

## 초고성능 강섬유 보강 콘크리트 물성 반영을 위한 소성 기반 콘크리트 CSC 모델 보정기법

# A Calibration Method of the CSC Model for Considering Material Properties of Ultra-high Performance Concrete

박강규<sup>1</sup> · 이민주<sup>2</sup> · 김성욱<sup>3</sup> · 신현섭<sup>4</sup> · 문재흠<sup>5\*</sup>

Gang-Kyu Park<sup>1</sup> · MinJoo Lee<sup>2</sup> · Sung-Wook Kim<sup>3</sup> · Hyun-Seop Shin<sup>4</sup> · Jae Heum Moon<sup>5\*</sup>

(Received October 31, 2022 / Revised December 14, 2022 / Accepted December 14, 2022)

The present study introduces a calibration method of the CSC model implemented in the LS-DYNA program for considering the material properties of ultra-high performance concrete(UHPC). Based on previous experimental studies, various parameters, which constitute three shear failure surfaces, pressure-volumetric strain curve, fracture energy, dynamic increase factor(DIF), and so on, are modified. Then, the proposed calibration method is verified by comparing the numerical result with the experimental data through the single element analysis. In addition, based on the established finite element models, the applicability of the calibrated CSC model is examined for UHPC structures subjected to impact and blast loadings.

**키워드** : CSC 모델, 보정기법, 초고성능 콘크리트, 충돌 및 폭발해석

**Keywords** : CSC model, Calibration method, Ultra-high performance concrete, Impact and blast analyses

## 1. 서론

최근에 재료 성능 향상을 위해 다양한 섬유보강 콘크리트가 개발되고 있으며, 그 중 초고성능 강섬유 보강 콘크리트(UHPC, Ultra-High Performance Concrete)는 내부 밀실한 구조로 높은 강도를 가지고 있으며 강섬유 보강으로 균열 사이의 가교역할을 통해 인장축 성능이 크게 향상된 재료이다(Tufekci and Gokce 2017; Yoo et al. 2017). 따라서, UHPC는 구조의 높은 배면 저항 성능이 요구되는 충돌 및 폭발 하중 조건에서 많이 고려된다. 재료의 물성 및 특징은 파괴 모드 및 형상에 큰 영향을 미치기 때문에,

이전의 진행된 많은 실험을 통해 UHPC의 정적 특성 뿐만 아니라 충돌 및 폭발과 같이 짧은 시간에 큰 하중이 작용하는 경우에 발생하는 변형률속도영향(Strain rate effect)이 고려된 동적 특성을 파악하기 위한 연구가 진행되어오고 있다(Benson and Karihaloo 2005; Naeimi and Moustafa 2021; Sirijaroonchai et al. 2010; Tran and Kim 2014).

UHPC의 재료적·구조적 성능을 파악하기 위해, 이전의 많은 연구에서는 사용한 강섬유의 형태 및 함유량, 그리고 시멘트 매트릭스의 강도 등에 따른 성능을 파악하고자 하였으며, 해당 재료를 적용한 구조 실험을 수행하였다. Liu et al.(2018)의 경우 강섬유

\* Corresponding author E-mail: mjh4190@kict.re.kr

<sup>1</sup>한국건설기술연구원 구조연구본부 박사후연구원 (Department of Structural Engineering Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Gyeonggi-do, 10223, Korea)

<sup>2</sup>한국과학기술원 건설및환경공학과 연수연구원 (Civil and Environmental Engineering, KAIST, Daejeon, 34141, Korea)

<sup>3</sup>한국건설기술연구원 구조연구본부 선임연구위원 (Department of Structural Engineering Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Gyeonggi-do, 10223, Korea)

<sup>4</sup>한국건설기술연구원 구조연구본부 연구위원 (Department of Structural Engineering Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Gyeonggi-do, 10223, Korea)

<sup>5</sup>한국건설기술연구원 구조연구본부 연구위원 (Department of Structural Engineering Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Gyeonggi-do, 10223, Korea)

Copyright © 2022 by Korean Recycled Construction Resources Institute

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited

3 % 함유량의 초고강도 콘크리트 시편을 제작하였으며, 압축강도 측정을 통해 재료의 물성을 파악하였다. 또한, 제작된 시편에 초기 속도를 달리하여 발사체 탄두의 관입깊이를 측정하였다. 또한, Peng et al.(2016)의 경우, 128 MPa의 초고성능 강섬유 보강 콘크리트를 제작하여 발사체 충돌 실험을 수행하였으며, 다양한 시편의 두께에 따른 발사체 잔류 속도를 측정하였다. 이 실험 결과를 기반으로 얇은 콘크리트 시편의 관통 후 잔류속도 예측을 위한 모델을 제안하였다.

실험으로 재료의 변수에 따른 성능 평가를 수행하기 어려운 점을 보완하기 위해 수치해석을 이용한 연구도 활발히 진행 중이다. UHPC 재료의 물성을 해석의 재료모델에 반영하기 위해 일축 및 다축, 그리고 Split-Hopkinson Pressure Bar (SHPB) test 등의 재료 단위 실험결과(Tran and Kim 2013; Wang et al., 2020; Wu et al., 2017)를 기반으로 UHPC 구조물의 거동을 예측하고 저항성을 평가하기 위한 다양한 연구가 진행되고 있다. 상용 프로그램의 재료모델을 사용하여 UHPC의 재료적 특성을 반영하기 위해서는 위와 같은 재료단위 실험 결과를 기반으로 재료모델 구성에 필요한 입력 상수값들의 보정이 필요하다. 일반적으로 폭발 및 충돌해석에는 LS-DYNA라는 상용 프로그램을 사용하며, CSC (Continuous Surface Cap) 모델(Murray 2007)은 관련 해석에 주로 사용되는 콘크리트 재료모델 중 하나이다. 최근에는 CSC 모델을 기반으로 UHPC 재료물성을 반영하여 구조물의 거동을 예측하기 위한 수치해석 연구가 진행되고 있다(Guo et al., 2018; Jia et al., 2021; Saini et al., 2021). 하지만 대부분의 CSC 모델은 낙하추 실험과 같이 낮은 변형률속도를 유발하는 실험을 대상으로 해석을 수행할 때 주로 적용되었다. 또한 UHPC 구조물을 대상으로 높은 변형률속도를 유발하는 실험과 후속 해석연구는 아직 부족한 실정이다.

본 연구에서는 1축 압축 뿐만 아니라 다양한 재료단위의 실험결과를 기반으로 UHPC의 재료 특성을 해석모델에 정확하게 반영할 수 있도록 CSC 모델의 입력상수값 보정기법을 제안하였다. 또한, 수치해석을 위한 유한요소모델을 구축하였으며, 여기에 보정된 CSC 모델을 적용하여 높은 변형률속도가 유발되는 폭발 및 충돌실험에 대한 해석을 진행하였다. 수치해석을 통해 얻어진 해석결과와 실험결과를 비교하여 재료모델 보정기법의 검증을 수행하였다.

## 2. Continuous Surface Cap(CSC) 모델

CSC 모델은 콘크리트와 같은 재료의 특성을 구현하기 위해 개발되었다(Murray 2007). 해당 모델은 콘크리트 압축강도와 밀도 등 소수의 필수적인 입력상수 정의만으로도 해석을 수행할 수 있

는 MAT\_CSCM\_CONCRETE라는 키워드와 총 45개의 입력상수값을 필요로 하는 MAT\_CSCM 키워드로 구분된다. MAT\_CSCM\_CONCRETE는 필요로 하는 입력상수가 적기 때문에 사용자가 재료에 대한 자세한 정보가 없더라도 재료모델을 쉽게 정의하여 해석을 수행할 수 있는 장점이 있다. 하지만 CSCM의 경우 일반 강도 콘크리트를 기반으로 제작된 모델이기 때문에 MAT\_CSCM\_CONCRETE 키워드를 이용해서는 UHPC 재료의 특성을 제대로 구현하기 어렵다. 또한, CSC 모델은 일반 강도 콘크리트를 대상으로 만들어졌기 때문에(Murray 2007) 압축강도 100 MPa 이상의 콘크리트는 해당 키워드를 이용한 해석이 불가능하다는 단점이 있다. 따라서, UHPC 재료 물성을 해석에 정확하게 반영하기 위해서는 MAT\_CSCM 키워드를 사용해야 한다.

CSC 모델에서는 압축, 인장, 비틀림 파괴곡선(failure surface)을 정의해야 한다. 압축 파괴곡선은 다른 파괴곡선을 정의하는 기반이 된다. 압축 파괴곡선은 다음 Fig. 1에 나타내었으며, 해당 파괴곡선을 구성하는 식은 다음과 같다.

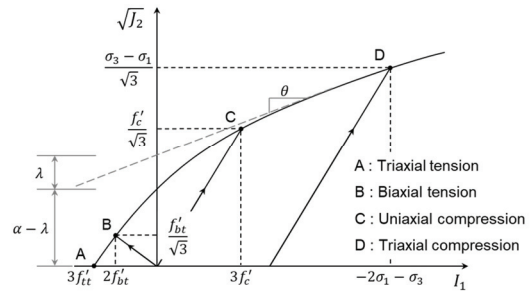


Fig. 1. Compressive shear failure surface

$$F_f(I_1) = \alpha - \lambda \exp(-\beta I_1) + \theta I_1 \quad (g)$$

여기서,  $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ 이며,  $\alpha, \lambda, \beta, \theta$ 는 파괴곡선을 구성하는 매개변수이다. 해당 식은  $F_{f1} = \alpha + \theta I_1$ 과  $F_{f2} = -\lambda \exp(-\beta I_1)$ 의 선형 조합이며  $\alpha$ 는 y축 절편값,  $\theta$ 는  $F_{f1}$  식의 기울기,  $\lambda$ 와  $\beta$ 는 지수함수의 계수이다. Fig. 1에서 양(+)의 x축은 압축압력을 의미하며, 음(-)의 x축은 인장압력인 경우를 의미한다. 인장과 비틀림 파괴곡선은 압축 파괴곡선을 기반으로 Rubin scaling 함수  $Q_1$ 과  $Q_2$ 를 이용하여 계산되며, 각 scaling 함수식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} Q_1 &= \alpha_1 - \lambda_1 \exp(-\beta_1 I_1) + \theta_1 I_1 \\ Q_2 &= \alpha_2 - \lambda_2 \exp(-\beta_2 I_1) + \theta_2 I_1 \end{aligned} \quad (2)$$

인장과 비틀림 파괴곡선은 각각  $Q_1 F_f(I_1)$  과  $Q_2 F_f(I_1)$  로 표현된다. 인장압력 영역에서는  $Q_1$  과  $Q_2$  가 0.5774와 0.5값을 사용하며, 이는 인장축과 압축축 사이의 부드러운 전환을 위함이다(Murray 2007).

압축 파괴곡선을 정의하기 위해 Fig. 1에서 확인할 수 있듯이 재료의 3축 인장(점 A), 2축 인장(점 B), 1축 압축(점 C), 3축 압축(점 D) 실험 결과가 필요하다. 본 논문에서는 이전 연구(Chen 2007)로부터 3축 및 2축 인장 응력은 1축 인장 응력과 동일하다고 가정하였다. 동일한 공시체 시편을 대상으로 1축 압축 뿐만 아니라 3축 압축 실험을 수행한 연구가 많지 않기 때문에 이전 이용 가능한 실험결과들(Babazajad et al, 2012; Gholampour and Ozbakkaloglu 2018; Ren et al, 2016; Williams et al, 2009)

로부터 ②-3 Fig. 2와 같은 구속압에 따른 경향성을 파악하였으며, 해당 회귀곡선은 Eq.(3)과 같이 표현하였다.

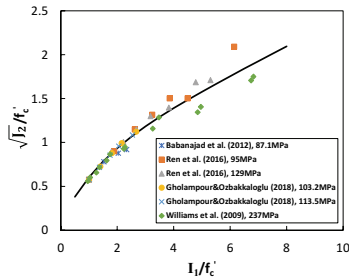


Fig. 2. Regression curve for triaxial failure surface

$$\sqrt{J_2} / f'_c = 0.763 - 0.66e^{(-0.71 \times I_1 / f'_c)} + 0.167 \times I_1 / f'_c \quad (3)$$

Eq.(3)으로부터 구속압에 따른 3축 압축강도를 계산할 수 있다. 압축 파괴곡선을 정의하기 위해 본 연구에서는 두 지점(0,  $f'_c$ ,  $3f'_c$ )의 3축 압축강도를 사용하였다. 총 5 지점을 기반으로 각 강도에 따른 압축 파괴곡선을 정의할 수 있으며, 이를 통해 파괴곡선을 구성하는 매개변수의 입력상수값을 결정하였다.

인장 파괴곡선 또한 위에서 설명한 압축 파괴곡선을 구하기 위한 절차와 동일하다. Fig. 3에 인장 파괴곡선을 나타내었으며, 곡선을 정의하기 위해서는 2축 압축(점 F)과 3축 인장(점 G) 실험결과가 추가적으로 필요하다. 이전 UHPC를 대상으로 한 연구에 따

르면, 2축 압축 강도는 1축 압축 강도보다 10 %정도 큰 것으로 나타났다(Manfred and Speck 2008). 따라서, 본 연구에서는 2축 압축 강도를 1축 압축 강도의 1.1배로 가정하였다. 3축 인장 실험의 경우, 실험 데이터가 상당히 적기 때문에 본 연구에서는 Jia et al.(2021)가 관련 실험 결과를 기반으로 제안한 식을 적용하였으며, 해당 식은 다음Eq.(4)와 같다.

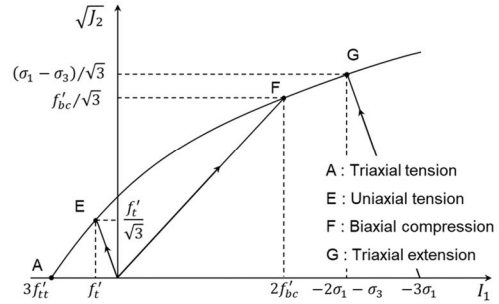


Fig. 3. Tensile shear failure surface

$$\sqrt{J_2} / f'_c = 00.261 \times I_1 / f'_c + 0.0396 \quad (4)$$

압축 파괴곡선 정의 때와 마찬가지로 두 지점(0,  $f'_c$ ,  $3f'_c$ )의 결과를 고려하였으며, 이를 기반으로 인장 파괴곡선을 정의하는 매개변수 ( $\alpha_2$ ,  $\lambda_2$ ,  $\beta_2$ ,  $\theta_2$ ) 입력상수값들을 결정하였다. 비틀림의 경우 다음 Eq. (5)의 William-Warneke 식을 이용하여  $Q_2$ 로부터  $Q_1$ 을 계산하였으며, 이렇게 얻어진 비틀림 파괴곡선을 기반으로 이를 구성하는 매개변수들의 입력상수 ( $\alpha_1$ ,  $\lambda_1$ ,  $\beta_1$ ,  $\theta_1$ ) 값을 결정하였다.

$$Q_1 = \frac{\sqrt{3}(1 - Q_2^2) + (2Q_2 - 1) \times \sqrt{3(1 - Q_2^2) + 5Q_2^2 - 4Q_2}}{3(1 - Q_2^2) + (1 - 2Q_2)^2} \quad (5)$$

시멘트 기반 재료의 경우 내부에 미세 공극들이 존재하며, 정수압을 가하게 되면 해당 공극들은 점점 줄어들게 된다. 이러한 재료 거동은 정수압 실험(hydrostatic compression test)을 통해 얻은 압력-체적 변형을 곡선으로 표현될 수 있다(Murray 2007). CSC 모델에서는 이 현상을 구현하기 위해 5개의 매개변수( $X_0$ ,  $R$ ,  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $W$ ,  $S$ )가 사용된다. 대표적인 압력-체적변형을 관계를 Fig. 4에 나타내었다.  $X_0/3$ 은 정수압이 탄성한계에 도달한 지점을 말하며, 이전 실험결과들(Jiang and Zhao 2015; Scott et al, 2021; Williams et al, 2009)을 기반으로 Fig. 5와 같이 압축강도에 따른  $X_0$ 의 경향을 파악하였으며, 회귀분석을 통해 얻은 식은 Eq.(6)과 같다. 이전 연구(Murray 2007)

에 따르면, 초기의 Cap 곡선과 파괴곡선의 교차지점은 대부분  $\epsilon_1 = f'_c$  일 때 지점에 위치한다. 따라서 Cap의 장축과 단축의 비를 의미하는 Cap의 종횡비  $R$ 은 다음 Eq.(7)과 같은 식으로 표현된다.

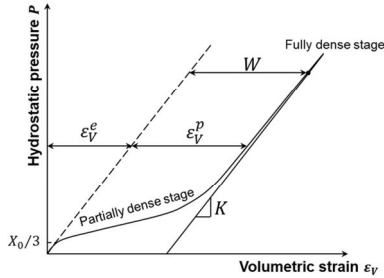


Fig. 4. Pressure-volumetric strain curve

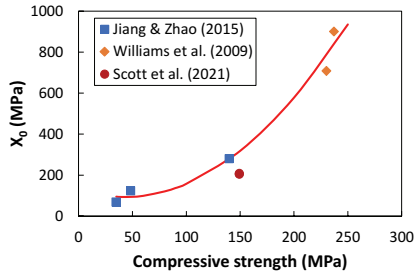


Fig. 5. Cap initial location according to compressive strength

$$X_0 = 0.0196f'_c{}^2 - 1.6817f'_c + 130.01 \quad (6)$$

$$R = (X_0 - f'_c) / (f'_c / \sqrt{3}) \quad (7)$$

$D_1$  and  $D_2$ 는 압력-체적 변형률 곡선의 형태에 영향을 주는 매개 변수이다. 그리고  $W$ 는 최대 소성 부피 압축변형률 (maximum plastic volume compaction)이라 한다. 이전 실험 연구(Scott et al. 2021)에서는 UHPC를 대상으로 정수압 압축 실험을 진행하여 압력-체적 변형률 곡선을 측정하였다. 이 실험 결과를 CSC 모델에서 사용하는 다음과 같은 식의 형태로 전환하여 Fig. 6에 나타내었다.

$$D_1(X - X_0) + D_2(X - X_0)^2 = -\ln\left(\frac{W - \epsilon_v^p}{W}\right) \quad (8)$$

여기서,  $W - \epsilon_v^p$ 은 공극으로 인해 발생하는 변형률을 의미하며, 이 값은 정수압이 증가하면서  $W$ 에서 0으로 감소한다. 본 연구에서는 이전 연구결과(Scott et al. 2021)를 기반으로  $W$  값을 0.0081로 가정하였

다. 실험에서 얻은 압력-체적 변형률 관계에 대한 회귀분석을 통해 얻은 곡선은 Fig. 6에 나타내었으며, Eq.(8)의 매개변수  $D_1$ 와  $D_2$  값은 각각  $1.696 \times 10^{-18}$ (MPa)과  $3.998 \times 10^{-6}$ (MPa)로 계산되었다.

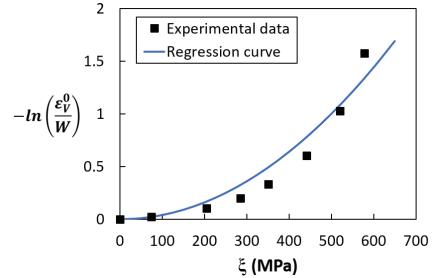


Fig. 6. Evaluation of  $D_1$  and  $D_2$  from hydrostatic compression test

CSC 모델에서 파괴에너지(fracture energy)는 응력-변위 곡선에서 변형률연화영역에 해당하는 면적을 말한다. 이 매개변수는 요소의 특성길이(characteristic length)와 밀접한 관련이 있다 (Winkelbauer 2016; Xu et al. 2021). 실험을 통해 얻은 파괴에너지를 바로 해석에 적용하면 수치해석 상의 응력-변형률 관계는 과대 평가되는 문제가 있다. 따라서 실험을 통해 얻은 파괴에너지를 요소의 특성길이를 반영하여 다음과 같이 조정하였다.

$$\int \sigma d\epsilon = G_f / l_e \quad (9)$$

압축측 파괴에너지 경향성을 파악하기 위해, 이전의 여러 1축 압축 응력-변형률 결과(Gholampour and Ozbakkaloglu 2018; Ren et al. 2016; Prabha et al. 2010; Ren et al. 2018; Hassan et al. 2012)로부터 압축강도에 따른 파괴에너지를 계산하여 Fig. 7과 같이 나타내었으며, 회귀분석을 통해 얻은 식은 다음 Eq.(10)에 나타내었다.

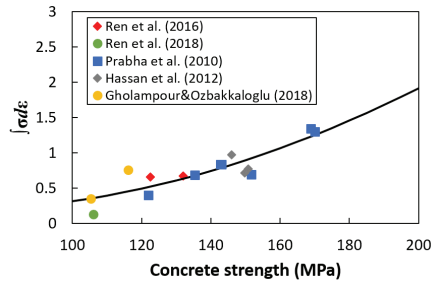


Fig. 7. Compressive fracture energy according to matrix strength

$$\int \sigma d\epsilon = 8.85 \times 10^{-5} (f'_c)^2 - 0.0105 f'_c + 0.4772 \quad (10)$$

CSC 모델의 변형을 연화영역 관련 매개변수인  $B$ 와  $D$ 는 각각 압축축과 인장축의 변형률 연화거동에 영향을 미치며, 실제 실험의 응력-변형률 곡선을 반영할 수 있도록 보정이 필요하다. 단일 요소해석(single element analysis)을 수행하여 동일한 파괴에너지를 적용한 후 시행착오법(try and error)을 통해 해석으로부터 얻은 응력-변형률 곡선이 실험결과와 유사해질 때의 매개변수 값을 측정하였다. Fig. 8에서는 이전 연구(Ren et al, 2018)의 1축 압축 응력-변형률 곡선과 해석에서 매개변수  $B$ 값의 변화에 따른 해석결과를 나타내었다. 해당 그림에서 볼 수 있듯이, 매개변수  $B$ 값이 0.1일 때 실험 결과와 가장 일치하는 것으로 나타났다. 인장축의 경우, 실험결과마다 편차가 크기 때문에 본 연구에서는 Jia et al.(2021)에서 제안한대로 인장축 파괴에너지는 압축축의 1/20으로 가정하였으며,  $D$ 값은 0.001로 설정하였다. CSC 모델 사용자 매뉴얼(Murray 2007)에서 설명한 바와 같이 순수전단 파괴에너지는 인장 파괴에너지와 동일한 것으로 가정하였다. 또한, 변형률속도에 따른 파괴에너지 증가를 고려하기 위해 매개변수  $reporw$ 는 1로 설정하였다.

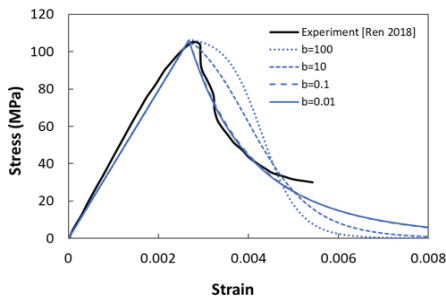


Fig. 8. Compressive stress-strain curve

폭발 및 충돌과 같이 짧은 시간에 큰 충동이 발생하면 변형률속도효과로 재료의 물성이 증가하게 된다. 본 연구에서도 변형률속도효과로 인한 UHPC의 재료물성 변화를 반영하기 위해 압축축과 인장축의 변형률속도에 따른 강도증가계수(DIF, Dynamic Increase Factor)식을 적용하였다. 이전 연구(Lee and Kwak 2021)로부터 압축축에 적용한 DIF 식은 다음과 같다.

$$DIF_c = \begin{cases} \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_{c0}} \right)^{0.014}, & \dot{\epsilon} < (30 + 23i) s^{-1} \\ \gamma \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_{c0}} \right)^k, & \dot{\epsilon} \geq (30 + 23i) s^{-1} \end{cases} \quad (11)$$

여기서,  $\epsilon_{c0} = 30 \times 10^{-6} s^{-1}$ ,  $\gamma = 0.012 \times (1 - 0.3235i)$ ,  $k = (1 + 0.05i)/3$  이며,  $i$ 는 후크형태 강섬유일 때 0.5를 사용하고, 직선형태 강섬유일 때 1.0을 사용한다. 강섬유를 사용하지 않은 일반 콘크리트일 경우( $i=0$ ), Eq.(11)는 CEB-FIP(CEB-FIP 2010)에서 제안한 DIF식과 동일하다. 인장축의 경우, 본 연구에서는 Park et al.(2017)이 제안한 변형률속도에 따른 DIF식을 채택하였으며, 식은 다음과 같다.

$$DIF_t = \begin{cases} \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_{t0}} \right)^\delta, & \dot{\epsilon} < 25 s^{-1} \\ \beta \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_{t0}} \right)^\mu, & \dot{\epsilon} \geq 25 s^{-1} \end{cases} \quad (12)$$

여기서,  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-6}/s$ ,  $\delta = 0.017 - 2722 \times (f'_c/10)^{-7.33}$ ,  $\log \beta = -0.007082 \times f'_c - 2.08$ ,  $\mu = 0.1208 \times (f'_c)^{0.2622}$ ,  $f'_c$ 는 정적 1축 압축강도를 의미한다.

CSC 모델에서 DIF곡선을 반영하기 위해서 다음 식과 같이 두 매개변수(압축은  $\eta_{0c}$ 와  $N_c$ , 인장은  $\eta_{0t}$ 와  $N_t$ )를 사용한다.

$$\begin{aligned} DIF_c &= f'_{c,dyn}/f'_c = 1 + E \dot{\epsilon} \eta_{0c} / (f'_c \dot{\epsilon}^{N_c}) \\ DIF_t &= f'_{t,dyn}/f'_t = 1 + E \dot{\epsilon} \eta_{0t} / (f'_t \dot{\epsilon}^{N_t}) \end{aligned} \quad (13)$$

Eq.(13)의 두 매개변수만을 이용해서는 DIF식을 정확하게 반영할 수 없다. 따라서 본 연구에서는 Fig. 9과 같이 변형률속도에 따른 DIF 곡선에서 높은 변형률속도 영역을 잘 반영할 수 있도록 회귀분석을 수행하여 매개변수를 결정하여 이를 해석에 적용하였다.

### 3. 수치해석

앞서 설명한 보정방법을 이용하여 UHPC 물성을 반영하기 위한 CSC 모델을 구성하였고, 유한요소해석을 통한 결과와 실험결과를 비교하여

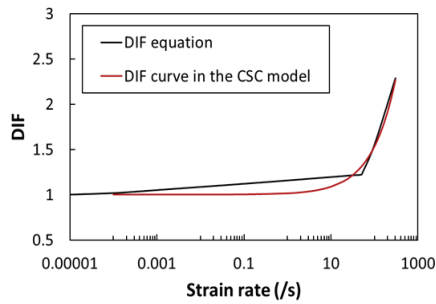


Fig. 9. DIF curve in CSC model with DIF equation

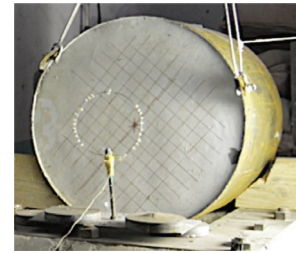
보정기법의 검증을 수행하였다. 상용 프로그램인 LS-DYNA를 이용하였으며 발사체 충돌과 근거리 폭발 해석을 수행하였다.

### 3.1 UHPC 구조물의 발사체 충돌 해석

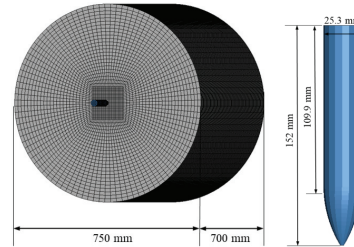
Liu et al.(2018)이 수행한 발사체 충돌실험에 대한 수치해석을 수행하였다. 해당 실험에서는 Fig. 10(a)와 같이 지름이 750 mm이고 높이가 700 mm인 원통형 UHPC 시편을 제작하였다. 해당 실험의 유한요소 모델은 Fig. 10(b)에 나타내었으며, 시편은 발사체가 관통하는 가운데 영역(125 mm x 125 mm x 700 mm)은 5 mm의 솔리드요소를 사용하여 모델링 하였으며 경계면으로 갈수록 요소의 크기가 점차 커지는 형상을 갖도록 설정하였다. 발사체도 솔리드요소로 모델링 되었으며 ogive 선단 형상을 가지고 있으며 몸통 직경은 25.3 mm, 길이는 152 mm이다. 선단 곡면의 반지름과 발사체 직경의 비를 의미하는 caliber radius head(CRH) ratio는 30이다. UHPC 시편은 압축강도 140 MPa와 인장강도 28.5 MPa의 물성을 갖는다. 발사체의 경우 항복강도 1500 MPa, 탄성계수 210 GPa, 무게 328.9 g을 가지며 초기속도는 683 m/s로 시편에 충돌한다.

해당 실험의 경우 Fig. 10(a)와 같이 시편이 회전하지 않도록 고임목을 설치하였으며, 시편의 크기가 발사체에 비해 상당히 크기 때문에 경계조건에 대한 영향이 발생하지 않았다고 밝혔다(Liu et al. 2018). 따라서 본 연구에서도 전체적인 시편이 충돌로 인해 회전 및 이동이 발생하지 않도록 경계조건을 설정하였다.

수치해석에서는 발사체와 UHPC 구조물 간의 충돌 및 관통은 'CONTACT\_ERODING\_NODE\_TO\_SURFACE' 키워드를 사용하여 모사하였다. 또한, 발사체가 구조물을 관통하면서 유한요소의 과도한 뒤틀림을 방지하고자 'Erosion' 기준을 설정하여 큰 변형이 발생한 요소들을 삭제하여 수치해석의 오류를 감소시키고 관통이 원활히 진행되도록 하였다. Erosion 값에 대해서는 명확한 기준이 없고 사용자의 경험에 의존적이기 때문에 본 연구에서는 이전 연



(a) UHPC specimen (Liu et al. 2018)



(b) Numerical model for the projectile impact test

Fig. 10. Impact model setup and details of the projectile

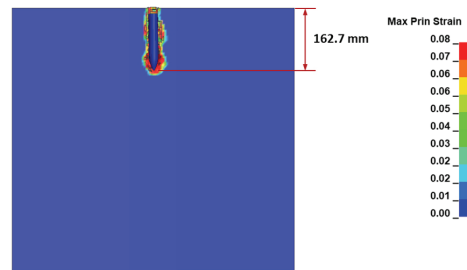


Fig. 11. Impact model setup and details of the projectile

구(Rao et al. 2018; Lai et al. 2018)와 마찬가지로 시행착오법을 이용하여 실험결과와 가장 유사한 해석결과를 보여주는 1.08을 해석에 적용하였다.

발사체의 초기속도에 따른 발사체 관통해석 결과는 Fig. 11에 나타내었다. 초기속도 683 m/s일 때 실험에서의 관통 깊이는 166 mm였으며, 수치해석 결과 162.7 mm로 나타났다. 해석 오차 범위가 5 % 이내로 CSC 보정모델을 적용한 해석모델이 발사체 초기속도에 따른 UHPC 구조물의 충격 저항성능을 효율적으로 모사하고 있음을 확인하였다.

### 3.2 UHPC 슬래브에 대한 근접 폭발해석

다음으로는 Li et al.(2016)이 진행하였던 UHPC 슬래브에 근접 TNT 폭발실험을 대상으로 해석을 수행하였다. 해석모델은 Fig. 12

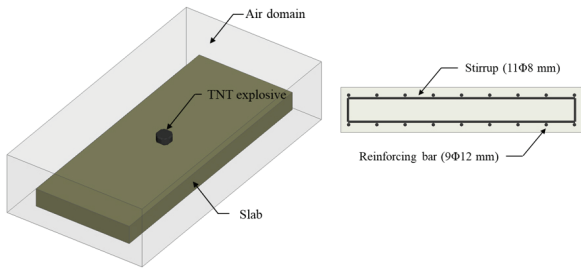


Fig. 12. Blast model setup and details of the reinforcement

에 나타내었다. 지름 40 mm와 높이 45 mm의 원통형 모양의 1 kg TNT 폭약이 시편 중앙에 위치하고 있다. UHPC 시편의 크기는 800 mm x 2000 mm x 100 mm이며, 10 mm의 크기를 갖는 솔리드 요소로 모델링 하였다. 보강철근과 스티럽은 솔리드요소와 같은 크기를 갖는 빔 요소로 모델링 되었다. UHPC의 재료 물성값은 압축강도 145 MPa, 인장강도 22 MPa, 그리고 탄성계수 52 GPa이다. 축방향 보강철근과 스티럽 철근의 직경은 각각 12 mm와 8 mm이며, 항복강도는 두 철근 모두 360 MPa이다. Fig. 13(a)에서 확인할 수 있듯이 시편은 강재 지지대 위에 거치되어 있다. Li et al.(2016)는 근접폭발의 경우 매우 국부적인 응답이기 때문에 시편의 손상은 경계조건과 독립적이라 하였다. 따라서 본 연구에서는 해당 시편을 단순지지 조건으로 경계조건을 설정하여 해석을 진행 하였다.

LS-DYNA에서 공기 중 폭발현상을 모사하기 위해 주로 'LOAD\_BLAST\_ENHANCED' 키워드 또는 'ALE(Arbitrary Lagrangian Eulerian)' 키워드를 사용한다. 경험식을 기반으로 한 LOAD\_BLAST\_ENHANCED 는 복잡한 폭발현상을 구현하기에 부족하며, ALE기법이 근접폭발을

Table 1. Diameters of the damaged area on the top and bottom faces

	Diameter of the damaged area on the top face (mm)	Diameter of the damaged area on the bottom face (mm)
Experiment	27.0	47.0
Numerical	24.8	49.0

모사하기에 가장 적합하다 알려져 있다(Thai and Kim 2018). 따라서 본 연구에서는 TNT 근거리 폭발현상을 모사하기 위해 ALE 해석기법을 이용한 해석을 수행하였다.

폭발해석을 통해 얻어진 슬래브의 손상영역을 실험과 비교하였다. Fig. 13에서는 실험결과와 해석결과를 나타내었다. 실험과 해석 모두 TNT 폭약이 있던 슬래브 중앙부에서만 파괴가 발생하였으며 특히 아랫면의 손상영역이 윗면의 손상영역보다 크게 나타났다. 윗면과 아랫면의 손상영역의 지름은 Table 1에 나타내었다. 해석에서는 손상영역에서 가장 긴지름을 측정하였다. 해석결과는 실험결과와 유사한 것으로 나타났으며 윗면의 경우 해석 값의 오차는 8.14 %, 아랫면의 해석 값의 오차는 4.25 %를 보였다. 윗면의 지름은 해석이 실험보다 작게 나왔지만, 아랫면의 지름은 해석이 실험보다 크게 나타났다. 해석과 실험 모두 평균 지름이 아닌 손상영역에서 가장 큰 지름을 값이기 때문에 이러한 차이가 나온 것으로 판단된다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 초고강도 강섬유 보강 시멘트 복합재료의 재료 물성을 해석에 정확하게 반영하기 위해 이전 재료단위 실험결과들

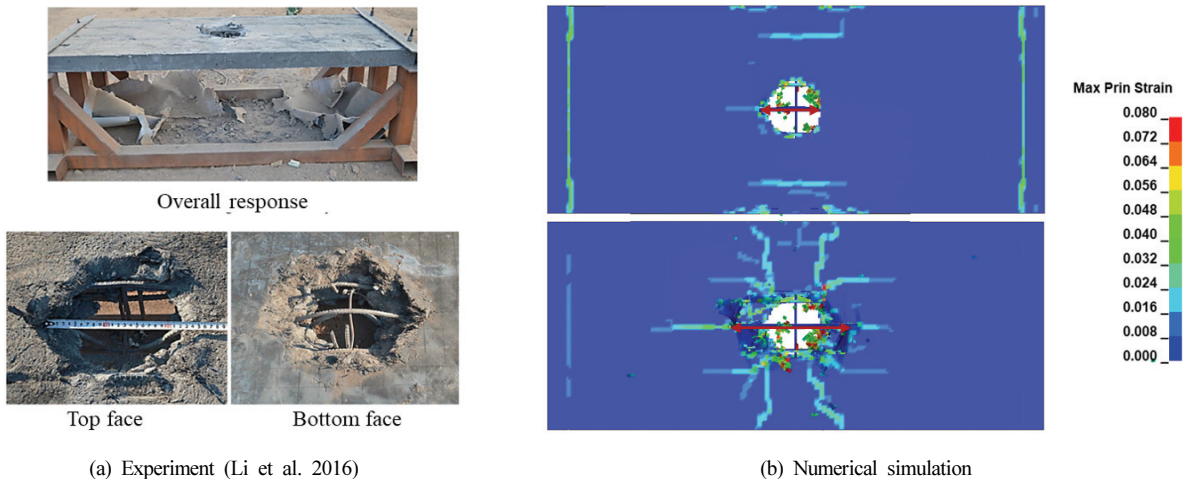


Fig. 13. Results of blast simulation

로부터 소성 기반 콘크리트 재료모델인 CSC 모델의 입력상수값 보정기법을 제안하였다. 단일요소해석을 수행을 통해 실험결과와 유사한 결과를 보여주는 변형률 연화영역의 매개변수 값을 결정하였다. 또한 동적증가계수를 도입하여 변형률속도에 따른 물성의 변화를 고려할 수 있도록 하였다. 이를 기반으로 발사체 충돌 해석과 ALE기법을 이용한 폭발해석을 수행하였으며, 해석 결과는 실험 결과와 유사하게 나타나는 것으로 확인되었다. 따라서 본 연구에서 제안한 CSC 모델의 보정기법이 초고성능 강섬유 보강 콘크리트 구조물 수치해석에 효과적으로 사용될 수 있음을 확인하였다.

## Conflicts of interest

None.

## 감사의 글

본 연구는 과학기술정보통신부 한국건설기술연구원 연구운영비지원(주요사업)사업으로 수행되었습니다(과제번호 20220232-001, 수소도시 기반시설의 안전 및 수용성 확보기술 개발).

## References

- Babanajad, S.K., Farnam, Y., Shekarchi, M. (2012). Failure criteria and triaxial behaviour of HPFRC containing high reactivity metakaolin and silica fume, *Construction and Building Materials*, **29**, 215–229.
- Benson, S.D.P., Karihaloo B.L. (2005). CARDIFRC – Development and mechanical properties. Part III: Uniaxial tensile response and other mechanical properties, *Magazine of Concrete Research*, **57(8)**, 433–443.
- CEB-FIP (2010). CEB-FIP Model Code 2010, Comite Euro-International Du Beton.
- Chen, W.F. (2007). *Plasticity in Reinforced Concrete*, J. Ross Publishing.
- Gholampour, A., Ozbakkaloglu, T. (2018). Fiber-reinforced concrete containing ultra high-strength micro steel fibers under active confinement, *Construction and Building Materials*, **187**, 299–306.
- Guo, W., Fan, W., Shao, X. (2018). Constitutive model of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete for low-velocity impact simulations, *Composite Structures* **185**, 307–326.
- Hassan, A.M.T., Jones, S.W., Mahmud, G.H. (2012). Experimental test methods to determine the uniaxial tensile and compressive behaviour of ultra high performance fibre reinforced concrete(UHPFRC), *Construction and building materials*, **37**, 874–882.
- Jia, P.C., Wu, H., Wang, R. (2021). Dynamic responses of reinforced ultra-high performance concrete members under low-velocity lateral impact, *International Journal of Impact Engineering*, **150**, 103818.
- Jiang, H., Zhao, J. (2015). Calibration of the continuous surface cap model for concrete, *Finite Elements in Analysis and Design*, **97**, 1–19.
- Lai, J., Yang, H., Wang, H., Zheng, X., Wang, Q. (2018). Properties and modelling of ultra-high-performance concrete subjected to multiple bullet impacts, *Journal of Materials in Civil Engineering*, **30(10)**, 04018256.
- Lee, M.J, Kwak, H.G. (2021). Numerical simulations of blast responses for SFRC slabs using an orthotropic model, *Engineering Structures*, **238**, 112150.
- Li, J., Wu, C., Hao, H., Wang, Z., Su, Y. (2016). Experimental investigation of ultra-high performance concrete slabs under contact explosions, *International Journal of Impact Engineering*, **93**, 62–75.
- Liu, J., Wu, C., Su, Y. (2018). Experimental and numerical studies of ultra-high performance concrete targets against high-velocity projectile impacts, *Engineering Structures*, **173**, 166–179.
- Manfred, C., Speck, K. (2008). Ultra high performance concrete under biaxial compression, *Proceedings of the Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete*, Kassel, Germany, 477–484.
- Murray, Y. (2007). *Users Manual for LS-DYNA Concrete Material Model 159*, Federal Highway Administration.
- Naeimi, N., Moustafa, M.A. (2021). Compressive behavior and stress-strain relationships of confined and unconfined UHPC, *Construction and Building Materials*, **272**, 121844.
- Park, J.K., Kim, S.W., Kim, D.J. (2017). Matrix-strength-dependent strain-rate sensitivity of strain-hardening fiber-reinforced cementitious composites under tensile impact, *Composite Structures* **162**, 313–324.
- Peng, Y., Wu, H., Fang, Q. (2016). Residual velocities of projectiles after normally perforating the thin ultra-high performance steel fiber reinforced concrete slabs, *International Journal of Impact*



- Engineering, **97**, 1-9.
- Prabha, S.L., Dattatreya, J.K., Neelamegam, M., Seshagirirao, M.V. (2010). Study on stress-strain properties of reactive powder concrete under uniaxial compression, *International Journal of Engineering Science and Technology*, **2(11)**, 6408-6416.
- Rao, B., Chen, L., Fang, Q., Hong, J., Liu, Z.X., Xiang, H.B. (2018). Dynamic responses of reinforced concrete beams under double-end-initiated close-in explosion, *Defence Technology*, **14(5)**, 527-539.
- Ren, G.M., Wu, H., Fang, Q., Liu, J.Z. (2018). Effects of steel fiber content and type on static mechanical properties of UHPCC, *Construction and Building Materials*, **163**, 826-839.
- Ren, G.M., Wu, H., Fang, Q., Liu, J.Z., Gong, Z.M. (2016). Triaxial compressive behavior of UHPCC and applications in the projectile impact analyses, *Construction and Building Materials*, **113**, 1-14.
- Saini, D., Oppong, K., Shafei, B. (2021). Investigation of concrete constitutive models for ultra-high performance fiber-reinforced concrete under low-velocity impact, *International Journal of Impact Engineering*, **157**, 103969.
- Scott, D.A., Graham, S.S., Songer, B.P., Green, B.H., Grotke, M.J., Brogdon, T.N. (2021). Laboratory Characterization of Cor-Tuf Baseline and UHPC-S, Geotechnical and Structures Laboratory, Engineer Research and Development Center, US Army Corps of Engineers, U.S.
- Sirijaroonchai, K., El-Tawil, S., Parra-Montesinos, G. (2010). Behavior of high performance fiber reinforced cement composites under multi-axial compressive loading, *Cement and Concrete Composites*, **32(1)**, 62-72.
- Thai D.K., Kim, S.E. (2018) Numerical investigation of the damage of RC members subjected to blast loading, *Engineering Failure Analysis*, **92**, 350-367.
- Tran, T.K., Kim, D.J. (2013). Investigating direct tensile behavior of high performance fiber reinforced cementitious composites at high strain rates, *Cement and Concrete Research*, **50**, 62-73.
- Tran, T.K., Kim, D.J. (2014). High strain rate effects on direct tensile behavior of high performance fiber reinforced cementitious composites, *Cement and Concrete Composites*, **45**, 186-200.
- Tufekci, M.M., Gokce, A. (2017). Development of heavyweight high performance fiber reinforced cementitious composites(HPFRCC) - Part I: Mechanical properties, *Construction and Building Materials*, **148**, 559-570.
- Wang, Y.Z., Wang, Y.B., Zhao, Y.Z. (2020). Experimental study on ultra-high performance concrete under triaxial compression, *Construction and Building Materials*, **263**, 120225.
- Williams, E.M., Graham, S.S., Reed, P.A., Rushing, T.S. (2009). Laboratory Characterization of Cor-Tuf Concrete with and without Steel Fibers, Geotechnical and Structures Laboratory, Engineer Research and Development Center, US Army Corps of Engineers, U.S.
- Winkelbauer, B.J. (2016). Phase I Evaluation of Selected Concrete Material in LS-DYNA, University of Nebraska, University of Nebraska-Lincoln, U.S.
- Wu, Y., Crawford, J.E., Magallanes, J.M. (2012). Performance of LS-DYNA concrete constitutive models, 12th International LS-DYNA Users conference, **1**, 1-14.
- Wu, Z., Shi, C., He, W., Wang, D. (2017). Static and dynamic compressive properties of ultra-high performance concrete (UHPC) with hybrid steel fiber reinforcements, *Cement and Concrete Composites*, **79**, 148-157.
- Xu, S., Wu, P., Liu, Z. (2021). Calibration of CSCM model for numerical modeling of UHPCFTWST columns against monotonic lateral loading, *Engineering Structures*, **240**, 112396.
- Yoo, D.Y., Kim, S.W., Park, J.J. (2017). Comparative flexural behavior of ultra-high-performance concrete reinforced with hybrid straight steel fibers, *Construction and Building Materials*, **132**, 219-229.

### 초고성능 강섬유 보강 콘크리트 물성 반영을 위한 소성 기반 콘크리트 CSC 모델 보정기법

본 연구에서는 초고성능 강섬유 보강 콘크리트(UHPC)의 재료특성을 고려하기 위해 해석프로그램 LS-DYNA에 있는 CSC 모델의 입력상수값 보정기법을 제안하였다. 1축 압축, 3축 압축, 압력-체적 변형을 곡선, 동적증가계수 등 이전 재료단위 실험 연구결과를 기반으로 입력상수값 보정을 수행하였다. 단일요소 해석결과를 실험결과와 비교하여 보정기법의 검증을 수행하였다. 또한, 유한요소모델을 구축하고 충격 및 폭발해석을 수행하여 UHPC 구조물 해석 수행 시 보정된 CSC 모델의 적용 가능성을 확인해보았다.