

수직등분포하중을 받는 신형식단면 원형아치리브의 비선형 면내좌굴강도에 대한 해석연구

박종섭^{1*}, 강성용²

¹상명대학교 건설시스템공학과, ²상명대학교 일반대학원 시설공학과

A Numerical Study on Inplane Nonlinear Buckling Strengths of New Arches Subjected to Uniformly Distributed Loading

Jong-Sup Park^{1*} and Sung-Young Kang²

¹Department of Civil Engineering, Sangmyung University

²Department of Infrastructural Engineering, Sangmyung University

요 약 본 논문에서는 신형식 TO단면이 사용된 양단고정 또는 양단힌지 경계조건을 가지는 원형 강재아치의 비탄성 좌굴에 관한 연구를 수행하였다. 아치의 초기변형과 잔류응력을 고려한 비탄성 유한요소해석을 실시하기 위하여 3차원 유한요소해석 프로그램 ABAQUS가 사용되었다. 기존 연구결과와 유한요소해석결과 비교로부터 새로운 좌굴강도 산정식의 필요성을 확인 할 수 있었으며, 신형식단면 아치구조물의 임계좌굴하중을 간편하게 산정할 수 있는 새로운 좌굴계수식이 세장비 및 경계조건에 따라 제안되었다. 본 연구에서 제안하고 있는 간편 설계식을 이용하여 수직등분포하중을 받는 새로운 TO단면 강재아치의 임계좌굴하중을 합리적으로 산정할 수 있으며, 비대칭하중 및 강합성 아치교량 임계좌굴하중 산정에도 응용될 수 있을 것이다.

Abstract This paper investigates the characteristics of buckling loads for steel arches with new type cross section which is consisted of T-section and pipe-section. A general purpose finite-element program ABAQUS was used to evaluate the inelastic buckling strengths of the arches which included the influence of the geometric and material nonlinearity. According to the comparisons between earlier studies and results from finite-element analyses, new design equations should be developed for the new arches. New buckling factors were developed to consider influence of rise-to-span ratio and boundary conditions. It is found that the presented factors are sufficiently accurate to predict the inplane buckling loads of new type section steel arches subjected to uniformly distributed loading. The proposed equations can be used to investigate new type steel arches subjected to unsymmetrical loading and composited arches.

Key Words : Arch, New type section, Inplane bucking strength, Inelastic analysis

1. 서론

압축력에 대한 효과적인 지지력을 보이는 아치(Arch)는 교량과 같은 구조물에 널리 사용되고 있으며, 이러한 아치에 대해 많은 연구자들이 연구를 진행하였다. 그러나 곡선교 특성을 보이는 아치구조물의 좌굴강도 정해(Exact solution)를 구하는 것은 매우 어려워 최근 유한요

소해석 또는 실험을 통하여 근사해를 개발·제안하고 있다.

Timoshenko와 Gere[1]와 Austin[2]은 탄성 면내좌굴이 고려된 아치에 대하여 연구를 진행하였다. 이 연구들은 전좌굴변위(Prebuckling deformation)의 아치 기하비선형 특성이 고려되지 않는 선형거동을 보이는 깊은 아치에 대해서 연구를 수행하였다. Austin과 Ross[3]은 유사기하

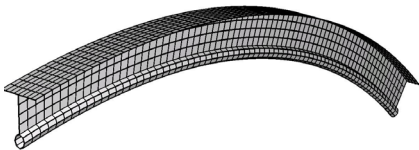
*교신저자 : 박종섭(jonpark@smu.ac.kr)

비선형 해석을 이용하여 원형 탄성아치와 포물선 탄성아치에 대하여 아치 리브를 따라 작용하는 수직등분포하중과 아치크라운에 작용하는 집중하중에 관한 연구를 수행하여 전 좌굴 변위가 고려된 좌굴계수를 제안하였다.

Pi와 Trahair[4]는 비선형 유한요소해석을 실시하여 I형 단면 원형아치의 비탄성 면내좌굴강도에 관하여 연구를 수행하였으며, 다양한 하중에 대하여 아치의 잔류응력(Residual stress)과 아치 리브의 초기변형(Initial crookedness)의 영향에 관하여 연구를 수행하였다. Bradford 등[5]은 아치 중앙에 집중하중을 받는 대칭단면 탄성아치의 약식해를 유도하였으며, 제안식의 적절성을 기하비선형해석 결과를 활용하여 검증하였다. Wei 등[6]은 원형단면 아치의 전 좌굴 변위와 초기변형이 고려된 비선형 유한요소 해석 결과를 이용하여 압축력 및 모멘트하중이 작용하는 고정지점 포물선아치의 면내 좌굴강도를 보-기둥이론(Beam-column theory)을 이용하여 계산식을 제안하였다.

국내에서는 김연태 등[7]이 동적하중 재하 시 낮은 아치의 동적 비선형거동 특성을 분석하여 임계좌굴하중을 제안한 바 있으며, 박용명 등[8]은 구조실험과 매개변수 해석을 수행하여 원형단면 강관을 수직 브레이스로 연결한 복합트러스형식의 원형단면 아치리브의 면내좌굴강도 및 극한강도에 관하여 연구를 수행하였다. 문지호 등[9]은 기하비선형해석을 통하여 대칭하중을 받는 정사각형 및 I형 단면 포물선아치에 대하여 탄성 면내좌굴강도 및 기하비선형성이 고려된 좌굴계수를 제안한 바 있다.

본 연구에서는 지중아치구조형식을 활용하여 기존 도로에 아치교량을 교차 설치함으로써 생태교량의 역할과 고속도로 상부 공원을 통한 도심 녹지 공간 확보를 목적으로 하며, 생태아치교량 하부 차량운전자의 쾌적성과 심미성을 확대하고자 T형 단면과 Pipe단면이 결합(TO형 단면)한 그림 1과 같은 복합단면 아치의 면내좌굴강도를 평가할 수 있는 간편식을 유한요소해석결과를 토대로 제안하고자 한다.

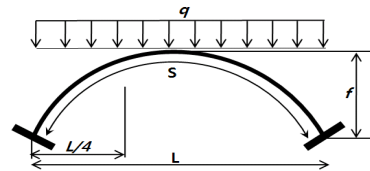


[그림 1] 신형식(TO형)단면 아치 거더
[Fig. 1] New type(TO) arch girder

2. 환산 기둥 좌굴 계수

원형아치에 그림 2와 같은 수직등분포하중이 가력되

는 경우 아치경간 1/2지점의 대칭좌굴형상은 압축력을 받는 기둥의 좌굴형상과 매우 유사하다. 따라서 아치의 면내좌굴강도를 환산 기둥좌굴강도로 간략화하여 강도를 평가할 수 있다. 그림 2는 본 연구에 적용된 원형아치의 기하 및 하중조건을 나타낸 것이다. S는 아치리브의 길이, L은 아치의 경간, f는 아치의 높이를 나타낸다.



[그림 2] 원형아치의 기하 및 하중조건
[Fig. 2] Geometry and loading condition of circular arch

그림 2와 같이 수직등분포하중(q)을 받는 원형아치의 경간 1/4지점에서 발생하는 축력($N_{1/4}$)의 관계식은 다음과 같다(Wei 등[6]).

$$q = \frac{N_{1/4}}{L} \frac{8f/L}{\sqrt{1+4(f/L)^2}} \quad (1)$$

여기서, 아치의 1/4지점의 축력 $N_{1/4}$ 이 식 (2)의 기둥의 임계좌굴하중 N_{cr} 과 같다면 식 (1)은 식 (3)으로 표현된다.

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(\mu_s S)^2} \quad (2)$$

$$q_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(\mu_s S)^2 L} \times \frac{8f/L}{\sqrt{1+4(f/L)^2}} \quad (3)$$

여기서, q_{cr} 는 등분포하중을 받는 포물선아치의 임계좌굴하중, E는 탄성계수, I는 단면2차모멘트, f는 아치의 높이, L은 아치의 경간, S는 아치리브의 길이, f/L 은 아치의 높이와 경간의 비(라이즈 비, Rise ratio)이다. μ_s 는 Timoshenko와 Gere(T&G [1])에 의해서 원형아치의 탄성해석으로 제안된 등가길이계수와 Austin과 Ross(A&R [3])가 기하비선형을 고려한 원형아치의 등가길이계수를 표1과 같이 적용할 수 있다. 표1에 나타낸 바와 같이 μ_s 는 대부분 0.7의 값을 나타내고 있다. 즉 아치리브의 길이에 70% 경간을 갖는 기둥의 좌굴로 거동특성을 분석할 수 있으며, 이 값을 적용하여 압축력만을 받는 아치에 대하여 등가치환방법을 통한 좌굴 강도 산정이 가능하다. 그러나 표 1의 값은 아치의 초기변형과 잔류응력을 고려하고 있지 않다.

[표 1] 라이즈 비 별 아치의 등가길이계수
[Table 1] Equivalent length factor of arches

Rise ratio (f/L)		0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
μ_s	T&G	0.696	0.694	0.698	0.707	0.724
	A&R	0.695	0.687	0.683	0.687	0.696

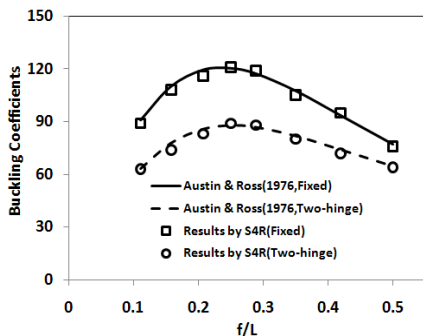
3. 유한요소해석기법 검증

신형식단면을 가지는 원형아치에 대한 비탄성 비선형 좌굴강도를 추정하기 위하여 범용구조해석프로그램 ABAQUS [10]가 사용되었으며, 해석에 사용된 요소는 ABAQUS의 쉘 요소(Shell element) S4R이다. 본 연구에 적용될 유한요소해석 모델링 및 해석기법의 적절성과 신뢰성을 평가하고자 신형식단면 해석에 앞서서 Austin과 Ross[3]의 연구결과와 유한요소해석결과를 비교하였다.

해석모델은 100×100mm 정사각형 단면에 탄성계수는 200GPa, 항복응력은 235MPa이 적용되었으며, 경계조건은 양단고정 및 양단힌지, 하중조건은 수직등분포하중이 고려되었다. 표 2는 검증모델의 해석변수를 나타내고 있는데, 아치경간(L)은 50m, 아치높이는 5m에서부터 5m 단위로 증가하여 라이즈 비가 0.1, 0.15, 0.2, 0.25, 0.3, 0.35, 0.4 그리고 0.5인 경우가 검토되었다.

[표 2] 검증모델의 해석조건
[Table 2] Analysis condition of finite element model

아치경간 (L,mm)	아치높이 (f, mm)	라이즈 비 (f/L)	경계조건
50,000	5,000~25,000	0.1~ 0.5	양단고정 양단힌지



[그림 3] 해석결과와 A&R[3] 제안 값 비교
[Fig. 3] Comparison between analysis result and A&R

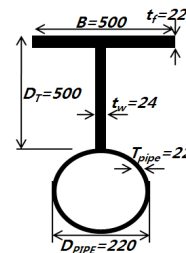
그림 3은 원형아치의 기하비선형해석 결과를 Austin과 Ross[3]가 제안한 임계좌굴계수 제안 값과 비교한 것이

다. 실선은 Austin과 Ross[3]의 양단고정 경계조건을 가지는 원형아치의 면내좌굴계수 값이며, 점선은 양단힌지 경계조건을 값을 나타내고 있다. 그림의 사각형 및 원형 점은 유한요소해석결과를 나타내었다.

그림 3에 나타난 바와 같이 범용구조해석프로그램 ABAQUS의 S4R 쉘 요소를 이용한 유한요소해석결과가 Austin과 Ross[3]가 제안한 면내좌굴계수 값과 최대 2% 차이로 잘 일치하는 것을 확인할 수 있었다.

4. 해석모델 단면 및 재료특성

본 연구에 사용된 신형식(TO)단면은 그림 4와 같은 상부 T형 단면, 하부 Pipe단면을 결합한 복합단면이다. 해석에 사용된 단면변수는 표 3에 나타난 바와 같이 9개의 단면이 고려되었으며, 각 단면은 3개의 세장비를 가지는 모델로 구성되어 총 27개의 해석모델이 검토되었다. 신형식단면 세장비는 아치리브길이/회전반경(S/r_x)으로 계산되며 90~450의 값들이 고려되었다. 해석단면의 제원과 세장비는 표 3과 같으며, D_{pipe} 와 t_{pipe} 는 파이프의 지름과 두께, B와 D_T 는 T형 단면 플랜지 폭과 높이, t_f 와 t_w 는 T형 단면 플랜지와 웹의 두께를 나타낸다.

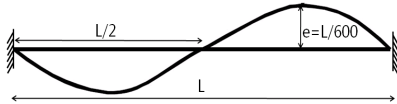


[그림 4] 신형식단면 및 제원(단면1, mm)
[Fig. 4] Arch Properties (Section1,mm)

[표 3] 해석에 사용된 단면 제원 및 세장비
[Table 3] Properties used

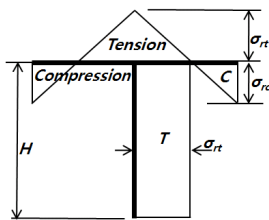
구분	Pipe(mm)		T형 단면(mm)				세장비(S/r_x)		
	지름 D_{Pipe}	두께, t_{Pipe}	B	D_T	t_f	t_w	Rise ratio		
							0.2	0.15	0.1
단면1	220	22	500	500	22	24	223	214	207
단면2	168	22	382	420	22	24	294	282	274
단면3	141	19	321	353	19	21	351	337	326
단면4	114	17	260	286	17	19	436	418	405
단면5	194	21	440	485	21	23	254	244	237
단면6	250	25	568	625	25	28	196	188	182
단면7	300	28	681	750	28	31	163	157	152
단면8	380	35	863	950	35	38	130	125	121
단면9	500	50	1136	1250	50	55	98	94	91

본 연구에는 단면의 잔류응력과 구조물의 초기변형이 고려되었다. 초기변형은 Euro Code[11]에서 제안하고 있는 아치의 초기변형으로 아치 경간의 1/4와 3/4지점에 각 변형을 그림 5와 같이 $e=L/600$ 이 적용하였다. 초기변형 해석모델 적용에 있어서 고유치(Eigenvalue)해석을 통해 얻어진 좌굴모드를 비선형 해석모델에 응용하여 해석을 수행하였다.



[그림 5] 원형아치의 초기변형 평면도
[Fig. 5] Initial imperfection

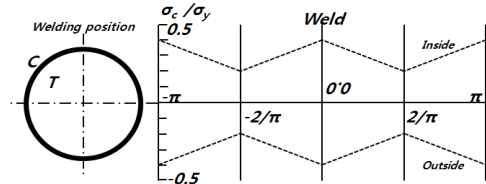
선형식 TO단면에 대한 잔류응력 분석결과가 발표된 바 없기 때문에 기존 T형 단면과 Pipe단면의 잔류응력분포를 본 연구에 활용하였다. TO단면의 T형단면 잔류응력은 I형단면의 상부플랜지와 복부(Web)의 잔류응력분포도와 유사할 것으로 판단되어 Pi와 Trahair[4]가 적용하였던 I형 단면 잔류응력 분포도를 응용하여 그림 6과 같이 TO단면의 T형 단면에 적용하였다. 그림 6의 잔류응력분포도는 단면 내 휨과 축력 평형방정식 $\int_A \sigma_r y dA = 0$ 과 $\int_A \sigma_r dA = 0$ 을 만족하고 있다. 그림 6의 압축잔류응력(σ_{rc})은 항복응력(σ_y)의 30%를 적용하고, 인장잔류응력(σ_{rt})은 $\{(Bt_f)/(Bt_f+t_w(D_T - 2t_f))\} \sigma_{rc}$ 로 계산되며, B, D_T , t_f , t_w 는 그림 4에 나타낸 바와 같다.



[그림 6] TO단면 플랜지 및 복부 잔류응력분포
[Fig. 6] Residual stresses on flange and web

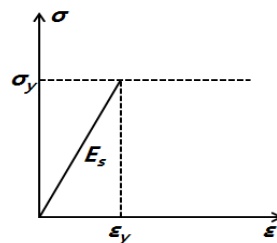
Pipe형 단면의 잔류응력분포도는 일본의 설계지침서 [12]에서 제시하고 있는 Pipe형 단면의 잔류응력분포도를 적용하였다. Pipe형 단면의 잔류응력은 단면외부는 압축응력이 단면내부는 인장응력이 그림 7과 같이 분포되어 있다. ABAQUS 쉘 요소를 이용한 해석기법에 있어서 한 요소(One element) 양면에 압축응력과 인장응력을 모두 고려할 수 없기에 한 요소에 압축응력 또는 인장응력만

이 적용된 경우를 고려하여 선형해석을 실시하였다. 선형 해석은 표 3의 단면9를 대상으로 라이즈 비 0.1, 0.15, 0.2 모델을 고려하였다. 해석결과 비선형 극한강도가 인장응력을 적용한 경우가 압축응력을 적용한 경우보다 라이즈 비 0.2는 9.4%, 라이즈 비 0.15는 10.3%, 라이즈 비 0.1은 8.2% 큰 결과를 얻을 수 있었다. 따라서 비선형 좌굴강도를 산정해야하는 본 연구의 특성상 더 취약한 상태인 압축응력을 고려하여 전체 해석변수에 적용하였다.

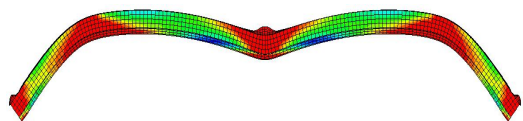


[그림 7] Pipe 단면의 잔류응력분포도
[Fig. 7] Residual stresses on pipe

유한요소해석모델에 사용된 탄성계수(E_s)는 200GPa, 항복응력(σ_y)은 345MPa이며 그림 8과 같은 응력-변형률 관계를 적용하였다. 하나의 해석모델에 ABAQUS 쉘 요소 S4R이 3000개 정도 사용되며, 검토된 총 해석모델은 9개의 단면별, 3개의 라이즈 비(0.1, 0.15, 0.2), 2종류 경계조건(양단고정, 양단힌지) 및 수직등분포 하중조건 54개 모델이 검토되었다. 그림 9는 해석결과 얻어지는 대표적인 좌굴모드를 보여주고 있다.



[그림 8] 해석에 적용된 응력-변형률 곡선
[Fig. 8] Stress-strain relation for analysis

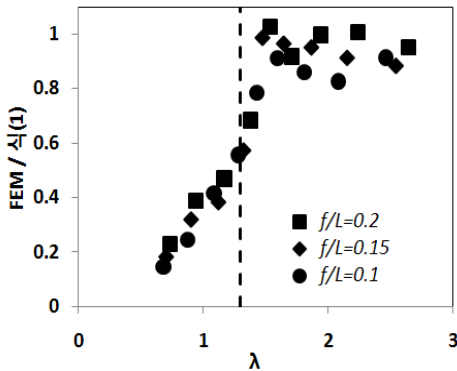


[그림 9] TO단면 아치 좌굴모드(양단힌지)
[Fig. 9] Buckling modeshape of TO arch

5. 신형식단면 원형아치의 좌굴계수

5.1 기존연구와 해석결과 비교

비선형 유한요소해석 모델에 등분포하중을 가력하여 얻어진 신형식단면 원형아치의 유한요소해석결과(FEM)와 Wei등[6]이 고려한 식(1)의 값과의 비교결과를 그림 10에 나타내었다. 그림 10의 수평축은 등가기동세장비 ($\lambda = \frac{\mu_s S}{\pi r_x} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E_s}}$), 수직축은 해석결과(FEM)와 제안식의 비교를 나타내고 있으며, 수직축 값이 1일 때 제안식과 해석결과가 일치하는 경우이다.



[그림 10] 세장비별 해석결과와 기존의 식 비교
[Fig. 10] Comparison between analysis result and reference equation based on slenderness ratio

그림 10에 나타낸 바와 같이 Austin과 Ross[3]의 연구를 토대로 수직등분포하중을 받는 Pipe단면 아치의 비선형좌굴강도 산정에 적용 가능한 Wei 등[6]의 연구결과를 본 연구의 신형식 TO단면 아치에 적용하는 것은 부적절함을 확인할 수 있었다. 특히 등가기동세장비(λ) 1.3을 기준으로 $\lambda \leq 1.3$ 인 경우 기존 제안식과 해석결과는 큰 차이를 보이고 있으며, $\lambda > 1.3$ 인 경우 두 결과의 비교 값은 최대 18% 차이를 보이며 유사한 결과를 나타내고 있다. 따라서 TO단면 아치의 비선형 좌굴강도를 산정하기 위한 새로운 제안 값이 필요하다

5.2 등분포하중을 받는 원형아치의 좌굴계수

등분포하중을 받는 아치구조물은 발생하는 모멘트가 축력보다 매우 작으므로 단면 내 모멘트 발생은 무시할 만하다(Wei등[6]). 따라서 등분포하중을 받는 아치의 좌굴발생시 축력 즉 임계좌굴축력(N_{cr}^{TO})을 식 (1)을 이용하여 다음 식(6)과 같이 정의할 수 있다. 여기서, K는 좌

굴계수, A_s 는 단면적, σ_y 는 항복응력이다.

$$N_{cr}^{TO} = K A_s \sigma_y \quad (5)$$

$$K = \frac{N_{cr}^{TO}}{A_s \sigma_y} = \frac{q_{cr}^{TO} L}{A_s \sigma_y} \times \frac{\sqrt{1+4(f/L)^2}}{8(f/L)} \quad (6)$$

수직등분포하중을 받는 신형식 TO단면 아치의 양단 고정 및 양단힌지 경계조건을 가지는 경우의 좌굴계수를 구하는 간편식을 유한요소해석 및 회귀분석 프로그램을 이용하여 식 (7)과 같이 제안하였다.

$$K^{DF} = -1 + 1.5 \left(\frac{\bar{\lambda}_c}{\lambda} \right)^{0.38} \quad \text{when } \lambda > 1.3 \quad (7-a)$$

$$K^{DF} = -1 + 1.33 \left(\frac{\bar{\lambda}_c}{\lambda} \right)^{0.05} \quad \text{when } \lambda \leq 1.3 \quad (7-b)$$

$$K^{DH} = 0.9 K^{DF} \quad \text{when } \lambda > 1.3 \quad (7-c)$$

$$K^{DH} = 0.83 K^{DF} \quad \text{when } \lambda \leq 1.3 \quad (7-d)$$

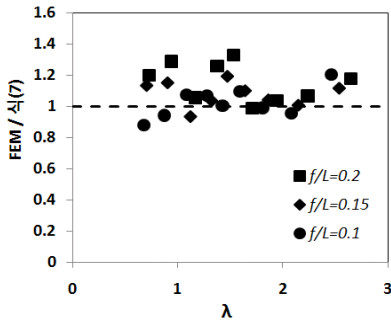
여기서, K^{DF} 는 등분포하중(Distributed load)을 받는 양단고정(Fix-end) TO단면 원형아치의 좌굴계수이고, K^{DH} 는 등분포하중을 받는 양단힌지(Hinge-end) 아치의 좌굴계수이다. $\bar{\lambda}_c$ 는 한계세장비로 정의하고 라이즈 비의 함수로 $\bar{\lambda}_c = 1.002 + 0.599(f/L) - 0.216(f/L)^2$ 을 적용하고, $\lambda =$

$\frac{\mu_s S}{\pi r_x} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E_s}}$ 는 등가기동세장비이다.

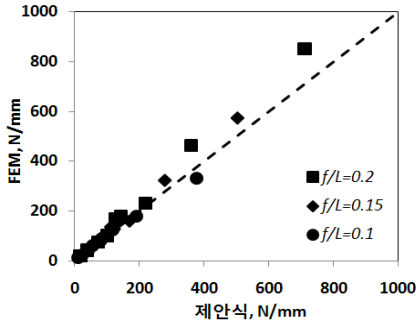
그림 11과 그림 12는 유한요소해석결과와 제안식과의 비교를 나타내고 있다. 그림 11은 양단고정 경계조건을 가지는 경우로서 그림 11(a)는 등가기동세장비에 따라 비교결과를 나타내고 있으며, 그림 11(b)는 제안식과 해석결과(FEM)의 q_{cr} (N/mm)값을 비교하고 있다. 그림 11(a)를 살펴보면 비교 값이 대부분 1 이상의 값을 나타내어 제안식이 아치 설계 강도를 안전 측으로 추정하고 있음을 알 수 있으며, 비교모델의 82%가 오차 20%안에 놓이고 있다. 그림 11(b)의 두 비교 값이 정확히 일치하면 점선 위에 놓이게 되며, 각 점은 해석결과(FEM)와 제안식 결과를 좌표 값으로 그림에 표시되었다. 그림 12는 양단힌지 경계조건을 가지는 경우로서 그림 11의 양단고정 경계조건 제안식의 결과와 유사하게 제안식은 안전 측으로 비선형좌굴강도를 추정하고 있으며, 좌굴계수비교 값은 0.8~1.2에 걸쳐 분포하고 있다.

표 4는 신형식 TO단면 원형아치의 좌굴계수 제안식을 설계에 편리하게 사용할 수 있도록 표로 나타낸 것이다. 표 4에 나타낸 바와 같이 적용된 아치의 라이즈 비(f/L)와

등가기둥세장비(λ)에 따라 좌굴계수를 선택하여 식 (5)를 사용하여 임계좌굴하중을 산정할 수 있다.

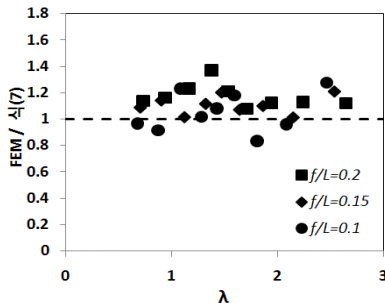


(a) 세장비에 따른 결과 비교
(a) Comparison based on slenderness ratio

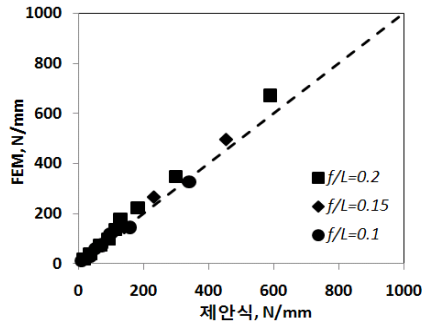


(b) 좌굴강도 비교
(b) Comparison based on buckling strength

[그림 11] 해석결과와 제안식 비교(양단고정)
[Fig. 11] Comparison between analysis result and reference equation(fix-fix boundary condition)



(a) 세장비에 따른 결과 비교
(a) Comparison based on slenderness ratio



(b) 좌굴강도 비교
(b) Comparison based on buckling strength

[그림 12] 해석결과와 제안식 비교(양단힌지)
[Fig. 12] Comparison between analysis result and reference equation(hinge-hinge boundary condition)

[표 4] TO단면 원형아치의 좌굴계수
[Table 4] Buckling factor for circular TO-section arch

Rise Ratio	K^{DF} (양단고정)			K^{DH} (양단힌지)			
	0.2	0.15	0.1	0.2	0.15	0.1	
λ	0.5	0.384	0.383	0.381	0.319	0.318	0.316
	0.6	0.372	0.370	0.368	0.309	0.307	0.306
	0.7	0.361	0.360	0.358	0.300	0.298	0.297
	0.8	0.352	0.351	0.349	0.292	0.291	0.290
	0.9	0.344	0.343	0.341	0.286	0.284	0.283
	1.0	0.337	0.336	0.334	0.280	0.279	0.277
	1.1	0.331	0.329	0.328	0.275	0.273	0.272
	1.2	0.325	0.323	0.322	0.270	0.268	0.267
	1.3	0.414	0.401	0.388	0.373	0.361	0.349
	1.4	0.375	0.362	0.349	0.337	0.326	0.314
	1.5	0.339	0.327	0.314	0.305	0.294	0.283
	1.6	0.307	0.295	0.283	0.276	0.266	0.254
	1.7	0.277	0.266	0.253	0.249	0.239	0.228
	1.8	0.250	0.238	0.226	0.225	0.215	0.204
	1.9	0.224	0.213	0.202	0.202	0.192	0.181
	2.0	0.201	0.190	0.178	0.181	0.171	0.161
	2.1	0.179	0.168	0.157	0.161	0.151	0.141
	2.2	0.158	0.147	0.136	0.142	0.133	0.123
	2.3	0.138	0.128	0.117	0.125	0.115	0.106
	2.4	0.120	0.110	0.099	0.108	0.099	0.090
	2.5	0.103	0.093	0.083	0.093	0.084	0.074
	2.6	0.087	0.077	0.067	0.078	0.069	0.060
	2.7	0.071	0.062	0.051	0.064	0.055	0.046

6. 결론

수직등분포하중이 작용하는 신형식단면 원형아치의 비탄성 면내좌굴강도를 평가하기 위하여 다양한 라이즈 비를 가지며, 초기변형과 잔류응력이 고려된 비선형 비탄성 유한요소해석이 실시되었다. 양단고정과 양단힌지 경계조건을 가지는 해석결과를 기존의 연구결과와 비교하고 새로운 설계 식을 제안하였다. 본 연구를 통해 얻어진 결과를 정리하면 다음과 같다.

1. 원형단면 아치의 비탄성 좌굴강도를 계산하기 위해 제안된 Wei 등[6]의 아치강도 산정식은 신형식 TO 단면 아치의 좌굴강도 산정에는 부적합함을 확인할 수 있었다. 특히 등가기동세장비(λ)가 1.3보다 작은 경우 큰 차이를 보였다.
2. 신형식 TO 단면 원형아치의 비선형좌굴모드는 대칭 하중인 수직등분포하중에 대해서 대칭좌굴모드가 발생하였으며, 지간중앙 아치크라운 부분과 경간 1/4, 3/4 지점 하부 파이프단면에서 발생하는 압축 응력이 최초로 항복응력에 도달하였다.
3. 수직등분포하중이 작용하는 TO 단면 아치의 임계좌굴하중을 쉽게 산정할 수 있도록 좌굴계수(K^D) 산정식과 설계표를 제안하였다. 제안식은 등가기동세장비(λ) 1.3을 기준으로 경계조건별로 2가지로 개발되었으며, 제안 값은 해석결과와 대부분 유사한 결과를 나타내거나, 설계 안전측의 값을 보이고 있다.

본 연구에서 개발된 좌굴계수식은 신형식 TO 단면 아치의 경제적이고 합리적인 설계좌굴강도 산정에 적극 활용될 수 있으며, 비대칭하중 등 다양한 하중재하, 강-콘크리트 합성 아치의 좌굴강도 산정에 응용될 수 있을 것이다.

References

- [1] Timoshenko, S.P., and Gere, J.M. *Theory of elastic stability*, 2nd Ed., McGraw-Hill, New York, pp297-305, 1961.
- [2] Austin, W.J. "In-plane bending and buckling of arches.", *ASCE Journal of Structural Divison*, 97(5), pp1575-1592, 1971.
- [3] Austin, W.J., and Ross, T.J. "Elastic buckling of arches under symmetricai loading", *ASCE Journal of Structural Divison*, 102(5), pp1085-1095, 1976.
- [4] Pi, Y.L., and Trahair, N.S. "In-plane inelastic buckling and strengths of steel arches." *ASCE Journal of Structural Engineering*, 122(7), pp734-745, 1996.
- [5] Bradford, M.A., Uy, B., and Pi, Y.L. "In-plane elastic stability of arches under a central concentrated load." *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 128(7), pp710-719, 2002.
- [6] Wei, J., Wu, Q., Chen, B., and Wang, T.L. "Equivalent Beam-Column Method to Estimate In-Plane Critical Loads of Parabolic Fixed Steel Arches", *ASCE Journal of Bridge Engineering*, 14(5), pp364-354,

2009.

- [7] Kim, Y.T., Heo, T.Y., Kim, M.K., and Hwang, H.J. "Determination of the Critical Buckling Loads of Shallow Arches Using Nonlinear Analysis of Motion" *KSCE Journal*, 12(2), pp43-54, 1992.
- [8] Park, Y.M, Heo, T.Y., Lee, P.G., Noh, KB "Evaluation of In-plane Buckling and Ultimate Strength for Braced Arch Ribs", *KSSC Journal*, 16(6), pp759-768, 2004.
- [9] Moon, J.H., Yoon, K.Y., Kim, S.H., Lee, H.K. "In-plane elastic buckling strength of parabolic arch ribs subjected symmetrical loading" *KSSC Journal*, 17(2), pp161-171, 2005.
- [10] ABAQUS Ins., *ABAQUS/Standard User's Manual* (ver. 6.7-2). 2007.
- [11] Euro Code, *Desing of Steel Structures*, European Committee for Standardizations, 2003.
- [12] Japan Society of Civil Engineers, *Design Specifications*, 1987.

박 중 섭(Jong-Sup Park)

[정회원]



- 1994년 2월 : 고려대학교 토목환경공학과 (공학사)
- 1996년 8월 : 고려대학교 토목환경공학과 (공학석사)
- 2002년 12월 : Auburn University (공학박사)
- 2005년 9월 ~ 현재 : 상명대학교 건설시스템공학과 교수

<관심분야>

구조공학, 교량공학, 강구조좌굴, 유지보수

강 성 용(Sung-Young Kang)

[준회원]



- 2011년 8월 : 상명대학교 건설시스템공학과(공학사)
- 2011년 9월 ~ 현재 : 상명대학교 일반대학원 시설공학과 석사과정 2학기

<관심분야>

구조공학, 교량공학, 구조해석