

# HSB 고성능 강재를 적용한 강합성 I-거더 정모멘트에 대한 휨저항강도 및 연성비

최동호<sup>1\*</sup> · 임지훈<sup>2</sup>

<sup>1</sup>교수, 한양대학교, 건설환경공학과 <sup>2</sup>박사과정, 한양대학교, 건설환경공학과

## Flexural Resistance and Ductility Ratio of Composite Hybrid I-Girder using HSB High Performance Steel in Positive Bending

Choi, Dong Ho<sup>1\*</sup>, Lim, Ji Hoon<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, Hanyang University, Seoul, 133-791, Korea

<sup>2</sup>Ph.D. Candidate, Department of Civil and Environmental Engineering, Hanyang University, Seoul, 133-791, Korea

**Abstract** - In this study, flexural strength and ductility requirements of composite hybrid steel I-girder with its HSB(high performance steel for bridge) applied to tension flanges are examined in positive bending. In AASHTO LRFD specification, flexural strength and ductility requirements of composite I-girder in positive bending are specified in terms of plastic moment and plastic neutral axis that are derived from plastic behavior of conventional steel. However, plastic zone cannot be defined clearly from the stress-strain behavior of HSB unlike the behavior of conventional steel. Therefore, through idealized stress-strain curves of HSB, the plastic moment of composite hybrid steel I-girder with its HSB applied to tension flanges is defined by assuming the plastic zone of HSB. By using the consequences of numerical analysis regarding arbitrary cross-sections that have various dimensions, ductility requirements and flexural strength of composite hybrid I-girder with its HSB applied to tension flange are proposed.

**Keywords** - High performance steel, Positive bending, Flexural strength, Ductility ratio, Composite hybrid I-girder, HSB800

### 1. 서론

교량용 고성능 강재는 1992년 미국의 High Performance Steel(HPS)의 개발을 시작으로 유럽, 일본의 철강사에서도 상용 중에 있으며, 최근 국내에서는 HSB500, HSB600 및 HSB800 강재와 같은 고성능 강재가 개발되어 2010년에 개정된 도로교설계기준<sup>[1]</sup>에 HSB강재가 추가되었다. 따라서 한계상태설계법에 근거한 강교설계기준에 고성능 강재를

포함시키기 위해서는 고성능 강재로 제작된 부재의 폭넓은 구조적 거동에 대한 이해가 필요하다. 국내외 연구결과와 부족으로 HSB800 강재는 비조밀단면으로 설계하도록 규정되어 HSB800 강재를 활용하기에 문제가 따르고 있는 실정이다. 그리고 현재 국내외 LRFD 기준의 설계식이 항복 응력 485MPa 이하의 일반강재를 대상으로 개발된 식이다. 또한, 고강도 강재는 응력-변형률 곡선이 일반강재와 다른 특징을 갖고 있어 기존 설계식의 적용에 대한 문제점이 있다. 따라서 고강도강재의 적극적인 활용을 위하여 고강도로 제작된 부재들의 다양한 한계상태에서의 거동 규명을 통해 설계목적에 부합되는 설계기준이 필요하다.

본 연구에서는 AASHTO LRFD 설계기준<sup>[2]</sup>의 강합성거더 정모멘트부 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도에 대한 규정을 검토한다. 특히, 고성능 강재 HSB800이 인장 플랜지에 적용되고 일반 강재 SM570이 웹과 압축플랜지에

Note.-Discussion open until December 31, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 11, 2014; revised May 19, 2014; approved on May 22, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-2-2220-0328 Fax. +82-2-2220-4322

E-mail. [samga@hanyang.ac.kr](mailto:samga@hanyang.ac.kr)

적용된 강합성 복합단면 I-거더 단면에 대하여 AASHTO LRFD 설계기준<sup>[2]</sup> 정모멘트부 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도에 대한 규정의 적용성을 검토 하였다. 모멘트-곡률 해석법(Moment curvature analysis)를 이용한 수치해석 결과를 바탕으로 HSB800이 적용된 강합성 복합단면 I-거더의 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도 산정식을 제안하였다.

## 2. 연구 배경

AASHTO LRFD 설계기준<sup>[2]</sup>의 목표는 강합성 거더가 연성 거동을 하도록 설계하는 것이며, 여기서 연성 거동이란 콘크리트 슬래브가 파괴되기 전에 인장응력이 작용하는 강재 부분에서 항복이 발생하는 것을 의미한다<sup>[3]</sup>. 이는 Ansourian<sup>[4]</sup>, Vasseghi<sup>[5]</sup>, Wittry<sup>[6]</sup>에 의해 선행 연구되었으며, 이러한 거동을 규정하기 위해 연성 파라미터(ductility parameter)를 발전시켰으며, 이는 현재 AASHTO LRFD 설계기준<sup>[2]</sup>의 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도 규정의 바탕이 되었다.

강합성 거더의 단면을 연성단면(ductile section), 비연성단면(non-ductile section), 취성단면(brittle section)으로 분류 할 수 있으며 다음과 같은 특징이 있다. 연성단면은 콘크리트 슬래브가 파괴되기 전에 강재 부분에서 큰 비탄성변형이 발생하며 강재 부분의 일부는 변형-경화를 겪으며 단면의 휨저항강도는 이론적 소성모멘트  $M_p$ 와 같거나 클 수 있다<sup>[6]</sup>. 비연성단면은 강재 부분에서 항복되고 비탄성변형을 겪지만 변형-경화가 발생하지 않으므로 휨저항강도가 소성모멘트  $M_p$ 에 도달하지 못하고 콘크리트 슬래브가 파괴된다<sup>[6]</sup>. 취성단면은 강합성거더 단면의 강재 부분이 항복하기 전에 콘크리트 슬래브가 파괴되는 단면을 의미하며 이러한 단면은 AASHTO LRFD 설계기준의 소성설계 목표에 부합되지 않는다<sup>[6]</sup>.

단면을 분류하기 위해 연성 파라미터(ductility parameter), 소성모멘트  $M_p$  및 강합성 거더 단면의 최상단으로부터 소성중립축의 깊이  $D_p$ 를 사용하며, 강합성 단면에 대한  $M_p$ 와  $D_p$ 는 가정을 통해 계산된 이론적인 값이다.

Fig. 1은 강합성 I-거더 단면에서 콘크리트 슬래브 최상단으로부터 소성중립축(plastic neutral axis)까지의 깊이  $D_p$ 를 보여준다. 강합성 I-거더 단면이 연성단면으로 분류된다면 실제 Fig. 2(a)와 같은 응력 분포를 갖는다. 이러한

단면은 인장 플랜지 및 웹 하단에서 큰 비탄성 변형을 겪으며 변형-경화(strain hardening)가 발생하고 중립축과 가까이 있는 강재 부분은 항복에 도달하지 못 한다. 연성단면의 파괴 직전의 응력분포를 보여주는 Fig. 2(a)에서 볼 수 있듯이 항복응력을 초과한 응력과 항복응력에 도달하기에 부족한 응력의 상대적인 크기에 따라 단면의 휨모멘트는 소성모멘트  $M_p$ 보다 크거나 같을 수 있다<sup>[7]</sup>.

Fig. 2(b)는 완전 소성(fully-plastic)상태의 응력 분포이며 AASHTO LRFD 설계기준<sup>[7]</sup>에서 정의한 소성모멘트  $M_p$ 를 계산하기 위해 가정된 응력 분포이다. 이 분포는 콘크리트 슬래브가 받는 응력 분포를 등가응력사각형으로 가정하고 강재의 모든 영역이 항복하였다고 가정하였다.

Ansourian<sup>[4]</sup>, Vasseghi<sup>[5]</sup>, Wittry<sup>[6]</sup>는 소성모멘트  $M_p$ , 소성중립축 깊이  $D_p$  및 연성 파라미터(ductility parameter)를 이용하여 단면을 분류하였으며, 이때 Ansourian<sup>[4]</sup>은 연성 파라미터로써  $\chi$ 를 제안하였고, Vasseghi<sup>[5]</sup>는  $D^*$ 를 제안하였으며 이를 기초로 Wittry<sup>[6]</sup>는 강재의 종류를 고려할

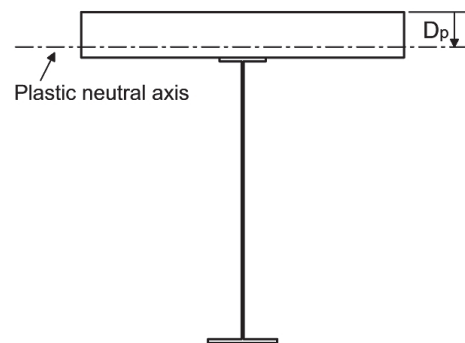


Fig. 1. Plastic neutral axis

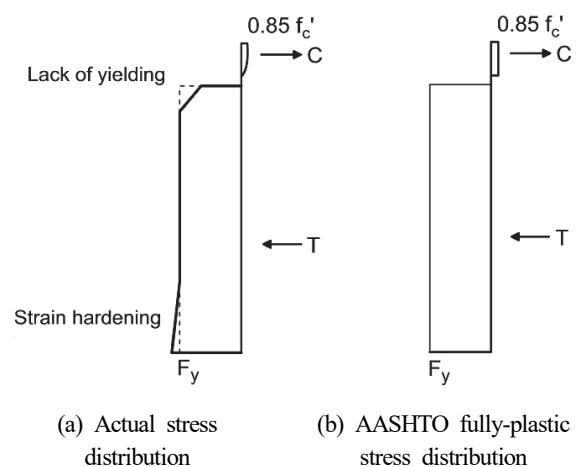


Fig. 2. Stress distribution in composite section

수 있는  $D'$ 을 제안 하였다.

Ansourian<sup>[4]</sup>은 합성 거더의 인장 플랜지에서 변형-경화가 발생할 수 있는 최대중립축 깊이  $D_{lim}$ 을 식 (1)과 같이 정의하였다.

$$D_{lim} = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_u + \varepsilon_{sh}} D_t \quad (1)$$

여기서  $\varepsilon_u$ 는 콘크리트의 극한 파괴변형률,  $\varepsilon_{sh}$ 는 강재의 변형-경화가 발생하기 시작하는 변형률,  $D_t$ 는 합성 거더의 전체 높이이다.

그리고 합성 거더의 단면 파괴될 때의 실제 중립축 깊이는 소성중립축 깊이  $D_p$ 라고 가정하였으며,  $D_p$ 와  $D_{lim}$ 을 이용하여 식 (2)와 같은 연성 파라미터를 정의하였다.

$$\chi = \frac{D_{lim}}{D_p} \quad (2)$$

연성 파라미터  $\chi$ 는 콘크리트 슬래브가 파괴되기 전에 강재 부분에서 변형-경화가 일어날 수 있는지 판단할 수 있

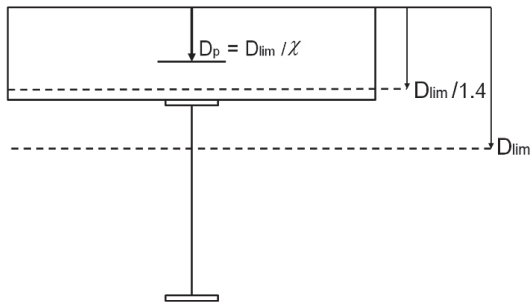


Fig. 3. Ductility parameter and the depth of plastic neutral axis of Ansourian<sup>[4]</sup>

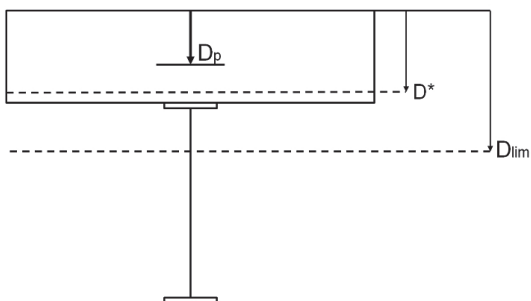


Fig. 4. Ductility parameter and the depth of plastic neutral axis of Vasseghi<sup>[5]</sup>

는 기준이며 Fig. 3과 같다. Ansourian<sup>[4]</sup>은 실험과 해석을 통해  $\chi$ 가 1.4이상이면 즉  $D_p \leq (D_{lim}/1.4)$ 이면 연성단면으로 분류할 수 있다고 결론을 내렸다.

Vasseghi<sup>[5]</sup>는 Ansourian<sup>[4]</sup>의 연구를 바탕으로, 콘크리트의 극한 파괴변형률  $\varepsilon_u$ 를 0.003, 강재의 변형-경화 변형률  $\varepsilon_{sh}$ 는 0.012로 가정하여  $D_{lim}$ 을 다음과 같이 계산하여 정의하였다.

$$D_{lim} = \frac{0.003}{0.003 + 0.012} D_t = \frac{D_t}{5} \quad (3)$$

식 (3)를 1.5로 나누어 식 (4)와 같은 연성 파라미터  $D^*$ 를 정의하였다.

$$D^* = \frac{D_t}{(1.5)5} = \frac{D_t}{7.5} \quad (4)$$

$D_{lim}$  및  $D^*$ 은 Fig. 4와 같이 위치하고 있으며, 연성 파라미터  $D^*$ 는 콘크리트 슬래브가 파괴되기 전에 강합성 거더 단면의 모멘트가 소성모멘트  $M_p$ 에 도달하는 지를 판단하는 기준으로 사용하였다. 즉,  $D_p/D^*$ 가 1보다 작은 강합

Table 1. Comparison of Ansourian<sup>[4]</sup> and Vasseghi<sup>[5]</sup>

Researcher	Definition of $D_{lim}$	Criterion of ductile section
Ansourian[4]	$D_{lim} = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_u + \varepsilon_{sh}} D_t$	$D_p \leq \frac{D_{lim}}{1.4}$
Vasseghi[5]	$D_{lim} = \frac{D_t}{5}$	$D_p \leq \frac{D_{lim}}{1.5} = D^*$

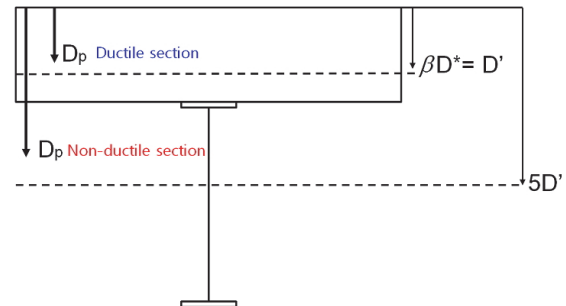


Fig. 5. Ductility parameter and the depth of plastic neutral axis of Wittry<sup>[6]</sup>

성 거더 단면의 휨저항강도는 소성모멘트  $M_p$ 에 도달할 수 있다고 판단할 수 있다. Ansourian<sup>[4]</sup>과 Vasseghi<sup>[5]</sup>에 의해 정의된 연성 파라미터를 이용한 연성단면 분류 조건은 Table 1과 같이 비교할 수 있다.

Wittry<sup>[6]</sup>는 Vasseghi<sup>[5]</sup>의해 제안된  $D^*$ 를 기초로 하여 식 (5)의 연성 파라미터  $D'$ 를 제안하였다.

$$D' = \beta D^* = \beta \frac{D_t}{7.5} \quad (5)$$

여기서  $D'$ 는 강종을 고려하는  $\beta$ 계수를  $D^*$ 에 곱한 값이며  $\beta$ 는 항복응력 345MPa 급 강재에 대하여 0.7, 250MPa 급 강재에 대해서 0.9이다.

Wittry<sup>[6]</sup>는 406개의 가상 강합성 거더 단면 각각에 대하여, 연성비  $D_p/D^*$ 와 강합성 거더 단면이 도달할 수 있는 최대 휨모멘트를 모멘트-곡률 해석법을 이용하여 해석하였다. 이 해석의 결과를 토대로 각 강종에 대한  $\beta$ 를 산정하였으며, Fig. 5와 같이 적용할 수 있다.

항복응력 345MPa 강재를 사용한 강합성 거더 단면은 연성비  $D_p/D^*$ 가 0.7보다 작거나 같을 때 단면이 가질 수 있는 최대 휨모멘트가 소성모멘트  $M_p$ 보다 크거나 같으며, 250MPa 강재를 사용한 강합성 거더 단면은 연성비  $D_p/D^*$ 가 0.9보다 작거나 같을 때 단면이 가질 수 있는 최대 휨모멘트가 소성모멘트  $M_p$ 보다 크거나 같다는 해석 결과를 통해 0.7과 0.9를 각각 항복응력 345MPa 강재와 250MPa 강재의  $\beta$ 값으로 정의하였다.

Wittry<sup>[6]</sup>는  $D_p/D'$ 를 이용하여  $D_p/D' \leq 1$ 인 단면의 공칭 휨저항강도를 소성모멘트  $M_p$ 로 정의 하였고  $1 \leq D_p/D'$

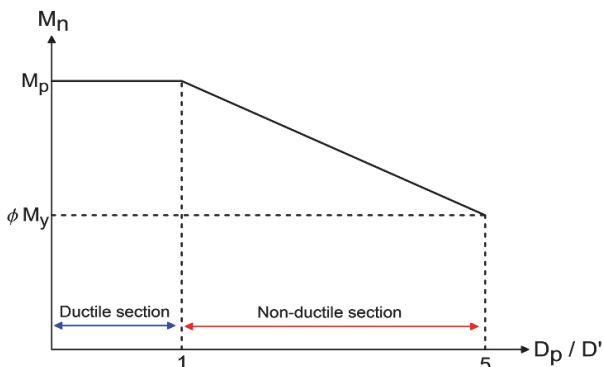


Fig. 6. Flexural resistance of composite I-girder in positive bending of Wittry<sup>[6]</sup>

$D' \leq 5$  범위의 연성비를 갖는 비연성단면에 대하여 공칭 휨저항강도식을 식 (6)과 같이 제안하였으며, Fig. 6과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_n = \frac{5M_p - \phi M_y}{4} + \frac{\phi M_y - M_p}{4} \left( \frac{D_p}{D'} \right) \quad (6)$$

여기서  $\phi$ 는 0.85을 사용하며,  $M_y$ 는 단면의 항복 모멘트를 의미한다.

### 3. AASHTO 정모멘트부 공칭 휨저항강도 규정

본 논문에서 정모멘트부 공칭 휨저항강도는 AASHTO LRFD 설계기준<sup>[2],[8]</sup>에서 규정한 조밀단면에 대해서만 다룬다. AASHTO LRFD(2000) 설계기준<sup>[8]</sup>에서는 Wittry<sup>[6]</sup>의 연구결과를 바탕으로 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도식은 다음과 같이 규정한다.

$$\frac{D_p}{D'} \leq 1 \text{인 경우;}$$

$$M_n = M_p \quad (7)$$

$$1 \leq \frac{D_p}{D'} \leq 5 \text{인 경우;}$$

$$M_n = \frac{5M_p - \phi M_y}{4} + \frac{\phi M_y - M_p}{4} \left( \frac{D_p}{D'} \right) \quad (8)$$

여기서  $M_y$ 는 단면의 항복 모멘트,  $\phi = 0.85$ ,  $D' = \beta (D_t / 7.5)$ ,  $\beta$ 는 250MPa 급 강재에 대하여 0.9 그리고 345MPa 급 강재에 대하여 0.7로 산정한다.

AASHTO LRFD(2004) 설계기준<sup>[9]</sup>부터 AASHTO LRFD (2012) 설계기준<sup>[2]</sup>까지 동일한 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도 산정식을 규정하고 있으며 다음과 같다.

$$\frac{D_p}{D_t} \leq 0.1 \text{인 경우;}$$

$$M_n = M_p \quad (9)$$

$0.1 \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 0.42$  인 경우;

$$M_n = M_p(1.07 - 0.7 \frac{D_p}{D_t}) \quad (10)$$

여기서,  $D_p$ 는 강합성 거더 단면의 최상단으로부터 소성중립축까지의 깊이,  $D_t$ 는 강합성 거더 단면의 총 깊이이다.

동일한 연성비  $D_p/D_t$ 에 대하여 두 설계기준의 연성 요구조건을 나타내기 위해,  $D' = \beta(D_t/7.5)$ 을 이용하여 Wittry<sup>[6]</sup>의 연성비인  $D_p/D'$ 을 식 (11)과 같이 연성비  $D_p/D_t$ 에 대하여 재정의 할 수 있다.

$$\frac{D_p}{D'} = \frac{7.5}{\beta} \frac{D_p}{D_t} \quad (11)$$

식 (11)을 이용하여 Wittry<sup>[6]</sup>의 연성단면에 대한 연성 요구조건을 식 (12)와 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{D_p}{D'} \leq 1 \Leftrightarrow \frac{7.5}{\beta} \frac{D_p}{D_t} \leq 1 \Leftrightarrow \frac{D_p}{D_t} \leq \frac{\beta}{7.5} \quad (12)$$

같은 과정을 이용하여 비연성단면에 대한 연성 요구조건은 식 (13)과 같이 표현된다.

$$1 \leq \frac{D_p}{D'} \leq 5 \Leftrightarrow \frac{\beta}{7.5} \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 5 \frac{\beta}{7.5} \quad (13)$$

식 (12), (13)을 통해 AASHTO LRFD(2000)과 LRFD (2012) 설계기준<sup>[2],[8]</sup>에서 정의된 연성 요구조건을 동일한 연성비

$D_p/D_t$ 에 대하여 비교할 수 있으며 Table 2 및 Fig. 7과 같다.

그리고 Fig. 8과 같이 AASHTO LRFD(2012) 설계기준<sup>[2]</sup>의 공칭 휨저항강도 산정식은 강합성 거더를 구성하는 강재의 종류 상관없이 모든 강합성 거더 단면에 대하여 동일 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도 산정식을 갖으며, AASHTO LRFD(2000) 설계기준<sup>[8]</sup> 공칭 휨저항강도 산정식은 강재의 종류에 따라 다른  $\beta$ 값을 사용하므로 강합성 거더 단면을 구성하는 강재의 종류에 따라 연성 요구조건이 변한다.

AASHTO LRFD(2000) 설계기준<sup>[8]</sup> 공칭 휨저항강도 산정식의 경우 최대 연성비  $D_p/D' = 5$  즉  $D_p/D_t = 5\beta/7.5$ 에서 공칭 휨저항강도는  $\phi M_y$ 이며 여기서  $\phi = 0.85$ 를 사용한다. 이때  $\phi M_y$ 값을  $M_p$ 에 대하여 표현하기 위해 형상계수 (shape factor  $\xi$ )를 사용할 수 있으며 형상계수  $\xi$ 는 식 (14)와 같이 정의 된다, 식 (14)를 이용하여  $\phi M_y$ 값을 식 (15)와 같이 정의할 수 있다.

$$\xi = \frac{M_p}{M_y} \quad (14)$$

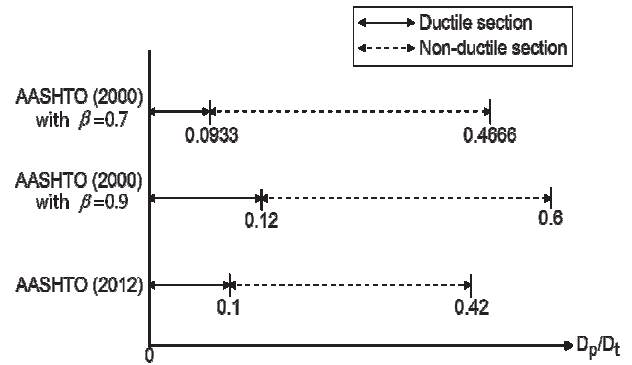


Fig. 7. Ductility requirements

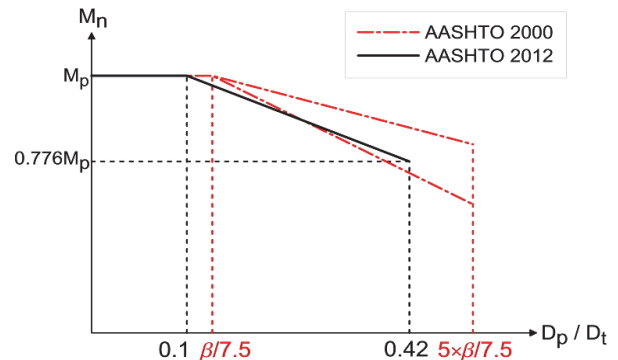


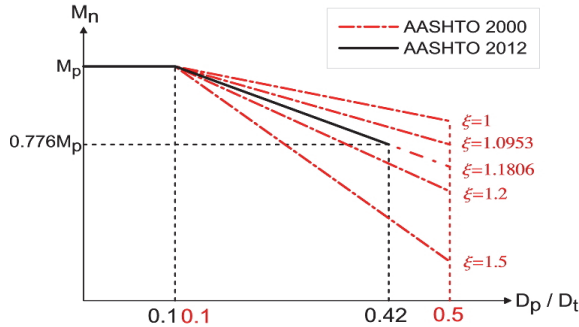
Fig. 8. Nominal flexural strength specified in AASHTO LRFD

Table 2. Ductility requirements

Specifications	$\beta$	Ductility requirements	
		Ductile section	Non-ductile section
AASHTO (2000)	$\beta = 0.7$	$\frac{D_p}{D_t} \leq 0.093$	$0.093 \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 0.46$
	$\beta = 0.9$	$\frac{D_p}{D_t} \leq 0.12$	$0.12 \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 0.6$
AASHTO (2012)	N/A	$\frac{D_p}{D_t} \leq 0.1$	$0.1 \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 0.42$

**Table 3.**  $\phi M_y$  corresponding to shape factor

Shape factor $\xi$	$\phi M_y$ (where, $\phi = 0.85$ )
$\xi=1$	$0.85 M_p$
$\xi=1.0953$	$0.776 M_p$
$\xi=1.1806$	$0.72 M_p$
$\xi=1.2$	$0.708 M_p$
$\xi=1.5$	$0.567 M_p$



**Fig. 9.** Nominal flexural strength corresponding to  $\xi$  with  $\beta = 0.75$

$$\phi M_y = 0.85 M_y = 0.85 \frac{M_p}{\xi} \quad (15)$$

형상계수에 따라 식 (8)의 변화를 보기위해 Table 3과 같이 1~1.5범위의 형상계수 가정하였으며, 또한 식 (8)과 식 (10)을 비교하기 위해  $\beta$ 를 0.75로 두었다.

Table 3와 함께 Fig. 9를 보면, AASHTO LRFD(2012) 설계기준<sup>[2]</sup>에 해당하는 식(10)는 AASHTO LRFD(2000) 설계기준<sup>[8]</sup>에 해당하는 식(8)에 비해 낮은 형상계수를 가진 단면에 대하여 보수적이며, 상대적으로 높은 형상계수를 가진 단면에 대해서는 덜 보수적임을 알 수 있다<sup>[2]</sup>.

#### 4. 모멘트-곡률 해석법

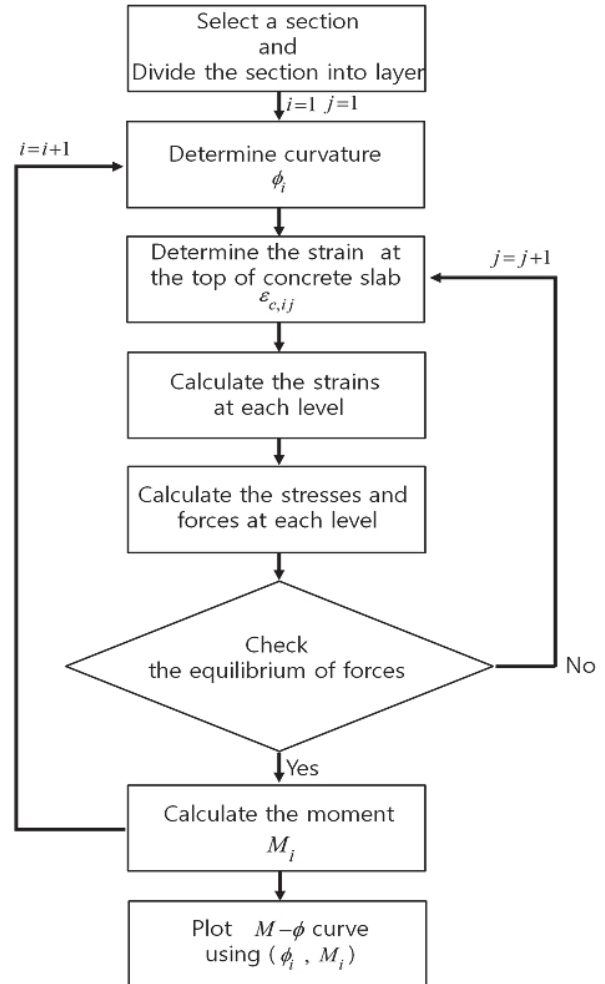
본 연구의 모멘트-곡률 해석법은 Wittry<sup>[6]</sup>이 수행했던 알고리즘을 따르며, 이 해석법은 단면에 곡률이 발생할 때 단면에 작용하는 모멘트를 해석하는 방법이다. 이 해석법을 이용하여 단면의 모멘트-곡률 곡선( $M-\phi$  curve)를 구할 수 있고 구해진 모멘트-곡률 곡선을 이용해 단면이 가질 수 있는 최대 휨모멘트를 구할 수 있다. 이 해석법을 사용하기 위해서 다음과 같은 가정을 한다. 단면에 작용하는

곡률은 단면의 깊이에 따라 일정하며, 단면에 발생하는 변형률은 단면의 깊이에 따라 선형적으로 변한다.

##### 4.1 해석 알고리즘

Wittry<sup>[6]</sup>이 수행했던 모멘트-곡률 해석법의 알고리즘은 해석 단면의 치수와 단면을 구성하는 재료를 선택한 후에 다음과 같은 과정을 따르며 이 과정은 Fig. 10에 나타나있다. 이때 콘크리트의 극한 파괴변형률  $\epsilon_u$ 은 0.003이라 가정한다.

- ① 해석 단면을 여러 층으로 분할한다.
- ② 단면에 작용하는 초기 곡률  $\phi$ 을 가정한다.
- ③ 콘크리트 슬래브 최상단의 초기 압축 변형률  $\epsilon_c$ 를 산정한다.



**Fig. 10.** Procedure of moment-curvature analysis



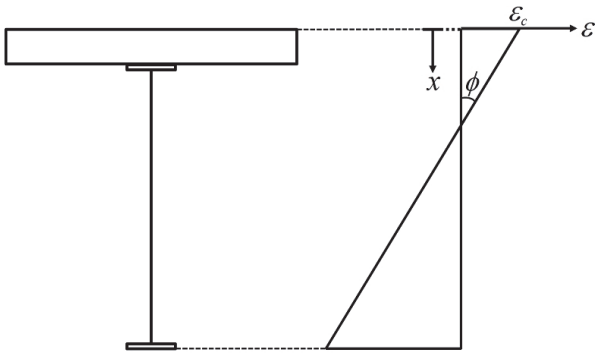


Fig. 11. Strain distribution about Eq. (16)

- ④ 각 층의 변형률 산정한다. 이때 변형률 분포는 식 (16)이며, Fig. 11와 같은 분포를 따른다.

$$\varepsilon(x) = -\phi x + \varepsilon_c \quad (16)$$

여기서  $x$ 는 강합성 거더 최상단으로부터 층까지의 거리이고 콘크리트 슬래브 최상단의 변형률  $\varepsilon_c$ 은 콘크리트의 극한 파괴변형률  $\varepsilon_u$ 보다 작거나 같아야 한다.

- ⑤ 각 층에 정해진 변형률을 이용하여 재료의 응력-변형률 곡선을 통해 각 층에 작용하는 응력 및 작용력을 산정한다.
- ⑥ 각 층의 작용력들이 평형을 이룬다면 ⑥-(a), 작용력들이 평형을 이루지 않는다면 ⑥-(b)를 따른다.
- ⑥-(a) 단면의 작용력을 이용하여 모멘트를 구한다. 이 모멘트가 곡률  $\phi$ 에 대한 모멘트이며,  $\phi$ 을 증가시켜 ②~⑥의 과정을 따른다.
- ⑥-(b)  $\varepsilon_c$ 를 증가시켜 다시 ③~⑥의 과정을 따른다.
- ⑦ 모든 곡률과 각 곡률에 대한 모멘트를 이용하여  $M-\phi$  곡선을 그린다. 그리고 이 곡선에서의 최대 모멘트값을  $M_{test}$ 라 정의한다.

## 5. 해석 단면 모델

해석 단면 모델은 소성 설계를 할 수 있는 조밀단면이어야 하므로, AASHTO LRFD(2012) 설계기준<sup>[2]</sup>의 조밀단면 규정을 만족하여야 한다. 또한 실용적인 설계를 위해 단면비 한계 규정도 만족하여야 한다. 이러한 규정들을 만족하는 동시에 연성비  $D_p/D_t$  또는  $D_p/D^*$ 가 넓은 범위로 분포

하도록 다양한 형상의 단면들을 선택하여야 한다.

### 5.1 AASHTO LRFD 설계기준 조밀단면 규정

조밀단면은 단면의 요소들이 항복에 도달하기 전에는 좌굴이 발생하지 않는 단면을 의미한다<sup>[10]</sup>. 강합성 거더의 단면이 조밀단면으로 분류되기 위해 AASHTO LRFD(2012) 설계기준<sup>[2]</sup>의 다음과 같은 규정을 만족하여야 한다.

- 플랜지에 사용된 강재의 항복응력은 480MPa보다 작다.
- 웨브의 단면비는  $D/t_w \leq 150$ 를 만족한다.
- 웨브의 세장비는  $2D_{cp}/t_w \leq 3.76\sqrt{E/F_{yc}}$ 를 만족한다.

여기서  $D$ 는 웨브의 깊이,  $t_w$ 는 웨브의 두께,  $D_{cp}$ 는 소성중립축이 웨브에 있을 경우 웨브의 최상단으로부터 소성중립축까지의 깊이,  $F_{yc}$ 는 압축플랜지의 항복강도이다.

위의 규정의 첫 번째 조항에 따르면 HSB800의 항복응력은 680MPa이므로 HSB800을 인장 플랜지에 적용한 강합성 I-거더는 비조밀 단면으로 분류되어 소성설계를 할 수 없고 탄성설계를 하여야 한다. 이로 인해 명확하지는 않지만 HSB800의 응력-변형률 거동은 소성거동을 보임에도 불구하고 탄성영역으로 제한되어 비경제적인 설계가 될 수 있다. 본 논문에서는 이러한 제약을 벗어나고자 하며, 인장 플랜지에 HSB800을 적용한 강합성 거더를 조밀단면이라 가정하고 소성설계하기 위해 이상화된 응력-변형률 곡선을 이용하여 HSB800강재의 소성영역을 가정하여 이를 소성설계에 적용한다.

### 5.2 해석 단면 치수

해석 단면의 설계변수는 Fig. 12과 같다. 이 설계변수들은 5.1절에서 언급된 조밀단면 규정뿐만 아니라 단면비 한계 규정도 만족하여야 하며, 단면 한계비에 대하여 AASHTO LRFD(2012) 설계기준<sup>[2]</sup>에서는 단면을 구성하는 웨브와 플랜지에 대하여 다음과 같이 규정하고 있다.

- 길이방향 보강재가 없는 웨브 :  $\frac{D}{t_w} \leq 150$

- 플랜지 :  $\frac{b_f}{2t_f} \leq 12$

$$b_f \geq \frac{D}{6}$$

$$t_f \geq 1.1t_w$$

$$0.1 \leq \frac{I_{yc}}{I_{yt}} \leq 10$$

여기서  $b_f$ 는 플랜지 폭,  $t_f$ 는 플랜지 두께,  $t_w$ 는 웹 두께,  $D$ 는 웹 깊이,  $I_{yc}$ 는 압축 플랜지의 약축에 대한 단면 2차 모멘트,  $I_{yt}$ 는 인장 플랜지의 약축에 대한 단면 2차 모멘트이다.

넓은 범위의 연성비  $D_p/D_t$ 를 갖도록 해석 단면을 설정하기 위해 Fig. 12의 설계변수들에 대하여 Table 4와 같이 최소값, 최대값, 증분값을 설정하였으며, 이에 해당하는 치수를 갖는 단면 중 AASHTO LRFD(2012) 설계기준<sup>[2]</sup>의 단면비 한계 규정을 만족하는 약 3,600개의 단면을 선별한다<sup>[3]</sup>.

### 5.3 콘크리트 응력-변형률 모델

해석에 사용되는 응력-변형률 곡선은 CEB-FIP<sup>[11]</sup> 모델을 사용하였다. 이 모델의 응력-변형률 곡선의 식은 식

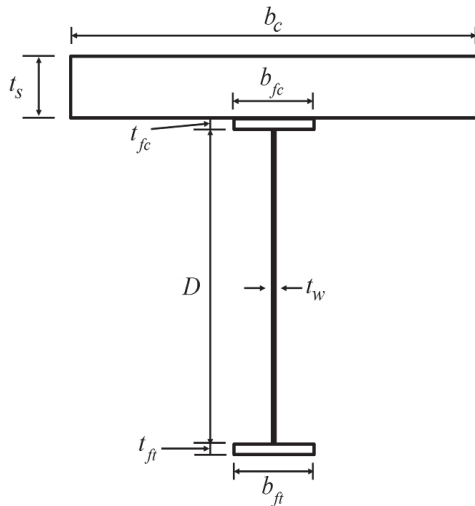


Fig. 12. Design variables for composite section

Table 4. Design variables for moment curvature analysis

Design variables	Min. (mm)	Max. (mm)	Increment (mm)
Concrete slab thickness $t_s$	250	300	25
Concrete slab width $b_c$	1524	2439	305
Top flange thickness $t_{fc}$	25	77	13
Top flange width $b_{fc}$	305	761	152
Web thickness $t_w$	13	25	6
Web depth $D$	610	2440	610
Bottom flange thickness $t_{ft}$	25	77	13
Bottom flange width $b_{ft}$	305	761	152

(17)와 같으며 Fig. 13과 같이 나타난다.

$$f_c = \frac{0.85f'_c(a - 206,000\varepsilon_c)\varepsilon_c}{1 + b\varepsilon_c} \quad (17)$$

여기서  $f'_c$ 는 콘크리트의 28일 압축강도이며,  $\varepsilon_c$ 와  $f_c$ 는 각각 콘크리트의 변형률과 응력을 의미 한다. 또한  $a$ 와  $b$ 는 다음과 같이 정의 된다.

$$a = 39,000(0.85f'_c + 7.0)^{-0.953}$$

$$b = 65,600(0.85f'_c + 10.0)^{-1.085} - 850$$

### 5.4 강재 응력-변형률 모델

해석에 사용한 강종은 Wittry<sup>[6]</sup>이 해석에 사용했던 250 MPa 급 강재와 345MPa 급 강재 그리고 SM570과 HSB800이다. 각 강재에 대한 이상화된 응력-변형률 선도는 Fig.

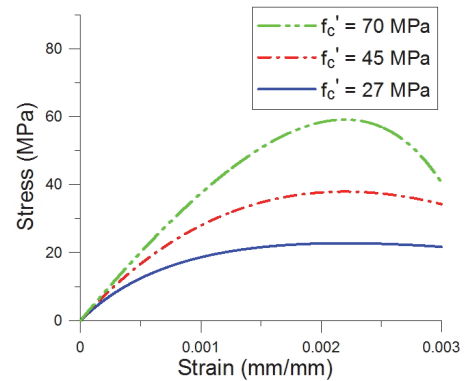


Fig. 13. CEB-FIP<sup>[11]</sup> model concrete stress-strain curve

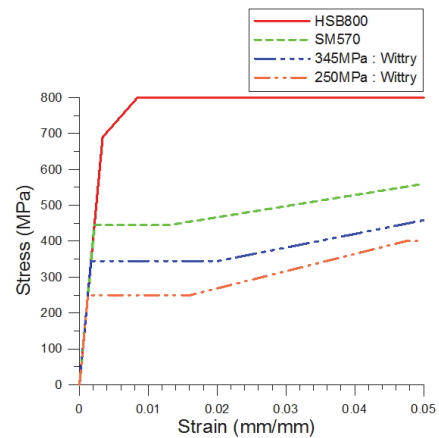


Fig. 14. Idealized stress-strain curve of steels



**Table 5.** Material properties of steels

Properties	250MPa Gr.	345MPa Gr.	SM570	HSB800
Yield stress (MPa)	250	345	445	690
Tensile strength (MPa)	400	520	570	800
Yield strain (mm/mm)	0.001122	0.001683	0.002171	0.003366
Strain-hardening strain (mm/mm)	0.016159	0.020195	0.013	0.003366
Elastic modulus (MPa)	205,000	205,000	205,000	205,000
Modulus of strain-hardening (MPa)	4,800	3,800	3,100	22,850

14와 같으며, 강재에 대한 물성치는 Table 5와 같다<sup>[6],[12]</sup>.

Fig. 14의 이상화된 응력-변형률 곡선에서, 일반 강재는 응력이 설계 항복응력에 도달한 이후에 소성변형이 일어나며 변형률이 변형-경화 변형률에 도달한 후에 응력이 설계 인장강도까지 점진적으로 증가한다. 하지만 고강도 강재 HSB800의 경우 응력이 설계 항복응력에 도달한 후 곧바로 설계 인장강도까지 점진적으로 증가한다<sup>[13]</sup>. 이러한 특징 때문에 AASHTO LRFD 설계기준에 규정된 강합성 거더의 소성모멘트  $M_p$  산정식을 사용하기에 부적절하다. 왜냐하면 AASHTO LRFD 설계기준의  $M_p$  산정식은 강재가 항복한 이후에 소성 변형이 발생한다고 가정하고 유도된 식이기 때문이다.

따라서 본 연구에서는 HSB800강재가 강합성 거더의 요소일 경우 적절한 소성모멘트  $M_p$ 를 산정하기 위해 강도 강재 HSB800의 응력-변형률 거동에서, 강재의 응력이 설계 인장강도에 도달한 이후 소성 변형을 겪는다고 가정한다.

### 5.5 해석 단면 재료 조합

해석 단면 요소의 재료 조합은 Table 6와 같이 선정한 다. 재료 조합 Case 1, Case 2는 압축 플랜지, 웨브 및 인장 플랜지에 일반강재를 적용한 강합성 거더이며, 재료 조합 Case 3은 압축 플랜지와 웨브는 SM570강재, 인장 플랜지는 HSB800으로 이루어진 강합성 복합단면 거더이다.

**Table 6.** Combinations of steel elements

Combination	Top flange & Web	Bottom flange
Case 1	250MPa Gr. steel	250MPa Gr. steel
Case 2	345MPa Gr. steel	345MPa Gr. steel
Case 3	SM570	HSB800

## 6. 단면 수치해석

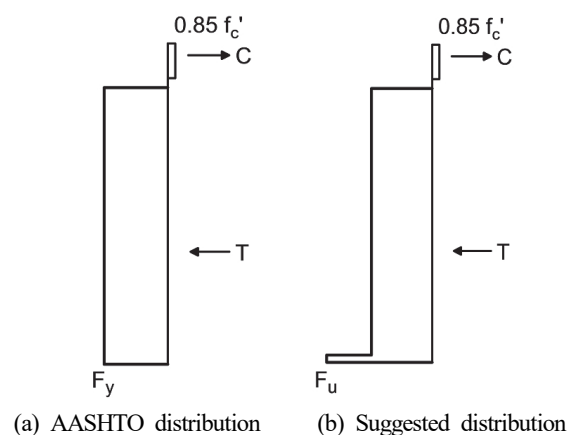
### 6.1 단면 수치해석 개요

단면 수치해석은 모멘트-곡률 해석법에 의해 수행되며, 해석의 목적은 해석 결과를 통해 재료 조합 Case 3에 대한  $\beta$ 계수를 산정하고 이를 근거로 연성 요구조건 및 공칭 휨 저항강도 산정식을 제안하는 것이다. 재료 조합 Case 3에 대하여 해석할 때 HSB800의 응력-변형률 곡선은 5.4절과 같이 가정하며, 단면의 소성모멘트  $M_p$ 를 계산하는 과정에서 인장 플랜지의 응력은 설계 항복응력이 아닌 설계 인장강도로 정의한다. 즉 Fig. 15(a)의 응력 분포는 재료 조합 Case 1 및 Case 2에 적용하며, Case 3는 Fig. 15(b)의 응력 분포를 적용한다.

Fig. 15에서  $f'_c$ 은 콘크리트의 28일 압축강도,  $F_y$ 는 강재의 설계 항복응력,  $F_u$ 는 강재의 설계 인장강도이다.

### 6.2 단면 해석 결과 및 분석

각 재료 조합 Case에 대한 수치해석 결과는 Fig. 16과

**Fig. 15.** Fully-plastic stress distribution

같다. 여기서,  $D^*$ 는 Vasseghi<sup>[4]</sup> 연성 파라미터,  $D_p$ 는 슬래브 최상단으로부터 소성중립축까지의 깊이,  $M_p$ 는 소성모멘트,  $M_{test}$ 는 모멘트-곡률 해석으로 구해진 각 단면이 가질 수 있는 최대 휨모멘트이다. Wittry<sup>[6]</sup>의 연구와 동일한 방식으로 합성단면을 구성하는 재료 조합에 대한  $\beta$ 값을 정의하기 위해 연성비  $D_p/D^*$ 에 대한  $M_{test}/M_p$ 를 구하였다. 각 재료 조합에 대하여  $M_{test}/M_p$ 가 1이 되는 최소 연성비  $D_p/D^*$ 를  $\beta$ 계수로 정의하였다.

재료 조합 Case 1과 Case 2에 대하여 Wittry<sup>[6]</sup>가 수행했던 해석 결과와 동일한  $\beta$ 값인 0.9 및 0.7로 정의할 수 있다. 그리고 인장 플랜지에 HSB800, 압축 플랜지와 웨브에 SM570이 적용된 강합성 복합단면 I-거더의  $\beta$ 값을 식 (18)와 같이 제안한다.

$$\beta = 0.55 \quad (18)$$

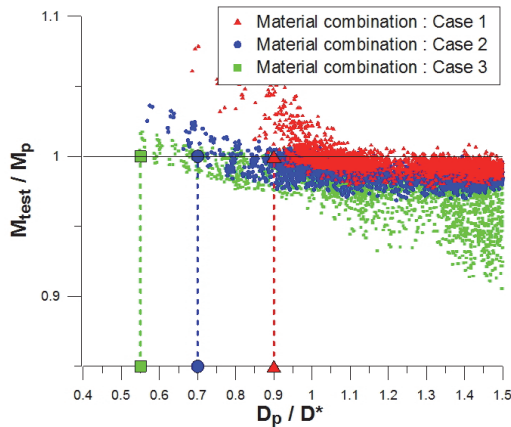


Fig. 16. Flexural strength of composite sections regarding to ductility ratio  $D_p/D^*$

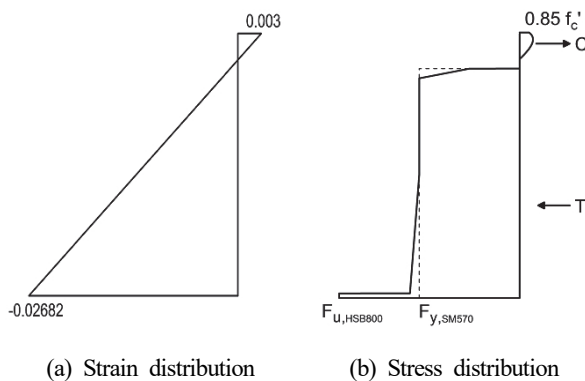


Fig. 17. Composite Hybrid I-Girder Using HSB High Performance Steel

재료 조합 Case 3, 즉 인장 플랜지가 HSB800, 압축 플랜지와 웨브가 SM570으로 이루어진 강합성 복합단면 I-거더가 재료 조합 Case 1 및 Case 2로 된 일반적인 강합성 거더 보다 작은  $\beta$ 값을 갖는 것은 인장 플랜지 HSB800의 높은 설계 항복응력 및 설계 인장강도에서 기인한다. 즉 HSB800 강재는 응력이 설계 인장강도에 도달한 이후에 소성 거동을 하기 시작한다고 가정하였으므로 HSB800은 소성거동을 시작하는 변형률이 일반강재에 비해 크기 때문에 인장 플랜지가 소성 상태에 도달하기 위해서는 재료 조합 Case 3의 중립축이 Case 1 및 Case 2의 중립축보다 슬래브상단에 더 가깝게 형성되어야 한다. 이는 실제 중립축의 위치가 소성중립축의 위치와 같다는 가정 하에, 재료 조합 Case 3 단면이 Fig. 15(b)와 같은 완전 소성상태 응력분포에 도달하기 위해 재료 조합 Case 1, Case 2가 완전 소성 상태에 도달하는 것 보다 더 작은  $D_p/D^*$ 값을 요구하는 것을 의미한다.

또한 Fig. 15(b)같이 완전 소성상태 응력분포를 제안함으로써, Case 3 재료 조합의 강합성 단면이 소성모멘트  $M_p$ 에 도달하기 위해 실제 응력분포에서 강재 요소는 큰 비탄성 변형을 겪어야 하며 강재의 일부는 변형-경화가 발생해야만 한다. 이는 AASHTO 설계기준<sup>[2],[8],[9]</sup>에서 소성모멘트  $M_p$ 를 소성 설계에 사용하는 목적과 부합한다.

Fig. 17은 재료 조합 Case 3의 단면중에 최대 휨모멘트가 소성모멘트  $M_p$ 에 도달한 단면의 강합성 거더 높이에 대한 변형률 분포 및 응력 분포를 보여주며 강재는 큰 비탄성 변형을 겪으며 강재의 일부는 변형-경화를 겪는다. Fig. 17 단면의 연성비  $D_p/D_t$ 는 0.073,  $M_{test}/M_p$ 는 1.004, 콘크리트 슬래브 최상단의 압축 변형률은 0.003, 인장 플랜

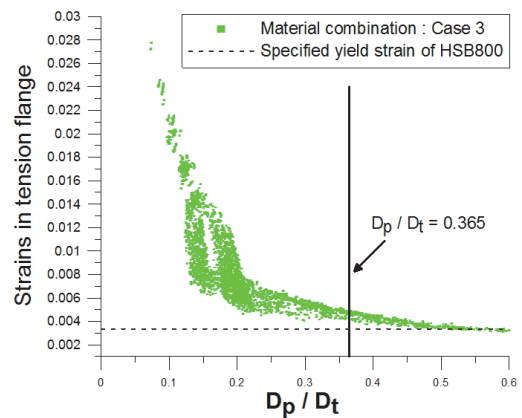


Fig. 18. Strains at tension flange of composite section

지 최하단의 인장변형률은 0.02682이다.

제안된 식 (18)의  $\beta$ 값을 식 (12), (13)에 적용하여, 인장 플랜지에 HSB800 강재를 적용하고 웹과 압축 플랜지에 SM570을 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 연성 요구조건을 다음 식 (19), (20) 같이 구할 수 있다.

연성단면의 경우;

$$\frac{D_p}{D_t} \leq 0.073 \quad (19)$$

비연성단면의 경우;

$$0.073 \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 0.365 \quad (20)$$

그리고 연성 요구조건 범위 안에 있는 모든 단면의 인장 플랜지 변형률이 설계 항복 변형률을 초과하였는지 확인해야 한다. Fig. 18는 연성비  $D_p/D_t$ 에 대한 인장 플랜지 최하단의 인장 변형률을 나타낸다. Fig. 18에서 볼 수 있듯이 모든 단면의 인장 플랜지 변형률이 제안된 연성 요구조건 범위 안에서 설계 항복 변형률보다 크므로 모든 단면의 휨 모멘트가 항복 모멘트보다 크다는 것을 알 수 있다. 따라서 제안된 연성 요구조건 범위 내에 취성단면이 존재하지 않으며, 이 연성 요구조건을 사용하여도 무방하다고 판단할 수 있다.

## 7. 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도 제안

해석 결과를 바탕으로 재료 조합 Case 3에 대하여, 정모멘트를 받는 강합성 복합단면 I-거더의 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도를 제안한다. 재료 조합 Case 3는 강합성 복합단면 I-거더의 인장 플랜지 HSB800, 웹과 압축 플랜지에 SM570을 적용한 단면을 의미한다.

연성 요구조건은 해석을 바탕으로 구해진 연성 요구조건인 식 (19), (20)보다 안전측으로 제안하며 식 (21), (22)과 같다.

연성단면의 경우;

$$\frac{D_p}{D_t} \leq 0.07 \quad (21)$$

비연성단면의 경우;

$$0.07 \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 0.35 \quad (22)$$

식 (21), (22)에서 제안한 연성 요구조건을 바탕으로, 연성단면에 대한 공칭 휨저항강도는  $M_p$ 로 제안하며 비연성단면의 경우 공칭 휨저항강도는 연성비  $D_p/D_t$ 에 대한 1차 식으로 제안한다. 즉 식 (23), (24)과 같이 제안한다.

$$\frac{D_p}{D_t} \leq 0.07 \text{의 경우;}$$

$$M_n = M_p \quad (23)$$

$$0.07 \leq \frac{D_p}{D_t} \leq 0.35 \text{의 경우;}$$

$$M_n = M_p \left(1.07 - \frac{D_p}{D_t}\right) \quad (24)$$

여기서  $M_p$ 와  $D_p$ 는 Fig. 15(b)의 응력분포를 근거로 한 소성모멘트와 소성중립축의 깊이,  $D_t$ 는 강합성 거더의 총 높이이다.

그리고 식 (24)은 두 점을 선형보간으로 구했으며, 두 점은 각각 다음과 같이 선택하였다. 연성단면의 연성비 한계값인  $D_p/D_t = 0.07$ 에서의 공칭 휨저항강도는  $M_p$ 이며, 비연성단면의 연성비 한계값인  $D_p/D_t = 0.35$ 에서의 공칭 휨저항강도는  $0.72M_p$ 이다.

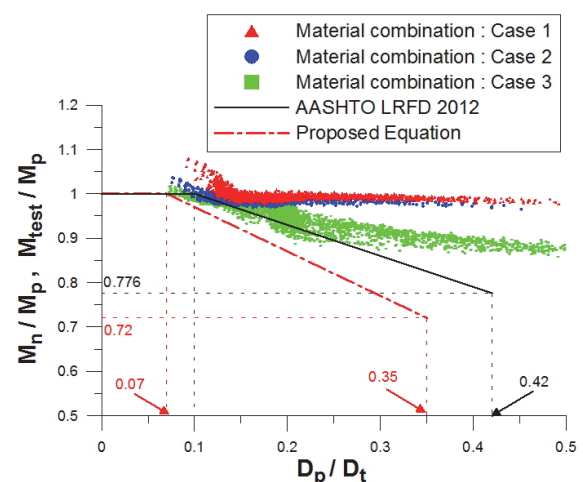


Fig. 19. Proposed equation for nominal flexural strength in positive bending

Fig. 19에서 0.776이라는 값은  $D_p/D_t = 0.42$ 에서 공칭 휨저항강도가  $M_n = 0.776M_p$ 임을 의미하고, 이는 Wittry<sup>[6]</sup>에 의해 수행된 단면 수치 해석 결과 중 가장 작은 값을 보였던 휨모멘트  $M_{test} = 0.96M_p$ 값에 Wittry<sup>[6]</sup>가 제안한 안전율 1.28을 적용한 값을 근거로 하였다<sup>[14],[15]</sup>. 하지만 Fig. 19에서 볼 수 있듯이, 본 연구에서 대상으로 하는 고강도 강재 HSB800을 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 수치해석 결과는 Wittry<sup>[6]</sup>가 수행했던 일반강재를 적용한 강합성 거더의 수치해석 결과와는 다르게,  $0.96M_p$ 보다 작은  $M_{test}$  값을 갖는 단면이 존재하였다. 따라서 HSB800을 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 연성비 한계값에서의 공칭 휨저항강도는 AASHTO LRFD 설계기준<sup>[2]</sup>에서 정의한  $0.776M_p$ 보다 작은 값인  $0.72M_p$ 로 제안하였다.

## 8. 결 론

본 연구에서는 인장 플랜지에 HSB800, 웹 및 압축 플랜지에 SM570을 적용한 강합성 복합단면 I-거더에 대하여 AASHTO LRFD 설계기준의 적용성을 검토하였다. 그리고 AASHTO LRFD 설계기준의 소성모멘트  $M_p$ 를 고강도 강재가 적용된 강합성 복합단면 I-거더에 대하여 적용할 수 있도록 완전 소성상태 응력분포를 제시하였으며, 이를 이용하여 수치해석을 통해 HSB800을 적용한 강합성 복합단면 I-거더에 대한  $\beta$ 값을 제안하였다. 또한, 이  $\beta$ 값을 바탕으로 하여 HSB800을 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 정모멘트부 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도를 제시하였다. 본 연구를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 인장 플랜지에 HSB800, 웹 및 압축 플랜지에 SM570을 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 경우 HSB800의 이상화된 응력-변형률 곡선은 응력이 인장강도에 도달한 후 소성 변형을 겪는다고 가정하였다. 그리고 단면의 완전 소성상태에서의 인장 플랜지 응력은 인장강도로 정의하고 소성모멘트  $M_p$ 를 계산하였으며, 이는 AASHTO LRFD 설계기준의 소성 설계 목표에 부합한다.
- (2) 인장 플랜지에 HSB800, 웹 및 압축 플랜지에 SM570을 적용한 강합성 복합단면 I-거더의  $\beta$ 값을 수치해석 결과에 근거하여 0.55로 정의하였으며, 이를 이용해 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도를 제안하였다.

- (3) 인장 플랜지에 HSB800, 웹 및 압축 플랜지에 SM570을 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 경우 기존의 AASHTO LRFD 설계기준<sup>[2]</sup>의 공칭 휨저항강도 설계식보다 본 연구에서 제안된 식이 고강도 강재의 특성을 더 잘 반영하고 있으며, HSB800을 적용한 강합성 복합단면 I-거더에 대하여 더 안전한 설계식 이라고 판단된다.

## 감사의 글

본 연구는 국토해양부가 출연하고 한국건설교통기술진흥원에서 위탁 시행한 R&D정책인프라사업(11기술표준화 01-01)에 의한 고성능 강재의 건설구조 적용을 위한 휨재 및 압축재의 LRFD 설계기준 표준화의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다.

## 참고문헌(References)

- [1] 국토해양부(2012) 도로교설계기준(한계상태설계법). Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs (2012) *Highway Bridge Design Standard (Limit State Design)*, Korea (in Korean).
- [2] American Association of State Highway and Transportation Officials (2012) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (6th Ed.), USA.
- [3] Barth, K.E., and Roberts, N.R. (2009) Flexural Capacity of Compact Composite I-Girders in Positive Bending, *Journal of Bridge Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.14, No.4, pp.238-246.
- [4] Ansourian, P. (1982) Plastic Rotation of Composite Beams, *Journal of Structures Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.108, No.3, pp.643-659.
- [5] Vasseghi, A. (1989) *Strength and Behavior of Composite Plate Girders Under Shear and Bending Moment*, Ph.D. Dissertation, University of Texas at Austin, USA.
- [6] Wittry, D.M. (1993) *An Analytical Study of the Ductility of Steel-Concrete Composite Sections*, Master's Thesis, University of Texas at Austin, USA.
- [7] Mans, P., Yakel, A.J., and Azizinamini, A. (2001) Full-Scale Testing of Composite Plate Girders Constructed Using 485-MPa High-Performance Steel, *Journal of Bridge Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol.6, No.6, pp.598-604.

- [8] American Association of State Highway and Transportation Officials (2000) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (2nd Ed.), USA.
- [9] American Association of State Highway and Transportation Officials (2004) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications* (3rd Ed.), USA.
- [10] 조은영, 신동구(2011) HSB 강재 적용 강합성 복합단면 거더 정모멘트부의 휨저항강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제23권, 제3호, pp.385-395.  
Cho, E.Y., and Shin D.K. (2011) Flexural Strength of Composite HSB Hybrid Girders in Positive Bending, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.3, pp.385-395 (in Korean).
- [11] Comité Euro-International du Béton (1990) *CEB-FIP Model Code 1990*, Thomas Telford, UK.
- [12] Shin, D.-K., Cho, E.-Y., and Kim, K. (2013) Ultimate Flexural Strengths of Plate Girders Subjected to Web Local Buckling, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.13, No.2, pp.291-303.
- [13] 조은영, 신동구(2012) HSB 강거더의 비탄성 횡비틀좌굴에 의한 휨강도-세장 복부판 단면, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제2호, pp.217-231.  
Cho, E.Y., and Shin, D.K. (2012) Flexural Strength of HSB Steel Girders Due to Inelastic Lateral-Torsional Buckling-Sections with Slender Web, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.2, pp. 217-231 (in Korean).
- [14] Yoon, S.-G. (2013) Nominal Moment Capacity of Hybrid Composite Sections Using HSB600 High-Performance Steel, *International Journal of Steel Structures*, KSSC, Vol.13, No.2, pp.243-252.
- [15] 윤석구(2013) 정모멘트부 강합성거더의 공칭휨강도 재평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제2호, pp.165-178.  
Yoon, S.G. (2013) Revaluation of Nominal Flexural Strength of Composite Girders in Positive Bending Region, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.2, pp.165-178 (in Korean).

---

**요 약 :** 본 연구에서는 인장 플랜지에 HSB 고성능 강재를 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 정모멘트에 대한 휨저항강도 및 연성 요구조건을 검토하였다. AASHTO LRFD 설계기준에서 강합성 거더의 정모멘트에 대한 공칭 휨저항강도 및 연성 요구조건은 소성모멘트와 소성중립축을 이용하여 규정하고 있으며, 이때 소성모멘트와 소성중립축은 일반 강재에 대하여 유도된 값이다, 하지만 응력-변형률 거동에서 일반강재와 다르게 HSB 고성능 강재의 소성영역은 명확히 정의될 수 없다. 따라서 고성능 강재의 이상화된 응력-변형률 곡선을 통해 고성능 강재의 소성영역을 가정하여 소성모멘트를 정의하였으며, 다양한 치수를 갖는 임의의 단면에 대하여 수행된 수치 해석의 결과를 통해 인장 플랜지에 HSB 고성능 강재를 적용한 강합성 복합단면 I-거더의 연성 요구조건 및 공칭 휨저항강도 산정식을 제안하였다.

**핵심용어 :** 고성능 강재, 정모멘트, 휨저항강도, 연성비, 강합성 복합단면 I-거더, HSB800

---