



포아슨 비의 변화를 고려한 수정 ECM 모델 개발 및 아스팔트 콘크리트의 저온 특성 연구

Development of Modified Effective Crack Model to Take into Account for variation
of Poisson's ratio and Low-Temperature Properties of Asphalt Concrete

권 승 준* · 도 영 수** · 김 광 우***
Keon, Seung Zun · Doh, Young Soo · Kim, Kwang Woo

Abstract

This paper dealt with modification of effective crack length model (ECM) by adding Poisson's ratio term to evaluate fracture toughness of asphalt concrete which varies its material property by temperature. The original ECM model was developed for solid materials, such as cement concrete, and Poisson's ratio of materials was not considered. However, since asphalt concrete is sensitive to temperature variation and changes its Poisson's ratio by temperature, it should be taken into consideration to know exact fracture property under various temperatures. Four binders, including 3 polymer-modified asphalt (PMA) binders, were used to make a dense-graded asphalt mixture and 3-point bending test was performed on notched beam at low temperatures, from -5°C to -35°C. Elastic modulus, flexural strength and fracture toughness were obtained from the test. The results showed that, since Poisson's ratio was considered, the more accurate test values could be obtained using modified ECM equation than original ECM. PMA mixture showed higher stiffness and fracture toughness than normal asphalt mixture under very low temperatures.

Keywords : Effective crack length model, Poisson's ratio, Fracture toughness, Asphalt concrete, Polymer-modified asphalt, Elastic modulus, Flexural strength

요 지

본 연구는 온도에 따라 특성이 변하는 아스팔트 콘크리트의 파괴인성을 규명하기 위하여 기존의 유효균열 모델을 수정하는 연구를 다루고 있다. 본래의 ECM 모델은 콘크리트와 같은 고체에 적용 되도록 개발되어 재료의 포아슨 비를 고려하지 않는다. 하지만 아스팔트 콘크리트는 온도변화에 민감하여 온도에 따라 포아슨 비가 변화하므로 다양한 온도하에서 정확한 파괴 특성을 알기 위해서는 포아슨 비가 고려되어야 한다. 3개의 개질아스팔트 결합재를 포함한 4가지 결합재를 사용하여 밀입도 아스팔트 혼합물을 제조하여 초기균열 보에 대한 3점 휨 시험을 -5°C부터 -35°C까지에서 수행하였다. 탄성계수, 휨강도 및 파괴인성을 시험을 통하여 구하였다. 시험결과 포아슨비가 고려되는 수정 ECM 공식을 사용함으로써 보다 정확한 값들을 얻을 수 있었다. 폴리머 개질 아스팔트 혼합물이 일반아스팔트 혼합물에 비하여 더 낮은 저온하에서 더 높은 강성과 파괴인성을 유지함을 알 수 있었다.

핵심용어 : 유효균열모델, 포아슨 비, 파괴인성, 아스팔트 콘크리트, 폴리머 개질 아스팔트, 탄성 계수, 휨강도

* 정희원 · 삼척대학교 토목공학과 교수

** 정희원 · 강원대학교 석재복합신소재제품연구센터 박사후연구원

*** 정희원 · 강원대학교 농공학과 교수



1. 서론

도로포장의 결합재로 사용되는 아스팔트 혼합물은 기후 환경 특히 온도에 상당히 민감하게 거동하는 재료이다. 이것으로 제조된 아스팔트 콘크리트의 포아슨 비도 온도 변화에 따라 크게 변한다. 하지만 이와 같은 포아슨 비의 변화를 측정하는 것은 쉽지 않으며 많은 경우 아스팔트 콘크리트의 포아슨 비를 임의의 값으로 가정하여 사용한다. 특히 아스팔트 콘크리트의 강성과 관련된 특성치인 탄성계수, 파괴인성 등의 산정 시에 포아슨 비의 변화는 큰 영향을 미친다.

아스팔트는 일정온도 이하에서 점성을 상실하고 고체화되므로 아스팔트 콘크리트가 탄성체로 거동하는 것으로 가정하는 경우가 많다. 그러나 실질적으로 아스팔트 혼합물은 온도차이에 따라 포아슨 비가 변하여 탄성계수도 변한다. 그러므로 운하중하에 발생하는 휨인장 변형 거동의 규명에 탄성계수의 올바른 파악이 중요하다. 하지만 아스팔트 콘크리트의 역학적 특성 계산에 사용되는 식은 별도로 개발된 것이 없어 포아슨 비가 무시(생략)된 채 시멘트 콘크리트 용으로 개발된 공식들이 사용된다. 따라서 본 연구의 목적은 이러한 아스팔트 콘크리트의 올바른 거동 파악을 위하여 아래에 설명하는 ECM (Effective crack model) 모델을 수정하는 연구를 수행하여 포아슨 비 변화에 따른 저온 특성 변화를 규명하고자 하는 것이다.

2. 포아슨 비의 변화를 고려한 ECM 모델 개발

3점 휨 시험을 통해 재료의 휨 탄성계수를 산정하는 식 중 탄성영역을 벗어나 파괴직전까지의 소성변형 거동을 고려하는 모델로서 유효균열 모델이 널리 쓰인다. 아스팔트 콘크리트와 같이 소성영역이 나타나는 재료에 이 식의 사용은 매우

유용하다. 하지만 이 식은 호주의 Karahaloo and Nallathambi (1989, 1990)에 의해 개발되었는데 주로 온도에 둔감한 시멘트 콘크리트 같은 재료에 사용되도록 개발되어 포아슨 비의 향이 생략되어 있다. 따라서 이 모델식에 온도변화에 따른 포아슨비 변화를 적용하기 위해서 포아슨비의 향이 추가된 식으로의 수정이 필요하다.

본래 ECM 모델식은 아래와 같다.

$$E = \frac{P_i}{4B\delta_i} \left(\frac{S}{W}\right)^3 \times \left[\left(1 + \frac{5\omega S}{8P_i} + \left(\frac{W}{S}\right)^2 (2.70 + 1.35 \frac{\omega S}{P_i}) - 0.84 \left(\frac{W}{S}\right)^3 \right) + \frac{9}{2} \frac{P_i}{B\delta_i} \left(1 + \frac{\omega S}{2P_i}\right) \left(\frac{S}{W}\right)^2 F_2(\alpha) \right] \quad (1)$$

여기서 E는 탄성계수, P_i , δ_i , W, S, B는 그림 1과 2에 나타나 있으며 ω 는 보의 단위중량, $F_2(\alpha)$ 는 수정함수로 문헌 5, 6, 8 등에 제시되어 있다.

포아슨 비 (ν) 향을 외형적으로 나타나게 하기 위하여 아래와 같은 과정을 거쳤다.

초기 균열이 없는 보의 처짐 δ_{il} 은 등분포하중에 의한 처짐 δ_{ild} 와 집중하중에 의한 처짐 δ_{ilc} 의 중첩에 의하여 발생한다. 그림 3은 지간 S, 폭 B(단위폭), 높이 W의 단면을 가진 보가 양단에 지지되어 단위길이 당 자중 ω 의 등분포하중을

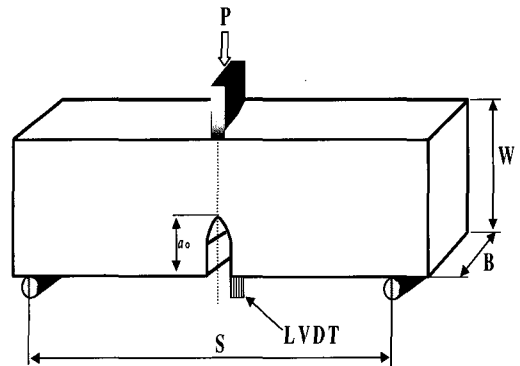


그림 1. Schematic diagram of a notched beam in 3 point bendig test setup

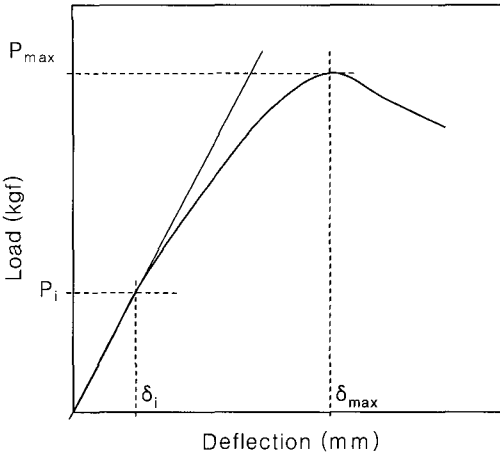


그림 2. An example of typical P-δ curve from 3 point bending test

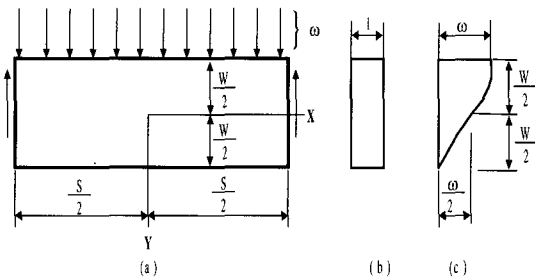


그림 3. Bending of beam by uniform load

받아 휘어지는 경우를 나타낸 것이다. 이 보의 하 면 및 상면 에 있어서의 조건은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} (\tau_{xy})_{y=\pm \frac{W}{2}} &= 0, \\ (\sigma_y)_{y=+\frac{W}{2}} &= 0, \\ (\sigma_y)_{y=-\frac{W}{2}} &= -\omega \end{aligned} \quad \text{(a)}$$

여기서 τ_{xy} 는 보의 전단응력, σ_y 는 보의 휨 응력, y 는 보의 도심에서 상, 하연 연단까지의 거 리이다. $x = \pm \frac{S}{2}$ 인 양단에 있어서의 조건은

$$\begin{aligned} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \tau_{xy} dy &= \mp \frac{\omega S}{2} \\ \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \sigma_x dy &= 0 \\ \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \sigma_x y dy &= 0 \end{aligned} \quad \text{(b)}$$

이다. (b)의 제 2식, 제 3식은 보의 양단에 축력 과 휨모멘트가 전혀 작용하지 않는다는 것을 나 타내고 있다. (a)와 (b)의 모든 조건식은 다항식 형태의 해를 조합함으로써 만족될 수 있다. $y = \frac{W}{2}$ 인 면의 인장응력과 상, 하면 $y = \pm \frac{W}{2}$ 의 전단응력을 제거하기 위하여, $\sigma_x = a_2$ 와 $\sigma_y = b_3 y$ 와 $\tau_{xy} = -b_3 x$ 를 중첩한다. 이와 같은 방법으로 다음 식을 얻는다.

$$\begin{aligned} \sigma_x &= d_5 \left(x^2 y - \frac{2}{3} y^3 \right) \\ \sigma_y &= \frac{1}{3} d_5 y^3 + b_3 y + a_2 \\ \tau_{xy} &= -d_5 x y^2 - b_3 x \end{aligned} \quad \text{(c)}$$

그리고 조건식 (a)로부터 다음 식을 얻는다.

$$\begin{aligned} -d_5 \frac{W^2}{4} - b_3 &= 0 \\ d_5 \frac{W^3}{24} + b_3 \frac{W}{2} + a_2 &= 0 \\ -d_5 \frac{W^3}{24} - b_3 \frac{W}{2} + a_2 &= -\omega \end{aligned}$$

이것을 풀면 다음과 같다.

$$a_2 = -\frac{W}{2}, \quad b_3 = \frac{3}{2} \frac{\omega}{W}, \quad d_5 = -\frac{6\omega}{W}$$



이것들을 식 (c)에 대입하고 $\frac{W^3}{12}$ 이 단위 폭의 장방형단면의 단면 2차모멘트 [라는 것에 주목하면 다음 식을 얻는다.

$$\sigma_x = -\frac{6\omega}{W^3} \left(x^2 y - \frac{2}{3} y^3 \right) = -\frac{\omega}{2I} \left(x^2 y - \frac{2}{3} y^3 \right)$$

$$\begin{aligned} \sigma_y &= -\frac{6\omega}{W^3} \left(\frac{1}{3} y^3 - \frac{W^2}{4} y + \frac{W^3}{12} \right) \\ &= -\frac{\omega}{2I} \left(\frac{1}{3} y^3 - \frac{W^2}{4} y + \frac{W^3}{12} \right) \end{aligned}$$

$$\tau_{xy} = -\frac{6\omega}{W^3} \left(\frac{W^2}{4} - y^2 \right) x = -\frac{\omega}{2I} \left(\frac{W^2}{4} - y^2 \right) x$$

..... (d)

이들의 응력성분이 상하변의 조건식 (a) 뿐만 아니라 양단에서 식 (b)의 제 1식, 제 2식을 만족시키는 것을 쉽게 알 수 있다. 보의 양단에서의 모멘트를 0으로 하기 위하여 해 (d) 와 순수 휨

$$\sigma_x = d_3 y, \quad \sigma_y = \tau_{xy} = 0 \text{를 중첩해서}$$

$x = \pm \frac{S}{2}$ 에서의 조건으로부터 상수 d_3 를 결정한다.

$$\begin{aligned} \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \sigma_x y dy &= \\ \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \left[-\frac{6\omega}{W^3} \left(-\frac{S^2}{4} y - \frac{2}{3} y^3 \right) + d_3 y \right] y dy &= 0 \end{aligned}$$

이 식을 적분하여 d_3 를 구한다.

$$d_3 = \frac{3\omega}{2W} \left(\frac{S^2}{W^2} - \frac{2}{5} \right)$$

그러므로, 이것은 결국 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} \sigma_x &= -\frac{6\omega}{W^3} \left(x^2 y - \frac{2}{3} y^3 \right) + \frac{3\omega}{2W} \left(-\frac{S^2}{W^2} - \frac{2}{5} \right) y \\ &= \frac{\omega}{2I} \left(\frac{S^2}{4} - x^2 \right) y + \frac{\omega}{2I} \left(\frac{2}{3} y^3 - \frac{W^2}{10} y \right) \dots \dots (2) \end{aligned}$$

이 식의 제 1 항이 일반적인 휨의 기본 이론에서 얻어지는 응력을 나타내고, 제 2 항은 그 보정량을 나타내는 것이다. 이 보정항은 x 에 무관하며, 보의 지간이 보 높이에 비하여 클 때는 최대 휨 응력에 비하여 작은 값이 된다. 그와 같은 보에서는 휨의 기본 이론에 의하여 충분히 정확한 응력 σ_x 의 값을 구할 수가 있다. 식 (1)의 풀

이는 양단 $x = \pm \frac{S}{2}$ 에 있어서 수직력의 분포

가 $\bar{X} = \pm \frac{6\omega}{W^3} \left(\frac{2}{3} y^3 - \frac{W^2}{10} y \right)$ 를 따

를 경우, 즉 양단에서의 수직력이 식 (2)의

$x = \pm \frac{S}{2}$ 에 대한 σ_x 와 같을 때에만 정확한

해라는 것을 주목해야만 한다. 이들 힘의 합력 및 모멘트 합은 모두 0이다. 따라서 Saint-Venant의 원리에서 양단으로부터 충분히 떨어진 곳, 즉 보 높이 치수보다 멀리 떨어진 곳에서는 이 응력의 분포의 영향은 무시할 수가 있다. 따라서 그와 같은 점에 있어서는 힘 \bar{X} 가 0인 경우에 식 (2)는 충분히 정확하다.

식 (2)의 정밀해와 근사해의 차이 즉 식 (3)의 첫 항은 근사해를 유도할 때 보의 축방향의 요소가 단순 인장상태에 있다고 가정한데 따르는 것이다. 해 (d)로부터 요소간의 압축응력 σ_y 가 작용한다는 것을 알 수 있다. 이 응력이 식 (2)의 우측 제 2항에 표시된 보정항을 주는 것이다. 그림 3(c)는 이 압축응력 σ_y 의 보 높이 방향의 분포를 나타낸 그림이다. 보의 단면에 걸쳐 (d)의 제 3식에서 표시된 전단응력 τ_{xy} 의 분포는 기본 이론에 따르는 것과 일치한다.

분포하중 ω 대신에 자중만이 작용하는 보에 있어서, 그 해는 식 (2)와 식(d)의 제2식, 제3식에 $\omega = \rho g W$ 를 대입하여 다음식



$$\sigma_x = 0, \quad \sigma_y = \rho g \left(\frac{W}{2} - y \right), \quad \tau_{xy} = 0 \quad \dots \dots \dots (e)$$

과 같은 응력을 첨가하여 수정해야 된다. 여기서, ρ 는 밀도, g 는 중력가속도이다.

(e)의 응력 분포는 응력함수 $\varphi = 1/6 \rho g$ $\left(y^3 + \frac{3W}{2} x^2 \right)$ 로부터 구할 수가 있다. 따라서 이것은 자중과 경계면의 힘에 의하여 일어날 수 있는 응력 상태를 나타내고 있다.

$y = -\frac{W}{2}$ 인 상단에서 $\sigma_y = \rho g W$ 가 되고,

하단 $y = \frac{W}{2}$ 에서 $\sigma_y = 0$ 이 된다. 이와 같이 응력 (e)가 앞의 해에 $\omega = \rho g W$ 가 가해진 것이라면 양단의 응력은 0이 되고 보의 하중은 자중만이 된다.

변위 u, v 는 같은 방법으로 계산할 수가 있다. 보의 중앙 단면의 중심 ($x=0, y=0$)에 있어서 수평방향 변위가 0이며, 수직방향 변위가 처짐 δ 와 같다고 가정하면 (d)와 식 (2)의 풀이를 사용하여 다음 식을 얻는다.

$$u = \frac{\omega}{2EI} \left[\left(\frac{S^2}{4} x - \frac{x^3}{3} \right) y + x \left(\frac{2}{3} y^3 - \frac{W^2}{10} y \right) + \nu x \left(\frac{1}{3} y^3 - \frac{W^2}{4} y + \frac{W^3}{12} \right) \right]$$

$$v = -\frac{\omega}{2EI} \left\{ \frac{y^4}{12} - \frac{W^2}{8} y^2 + \frac{W^3}{12} y + \nu \left[\left(\frac{S^2}{4} - x^2 \right) \frac{y^2}{2} + \frac{y^4}{6} - \frac{W^2}{20} y^2 \right] \right\} - \frac{\omega}{2EI} \left[\frac{S^2 x^2}{8} - \frac{x^4}{12} - \frac{W^2 x^2}{20} + \left(1 + \frac{1}{2} \nu \right) \frac{W^2 x^2}{4} \right] + \delta$$

여기서 ν 는 포아슨비이다.

이 u 의 식으로부터 보의 중립면은 중심선에 있지 않다는 것을 알 수가 있다 압축응력

$(\sigma_y)_{y=0} = -\frac{\omega}{2}$ 에 의하여 중심선은 인장

변형을 $\frac{\nu \omega}{2E}$ 를 받고, 다음식을 얻는다.

$$(u)_{y=0} = \frac{\nu \omega x}{2E}$$

v 의 식으로부터 다음의 처짐곡선식을 얻는다.

$$(u)_{y=0} = \frac{\nu \omega x}{2E}$$

$$(v)_{y=0} = \delta - \frac{\omega}{2EI} \left[\frac{S^2 x^2}{8} - \frac{x^4}{12} - \frac{W^2 x^2}{20} + \left(1 + \frac{1}{2} \nu \right) \frac{W^2 x^2}{4} \right] \quad \dots \dots \dots (f)$$

중심선의 양단 $x = \pm \frac{S}{2}$ 에서 처짐이 0이라고 가정하면 다음식을 얻는다.

$$\delta_{ild} = \frac{5}{24} \frac{\omega S^4}{16EI} \left[1 + \frac{12}{5} \frac{W^2}{S^2} \left(\frac{4}{5} + \frac{\nu}{2} \right) \right] \dots \dots (g)$$

대괄호 앞의 계수는 보의 단면이 힘을 받을 동안 평면을 유지하고 있다고 가정하여 유도되는 기본 이론에서의 처짐이다. 대괄호 속의 제2항은 전단력의 영향(effect of shearing force)을 나타내는 보정항이다.

탄성계수 E 와 포아슨비 ν 의 영향을 받는 항을 구체적으로 표현하기 위하여 본 연구에서 사용한 장방형 시험편의 단면 2차모멘트

$I = \frac{BW^3}{12}$ 을 식 (g)에 대입하여 전개하면 다음과 같다.

$$\delta_{ild} = \frac{1}{E} \frac{PS^3}{4BW^3} \left[\frac{5}{8} \frac{\omega S}{P} + \left(\frac{6}{5} + \frac{3}{4} \nu \right) \frac{\omega S}{P} \left(\frac{W}{S} \right)^2 \right] \quad \dots \dots \dots (3)$$

한편 집중하중을 받는 보에서 생기는 처짐 δ_{ilc} 는 Karman(1927)과 Seewald(1927)에 의하여 수행되었다. 그림 4는 집중하중에 의한 작용점 근

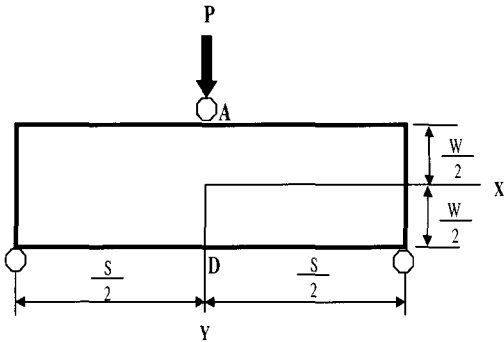


그림 4. Concentrated force acting on a beam

처의 응력 분포를 구하기 위하여 지간 S, 폭 B (단위폭) 그리고 높이 W의 보에 집중하중 P가 작용하는 것을 나타낸 것이다.

Karman(1927)은 무한히 긴 보를 생각하고 거기에 일직선 경계의 2개의 접근하는 점에 2개의 크기가 같고 방향이 반대인 우력이 작용하는 반 무한 판의 해를 이용했다. 이 방법으로 유도된 보의 하부의 응력은 무한히 긴 보의 경우 삼각함수로 쓰여진 풀이를 이용하면 소거할 수가 있다. 이와 같이 하여 Karman은 수식 (4)의 응력함수를 얻었다.

이 방법은 그림 4와 같이 집중하중 P가 작용하는 보의 경우에 대하여 Seewald에 의해 적용되었다. 그는 응력 σ_x 가 2개의 부분으로 분리될 수가 있다는 것을 보여 주었다. 즉 하나는 보통의

일반적인 보 공식에 의하여 계산되는 것, 다른 하나는 하중의 작용하는 점 가까이의 국부적 효과를 나타내는 것이다. σ_x 라고 부르는 후자는

$\beta \frac{2P}{W}$ 의 형태로 표시된다. 여기서 β 는 국부응력이 계산되는 점의 위치에 의하여 결정되는 상수이다. 다른 두 개의 응력 성분 σ_x 와 τ_{xy} 는 또한 $\beta \frac{2P}{W}$ 의 형태로 표시할 수가 있다. 이러한 식으로부터 국부 응력은 하중이 작용하는 점에서의 거리가 멀어짐에 따라 급격하게 감소되고 그 거리가 보의 높이와 같은 곳에서는 보통 무시할 수 있고 처짐 곡선의 처짐 및 곡률은 기초 보 이론으로 주어지는 것과 집중 하중 P에 의하여 주어진다라는 것을 알 수 있다. 중앙선의 부가적 곡률은 다음의 식으로 표시된다.

$$\frac{1}{\gamma} = \lambda \frac{4P}{EW^2} \dots\dots\dots (5)$$

여기서 λ 는 보의 길이에 따른 변수이다. 보의 높이의 1/2보다 멀리 떨어진 단면에서의 부가적 곡률은 무시할 수가 있으므로 본 연구에서는 고려하지 않는다.

곡률에 대한 이 같은 국부적인 영향 때문에 변화곡선의 두개의 부분 AB 및 AC는 다음에 표시하는 각도를 이룬다 (그림 5).

$$\begin{aligned} \varphi = & \frac{Ma}{\pi} \int_0^\infty \frac{\left(\frac{\theta W}{2} \cosh \frac{\theta W}{2} + \sinh \frac{\theta W}{2} \right) \cdot \cosh \theta y - \sinh \frac{\theta W}{2} \sinh \theta y \cdot \theta y}{\sinh \theta W + \theta W} \cos \theta x d \theta \\ & - \frac{Ma}{\pi} \int_0^\infty \frac{\left(\frac{\theta W}{2} \sinh \frac{\theta W}{2} + \cosh \frac{\theta W}{2} \right) \cdot \sinh \theta y - \cosh \frac{\theta W}{2} \cosh \theta y \cdot \theta y}{\sinh \theta W - \theta W} \cos \theta x d \theta \end{aligned} \dots\dots\dots (4)$$

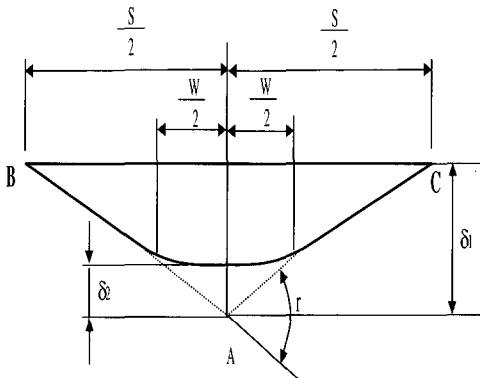


그림 5. Deflection of a small further correction δ_2

$$r = \frac{2P}{W} \left(\frac{3}{4G} - \frac{3}{10E} - \frac{3\nu}{4E} \right) \dots\dots\dots (h)$$

여기에 대응하는 처짐은

$$\delta_1 = \frac{rS}{4} = \frac{PS}{2W} \left(\frac{3}{4G} - \frac{3}{10E} - \frac{3\nu}{4E} \right)$$

$$\delta_2 = 0.21 \frac{P}{E} \dots\dots\dots (i)$$

따라서 중앙점에서의 처짐은 기본 역학에 의한 처짐 δ_0 와 극부 효과에 의한 처짐 δ_1 과 δ_2 의 합이 된다.

$$\delta_{ilc} = \delta_0 + \delta_1 - \delta_2$$

$$= \frac{PS^3}{48EI} + \frac{PS}{2W} \left(\frac{3}{4G} - \frac{3}{10E} - \frac{3\nu}{4E} \right) - 0.21 \frac{P}{E}$$

..... (6)

상술된 식을 등분포하중을 받는 보의 처짐 식과 같은 형태로 표현하면 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\delta_{ilc} = \frac{1}{E} \frac{PS^3}{4BW^3}$$

$$\times \left[1 + \left(\frac{3}{2} \nu + \frac{12}{5} \right) \left(\frac{W}{S} \right)^2 - 0.84 \left(\frac{W}{S} \right)^3 \right]$$

..... (j)

Karihaloo와 Nallathambi (1989)는 초기균열이 있는 보의 처짐 δ_{i2} 를 유한요소법을 이용하여 계산하였으나 본 연구에서는 초기 균열이 있는 보에 축적된 총 변형률에너지 (U)를 이용하여 구하였다. 즉, 처짐 δ_{i2} 는 카스틸리아노 정리를 사용하여 총 변형률에너지 (U)에 대하여 하중 P를 편미분하여 계산한다. 단위 균열성장량 ∂a 에 대한 변형률에너지 (U)의 해방량은 응력확대 계수 K_I 로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial U}{\partial a} = B \frac{K_I^2}{E} \dots\dots\dots (7)$$

식(7)에 $K_I = \sigma_0 \sqrt{a} F_1(\alpha)$ (Karihaloo and Nallathambi(1989))을 대입하여 적분하면 다음과 같다.

$$U(\alpha) = \sigma_0^2 \frac{B W^2}{E} F_2(\alpha) \dots\dots\dots (8)$$

여기서, $F_2(\alpha) = \int_0^\alpha \alpha F_1^2(\alpha) d\alpha$

$$F_1(\alpha) = A_0 + A_1\alpha + A_2\alpha^2 + A_3\alpha^3 + A_4\alpha^4 \dots\dots\dots (8-1)$$

식 (8-1)에서 α 는 a/W 이고, 계수 A_i 는 Brown이 제안한 선형 보간법으로 $S/W=4$ 와 8인 경우에 대하여 구한 값이다.

따라서 식 (8)에 카스틸리아노 정리를 적용하면 집중하중 P로 인한 처짐 δ_{i2} 를 구할 수 있다.

$$\delta_{i2} = \frac{\partial}{\partial P} \left(\frac{B W^2 \sigma_0^2}{E} F_2(\alpha) \right)$$

$$= \frac{B W^2}{E} F_2(\alpha) \frac{\partial}{\partial P} (\sigma_0^2) \dots\dots\dots (9)$$

3점 휨 시험에 대한 공칭응력은 다음과 같이



구할 수 있으며 이 식에 $\frac{\partial}{\partial P}(\sigma_0^2)$ 를 대입하면 다음과 같다.

$$\sigma_0 = \frac{3(P + \omega S/2)S}{2BW^2} \dots\dots\dots (10-1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial P}(\sigma_0^2) &= \frac{\partial}{\partial P} \left(\frac{3(P + \omega S/2)S}{2BW^2} \right)^2 \\ &= \frac{\partial}{\partial P} \left(\frac{9(P + \omega S/2)^2 S^2}{4B^2 W^4} \right) \\ &= \frac{9}{4} \frac{S^2}{B^2 W^4} 2(P + \omega S/2) \dots\dots\dots (10-2) \end{aligned}$$

식 (10-2)를 식 (9)에 대입하면 δ_{i2} 를 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \delta_{i2} &= \frac{BW^2}{E} F_2(\alpha) \cdot \frac{9}{4} \frac{S^2}{B^2 W^4} 2 \left(P + \frac{\omega S}{2} \right) \\ &= \frac{9}{2} \frac{1}{BE} \left(\frac{S}{W} \right)^2 \left(P + \frac{\omega S}{2} \right) \cdot F_2(\alpha) \\ &= \frac{9}{2} \frac{P}{BE} \left(1 + \frac{\omega S}{2P} \right) \left(\frac{S}{W} \right)^2 F_2(\alpha) \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

식 (3)의 δ_{i1d} 와 식 (6-j)의 δ_{i1c} 및 식 (11)을 중첩하면 자중에 의한 등분포하중과 집중하중을 받는 초기균열이 있는 보의 스패ん 중앙부 처짐 δ_i 를 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \delta_i &= \frac{1}{E} \frac{P_i S^3}{4BW^3} \left[\left(\frac{3}{2} + \frac{3}{4} \frac{\omega S}{P_i} \right) \left(\frac{W}{S} \right)^2 \nu \right. \\ &\quad \left. + 1 + \frac{5}{8} \frac{\omega S}{P_i} + \left(\frac{6}{5} \frac{\omega S}{P_i} + \frac{12}{5} \right) \left(\frac{W}{S} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. - 0.84 \left(\frac{W}{S} \right)^3 \right] + \frac{9}{2} \frac{P_i}{BE} \left(1 + \frac{\omega S}{2P_i} \right) \left(\frac{S}{W} \right)^2 F_2(\alpha_0) \\ &\dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

여기서 $\alpha_0 = a_0 / W$, $a_0 =$ 초기 균열 길이이다.

식 (12)의 P_i 대신에 최대하중 P_{max} 을

대입하면 P_{max} 에 상당하는 δ_P 를 결정할 수 있으며 이 값은 유효 균열길이 a_e 를 결정하는데 사용된다. 즉, 초기균열 a_0 를 가진 보 강성은 최대하중 P_{max} 에 이를 때까지 변하지 않을 것이라 생각하면 식 (12)는 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \delta_P &= \frac{1}{E} \frac{P_{max} S^3}{4BW^3} \left[\left(\frac{3}{2} + \frac{3}{4} \frac{\omega S}{P_{max}} \right) \left(\frac{W}{S} \right)^2 \nu \right. \\ &\quad \left. + 1 + \frac{5}{8} \frac{\omega S}{P_{max}} + \left(\frac{6}{5} \frac{\omega S}{P_{max}} + \frac{12}{5} \right) \left(\frac{W}{S} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. - 0.84 \left(\frac{W}{S} \right)^3 \right] + \frac{9}{2} \frac{P_{max}}{BE} \left(1 + \frac{\omega S}{2P_{max}} \right) \left(\frac{S}{W} \right)^2 F_2(\alpha_e) \\ &\dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

여기서, $F_2(\alpha_e) = \int_0^{\alpha_e} \alpha F_1^2(\alpha) d\alpha$,

$\alpha_e = a_e / W$, $F_1(\alpha)$ 는 식 (8-1)로 표현된다.

초기균열이 있는 보에 대한 초기 탄성계수 E 는 식 (14)를 이용하여 계산할 수 있으며 이는 식 (1)의 고유 ECM 모델과 비교하면 ν 항이 추가된 것을 알 수 있다.

$$\begin{aligned} E &= \frac{P_i S^3}{4B \delta_i W^3} \left[\left(\frac{3}{2} + \frac{3}{4} \frac{\omega S}{P_i} \right) \left(\frac{W}{S} \right)^2 \nu \right. \\ &\quad \left. + 1 + \frac{5}{8} \frac{\omega S}{P_i} + \left(\frac{6}{5} \frac{\omega S}{P_i} + \frac{12}{5} \right) \left(\frac{W}{S} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. - 0.84 \left(\frac{W}{S} \right)^3 \right] + \frac{9}{2} \frac{P_i}{B \delta_i} \left(1 + \frac{\omega S}{2P_i} \right) \left(\frac{S}{W} \right)^2 F_2(\alpha) \\ &\dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

초기값으로 보의 $\alpha_0 = a_0 / W$ 을 이용하여 $F_2(\alpha_e)$ 은 계산되고 이 값과 P_{max} 과 δ_P 를 식 (13)에 대입하면 새로운 탄성계수 E^* 를 구한다. 보통 첫 번째 반복 단계의 경우 E^* 는 초기탄성계수 E 보다 적다. 초기균열 깊이를 $\Delta \alpha$



=0.001만큼씩 증가시켜 E^* 가 $E \pm \epsilon(0.5\%)$ 에 이를 때까지 상술한 과정을 반복한다. 이러한 단계를 걸친 최종 α 값이 α_e 가 된다.

3. 실험

3.1 재료

본 연구에서 개발된 식 (14)에 의한 탄성계수 변화를 확인하기 위하여 실험을 수행하였다. 사용된 결합재는 우리나라 중부지역에서 널리 사용하고 있는 국내에서 생산되는 침입도 등급 85-100인 AP-3 아스팔트를 사용하였다.

골재는 중부지역에 분포가 많은 편마암 굵은골재와 잔골재로써交通部 밀입도(19mm) 규격에 적합한 아스팔트 혼합물 제조에 사용되었다(도로표준설계....., 1996, 포장 균열 및....., 1997). 표 1은 사용된 골재의 물리적 특성을 보여준다.

일반적으로 폴리머 개질은 아스팔트의 온도 민감성을 줄여 주는 것으로 알려져 있어 아스팔트를 폴리머로 개질한다. 결합재의 개질을 위해 개질 효과가 보다 우수한 것으로 판명되고 외국에서도 많이 사용되는 LDPE(Low-density polyethylene)와 SBS(Styrene-butadiene-styrene)를 사용하였다. LDPE와 병행하여 카본블랙(Carbon black: CB)을 사용하였다. 이는 페타이로부터 추출된 것으로 국내에서 생산되는 외형이 고운 분말이고 검은 색이다.

표 1. Physical properties of gneiss coarse aggregate

Classification	Specification	Gneiss
Specific gravity	> 2.5	2.72
Abration (%)	< 35	18.1
Absorption (%)	< 3.0	0.7

본 연구에서 혼합물중의 각 개질재의 혼합 비율은 아스팔트 함량의 중량비로 LDPE와 CB는 각각 6%와 10%, LDPE 4% + SBS 3%, SBS 5%를 사용하였다. 각 혼합물의 용어 정의는 표 2와 같다.

표 2. Definition of Mixtures

Abbreviation	Description
AP	Normal asphalt mixture without any polymer(control)
LC	Asphalt mixture with LDPE 6% plus Carbon block 10%
LS	Asphalt mixture with LDPE 4% plus SBS 3%
SB	Asphalt mixture with SBS 5%

3.2 시험 방법

본 연구에서는 아스팔트 콘크리트의 휨과괴 거동 측정을 위해 3점 휨 시험을 수행하였다. 배합 설계를 통하여 결정된 각 혼합물의 최적 아스팔트함량을 3점 휨 시험용 슬래브 공시체 배합에 이용하였다. 슬래브 공시체의 크기는 55mm × 240mm × 340mm로서 이 슬래브는 3점 휨 시험을 위해 폭(B) 55mm × 높이(W) 75mm × 길이(L) 340mm의 크기의 보로 만들기 위하여 절단기를 이용하여 길이 방향으로 잘랐다. 시험용 공시체에는 초기균열(ao)대 보 높이의 비(ao/W)가 0.2와 0.4가 되도록 폭 2mm, 깊이 15mm와 30mm의 초기균열을 절단기를 이용하여 만들었다.

제조된 아스팔트 콘크리트 보 는 약 24시간 동안 25°C 온도에 놓아 둔 후, 저온조 (Environmental chamber)에 넣어 각각 -10°C, -20°C, -30°C에서 공시체를 48시간 보관 후 꺼내어 같은 온도에서 바로 시험을 수행하였다. 3점 휨 시험을 위해 이용된 장비는 Instron 8516 만능 재료시험기이고 시험기에 설치된 저온 챔버의 온도는 액



화 질소를 사용하여 조절하였다.

하중재하 속도는 1분에 보의 바닥에서 0.1mm의 수평 변위가 생기도록 선정하였다(Kim and Hussein, 1995). 따라서 정하중을 일정한 재하속도 3.34923mm/min로 가하였으며 하중-처짐 데이터를 컴퓨터를 통하여 획득하였다. 1개의 LVDT를 보 하면의 초기균열 바로 옆에 설치하여 보의 중앙부 처짐을 측정하는데 이용하였다.

공시체 제작시 보의 높이에 미소한 차이가 생김으로 파괴 후 정확한 보의 높이와 초기균열 깊이(ao)를 각 공시체마다 정밀하게 측정하였다. 각 공시체 별 하중-처짐 곡선으로부터 P_i , P_{max} , δ_i , δ_{max} 를 구하여 앞서 수중균열모델식에서 포아슨 비 변화에 따른 적용 모델의 E 를 계산하는데 사용하였다. 여기서 P_i 와 δ_i 는 직선구간이 끝나는 점에서의 하중과 처짐값으로 이점까지 보는 선형 탄성 거동을 하며 이점 이후는 균열 성장이 시작되면서 비선형 거동을 하는 것으로 본다(그림 2).

또한 아스팔트 콘크리트의 포아슨 비는 온도에 따라 크게 변화한다. 일반적으로 고온인 60°C에서는 그 값이 약 0.5정도로부터 빙점에 가까운 온도에서는 0.25 정도가 되는 것으로 알려져 있다. 하지만 빙점이하 저온에서의 포아슨 비는 널리 알려져 있지 않다. 따라서 본 연구에서는 -5°C, -10°C, -20°C, -30°C, -35°C로 하여 저온 영역에서 포아슨 비를 측정하였으며 자세한 방법은 문헌(김광우 등 1999)에 제시되어 있다.

4. 결과 및 고찰

사용된 각 아스팔트 혼합물의 OAC 및 기본 특성은 표 3과 같고 수행된 시험 결과로부터 얻어진 data를 이용하여 식 (1)에 의해 탄성계수를 구한 값이 표 4에 제시되었다. 이표에서 보는 바와 같이 식 (1)의 사용은 포아슨 비의 변화가 고려될 수 없으므로 탄성계수가 재료별 온도별로

단일 값으로 나타났다.

표 3. Fundamental properties of asphalt concretes

Property	AP	LC	LS	SB
OAC(%)	4.8	4.5	5.1	5.1
Air Void(%)	3.78	4.49	3.1	3.4
VFA(%)	74.86	69.9	79.35	79.28
Stability(kgf)	1618	1781	1562	1407
Flow(0.01cm)	27	32	33	37
ITS(kgf/cm ²)	8.3	8.9	12.2	9.7
Stiffness index(kgf/mm)	450	420	560	440

표 4. Elasticity of various asphalt concrete (kgf/cm²)

Temp.	AP	LC	LS	SB
-10°C	5181.23	4139.18	5341.52	3182.27
-20°C	5315.47	6995.87	9039.96	4270.71
-30°C	5859.41	8612.96	12595.59	7428.65

온도별 개질아스팔트별에 따른 포아슨 비의 측정 결과를 표 5에 나타내었다.

일반적으로 아스팔트 콘크리트의 포아슨 비는 0.1부터 0.5사이에서 걸쳐 변화하는 것으로 가정하였으며(Yoder and Witzak, 1975), 본 연구에서 측정된 결과는 모두 영하의 온도에서 0.12 ~ 0.25 사이에 있는 것으로 나타났다. 특히 일반 아스팔트 (AP) 콘크리트가 온도에 따른 차이가 가장 크고 개질 아스팔트 콘크리트가 재료별 재료

표 5. Poisson's ratio of various asphalt concretes by temperatures (kgf/cm²) (권승준 1999)

Temp.	AP	LC	LS	SB
-5°C	0.25	0.20	0.21	0.18
-10°C	0.21	0.16	0.18	0.13
-20°C	0.17	0.15	0.17	0.12
-30°C	0.17	0.15	0.17	0.12
-35°C	0.17	0.15	0.17	0.12



별로 차이는 있으나 온도에 따른 차이가 다소 적었다.

그림 6은 3점 휨 시험에서 온도 변화에 따른 휨강도의 변화를 나타낸다. 그림은 $a_0/W=0.2$ 와 0.4의 평균값을 나타냈으며, 그림에서 보듯이 AP의 휨강도는 -5°C 에서 -10°C 사이에서 미세하지만 다소 증가되었다가 -20°C 에서는 저하되는 전형적인 일반 아스팔트 콘크리트의 저온 강도 특성 변화 형태를 보여준다. 이와 같은 현상은 CGRA (1971)에 의해 이론적으로 제시되고 Kim and El Hussein (1995, 1997)에 의해 실제 실험에 의해 확인되었다. 그 이유는 시차열 수축 (Differential thermal contraction)에 의한 내부 미세균열의 발생 때문인데 이러한 균열 현상도 -20°C 이하의 저온에서 일반 아스팔트 콘크리트에서 발견되어 (El Hussein et al., 1998) 실제 확인되었다.

한편 AP가 -10°C 이하에서 강도가 저하되고 -30°C 이하에서 아주 낮아진데 비해 개질 아스팔트 콘크리트들은 -20°C 까지도 강도가 유지되거나 더 증가되는 현상을 보여주고 있다. 그리고 개질 아스팔트 콘크리트는 $-30^{\circ}\text{C} \sim -35^{\circ}\text{C}$ 에서도 상당 수준의 강도를 유지하는 것으로 나타나 개질 아스팔트가 -20°C 가 지나도록 시차열수축이 발생

하지 않아 저온에서 혼합물에 상당히 중요한 역할을 하는 것으로 보여진다.

그림 7은 식 (14)와 표 5의 포아송비를 이용하여 3점 휨 시험을 통해 얻어진 data를 이용하여 탄성계수를 산정한 것을 보여준다. 그림에서 보듯이 탄성계수는 온도가 낮아짐에 따라 모든 혼합물에서 증가되었는데 모두들 -30°C 에서 최고를 이루고 -35°C 에서 다소 낮아지는 양상을 보였다. 전반적으로는 개질 아스팔트 콘크리트의 값들이 AP에 비해서는 높게 나타나 개질제가 혼합물의 탄성을 다소 높이는 것으로 보였다. 그 중 LS 혼합물의 탄성계수가 전반적으로 가장 높았는데 이는 두가지 폴리머를 함께 섞어서 만든 개질에 따른 현상으로 향후 더 깊이 있게 연구해 보아야 할 부분으로 생각된다.

한편 여기에서 구한 E 값을 표 4의 경우와 비교하면 LS가 -30°C 에서 그림 7에서는 약 $14,000\text{kgf/cm}^2$ 인데 비해 표 4에서는 약 $12,600\text{kgf/cm}^2$ 으로 차이가 남을 알 수 있다. 그외의 값들도 식 (1)을 사용한 표 4와 식 (14)를 사용한 그림 7에서 다소 차이가 있음을 볼 수 있다.

그림 8은 온도에 따른 파괴시 공시체 하단의 수평 변형률을 나타낸다. 이 경우 모든 재료들은 -10°C 에서 최대 변형률을 보이고 그 이하 온도에

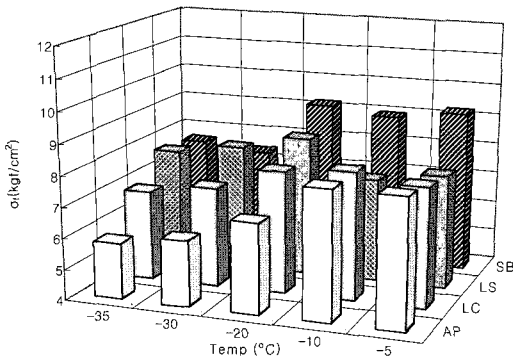


그림 6. Flexural strength of various asphalt concretes at low temperatures

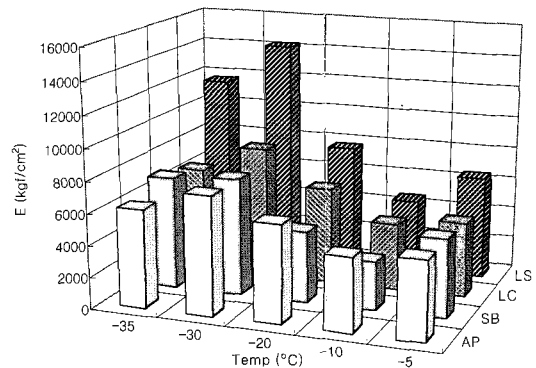


그림 7. Elasticity of various asphalt concretes at low temperatures

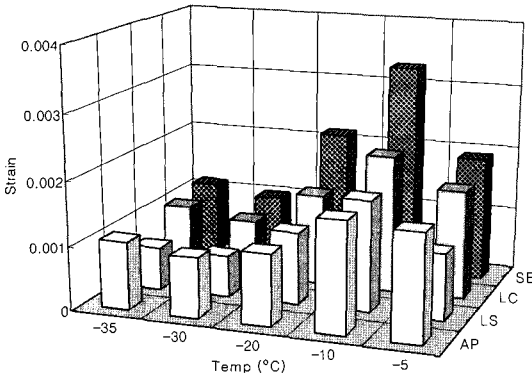


그림 8. Horizontal strain at the bottom of specimen for various asphalt concretes at low temperatures

서 줄어드는 흥미로운 현상을 보였다. 또한 탄성계수가 가장 낮았던 SB(SBS)가 역시 변형률도 가장 컸으며 탄성계수가 가장 높았던 LS의 변형률이 전반적으로 가장 낮게 나타났다. 이를 통해 앞서 보여준 탄성계수가 재료의 성질인 포아슨 비를 고려하여 계산됨에 따라 변형률과의 관계를 통해서도 잘 설명이 될 수 있는 것으로 판단된다.

이와 같이 재료의 포아슨 비의 차이를 고려하여 탄성계수를 계산할 수 있으나 고유의 ECM 모델은 이의 변화를 고려할 수가 없어 포아슨 비의 차이가 많이 나는 아스팔트 콘크리트의 계산의 적용에 근본적으로 문제를 가지고 있었다.

한편 아스팔트 콘크리트의 탄성계수는 온도가 -10°C 에서 -30°C 로 낮아질수록 현저하게 증가되었는데 이는 재료의 stiffness가 증가되기 때문인 것으로 판단된다. 또한 탄성계수의 크기는 일반적으로 개질아스팔트 콘크리트가 더 높고 일반아스팔트 재료가 더 낮아 개질아스팔트 콘크리트가 저온에서 변형저항성이 더 크다는 것을 알 수 있었다.

5. 결론

본 연구에서는 포아슨 비의 변화를 고려하여

아스팔트 콘크리트의 저온 특성을 산정하기 위하여 ECM 모델을 수정하여 포아슨 비의 항이 제시된 식을 개발하였다. 또한 아스팔트 콘크리트의 탄성계수, 휨강도 거동 및 변형률을 저온에서 고찰한 바 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 포아슨 비를 고려한 탄성계수와 고려하지 않은 탄성계수의 값이 차이가 보임을 알 수 있었다. 따라서 본 연구에서 개발한 포아슨 비를 고려한 수정 ECM 모델은 유효중하에 아스팔트 콘크리트 포장의 휨인장 변형 거동을 규명하는데 중요한 탄성계수를 보다 정확히 산정하기 위해서는 기존식보다 더 유용함을 알 수 있었다.
2. 일반 아스팔트 콘크리트의 휨강도는 -10°C 이하에서 강도가 저하되어 그 이하로 내려갈수록 더 낮아짐을 보이는 반면에 개질 아스팔트 콘크리트들은 -20°C 까지도 강도가 유지되거나 더 증가되는 것으로 나타났다. 이는 개질 아스팔트가 저온에서 혼합물에 상당히 중요한 역할을 하는 것으로 판단되었다.
3. 전반적으로 전반적으로 개질 아스팔트 콘크리트의 탄성계수 값들이 일반아스팔트 콘크리트에 비해 높게 나타나 개질제가 혼합물의 탄성을 다소 증가시켜 주는 것으로 판단되었다. 또한 파괴시 공시체 하단의 수평 변형률은 탄성계수가 재료의 성질인 포아슨 비를 고려하여 계산됨에 따라 변형률과의 관계를 통해서도 잘 설명되는 것으로 판단된다.

참고문헌

1. 권승준, (1999) "폴리머 개질 역청 콘크리트의 저온 파괴 특성," 박사학위논문, 강원대학교 대학원.
2. 김광우, 권승준, 도영수, 이상범, (1999), "폴리머 개질 아스팔트의 포아슨 비에 관한 실험적 연구," 한국농공학회논문집 제 41권 5호.



3. "도로표준설계 시공지침." (1996), 건설교통부.
4. "포장균열 및 노면반사균열 억제방안 연구." (1997) 한국도로공사 연구보고서.
4. El Hissein, H. M., Kim, K. W. and Ponniah, J., (1998), "Asphalt concrete damage associated with extreme low temperature." *Journal of Materials in Civil Engineering*, ASCE, vol. 10, No. 4.
5. Karihaloo, B. L. and Nallathambi, P., (1989) "An improved effective crack model for the determination of fracture toughness of concrete," *Cement and Concrete Research*, Vol. 19, pp. 603-610.
6. Karihaloo, B. L. and Nallathambi, P., (1990) "Effective crack model for the determination of fracture toughness of concrete," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 35, No 4/5, pp 637-645.
7. Karman, T. V.,(1927) *Abhandl. Aerodynam. Inst., Tech. Hochschule, Aachen*, Vol. 7, p 3.
8. Kim, K.W. and El Hussein H. M., (1995) "Effect of differential thermal contraction on fracture toughness of asphalt materials at low temperatures," *Journal of AAPT*, Vol. 64.
9. Kim, K. W. and El Hussein, M., (1997) "Variation of fracture toughness of asphalt concrete under low temperatures," *Construction and Building Materials*, Vol. 11, Nos. 7-8, pp 403-411.
10. King G. N., Muncy H. W. and Prudhomme, J. B. (1986) "Polymer modification: binder's effect on mix properties," *Proceedings of the AAPT*, Vol. 55, pp 519~537.
11. Seewald, F., (1927) *Abhandl. Aerodynam. Inst., Tech. Hochschule, Aachen* vol. 7, p 11.
12. Lee, N. K. and Hesp, S. A., (1994) "Low temperature fracture toughness of polyethylene modified asphalt binders," Paper No. 940185, 73rd Annual Meeting, Transportation Research Board, Washington, D. C.
13. Yoder and Witczak. (1975) "Principles of pavement design," 2nd edition.

(접수 : 2001. 1. 9.)