한국전산구조공학회
2003년도 가을 학술발표회 논문집

원형기둥-상자형보 접합부의 응력평가식 개발

Development of Stress Evaluation Equation of Circular Column-Box Beam Connections

이주혁* 김정환** 박용명***
Lee, Ju Hyuk Kim, Jung Hwan Park, Yong Myung

ABSTRACT

This study presents the stress evaluation equations of circular column-box beam connection in steel frame piers. FEM analysis were carried out for circular column-box beam connection. Analysis models were made for design parameters such as joint angle, span length-width ratio(L/B), sectional-area ratio($S=A_w/A_f$), and circular column-box beam stiffness ratio(Ic/Ib). Analysis results were compared to the existing equation. Based on analysis results the stress evaluation equations of circular column-box beam connection are proposed by regression analysis.

1. 서 론

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. 강재교각의 도입을 위해서는 합리적인 설계법의 수립이 필요하다고 할 수 있으며, 특히 접합부에서 큰 단면력이 작용할 가능성이 있는 영역의 거동특성에 대해 검토하는 것이 중요하다고 할 수 있다. 접합부의 응력평가에 관한 대표적인 연구로서는 Okumura(奥村) 의 연구를 들 수 있다. 여기서는 기둥과 보가 서로 교차하는 패널부(panel zone)에서의 전단응력 평가방법과 전단지연(shear lag) 현상을 고려한 보 플랜지에서의 수직응력 평가 방법 등을 제안하고 있다. 원형기둥-상자형보 접합부의 응력을 산정하는데 있어서는 원형기둥을 상자형단면으로 치환하여 접합부에 작용하는 집중력을 구하도록 하고 있다. 그러나 원형기둥에 대한 상자형보 복부판의 접합각도가 증가할수록 플랜지에 작용하는 집중력이 증가하여 패널부에서의 전단응력과 보 플랜지에서의 전단지연응력이 과도하게 평가되는 문제점이 있으며, 원형기둥 접합부의 응력분포특성을 적절히 반영치 못하고 있다.

* 부산대학교 토목공학과 석사과정
** 부산대학교 토목공학과 석사과정
*** 정회원, 부산대학교 토목공학과 조교수

따라서 본 연구에서는 원형기둥과 상자형보의 수직응력과 패널부의 전단응력 분포특성을 파악하고, 기존식과의 비교를 통해 기존식을 보완 할 수 있는 응력평가식을 제안하고자 한다.

2. 기존 설계식의 분석

2.1 매개변수 해석

현재 적용되고 있는 Okumura의 설계식의 타당성을 검토하기 위하여 그림1에서 다음의 매개변수를 고려한 전산해석을 수행하였다.

① 전단지간/보의 폭 : $L/B = 1, 2, 3, 4, 5, 6$

② 접합각도 : $\alpha = 45^{\circ}, 50^{\circ}, 55^{\circ}, 60^{\circ}$

③ 기둥의 휨강성/보의 휨강성 비 : $k = I_c/I_b = 0.75,\ 1.5$

④ 복부판면적/플랜지면적 비 : $S = A_w/A_f = 0.5, 1.0, 1.5$

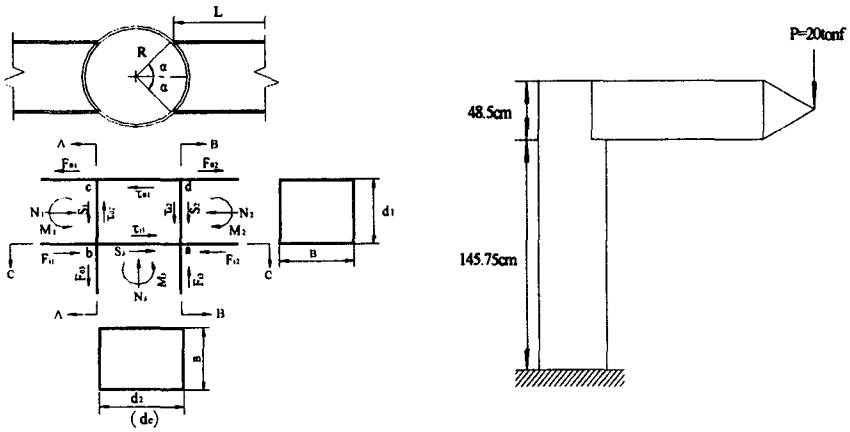

그림.1 원형기둥 접합부와 모델링의 예

전산해석 프로그램 (LUSAS)을 통해 구한 결과와 기존의 Okumura식을 통해 구한 결과를 <표1>에서처럼 비교하여 다음과 같은 결과를 도출할 수 있었다.

표.1 기존 설계식과 전산해석 결과의 비교(단위 : kgf/㎠)

(a) $k = I_C/I_B = 0.75$ ($S = 1.0$)

L/B	α	σ-beam			σ-col.			τ-panel		
		Okumura	전산해석	Oku/전산	Okumura	전산해석	Oku/전산	Okumura	전산해석	Oku/전산
L/B=2	45°	852.79	1085.50	0.79	1200.18	1316.00	0.91	560.29	554.90	1.01
	50°	860.62	1049.50	0.82	1157.08	1179.00	0.98	616.73	555.40	1.11
	55°	867.73	1002.00	0.87	1119.64	1109.00	1.01	691.21	559.00	1.24
	60°	873.31	931.75	0.94	1087.33	1079.00	1.01	793.06	559.00	1.42
L/B=5	45°	2082.31	2682.50	0.78	2463.89	2525.00	0.98	1400.72	1323.00	1.06
	50°	2106.42	2580.00	0.82	2422.88	2485.00	0.98	1541.83	1360.00	1.13
	55°	2129.00	2442.50	0.87	2386.71	2454.00	0.97	1728.02	1390.00	1.24
	60°	2148.12	2260.00	0.95	2355.50	2428.00	0.97	1982.64	1411.00	1.41

(b) $k = I_C / I_B = 1.5$ ($S = 1.0$)

L/B	α	σ-beam			σ-col.			τ-panel		
		Okumura	전산해석	Oku/전산	Okumura	전산해석	Oku/전산	Okumura	전산해석	Oku/전산
L/B=2	45°	852.79	965.00	0.88	558.83	561.00	1.00	257.73	251.31	1.03
	50°	860.62	932.25	0.92	582.21	576.00	1.01	306.82	277.30	1.11
	55°	867.73	857.75	1.02	517.48	511.00	1.01	314.92	254.30	1.24
	60°	873.31	800.50	1.09	550.33	538.00	1.02	396.31	277.00	1.43
L/B=5	45°	2082.31	2332.50	0.89	1148.23	1192.50	0.96	644.33	660.08	0.98
	50°	2106.42	2240.00	0.94	1220.09	1255.00	0.97	767.06	720.60	1.06
	55°	2129.00	2035.00	1.05	1104.15	1140.00	0.97	787.31	670.70	1.17
	60°	2148.12	1890.00	1.14	1194.19	1250.00	0.96	990.77	733.00	1.35

2.2 응력의 분석

1) 플랜지 응력

<표1>로부터 기존 설계식은 다음의 문제점을 가진다.

- 기둥의 강성이 약해질수록 플랜지응력은 증가하나, 기존 설계식에서는 이를 고려하지 못한다.
- 기존 설계식은 접합각도 α가 감소함에 따라 플랜지 응력을 과소평가한다.

2) 기둥 응력

기둥의 연직응력은 일반 보응력 산정식인 식(1)로 적절히 평가할 수 있다.

$$\sigma = \frac{M \cdot y}{I_x} + \frac{N}{A_c} \qquad (1)$$

여기서, σ : 축방향응력 (kgf/cm^2)
M : 기둥에 작용하는 휨모멘트 ($kgf \cdot cm$)
y : 축중심으로부터의 거리 (cm)
I_x : 단면 2차모멘트(cm^4)
N : 기둥에 작용하는 축방향력 (kgf)
A_c : 단면적(cm^2)

3) 패널부 전단응력

<표1>로부터 패널부 전단응력은 접합각도가 증가할수록 과대평가한다.

3. 접합부 응력평가식의 제안

3.1 플랜지 연직응력 검토식

2.1절에서 기술한 매개변수를 고려한 매개변수해석으로부터 플랜지는 응력집중 정도가 큰 하부플랜지를 고려하였다. 그림2로부터 원형기둥~상자형보 접합부의 유효폭은 도로교설계기준(2000)에서 적용하고 있는 유효폭에 비해 월등히 작게 평가됨을 알 수 있다. 또한, 접합각도가 증가할수록 유효폭은 다소간 증가한다.

한편, 모든 매개변수를 포함한 유효폭 산정 결과는 <표2>와 같다. 이 표로부터 기둥의 강성비가 증가할수록, S 변수가 증가할수록 그리고 접합각도가 증가할수록 유효폭은 증가함을 알 수 있다. 이상의 매개변수해석 결과를 토대로 회귀분석에 의해 플랜지 유효폭을 다음 식으로 산정하기로 한다.

$$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{c_1 \times (\frac{L}{B/2}) - 0.83\sqrt{\frac{6S+18}{6S+3}} + 2.409\sqrt{\frac{6S+18}{6S+3}}(\frac{1}{S+3})}{c_2 \times (\frac{L}{B/2}) + 2.409\sqrt{\frac{6S+18}{6S+3}}(\frac{1}{S+3})} \quad (2)$$

식 (2)에서 계수 c_1, c_2 는 회귀분석으로부터 결정한 계수로서 <표3>에 제시한 바와 같다.

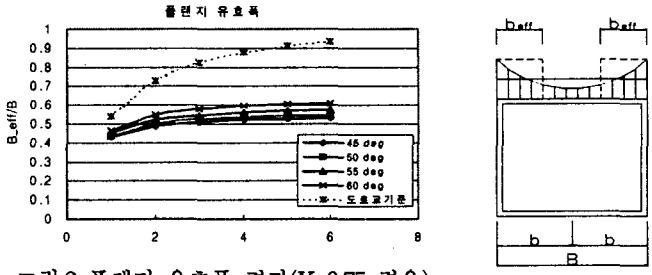

그림.2 플랜지 유효폭 결과(K=0.75 경우)

표.2 플랜지 유효폭 산정 결과

(a) $I_c/I_b = 0.75$

α	S	L/B =1	2	3	4	5	6
45	0.5	0.408	0.471	0.492	0.504	0.510	0.516
	1.0	0.428	0.489	0.508	0.520	0.526	0.532
	1.5	0.447	0.506	0.523	0.535	0.541	0.546
50	0.5	0.416	0.483	0.508	0.515	0.528	0.529
	1.0	0.436	0.499	0.525	0.530	0.543	0.543
	1.5	0.455	0.516	0.539	0.544	0.558	0.557
55	0.5	0.432	0.505	0.532	0.548	0.556	0.561
	1.0	0.450	0.520	0.546	0.560	0.568	0.574
	1.5	0.470	0.535	0.560	0.575	0.581	0.587
60	0.5	0.451	0.537	0.570	0.588	0.597	0.603
	1.0	0.467	0.550	0.581	0.596	0.606	0.610
	1.5	0.485	0.563	0.594	0.607	0.616	0.621

(b) $I_c/I_b = 1.5$

α	S	L/B= 1	2	3	4	5	6
45	0.5	0.437	0.513	0.538	0.553	0.561	0.568
	1.0	0.456	0.531	0.558	0.572	0.581	0.587
	1.5	0.472	0.544	0.570	0.585	0.593	0.601
50	0.5	0.453	0.539	0.571	0.584	0.598	0.602
	1.0	0.464	0.544	0.576	0.586	0.602	0.605
	1.5	0.479	0.556	0.587	0.598	0.612	0.615
55	0.5	0.470	0.565	0.602	0.622	0.632	0.642
	1.0	0.489	0.583	0.622	0.641	0.653	0.661
	1.5	0.502	0.593	0.628	0.648	0.660	0.667
60	0.5	0.498	0.614	0.658	0.684	0.698	0.709
	1.0	0.506	0.618	0.661	0.683	0.698	0.706
	1.5	0.519	0.625	0.666	0.687	0.700	0.708

표.3 플랜지 유효폭 결정을 위한 계수 c_1 및 c_2

α	c_1		c_2	
	$I_c/I_b = 0.75$	$I_c/I_b = 1.5$	$I_c/I_b = 0.75$	$I_c/I_b = 1.5$
45	1.55	1.49	2.80	2.43
50	1.60	1.51	2.80	2.40
55	1.55	1.45	2.60	2.10
60	1.40	1.20	2.15	1.60

한편, 복부판에 발생하는 보의 축방향 연직응력의 분포는 그림3에 보인 바와 같다. 본 그림으로부터 원형 기둥-보 접합부에서 복부판에서의 연직응력 분포는 일반 중공 상자형보에서와는 달리 플랜지 인접부에서 집중적으로 응력을 부담하는 것을 알 수 있다. 따라서 전산해석 결과를 이용하여 복부판의 유효높이를 산정하였고 이로부터 결정된 유효높이는 <표4>에 보인 바와 같다.

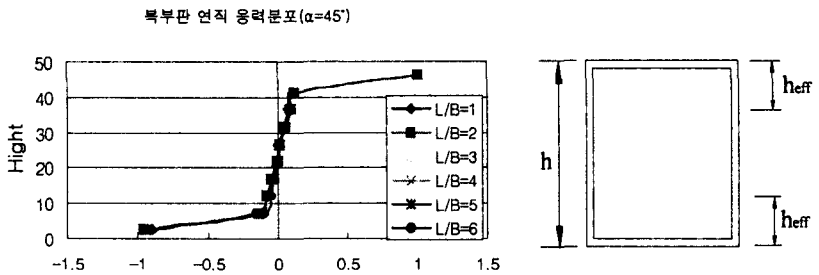

그림.3 복부판 높이에 따른 연직응력 분포

표.4 복부판 유효높이비($h_{eff}/(h/2)$)

I_C/I_B	α \ L/B	1	2	3	4	5	6
0.75	45°	0.119	0.086	0.074	0.069	0.065	0.063
	50°	0.127	0.095	0.080	0.072	0.071	0.067
	55°	0.148	0.103	0.089	0.083	0.080	0.076
	60°	0.172	0.121	0.106	0.098	0.093	0.089
1.5	45°	0.143	0.115	0.104	0.100	0.094	0.093
	50°	0.155	0.126	0.111	0.102	0.101	0.097
	55°	0.194	0.150	0.135	0.129	0.124	0.121
	60°	0.232	0.174	0.157	0.148	0.142	0.137

이상으로부터 플랜지 유효폭과 복부판의 유효높이를 고려하여 유효 단면2차모멘트 I_{eff}를 계산하고 다음 식으로부터 보의 축방향 연직응력을 계산한다.

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M}{I_{eff}} \cdot y \qquad (3)$$

여기서, $I_{eff} = I_{eff}^{flg} + I_{eff}^{web}$

3.2 패널부 전단응력 검토식

패널부의 전단응력 검토식은 그림.1에서 다음 형태의 기존 설계식을 적용하기로 한다.

$$\tau_{01} = \frac{F_{02}-F_{01}}{2\times d_2\times t} < \overline{\tau_a} = 0.45\sigma_a$$

$$\tau_{i1} = \frac{F_{i2}-F_{i1}-S_3}{2\times d_2\times t} < \overline{\tau_a} = 0.45\sigma_a \qquad (4)$$

$$\tau_{02} = \frac{S_1+F_{03}}{2\times d_1\times t} < \overline{\tau_a} = 0.45\sigma_a$$

$$\tau_{i2} = \frac{F_{i3}-S_2}{2\times d_1\times t} < \overline{\tau_a} = 0.45\sigma_a$$

그러나, <표1>에 보인 바와 같이 기존 식은 접합각도가 증가함에 따라 패널부의 전단응력을 과다하게 평가하는 것을 감안하여 원형기둥의 등가 사각형 패널폭 d_e는 다음 식으로 계산하는 것으로 한다.

$$d_e = (0.85-\frac{\alpha}{300})\times d_{col.} \quad (\alpha : \text{degree}) \qquad (5)$$

3.3 기둥 연직응력 검토식

매개변수해석으로부터 적절한 강성을 갖는 다이아프램이 설치되는 경우 일반보 이론에 의한 응력 평가가 적절함을 <표1>로부터 인정된다. 따라서 기둥의 연직응력 평가는 식(1)에 의하는 것으로 한다.

한편, 보 플랜지로부터 기둥에 가해지는 플랜지 집중력에 대응하기 위해 원형 기둥 내부에 설치되는 다이아프램은 충분한 강성을 가져야 한다. 다이아프램의 제원은 참고문헌 4에 따른 조건으로 한다.

3.4 T-형 접합부에 대한 분석

앞에서 구한 응력 평가식은 ㄱ형을 이용하여 구하였다. 그리고 T형에서도 적용될 수 있는지 알아보았다. 설계식의 타당성을 검토하기 위하여 다음의 매개변수를 고려하여 각 case별로 전산해석을 수행하였다.

① 전단지간/보의 폭 : $L/B = 1, 3, 6$

② 접합각도 : $\alpha = 45^o, 60^o$

③ 기둥의 휨강성/보의 휨강성 비 : $k = I_c/I_b = 0.75,\ 1.5$

④ 복부판면적/플랜지면적 비 : $S = A_w/A_f = 1.0$

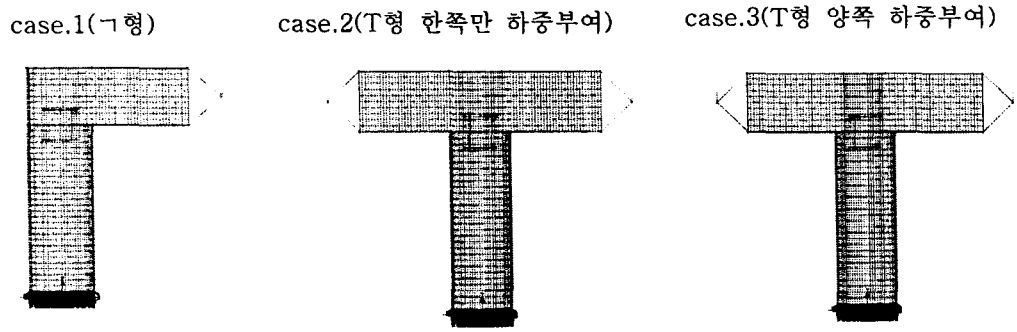

그림.5 모양과 하중에 따른 각각의 모델링

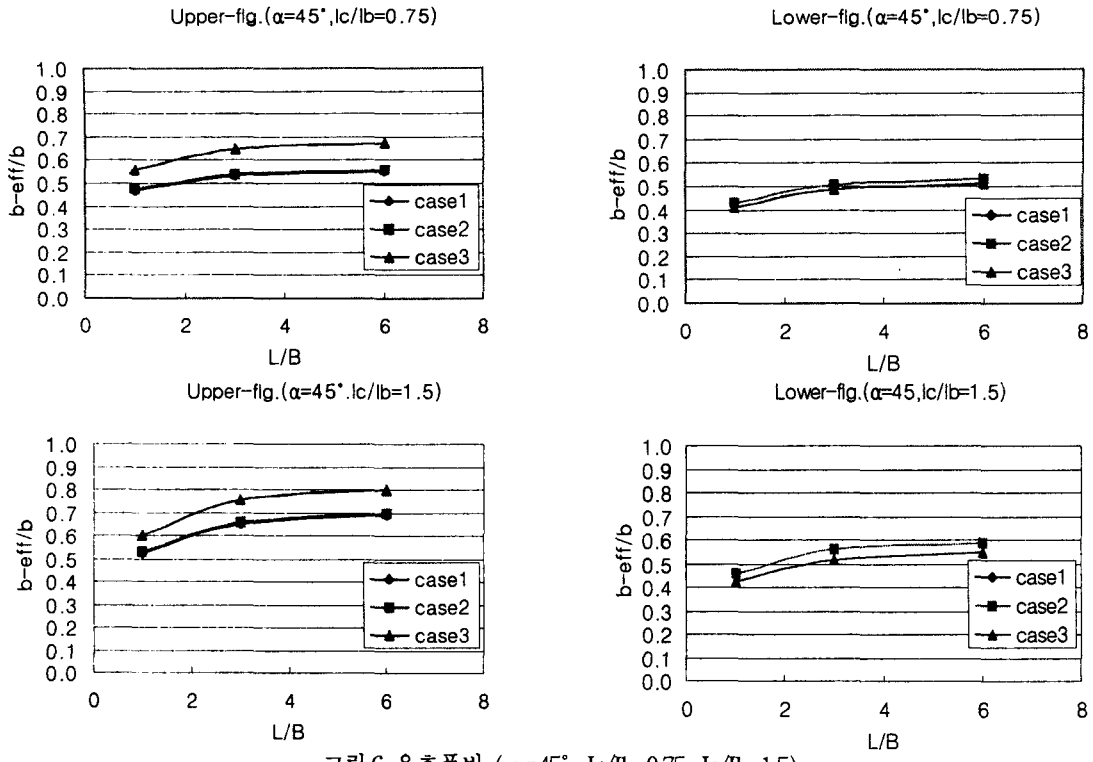

그림.6 유효폭비 (α =45° ,Ic/Ib=0.75 ,Ic/Ib=1.5)

그림6에서 나와 있듯이 case.2는 case.1과 거의 유사한 유효폭비를 가지고 있고, case.3은 upper-flg.에서는 case.1과 case.2에 비해 크고, lower-flg.는 작게 평가되었다. upper-flg.와 lower-flg.를 종합해보면 case.3의 플랜지 유효폭이 case.1, case.2에 비해 커지므로 식(3)의 유효단면2차모멘트 평가식을 적용할 경우 ㄱ-형이 T-형보다 안전측이라는 판단을 할 수 있었다.

4. 극한내하력 해석

허용응력 한계치 대비 극한 내하력의 안전성을 검토하기 위해 재료 및 기하 비선형 해석을 수행하였다. 그림 7은 α =45° ,Ic/Ib=0.75, L/B=3의 p-δ 선도 이다.

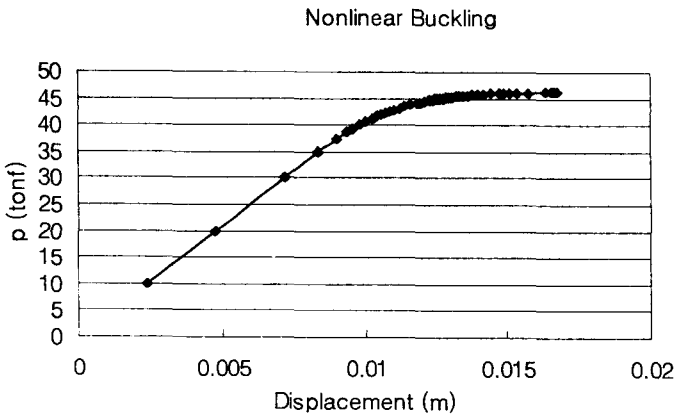

그림 7. p-δ 선도(α =50° ,Ic/Ib=0.75, L/B=3)

표.5 허용응력 한계치-극한 내하력비

(α=50° ,Ic/Ib=0.75,)

L/B	Pa(kgf)	Pu(kgf)	λ
1	51446.90	107600	2.09
3	17948.72	46000	2.56
6	8967.17	23800	2.65

허용응력 한계치에 대한 안전율은 보통1.7로 하고 있으며, 본 연구에서는 <표5>에서처럼 1.7이상의 안전율을 보임으로 본 연구에서 개발한 응력 평가식을 적절히 적용할 수 있으리라 판단된다.

5. 결 론

유한요소해석(LUSAS) 결과를 이용하여 회귀분석을 통해 원형기둥-상자형보의 접합부에 대한 응력평가식을 제안하였다. 그 결과로 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 기존의 설계식에서 플랜지 응력은 강성이 약해질수록, 접합각도가 감소할수록 과소평가 하였다. 이에 식(2)와 <표3>,<표4>를 이용하여 식(3)으로 계산할 수 있었다.
2) 기둥 응력은 식(1)의 일반보응력 산정식으로 적절히 평가가능 하였다.
3) 기존의 설계식에서 패널부의 응력은 접합각도가 증가할수록 과대평가되었다. 이에 식(4)와 식(5)를 이용하여 계산할 수 있었다.
4) 본 연구에서 행한 적용모델은 ㄱ-형이었고, T-형과 비교한 결과 ㄱ-형이 안전측이라는 판단을 할 수 있었다.
5) 비선형 해석을 통해 허용응력 한계치에 대한 안전율을 구하고 안전성을 확보하였다.

6. 감사의 글

본 연구는 건설교통부 지원과제 "승용차 전용 조립식 고가도로 건설기술 개발" (과제코드 C102A2000005-02A0200-00510)의 일부로서 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고 문헌

1. 河井章好, 吉川紀, 林秀侃, "鋼製ラーメン橋脚の設計と解說", 理工図書, 1979, pp81~103, 218~227
2. 김영필, 황원섭, 황민오, "원형기둥 접합부 강도에 관한 접합각도와 다이아프램의 영향" 한국강구조학회 학술발표논문집, 2003, pp263~270
3. 건설교통부, 도로교설계기준, 한국도로교통협회, 2000.
4. 건설교통부, 강도로교 상세부 설계지침, 1997
5. 김영필, 황원섭, "상자형단면 접합부의 전단지연 파라메타 산정식", 대한토목학회논문집, 2002, pp38~41
6. 황원섭, 박용명, 최원경, 김영필, "비충전 및 충전 원형기둥-상자형보 접합부의 응력분포특성", 한국강구조학회논문집 제14권 3호, 2002, pp432~441
7. 西村宣男, 황원섭, 경갑수, "隅角部의 設計", 한국강구조학회지, 제8권 2호, 1996, pp59~70
8. Shin Toh Chang, Fang Zhen Zheng, "Negative Shear Lag in Cantilever Box Girder with Constant Depth", Journal of Structural Engineering, Vol.113, No.1, pp20~35
9. 方明錫, "鋼橋설계의 기초" 도서출판 건설도서, 1999, pp117~157