

해수중 콘크리트 기둥의 열화 및 보강성능해석

Deterioration of Concrete Columns under Sea-Water and Strengthening Analysis

김 규 엽* 송 하 원** 변 근 주***
Kim, Kyoo Yup Song, Ha Won Byun, Keun Joo

ABSTRACT

In this study, the behavior of deteriorated concrete columns under sea-water before and after strengthening with glass fiber composite and the change of behavior by the deterioration of strengthening material are analyzed. In the analysis, the characteristics of concrete deteriorated in sea-water, preloading effect, and corrosion of steel are considered. The result of analysis is verified by the comparison with the experimental data. Using constitutive equations of the concrete and corroded steel, load-moment interaction curves of both deteriorated and strengthened concrete column are derived.

1. 서 론

기존 콘크리트 구조물에 대한 보강방법중 고분자복합재료의 부착에 의한 보강방법이 있으며, 최근 고분자섬유복합재로 보강된 콘크리트 부재의 구조적 거동에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다. 그러나 주로 구조물의 형태에 있어서는 보부재에, 재료에서는 탄소섬유복합재에, 치중되어있고, 보강설계나 강도증가에 초점을 맞춘 보강효과의 분석을 위한 실험적 연구가 주류를 이루고 있다. 그리고 실제 손상 원인으로의 환경적 손상, 특히 해양환경과 같은 수중에 위치한 콘크리트 기둥의 열화 및 보강이후 해양환경 하에서 변화하는 성능을 고려한 보강성능 해석에 관한 연구는 더욱 미흡한 실정이다.

따라서, 본 연구에서는 구조물의 형태에 있어서는 콘크리트 기둥을 대상으로 고강도 탄성보강재료인 유리섬유복합재를 사용한 보강효과를 규명하기 하였고, 해수 중에서의 기둥의 열화특성, 보강이후의 구속열화특성을 반영한 보다 합리적인 해석방법을 개발하였다.

2. 콘크리트 기둥의 열화와 재료모델

2.1 철근의 재료모델

해양 환경에서 염화물 침입에 의해 철근이 부식되는 경우 철근의 단면 감소뿐만 아니라 탄성계수 및 인장강도에 영향을 미치게 된다. 본 연구에서는 이와 같은 부식된 철근의 역학적 성질을 李翰承¹⁾과 Song 등²⁾의 연구를 기초로 하여 식 (1)~(2)과 같이 모델링하여 사용하였다. 이때 부식에 따른 성능저감계수 C_f , C_e 는 기존의 실험결과로부터 각각 1.98, 1.15로 가정한다. 그리고 이를 철근의 단면

* 정회원, 연세대학교 토목공학과, 연구조교

** 정회원, 연세대학교 토목공학과, 부교수

*** 정회원, 연세대학교 토목공학과, 교수

감소로 고려하기 위하여 식을 가정하면, 식 (3)과 같다. 이때 C_a 는 부식률 1%에 대하여 1.2%정도의 인장강도와 탄성계수의 감소를 나타낸 기존의 실험결과로부터 1.2로 가정하였다.¹⁾

$$f_{cy} = f_{sy} \frac{(100 - C_f a)}{100} \quad (1)$$

$$E_{cs} = E_{ss} \frac{(100 - C_e a)}{100} \quad (2)$$

$$A_s' = A_s \frac{(100 - C_a a)}{100} \quad (3)$$

여기서, C_f, C_e, C_a : 철근부식에 의한 강도, 탄성계수, 단면적 저감계수; f_{cy} : 부식 철근의 항복응력; f_{sy} : 건전 철근의 항복응력; E_{cs} : 부식 철근의 탄성계수; E_{ss} : 건전 철근의 탄성계수; A_s' : 부식후 철근의 단면적; A_s : 철근의 공칭단면적; a : 부식률 (%)

2.2 콘크리트 재료모델

해수중에서 열화된 콘크리트의 모델링을 위해 Pantazopoulou와 Mills가 제안한 일축의 단순 압축하중의 콘크리트를 위한 일반적인 구성모델을 해석의 기초로 이용하였다.³⁾ 이 모델에서 일축 압축 변형률(ϵ_c)에 대한 콘크리트의 응력(f_c')은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$f_c' = E_{sec} \epsilon_c \quad (4)$$

$$E_{sec} = E_c \frac{1}{1 + \beta \epsilon_A} = E_c \frac{1}{1 + 2\beta \epsilon_I} \quad (5)$$

이때, 상수 β 는 일종의 콘크리트의 열화특성을 나타내는 물성치가 되며, 축하중으로 인한 변형률 ϵ_c 하에서의 구속된 횡적 변형률 ϵ_I 의 변화를 실험적으로 유도된 공식은 방사방향으로 대칭이라는 가정하에 다음과 같이 표현된다.

$$\epsilon_I = -\nu \epsilon_c - \frac{1}{2} (1 - 2\nu) \alpha' \epsilon_{c0} \left(\frac{\langle \epsilon_{lim} - \epsilon_c \rangle}{\epsilon_{lim} - \alpha' \epsilon_{c0}} \right)^2 \quad (6)$$

여기서, ν = 포아송비; $\epsilon_{lim} \approx -0.001$ = 미소균열이 발생하기 시작하게 되는 한계 축방향 변형률; $\alpha' \epsilon_{c0}$ = 체적 변형률 $\epsilon_V = \epsilon_A + \epsilon_c = 0$ 일때의 축방향 변형률; $\alpha' = 0.9 - 1.0$; f_{c0}' = 구속되지 않은 콘크리트의 압축강도; ϵ_{c0} = f_{c0}' 에서 구속되지 않은 콘크리트의 변형률 (= 0.002); 그리고 식 (3.3)에서 $\epsilon_c < \epsilon_{lim}$ 일 때 McAuley bracket ($\langle x \rangle = 0.5(x + |x|)$)은 단지 제곱항으로 고려된다.

본 연구에서는 β 는 f_{c0}' , ϵ_{c0} 나 E_c 와 같은 콘크리트의 역학적 특성의 향으로 표현하였으며, β 는 ϵ_c 에 독립적이므로 식(3.2)에 $\epsilon_c = \epsilon_{c0}$ 에 대응되는 값으로 계산하여 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\beta = \frac{E_c/E_{sec0} - 1}{2 \epsilon_{I0}} \quad (7)$$

여기서,
$$E_{sec0} = \frac{f_{c0}'}{\epsilon_{c0}} \quad (8)$$

$$\epsilon_{I0} = -\nu \epsilon_{c0} - \left(\frac{1}{2} - \nu \right) \alpha' \epsilon_{c0} \left(\frac{\epsilon_{lim} - \epsilon_{c0}}{\epsilon_{lim} - \alpha' \epsilon_{c0}} \right)^2 \quad (9)$$

일반적으로, 열화의 진행에 따라 탄성계수, 압축강도, 극한 변형률이 감소하게 되고, 이에 따라 β 는 증가하게 된다. 따라서 열화로 인한 콘크리트의 재료적 특성변화는 본 절의 β 를 매개변수로 이용한 모델에 의해 해석에 반영하게 된다.

3. 횡구속 보강된 콘크리트의 응력-변형률관계 해석

3.1 해석모형

본 연구에서는 Mander 등⁴⁾에 의해 제안된 응력-변형률 모형을 기초로 Spoelstra와 Monti⁵⁾가 사용한 해석절차를 이용하여 해석이론을 전개한다. Mander 등이 실험을 통하여 제시한 응력-변형률 모형에서 낮은 응력빈도(quasi-static)의 단순하중인 경우 구속된 콘크리트의 응력(f_c')은 식(10)에 의해서 정의된다.⁴⁾

$$f_c' = \frac{f_{cc}' \cdot x \cdot r}{r - 1 + x'} \quad (10)$$

여기서,
$$x = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cc}}; \epsilon_{cc} = \epsilon_{co} \left[1 + 5 \left(\frac{f_{cc}'}{f_{co}'} - 1 \right) \right] \quad (11)$$

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}}; E_{sec} = \frac{f_{cc}'}{\epsilon_{cc}} \quad (12)$$

여기서, ϵ_{cc} = 구속된 콘크리트의 최대압축강도 f_{cc}' 에서의 콘크리트의 변형률

구속된 콘크리트의 최대압축강도 f_{cc}' 는 일정한 유효 구속 압력 f_l 의 함으로 아래와 같이 표현된다:

$$\frac{f_{cc}'}{f_{co}'} = 2.254 \sqrt{1 + 7.94 \frac{f_l}{f_{co}'}} - 2 \frac{f_l}{f_{co}'} - 1.254 \quad (13)$$

유효 구속압력은 횡방향 철근 체적비 ρ_s 와 그 항복응력 f_s 의 함수로 다음과 같이 계산된다:

$$f_l = \frac{1}{2} k_e \rho_s f_s \quad \text{여기서} \quad \rho_s = \frac{4A_s}{sd_s} \quad (14)$$

여기서 k_e = 아칭효과 계수, s = 띠철근의 간격 (나선철근의 pitch), d_s = 띠철근(나선철근)의 지름. 이때, 횡방향 철근에 대한 Mander의 모델을 파괴에 이를 때까지 탄성적으로 거동하는 유리섬유복합재에 의한 횡방향 구속의 해석에 확장하기 위해 식 (4), (5)를 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$E_{sec}(\epsilon_c, f_l) = \frac{f_c'(\epsilon_c, f_l)}{\epsilon_c}; \epsilon_l(\epsilon_c, f_l) = \frac{E_c - E_{sec}(\epsilon_c, f_l)}{2\beta E_{sec}(\epsilon_c, f_l)} \quad (15), (16)$$

그리고 하나의 식으로 통합하면 아래와 같다.

$$\epsilon_l(\epsilon_c, f_l) = \frac{E_c \epsilon_c - f_c'(\epsilon_c, f_l)}{2\beta f_c'(\epsilon_c, f_l)} \quad (17)$$

일단 식(17)로부터 유리섬유복합재의 변형률 ϵ_l 이 계산되고 나면, 응력 f_l 을 알 수 있다.

$$f_l = \frac{1}{2} \rho_l f_l = \frac{1}{2} \rho_j E_j \epsilon_{j=l} \quad \text{여기서} \quad \rho_j = \frac{4t_j}{d_j} \quad (18)$$

이러한 f_l 의 개선된 값은 식(17)을 따라 ϵ_l 을 새로이 계산하는데 사용될 수 있으며, f_l 가 안정된 값으로 수렴할 때까지 반복 절차를 수행한다. 그 전체 과정은 전 응력-변형률 곡선에서 각 ϵ_c 에 대해 반

복된다.

해석시 종국변형률을 예측하기 위해 본 연구에서는 Seible 등의 식에 근거하여 일반화된 식을 다음과 같이 제안하였다.⁶⁾

$$\epsilon_{cu} = \epsilon_{co} + c f_{su}^a \epsilon_{su}^b \frac{\rho_s^d}{f_c^e} \quad (19)$$

위 식에서 유리섬유복합재의 특성인 f_{su} , ϵ_{su} 의 함수인 매개변수 γ 는 다음과 같이 표현된다.

$$\gamma = c f_{su}^a \epsilon_{su}^b \quad (20)$$

식 (20)을 (19)에 대입하면 다음과 같이 다시 표현할 수 있다.

$$\epsilon_{cu} = \epsilon_{co} + \gamma \frac{\rho_s^d}{f_c^e} \quad (21)$$

본 예측식의 각 미지수의 결정과정은 그림 1와 같으며 그림 2에서 제안식을 실험값과 비교하였다.

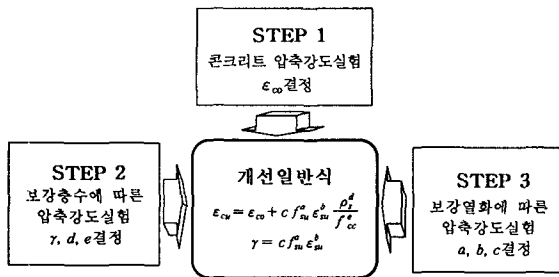


그림 1 ϵ_{cu} 와 γ 의 결정과정

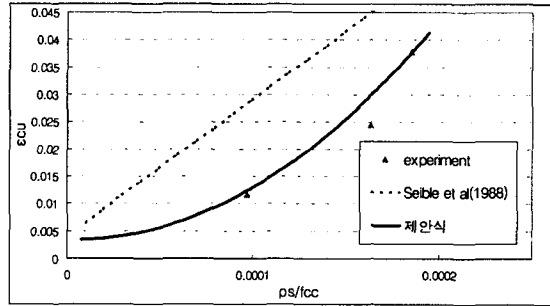


그림 2 극한변형률에 대한 제안식의 비교

3.2 해석모형의 검증

3.1 절에서 연구된 유리섬유복합재에 의해 보강된 콘크리트 해석모형의 검증을 위하여 실험연구와 해석치의 비교연구를 수행하였다. 해석에 사용된 대상은 유리섬유복합재에 의해 구속되어 있는 $650 \times 150 \times 150$ mm 인 사각단형의 콘크리트 기둥이다. 사용된 유리섬유복합재나 콘크리트의 강도 및 탄성계수와 같은 물성치는 실제의 실험에 의해 결정된 값을 사용하였다. 콘크리트는 내부에 균열이 생기기 시작하는 축방향 변형률(ϵ_{lim})을 0.00180으로 가정하였고, 구속되지 않은 콘크리트의 최대 응력발생시의 변형률(ϵ_{co})을 0.00336로 무근 콘크리트 기둥의 실험에 의해 정해진 값을 이용하여 해석을 실시하였다. 보강은 유리섬유복합재의 층수를 1, 2, 3 층으로 달리하여 실시하였다. 해석 대상이 된 콘크리트의 압축강도와 포아송비는 각각 33.5 MPa, 0.18이고, 유리섬유복합재의 인장강도는 490.5 MPa, 탄성계수는 24,525 MPa이었으며, α' 은 0.9, β 는 374를 적용하였다. 그 결과인 그림 3~5를 통하여 본 연구에서 사용한 해석모형 및 절차를 통한 해석이 응력-변형률곡선의 실험과 일치함을 알 수 있다.

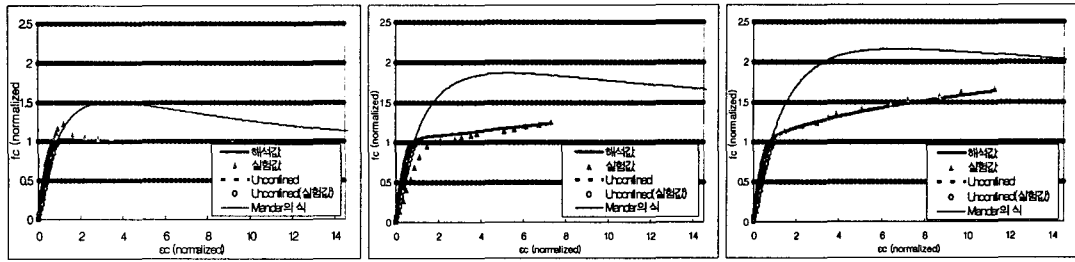


그림 3 해석과 실험의 비교 (1경) 그림 4 해석과 실험의 비교 (2경) 그림 5 해석과 실험의 비교 (3경)

4. 열화와 보강에 따른 성능해석

유리섬유복합재로 보강된 콘크리트 기둥을 해석하기 위하여 앞절에서 제시된 재료에 관한 재료모델을 이용하여 각 재료의 특성을 정립하고, 유리섬유복합재가 콘크리트 기둥의 횡구속압에 미치는 영향을 해석하여, 마지막으로 이전 단계에서 결정된 재료들의 응력-변형률 곡선을 단면해석에 적용하여 P-M상관도를 도출한다. 본 해석에 사용된 콘크리트 기둥의 제원과 단면은 표 1 및 그림 6과 같다.

표 1 해석대상 RC기둥의 제원

| 제원 | 물성치 |
|---------------------|-----------------------|
| 폭 (b) | 150mm |
| 높이(h) | 150mm |
| 인장철근깊이(d) | 140mm |
| 압축철근깊이(d') | 10mm |
| 인장철근량(A_s) | 213.99mm ² |
| 압축철근량(A_s') | 213.99mm ² |
| 철근 항복응력(f_{sy}) | 350.0MPa |
| 철근 탄성계수(E_s) | 186.0GPa |

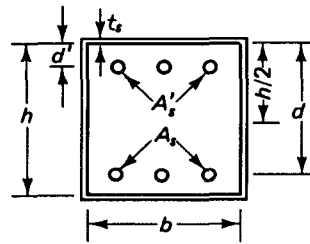


그림 6 해석대상 RC기둥의 단면

본 해석에서는 해양환경의 영향에 의한 콘크리트의 열화와 유리섬유복합재를 이용한 보강, 그리고 보강기구의 열화가 순차적으로 발생하는 거동의 해석을 수행하였다. 그러한 내용의 해석상 적용을 위한 각 재료의 특성변화를 표 2와 같이 정리하였다.

표 2 종합적인 검토를 위한 콘크리트 및 철근, 유리섬유복합재의 성질

| Properties | 건전상태 | 열화상태 | 보강직후 | 구속열화후 |
|-----------------------------|---------|---------|---------|---------|
| Concrete Strength (MPa) | 33.5 | 27.1 | 27.1 | 27.1 |
| Modulus of Elasticity (GPa) | 27.2 | 24.4 | 24.4 | 24.4 |
| Poison's Ratio, ν | 0.18 | 0.21 | 0.21 | 0.21 |
| d' | 0.9 | 0.90 | 0.90 | 0.90 |
| ϵ_{co} | 0.00336 | 0.00336 | 0.00303 | 0.00303 |
| ϵ_{lim} | 0.00180 | 0.0 | 0.0 | 0.0 |
| α (%) | 0 | 10 | 10 | 10 |
| β | 374 | 538 | 538 | 538 |
| γ | 0 | 0 | 1160000 | 742400 |

콘크리트의 응력-변형률 관계에 대하여 그림 7와 같이, PM상관도에 대하여 그림 8과 같이 나타낸 해석 결과에서 보는 바와 같이 건전한 상태의 재료가 열화로 인해 그 성능이 감소함을 알 수 있다. 압축강도의 경우 19.2%, 모멘트의 경우 18.9%가 감소하게 된 것이다. 회색 굵은 실선으로 표시되는 부분에서 이후의 보강에 의한 성능의 향상을 보여주고 있다. 하지만 그 보강효과는 구속열화에 의해

흑색 굵은 실선과 같이 감소된다. 각각의 경우에 대한 수치적 결과를 표 3과 같이 정리하였다.

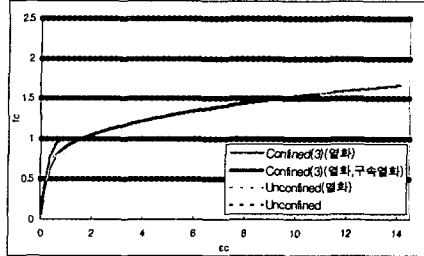


그림 7 콘크리트 열화 및 구속열화의 진행 따른 콘크리트의 응력-변형률 관계의 변화

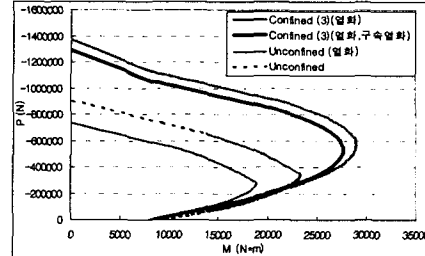


그림 8 콘크리트 열화 및 구속열화의 진행에 따른 PM 상관도의 변화

표 3 콘크리트 열화 및 구속열화의 진행에 따른 보강성능 해석결과

| Properties | 건전상태 | 열화상태 | 보강직후 | 구속열화후 |
|----------------------------------|--------|--------|---------|---------|
| Compressive load, P_o (N) | 903703 | 730262 | 1392823 | 1310793 |
| Moment, M_o (N · m) | 23407 | 18987 | 29373 | 28030 |
| Ultimate strain, ϵ_{cu} | 0.0034 | 0.0031 | 0.0476 | 0.0367 |

5. 결론

본 연구의 결론은 다음과 같다.

- (1) 해수중의 콘크리트의 열화나 구속기구의 열화를 고려하여 해수 중 콘크리트 기둥의 보강성능을 보다 합리적으로 해석하였으며, 해석결과를 유리섬유복합재에 의해 구속된 콘크리트 기둥모형에 대한 실험결과와 비교로부터 해석의 타당성을 검증하였다.
- (2) 검증된 보강성능해석방법을 이용하여 각종 열화로 인한 콘크리트 기둥이 극한 압축강도와 극한 모멘트의 감소 및 유리섬유보강재에 의한 보강에 의한 압축 및 연성보강효과를 해석할 수 있었다.
- (3) 해수에 의한 콘크리트 열화, 보강재의 열화를 고려한 RC기둥의 PM상관도를 도출하여 보강 및 열화에 따른 휨-압축 거동을 규명하였다.

참 고 문 헌

1. 李翰承 (1997), 腐食劣化した鉄筋コンクリート構造部材の耐力性能評価及び補強に関する研究, 博士論文, 建築学専攻, 東京大学
2. Song, H.-W., Byun, K.-J. and You, D.-W.) "Evaluation of Retrofitted Capacity of Deteriorated Reinforced Concrete Beams", Proceedings of 4th International Conference on Repair, Rehabilitation, and Maintenance of Concrete Structures, and Innovations in Design and Construction, ACI, Seoul, Korea, SP.2000, pp. 47-64.
3. Pantazopoulou, S. J. and Mills, R. H.), "Microstructural Aspects of the Mechanical Response of Plain Concrete," ACI Material J., November-December, 1995, pp.605-616
4. Mander, J. B., Priestly, M. J. N. and Park, R.), "Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete," J. of Struct. Engrg., ASCE, 1988, pp.1804-1826
5. Spoelstra, M. R. and Monti, G., "FRP-Confined Concrete Model," J. of Composites for Constr., August 1999, pp.143-150
6. Seible, F., Burgueno, R., Abdallah, M. G. and Nuismer, R., "Advanced Composite Carbon Shell Systems for Bridge Columns under Seismic Loads," Progress in Res. and Pract., Proc., Nat. Seismic Conf. on Bridges and Highways, San Diego, Calif., 1995.