

有孔 H型鋼보의 强度式에 관한 研究

A Study on the Strength Interaction Equation of H Beams with Web Openings

박 종 원¹⁾ · 정 재 길²⁾ · 신 영 수³⁾
Park, Jong Won Jung, Jae Gil Sin, Young Su

요 약 : 현대 건축물들의 고층화 추세에 따라 등장한 철골 구조물의 공사비 절감을 위한 한 방법으로 H형강보의 웹 부분에 설비용 덕트와 배관류 등을 관통시키기 위하여 개구부를 두는 유공보를 자주 사용하고 있다. 본 연구에서는 현재 유공보의 설계에 사용되고 있는 기존의 강도식들의 문제점을 살펴보고 소성 붕괴 메커니즘에 기초를 둔 보다 합리적인 강도식을 제안하고자 한다. 제안식은 기존의 강도식들과 비교하여 볼 때 단순하며 이해하기 쉽다. 제안식의 검증은 과거에 이루어진 연구 결과들을 사용하여 평가되어 졌다. 이들 연구결과들을 근거로 제안식의 극한 강도를 비교해 볼 때 현재 실무에서 사용되어 지고 있는 강도식들보다 합리적인 결과 값을 기대할 수 있다.

ABSTRACT : It is a common practice to cut openings in the beam webs for the passage of service ducts or pipes in steel building structures. The objective of this paper is to propose a strength interaction equation of H beams with web holes based on the plastic collapse mechanism. In the development of the equation, the basic assumptions used in the previous strength equations and their limitations were investigated. Based on the investigation, a new equation which is simple and easy to understand was proposed. The reliability of the proposed method was evaluated using the test results of previous research made so far. Comparison of the ultimate strength by the proposed equation with previous test results showed that the proposed equation gives more reasonable prediction than the previous strength equations which are commonly used in practice.

핵심단어 : 강도식, 유공보, 소성붕괴, 극한 강도.

KEYWORDS : Strength interaction equation, Beams with web holes, Plastic collapse, Ultimate strength

1) 정회원, 홍익대학교 건축공학과 조교수, 공학박사
2) 정회원, 태성 구조, 구조설계팀
3) 정회원, 이화여자대학교 건축학과 부교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 2001년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

1. 서론

1.1 연구의 목적

철골 구조물에서 충고를 낮추기 위한 방법으로 H형강보의 웹 부분에 설비용 덕트와 배관류 등을 관통시키기 위한 개구부를 두는 유공보를 자주 사용하고 있다.

유공보가 개구부의 위치에서 휨 모멘트만을 받는 경우에는 일반보와 거의 유사한 거동을 하며 최대 내력은 개구부 부분을 제외한 단면의 소성 단면계수를 사용하여 근사적으로 구할 수 있다. 그러나, 개구부의 위치에 전단력이 작용하게 되면 개구부의 양 단부의 상·하 T형 단면에서 소성 힌지가 발생하면서 최대 내력에 이르는 Vierendeel 현상⁽¹⁾이 일어나게 된다. 따라서 전단력과 모멘트를 동시에 받는 유공보의 개구부 위치에서의 최대 내력은 전단력과 모멘트의 상호 작용에 의하여 결정된다.

본 연구는 유공보의 최대 내력에 관한 기존의 실험 연구 결과들을 살펴보고 이를 근거로 하여 보다 합리적인 유공보 설계식을 제안하는데 그 목적이 있다.

1.2 연구의 방법 및 절차

본 논문에서의 연구 방법으로는 먼저 실무에서 주로 사용하고 있는 기존의 강도식들의 기본 가정 및 유도 과정을 조사한다. 이를 통해 기존 강도식들의 문제점들을 검토하여 보다 합리적인 강도식을 제안한다.

제안된 강도식의 신뢰성을 검증하기 위하여 지금까지의 유공보에 대한 최대 내력의 실험 연구 결과들을 조사한다. 여기서 사용한 연구 결과들은 편심이 없는 원형 및 사각형 개구부를 갖는 유공보에 대한 실험들이다.

실험결과와의 비교는 보강된 유공보와 무보강 유공보로 나누어 검토하며, 제안식과 기존의 강도식과의 비교를 위해 각각의 강도식에 의해 구한 최대

내력 값을 실험에 의한 최대 내력값과의 비로 나타내어 상호 비교한다.

제안된 강도식은 최대내력의 식이므로 허용응력도 설계법에는 직접 사용될 수 없다. 따라서 본 연구에서는 기존 실험결과들의 하중-변형 관계곡선으로부터 항복내력을 최대내력의 비로 구한 후 이를 근거로 허용강도설계식을 제안한다.

2. 기존의 강도식과 제안식

2.1 국내의 연구 동향

국외에서의 철골 유공보에 관한 연구는 Heller 등이 1953년 처음 시작하였고, E. P. Segner⁽²⁾가 1964년에 유공보에 요구되는 보강량에 관한 연구를 발표하였다.

그러나, 본격적인 유공 H형강보의 연구는 1966년 Bower에 의해 수행되었다.⁽¹⁾

R. G. Redwood는 1978년 웹의 두께가 얇고 편심무보강보에 관한 실험을 통하여 개구부 주위의 웹 좌굴에 대한 문제를 연구 발표하였다.⁽³⁾

국내에서의 유공보에 관한 연구는 1978년 金鍾落⁽⁴⁾의 연구를 시작으로 하여, 金圭石⁽⁵⁾의 보강 및 무보강 유공 H형강보의 구조적 거동에 관한 연구 등이 있으며, 1992년에 金洵永⁽⁶⁾이 개구형상비가 큰 보강 유공보의 구조적 거동에 관한 실험적 연구를 수행하였다.

2.2 Redwood 강도식

유공 H형강보의 개구부 상·하 T형 단면에는 개구부의 위치에 작용하는 휨모멘트에 의한 축력뿐만 아니라 전단력에 의한 Vierendeel작용으로 2차 휨모멘트가 작용하게 된다. 이와 같은 2차 휨모멘트의 영향에 의해 [그림 1]과 같이 개구부 상하의 T형 단면은 각각 중립축에 대해 휨변형을 일으키며 2차 휨모멘트가 최대가 되는 개구부 주위의 4개의 모서리 위치에서 축력과 2차 모멘트에 의한

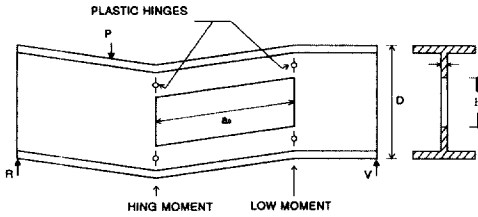


그림 1. 소성 붕괴 기구와 개념

조합응력으로 인하여 소성힌지가 형성됨으로써 최대 내력에 도달된다. Redwood는 이러한 소성붕괴기구(plastic collapse mechanism)의 원리를 기초로 하여 강도식을 유도하였다.^{(7),(8)}

그는 먼저 소성힌지가 발생하는 위치에서 T형 단면의 소성 응력 분포상태를 가정하고 주어진 전단력에 대하여 힘의 평형이 만족하도록 소성응력분포의 중립축을 구하였다. 그리고 이 소성응력분포부터 개구부에 작용하는 모멘트의 크기를 구함으로써 소성붕괴의 조건에서 일정 전단력에 대응하는 최대 모멘트의 값을 구하였다. 여기서 전단응력과 휨응력을 동시에 받는 T형 단면의 웨브 부분의 항복 응력은 Von Mises의 항복조건에 따라 다음과 같은 값을 사용하였다.

$$f^2 = F_{yw}^2 - 3\tau^2 \quad (1)$$

이와 같은 방법으로 전단력을 0에서 소성전단력까지 변화시켜가면서 이에 대응하는 모멘트를 구하면 [그림 2]의 점선과 같은 소성붕괴기구를 일으키는 전단력과 모멘트의 상호관계곡선(interaction curves)을 구할 수 있다. 여기서는 모멘트와 전단력 M, V를 개구부가 없는 전체 보단면에 대한 전소성 모멘트와 전소성 전단력 M_p, V_p 에 의해 무차원화한 상호 관계곡선으로 나타내었다. 그러나 이 상호관계곡선을 구하기 위해서는 전단력을 변화시켜가면서 이에 대응하는 모멘트를 계산해야 하는 반복작업이 필요하다.

이런 이유로 Redwood는 소성응력분포의 중립축이 T형단면의 웨브와 플랜지의 접합 위치에서

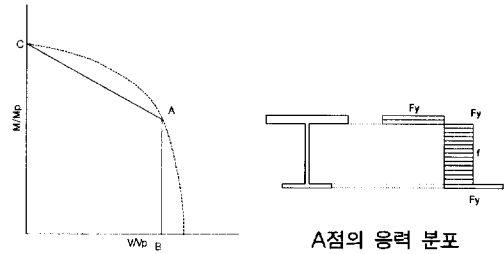


그림 2. Redwood의 M-V 무차원 상호관계곡선

발생하는 경우에 해당하는 상호관계 곡선상의 점(A)에서 수평축(B)까지 수직선을 내리고 또한 A점에서 순수 모멘트만이 작용할 때의 모멘트값(C점)을 연결하는 직선으로 단순화된 곡선([그림 2]의 실선)을 유공보의 상호관계 곡선으로 제안하였다.

Redwood가 제안한 단순화된 상호관계곡선에서 A점의 모멘트값과 전단력값은 각각 다음과 같이 구해진다.

$$\frac{M}{M_p} = \frac{1 - \frac{A_r}{A_f}}{1 + \frac{A_w}{4A_f}} \quad (2)$$

$$\frac{V}{V_p} = \sqrt{3} \left(\frac{D}{a} \right) \left(\frac{A_r}{A_w} \right) \left(1 - \frac{2h}{D} \right) \quad (3)$$

또한 순수 휨 모멘트 하의 모멘트 값(C점)은

$$\frac{M_m}{M_p} = 1 + \frac{\frac{A_r}{A_f} \left(\frac{2h}{D} \right) - \frac{A_w}{4A_f} \left(\frac{2h}{D} \right)^2}{1 + \frac{A_w}{4A_f}} \quad (4)$$

로 구해진다.

2.3 Darwin 강도식

Darwin의 강도식도 Redwood의 경우와 마찬가지로 소성붕괴 기구의 원리를 기초로 하여 강도식

을 유도하였다. 그러나 Darwin은 Redwood의 방법과는 달리 개구부에 전단력만이 작용하여 Virendeel 현상에 의해 소성붕괴에 이를 때의 최대 전단 내력 V_{pn} 과 모멘트만이 작용하여 휨에 의해 최대 내력에 도달할 때의 최대 모멘트 내력 M_{pn} 을 산출하였다. 그리고, 전단과 모멘트가 동시에 작용할 경우의 최대내력에 대하여 다음과 같은 3차식의 상호관계식을 제안하였다.⁽⁹⁾

$$\left(\frac{M}{M_{pn}}\right)^3 + \left(\frac{V}{V_{pn}}\right)^3 \leq 1 \quad (5)$$

이 식을 상호관계곡선으로 나타내면 [그림 3]과 같다.

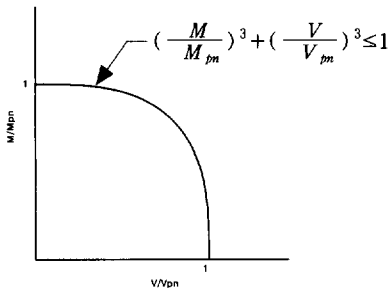


그림 3. Darwin의 M-V무차원 상호관계곡선

식 (5)에서 최대 모멘트 내력과 최대 전단 내력은 다음과 같은 방법으로 구한다.

2.3.1 최대 모멘트 내력

최대 모멘트 내력은 다음과 같이 구하며 이 식은 표현만 다를 뿐 식 (4)와 같은 결과를 준다.

$$M_{pn} = M_p \left[1 - \frac{t_w \left(\frac{H^2}{4} \right) - A_r H}{Z} \right] \leq M_p \quad (6)$$

2.3.2 최대 전단 내력

최대 전단 내력은 순수 전단 하에서 개구부의 네 모서리에 소성힌지를 일으키는 전단력으로서 소성

힌지 위치에서의 소성모멘트의 합을 개구부의 길이로 나눈 값으로 구해진다. Darwin은 소성힌지 위치의 소성 응력분포를 구할 때 웨브의 항복 응력은 Redwood의 경우와 같이 Von Mises의 항복 조건을 적용하였다. 또한 식을 단순화하기 위해 중립축이 플랜지 내에 있으며 플랜지가 작다는 가정 하에 플랜지의 응력을 무시하고 플랜지의 상단을 중립축으로 하여 소성모멘트를 구하였다. 편심이 없는 개구부의 경우 최대 전단 내력은 다음과 같이 구해진다.

$$V_{pn} = 2V_{pnt} \leq \frac{2}{3} V_P \quad (7)$$

여기서 $V_{pnt} = V_{pt} \alpha_v$

$$V_{pt} = \frac{F_y t_w S_t}{\sqrt{3}}$$

$$\alpha_v = \frac{\sqrt{6} + \mu}{\nu + \sqrt{3}} \leq 1$$

$$\nu = \frac{a_o}{S_t} ; \mu = \frac{P_r d_r}{V_{pt} S_t}$$

$$\bar{S}_t = S_t - \frac{A_r}{2 b_f}$$

$$P_r = F_y A_r \leq \frac{F_y t_w a_o}{2\sqrt{3}}$$

2.4 제안식

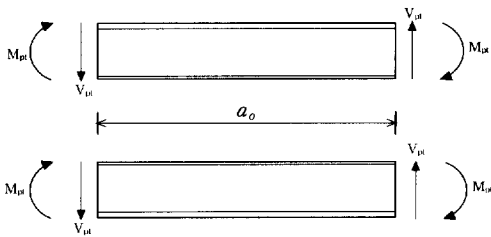
2.4.1 제안식의 배경

Redwood의 강도식은 [그림 2]에서 알 수 있듯이 M/V의 비율에 따라 서로 다른 강도식을 사용하게 되므로 부재들의 내력을 산출할 때마다 각 부재들에 대하여 상호관계곡선을 그려야 하는 불편함이 있다. Darwin의 강도식은 중립축이 플랜지 상단에 있다고 가정함으로써, 특히 보강재를 사용한 경우 이론 값이 실험 값보다 커짐으로서 불안전축의 결과를 줄 수 있다.

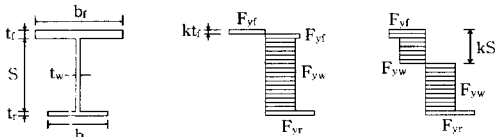
본 연구에서는 각 부재들마다 상호관계곡선을 그리지 않고도 내력을 검토할 수 있도록 Darwin의 경우와 같이 최대 전단 내력과 최대 모멘트 내력을 각각 구한 후 전단과 모멘트가 동시에 작용할 경우에 대한 상호관계식을 제안하는 방식을 사용한다.

개구부의 최대 전단 내력은 [그림 4]와 같이 소성힌지 위치의 소성모멘트로부터 구하는데 이 때 웨브의 항복 응력은 Darwin의 경우와는 달리 Von Mises의 항복 조건에 따라 전단 응력을 고려하여 감소한 값을 사용하지 않고 원래의 항복 응력을 사용한다. 이는 웨브가 Von Mises의 항복 조건에 도달한 이후에도 변형도경화의 영향으로 인하여 더 큰 응력을 받을 수 있으며 따라서 단면에 작용하는 전단력이 소성 모멘트에 미치는 영향이 작기 때문이다.⁽¹⁰⁾

또한 소성 응력분포로부터 소성 모멘트를 구할 때 보강재의 크기가 증가할수록 중립축이 웨브쪽으로 이동하게 되므로 중립축의 위치를 플랜지 상단으로 가정하면 오차가 발생할 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 Darwin의 가정과 달리 [그림 4]와 같이 소성 응력상태에서 중립축의 위치를 구한 후 이 중립축에 대한 소성모멘트를 구한다.



(a) 소성 힌지 위치의 전단력과 모멘트



(b) 중립축에 따른 소성응력분포

그림 4. 순수 전단하의 최대 내력

2.4.2 최대 전단 내력

1) T형 단면의 소성 모멘트

소성 응력으로부터 T형 단면의 소성 모멘트를 구할 때 먼저 중립축의 위치를 검토한 후 아래와 같이 각 중립축에 해당하는 소성 모멘트를 산출하게 된다.

① 소성중립축(P.N.A)이 플랜지 내에 있는 경우

$$(b t_f F_{yf} \geq S t_w F_{yw} + b_r t_r F_{yr})$$

단면에 작용하는 응력의 합이 0이라는 조건으로부터

$$\begin{aligned} \sum F &= b t_f k F_{yf} - b(1-k) t_f F_{yf} \\ &\quad - S t_w F_{yw} - b_r t_r F_{yr} = 0 \\ k &= \frac{A_f F_{yf} + A_w F_{yw} + A_r F_{yr}}{2 A_f F_{yf}} \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} M_{pt} &= -\frac{A_f F_{yf}}{2} t_f (k^2 + (1-k)^2) \\ &\quad + A_w \left(-\frac{S}{2} + (1-k) t_f\right) F_{yw} \\ &\quad + A_r F_{yr} \left(\frac{t_r}{2} + S + (1-k) t_f\right) \end{aligned} \quad (9)$$

② 소성 중립축(P.N.A)이 웨브에 있는 경우

$$(b t_f F_{yf} < S t_w F_{yw} + b_r t_r F_{yr})$$

$$\begin{aligned} \sum F &= A_f F_{yf} + k S t_w F_{yw} \\ &\quad - (1-k) S t_w F_{yw} - A_r F_{yr} = 0 \\ k &= \frac{A_r F_{yr} + A_w F_{yw} - A_f F_{yf}}{2 S t_w F_{yw}} \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} M_{pt} &= A_f F_{yf} \left(k S + \frac{t_f}{2}\right) \\ &\quad + \frac{1}{2} (k^2 + (1-k)^2) S A_w F_{yw} \\ &\quad + A_r F_{yr} \left((1-k) S + \frac{t_r}{2}\right) \end{aligned} \quad (11)$$

2) 소성 모멘트에 의한 전단 내력
 소성붕괴기구를 일으키는 T형단면의 전단력은 [그림 4]로부터 다음과 같이 구할 수 있다.

$$V_m = \frac{2M_{pt}}{a_o} \quad (12)$$

3) 웨브의 전단 항복내력
 T형단면의 웨브의 항복 전단 내력은 다음과 같이 구해진다.

$$V_{wy} = \frac{S t_w F_{yw}}{\sqrt{3}} \quad (13)$$

4) 개구부의 최대 전단 내력
 개구부 상하에 2개의 T형단면이 있으므로 식 (12)와 식 (13)의 값 중 작은 값을 택하여 2배한 값이 개구부의 최대 전단내력이 되며 이를 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$V_m = \left(\frac{2M_{pt}}{a_o} \text{와 } \frac{S t_w F_{yw}}{\sqrt{3}} \text{ 중 작은 값} \right) \times 2 \quad (14)$$

2.4.3 최대 모멘트 내력

개구부의 최대 모멘트 내력은 개구부가 없는 단면의 전소성 모멘트에서 개구부의 부분을 뺀 것으로 구하며 식 (4) 또는 식 (6)을 이용하여 구한다.

2.4.4 상호관계곡선

Darwin은 전단력과 모멘트가 동시에 작용할 경우의 최대내력에 대하여 실험결과와의 비교를 통해 식 (5)와 같은 3차 식의 상호관계식을 제안하였다. 본 연구에서는 지금까지의 유공보에 관한 국내의 실험 연구결과들과 비교를 통해 실험값보다 잘 일치할 수 있는 식으로 다음과 같은 2차 식의 상호관계식을 제안한다. 제안식과 실험값과의 비교는 다음 절에서 설명한다.

$$\left(\frac{M}{M_{pm}} \right)^2 + \left(\frac{V}{V_{pm}} \right)^2 \leq 1 \quad (15)$$

본 연구에서 제안한 상호 관계식을 상호관계곡선으로 나타내면 [그림 5]와 같다.

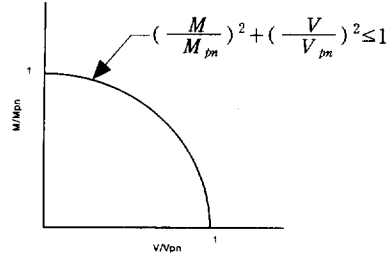


그림 5. 제안식에 대한 M-V 무차원 상호관계곡선

3. 기존의 강도식과 제안식의 비교

기존의 강도식과 제안식의 비교는 기존의 실험 결과들을 각 강도식을 통해 구한 내력값과의 비로 나타내어 상호 비교한다. 기존의 실험 결과는 무보강 유공보와 보강 유공보로 나누어 조사하였다.

3.1 무보강 유공보

각 실험체에 대한 실험값과 세가지 강도식에 의한 이론값을 정리하면 [표 1]과 같다.

그리고 이론값과 실험값의 비를 전단-모멘트 응력비에 대하여 그림으로 나타내면 [그림 6]과 같이 된다. [그림 6]으로부터 세 강도식을 비교해 보면 무보강의 경우 Redwood 강도식은 다른 강도식에 비해 보다 안전측의 결과를 줄 수 있으며 Darwin의 강도식과 제안식은 유사한 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다.

3.2 보강 유공보

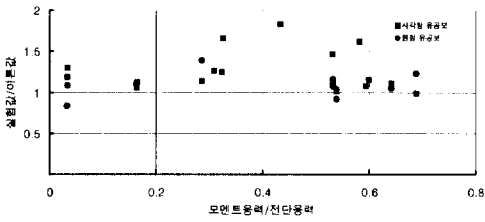
보강 유공보에 대한 각 실험체의 실험값과 세가

표 1. 기존 실험결과와 실험값/이론값(무보강 유공보)

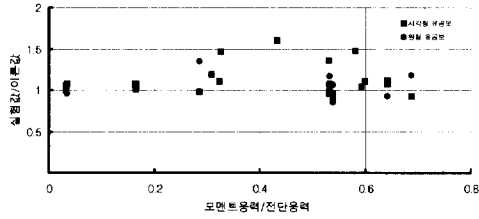
실험체명	실험값				Redwood 강도식				Darwin 강도식			제안식		
	M	V	Mp	Vp	M/Mp (C)	M/Mp (A)	V/Vp (B)	이론값/ 실험값	M/Mpn	V/Vpn	실험값/ 이론값	Mpn/Mp	V/Vpn	실험값/ 이론값
HB3	1878	72.5	3689	133.8	0.89	0.47	0.57	1.02	0.53	0.83	0.89	0.57	0.83	1.01
HB4	3768	9.1	3723	136.1	0.89	0.46	0.57	1.19	1.05	0.11	1.06	1.13	0.10	1.14
HB3A	1440	55.6	3689	133.8	0.89	0.36	0.43	1.01	0.41	0.93	0.96	0.44	0.74	0.86
R1B	1714	85.0	3196	118.0	0.96	0.52	0.76	0.99	0.54	0.86	0.93	0.56	0.84	1.01
EH1	1893	47.5	3478	153.6	0.88	0.41	0.31	1.14	0.58	0.90	0.97	0.62	0.81	1.02
HB5A	1395	53.8	4638	169.6	0.83	0.44	0.29	1.11	0.33	1.06	1.07	0.36	0.86	0.93
HB5	804	31.0	4638	169.6	0.83	0.40	0.17	1.09	0.19	0.96	0.96	0.21	0.99	1.01
R2	1269	59.8	3181	119.5	0.92	0.45	0.45	1.11	0.41	1.06	1.08	0.44	0.82	0.93
HB2	874	33.7	3653	134.0	0.80	0.47	0.17	1.47	0.28	1.35	1.35	0.30	1.24	1.28
HB1	3449	8.3	3734	135.5	0.80	0.47	0.17	1.30	1.07	0.33	1.07	1.15	0.30	1.19
HB1A	3021	36.4	3734	135.5	0.90	0.57	0.68	1.04	0.84	0.37	0.96	0.90	0.39	0.98
C1	2043	96.3	3181	119.5	0.93	0.66	0.74	1.09	0.65	1.02	1.32	0.69	1.09	1.29
UG2	1688	65.0	4797	168.1	0.85	0.54	0.46	0.83	0.38	0.77	0.98	0.41	0.77	0.87
UG2A	1402	54.0	4797	168.1	0.83	0.53	0.35	0.92	0.33	0.87	1.06	0.35	0.77	0.85
1a	700	0.0	787	54.6	0.89	0.68	0.44	0.00	0.95	0.00	0.00	1.00	0.00	0.00
1d	622	0.0	727	49.9	0.89	0.67	0.43	0.00	0.92	0.00	0.00	0.96	0.00	0.00
11h	769	0.0	836	61.8	0.88	0.60	0.19	0.00	1.01	0.00	0.00	1.05	0.00	0.00
2a	563	31.3	876	58.5	0.89	0.68	0.44	1.23	0.69	1.09	1.18	0.72	1.17	1.37
2c	480	26.7	667	44.5	0.89	0.67	0.43	1.40	0.77	1.25	1.34	0.81	1.31	1.54
2d	525	29.2	725	57.6	0.89	0.68	0.44	1.16	0.78	1.03	1.17	0.81	1.10	1.37
2f	284	15.8	692	46.8	0.88	0.60	0.18	1.84	0.45	1.59	1.60	0.47	1.39	1.47
21g	261	10.9	653	48.1	0.88	0.61	0.18	1.25	0.44	1.08	1.11	0.46	0.97	1.07
21h	342	14.3	682	47.9	0.88	0.61	0.18	1.66	0.55	1.44	1.47	0.57	1.27	1.40
3a	616	20.5	785	55.2	0.89	0.68	0.44	1.08	0.84	0.76	1.01	0.88	0.81	1.20
4a	647	13.5	792	55.1	0.89	0.68	0.44	1.05	0.87	0.50	0.93	0.91	0.53	1.06
4c	671	14.0	776	61.6	0.89	0.68	0.44	1.09	0.94	0.46	0.97	0.97	0.49	1.09
4D	710	14.8	838	57.6	0.89	0.68	0.44	1.09	0.91	0.52	0.96	0.95	0.56	1.10
4f	565	11.8	808	58.4	0.88	0.61	0.19	1.13	0.76	0.93	1.07	0.79	0.82	1.14
4g	539	11.2	824	58.7	0.88	0.61	0.19	1.06	0.71	0.88	1.01	0.74	0.78	1.08
4h	476	9.9	704	50.0	0.88	0.61	0.18	1.11	0.74	0.95	1.08	0.77	0.84	1.14
BEAM1	942	47.1	2843	120.4	0.87	0.48	0.34	1.16	0.36	1.09	1.10	0.38	0.80	0.88
BEAM2	1700	42.5	2527	104.2	0.88	0.50	0.35	1.27	0.72	1.09	1.19	0.77	0.78	1.09
BEAM3	0	49.7	2391	100.3	0.87	0.49	0.34	1.45	0.00	1.36	1.36	0.00	0.97	0.97
BEAM4	1000	50.0	2763	118.2	0.87	0.50	0.39	1.08	0.39	1.02	1.04	0.42	0.81	0.91
B-1	942	47.1	2843	120.4	0.87	0.48	0.34	1.16	0.36	1.09	1.10	0.38	0.80	0.88
B-2	1700	42.5	2527	104.2	0.88	0.50	0.35	1.27	0.72	1.09	1.19	0.77	0.78	1.09
B-3	0	49.7	2391	100.3	0.87	0.49	0.34	1.45	0.00	1.36	1.36	0.00	0.97	0.97
B-4	1000	50.0	2763	118.2	0.87	0.50	0.39	1.08	0.39	1.02	1.04	0.42	0.81	0.91
6A	1210	55.0	3254	130.1	0.88	0.56	0.26	1.62	0.40	1.46	1.47	0.42	1.11	1.19

HB3~UG2A⁽³⁾ 1a~4h⁽¹¹⁾ BEAM1~BEAM4⁽¹²⁾ B-1~B-4⁽¹³⁾ 6A⁽¹⁴⁾

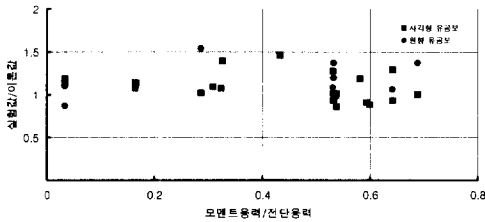
* Redwood 강도식의 A, B, C는 [그림 2]에 해당하는 점



(a) Redwood 강도식

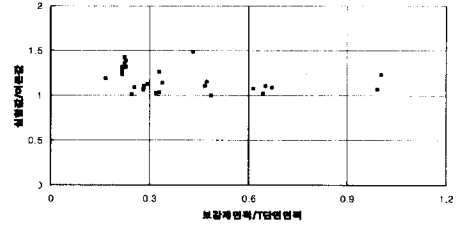


(b) Darwin 강도식

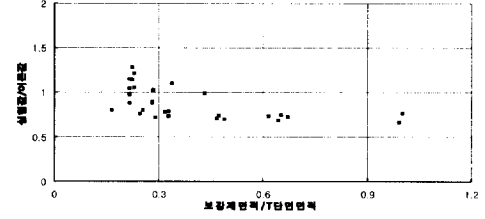


(c) 제안식

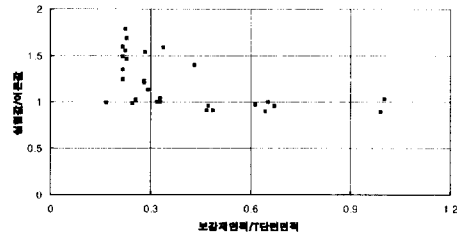
그림 6. 각 강도식에 대한 실험값/이론값(무보강 유공보)



(a) Redwood 강도식



(b) Darwin 강도식



(c) 제안식

그림 7. 각 강도식에 대한 실험값/이론값(보강 유공보)

지 강도식에 의한 이론값을 정리하면 [표 2]와 같다.

그리고 이론값과 실험값의 비를 T형 단면에 대한 보강재의 면적비에 대하여 그림으로 나타낸 결과는 [그림 7]과 같다.

그림에서 알 수 있듯이 Darwin 강도식의 경우 대체로 불안전 측의 결과를 나타내고 있으며, 제안식은 Redwood 강도식에 비해 어느 정도 안전측의 결과를 주고 있으나 비교적 양호한 분포를 나타내고 있다.

이러한 결과를 종합해 보면 2.4절에서 설명한 것처럼 제안식은 상호관계식 (식 (15))이 간편하여 사용하기 편리하고 내력식 (식 (8) - 식 (14))

에 대한 이해가 빠르면서도 최대내력의 평가에 있어 [그림 6]과 [그림 7]에서 알 수 있듯이 비교적 우수한 결과를 나타내고 있어 기존의 강도식에 비해 보다 합리적인 강도식으로 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

4. 허용 강도 설계

4.1 항복 강도의 결정

유공보의 항복은 개구부가 최대 내력에 도달하기 훨씬 전에 국부 응력집중에 의하여 개구부 모서리

표 2. 기존 실험결과와 실험값/이론값(보강 유공보)

실험체명	실험값				Redwood 강도식				DARWIN 강도식			제안식		
	M	V	Mp	Vp	M/Mp (C)	M/Mp (B)	V/Vp (A)	실험값/ 이론값	M/Mpn	V/Vpn	실험값/ 이론값	M/Mpn	V/Vpn	실험값/ 이론값
1A	911.6	21.20	1070.0	74.60	1.07	0.50	0.44	1.14	0.78	0.60	0.72	0.80	0.81	1.14
2A	1540.0	70.00	2357.0	102.13	1.04	0.53	0.49	1.36	0.62	1.26	1.31	0.63	1.68	1.79
2B	2326.5	51.70	2357.0	102.13	1.04	0.53	0.49	1.46	0.94	0.93	1.17	0.95	1.24	1.56
2C	2109.0	70.30	2750.0	130.10	1.04	0.55	0.49	1.26	0.73	0.98	1.07	0.74	1.30	1.49
2D	1402.5	82.50	2750.0	130.10	1.04	0.55	0.49	1.25	0.49	1.16	1.17	0.49	1.53	1.60
3A	1705.0	77.50	2357.0	102.13	1.15	0.32	0.50	1.71	0.62	1.39	1.43	0.63	1.85	1.96
3B	2700.0	60.00	2750.0	130.10	1.14	0.34	0.51	1.50	0.83	0.83	0.99	0.86	1.11	1.40
4A	1485.0	67.50	2750.0	130.10	1.04	0.55	0.37	1.32	0.51	1.16	1.19	0.52	1.25	1.35
4B	2308.5	51.30	2750.0	130.10	1.04	0.55	0.37	1.32	0.80	0.88	1.08	0.81	0.95	1.25
5A	1551.0	51.70	2750.0	130.10	1.09	0.46	0.37	1.15	0.51	1.07	1.10	0.52	1.51	1.60
7B	2443.5	54.30	2486.0	116.09	1.04	0.53	0.50	1.41	0.93	0.85	1.07	0.94	1.13	1.47
7D	1317.5	77.50	2486.0	116.09	1.04	0.53	0.50	1.32	0.50	1.21	1.23	0.51	1.61	1.69
TEST1	1800.0	30.00	2366.1	79.13	1.09	0.55	0.50	1.07	0.69	0.70	0.88	0.70	0.99	1.22
TEST2	1761.0	29.35	2277.8	76.18	1.09	0.55	0.50	1.09	0.71	0.71	0.89	0.71	1.01	1.24
TEST3	1598.0	39.95	2359.8	78.92	1.09	0.55	0.50	1.12	0.62	0.94	1.03	0.62	1.41	1.54
S2-RO50	498.0	6.23	688.2	22.32	1.01	0.56	0.23	1.25	0.72	0.81	1.25	0.72	0.69	0.99
S2-RO575	506.8	6.34	683.8	21.60	1.05	0.49	0.37	1.14	0.70	0.67	0.98	0.71	0.75	1.03
S2-RO75-V	484.0	6.05	701.7	21.20	1.05	0.51	0.37	1.06	0.66	0.65	0.92	0.66	0.73	0.99
S2-RB100	516.0	6.45	698.3	21.90	1.08	0.42	0.48	1.06	0.68	0.57	0.80	0.68	0.73	1.00
S2-RO100-V	533.6	6.67	718.6	22.35	1.08	0.43	0.49	1.05	0.68	0.56	0.81	0.69	0.73	1.00
S2-RB150	483.2	6.04	707.4	21.54	1.16	0.28	0.51	1.01	0.58	0.52	0.70	0.59	0.70	0.91
S4-RB50	476.4	5.96	697.1	21.89	1.08	0.42	0.24	1.32	0.63	0.90	1.26	0.63	0.83	1.04
S4-RB75	509.2	6.37	732.2	22.15	1.15	0.30	0.35	1.21	0.60	0.75	0.97	0.60	0.75	0.96
S4-RB575-L	496.8	6.21	733.2	22.18	1.15	0.30	0.36	1.16	0.58	0.70	0.92	0.59	0.70	0.91
S4-RB100	533.6	6.67	754.3	22.62	1.21	0.17	0.48	1.12	0.58	0.62	0.77	0.58	0.78	0.97
S4-RB100-L	511.6	6.40	715.3	21.78	1.23	0.14	0.47	1.13	0.57	0.63	0.77	0.58	0.82	1.00
S4-RB150	528.0	6.60	704.4	21.42	1.39	-0.17	0.50	1.24	0.53	0.67	0.77	0.54	0.89	1.04
S4-RB150-L	478.0	5.98	716.2	22.96	1.38	-0.17	0.49	1.08	0.47	0.57	0.66	0.48	0.76	0.90
S4-RB100-A	497.2	6.22	697.9	21.93	1.24	0.11	0.48	1.12	0.57	0.61	0.75	0.58	0.77	0.96
S4-RB100-B	486.0	6.08	721.84	22.69	1.23	0.14	0.46	1.06	0.54	0.58	0.73	0.55	0.72	0.91

1A~7D⁽¹⁴⁾ TEST1~TEST4⁽¹⁵⁾ S2-RO50~S4RB100-B⁽¹⁶⁾ * Redwood 강도식의 A, B, C는 [그림 2]에 해당하는 점

부분의 웹에서 발생하게 된다. 그러나, 항복이 발생하였더라도 이와 같은 초기 항복은 개구부 모서리 주위에 제한되어 있으므로 이 국부 항복점을 유공보의 항복강도로 볼 수 없다. 이는 개구부가 없는 H형강보의 경우는 플랜지가 항복 응력에 도달하면 보의 하중-변형 곡선상의 기울기가 급격히 감소하므로 항복점을 명확히 판단할 수 있으나, 개

구부가 있을 때는 초기 항복이 발생한 후에도 기울기의 변화가 점진적으로 일어나면서 계속하여 하중이 증가하게 되므로 항복점을 명확히 판단하기 어렵기 때문이다. 이런 경우 항복 강도는 하중-변위 곡선에서 탄성역의 초기 강성을 연장한 직선과 소성역의 접선이 교차하는 점으로서 결정하는 방법이 널리 사용되고 있다.⁽¹⁷⁾

4.2 허용 강도 설계식

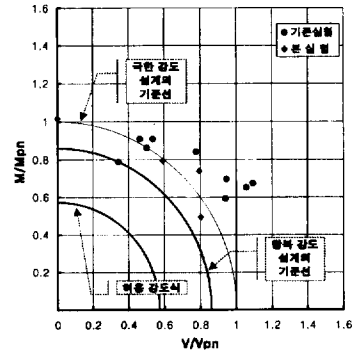
현재 국내의 설계기준에는 유공보의 설계에 관한 식이 제시되어 있지 않다. 따라서 실무에서는 Redwood와 Darwin의 강도식을 이용하여 제안된 두 가지 한계상태설계법이 사용되고 있다.^{(8),(18)} 2.4절의 제안식은 Redwood와 Darwin의 강도식과 마찬가지로 극한강도식이므로 한계상태설계법에 직접 적용될 수 있다.

한편 현재 국내에서는 허용 응력 설계법도 많이 사용되고 있기 때문에 이에 따른 설계식이 필요하다. 그러나 유공보는 개구부 모서리의 응력집중에 의한 조기항복응력의 발생으로 인해 허용응력의 개념을 직접 적용할 수 없다. 이러한 경우 허용응력 대신 냉간성형강의 구조설계기준에서 적용하는 허용강도설계의 개념을 적용하여 설계한다.⁽¹⁹⁾ 여기서 허용강도란 항복강도를 일정한 안전율로 나눈 값이다.

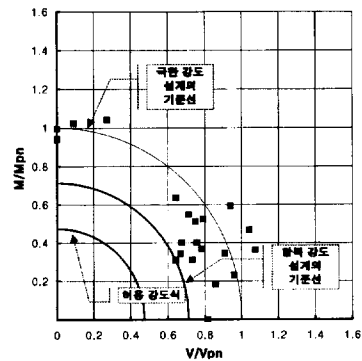
유공보의 허용응력 설계법으로는 Darwin이 제안한 설계법이 주로 사용되고 있다.⁽⁹⁾ 이 설계법에서 Darwin은 자신의 강도식을 그대로 사용하면서 대신에 공칭하중에 1.7의 안전율을 곱한 값을 설계하중으로 사용하였는데 이는 결국 극한강도를 1.7의 안전율로 나눈 값을 허용강도로 사용한 개념이다. 그러나 다음에서 설명하듯이 개구부의 형태 및 보강 유무에 따라 극한강도에 대한 항복강도의 비가 달라지므로 극한강도에 대해 일정한 안전율의 적용하기에는 무리가 있다. 따라서 본 연구에서 제안된 극한강도의 상호관계식으로부터 보다 합리적인 방법으로 항복강도 상호관계식을 유도한 후 이를 근거로 허용강도설계식을 제안할 필요가 있다.

[그림 8]은 4.1절에서 설명한 방법으로 기존의 실험결과로부터 구한 항복강도를 나타낸 것이다.

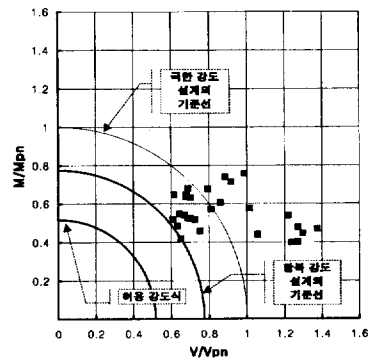
여기서 항복강도 상관곡선은 실험 결과로부터 구한 항복강도값이 항복강도 상관곡선의 바깥에 있도록 극한강도 상관곡선을 일정한 비율로 축소시킨 것이다. 항복강도 상관곡선을 식으로 나타내면



(a) 원형 무보강 유공보



(b) 사각형 무보강 유공보



(c) 보강 유공보

그림 8. 허용 강도 설계의 M-V무차원 상관 곡선

다음과 같이 된다.

$$\left(\frac{M}{M_y}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_y}\right)^2 = 1 \quad (16)$$

$$M_y = \alpha M_{pn}$$

$$V_y = \alpha V_{pn}$$

$\alpha = 0.85$ (무보강 원형 유공보)
 0.7 (무보강 사각형 유공보)
 0.8 (보강 유공보)

여기서 α 는 극한강도식으로부터 항복강도식을 유도하기 위해 사용하는 감소계수이다. 무보강 유공보에서 개구부의 모양이 사각형일 경우, 원형에 비해 모서리의 국부 응력 집중이 크게 발생하므로 비교적 빨리 항복강도에 도달하며 따라서 보다 작은 감소계수 값을 사용하게 된다.

보강 유공보의 경우 α 의 값을 0.8로 할 경우 실험 값의 하나가 상호관계곡선 내로 들어온다. 그러나 보강 유공보는 무보강 유공보에 비해 항복강도에 도달한 후에도 최대내력에 도달할 때까지 여유가 많으며 연성(Ductility)도 커서 0.8의 값을 사용하였다.

허용 강도 설계를 위해서는 다시 항복 강도식을 안전율로 나눈 허용 강도식을 사용한다. 허용 강도식은 안전계수 값으로 일반적으로 사용되는 1.5를 적용하면 다음과 같이 구해진다.

$$\left(\frac{M}{M_a}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_a}\right)^2 = 1 \quad (17)$$

M = 설계하중에 의한 개구부 위치의 모멘트

V = 설계하중에 의한 개구부 위치의 전단력

$$M_a = \frac{M_y}{1.5}$$

$$V_a = \frac{V_y}{1.5}$$

5. 결 론

현재 실무에서 유공보의 설계에는 Redwood와

Darwin의 강도식이 주로 사용되고 있다. 본 연구에서는 이러한 강도식들의 문제점들을 개선하며 기존 실험 연구 결과들과 비교적 잘 일치하는 상관관계식을 제안하였다. 본 연구의 결과를 정리하면 다음과 같다.

첫째, Redwood 강도식은 기존의 실험 결과 값과 비교적 잘 일치하나 부재의 내력을 산출 할 때 마다 상호 관계곡선을 그려야 하는 번거로움이 있는데 반해, 제안식은 단순하면서 식에 대한 이해가 쉬워 사용에 편리하다.

둘째, 보강재가 있는 경우 Darwin의 강도식은 불안전 축의 결과를 나타내었으나 제안식은 기존의 실험 결과 값과 비교적 잘 일치한다.

셋째, 최대내력에 대한 상호관계식으로부터 실제적 거동에 기초하는 보다 합리적인 방법으로 허용 강도 설계식을 제안하였다.

기 호

- A_f : 플랜지의 단면적
- A_r : 보강재의 단면적
- A_w : 웨브의 전단면적
- a_o : 개구부의 가로 길이
- a : $a_o/2$
- D : 보의 전체 춤
- F : 보의 공칭 항복응력
- F_{yf} : 플랜지의 항복응력
- F_{yr} : 보강재의 항복응력
- F_{yw} : 웨브의 항복응력
- H : 개구부의 춤
- h : $H/2$
- k : T형 단면의 소성중립축의 위치를 나타 내는 계수
- M : 개구부에 작용하는 모멘트
- M_p : 무공보의 전소성 모멘트 내력
- M_{pn} : T형 단면의 소성 모멘트 내력

M_{pm} : 개구부의 최대 모멘트 내력
 M_y : 개구부의 항복 모멘트 내력
 M_a : 개구부의 허용 모멘트 내력
 S : 개구부 T형 단면 웨브의 춤
 S_f : 개구부 T형 단면의 춤
 \bar{S}_f : 개구부 T형 단면의 유효 춤
 V : 개구부에 작용하는 전단력
 V_p : 무공보의 전소성 전단 내력
 V_m : 소성붕괴기구시 T형 단면의 전단력
 V_b : T형 단면의 전단 항복내력
 V_{pm} : 개구부의 최대 전단 내력
 V_y : 개구부의 항복 전단 내력
 V_a : 개구부의 허용 전단 내력
 V_{mt} : 개구부 T형 단면의 최대 전단 내력
 d_r : 개구부 보강재의 중심에서 플랜지 상단까지의 거리
 b_f, t_f : 플랜지의 폭과 두께
 b_r, t_r : 보강재의 폭과 두께
 t_w : 웨브의 두께
 Z : 무공보의 소성계수

참 고 문 헌

1. Jonn E. Bower. "EXPERIMENTAL STRESSES IN WIDE-FLANGE BEAMS WITH HOLES" Journal of the structural division proceeding of the ASCE, No. ST5. pp. 167~186, 1966. 10.
2. Segner, Edmund P. "REINFORCEMENT REQUIRMENTS FOR GIRDER WEB OPENINGS" Journal of the structural division proceeding of the ASCE, Vol 90, No. ST3. pp. 147~164, 1964. 6.
3. Richard G. Redwood, Hernan Baranda, Michael J. Daly "TESTS THIN-WEBBED BEAMS WITH UNREINFORCED HOLES" Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST3, pp. 577~595, 1978. 3.
4. 金鍾洛, "有孔웨브인 H型鋼보의 力學的인 舉動에 關한 研究" 東國大學校 大學院 碩士學位論文, 1978. 2.
5. 金圭石, "有孔 H型形鋼보의 力學的 舉動에 關한 研究" 朝鮮大學校 大學院 博士學位論文, 1980. 12.
6. 金洵永, "開口形狀비가 큰 補強有孔보의 構造的 舉動에 關한 實驗的 研究" 朝鮮大學校 大學院 碩士學位論文, 1993. 2.
7. R. G. Redwood, PhD. CEng, "THE STRENGTH OF STEEL BEAMS WITH UNREINFORCED WEB HOLES" Civil Engineering and Public Works Review, pp. 559~562, 1969. 6.
8. R. G. Redwood and S. C. Shrivastava, "DESIGN RECOMMENDATIONS FOR STEEL BEAMS WITH WEB HOLES" National Research Council of Canada, pp. 1~50, 1980. 8.
9. David Darwin, "STEEL AND COMPOSITE BEAM WITH WEB OPENING" AISC. Steel Design Guide Series 2. 1990.
10. F. M. Mazzolani, V. Piluso, "THEORY AND DESIGN OF SEISMIC RESISTANT STEEL FRAME" 1st ed. London, E & FN Spon, pp. 68~69, 1996.
11. Richard G. Redwood, John O. McCutcheon, M. ASCE, "BEAM TESTS WITH UNREINFORCED WEB OPENING" Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST1, pp. 1~17, 1968. 1.
12. John E. bower, M. ASCE, "ULTIMATE STRENGTH OF BEAMS WITH RECTANGULAR HOLES" Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST6, pp. 1315~1338, 1968. 6.
13. 鄭在吉, "有孔 H型鋼보의 強度式에 關한 研究" 弘益大學校 大學院 碩士學位論文, 1999. 12.
14. Judith G. Congdon, Richard G. Redwood, "PLASTIC BEHAVIOR OF BEAMS WITH REINFORCED HOLES" Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST9, pp. 1933~1955, 1970. 9.
15. Peter B. Cooper, Robert R. Snell, Mem-

- bers, ASCE, "TESTS ON BEAMS WITH REINFORCES WEB OPENINGS" Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST3, pp. 611~631, 1972. 3.
16. 金洵永, "開口形狀비가 큰 補強有孔보의 構造的 舉動에 關한 實驗的 研究" 朝鮮大學校 大學院 碩士學位論文, 1993. 2.
 17. 福島曉男, 小松博, "短形開口を有する鋼製H形 斷面材の終局耐力." 日本建築學會構造系論文報告集, 제 366호, pp. 56~61, 1986. 8.
 18. ASCE Task Committe on Design Criteria for Concrete Structure in Steel and Concrete., "Proposed Specification for structural steel beams with web openings," J. Struct. Engrg., ASCE, 118(12), 3315-3324, 1992.
 19. 대한건축학회, "냉간성형강 구조설계기준 및 해설," 기문당, 1999.

(접수일자 : 2000년 11월 14일)