

강재 원형기둥-상자형보 접합부의 다이아프램 설계법

Diaphragm Design Method of Steel Box Beam and Circular Column Connections

김 영 필^{1†} · 황 원 섭²⁾ · 박 문 수³⁾
Kim, Young Pil Hwang, Won Sup Park, Moon Su

요 약 : 이 연구에서는 원형기둥-상자형보 접합부의 다이아프램 형상에 따른 거동특성과 다이아프램 설계방법에 관한 것이다. 강재 원형기둥-상자형보 접합부의 다이아프램은 상자형보 하부플랜지로부터 전달되는 집중력을 지지하게 되며, 보와 기둥의 강도 뿐만 아니라 접합부의 거동에 큰 영향을 미치게 된다. 기존의 연구에서는 부정적 곡선보 모델로부터 유도된 다이아프램의 응력계산식이 제시되어 있으나, 설계식으로 활용되기에는 계산과정이 난해하고 유도과정이 비합리적이다. 또한 접합부 강도에 대한 다이아프램의 역할을 고려하지 않음으로써 다이아프램의 합리적인 설계가 이루어 지지 못하고 있다. 따라서 이 연구에서는 접합부 다이아프램의 설계변수에 대한 비선형 유한요소 해석을 수행하여, 다이아프램의 형상에 따른 강도특성을 검토하였다. 또한 원형기둥-상자형보 접합부 다이아프램의 이론식이 접합부의 실제 거동과 큰 차이를 나타냄을 확인하였고, 보와 기둥 및 다이아프램 강성을 고려한 강재 원형기둥 접합부 다이아프램의 설계방법을 제안하였다.

ABSTRACT : This paper investigates the design equations and the strength behavior of the diaphragm for steel box beams and circular-column connections. The strength of the connection is decided by the strength of the diaphragm and the strength of the beam and the column, because the connection diaphragm supports the concentration forces from the box beam's lower flange. In previous researches, however, the calculation procedure of the diaphragm stress from the indeterminate curved-beam model is too complicated to apply in regular practice. Irrational assumptions exist in deriving the process of the equation. Moreover, no reasonable design has yet been made because the diaphragm's effect on the strength of the connection has not been considered. Therefore, through nonlinear FEM analysis of the connection diaphragm, this study examines the strength behavior of a connection with diaphragm details. In addition, a great difference is confirmed between the theoretical and analytic behaviors. Finally, considering the strength of the connection and the rigidity capacity of the diaphragm, the diaphragm design method is proposed.

핵심용어 : 원형기둥-상자형보 접합부, 다이아프램, 비선형 해석, 강도, 강성

KEYWORD : box beam and circular column connection, diaphragm, non-linear analysis, strength, rigidity capacity

1. 서론

최근 도시고가도로의 교각구조로서 종래의 상자형 단면기둥 대신에 단면성능이나 미관상 유리한 원형단면 기둥을 이용한 설계방법의 검토가 활발히 진행되고 있다. 이러한 강재교각의 접합부에서는 부재력의 방향이 급변하므로 전단지연 및 응력집중 현상이 발생함은 이미 알려진 바 있다. 접합부에 대한 연구동향을 보면 I형 접합부에 대해서는 접합부의 기초이론을 확립한 Beedle 등(1951)의 연구가 대표적이다. 상자형단면 보-기둥 접합부에 대

해서는 패널존의 전단응력 분포 및 플랜지에 생기는 전단지연 현상 등을 고려하여 접합부의 응력평가법을 제안한 Okumura(奥村 등, 1968)의 연구가 있다. 이와 관련하여 Nakai(中井 등, 1992)는 접합부의 역학적 모델을 이용하여 접합부의 부가모멘트에 의한 전단지연응력(f_s) 계산식을 제안하기도 하였다. 또한 최근에 Hwang 등(2004)은 캔틸레버 모델을 이용하여 접합부의 전단지연응력 평가식을 합리적으로 개선하는 등의 연구가 진행되어 왔다.

그러나 원형기둥-상자형보 접합부에 대한 기존의 연구는

1) 교신저자, 정회원, (주)유신코퍼레이션 구조부, 공학박사·토목구조기술사
(Tel:02-6202 0550, Fax:02-0602 0599, E-mail:feel75@hanmail.net)

2) 정회원, 인하대학교 토목공학과 교수, 공학박사(hws@inha.ac.kr)

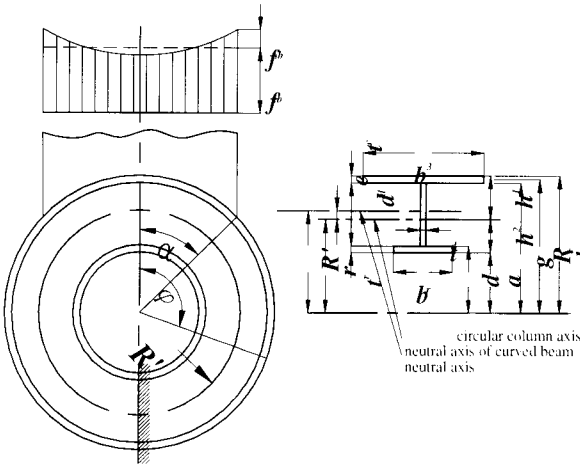
3) 학생회원, 인하대학교 대학원 토목공학과, 석사과정(suckbongf@hotmail.com)

본 논문에 대한 토의를 2006년 10월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

Okumura(1968)의 연구가 유일하며 원형기둥의 전단지연응력을 무시하였고, 보의 전단지연응력 및 전단응력을 접합각도를 변수로 하는 유효환산값이 d_c' 을 도입하여 구하도록 하였다. 이후 실험적·해석적 연구의 부족으로 관련된 연구성과가 거의 없는 실정이었으나, 최근 국내에서 원형기둥-상자형보 접합부의 응력과 강도에 관한 대규모의 실험적 연구로부터 접합부의 강도 및 응력분포 특성에 대한 기초 연구가 진행된 바 있다(김영필 등, 2001; 황원섭 등, 2002).

한편 강재 원형기둥-상자형보 접합부의 내부 다이아프램에 대해서 Okumura(1968)는 부정정 곡선보 모델로부터 응력계산식을 제안하였다. 이는 식의 형태가 복잡하여 제 설계기준(도로교 설계기준, 2005; 阪神高速道路公團, 1985; 名古屋高速道路公社, 1984)에서 응력검토식을 채택하고 있지 않고 있으며, 다이아프램이 접합부 강도에 미치는 영향에 대해 고려치 못하고 있다. 즉, 다이아프램은 상자형 보 하부플랜지로부터의 플랜지 집중력을 전달받아 원형기둥에 전달하는 역할을 하므로, 보와 기둥의 강도뿐만 아니라 접합부의 거동에 큰 영향을 미치게 된다. 즉, 다이아프램의 강도가 필요이상으로 크게 되면 접합부는 예상된 항복 또는 좌굴거동을 하지 않을 수 있으며, 구조시스템은 다이아프램 인접부재의 국부적인 취성파괴로 붕괴될 수 있다. 따라서 다이아프램의 형상에 따른 접합부 강도특성을 검토하기 위해 다이아프램 상세부에 대한 해석적·실험적인 연구가 절실히 요구된다고 할 수 있다.

따라서 이 연구에서는 접합부 다이아프램의 상세 모델의 비선형 유효요소해석을 수행함으로써, 다이아프램의 형상에 따른 강도특성을 검토하고 설계변수의 영향을 분석하고자 하며, 기존 이론식의 문제점을 제시하고자 한다. 또한 다이아프램의 맨홀이 설치되지 않은 접합부의 실험결과(김영필 등, 2002)를 기준강도로 하여, 보, 기둥 및 다이아프램의 강도와 강성을 고려한 다이아프램의 설계방법을 제안하고자 한다.



(a) 다이아프램 모델(부정정 곡선보 모델) (b) 다이아프램 단면
 그림 1. 원형기둥-상자형보 접합부 다이아프램의 모델 및 단면

2. 접합부의 다이아프램 설계기준

2.1 원형기둥-상자형보 접합부의 다이아프램 응력계산

Okumura 등(1968)은 다음과 같은 식을 적용하여 다이아프램의 응력을 조사하도록 하였다. 여기서 a, j, h_1, h_2, R' 등은 그림 1(b)와 같은 1축대칭 I형 다이아프램 단면에서 정의되는 변수이다.

$$f_o = -\frac{T_\varphi}{A_r} - \frac{M_\varphi \cdot h_1}{A_r \cdot e \cdot j} \quad (1)$$

$$f_i = -\frac{T_\varphi}{A_r} + \frac{M_\varphi \cdot h_2}{A_r \cdot e \cdot a} \quad (2)$$

$$v = \frac{Q_\varphi}{A_d} \quad (3)$$

응력을 계산하는 위치로서는 $\phi = \alpha, \phi = \pi/2, \phi = \pi$ 의 세 점을 택하도록 하며, 이때 각각의 위치에서의 $T_\varphi, M_\varphi, Q_\varphi$ 는 다음 식으로부터 구하는 것으로 한다.

2.1.1 $\phi = \alpha$ 일 경우

$$T_\varphi = T_o \cos \alpha - \frac{F_{\parallel}}{2} \sin \alpha \left(\frac{\alpha}{\pi} - 1 \right) \quad (4)$$

$$M_\varphi = M_o + R' \left[T_o (1 - \cos \alpha) - \frac{F_{\parallel}}{2} \left\{ \frac{2\lambda}{\pi} (1 - \cos \alpha) + \left(1 - \frac{\alpha}{\pi} - \frac{3}{4} \lambda + \frac{1}{4} \lambda k \right) \sin \alpha \right\} \right] \quad (5)$$

$$Q_\varphi = T_o \sin \alpha - \frac{F_{\parallel}}{2} \left\{ \frac{1}{\pi} (\sin \alpha - \alpha \cos \alpha) + \cos \alpha \right\} \quad (6)$$

2.1.2 $\phi = \pi/2$ 인 경우

$$T_\varphi = \frac{F_{\parallel}}{4} \quad (7)$$

$$M_\varphi = M_o + T_o R' + F_{\parallel} R' \left\{ \frac{\lambda}{\pi} + \frac{1}{4} - \frac{\lambda}{8} (3 - k) \sin \alpha \right\} \quad (8)$$

$$Q_\varphi = T_o + \frac{F_{\parallel}}{2\pi} \quad (9)$$

2.1.3 $\varphi = \pi$ 인 경우

$$T_\varphi = -T_o \quad (10)$$

$$M_\varphi = M_o + 2T_o R'$$

$$-F_{il} R' \left\{ 2\frac{\lambda}{\pi} - \frac{\lambda}{8} (3-k) \sin \alpha \right\} \quad (11)$$

$$Q_\varphi = 0 \quad (12)$$

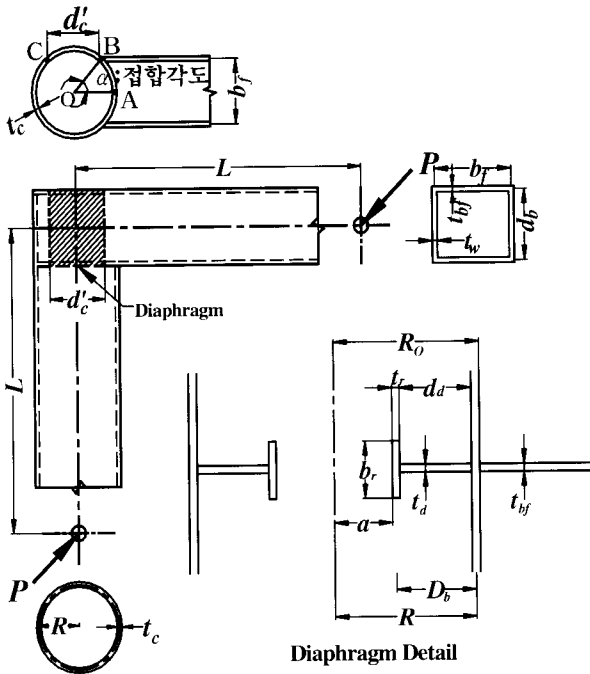


그림 2. 원형기둥-상자형보 접합부와 다이아프램 상세

2.2 원형기둥의 내부 다이아프램 설계규정

설계규준(도로교설계기준, 2005; 阪神高速道路公團, 1985; 名古屋高速道路公社, 1984)에서는 그림 2와 같은 다이아프램 상세의 설계에 있어서 응력검토를 원칙으로 하지만, 다음의 ①~⑤의 경우에는 응력검토를 생략할 수 있도록 하고 있다.

- ① $R_o \leq 1500 \text{ mm}$, ② $t_{bf} \leq 25 \text{ mm}$, ③ $r = R_o/2$,
- ④ $t_d \geq t_{bf}$ 또는 $t_d = d_d/17$, ⑤ $t_r \cdot b_r \geq 250 t_{bf}$

또한 다이아프램 맨홀의 지름은 그림 2와 같이 원형기둥 바깥 반지름 R_o 의 1/2을 표준으로 하며, 다이아프램의 판두께 t_d 는 보 플랜지의 두께 t_{bf} 이상이 되도록 하고 있으나, 설계규준에서는 위에서 서술한 응력계산식이 제시되어 있지 않다.

2.3 기존 연구의 문제점 고찰

일반적으로 곡선보의 휨응력 계산은 축력과 휨모멘트에 의해 다음과 같은 식으로 정의된다(Ugural, A.C. and Fenster, S.K., 1995).

$$f = -\frac{T_\varphi}{A_r} + \frac{M_\varphi}{A_r R'} \left[1 + \frac{y}{Z(R'+y)} \right] \quad (13)$$

여기서 Z 는 곡선보의 형상과 곡률반경 R 에 따라 정해지는 변수로 다음과 같이 주어진다.

$$Z = -\frac{1}{A_r} \int_A \frac{y}{R'+y} dA \quad (14)$$

이때 그림 1(b)의 편심거리 e 는 식(13)의 우항 = 0인 조건으로부터 유도될 수 있으며, 다음 식으로 주어진다.

$$e = -\frac{Z}{Z+1} R' \quad (15)$$

위식을 $1/Z$ 로 다시 정리하면 다음 식과 같다.

$$\frac{1}{Z} = -\frac{R'+e}{e} \quad (16)$$

위식을 식(13)에 대입하고 다시 정리하면 다음식과 같다.

$$f = -\frac{T_\varphi}{A_r} + \frac{M_\varphi}{A_r} \left[\frac{1}{R'} - \left(\frac{1}{e} + \frac{1}{R'} \right) \frac{y}{(R'+y)} \right] \quad (17)$$

곡률반경 $R' = \infty$ 이면 식(17)은 다음과 같이 주어진다.

$$f = -\frac{T_\varphi}{A_r} + \frac{M_\varphi}{A_r} \left[-\left(\frac{1}{e} \right) \frac{y}{(R'+y)} \right] \quad (18)$$

이때 그림 1(b)와 같이 곡선보의 상부 플랜지 외측에 대해 $y = h_1$, $R' + h_1 = j$ 이므로 위식은 다음과 같이 유도된다.

$$f_o = -\frac{T_\varphi}{A_r} - \frac{M_\varphi \cdot h_1}{A_r \cdot e \cdot j} \quad (19)$$

즉, 식(19)는 식(1)과 동일한 형태를 가지게 된다. 그러나 일

반적인 원형기둥 축으로부터 곡선보 도심까지의 거리 R' 값의 범위는 직경이 5.0m인 원형기둥에 있어서도 최대 2.5m이하의 값이 된다. 따라서 Okumura 등(1968)이 접합부 다이아프램 모델에 $R' = \infty$ 의 조건을 도입한 것은 불합리한 것으로 판단된다.

2.2절에서 서술한 것과 같은 설계규준의 제한사항을 적용하여 다이아프램을 설계하는 경우는 다이아프램 단면이 과대하게 설계될 수 있으며, 주변부재와의 상호작용에 의해 국부적인 취성과 파괴를 일으키는 등 구조적 안전성이 보장되기 어렵다. 또한 Okumura의 응력계산식을 이용하여 설계하는 경우도 계산과정이 난해함은 물론 수식내에 오류를 내포하고 있어 합리적인 설계를 기대하기 어렵다. 따라서 이러한 문제점을 개선할 수 있는 다이아프램 설계방법의 개발이 요구된다.

3. 해석모델

3.1 해석모델의 제원

3.1.1 다이아프램 이동 모델(LD 모델)의 제원

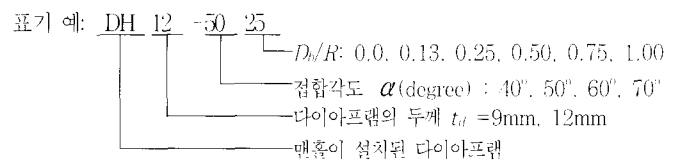
원형기둥-상자형보 시험체 모델(김영필 등, 2001)중 NC-50 모델은 실험결과 강도가 현저히 작은 값을 나타내었다. 이는 다이아프램의 설치 위치가 상자형보의 하부 플랜지의 위치로부터 벗어남으로써 발생한 현상으로 유추되었으며, 이와 같은 다이아프램 위치에 따른 접합부 강도의 변화를 검토하기 위해, 표 1에 나타낸 바와 같이 접합각도 α 가 50°인 접합부의 다이아프램설치 위치를 기둥 아래쪽으로 l_d 만큼 이동시킨 LD 모델을 작성하였다. 여기서 l_d 는 다이아프램의 두께 t_d 를 기준으로 하여 0mm~24mm 까지 변화시켰으며, 이때 l_d/t_d 를 각각 0, 0~2.0으로 변화하게 된다. 또한 이 연구에서 LD 모델을 포함한 이후 모든 해석모델의 모멘트 팔길이 L 을 2000mm 로 하였다.

표 1. LD모델의 제원

model	α (deg)	R (mm)	t_{bf} (mm)	t_c (mm)	l_d (mm)	t_w (mm)	d_b (mm)	b (mm)	l_d/t_d
LD-00					0				0.0
LD-05					6				0.5
LD-10	50	294	12	12	12	12	488	450	1.0
LD-15					18				1.5
LD-20					24				2.0

표 2. 다이아프램 해석모델의 제원(DH 모델)

model	α (deg)	R (mm)	t_c (mm)	t_{bf} (mm)	t_w (mm)	t_d (mm)	d_b (mm)	b (mm)	D_b/R	b_r/R
DH12-4000	40	294	12	12	12	12	448	380	0.00	0.0
DH12-4013									0.13	
DH12-4025									0.25	
DH12-4050									0.50	
DH12-4075									0.75	
DH12-40100									1.00	
DH12-5000	50	294	12	12	12	12	448	450	0.00	0.0
DH12-5013									0.13	
DH12-5025									0.25	
DH12-5050									0.50	
DH12-5075									0.75	
DH12-5010									1.00	
DH09-5000	50	294	12	12	12	9	448	450	0.00	0.0
DH09-5013									0.13	
DH09-5025									0.25	
DH09-5050									0.50	
DH09-5075									0.75	
DH09-50100									1.00	
DH12-6000	60	294	12	12	12	12	448	510	0.00	0.0
DH12-6025									0.25	
DH12-6050									0.50	
DH12-6075									0.75	
DH12-6010									1.00	
DH12-7000									70	
DH12-7025	0.25									
DH12-7050	0.50									
DH12-7075	0.75									
DH12-70100	1.00									



3.1.2 다이아프램 모델(DH 모델)의 제원

표 2는 해석모델의 제원을 나타낸 것이다. 다이아프램의 복부판 높이 D_b 는 그림 1에서 $(R - d - t_d/2)$ 에 해당하며, 이에 따른 원형기둥-상자형보 접합부의 강도에 대해 검토하기 위해 반경 R 에 대한 다이아프램의 복부판 높이비 D_b/R 를 0.0~1.0으로 변화시킨 DH모델을 작성하였다. 이때 보강리브는 설치하지 않았고, 접합각도 α 는 40°(DH12-40)부터 70°(DH12-70)까지 변화시켰다. 표 아래에 나타낸 것과 같이 DH 모델의 표기 예에서 마지막 숫자는 D_b/R 의 값을 의미한다.

표 3. 보강리브 모델의 제원

model	α (deg)	R (mm)	t_c (mm)	t_{bf} (mm)	t_w (mm)	t_d (mm)	d_b (mm)	b (mm)	$\frac{D_b}{R}$	$\frac{b_r}{R}$
DR0950-5025	50	294	12	12	12	9	448	450	0.5	0.25
DR0950-5050										0.50
DR0950-5075										0.75
DR1250-5025	50	294	12	12	12	12	448	450	0.5	0.25
DR1250-5050										0.50
DR1250-5075										0.75
DR1550-5025	50	294	12	12	12	15	448	450	0.5	0.25
DR1550-5050										0.50
DR1550-5075										0.75
DR1850-5025	50	294	12	12	12	18	448	450	0.5	0.25
DR1850-5050										0.50
DR1850-5075										0.75
DR2150-5025	50	294	12	12	12	21	448	450	0.5	0.25
DR2150-5050										0.50
DR2150-5075										0.75
DR0925-5025	50	294	12	12	12	9	448	450	0.25	0.25
DR0925-5050										0.50
DR0925-5075										0.75
DR1225-5025	50	294	12	12	12	12	448	450	0.25	0.25
DR1225-5050										0.50
DR1225-5075										0.75
DR0975-5025	50	294	12	12	12	9	448	450	0.75	0.25
DR0975-5050										0.50
DR0975-5075										0.75
DR1275-5025	50	294	12	12	12	12	448	450	0.75	0.25
DR1275-5050										0.50
DR1275-5075										0.75

표기 예: DR 12 25 - 50 25
 $b_r/R : 0.25, 0.5, 0.75$
 접합각도 α (degree) : 50°
 $D_b/R : 0.25, 0.50, 0.75$
 다이아프램두께 $t_d = 9, 12, 15, 18, 21\text{mm}$
 맨홀과 보강리브가 설치된 다이아프램
 ($D_b/R=0.25, 0.5, 0.75$)

3.1.3 보강리브 모델(DR 모델)의 제원

설계기준(阪神高速道路公團, 1985)에서는 다이아프램의 맨홀반경을 기둥반경의 1/2로 하도록 제한하고 있으므로 접합각도 α 가 50°인 접합부 모델의 다이아프램의 복부판 높이 D_b 와 보강리브의 폭 b_r 을 변화시킨 보강리브 모델을 작성하였다. D_b 를 0.5R로 고정시킨 상태에서 보강 리브의 폭 b_r 와 반경 R 의 비 b_r/R 을 0.25, 0.5, 0.75로 변화시킨 모델을 작성하였고, 이때 다이아프램의 두께를 9, 12, 15, 18, 21mm로 각각 변화시켜 DR09, DR12, DR15, DR18, DR21로 나타내었다. 즉, DR 모델중 D_b/R 의 비가 0.25인 경우는 DR0925, DR1225로 나타내지며, $D_b/R=0.75$ 인 경우는 DR0975, DR1275

로 나타내었다. 또한 하이픈(-) 다음의 숫자는 접합각도 α (degree), 마지막 숫자는 b_r/R 값을 나타낸다. $t_d = 9\text{mm}$, $\alpha = 40^\circ$, $D_b/R = 0.25$ 이며, $b_r/R = 0.5$ 인 경우는 DR0925-4050과 같이 표현되며, 표 3의 아래에 DR모델의 표기 예를 나타내었다.

3.2 해석방법

이 연구의 해석에서는 비선형 유한요소해석 프로그램인 CYNAS(Osaka Univ., 1997)를 사용하였다. CYNAS는 8절점 아이소파라메트릭 쉘요소를 이용한 해석프로그램으로서 재료적 비선형과, 기하학적인 비선형을 고려한 비선형 해석프로그램이다. 초기처짐 및 잔류응력 등의 초기조건의 도입이 가능하며(Osaka Univ., 1997), Nishimura(西村宣男, 1997)의 강재구성식이 적용되어 있다. 최근 고베지진과 관련한 구조물의 반복재하 해석(Nishimura 등, 1998)에 활용되는 등 그 정확성이 충분히 검증된 바 있다. 그림 3은 보강리브가 설치되지 않은 경우와 설치된

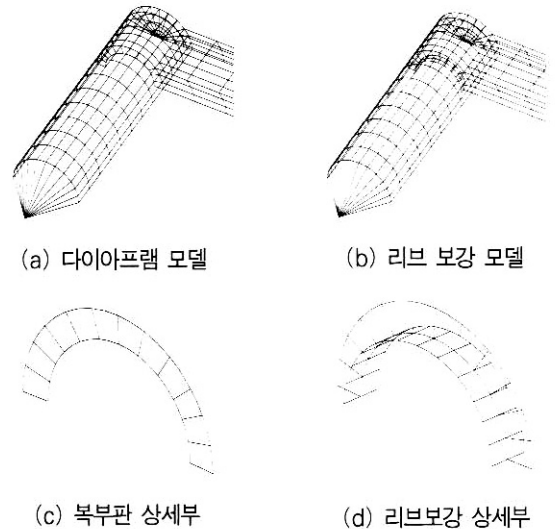


그림 3. 접합부 다이아프램

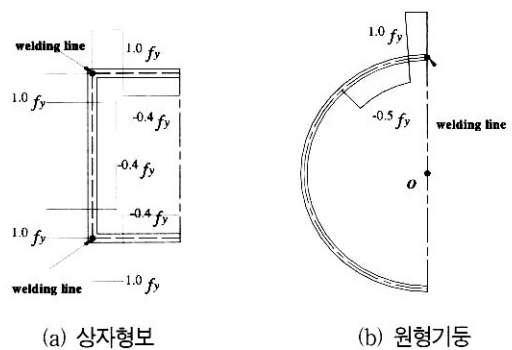


그림 4. 잔류응력의 분포

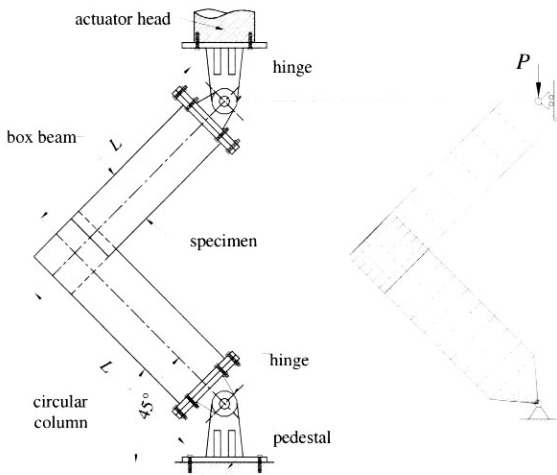


그림 5. 실험 및 해석의 경계조건

경우의 접합부 다이아프램 모델의 요소분할이다. 그림 3(a)는 리브가 보강되지 않은 다이아프램, 그림 3(b)는 리브 보강된 다이아프램을 나타낸 것이며, 3(c), 3(d)는 각각 다이아프램의 복부판과 리브 보강 상세부를 나타낸 것이다. 모델에 적용된 잔류응력분포는 상자형보와 원형기둥에 대해서 각각 그림 4(a), 4(b)와 같다. 상자형보의 인장 및 압축잔류응력은 $f_{rt} = 1.0f_y$, $f_{rc} = -0.4f_y$ 이며, 원형기둥은 $f_{rt} = 1.0f_y$, $f_{rc} = -0.5f_y$ 을 도입하였다. 해석에서는 그림 5와 같이 실험과 동일한 경계조건을 도입하였다.

표 4. 접합부 시험체 제원

model	α (deg)	R (mm)	t_c (mm)	t_{bf} (mm)	t_w (mm)	d_b (mm)	L (mm)	b (mm)
NC-40	40	290	11.83	11.83	11.83	485	1997	377
NC-50	51	286	11.91	11.91	11.91	484	1994	445
NC-60	60	292	11.86	11.86	11.86	486	1995	504
NC-70	69	293	11.88	11.88	11.88	488	1995	547

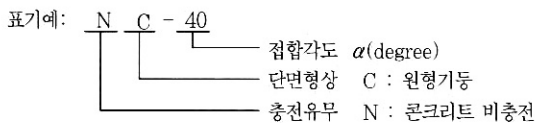


표 5. 재료의 기계적 성질

구분	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E ($\times 10^5$ MPa)	f_y/f_u	연신율 (%)	강종
NC series	291.6	473.0	2.04	0.62	26.77	SS400

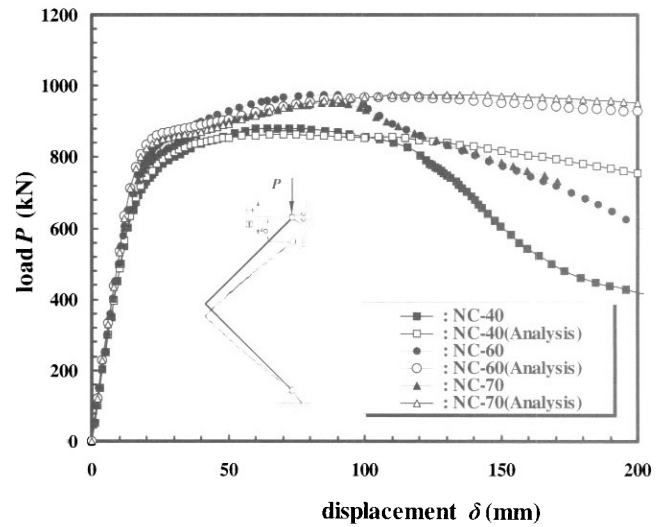


그림 6. 실험결과와의 비교

3.3 해석방법의 검증

표 4는 해석방법의 검증을 위한 시험체(김영필 등, 2002)의 제원 및 설계변수를 나타낸 것이며, 아래에 표기예를 나타내었다. 또한 표 5는 시험체 재료의 기계적 성질을 나타낸 것이다. 접합각도 α 에 따라 4개의 시험체를 사용하는 것으로 하였다. 그림 6은 동일한 제원의 해석모델 해석결과와 실험결과를 함께 나타낸 것이다. 이때 접합각도 α 가 40°, 60°, 70°인 시험체의 하중 P와 수직변위 δ 의 관계는 변위 δ 가 100mm 이후에서는 강도가 큰 차이를 나타내지만, 100mm 이하에서는 매우 잘 일치함을 볼 수 있다. 여기서 100mm 이후에 나타난 강도 차이는 플랜지와 복부판 용접부에 발생한 균열에 의한 것이므로, 본 연구의 해석방법은 타당성이 높은 것으로 판단된다.

4. 해석결과

4.1 다이아프램 위치의 영향

그림 7은 다이아프램의 위치를 변화시킨 LD 모델의 무차원 강도 $P/P_{o(NC-50)}$ 와 변위 δ 와의 관계를 나타낸 것이다. 이때 무차원 값은 다이아프램의 위치를 변화시키지 않은 LD-00 모델의 항복하중 760.0kN을 사용하였다. 다이아프램의 위치가 정 위치로부터 많이 이동 될수록 접합부의 강도는 감소하게 되며, 다이아프램의 위치가 24mm ($l_d/t_d=2.0$)를 벗어나게 되면 약 20%의 강도 감소가 발생하게 된다. 시험체 NC-50 모델의 강도는 LD-15와 LD-20의 사이에 존재한다. 따라서 시험체 NC-50은 다이아프램의 위치가 약 20mm ($l_d/t_d=1.67$) 이

동된 것으로 유추해 볼 수 있다. 그림 8은 다이어프램의 설치 위치의 변화 l_d 와 다이어프램의 두께 t_d 의 비 l_d/t_d 에 따른 강도비를 나타낸 것이다. 위에서 서술한 바와 마찬가지로 접합부의 강도는 l_d/t_d 가 증가함에 따라 선형적으로 감소하게 되며, l_d/t_d 가 2.0이 되면 l_d/t_d 가 0.0일 경우에 비해 약 20%의 강도 감소가 나타나게 된다. 따라서 시공중 다이어프램의 설치 위치가 상자형보 하부 플랜지와 나란하게 설치될 수 있도록 주의 를 기울여야 해야 할 것으로 판단된다.

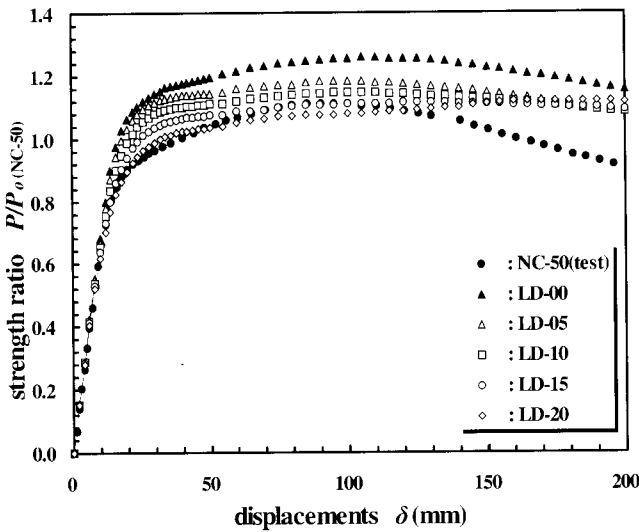


그림 7. LD 모델의 하중-변위 관계

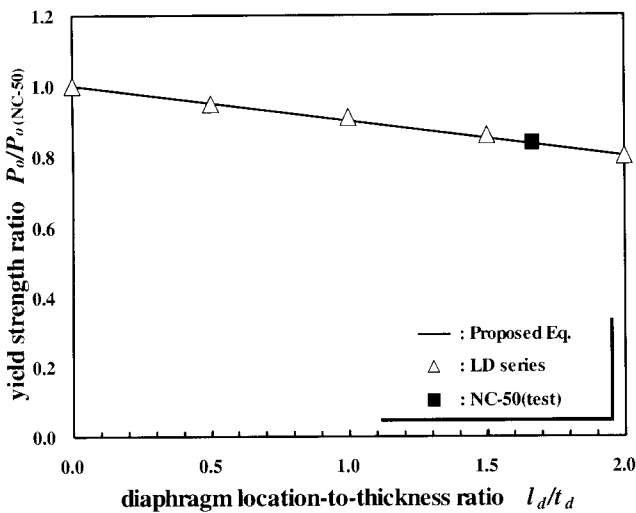


그림 8. 다이어프램 위치-두께비 l_d/t_d 에 따른 항복강도비

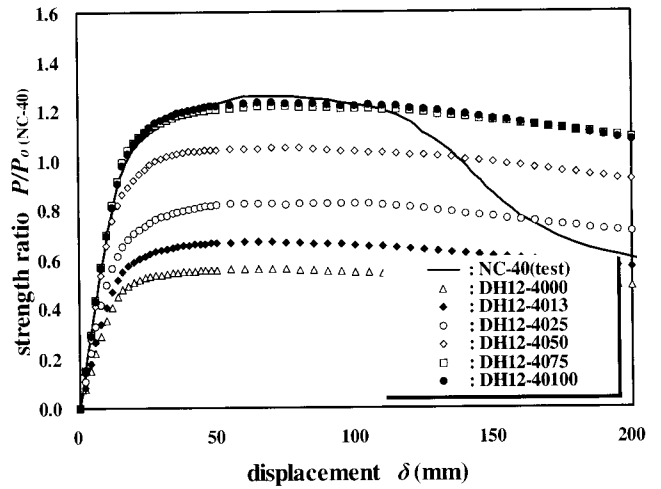


그림 9. 다이어프램의 복부판 높이 D_b 의 영향 ($\alpha = 40^\circ$)

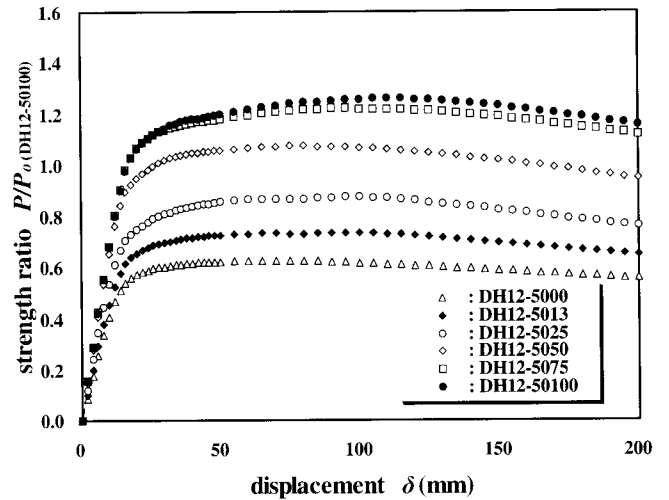


그림 10. 다이어프램의 복부판 높이 D_b 의 영향 ($\alpha = 50^\circ$)

4.2 다이어프램 복부판 높이의 영향

그림 9는 DH12-40 모델의 접합부의 강도 P 를 다이어프램의 복부판 높이-반경비 D_b/R 이 1.0일 때의 항복강도 P_0 로 무차원화 하여 변위 δ 에 대해 나타낸 것이다. 이는 시험체 (NC-40)와 같이 다이어프램에 맨홀이 설치되지 않은 모델 (DH12-4010)의 하중-변위 관계와 거의 일치하고 있다. $D_b/R=0.75$ 일 때 $P_0/P_{0(NC-40)}$ 은 $D_b/R=1.0$ 일 때와 거의 같아지게 된다. 그러나 D_b/R 이 0.75미만인 경우에는 $P_0/P_{0(NC-40)}$ 이 감소하며, $D_b/R=0$ 인 모델(DH-4000)은 맨홀이 존재치 않는 다이어프램을 가진 접합부 강도의 약 45%의 강도비를 나타낸다. 마찬가지로 그림 10, 11, 12는 DH12-50, DH12-60, DH12-70 모델의 접합부의 강도 P

를 다이아프램의 복부판 높이-반경비 D_b/R 이 1.0일 때의 항복강도 P_o 로 무차 원화 하여 변위 δ 에 대해 나타낸 것이다.

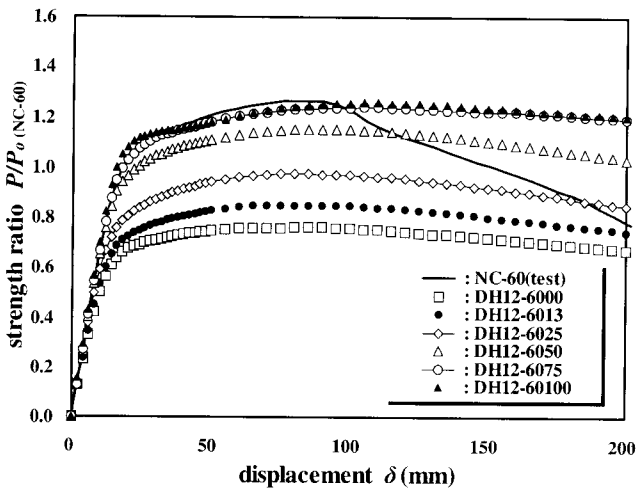


그림 11. 다이아프램의 복부판 높이 D_b 의 영향 ($\alpha=60^\circ$)

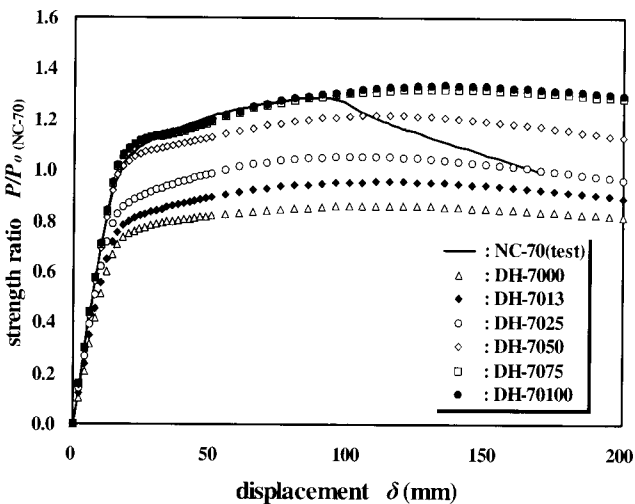


그림 12. 다이아프램의 복부판 높이 D_b 의 영향 ($\alpha=70^\circ$)

이때 그림 10에서는 다이아프램의 설치위치로 인하여 시험체 NC-50의 강도가 감소되어 있으므로 NC-50과 동일한 해석모델인 DH12-50100의 항복강도를 기준강도로써 사용하였다. 40° 모델에서와 마찬가지로 D_b/R 이 0.75미만 일 때 강도비 $P_o/P_o(NC-50)$, $P_o/P_o(NC-60)$, $P_o/P_o(NC-70)$ 이 모두 크게 감소하고 있으나, D_b/R 이 0.75 이상의 경우는 맨홀이 존재하지 않는 접합부의 강도와 거의 같아짐을 볼 수 있다.

접합각도 α 가 40° 에서 70° 까지 증가하게 되면, 다이아프램이 없는 접합부의 강도비가 0.45~0.70을 나타냄을 볼 수 있다. 이는 접합각도 α 가 증가하게 되면 다이아프램을 상자형보의 복

부판과 하부 플랜지가 감싸는 영역이 넓어짐으로써 보강 효과를 나타내기 때문인 것으로 판단된다. 즉, 접합각도 α 가 작은 경우 다이아프램 복부판의 높이 D_b 의 감소에 따른 강도 감소가 크게 일어나게 된다. 그림 13은 다이아프램의 복부판 높이-반경비 D_b/R 에 따른 강도비를 접합각도 α 에 따라 나타낸 것이다. D_b/R 의 값이 0.5 이하에서는 강도비도 선형적으로 증가한다. D_b/R 이 0.5 이상일 때 증가율이 약간 감소하게 된다. 특히, D_b/R 이 0.75 이상일 때 강도비는 약 1.0에 근접하게 된다. 즉, 위에서 서술한 것과 같이 D_b/R 이 0.75 미만일때의 강도의 저하량이 크며, 접합각도 α 가 40° 인 경우는 이 연구의 접합각도 α 의 범위 중 최소값에 해당한다. 그림 14는 다이아프램 모델의 변형형상을 나타낸 것으로 다이아프램의 복부판 높이 D_b 가 작을수록 원형기둥과 보 하부플랜지가 만나는 부근의 편칭에 의한 변형이 두드러짐을 볼 수 있다. 또한 다이아프램의 복부판 높이 D_b 가 커짐에 따라 다이아프램에 큰 면외변형이 나타나고 있다. 즉, 접합부가 항복강도에 도달한 이후 접합부의 수직 변위가 급격히 증가하게 되면, 다이아프램 면내의 수직응력 보다는 면외방향 휨모멘트가 추가되어 면외변형이 크게 증가하게 된다.

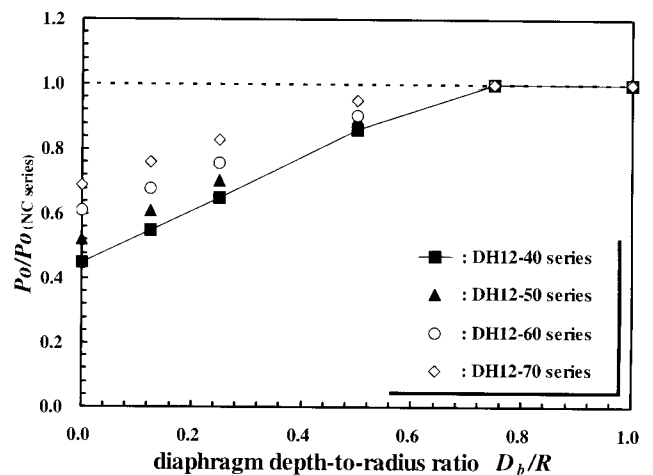
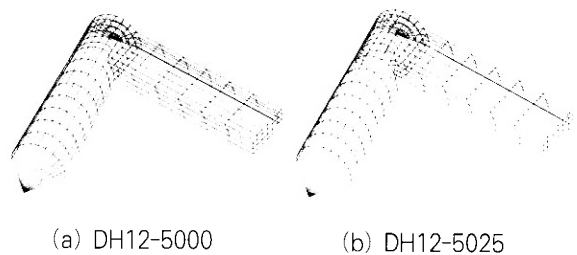


그림 13. 다이아프램 복부판 높이-반경비 D_b/R 에 따른 강도비



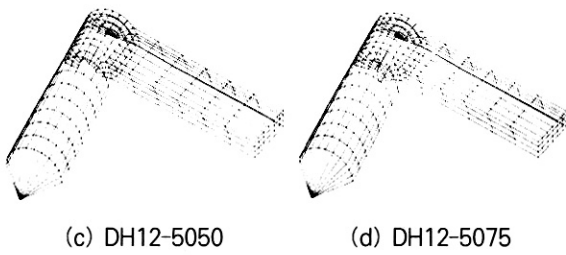


그림 14. DH12-50 모델의 변형형상

4.3 보강 리브의 영향

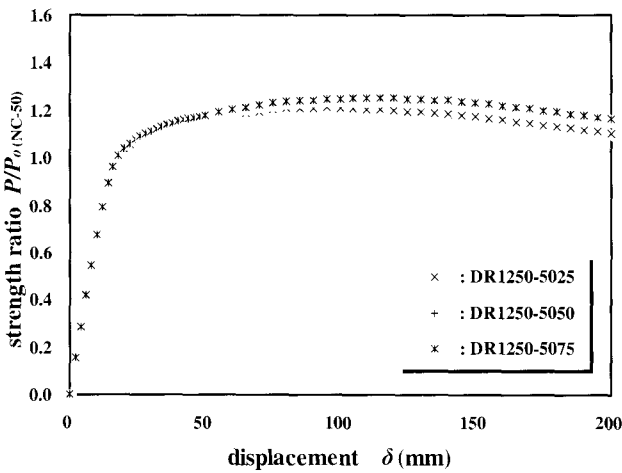


그림 15. 다이어프램 보강리브 폭 b_r 에 따른 강도($t_d = 12\text{mm}$)

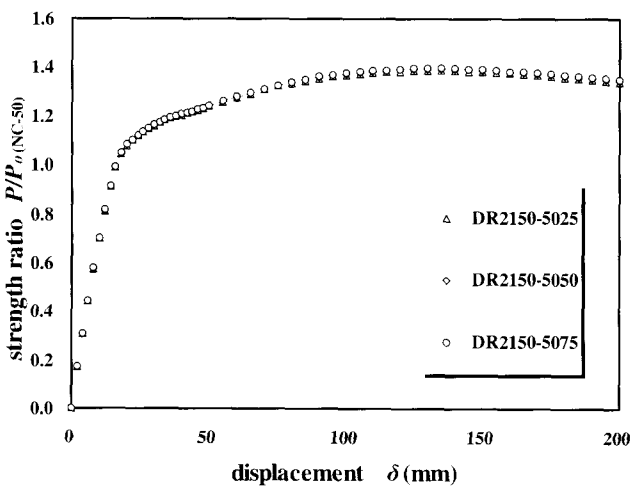


그림 16. 다이어프램 보강리브 폭 b_r 에 따른 강도($t_d = 21\text{mm}$)

그림 15는 다이어프램의 복부판 높이 D_b 를 반경 R 의 1/2로 고정하고 b_r/R 을 변화시킨 모델 중에서 다이어프램의 두께 t_d 가 하부플랜지의 두께 t_b 와 동일한 DR12 모델의 하중-변위 관계를 나타낸 것이다. b_r/R 의 증가에 따른 항복강도의 증

가는 거의 나타나지 않음을 볼 수 있다. DR12의 경우에는 b_r/R 이 0.75까지 증가하여도 맨홀이 설치되지 않은 DH12-50100 모델의 강도보다는 작은 강도(항복강도비가 1.0 미만)를 나타내게 된다. 즉, 보강리브의 설치에 의해 약간의 강도 상승은 기대할 수 있다. 그러나 보강리브의 폭 b_r 의 변화에 따른 강도 상승은 거의 나타나지 않고, 현재의 조건에서 아무리 큰 폭의 보강리브를 설치한다고 할지라도, 맨홀이 없는 접합부의 강도를 발휘하기 하기 어려울 것으로 판단된다.

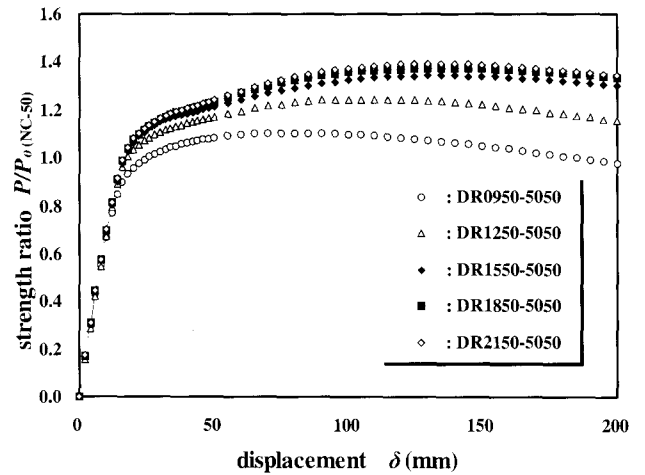


그림 17. 다이어프램 두께에 따른 강도비($D_b/R = 0.5$, $b_r/R = 0.5$)

그림 16은 DR12모델의 다이어프램 두께를 12mm에서 21mm로 증가시킨 모델인 DR21 모델의 하중-변위 관계를 나타낸 것이다. 전 모델이 맨홀이 설치되지 않은 모델(DH12-50100의 항복강도보다 큰 강도를 나타내지만 DR12 모델보다 b_r/R 의 증가에 따른 강도 증가는 거의 없다. 즉 다이어프램의 두께가 두꺼워지면 강도에 대한 보강리브 폭 b_r 영향성은 더욱 작아짐을 볼 수 있다. 그림 17은 DR 모델 중 D_b/R 이 0.5이고, b_r/R 또한 0.5인 모델의 강도비를 비교한 것이다. 다이어프램의 두께가 증가할수록 접합부의 강도상승이 b_r 을 증가시킬 때보다 현저히 크다. 즉 다이어프램의 강성을 증가시키기 위해서는 보강리브의 폭 b_r 의 증가 보다는 다이어프램의 두께 t_d 를 증가시키는 것이 보다 효율적인 것으로 판단된다.

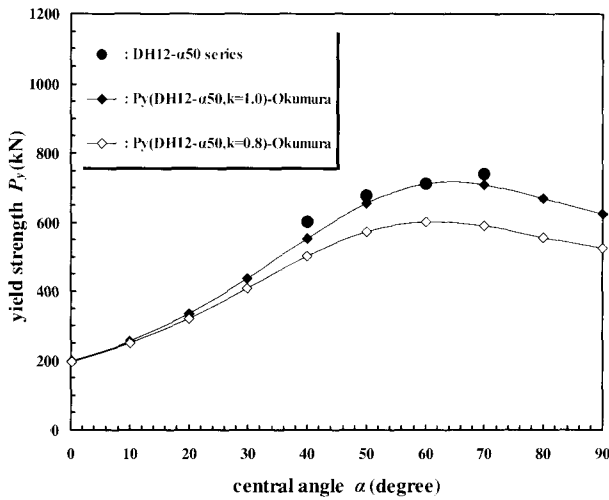


그림 18. k 값의 영향

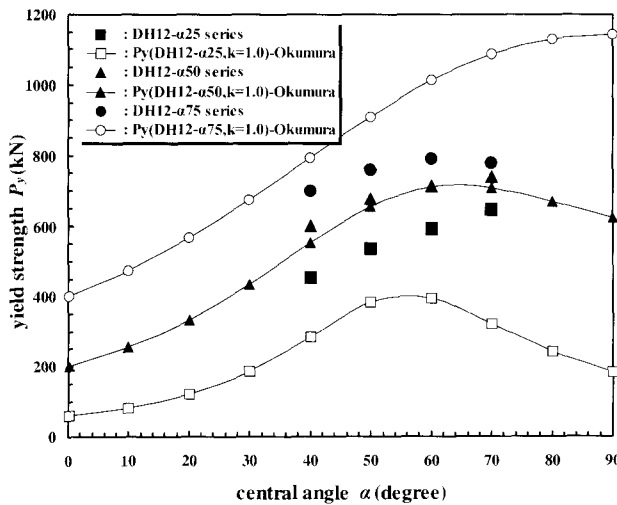


그림 19. 다이아프램 복부판 높이 D_b 의 영향

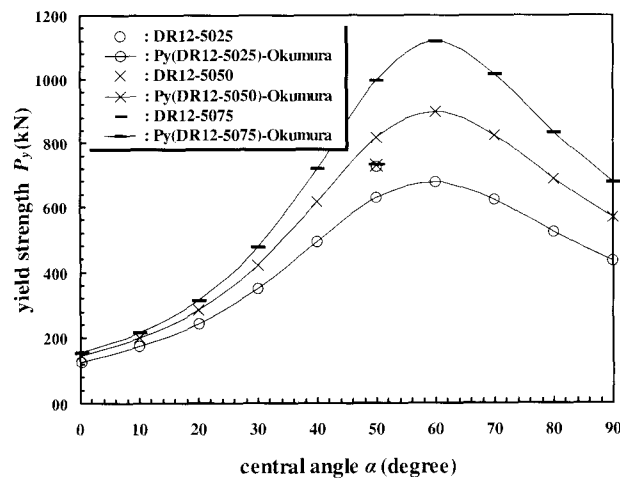


그림 20. 보강리브 폭 b 의 영향

5. 이론식과의 비교

5.1 다이아프램의 항복강도

다이아프램의 이론적인 항복강도는 2.1절의 Okumura의 응력 계산식의 응력항에 다이아프램의 항복강도 f_{dy} 를 대입하여, 보 하부플랜지의 집중력을 계산(中井 등, 1992)하고, 집합부의 재원을 이용하여 하중 P 의 항으로 정리함으로써 구해진다. 이때 응력의 계산위치는 실험(김영필 등, 2001)에서 나타난 다이아프램의 변형형상으로부터 결정하였다. 즉, 상자형보 복부판과 다이아프램이 만나는 점에서 국부변형이 가장 크게 발생하였으므로, 이를 고려하기 위하여 위험단면인 $\varphi = \alpha^\circ$ 인 점을 응력 계산점으로 하였다. Okumura의 응력계산식에는 전단지연응력을 고려하는 항인 식(5)의 k 변수가 존재한다(부록 참고). 그림 18은 집합각도의 변화에 따른 이론적인 항복강도를 나타낸 것이다. 이때 변수 k 의 크기에 따라 두 개의 이론적인 항복강도가 나타난다. k 가 1.0이면 상자형보 하부플랜지의 전단지연응력을 무시한 경우가 되며, 1.0 이하이면 전단지연응력이 고려된 경우이다. 여기서는 다이아프램의 형상을 보강리브가 존재하지 않는 DH12 모델중 D_b/R 이 0.5인 모델로 하였고, DH-a50 모델의 해석결과를 집합각도 α 에 따라 나타내었다. 그림 18에 나타낸 것과 같이 $k=1.0$ 인 경우 항복강도의 상한치를 나타내게 되며, 해석결과에 의한 항복강도와 비교적 근접한 항복강도를 나타낸다. 따라서 다이아프램의 항복강도의 산정에서는 전단지연응력을 무시하는 경우가 항복강도에 근접하게 된다. 즉, D_b/R 이 0.5이고, 전단지연을 무시할 경우, Okumura의 이론식은 해석결과와 유사한 값을 나타낼을 알 수 있다.

5.2 다이아프램의 복부판 높이 D_b 의 영향

그림 19는 DH12 모델의 다이아프램의 복부판 높이에 따른 이론 항복강도를 해석결과와 비교한 것이다. 이때 변수 k 는 5.1 절에서 서술한 것과 같이 1.0을 적용하였다. 그림 19와 같이 D_b/R 이 증가함에 따라 이론적인 항복강도가 현저히 증가함을 나타낸다. 따라서 Okumura의 제안식과 같이 다이아프램 복부판의 높이의 영향을 아치형 보의 휨강성에 포함시켜 계산하는 것은 다이아프램의 복부판 높이에 따른 강도의 영향을 적절히 고려하지 못하게 된다. 즉 Okumura가 제안한 곡선보의 휨강성은 다이아프램 복부판의 높이의 변화에 따라 중립축의 위치와 휨강성이 크게 변화하게 되므로, 다이아프램의 강성이 부정확하게 고려되는 단점이 있다. 따라서 다이아프램 형상에 대한 강성

을 적절히 고려할 수 있는 방법이 요구된다고 할 수 있다.

5.3 보강리브의 폭 b_r 의 영향

그림 20은 DR1250-5025, DR1250-5050, DR1250-75 75모델의 b_r/R 에 따른 이론적인 항복강도 P_y 와 해석결과를 비교한 것이다. b_r/R 이 0.25, 0.50, 0.75로 증가함에 따라 이론적인 항복강도 P_y 는 현저히 증가하게 되지만 해석결과는 거의 일정한 강도를 나타내고 있다. 또한 $b_r/R=0.50$ 인 경우의 이론적인 항복하중이 해석결과에 근접하게 된다. 이는 Okumura의 응력계산식의 다이아프램의 강성중 보강리브의 변화를 적절히 고려치 못함에 의한 것으로 판단된다. 결과적으로 해석결과에서는 보강리브의 폭 b_r 에 대한 접합부의 항복강도에 대한 영향은 비교적 적게 나타났으나 Okumura의 응력계산식은 보강리브의 폭 b_r 에 대한 항복강도의 변화폭이 현저히 크다. 이는 2.3절에서 서술한 바와 같이 이론식이 유도과정중 비합리적인 가정을 하여 유도되었기 때문인 것으로 판단된다. 즉, Okumura의 응력계산 방법은 다이아프램의 보강리브 단면을 횡강성에 고려함으로써 다이아프램의 강성을 과대평가 하게 됨을 확인할 수 있으며, 강도평가지 보강리브를 다이아프램의 강성에 포함시키지 않는 것이 합리적일 것으로 판단된다.

6. 다이아프램 설계식

Okumura에 의한 다이아프램의 응력계산은 그 계산과정에서 매우 복잡하고, 난해하며 적용이 쉽지 않은 단점이 있다. 또한 다이아프램 복부판과 보강리브의 강도에 대한 영향을 비합리적으로 평가하였기 때문에 설계식으로서 타당성이 매우 부족하다. 따라서 접합부 다이아프램에 대한 보다 쉽고 합리적인 설계식이 요구된다. 5장에서는 접합부의 강도에 영향을 미치는 변수가 다이아프램의 복부판 높이 D_b 와 두께 t_d 임을 서술하였다. 이 연구에서는 다이아프램의 강성을 합리적으로 고려하기 위해, D_b 와 두께 t_d 를 동시에 포함하는 변수인 원형기둥 축으로부터의 단면 2차 모멘트를 도입하기로 한다. 이때 맨홀이 설치되지 않은 접합부의 다이아프램 강성 I_d 와 맨홀이 설치된 다이아프램의 형상에 따른 강성 I 의 비를 I_d/I 으로 나타내기로 한다. 또한 다양한 다이아프램 형상을 가지는 접합부의 항복강도 P_o 와 맨홀이 설치되지 않은 접합부의 강도 $P_{(DH12-50100)}$ 의 비를 $P_o/P_{(DH12-50100)}$ 으로 나타내었다. 한편, 설계지침(阪神高速道路公團, 1985))에서의 접합각도 α 의 범위가 $45^\circ \sim 55^\circ$

임을 참고로 하여, 이 연구의 해석모델 중 접합각도 α 가 50° 인 모델의 해석결과를 정리하기로 한다.

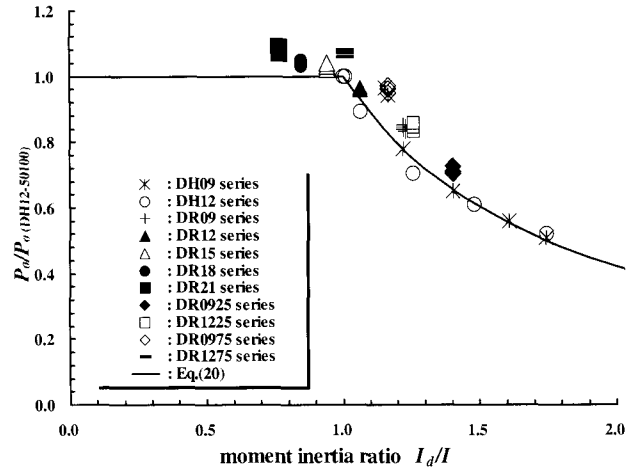


그림 21. 다이아프램의 강성비에 I_d/I 에 따른 강도비

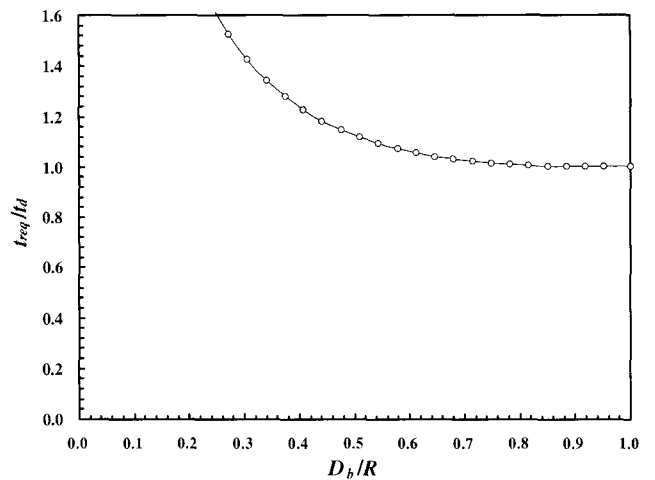


그림 22. 다이아프램의 복부판 높이-반경비에 따른 필요두께 t_{req}

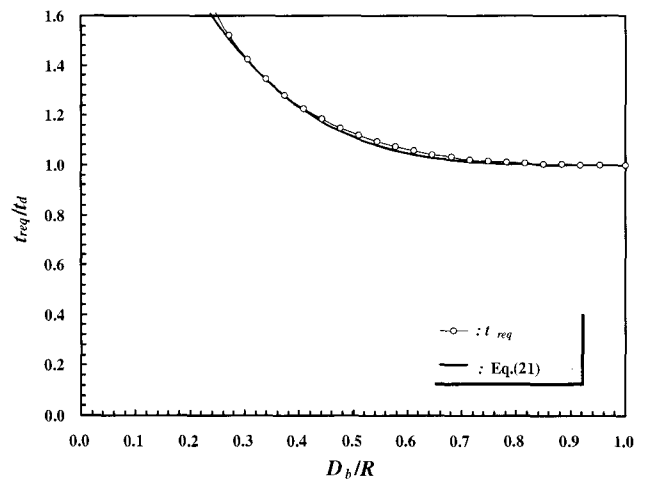


그림 23. 다이아프램의 복부판 높이-반경비에 따른 필요두께 t_{req}

접합각도 α 가 50° 인 모델의 해석결과를 단면2차모멘트비 I_d/I_a 와 항복하중비 $P_o/P_{o(DH12-50100)}$ 의 관계로 나타내면 그림 21과 같다. I_d/I_a 가 1.0이상인 경우 접합부의 강도는 급격히 감소하나 I_d/I_a 가 1.0이하인 경우에는 항복강도비 $P_o/P_{o(DH-50100)}$ 가 1.0이상의 강도를 나타내었다. 즉, I_d/I_a 가 1.0 이상인 경우는 DH12-50100 모델의 강도를 초과하여 발휘하게 됨을 의미한다. 그림 21로부터 다이아프램의 강성비를 이용한 항복강도비는 다음과 같은 관계식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{P_o}{P_{o(DH-50100)}} &= 1.0 && : I_d/I \leq 1.0 \\ &= \frac{1.0}{(I_d/I)^{1.25}} && : I_d/I > 1.0 \end{aligned} \quad (20)$$

즉, 강성비 I_d/I 이 1.0을 기준으로 강도비가 현저히 감소하므로 다이아프램의 항복이 선행되지 않기 위해 강성비는 $I_d/I \leq 1.0$ 이 되어야 하며, $I_d/I = 1.0$ 일 때 다이아프램의 필요두께 t_{req} 에 대한 수치 해를 구하여 원형기둥 다이아프램의 두께 t_d 로 무차원화하고, D_b/R 에 대해서 나타내면 그림 22와 같다. D_b/R 이 1.0일 때 t_{req}/t_d 는 1.0이며, D_b/R 이 0.5일 때 t_{req}/t_d 는 1.1의 값을 나타낸다. 또한 D_b/R 이 0.5이하가 되면 필요 다이아프램 두께비 t_{req}/t_d 가 급격히 증가하게 된다. 그러나 이러한 관계는 수치해에 의해 구해지는 값이므로 설계식으로 정리하기 위해 좀더 단순화 할 필요가 있다. 즉, D_b/R 와 t_{req}/t_d 의 관계를 방정식으로 나타내면, t_{req}/t_d 는 D_b/R 에 대한 4차식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{t_{req}}{t_d} \geq 1.8 \left(\frac{D_b}{R} - 1 \right)^4 + 1 \quad \frac{D_b}{R} \geq 0.25 \quad (21)$$

그림 23은 식(21)에 의한 결과와 그림 22의 수치해를 비교한 것이다. 두 값이 거의 일치하므로 식(21)을 그림 22를 대신하여 D_b/R 에 따른 t_{req}/t_d 의 관계식으로 사용할 수 있을 것으로 판단된다. 위식에서 D_b/R 의 범위를 제한한 것은 수치해에 의한 결과와 식(21)이 $D_b/R \leq 0.25$ 일 때 약간의 차이를 나타내며, 다이아프램의 복부판 높이가 $D_b/R \leq 0.25$ 보다 작게 설계되는 경우에는 다이아프램의 강성을 확보하기 위해 다이아프램 두께를 현저히 증가시켜야 하기 때문이다.

이때 상자형보의 하부플랜지가 접합부의 다이아프램 보다 항

복이 선행되기 위해서는 다음식과 같은 조건이 필요하게 된다.

$$t_d \geq t_{bf} \quad (22)$$

여기서 다이아프램 항복이 선행되지 않을 조건식인 식(22)를 고려하면, 식(21)로부터 다이아프램의 필요두께 t_{req} 는 다음과 같은 식으로 정리할 수 있다.

$$\frac{t_{req}}{t_{bf}} = 1.8 \cdot \left(\frac{D_b}{R} - 1 \right)^4 \quad (23)$$

즉, 다이아프램의 필요두께 t_{req} 는 보 하부플랜지의 두께 t_{bf} 와 D_b/R 에 대한 4차식으로 표현할 수 있으며, 식(23)으로부터 다이아프램의 복부판 높이 D_b 에 따른 다이아프램의 필요두께 t_{req} 를 계산해 낼 수 있게 된다. 이를 설계식 형태로 다시 표현하면 다음과 같다.

$$t_{req} = t_{bf} \cdot \left[1.8 \cdot \left(\frac{D_b}{R} - 1 \right)^4 + 1 \right] \quad (24)$$

식(24)는 접합부의 강도와 다이아프램의 강성을 고려한 다이아프램 필요두께 계산식이다. 식(24)를 원형기둥 다이아프램의 설계식으로 적용하게 되면, Okumura의 응력계산식에 의한 것보다 합리적이고 간편한 설계가 이루어 질 것으로 판단된다. 한편 식(24)를 대형구조물에 적용하기 위해서는 다이아프램의 복부판 두께를 상자형보의 하부플랜지 두께보다 두껍게 하여야 하며, 다이아프램의 구성판인 다이아프램 복부판과 보강리브의 폭두께비가 국부좌굴을 일으키지 않는 범위내에 있도록 하여야 한다.

7. 결론

이 연구는 강재라멘교각 접합부 다이아프램의 합리적인 설계법을 모색하기 위하여, 다이아프램에 대한 기존 설계기준을 검토하고, 접합부의 정적재하실험과 비선형 유한요소해석 결과를 정리하였다. 이를 통하여 원형기둥 다이아프램의 거동특성을 파악하고, 설계방법을 제안한 것이다. 이 연구의 주요결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 원형기둥 다이아프램의 이동량 l_d 이 증가함에 따라 접합부의 강도는 선형적으로 감소하며, l_d 가 원형기둥 다이아프램 두께의 2배가 되면 접합부의 강도는 약 20% 감소한다.

- (2) 상자형보의 하부플랜지와 동일한 두께의 다이아프램 복부판 높이 D_b 는 보강리브를 사용하지 않는 경우 적어도 기둥 반지름의 75% 이상을 확보하는 것이 접합부의 강도 확보에 필수조건임을 알 수 있었다.
- (3) 원형기둥 다이아프램의 보강리브 폭 b_r 의 변화에 의한 접합부의 강도 변화는 거의 나타나지 않았다.
- (4) 원형기둥 다이아프램의 복부판 두께 t_d 가 증가함에 따라 접합부의 강도는 증가함을 알 수 있었다.
- (5) 기존의 이론 강도식과 해석결과를 비교한 결과 이론식은 $D_b/R=0.5$ 인 경우에는 비교적 잘 일치 하였으나, 원형기둥 다이아프램의 복부판 높이 D_b 가 변화하게 되면 일치하지 않는 이론식의 문제점을 확인하였다.
- (6) 상자형보의 하부플랜지두께 t_{bf} 와 다이아프램의 복부판 높이 D_b 에 따른 다이아프램의 필요두께 t_{req} 의 산정식을 제안하였다.

감사의 글

이 논문은 2004학년도 인하대학교의 지원에 의하여 연구되었음.(INHA-31621)

참 고 문 헌

건설교통부 (2005). 도로교설계기준, 한국도로교통협회.
 김영필, 최원경, 황민오, 황원섭 (2001) 원형기둥-상자형보 접합부의 실험, 대한토목학회논문집, Vol.22, No.2-A, pp. 403-412.
 김영필, 황원섭 (2003) 강재라멘교각 접합부의 전단지연응력 평가법, 대한토목학회논문집, Vol.23, No.1-A, pp. 95-101.
 황원섭, 박용명, 최원경, 김영필 (2002) 비충전 및 충전 원형기둥-상자형보 접합부의 응력분포특성, 한국강구조학회논문집, Vol.14, No.3, pp.433-441.
 奥村敏恵, 石澤成夫 (1968) 薄板構造ラーメン隅角部の應力計算について, 日本土木學會論文集, No.153, pp.1-17.
 名古屋高速道路公社 (1984) 鋼構造物設計基準, pp.310-588.
 阪神高速道路公團 (1985) 設計基準 第二部 構造物設計基準(橋梁編), pp.188-194.
 中井 博, 酒造敏廣 (1992) せん断遅れ現象を考慮した鋼製ラーメン隅角部の限界状態設計法について, 日本土木學會論文集, No.455, pp.95-104.
 河井章好, 古川紀, 林秀侃 (1979) 鋼製ラーメン橋脚の設計と解

説, 理工圖書.

西村宜男 (1997) 鋼材の繰り返塑性履歴構成式の高精度化と有限要素法への導入に関する研究, 大阪大學 研究結果報告書.
 Beedle, L.S., Topractsoglou, A.A., and Jonhston, B.G. (1951) Connection for welded continuous portal frames, *Welding Journal*, Vol.30, pp.354s-384s.
 Hwang, W.S., Kim, Y.P., and Park, Y.M. (2004) Evaluation of Shear Lag Parameters for Beam-to-Column Connections in Steel Piers, *Structural Engineering and Mechanics*, Vol.17, No.5, pp.691-706.
 Nishimura, N., Ikeuchi, T., and Taniguchi, N. (1998) Numerical Simulation on Damage to Pipe Piers in Hyogoken-Nanbu Earthquake, *Engineering Structures*, Vol.20, No.4-6, pp.291-299.
 Osaka Univ. (1997) *CYNAS User's Guide*.
 Ugalur, A.C. and Fenster, S.K. (1995) *Advanced Strength and Applied Elasticity Third Edition*, 1995, PTR.

부록. SYMBOLS

- f_o : 외측 연단응력 , f_i : 내측 연단응력
- v : 다이아프램의 전단응력 , T_ϕ : 임의 점에서의 압축력
- M_ϕ : 임의 점에서의 휨모멘트 , Q_ϕ : 임의 점에서의 전단력
- $A_r = b_r t_r + t_d d_d + b_3 t_c$, $e = R' - r$
- $A_d = t_d d_d$, $k = (2f_{ib} - f_{sb}) / 2f_{ib}$
- $b_3 = t_d + 1.56\sqrt{Rt_c}$, $\lambda = R/R' \approx j/R'$
- T_o : 부정정 축압축력 , M_o : 부정정 휨모멘트
- $r = A_r \left[b_r \log_e \frac{d}{a} + t_d \log_e \frac{g}{d} + b_3 \log_e \frac{j}{g} \right]$
- R_o : 원형기둥의 최외측 반경(mm)
- t_{bf} : 상자형보의 하부플랜지두께(mm)
- t_d : 다이아프램의 복부판 두께(mm)
- t_r : 다이아프램 보강리브의 두께(mm)
- t_{req} : 다이아프램의 필요두께
- b_r : 다이아프램의 보강리브 폭(mm)
- d_d : 다이아프램의 복부판의 순높이(mm)
- I_d : 원형기둥축에 대한 다이아프램의 단면2차 모멘트 (맨홀이 설치되지 않은 다이아프램의 단면2차 모멘트)
- I : 원형기둥 축으로부터의 단면2차모멘트 (맨홀이 설치된 다이아프램의 단면2차 모멘트, 이때 보강리브 단면을 무시한다.)
 (접수일자 : 2005. 12. 13 / 심사일 2005. 12. 22 / 심사완료일 2006. 3. 31)