



윤하중에 의한 강바닥판 교면포장의 종방향균열 관련 수치해석법 개발

정진석¹ · 정명락² · 옥창권³ · 이원태⁴ · 김문영^{5*}

¹주임, 삼성물산, 토목사업부, ²박사수료, 성균관대학교, 건설환경 시스템 공학과, ³책임연구원, 한국도로공사, 도로교통 연구원, ⁴수석연구원, 한국도로공사, 도로교통 연구원, ⁵교수, 성균관대학교, 건설환경 시스템 공학과

Local Deformation Analysis of the Orthotropic Steel Bridge Deck Due to Wheel Loadings Using FSM and FEM

Jeong, Jin Seok¹, Jung, Myung Rag², Ock, Chang Kwon³, Lee, Won Tae⁴, Kim, Moon Young^{5*}

¹Chief, Dept. of Civil Infra-structure, Samsung C&T Corporation

²Ph.D candidate, Dept of Civil and Environmental Engineering, Sungkyunkwan University

³Ph.D, Korea Expressway Corporation Research Institute

⁴Senior Researcher, Korea Expressway Corporation Research Institute

⁵Professor Dept of Civil and Environmental Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon, 16419, Korea

Abstract - Longitudinally structural cracks are sometimes observed in the pavement on steel plate deck bridges because traffic truck loadings can cause large local deformations of the thin deck plate stiffened by longitudinal and transverse beams. In this study, an improved finite strip method using flat-shell strip, prism, and link elements is presented to investigate local deformations of steel decks with pavements in which flexural and torsional stiffness effects of thin floor beams are rigorously taken into account. A simplified deck model extracted from steel plate-girder bridges is analyzed using the developed FSM and the commercial FE program, ABAQUS and also, their numerical results are compared and discussed.

Keywords - Steel deck plate, FSM, FEM, Pavement, Longitudinal crack, Cross beam

1. 서론

최근 국내외에서는 사장교, 현수교 등 케이블지지 교량건설이 증가하는 추세에 있다. 이러한 케이블지지 교량은 시간을 최대한 연장하고 고정하중을 저감시키기 위하여 대부분 강바닥판을 채용한다. 이 강바닥판은 주거더 복부뿐만 아니라 폐단면 종리브와 가로보가 부착되어 복잡한 구조상세를 형성한다. 이로 인하여 강바닥판의 피로균열이 발생할 수 있는데 이것에 대한 연구는 최근까지 매우 활발히 수행되어 피

로설계기준에 반영되었으며, 이에 대한 연구성과로 공병승 등(2004), 선창원 등(2008)을 언급할 수 있다.

한편 직교이방성 강바닥판은 콘크리트 바닥판에 비하여 두께가 매우 얇아 중차량이 통행할 때 주거더 복부상단이나 교축방향 종리브 상단에서 횡방향으로 국부적인 변형이 크게 발생한다. 이것이 강바닥판 위에 놓이는 교면포장에 심각한 종방향 균열(일본도로협회, 2000; Nishizawa, 2001)을 야기시킬 수 있다. 이러한 거동특성은 강바닥판 설계 시 가장 큰 문제점 중 하나이지만, 현재까지 국내에서 강바닥판 교면포장의 균열 및 파손에 대한 연구는 매우 미흡한 실정이다.

강바닥판 교면포장의 국부해석을 위하여 유한요소법이 가장 정확한 해석툴(Medani 등, 2008; Liu 등, 2008; Kim 등, 2014)로 알려져 있지만 모델링 및 해석에 많은 시간과 노력이 요구되기 때문에 본 연구에서는 상대적으로 매우 간편하면서 정확해를 제공하는 개선된 유한대판법을 제시하고자 한다.

Note.-Discussion open until February 28, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on January 12, 2016; revised March 18, 2016; approved on May 9, 2016.

Copyright © 2016 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-31-290-7544 Fax. +82-31-290-7549

E-mail. kmye@skku.edu

Cheung 등(1996)에 의해 개발된 유한대판법은 구조물의 한쪽 방향으로 일정한 형태를 가질 경우 그 방향으로 연속함수 즉 사인, 코사인 함수의 조합으로 사용하며 다른 방향으로는 요소를 분할하는 방식이다. 이 방법은 교량해석에 효과적으로 사용되었다. 특히, Nishizawa(2001) 등은 링크(link) 요소를 이용하여 교면포장을 포함하는 강바닥판 해석에 효과적으로 적용하였다. 하지만 이 연구에서 가로보의 효과가 누락되었고, 접착방수층의 영향이 불완전하게 고려되었다는 점을 언급할 수 있다.

이 논문은 강바닥판 포장균열해석을 위하여, 유한대판법 및 유한요소법을 각각 사용하여 가로보를 포함한 강바닥판 해석모델을 구축하고 윤하중에 대한 교축 직각방향 국부처짐 및 변형률을 비교, 해석하는 연구를 진행하였다. 특히, 유한대판법에서 스트립요소에 가로보의 3차원 효과를 효과적으로 반영하고, 아울러 링크요소를 이용하여 접착방수층의 영향을 합리적으로 고려함으로써 해석결과가 쉘요소를 이용한 매우 복잡한 3차원해석이 요구되는 유한요소법에 의한 결과와 비교하여 그 효용성을 입증하였다.

2. 유한대판법을 이용한 강바닥판 유한요소해석

일반적으로 윤하중을 받는 보강된 강바닥판 구조는 Fig. 1에 보는 바와 같이 두께가 얇은 강바닥판에 플레이트거더, 상자형 또는 유선형 박스거더와 폐단면 종리브가 종방향으로 부착되고, 이들에 직각방향으로 가로보가 일정한 간격으로 설치된다. 따라서 윤하중을 받는 강바닥판의 교축직각방향 변형도를 산정하기 위하여 종방향으로 충분한 거리를 취하여 양단에서 단순지지된다고 가정할 수 있다. 이 연구에서는 포장과 방수층, 가로보를 제외한 모든 부재를 2절점 평면-셸 스트립요소로 모델링하고, 가로보 강성효과는 박벽보 요소의 개념을 적용하는 방식으로 고려한다. 3차원 해석이 필요한 포장은 8절점 프리즘 요소로, 방수층은 4절점 링크

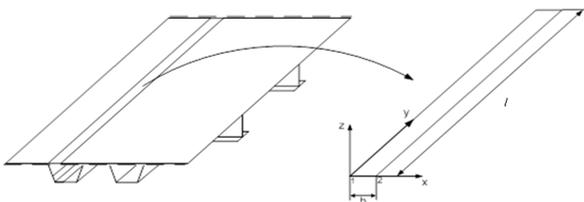


Fig. 1. Structure of orthotropic steel decks and 2 node plate-shell strip element

요소로 모델링 한다.

2.1 2절점 평면-셸 스트립요소

Fig. 1에 보이는 국부좌표계 (x, y, z) 에서 2절점 평면-셸 스트립요소를 생각한다. 요소의 종방향 길이와 두께는 각각 l, t 로 나타내고 양단은 단순지지로 가정한다. 이때, 판두께의 중앙에서 평면응력상태를 나타내는 면내변위 u, v 와 휨거동을 보이는 면외변위 w 는 각각 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$\begin{aligned} u(x,y) &= u_m(x) \sin \frac{m\pi y}{l} \\ v(x,y) &= v_m(x) \cos \frac{m\pi y}{l} \\ w(x,y) &= w_m(x) \sin \frac{m\pi y}{l} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, Cheung 등(1996)에서 적용한 것과 같이 면내변위 진폭 u_m, v_m 는 교축직각방향으로 선형변화, 면외변위진폭 w_m 는 3차 Hermitian 다항식을 이용한 보간법을 각각 적용할 수 있다. 즉,

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \sum_{m=1}^M \sum_{i=1}^2 \begin{bmatrix} N_{1i}s_m & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & N_{1i}c_m & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & N_{2i}s_m & N_{3i}s_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{im} \\ v_{im} \\ w_{im} \\ \theta_{im} \end{Bmatrix} \quad (2)$$

여기서, $s_m = \sin\left(\frac{m\pi y}{l}\right), c_m = \cos\left(\frac{m\pi y}{l}\right)$
 $\theta_{im} = -\left(\frac{\partial w_m}{\partial x}\right)_i, X \equiv \frac{x}{b}$
 $N_{11} = 1 - X$
 $N_{21} = 1 - 3X^2, N_{22} = 3X^2 - 2X^2,$
 $N_{31} = x(1 - 2X + X^2), N_{32} = x(-X + X^2)$

이고, b 는 스트립요소의 폭을 나타낸다. 결과적으로 2절점 평면-셸 스트립요소는 절점당 4개의 변위진폭성분을 갖는다. 평면응력과 판거동을 함께 고려한 변형률성분은 절점변위진폭과 다음의 관계를 갖는다.

$$\varepsilon = \sum_{m=1}^M \sum_{i=1}^2 B_{mi} \delta_{mi} = \sum_{m=1}^M [B_{m1} \ B_{m2}] \begin{Bmatrix} \delta_{m1} \\ \delta_{m2} \end{Bmatrix} \quad (3)$$

여기서, $B_{mi} \delta_{mi} =$

$$\begin{bmatrix} -s_m/b & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & -N_{1i}k_m s_m & \cdot & \cdot \\ N_{1i}k_m c_m & -c_m/b & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & -(N_{2i})'' s_m & -(N_{3i})'' s_m \\ \cdot & \cdot & N_{2i}k_m^2 s_m & N_{3i}k_m^2 s_m \\ \cdot & \cdot & 2k_m(N_{2i})' c_m & 2k_m(N_{3i})' c_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{im} \\ v_{im} \\ w_{im} \\ \theta_{im} \end{Bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = [\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}, \kappa_x, \kappa_y, \kappa_{xy}]^T$$

$$\equiv [u_x, v_y, u_y + v_x, -w_{xx}, -w_{yy}, -2w_{xy}]^T$$

여기서, $k_m = m\pi/l$, $()'$ 은 x 에 대한 미분, 그리고 변형률식에서 변위에 대한 첨자는 편미분을 표시한다.

한편, 단위폭 당 부재력은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$F_x = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_x dz ; F_y = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_y dz ; F_{xy} = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{xy} dz$$

$$M_x = \int_{-t/2}^{t/2} z \sigma_y dz ; M_y = \int_{-t/2}^{t/2} z \sigma_x dz ; M_{xy} = \int_{-t/2}^{t/2} z \sigma_{xy} dz$$

(4)

탄성계수와 포아송비를 각각 E, ν 로 표시하면, 평면-셸 스트립요소의 힘-변형관계식은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\boldsymbol{\sigma} = D \boldsymbol{\varepsilon} \tag{5}$$

or

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E^* \nu E^* & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \nu E^* E^* & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & E^*(1-\nu)/2 & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & D \nu D & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \nu D D & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & D(1-\nu)/2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix}$$

여기서, $E^* = \frac{Et}{1-\nu^2}, D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$

결과적으로 2.4 절에서 고려되는 가로보 효과를 제외하면 한 개의 스트립 요소에 대한 탄성 변형에너지는 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$U = \frac{1}{2} \sum_{m=1}^M \boldsymbol{\delta}_m^T \mathbf{k}_m \boldsymbol{\delta}_m \tag{6}$$

$$= \frac{1}{2} \sum_{m=1}^M \left(\begin{Bmatrix} \boldsymbol{\delta}_{m1} \\ \boldsymbol{\delta}_{m2} \end{Bmatrix} \right)^T \int_0^l \int_0^b \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{m1}^T D \mathbf{B}_{m1} & \mathbf{B}_{m1}^T D \mathbf{B}_{m2} \\ \mathbf{B}_{m2}^T D \mathbf{B}_{m1} & \mathbf{B}_{m2}^T D \mathbf{B}_{m2} \end{bmatrix} dx dy \begin{Bmatrix} \boldsymbol{\delta}_{m1} \\ \boldsymbol{\delta}_{m2} \end{Bmatrix}$$

식 (6)의 계산과 관련하여 y 축 방향의 사인함수는 직교성을 활용하여 적분할 수 있으며, \mathbf{k}_m 의 구체적인 적분결과식은 Cheng 등(1996)을 참고할 수 있다. 일반적으로 보강된 강바닥판은 Folded plate 구조이므로 평면-셸 스트립요소가 유한한 각도로 만날 수 있다. 이 문제는 x - z 평면의 2차원 좌표 변환으로 쉽사리 해결할 수 있다.

2.2 8절점 프리즘 요소

스트립요소와 유사하게 절점 당 세 개의 절점변위진폭을 가지는 8절점 프리즘요소의 변위장은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\begin{Bmatrix} u^p \\ v^p \\ w^p \end{Bmatrix} = \sum_{m=1}^M \sum_{i=1}^{N=8} \begin{bmatrix} N_{im}^p s_m & \cdot & \cdot \\ \cdot & N_{im}^p c_m & \cdot \\ \cdot & \cdot & N_{im}^p s_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{im}^p \\ v_{im}^p \\ w_{im}^p \end{Bmatrix} \tag{7}$$

여기서, N_{im}^p 는 8절점 등매개변수요소에 대한 형상함수이다. 프리즘요소의 강도행렬에 대한 유도과정은 잘 알려져 있으며, 구체적인 결과식은 Cheng 등(1996)을 참고할 수 있다.

2.3 프리즘-셸 스트립 요소 사이의 링크요소

이 연구에서는 포장부, 접착방수층부, 그리고 강판의 3층 구조를 모델링해야 하는데 링크요소(Nishizawa, 2001)를 이용한 선행연구의 방법을 적용한다. 먼저, 그림에서 보는 바와 같이 프리즘요소 사이의 4절점 링크요소의 [1-2]과 [3-4]선상의 변위장은 다음과 같이 가정한다.

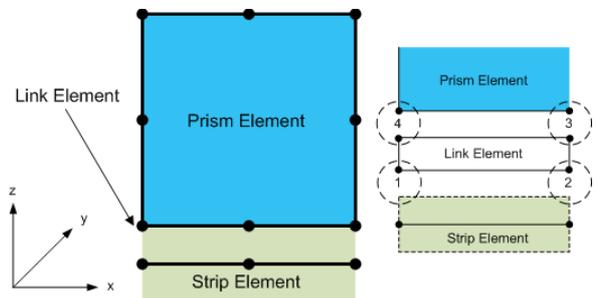


Fig. 2. Bonding prism element to strip element

$$\begin{Bmatrix} u^l \\ v^l \\ w^l \end{Bmatrix}_{[1-2]} = \sum_{m=1}^M \sum_{i=1}^2 \begin{bmatrix} N_{li}^l S_m & \cdot & \cdot \\ \cdot & N_{li}^l C_m & \cdot \\ \cdot & \cdot & N_{li}^l S_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{im}^l \\ v_{im}^l \\ w_{im}^l \end{Bmatrix} = \sum_{m=1}^M \sum_{i=1}^2 \mathbf{N}_{im}^l \delta_{im}^l$$

$$N_{11}^l = 1 - x/b, N_{12}^l = x/b$$

$$\begin{Bmatrix} u^l \\ v^l \\ w^l \end{Bmatrix}_{[3-4]} = \sum_{m=1}^M \sum_{i=3}^4 \begin{bmatrix} N_{l(i-2)}^l S_m & \cdot & \cdot \\ \cdot & N_{l(i-2)}^l C_m & \cdot \\ \cdot & \cdot & N_{l(i-2)}^l S_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{im}^l \\ v_{im}^l \\ w_{im}^l \end{Bmatrix} \quad (8)$$

이때 상대변위는

$$\begin{Bmatrix} \Delta u^l \\ \Delta v^l \\ \Delta w^l \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u^l \\ v^l \\ w^l \end{Bmatrix}_{[1-2]} - \begin{Bmatrix} u^l \\ v^l \\ w^l \end{Bmatrix}_{[3-4]} = \sum_{m=1}^M \begin{bmatrix} \mathbf{N}_{11m}^l & \mathbf{N}_{12m}^l & -\mathbf{N}_{11m}^l & -\mathbf{N}_{12m}^l \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_{1m}^l \\ \delta_{2m}^l \\ \delta_{3m}^l \\ \delta_{4m}^l \end{Bmatrix} \quad (9)$$

링크요소에 대해 작용하는 힘은 [1-2]과 [3-4]선상의 상대변위에 비례한다고 가정하므로 다음의 방정식을 얻을 수 있다.

$$\begin{Bmatrix} \Delta f_x^l \\ \Delta f_y^l \\ \Delta f_z^l \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_x^l & \cdot & \cdot \\ \cdot & k_y^l & \cdot \\ \cdot & \cdot & k_z^l \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta u^l \\ \Delta v^l \\ \Delta w^l \end{Bmatrix} \quad (10)$$

여기서, 방수층두께 t 가 매우 얇고, 탄성계수 E_p 와 포아송비 ν_p 가 일정한 접착방수층 재료에 대응하는 링크요소의 등가 비례상수 k_x^l, k_y^l, k_z^l 는 다음 식과 같이 얻을 수 있다.

$$k_x = k_y = \frac{E_p}{2(1+\nu_p)t}, k_z = \frac{E_p(1-\nu_p)}{(1+\nu_p)(1-2\nu_p)t} \quad (11)$$

여기서, 식 (11)은 이 연구에서 새로이 제안된 것이다. 결과적으로 링크요소의 절점력-절점변위식은 다음과 같다.

$$\begin{Bmatrix} f_{1m}^l \\ f_{2m}^l \\ f_{3m}^l \\ f_{4m}^l \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{11m}^l & \mathbf{K}_{12m}^l & -\mathbf{K}_{11m}^l & -\mathbf{K}_{12m}^l \\ & \mathbf{K}_{22m}^l & -\mathbf{K}_{12m}^l & -\mathbf{K}_{22m}^l \\ & & \mathbf{K}_{11m}^l & \mathbf{K}_{12m}^l \\ sym. & & & \mathbf{K}_{22m}^l \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_{1m}^l \\ \delta_{2m}^l \\ \delta_{3m}^l \\ \delta_{4m}^l \end{Bmatrix}$$

$$\mathbf{K}_{11m}^l = \frac{1}{2} \int_0^b (\mathbf{N}_{11m}^l)^T \mathbf{K}^l \mathbf{N}_{11m}^l dx$$

$$\mathbf{K}_{12m}^l = \frac{1}{2} \int_0^b (\mathbf{N}_{11m}^l)^T \mathbf{K}^l \mathbf{N}_{12m}^l dx$$

$$\mathbf{K}_{22m}^l = \frac{1}{2} \int_0^b (\mathbf{N}_{12m}^l)^T \mathbf{K}^l \mathbf{N}_{12m}^l dx \quad (12)$$

유도된 강성행렬은 스트립 요소의 표면에 위치한 가상의 노드에 대한 것이다. 그러나 실제로는 스트립요소 중립면의 노드와 연결되어야 하므로 다음과 같은 변위 변환행렬을 통해 최종 강성행렬을 얻을 수 있다(Nishizawa, 2001).

$$\begin{Bmatrix} f_{1m}^l \\ f_{2m}^l \\ f_{3m}^l \\ f_{4m}^l \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_m^T \mathbf{K}_{11m}^l \mathbf{R}_m & \mathbf{R}_m^T \mathbf{K}_{12m}^l \mathbf{R}_m & -\mathbf{K}_{11m}^l \mathbf{R}_m & -\mathbf{K}_{12m}^l \mathbf{R}_m \\ & \mathbf{R}_m^T \mathbf{K}_{22m}^l \mathbf{R}_m & -\mathbf{K}_{21m}^l \mathbf{R}_m & -\mathbf{K}_{22m}^l \mathbf{R}_m \\ & & \mathbf{K}_{11m}^l & \mathbf{K}_{12m}^l \\ sym. & & & \mathbf{K}_{22m}^l \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_{1m}^l \\ \delta_{2m}^l \\ \delta_{3m}^l \\ \delta_{4m}^l \end{Bmatrix}$$

$$\mathbf{R}_m = \begin{bmatrix} 1 & \cdot & \cdot & -h/2 \\ \cdot & 1 & -m\pi h / (2l) & \cdot \\ \cdot & \cdot & 1 & \cdot \end{bmatrix} \quad (13)$$

2.4 횡방향 가로보의 강성효과

횡방향 가로보는 종방향으로 \bar{y} 위치에서 스트립요소로 모델링하는 강바닥판에 강결로 부착되어 일체로 거동한다고 가정한다. 이때, Fig. 3에서 보는 바와 같이 가로보는 바닥판에 부착되는 위치가 가로보의 도심 C, 전단중심 S와 크게 다르기 때문에 이것의 영향을 주의 깊게 고려해야한다. 가로보의 처짐 \bar{w} 는 식 (2)에서 y 대신에 \bar{y} 를 대입하여 얻을 수 있는

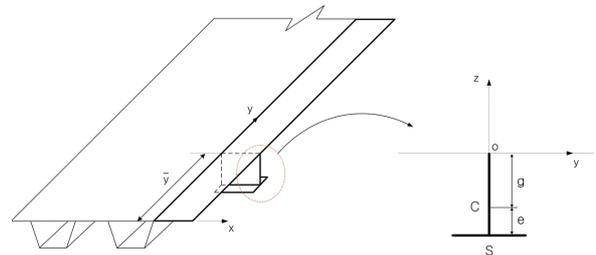


Fig. 3. Details of transversely stiffened beam

데 그 결과는 다음과 같다:

$$\bar{w}(x, \bar{y}) = \sum_{m=1}^M (N_{21}w_{1m} + N_{31}\theta_{1m} + N_{22}w_{2m} + N_{32}\theta_{2m}) \sin\left(\frac{m\pi\bar{y}}{l}\right) \quad (14)$$

일반적으로 가로보 단면은 역 T형 모양으로 z축에 1축 대칭이 된다. 이 경우에 가로보 부착위치에서 휨 및 비틀림 변형에너지식은 Kim(2000)의 연구를 참조하여 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\bar{U} = \frac{1}{2} \int_0^b \left[EI_y \left(\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \right)^2 + GJ \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right]_{y=\bar{y}} dx \quad (15)$$

여기서, E=가로보의 탄성계수; $I_y (= I_y^c + Ag^2) = y$ 축에 대한 단면 2차모멘트; G=전단탄성계수; $J (= \frac{1}{3} \sum bt^3) =$ 비틀림 상수. 위 식의 x에 대한 자세한 적분결과는 생략한다.

여러 개의 가로보가 설치된 경우에, 한 개의 평면-스트립 요소 강도행렬은 자체 강성행렬에 종방향 위치에 대응하여 가로보 강성효과를 더하여 구하게 된다. 이렇게 얻어지는 강도행렬은 모든 자유도가 서로 연계(couple)되어서 FSM의 계산상 장점이 사라지게 된다. 최종적으로 구조물 강도행렬과 하중벡터는 직접강도법과 동일한 과정으로 구성할 수 있다.

3. 수치예제

이 장에서는 ABAQUS의 4절점 쉘요소(S4R)를 이용한 유한요소모델과 2장에서 제시된 유한대판법에 근거한 모델을 비교, 검증하고자 한다. 예제 교량은 2박스를 가지는 거더 교량이며, 단순지지 조건을 가지는 지간길이 21m의 교량이다. 폐단면 종리브가 설치되었으며 종리브간 간격은 320mm이다. 종리브와 박스주형과의 거리는 240mm이다.

구체적인 교량제원은 Fig. 4 및 Table 1에 제시되어 있으며 강바닥판과 교량구조만 모델링 한 것과 포장과 방수층, 강바닥판 교량 모두 모델링된 두 가지 예제를 비교 검증한다. 강바닥판과 교량 구조물의 포아송 비는 0.35, 탄성계수 200,000 N/mm²이다. 방수층의 역할을 하는 링크요소는 포아송비 0.3, 탄성계수 10 N/mm²이며 포장의 포아송비는 0.3, 탄성계수는 200 N/mm²이다. FSM 해석시 노드간 거리

Table 1. Analysis model specifications

Member	Size(mm)	Thickness(mm)	
Deck plate	6880x21000	14	
Longitudinal rib	320x216	8	
Cross beam	Web	320x6880	12
	Flange	200x6880	12
Girder	Web	2500x21000	12
	Flange	2080x21000	12
Protection	6880x21000	1	
Pavement	6880x21000	80	

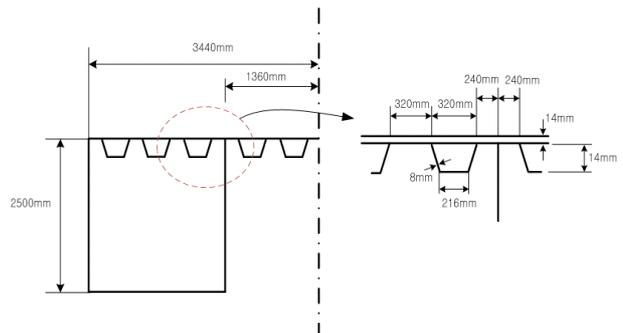


Fig. 4. Steel box girder bridge

는 약 40mm로 노드의 총 개수는 588개이며 596개의 요소가 생성되었다. 푸리에급수는 50항으로 설정하였다. ABAQUS 해석시 포장과 방수층을 제외한 교량 모델은 쉘요소(S4R)이며 150994개 요소, 148213개 노드, 포장체는 솔리드요소(C3D20R)이며 11776개 요소, 83535개 노드, 방수층은 코히시브 요소(COH3D8)로 11776개 요소 23994개 노드로 구성되어 있다.

임동준 (2010)은 강바닥판 교면포장 균열제어를 위한 수치해석연구를 수행하였으며, 강바닥판에 미치는 윤후중효과는 폐단면 종리브로 인해 교축직각 방향으로 국부적인 영역에 국한된다는 결론을 얻었다. 따라서 위 연구성과를 반영해 변형률이 가장 큰 웹 직상을 중심으로 윤후중을 재하하였다. 하중 재하크기는 400kN으로 덤프트럭의 가장 무거운 축인 3축의 접지면적과 무게를 측정하고 그 측정값인 가로 230mm, 세로 260mm를 100mm간격으로 2면에 0.46MPa를 재하하였다. 해석모델은 포장을 제외한 모델과 방수층과 포장을 포함한 모델 두 가지로 하였으며 결과값 측정은 교량 중앙 부분 강바닥판 상면을 기준으로 하였다.

김문영 등(2013)에 따르면 ABAQUS 해석에 의한 연직침침이 트럭재하시험의 레이저 계측결과와 비교적 잘 일치함

을 보였다. 이를 토대로 ABAQUS 모델이 실제와 가장 근접한 결과를 주는 것으로 판단하였으며, ABAQUS와 FSM해석 결과의 비교, 분석을 통하여 이 연구에서 제안한 FSM 해석법의 타당성을 보이고자 한다.

Fig. 5는 윤하중에 의한 처짐과 교축직각방향 변형률을 보여주고 있다. 여기서 연속 처짐의 경우 판 두께 중심에서

의 처짐을 의미하며, 교축직각방향 변형률은 판의 상단 변형률을 의미한다. 세 가지 하중케이스 모두 포장이 있는 경우가 처짐과 변형률이 적게 나오고 있는데 이는 링크요소를 통한 스트립요소와 프리즘요소의 연결이 효과적으로 구현된 것으로 판단된다. 특히, Fig. 5의 ABAQUS, FSM 해석결과들은 박스웹과 U-rib의 web을 전후로 변형률이 크게 변화

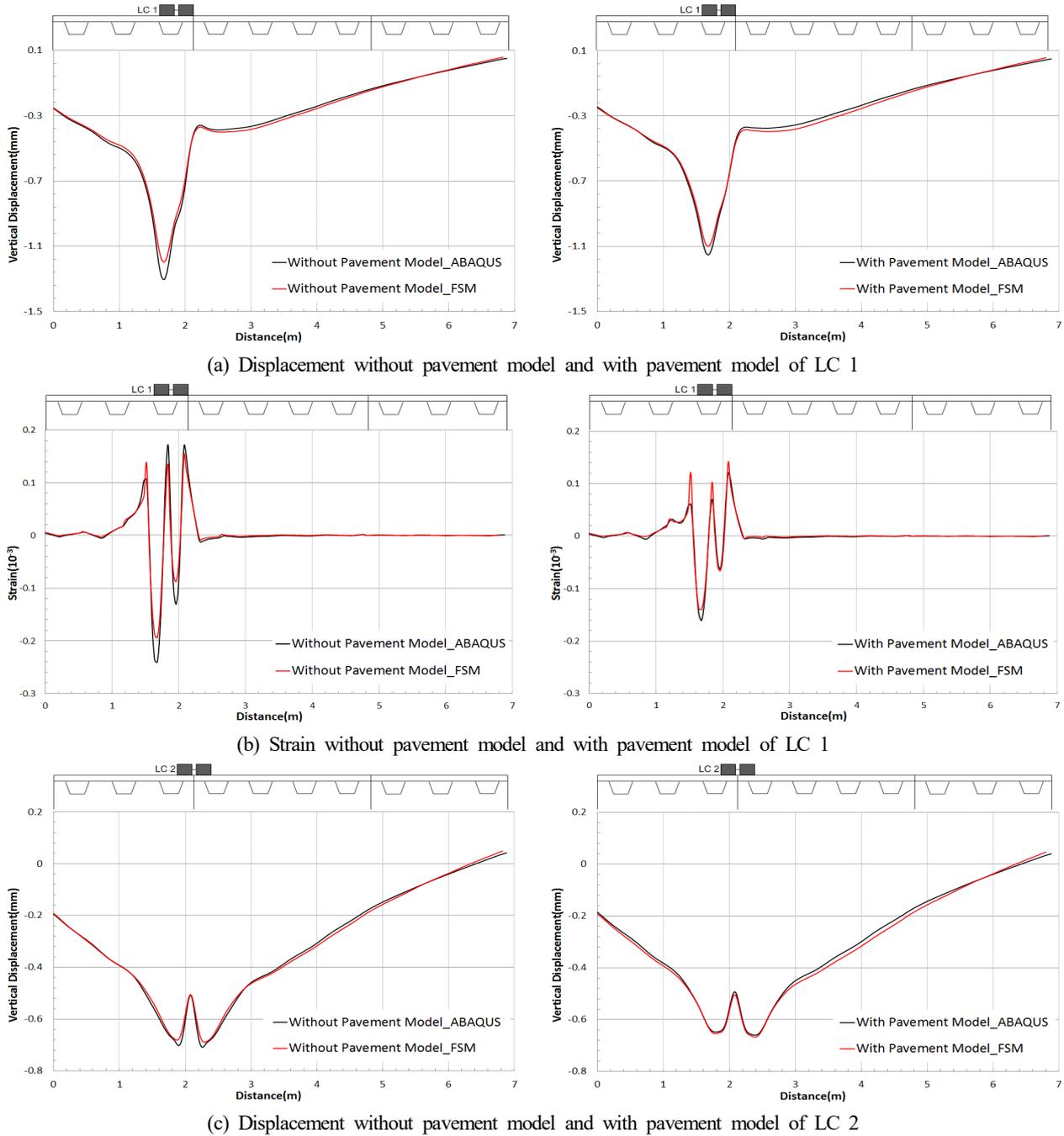
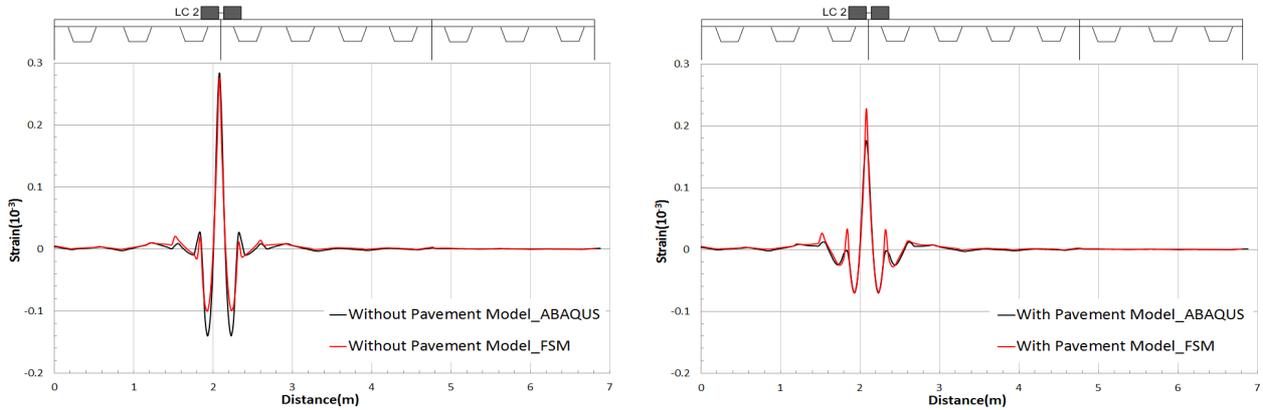
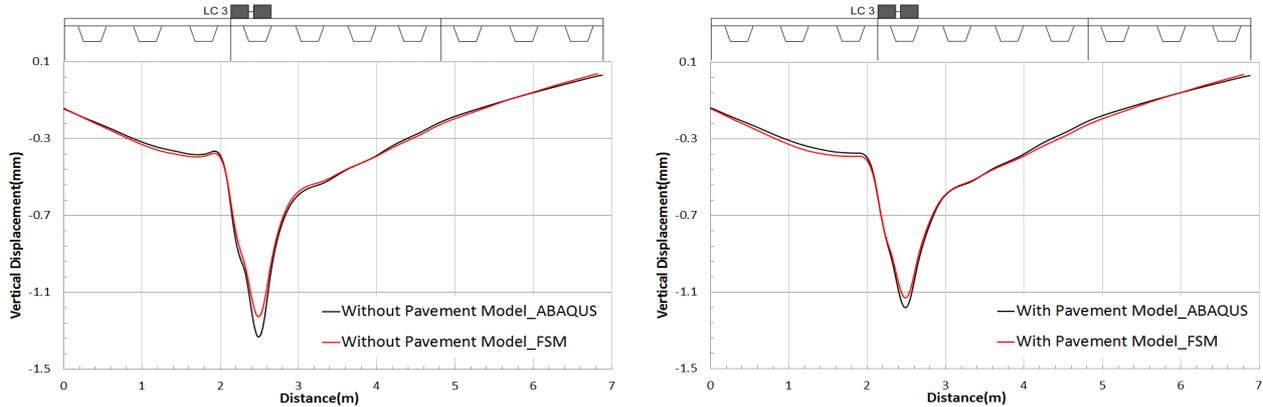


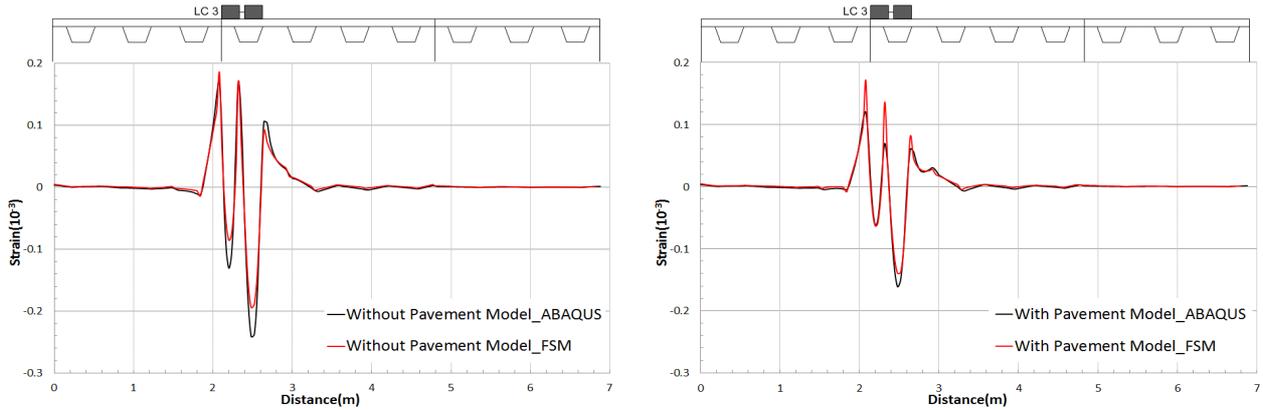
Fig. 5. Displacement and strain of load case 1~3 according to transverse direction



(d) Strain without pavement model and with pavement model of LC 2



(e) Displacement without pavement model and with pavement model of LC 3



(f) Strain without pavement model and with pavement model of LC 3

Fig. 5. Displacement and strain of load case 1~3 according to transverse direction(Continue)

하는 경향이 서로 잘 일치함을 보여주고 있다.

Table 2는 각 하중케이스에 대하여 포장에 없는 경우와 있는 경우의 최대처짐, 최대인장 및 압축변형률, 그리고 ABAQUS 결과에 상대적인 FSM의 값들을 비교하였다. 최대처짐 오차율은 최대 8.2%, 4.6%, 인장변형률 오차율은 11.1%, 53.2%, 그리고 압축변형률 오차율은 최대 최대 28.6%, 13.5%로 각

각 나타났다. 최대변형률 오차가 다소 크게 나타났는데, 이는 ABAQUS 해석결과도 메쉬 크기나 요소 분할조건에 따라 전체적인 경향은 동일하지만 최대변형률 값이 민감하게 변화하는 특성을 보인다. 이 부분에 대해서는 두 해석법의 정확도를 높이기 위하여 추후 보완연구가 필요하다고 판단된다.

2박스 거더교량의 최대변형률은 0.00028로 나타났으며

Table 2. Maximum displacement and strain

Load case		Without pavement model		With pavement model	
		Max. displ.(mm)	Max./min. strain(10^{-3})	Max. displ.(mm)	Max./min. strain(10^{-3})
LC 1	ABAQUS	1.304	0.1722/-0.2402	1.153	0.1200/-0.1606
	FSM	1.197	0.1530/-0.1937	1.100	0.1421/-0.1396
	Error rate	-8.2%	-11.1%/-19.4%	-4.6%	18.4%/-13.1%
LC 2	ABAQUS	0.7095	0.2841/-0.1401	0.6605	0.1762/-0.07025
	FSM	0.6898	0.2762/-0.1001	0.6677	0.2279/-0.07038
	Error rate	-2.8%	-2.8%/-28.6%	1.1%	29.3%/0.2%
LC 3	ABAQUS	1.331	0.1713/-0.2409	1.181	0.1120/-0.1613
	FSM	1.227	0.1856/-0.1940	1.129	0.1716/-0.1395
	Error rate	-7.8%	8.3%/-19.5%	-4.4%	53.2%/-13.5%

변형률의 경우 혼슈-시코꾸 연락교 교면포장기준(1983)에서 제시한 변형률 0.00035를 초과하지 않으므로 교면포장 기준을 충족한다.

4. 결론

강바닥판 교면포장의 종방향 균열 위험성을 조사하기 위하여, 윤하중을 받는 강바닥판의 개선된 유한대판 해석방법을 제시하였다. 특히, 3차원 유한요소해석과 잘 일치하는 해석결과를 도출하기 위하여 가로보의 휨 및 비틀림강성을 엄밀히 고려할 수 있는 방법을 제안하였다. 그리고 포장을 구현하는 프리즘 요소와 스트립, 프리즘 요소를 연결하는 링크 요소를 효과적으로 제시하였다. 이 방법의 효용성을 검증하기 위하여, 강바닥판의 일부를 해석예제로 선택하여 연직 처짐 및 교축직각방향 변형률 결과를 쉘요소, 솔리드요소, 코히시브요소를 이용한 3차원 유한요소해석과 비교, 검토하였으며, 만족할만한 정확도의 해석결과를 얻을 수 있었다.

결론적으로, 제시된 유한대판법은 3차원 모델링을 요구하는 유한요소법과는 달리 2차원 횡단면 부분만을 모델링함으로써 모델링 및 해석시간을 획기적으로 감소시킴과 동시에 유한요소법의 결과와 매우 유사한 정도의 결과 값을 얻음으로써 강바닥판 교량 윤하중효과를 분석하는데 매우 효과적으로 사용될 수 있다고 판단된다.

참고문헌(References)

- [1] 공병승, 배두병(2004) 강바닥판교의 종리브-횡리브 교차 연결 상세변화에 따른 최적설계방안의 수치해석 연구, 한국전산구조공학회논문집, 한국전산구조공학회, 제17권, 제3호, pp.333-340.
Kong, B.-S., and Bae, D.-B. (2004) Numerical Study for Optimal Design Method on Intersection Between Longitudinal and Transversal Rib in Orthotropic Steel Deck Bridge, *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, COSEIK, Vol.17, No.3, pp.333-340 (in Korean).
- [2] 선창원, 박경진, 경갑수, 김교훈(2008) 세로리브 내부 보 강상세에 따른 강바닥판 연결부의 피로거동 특성에 관한 해석적 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제1호, pp.105-119.
Sun, C.W., Park, K.J., Kyung, K.S., and Kim, K.H. (2008) Analytical Study on the Characteristic of Fatigue Behavior in Connection Parts of Orthotropic Steel Decks with Retrofitted Structural Details in Longitudinal Rib, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol. 20, No.1, pp.105-119 (in Korean).
- [3] 多田宏行; 남광현(역) (2000) 교면포장의 설계와 시공(橋面舗装の設計と施工), 과학기술.
Hiroyuki, D.; Nam, G.H. (Trans.) (2000) *Design and Construction of Bridge Deck Pavement*, Gwahakgisul, Korea (in Japanese, Translated into Korean).
- [4] Nishizawa, T., Himeno, K., Nomura, K., and Uchida, K. (2001) Development of A New Structural Model with Prism and Strip Elements for Pavements on Steel Bridge Decks, *International Journal of Geomechanics*, Taylor & Francis, Vol.1, No.3, pp.351-369.

- [5] Medani, T.O., Liu, X., Huurman, M., Scarpas., A., and Molenaar, A.A.A. (2008) Experimental and Numerical Characterization of a Membrane Material for Orthotropic Steel Deck Bridges, Part 1: Experimental Work and Data Interpretation, *Finite Elements in Analysis and Design*, Elsevier, Vol.44, pp.552-563.
- [6] Liu, X., Medani, T.O., Scarpas., A., Huurman, M., and Molenaar, A.A.A. (2008) Experimental and Numerical Characterization of a Membrane Material for Orthotropic Steel Deck Bridges, Part 2: Development and Implementation of a Nonlinear Constitutive Model, *Finite Elements in Analysis and Design*, Elsevier, Vol.44, pp.580-594.
- [7] Kim, T.W., Baek, J., Lee, H.J., and Lee, S.Y. (2014) Effect of Pavement Design Parameters on the Behaviour of Orthotropic Steel Bridge Deck Pavements Under Traffic Loading, *International Journal of Pavement Engineering*, Taylor & Francis, Vol.15, No.5, pp.471-482.
- [8] Cheung, M.S., Li, W., and Chidiac, S.E. (1996) *Finite Strip Analysis of Bridges*, E & FN Spon, Canada.
- [9] Kim, S.-B., and Kim, M.-Y. (2000) Improved Formulation for Spatial Stability and Free Vibration of Thin-Walled Tapered Beams and Space Frames, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.22, No.5, pp.446-458.
- [10] 임동준(2010) 강바닥판 교량의 교면포장 종방향 균열제어를 위한 수치해석적 연구, 석사학위논문, 성균관대학교.
- Lim, D.J. (2010) *A Numerical Analysis Study for Longitudinal Pavement Cracking Control of the Steel Deck Bridge*, Master's Thesis, Sungkyunkwan University, Korea (in Korean).
- [11] 김문영 등(2013) 강바닥판 교면포장 파손저감을 위한 강바닥판 상부구조 상세해석, 최종보고서, 한국도로공사 도로교통연구원.
- Kim, M.Y. et al. (2013) *A Detailed Analysis of Superstructure to Reduce Damage of Steel Deck Pavement, The Final Report*, Korea Expressway Corporation Research Institute, Korea (in Korean).
- [12] 本州四国連絡橋公団(1983) 本州四国連絡橋橋面舗装基準(案), 本州四国連絡橋公団, 日本.
- Honshu-Shikoku Bridge Authority (1983) *Honshu-Shikoku Bridge Deck Pavement Standards (Draft)*, Japan (in Japanese).

요 약 : 두께가 얇아짐에 따라 강바닥판은 운하중의 작용으로 국부적으로 매우 큰 변형이 발생하고, 이것은 교면포장에 종방향으로 구조적인 균열을 야기 시킬 수 있다. 이 연구에서는 강바닥판의 운하중 국부해석을 위하여 가로보의 휨 및 비틀림강성을 엄밀히 고려할 수 있는 평면셀 스트립요소, 프리즘요소, 그리고 이 두요소를 연결하는 링크요소로 구성된 개선된 유한대판법을 제시하고자 한다. 이 방법의 효용성을 검증하기 위하여, 강판 플레이트 거더교의 일부를 해석예제로 선택하여 연직치짐 및 교축직각방향 변형을 결과를 셀요소, 솔리드요소, 그리고 코히시브요소를 이용한 ABAQUS 해석결과와 비교, 검토하였다.

핵심용어 : 강바닥판, 유한대판법, 유한요소법, 포장, 종방향 균열, 가로보
