



강-콘크리트 계면의 계면상수 결정 : 계면상수의 역학적 성질

이 타¹⁾ · 주영태²⁾ · 이용학^{1)*}

¹⁾건국대학교 토목공학과 ²⁾마이다스아이티

Determination of Steel-concrete Interface Parameters: Mechanical Properties of Interface Parameters

Ta Lee,¹⁾ Young-Tae Joo,²⁾ and Yong-Hak Lee^{1)*}

¹⁾Dept. of Civil Engineering, Konkuk University, Seoul 143-701 Korea

²⁾R&D Center, MIDAS IT, Seongnam 462-807, Korea

ABSTRACT Mechanical properties of steel-concrete interface were evaluated on the basis of experimental observations. The properties included bond strength, unbonded and bonded friction angles, residual level of friction angle, mode I fracture energy, mode II bonded fracture energy and unbonded slip-friction energy under different levels of normal stress, and shape parameters to define geometrical shape of failure envelope. For this purpose, a typical type of constitutive model of describing steel-concrete interface behavior was presented based on a hyperbolic three-parameter Mohr-Coulomb type failure criterion. The constitutive model depicts the strong dependency of interface behavior on bonding condition of interface, bonded or unbonded. Values of the interface parameters were determined through interpretation of experimental results, geometry of failure envelope and sensitivity analysis. Nonlinear finite element analysis that incorporates steel-concrete interface as well as material nonlinearities of concrete and steel were performed to predict the experimental results.

Keywords : steel-concrete interface, interface parameter, Mohr-Coulomb failure criterion, confining pressure, interface finite element analysis

1. 서 론

강-콘크리트 합성구조의 거동해석을 위한 유한요소해석의 수행에 있어서 콘크리트 및 강재의 비선형거동을 묘사하기 위한 구성모델 이외에 강-콘크리트의 계면 상으로 국부화되는 점진적 파괴거동을 묘사하기 위한 구성모델이 추가로 요구된다. 강-콘크리트 계면거동의 수치해석적 구성모델에 관한 연구는 Katona,¹⁾ Plesha,²⁾ Stankowski 등,^{3,4)} Lotfi 등,⁵⁾ Carol 등,⁶⁾ Hajjar 등,⁷⁾ Soh 등,⁸⁾ Lei 등⁹⁾에 의해 수행되어져 왔다. Lagrange 승수법(Lagrange multiplier method)을 사용하는 Katona¹⁾의 경우를 제외하고는 대부분의 모델에서 Mohr-Coulomb 파괴규준을 적용하여 파괴를 정의하고 모드 I 및 II 파괴에너지 개념에 근거하는 소성일의 진행정도로써 계면으로 국부화되는 소성진행을 묘사하고 있다. 고도의 소성흐름이론(plastic flow theory)과 에너지 개념에 근거하여 이러한 구성모델이 개발되었음에도 모델을 구성하는 구성변수의 적절한

값을 제시하기 위한 계면거동에 관한 실험은 Rabbat 등,¹⁰⁾ Sahkir -Khalil,¹¹⁻¹³⁾ Chajes 등,¹⁴⁾ Chiew 등,¹⁵⁾ Barnes 등¹⁶⁾을 포함한 몇몇 소수의 연구자에 의해 수행되어 왔음을 고려할 때, 실험 결과의 부족으로 인해 해석 결과의 검증과 지속적 연구 개발에 많은 어려움이 따르는 실정이다.

계면 법선방향과 접선방향으로 구성되는 직교평면 상에서 정의되는 강-콘크리트 계면은 계면법선과 접선방향을 따르는 인장과 전단거동이 각각의 임계값에 도달한 이후에 파괴역학적으로 모드 I 탈부착거동과 모드 II 슬립거동을 하게 된다. 계면의 부착 및 비부착 여부에 따라 확연하게 다른 슬립거동을 보여주고 있는 Rabbat 등¹⁰⁾과 Chiew 등¹⁵⁾의 계면슬립거동에 관한 실험결과를 고려할 때 계면 상의 슬립거동은 부착슬립거동과 비부착슬립거동으로 구분된다. 계면의 거동은 계면의 부착상태뿐만 아니라 계면법선방향 응력의 방향과 크기에 따라 또한 매우 민감하게 작용한다. 그러므로 계면의 거동성질을 정의하는 계면상수의 결정을 위한 실험은 계면의 파괴모드뿐만 아니라 계면의 부착조건 및 계면 구속압을 고려하여야 한다.

계면의 부착상태에 종속적인 계면 상의 점진적 파괴성질을 묘사하기 위한 계면구성모델이 주영태^{17,18)}에 의해

*Corresponding author E-mail : leeyo@konkuk.ac.kr

Received June 16, 2009, Revised July 31, 2009

Accepted September 14, 2009

©2009 by Korea Concrete Institute

모드 I 및 모드 II 파괴에너지 방출률로서 Mohr-Coulomb 파괴포락선의 팽창과 수축을 제어하는 방법으로 최근에 제안되었다. 이 구성모델이 소성흐름이론과 파괴에너지 방출률로서 계면의 점진적 파괴를 제어하는 구성모델의 일반화된 수식화 표현임을 고려하여 모델을 구성하는 구성변수를 계면거동을 정의하는 계면 상수로 정의하고 계면거동 실험의 수행을 통해 얻은 실험 결과에 근거하여 계면상수 값을 결정하였다.

실험결과에 근거하여 계면상수 값을 결정하였다. 계면상수로서는 부착강도, 부착 및 비부착 마찰계수, 부착 및 비부착 마찰계수의 연화영역에서 잔류량의 크기, 모드 I 파괴에너지, 부착 및 비부착 모드 II 파괴에너지, 파괴포락선의 형상계수를 포함한 총 9개 구성상수를 고려하였다. 계면상수로서는 부착강도, 부착 및 비부착 마찰계수, 부착 및 비부착 마찰계수의 연화영역에서 잔류량의 크기, 모드 I 파괴에너지, 부착 및 비부착 모드 II 파괴에너지, 파괴포락선의 형상계수를 포함한 총 9개 구성상수를 고려하였다.

2. 강-콘크리트 계면구성모델

2.1 계면의 구성관계

물체의 거동을 미소변형으로 한정하고 탄성변형과 소성변형 및 탄성손실(elastic damage)로 구성되는 총 변형에서 탄성손실을 무시하는 경우에 총 변형 $\dot{\mathbf{u}}$ 은 탄성과 소성부분으로서 표현된다.

$$\dot{\mathbf{u}} = \dot{\mathbf{u}}_e + \dot{\mathbf{u}}_p \quad (1)$$

계면상의 임의 위치에서 발생하는 계면거동을 근사화하기 위해 Fig. 1에 보인 0-두께 계면유한요소(0-thickness interface element)을 채택하는 경우에 국부좌표계에서의 응력-변위관계는 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}_e : (\dot{\mathbf{u}} - \dot{\mathbf{u}}_p) \quad (2)$$

여기서 $\boldsymbol{\sigma} = \{\sigma_L, \sigma_M, \sigma_N\}^T$, $\mathbf{u}_e = \{u_L, u_M, u_N\}^T$ 이고 아래 첨자 L, M, N 은 Fig. 1에서 국부좌표계의 방향을 각각 정의한다. 식 (2)에서 탄성상태를 정의하는 탄성연산자 \mathbf{D}_e 는 국부좌표계의 각 직교방향에서의 강성으로서 직교방향에서의 성분만을 갖는 대각행렬로 정의된다.

$$\mathbf{D}_e = \begin{pmatrix} D_L & 0 & 0 \\ 0 & D_M & 0 \\ 0 & 0 & D_N \end{pmatrix} \quad (3)$$

콘크리트의 균열면이나 암의 절리 혹은 강-콘크리트의 계면과 같이 계면이 두께를 가지지 않는 경우에 식 (3)의 각 성분 값은 대응하는 상대면으로의 침투를 방지하

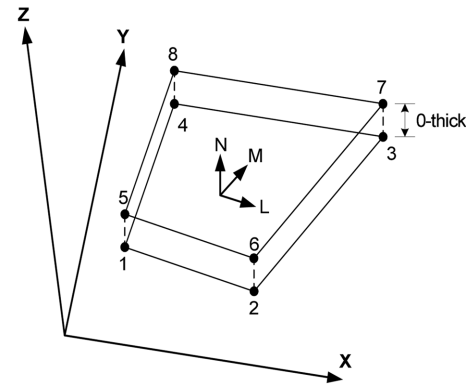


Fig. 1 Description of 8-node 0-thickness interface element

기 위한 패널티상수(penalty parameter)로서의 기능을 갖는다. 이와는 달리 계면에 시멘트 모르타르를 갖는 조적식구조체나 에폭시로서 콘크리트 균열면을 보강한 경우와 같이 유한한 두께의 계면재를 갖는 경우에는 계면재의 실제 물성값으로서 계면의 탄성성질을 정의하게 된다. 식 (3)의 대각행렬이 갖는 각 방향 성분과의 비연관성으로 인해 탄성거동 하에서 계면의 거동은 전단거동에 의한 체적팽창(dilation)이 허용되지 않는다.

2.2 파괴규준

이 논문에서는 부착계면 뿐만 아니라 비부착계면의 비탄성적 거동까지 포괄하기 위해 주영태^{13,14)}에 의해 제안된 계면파괴규준을 채택하였다. 부착 및 비부착계면의 점진적 파괴거동을 묘사하기 위해 계면 법선방향과 접선방향을 따르는 두 응력의 합수로서 Mohr-Coulomb의 파괴규준에 근거하여 개발된 이 파괴규준은 다음과 같이 표현된다.

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = \sigma_T^2 - \phi_b^2 \{ (\sigma_N - b)^2 - 2k(\sigma_N - b) \} \quad (4)$$

여기서, $\boldsymbol{\sigma} = \{\sigma_N, \sigma_T\}^T$, σ_N = 계면법선방향 응력, σ_T = 계면접선방향 응력이다. $\mathbf{q} = \{b, k, \phi_b\}^T$ 는 계면의 내적변형상태를 나타내는 상태계수로서 b = 부착계수, k = 곡률계수, ϕ_b = 부착마찰계수를 각각 정의한다. 식 (4)의 파괴규준에 의해 표현되는 파괴포락선은 Fig. 2에 보이는 바와 같이 쌍곡선 형상을 갖는다.

주영태^{13,14)}는 식 (4)에서 부착계면의 마찰계수를 정의하는 부착마찰계수 ϕ_b 를 비부착계면의 마찰계수를 정의하는 비부착마찰계수 ϕ_u 에 부착강도에 비례하는 부가적 마찰계수를 추가함으로써 정의하였다.

$$\phi_b = \phi_u + \eta b \quad (5)$$

여기서, ϕ_u 는 비부착계면의 마찰계수, η 는 부착계수의 크기에 따라 마찰계수 크기의 변화를 정의하는 마찰변화계수이다. Coulomb의 마찰 법칙에 따라 수직 구속력에 대한 마찰력의 비로서 정의되는 식 (5)의 마찰계수는 비부

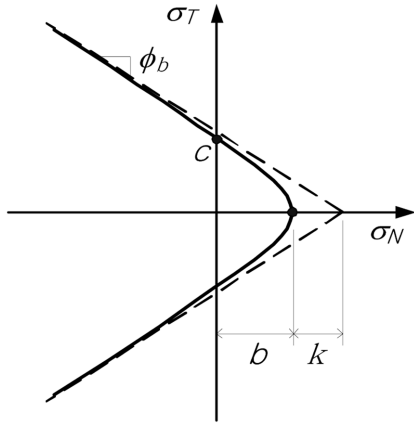


Fig. 2 Three-parameter failure envelop for steel-concrete interface

착의 경우에는 1 보다 적으나 부착된 계면의 경우에는 Rabbot 등¹⁰⁾과 Chiew 등¹⁵⁾ 이 실험을 통해 1보다 큰 값을 관찰하였다.

계면의 파괴는 파괴포락선의 최대상태를 점진적으로 수축시키는 과정을 통해 묘사되며, 이러한 파괴포락선의 점진적 수축은 세 계수 ϕ , b , k 를 최대값인 ϕ^{max} , b^{max} , k^{max} 로부터 잔류값인 ϕ^{res} , b^{res} , k^{res} 까지 점진적 감소를 통해 제어한다. 세 계수의 점진적 감소 관계는 모드 I 파괴에너지 G_f^I 와 모드 II 파괴에너지 G_f^{II} 및 소성일 W_p 의 함수로서 다음과 같이 정의하였다.

$$\begin{aligned}
 b &= b^{res} + (b^{max} - b^{res}) \times \left(1 - \beta_I \frac{W_{PN}}{G_f^I} - \beta_{II} \frac{W_{PT}}{G_f^{II}} \right) \\
 \phi_b &= \phi^{res} + (\phi_b^{max} - \phi^{res}) \times \left(1 - \alpha \frac{W_{PT}}{G_{fb}^{II}} \right) + \eta b \\
 k &= k^{res} + (k^{max} - k^{res}) \times \left(1 - \gamma \frac{W_{PT}}{G_{fb}^{II}} \right) \quad (6)
 \end{aligned}$$

여기서, β_I 와 β_{II} 는 모드 I, 모드 II 거동의 연화구간 형상을 정의하며, γ 는 곡률계수 k 의 연화구간 형상을 각각 정의한다. 순수 탈부착거동과 비부착계면 상의 슬립거동은 부착계면의 슬립거동을 정의하는 식 (6)에서 세 계수 ϕ , b , k 의 관계를 각 거동 경우에 대한 파괴모드 및 에너지 메커니즘에 근거하여 수정함으로써 묘사하였다.

2.2.1 탈부착거동

모드 I 연화거동으로 정의되는 탈부착거동은 부착계수 b 를 최대값 b^{max} 로부터 잔류값 b^{res} 로 소성일의 크기에 따라 점진적으로 감소하는 관계로서 표현하였다.

$$\begin{aligned}
 b &= b^{res} + (b^{max} - b^{res}) \times \left(1 - \beta_I \frac{W_{PN}}{G_f^I} - \beta_{II} \frac{W_{PT}}{G_{fb}^{II}} \right) \\
 \phi_b &= \phi_u^{max} + \eta b \\
 K &= K^{max} \quad (7)
 \end{aligned}$$

2.2.2 비부착슬립거동

계면 상의 슬립발생과 더불어 연화거동이 발생하고 이후 잔류응력으로 수렴하는 비부착슬립계면의 거동과정을 정의한다. 이 거동의 과정에서 연화거동의 진행은 모드 II 소성일(W_{PT})의 함수로서 묘사하였다.

$$\begin{aligned}
 b &= b^{res} \\
 \phi_b &= \phi^{res} + (\phi_b^{max} - \phi^{res}) \times \left(1 - \alpha \frac{W_{PT}}{G_{fb}^{II}} \right) \\
 k &= k^{res} + (k^{max} - k^{res}) \times \left(1 - \gamma \frac{W_{PT}}{G_{fb}^{II}} \right) \quad (8)
 \end{aligned}$$

식 (6), (7) 및 (8)에서 모드 I 및 II 소성을 정의하는 W_{PN} 과 W_{PT} 는 계면상의 점진적 파괴진행과정을 제어하며 점증적 표현으로서 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned}
 dW_{PN} &= \begin{cases} \sigma_N \cdot du_{PN} & \sigma_N \geq 0 \\ 0 & \sigma_N < 0 \end{cases} \\
 dW_{PT} &= (\sigma_T - \sigma_T^{res}) \cdot du_{PT} \quad (9)
 \end{aligned}$$

여기서 u_{PN} 과 u_{PT} 는 계면의 법선방향과 접선방향을 각각 따르는 소성변위를 각각 정의한다.

2.3 탄-소성론에 근거한 수식화

계면의 슬립거동과 더불어 소성흐름(plastic flow)이 발생할 때 소성흐름의 방향은 전단슬립거동실험에서 관찰된 전단팽창(shear dilatancy)을 원인으로 파괴포락선 상의 접선방향에 직교하는 방향으로 가정하는 상관소성흐름(associated plastic flow)의 방향을 따르지 않는다. 이 논문에서는 횡방향 구속압으로 인해 발생하는 전단팽창 효과를 고려하기 위해 소성흐름방향을 비상관소성흐름법칙(non-associated plastic flow theory)에 근거하여 결정하였다. 이 경우에 소성흐름의 방향을 정의하는 소성변위벡터 $\dot{\mathbf{u}}_p$ 는 소성흐름의 크기를 정의하는 소성승수(plastic multiplier) $\dot{\lambda}$ 와 소성흐름의 방향을 정의하는 소성흐름벡터 \mathbf{m} 으로서 표현된다.

$$\dot{\mathbf{u}}_p = \dot{\lambda} \mathbf{m} \quad (10)$$

슬립변위 $\dot{\mathbf{u}}$ 의 발생으로 인해 초래되는 응력의 변화를 $\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}_e : \dot{\mathbf{u}}$ 의 탄성응력으로 가정하여 현재시점 $t=t_{n+1}$ 에서 응력의 변화량 $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$ 을 고려한 총 응력 $\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_n + \dot{\boldsymbol{\sigma}}$ 를 계산하고 직전시간 $t=t_n$ 에서 일관성 조건(consistency condition)을 만족한 식 (4)의 파괴포락선 관계식에 $\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}$ 을 대입하여 $F > 0$ 으로서 일관성 조건을 만족시키지 않는 경우에 소성흐름이 발생한다. 이때 소성승수 $\dot{\lambda}$ 을 계산하기 위해 식 (4)를 Taylor의 급수 확장을 이용하여 선형으

로 확장하면 $\dot{F}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0$ 의 선형화된 일관성조건을 만족하는 조건은 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{F}(\sigma_N, \sigma_T, \phi_b, b, k) = \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial F}{\partial u_p} \dot{u}_p = 0 \quad (11)$$

여기서, 등가소성변위 \dot{u}_p 는 Euclidean norm으로서 식 (10) 으로부터 $\dot{u}_p = \dot{\lambda} \|\mathbf{m}\|$ 의 관계로서 정의되며, 식 (2)와 (10)을 (11)에 대입하여 정리하면 소성승수 $\dot{\lambda}$ 은 다음과 같이 계산된다.

$$\dot{\lambda} = \frac{\mathbf{n} : \mathbf{D}_e : \dot{\boldsymbol{\sigma}}}{-H \|\mathbf{m}\| + \mathbf{n} : \mathbf{D}_e : \mathbf{m}} \quad (12)$$

여기서, 파괴포락선 상의 직교벡터 $\mathbf{n} = \partial F / \partial \boldsymbol{\sigma}$ 이고, 소성흐름벡터 $\mathbf{m} = \partial Q / \partial \boldsymbol{\sigma}$ 이며, Q 는 소성 포텐셜을 정의하고, 경화계수 H 는 연쇄미분법을 통해 다음의 관계로서 계산된다.

$$H = \frac{\partial F}{\partial \phi_b} \frac{\partial \phi_b}{\partial \phi_u} \frac{\partial \phi_u}{\partial W_{pT}} \frac{\partial W_{pT}}{\partial u_{pT}} + \left(\frac{\partial F}{\partial \phi_b} \frac{\partial \phi_b}{\partial b} + \frac{\partial F}{\partial b} \right) \left(\frac{\partial b}{\partial W_{pN}} \frac{\partial W_{pN}}{\partial u_{pN}} + \frac{\partial b}{\partial W_{pT}} \frac{\partial W_{pT}}{\partial u_{pT}} \right) + \frac{\partial F}{\partial k} \frac{\partial k}{\partial W_{pT}} \frac{\partial W_{pT}}{\partial u_{pT}} \quad (13)$$

전단슬립의 진행과 더불어 계면의 팽창은 계면잔류물에 의한 마찰과 계면상에 작용하는 구속압의 작용으로 인해 억제된다. 이 경우에 소성흐름방향을 $\mathbf{m} = \mathbf{n}$ 의 상관소성흐름법칙을 적용하게 되면 과도한 체적팽창을 야기하게 되며 이러한 체적팽창 문제는 파괴포락선 상에서 법선응력 σ 및 전단응력 τ 방향을 따르는 각 그라디언트(gradient) 성분 가운데 법선응력 방향을 따르는 그라디언트 성분 값이 수치해석 상에서 지나치게 큰 값으로 결정되기 때문인 것으로 알려져 있다.¹⁹⁾ 이 논문에서는 Lee and Willam¹⁹⁾에 의해 제안된 상관소성흐름의 방향으로부터 법선방향 성분을 법선방향 응력의 크기와 소성상태의 진행정도에 따라 보정하는 방법을 적용하여 소성흐름의 방향 $\mathbf{m} = \{\partial Q / \partial \sigma_L, \partial Q / \partial \sigma_M, \partial Q / \partial \sigma_N\}^T$ 을 구성하는 각 성분 값을 다음의 관계를 통하여 결정하였다.

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_L} = \frac{\partial F}{\partial \sigma_L}, \quad \frac{\partial Q}{\partial \sigma_M} = \frac{\partial F}{\partial \sigma_M}$$

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_N} = \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma_N} \right) f_I \left(\frac{\phi - \phi^{max}}{\phi^{max} - \phi^{res}} \right) \quad (14)$$

여기서, 비상관성가중계수(non-associativity intensity parameter) $f_I = \{(\sigma_N - \sigma_{IP}) / \sigma_{IP}\}^2$ 로 나타냈으며, σ_{IP} 는 비상관성변곡

계수(non-associativity inflection parameter)로서 실험 혹은 민감도해석을 통해서 결정된다.

식 (10)과 (12)를 (2)에 대입하여 정리하면 응력 $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$ 와 변위 $\dot{\mathbf{u}}$ 의 관계를 결정하는 탄-소성 연산자(elastic-plastic tangent operator) \mathbf{D}_{ep} 는 다음의 관계로서 결정된다.

$$\mathbf{D}_{ep} = \mathbf{D}_e - \frac{\mathbf{D}_e : \mathbf{m} \otimes \mathbf{n} : \mathbf{D}_e}{-H \|\mathbf{m}\| + \mathbf{n} : \mathbf{D}_e : \mathbf{m}} \quad (15)$$

3. 계면 구성계수 값의 결정

이 논문에서 설명된 계면구성모델을 구성하는 마찰계수의 최대 및 잔류 값인 ϕ^{max} 와 ϕ^{res} , 비부착계면 및 부착계면 모드 II 파괴에너지 G_{fu}^{II} 와 G_{fb}^{II} , 모드 I 파괴에너지 G_f^I , 마찰변화계수 η , 부착강도 b^{max} , 곡률계수의 최대값 k^{max} 및 비상관변곡계수 σ_{IP} 를 포함하는 총 9개의 구성계수 값을 실험 결과의 분석과 파괴포락선의 역학적 및 기하학적 성질을 통해 결정하였다. 계면파괴실험은 구속압의 변화에 따른 계면거동의 영향성을 분석하기 위해 $\sigma_N = 0, 0.2, 0.5, 1.0$ MPa의 네 경우 구속압 경우를 고려하였으며, 부착계면과 비부착계면의 거동차이에 대한 관찰을 목적으로 부착계면에 대한 파괴실험을 먼저 수행한 후에 분리된 계면에 대한 비부착계면 실험을 수행하였다. 이러한 실험 결과로부터 얻어진 각 구속압에 대응하는 최대전단응력 및 잔류응력과 모드 II 파괴에너지를 요약하면 Table 1과 같다.

Table 1의 실험 결과에 대한 분석과 구성변수에 대한 민감도 해석 및 파괴포락선의 기하학적 관계에 근거하는 해석적 방법을 통해 제시된 9개 계면상수 값을 결정하고 계면실험체에 대한 계면유한요소해석을 수행하여 얻어진 예측 결과를 실험 결과와 비교함으로써 결정된 구성변수 값의 적절성을 검증하고자 한다.

1) 비부착계면의 마찰계수 ϕ_u^{max} 및 비부착계면 모드 II 파괴에너지 방출률 G_{fu}^{II}

마찰계수는 Fig. 2의 파괴포락선 상에서 기울기를 의미하므로 Table 1로부터 구속압 $\sigma_N = 0.5$ 과 1.0 MPa의 두 경우에 대응하는 두 최대평균전단응력 $\sigma_{Tu}^{max} = 0.25$ MPa와 $\sigma_{Tu}^{max} = 0.5$ MPa 간의 차와 구속압 간의 차에 대한 비

Table 1 Bonded and unbonded test results

Conf. pressure (MPa)	Type	Max. shear stress (MPa)	Residual stress (MPa)	Mode II fracture energy (N·mm/mm ²)
0	bon.	0.019	0.000	0.012
	unbon.	-	-	-
0.2	bon.	0.164	0.120	0.446
	unbon.	-	-	-
0.5	bon.	0.361	0.246	1.213
	unbon.	0.250	0.176	0.109
1.0	bon.	0.879	0.527	2.350
	unbon.	0.503	0.334	0.202

를 계산하여 최대 마찰계수 값 $\phi_u^{\max} = 0.47$ 을 얻었다. 이와 유사한 방법으로 두 구속압의 경우에 대한 연화영역에서의 평균잔류전단응력 간의 차에 대한 구속압 간의 차에 대한 비로부터 잔류마찰계수 $\phi^{res} = 0.33$ 을 얻었다.

모드 II 파괴에너지 G_{fu}^{II} 는 Table 1에 보인 각 구속압 경우에 대해 계산된 파괴에너지 방출률을 선형회귀분석함으로서 법선응력에 관한 1차 함수로서 $G_{fu}^{II} = 0.203\sigma_N$ 의 관계를 얻었다.

2) 곡률계수 k^{\max} 및 부착강도 b^{\max}

부착강도 b^{\max} 를 결정하기 위한 모드 I 인장실험은 접착제를 사용하여 하중판에 콘크리트를 접착시킨 후 강제판을 고정시킨 상태에서 하중판을 인장하는 방법으로 수행된다. 그러나 이 실험에서 최대응력점 이전 영역의 변위가 극히 작아 실험장치의 유압을 제어하기가 매우 어려우며 또한 기계적 오차 및 하중방향의 비직교성 문제 등을 원인으로 순수한 모드 I 파괴형태로 실험 결과를 얻는다는 것은 매우 어렵다. 이러한 모드 I 인장실험에 대한 수행 상의 어려움 때문에 이 논문에서는 실험적 방법 대신에 파괴포락선의 기하학적 형상에 근거하는 이론적 방법을 통해 곡률계수의 최대값 k^{\max} 와 부착강도 b^{\max} 를 결정하였다.

구속응력 σ_N 에 대응하는 계면의 최대전단응력이 σ_{Tb}^{\max} 일 때 Fig. 3에서 점근선의 기울기를 나타내는 부착마찰계수 ϕ_b^{\max} 는 전단강도 σ_{Tb}^{\max} , 구속응력 σ_N , 부착강도 b^{\max} 및 곡률계수 최대값 k^{\max} 를 사용하여 $\phi_b^{\max} = (\sigma_{Tb}^{\max} + b^{\max} + k^{\max}) / (\sigma_N + b^{\max} + k^{\max})$ 의 기하학적 관계로 나타내진다. 부착강도 b^{\max} 를 결정하기 위해 이 관계식에 식 (5)의 $\phi_b^{\max} = \phi_u^{\max} + \eta b^{\max}$ 와 Rabbat 등¹⁰⁾ 및 Chiew 등¹⁵⁾의 실험 결과에 대한 민감도 해석을 통해 얻은 $k^{\max} = b^{\max} / 2$ 을 대입하여 정리하면 b^{\max} 에 관한 2차 방정식을 $\eta(b^{\max})^2 + \{\phi_u^{\max} + \eta(\sigma_N + k^{\max})\}b^{\max} + \phi_u^{\max}(\sigma_N + k^{\max}) - \sigma_{Tb}^{\max} = 0$ 의 관계로서 얻게 된다. 이 관계식에 실험결과로부터 결정된 각 계수값과 Chiew 등¹⁵⁾의 실험 결과에 대한 민감도 해석을 통해 결정된 $\eta = 6.5$ 을 대입하여 0.03 MPa 및 0.015 MPa의 부착강도 b^{\max} 및 곡률계수 k^{\max} 를 각각 얻었다.

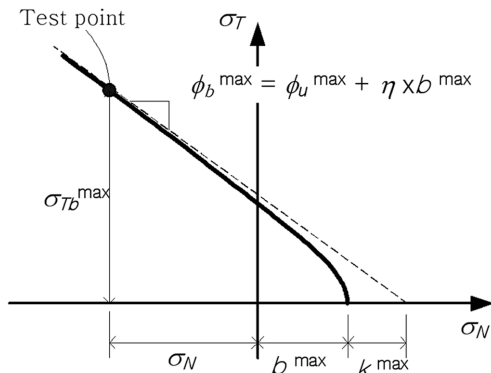


Fig. 3 Geometrical description of interface parameters

3) 모드 I 파괴에너지 방출률 G_f^I , 부착계면 모드 II 파괴에너지 방출률 G_{fb}^{II} , 비상관성변곡률계수 σ_{IP}

모드 I 파괴에너지 방출률 G_f^I 은 계면에 직교하는 법선방향으로 인장력을 가하여 계측된 응력-변위 관계곡선으로부터 결정할 수 있으나 해석적 방법을 통해 부착강도 b^{\max} 를 이미 결정하였으므로 이 값을 사용하는 민감도 해석을 통해 얻어진 응력-변위 관계곡선으로부터 $G_f^I = 0.2 \text{ N}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2$ 의 값을 얻었다.

부착계면의 모드 II 파괴에너지 방출률 G_{fb}^{II} 는 Table 1에 보인 각 구속압 경우에 대해 계산된 파괴에너지 방출률을 선형회귀분석하여 법선응력에 관한 1차 함수로서 표현되는 $G_{fb}^{II} = (2.345\sigma_N + 0.012)\text{N}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2$ 의 관계를 얻었다. 비상관성변곡률계수 σ_{IP} 의 값은 각 구속압의 경우와 부착계면 및 비부착계면의 계면부착조건을 고려한 민감도 해석을 통해 $\sigma_{IP} = -0.25 \text{ MPa}$ 을 얻었다.

이상에서 결정된 구성변수 값을 Table 2에 정리하였으며 Rabbat 등¹⁰⁾, Sahkir -Khalil¹¹⁻¹³⁾ 및 Chiew 등¹⁵⁾의 실험결과에 근거하여 주영태^{17,18)}에 의해 결정된 값을 비교하였다. Table 2에서 부착 계면 마찰계수 ϕ_b 의 연화구간 형상계수 α , 부착계수 b 의 모드 I 및 II 연화구간 형상계수 β_I 및 β_{II} , 곡률계수 k 의 연화구간 형상계수 γ 에 대한 1.0, 50.0, 1.0, 1.0의 값은 민감도해석을 통해 주영태¹⁸⁾에 의해 결정된 값으로서 각 계수가 부착 및 곡률계수의 연화구간 형상을 정의 하는 물리적 의미를 갖고 있음을 고려하여 이 논문에서는 특별한 수정 없이 동일한 값으로서 적용하였다.

4. 실험 결과의 예측

계면거동 실험 결과와 파괴포락선의 기하학적 형상 및 민감도해석을 통해 결정된 Table 2의 구성계수 값을 사용하여 I 편에서 수행된 계면거동실험결과를 계면유한요소 해석을 통해 예측하였다. 폭 200 mm, 높이 200 mm, 두께 10 mm의 강제판 사이에 폭 160 mm, 높이 150 mm,

Table 2 Parameter values of steel-concrete interface

Parameters	Present	Joo (2005)
ϕ_u^{\max}	0.47	0.7
ϕ^{res}	0.33	0.57
b^{\max} (MPa)	0.030	0.096
k^{\max} (MPa)	0.015	0.048
η (MPa)	6.5	6.5
α	1.0	1.0
β_I	50.0	50.0
β_{II}	1.0	1.0
γ	1.0	1.0
σ_{IP} (MPa)	-0.25	-0.25
G_f^I (N·mm/mm ²)	0.2	0.2
G_{fb}^{II} (N·mm/mm ²)	$2.345\sigma_N + 0.012$	10.0
G_{fu}^{II} (N·mm/mm ²)	$0.203\sigma_N$	0.32

두께 60 mm의 콘크리트가 타설된 계면실험체의 형상은 Fig. 4와 같다.

해석 대상 실험체의 콘크리트는 8절점 brick 요소로서 강재판은 4절점 평판요소로서 계면은 8절점 0-두께 계면 요소를 사용하여 각각 유한요소모델링하였다. 콘크리트와 강재 및 계면의 재료비선형성은 네 계수 파괴포락선에 근거한 3차원 탄소성 구성모델²⁰⁾과 von Mises 파괴규준에 근거한 탄소성 구성모델 및 이 논문에서 서술된 계면의 탄소성구성모델에 따라 각각 모델링하였다.¹⁸⁾

Figs. 5와 6은 $\sigma_N=0.2, 0.5, 1.0$ MPa의 구속압을 받는 부착계면 실험체와 $\sigma_N=0.5, 1.0$ MPa의 두 종류 구속압을 받는 비부착계면 실험체에 대해 각 구속압에 대한 계면해석을 수행하여 예측된 결과를 실험 결과와 각각 비교하였다. 해석 결과와 실험 결과는 계면의 부착조건에 관계없이 구속압이 증가함에 따라 최대평균전단응력과 잔류응력의 크기 역시 증가하는 결과를 보여준다. 부착계면에 대한 Fig. 5에서 최대전단응력은 구속압이 낮은 $\sigma_N=0.2$ MPa의 경우에 유한요소해석 결과가 실험 결과에 비해 12% 정도 크게 예측하고 있으나, 구속압이 증가함에 따라 두 결과는 근접한 결과를 나타내고 있다.

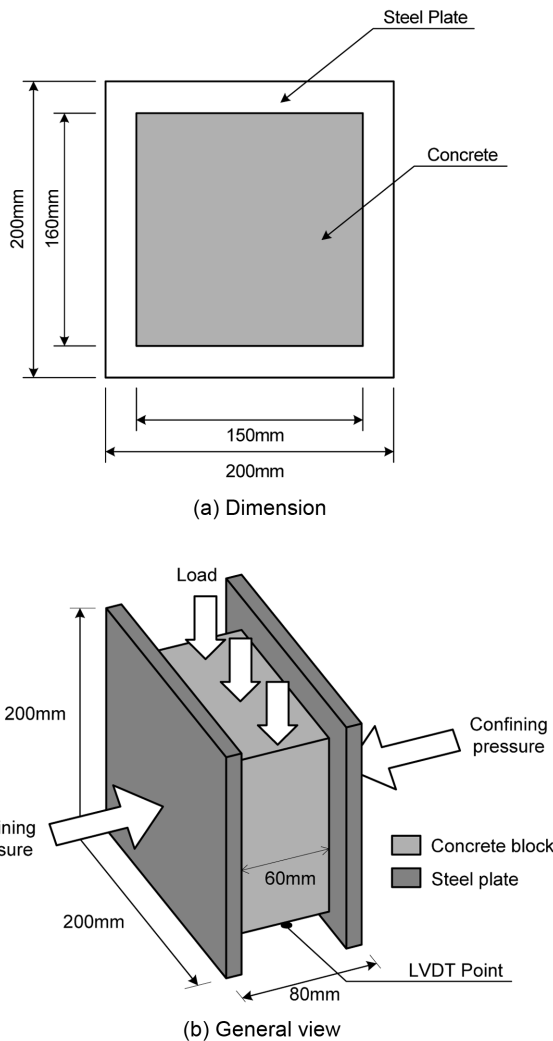


Fig. 4 Description of test specimen

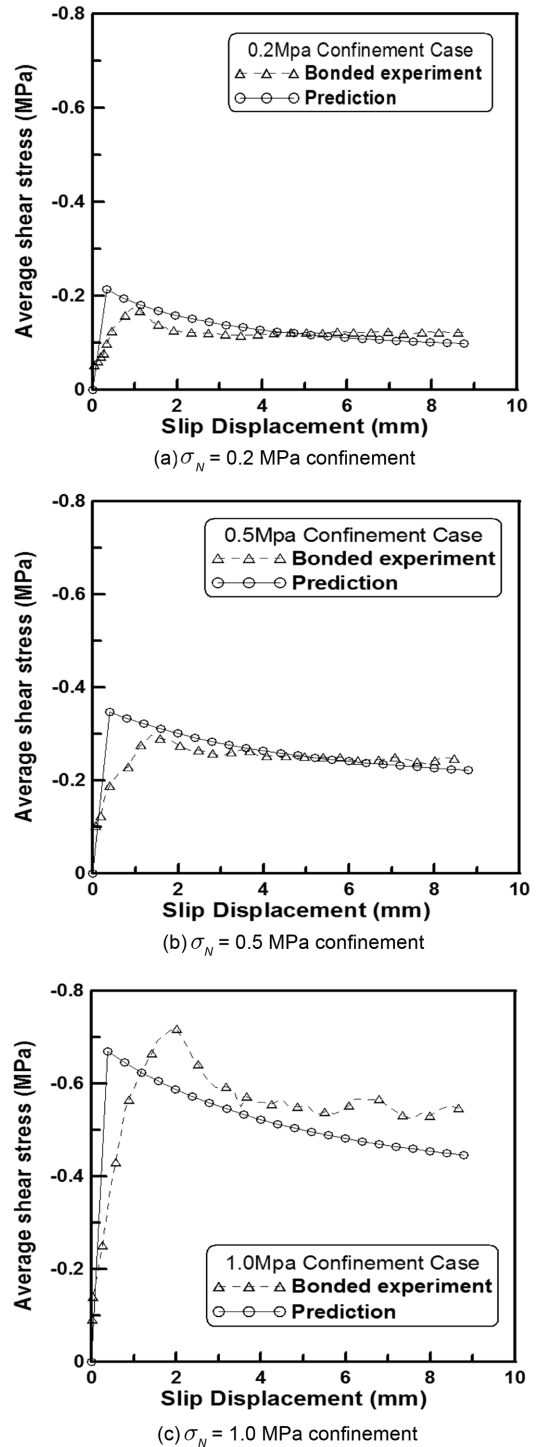


Fig. 5 Comparison of test and prediction results for bonded case

구속압의 크기에 따른 최대전단응력 값의 변화는 마찰계수 값의 크기에 민감하게 작용하므로 이에 관련한 보다 정교한 실험의 수행을 통해 예측 값의 정확도가 개선될 것으로 판단된다.

Figs. 5와 6에서 최대전단응력에 대응하는 변위의 크기는 유한요소해석의 경우가 실험에 비해 작은 값으로 예측하고 있는데 이는 식 (3)의 계면 접선방향과 법선방향을 각각 따르는 강성계수 D_T 및 D_N 의 값에서 원인을 찾을 수 있다. 이 두 값의 크기에 대해서는 현재까지 명확

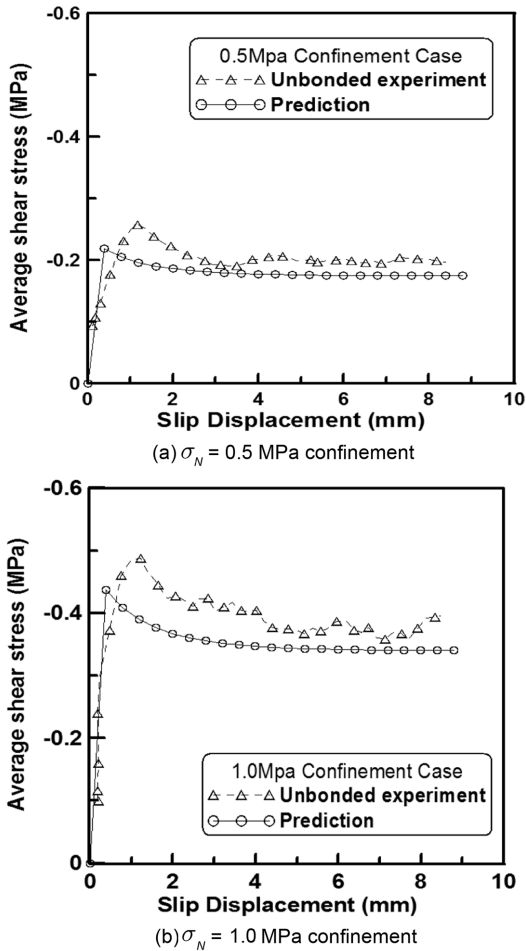


Fig. 6 Comparison of test and prediction results for unbonded case

히 규명되지 않고 있으며, 다만 다양한 수치해석을 통해 일반적으로 인접한 재료의 탄성계수 가운데 작은 값의 10배 정도를 D_N 값으로 사용하며, D_T 는 D_N 의 1/100 정도를 취하는 것으로 알려져 있다. 여기서 큰 값의 강성을 사용하는 경우에는 유한요소해석을 통해 얻어지는 해의 정확도는 높일 수 있으나 해석상의 수렴도가 낮아지는 단점을 갖게 되며, 작은 값의 강성을 사용하는 경우에는 해의 수렴성은 높일 수 있으나 해석상의 정확도가 떨어지는 양면성을 갖고 있어 이에 관련한 심도 있는 연구가 또한 요구된다.

5. 결 론

강-콘크리트 계면의 성질을 정의하는 계면상수의 물리적 성질을 분석하고 크기를 결정하였다. 계면상수의 크기는 부착 및 비부착계면조건을 고려하고 구속압을 달리 하는 실험 결과와 파괴포락선의 형상 및 민감도해석을 통해 결정하였으며, 결정된 계면상수 값에 근거하여 실험 결과에 대한 예측을 수행하였다. 이러한 연구수행내용을 통해 다음의 결론을 얻었다.

- 1) 계면의 부착강도를 결정함에 있어 고도의 장비 및 실험기술을 요구하는 직접인장 실험을 수행하는 대

신에 구속압을 받는 전단슬립실험 결과를 이용하여 이론적 방법을 통해 계면의 부착강도를 결정하는 방법을 제안하였으며 수행된 실험에 대한 부착강도의 예측에 적용하였다.

- 2) 부착계면과 비부착계면에 대한 각각의 마찰계수 및 모드 II 파괴에너지 방출률은 구속압을 받는 조건 하에서도 비교적 큰 차이가 있으므로 콘크리트의 건조수축 등으로 인해 강재판과 콘크리트 간의 계면이 분리되는 경우나 하중작용 등에 의해 슬립거동을 경험한 계면에 대한 거동해석 등의 경우에 계면조건을 고려하는 해석의 필요성을 확인하였다.
- 3) 부착계면 마찰계수 최대값 ϕ_b^{\max} 는 비부착계면 마찰계수 최대값 ϕ_u^{\max} 로부터 파괴포락선의 형상에 근거하는 $\phi_b^{\max} = \phi_u^{\max} + \eta b^{\max}$ 의 관계를 사용하여 결정하였으며 이러한 관계를 이용하여 비부착계면으로부터 부착계면까지 계면의 부착상태를 고려하는 구성모델의 적용성을 확인하였다.
- 4) 결정된 계면상수를 적용하여 강재판 사이에 콘크리트가 타설된 강-콘크리트 계면실험체의 거동해석을 위한 계면유한요소해석을 수행하였으며 실험 결과와의 비교를 통해 상수값의 적정성을 검토하였다.

감사의 글

이 연구는 국토해양부 건설기술혁신사업의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다(과제번호: 07-기술혁신-A01).

참고문헌

1. Kantona, M. G., "A Simple Contact-Friction Interface Element with Applications to Buried Culverts," *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 7, No. 3, 1983 pp. 371~384.
2. Plesha M. E., "Constitutive Models for Rock Discontinuities with Dilatancy and Surface Degradation," *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 11, No. 4, 1987 pp. 345~362.
3. Stankowski, T., Runesson, K., and Sture, S., "Fracture and Slip of Interfaces in Cementitious Composites. I: Characteristics," *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 119, No. 2, 1993, pp. 315~327.
4. Stankowski, T., Runesson, K., and Sture, S., "Fracture and Slip of Interfaces in Cementitious Composites. II : Implementation," *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 119, No. 2, 1993, pp. 315~327.
5. Lotfi, H. R. and Shing, P. B., "Interface Model Applied to Fracture of Masonry Structures," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 120, No. 1, 1994, pp. 63~79.
6. Carol, I., Prat, P. C., and Lopez, C. M., "Normal/Shear Cracking Model : Application to Discrete Crack Analysis," *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 123, No. 8, 1997, pp. 765~773.
7. Hajjar, J. F., Schiller, P. H., and Molodan, A., "A Distributed

- Plasticity Model for Concrete-filled Steel Tube Beam-Cou-
lms with Interlayer Slip,” *Engineering Structures*, Vol. 20,
No. 8, 1998, pp. 663~676.
8. Soh, C. K., Chiew, S. P., and Dong, Y. X., “Damage Model
for Concrete-Steel Interface,” *J. of Engrg. Mech.*, ASCE,
Vol. 125, No. 8, 1999, pp. 979~983.
 9. Lei, X. Y., “Contact Friction Analysis with a Simple Inter-
face Element,” *Computer Methods in Appl. Mech. and
Engrg.*, Vol. 190, 2001, pp. 1955~1965.
 10. Rabbat, B. G. and Russell, H. G., “Friction Coefficient of
Steel on Concrete or Grout,” *Journal of Structural Engi-
neering, ASCE*, Vol. 111, No. 3, March, 1985, pp. 505~515.
 11. Shakir-Khalil, H., “Pushout Strength of Concrete-Filled
Steel Hollow Sections,” *The Structural Engineer*, Vol. 71,
No. 13, 1993, pp. 230~233.
 12. Shakir-Khalil, H., “Resistance of Concrete-filled Steel Hol-
low Sections,” *The Structural Engineer*, Vol. 71, No. 13,
1993, pp. 234~243.
 13. Shakir-Khalil, H. and Hassan, N. K. A., “Push-out Resis-
tance of Concrete-filled Tubes,” *Tubular Structures*,
Grundy, P., Holgate, A., and Wong. W.(eds), Melbourne,
Australia, A. A. Balkema, Rotterdam, The Netherlands,
1994, pp. 285~291.
 14. Chajes, M. J., Finch, W. W. Jr., Januszka, T. F., and Thom-
son, T. A. Jr., “Bond and Force Transfer of Composite
Material Plates Bonded to Concrete,” *ACI Struct. J.*, Vol. 93,
No. 2, 1996, pp. 208~217.
 15. Chiew, S. P., Dong, Y. X., and Sho, C. K., “Concrete-steel
Plate Interface Characteristics for Composite Construction,”
*Computing Developments in Civil and Structural Engi-
neering*, 1999, pp. 35~40.
 16. Barnes, R. A. and Mays, G. C., “The Transfer of Stress
through a Steel to Concrete Adhesive Bond,” *International
Journal of Adhesion & Adhesives*, Vol. 21, No. 6, 2001, pp.
495~502.
 17. 주영태, 이용학, “강-콘크리트 계면파괴에 관한 비 선형
유한요소해석,” 한국콘크리트학회 학술발표회논문집, 16
권, 2호, 2004, pp. 105~108.
 18. 주영태, “부착 및 슬립을 고려한 강-콘크리트 계면거동
의 점진적 유한요소해석,” 건국대학교 토목공학과, 박사
학위 논문, 2005.
 19. Lee, Y. H. and Willam, K., “Anisotropic Vertex Plasticity
Formulation of Concrete In-plane Stress,” *J. of Engrg. Mech.*,
ASCE, Vol. 123, No. 7, 1995, pp. 714~726.
 20. 이용학, “콘크리트 3차원 구성모델을 위한 네 계수 파괴
포락선의 개발,” 대한토목학회 논문집, 19권, I-1호, 1999,
pp. 79~88.

요 약 강-콘크리트 계면의 성질을 대표하는 부착강도, 부착 및 비부착 마찰계수, 부착 및 비부착 마찰계수의 연화 영역에서 잔류량의 크기, 모드 I 파괴에너지, 부착 및 비부착 모드 II 파괴에너지, 파괴포락선의 형상계수를 포함한 총 9개 계면상수의 값을 계면거동실험결과와 파괴포락선의 기하학적 형상 및 구성모델을 이용하는 민감도 해석을 통해 결정하였다. 계면의 거동이 계면의 부착상태뿐만 아니라 계면법선방향 응력의 방향과 크기에 따라 매우 민감하게 작용하므로 계면상수 값의 결정에서는 이러한 구속압의 크기와 부착 및 비부착 계면조건을 고려하였다. 강재관 사이에 콘크리트가 타설된 강-콘크리트 계면실험체의 거동해석을 위한 계면유한요소해석을 결정된 계면상수를 적용하여 수행하였으며 실험결과와의 비교를 통해 상수값의 적정성을 검토하였다.

핵심용어 : 강-콘크리트 계면, 계면상수, Mohr-Coulomb 파괴규준, 구속압, 계면유한요소해석