 179-208, 1984.

[10] S.R. Reid and T.Y. Reddy, "Static and dynamic crushing of tapered sheet metal tubes of rectangular cross-section", *Int. J. Mech. Sci.* 28, 623-637, 1986.

[11] T. Weirzbicki and W. Abramowicz, "On the crushing mechanics of thin-walled structures", *J. appl. Mech.* 50, 727-734, 1983.

[12] P.D.C. Yang, "Energy absorption and collapse of ship structures with particuiar reference to collisions", Ph. D. Thesis, The University of Newcastle upon Tyne, 1987.

[13] W. Abramowicz, "The effective crushing distance in axially compressed thin-walled metal columns", *Int. J. Impact Engng* 1, 309-317, 1983.

[14] M.J. Manjoine, "Influence of rate of strain and temperature on yield stresses of mild steel", *J. appl. Mech.* 12, 211-218, 1944.

[15] Aspden, R.J. and Campbell J.D., "The effect of loading rate on the elasto-plastic flexure of steel beams", Royal Soc. London 290A, 1966.