

● 論 文

## 스프링-보 모형을 이용한 해양구조물 원통부재의 충돌 해석<sup>+</sup>

조 상 래\* · 권 종 식\*\*

(94년 10월 25일 접수)

Analysis of Offshore Tubulars Subjected to Collision Impacts Using a Spring-Beam Model

Sang-Rai Cho\* · Jong-Sig Kwon\*\*

**Key Words :** Collision Impact, Offshore Tubular, Spring-Beam Model

### Abstract

A simplified numerical procedure have been proposed to trace the dynamic behaviour of offshore tubulars subjected to lateral collision impacts. The local denting and overall bending deformation of the struck tubular are represented by a non-linear spring and an elastic visco-plastic beam respectively. In this method a temporal finite difference method and a spacial finite element method are employed. Using this method various boundary conditions are able to considered and their effects on the extent of damage can be quantified.

The extent of damage due to collision can be obtained as results of the dynamic analysis. The predictions using the proposed method have been correlated with existing test results and then the reliability of the procedure has been substantiated. The characteristics of the dynamic response of tubulars under lateral impacts are compared for simply supported roller and fixed end conditions and their effects on the extent of damage are specified.

+ 1991년도 한국 해양공학회 추계학술대회 발표논문을 보완한 것임

\* 정희원, 울산대학교 조선및해양공학과

\*\* 전 울산대학교 대학원, 현재 한라중공업 선박해양연구소

## 1. 서 론

북해에서의 해저유전 개발은 이전에 개발된 캘리포니아 연안이나 멕시코만 등과는 달리 깊은 수심과 거친 파도로 인해 해양구조물의 설계과정에 많은 변화를 가져왔다. 해양구조물과 선박의 충돌 문제를 구조설계 단계에서 구체적으로 고려하기 시작한 것도 북해유전 개발 이후의 일이다. 해상 충돌은 크게 큰 운동에너지를 갖는 물체와 부딪치는 대형충돌(major collision)과 충돌체가 적은 운동에너지를 갖는 소형충돌(minor collision)로 나눌 수 있다.

해양구조물의 경우 구조물 주위 500M 반경의 안전수역설정, 해도에 해양구조물 설치위치 표시 등의 방법[1]으로 대형충돌의 발생을 사전에 예방하도록 조치를 하고 있고 아직 대형충돌 사고는 보고되지 않았다. 따라서 구조 설계자에게는 직접 충돌된 부재와 이의 인접부재에 손상이 국한되는 소형충돌에 대한 설계단계에서의 고려가 과제로 남게된다. 북해에서 발생된 소형충돌은 주로 보급선의 접안 또는 이안 시 발생되고 있다[2]. 이런 소형충돌로 인해 발생되는 손상의 주요형태는 다음과 같다.

- 충돌체와 직접 접촉한 부위의 국부손상
- 피충돌 부재의 굽힘손상
- 인접부재와의 연결부위 인장부의 파열
- 인접부재와의 연결부위 압축부의 국부좌굴
- 피충돌 부재 양단의 전단 파괴

이와같은 손상이 발생되면 손상부재 뿐만 아니라 구조물의 전체강도도 저하되고 필요한 경우 수리나 조업중단을하게된다. 따라서 합리적인 구조설계를 하기 위해서는 초기설계 단계에서 수리비, 조업중단으로 인한 손해 등과 초기 건조비를 함께 고려한 최적설계가 수행되어야 한다. 이를 위해서는 충돌이 발생할 확률, 충돌체의 질량과 속도가 주어지는 경우에 대한 손상범위 및 손상된 구조물의 잔류강도를 손쉽게 추정할 수 있어야겠다. 하지만 아직은 손상된 부재 자체만의 잔류강도 추정

분야만 어느정도 연구가 진행 되었고, 여타분야는 연구가 미미하다.

충돌로 인한 원통부재 손상범위의 추정문제는 여러 연구자들에 의해 준정적문제로 다루어졌다. 그러나 이제까지 제안된 이런 방법들은 일반적으로 충돌체의 초기 운동에너지가 전부 충격을 받는 원통부재의 소성변형으로 흡수된다고 가정하거나 초기 운동에너지중 얼마만큼이 소성변위로 흡수될 것인지에 대한 언급이 없다는 모순을 가지고 있다. 실험연구 [3,4,5]에 의하면 충격체가 초기속도의 40~90%의 반발속도를 가지는 것을 알 수 있다. 다시말하면 충돌 전 충돌체의 운동에너지 중 상당부분이 충돌체에 의해 보존되고 나머지 부분만 피충돌체의 소성변형이나 탄성진동에너지로 남게 된다는 것이다. 따라서 해양구조물의 충돌 결과를 추정하는 데 있어서 과도한 손상범위 추정을 피하기 위해서 동적 탄소성해석이 필요하다 하겠다. 충돌체의 운동에너지가 모두 피충돌체인 해양구조물의 소성변형에 의해 흡수된다는 가정의 비현실성으로 인해 최근에는 동적해석을 시도하고 있다.

본 논문에서는 소형충돌 즉, 횡 충격하중을 받는 원통부재의 손상정도를 추정하기 위하여 부재의 국부 우그러짐 변형은 하나의 비선형 스프링으로 나타내고 부재의 전체 굽힘변형은 여러개의 탄점소성(elasto-visco plastic) 보요소로 이상화 하였으며, 시간상으로는 유한차분법 그리고 공간상으로는 유한요소법을 사용하여 해양구조물 원통부재의 동적 거동을 추정하였다. 개발된 간이 수치해석법으로 충돌에 의한 원통부재의 손상범위를 계산한 후 참고문헌의 실험결과와 비교하여 본 해석법의 신뢰도를 검증하고 지지조건의 영향도 평가하였다.

## 2. 이 상 화

횡 충격하중에 대한 원통부재의 거동을 염밀히 추적하기 위해서는 원통쉘의 탄소성 동적해석을 수행하여야 하고 항복응력에 대한 변형속도의 영향도 고려하여야 한다. 하지만 이런 방법은 설계를 할 때나 설계식을 유도하기위한 기초자료 생성

과정에 직접 사용하는 것은 부적합하고 보다 시간이 적게 들고 단순한 방법의 개발을 위한 참고적인 수단으로 사용하는 것이 바람직하다.

횡 단면의 변화를 무시할 수 있는 보의 경우는 일찍부터 한개의 스프링으로 치환하여 해석해 오고 있다. 그러나, 원통보의 경우는 단면형상의 변화를 무시할 수 없기 때문에 문제가 더욱 복잡해진다. Ueda 등[6]은 원통보를 두 개의 탄성 스프링으로 치환하여 각각 국부변형과 전체굽힘변형을 나타내도록 이상화하여 충격하중을 추정하였다. 조[7]는 원통보를 두 개의 탄소성 스프링으로 치환하여 충격에 의한 손상변위를 추정할 수 있는 간이 해석모형을 제안하였다.

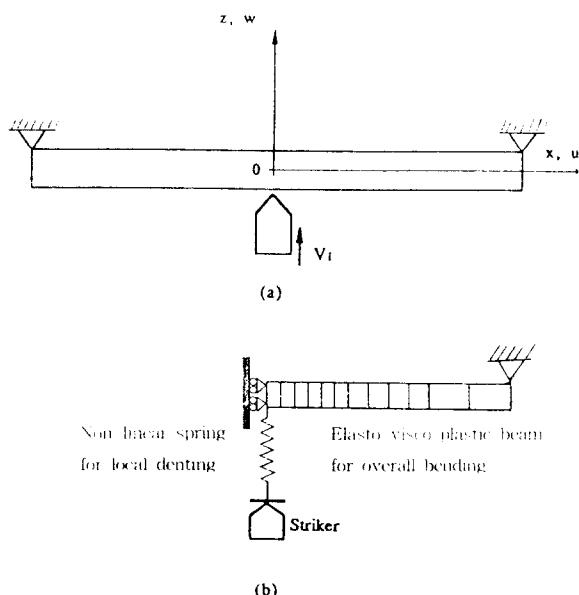


Fig. 1 (a) Physical Model and Coordinate System  
(b) Idealized Spring - Beam Model

이 방법을 사용하여 얻은 손상범위와 참고문헌 3에 주어진 실험결과를 비교하면 국부손상과 굽힘 손상에 대해 실험치/이론추정치 비의 평균은 각각 1.080과 0.993이고 COV는 각각 20.9% 및 25.3%이다. 정적인 경우와 비교할 때 동적실험에서 측정

된 물리량들이 갖게 되는 상대적으로 큰 불확실성을 고려하면 상당히 정확한 결과를 주고 있다. 이 방법에서는 굽힘변형을 대신하는 스프링의 상수값에 대한 동적영향을 표현하기 위하여 충격실험결과[3]가 이용되었고, 이 방법의 결과가 다른 연구자의 방법보다 훨씬 좋은 결과치를 보이고 있지만 단순지지 경계조건이 아닌 경우에는 적용이 불가능하다. 본 논문에서는 경계조건이 일반적인 경우에도 사용할 수 있는 비선형스프링-보 모형을 개발하였고 한개의 비선형 스프링과 여러개의 유한탄-점소성 보요소로써 이상화 하였으며 이를 Fig. 1에 그 좌표계와 함께 도시하였다.

## 2.1 국부변형 스프링

국부적인 우그리짐을 나타내는 스프링의 힘과 변위와의 관계는 실험결과로부터 유도된 실험식으로 표현하였다. 이 식은 최소자승법(least-square method)을 사용하여 유도하였다. 이 실험식의 유도과정에 대한 설명은 참고문헌 7에 주어져 있고 여기에서는 그 결과식만 옮겼다.

$$F = 2.5 m_p (D/t)^{0.2} \sqrt{E/\sigma_{Y0}} \sqrt{\delta_d}$$

하중증가시

(1.a)

$$= 5.0 m_p (E/\sigma_Y) (\delta_{dp} - \delta_{do}) \left\{ \frac{3}{5} \left( \frac{\delta_d - \delta_{do}}{\delta_{dp} - \delta_{do}} \right)^5 + \frac{2}{5} \left( \frac{\delta_d - \delta_{do}}{\delta_{dp} - \delta_{do}} \right) \right\}$$

하중감소시

(1.b)

여기에서

- F ; 스프링 하중
- $k_{ds}$  ; 국부손상을 표현하는 정적 스프링 상수
- $m_p$  ; 원통벽 단위폭의 소성 모멘트,  $0.25 \sigma_Y t^2$
- D ; 원통의 평균지름
- t ; 원통의 두께
- $\sigma_{Y0}$  ; 재료의 정적 항복응력
- $\sigma_Y$  ; 항복응력
- $D_{min}$  ; 국부손상이 있는 단면의 최소지름
- $d_d$  ; 국부 변형,  $D - D_{min}$
- $\delta_d$  ; 무차원화된 국부손상,  $d_d / D$

$\delta_{dp}$  ; 하중이 감소되는 순간의 무차원화된 국부 변형

$\delta_{do}$  ; 하중이 완전히 제거되었을 때의 무차원화된 국부변형

$$\delta_{dp} = 1/2 (D/t)^{0.2} (E/\sigma_Y)^{0.5} \delta_{dp}^{0.5}$$

## 2.2 손상 단면의 수식화

원통보의 단면 축방향변형과 원주방향변형 계산에 있어서 손상으로 인한 단면의 변형을 고려하기 위해서는 손상단면의 수식화가 필요하다. 단면을 평평해진 부분과 반경  $R_2$  원주각  $\theta_2$ 인 부분, 그리고 반경  $R_1$  원주각  $2\theta_1$ 인 부분으로 구성된다고 가정하였으며 이는 Fig. 2에 도시하였다.

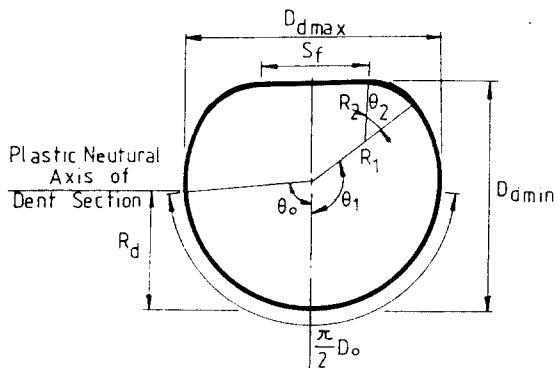


Fig. 2 Geometry of Dented Tubular Section

$$\frac{\pi}{2} D_o = R_1 \theta_1 + R_2 \theta_2 + \frac{1}{2} S_f \quad (2)$$

$$\frac{1}{2} S_f = R_2 \sin(\theta_1 + \theta_2) + (R_1 + R_2) \sin \theta_1 \quad (3)$$

$$D_{dmin} = R_1 - R_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) - (R_1 - R_2) \cos \theta_1 \quad (4)$$

$$\frac{1}{2} D_{dmax} = \begin{cases} R_1 & ; \pi/2 \leq \theta_1 < \pi \\ R_2 + (R_1 - R_2) \sin \theta_1 & ; 0 \leq \theta_1 < \pi/2 \end{cases} \quad (5)$$

(  $D_o$ ,  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $\theta_1$ ,  $\theta_2$ ,  $S_f$ ,  
 $D_{dmin}$ ,  $D_{dmax}$  는 Fig. 2 참조 )

식(2)는 변형 전후 단면 둘레길이는 변하지 않는다는 가정으로 얻을 수 있고 식(3)-(5)는 Fig. 2로 주어진 단면형상의 기하학적 조건식으로 얻을 수 있다. 참고문헌 3에 주어진 실험결과를 사용하여 유도된 손상 단면의 최대반경과 평평해진길이를 표현하는 수식은 다음의 식 (6,7)과 같다.

$$\frac{D_{dmax}}{D_o} = 1 + 2.45 \left( \frac{1}{D_{dmin}/D_o} - 1 \right) \exp \{ -2.4 D_{dmin}/D_o \} \quad (6)$$

$$\frac{S_f}{D_o} = 1.64 \left( 1 - \frac{D_{dmin}}{D_o} \right)^{0.56} \exp \{ 0.33 D_{dmin}/D_o \} \quad (7)$$

손상원통의 외경  $D_o$ 와 국부손상계수  $\delta_d$  ( $= 1 - D_{dmin}/D_o$ )가 주어지면 식(6)과 (7)로부터 각각  $D_{dmax}$ 와  $S_f$ 를 구할 수 있다. 이 값들을 식(2)-(5)에 대입하면 미지수는  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $\theta_1$  및  $\theta_2$  네 개가 되어 연립하여 풀 수 있게 된다. 하지만 수치해석 과정에서 매번 여러 단면에 대해 연립방정식을 푸는 것은 시간이 많이 소비되므로 이의 개선이 필요하다. 이를 위해 참고문헌 3에 주어진 실험결과에 대해  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $\theta_1$  및  $\theta_2$ 를 계산한 후 이를 사이의 관계를 다음의 근사식으로 표현하였다.

$$\theta_1 = \pi \left\{ 1 - 1.47 \left( 1 - \frac{D_{dmin}}{D_o} \right)^{0.4} \exp \left( -0.94 \frac{D_{dmin}}{D_o} \right) \right\} \quad (8)$$

$$\theta_2 = \pi - \theta_1 \quad (9)$$

$$R_1 = \frac{1}{2} D_{dmax} \quad (10)$$

$$R_2 = \frac{1}{\theta_2} (0.5\pi D_o - R_1 \theta_1 - 0.5 S_f)$$

보 길이방향으로의 국부손상깊이의 변화는 참고문헌 3에 주어진 실험결과를 사용하여 식(11)로

주어진 실험식을 얻었다.

$$\delta_{dx} = \delta_d \exp(-bx/D) \quad (11)$$

여기에서  $b = 1.4 + 3.5 \exp(-18\delta_d)$

식(6)-(10)을 이용하면 손상단면의 형상이 간단히 수식화되고 식(11)을 이용하면 보길이 방향으로 임의 위치에서 국부손상의 범위가 계산될 수 있으므로 국부손상의 형상이 손쉽게 수식으로 표현될 수 있다.

### 3. 정식화

구조물의 동적거동해석은 모우드중첩법과 단계별 해석법(step-by-step method) 혹은 직접적분법의 두 가지 방법이 가장 일반적이다. 그러나 복잡한 비선형성을 포함하는 구조동역학(structural dynamics)이나 파동전파문제(wave propagation problem)에 있어서는 단계별해석법이 더 적합한 것으로 알려져 있고[8] 본 논문에서도 이 방법을택하였다. 중앙차분법을 사용하여 가속도를 변위와 시간간격의 함수로 표현하였고 절점과 절점사이 요소의 변위는 Hermit의 형상함수를 사용하여 절점변위의 함수로 나타내었다. 여기에서 사용된 형상함수는 절점에서의 처짐 뿐만아니라 기울기의 연속조건을 만족할 수 있는 것으로 이의 유도과정은 참고문헌 8에 자세히 설명되어 있다.

#### 3.1 운동방정식

감쇠가 없고 거동이 탄성인 경우의 운동방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$[M]\{\ddot{D}\}_n + [K]\{D\}_n = \{R^{ext}\}_n \quad (12)$$

여기에서  $[M]$  ; 질량 메트릭스 벡터

$[K]$  ; 강성 메트릭스 벡터

$\{D\}_n$  ; n번째 시간간격에서의 절점  
변위 벡터

$\{\ddot{D}\}_n$  ; n번째 시간간격에서의 절점  
가속도벡터

$\{R^{ext}\}_n$  ; n번째 시간간격에서의 외력  
벡터

탄소성해석에서는 식(12)의 좌변 두번째항  $[K]\{D\}_n$ 은  $\{R^{int}\}_n$  으로 바뀌어져 다음의 식(13)이 된다.

$$[M]\{\ddot{D}\}_n + \{R^{int}\}_n = \{R^{ext}\}_n \quad (13)$$

여기에서  $\{R^{int}\}_n$  ; n번째 시간간격에서의 내력  
벡터

$\{r_e^{int}\}_n$  을 모든 요소에 대해  
중첩해 얻은 값

$$\{r_e^{int}\}_n = \int_0^L [B]^T \int_0^A \{\sigma_x\}_n z \, dA \, dx$$

$$[B] = \frac{d^2}{dx^2} [N]$$

$$[N] = [N_1 \ N_2 \ N_3 \ N_4]$$

$$N_1 = 1 - \frac{3x^2}{L^2} + \frac{2x^3}{L^3}$$

$$N_2 = -x + \frac{2x^2}{L} - \frac{x^3}{L^2}$$

$$N_3 = \frac{3x^2}{L^2} - \frac{2x^3}{L^3}$$

$$N_4 = -\frac{x^2}{L} + \frac{x^3}{L^2}$$

시간상으로 중앙차분법을 이용하면 절점의 가속도는 식(14)와 같이 쓸 수 있다.

$$\{\ddot{D}\}_n = \frac{1}{\Delta t^2} (\{D\}_{n+1} + 2\{D\}_n + \{D\}_{n-1}) \quad (14)$$

여기에서  $\Delta t$  ; 시간간격

식(14)를 운동방정식에 대입하여 변형하면 식(15)를 얻게된다.

$$\frac{1}{\Delta t^2} [M] \{D\}_{n+1} = \{R^{ext}\}_n - \{R^{int}\}_n + \frac{1}{\Delta t^2} [M] (2\{D\}_n - \{D\}_{n-1}) \quad (15)$$

따라서 n-1번째 및 n번째 시간간격에서의 변위 및 n번째 시간 간격에서의  $\{R^{int}\}_n$  과  $\{R^{ext}\}_n$  을 알면 n+1번째 시간 간격에서 절점변위를 계산할 수 있게 된다.

### 3.2 변형도와 변위

#### 3.2.1 축 방향 변형도, $\varepsilon_x$

중립축에서의 축방향 변형도는 다음 식(16)과 같다[9].

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \quad (16)$$

단순굽힘에 대한 Bernoulli의 가정을 적용하고 von Karman의 대변형식을 이용하면 중립축으로부터 z만큼 떨어진 거리에서의 축방향 변형도는 다음의 식(17)로 표현된다.

$$\varepsilon_{x,z} = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - z \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (17)$$

여기에서 z ; 단면의 소성중립축으로부터의 거리  
u ; 축방향 변위  
w ; 횡방향 변위

#### 3.2.2 원주 방향 변형도, $\varepsilon_\theta$

각 단면에서의 국부손상 깊이를 계산한 후 수식화된 단면형상에 따라 세가지 부분 즉, 충격부의 평평해진 요소, 반경이  $R_1$ 인 요소 그리고 반경이  $R_2$ 인 요소에서의 원주방향 변형도를 식(18)과 같이 쓸 수 있다. 여기에서 중립면은 길이의 변화가 없다고 가정하였다.

$$\varepsilon_\theta = \begin{cases} \frac{t}{3} \left( \frac{R}{R_1} - 1 \right) & ; \text{ 외측섬유} \\ R + \frac{t}{3} & ; \text{ 두께의중간} \end{cases} \quad (18, a)$$

$$0 & ; \text{ 두께의중간} \quad (18, b)$$

$$\frac{t}{3} \left( 1 - \frac{R}{R_1} \right) & ; \text{ 내측섬유} \quad (18, c)$$

### 3.3 변형도와 응력

재료가 변형속도에 따라 항복응력이 달라지는 경우 변형도의 증가량과 응력의 증가량 사이의 관계식은 다음과 같다.

$$\{\Delta\sigma\} = [E^*]\{\Delta\varepsilon\} + \{\Delta\sigma_c\} \quad (19)$$

여기에서

$$[E^*] = [E] = \frac{E}{1-\nu} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} ; \text{ 탄성일 때}$$

$$= [E_p] = [E] \left\{ [I] - \frac{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [E]}{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [E] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} \right\} ; \text{ 소성일 때}$$

$$\{\Delta\sigma_c\} = -\frac{\partial f}{\partial \sigma_Y} \Delta\sigma_Y \frac{[E] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}}{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [E] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}}$$

여기에서  $f$  ; 적용된 항복함수

$\sigma_Y$  ; 동 항복응력

$$\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_\theta} \right\}$$

von Mises의 항복조건식은 식(22)과 같고 이 식을 사용하면 2축 응력상태에 대해  $[E_p]$  와  $\{\Delta\sigma_c\}$  는 각각 식(23)과 (24)로 정리된다.

$$f = \frac{1}{\sigma_Y^2} (\sigma_x^2 + \sigma_\theta^2 - \sigma_x \sigma_\theta) \quad (22)$$

$$\{E_p\} = \frac{E}{X^2 + 2\nu XY + Y^2} \begin{bmatrix} Y^2 - XY \\ -XY \\ X^2 \end{bmatrix} \quad (23)$$

$$\{\Delta\sigma\} = \frac{2(\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x\sigma_y)\Delta\sigma_Y}{\sigma_Y(X^2 + 2\nu XY + Y^2)} \begin{bmatrix} X + \nu Y \\ \nu X + Y \end{bmatrix} \quad (24)$$

여기에서  $X = 2\sigma_x - \sigma_\theta$ ,  $Y = 2\sigma_\theta - \sigma_x$

### 3.4 동항복응력과 등가의 변형속도

원통부재의 재료를 탄-완전점소성(elastic perfectly plastic)이라 가정하면 등가의 변형속도  $\dot{\varepsilon}$ 와 동항복응력  $\sigma_{Yd}$ 와의 관계는 Cowper 와 Symonds[10]가 제안한 식(25)로부터 얻을 수 있다.

$$\frac{\sigma_{Yd}}{\sigma_{Yo}} = 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{Q} \right)^{1/p} \quad (25)$$

여기에서  $\sigma_{Yo}$ ; 정적 항복응력

$\sigma_{Yd}$ ; 동 항복응력

$\dot{\varepsilon}$ ; 등가의 변형속도,

연장인 경우  $Q = 40.4 /sec$ ,  $P = 5$

또한 등가의 변형속도  $\dot{\varepsilon}$ 는 다음과 같이 표현할 수 있다[11].

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{4}{3} (\varepsilon_x^2 + \varepsilon_\theta^2 + \varepsilon_x \varepsilon_\theta)} \quad (26)$$

## 4. 수치해석

앞 절에서 설명한 정식화된 내용을 수치해석 프로그램을 작성하였는데 이 프로그램의 계산순서를 요약하면 다음과 같다.

step 1 초기조건 설정

step 2 각 절점 횡단면 형상 결정

step 3 소성 중립축 보정

step 4 곡률 및 변형도 충분 계산

step 5 응력 충분

step 6  $\{R^{int}\}_n$  즉, n번째 시간간격에서의 내

### 력 벡터 계산

step 7 스프링 하중계산

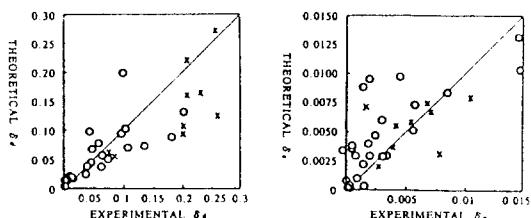
step 8 변위계산(다시 step 2로 가서 다음 시  
간간격에 대한 계산 반복)

본 논문에서는 국부적인 변형이 심하게 일어나는 상반부에서는 각 횡단면을 원주방향으로는 18개, 하반부는 9개, 총 27개의 요소로, 두께방향으로는 3개씩 나눈 총 81개 미소요소에 대한 변형도 및 응력계산을 수행하였고 단순지지와 완전 고정지지에 대한 경계조건으로 중앙점과 지지점의 기울기 및 처짐에 대한 각각의 경계조건이 계산과정에 반영되었다. 이 과정에서 보는 길이방향으로 12개의 보요소로 나누었고 시간간격은 몇개의 모델에 대해서 여러개의 시간간격에 대해 계산한 후 계산시간의 효율을 감안하여 적당히 수렴된 계산값을 보여주는 것을 택하였다. 시간간격으로서 실험자료의 충격지속시간이 50ms 이하이면 0.002ms를 사용하고, 50ms보다 큰 경우 0.004ms로 하여 계산을 수행하였다.

## 5. 결과 및 고찰

### 5.1 결과의 검증

Table 1과 2에는 참고문헌 3과 4에서 수행한 충돌실험 실험모형의 치수와 재료의 기계적 성질이 각각 정리되어 있다.



o ; Simply Supported Roller End Condition in ref. 4  
x ; Fully Fixed End Boundary Condition in ref. 5

Fig. 3 Comparison between Theoretical Predictions and Test Results for Extent of Damage

Table 1. Measured Model Geometry and Material Properties [from ref. 3]

model	Length L mm	Outside Diameter $D_o$ mm	Diameter to Mid- Thickness D mm	Thickness t mm	Maximum Initial Out-of Straightness $d_{oi}$ mm	Static Tensile Yield Stress $\sigma_Y$ N/mm <sup>2</sup>	Young's Modulus E N/mm <sup>2</sup>	D/t	L/D
A3	1350	50.88	49.65	1.23	0.37	472	200000	40.4	27.2
A4	950	50.89	49.69	1.20	0.28	472	200000	41.4	19.1
B1	1350	50.86	49.66	1.20	0.72	491	205000	41.4	27.2
B3	950	50.92	49.72	1.20	0.50	482	204000	41.4	19.1
B4	1350	50.86	49.66	1.20	0.28	482	204000	41.4	27.2
C1	950	50.97	49.76	1.21	0.91	441	232000	41.1	19.1
C2	950	50.91	49.69	1.22	0.31	441	232000	40.7	19.1
C3	1350	50.86	49.64	1.22	3.68	441	232000	40.7	27.2
C4	1350	50.85	49.63	1.22	0.25	441	232000	40.7	27.2
D1	1350	50.91	49.71	1.20	0.43	480	211000	41.4	27.2
D2	950	50.98	49.77	1.21	0.14	480	211000	41.1	19.1
D3	1350	50.91	49.70	1.21	0.64	485	210000	41.1	27.2
D4	1350	50.90	49.69	1.21	0.28	485	210000	41.1	27.2
E3	1350	50.91	48.86	2.05	0.15	467	221000	23.8	27.6
F1	1350	50.91	48.88	2.03	0.49	425	222000	24.1	27.6
F1p	1350	50.91	48.88	2.03	0.49	425	222000	24.1	27.6
F2	950	50.90	48.87	2.03	0.71	425	222000	24.1	19.4
F3	1750	50.86	48.84	2.02	2.83	425	222000	24.2	35.8
G1	950	50.95	48.91	2.04	0.17	429	200000	24.0	19.4
G2	1350	50.92	48.87	2.05	0.12	429	200000	23.8	27.6
G3	1750	50.93	48.89	2.04	0.16	429	200000	24.0	35.8
H1	1350	50.90	48.86	2.04	0.49	431	216000	24.0	27.6
H2	1350	50.92	48.90	2.02	3.48	421	212000	24.2	27.6
H3	950	50.89	49.69	1.20	0.28	472	200000	41.4	19.1

\* Note : the indenter for the tests in ref. 3 had a knife edge

그리고 Table 3과 4에는 본 논문에서 제안된 수치해석법에 의한 이론계산결과와 실험결과가 두개의 경계조건에 대해서 요약되어 있다. 실험과 이론계산에서의 손상정도의 비교가 Fig. 3에 도시되어 있다. 국부변형은 손상이 큰 모델의 경우 몇개의 실험자료에 대해 이론값이 다소 작은것을 보여주고 있으며 전체굽힘변형은 실험치의 손상범위가 아주 작은경우 오차가 크게보이나 이경우 손상의 절대값이 무시할만 하고 손상이 어느 정도 커지면 비교적 정확한 결과를 보여주고 있다.

Table 3에 부기되어 있듯이 참고문헌 3에서 사용한 충돌체는 전면에 뾰족한 쇄기가 부착되어 있었다. 하지만 참고문헌 4에서는 둥근모양의 쇄

기를 사용하였다는 언급만 있을 뿐 더 이상 이의 형상에 대한 자세한 설명이 없다. 본 논문에서 제안된 수치해석법에서는 충격체가 뾰족한 쇄기를 전면에 가지고 있다고 가정하고 보 중앙에 수직하게 충격을 받는 것을 고려하였다. 따라서 참고문헌 4에서 제공된 결과를 본 논문에서 제안한 수치해석법의 결과와 직접 비교하면 약간의 차이가 있을 수 있다.

손상이 큰 모형의 경우 손상범위가 과소추정되며 이론적으로 추정된 충격지속시간은 실험치의 70~80 %이다. 그림과 표에서 보여주듯이 정적인 경우와 비교할 때 동적실험에서 측정된 물리량들이 갖게되는 상대적으로 큰 불확실성을 고려하면

Table 2. Measured Model Geometry and Material Properties [from ref. 4]

model	Length L mm	Outside Diameter $D_o$ mm	Diameter to Mid- Thickness $D$ mm	Thickness t mm	Maximum Initial Out-of Straightness $d_{oi}$ mm	Static Tensile Yield Stress $\sigma_y$ N/mm <sup>2</sup>	Young's Modulus E N/mm <sup>2</sup>	D/t	L/D
53	2000	106.32	101.86	4.46	—	438	207000	22.8	19.6
62	3000	106.32	101.86	4.46	—	438	207000	22.8	29.5
81	3000	106.32	101.86	4.46	—	438	207000	22.8	29.5
96	2000	105.41	101.71	3.70	—	403	207000	27.5	19.7
105	3000	105.41	101.71	3.70	—	403	207000	27.5	29.5
134	2000	104.61	101.68	2.93	—	386	207000	24.7	19.7
138	3000	104.61	101.68	2.93	—	386	207000	24.7	29.5
155	2000	104.46	101.88	2.58	—	419	207000	39.5	19.6
159	3000	104.46	101.88	2.58	—	419	207000	39.5	29.4
176	2000	104.00	101.91	2.09	—	407	207000	48.8	19.6
180	3000	104.00	101.91	2.09	—	407	207000	48.8	29.4

\* Note : the indenter for the tests in ref. 4 had a round edge

그리 나쁜 결과는 아니다.

## 5.2 충돌손상에너지

충돌체가 가지고 있는 충돌 직전의 운동에너지는 충돌후 피충돌구조물의 손상에너지, 피충돌구조물의 진동에너지 그리고 충돌체가 되튀겨 나올 때 갖게되는 운동에너지로 나누어지게 된다. 앞의 서론에서도 언급하였듯이 지금까지 발표된 대부분의 해양구조물 충돌해석연구에서는 이 문제를 정적인 것으로 처리하였기 때문에 충돌체의 운동에너지가 모두 피충돌구조물의 손상에너지로 흡수된다고 가정할 수 밖에 없었다. 이로 인해 이론적으로 추정된 손상의 정도가 실험결과보다 지나치게 커 이에 대한 개선의 필요성이 제기되었다[7].

실제 구조물에 의해 흡수되는 충격에너지를 보다 정확하게 추정하기 위해서는 충격문제를 동적인 것으로 취급하여 충돌체가 피충돌체와 분리될 때의 되튀김 속도(Rebound velocity :  $V_r$ )를 계산하여야 한다. 되튀김 속도가 얻어지면 식(27)로부터 충돌에너지 중 구조물에 의해 흡수된 에너지의 비를 구할 수 있다. 물론 완전 소성충돌에 가까운 경

우는 되튀김속도가 '0'에 가깝게 되어 충돌에너지의 거의 대부분이 구조물의 소성변형 에너지로 소진된다. 하지만 본 논문에서 다루고 있는 해양구조물과 보급선의 충돌의 경우는 소형충돌(minor collision)이 되고 충돌체의 되튀김속도를 무시할 수 없는 경우가 된다.

$$\frac{E_s}{E_i} = \frac{\frac{1}{2} M_s (V_i^2 - V_r^2)}{\frac{1}{2} M_s V_i^2} = \frac{V_i^2 - V_r^2}{V_i^2} \quad (27)$$

여기에서

$E_i$  : 충돌에너지

$E_s$  : 피충돌구조물이 흡수한 에너지

$V_i$  : 충돌체의 충돌 직전 속도

$V_r$  : 충돌 직후 피충돌체와 분리될 때 충돌체의 속도

피충돌구조물이 흡수한 에너지 중에는 충돌체와 분리된 후 보여주게되는 자유진동 에너지도 포함되어 있다. 하지만 이의 크기는 상대적으로 작

Table 3. Correlation with Test Data of Calculated Results Obtained Using the Spring-Beam Model  
 < Simply Supported Roller End Condition : from ref. 3 >

model	Mass of Striker S <sub>m</sub> (Kg)	Initial Velocity of Striker V <sub>i</sub> (m/s)	RESULTS									
			Experimental					Theoretical				
			δ <sub>d</sub>	δ <sub>o</sub>	δ <sub>opk</sub>	T <sub>D</sub>	V <sub>r</sub>	δ <sub>d</sub>	δ <sub>o</sub>	δ <sub>opk</sub>	T <sub>D</sub>	V <sub>r</sub>
A3	18.8	2.34	0.071	0.0029	0.0147	33.6	0.94	0.050	0.0026	0.0115	25.0	1.71
A4	18.8	2.43	0.093	0.0035	0.0131	25.0	1.16	0.094	0.0026	0.0090	17.3	1.39
B1	23.5	2.52	0.062	0.0028	0.0144	37.8	1.47	0.057	0.0062	0.0154	29.8	1.58
B3	28.3	1.57	0.056	0.0017	0.0068	28.0	0.89	0.076	0.0001	0.0062	20.0	1.12
B4	28.3	2.63	0.044	0.0017	—	—	—	0.065	0.0098	0.0191	34.8	1.32
C1	41.1	1.18	0.040	0.0011	0.0177	31.3	0.53	0.099	0.0087	0.0131	34.6	0.54
C2	41.1	2.32	0.209	0.0150	0.0256	51.4	0.84	0.137	0.0090	0.0151	27.5	0.99
C3	41.1	0.92	0.010	0.0001	0.0086	45.6	0.69	0.021	0.0001	0.0066	35.5	0.84
C4	41.1	2.06	0.137	0.0086	0.0180	61.7	1.04	0.068	0.0080	0.0163	39.0	1.10
D1	28.3	1.16	0.004	0.0004	0.0075	37.8	1.04	0.021	0.0000	0.0070	29.8	1.05
D2	28.3	2.52	0.125	0.0059	—	30.5	1.12	0.127	0.0050	0.0119	21.6	1.32
D3	28.3	2.55	0.107	0.0056	0.0185	41.9	1.24	0.065	0.0073	0.0174	33.7	1.50
D4	41.1	2.59	0.183	0.0148	0.0270	69.7	1.09	0.081	0.0129	0.0226	40.8	1.35
E3	28.3	2.49	0.008	0.0004	0.0121	30.5	2.14	0.024	0.0041	0.0130	24.2	1.70
F1	50.0	0.55	0.000	0.0000	0.0033	39.8	0.31	0.003	0.0006	0.0035	28.8	0.52
F1p	41.1	1.91	0.016	0.0008	0.0134	36.1	1.13	0.022	0.0029	0.0117	29.3	1.36
F2	41.1	1.78	0.043	0.0020	0.0094	23.4	1.45	0.041	0.0028	0.0088	18.3	1.15
F3	28.3	2.53	0.025	0.0015	0.0254	42.2	1.70	0.025	0.0020	0.0198	34.2	1.55
G1	28.3	2.24	0.035	0.0017	0.0109	11.4	1.34	0.037	0.0041	0.0102	16.0	1.39
G2	28.3	2.59	0.037	0.0024	0.0164	32.0	1.84	0.024	0.0048	0.0137	24.6	1.70
G3	41.1	1.69	0.004	-0.0003	0.0135	52.2	1.41	0.016	0.0036	0.0119	41.0	1.27
H1	18.8	2.90	0.006	0.0003	0.0130	25.3	—	0.028	0.0040	0.0119	19.4	2.11
H2	41.1	2.55	0.065	0.0043	0.0173	39.1	1.39	0.029	0.0099	0.0183	31.2	1.45
H3	41.1	1.08	0.000	0.0000	0.0062	23.1	0.64	0.016	0.0001	0.0048	17.1	0.92

Table 4. Correlation with Test Data of Calculated Results Obtained Using the Spring-Beam Model  
 < Fully Fixed End Condition : from ref. 4 >

Model	Mass of Striker S <sub>m</sub> (Kg)	Initial Velocity of Striker V <sub>i</sub> (m/s)	RESULTS									
			Experimental					Theoretical				
			δ <sub>d</sub>	δ <sub>o</sub>	δ <sub>opk</sub>	T <sub>D</sub>	V <sub>r</sub>	δ <sub>d</sub>	δ <sub>o</sub>	δ <sub>opk</sub>	T <sub>D</sub>	V <sub>r</sub>
53	806.0	1.42	0.078	0.0053	0.0085	56.0	0.71	0.057	0.0054	0.0078	42.4	0.61
62	806.0	1.39	0.085	0.0039	0.0106	79.0	0.91	0.052	0.0035	0.0073	59.3	0.80
81	806.0	1.41	0.067	0.0016	0.0113	78.0	0.72	0.064	0.0069	0.0087	55.8	0.60
96	806.0	1.34	0.202	0.0027	0.0070	67.0	0.61	0.159	0.0017	0.0014	41.8	0.70
105	806.0	1.42	0.206	0.0051	0.0106	102.0	0.69	0.081	0.0063	0.0078	67.8	0.41
134	806.0	1.40	0.221	0.0071	0.0112	79.0	0.65	0.160	0.0065	0.0079	63.6	0.35
138	806.0	1.38	0.262	0.0041	0.0076	110.0	0.68	0.155	0.0047	0.0079	81.5	0.54
155	806.0	1.36	0.208	0.0078	0.0119	87.0	0.59	0.218	0.0027	0.0054	65.4	0.48
159	806.0	1.39	0.201	0.0068	0.0141	122.0	0.69	0.103	0.0073	0.0117	92.4	0.67
176	806.0	1.37	0.255	0.0054	0.0120	102.0	0.62	0.270	0.0077	0.0102	87.4	0.36
180	806.0	1.39	0.376	0.0104	0.0159	182.0	0.53	0.257	0.0076	0.0125	127.	0.47

Table 5. Theretical Investigation of the Effects of Boundary Conditions on the Response of Offshore Tubulars

model	Mass of Striker $S_m$ (Kg)	Initial Velocity of Striker $V_i$ (m/s)	RESULTS									
			Simply Supported Roller End Cond.					Fully Fixed End Condition				
			$\delta_d$	$\delta_o$	$\delta_{opk}$	$T_D$	$V_r$	$\delta_d$	$\delta_o$	$\delta_{opk}$	$T_D$	
A3	18.8	2.34	0.050	0.0026	0.0115	25.0	1.71	0.191	0.0020	0.0034	12.5	0.68
A4	18.8	2.43	0.094	0.0026	0.0090	17.3	1.39	0.161	0.0010	0.0032	13.5	0.97
B1	23.5	2.52	0.057	0.0062	0.0154	29.8	1.58	0.176	0.0056	0.0097	26.3	0.22
B3	28.3	1.57	0.076	0.0001	0.0062	20.0	1.12	0.129	0.0000	0.0026	15.7	0.65
B4	28.3	2.63	0.065	0.0098	0.0191	34.8	1.32	0.147	0.0051	0.0094	21.9	1.24
C1	41.1	1.18	0.099	0.0087	0.0131	34.6	0.54	0.127	0.0030	0.0065	19.7	0.34
C2	41.1	2.32	0.137	0.0090	0.0151	27.5	0.99	0.259	0.0021	0.0047	21.2	0.75
C3	41.1	0.92	0.021	0.0001	0.0066	35.5	0.84	0.047	0.0005	0.0032	22.9	0.61
C4	41.1	2.06	0.068	0.0080	0.0163	39.0	1.10	0.237	0.0014	0.0058	23.4	0.99
D1	28.3	1.16	0.021	0.0000	0.0070	29.8	1.05	0.044	0.0007	0.0034	19.1	0.76
D2	28.3	2.52	0.127	0.0050	0.0119	21.6	1.32	0.200	0.0037	0.0099	23.1	0.49
D3	28.3	2.55	0.065	0.0073	0.0174	33.7	1.50	0.151	0.0062	0.0101	23.6	1.15
D4	41.1	2.59	0.081	0.0129	0.0226	40.8	1.35	0.281	0.0035	0.0089	26.0	1.32
E3	28.3	2.49	0.024	0.0041	0.0130	24.2	1.70	0.045	0.0033	0.0071	15.0	1.31
F1	50.0	0.55	0.003	0.0006	0.0035	28.8	0.52	0.010	0.0002	0.0018	17.1	0.44
F1p	41.1	1.91	0.022	0.0059	0.0117	29.3	1.36	0.069	0.0031	0.0059	17.9	0.86
F2	41.1	1.78	0.041	0.0028	0.0088	18.3	1.15	0.097	0.0021	0.0039	12.5	0.74
F3	28.3	2.53	0.025	0.0080	0.0198	34.2	1.55	0.042	0.0022	0.0083	20.8	0.85
G1	28.3	2.24	0.037	0.0041	0.0102	16.0	1.39	0.116	0.0010	0.0021	10.1	1.16
G2	28.3	2.59	0.024	0.0048	0.0137	24.6	1.70	0.070	0.0038	0.0071	15.7	1.23
G3	41.1	1.69	0.016	0.0036	0.0119	41.0	1.27	0.046	0.0007	0.0059	22.6	1.36
H1	18.8	2.90	0.028	0.0040	0.0119	19.4	2.11	0.051	0.0023	0.0066	12.4	1.78
H2	41.1	2.55	0.029	0.0099	0.0183	31.2	1.45	0.134	0.0038	0.0071	18.5	1.17
H3	41.1	1.08	0.016	0.0001	0.0048	17.1	0.92	0.033	0.0013	0.0025	12.1	0.44
53	806.0	1.42	0.037	0.0055	0.0114	58.0	0.80	0.057	0.0054	0.0078	42.4	0.61
62	806.0	1.39	0.016	0.0057	0.0140	96.6	0.96	0.052	0.0035	0.0073	59.3	0.80
81	806.0	1.41	0.018	0.0045	0.0140	97.8	1.01	0.064	0.0069	0.0087	55.8	0.06
96	806.0	1.34	0.049	0.0060	0.0118	66.5	0.70	0.159	0.0017	0.0014	41.8	0.70
105	806.0	1.42	0.029	0.0101	0.0173	122	0.70	0.081	0.0063	0.0078	67.8	0.41
134	806.0	1.40	0.082	0.0084	0.0141	80.2	0.64	0.160	0.0065	0.0079	63.6	0.35
138	806.0	1.38	0.042	0.0072	0.0167	124	0.85	0.155	0.0047	0.0079	81.5	0.54
155	806.0	1.36	0.121	0.0056	0.0123	82.8	0.70	0.218	0.0027	0.0054	65.4	0.48
159	806.0	1.39	0.058	0.0081	0.0179	134	0.80	0.103	0.0073	0.0117	92.4	0.67
176	806.0	1.37	0.131	0.0125	0.0176	105	0.50	0.270	0.0077	0.0102	87.4	0.36
180	806.0	1.39	0.070	0.0148	0.0223	163	0.60	0.257	0.0076	0.0125	127	0.47

아 피충돌구조물이 흡수한 에너지는 모두 소성변형(구조물의 손상)에 의해 소진된다고 볼 수 있다. Table 3에 주어진 충돌속도( $V_i$ )와 되튀김속도( $V_r$ )를 이용하여 계산해 보면 참고문헌 3의 실험에서 는 충돌에너지 중 피충돌구조물이 흡수한 양은 20~87%가 된다. 동일한 모형에 대한 이론적 계산의 결과는 20~82%가 됨을 알 수 있다. 그리고 Table 4에 주어진 참고문헌 4의 경우는 실험치와 이론치 가 각각 57~85%, 67~94%의 범위임을 알 수 있다.

### 5.3 경계조건의 영향

Table 5에는 참고문헌 3의 24개 그리고 참고문헌 4의 11개 총 35개의 실험모형을 본 논문에서 개발한 수치해석법을 사용하여 양단 단순지지 경계조건과 양단고정 경계조건인 경우에 대해 동적 거동을 해석하고 그 결과를 정리하였다. 계산결과 얻어진 국부손상과 전체굽힘손상을 Fig. 4 와 5에 각각 보여주고 있다. Table 5와 Fig. 4, 5에서 볼 수 있듯이 양단의 경계조건이 원통보의 충돌하 거

동에 미치는 영향이 뚜렷히 구별된다. 고정지지 경계조건의 경우 단순지지 경계조건과 비교해서 국부적인 우그러짐은 60~150% 크고 전체굽힘변형은 30~50%작은것을 알 수 있으며 충격지속시간도 60~70% 작다.

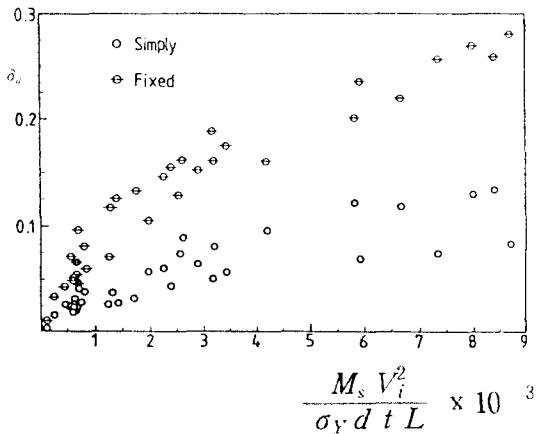


Fig. 4 Comparison of Local Denting Damage ( $\delta_d$ ) for Simply Supported Roller and Fully Fixed End Conditions

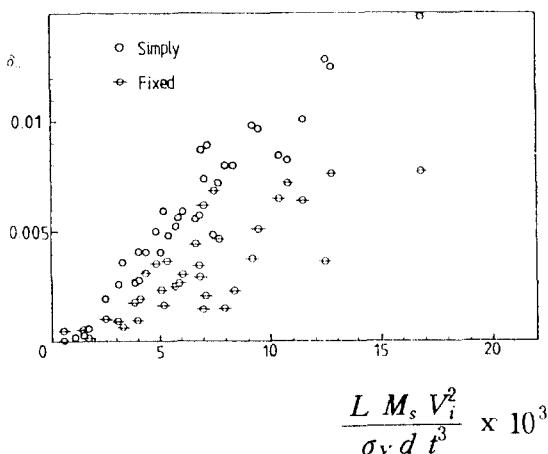


Fig. 5 Comparison of Overall Bending Damage ( $\delta_o$ ) for Simply Supported Roller and Fully Fixed End Conditions

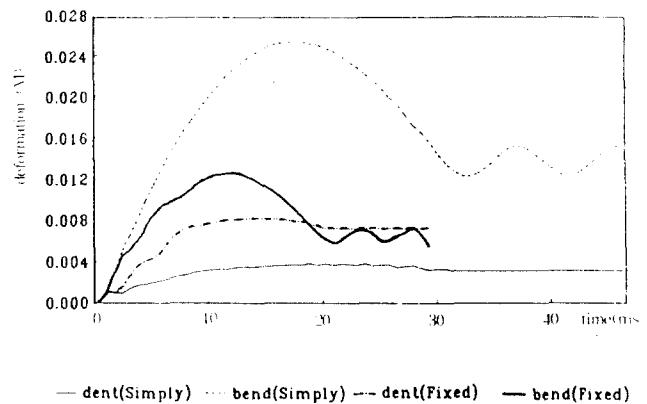


Fig. 6 Effects of Boundary Conditions on Deformation History (Model B4)

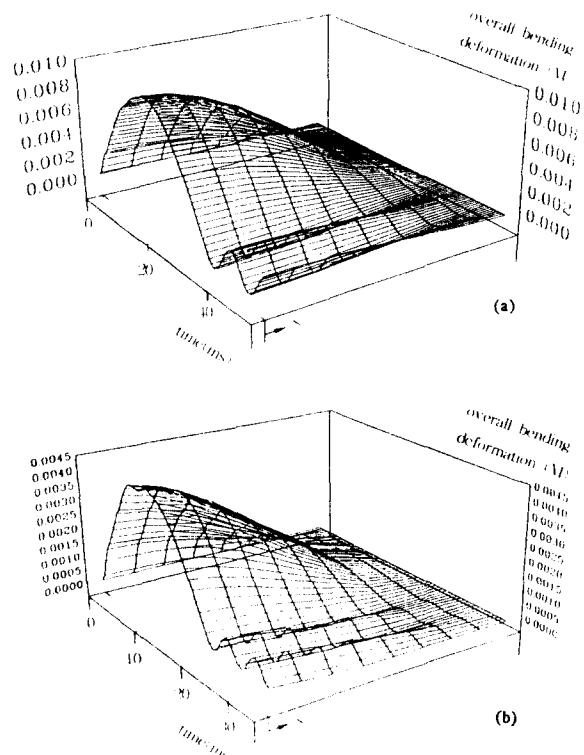


Fig. 7 Effects of Boundary Conditions on Overall Bending Shape History (Model C4)

- (a) Simply Supported Roller End
- (b) Fully Fixed End

B3 모형에 대한 해석결과 중 충돌체 접촉부의 국부변형과 보 중앙부의 전체굽힘변형을 시간을 종축으로 삼아 Fig. 6에 도시하였다. 이 그림에서 알 수 있듯이 굽힘변형의 시간상의 변화는 세 단계로 뚜렷이 구분됨을 알 수 있다. 첫 단계는 탄소성 처짐이고 다음으로 탄성되튀김 단계가 따르며 마지막으로 충돌체와 피충돌구조물이 분리된 후 보게 되는 탄성자유진동 단계이다. 이는 실험연구에서 얻는 변위나 변형도의 결과 유사함을 알 수 있다. 완전 고정지지 경계조건에서는 충격 초기단계에서 전체굽힘의 고차 모우드가 영향을 주고 있음을 관찰할 수 있다. Fig. 7에는 E3 모형의 보 전체굽힘 형상의 시간에 따른 변화를 보여주고 있다. 이 그림에서 알 수 있듯이 단순지지 경계조건의 경우는 전체굽힘 형상이 시간상으로나 공간상으로 부드럽게 변화하지만 고정지지 경계조건의 경우는 시간상으로도 그리고 공간상으로도 변화가 급속히 이루어짐을 알 수 있다.

## 6. 결 론

횡충격하중을 받는 원통부재의 여러가지 경계조건에 대한 동적거동을 추정하기 위하여 단순화된 수치해석법을 개발하였으며 이 방법을 사용하여 다음과 같은 사실을 알 수 있었다.

가) 제안된 스프링-보 모형을 이용하면 상당히 정확히 횡충격하중을 받는 원통부재의 여러가지 경계조건에 대한 손상정도를 추정할 수 있다. 그러나 손상이 큰 모델의 경우 결과는 과소 추정되며 충격지속시간은 실험치의 70~80%로 추정됨을 알 수 있다.

나) 양단 단순지지와 양단고정의 두가지 경계조건을 비교하면 완전 고정지지 경계조건의 손상정도는 국부적인 우그러짐의 경우 60~150% 커지며 전체 굽힘변형과 충격지속시간은 각각 30~50% 와 60~70%로 줄어드는 것을 35개의 모델에 대한 계산 결과로부터 알 수 있다. 그러나 실제 해양구조물의 경우에 있어서는 이 두 경계조건의 사이에 들게되고 충돌부재를 지지하는 전체 구조물의 처

짐 또한 영향을 미치게될 것이다. 따라서 보다 실제적인 경계조건에 대한 추가 연구가 필요하다.

다) 해양구조물 설계자에게 좀 더 실용적인 자료를 제공하기 위하여 구조물 전체변형을 포함하는 실제 경계조건에 대한 더 많은 연구와 본 해석법의 결과를 이용해서 두개의 스프링 모형과 같이 보다 단순한 해석법에서의 전체 굽힘변형 스프링 상수를 구하고 이를 이용해서 보다 정밀한 체계적인 검증등이 필요하다고 판단된다.

## 후 기

이 연구의 일부는 한국과학재단의 '해양구조물 손상원통의 거동' 연구(과제번호 : 903-0916-004-2)의 결과임을 밝히며 지원에 감사의 뜻을 표합니다.

## 참 고 문 헌

- 1) Mavrikios, Y. and de Oliveira, J.G. 'Design Against Collision for Offshore Structure', MIT Sea Grant Report MITSG 83-7, Massachusetts Institute of Technology, Apr. 1983.
- 2) Standing, R.G. and Brending, W. 'Collisions of Attendant Vessels with Offshore Installations : Part 1 - General Description and Principal Results', Dept. of Energy(UK) Offshore Technology Report OTH84208, HMSO, London, 1985.
- 3) Frieze, P.A. and Cho, S.-R. 'Dynamic Impacts to Tubulars and Their Residual Strength', Proc. 4th Intl Symp. on Practical Design of Ships and Mobile Units(PRADS '89), Varna, pp 50/1-50/7, Oct. 1989.
- 4) Allan, J.D. and Marshall, J. 'Ship Impact on Steel Tubulars', Dept. of Energy(UK), Offshore Technology Information Series, OTI88532, HMSO, London, 1988.
- 5) Arochiasamy, M., Swamidas, A.S.J. and

- El-Tahan, H. 'Response of Offshore Structures to Bergy-Bit and Iceberg Impacts', in Behaviour of Offshore Structures (Proc. BOSS '85) ed. Battjes, J.A., Elsevier Science Publishers, Amsterdam, pp 951-961, 1985.
- 6) Ueda, Y., Murakawa, H., Hsu, C.Z. and Ohno, K. 'Fundamental Study on Elastic Response of Offshore Structures under Collision', Jour. Society of Naval Architects of Japan, vol. 160, pp 275-285, Dec. 1986(in Japanese).
- 7) 조상래 'Development of a Simplified Dynamic Analysis Procedure for Offshore Collisions', 대한조선학회지 제 27권 제4호, pp. 72-82, 1990.
- 8) Cook, R.D., Malkus, D.S. and Plesha, M.E. 'Concepts and Application of Finite Element Analysis', Chap. 13, 3rd Ed. John Wiley & Sons, New York, 1989.
- 9) Timoshenko, S. P., Woinowsky-Krieger, S., 'Theory of Plates and Shells', Chap. 12, 2nd Ed., McGraw-Hill, New York, 1984.
- 10) Cowper, G.R. and Symonds, P.S. 'Strain - Hardening and Strain - Rate Effects in the Impact Loading of Cantilever Beams', Tech. Rep. No. 28, Brown Univ., 1957.
- 11) Johnson, W. 'Impact Strength of Materials', Chap. 4, Edward Arnold, London, 1972.