JOURNAL OF THE KOREAN SOCIETY OF AGRICULTURAL ENGINEERS MAY. 2002. pp. 92-100

한국농공학회지
제44권 제3호

탄소성 모델에 의한 포물선 아치의 극한 내하력 평가

The Ultimate Load Capacity of the Parabolic Arches by Elasto-Plastic Model

조 진 구* · 박 근 수**

Cho, Jin Goo · Park, Keun Soo

Abstract

The advent of high-strength steel has enabled the arch structures to be relatively light, durable and long-spanned by reducing the cross sectional area. On the other hand, the possibility of collapse may be increased due to the slender members which may cause the stability problems. The limit analysis to estimate the ultimate load is based on the concept of collapse mechanism that forms the plastic zone through the full transverse sections. So, it is not appropriate to apply it directly to the instability analysis of arch structures that are composed with compressive members.

The objective of this study is to evaluate the ultimate load carrying capacity of the parabolic arch by using the elasto-plastic finite element model. As the rise to span ratio (h/L) varies from 0.0 to 0.5 with the increment of 0.05, the ultimate load has been calculated for arch structures subjected to uniformly distributed vertical loads. Also, the visco-elasto-plastic analysis has been carried out to find the duration time until the behavior of arch begins to show the stable state when the estimated ultimate load is applied.

It may be noted that the maximum ultimate load of the parabolic arch occurs at h/L=0.2, and the appropriate ratio can be recommended between 0.2 and 0.3. Moreover, it is shown that the circular arch may be more suitable when the h/L ratio is less than 0.2, however, the parabolic arch can be suggested when the h/L ratio is greater than 0.3.

The ultimate load carrying capacity of parabolic arch can be estimated by the well-known formula of kEI/L^3 where the values of k have been reported in this study. In addition, there is no general tendency to obtain the duration time of arch structures subjected to the ultimate load in order to reach the steady state. Merely, it is observed that the duration time is the shortest when the h/L ratio is 0.1, and the longest when the h/L ratio is 0.2.

Keywords : Parabolic arches, Ultimate load capacity, Limit load, Elasto-plastic model

* 전남대학교 농과대학, 농업과학기술연구소
** 전남대학교 대학원, 금광기업(주)
* Corresponding author. Tel.: +82-62-530-2151
fax: +82-62-530-2159
E-mail address: chojg@chonnam.ac.kr

I. 서 론

아치는 주로 원호, 포물선 등의 곡선형상을 갖는 구조물로서 직선부재로 구성되는 다른 구조형식과는 거동이 매우 상이하고 따라서 하중을 지지하는 방식도 매우 특이하다.[1] 아치는 수직으로 작용하는 외력에 의하여 양단의 지점에서 수평 반력이 발생하고 이 수평 반력은 임의 단면에서의 굽힘 모멘트를 감소시키며 부재단면은 주로 축방향 압축력을 지지하게 되므로 긴 지간의 구조물 건설에 사용될 수 있다. 특히 아치는 곡선형태이므로 구조적으로 안정되고 미관이 아름답기 때문에 오랜 옛날부터 널리 사용된 구조형식이다.

강재 아치 구조물의 현장에서 설계의 경향은 고강도 강재의 사용과 그로 인하여 단면은 얇아지고 지간은 더욱 길어지는 등 대규모화하는 추세에 있다.[2,3,5,6] 또한 세장한 아치의 시공으로 인하여 구조물은 불안정하게 되고 이로 인하여 붕괴의 가능성은 더욱 커지는 등 위험성은 오히려 커지고 있다. 그러나 지금까지는 세장한 아치의 탄성 좌굴 해석을 통하여 아치의 내하력을 산정하고 있는 실정이다. 비탄성 좌굴 문제의 중요성에도 불구하고 탄성 좌굴 해석에 의존하는 것은 부분적 항복을 일으켰을 경우 횡단면의 강성 추정 방법에 관한 유용한 정보가 부족하였기 때문이다.[5,6] 탄소성 거동을 하는 아치는 두 가지 점에서 선형 탄성 거동과 차이점을 갖게 된다. 첫째는 항복점 이후 하중-변위 곡선이 비선형이 되고 선형 탄성 해석과 달리 상대적으로 큰 처짐을 유발하게 된다. 둘째는 높은 수준의 하중이 재하 되었을 때 아치 구조물은 더 이상 탄성 거동을 하지 않게 되며 초기 항복점을 중심으로 소성역의 전파가 발생되어 마침내 붕괴된다. 다시 말하면 파괴시의 극한하중(limit load) 또는 극한 내하력(ultimate load capacity)의 정확한 해석이 가능해야만 신뢰성이 있는 소성 설계를 수행할 수 있는 것이다.[9] 이러한 문제에 관한 연구는 Kee에 의해서 최초로 이루어 졌지만 부분적으로 항복한 횡단면의 강성 추정에 있어서 단순하고 불확실한 가정들이 도입되었다.[6] 압축 부재로 구성된 구조물의 극한 강도를 추정함에 있어서 주된 오차의 원인은 재료의 항복과 유한 변위의 영향을 무시하기 때문이다. 소위 소성 힌지 이론이 구조물의 극한 강도 해석의 유용한 접근 방법으로 고려되었었다. 그러나 소성 힌지에 근거한 접근 방법은 횡단면이 완전히 소성 상태를 가정한 것으로 압축 부재로 구성된 구조물의 불안정 해석에 직접적으로 적용하기에는 부적절한 것이다.[1,5]

따라서 본 연구에서는 2차원 평면 해석 방법을 적용하고 강재의 대변형에 따른 기하학적 비선형을 고려한 비선형 해석을 통하여 평면 포물선 아치의 내하력을 산정 하므로서 설계시에 유용한 자료를 제공하는데 그 목적이 있다. 이를 위하여 해석 방법으로는 유한 요소법을 사용하였으며 유한 요소 정식화 과정에서 탄-소성 모델을 그리고 강재의 거동은 Von-Mises의 항복 규준에 따라 모델링 하였다.

II. 유한요소 해석

포물선 아치의 극한 내하력의 산정에 있어서 해석방법으로는 유한요소법을 사용하였으며 이때 사용된 요소는 8-절점 등매개 변수 요소이다. 유한요소 정식화 과정에서 고려된 탄-소성 모델의 구성 방정식은 다음과 같다.

재료의 소성거동은 비선형 탄성거동과는 달리 응력-변형률 관계가 유일하지 않은 특징이 있다. 실제로 소성거동이란 응력이 어떤 수준에 도달하면 그 상태가 유지되고 하중을 제거할 때, 시간과는 독립인 영구 변형이 존재하는 것으로 정의한다. 이러한 소성거동을 일반 응력 상태에서 적용할 수 있도록 항복 응력의 개념을 일반화할 필요가 있다. 재료의 항복은 현재의 응력(σ)이 식 (1)과 같은 항복조건을 만족할 때 일어난다고 가정하는 것이 일반적이다.[8,11]

$$\mathbf{F}(\boldsymbol{\sigma}, \kappa) = 0 \quad \cdots\cdots (1)$$

여기서, κ : 경화 매개변수

최초의 항복이 일어난 후 재료의 거동은 응력의 증분이 일어나는 동안 변형률의 변화는 탄성성분과 소성성분으로 나눌 수 있다고 가정한다. 즉

$$d\boldsymbol{\varepsilon} = d\boldsymbol{\varepsilon}_e + d\boldsymbol{\varepsilon}_p \quad \cdots\cdots (2)$$

여기서, $d\boldsymbol{\varepsilon}_e$: 탄성 변형률 증분

$d\boldsymbol{\varepsilon}_p$: 소성 변형률 증분

탄성상태에서 응력-변형률 관계식은 식(3)과 같다.

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}\, d\boldsymbol{\varepsilon}_e = \mathbf{D}(d\boldsymbol{\varepsilon} - d\boldsymbol{\varepsilon}_p) \quad \cdots\cdots (3)$$

한편 소성 변형률 성분과 응력증분 사이의 관계식을 유도하기 위해서 재료거동에 관한 가정이 이루어지지 않으면 안된다. 일반적으로 소성포텐샬(Plastic potential) $\mathbf{Q} = \mathbf{Q}(\boldsymbol{\sigma}, \kappa)$의 개념을 사용하여 다음과 같은 소성유동방정식을 이용한다.[2,7]

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_p = d\lambda \frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad \cdots\cdots (4)$$

여기서, $d\boldsymbol{\varepsilon}_p$: 소성 변형률 증분 벡터

λ : 비례상수로서 소성승수

식(2)와 식(4)로 부터 다음 식을 쓸 수 있다.

$$d\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D}^{-1} d\boldsymbol{\sigma} + \frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \lambda \quad \cdots\cdots (5)$$

그런데, Von-Mises는 소성변형률 증분을 항복면과 관련지어 정의하는 기본 구성식을 제안한바 있으며 제안된 구성식의 유효성에 관해서는 아직도 많은 연구가 수행되고 있지만 항복함수(F)와 소성변형률 증분벡터 $(d\boldsymbol{\varepsilon}_p)$사이의 구성관계식은 식(6)과 같은 가정이 일반으로 받아들여지고 있다.[8,11]

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_p = d\lambda \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad \cdots\cdots (6)$$

식(6)은 응력 공간에서 소성변형률 증분벡터가 항복면에 대하여 수직을 이루므로 직교조건(Normality condition)이라 한다.

식(4)와 (6)에서 Q와 F의 도함수가 동일한 유동법칙을 결합유동법칙(Associated flow rule)이라 하며 그렇지 않은 경우를 비결합유동법칙(Non-associated flow rule)이라 한다. 비결합유동법칙이 일반적이긴 하지만 아직은 연구가 빈약하고 해의 정당성에 관한 기준이 마련되지 못하였으므로 본 연구에서는 결합유동법칙만을 가정하였다.[8]

탄-소성모델에서 응력-변형률 관계식을 증분형으로 나타내면 다음과 같다.

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}_{ep}\, d\boldsymbol{\varepsilon} \quad \cdots\cdots (7)$$

여기서, $d\boldsymbol{\sigma}$: 응력증분

$d\boldsymbol{\varepsilon}$: 전 변형률 증분

$$\mathbf{D}_{ep} = \mathbf{D} - \mathbf{D}\left\{\frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right\}\left\{\frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right\}^{T} \mathbf{D}\left[\mathrm{A} + \left\{\frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right\}^{T} \mathbf{D}\left\{\frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right\}\right]^{-1}$$

$$A = -\frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \kappa} d\kappa \frac{1}{\lambda} \quad \cdots\cdots (8)$$

이와 같이 구해진 탄-소성 행렬 ($\mathbf{D}_{ep}$)는 증분 해석에서 탄성행렬 ($\mathbf{D}$) 대신으로 이용된다. 그리고, 이 행렬은 결합유동법칙일 때만 대칭이 된다. 그런데, 변형률 증분은 변형률 행렬과 절점 변위 증분의 곱으로 주어진다. 즉,

$$d\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\, d\boldsymbol{\delta} \quad \cdots\cdots (9)$$

여기서, $d\boldsymbol{\delta}$: 절점 변위 성분

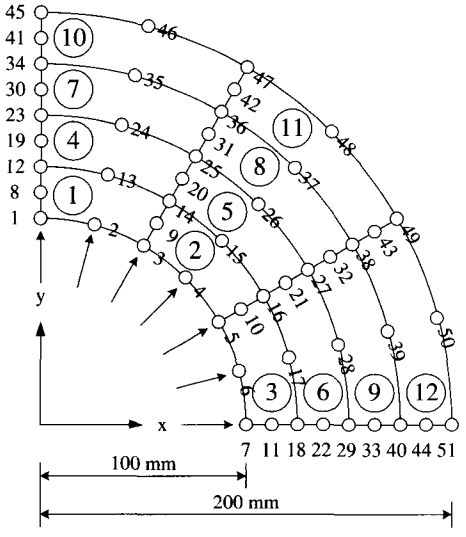
따라서, 탄소성 재료의 강성도 행렬 ($\mathbf{K}_{ep}$)은 다음과 같이 된다.

$$\mathbf{K}_{ep} = \int_V \mathbf{B}^T \mathbf{D}_{ep} \mathbf{B} \, dV \cdots\cdots (10)$$

결합유동법칙일때는 $\mathbf{Q} = \mathbf{F}$ 가 된다.

Ⅲ. 프로그램의 검증

본 연구에서 개발된 프로그램의 적용성을 알아보기 위하여 Fig.1과 같은 두꺼운 실린더에 내압이 작용하는 경우의 탄-소성 해석을 한 후 문헌(8)의 결과와 비교하였다. 본 예제는 프로그램의 검증이 목적이므로 문헌(8)의 모델을 그대로 사용하였으며 재료의 성질과 하중도 동일하게 하였다.



Elastic modulus $E=2.1\times10^4$ dN/mm^2
Poisson ratio $\nu = 0.3$
Uniaxial yield stress $\sigma_y = 24.0$ dN/mm^2
Strain hardening parameter $H' = 0.0$

Fig. 1 Mesh and material properties employed in the elasto-plastic analysis of an internally pressurised thick cylinder under plane strain condition

하중은 최종 내압을 20 dN/㎟으로 정하고 하중 증분은 증분계수를 변화시키며 처짐과 응력을 하중 단계별로 계산하였다.

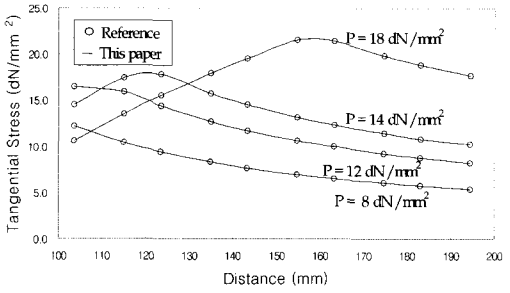
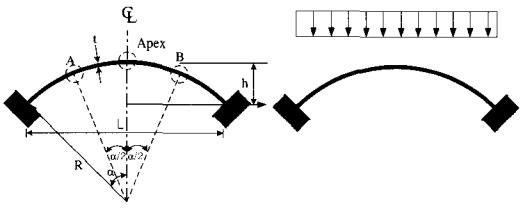


Fig. 2 Tangential stress distributions at various pressure values

Fig. 2 은 특정 하중 값에 대한 원주방향 응력 분포를 나타낸 것으로 문헌(8)과 일치되었다.

Ⅳ. 해석예 및 고찰

필자에 의해서 개발된 프로그램을 사용하여 모델 케이스로서 선정된 Fig. 3과 같은 강재 포물선 아치에서 아치높이/아치지간 비의 값에 따른 극한 내하력을 산정한 후 이들의 결과를 원호 아치의 결과와 비교하였다. 또한 극한 하중이 작용하는 경우 아치가 안정 상태에 도달되는데 소요되는 시간을 점-탄소성[2] 해석에 의해서 구하였다. 모델 구조물의 요소의 분할은 포물선 아치를 각도 방향으로 20 등분 두께 방향으로 3등분하였으며 사용된 재료의 성질은 Table 1과 같다. 이때 아치의 단면은 I-150×75 강재를 사용하는 것으로 하였다.



(a) Geometry (b) Vertical load

Fig. 3 Geometry of the plane parabolic arch and loading case

Table 1 The dimension and properties of parabolic arch

rise to span	h/L=0.0~0.5
thickness of arch	t=0.15 m
elastic modulus	$E=2.1x10^7$ tf/m^2
Poisson ratio	ν =0.3
yield stresss	f_v = 40,000 tf/m^2
mass density	ρ =0.801 tf-s^2/m^4
distributed pressure	q=8.057 tf/m^2
yield criterion	Von Mises

V. 결과 및 고찰

1. 아치높이/아치지간 비 (h/L)에 따른 아치의 내하력

수직 하중이 아치 전 지간에 분포되어 작용할 때 아치높이/아치지간 비에 따른 아치의 내하력을 평가하기 위하여 아치높이/아치지간 비를 0.0~0.5 사이에서 0.05 간격으로 변화시키면서 아치의 내하력을 산정 하였다. 여기서 아치높이/아치지간 비의 값 0.0은 보를 의미한다. 아치에 작용하는 하중을 점증적으로 증가 시켰을 경우 방정식의 해가 발산하면 구조물이 붕괴된 것으로 가정하고[8] 최종 수렴해의 하중을 아치의 극한 내하력으로 하였다. 아치높이/아치지간 비의 값 0.0인 경우 아치 중앙에서의 변위는 Fig. 4(a)와 같다.

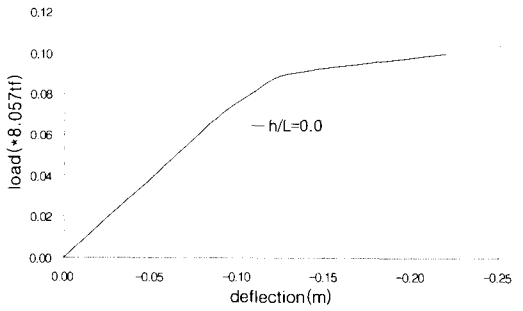


Fig. 4(a) Deflection of the apex with increasing load for the arch of Fig. 3 (h/L=0.0)

극한 내하력은 0.725 tf/m로 평가되었고 이때 최대 처짐은 하향으로 12.8 cm로서 비교적 크게 발생하였다.

한편 아치높이/아치지간 비의 값 0.1인 경우 아치 중앙에서의 변위는 Fig. 4(b)와 같으며 극한 내하력은 4.83 tf/m로서 상당히 크게 되었다. 또한 이 경우 최대 처짐은 하향으로 3.32 cm로서 보의 경우에 비하여 상당히 감소되었다. 그러나 붕괴 현상을 보의 경우에 비교하면 비교적 급작스러운 붕괴가 발생되고 있음을 알 수 있다.

가장 큰 내하력을 갖는 아치의 경우는 아치높이/아치지간 비의 값이 0.2일 때이었고 이 경우 아치 중앙에서의 변위는 Fig. 4(c)와 같다.

극한 내하력은 8.057 tf/m로서 검토된 아치 중에서 가장 큰 값을 나타냈다. 이때 최대 처짐은 하향으로 1.17 cm 이었다. 그러나 붕괴를 일으킬 때

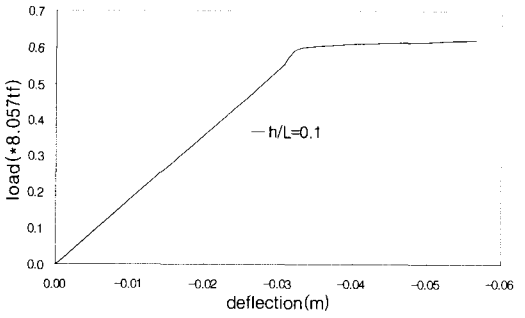


Fig. 4(b) Deflection of the apex with increasing load for the arch of Fig. 3 (h/L=0.1)

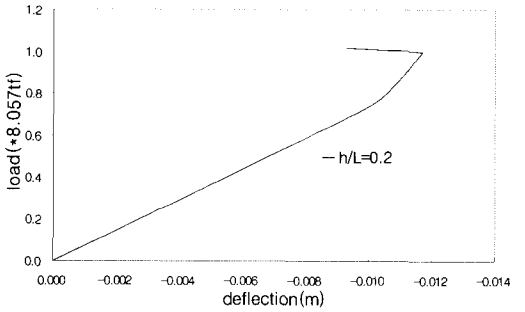


Fig. 4(c) Deflection of the apex with increasing load for the arch of Fig. 3 (h/L=0.2)

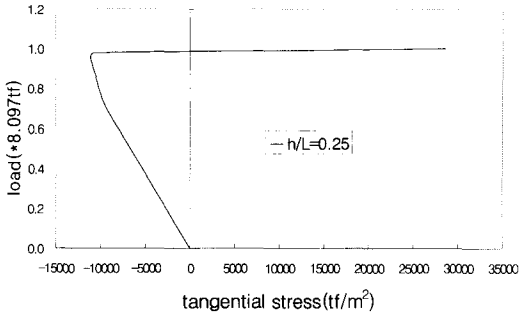


Fig. 5(a) Tangential stress of the upper edge for the arch of Fig. 3 (h/L=0.25)

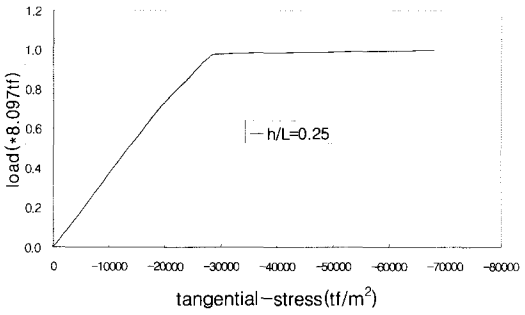


Fig. 5(b) Tangential stress of the lower edge for the arch of Fig. 3 (h/L=0.25)

아치 중앙의 처짐은 위쪽으로 솟구치면서 붕괴되었다. 이는 아치 중앙은 소성역에 도달되어 강성이 상실되었지만 다른 단면에서는 아직 탄성역에 있기 때문에 안쪽으로 작용하는 하중 때문에 발생되는 현상인 것으로 판단된다.

아치높이/아치지간 비의 값이 0.25인 경우 극한 내하력은 7.73 tf/m 이었고 이때 아치의 중앙에서 최대 처짐은 하향으로 1.54 cm 이었고 중앙단면 상 · 하연에서의 응력의 변화는 Fig. 5(a) 및 (b)와 같다.

상연에서는 압축 응력이 점차 증가 하다가 붕괴의 순간 큰 인장응력으로 바뀌었지만 하연에서의 응력은 처음부터 압축 응력이 발생되었고 붕괴 될 때도 압축 응력이 작용하였다.

아치높이/아치지간 비의 값이 0.3인 경우 아치의 중앙 지점에서의 변위의 변화는 Fig. 6과 같다. 아치높이/아치지간 비의 값이 0.3 이상이면 중앙에서의 변위는 상향으로 발생되고 있음을 알 수 있다. 극한 내하력은 6.93 tf/m이었고 이때 최대 처짐은 상향으로 0.481 cm 이었다.

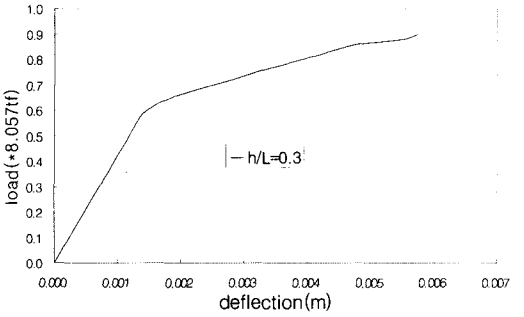


Fig. 6 Deflection of the apex with increasing load for the arch of Fig. 3 (h/L=0.3)

아치높이/아치지간 비의 값에 따른 극한 내하력의 값의 변화를 명확히 하기 위하여 앞에서 고찰되었던 것들을 원호 아치의 경우와 비교 도시하면 Fig. 7과 같다.

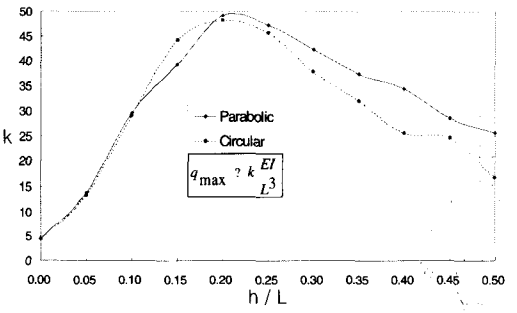


Fig. 7 Relationship between arch rise to arch length and ultimate load factor k

아치높이/아치지간 비의 값이 0.2가 될 때까지 내하력의 값은 현저하게 증가되다가 0.2보다 커지면 내하력의 값은 완만하게 감소되었다. 또한 포물선 아치의 내하력과 원호 아치의 내하력을 비교하면 아치높이/아치지간 비의 값이 0.1이하인 경우 포물선 아치의 내하력과 원호 아치의 내하력의 값은 거의 동일하였다. 0.1~0.2 사이에서는 원호 아

치가 크게 평가되었다. 특히 아치높이/아치지간 비의 값이 0.15인 경우 내하력의 크기는 원호 아치가 포물선 아치보다 약 12% 크게 평가되었다. 그러나 아치높이/아치지간 비의 값이 0.2 이상인 경우에는 포물선 아치의 내하력이 원호 아치보다 크게 평가되었으며 h/L=0.3에서 12%, h/L=0.4에서 34.6%, h/L=0.5인 경우 53% 크게 평가되었다. 즉 아치높이/아치지간 비의 값이 클수록 포물선 아치의 내하력이 원호 아치보다 크게 되었다. 이를 종합할 때 아치높이/아치지간 비의 값이 0.2보다 작을 때는 포물선 아치보다는 원호 아치가 유리하고 아치높이/아치지간 비의 값이 0.2이상 일 때는 포물선 아치가 원호 아치보다 더 유리한 것으로 나타났다. 또한 적절한 아치높이/아치지간 비의 값의 한계는 포물선 아치에서 0.2~0.3, 원호 아치의 경우에는 0.15~0.25인 것으로 판단 되었다. 또한 포물선 아치의 극한 내하력은 kEI/L^3 으로 산정할 수 있었으며 이때 k의 값은 Fig. 7과 같다.

2. 극한 하중이 작용할 때 안정된 상태에 도달되는 시간

앞에서 평가된 극한 하중이 아치에 작용할 때 아치의 거동이 안정된 상태에 도달되는 시간을 알아보기 위하여 점-탄소성 해석을 실시하였고 그 결과는 다음과 같다.

먼저 아치높이/아치지간 비의 값이 0.0인 경우 처짐의 시간 이력 곡선은 Fig. 8(a)와 같다.

초기 순간 처짐은 하향으로 11.6 cm 이었고 처짐이 점점 증가하여 최종 처짐은 하향으로 15 cm로서 약 29.3% 증가하였다. 즉 소성변형이 3.4 cm 발생되었다. 그리고 순간 탄성 처짐이 발생된 후 안정된 상태에 도달하는데 약 170일이 소요되었다. 아치높이/아치지간 비의 값이 0.1인 경우 처짐의 시간 이력 곡선은 Fig. 8(b)와 같으며 초기 순간 처짐은 하향으로 3.35 cm 이었고 최종 처짐은 하향으로 3.31 cm로서 약간 감소되었고 탄성

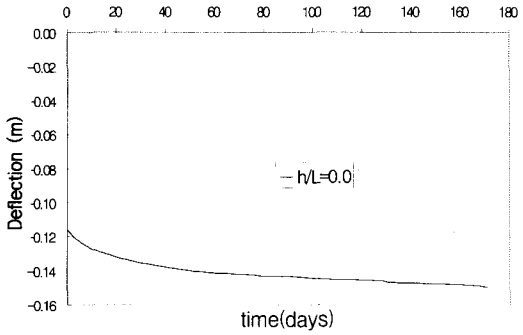


Fig. 8(a) Deflection of the apex with time of an elasto-viscoplastic arch subjected to an vertical load (h/L=0.0)

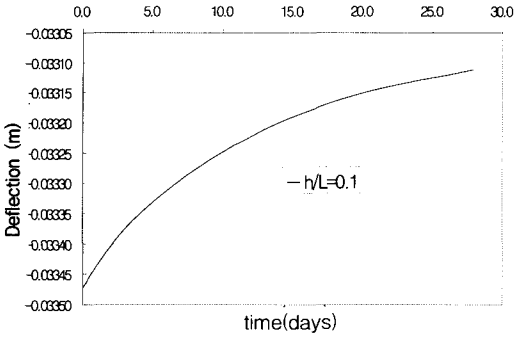


Fig. 8(b) Deflection of the apex with time of an elasto-viscoplastic arch subjected to an vertical load (h/L=0.1)

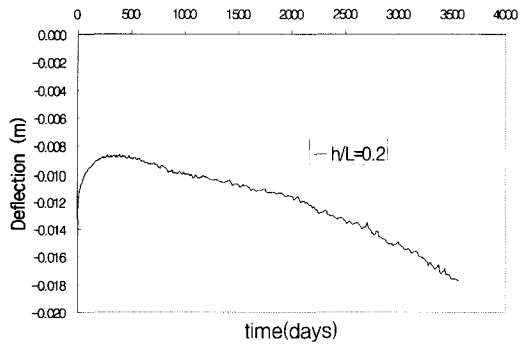


Fig. 8(c) Deflection of the apex with time of an elasto-viscoplastic arch subjected to an vertical load (h/L=0.2)

처짐이 발생된 후 안정된 상태에 도달하는데 소요되는 시간은 약 28일로서 비교적 빨리 안정되는

것을 알 수 있다.

아치높이/아치지간 비의 값이 0.2인 경우 처짐의 시간 이력 곡선은 Fig. 8(c)와 같으며 초기 순간 처짐은 하향으로 1.36 cm 이었으며 이후 처짐이 감소되다가 다시 증가하는 현상을 보였으며 최종 처짐은 하향으로 1.77 cm로서 약 30%의 증가를 나타냈다. 탄성 처짐이 발생된 후 안정된 상태에 도달하는데 소요되는 시간은 약 3,560일로서 비교적 장시간이 소요되었다. 특히 다른 경우와는 달리 이 경우에는 시간에 따른 변위의 미소한 증감 현상이 발생되고 있음을 볼 수 있었다.

아치높이/아치지간 비의 값이 0.25인 경우 아치 중앙의 처짐의 시간 이력 곡선은 Fig. 8(d)와 같다. 지금까지와는 상이하게 처음 순간 처짐은 하향으로 0.508 cm 발생되었지만 시간의 경과에 따른 소성 변형으로 인한 처짐은 상향으로 발생되어 최종 안정 상태에서는 상향의 처짐이 0.414 cm 발생되었고 이때까지 소요되는 시간은 약 550일 이었다.

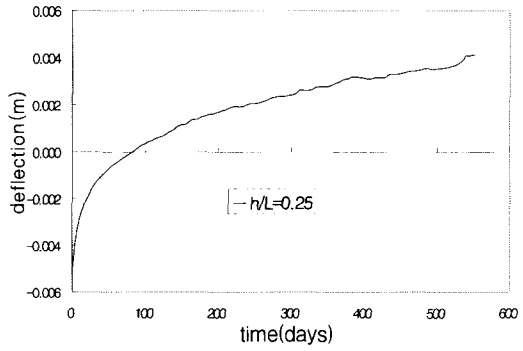


Fig. 8(d) Deflection of the apex with time of an elasto-viscoplastic arch subjected to an vertical load (h/L=0.25)

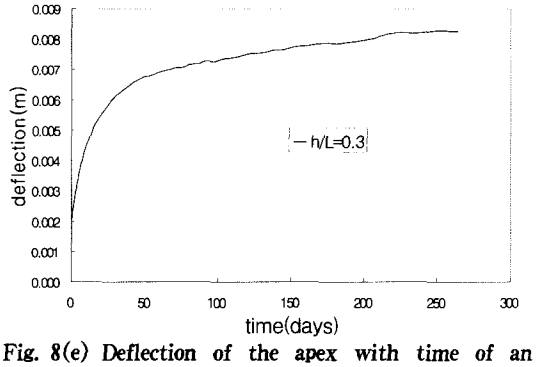


Fig. 8(e) Deflection of the apex with time of an elasto-viscoplastic arch subjected to an vertical load (h/L=0.3)

아치높이/아치지간 비의 값이 0.3인 경우 처짐의 시간 이력 곡선은 Fig. 8(e)와 같다. 아치 중앙에서는 항상 상향의 처짐이 발생되었다. 처음 순간 처짐은 상향으로 0.203 cm 발생되었으며 최종 안정 상태에서는 상향의 처짐이 0.826 cm 발생되었고 이때까지 소요되는 시간은 약 264일 이었다.

그림의 제시는 되지 않았지만 아치높이/아치지간 비의 값이 0.3 보다 큰 경우 아치 중앙의 처짐은 항상 위쪽으로 발생되었다. 지금까지 아치높이/아치지간 비의 값에 따른 아치 처짐의 시간 이력이 고찰되었지만 아치의 거동이 안정된 상태에 도달되는 시간은 일정한 경향을 찾을 수 없었다. 다만 최대의 극한 내하력을 갖는 아치에서 현저하게 많은 시간이 소요되었으며 아치높이/아치지간 비의 값이 0.1인 경우 가장 빨리 안정된 상태에 도달되었다. 본 연구에서 제시된 수치는 유동계수의 값을 0.001/day로서 가정[8]한 것이다. 그러나 안정상태에 도달되는 시간은 유동계수의 선택에 좌우되는 가상 시간으로 실제 계측에 의해서 정확한 정보를 알 수 있다면 유동계수를 수정함으로서 신속하게 실제로 안정상태에 도달되는 시간을 알 수 있을 것이다.

Ⅵ. 결 론

본 연구의 목적은 포물선 아치의 극한 내하력을 산정하기 위한 것으로 이를 위하여 해석 방법으로는 유한 요소법이 사용되었으며 유한 요소 정식화 과정에서 탄-소성 모델을 채용하였으며 강재의 거동은 Von Mises의 항복 규준에 따라 모델링 하였다. 수직 하중이 아치 전 지간에 분포되어 작용할

때 아치의 내하력을 평가하기 위하여 아치높이/아치지간 비를 0.0~0.5 사이에서 0.05 간격으로 변화시키면서 아치의 내하력을 산정하였다. 아치에 작용하는 하중을 점증적으로 증가시켰을 경우 최종 수렴해의 하중을 아치의 극한 내하력으로 하였다. 평가된 극한 하중이 아치에 작용할 때 아치의 거동이 안정된 상태에 도달되는 시간을 알아보기 위하여 점-탄소성 해석을 실시하였다.

계산된 몇 가지의 예에서 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 포물선 아치의 내하력은 아치높이/아치지간 비의 값이 0.2일 때 가장 큰 것으로 산정되었다. 적절한 아치높이/아치지간 비의 한계는 0.2~0.3인 것으로 판단된다.

2. 아치높이/아치지간 비의 값이 0.2보다 작을 때는 포물선 아치보다는 원호 아치가 유리하고 아치높이/아치지간 비의 값이 0.2이상일 때는 포물선 아치가 원호 아치보다 더 유리한 것으로 나타났다.

3. 포물선 아치의 극한 내하력은 kEI/L^3 으로 산정할 수 있었으며 이때 k의 값은 Fig. 7과 같다.

4. 극한 하중이 작용할 때 아치의 거동이 안정된 상태에 도달하는 시간은 일정한 경향을 찾을 수 없었다. 다만 본 예제에서 아치높이/아치지간 비의 값이 0.1일 때 가장 빨랐고 0.2일 때 가장 늦은 것으로 평가되었다.

References

1. Austin, Walter J., et al., 1982, Numerical Bending Analysis of Arches, *Journal of the structural division, ASCE*, Vol 108, No. ST4, pp.849-867.
2. Cho, Jin Goo, 1997, Static and Dynamic Analysis of Reinforced Concrete Axisymmetric Shell on the Elastic Foundation(Ⅲ), *Journal of the Korean Society of Agricultural Engineers*, 39(3) : 72-82. (in Korea).
3. Cho, Jin Goo, 2001, Dynamic Behavior of the Plane Circular Arches with the Shape Imperfections, *Journal of the Korean Society of Agricultural Engineers*, 43(3) : 85-93. (in Korea).
4. Cho, Jin Goo, Keun Soo Park, 2001, Effects of Partially Distributed Step Load on Dynamic Response of the Plane Circular Arches, *Journal of the Korean Society of Agricultural Engineers*, 43(4) : 89-96. (in Korea).
5. Howard B. Harrison, 1963, In-Plane Stability of Parabolic Arches, *Journal of the structural division, ASCE*, Vol. 108, No. ST1., pp.195-205.
6. Komatsu, Sadao and Tatsuro Sakimoto, 1977, Ultimate Load Carrying Capacity of Steel Arches, *Journal of the structural division*, ASCE, Vol. 103, No. ST12, pp.2323-2336.
7. Mondkar and Powell, G. H.1977, Finite Element Analysis of Nonlinear Static and Dynamic Response, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 11, pp.499-520.
8. Owen, D. R. J. and E. Hinton, 1980, *Finite elements in plasticity.*
9. Park, Jin Hwan, Woo Sung Jung, Kwang Sung Woo, 1999, The Ultimate Load Capicity of Plates by Elastic-Perfectly Plastic Model, *Journal of Computational Structural Engineering Institute of Korea*, 12(1) : 1-14. (in Korea).
10. Santathadaporn, S., and Chen, W. F., 1980, Analysis of Biaxially Loaded Columns, *Friz Engineering Laboratory Report* No.331.12, Leihigh University, Bethlehem, Pa., Sept.
11. Zienkiewicz O. C.: *The finite element method*(3/e), pp.450-606, 1977.