

신뢰도기반 교량설계기준의 중력방향하중 지배 한계상태에 대한 목표신뢰도지수 및 하중-저항계수

김정곤* · 김호경** · 이해성***

Kim, Jeong-Gon*, Kim, Ho-Kyung**, Lee, Hae Sung***

Target Reliability Index and Load-resistance Factors for the Gravitational Loads-governed Limit States for a Reliability-based Bridge Design Code

ABSTRACT

This paper presents a new class of the vehicular live load factor for a reliability-based bridge design code. The significance of the current vehicular live load factor of 1.8 is investigated based on the return period of the vehicular live load and the design life of a bridge. It is shown that the current vehicular live load factor corresponds to a return period of 6.7 million years for a 100-year design life, which seems to be unrealistic in an engineering sense, and that the target reliability of 3.72 is set to too high without any reasoning for the gravitational load-governed limit state compared with that of the other limit states. In case the same return period as the design wind velocity or the ground acceleration is employed for the vehicular live load, the corresponding vehicular live load factor becomes around 1.15, and the target reliability index for the return period may be selected as 2.0 or 2.5 depending on the governing load effect. The complete sets of the load-resistance factors for the proposed target reliability indices are evaluated through optimization.

Key words : Vehicular live load factor, Return period, Target reliability index, Reliability-based bridge design code, Optimization

초록

신뢰도기반 교량설계기준에서 적용할 수 있는 새로운 종류의 차량활하중계수를 제시한다. 현재 사용하고 있는 차량활하중계수 1.8에 대한 적절성을 차량활하중의 재현주기와 교량설계수명에 기초하여 분석하였다. 중력방향하중 지배 한계상태에 대한 목표신뢰도지수 3.72는 적절한 논거 없이 너무 높게 설정된 값이며, 이에 상응하는 하중계수 1.8은 100년 설계수명 교량에서 재현주기 약 670만년 정도에 해당하는 활하중 파괴점을 나타내는 무의미한 값이라는 것을 보였다. 설계 풍속이나 지반가속도와 동일한 재현주기를 차량활하중에도 적용하면 차량활하중계수는 1.15 정도가 되고 목표신뢰도지수는 한계상태를 지배하는 하중에 따라서 2.0 혹은 2.5에 해당하게 된다. 제안한 목표신뢰도지수에 대한 전체 하중-저항계수 조합은 최적화에 의하여 산정하였다.

검색어 : 차량활하중계수, 재현주기, 목표신뢰도지수, 신뢰도기반 교량설계기준, 최적화

* 서울대학교 건설환경공학부 석사과정 (Seoul National University · rhl13@snu.ac.kr)

** 중신회원 · 서울대학교 건설환경공학부, 건설환경종합연구소 교수 (Seoul National University · hokyungk@snu.ac.kr)

*** 중신회원 · 교신저자 · 서울대학교 건설환경공학부 교수 (Corresponding Author · Seoul National University · chslee@snu.ac.kr)

Received December 6, 2021/ revised February 7, 2022/ accepted March 3, 2022

1. 서론

AASHTO LRFD Bridge Design Specifications (AASHTO 설계 기준, AASHTO, 1995)이 1995년 미국에서, 그리고 Eurocode 0 (CEN, 2002)가 2002년 유럽연합에서 제정되면서 하중-저항계수 설계법이 교량설계에 본격적으로 적용되기 시작하였다. 국내에서는 1996년에 AASHTO LRFD 교량설계기준이 번역되어(MOCT, 1996) 소개된 이후 2012년 도로교설계기준(한계상태설계법) (KHBDC, MLTM, 2012)과 2015년 도로교설계기준(한계상태설계법)-케이 블교량편(KHBDC-CB, MOLIT, 2015b)이 제정되었고 각각 2015년과 2016년에 개정판(MOLIT, 2015a; MOLIT, 2016)이 공표되어 현재 사용되고 있다. 전술한 설계기준은 일반적으로 신뢰도기반 설계기준으로 인정받고 있다.

전술한 설계기준에 대한 일반적인 인식과는 다른 견해가 Lee (2019)에 의하여 제시되었다. 이 연구에서 Lee(2019)는 AASHTO 설계기준과 KHBDC 등에서 현재 사용되고 있는 하중-저항계수 체계는 신뢰도 관점에서 여러 문제점을 내포하고 있기 때문에 전면적인 수정이 필요하다고 지적하고 새로운 하중-저항계수 체계를 제시하였다. Lee(2019)가 지적한 현재 하중-저항계수 설계기준의 문제점은 다음과 같이 요약할 수 있다. 차량활하중이 주 변동하중으로 포함되는 중력방향하중지배 한계상태에서의 목표신뢰도지수는 설계기준에 정의되어 있다. 그러나 하중-저항계수에 의하여 계산되는 공칭저항강도는 정의된 목표신뢰도지수를 만족시키지 못하며, 횡하중이 주 변동하중으로 포함되는 한계상태에 대하여는 목표신뢰도조차 정의되어 있지 않다. 신뢰도기반 하중-저항계수 설계법에서는 각 한계상태에 대하여 정의된 목표신뢰도를 공학적으로 인정할 수 있는 오차 범위 내에서 만족시키도록 하중-저항계수가 결정되어야 한다. 따라서 목표신뢰도를 만족시키지 못하거나 혹은 목표신뢰도가 정의되지 않은 하중-저항계수는 공학적으로 무의미한 값이 되는 것이다. 더욱이 저항계수와 고정하중계수가 모든 극한(강도)한계상태에서 동일하게 정의되어 있어 각 한계상태를 지배하는 변동하중의 특성을 반영하지 못한다는 점도 문제점으로 지적되었다. 이러한 관점에서 현재 사용되고 있는 하중-저항계수 설계기준은 신뢰도기반 설계의 가장 기본적인 개념을 만족시키지 못하고 있다는 것이다.

Lee(2019)는 기존의 설계기준의 문제점을 지적하고 새로운 접근법을 통하여 해결하였으며 이 과정에서 저항계수와 고정하중계수는 각 한계상태에서 독립적으로 정의되어야 한다는 것을 보였다. 강풍이나 강진과 같은 자연재해 하중에 대하여는 교량의 설계수명에 대한 하중재현주기비(ratio of return period to design life; RRD, Lee and Kim, 2019) 개념을 도입하여 횡방향 하중의 공칭하중을 정의하였다. 지진/풍하중 지배 한계상태에 대한 목표신뢰도지

수는 현 설계기준에서 적용하고 있는 공칭하중 및 하중계수가 확보하는 신뢰도를 계산하여 해당 한계상태에 대한 목표신뢰도로서 정의하였다. 최적화를 이용한 신뢰도기반 하중-저항계수 결정법을 정식화하고 이를 기반으로 하여 새로운 신뢰도기반 하중-저항계수 체계를 제시하였다.

Lee(2019)는 전술한 바와 같이 하중-저항계수와 관련하여 새로운 개념을 제시하였으나, 차량활하중이 주 변동하중으로 포함된 중력방향하중지배 한계상태에 대한 목표신뢰도지수로서 현재 KHBDC와 유로코드에서 적용하고 있는 3.72를 그대로 사용하였다. 그러나 풍하중 및 지진하중 지배 한계상태에 대한 목표신뢰도지수가 각각 2.0 및 1.28 정도로 설정된 것을 고려하면 중력방향하중 지배 한계상태의 목표신뢰도지수가 너무 크게 설정된 것으로 판단된다. 중력방향하중 지배 한계상태에서의 파괴확률에 비하여 신뢰도지수 2.0과 1.28에 대응하는 파괴확률은 약 220배 그리고 1000배 정도 큰 값이다. 설계기준에서 한계상태마다 목표 파괴확률 수준이 수 백배의 차이가 나는 것은 공학적 관점에서 매우 불합리하다. 한계상태에 따라 목표신뢰도 수준에서 이 정도의 차이가 정당화 되려면 타당한 설명이 있어야 하지만, 저자가 알고 있는 한 이에 대한 연구는 아직 보고된 바 없다. 따라서 현재 일반적으로 사용되고 있는 신뢰도기반 설계기준에서 안전도를 정의하는 가장 기본적인 중요한 지표인 목표신뢰도를 설정하는 논리적 근거가 명확히 제시되지 않은 상태이다.

이 연구에서는 중력방향하중 지배 한계상태에 대한 합리적인 목표신뢰도 지수를 차량활하중의 RRD에 근거하여 결정한다. 철근 콘크리트, 강 그리고 프리스트레스 콘크리트 부재의 휨강도에 대한 통계특성에 기초하여 제안된 목표신뢰도지수에 해당하는 하중-저항계수를 최적화에 의하여 계산한다. 활하중 통계적 모형으로는 Kim(2018)이 제안한 모델을 사용하고 차량활하중효과 모델로는 Lee(2014)가 제시한 모델을 사용하였다. 이러한 계산을 통하여 중력방향하중지배 한계상태에 대한 목표신뢰도지수는 2.0 혹은 2.5 정도가 적절한 것으로 계산되고, 이는 각각 차량활하중지배/고정하중지배 한계상태에서의 차량활하중의 RRD를 12로 설정하였을 때 확보할 수 있는 신뢰도지수이다.

2. 차량활하중효과와 통계모델

Ellingwood et al.(1980)은 구조 부재에 발생하는 하중효과의 변동성을 다음과 같이 세 가지 불확실성의 곱으로 모사하였다.

$$Q_{LL} = B_{LL} \times C \times q_{LL} \quad (1)$$

여기서 Q_{LL} 은 차량활하중효과 확률변수이며, C , B_{LL} 그리고 q_{LL}

는 각각 영향계수, 모델링변수 그리고 외부하중변수이다. 모델링변수 B_{LL} 는 공간적, 시간적으로 다양하게 발생하는 실제 하중을 설계기준에서 사용하는 하중모형으로 이상화하는 과정에서 발생하는 불확실성을 고려하는 확률변수이다. 이 불확실성은 단속적으로 분포하는 집중하중인 차축하중을 등가의 분포하중으로 모사하는 과정에서 발생한다. 영향계수 C 는 하중효과를 계산하기 위한 구조 해석에서 발생하는 불확실성을 고려한 확률변수이고, q_{LL} 은 차량활하중 자체의 변동성이다. Hwang(2008)은 최대 차량활하중의 지역적 변동성을 나타내는 확률변수를 Eq. (1)에 추가적으로 고려하였다. 활하중에는 차량활하중을 포함하여 여러 하중이 포함되어 있으나, 이 논문에서는 편이상 차량활하중(효과)을 단순히 활하중(효과)으로 지칭한다.

지역적 변동성을 고려하고 각 확률변수를 평균에 대하여 표준화하여 Eq. (1)을 다시 쓰면 다음과 같다.

$$Q_{LL} = \mu_{L_{LL}} \mu_{B_{LL}} \mu_C \mu_{q_{LL}} \frac{L_{LL}}{\mu_{L_{LL}}} \frac{B_{LL}}{\mu_{B_{LL}}} \frac{C}{\mu_C} \frac{q_{LL}}{\mu_{q_{LL}}} \quad (2)$$

$$= \Omega_{LL} \bar{L}_{LL} \bar{B}_{LL} \bar{C} \bar{q}_{LL} = \Omega_{LL} \hat{Q}_{LL}$$

위 식에서 L_{LL} 와 \hat{Q}_{LL} 는 각각 활하중의 지역변동성을 모사하는 확률변수와 표준화된 활하중효과이며, μ_X 와 \bar{X} 는 각각 확률변수 X 의 평균과 평균에 대하여 표준화된 확률변수를 의미한다. Eq. (2)에서 적용한 표준화 기법은 풍압의 일반적 통계특성을 추출하기 위하여 Lee and Kim(2019)가 제시한 기법이다. 표준화된 변수의 평균은 1이고, 표준편차는 원 변수의 변동계수와 같다. Eq. (2)에 포함된 확률변수의 통계치는 그 출전과 함께 Table 1에 정리하여 제시하였다.

Eq. (2)에서 정의된 활하중효과의 통계특성을 Table 1의 통계치

를 적용한 10만회의 몬테-카를로 모사에 의하여 결정하였다. 활하중효과의 분포함수는 Kolmogorov-Smirnov 적합도 검증법(Haldar and Mahadevan, 2000)에 의하여 결정하였는데 유의수준 0.05와 0.01에 대하여 모두 대수정규분포가 적합한 것으로 확인되었다. 이 논문에서 계산한 활하중효과의 통계특성치를 다른 참고문헌에서 제시한 값과 함께 Table 2에 정리하여 제시하였다. Kim(2018)이 제시한 값은 지역변동성을 제외한 확률변수에 대한 몬테-카를로 모사에 의하여 계산된 값으로서 각 확률변수의 통계치는 Table 1에서 정의된 값을 적용하였다. Kim(2018)이 제시한 값에 지역변동성을 고려하면 이 논문에서 제시한 값과 비슷한 값을 가지게 된다. Lee(2014)가 제시한 값의 계산 근거는 불분명하지만 이 논문에서 제시한 값과 매우 유사하며, 국내 설계기준에 적용된 것으로 알려져 있다. 이 논문에서는 국내 설계기준의 하중-저항계수 값과의 비교를 위하여 Lee(2014)가 제시한 값을 적용한다.

활하중효과의 공칭값은 Eq. (2)에서 정의된 모든 확률변수의 공칭값을 대입한 값으로 정의된다.

$$(Q_{LL})_0 = \mu_{L_{LL}} \mu_{B_{LL}} \mu_C \mu_{q_{LL}} \frac{(L_{LL})_0}{\mu_{L_{LL}}} \frac{(B_{LL})_0}{\mu_{B_{LL}}} \frac{C_0}{\mu_C} \frac{(q_{LL})_0}{\mu_{q_{LL}}} = \frac{\Omega_{LL}}{\lambda_{q_{LL}}} \quad (3)$$

위 식에서 X_0 와 λ_X 는 각각 확률변수 X 의 공칭값과 편심계수를 의미하며 Eq. (3)에 포함된 확률변수에 대한 편심계수는 Table 1에 주어진 값을 적용하였다. Kim(2018)은 Table 1에서 보인 바와 같이 활하중의 편심계수를 1로 설정하였지만 활하중의 공칭값은 임의로 선택할 수 있는 값이기 때문에 활하중의 편심계수는 설계기준에서 설정한 공칭값에 따라 달라지게 된다. 표준화된 활하중효과의 평균은 몬테-카를로 모사에서 1.0으로 계산되었으며 이 값을 이용하여 활하중효과의 편심계수를 산정하면 다음과 같다.

Table 1. Statistical Characteristics of Normalized Random Variables in Eq. (2)

Variable	Bias factor	COV	Distribution type	Source
q_{LL}	1.0	0.097	Gumbel	Kim(2018)
B_{LL}	1.0	0.12	Normal	Nowak(1999)
C	1.0	0.06	Normal	Nowak(1999)
L_{LL}	1.0	0.10	Normal	Hwang(2008)

Table 2. Statistical Characteristics of Live Load Effect

Source	Evaluation method	Bias factor	COV	Distribution type
Kim(2018)	MCS	1.0	0.17	Gamma
Present study	MCS	1.0	0.195	Log-normal
Lee(2014)	Not specified	1.0	0.20	Log-normal

$$\lambda_{Q_{LL}} = \frac{\mu_{Q_{LL}}}{(Q_{LL})_0} = \frac{\Omega_{LL}\mu_{Q_{LL}}}{\Omega_{LL}/\lambda_{q_{LL}}} = \mu_{Q_{LL}} \lambda_{q_{LL}} = \lambda_{q_{LL}} \quad (4)$$

$\mu_{Q_{LL}}$ 는 표준화된 활하중효과의 평균값으로서 몬테-카를로 모사에 의하여 계산한 값을 사용한다. 활하중의 공칭값을 평균으로 설정하면 Eqs. (2) and (4)에 의하여 활하중효과의 편심계수와 평균은 각각 1과 Ω_{LL} 이 된다. 한계상태식에서 파괴점(most probable failure point)을 나타내는 계수활하중효과는 공칭활하중효과에 하중계수를 곱한 값으로 정의된다(Lee, 2019).

$$Q_{LL}^* = \gamma_{LL}(Q_{LL})_0 = \gamma_{LL} \frac{(q_{LL})_0}{\mu_{q_{LL}}} \Omega_{LL} = \frac{q_{LL}^*}{\mu_{q_{LL}}} \Omega_{LL} \quad (5)$$

위 식에서 Q_{LL}^* 와 γ_{LL} 는 각각 활하중효과의 파괴점과 활하중계수이다. Eq. (5)에 의하여 활하중의 파괴점을 활하중의 공칭값에 활하중계수를 곱하여 정의할 수 있다.

활하중에 대하여는 일반적으로 재현주기 개념을 적용하지 않고 있으나, 활하중 역시 풍속이나 지반가속도와 동일한 통계적 특성을 가지는 확률변수이기 때문에 재현주기 개념을 적용할 수 있다. Lee and Kim(2019)은 주어진 재현주기에 해당하는 풍속을 결정하기 위하여 재현주기에 대응하는 설계수명 동안의 비발생확률과 풍속의 누적분포함수에 의하여 정의되는 비초과확률을 등치시켜 주어진 재현주기에 대응하는 풍속을 결정하였다. 이러한 접근법은 재현주기에 대응하는 하중을 결정하는데 매우 편리한 방법이며, Kim(2018)이 제시한 검분포의 활하중모형에 대하여 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\exp(-\exp(-\frac{\pi}{\sqrt{6}} \frac{q_{LL} - \mu_{LL}}{\sigma_{LL}} - \kappa)) = (1 - \frac{1}{R_{LL}})^{t_d} \approx \exp(-\frac{1}{N_{LL}}) \quad (6)$$

위 식에서 κ , μ_{LL} 및 σ_{LL} 는 각각 오일러 상수(=0.5772), 설계수명 동안의 활하중의 평균과 표준편차이고, t_d , R_{LL} , N_{LL} 는 각각 교량의 설계수명, 활하중의 재현주기, 활하중의 설계수명에 대한 재현주기의 비(ratio of return period to design life; RRD)이다. RRD 개념은 풍하중지배 한계상태에서 설계풍속을 정의하기 위하여 Lee and Kim(2019)이 제안하였으며 다음과 같이 정의된다.

$$N_{LL} = \frac{R_{LL}}{t_d} \quad (7)$$

Eq. (6)에서 근사식은 하중의 재현주기가 1 보다 상당히 클 경우에 성립하는데 일반적으로 설계에서 사용하는 재현주기는 설계수명보

다 크기 때문에 이 근사식은 하중-저항계수 결정 과정에서 일반적으로 성립한다.

Eq. (6)을 활하중에 대하여 풀면 주어진 RRD에 대응하는 활하중을 결정할 수 있다.

$$\frac{q_{LL}}{\mu_{LL}} = 1 + \frac{\sqrt{6}}{\pi} \delta_{LL} (\ln N_{LL} - \kappa) \quad (8)$$

여기서 δ_{LL} 는 활하중의 변동계수이다. Eq. (5)에서 정의된 활하중 파괴점에 대응하는 RRD 값을 N_{LL}^* 로 정의하면 활하중의 파괴점은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{q_{LL}^*}{\mu_{LL}} = \gamma_{LL} \frac{(q_{LL})_0}{\mu_{LL}} = 1 + \frac{\sqrt{6}}{\pi} \delta_{LL} (\ln N_{LL}^* - \kappa) \quad (9)$$

위 식과 같이 활하중의 파괴점을 정의하는 RRD N_{LL}^* 를 한계 RRD (limit RRD)로 지칭한다. 공칭활하중을 평균값으로 설정하면 위 식은 한계 RRD에 대응하는 하중계수가 되고, 공칭활하중을 한계 RRD에 해당하는 값으로 정의하면 하중계수는 1이 된다.

Table 1에 주어진 활하중의 통계특성을 적용하고 공칭활하중으로 평균값을 사용하였을 경우의 한계 RRD와 하중계수 간의 관계를 Fig. 1에 보이고 있다. 그림에서 보이듯이 Lee(2019)가 제안한 LS-1/2에서의 활하중계수 1.5와 1.8은 각각 RRD 1,300과 69,900에 해당하고 이는 설계수명 100년에서 재현주기 13만년과 699만년에 해당하는 값이다. 여기서 LS-1/2는 모두 중력방향하중지배 한계상태이지만, LS-1에서는 고정하중이 한계상태를 지배하고 LS-2에서는 활하중이 한계상태를 지배한다. LS-1/2는 다음 절에서 논의하는 고정하중비에 의하여 구분된다. 현재 KHBDC의 극한한계상태

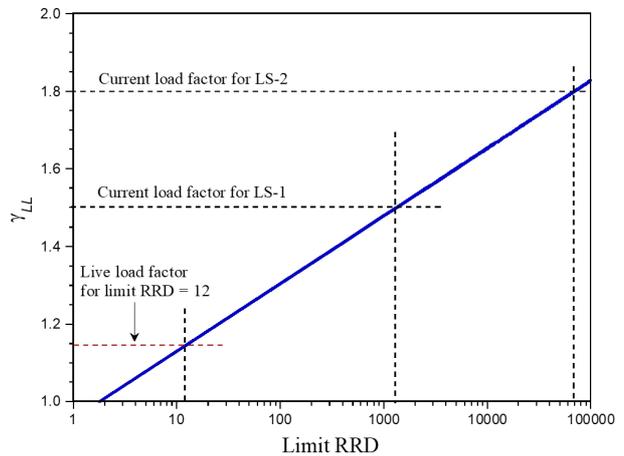


Fig. 1. Variation of Live Load Factor with Limit RRD in Logarithmic Scale

1(ULS-1)에서 적용하고 있는 활하중계수는 1.8로서 Lee(2019)가 제시한 LS-2에서의 하중계수와 같다. 이와 같이 현재 사용하고 있는 하중계수가 엄청나게 큰 재현주기에 해당하는 이유는 현재 중력방향하중지배 한계상태에 대한 목표신뢰도인 3.72가 여타의 한계상태에 비하여 너무 크게 설정되어 있기 때문으로 판단된다. KHBDC의 풍하중지배 한계상태와 지진하중지배 한계상태는 각각 Lee(2019)에서 제시한 LS-3/4와 동등하며 한계 RRD를 12로 정의하면 각각의 신뢰도지수는 약 2.0과 1.28이다. RRD가 동일하더라도 지진하중 지배 한계상태의 목표신뢰도지수가 낮은 것은 풍하중효과에 비하여 지진하중효과의 변동계수가 훨씬 크기 때문이다. 만일 중력방향하중 지배 한계상태에서도 활하중지배 한계상태와 동일하게 활하중의 한계 RRD로서 12를 적용하면 Fig. 1에서 알 수 있듯이 활하중계수는 약 1.15 정도에 해당하는 값으로 결정될 것이다. 단지 중력방향하중 지배 한계상태는 LS-1/2의 두 가지가 있으므로 한계 RRD를 정의하는 한계상태를 선택하는 것은 결국 설계기준 집필진이 결정해야 할 사항이다. 이에 대한 논의는 다음 절 마지막 부분에서 다시 기술한다.

3. 중력방향하중지배 한계상태에 대한 목표신뢰도

활하중효과는 KHBDC나 AASHTO 설계기준에서 중력방향하중이 지배하는 한계상태에 포함되며 다음과 같이 하중-저항계수에 의하여 요구저항강도가 정의된다.

$$\hat{\phi}_p(S_p)_0 = \sum_i \hat{\gamma}_i(Q_i)_0, p = RC, ST, PC, i = DC, DW, LL \quad (10)$$

여기서 S_p 와 $\hat{\phi}_p$ 는 각각 구조부재 p 의 저항강도와 저항계수이고 Q_i 와 $\hat{\gamma}_i$ 는 i 하중성분에 의하여 유발되는 하중효과와 그에 대한 하중계수이다. RC, ST, PC는 부재의 종류를 나타내며, 각각 콘크리트 부재(RC) 부재, 강(ST) 부재 그리고 프리스트레스(PC) 부재를 지칭하고 DC, DW, LL는 각각 구조부재 및 부차물의 자중, 포장 및 시설물의 자중 그리고 활하중을 나타낸다. Eq. (10)에 포함된 하중-저항계수는 정의에 따라 일차신뢰도법(first-order reliability method; FORM, Lee, 2019)에서 계산되는 값으로 어떠한 보정과 정도 거치지 않은 값이다. 각 한계상태에서의 공칭저항강도를 정의하는 Eq. (10)을 하중-저항계수 설계식으로 정의한다. 현재 KHBDC (MOLIT, 2015a)와 KHBDC-CB (MOLIT, 2016)에서는 콘크리트 부재에 부재저항계수 대신 재료계수를 적용하고 있으나, 재료계수의 유도과정에서 신뢰도 개념이 도입되지 않아서(Kim and Lee, 2000) 신뢰도기반 설계기준에 적용하기에는 부적절하기 때문에 (Lee, 2019a; STRANA, 2021) 이 연구에서는 콘크리트 부재에서도 저항계수 개념을 사용한다.

Eq. (10)에서 하중-저항계수와 각 하중효과의 공칭값이 주어지면 Eq. (10)에 의하여 공칭저항을 계산할 수 있다. 따라서 각 확률변수의 통계특성치를 알고 있으면 주어진 하중-저항계수가 확보하는 신뢰도지수를 다음과 같은 한계상태식에 일차신뢰도법(First-order reliability method; FORM)을 적용하여 계산할 수 있다.

$$G_p = S_p - \sum_i Q_i = 0 \quad (11)$$

반면 어떤 한계상태식이 주어진 목표신뢰도(target reliability)를 만족시키기 위하여 필요한 공칭저항강도를 결정하는 과정을 역신뢰도해석(inverse reliability analysis)으로 정의하며 이 과정에서 Eq. (10)에서 정의된 하중-저항계수를 결정할 수 있다. 역신뢰도해석 기법을 Lee et al.(2018)이 하중-저항계수 결정 과정에 도입하였으며 신뢰도지수를 직접 Taylor 전개하여 공칭저항강도를 반복적으로 계산하는 접근법을 제시하였다. 그러나 이 접근법에서는 신뢰도지수의 공칭저항강도에 대한 민감도를 구하는 과정이 매우 복잡하여 사용하기가 불편하였다. 이러한 단점은 파괴점함수와 등기표준편차함수를 이용하는 단순반복계산법에 의하여 해결되었다 (Lee, 2019). 이 연구에서는 Lee(2019)가 제안한 신뢰도해석 및 역신뢰도기법을 사용한다.

하중-저항계수를 결정하는데 있어서 가장 어려운 점은 다양한 구조형식 및 단면 특성을 모두 대표할 수 있는 일반적인 계수 체계를 구성하는 것이다. Eq. (10)에서 공칭저항강도는 구조계 혹은 단면 특성과는 무관하게 각 하중효과성분의 구성비에 의하여 결정되지만, 각 공칭하중효과 성분 간의 상대적 크기는 구조계 혹은 단면 특성에 영향을 받게 된다. 하중-저항계수에 의하여 결정되는 공칭저항강도는 각 하중효과의 상대적 크기에 따라 결정되고 이에 따라 신뢰도지수가 산정되기 때문에 각 한계상태식에 포함되어 있는 하중효과 간의 상대적 크기가 결국은 구조형식이나 단면특성을 간접적으로 나타내게 된다. 이러한 논거에 의하여 Lee et al.(2018)은 총 공칭하중효과에 대하여 한계상태식을 표준화하여 일반화된 하중-저항계수 체계를 구성하는 접근법을 제시하였다. 각 한계상태에 포함된 하중효과의 상대적 크기는 다음과 같은 하중비에 의하여 정의할 수 있다.

$$\xi = \frac{(Q_{DC})_0 + (Q_{DW})_0}{(Q_{DC})_0 + (Q_{DW})_0 + (Q_{LL})_0} \quad (12)$$

$$\eta = \frac{(Q_{DC})_0}{(Q_{DC})_0 + (Q_{DW})_0}$$

위 식에서 ξ 와 η 를 각각 고정하중비(dead load ratio)와 DC하중비

(DC load ratio)로 지칭한다. Lee(2019)가 제시한 LS-1/2는 각각 고정하중비가 0.55 보다 큰 영역 그리고 0.55 보다 작은 영역에서 정의된다.

하중-저항계수는 역신뢰도해석에서 계산되는 파괴점에 의하여 결정되며 다음과 같이 정의된다.

$$\hat{\phi}_p = \frac{S_p^*}{(S_p)_0} = \theta_{S_p}(\alpha_{S_p}, \beta_T, \delta_{S_p})\lambda_{S_p} \quad (13)$$

$$\hat{\gamma}_{LL} = \frac{Q_{LL}^*}{(Q_{LL})_0} = \theta_{Q_{LL}}(\alpha_{Q_{LL}}, \beta_T, \delta_{Q_{LL}})\lambda_{Q_{LL}}$$

위 식에서 S_p^* 와 Q_{LL}^* 는 각각 저항강도와 활하중효과의 파괴점, θ_{S_p} 와 $\theta_{Q_{LL}}$ 는 각각 저항강도와 활하중효과의 파괴점함수(Lee, 2019), 그리고 β_T 는 목표신뢰도지수이다. 저항강도와 활하중효과는 모두 대수정규분포를 따르므로 파괴점함수는 다음과 같이 정의된다.

$$\theta_X(\alpha_X, \beta, \delta_X) = \exp(\alpha_X \beta_T \delta_X - 0.5(\delta_X)^2) \quad (14)$$

Eqs. (13) and (14)에서 α_X 와 δ_X 는 각각 파괴점에서 확률변수 X 방향으로의 한계상태함수의 음단위법선벡터 성분과 확률변수 X 의 변동계수이다.

일반적으로 신뢰도기반 설계기준에서 정의되는 하나의 한계상태식에서의 하중계수는 부재의 종류에 따라 변하지 않고 고정되어 있다. 이에 따라 어떤 부재 종류에 대하여 저항계수가 목표신뢰도를 만족시키도록 정해지면 다른 부재 종류에 대한 저항계수는 독립적으로 정해지는 것이 아니고 각 부재강도의 상대적 통계특성에 따라 결정된다. 이러한 특성을 Lee(2019)는 저항계수의 상대성이 라고 정의하였으며 이에 대한 근거를 자세히 유도하여 제시하였다. 이 결과에 따라 중력방향하중지배 한계상태에 대한 목표신뢰도를 설정하기 위한 대표 부재 종류로서 이 연구에서는 RC 부재를 선택하였다.

Eq. (10)에서 RC 부재의 저항계수를 0.9로 고정하기 위하여 Lee(2019)가 제안한 한계상태 보정계수를 도입한다.

$$0.9(S_{RC})_0 = 0.9 \frac{\hat{\gamma}_{DC}}{\hat{\phi}_{RC}}(Q_{DC})_0 + 0.9 \frac{\hat{\gamma}_{DW}}{\hat{\phi}_{RC}}(Q_{DW})_0 + 0.9 \frac{\hat{\gamma}_{LL}}{\hat{\phi}_{RC}}(Q_{LL})_0 \quad (15)$$

$$= \gamma_{DC}(Q_{DC})_0 + \gamma_{DW}(Q_{DW})_0 + \gamma_{LL}(Q_{LL})_0$$

위 식에서 $0.9/\hat{\phi}_{RC}$ 가 Lee(2019)가 제안한 한계상태 보정계수 (Adjustment factor for limit state)이다. Eq. (15)에 의하여 RC

부재 저항계수 0.9에 상응하는 활하중계수는 다음과 같이 정의된다.

$$\gamma_{LL} = 0.9 \frac{\hat{\gamma}_{LL}}{\hat{\phi}_{RC}} = 0.9 \frac{\theta_{Q_{LL}}\lambda_{Q_{LL}}}{\theta_{RC}\lambda_{S_{RC}}} \quad (16)$$

$$= \frac{0.9}{\lambda_{S_{RC}}} \frac{\exp(\alpha_{Q_{LL}}\beta_T\delta_{Q_{LL}} - 0.5(\delta_{Q_{LL}})^2)}{\exp(\alpha_{S_{RC}}\beta_T\delta_{S_{RC}} - 0.5(\delta_{S_{RC}})^2)} \lambda_{Q_{LL}} = B_{LL}\lambda_{Q_{LL}}$$

Table 3에 주어진 RC 부재강도 편심계수 1.229를 적용하여 B_{LL} 를 표시하면 다음과 같다.

$$B_{LL} = 0.7323 \exp((\alpha_{Q_{LL}}\delta_{Q_{LL}} - \alpha_{S_{RC}}\delta_{S_{RC}})\beta_T - 0.5((\delta_{Q_{LL}})^2 - (\delta_{S_{RC}})^2)) \quad (17)$$

위 식에서 $\alpha_{S_{RC}}$ 는 FORM의 특성에 따라서 항상 음수이고, 변동계수의 지승 항은 매우 작은 값이 되므로 무시할 수도 있으나, 이 연구에서는 포함시켜 계산하였다. 활하중의 공칭값을 평균값으로 설정하면 Eq. (4)에 의하여 활하중효과의 편심계수가 1이 되어 Eq. (17)에서 정의된 B_{LL} 이 RC 부재 저항계수 0.9에 대응하는 활하중계수가 된다.

Eq. (17)에 포함되어 있는 변동계수와 목표신뢰도는 주어진 값이지만, 저항강도 및 활하중효과 방향의 음단위법선벡터 성분은 주어진 목표신뢰도와 하중비에 따라 변하는 값이다. 주어진 목표신뢰도에 대한 파괴점에서의 음단위법선벡터를 결정하기 위하여는 역신뢰도해석을 수행하여야 한다. 역신뢰도해석기법은 Lee(2019)가 제시한 반복계산법을 적용하였다. DC하중비를 대표하중비인 0.8로 고정시킨 상태에서 목표신뢰도지수 3.72, 3.5, 3.0, 2.5, 2.0에 대한 역신뢰도해석에 의하여 계산된 표준화된 요구저항강도를 Fig. 2(a)에 보이고 있다. 그림에서 보이듯이 목표신뢰도가 감소하면 표준화된 요구저항강도도 감소한다. Fig. 2(b)에는 각 목표신뢰도지수에 대한 요구저항강도를 목표신뢰도지수 3.72에서의 요구저항강도에 대한 비로 표시한 값을 보이고 있다. 목표신뢰도지수 3.72인 경우에 비하여 목표신뢰도지수 2.0과 2.5에 대한 요구

Table 3. Statistical Characteristics of Load Effects and Bending Strengths

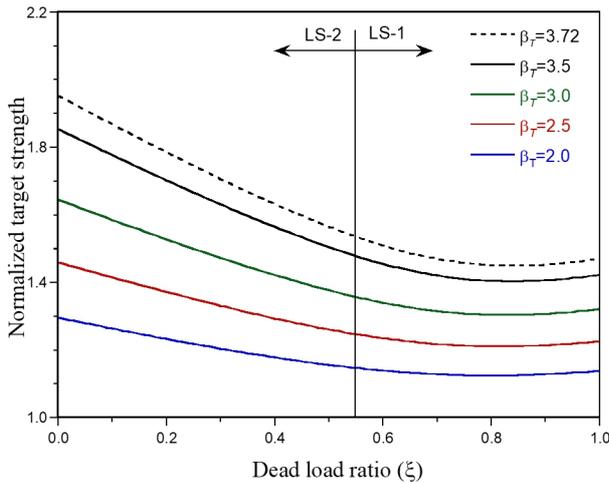
Variable	Bias factor	COV	Distribution type	Source
S_{RC}	1.229	0.130	Log-normal	Paik et al.(2009)
S_{ST}	1.180	0.093	Log-normal	Shin et al.(2006)
S_{PC}	1.056	0.073	Log-normal	Paik et al.(2009)
Q_{DC}	1.03	0.08	Normal	Nowak(1999)
Q_{DW}	1.00	0.25	Normal	Nowak(1999)
Q_{LL}	1.00	0.20	Log-normal	Lee(2014)

저항강도는 LS-1 영역에서 각각 약 77 %와 82 % 정도이다.

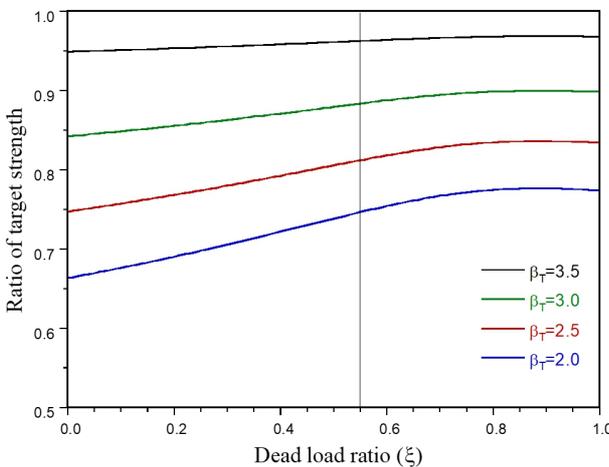
고정하중비에 따라 주어진 목표신뢰도에 대한 역신뢰도해석을 수행하면 파괴점에서의 음단위법선벡터가 고정하중비에 따라 계산된다. LS-1/2 영역에서 음단위법선벡터의 저항방향성분의 산술 평균을 계산하여 대표값으로 설정하고, 이 값에 대응하는 활하중방향의 음단위법선벡터성분을 대표값으로 사용한다. 이런 방법으로 결정한 대표 음단위법선벡터성분을 Fig. 3에 도시하였다. 그림에서 저항방향의 음단위법선벡터 성분은 실제로는 음의 값이지만 편의상 절대값으로 표시하였다. 대표음단위벡터성분은 목표신뢰도지수에 따라 약간씩 변하기는 하지만 각각의 영역에서는 거의 일정한 값을 가진다. LS-1에서는 저항방향으로의 음단위법선 성분이 활하중효과 방향의 성분보다 크고 LS-2에서는 그 반대가 된다. 이는 LS-1은 고정하중지배 한계상태이기 때문에 활하중효과의 증가보다 저항강도의 감소에 의하여 파괴점에 도달하는 영향이 더 크고,

LS-2에서는 그 반대가 된다는 의미이다. Fig. 4에는 Fig. 3에서 보이고 있는 대표 음단위법선성분을 적용하여 계산한 한계상태보정계수의 목표신뢰도지수에 따른 변화를 보이고 있다. LS-1/2에서 목표신뢰도지수가 각각 2.7과 3.7보다 작은 영역에서 한계상태보정계수가 1 보다 작아지는데, 이는 일차신뢰도법에서 계산되는 RC 부재의 저항계수가 0.9보다 크다는 것을 의미한다.

각 목표신뢰도지수에 대하여 Fig. 3에서 제시한 대표 음단위법선 벡터 성분을 Eq. (17)에 대입하면 LS-1/2에 대한 활하중계수의 대표값을 계산할 수 있다. 이 하중계수는 목표신뢰도를 설정하기 위한 각 영역에서의 대표값으로 역할을 하고, 실제 정확한 하중저항계수는 다음 절에서 제시하는 최적화기법에 의하여 결정된다. Fig. 5에는 신뢰도지수와 대표활하중계수 간의 관계를 보이고 있다. 그림에서 보이는 바와 같이 LS-1/2에서 목표신뢰도지수 3.72에 대한 활하중계수는 각각 1.75와 1.48 정도로서 Lee(2019)가 제시



(a) Normalized target strength



(b) Ratio of target strength for various β_T to that of $\beta_T=3.72$

Fig. 2. Target Strengths of RC Member for Different Target Reliability Indices

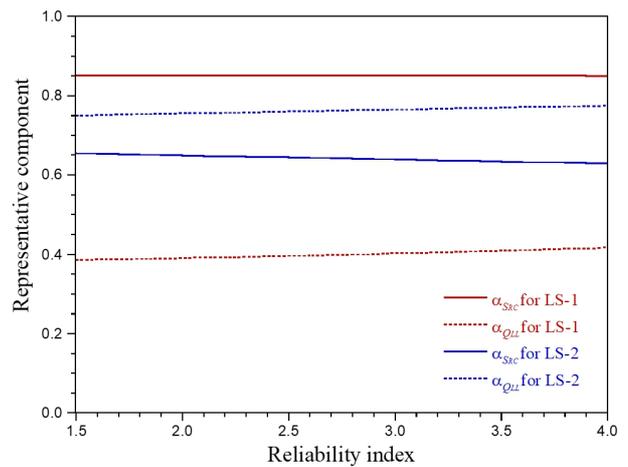


Fig. 3. Representative Components of Unit Normal Vectors at Failure Points of RC Member

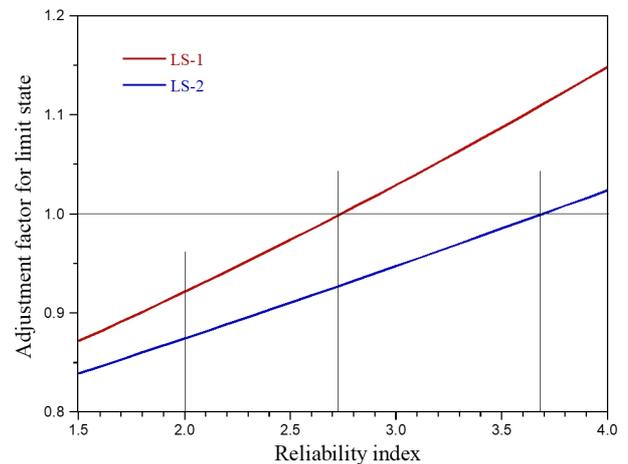


Fig. 4. Adjustment Factor for Limit States LS-1/2

한 값과 실제적으로 동일한 값이다. 전술한 바와 같이 하중계수 1.5에 해당하는 활하중의 재현주기는 약 13만년에 대응하고 활하중 계수 1.75는 재현주기 약 360 만년에 해당하는 값으로서 공학적인 의미가 없는 너무 큰 값이다. 반면 풍하중지배 한계상태의 목표신뢰도지수와 동일한 2.0을 목표신뢰도로 설정하면 LS-1/2에서의 활하중계수는 Fig. 5에서 1.06과 1.16 정도가 되고(Fig. 5에 “proposed $\beta_T(1)$ ”로 표시되어 있다) 이 하중계수에 해당하는 한계 RRD는 Fig. 6에서 약 3.5와 15정도에 해당한다. 따라서 활하중이 지배하는 LS-2에서의 한계 RRD는 풍하중지배 한계상태에서의 풍속에 대한 한계 RRD 12와 비슷한 수준이 되고(Fig. 1에서 한계 RRD 12에 해당하는 활하중계수는 1.15이다), 고정하중이 지배하는 LS-1에서의 활하중의 한계 RRD는 LS-2의 경우 보다 훨씬 작아진다. 만일 LS-1에서의 활하중의 하중계수를 1.16으로 설정하면 그때의 목표신뢰도지수는 Fig. 5에서 2.5정도가 되고 LS-2에서의 활하중계수

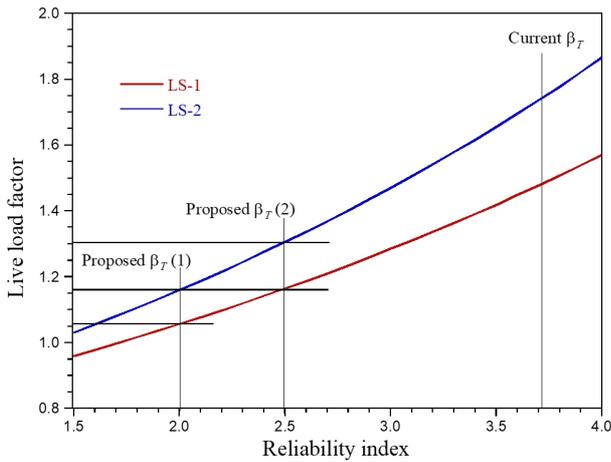


Fig. 5. Variation of Live Load Factor with Reliability Index for RC Member

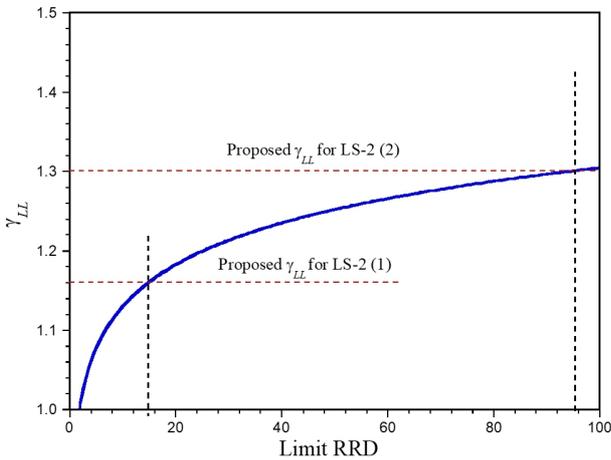


Fig. 6. Variation of Live Load Factor with Limit RRD in Linear Scale

는 1.3정도가 된다(Fig. 5에 “proposed $\beta_T(2)$ ”로 표시되어 있다). Fig. 6에서 하중계수 1.30에 대한 한계 RRD는 95 정도이다.

전술한 계산 결과에 따라 이 연구에서는 중력방향하중 지배 한계상태인 LS-1/2에서 목표신뢰도를 2.0 정도로 설정하는 것을 제안하며 더 보수적인 설계가 필요한 특등급 교량에서의 목표신뢰도지수는 2.5 정도를 적용하는 것을 제시한다. 목표신뢰도 2.0과 2.5에 해당하는 파괴확률은 각각 0.02275와 0.00621 정도로서 100년 설계수명의 교량 100개를 동시에 건설하였을 경우 설계수명 동안 각각 2개 와 0.6개 정도의 교량이 파괴된다는 것을 의미한다.

4. 최적화에 의한 하중-저항계수

하중-저항계수를 결정하기 위하여 최적화를 적용하는 개념은 Lee et al.(2018)이 도입하였으며, 목표신뢰도와 하중-저항계수에 의하여 결정되는 공칭저항이 확보하는 신뢰도지수 간의 오차를 최소화하는 최적화를 시도하였다. Lee et al.(2019b)과 Lee(2019)는 최적화 목적함수에 물리적인 의미를 도입하기 위하여 다음과 같이 저항강도에 대한 최적화 문제를 제안하였다.

$$\begin{aligned} \text{Min } \Pi &= \frac{1}{2} \sum_p \int_{\xi}^{\xi_w} \int_{\eta}^{\eta_w} ((\bar{S}_p(\mathbf{x}, \xi, \eta))_0 - (\bar{S}_p(\xi, \eta))_T)^2 d\eta d\xi \\ &= \frac{1}{2} \int_{\xi}^{\xi_w} \int_{\eta}^{\eta_w} \|\bar{\mathbf{S}}_0 - \bar{\mathbf{S}}_T\|_2^2 d\eta d\xi \end{aligned} \quad (18)$$

여기서 적분 영역의 상한 및 하한은 해당 하중비에 아래 첨자 u 및 l 를 적용하여 표시하였으며, DC하중비의 적분 구간은 $0.65 \leq \eta \leq 0.95$ 이고 LS-1/2에 대한 고정하중비 적분구간은 각각 $0.55 \leq \xi \leq 1.0$ 과 $0 \leq \xi \leq 0.55$ 이다(Lee, 2019). \mathbf{x} , $\bar{\mathbf{S}}_0$ 그리고 $\bar{\mathbf{S}}_T$ 는 각각 하중-저항계수 벡터, 공칭저항강도 벡터 및 목표저항강도 벡터로서 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \mathbf{x} &= (\boldsymbol{\phi}, \boldsymbol{\gamma})^T = (\phi_{RC}, \phi_{ST}, \phi_{PC}, \gamma_{DC}, \gamma_{DW}, \gamma_{LL})^T \quad (19) \\ \bar{\mathbf{S}}_0 &= ((\bar{S}_{RC})_0, (\bar{S}_{ST})_0, (\bar{S}_{PC})_0)^T, \\ \bar{\mathbf{S}}_T &= ((\bar{S}_{RC})_T, (\bar{S}_{ST})_T, (\bar{S}_{PC})_T)^T \end{aligned}$$

하중-저항계수 벡터는 주어진 최적화 문제의 미지수 벡터이고 공칭저항강도는 하중-저항계수에 의하여 Eq. (10)에서 계산되는 값이고, 목표저항강도는 Fig. 2(a)에 도시한 바와 같이 주어진 목표신뢰도를 정확히 만족시키는 공칭저항강도로서 역신뢰도해석에 의하여 계산되는 값이다. Eq. (19)에서 \bar{X} 는 확률변수 X 를 총 공칭하중에 대하여 표준화한 변수이다. Eq. (18)은 비선형 최적화문제이며 해석법은 Lee(2019)가 자세히 정식화하여 제시하였다.

Eq. (10)에서 동일한 공칭저항강도가 결정되는 하중-저항계수의 조합이 무수히 많이 존재하기 때문에 최적화 문제 Eq. (18)은 무수히 많은 해를 가질 수 있다. 따라서 하중-저항계수 벡터 중에서 한 개의 계수를 특정값으로 고정하여야 만이 유일한 해를 구할 수 있다. 하나의 계수가 고정되면 그에 따라 나머지 계수들이 고정된 값의 상대적 크기로 계산된다. 이 연구에서는 RC 부재의 저항계수를 0.9로 고정하고 최적화를 수행하였다. 그러나 RC 부재의 저항계수를 반드시 0.9로 설정할 필요는 없으며, 다른 값을 사용할 경우 그 값에 따라서 하중계수와 강 부재와 PC 부재의 저항계수가 목표저항강도를 잘 근사할 수 있도록 최적화된다.

Eq. (18)에 의한 최적화를 수행하여 그 결과를 Table 4에 정리하여 제시하였다. 목표신뢰도 지수 2.0과 2.5에 대한 활하중계수는 전 절에서 대표값에 대하여 유도한 값과 1.5 % 오차 내에서 일치한다. 표에서 주어진 하중-저항계수에 의하여 계산되는 공칭저항강도와 목표저항강도를 목표신뢰도지수 2.0과 2.5에 대하여 Fig. 7에서 비교하였다. 그림에 보이듯이 최적화에 의하여 결정되는 하중-저항

계수에 의하여 계산되는 공칭저항강도가 목표저항강도를 잘 근사하고 있다. Fig. 7에서 보이고 있는 결과는 일반적인 최적화 결과와 약간 다르게 나타나는데, 이는 오차 최소화가 세 종류의 부재에 대하여 동시에 수행되기 때문에 단일 부재에 대한 오차는 일반적인 최적화 결과보다 약간 클 수도 있기 때문이다. Table 4에 제시된 하중-저항계수에 의하여 계산되는 공칭저항강도가 확보하는 신뢰도지수를 일차신뢰도법에 의하여 계산하여 각 부재 종류별로 Figs. 8~10에 도시하였다. 각 그림에서 비교를 위하여 목표신뢰도 2.5에 대한 수평선을 검정색으로 표시하였다. 그림에서 보이듯이 각 부재에서 하중-저항계수에 의하여 계산되는 공칭저항강도가 목표신뢰도지수를 잘 만족하고 있다. LS-2 영역에서는 공칭저항강도가 목표신뢰도 지수를 매우 정확히 근사하고 있는데, 이는 LS-2 영역에서 목표저항강도가 거의 직선으로 변하고(Fig. 7) 하중-저항계수에 의하여 표시되는 공칭저항강도 역시 고정하중비에 대하여 직선으로 변하기 때문이다. 반면 LS-1에서 아래로 볼록한 곡선인 목표저항강도(Fig. 7)를 직선으로 근사하면 LS-1의 중간 영역에서는 목표저

Table 4. Optimal Load-resistance Factors for Various Target Reliability Indices

Reliability index	Limit State	ϕ_{RC}	ϕ_{ST}	ϕ_{PC}	γ_{DC}	γ_{DW}	γ_{LL}
2.0	LS-1	0.9	0.921	0.849	1.002	1.049	1.045
	LS-2	0.9	0.906	0.827	0.892	0.891	1.169
2.5	LS-1	0.9	0.935	0.868	1.072	1.139	1.151
	LS-2	0.9	0.915	0.839	0.925	0.929	1.318
3.0	LS-1	0.9	0.949	0.888	1.146	1.234	1.271
	LS-2	0.9	0.924	0.851	0.958	0.967	1.486
3.5	LS-1	0.9	0.963	0.907	1.224	1.335	1.407
	LS-2	0.9	0.933	0.863	0.992	1.004	1.675
3.72	LS-1	0.9	0.969	0.916	1.260	1.381	1.472
	LS-2	0.9	0.937	0.868	1.007	1.020	1.766

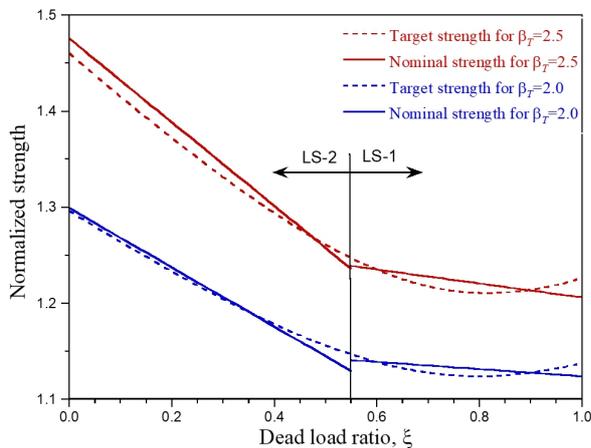


Fig. 7. Normalized Target and Nominal Strength of RC Member

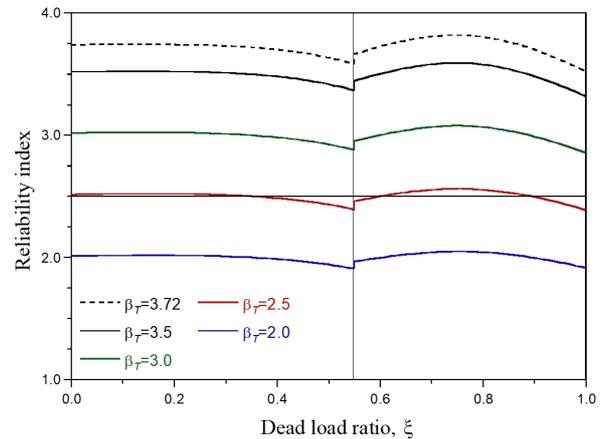


Fig. 8. Reliability Index Obtained by Load-Resistance Factors in Table 4 for RC Member

항강도 보다 공칭저항강도가 커지기 때문에 항상 목표신뢰도 보다 큰 신뢰도가 유도되고 양쪽 끝에서는 그 반대가 된다.

Table 4에서 목표신뢰도지수가 작을 경우 LS-2에서의 고정하중 계수가 1 보다 작게 계산되는데 이는 고정하중효과를 공칭값 보다 작은 값으로 고려할 수 있다는 의미가 아니고 한계상태 보정계수가 1 보다 작게 되면서 발생하는 현상이다. 일차신뢰도법에서 계산되는 하중계수는 Table 4에서 주어진 값에 Fig. 4에서 보이고 있는 한계상태 보정계수의 역수를 곱한 값이다. 예로서 LS-2에서 목표신뢰도 지수 2.0에 대한 한계상태 보정계수는 Fig. 4에서 0.87 정도가 되고 이 값의 역수를 Table 4에 주어진 DC하중계수에 곱하면 일차신뢰도법에서 Eq. (13)에 의하여 결정되는 DC하중계수 (0.892/0.87=1.025)를 계산할 수 있다. LS-2에서는 변동하중인 활하중이 한계상태를 지배하기 때문에 고정하중의 파괴점이 거의

평균값 부근에서 형성되면서 DC하중계수가 DC하중효과의 편심 계수와 비슷한 값이 된다.

현재 사용되고 있는 설계기준(AASHTO, 2014; MOLIT, 2015a)의 규정과는 달리 강부재와 PC부재의 휨에 대한 저항계수가 Table 4에서 보이고 있는 것과 같이 모두 1 보다 작은 값으로 결정된다는 사실에 유의하여야 한다. 특히 PC부재에서는 LS-1에서 목표신뢰도지수가 3.5보다 큰 경우를 제외하면 항상 RC 부재 보다 작은 저항계수가 계산된다. 저항강도의 변동계수가 감소하면 변동성이 감소하기 때문에 저항계수가 증가하게 되지만, 편심계수가 감소하면 공칭값이 평균값과 비슷해지면서 공칭값이 확보하는 저항강도의 여유분이 감소하게 되어 동일한 목표신뢰도에 대한 저항계수가 감소하게 된다. PC 부재가 RC 부재에 비하여 휨강도의 변동계수는 작지만 편심계수 역시 16 % 정도 작기 때문에 편심계수의 영향이 큰 구간에서는 PC 부재의 저항계수가 RC 부재 보다 작아지게 되는 것이다. 변동계수와 편심계수가 저항계수에 미치는 영향은 Eq. (13)을 이용하여 정량적으로 분석할 수 있으며, Lee(2019)는 부재간 저항계수의 상대적 크기는 저항강도의 통계특성에 따라 결정된다는 것을 보였다.

5. 요약 및 결론

신뢰도기반 교량설계기준에서 중력방향하중지배 한계상태에 대한 적절한 목표신뢰도와 그에 따른 하중-저항계수를 최적화에 의하여 결정하였다. 현재 국내외적으로 사용되고 있는 설계기준에서 중력 방향하중 지배 한계상태에 대하여 적용하고 있는 목표신뢰도 지수가 여타의 한계상태 보다 너무 크게 설정되어 있는 것을 보이고 적절한 목표신뢰도로서 2.0 혹은 2.5 정도를 제시하였다. RC 부재에 대한 저항계수를 0.9로 설정하고 이에 대응하는 활하중계수를 제시하였다. 현재 국내설계기준에서 고정하중이 지배하는 극한한계상태-1에 대한 활하중계수는 목표신뢰도지수 2.0/2.5에 대하여 각각 1.045/1.151 정도로 계산되고 활하중이 지배하는 한계상태에서는 목표신뢰도 2.0/2.5에 대하여 각각 1.169/1.318 정도의 활하중 계수가 계산된다. 전단이나 압축에 대한 저항계수를 계산할 때에는 Lee(2019)가 제시한 바와 같이 이 논문에서 제시한 하중계수를 고정하고 저항계수에 대한 최적화를 수행할 수 있다.

어떤 설계기준을 제정하기 위하여 가장 먼저 결정해야 할 항목은 그 설계기준이 확보하고자 하는 안전도이다. 신뢰도기반 설계기준에서 안전도는 목표신뢰도지수로 표시되며 모든 한계상태에 대한 적절한 목표신뢰도가 정의되고 그 목표신뢰도를 만족시킬 수 있도록 하중-저항계수를 설정하여야 한다. 또한 특별한 이유가 없다면 설계기준에서 사용하는 모든 한계상태에서의 목표신뢰도 지수는 비슷한 수준에서 정의되어야 할 것이다. 현재의 여러 설계기준처럼 논리적 설명 없이 중력방향하중 지배 한계상태의 목표신뢰도 지수

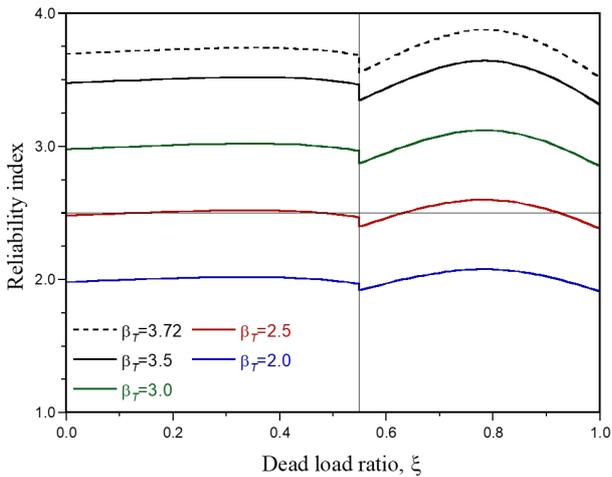


Fig. 9. Reliability Index Obtained by Load-Resistance Factors in Table 4 for ST Member

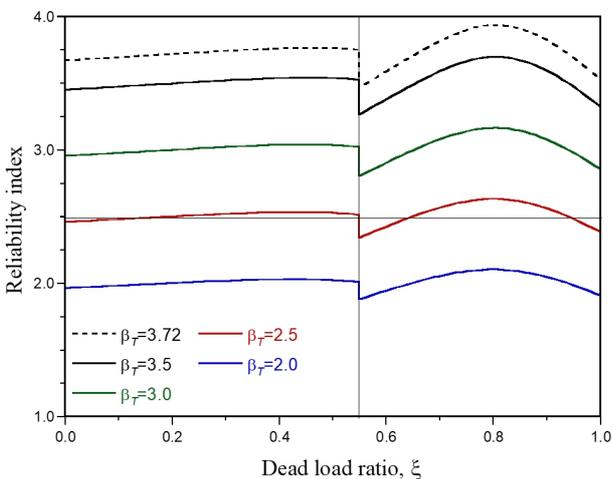


Fig. 10. Reliability Index Obtained by Load-Resistance Factors in Table 4 for PC Member

를 횡방향하중 지배 한계상태에 비하여 훨씬 높게 설정하는 것은 모든 부재에서 균등한 안전도를 확보하고자 하는 신뢰도기반설계의 기본 개념에 어긋나는 것으로 판단할 수밖에 없다. 최근 Lee(2019)가 제안한 신뢰도기반 설계기준의 하중-저항계수 결정 법과 같이 수학적으로 잘 정립된 방법을 이용하고 여러 교량설계기술자들의 의견과 경험을 합리적으로 반영하여 교량설계기준을 전면적으로 개정할 필요가 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 연구는 국토교통부 건설기술연구사업(21SCIP-B119963-06)에 의하여 수행되었습니다. 연구 지원에 감사드립니다.

References

- American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO) (1995). *AASHTO LRFD bridge design specifications*, 1st edition, AASHTO, Washington, DC.
- American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO) (2014). *AASHTO LRFD bridge design specifications*, 7th edition, AASHTO, Washington, D.C., USA.
- Ellingwood, B., Galambos, T. V., MacGregor, J. G. and Cornell, C. A. (1980). *Development of a probability based load criterion for american national standard A58: Building code requirements for minimum design loads in buildings and other structures*, NBS Special Publication 577, Washington, D.C., USA.
- European Committee for Standardization (CEN) (2002). *Eurocode 0: Basis of structural design EN 1990*, Brussels, Belgium.
- Haldar, A. and Mahadevan, S. (2000). *Probability, reliability and statistical methods in engineering design*, John Wiley & Sons, Inc., New York, USA, pp. 181-224.
- Hwang, E. S. (2008). *Development of live load model for reliability-based design code*, KBRC TRS 034, Korea Bridge Design & Engineering Research Center, Seoul National University, Seoul (in Korean).
- Kim, J. H. and Lee, J. H. (2000). "Material resistance factors for reinforced concrete flexural and compression members." *Journal of the Korea Concrete Institute*, KCI, Vol. 12, No. 2, pp. 21-30 (in Korean).
- Kim, S. S. (2018). *Unified code calibration for short-to medium-span and long-span bridges with new vehicular live load model*, Master thesis, Seoul National University.
- Lee, H. S. (2019). *Reliability-based load-resistance factors*, Kimoondang (in Korean).
- Lee, H. S. and Kim, J. H. (2019). "Wind pressure statistics and target reliability index for wind load-governed limit state of reliability-based bridge design codes." *KSCE Journal of Civil Engineering*, KSCE, Vol. 23, No. 5, pp. 2263-2271.
- Lee, H. S., Bae, C. H. and Kim, J. H. (2018). "Assessment of reliability levels and adjustment of load-resistance factors using optimization for gravitational loads-governed limit states of the AASHTO LRFD bridge design specifications." *KSCE Journal of Civil Engineering*, KSCE, Vol. 22, No. 9, pp. 3462-3472.
- Lee, H. S., Song, S. W. and Kim, J. H. (2019a). "New approaches for calibrating material factors of reinforced concrete members in Korean highway bridge design code (Limit State Design) and reliability analysis." *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, KSCE, Vol. 39, No. 1, pp. 13-24 (in Korean).
- Lee, H. S., Song, S. W. and Kim, J. H. (2019b). "Determination of optimal load-resistance factors for gravitational loads-governed limit state of Korean bridge design code." *KSCE Journal of Civil Engineering*, KSCE, Vol. 23, No. 8, pp. 3451-3463.
- Lee, S. H. (2014). *Calibration of the load-resistance factors for the reliability-based design of cable-supported bridges*, Ph. D. Thesis, Seoul National University (in Korean).
- Ministry of Construction and Transportation (MOCT) (1996). *Korean highway bridge design code (Appendix) - load-resistance factor design*, KSCE (in Korean).
- Ministry of Land, Infrastructure and Transport (MOLIT) (2015a). *Korean highway bridge design code (limit state design)*, minor revision (in Korean).
- Ministry of Land, Infrastructure and Transport (MOLIT) (2015b). *Korean highway bridge design code (limit state design)-cable-supported bridges* (in Korean).
- Ministry of Land, Infrastructure and Transport (MOLIT) (2016). *Korean highway bridge design code (limit state design)-cable-supported bridges*, minor revision (in Korean).
- Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs (MLTM) (2012). *Korean highway bridge design code (Limit State Design)* (in Korean).
- Nowak, A. S. (1999). *Calibration of LRFD bridge design code*, NCHRP Report 368, Transportation Research Board, Washington, D.C., USA.
- Paik, I. Y., Hwang, E. S. and Shin, S. B. (2009). "Reliability analysis of concrete bridges designed with material and member resistance factors." *Computers and Concrete, Techno-Press*, Vol. 6, No. 1, pp. 59-78.
- Shin, D. K., Kim, C. Y. and Paik, I. Y. (2006). "Reliability analysis of composite girder designed by LRFD method for positive flexure." *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, KSCE, Vol. 26, No. 3A, pp. 539-546 (in Korean).
- Structural Analysis Lab (STRANA) (2021). *Target reliability index for gravitation-load governed limit states*, Available at: <http://strana.snu.ac.kr/beta/Supplement/SMJ-RILS1-2.pdf> (Accessed: November 19, 2021) (in Korean).