

## 뒤틀림변형을 받는 관형단면의 극한강도 및 거동에 관한 연구

### A Study on the Ultimate Strength and Behavior of Circular Section Subjected to Cross-Sectional Distortion

金 宇 範\*  
Kim, Woo Bum

#### Abstract

An efficient method was developed to determine the ultimate strength for the segment subjected to cross-sectional distortion. Cumulative data based on the finite element analysis were used to perform the multi-regression analysis. A moment-thrust-curvature relationship of short segment was obtained with mathematical forms in the nonlinear range. The extensive parametric study was performed to generate the ultimate strength for the various segments. The result was compared with the experimental result which was not included in the database. The proposed method gives an essential tool for the nonlinear analysis of beam-column.

#### 요 지

뒤틀림을 받는 손상 관형 단면의 강도 및 거동을 파악하기 위한 효율적인 해석기법을 제시하였다. 단면의 뒤틀림을 고려키 위하여 유한요소 해석법을 이용하였으며 부재의 유한요소 해석시 발생하는 국부 불안정에 의한 하중-변형 응답의 발산 문제를 해결하기 위하여 손상부위만에 대하여 유한요소 해석을 수행, 모멘트-곡률 관계를 일반화하여 이를 부재해석의 입력자료로 제공하였다. 광범위한 실용 관형 부재를 포함하는 데이터베이스를 구축하여 이에 대한 복회귀분석을 수행, 일반화된 모멘트-곡률 관계식을 제시하여 연구의 실용성을 제고하였다.

#### 1. 서 론

재료 및 기하학적 비선형성을 갖는 단면의 극한 강도의 결정은 복잡한 수치해석 또는 실험에 의한 하중-변형 관계를 필요로 한다. 단면의 뒤틀림이 없는 완전한 단면은 응력의 평형 방정식으로부터 모멘트-축력-곡률의 관계식이 구하여지며 이는 보-기둥 부재의 하중-변형 곡선 결정을 위한 수치적분에

이용된다. 그러나 부재의 두께가 상당히 얇거나 단면에 손상이 있는 경우에는 부재의 단면이 뒤틀리는 타원화현상(ovalization effect)으로 인하여 기하학적 비선형성을 나타냄에 따라 단면의 모멘트-축력-곡률의 관계식의 유도는 어려워진다. 타원화 현상에 영향을 주는 요소로는 단면의 두께, 손상깊이, 항복강도, 양단의 축력, 모멘트 등으로 이들 각요소의 변화에 대응하는 부재의 거동파악은 유한요소해석으로 가능하다 할 수 있으나<sup>(1,2,3)</sup> 입력과정에서의 손상된

\* 정회원 · 한국전력기술연구원 선임연구원, 공학박사

부분의 기하학적인 복잡성, 해석시간, 해의 발산 등 실용적 측면에서는 많은 문제를 안고 있다. 실용해법으로서 탄소성 모멘트-곡률 관계의 근사식으로부터 보-기동 평형방정식을 이용한 방법이 Ellinas,<sup>(4)</sup> Smith,<sup>(5)</sup> Ueda<sup>(6)</sup> 등에 의해 제시되었으나 단면의 뒤틀림 효과가 고려되지 않음에 따라 해석결과와 신뢰도는 높다고 할 수 없다. 또한 Yao<sup>(7)</sup> 등와 Taby<sup>(8)</sup>는 단면의 뒤틀림 효과를 고려하기 위하여 실험치의 결과를 토대로 후극한영역에서의 거동을 수정보완한 근사해법을 제시하였으나 기존 실험데이터의 부족으로 실용부재의 광범위한 해석에는 한계성을 안고 있다. 따라서 본 연구에서는 손상 부재의 해석에 앞서 손상부위만을 대상으로 하여 유한요소 해석을 수행하고 해석에 의하여 생성된 데이터베이스로부터 복회귀분석(multi-regression analysis)을 수행하여 모멘트-축력-곡률의 관계식을 일반화하고 수식화함으로써 보-기동의 비선형해석을 효율적으로 수행할 수 있을 뿐 아니라 신뢰도를 높이는 실용해법을 제시하고 이를 기존의 실험 결과와 비교하였다.

## 2. 해석모형 및 데이터베이스

모멘트-축력-곡률에 관한 데이터베이스를 얻기 위하여 사용된 유한요소해석은 그림 1에 제시된 바와 같이 세장비가 상당히 낮은 손상된 부재의 양단에 축력과 모멘트가 가하여진 경우에 대하여 수행되었다.

모멘트-곡률의 종국내력 후의 곡선을 얻기 위하여 변위 제어(displacement control)에 의한 해석을 수행하였으며 초기값으로 압축력을 고정시키고 단부의 회전각을 변화하여 이에 상응하는 단부 모멘트 및 축변형값을 구하였다. 손상 깊이가 깊고 축력이 클 경우에는 단면의 축방향 편심이 발생하여 편심 모멘트와 평형을 이루기위한 부모멘트가 가하여져야 하나 실제 부재해석에 있어서 부재의 중앙부인 손상부위는 단부에 축력이 가하여 질 때 정 모멘트만을 받게되므로 부모멘트 부분에 대한 데이터는 데이터베이스에서 제외되었다. 데이터베이스내에 저장된 총 데이터의 수는 1432개로 이점들은 각 특정 변수, 즉 단부축력,  $D/t$ ,  $d/D$ , 항복응력 등 부재의 재료 및 기하학적 성질의 변화에 대응되는 모멘트와 곡률과의 관계를 구성한다. 데이터베이스에 사용된 각

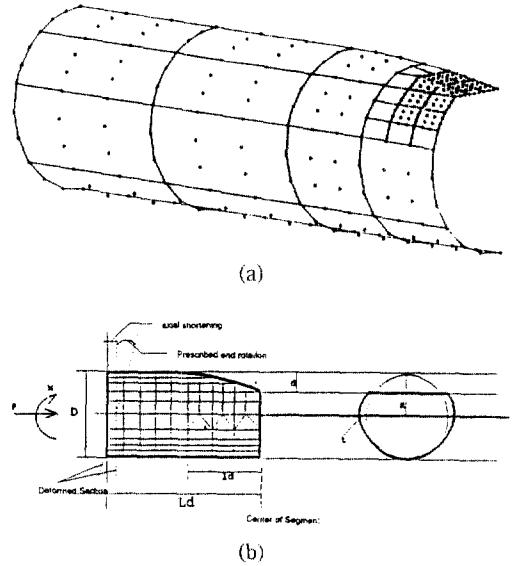


그림 1. (a) 손상강관의 유한요소모형. (b) 변위제어에 의한 유한요소 해석.

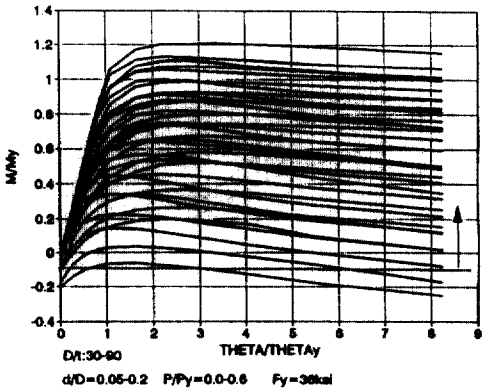
변수의 범위는 다음과 같다.  $D/t$  : 30~90,  $d/D$  : 0.05~0.2,  $\sigma_y$  : 2400~4200 kg/cm<sup>2</sup>,  $P/P_y$  : 0.0~0.7,  $\theta/\theta_0$  : 0.01~8.0. 그림 2는 위 변수들에 대한 모멘트-곡률 관계를 도시한 데이터베이스의 예이다. 그림 3에는 해석단면의 수직응력 분포와 단면의 뒤틀림 형상을 나타내었는데 손상부위중 중앙부의 처짐이 다른 부분에 비하여 커짐에 따라 수직응력(normal stress)이 감소함을 알 수 있다. 결과적으로 하중의 증가에 따라 단면의 중심이 밑으로 이동하므로 단면의 모멘트 내력이 감소하게 되며 이는 최대강도 이후의 하향곡선을 나타낸다.

## 3. 회귀분석

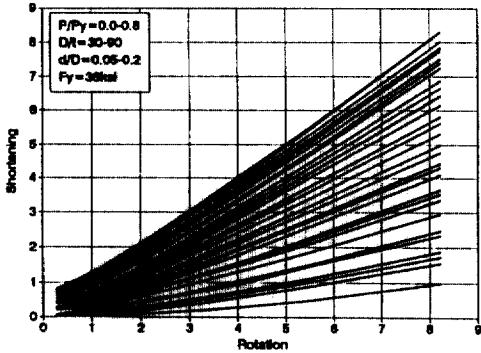
### 3.1 최소자승법에 의한 행렬방정식화

독립변수  $x$ 로 주어진 데이터에 대한 복회귀분석은 최소자승법(Least Square Method)을 기초로 수행되며 이에 대하여 간략히 설명하면 다음과 같다. 독립변수  $x$ 의  $n$ 개의 값에 대응되는 주어진 함수의 값을  $F$ 라 할 때, 근사치  $\bar{F}(x)$ 는

$$\begin{aligned}
 F(x) &= a_1 h_1(x) + a_2 h_2(x) + \dots + a_m h_m(x) \\
 &= \sum_{i=1}^m a_i h_i(x) = A^T H \quad (1)
 \end{aligned}$$



(a)



(b)

그림 2. (a) 데이터베이스의 내장 데이터(모멘트-곡률 관계).  
(b) 데이터베이스의 내장 데이터(축변형-곡률 관계).

여기서 A는 미정계수이며 H는 독립변수 x로 이루어진 선형함수이다. 주어진 함수값  $F_j(j=1, 2, \dots, n)$ 와 근사치  $\bar{F}(x=x_j)$ 와의 오차를 최소로 하기 위하여 미정계수는 다음과 같이 결정된다. 특정값  $x_i$ 에 대한 오차는

$$e_j = \bar{F}(x_j) - F_j \quad (2)$$

오차함수를 E라 할 때

$$E = \sum_{j=1}^n e_j^2 = \sum_{j=1}^n (\bar{F}(x_j) - F_j)^2 \quad (3)$$

오차함의 최솟치는 미정계수  $a_i$ 에 대하여 미분하면

$$\frac{\partial(\sum e_j^2)}{\partial a_i} = 0.0 (i=1, 2, 3, \dots, m) \quad (4)$$

식 1의  $\bar{F}(x)$ 를 행렬식으로 나타내면

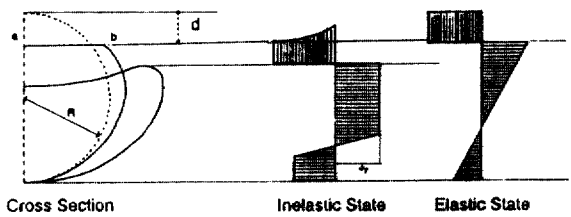


그림 3. 손상단면의 변형도 및 응력분포도.

$$\bar{F}_{(n,1)} = B_{(n,m)} A_{(m,1)} \quad (5)$$

여기서 n은 주어진 종속변수의 값의 갯수이고 m은 회귀함수의 갯수이다. 행렬 B는 데이터베이스에서 주어진 각 독립변수의 값으로 구성된다. 식 2의 오차를 행렬식으로 나타내면

$$e = \bar{F} - F = BA - F \quad (6)$$

또한 식 (3)의 오차의 제곱합은

$$E = ee^T = [BA - F]^T [BA - F] = A^T B^T B A - 2A^T B^T F + F^T F \quad (7)$$

행렬 E를 벡터 A로 미분한 값을 0로 취하면

$$[B^T B] A + A^T [B^T B] - 2[B^T F] = 0 \quad (8)$$

$[B^T B] A = A^T [B^T B]$ 이므로 식 (8)은

$$B^T B A - B^T F = 0 \quad (9)$$

$$[B^T B] A = B^T F \quad (10)$$

이로써 미정계수인 열행렬 A는 선형 연립방정식 (10)에 의하여 구해진다.

### 3.2 복회귀분석

본 연구의 경우에서와 같이 한개 이상의 독립변수가 사용될 경우 독립변수 각각의 영향을 파악하기 위하여는 다른 독립변수는 상수로 고정시키고 해당 독립변수의 종속변수에 대한 영향 검토를 필요로 한다. 예를 들어 변수 x의 k번째  $x^k$ 에 대한 근사함수는

$$F(x^k) = \sum_{i=1}^m C_1^k h_1^k(x^k) + C_2^k h_2^k(x^k) + C_3^k h_3^k(x^k) + \dots + C_{ik}^k h_{ik}^k(x^k) \quad (11)$$

여기서  $C_i^k$ 는 다른 독립변수의 값에 의존하는 미정

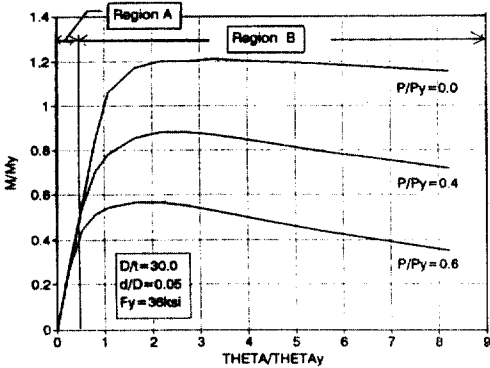


그림 4.  $\Phi/\Phi_y$ 의 균형함수.

계수이다. 아래의 식은 독립변수가 3개이며 각 독립변수는 각 3개, 2개, 2개의 회귀항(regressors)으로 구성된 회귀함수의 예를 나타내고 있다.

$$H_1 = (h_{11} \ h_{12} \ h_{13}), \ H_2 = (h_{21} \ h_{31}), \ H_3 = (h_{31} \ h_{32})$$

위항들에 대한 Direct Product를 취하면

$$H = [h_{11} \ h_{21} \ h_{31}, \ h_{11} \ h_{21} \ h_{32}, \ h_{11} \ h_{22} \ h_{31}, \dots \\ \dots h_{13} \ h_{22} \ h_{31}, \ h_{13} \ h_{22} \ h_{32}]$$

여기에서  $h_{ij}$ 는 균형함수(Coordinate Function)로 이를 결정하기 위한 방법은 다음절에 언급하였다. 여기서 식 (10)이 해를 갖기 위하여는 주어진 데이터의 갯수는 균형함수의 direct product를 취한 갯수보다 커야 함에 유의를 하여야 한다.

### 3.3 균형함수의 결정

데이터베이스에 포함된 각 독립변수의 균형함수를 결정하기 위하여는 특정 독립변수만을 변화 시킬때 종속변수의 관계를 도식화한 후 이로부터 기본 곡선을 유추한 다음 RMS(Root Mean Square)값을 최소화하는 시행반복의 과정을 거친다. 복회귀분석의 목적은 최소한의 회귀항을 선택하여 최소의 오차를 얻는데 있으며, 이는 회귀항의 갯수가 증가할수록 더 많은 데이터를 필요로 하기 때문이다.

#### 3.3.1 모멘트-곡률 관계의 균형함수

모멘트-곡률 상관관계의 영향인자는 축력 P, 직경 D, 두께 t, 손상깊이 d, 항복응력  $\sigma_y$ 이며 각 변수는 이들 변수를 무차원화하여 회귀분석을 수행하였다. 그림 4는 독립변수 P/Py,  $\Phi/\Phi_y$ , D/t, d/D에 대한 균형함수를 결정하기 위하여 P/Py=0.0, D/t=30.0,

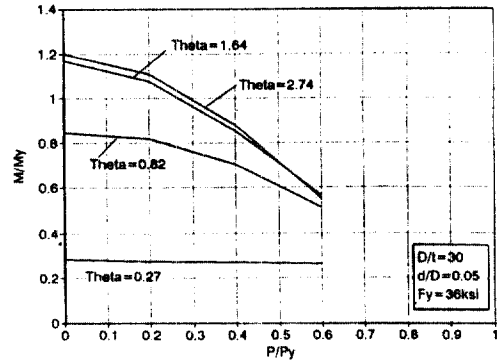


그림 5. P/Py의 균형함수.

d/D=0.05,  $\sigma_y = 2511 \text{ kg/cm}^2 (36 \text{ ksi})$ 로 고정시킨 후  $\Phi/\Phi_y$ 의 변화에 대한 M/My의 변화곡선을 나타내었다. 두 변수의 관계는 선형 구간과 비선형구간으로 이루어져 있으며 이러한 경우에는 구간에 따라 균형함수를 달리함으로써 오차를 더욱 줄일 수 있다. 구간 A, B에서 채택된 균형함수는

$$H_{\Phi/\Phi_y}^A = [H_{11} \ H_{12}] = [1 \ \Phi/\Phi_y], \text{ 구간 A} \\ H_{\Phi/\Phi_y}^B = [H_{11} \ H_{12} \ H_{13}] \\ = [1 \ 1/(\Phi/\Phi_y)^{1.5} \ (\Phi/\Phi_y)^{2.0}], \text{ 구간 B}$$

구간 A에서는 탄성 거동을 보이므로 선형 일차함수 사용만으로 충분하였으며, 구간 B에서는 비선형 거동을 나타내므로 항의 차수 결정을 위하여 시행반복의 과정을 거쳐 균형함수가 채택되었다. 마찬가지로 P/Py의 균형함수는 선형과 비선형성을 같이 나타내므로(그림 5) 다음의 균형함수가 채택되었다.

$$H_{P/Py} = [H_{21} \ H_{22} \ H_{23}] = [1 \ P/Py \ (P/Py)^{2.9}]$$

독립변수 D/t, d/D,  $\sigma_y$ 의 균형함수는 마찬가지로 방법으로 구하며 결과는 아래와 같다

$$H_{D/t} = [H_{31} \ H_{32} \ H_{33}] = [1 \ 0.1(D/t) \ 0.1(D/t)^{0.5}] \\ H_{d/D} = [H_{41} \ H_{42} \ H_{43}] = [1 \ (d/D) \ (d/D)^{0.6}] \\ H_{\sigma_y} = [H_{51} \ H_{52}] = [1 \ 0.1\sigma_y]$$

여기서 균형함수  $H_{d/t}$ ,  $H_{\sigma_y}$ 의 항에 0.1을 곱한 것은 연립방정식 (10)의 해를 구하는 과정에서 행렬 B<sup>T</sup>B의 계수차수를 조정, ill condition을 피하기 위함이다. 이로써 모멘트 M/My는 균형함수들의 조합인 총 162개(3×3×3×2)의 항으로 표현되며 이에 상응하여 구하여진 미정계수는 표 1과 같다.

표 1. 모멘트-곡률 관계식의 회귀상수

.2995E+01	-.3379E+00	.1307E+03	-.2995E+02	-.3201E+02	.6855E+01
.4794E-01	-.1157E-01	.5192E+01	-.1207E+01	-.1112E+01	.2644E+00
-.5712E+00	.1331E+00	-.5594E+02	.1314E+02	.1233E+02	-.2974E+01
-.1027E+01	.4589E+00	-.1042E+03	.4404E+02	.5778E+01	-.7573E+01
-.3878E+01	.1319E+01	-.5676E+01	.1691E+01	.5507E+00	-.2094E+00
.3098E+00	-.1535E+00	.4538E+02	-.1583E+02	-.3183E+01	.2096E+01
-.2207E+01	-.3775E+01	-.4415E+02	-.9881E+01	.3160E+02	-.1830E+01
-.1723E-01	.1703E-02	-.3927E+00	-.4208E+00	.1039E+01	-.1662E+00
.3414E+00	-.2964E-01	.2722E+02	-.3608E+00	-.1576E+02	.2568E+01
-.1329E+01	.1866E+00	-.6502E+02	.1317E+02	.1612E+02	-.3110E+01
-.1873E-01	.4166E-02	-.1886E+01	.4218E+00	.4044E+00	-.9141E-01
.2664E+00	-.5511E-01	.2330E+02	-.5064E+01	-.5273E+01	.1154E+01
.1388E+01	-.3634E+00	.1322E+03	-.3465E+02	-.2648E+02	.7613E+01
.2232E-01	-.6918E-02	.4142E+01	-.9645E+00	-.7417E+00	.1764E+00
-.2344E+00	.9142E-01	-.4537E+02	.1125E+02	.8073E+01	-.2192E+01
.3502E+00	.1451E+00	-.2978E+02	.1578E+02	.3422E+01	-.3381E+01
.1522E-01	-.1597E-02	.7003E+00	.1565E-01	-.2715E+00	.4077E-01
-.1995E+00	.2976E-02	-.7494E+01	-.8003E+00	.3400E+01	-.2618E+00
-.1480E+00	.3756E-01	-.8951E+01	.2299E+01	.2465E+01	-.6520E+00
-.4185E-02	.1088E-02	-.2734E+00	.6798E-01	.7673E-01	-.1929E-01
.5361E-01	-.1433E-01	.3311E+01	-.8579E+00	-.9601E+00	.2505E+00
.2280E+00	-.4848E-01	.1020E+02	-.2210E+01	-.2640E+01	.5839E+00
.4423E-02	-.5477E-03	.2898E+00	-.3813E-01	-.3515E-01	-.8611E-03
-.5921E-01	.9809E-02	.2635E+01	.3625E+00	.4409E+00	-.2820E-01
-.2787E+00	.5882E-01	-.2826E+02	.6715E+01	.5735E+01	-.1383E+01
-.1011E-01	.1880E-02	-.1335E+01	.3014E+00	.2019E+00	-.4065E+01
.1125E+00	-.2197E-01	.1292E+02	-.2932E+01	-.2063E+01	.4627E+00

### 3.3.2 감차 계수행렬

손상부분을 포함한 부재의 전반적인 보-기둥의 비선형거동을 고찰하기 위하여는 모멘트-축력-곡률의 관계식을 필요로하며 전 절에서 구한 162개의 항은 영향변수  $D/t$ ,  $d/D$ ,  $\sigma_y$ 를 포함한 식이므로 부재의 재료적 성질이 주어질 경우 위 3변수를 제거하여(해당 균형함수는  $3 \times 3 \times 2 = 18$ 항) 모멘트는 축력, 곡률의 9개항( $162/18=9$ )으로 표시할 수 있다. 변수  $D/t$ ,  $d/D$ ,  $\sigma_y$ 를 소거하기 위한 감차과정은 다음과 같다.

$$F = [A]^T [H] = [[A]^T \text{Dir}[H_{D/t} H_{d/D} H_{\sigma_y}]]^T$$

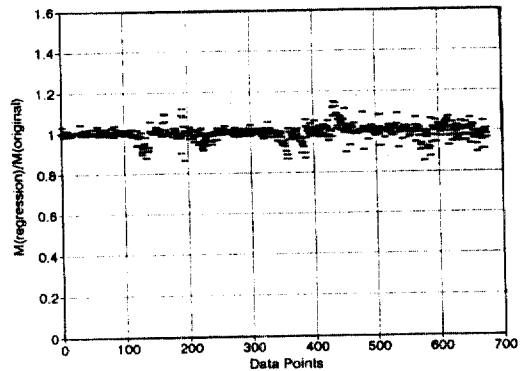


그림 6. 입력데이터와 회귀분석결과의 비교.

$$[H_{4/4y}, H_{P/P_y}] = [A_{red}]^T [H_{red}]$$

이로써 열행렬  $[a_1, \dots, a_{162}]$ 은  $\{a_1, \dots, a_9\}$ 로 감차된다. 감차행렬은 부재의 재료 특성이 주어진 경우 모멘트-축력-곡률의 관계를 유도하거나 부재의 하중-변형 관계를 파악할 때 유용하게 사용된다. 이상의 과정을 통하여 수행된 회귀분석의 결과는 RMS (Root Mean Square)치가 7%로 오차는 적어졌으며 원래의 data값과의 비교를 그림 6에 나타내었다.

#### 4. 실험결과와의 비교분석

과거 대부분의 실험이 부재 전 길이에 대한 최대강도 및 거동 파악을 위주로 수행되었으며 손상부위(damaged segment)만에 대한 실험은 최근 Landet에 의하여 수행된 바 있다.<sup>(9)</sup> 이 실험에서는 세장비의 영향을 무시할 수 있을 정도로 시험체의 길이를 짧게하여 단부의 모멘트와 축력에 대한 국부내력을 파악하였으며 시험장치 및 시험편은 그림 7과 같다. 양단부의 평균곡률  $\Phi_a, \Phi_b$ 은  $(\theta_a - \theta_b)/l_{ab}$ 로 정의되었다. 그림 7에는 본 연구에서 제시한 근사해와 실험결과치와의 비교를 나타내었다. 압축력이 작용할 경우( $p=0.233, p=0.379$ )의 극한후강도는 실험치에 비하여 낮게 나타났으며 이는 제시한 근사해가 strain hardening 효과를 고려하지 않았기 때문인 것으로 판단된다.

또한 Ueda와 Rashed는 순수 휨만을 받을 때 손상부재 전 길이에 대한 실험을 수행하였는데 채택한 손상깊이는 0.05D, 0.1D로 부재의 형상 및 재료성

질은 표 2와 같다. 이 실험은 부재의 길이를 달리 취함에 따라 실험치의 극한강도는 손상부위만의 극한강도에 비하여 길이에 따라 5~15% 정도의 차이를 나타내고 있다. 부재 길이가 짧은 AA1, AF2시편의 경우에는 오차가 3% 내외로 실험결과에 근접하게 나타났다.

#### 5. 모멘트-축력(M-P) 상관관계

전절에서 유도한 모멘트-축력-곡률의 관계식으로

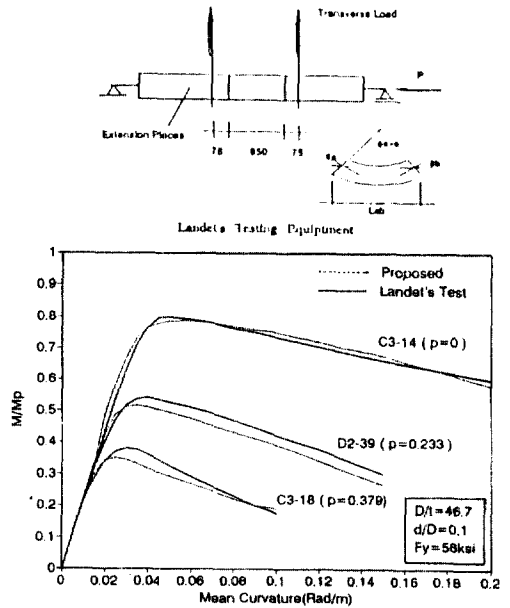


그림 7. 실험결과와의 비교.

표 2. 시험체의 재료특성

Series	D [in.]	t [in.]	D/t	L [in.]	d/D	$\sigma_y$ [ksi]	$M_u/M_y$ test	$M_u/M_y$ Propos	Ref.
C3-14	5.512	0.118	46.7	31.5	0.1	55.9	0.80	0.78	9
C3-20	5.512	0.118	46.7	31.5	0.2	57.0	0.62	0.64	9
C1-8	5.512	0.177	31.1	31.5	0.1	50.1	0.86	0.85	9
AA1	3.512	0.104	33.8	15.7	0.05	54.6	0.87	0.89	6
AF2	3.512	0.104	33.8	15.7	0.1	54.3	0.79	0.82	6
BA1	8.512	0.157	54.3	31.5	0.05	63.1	0.78	0.87	6
BF2	8.512	0.156	54.6	31.5	0.09	63.1	0.71	0.77	6
CA1	10.55	0.165	64.0	39.4	0.05	73.0	0.70	0.78	6
CF2	10.55	0.165	64.0	39.4	0.1	73.0	0.67	0.73	6

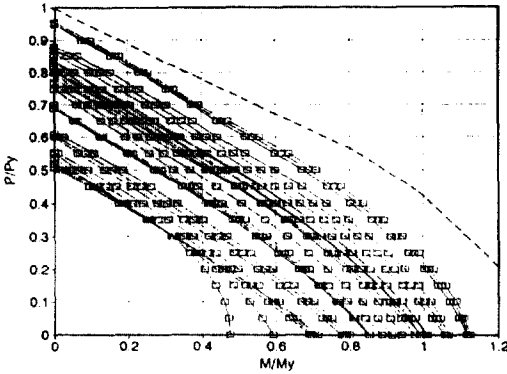


그림 8. M/P Interaction 곡선.

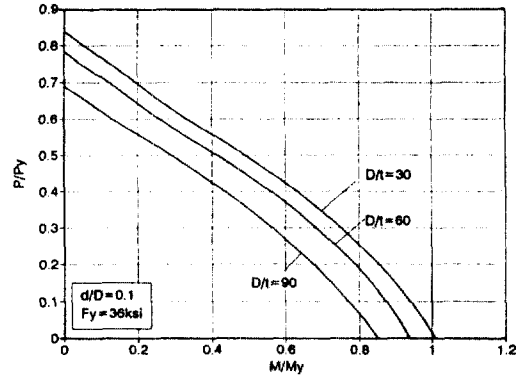


그림 10. D/t의 영향.

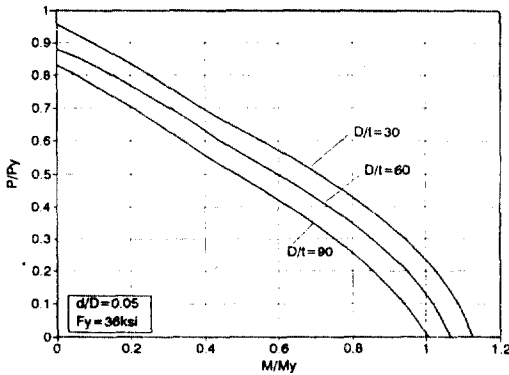


그림 9. D/t의 영향.

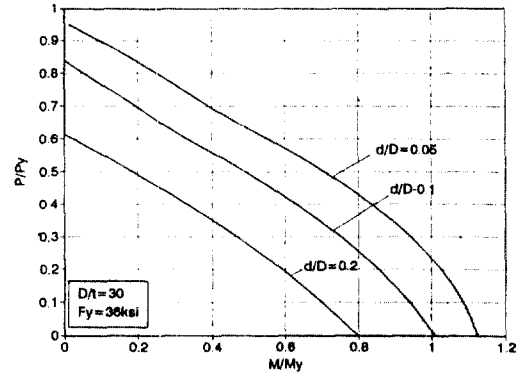


그림 11. d/D의 영향.

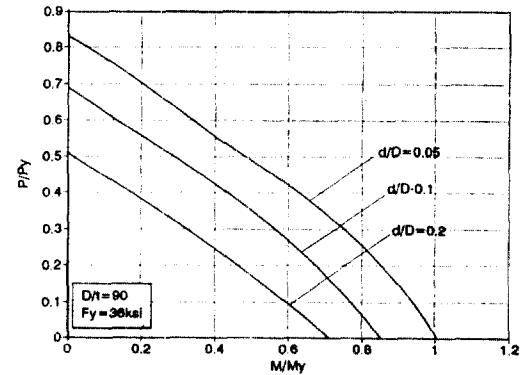


그림 12. d/D의 영향.

부터 Database에 포함되지 않은 임의의 단면 및 축력에 대하여 종국내력모멘트를 구하였다. 그림 8에서 점선은 결합이 없는 완전한 단면의 경우이며 실선은 Database의 범위내에서 일반화된 M-P 상관관계의 상한치와 하한치를 나타내고 있다. 판의 손상깊이, 직경-두께비, 항복강도에 따라 축내력은 최대 50%, 모멘트내력은 최대 65% 감소되었으며 손상깊이가 깊어질수록 축력 보다는 모멘트에 대하여 취약함을 알 수 있다. 각 영향변수가 종국모멘트 및 축내력에 미치는 영향은 그림 9~14에 나타내었다. 단면의 변형을 고려치 않은 선형해석에서는 영향변수 D/t가 변화하더라도 무차원화된 M-P 곡선의 동일선상에 놓이게되나 단면의 기하학적 변형을 고려한 비선형 해석시에는 D/t가 증가할수록 부재 내력은 감소한다. 실용강관 부재의 한계치라 할 수 있는 D/t=90과 D/t=30의 경우를 비교할 때 축내력은 13%, 모멘트내력은 12% 감소 하였다(그림 9, 10). d/D는 부재의 내력에 가장 큰 영향을 미치는 인자로

d/D=0.2의 경우 모멘트내력은 45%, 축내력은 50%의 강도저하를 보였다(그림 11, 12). 부재의 항복강도에 대한 영향은 그림 13, 14에 나타난 바와 같이 D/t와 d/D가 낮은 경우에는 거의 영향이 없으나 D/t=90, d/D=0.2로 부재의 결합이 비교적 큰 경우에는 축내력에 비하여 모멘트내력이 상당히 감소하였다. 이것은 항복강도가 높을수록 단면의 탄소

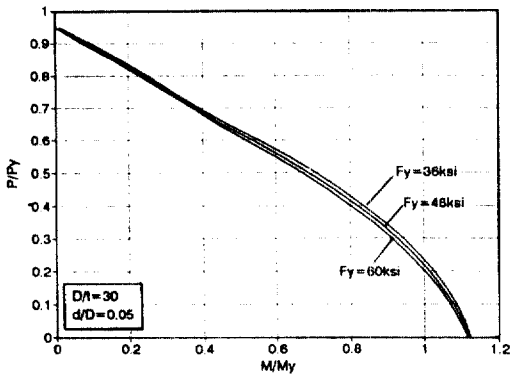


그림 13. 항복강도의 영향.

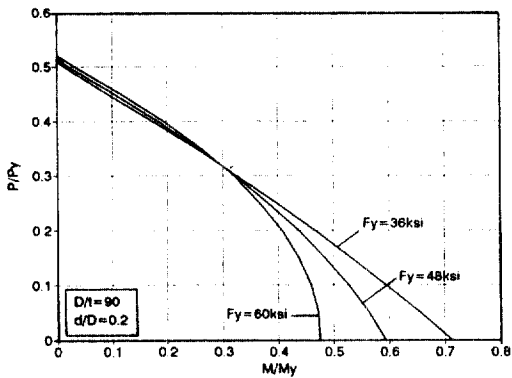
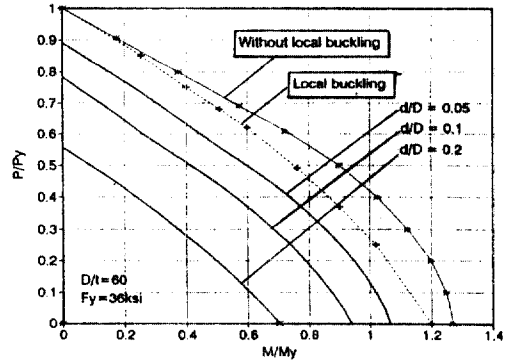


그림 14. 항복강도의 영향.

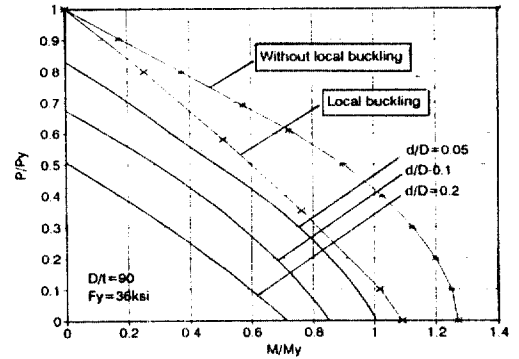
성변형률이 크므로 종극내력에 도달하기전에 단면의 뒤틀림이 상당부분 발생하여 모멘트 내력이 감소되는 반면, 단면적은 변화가 없으므로 축내력에는 크게 변화가 없음을 뜻한다.

## 6. 국부좌굴에 대한 고려

일반적으로 직경-두께비(D/t)가 35 이상되며 세장비가 작은 부재의 경우에는 부재가 항복강도에 도달하기전에 국부좌굴이 발생하며 본 연구에서 사용된 손상부재의 직경-두께비는 30~90이므로 이에 대한 고려가 필요하다. 손상깊이가 깊어질수록 최대강도는 부재의 소성화에 의하여 지배되므로 국부좌굴의 가능성은 낮아지게 되나 만일 직경-두께비가 상당히 크게 되면 손상부재라 할지라도 국부좌굴의 가능성을 배제할 수 없다. 따라서 본 연구에서는 직경-두께비의 실용범위인 D/t=60과 D/t=90인 부재에 대하여 전소성강도와 Chen이 제시한<sup>(10)</sup> 국부



(a)



(b)

그림 15. (a) 국부좌굴강도 및 최대강도.  
(b) 국부좌굴강도 및 최대강도.

좌굴강도를 비교하였다.

그림 15(a), (b)에 나타난 바와 같이 D/t=60의 경우 부재의 최대강도는 전소성강도에 의하여 지배되나 D/t=90의 경우에는 국부좌굴강도와 전소성강도가 상당히 근접함에 따라 손상깊이가 0.05 이하인 부재에 대하여는 국부좌굴에 대한 고려가 필요함을 알 수 있다.

## 7. 결 론

본 연구를 통하여 재료 및 기하학적 비선형거동을 나타내는 손상 강관단면의 모멘트-곡률 관계를 파악하기 위하여 유한요소해석 및 회귀분석을 수행하였다. 해석결과와 실용화목적으로 모멘트-곡률 관계를 각 부재의 성상에 따라 일반화하여 데이터베이스를 구축하였으며 이를 기초로 복회귀분석을 수행, 모멘트-곡률의 근사식을 제시하였다. 근사식에 의하여 모멘트-축력(M-P) 최대강도 곡선을 도출하여 조



합응력을 받는 부재해석에 의한 기초자료를 제공하였으며 국부좌굴의 여부를 검토하였다. 본 연구에서 제시된 근사식에 의한 모멘트-곡률 곡선은 기존 실험결과와 비교할 때 5% 이내의 적은 오차를 나타내었으며 실용 사용 빈도가 적은  $D/t=90$  이상의 부재에 대하여는 추가의 실험 및 비교를 필요로 한다. 탄성거동, 소변형 가정하에서의 직경-두께비, 항복강도는 무차원화한 모멘트내력에 영향을 미치지 않으나 비탄성, 대변형 해석시에는 손상깊이에 따라 20~30%의 부재내력의 저하를 나타내었다. 손상깊이  $d/D$ 는 부재내력에 가장 크게 영향을 미치는 요소로  $d/D=0.2$ 일 경우 최대 50%까지 강도저하를 나타내었다. 본 연구에서 사용된 데이터베이스내의 범위에 있는 부재에 대하여 국부좌굴의 가능성은 없는 것으로 나타났으나  $D/t=90$  이상,  $d/D=0.05$  이내의 부재에 대하여는 좀더 면밀한 검토를 필요로 한다. 본 연구로부터 제안된 손상단면의 모멘트-곡률 관계의 근사식은 임의의 구속을 받는 손상부재의 극한강도 및 거동 파악에 기초 데이터로 이용되며 구조물 손상시의 붕괴하중을 산정하기 위한 비선형 해석에 효율적인 도구로 이용된다.

### 참고문헌

1. Nethercot, D. and Rockey, K.C., "Finite Element Solution for the Buckling of Columns and Beams", *International Journal of Mechanics and Science*, Vol. 13, 1971.
2. Rajasekaran, S. and Murray, D., "Finite Element Solution of inelastic Beam Equations", *Journal of Structural Div. ASCE, Proc.*, Vol. 99, June, 1973.

3. Remseth, S.N. and Halthe, K., "The Buckling Analysis by the Finite Element Method", *Proceeding of International Conference on the Finite Elements in Nonlinear Solid and Structural Mech.*, Geilo, Norway, 1977.
4. Ellinas, C.P., "Ultimate Strength of Damaged Tubular Bracing Members", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 110, No. 2, February, 1984, pp. 245-249.
5. Smith, C.S., Kirkwood, W. and Swan, J.W., "Buckling Strength and Post Collapse Behavior of Tubular Bracing Members Including Damage effects", *Proceeding of the Second International Conference*.
6. Ueda, Y. and Rashed, S.M.H., "Behavior of Damaged Tubular Structural Member", *Transactions of the ASME*, Vol. 107, Sept., 1985, pp. 342-349.
7. Yao, Taby, J., and Moan, T., "Ultimate Strength and Post-Ultimate Strength Behavior of Damaged Tubular Members in offshore structures", *Transactions of ASCE* the Vol. 110, August, 1988, PP. 254-262.
8. Taby, J., "Experiments with Damaged Tubulars", Technical Report 6. 10, SINTEF, Norwegian Institute of Technology, Trondheim, Norway, Oct. 1986.
9. Landet, E. and Lotsberg, "Laboratory Testing of Ultimate Capacity of Dented Tubular Members", *Journal of the Structural Engineering*, ASCE, Vol. 118, No. 4, April, 1992, pp. 1071-1089.
10. L. Duan and Chen, W.F., "Moment-Curvature Relationships for Dented Tubular Sections", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 119, No. 3, Mar., 1993, pp. 809-830.

(接受 : 1993. 10. 9)