

국내설계기준과 피복두께를 고려한 RC 구조물의 탄산화 내구수명의 변동성

김윤식¹, 권성준^{2*}

Service Life Variation for RC Structure under Carbonation Considering Korean Design Standard and Design Cover Depth

Yun-Shik Kim¹, Seung-Jun Kwon^{2*}

Abstract: In this paper, service life for RC(Reinforced Concrete) substructure subjective to carbonation was evaluated through deterministic and probabilistic method considering field investigation data and Design Code(KDS 14 20 40). Furthermore changes in service life with increasing COV(Coefficient of Variation) and equivalent safety index meeting the same service life were studied. From the investigation, the mean and its COV of cover depth were evaluated to 70.0 ~ 90.0 mm and 0.2, respectively. With intended failure probability of 10.0 % and 70 mm of cover depth, service life decreased to 137 years, 123 years, and 91 years with increasing COV of 0.05, 0.1, and 0.2, respectively. In the case of 80 mm of cover depth, it changes to 179 years, 161 years, and 120 years with increasing COV. The equivalent safety index meeting the same service life from deterministic method showed 1.66 ~ 3.43 for 70 mm of cover depth and 1.61 ~ 3.24 for 80 mm of cover depth, respectively. The various design parameters covering local environment and quality condition in deterministic method yields a considerable difference of service life, so that determination of design parameters are required for exposure conditions and parameter variation.

Keywords: Carbonation, Cover depth, Deterministic method, Probabilistic method, Safety index, Service life

1. 서 론

콘크리트는 다양한 공학적 장점과 경제적 이점을 가진 공학 재료이며, 전 세계적으로 매해 약 55억 톤 이상이 사용되고 있는 건설재료이다(Metha and Monteiro, 2009). RC(Reinforced Concrete) 구조물은 매립 철근을 통해 콘크리트의 낮은 인장력을 보완하고 우수한 내구성능을 갖고 있다. 하지만 콘크리트 구조물은 다양한 외부환경에 노출되므로 여러 가지 열화 현상이 발생한다. 국내외의 시방서 및 구조설계기준에서도 염해, 탄산화, 동결융해, 화학적 침식, 알칼리 골재 반응 등 5가지의 주요 열화기구를 정의하고 이를 고려한 설계 및 시공을 수행하도록 유도하고 있다(KDS 14 20 40, 2016; JSCE, 2007; EN-1991, 2000).

탄산화에 대한 문제는 국내외로 1980년대부터 꾸준히 제기되어왔는데, 화석연료의 증가로 인해 대도시 및 지하 구조물에서 문제가 되고 있다. 특히 지하 구조물의 경우 650

ppm 이상의 이산화탄소의 농도와 60 ~ 70 % 정도의 상대습도를 가져 탄산화에 매우 취약한 것으로 알려져 있다(KSCE, 1999; CEB Task Group-5.1, 1997).

탄산화에 대한 초기 연구는 축진 및 장기 폭로 실험을 통해 도출된 반경험식 함수 형태에서 출발하였다(Izumi et al., 1986). 다양한 혼화재료 및 배합 영향인자를 고려한 탄산화 속도계수의 변화를 실험적, 경험적으로 평가하였는데, 1990년 이후 수화물과 탄산화 반응, 이온의 용해 및 pH 변화를 수학적-물리적으로 고려하여 탄산화 깊이에 대한 모델링이 시작되었다(Papadakis et al., 1991(a); Papadakis et al., 1991(b); Sacki et al., 1990). 이러한 연구는 수화반응과 연계하여 열역학적 모델로 발전하였으며, 철근 부식 등과 연계하여 내구수명뿐 아니라 구조적인 내력저하까지 연구하는 단계로 발전하였다(Maekawa et al., 1999; Maekawa et al., 2003; Maekawa et al., 2009; Stewart and Mullard, 2007).

탄산화 깊이 모델링을 내구설계로 발전시키기 위하여 많은 연구가 수행되었는데, 배합-설계-시공에 이르는 공학적 불확실성을 고려하기 위해 확률론적인 연구가 같이 수행되었으며, 이러한 연구는 시공간을 고려한 random field simulation을 활용한 탄산화 분포 평가로 발전하였다(Kwon and Na, 2011; Na et al., 2012; Duprat and Sellier, 2006).

¹정회원, 한남대학교 건설시스템공학과 석사과정

²정회원, 한남대학교 건설시스템 공학과 정교수

*Corresponding author: jjuni98@hannam.ac.kr

Department of Civil and Environmental Engineering, Hannam University, Daejeon, 34430, Korea)

•본 논문에 대한 토의를 2021년 11월 30일까지 학회로 보내주시면 2021년 12월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

결국 시간에 따른 탄산화 깊이를 내구한계상태까지 고려하여 내구수명을 평가하는 것이 주된 내구성 설계기법인데, 국내의 경우 탄산화의 내구수명 평가는 결정론적 해석법을 통해 이루어지고 있다. 결정론적 해석법은 내구한계상태를 시간에 따라 증가하는 탄산화 깊이와 피복두께가 동일해지는 시점으로 정의하며 목표 내구수명동안 피복두께가 성능을 유지하는 것으로 정의한다(KDS 14 20 40, 2016). 본 연구에서는 국내설계기준을 준용하고 결정론 및 확률론적 기법을 이용하여 탄산화에 대한 교각 구조물의 내구수명을 평가하였다. 이를 위해 실태조사를 수행하여 설계피복두께와 외부환경을 설정하였으며, 피복두께의 평균과 변동계수를 각각 2 가지 수준, 3 가지 수준으로 고려하여 설계변수에 따른 내구적 내구수명을 평가하였다. 설계기준에서는 국부적인 환경 및 품질 변동을 위한 계수를 사용하고 있는데, 각각의 경우를 고려하여 확률론적인 해석 결과와 비교하였으며, 동등한 내구수명을 가지는 내구적 파괴확률 및 신뢰도 지수를 도출하였다.

2. 탄산화 기구 및 내구수명 설계

2.1 탄산화 메커니즘

콘크리트 구조물의 경우 수화 반응에서 생성되는 수산화칼슘에 의해 pH 12 ~ 13의 강알칼리성을 나타내고 열화인자의 유입으로부터 철근을 보호하는 부동태 피막을 형성시킨다(Broomfield, 2006; RILEM, 1994). 그러나 대도시 및 도로변과 같이 높은 이산화탄소 농도 하의 조건에서는 콘크리트 공극 내의 세공용액이 콘크리트 내부로 확산된 이산화탄소 이온과 반응하여 수산화칼슘 및 CSH는 탄산칼슘으로 변화되면서 pH가 감소하며 이는 Fig. 1과 같이 나타낼 수 있다.

Fig. 1과 같이 콘크리트 내부의 pH는 지속적으로 저하하게 되고, 탄산화 깊이가 철근 위치에 도달하면 부식이 발생하기

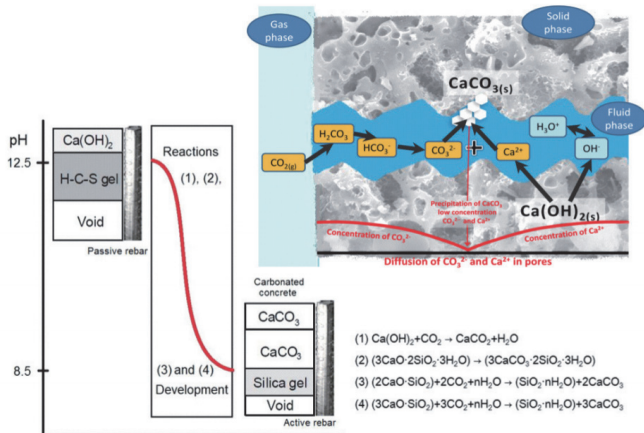


Fig. 1 Concrete carbonation mechanism (Kim et al., 2015)

쉬운 환경이 된다. 최근 들어 pH의 저감은 다른 열화기구에 비하여 부식환경을 촉진시키며 특히 텐던과 그라우트를 가지는 PSC(Pre-stressed Concrete) 구조에서 큰 문제가 되고 있다(Yoon et al., 2018; Lee and Zielske, 2014).

매립된 철근은 부식이 진행되면 체적이 4 ~ 5배 팽창하기 때문에 표면의 균열을 일으키며 피복 콘크리트의 박락을 유발해 이산화탄소의 유입을 가속화시킨다. 최종적으로 철근의 부식으로 인해 구조적 문제 즉, 내하력 감소가 발생하게 된다(RILEM, 1994). Fig. 2는 기존의 연구에서 분석된 탄산화에 의한 내부 보강재의 부식 진전 이론을 나타내었다(KCI, 2003).

Fig. 2의 t₁은 탄산화 전면이 매립 철근에 도착하였을 시기, t₂는 부식으로 인한 철근 팽창으로 콘크리트에 균열이 시작될 시기, t₃는 탄산화 및 부식의 진행으로 구조물의 내구성능이 한계점에 달한 시기를 의미한다.

2.2 국내 탄산화 설계기준(KDS 14 20 40, 2016)

국내 탄산화 설계기준은 JSCE의 성능조사형 내구설계기준을 차용하고 있는데(KDS 14 20 40, 2016; JSCE, 2007) 구조설계기준의 설계개념인 강도설계법과 동일하게 탄산화 설계를 수행하고 있다. 탄산화에 대한 내구수명 설계 시 환경계수와 내구성 감소계수를 고려하여 보수적인 설계를 유도한다.

식 (1)에서는 한계상태에 대한 평가식을 나타내고 있으며, 식 (2)에서는 여유치를 고려한 한계깊이를 나타내고 있다.

$$r_p \cdot y_p \leq \phi_k \cdot y_{lim} \quad (1)$$

$$y_{lim} = c - c_k \quad (2)$$

여기서 r_p는 탄산화에 대한 환경계수(1.1), φ_k는 탄산화에

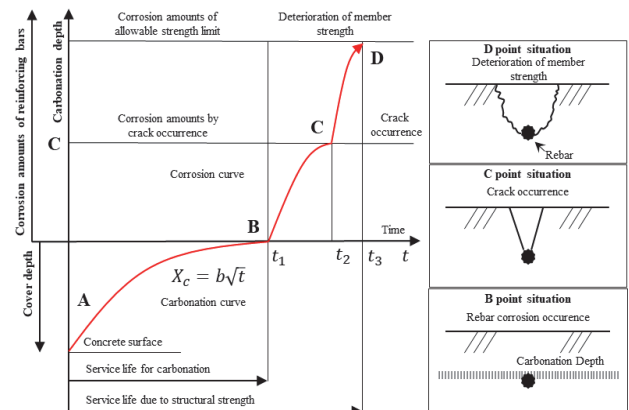


Fig. 2 Carbonation progress of reinforced concrete over time and time of corrosion of buried rebar (KCI, 2003)

대한 내구성 감소계수(0.92)를 나타낸다. y_p 는 예측 탄산화 깊이(mm)를, y_{lim} 는 철근 부식이 발생할 수 있는 탄산화 한계 깊이(mm)를, c 는 설계피복두께(mm)를, c_k 는 한계 탄산화 깊이의 여유치(mm)를 의미한다.

한계 탄산화 깊이의 여유치의 경우 주변 환경에 따라 영향을 많이 받기 때문에 자연환경에서는 10 mm를, 그리고 심한 염해환경에서는 25 mm가 적용된다.

사용수명 t 에 따른 탄산화 예측깊이 y_p 는 식 (3)과 같이 계산되어진다.

$$y_p = \gamma_{ab} \alpha_d \sqrt{t} \quad (3)$$

여기서 γ_{ab} 는 탄산화 깊이 예측식의 변동성을 고려한 안전계수로서 일반적인 콘크리트의 경우 1.15를, 굳지 않은 상태에서 재료 분리 없이 높은 유동성을 가지는 고유동화 콘크리트일 경우 1.1을 사용한다. α_d 는 설계 탄산화 속도계수(mm/ \sqrt{y})를 의미하며 식 (4)와 같다.

$$\alpha_d = \alpha_k \beta_c \gamma_c \quad (4)$$

여기서 α_k 는 특정 탄산화 속도계수(mm/ \sqrt{y})를, β_c 는 환경작용의 정도를 나타내는 방향계수로서 건조되기 어려운 환경인 북향일 경우 1.0, 건조되기 쉬운 환경인 남향일 경우 1.6을 적용한다. 그리고 γ_c 는 콘크리트의 재료계수로서 일반적으로 1.0을 적용하고 구조물의 상면 부위에는 1.3을 고려한다. 하지만 구조물의 콘크리트와 표준양생공시체 간의 품질 차이가 없을 경우 1.0을 적용한다.

2.3 확률론적 방법에 따른 탄산화 설계

기본적으로 확률론적 평가방법과 결정론적 방법에서 사용되는 물리적 지배방정식은 동일하다. 확률론적 설계방법에서는 설계정수(피복두께, 배합정수) 및 외부환경(이산화탄소 농도) 등을 평균과 표준편차를 가지는 확률변수로 구성하여 목표 내구수명동안 임계상태를 초과할 확률을 목표 내구성 파괴확률보다 낮도록 유도하고 있다. 전술한대로 공학적 불확실성(Engineering uncertainties)을 고려하기 위해서인데, Table 1에서는 내구성 설계에서 보고되고 있는 공학적 불확실성을, Fig. 3에서는 확률론적 내구성 설계기법의 개요를 나타내고 있다.

Fig. 3에서 열화인자와 설계저항치를 각각 고려하여 평가하는 개념을 service period concept이라 하고 하나의 확률분포로 고려하는 개념을 Lifetime concept라고 하며 각각 식 (5), (6)으로 제시되고 있다.

Table 1 Engineering uncertainties in durability design (KCI, 2003; DuraCrete, Final Technical Report, 2000)

Type	Source of Uncertainty
Physical	Inherent random nature of basic variables
Model	Governing mechanism and equation
Statistical	Assumption for probability density function-limited sample size
Decision	Definition of durability failure criteria

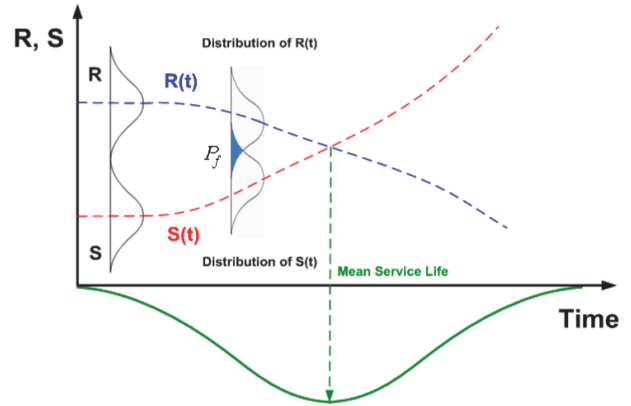


Fig. 3 Design concept of probabilistic method (DuraCrete, Final Technical Report, 2000)

$$P_{L,T} = P[R(t) - S(t) < 0]_T < P_{target} \quad (5)$$

$$L = f[R, S] \quad (6)$$

여기서 $R(t)$ 및 $S(t)$ 는 시간에 따른 저항함수 및 열화함수를 의미하고 P_{target} 는 목표 내구수명동안 유지하는 내구성 확률의 허용값을 나타낸다(DuraCrete, 2000).

3. 외부인자 변동성을 고려한 탄산화-내구수명 평가

3.1 확률론적 설계를 위한 표본조사

3.1.1 피복두께 변동성

내구수명을 평가할 경우 중요한 인자인 피복두께의 변동성 설정을 위해 표본 조사를 수행하였다. 2015 ~ 2019년까지 서울특별시에서 진행한 교량 정밀안전진단 종합보고서의 하부구조 탄산화 실험과 철근 탐사 결과를 토대로 선정된 대상 구조물의 위치별 피복두께와 탄산화 깊이를 파악하였다(Seoul City Hall, 2020). 조사된 하부구조 부재의 평균 피복두께와 변동계수는 코핑부의 경우 70.0 mm와 0.21로, 기둥부의 경우 90.0 mm와 0.20으로 나타났으며, Fig. 4에 도시하였다.

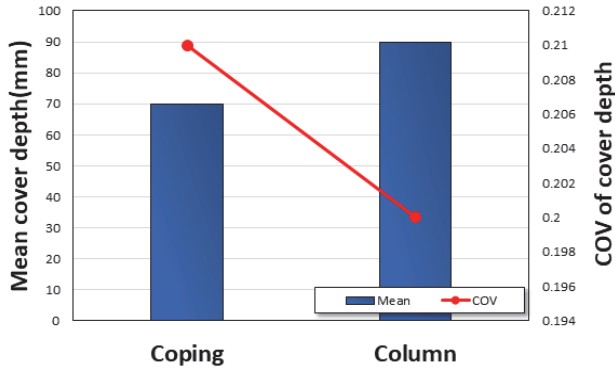


Fig. 4 Average of cover depth and coefficient of variation

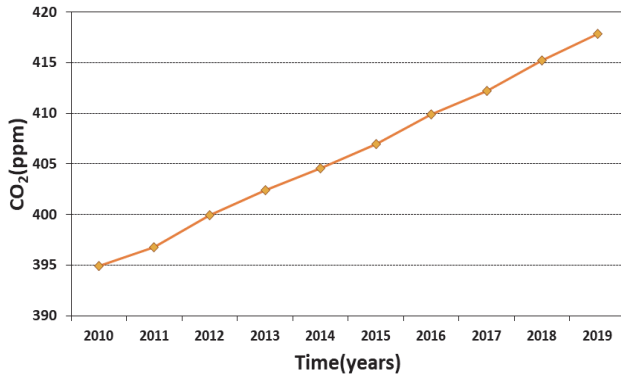


Fig. 5 The increasing concentration of carbon dioxide (Meteorological Agency, 2020)

3.1.2 외부 이산화탄소 농도 조사

외부 영향인자로 고려되는 이산화탄소 농도를 확률변수로 고려하기 위해 2010~2019년까지 안면도의 관측자료를 참고하여 평균 및 변동계수를 도출하였다. 기상청의 지구대기감시 보고서를 통해 평균 이산화탄소 농도는 406.1 ppm으로 측정되었고, 변동계수는 0.018로 도출되었다. 국내 연평균 이산화탄소 농도의 전체적인 추이는 Fig. 5에 나타내었다.

Fig. 5과 같이 이산화탄소 농도가 점점 증가하고 있음을 알 수 있으며 자료 내 최근에 측정된 값인 2019년의 이산화탄소 농도는 417.9 ppm으로서 2010년의 이산화탄소 농도값인 394.9 ppm과 비교하면 20 ppm 이상이 증가한 것을 확인할 수 있다. 이산화탄소 농도가 증가하고 있으므로 이를 고려한 내구성능 평가 및 확보가 요구되고 있는 실정이다.

3.2 내구수명 해석 조건

3.2.1 결정론적 방법에 의한 내구수명 평가

결정론적 방법에서는 국내 내구성 설계 기준에 준하여 내구수명을 평가하였으며 식 (1)인 한계상태에 대한 평가식을 통해 결정론적 내구수명을 도출하였다. 이 과정에서 \sqrt{t} 법을

기반으로 하는 식 (3), (4)와 CEB 모델을 사용하여 사용수명 t 에 따른 탄산화 예측깊이 y_p 를 평가하였다. CEB-FIP의 “New Approach to Durability Design”에서 제안된 탄산화 모델식은 Fick 제 1 확산 법칙을 기초로 하며 Micro Level로서 수학적으로 탄산화 거동을 예측하는 모델이다. 실제로 탄산화 거동은 실태조사 분석이 가장 정확하지만, 설계식으로서 설계인자가 정의되어야 한다. 대부분 탄산화 모델에서는 확산계수 및 수화물의 함수로 구현되고 있는데, 인용한 CEB 모델식은 이산화탄소의 확산계수, 외부 이산화탄소 농도, 탄산화 반응 수화물 등으로 구성되어 있다. 식 (7)에서는 탄산화 진행 깊이식을 나타낸다(CEB Task Group-5.1, 1997).

$$d_c = \sqrt{2k_1k_2k_3\Delta c} \cdot \sqrt{\frac{D(T)_{CO_2}}{a} t} \cdot \left(\frac{t_0}{t}\right)^n \quad (7)$$

$$a_k = \sqrt{2k_1k_2k_3\Delta c} \cdot \frac{D(T)_{CO_2}}{a} \left(\frac{t_0}{t}\right)^n \sqrt{t} \quad (8)$$

d_c 는 탄산화 깊이(mm), k_1, k_2, k_3 는 각각 국부적인 지역, 양생, 국부적인 물-시멘트 비에 대한 상수를 나타낸다. 또한 Δc 는 이산화탄소 농도(kg/m³), D_{CO_2} 는 이산화탄소 확산계수(m²/s), a 는 탄산화와 반응하는 수화물의 양을 말한다. n 은 습윤 및 건조 과정을 나타내는 미소기후 조건 변수를 말하고 실내 조건일 때 $n=0$, 실외 조건일 때 $n \leq 0.3$ 을 사용하며, t_0 는 기준시간(보통 1년), t 는 존치시간을 나타낸다. 또한, 특정 탄산화 속도계수(a_k)는 지하구조물의 환경과 유사함을 나타내기 위해 일정한 온도, 습도를 가정한 뒤 식 (7)을 간략화한 식 (8)을 통해 나타내었는데, 구조물 내부 상태를 가정해 $k_1=1$, $n=0$ 으로 설정하였고, 좋은 양생 과정을 거쳐 타설되는 것을 가정하여 $k_2=1$, 외기로부터 보호됨을 가정하여 $k_3=1$ 로 설정하여 도출하였다.

식(7) 및 (8)에서 이산화탄소 확산계수($D(T)_{CO_2}$)는 연구자에 의하여 다양한 확산계수식이 제안되어 있다. 본 연구에서는 열역학적 연성모델에서 사용되는 이산화탄소 확산계수식을 이용하였으며, 이는 식 (9)에 나타내었다(Maekawa et al., 2003; Maekawa et al., 2009; Kwon and Song, 2010). 또한 a 는 식(10)과 같이 나타낸다.

$$D(T)_{CO_2} = D_{ref} \exp \left[\frac{U}{R} \left(\frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T} \right) \right] \quad (9)$$

$$a = 0.75 C_{CaO} a_H \frac{M_{CO_2}}{M_{CaO}} \quad (10)$$

$D(T)_{CO_2}$ 는 온도의존형 이산화탄소 확산계수, D_{ref} 는 기본

확산계수로 공극률과 포화도의 함수로 구성된다(Maekawa et al., 2003; Maekawa et al., 2009). T_{ref} 는 기준온도로 298 K, T 는 노출 조건상의 절대 온도를 나타낸다. 또한, a 는 식 (10)처럼 단위 시멘트량(C)과 수화도(α_H), 그리고 시멘트 중의 석회석 함유량(CaO, 0.65)의 함수로 구성된다. 또한 M_{CO_2} 및 M_{CaO} 는 이산화탄소 및 산화칼슘의 몰중량을 나타낸다.

3.1.2절에서 조사된 이산화탄소 농도를 본 연구의 지배방정식에 사용하기 위해서는 ppm 단위를 kg/m^3 으로 변환하여야 하기 때문에 이상기체방정식인 식 (11)을 활용하여 단위 변환을 수행하였다.

$$ppm \times \frac{M_{CO_2}}{22.4 \times \frac{(273+T)}{273} \times \frac{760}{P}} = \frac{mg}{m^3} \quad (11)$$

여기서 ppm은 단위 체적에서의 농도, P는 기압을 나타낸다. 또한 설계강도 24 MPa를 만족하는 배합에서는 Table 2와 같은 배합표를 사용하였으며, 각각의 단위 시멘트량 및 배합 정보는 확산계수 산정 시 사용되었다.

또한 내구수명 산정을 위하여 2.2절의 식 (1)~(4)에 나타난 설계변수들의 값을 Table 3에 나타내었다. Table 3의 변수들을 기반으로 2 수준의 피복두께(70, 80 mm)를 고려하여 내구수명을 평가하였다.

Table 2 Mix proportions for target structure

Case	G_{max} (mm)	S/a (%)	W/B (%)	Unit weight(kg/m^3)				
				W	C	BFS	S	G
GGBFS	25	41.4	60	180	180	120	724	1044

Table 3 Variables for evaluating deterministic service life

Case	c_k (mm)	β_e	γ_c	γ_{ab}
Value	10	1.0, 1.6	1.0, 1.3	1.15, 1.1

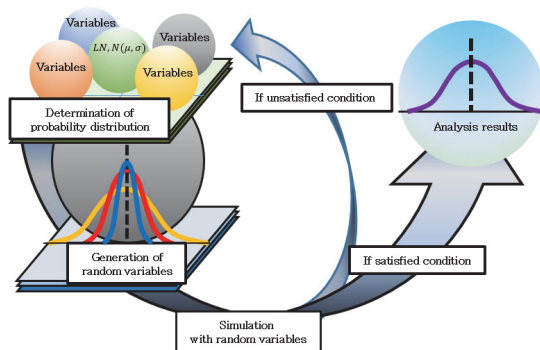


Fig. 6 Durability failure probability calculation with MCS

3.2.2 확률론적 방법에 의한 내구수명 평가

확률론적 내구수명을 평가하기 위해 MCS(Monte Carlo Simulation) 기법을 활용하였으며 시간의 증가에 따른 내구적 파괴확률의 변화 거동을 분석하였다. 확률변수로는 이산화탄소 확산계수, 탄산화 반응량(a), 피복두께, 외부 이산화탄소 농도가 고려되었으며, 단위시간에 따른 random sampling을 10,000회 수행하였다. Fig. 6에서는 MCS의 개요를 나타내고 있으며 식 (12)에서는 내구적 파괴확률을 도출하기 위한 지배방정식을 나타내었다.

$$P_f(t) = P\left[\sqrt{\frac{2\Delta C(\mu,\sigma)D(T)(\mu,\sigma)}{\alpha(\mu,\sigma)}}t \geq C_d(\mu,\sigma)\right], \quad (12)$$

$$T_{set} = [P_f(t) \geq P_{set}]$$

여기서 $P_f(t)$ 는 시간에 따라 증가하는 내구적 파괴확률인데, 시간에 따라 증가하는 탄산화 깊이($d_c(t)$)가 설계피복두께(C_d)를 초과하는 확률을 나타낸다. 각각의 설계인자는 평균(μ)과 표준편차(σ)를 가지는 정규분포로 가정하였다. T_{set} 은 내구수명으로 $P_f(t)$ 가 목표 내구성 확률(P_{set})을 초과하는 시점을 나타낸다(EN-1991, 2000).

결정론적 방법과 확률론적 방법에서 적용한 각 탄산화 깊이 예측식에서는 온도, 상대습도, 재령(수화도)의 영향이 일정하게 고려된다고 가정하였으며, 결정론적 해석 방법과 달리 확률론적 해석에서는 탄산화 여유깊이 및 관련계수 값들은 적용하지 않고 보수적인 목표 내구적 파괴확률(10%)를 설정하여 내구수명을 평가하였다.

내구수명 산정 시 3.1절의 표본조사 결과 피복두께의 경우 0.2의 변동성을 갖고 있기 때문에 최대 변동계수를 0.2로 하여 총 3 가지 수준(0.05, 0.10, 0.20)의 피복두께 변동계수를 고려하였다. 또한 해석을 통하여 도출된 설계인자(이산화탄소 확산계수, 내부 반응 수화물량)에서는 일반적인 변동성 허용치인 0.1을 고려하였다. 확률론적 탄산화 내구수명 해석 조건을 정리하면 아래의 Table 4와 같다.

Table 4 Initial value of random variable applied for evaluation

Case	Parameter (Mean value, Coefficient of variance)			
	D_{CO_2} ($\times 10^{-8} m^2/sec$)	a (kg/m^3)	Cover depth (mm)	Δc ($\times 10^{-6} kg/m^3$)
70-1	(2.7, 0.1)	(44.8, 0.1)	(70, 0.05)	
70-2	(2.7, 0.1)	(44.8, 0.1)	(70, 0.10)	(751, 0.018)
70-3	(2.7, 0.1)	(44.8, 0.1)	(70, 0.20)	
80-1	(2.7, 0.1)	(44.8, 0.1)	(80, 0.05)	
80-2	(2.7, 0.1)	(44.8, 0.1)	(80, 0.10)	(751, 0.018)
80-3	(2.7, 0.1)	(44.8, 0.1)	(80, 0.20)	

4. 내구수명 확보를 위한 설계인자별 내구적 파괴확률의 변화 및 내구수명

4.1 결정론적 내구수명 해석 결과

결정론적 내구수명 평가는 설계 탄산화 속도계수를 사용하여 수행되며, 해석 변수로는 탄산화 깊이 여유치, 환경작용 방향계수, 콘크리트 재료계수, 탄산화 깊이 변동성에 대한 안전계수, 피복두께를 고려하였다. 평가 결과 도출된 내구수명은 피복두께에 따라 Table 5에 나타내었으며, 이를 Fig. 7에 도시하였다.

Table 5에서 볼 수 있듯이 피복두께가 70 mm인 경우 환경작용의 정도를 나타내는 방향계수가 북향이며 콘크리트의 재료계수가 일반적(1.0)일 때 결정론적 방법에 의한 내구수명은 72.9년과 66.7년으로 가장 높게 도출되었다. 또한, 피복두께가 80 mm인 경우 동일한 조건 하에 내구수명이 각각 99.2년과 90.8년으로 도출되었다. 환경작용의 정도를 나타내는 방향계수가 남향이고 콘크리트 구조물의 상면 부위를 고려하였을 경우 피복두께가 70 mm일 때의 내구수명은 각각 16.9년과

Table 5 Service life through deterministic method with different cover depth

Case	β_e	γ_c	γ_{ab}	c_k (mm)	Deterministic service life (year)	
					70 mm	80 mm
1	1.0	1.0	1.1	10	72.9	99.2
2	1.0	1.0	1.15	10	66.7	90.8
3	1.0	1.3	1.1	10	43.1	58.7
4	1.0	1.3	1.15	10	39.5	53.7
5	1.6	1.0	1.1	10	28.5	38.8
6	1.6	1.0	1.15	10	26.1	35.5
7	1.6	1.3	1.1	10	16.9	22.9
8	1.6	1.3	1.15	10	15.4	20.9

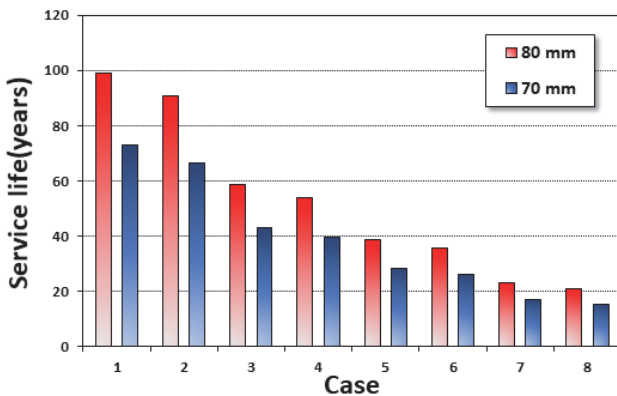


Fig. 7 Comparison of derived service life with cover depth

15.4년으로 가장 낮게 도출되었으며, 피복두께가 80 mm인 경우 동일한 조건 하에 내구수명이 각각 22.9년과 20.9년으로 도출되었다. 일본의 방향에 대한 설계정수(β_e)에 따라 탄산화 속도계수가 1.6배 차이가 나므로 이에 대한 합리적인 설계값의 설정이 필요하다.

4.2 확률론적 내구수명 해석 결과

콘크리트의 피복두께는 탄산화 내구성능에 가장 지배적인 인자이며, 3.2.2절에서 언급한 내용과 같이 피복두께의 변동계수를 0.05, 0.1, 0.2 수준으로 변화시키면서 내구수명을 분석하였다. 목표 파괴확률은 10 %로 설정하였으며 시간에 따른 내구적 파괴확률값은 Figs. 8와 9에 도시하였다.

실태조사를 고려할 때, 피복두께의 평균은 코깁부에서 70.0 mm, 기둥부에서 90.0 mm로 도출되었으므로 이와 비슷한 수준인 70 mm 및 80 mm를 기준으로 평가를 수행하였다. Figs. 9와 10에서 볼 수 있듯이, 피복두께가 70 mm일 때 변동계수 0.05, 0.1, 0.2에 대한 내구수명은 순차적으로 137년, 123년, 91년이 도출되었다. 또한, 피복두께가 80 mm인 경우 변동계수가 증가할수록 각각 179년, 161년, 120년으로 감소하였다. 피

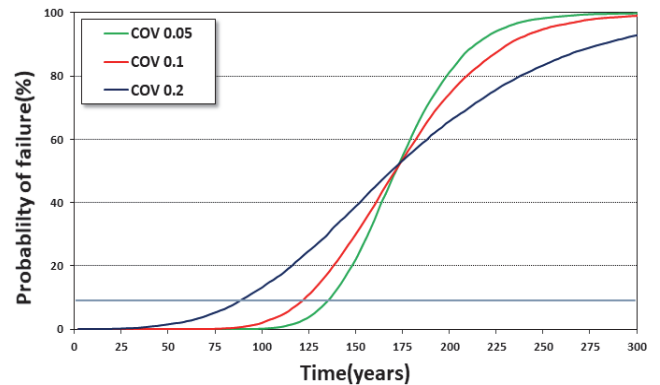


Fig. 8 Failure probability with period (cover depth: 70 mm)

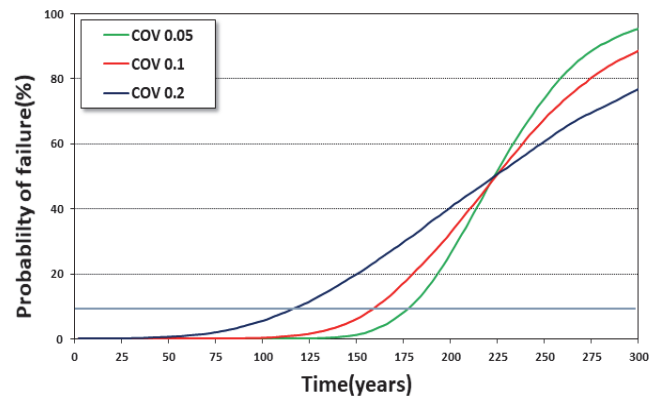


Fig. 9 Failure probability with period (cover depth: 80 mm)

복두께가 80 mm인 경우의 내구수명이 피복두께가 70 mm인 경우의 내구수명보다 135.5 ~ 136.2 %의 증가율을 나타내었으며, 효과적인 내구수명 연장 수단임을 알 수 있다.

결정론적 방법으로 도출된 내구수명과 확률론적 방법으로 도출된 내구수명을 각각 비교해보면 피복두께가 70 mm인 경우 결정론적 내구수명 해석 결과 최대 72.9년의 내구수명값이 나온 것을 알 수 있는데, 이를 같은 조건의 확률론적 내구수명 해석 결과값과 비교해본다면 피복두께의 변동계수에 따라 각각 64.1년, 50.1년, 18.1년의 차이가 발생함을 알 수 있다. 피복두께가 80 mm인 경우 결정론적 내구수명 해석 결과는 최대 99.2년이 도출된 것을 알 수 있는데, 이를 같은 조건으로 도출된 확률론적 내구수명 해석 결과값과 비교한다면 피복두께의 변동계수 변동에 따라 각각 79.8년, 61.8년, 20.8년의 차이가 도출되었다.

Table 6 Equivalent safety index for same service life from deterministic method

Case	Deterministic service life (year)			Deterministic service life (year)					
	COV			COV					
	70 mm	0.05	0.1	0.2	80 mm	0.05	0.1	0.2	
	Safety index			Safety index					
1	72.9	*	3.19	1.66	99.2	*	2.89	1.61	
2	66.7	*	3.54	1.82	90.8	*	3.13	1.76	
3	43.1	*	*	2.45	58.7	*	*	2.36	
4	39.5	*	*	2.52	53.7	*	*	2.48	
5	28.5	*	*	2.90	38.8	*	*	2.91	
6	26.1	*	*	3.01	35.5	*	*	3.01	
7	16.9	*	*	3.35	22.9	*	*	3.23	
8	15.4	*	*	3.43	20.9	*	*	3.24	

* : too high safety index

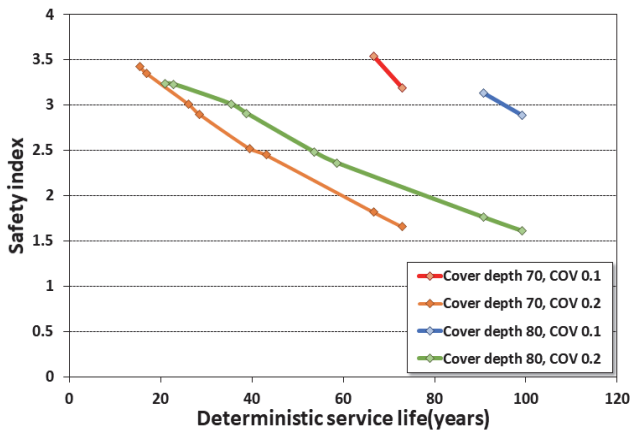


Fig. 10 Equivalent safety index for same service life considering COV

4.3 동일한 내구수명을 가지는 신뢰도 지수 특성

정규분포인 확률론적 방법을 이용하면, 신뢰도 지수가 0인 경우는 파괴확률이 50%가 되는 구간으로 결정론적인 방법의 결과와 동일한 결과를 나타낸다. 실태조사 결과인 피복두께 변동계수 0.2를 고려하면, 70 mm의 피복두께의 경우 신뢰도 지수 1.28(파괴확률 10%)에 해당하는 내구수명은 91년으로 평가되었다. 결정론적 방법에 의한 내구수명 72.9년을 만족하는 파괴확률은 4.79%가 도출되었고 그에 일치하는 신뢰도 지수는 정규분포함수에 따라 1.66임을 알 수 있다.

또한 피복두께가 80 mm인 경우 결정론적 해석 방법에 의한 내구수명은 최대 99.2년이 도출된 것을 알 수 있으며, 이를 피복두께 변동계수 0.2로 고려한 확률론적 내구수명 해석값과 비교하면 파괴확률이 5.3%로 도출되었으며 이에 해당하는 신뢰도 지수는 1.62로 평가되었다.

Table 5에서 다양한 환경 조건에 따라 결정론적 내구수명은 변화하고 있는데, 이와 상응하는 신뢰도 지수를 평가하면 Table 6과 같이 나타낼 수 있으며, 파괴확률이 매우 작아서 0에 근접하는 경우, 신뢰도 지수가 4.0 이상의 큰 값이 도출되므로 이 값을 제외한 도출값을 Fig. 10에 도시하였다.

현재 탄산화의 확률론적 내구수명 평가에서 사용되는 목표 내구성 파괴확률 10%는 결정론적 설계를 고려할 경우 결정론적인 방법과 큰 차이가 발생한다. 이는 실태조사결과에서 도출된 설계인자의 변동계수(COV)에 크게 의존하는데, 실질적인 변동계수를 고려한 신뢰도 지수를 설정해야만, 합리적인 확률론적 내구성 설계가 가능하다. 즉 실질적인 설계인자의 변동성을 고려한 목표 내구성 확률과 목표 신뢰도 지수가 정의되면 과다설계를 예방하고 합리적인 설계가 가능하다. 또한 결정론적 내구수명 평가 시 사용되는 설계정수가 노출 환경별로 고려되고 있으므로, 이를 고려한 목표 내구성 파괴 확률과 신뢰도 지수가 설정되는 것이 바람직하다.

5. 결론

본 연구에서는 결정론적 방법과 MCS를 활용한 확률론적 방법을 이용하여 탄산화에 노출된 교각 하부 구조물의 내구수명을 평가하였다. 또한 실태조사 결과와 다양한 외부인자를 고려하여 결정론적 방법과 동일한 수준을 가지는 신뢰도 지수를 도출하였다. 본 연구에서 도출된 결론은 다음과 같다.

- 1) 문헌조사를 통하여 평균 이산화탄소 농도는 406.1 ppm, 변동계수는 0.018로 평가되었으며, 교각 하부 구조 피복두께의 설계확률변수를 도출하였다. 변동계수는 0.2 수준이었으나 코핑부의 경우 70.0 mm로, 교각부의 경우 90.0 mm로 조사되었다.
- 2) 국내설계기준에 따라 탄산화에 대한 내구수명을 결정론

적 방법으로 해석하였다. 국부적인 환경 및 설계인자의 영향을 나타내는 변수들의 변동에 따라 피복두께 70 mm인 경우 내구수명은 최대 4.73배 정도의 내구수명 변화 폭을 나타내었으며 본 해석에서 결정론적 해석 결과와 비슷한 결과값을 제시하는 확률론적 해석의 파괴확률은 최대 4.79 %로 도출되었다. 또한 피복두께 80 mm인 경우 최대 4.74배로 비슷한 내구수명 변동을 나타내었으며 이와 비슷한 결과값을 제시하는 내구적 파괴확률은 5.3 %로 도출되었다.

- 3) 확률론적 내구수명의 경우, 피복두께의 변동계수를 0.05, 0.1, 0.2 수준으로 변화시키며 평가하였는데, 피복두께가 70 mm인 경우 피복두께의 변동계수 변동 증가에 따라 각각 137년, 123년, 91년이 도출되었다. 또한 피복두께가 80 mm인 경우 179년, 161년, 120년으로 증가하여 135 ~ 136 % 수준의 증가율을 나타내었다.
- 4) 다양한 설계인자를 고려한 결정론적 내구수명 평가와 동일한 수준의 신뢰도 지수를 도출하였다. 변동계수가 0.2일 때, 피복두께 70 mm인 경우는 1.66 ~ 3.43 수준, 피복두께 80 mm인 경우는 1.61 ~ 3.24 수준으로 평가되었다. 확률론적인 방법에서는 일반적으로 신뢰도 지수 1.28(파괴확률 10.0%)을 고려하고 있는데, 큰 차이가 발생하였으며, 이는 국부적인 환경 및 품질계수에 따른 탄산화 속도계수의 차이에 기인한다.

감사의 글

본 연구는 정부의 지원으로 한국연구재단 중견연구자지원사업의 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사드립니다(NRF-2020R1A2C2009462).

References

1. Metha, P. K., and Monteiro, P. M. (2009), Concrete-Structure, properties, and materials, 2nd edition, prentice Hall, New-Jersey, 113-171.
2. KDS 14 20 40 (2016), Standard for Durability Design of Concrete Structures, Korea Concrete Institute, Korea, 12-18.
3. JSCE (2007), Standard Specification for Concrete Structures—Design, Japan Society of Civil Engineering (JSCE), Tokyo, Japan.
4. EN-1991 (2000), Eurocode 1 : Basic of Design and Actions on Structures, European Committee for Standardization.
5. KSCE (1999), Report for durability guarantee of underground structure, Korea Society of Civil Engineering, 82-122.
6. CEB Task Group-5.1 (1997), New Approach to Durability Design, Sprint-Druck, Stuttgart.
7. Izumi, I., Kita, D., and Maeda, H. (1986), Carbonation, Kibodang Publication, 35-88.

8. Papadakis, V. G., Vayenas, C. G., and Fardis, M. N. (1991a), Physical and Chemical Characteristics Affecting the Durability of Concrete, *Materials Journal*, 88(2), 186-196.
9. Papadakis, V. G., Vayenas, C. G., and Fardis, M. N. (1991b), Fundamental Modeling and Experimental Investigation of Concrete Carbonation, *Materials Journal*, 88(4), 363-373.
10. Saeki, T., Ohga, H., and Nagataki, S. (1990), Change in Micro-Structure of Concrete Due to Carbonation, *Concrete Library of JSCE*, 1990(420), 33-42.
11. Maekawa, K., Chaube, R., and Kishi, T. (1999), Modelling of Concrete Performance: Hydration, Microstructure Formation and Mass Transport, ROUTLEDGE, London and New York, 81-152.
12. Maekawa, K., Ishida, T., and Kishi, T. (2003), Multi-scale Modeling of Concrete Performance Integrated Material and Structural Mechanics, *Journal of Advanced Concrete Technology*, 1(2), 91-126.
13. Maekawa, K., Ishida, T., and Kishi, T. (2009), Multi-Scale Modeling of Structural Concrete, Taylor & Francis, London, UK, 86-105.
14. Stewart, M. G., and Mullard, J. A. (2007), Spatial Time-Dependent Reliability Analysis of Corrosion Damage and the Timing of First Repair for RC Structures, *Engineering Structures*, 29(7), 1457-1464.
15. Kwon, S. J., and Na, U. J. (2011), Prediction of Durability for RC Columns with Crack and Joint Under Carbonation Based on Probabilistic Approach, *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 5(1), 11-18.
16. Na, U. J., Kwon, S. J., Chaudhuri, S. R., and Shinozuka, M. (2012), Stochastic Model for Service Life Prediction of RC Structures Exposed to Carbonation Using Random Field Simulation, *KSCE Journal of Civil Engineering*, 16(1), 133-143.
17. Duprat, F., and Sellier, A. (2006), Probabilistic Approach to Corrosion Risk Due to Carbonation Via an Adaptive Response Surface Method, *Probabilistic Engineering Mechanics*, 21(3), 207-216.
18. Broomfield, J. P. (2006), Corrosion of Steel in Concrete: Understanding, Investigation and Repair, CRC Press, London, UK.
19. RILEM (1994), Durability Design of Concrete Structures; Report of RILEM Technical Committee 130-CSL, E&FN, London, UK.
20. Kim, G. Y., Choe, G. C., Nam, J. S., and Choi, H. G. (2015), Durability Design of Concrete Structure Based on Carbonation, *Magazine of the Korea Concrete Institute*, 27(5), 21-24.
21. Yoon, Y. S., Ryu, H. S., Lim, H. S., Koh, K. T., Kim, J. S., and Kwon, S. J. (2018), Effect of Grout Conditions and Tendon Location on Corrosion Pattern in PS Tendon in Grout, *Construction and Building Materials*, 186, 1005-1015.
22. Lee, S. K., and Zielske, J. (2014), An FHWA special study: post-tensioning tendon grout chloride thresholds (No. FHWA-HRT-14-039).
23. KCI (2003), Guideline for Designing, Construction and Maintenance of Reinforced Concrete Structures for Chloride attack and Carbonation, Korea Concrete Institute, Seoul, Korea.
24. DuraCrete, Final Technical Report (2000), Probabilistic Performance Based Durability Design of Concrete Structures; Document BE95-1347/R17, European Brite-Euram Programme, Gouda.
25. Kim, T. H. (2021), Service Life Variation of RC Structures

Exposed to Carbonation Considering Loading Conditions, Hannam University Master's Degree thesis.

Received : 06/01/2021

Revised : 09/30/2021

Accepted : 10/10/2021

26. Kwon, S. J., and Song, H. W. (2010), Analysis of Carbonation Behavior in Concrete Using Neural Network Algorithm and Carbonation Modeling, *Cement and Concrete Research*, 40(1), 119-127.
27. Seoul City Hall (2020), Road facility safety inspection results, Available at: opengov.seoul.go.kr/public/category.

요 지 : 본 연구에서는 탄산화에 노출된 하부 콘크리트 구조물을 대상으로, 실태조사 결과와 국내 시방서를 고려하여 결정론 및 확률론적 방법에 따른 내구수명을 도출하였다. 또한 변동계수의 변화에 따른 내구수명의 변화와 결정론적 해석 결과와 비슷한 결과를 제시하는 신뢰도 지수를 고찰하였다. 문헌조사 결과 도심지 하부 구조물의 피복두께의 평균은 70.0 ~ 90.0 mm였으며, 변동계수는 0.2 수준으로 조사되었다. 목표 내구수명 파괴확률을 10.0 %로 설정한 확률론적 내구수명 해석 방법의 경우 피복두께가 70 mm일 때 피복두께 변동계수 0.05, 0.1, 0.2에 해당하는 내구수명은 137년, 123년, 91년이 도출되었으며 피복두께가 80 mm인 경우 내구수명은 각각 179년, 161년, 120년으로 도출되었다. 결정론적 내구수명 평가와 동일한 수준의 신뢰도 지수를 평가하였는데 피복두께가 70 mm일 때 1.66 ~ 3.43 수준으로, 피복두께가 80 mm일 때 1.61 ~ 3.24 수준으로 평가되었다. 결정론적인 방법에서는 다양한 품질 및 국부적인 환경계수가 크게 고려되어 있는데, 이에 따라 내구수명이 크게 변화하므로 환경 및 설계인자의 변동성을 고려한 탄산화 설계변수의 정의가 필요하다.

핵심용어 : 탄산화, 피복두께, 결정론적 해석, 확률론적 해석, 신뢰도 지수, 내구수명
