

허용응력설계법 및 하중저항계수설계법에 의한 강합성 거더교 설계결과 비교

Design Comparison of Composite Girder Bridges Designed by ASD and LRFD Methods

조은영* · 신동구**

Cho, Eun-Young · Shin, Dong-Ku

Abstract

The design comparison and flexural reliability analysis of continuous span composite plate girder bridges are performed. The girders are designed by the methods of allowable stress design (ASD) and load and resistance factor design (LRFD). For the LRFD design, the design specification under development mainly by KBRC, based on AASHTO-LRFD specification in case of steel structures, is applied with the newly proposed design live load which has been developed by analyzing domestic traffic statistics from highways and local roads. For the ASD based design, the current KHBDC code with DB-24 and DL-24 live loads is used. The longest span length for the 3-span continuous bridges with span arrangement ratio of 4:5:4 is assumed to be from 30 m to 80 m. The amount of steel, performance ratios, and governing design factors for the sections designed by the ASD and LRFD methods are compared. In the reliability analysis for the flexural failure of the sections designed by two methods, the statistical properties on flexural resistance based on the yield strength statistics for over 16,000 domestic structural steel samples are applied.

Keywords : composite section, plate girder, box girder, ASD, LRFD, reliability index

요 지

연속경간 강합성 플레이트 거더 및 박스 거더 단면을 현 도로교설계기준의 허용응력설계법(ASD)과 AASHTO-LRFD 설계기준에 근거하여 최근 교량설계핵심기술연구단을 중심으로 제안된 하중저항계수설계법으로 설계하였다. 두 방법으로 설계된 강거더 단면의 강재량과 구조성능을 분석하였으며, 휨파괴에 대한 신뢰도해석을 수행하고 신뢰도지수를 비교 및 분석하였다. ASD법으로 설계 시에는 현 도로교설계기준에 규정된 DB-24 및 DL-24 설계활하중을, LRFD법으로 설계 시에는 최근 국내 통행차량 측정결과 통계에 근거하여 제안된 설계활하중을 적용하였다. 3경간 연속교의 경간비를 4:5:4로 가정하고 중앙부 최대경간장은 30~80 m를 고려하였다. 두 방법으로 설계된 강합성거더 단면의 휨파괴에 대한 신뢰도해석은 국내에서 생산된 16,000여 구조용 강재 표본의 항복강도 통계적 특성이 반영된 휨저항강도의 통계를 이용하여 수행하였다.

핵심용어 : 강합성단면, 플레이트 거더, 박스 거더, 하중저항계수설계법, 허용응력설계법, 신뢰도지수

1. 서 론

우리나라 도로교설계기준(건설교통부 2005)의 강교편은 허용응력설계법(ASD)에 기초하고 있는 반면 콘크리트교편은 한계상태설계법을 적용하고 있어서 동일 설계기준에서 상이한 설계 개념을 적용하고 있다. 세계 주요 설계기준인 AASHTO-LRFD(2007), Eurocode(1994), CHBDC(2000) 등에서는 최근 기존의 허용응력법에 근거한 설계기준을 신뢰도이론에 기초한 하중저항계수설계법(LRFD)으로 대체하였다. 현 도로교설계기준의 강교 설계에 적용하고 있는 허용응력법은 구조물에 작용하는 하중의 불확실성 또는 구조물의 설계, 재

료의 강도 및 시공과정 등에서 발생하는 불확실성을 고려하지 않고 재료의 허용응력만을 고려한 설계법이다. 반면, 하중 및 재료 등의 공칭값에 대한 실제값의 변동성으로 인하여 발생하는 불확실성을 통계분석 및 신뢰도분석을 통하여 고려한 하중저항계수설계법을 구조물 설계에 적용시키는 경우, 균일한 안전성을 확보한 설계가 가능할 뿐만 아니라, 불합리한 요소 설계 기준을 합리화시킴으로써 경제적이고 합리적인 교량설계가 가능해진다. 우리나라도 이미 국제적으로 표준화된 신뢰도 기반 LRFD 설계기준에 의한 설계기술의 확보가 시급하고 국내 LRFD 설계규정을 정립하기 위한 연구가 활발히 진행되고 있다.

*정회원 · 명지대학교 토목환경공학과 박사과정 (E-mail : eunyoung@mju.ac.kr)

**정회원 · 교신저자 · 명지대학교 토목환경공학과 교수 (E-mail : dkshin@mju.ac.kr)

우리나라 고유의 LFRD 설계규정을 정립하기 위해서는 국내 하중통계에 근거한 하중계수와 국내 강재나 콘크리트의 재료특성 및 시공성 등에 근거한 저항계수를 결정하는 것이 필수적이다. LFRD 설계기준에서 하중 및 저항에 대한 설계계수를 결정하기 전에 목표 신뢰도지수를 정하고 신뢰도이론에 기초한 보정(calibration) 과정을 거쳐 이들 계수를 정하는 것이 보편적이다. 적정 수준의 목표 신뢰도지수를 결정하기 위해서는 LFRD 설계기준으로 교량을 설계하고 설계된 교량에 대한 하중 및 재료의 통계적 특성을 고려한 신뢰도 분석이 선행되어야 한다. 최근 신동구 등(2006, 2008)은 국내 재료 및 활하중 통계를 적용한 강합성 거더교에 대한 신뢰도해석 연구 결과를 제시한 바 있다. 신동구 등(2006)은 단경간 플레이트 거더 및 박스 거더 합성단면을 현 도로교 설계기준(2005)의 DB-24 및 DL-24 설계활하중을 적용하여 AASHTO-LFRD(2007)에 기초한 하중저항계수설계법으로 설계하고 설계된 단면의 휨에 대한 신뢰도해석을 수행하였다. 신동구 등(2008)은 황의승 등(2007)에 의해 새로이 제안된 활하중을 적용하여 LFRD법에 의한 단경간 및 연속경간 강합성 플레이트 및 박스 거더를 설계하고, 강합성 거더 단면의 신뢰도지수는 Rackwitz-Fiessler법으로 구하였다. 아직까지는 현 도로교설계기준을 적용하여 설계한 강합성 거더교의 신뢰도지수를 평가한 연구 사례가 없었으며 LFRD 설계기준에 의한 설계결과와의 차이를 정량적으로 분석한 연구 사례도 없는 실정이다.

본 논문에서는 정부모멘트를 받는 강합성 플레이트 거더와 박스 거더 단면을 현 도로교설계기준의 허용응력설계법과 최근 교량설계핵심기술연구단(2009)을 중심으로 제안된 하중저항계수설계법으로 설계하였다. 두 방법으로 설계된 단면의 강재량과 구조성능(structural performance)을 분석하였으며, 휨파괴에 대한 신뢰도해석을 수행하고 신뢰도지수를 비교 및 분석하였다. ASD법으로 설계 시 현 도로교설계기준에 규정된 설계활하중을 적용하였으며, LFRD법으로 설계 시에는 최근 황의승 등(2007)에 의해 제안된 설계활하중을 적용하였다. 3경간 연속교의 경간비를 4:5:4로 가정하고 중앙부 최대경간장은 30~80 m를 고려하였다. 신뢰도해석은 국내에서 생산된 16,000여 구조용 강재 표본의 항복강도 통계적 특성이 반영된 휨저항강도의 통계(신동구 등 2007)를 이용하여 수행하였다.

2. LFRD 강합성 거더 설계

2.1 설계 개념

교량연구단을 중심으로 최근 제안되고 있는 도로교설계기준-하중저항계수설계법(안)에서 강거더 설계 기본 개념과 강합성 거더의 단면저항강도 계산 방법은 AASHTO-LFRD(2002) 규정에 기초하고 있다. 강도한계상태에서 정모멘트를 받는 강합성 단면 휨부재는 콘크리트 단면이 먼저 파괴되지 않고 강재 거더의 항복으로 시작되는 연성파괴를 유도하여 파괴 도달 전에 충분한 연성을 갖는 설계개념을 채택하고 있다. 합성 또는 비합성 거더단면 설계 시 단면 조밀성(compactness) 여부에 따라 다른 설계개념을 적용한다. 조밀 단면의 경우에는 단면을 구성하는 모든 강재요소가 항복을

일으킬 때까지 강거더 요소의 좌굴이 발생되지 않아 항복상태에 대한 소성모멘트를 산정하여 설계한다. 비조밀단면의 경우에는 강거더가 탄성영역에 있을 때를 기준으로 공칭휨강도를 계산하며 모든 부재가 항복에 도달되지 않아 단면 구성요소의 세장비에 따라 플랜지의 국부좌굴, 복부판의 횡-비틀좌굴이나 복부판의 휨좌굴이 발생할 수 있으므로 좌굴에 의한 강도감소효과를 고려하도록 규정하고 있다. 단면 조밀성 여부에 따른 설계개념의 차이는 Wollmann(2004)에 보다 상세히 기술되어 있다. 합성단면 강거더를 설계하기 위해서는 고정하중 및 활하중에 대한 하중해석을 통하여 하중효과를 한계상태별로 산정하고 단면의 공칭저항강도와 비교해야 한다. 본 논문에서는 강도한계상태에서의 정/부모멘트부 강거더 단면설계 규정, 전단저항강도 산정 규정, 사용성한계상태 검토 기준, 시공성 검토 규정 중심으로 기술하였다.

2.2 하중해석

강합성 거더교에 작용하는 고정하중으로 바닥판 및 강재자중(DCI), 방호벽 및 중앙분리대(DC2), 포장하중(DW)을 고려하였다. 설계활하중(LL)으로는 기존 DB-24 하중에 9.6kN/m의 차선하중이 합해진 황의승 등(2007)이 국내 통행차량 측정자료를 통계적으로 분석하여 최근 제안한 설계활하중을 적용하여 하중해석을 수행하였다. 하중해석에 사용된 설계계수로는 활하중의 교축직각 방향 위치에 따라 거더에 분배되는 정도를 나타내는 하중분배계수(DF), 활하중의 동적 충격 정도를 나타내는 충격계수(IM)가 있다. 본 연구에서는 LFRD 설계기준의 활하중 분배계수 산정 규정에 따라 계산하였으며, 충격계수는 25%를 사용하였다(교량설계핵심기술연구단 2009). 이들 설계계수를 고려하여 고정하중 및 활하중에 의한 설계모멘트(M_u)를 강도한계상태-I, 강도한계상태-IV 및 사용성한계상태-II 하중조합에 대하여 산정하였다.

2.3 연성요구조건 및 단면비 검토

강거더 단면의 초기 설계 시에는 연성요구조건, 부재 단면비, 복부판 세장비, 압축플랜지 및 인장플랜지 단면비 한계를 검토해야 한다. 초기 설계단면이 연성요구조건과 단면비 조건을 만족하지 못하면 초기 단면이 이들 한계규정을 만족하도록 설계한 후에 다음 단계인 휨강도 검토를 수행해야 한다.

강합성 거더 단면에 대한 연성요구조건은 다음과 같다.

$$D_p/D' \leq 5 \quad (1)$$

여기서, D_p 는 소성모멘트 상태에서 바닥판 상부에서 중립축까지 거리,

$$D' = \beta \left(\frac{d+t_s+t_h}{7.5} \right), \beta = 0.9 (F_y = 185 \text{ MPa}), \beta = 0.7 (F_y = 257 \text{ MPa 이상}),$$

d 는 복부판 높이, t_s 는 콘크리트 바닥판 두께, t_h 는 콘크리트 현치 높이, F_y 는 강재 항복강도를 나타낸다.

휨 부재 단면은 아래의 단면2차모멘트에 대한 범위를 만족해야 한다.

$$0.1 \leq \frac{I_{yc}}{I_y} \leq 0.9 \quad (2)$$

여기서, I_{yc} 는 복부판 평면의 연직축에 관한 압축플랜지의 단

면2차모멘트, I_y 는 복부판 평면의 연직축에 관한 강거더의 단면2차모멘트를 나타낸다.

복부판은 다음과 같은 단면비를 가져야 한다.

$$\text{수평보강재가 없는 경우: } \frac{2D_c}{t_w} \leq 6.77 \sqrt{\frac{E}{f_c}} \leq 200 \quad (3a)$$

$$\text{수평보강재가 있는 경우: } \frac{2D_c}{t_w} \leq 13.54 \sqrt{\frac{E}{f_c}} \leq 400 \quad (3b)$$

여기서, D_c 는 탄성영역내에서 압축을 받는 복부판 높이, f_c 는 설계하중에 의한 압축플랜지에서의 작용응력, t_w 는 복부판 두께이다.

조밀단면의 압축플랜지 폭 b_f 는 다음과 같은 단면비를 만족해야 하며,

$$b_f \geq 0.3D_c \quad (4)$$

인장플랜지 폭(b_t)과 두께(t_t)비는 다음을 만족해야 한다.

$$\frac{b_t}{2t_t} \leq 12.0 \quad (5)$$

2.4 강도한계상태 검토

2.4.1 휨강도 검토

1) 플레이트 거더교

정모멘트부에서의 합성단면의 휨에 대한 검토는 단면에 작용하는 설계모멘트(M_u)와 단면의 저항모멘트(M_r)를 아래 식으로 비교하여 검토한다.

$$M_u < \phi_f M_n (= M_r) \quad (6)$$

윗 식에서, ϕ_f 는 휨에 대한 저항계수, M_n 은 공칭휨강도이다. 설계단면은 우선 식 (1)의 연성요구조건과 아래 식 (7)의 복부판 세장비조건을 만족해야 한다.

$$\frac{2D_{cp}}{t_w} \leq 3.76 \sqrt{\frac{E}{F_{yc}}} \quad (7)$$

여기서, D_{cp} 는 소성모멘트하 압축을 받는 복부판의 높이를 나타낸다.

설계단면의 휨저항강도는 단면의 조밀성 여부에 따라 다르게 검토하도록 규정하고 있으며, 조밀단면에서의 공칭휨강도는 아래 식으로 구한다.

$$D_p \leq D' \text{ 인 경우: } M_n = M_p \quad (8a)$$

$$D' < D_p < 5D' \text{ 인 경우: } M_n = \frac{5M_p - 0.85M_y}{4} + \frac{0.85M_y - M_p}{4} \left(\frac{D_p}{D'}\right) \quad (8b)$$

윗 식에서, M_p 는 소성모멘트, $M_y = F_y S$, S 는 단기합성 단면의 단면계수이다.

비조밀단면의 경우에는 압축플랜지의 국부좌굴, 복부판의 횡비틀좌굴이나 복부판의 휨좌굴에 대한 검토가 필요하며 이 때는 공칭휨강도를 감소시키는 응력저감계수 R_b 와 이중강재를 적용하는 경우 R_h 를 고려해야 한다. 비조밀단면의 플랜지는 설계 휨응력(F_u)과 단면의 휨저항강도(F_r)로 표현된 다음 설계요구조건을 만족해야 한다.

$$F_u < \phi_f F_n (= F_r) \quad (9)$$

압축플랜지의 공칭휨강도(F_n)는 다음 식으로 산정한다.

$$F_n = R_b R_h F_{yc} \quad (\text{합성단면인 경우}) \quad (10)$$

$$F_n = R_b R_h F_{cr} \quad (\text{비합성단면인 경우}) \quad (11)$$

여기서, F_{yc} 는 압축플랜지 항복강도를 나타내며, 복부판에 수평보강재가 없는 경우 좌굴강도(F_{cr})는 다음 식으로 산정한다.

$$F_{cr} = \frac{1.904E}{(b_f/2t_f)^2 \sqrt{2D_c/t_w}} \leq F_{yc} \quad (12)$$

인장플랜지의 공칭휨강도는 다음 식으로부터 구한다.

$$F_n = R_b R_h F_{yt} \quad (13)$$

여기서, F_{yt} 는 인장플랜지 항복강도이다.

부모멘트부에서의 휨에 대한 검토는 설계 휨응력과 단면의 휨저항강도를 비조밀단면 정모멘트부 휨강도조건 식 (9)를 적용하여 검토한다. 압축플랜지에 대한 공칭휨강도는 식 (10)-(12)로부터 구하고 인장플랜지의 공칭휨강도는 식 (13)으로부터 구한다.

2) 박스 거더교

강합성 박스 거더 설계규정의 대부분은 I-거더 설계규정과 동일한 식을 적용하며 박스 거더와 플레이트 거더 설계 시에 차이가 있는 규정만을 기술하였다. 정모멘트부의 합성단면의 휨에 대한 검토는 I-거더 휨검토와 동일한 방법으로 수행하며, 연성요구조건, 복부판 세장비조건을 만족해야 한다. 부모멘트부의 합성단면의 휨에 대한 검토는 압축플랜지 및 인장플랜지에 대해 수행하며 단면에 작용하는 설계 휨응력(F_u)과 단면의 휨저항강도(F_r)를 아래 식으로 비교한다.

$$F_u < \phi_f F_n (= F_r) \quad (14)$$

윗 식에서, ϕ_f 는 휨에 대한 강도감소계수, F_n 은 공칭휨강도이다.

압축플랜지의 좌굴을 고려한 공칭휨강도는 다음 식으로부터 구한다.

$$\frac{w}{t} \leq 0.57 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}} \text{ 인 경우: } F_n = R_b R_h F_{yc} \quad (15a)$$

$$0.57 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}} < \frac{w}{t} < 1.23 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}} \text{ 인 경우: } F_n = 0.592 R_b R_h F_{yc} \left(1 + 0.687 \sin \frac{c\pi}{2}\right) \quad (15b)$$

$$\frac{w}{t} > 1.23 \sqrt{\frac{kE}{F_{yc}}} \text{ 인 경우: } F_y = 181000 R_b R_h k \left(\frac{t}{w}\right)^2 \quad (15c)$$

여기서,

$$c = \frac{1.23 - \frac{w}{t} \sqrt{\frac{F_{yc}}{kE}}}{0.66}$$

k 는 좌굴계수, t 는 압축플랜지 두께, w 는 수평보강재간의 압축플랜지 폭, R_b 는 복부판 휨좌굴에 의한 이중저감계수, R_h 는 이중재료에 의한 이중저감계수, F_{yc} 는 압축플랜지의 항복강도를 나타낸다.

인장플랜지의 공칭휨강도는 다음과 같이 구한다.

$$F_n = R_b R_h F_{yt} \quad (16)$$

여기서, F_{yf} 는 인장플랜지의 항복강도를 나타낸다.

2.4.2 전단강도 검토

합성단면 강제 복부판의 전단강도는 아래와 같이 검토하고, 복부판만으로 전단강도가 충분치 않을 경우 복부판에 중간 수직보강재를 설계해야 한다.

$$V_u < \phi_v V_n = V_r \quad (17)$$

윗 식에서, ϕ_v 는 전단저항계수, V_n 은 공칭전단강도, V_r 은 전단저항강도를 나타낸다. 높이가 D 인 강거더 복부판의 소성전단강도(V_p)와 공칭전단강도는 다음 식으로 구한다.

$$V_p = 0.58F_{yw}Dt_w \quad (18)$$

$$V_n = CV_p \quad (19)$$

여기서, F_{yw} 는 복부판 항복강도, D 는 복부판 높이, C 는 전단좌굴응력 대 전단항복강도의 비를 나타낸다.

2.5 사용성한계상태 검토

하중해석으로 구한 사용성한계상태 조건에서의 설계모멘트 및 설계전단력을 이용하여 복부판, 압축플랜지 및 인장플랜지 응력을 검토한다. 사용성한계상태에서 휨에 의한 복부판의 최대압축응력(f_{cw})은 다음 식을 사용하여 검토한다.

$$f_{cw} \leq \frac{0.9E\alpha K}{(D/t_w)} \leq F_{yw} \quad (20)$$

여기서,

$$K = 9\left(\frac{D}{D_c}\right)^2 \geq 7.2, D_c = \frac{|f_{cf}|}{f_{if} + |f_{cf}|} D_{girder} - t_{if}$$

D_{girder} 는 강거더 높이, f_{cf} 는 압축플랜지 응력, f_{if} 는 인장플랜지 응력, t_{if} 는 상부플랜지 두께, $\alpha=1.25$ (복부판 종방향보강재가 없는 경우)이다.

압축 및 인장플랜지 응력(f_f)은 다음 식을 사용하여 검토한다.

$$f_f \leq 0.95F_{yf} \quad (21)$$

2.6 시공성 검토

시공단계에서 복부판, 압축플랜지 및 인장플랜지 응력을 검토해야 하며 특히 콘크리트 바닥판 양생 전에 발생할 수 있는 압축플랜지의 국부좌굴이나 횡비틀좌굴에 대한 검토를 해야 한다. 시공중 발생하는 복부판 응력은 식 (18)로 검토하며, 인장플랜지 응력은 식 (13)으로 검토한다. 압축플랜지의 경우 세장비에 따라 국부좌굴은 식 (11)-(12)로 검토하고, 횡비틀좌굴은 비지지길이인 크로스프레임 간격(L_b)에 따라 소성거동을 보장하는 비지지길이 한계(L_p)와 비탄성 및 탄성 좌굴에 대한 한계(L_r)를 다음 식으로 구하여 검토한다.

$$L_p = 1.76r_t \sqrt{\frac{E}{F_{ye}}}, L_r = 4.44 \sqrt{\frac{I_{yc} d E}{S_{xc} F_{yc}}} \quad (22)$$

여기서,

$$r_t = \sqrt{\frac{I_t}{A_t}}, I_t = \frac{t_c b_c^3}{12} + \frac{(D_c/3)t_w^3}{12}, A = t_c b_c + \frac{D_c}{3} t_w$$

S_{xc} 는 단면 수평축에 대한 압축플랜지의 단면계수, I_{yc} 는 단면

연직축에 대한 압축플랜지의 단면2차모멘트, d 는 강제단면 높이를 나타낸다. 횡비틀좌굴을 고려한 압축플랜지의 공칭저항강도는 다음 식으로 산정된다.

$$F_n = R_b R_h F_{yc} \quad (L_b \leq L_p \text{ 인 경우}) \quad (23a)$$

$$F_n = C_b R_b R_h F_{yc} \left[1 - 0.5 \left(\frac{L_b - L_p}{L_r - L_p} \right) \right] \leq R_b R_h F_{yc} \quad (L_p \leq L_b \leq L_r \text{ 인 경우}) \quad (23b)$$

$$F_n = C_b R_b R_h \frac{F_{yc}}{2} \left(\frac{L_r}{L_b} \right)^2 \leq R_b R_h F_{yc} \quad (L_r \leq L_b \text{ 인 경우}) \quad (23c)$$

여기서, C_b 는 비지지길이 내 작용모멘트 변화에 대한 모멘트 구배계수를 나타낸다.

3. 설계결과 및 분석

3.1 설계개요

설계교량은 3경간 연속 거더교이며, 경간비를 4:5:4로 가정하고 중앙 최대경간장 30~80 m를 고려하였다. 설계변수는 강거더 상부플랜지, 복부판 및 하부플랜지의 치수이다. 강거더는 항복강도가 360 MPa인 SM520-TMC강을 사용하였으며, 콘크리트 바닥판의 압축강도는 30 MPa, 두께는 230~250 mm로 가정하였다. 그림 1은 플레이트 거더교의 설계 기본단면으로 순폭은 12,000 mm로 3차선 도로이며, 거더수는 4개로 가정하였다. 그림 2는 박스 거더교의 설계 기본단면으로 2개의 개구제형 박스로 구성된 것으로 가정하였다.

3.2 설계결과 비교

현 도로교설계기준의 허용응력설계법과 2장에서 기술한 하중저항계수설계법을 적용하여 강합성 플레이트 거더교와 박스 거더교를 설계하였다. 하중해석 결과, 강도한계상태 하중조합의 경우 강도한계상태-I이 설계를 지배하는 것으로 분석

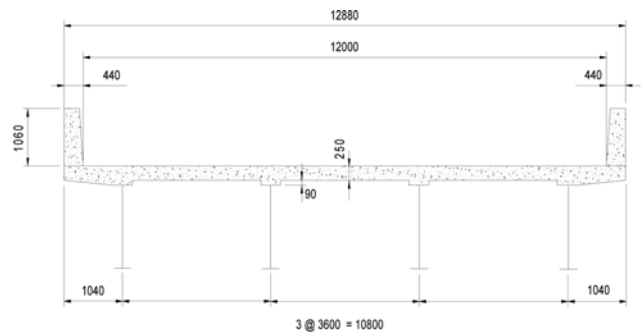


그림 1. 플레이트 거더교 단면 (단위: mm)

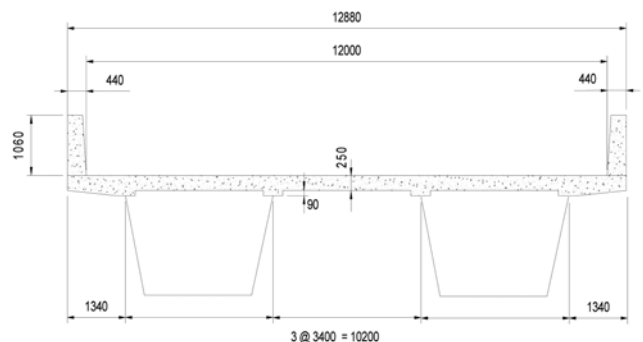


그림 2. 박스 거더교 단면 (단위: mm)

되었다. 플레이트 거더교의 경우 복부판 종방향 보강재는 설치하지 않았으며, 복부판 중간수직보강재는 설치하였고, 박스 거더교 설계 시에는 최대정모멘트부의 경우, ASD법을 적용한 설계 시 하부플랜지의 종방향 보강재 2개를 설치한 반면에 LRFD법을 적용한 설계 시에는 하부플랜지의 종방향 보강재를 설치하지 않았다. 최대부모멘트부의 경우, ASD법과 LRFD법 모두 종방향 보강재를 3~4개를 설치하는 것으로 설계하였다. 플레이트 거더와 박스 거더의 교량 종방향으로 복부판 높이는 동일하게 설계하였다. 또한 강합성 거더교 피로설계시에 주요 피로 검토부인 피로상세 B에 해당하는 플랜지-복부판 용접부와 피로상세 C에 해당하는 복부판 수직 보강재 용접부를 중심으로 피로한계상태에 대한 검토를 수행하였다. LRFD법에 의한 피로설계트럭모형은 조은영 등(2009)에 제안된 모형을 적용하였으며, 피로한계상태가 강거더 단면설계를 지배하지 않는 것으로 분석되었고 검토 결과는 조은영 등(2009)에 상세히 기술되어 있다.

표 1과 표 2에는 플레이트 거더교와 박스 거더교의 단면 설계 결과인 상부플랜지, 복부판, 하부플랜지 치수를 요약하였다. 표 1의 플레이트 거더교의 최대정모멘트부와 최대부모멘트부에 대한 설계결과이며, LRFD 설계에서 최대정모멘트부는 조밀단면으로 설계되었다. 그림 3은 최대정모멘트부(PM) 및 최대부모멘트부(NM) 플레이트 거더 총 단면적비(A_{LRFD}/A_{ASD})를 비교한 그림이다. LRFD법으로 설계한 단면

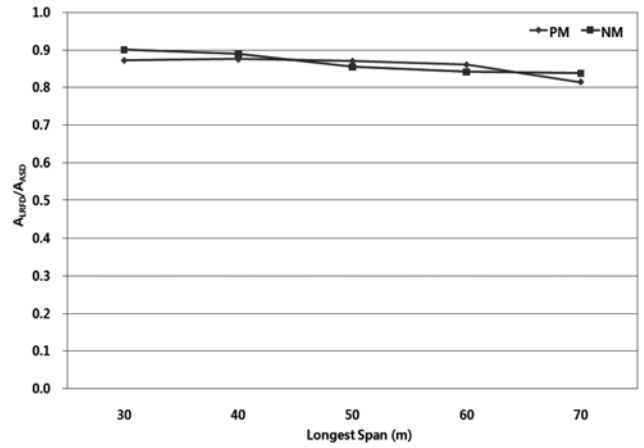


그림 3. 경간별 플레이트 거더교 총 단면적비 비교

이 ASD법으로 설계한 단면보다 최대정모멘트부는 평균 14.1%, 최대부모멘트부인 경우 13.5% 정도의 강재량이 감소하였으며, 최대정/부모멘트부의 비슷한 정도의 강재절감 효과를 보였고, 지간이 길어질수록 강재절감 효과는 증가하는 경향을 보이는 것으로 분석되었다. 그림 4는 박스 거더의 총 단면적비를 비교한 것으로 ASD법으로 설계한 단면에 비해 LRFD법으로 설계한 단면이 최대정모멘트부(PM)는 평균 15.28%, 최대부모멘트부(NM)인 경우는 평균 14.83%의 강재 중량 감소효과를 보이는 것으로 분석되었다. 지간에 따라 비

표 1. 플레이트 거더교 단면설계결과

(단위: mm)

최대 경간장	설계 방법	최대정모멘트부						최대부모멘트부					
		상부플랜지		복부판		하부플랜지		상부플랜지		복부판		하부플랜지	
		폭	두께	높이	두께	폭	두께	폭	두께	높이	두께	폭	두께
30 m	ASD	240	16	1400	12	313	19	330	25	1400	14	420	34
	LRFD	240	15	1400	11	263	16	318	20	1400	13	432	31
40 m	ASD	310	17	1700	14	360	23	495	30	1700	15	550	35
	LRFD	305	15	1700	13	318	19	417	26	1700	14	497	37
50 m	ASD	350	20	1900	15	442	28	515	48	1900	16	570	48
	LRFD	295	19	1900	14	380	25	483	36	1900	15	561	44
60 m	ASD	380	22	2100	16	484	35	655	53	2100	18	675	53
	LRFD	320	19	2100	15	438	30	550	44	2100	17	626	50
70 m	ASD	480	27	2300	17	620	36	725	63	2300	19	740	63
	LRFD	335	20	2300	16	535	32	618	53	2300	18	675	59

표 2. 박스 거더교 단면설계결과

(단위: mm)

최대 경간장	설계 방법	최대정모멘트부							최대부모멘트부						
		상부플랜지		복부판		하부플랜지			상부플랜지		복부판		하부플랜지		
		폭	두께	높이	두께	폭	두께	보강재	폭	두께	높이	두께	폭	두께	보강재
50 m	ASD	250	19	1650	13	2200	12	2	510	47	1650	16	2200	24	3
	LRFD	200	15	1650	12	2400	10	0	410	45	1650	15	2400	18	3
60 m	ASD	360	24	1850	15	2600	13	2	630	55	1850	16	2600	27	4
	LRFD	310	18	1850	14	2700	11	0	525	50	1850	16	2700	21	4
70 m	ASD	400	22	2100	17	2800	15	2	680	63	2100	18	2800	30	4
	LRFD	350	18	2100	16	2900	12	0	600	55	2100	17	2900	24	4
80 m	ASD	430	28	2300	18	2900	18	2	760	71	2300	20	2900	35	4
	LRFD	410	23	2300	17	2950	14	0	660	63	2300	19	2950	29	4

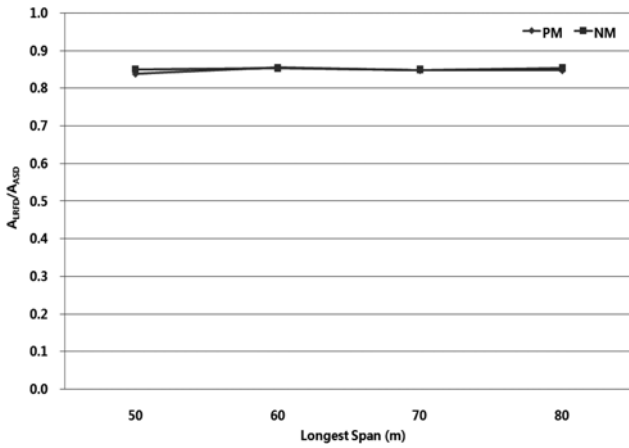


그림 4. 경간별 박스 거더교 총 단면적비 비교

교적 균일한 강제 중량 감소효과를 보였으며 최대정모멘트부와 최대부모멘트부간 감소율도 비슷한 정도인 것을 알 수 있다.

표 3과 표 5는 LRFD법으로 설계한 플레이트 거더 및 박스 거더의 구조성능비(설계강도와 저항강도의 비)를 나타낸 것이다. 이들 표에서 복부판 세장비 한계는 식 (3a)의

$2D_c/t_w$ 를 나타낸다. 표 3과 표 5로부터 설계된 단면들은 설계강도와 저항강도비가 1.0에 근접하도록 설계하여 설계한계치에 거의 도달한 단면임을 보여 준다. 표 3에 요약한 플레이트 거더교의 경우 최대정모멘트부에서는 강도한계상태의 휨 저항강도와 사용성한계상태의 인장플랜지 휨응력이 설계를 지배하였으며, 최대부모멘트부에서는 강도한계상태의 압축 및 인장플랜지의 휨응력이 설계를 지배하는 것으로 분석되었다. 표 5의 박스 거더교의 경우, 최대정모멘트부에서는 사용성한계상태의 인장플랜지 휨응력이 설계를 지배하는 것으로 분석되었으며, 최대부모멘트부에서는 강도한계상태의 압축플랜지 및 인장플랜지의 휨응력이 설계를 지배하는 것으로 분석되었다.

표 4와 표 6은 ASD법으로 설계된 플레이트 거더교 및 박스 거더교의 구조성능비(발생응력과 허용응력의 비)를 나타낸 것이다. 이들 표의 하중조합에서 1은 합성전 사하중, 2는 합성후 사하중과 활하중, 3은 크리프, 4는 건조수축, 5는 온도변화의 영향을 나타내며, 6종류의 하중조합을 고려하였다. 표 4에 요약한 플레이트 거더교의 경우 최대정모멘트부에서는 1+2의 하중조합에서 인장플랜지의 휨응력이 설계를 지배하였으며, 최대부모멘트부에서는 최대경간장이 30 m와

표 3. LRFD법으로 설계된 플레이트 거더교의 구조성능비

최대경간장(m)	최대정모멘트부					최대경간장(m)	최대부모멘트부				
	30	40	50	60	70		30	40	50	60	70
	Strength-I						Strength-I				
복부판 세장비 한계	0.307	0.381	0.479	0.618	0.749	복부판 세장비 한계	0.722	0.793	0.818	0.792	0.812
휨 저항강도	0.974	0.973	0.972	0.971	0.970	압축플랜지 휨응력	0.981	0.980	0.981	0.980	0.981
전단저항강도	0.981	0.801	0.962	0.937	0.897	인장플랜지 휨응력	0.980	0.981	0.981	0.981	0.980
	Service-II					전단저항강도	0.930	0.906	0.910	0.968	0.941
복부판 압축응력	0.305	0.391	0.501	0.610	0.709		Service-II				
압축플랜지 휨응력	0.334	0.423	0.543	0.656	0.761	복부판 압축응력	0.709	0.704	0.704	0.707	0.705
인장플랜지 휨응력	0.980	0.980	0.980	0.980	0.980	압축플랜지 휨응력	0.780	0.774	0.776	0.780	0.781
	Constructibility					인장플랜지 휨응력	0.791	0.792	0.793	0.794	0.794
압축플랜지 휨응력	0.528	0.482	0.624	0.696	0.780						
인장플랜지 휨응력	0.328	0.365	0.404	0.436	0.465						

표 4. ASD법으로 설계된 플레이트 거더교 구조성능비 (f_i/f_a)

최대경간장	하중조합	30 m		40 m		50 m		60 m		70 m	
		상연	하연	상연	하연	상연	하연	상연	하연	상연	하연
정모멘트부	1	0.422	0.362	0.475	0.408	0.554	0.447	0.634	0.479	0.606	0.475
	1+2	0.455	0.981	0.541	0.982	0.650	0.981	0.761	0.979	0.760	0.980
	1+2+3	0.428	0.971	0.512	0.972	0.616	0.968	0.723	0.965	0.721	0.963
	1+2+3+4	0.556	0.940	0.630	0.949	0.722	0.944	0.819	0.946	0.805	0.943
	1+2+3+4+5	0.558	0.794	0.621	0.806	0.700	0.801	0.782	0.805	0.766	0.801
	1+2+3+4+5	0.425	0.841	0.493	0.845	0.578	0.841	0.667	0.841	0.659	0.839
부모멘트부	1	0.453	0.345	0.445	0.386	0.446	0.419	0.450	0.441	0.465	0.458
	1+2	0.888	0.850	0.893	0.912	0.898	0.940	0.908	0.959	0.914	0.956
	1+2+3	0.967	0.795	0.977	0.856	0.979	0.887	0.983	0.911	0.984	0.912
	1+2+3+4	0.879	0.945	0.906	0.977	0.925	0.978	0.943	0.980	0.949	0.971
	1+2+3+4+5	0.639	0.981	0.690	0.979	0.732	0.949	0.679	0.927	0.780	0.909
	1+2+3+4+5	0.889	0.662	0.886	0.720	0.877	0.752	0.773	0.777	0.871	0.779

표 5. LRFD법으로 설계한 박스 거더교의 구조성능비

최대경간장	최대정모멘트부				최대경간장	최대부모멘트부			
	50 m	60 m	70 m	80 m		50 m	60 m	70 m	80 m
	Strength-I					Strength-I			
복부판 세장비 한계	0.698	0.663	0.709	0.732	복부판 세장비 한계	0.735	0.757	0.797	0.772
휨 저항강도	0.861	0.861	0.848	0.849	압축플랜지 휨응력	0.971	0.969	0.968	0.963
전단저항강도	0.830	0.826	0.892	0.862	인장플랜지 휨응력	0.972	0.972	0.970	0.962
	Service-II				전단저항강도	0.750	0.894	0.947	0.827
복부판 압축응력	0.858	0.855	0.904	0.900		Service-II			
압축플랜지 휨응력	0.780	0.769	0.814	0.815	복부판 압축응력	0.727	0.727	0.726	0.721
인장플랜지 휨응력	0.968	0.971	0.960	0.963	압축플랜지 휨응력	0.782	0.782	0.782	0.778
	Constructibility				인장플랜지 휨응력	0.788	0.789	0.787	0.781
압축플랜지 휨응력	0.836	0.781	0.883	0.777					
인장플랜지 휨응력	0.492	0.519	0.540	0.558					

표 6. ASD법으로 설계한 박스 거더교 구조성능비 (f_r/f_a)

최대경간장		50 m		60 m		70 m		80 m	
하중조합		상연	하연	상연	하연	상연	하연	상연	하연
정모멘트부	1	0.866	0.519	0.858	0.557	0.840	0.549	0.828	0.555
	1+2	0.919	0.962	0.934	0.971	0.942	0.963	0.951	0.962
	1+2+3	0.835	0.951	0.855	0.958	0.864	0.948	0.873	0.948
	1+2+3+4	0.962	0.916	0.967	0.930	0.965	0.921	0.965	0.923
	1+2+3+4+5	0.917	0.772	0.918	0.785	0.913	0.777	0.910	0.781
	1+2+3+4-5	0.785	0.822	0.793	0.831	0.794	0.824	0.797	0.824
부모멘트부	1	0.557	0.481	0.556	0.504	0.558	0.522	0.560	0.545
	1+2	0.923	0.918	0.924	0.930	0.929	0.946	0.925	0.962
	1+2+3	0.969	0.851	0.967	0.867	0.968	0.886	0.961	0.906
	1+2+3+4	0.896	0.964	0.909	0.956	0.921	0.961	0.922	0.970
	1+2+3+4+5	0.687	0.959	0.718	0.929	0.741	0.919	0.752	0.913
	1+2+3+4-5	0.871	0.717	0.863	0.734	0.860	0.753	0.851	0.773

40 m의 교량은 1+2+3+4+5의 하중조합이 설계를 지배하였으며, 50 m, 60 m 및 70 m의 교량에서 1+2+3+4의 하중조합에서 인장플랜지의 휨응력이 설계를 지배하는 것으로 분석되었다. 표 6의 박스 거더교에서 최대정모멘트부의 경우에는 1+2의 하중조합에서 인장플랜지의 휨응력, 1+2+3+4의 하중조합에서 압축플랜지의 휨응력이 설계를 지배하였으며, 최대부모멘트부에서는 1+2+3의 하중조합에서 인장플랜지의 휨응력, 1+2+3+4의 하중조합에서 압축플랜지 휨응력이 설계를 지배하는 것으로 분석되었다.

이상에서 기술한 플레이트 거더교와 박스 거더교의 ASD 및 LRFD 설계법을 적용한 설계결과를 비교할 때, LRFD 설계법을 적용한 경우가 14~19% 정도의 강재량 절감효과가 있는 것으로 분석된 바 있다. 이와 같은 강재량 절감효과에 대한 한 원인으로는 LRFD 설계법을 적용한 설계는 설계개념에서 조밀단면인 경우 전 단면이 항복응력에 도달할 수 있어서 탄성영역에서 설계되는 ASD 설계와는 달리 휨응력이 거의 발생하지 않는 중립축 근처 복부판의 항복을 허용하여 전단면을 효율적으로 이용하는 측면이 있기 때문인 것으로 판단된다. 아울러, ASD법에서는 크리프, 건조수축, 온도차에 의한 응력이 전체 발생응력의 3~14%(평균 7%)에

이르는 추가적인 응력이 발생하며, 현 도로교설계기준의 다소 엄격한 복부판 최소두께규정 및 보강재설치 규정 때문에 LRFD 설계법을 적용하면 보다 강재량이 적게 설계되는 것으로 분석된다.

LRFD법 및 ASD법에 의한 설계결과는 단면 전단강도의 보강을 위하여 복부판 중간수직보강재를 설치하여 설계한 것이다. 현 도로교설계기준의 복부판 중간수직보강재 설계규정은 교축방향으로 전 구간에 걸쳐 중간수직보강재를 설치하도록 규정하고 있는 반면에 LRFD 설계규정에는 복부판만으로 전단강도가 충분한 구간에 대해서는 중간수직보강재를 설치할 필요가 없는 것으로 규정하고 있다. 이와 같은 설계규정의 차이로 인하여 LRFD 설계법을 적용하면 중간수직보강재 개수가 ASD 설계법을 적용하는 경우 보다 줄어들게 되며 이로 인한 추가적인 강재량 절감효과와 용접량 감소효과를 얻을 수 있다.

그림 5는 박스 거더교(48+60+48 m)의 LRFD법 및 ASD법에 의한 설계결과를 비교한 것이다. ASD법에 의한 설계는 전 구간에 걸쳐 복부판 수직보강재, 복부판 종방향 수평보강재 및 하부플랜지의 종방향 보강재가 설치되었다. 반면, LRFD 설계에서는 설계전단력이 큰 지점근처 구간에만 복부

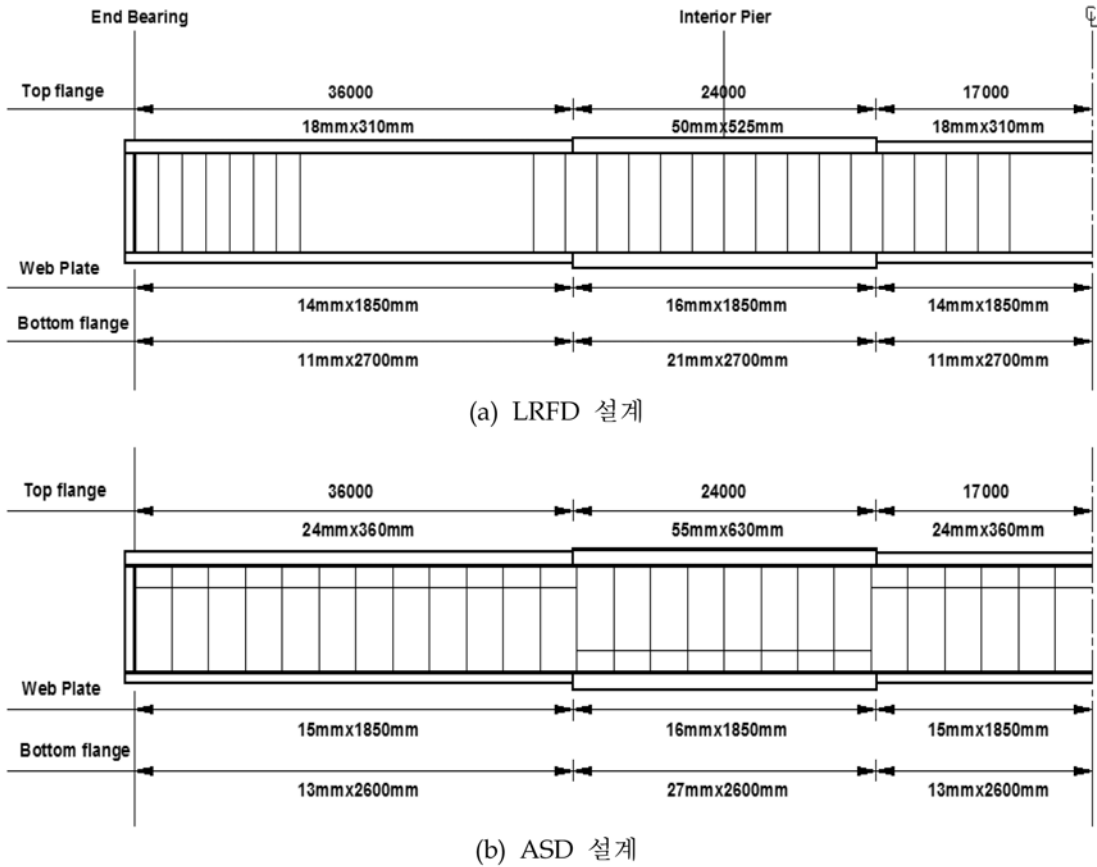


그림 5. 3경간 연속교(48+60+48 m) 박스 거더교 설계결과 비교

판 중간수직보강재를 설치하였고, 복부판 종방향보강재는 설치하지 않았으며 하부플랜지 종방향보강재는 정모멘트 구간에는 설치하지 않았고 부모멘트구간에만 설치하여 설계하였다. 현 도로교설계기준의 ASD법은 전 구간에 걸쳐 중간수직보강재를 설치하도록 규정이 되어 있으며, 복부판 최소 두께규정에 따라 전 구간에 걸쳐 복부판 종방향 수평보강재를 추가적으로 설치하도록 규정이 되어 있다.

4. 신뢰도해석

4.1 한계상태함수

3장에서 기술한 ASD 및 LRFD법으로 설계된 합성 거더 설계단면의 신뢰도지수를 평가하기 위하여 휨파괴에 대한 신뢰도해석을 수행하였다. 신뢰도해석은 국내에서 생산된 16,000여 구조용 강재 표본의 항복강도 통계적 특성이 반영된 휨저항강도의 통계를 이용하여 Rackwitz-Fiessler법으로 수행하였다. 휨 파괴에 대한 한계상태함수는 아래와 같이 확률변수 M_r , M_{DG} , M_{SLAB} , M_{DW} 및 M_{LL+IM} 로 표현된다.

$$g = M_r - (M_{DG} + M_{SLAB} + M_{DW} + M_{LL+IM}) \quad (24)$$

상태함수 g 가 음의 값을 갖는 경우는 휨저항강도가 작용모멘트보다 작으므로 단면에 휨파괴가 발생하였음을 의미한다. 위 식에서, M_r 은 휨저항강도, M_{DG} 는 거더 자중에 의한 작용모멘트, M_{SLAB} 는 바닥판 자중에 의한 작용모멘트, M_{DW} 는 두께 80 mm의 포장에 의한 작용모멘트 및 M_{LL+IM} 은 충격을 포함한 활하중에 의한 작용모멘트를 나타낸다.

표 7에는 상태함수에 사용된 5개의 확률변수에 대한 편심

표 7. 확률변수의 통계 특성

확률변수	λ	δ	분포함수
M_r	1.18	0.093	Lognormal
M_{DG}	1.03	0.08	Normal
M_{SLAB}	1.05	0.10	Normal
M_{DW}	1.00	0.25	Normal
M_{LL+IM}	1.00	0.20	Extremal Type-I

계수(λ)와 변동계수(δ) 통계 자료를 요약하였다. 휨저항강도 및 작용모멘트로 표현된 확률변수에 대한 표 7의 통계특성(신동구 등 2008)과 표 8과 표 9에 요약한 작용모멘트를 한계상태식 (24)에 적용하여 Rackwitz-Fiessler법으로 신뢰도지수를 구하였다.

4.2 신뢰도해석 방법

휨저항강도 및 작용모멘트로 표현된 확률변수에 대한 통계특성과 작용모멘트를 한계상태식에 적용하여 Rackwitz-Fiessler 법으로 신뢰도지수 β 를 구하였다. 확률변수 M_{DG} , M_{SLAB} , M_{DW} 은 정규분포이고, M_{LL+IM} 은 Extremal Type-I, 휨저항강도(M_r)는 대수정규분포이기 때문에 M_{LL+IM} 과 M_r 은 등가 정규분포(equivalent normals) 표준편차(σ_r^e, σ_q^e)와 평균(μ_r^e, μ_q^e)을 다음 식으로부터 구해야 한다.

$$\sigma_r^e = r^* \zeta_r \quad (25a)$$

$$\mu_r^e = r^* (1 - \ln r^* + \lambda_r) \quad (25b)$$

$$\sigma_q^e = \frac{1}{f_q(q^*)} \phi[\Phi^{-1}(F_q(q^*))] \quad (25c)$$

표 8. 플레이트 거더교의 저항모멘트 및 설계모멘트(×10⁶ N-mm)

경간	설계 방법	최대정모멘트부					최대부모멘트부				
		M _r	M _{DG}	M _{SLAB}	M _{DW}	M _{LL+IM}	M _r	M _{DG}	M _{SLAB}	M _{DW}	M _{LL+IM}
30 m	ASD	8854	118	1144	212	1865	9896	222	2159	400	1798
	LRFD	7573	118	1144	212	2368	9092	222	2159	400	2642
40 m	ASD	14340	315	2046	380	2626	16309	592	3838	712	2812
	LRFD	12429	315	2046	380	3628	14663	592	3838	712	3810
50 m	ASD	20304	649	3251	586	3352	24850	1233	6141	1112	4048
	LRFD	17733	659	3283	595	4936	21268	1233	6141	1112	4892
60 m	ASD	27626	1176	4702	849	4057	35402	2219	8843	1602	5571
	LRFD	23930	1188	4736	858	6354	29490	2219	8843	1602	6283
70 m	ASD	36582	1974	6274	1125	5625	48738	3825	12037	2180	7310
	LRFD	31279	2034	6401	1160	7933	40149	3825	12037	2180	8105

표 9. 박스 거더교의 저항모멘트 및 설계모멘트(×10⁶ N-mm)

최대 경간장	설계 방법	최대정모멘트부					최대부모멘트부				
		M _r	M _{DG}	M _{SLAB}	M _{DW}	M _{LL+IM}	M _r	M _{DG}	M _{SLAB}	M _{DW}	M _{LL+IM}
50 m	ASD	33555	1190	5670	1172	5463	42499	2260	10766	2225	6599
	LRFD	31062	1208	5756	1189	8046	36340	2260	10766	2225	7974
60 m	ASD	46314	2194	8371	1698	6613	60886	4141	15798	3204	9081
	LRFD	42386	2218	8460	1716	10357	51280	4141	15798	3204	10242
70 m	ASD	64155	3532	10887	2250	9169	82851	6845	21101	4361	11915
	LRFD	56940	3689	11310	2337	12833	69948	6845	21101	4361	13211
80 m	ASD	82868	5384	14108	2915	11509	109590	10518	27561	5696	15095
	LRFD	72010	5641	14782	3055	15527	92839	10518	27561	5696	16378

$$\mu_q^e = q^* - \sigma_q^e [\Phi^{-1}(F_q(q^*))] \quad (25d)$$

여기서 $r^* = \mu_r$ 와 $q^* = \mu_q$ 로 가정하였으며 $\zeta_r^2 = \ln(1 + \sigma_r^2/\mu_r^2)$, $\lambda_r = \ln \mu_r - \zeta_r^2/2$, Φ 는 표준누적정규분포, $f_q(q^*), F_q(q^*)$ 는 Extremal Type-I의 PDF 및 CDF 함수이다.

식 (25a-d)를 이용하여 구한 등가 정규분포의 표준편차와 평균을 이용하여 다음 식 (26)으로부터 β 를 구한 후 식 (27a-b)를 이용하여 새로운 설계점(r^*, q^*)을 구하고 다시 새로운 β 를 구한다. 이러한 과정은 신뢰도지수가 일정한 값에 수렴할 때까지 반복한다.

$$\beta = \frac{\mu_r^e - \mu_q^e}{\sqrt{(\sigma_r^e)^2 + (\sigma_q^e)^2}} \quad (26)$$

$$r^* = \mu_r^e - \frac{\beta(\sigma_r^e)^2}{\sqrt{(\sigma_r^e)^2 + (\sigma_q^e)^2}} \quad (27a)$$

$$q^* = \mu_q^e + \frac{\beta(\sigma_q^e)^2}{\sqrt{(\sigma_r^e)^2 + (\sigma_q^e)^2}} \quad (27b)$$

윗 식에서 r 및 q 는 각각 저항강도 및 작용모멘트를 나타낸다.

4.3 신뢰도 지수

플레이트 거더교와 박스 거더교의 설계단면의 휨저항강도 및 작용모멘트는 표 8과 표 9에 요약하였으며 이들 저항강

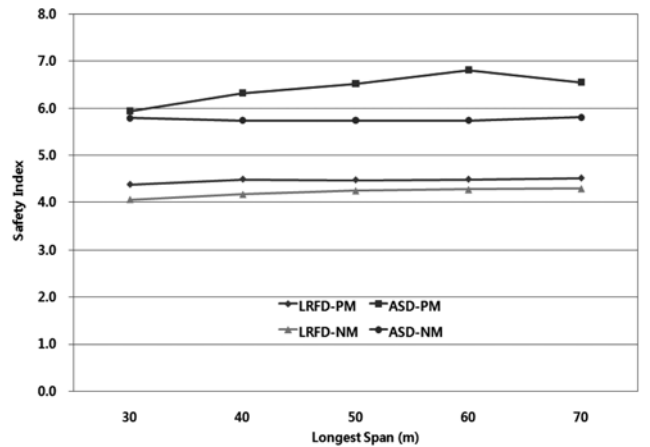


그림 6. 플레이트 거더교의 휨과피 신뢰도지수

도 및 작용모멘트와 통계 특성을 이용하여 신뢰도해석을 수행하였다. 그림 6은 플레이트 거더교의 신뢰도지수를 나타낸 것으로 ASD법에 의한 설계인 경우 평균 신뢰도지수가 6.1, LRFD법으로 설계된 단면의 평균 신뢰도지수는 4.3으로 산정되었다. 그림 7은 박스 거더교의 신뢰도지수를 나타낸 것이며, ASD법에 의한 설계결과의 신뢰도지수는 5.8~6.7의 범위로 산정되었고, LRFD법인 경우에 설계결과의 휨과피 신뢰도지수는 4.4~4.8의 범위로 계산되었다. 기간에 따라 비교적 균일한 신뢰도지수가 산정되었으며 최대정모멘트부와 최대부모멘트부간 신뢰도지수의 차이는 매우 작은 것을 알 수 있다. 그림 6과 그림 7로부터 ASD법으로 설계한 단면의 신

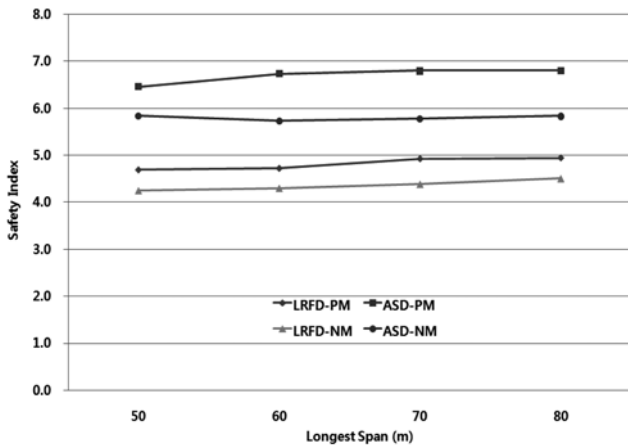


그림 7. 박스 거더교의 휨파괴 신뢰도지수

뢰도지수는 지나치게 높고 지간에 따라 차이를 보이고 있음을 알 수 있다. 반면, LRFD법으로 설계한 단면의 신뢰도지수 전체 평균은 ASD의 경우 보다 작은 4.2~4.7 정도로 산정되었으며 지간에 따라 상당히 균일하며 정모멘트부와 부모멘트부간 신뢰도지수도 거의 비슷한 수준으로 산정되었다. 대부분 국제적인 LRFD 설계기준의 목표신뢰도지수가 3.5~4.0 이므로 ASD법으로 설계한 단면의 신뢰도지수가 6.0 이상인 것은 지나치게 높은 수준으로 이는 과다설계를 의미한다.

5. 결 론

플레이트 거더교 및 박스 거더교를 ASD법의 현 도로교설계기준과 LRFD법의 도로교설계기준(안)으로 설계하여 강거더의 강재량과 구조성능비를 분석하였으며, 휨파괴 신뢰도지수를 Rackwitz-Fiessler법으로 산정하였다. 플레이트 거더교의 중앙부 최대경간장 30~70 m를, 박스 거더교의 경우 50~80 m를 고려하였다. 총 9개의 강합성 거더교 단면설계 및 신뢰도해석 결과 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1. LRFD법으로 설계된 강거더 단면이 ASD법으로 설계된 단면에 비해 플레이트 거더교의 경우 14%, 박스 거더교는 15% 정도의 강재 절감효과가 있는 것으로 분석되었다.
2. LRFD법으로 설계한 단면의 구조성능비를 검토한 결과, 최대정모멘트부는 강도한계상태의 휨저항강도와 사용성한계상태의 인장플랜지 휨응력이, 최대부모멘트부는 강도한계상태의 압축플랜지 및 인장플랜지의 휨응력이 설계를 지배하는 것으로 분석되었다.
3. 플레이트 거더교의 경우 ASD법으로 설계된 교량의 평균 신뢰도지수는 최대정모멘트부의 경우 6.4, 최대부모멘트부

는 5.8로 산정되었으며, LRFD법으로 설계된 교량의 평균 신뢰도지수는 4.2로 산정되었다.

4. 박스 거더교의 경우 ASD법으로 설계된 교량의 평균 신뢰도지수는 최대정모멘트부의 경우 6.7, 최대부모멘트부는 5.8로 산정되었으며, LRFD법으로 설계된 교량의 평균 신뢰도지수는 4.7로 산정되었다.
5. LRFD법으로 설계한 경우에는 ASD법으로 설계한 경우보다 지간별 및 최대정부모멘트단면 간 신뢰도지수의 차이가 거의 없는 것으로 분석되었다.
6. 신뢰도지수 비교결과, ASD법에 근거한 현 도로교설계기준은 비경제적인 과다설계를 초래할 수 있는 것으로 분석되는 반면, 최근 제안된 하중저항계수설계법은 보다 합리적이고 경제적인 설계를 가능하게 하는 것으로 분석되었다.

참고문헌

- 건설교통부(2005) 도로교설계기준, 한국도로교통협회.
 교량설계핵심기술연구단(2009) 교량설계핵심기술연구 - 교량 해석 및 설계 선진화, 건설교통부, 한국건설교통기술평가원, 03산 C02-01, 5차년도 연구보고서.
 신동구, 노준식, 조은영(2008) LRFD법으로 설계된 단경간 및 연속경간 강합성 플레이트 거더 및 박스거더의 휨에 대한 신뢰도해석, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제20권 제1호, pp. 183-193.
 신동구, 김천용, 노준식, 박영석(2007) 국내 생산 강재를 적용한 강합성 거더 휨저항강도의 통계적 특성, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제19권 제2호, pp. 139-146.
 신동구, 김천용, 백인열(2006) 하중저항계수법(LRFD)으로 설계된 강합성 거더의 휨에 대한 신뢰도해석, 대한토목학회 논문집, 대한토목학회, 제26권 제3A호, pp. 539-546.
 조은영, 신동구(2009) LRFD 설계기준(안) 피로설계트릭 모형 분석, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제21권 제3호, pp. 331-342.
 황의승, 백인열(2007) 새로운 활하중 모형에 따른 기존 교량의 신뢰도 분석, 2007 건설교통 R&D 성과포럼, 한국건설교통기술평가원.
 American Association of State and Highway Transportation Officials(2002) "AASHTO LRFD Bridge Design Specifications-Interim", 2nd Ed., Washington, D.C.
 CAN/CAS-S6-00 (2000) Canadian highway bridge design code, CSA International, Toronto, Ontario, Canada.
 prEN 1994-2 (1994) Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures-Part2: rules for bridges, European Committee for Standardization, Brussels.
 Wollmann, G.P. (2004) Steel girder design per AASHTO LRFD Specifications(Part1), Journal of Bridge Engineering, ASCE, Vol. 9, No. 4., pp. 364-374.

(접수일: 2009.3.11/심사일: 2009.7.20/심사완료일: 2009.8.25)