

T형 교각의 겹침이음을 고려한 콘크리트 교량의 지진취약도 분석

안효준* · 조백순** · 박주현*** · 이종한****

An, Hyojoon*, Cho, Baiksoon**, Park, Ju-Hyun***, Lee, Jong-Han****

Seismic Fragility Analysis of Concrete Bridges Considering the Lap Splices of T-type Column

ABSTRACT

The collapse of bridges due to earthquakes results in many casualties and property damages. Thus, accurate prediction and preparation are required for the behavior of bridges during earthquakes. In particular, columns play an important role in the seismic behavior of bridges. The risk of collapse due to an earthquake increases when there is a problem of the insufficient lap splice in the column. In this study, to analyze the characteristics of the lap splice in the column, a numerical model was defined for the insufficient lap-spliced columns and verified using experimental data. The developed column model was applied to a commonly used RC slab bridge. Nonlinear static analysis for the column was performed to evaluate the change in the performance of the column according to the lap-spliced length. In addition, this study assessed the effect of the lap-spliced length on the seismic fragility analysis.

Keywords : Concrete column, Lap splice, Numerical modeling, Seismic fragility

초 록

교량은 지진에 의해 붕괴가 일어나면 많은 수의 인명피해와 재산피해가 발생할 수 있어 정확한 지진거동 예측과 대비가 필요하다. 특히, 교각은 교량의 지진거동에 있어서 지배적인 역할을 한다. 또한, 교각의 겹침이음 길이 부족과 같은 설계적인 문제가 있다면 지진에 대한 위험성이 더욱 증대하게 된다. 본 연구에서는 교각에서 겹침이음 특성을 분석하기 위해, 겹침이음 길이가 부족한 교각의 수치해석 모델을 정의하고 실험데이터를 통해 검증하였다. 제시된 교각 모델을 일반적으로 사용되는 RC 슬래브 교량에 적용하였다. 교각의 비선형 정적해석을 수행하여 겹침이음에 따른 성능점 변화를 평가하였다. 또한, 지진취약도 곡선을 산정하여 교각의 겹침이음 길이에 따른 지진취약도 비교분석을 수행하였다.

검색어 : 콘크리트 교각, 겹침이음, 수치해석 모델링, 지진취약도

1. 서론

전 세계적으로 많은 구조물들이 철근콘크리트로 이루어져 있으며, 특히 기둥은 교량과 건물에서 가장 중요한 구조 부재로써 대부분

의 하중들을 지지하고 있다. 따라서, 기둥에 대해 부적절한 설계와 평가는 큰 인명피해로 연결될 수 있다. 또한, 최근 국내에는 포항 및 경주에서 대규모 지진이 발생하였으며, 이로 인한 많은 기둥 구조물의 피해가 목격되었다. 특히, 국내에서는 1980년대 이후

* 정회원 · 인하대학교 토목공학과 박사과정 (Inha University · kiekil12@daum.net)

** 중신회원 · 인하대학교 건설환경공학부, 건설기술연구소 교수 (Inje University, civcho@inje.ac.kr)

*** 정회원 · 인하대학교 토목공학과 박사과정 (Inha University · wngus1388@nate.com)

**** 중신회원 · 교신저자 · 인하대학교 사회인프라공학과 부교수 (Corresponding Author · Inha University · jh.lee@inha.ac.kr)

Received November 9, 2022/ revised January 9, 2023/ accepted February 16, 2023

많은 수의 교량들이 건설되어 현재 운용년수 30년을 넘어 빠르게 노후화가 진행되고 있다. 노후 교량은 띠철근의 넓은 간격, 소성힌지 영역의 짧은 겹침이음 길이 등과 같이 현행 내진설계 기준에 부합하지 않는 경우가 많다. 현행 주요한 국내의 설계기준인 KDS 14 20 52(2021), ACI 318(2019), CSA(2019), Eurocode 2(2021)에서는 인장철근의 정착길이나 겹침이음 길이를 규정하고 있다. 겹침이음 길이를 결정하는 주요한 변수는 콘크리트의 압축강도, 철근의 항복강도, 피복의 두께, 철근의 직경, 횡방향 철근지수 등이 있다. 이에 각 기준마다 철근과 관련된 세부 계수를 고려하여 최종적으로 겹침이음 길이를 산정하게 된다. 이러한 기준들을 통해 산정된 겹침이음 길이보다 짧은 겹침이음 길이를 가지고 있는 경우 겹침이음 파괴와 같은 문제가 발생할 수 있다. 특히, 교각 하부에 짧은 겹침이음 길이를 가지고 있는 경우는 종방향 철근이 전단 및 휨 강도 도달 전에 파괴가 되는 겹침이음 파괴가 발생할 수 있다(Cho and Pincheira, 2006; Melek and Wallace, 2004). 따라서, 교각의 겹침이음 여부 및 길이를 반영하여 교각의 지진거동을 예측할 필요가 있으며, 이를 바탕으로 전체 구조물의 거동을 예측하고 지진에 대한 안전성을 평가할 필요가 있다.

Aboutaha et al.(1996)과 Darwin and Zuo(2000)은 교각의 겹침이음 길이와 철근의 직경, 콘크리트의 압축강도 등을 변수로 겹침이음된 철근의 부착강도에 대한 실험 연구를 수행하였다. 최근에는 이러한 실험데이터를 기반으로 수치해석 모델을 개발하여 겹침이음 길이 및 물성치 등과 같은 다양한 영향인자에 따른 교각의 성능변화에 대한 연구를 수행하였다. Tariverdilo et al.(2009)는 짧은 겹침이음을 가진 교각의 겹침이음 파괴 이후의 거동을 철근 재료모델의 항복 후 거동으로 모사하였다. 하지만, 항복 후 거동 및 펀칭 효과를 나타내기 위한 파라미터의 명확한 정의와 수식화에 대한 한계점이 있다. 또한, Choi et al.(2013)은 철근 재료 모델의 펀칭 파라미터를 조절하여 겹침이음 길이가 짧은 교각의 반복거동을 모사하였지만, 짧은 겹침이음 길이에 의한 강도저하를 표현할 수 없다는 한계점이 존재한다. 따라서, 교각의 짧은 겹침이음 길이로 인한 강도 및 강성 등의 거동 변화를 고려할 수 있어야 하며, 이를 교량 시스템에 적용시켜 지진하중에 의한 손상 발생을 예측할 수 있어야 한다.

본 연구에서는 교량에 대해 교각의 겹침이음 특성을 고려하여 지진취약도를 비교 분석하였다. 겹침이음 특성을 고려하기 위해 무이음 교각과 짧은 겹침이음을 가진 교각의 수치해석 모델을 정의하였다. 제안된 수치해석 모델은 실험데이터를 통해 검증하고 일반적으로 사용되는 RC슬래브 교량에 적용하였다. 교각에 대한 비선형 정적해석을 수행하여 겹침이음 특성에 따른 교각의 성능을 비교하고, 교각 별 한계상태를 정의하였다. 교량의 지진안전성을 평가하기 위해 다양한 지진하중을 통해 동적해석을 수행하였으며,

이를 바탕으로 교각의 겹침이음에 따른 지진취약도를 비교 분석하였다.

2. 교각의 겹침이음 특성을 고려한 모델링

소성힌지 구역에서 겹침이음 길이가 짧은 교각의 경우, 횡하중에 의해 교각의 겹침이음부에서 일반적으로 부착파괴로 인한 취성적인 파괴가 나타난다. 횡하중이 증가함에 따라 겹침이음 방향으로 축방향 균열이 발생하기 시작하며, 겹침이음부의 주철근 부착강도 저하가 발생한다. 균열이 진전됨에 따라 피복 콘크리트가 탈락하며, 주철근의 노출이 발생하고 좌굴 및 겹침이음 파괴까지 진행된다. 이러한 겹침이음 파괴는 일반적으로 겹침이음 주철근이 항복하기 전에 파괴되는 취성파괴 형태와 항복한 후 연성파괴가 발생하는 경우로 나누어진다. 대부분의 노후 시설물의 경우, 취성파괴가 주로 발생하므로 본 연구에서는 취성파괴가 발생하는 겹침이음 교각에 대해서 해석을 수행하였다.

교각의 짧은 겹침이음 길이로 인한 거동 변화는 Tariverdilo et al.(2009)가 제시한 모델을 바탕으로 Fig. 1과 같이 수정된 겹침이음 철근 모델을 사용하였다. 수정된 재료 모델은 겹침이음 길이가 짧은 교각에 대한 단조기력 및 반복기력 실험을 통해 겹침이음 파괴와 이후의 거동을 모사한 것이다. 낮은 응력 단계에서는 기존 철근과 동일한 인장거동을 보이지만, 교각의 겹침이음 파괴 (f_s) 시에는 기존 철근의 항복강도에 비해 강도 저하가 발생한다. 겹침이음 파괴 이후는 파괴 단면에서의 겹침이음 철근과 콘크리트 사이의 마찰력에 의해 발생하는 잔류응력(f_r)에 대해 재료모델을 통해 표현하였다. 겹침이음 파괴 시 철근의 응력 및 해당 변형률(f_s, ϵ_s)는 Eqs. (1)~(3)과 같다(Priestley et al., 1996).

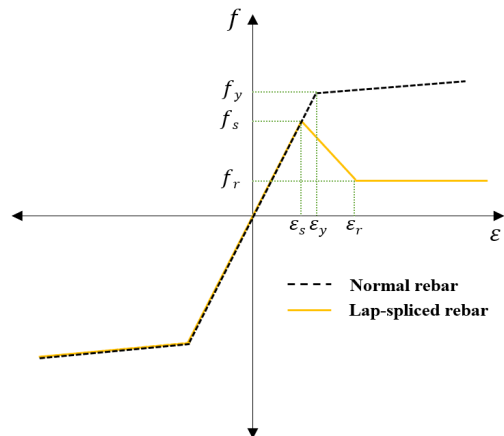


Fig. 1. Stress-Strain Relationship of Lap-Spliced Rebar

$$f_s = \frac{F_t p l_{sp}}{A_b} \quad (1)$$

$$p = \frac{s}{2} + 2(d_b + c) \leq 2\sqrt{2(c + d_b)} \quad (2)$$

$$\epsilon_s = \frac{f_s}{E_s} + \frac{\Delta_{barslip}}{l_{ss}} \quad (3)$$

여기서, F_t 는 주철근의 인장강도, A_b 는 주철근의 면적, l_{sp} 는 겹침이음 길이, p 는 영향 반경, s 는 겹침이음 철근 간의 거리, c 는 피복두께이다. E_s 는 주철근의 탄성계수, $\Delta_{barslip}$ 은 겹침이음 파괴 발생 때 철근의 슬립량이며 일반적으로 1 mm로 가정한다. l_{ss} 는 슬립으로 인한 발생 변위를 나타내며, 일반적으로 요소의 길이를 사용한다(Bazant et al., 1998). 또한, 잔류응력은 다음의 Eq. (4)과 같다.

$$f_r = \frac{\mu A_h f_s l_{sp}}{n A_b s} \quad (4)$$

여기서, μ 는 마찰계수로써 일반적으로 1.4를 사용하며, n 는 겹침이음 철근의 개수, A_h 는 횡방향 철근의 단면적, f_s 는 Eq. (1)에서 정의된 겹침이음 파괴 시 철근 응력이다. 잔류응력에 해당하는 변형률(ϵ_r)은 일반적으로 철근의 마디 간격만큼의 슬립이 발생할 때 마찰력에 의한 잔류응력이 발생하므로, Eq. (3)에서 $\Delta_{barslip}$ 을 10 mm의 마디 간격으로 가정하여 계산한다.

3. 실험 데이터를 활용한 수치해석 모델 검증

3.1 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각의 수치해석 모델

교각의 비선형 거동을 파악하기 위해 Opensees 프로그램(Mazzoni et al., 2006)을 사용하여 지진해석 및 비선형 정적해석을 수행하였다. 교각은 비선형 휨 거동을 평가하기 위해 섬유 요소(Fiber element)를 사용하였으며, 단면은 100개의 섬유 요소로 분할하였다. 소성흔지 발생이 예상되는 교각의 하부는 보다 상세하게 요소를 나누었다. 짧은 겹침이음 철근은 철근의 응력-변형률 곡선과 반복거동에 따른 에너지 소산능력의 변화를 고려할 수 있는 철근 모델을 사용하였다. 재료모델에 사용되는 응력-변형률 곡선은 각 교각 실험 데이터의 철근 제원을 활용하여 Eqs. (1)~(4)을 통해 산정하였다. 콘크리트의 비선형 재료 물성치는 비구속 콘크리트(Unconfined concrete)와 띠철근에 의한 횡 구속효과를 나타낼 수 있는 구속 콘크리트(Confined concrete)로 나누어 정의하였다(Mander et al., 1988). 이때 콘크리트는 Yassin(1994)의 모델을 활용하여 압축 및 인장거동을 표현하였다. 무이음 교각 및 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각의 모델링에 대한 설명은 Fig. 2에 정리하였다.

3.2 수치해석 모델 검증

짧은 겹침이음 길이를 가진 교각에 대해 기존 실험결과와 수치해석 결과를 비교 분석하였다. 실험데이터는 겹침이음 길이가 부족한 실험체 중에서 겹침이음 파괴를 기준으로 선정하였다(Chai et al., 1991; Harries et al., 2006). 또한 검증의 다양성을 위해 단면

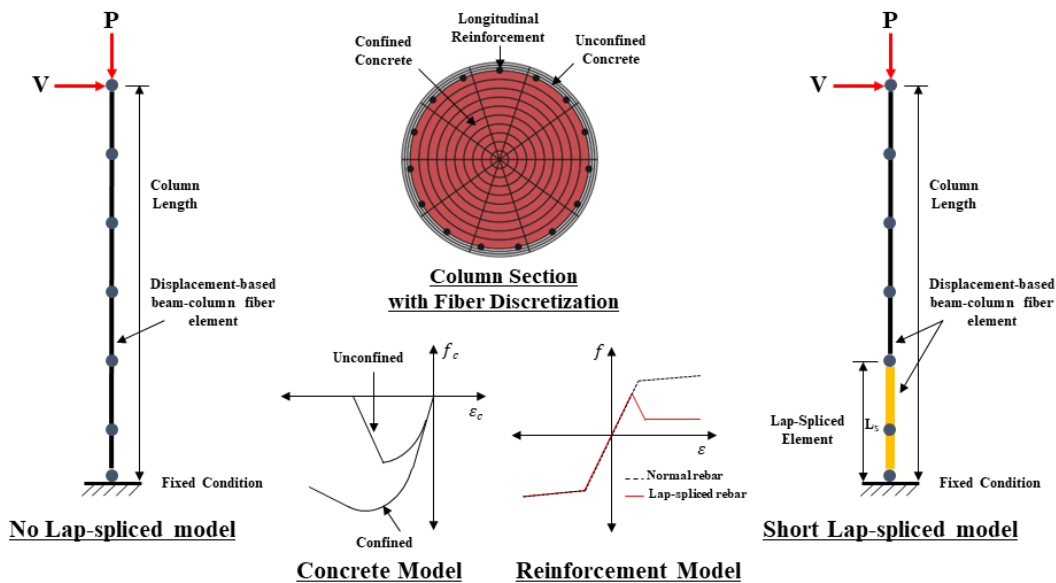


Fig. 2. Numerical Modeling for No Lap-Spliced and Short Lap-Spliced Columns

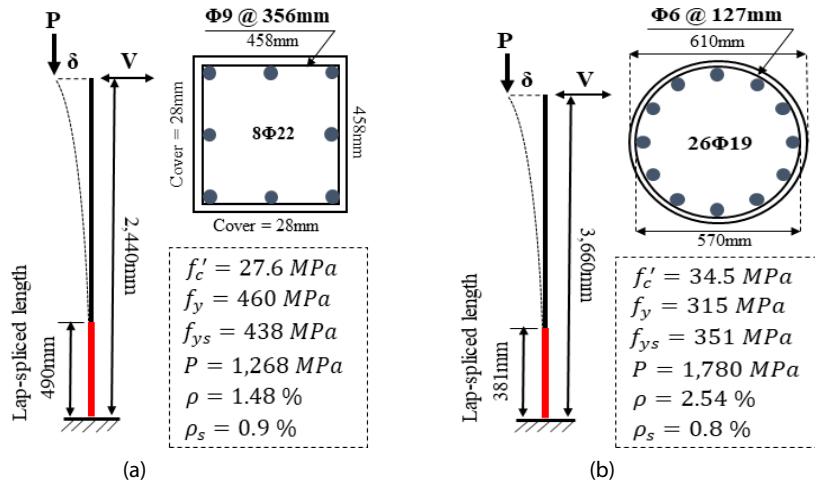


Fig. 3. Test Specification and Configuration: (a) Rectangular Section, (b) Circular Section

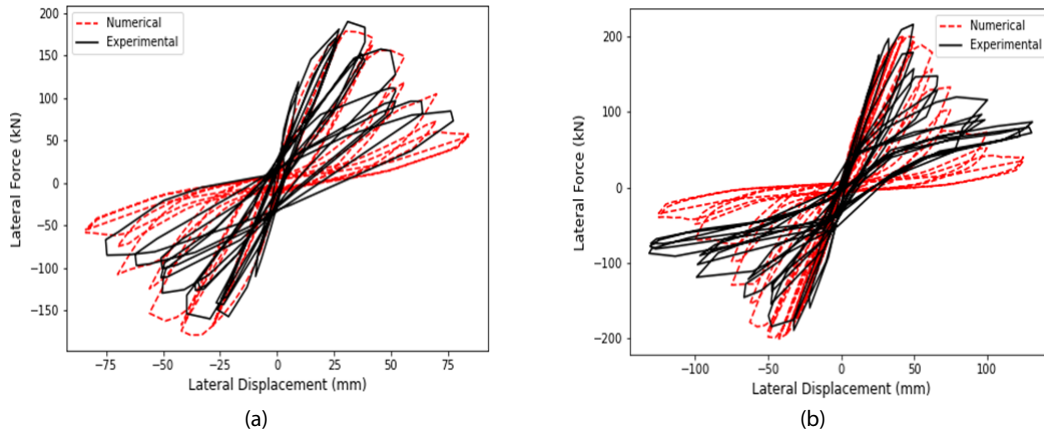


Fig. 4. Comparison of the Analyses and Experimental Results for Lap-Spliced Model: (a) Rectangular Section, (b) Circular Section

형상을 사각 및 원형단면 교각으로 선정하였으며, 실험체에 대한 자세한 정보는 Fig. 3에 나타내었다. 사각교각의 경우, 겹침이음 길이는 490 mm, 겹침이음 철근의 수는 8개로 설계되었다. 해당 제원과 물성치를 기반으로 계산된 겹침이음 철근의 파괴응력과 잔류응력은 각 470 MPa, 150 MPa이며, 이에 해당하는 변형률은 각 0.006, 0.043이다. 원형교각은 겹침이음 길이 381 mm에 26개의 겹침이음 철근을 가지고 있다. 겹침이음 파괴 및 잔류응력은 각 320 MPa, 40 MPa이며, 변형률은 각 0.007, 0.054이다. 또한, 그 외의 철근의 반복거동에 영향을 주는 변수들은 Alvi et al.(2021)이 제시한 수치를 사용하였다.

Fig. 4는 겹침이음 교각에 대한 실험결과와 수치해석 결과를 비교하였다. 사각 교각은 Fig. 4(a)에 보인 바와 같이 실험데이터의 초기강성값과 비교 시 수치해석값은 인장방향으로는 4.3%의 강성차이가 발생하였고, 압축방향으로는 거의 유사한 초기강성을 보였다.

최대 항하중도 실험데이터와 수치해석값이 3.3%의 차이로 매우 유사하게 나타났다. 원형 교각의 경우 또한 Fig. 4(b)와 같이 인장과 압축방향 모두 매우 유사한 초기강성값을 보였고, 최대 항하중도 인장과 압축방향 모두 약 3% 내의 차이가 발생하였다. 실험체의 물성치 및 하중의 변동성을 감안하였을 때, 두 단면 모두 합리적으로 거동을 예측한다고 판단하였다.

4. 겹침이음 특성을 고려한 교량의 지진취약도 비교분석

4.1 대상 교량 제원 및 모델링

교각의 짧은 겹침이음 길이 특성에 따른 지진응답을 비교 분석하기 위해 국내에서 일반적으로 사용하는 RC 슬래브 교량을 통해 지진해석을 수행하였다. RC 슬래브 교량은 도로현황조사(2020)에서 상부구조와 하부구조의 제원값을 통계내어 최빈값으로 정의하

였다. 대상교량은 3경간 연속교이며, 경간장은 15 m로 총 45 m의 연장을 가지고 있다. 바닥판의 폭은 12 m, 교각은 지름 0.8 m로 원형단면이며 높이는 5 m이다. 교각의 철근배근은 주철근 D25가 철근비 1.5%, 띠철근은 D19가 0.3 m 간격으로 배근되었다. 교량받침은 고무탄성받침으로 교대 및 교각에 사용되었다.

교량의 지진에 의한 거동 시 상판은 탄성거동으로 가정할 수 있으므로 탄성 보-기둥 요소(Elastic beam-column element)를 사용하였다(Ghosh and Padgett, 2010; Mangalathu et al., 2016; Nielson and DesRoches, 2007). 상부구조의 가로보 및 교각의 캡(Cap)은 일체거동을 할 수 있도록 강체 요소(Rigid beam element)를 사용하였다. 교량의 탄성받침은 스프링 요소(Zero-length spring element)로 모사하였으며, 강성은 교량의 고정하중을 고려하여 수직강성과 수평강성으로 정의하였다.

교량의 비선형 거동이 예상되는 교각은 섬유 요소(Fiber element)를 사용하였다. 콘크리트의 피복 두께는 20 mm이며, 콘크리트의 압축강도는 28 MPa, 주철근 및 띠철근의 항복강도는 400 MPa이다. 교각의 겹침이음 길이는 $20d_b$, $25d_b$, $30d_b$, $40d_b$ ($=0.5\sim 1.0$ m)로 설정하여 해당 교각 제원에 대해 설계기준에서 요구하는 이음길이 약 2,100 mm($=84d_b$)의 53~87%에 대하여 해석을 수행하였다. 교각과 교대의 기초는 확대기초로 이루어져 있으며, 이를 고정단으로 가정하였다. 교량의 상부구조 자중은 상판의 형상정보와 콘크리트의 단위중량, 추가적인 적재물을 고려하여 교대 및 교각에 각각 2.5 MN, 5.0 MN의 절점하중으로 재하하였다. 교량의 제원 및 수치해석 모델은 Fig. 5에 도식화하였다.

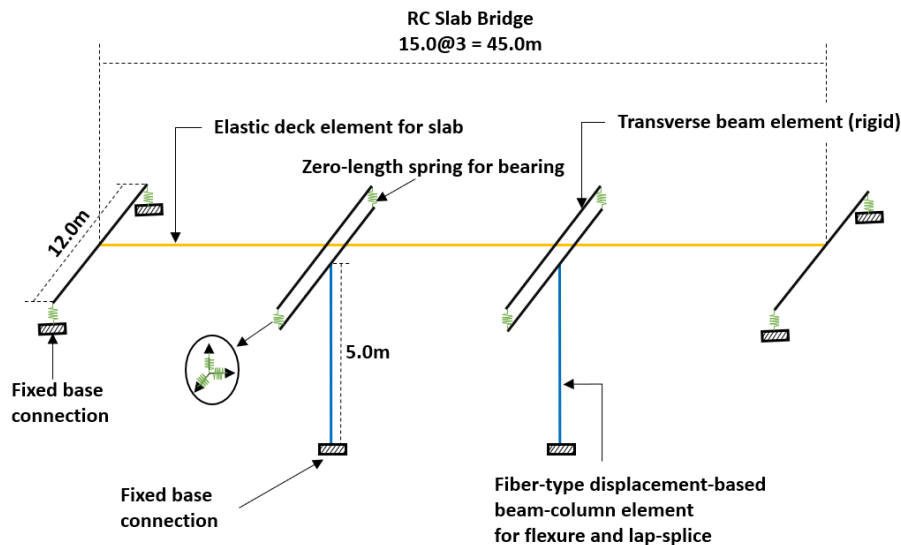


Fig. 5. Numerical Modeling of the Bridge

4.2 비선형 정적해석 기반 한계상태 정의

구조물의 지진취약도는 임의의 지진하중 크기에서 정의된 구조물의 손상확률을 초과하여 구조물이 파괴될 확률을 정의하는 것이다. 따라서, 지진취약도 해석에 있어서 구조물의 한계상태를 정의하는 것이 매우 중요하다. 또한, 한계상태에 따라 지진취약도 곡선의 확률 및 형상이 결정되므로 구조물에 적합한 한계상태를 정의하는 것이 필요하다. 일반적으로 교량의 한계상태는 4단계로 나누어 사용하며, 교량의 지진하중에 의한 비선형 거동에 있어서 중요한 역할을 하는 교각을 통해 정의한다.

특히, 교량의 교각은 형상, 재료, 하중조건 등에 따라 강도, 연성, 변위 등의 성능점이 변화한다. 따라서, 짧은 겹침이음 길이에 따른 지진취약도 변화를 정확하게 평가하기 위해서는 지진응답뿐

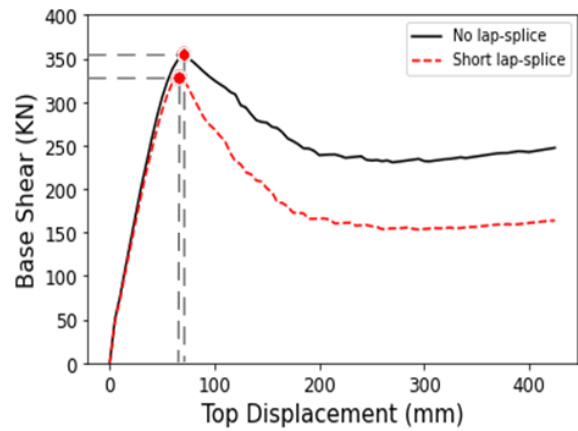


Fig. 6. Relationship between Base Shear and Displacement for No Lap-Spliced and Short Lap-Spliced Columns

Table 1. Definition of Limit States for Columns

Limit states	Displacement (mm)				
	No lap-splice	20d _b	25d _b	30d _b	40d _b
LS1 (Cover concrete cracking)	65.0	50.0	52.0	55.0	61.0
LS2 (Longitudinal bar yielding or Significant cracking)	75.0	55.0	59.0	63.0	69.0
LS3 (Cover concrete spalling)	120.0	90.0	97.0	109.0	115.0
LS4 (Lap splice failure)	195.0	130.0	142.0	154.0	180.0

만이 아니라 겹침이음 여부에 따른 교각의 성능점 변화를 고려하여야 한다. 성능점 변화는 한계상태에 직접적인 영향을 주기 때문에, 본 연구에서는 비선형 정적해석을 통해 도출된 교각의 하부 전단력과 상부 변위를 분석하여 교각의 능력곡선(Capacity curve) 및 성능점을 산정하였다. Fig. 6은 무이음 교각과 짧은 겹침이음 길이(20d_b)를 가진 교각의 능력곡선을 나타낸다. 각 교각의 휨-변위 관계에서 최대 전단력은 겹침이음이 없는 교각이 351.5 kN, 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각은 328.5 kN로 무이음 교각에 비해 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각의 성능이 6.54% 저하하였다. 이를 바탕으로 교각의 미세한 손상부터 붕괴까지의 한계상태를 LS1~LS4로 정의하였다. LS1은 표면 콘크리트의 균열이 처음 발생하기 시작하는 시점으로 정의하였으며, LS2는 주철근의 항복이 발생하는 시점 또는 교각의 하부 콘크리트 전면에서 균열이 발생한 시점으로 정의하였다. LS3은 표면 콘크리트의 탈락, LS4는 심부 콘크리트의 노출 혹은 겹침이음 파괴 발생시점으로 정의하였다(Zhang et al., 2019). 각 한계상태에 해당하는 변위는 비선형 정적해석을 통해 교각 단면의 응력-변형률을 분석하여 정의하였다. 각 한계상태와 겹침이음 길이에 해당하는 교각의 변위 값은 Table 1에 나타내었다. 일반적으로 겹침이음 길이가 짧은 교각이 무이음 교각에 비해 작은 한계상태 값을 나타냈다. 낮은 단계의 한계상태인 LS1, LS2는 겹침이음 길이 변화에 따른 차이가 크지 않았고, 더 높은 단계의 한계상태(LS3, LS4)에서는 겹침이음 길이 변화에 따른 차이를 보였다.

4.3 지진하중

교량의 비선형 동적해석을 위한 지진하중은 총 35개를 사용하였다. 지진취약도 해석을 위해서는 구조물의 해당 지역 특성을 가지고 있는 지진하중을 사용하여야 하지만 국내에서는 발생한 지진의 수가 적으며 크기가 다양하지 않아 편향된 결과가 나올 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 국내에서 최근 발생한 경주(GJ), 포항(PH) 지역의 지진하중과 SAC Steel Project(2000)에서 사용된 지진하중을 조합하여 사용하였다. 사용한 지진하중의 정보는 Table 2에 나타내었다. 또한, 국내 설계조건을 반영하기 위해 지진구역 I의 1000년 주기 설계 스펙트럼에 맞게 MSE(Mean Squared Error)

Table 2. Summary of Ground Motions

Name	Record	Magnitude (M)	PGA (g)
BO07	Nahanni, 1985	6.9	0.088
BO08	Nahanni, 1985	6.9	0.083
BO09	Nahanni, 1985	6.9	0.061
BO10	Nahanni, 1985	6.9	0.074
BO27	Nahanni, 1985	6.9	0.252
BO28	Nahanni, 1985	6.9	0.237
BO29	Nahanni, 1985	6.9	0.174
BO30	Nahanni, 1985	6.9	0.211
LA01	Imperial Valley, 1940	6.9	0.461
LA02	Imperial Valley, 1940	6.9	0.676
LA03	Imperial Valley, 1979	6.5	0.394
LA04	Imperial Valley, 1979	6.5	0.488
LA05	Imperial Valley, 1979	6.5	0.302
LA13	Northridge, 1994	6.7	0.678
LA14	Northridge, 1994	6.7	0.580
LA15	Northridge, 1994	6.7	0.534
LA16	Northridge, 1994	6.7	0.580
LA17	Northridge, 1994	6.7	0.569
LA18	Northridge, 1994	6.7	0.817
LA21	Kobe, 1995	6.9	1.283
LA22	Kobe, 1995	6.9	0.921
LA23	Loma Prieta, 1989	7.0	0.418
LA24	Loma Prieta, 1989	7.0	0.473
LA25	Northridge, 1994	6.7	0.868
LA26	Northridge, 1994	6.7	0.943
LA27	Northridge, 1994	6.7	0.927
LA28	Northridge, 1994	6.7	1.330
LA37	Simulation, Palos Berdes	7.1	0.712
LA38	Simulation, Palos Berdes	7.1	0.776
GJ1	DKJ Station	5.8	0.09
GJ2	MKL Station	5.8	0.28
GJ3	USN Station1	5.8	0.40
PH1	CHS Station	5.4	0.02
PH2	DKJ Station	5.4	0.05
PH3	USN Station2	5.4	0.28

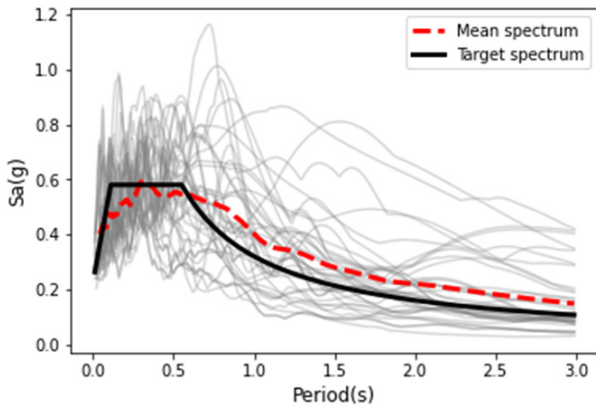


Fig. 7. Spectral Accelerations for Scaled Ground Motions

방법으로 지진하중을 스케일링하여 사용하였다. 스케일링된 지진 하중의 응답 스펙트럼은 Fig. 7과 같다. 이러한 35개의 지진하중을 교대 및 교각의 지반 경계조건에 교축 및 교축직각 방향으로 적용하여 지진해석을 수행하였다.

4.4 교각 특성에 따른 지진취약도 비교분석

교량의 지진해석 전 접침이음에 따른 동적특성 변화를 파악하기 위해 고유치 해석을 수행하였다. 무이음 교각이 설치된 경우와 짧은 접침이음 길이를 가진 교각이 설치된 경우 모두 교축 및 교축직각 방향 횡동 모드가 질량 참여율 90% 이상으로 지배적인 모드로 나타났다. 무이음 교각이 설치된 교량의 경우, 교축방향으로 0.70 Hz, 교축직각 방향으로 0.80 Hz의 1차 고유진동수를 가지고 있다. 짧은 접침이음 교각이 설치된 교량은 각 0.74 Hz와 0.83 Hz로 약 3~5% 고유진동수가 증가하는 것을 확인하였다. 또한, 지진응답의 변화를 확인하기 위해 무이음 및 짧은 접침이음 길이를 가진 교량에 대한 지진해석을 수행하였으며, 대체적으로 교축방향 보다 교축직각 방향에서 높은 변위응답을 보였다. 따라서, 더 높은 파괴확률이 예측되는 교축 직각방향을 통해 지진응답

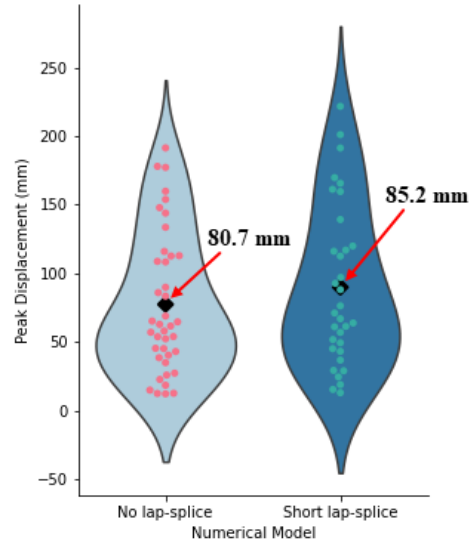


Fig. 8. Distribution of Peak Displacement for No Lap-Splice and Short Lap-Spliced Bridge

변화와 지진취약도 곡선을 비교 분석하였다.

Fig. 8은 지진해석에 따른 교축직각 방향의 교각 상단 최대변위를 보여주고 있다. 무이음 교각이 설치된 교량의 경우, 평균 80.7 mm의 최대변위가 발생하였으며, 가장 짧은 접침이음 길이(20d_b)를 가진 교각은 평균 85.2 mm의 변위가 발생하였다. 접침이음 길이가 커질수록 교각의 최대변위는 작아지지만 그 차이는 크지 않았으며, 접침이음 길이가 40d_b인 경우는 무이음 교각과 거의 비슷한 지진응답을 보였다. 또한, 대체적으로 지진하중의 PGA(Peak Ground Acceleration)가 작은 경우에는 짧은 접침이음 길이에 따른 최대변위의 차이가 크지 않았고, 높은 PGA의 지진하중에서는 교각에 따른 최대변위의 차이가 크게 발생하였다.

교량의 지진취약도 곡선을 산정하기 위해 지진하중의 IM(Intensity Measure)을 선정하였다. 일반적으로 IM은 지진하중의 특징을 표현할 수 있는 수치로 주로 PGA와 Sa(Spectral

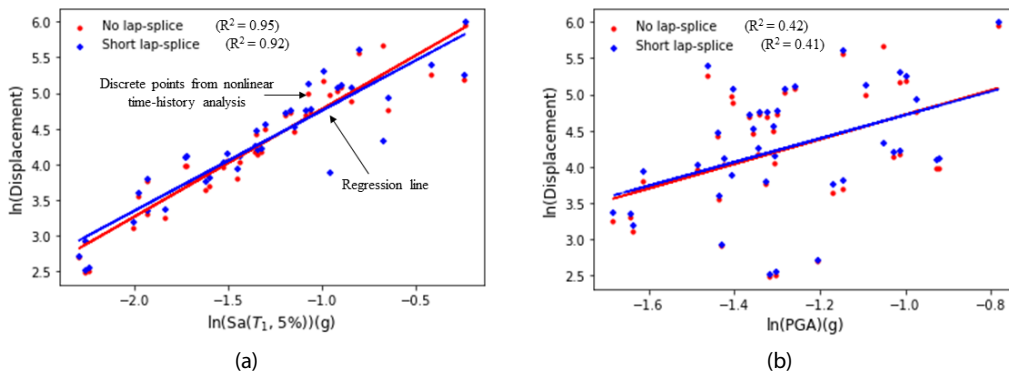


Fig. 9. Probabilistic Seismic Demand Models for Bridge: (a) Sa, (b) PGA

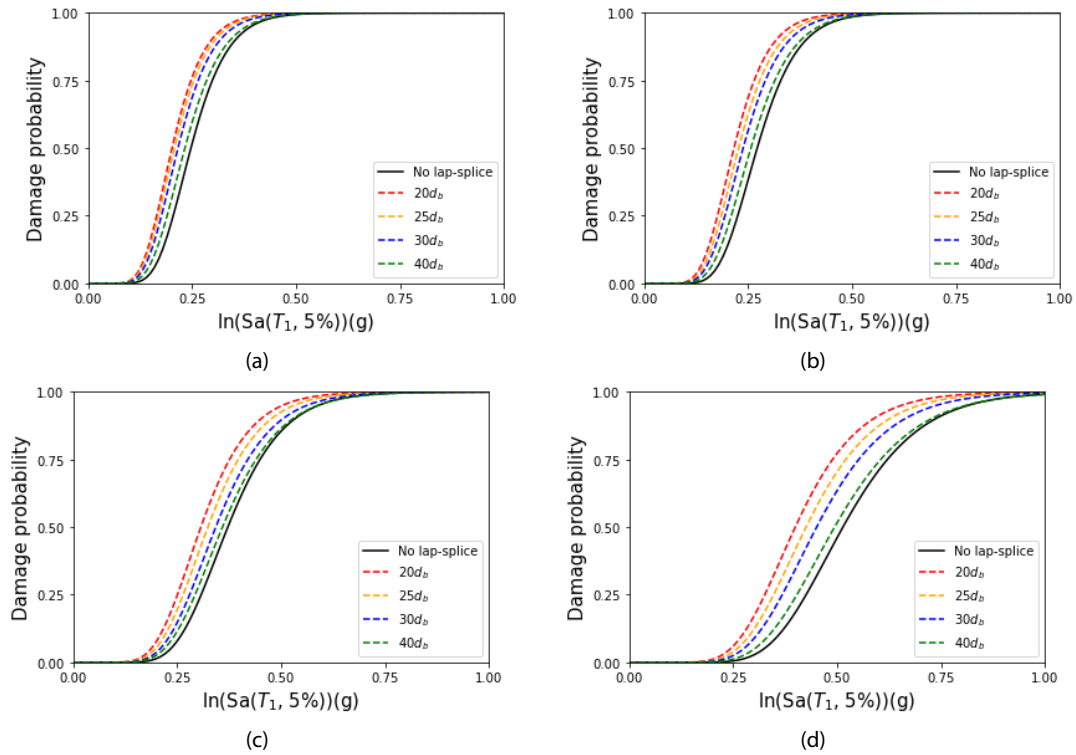


Fig. 10. Seismic Fragility Curves for Original and Lap-Spliced Bridge: (a) LS1, (b) LS2, (c) LS3, (d) LS4

acceleration)를 사용한다. 따라서, 각 교량의 지진응답 예측모델은 PGA, Sa를 통해 정의하였으며 Fig. 9에 나타내었다. 상관계수를 통해 PGA, Sa 중 어떠한 IM을 사용하는 것이 교량의 지진응답을 잘 예측할 수 있는지를 판단하였다. Sa가 상관계수 0.92~0.95로 높은 상관성을 가지고 있으며, PGA의 경우는 0.41~0.42로 Sa에 비해 상대적으로 낮은 상관성을 보였다. 따라서, 본 연구에서는 더 높은 상관성을 가진 Sa를 통해 지진취약도 곡선을 산정하였으며, Fig. 10에 비교하였다. 모든 한계상태에서 겹침이음 길이가 부족한 교각이 설치된 교량의 중앙값은 최대 40% 증가된 파괴확률을 보였다. 이는 무이음 교각에 비해 겹침이음이 부족한 교각이 더 낮은 한계상태를 가지고 있으며, 지진하중에 의해 더 높은 최대변위 응답을 가지므로 더 높은 파괴확률을 보이게 된다. 또한, 무이음 교각과 겹침이음 길이가 짧은 교각 사이의 파괴확률은 한계상태 단계가 더 높아질수록 차이가 커지는 것을 확인하였다. 낮은 한계상태 단계(LS1, LS2)에서는 두 교량의 차이가 크지 않지만 높은 한계상태 단계로 갈수록 지진취약도 곡선의 중앙값 차이가 최대 약 0.2 g 이상 차이가 발생하였다. 또한, 겹침이음 길이가 20d_b와 25d_b는 모든 한계상태에서 중앙값의 차이가 약 1~2%로 거의 차이가 나지 않았고, 겹침이음 길이가 40d_b일 때는 무이음 교각과 비슷한 파괴확률을 보였다. 이를 통해 겹침이음 길이가 짧을수록 더 높은 파괴확률을 가지며 겹침이음 길이 40d_b 이상부터는 무이음

교각과 지진취약도 확률에 큰 차이가 없을 것으로 판단된다.

5. 결론

본 연구는 교각의 겹침이음 특성에 따른 거동의 변화를 분석하고 교량의 지진취약도를 비교 분석하였다. 겹침이음 길이가 짧은 교각의 수치해석 모델을 정의하였고, 실험데이터를 통해 검증하였다. 검증된 교각 수치해석 모델을 이용하여 국내에서 많이 사용되는 RC슬래브 교량에 적용하였다. 또한, 무이음 교각과 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각이 적용된 교량의 지진취약도 해석을 수행하여 짧은 겹침이음의 여부와 길이에 따른 영향을 분석하였다. 본 연구의 주요 결론은 다음과 같다.

교각의 겹침이음 특성을 고려하기 위해 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각의 수치해석 모델을 설정하였다. 실험데이터를 통한 검증은 다양성을 위해 짧은 겹침이음 길이를 가진 사각과 원형 단면에 대해 수행하였으며, 각 수치해석 모델의 한변위 곡선과 실험데이터를 비교 검증하였다. 사각 단면을 가진 교각은 실험결과와 비교 시 초기 강성과 최대 횡하중의 차이가 모두 5% 이내였으며, 원형 교각의 경우도 최대 전단력과 초기강성 등 모든 값들이 실험결과와 매우 유사하게 나타났다.

무이음 교각과 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각의 비선형 정적해

석을 통해 한계상태를 정의하였다. 4개의 한계상태를 교각의 변위로 정의하였으며, 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각이 무이음 교각보다 더 낮은 한계상태를 가지고 있는 것을 확인하였다. 또한, 비선형 정적해석을 통해 겹침이음 길이가 짧은 교각이 무이음 교각보다 최대 전단력이 약 6.54% 감소하였으며, 최대 횡하중에 도달한 이후 강성저하가 더욱 크게 발생하였다.

무이음 교각과 짧은 겹침이음 길이를 가진 교각을 교량에 적용시켜 각 교량의 지진취약도 분석을 수행하였다. 지진하중의 적절한 IM을 정의하기 위해 상관관계 분석을 실시하여 Sa에 의한 지진취약도 곡선을 작성하였다. 모든 한계상태에서 겹침이음 길이가 부족한 교각에서 교량이 약 1~40% 정도 높은 파괴확률을 보였으며, 이는 한계상태 단계가 높아질수록 그 차이가 크게 발생하였다. 최종적으로 LS4에서 지진취약도 곡선의 중앙값이 0.2 g 이상 차이가 발생하는 것을 알 수 있었다. 또한, 겹침이음 길이에 따른 지진취약도 곡선의 변화를 분석하였을 때, 겹침이음 길이가 짧을수록 더 높은 파괴확률을 보였으며, 겹침이음 길이 40d_b 이상부터는 무이음 교각과 지진취약도 확률에 유의미한 차이가 발생하지 않았다.

감사의 글

이 논문은 2022년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단 기초연구사업(No. 2022R111A3068458) 및 인하대학교 지원에 의해 수행되었음.

References

Aboutaha, R. S., Engelhardt, M. D., Jirsa, J. O. and Kreger, M. E. (1996). "Retrofit of concrete columns with inadequate lap splices by the use of rectangular steel jackets." *Earthquake Spectra*, Vol. 12, No. 4, pp. 693-714.

ACI 318 (2019). *Building code requirements for structural concrete and commentary*, American Concrete Institute.

Alvi, H. M., Lee, C. S. and Jeon, J. S. (2021). "Model development and seismic performance evaluation of rectangular reinforced concrete columns with short lap splices in existing building frames." *Engineering Structures*, Vol. 245, p. 112922.

Bazant, Z. and Planas, J. (1998). *Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle materials*, CRC Press, London, USA.

Chai, Y., Seible, P. and Frieder, M. (1991). "Seismic retrofit of circular bridge columns for enhanced flexural performance." *ACI Structural Journal*, Vol. 88, No. 5, pp. 572-584.

Cho, J. Y. and Pincheira, J. A. (2006). "Inelastic analysis of reinforced concrete columns with short lap splices subjected to reversed cyclic loads." *ACI Structural Journal*, Vol. 103, No. 2, pp. 280-290.

Choi, E., Park, S. H., Chung, Y. S. and Kim, H. S. (2013). "Seismic fragility analysis of lap spliced reinforced concrete columns

retrofitted by SMA wire jackets." *Smart Materials and Structures*, Vol. 22, No. 8, pp. 1-11.

Cornell, C. A., Jalayer, F., Hamburger, R. O. and Foutch, D. A. (2002). "Probabilistic basis for 2000 SAC federal emergency management agency steel moment frame guidelines." *Journal of Structural Engineering*, Vol. 128, No. 4, pp. 526-533.

CSA (2019). *Design of concrete structure*, Canadian Standard Association.

Darwin, D. and Zuo, J. (2000). "Splice strength of conventional and high relative rib area bars in normal and high-strength concrete." *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 4, pp. 630-641.

Eurocode 2 (2021). *Design of concrete structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings*, British Standards Institute.

Ghosh, J. and Padgett, J. E. (2010). "Aging considerations in the development of timedependent seismic fragility curves." *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol. 136, No. 12, pp. 1497-1511.

Harries, K. A., Ricles, J., Pessiki, S. and Sause, R. (2006). "Seismic retrofit of lap splices in nonductile square columns using carbon fiber-reinforced jackets." *ACI Structural Journal*, Vol. 103, No. 6, pp. 874-884.

KDS 14 20 52 (2021). *Design specifications of developments and lap splices in concrete structures*, Ministry of Land, Infrastructure and Transport, South Korea.

Mander, J. B., Priestley, M. J. N. and Park, R. (1988). "Theoretical stress-strain model for confined concrete." *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1825.

Mangalathu S., Jeon J. S., Padgett, J. E. and DesRoches, R. (2016). "ANCOVA-based grouping of bridge classes for seismic fragility assessment." *Engineering Structures*, Vol. 123, pp. 379-394.

Mazzoni, S., McKenna, F., Scott, M. H. and Fenves, G. L. (2006). *OpenSees command language manual*, Pacific Earthquake Engineering Research (PEER) Center, University of California, Berkeley.

Melek, M. and Wallace, J. W. (2004). "Cyclic behavior of columns with short lap splices." *ACI Structural Journal*, Vol. 101, pp. 802-811.

Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2020). 2020 Road Bridge and Tunnel Status Report, South Korea (in Korean).

Nielson, B. G. and DesRoches, R. (2007). "Analytical seismic fragility curves for typical bridges in the central and southeastern United States." *Earthquake Spectra*, Vol. 23, No. 3, pp. 615-633.

Priestley, M. J. N., Seible, F. and Calvi, G. M. (1996). *Seismic design and retrofit of reinforced concrete bridges*, John Wiley, New York, U.S.A.

Tariverdilo, S., Farjadi, A. and Barkhordary, M. (2009). "Fragility curves for reinforced concrete frames with lap spliced columns." *IJE Trans A: Basics*, Vol. 22, No. 3, pp. 213-224.

Yassin, M. H. M. (1994). *Nonlinear analysis of prestressed concrete structures under monotonic and cycling loads*, Ph.D. Thesis, University of California, Berkeley.

Zhang, Y., DesRoches, R. and Tien, I. (2019). "Impact of corrosion on risk assessment of shear-critical and short lap-spliced bridges." *Engineering Structures*, Vol. 189, pp. 260-271.