

## 용접형강의 직접강도법 개발에 관한 연구 고찰

류승완<sup>1</sup> · 박성웅<sup>1</sup> · 권영봉<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>석사과정, 영남대학교, 건설시스템공학과, <sup>2</sup>교수, 영남대학교, 건설시스템공학과

## The Development of the Direct Strength Method for Welded Steel Members

Ryu, Seung Wan<sup>1</sup>, Park, Sung Woong<sup>1</sup>, Kwon, Young Bong<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Graduate Student, Dept. of Civil Engineering, Yeungnam University, Gyongsan, 712-749, Korea

<sup>2</sup>Professor, Dept. of Civil Engineering, Yeungnam University, Gyongsan, 712-749, Korea

**Abstract** - The direct strength method (DSM) has been adopted by the NAS (2004) and AS/NZS 4600 (2005) for the design of cold-formed steel members. The method can be successfully applied to the design of welded steel members. This paper reviews the development of the DSM for welded steel structural members. The design strength formulae for welded section columns and beams for the DSM are based on the test results performed on welded H-section, C-section, circular and rectangular hollow section columns, plate girders and stiffened plates. The comparison between the design strength of welded sections predicted by the DSM and that estimated by existing specifications is also provided. The comparison verifies that the DSM can properly predict the compressive, flexural and shear strength of welded section columns and beams with the interaction between local and overall buckling.

**Keywords** - Direct strength method, Welded steel members, Buckling interaction, Ultimate strength, Compression members, Flexural members

### 1. 서론

압연형강이 주로 조밀단면(간혹 비조밀단면) 요소로 구성되는데 반하여 용접형강은 단면의 규격, 경제성 및 시공성 등의 여러 가지 이유로 비조밀단면요소나 세장판단면요소로 제작되는 경우가 흔히 있다. 이러한 경우에는 박판 냉간성형강 부재보다는 덜 치명적이기는 하지만 국부좌굴이나 뒤틀림좌굴이 부재의 전체좌굴(overall buckling)과 함께 발생하기 때문에 부재의 구조적인 거동은 물론 부재의 강도산정을 복잡하게 만드는 요인이 된다(Fig. 1).

비조밀단면 및 세장판단면이 사용된 강구조물의 설계에서는 단면요소의 국부좌굴의 후좌굴강도를 고려한 합리적인 부재강도의 산정이 반드시 필요하며, 이를 통하여 강구조물의 경제성을 확보할 수 있다. 국부좌굴의 거동이 부재의 강도에 미치는 영향을 파악하기 위하여 최근 고성능강(HSA800, HSB800) 단면요소의 압축부재(이강민 등, 2013<sup>[1]</sup>, 유정한 등,



Fig. 1. Coupled buckling mode of plate girder

Note.-Discussion open until October 31, 2015. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on October 14, 2014; revised January 5, 2015; approved on February 5, 2015.

Copyright © 2015 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-53-810-2418 Fax. +82-53-810-4622

E-mail. ybkwon@yu.ac.kr

2013<sup>[2]</sup> 및 플레이트거더(김정훈 등, 2014<sup>[3]</sup>)의 강도에 관한 연구가 수행된 바 있다. 국부좌굴은 판폭두께비가 큰 판요소로 구성된 모든 형태의 용접단면에서 발생하는데 반하여, 뒤틀림좌굴은 종방향보강재로 보강된 대형 박스단면, 수평보강재가 부착된 플레이트거더 웹 및 연속플레이트거더교의 지점부근 외에서는 발생하는 경우가 거의 없다. 그러나 뒤틀림좌굴의 경우에도 국부좌굴과 같이 상당한 크기의 후좌굴강도가 존재하므로 이것을 설계에 고려하는 것이 부재단면의 합리적인 강도 산정에 중요한 요소가 된다.

본 논문에서는 세장판단면 요소로 구성된 용접형강 압축 및 휨 부재의 설계강도 산정 시에 판요소의 국부좌굴과 뒤틀림좌굴의 후좌굴강도를 고려하기 위하여 최근에 개발된 설계법인 직접강도법의 최근 연구동향을 살펴보고자 한다.

## 2. 세장판단면(slender sections)의 설계법

현재 부재를 구성하는 판요소의 국부좌굴의 후좌굴강도를 고려하여 부재 강도를 산정하는 방법은 두 가지가 있다. 범세계적으로 70여 년간 사용되어 오고 있는 유효폭법(effective width method)과 최근에 북미주와 호주/뉴질랜드에서 냉간성형강 부재의 설계에 적용되고 있는 직접강도법(direct strength method)이다<sup>[4],[5]</sup>. 이 방법은 아직 용접형강이나 압연형강 부재의 설계기준에 채택된 예는 없다.

### 2.1 유효폭법

유효폭법의 개념은 이미 강구조공학 교과서에 잘 설명되어 있으며, 현행 설계기준<sup>[6],[7],[8],[9]</sup>에 널리 채택되어 설계에 적용되고 있는 방법이다. 국부좌굴이 발생하게 되면 후좌굴강도를 발현하므로 이를 고려하는 방법으로 단면의 일부분의 강성을 무시하는(유효단면적) 개념으로 1940년대부터 선진국의 강구조설계기준에서 채택되고 있는 방법이다. EC3<sup>[7]</sup>나 AISI<sup>[9]</sup> 설계기준과 같이 보강요소와 비보강요소로 구분하여 각각 실험에 근거하여 제시된 유효폭식을 적용하여 개별 단면 요소의 유효단면적을 구하여 전체 유효단면적을 구하거나, AISC 설계기준<sup>[8]</sup>의 Q-계수 설계와 같이 보강요소에는 유효폭 개념으로 그리고 비보강요소에는 평균응력 개념을 적용하는 방법으로 감소계수를 구하여 세장판단면의 후좌굴강도를 고려할 수 있는 설계방법이다. 그러나 유효폭

법에서는 1970년대에 관심을 끌기 시작한 뒤틀림좌굴을 고려하지 못하고, 반복적인 계산에 의하여 개별 요소의 유효폭을 독립적으로 산정해야하는 계산상의 단점이 있다. 또한 인접 요소간의 구속정도를 정확하게 산정하지 못하므로 단면의 형상이 복잡해지면 폭두께비 한계값에 대한 신뢰성에 의문이 있을 수 있다.

### 2.2 직접강도법

직접강도법은 국부좌굴 및 뒤틀림좌굴과 전체좌굴의 혼합이 발생하는 냉간성형강 부재의 설계강도를 편리하게 산정하고자 많은 연구자(Lau, 1990<sup>[10]</sup>, Kwon 등, 1992<sup>[11]</sup>, Hancock 등, 1994<sup>[12]</sup>) 들에 의하여 수행된 연구결과에 근거하여 Schafer(1998)<sup>[13]</sup>에 의해서 처음 제안되었으며, AISI 설계기준(2004)<sup>[14]</sup> 및 AS/NZS (2005)<sup>[15]</sup>에서 냉간성형강구조물의 설계에 공식적으로 채택되어 사용하고 있다.

전통적인 유효폭법이 단면 개별요소에 대하여 독립적으로 반복적인 계산에 의하여 유효폭을 산정하고 두께를 곱하여 유효단면적을 계산하고, 이렇게 계산된 유효단면적을 합하여 전체 단면의 유효단면적을 계산해야하는 복잡성과 개별 요소간의 구속정도를 결정하기가 어려운 문제를 해결하기 위하여, 탄성좌굴응력을 근거로 하며, 전단면적(gross area)을 사용하고 다양한 단면의 실험결과에 근거하여 제시된 부재 강도식을 사용하는 직접강도법을 개발하였다. 현재 유효요소법 또는 유효대판법에 의해서 구한 탄성국부좌굴 또는 탄성뒤틀림좌굴응력은 정해로 받아들여지기 때문에 이를 직접 이용하여 강도를 구하는 데는 별다른 이의의 소지가 없다고 사료된다.

## 3. 직접강도법 개발

최근 개발된 직접강도법은 단면의 탄성국부좌굴응력 및 뒤틀림좌굴응력과 현행 설계기준의 국부좌굴을 고려하지 않은 부재강도(전체좌굴에 근거한 기동강도 및 휨강도)를 제안된 강도식에 직접 적용하여 국부좌굴의 후좌굴강도를 고려한 부재강도를 구하는 선진 설계방법이다. 각 국가의 현행 설계기준에 근거한 플랜지나 웹의 국부좌굴을 고려하지 않은 압축강도나 휨강도가 약간씩 차이가 있으므로 적용하는 설계기준에 따라서 설계강도는 약간의 차이는 있을 수 있다. 직접강도법의 부재별 강도 산정식과 방법을 간단히 기술하

면 아래와 같다.

### 3.1 압축부재의 강도

국부좌굴이 발생 가능한 원형강관을 제외한 용접형강의 압축강도식을 개발하기 위하여 판폭두께비가 큰 단면 요소로 구성된 용접 H, C형강의 압축실험결과에 근거하여 아래와 같은 압축강도식을 제안하였다(권영봉 등, 2007<sup>[4]</sup>).

$$P_n = f_{nl}A \tag{1}$$

여기서

$$f_{nl} = F_n \quad \lambda_l \leq 0.816 \tag{2a}$$

$$f_{nl} = \left(1 - 0.15 \left(\frac{F_{crl}}{F_n}\right)^{0.5}\right) \left(\frac{F_{crl}}{F_n}\right)^{0.5} F_n \quad \lambda_l > 0.816 \tag{2b}$$

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{F_n}{F_{crl}}} \tag{3}$$

$f_{nl}$  : 공칭압축강도

$F_{crl}$  : 탄성국부좌굴응력

$F_n$  : 휨/휨비틀림좌굴 응력에 근거한 AISC 기준, EC3 등 현행설계기준에 따른 기동강도

일반적으로 탄성국부좌굴응력은 유한요소법이나 유한대 판법을 사용하여 구할 수 있다. 그러나 정사각형단면이나 면내 휨강성이 국부좌굴의 절선의 역할을 하기에 충분한 크기의 종방향보강재의 간격이 동일한 박스단면의 경우 다음의 이론식을 적용할 수도 있다.

$$F_{crl} = \frac{4\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \tag{4}$$

여기서  $t$ 는 단면 두께,  $b$ 는 단면 폭,  $\nu$ 는 포와송비이다.

또한 직사각형의 경우에도 다음 식 (5)와 같은 등가 판폭 두께비 개념을 이용하여 식 (4)를 적용할 수 있다.

$$\left(\frac{b}{t}\right)_{eq.} = \frac{3}{4} \left(\frac{b_1}{t}\right) + \frac{1}{4} \left(\frac{b_2}{t}\right) \tag{5}$$

여기서,  $b_1 \geq b_2$  즉,  $b_1$ 은 직사각형의 장변 폭 그리고  $b_2$ 는 단변의 폭이다.

위에서 제안된 강도식과 H 및 C형강 기의 압축실험결과(Kwon 등, 2007<sup>[16]</sup>, Davids 등, 1986<sup>[17]</sup>, Rasmussen 등, 1989<sup>[18]</sup>)를 Fig. 2에서 비교하여 보았다. 제안된 강도식은 몇 개의 아주 세장한 C형강을 제외한 실험결과들에 대하여 보수적인 강도를 산출하는 것을 알 수 있다.

제안된 식을 용접 사각형(RHS) 기둥의 압축실험결과(Usami 등, 1982<sup>[19]</sup>, Usami 등, 1984<sup>[20]</sup>, Degee, 2008<sup>[21]</sup>, Kwon 등, 2013<sup>[22]</sup>)와 Fig. 3에서 비교하여 보았다. Fig. 3에서 나타난 것처럼 제안된 식 (2a), (2b)는 용접 사각형기둥에 대하여 일부 실험결과에 대하여 비보수적인 압축강도를 산출하고 있다. 이것은 개단면과 폐단면인 사각형단면의 국부좌굴의 후좌굴강도의 크기와 잔류응력의 분포 등의 차이에서 나타나는 결과로 판단된다. 따라서 합리적인 사각형단면의 압축강도를 산정하기 위하여 위에서 제시된 식 (2a), (2b)에 의한 강도를 실험결과와의 비교를 근거로 약간 조정할 필요가 있다고 판단되어 다음 식과 같이 수정하였다.

$$f_{nl} = F_n \quad \lambda_l \leq 0.745 \tag{6a}$$

$$f_{nl} = \left(1 - 0.2 \left(\frac{F_{crl}}{F_n}\right)^{0.55}\right) \left(\frac{F_{crl}}{F_n}\right)^{0.55} F_n \quad \lambda_l > 0.745 \tag{6b}$$

Fig. 3에서 식 (2a), (2b) 및 실험결과와 비교하여 수정된 식 (6a), (6b)가 사각형단면에 관하여 비교적 합리적인 강도를 산출하는 것을 알 수 있다. 따라서 단면의 형상에 따른 정

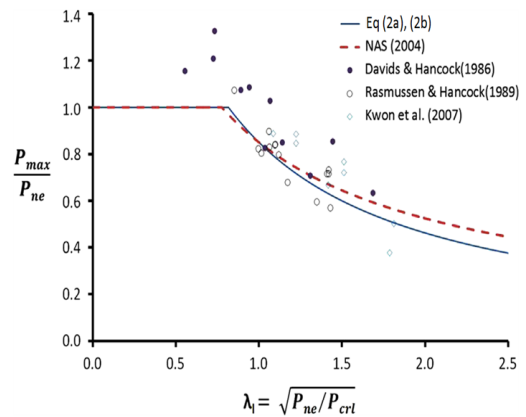


Fig. 2. Comparison of design curve and test results

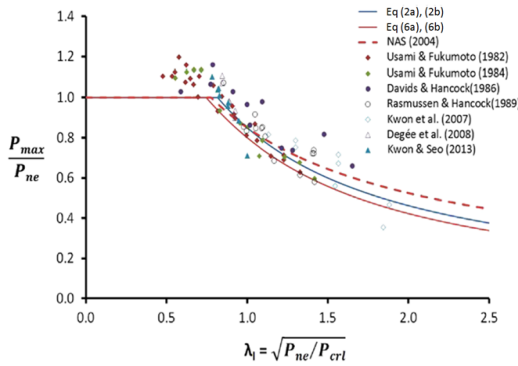


Fig. 3. Comparison of modified design curve and test results

확한 강도를 산정하기 위하여 별도의 식을 적용하여야 하지만 설계의 편의상 단면형상에 관계없이 동일한 강도식을 적용하고자 한다면 개단면에 대하여는 조금 더 보수적이기는 하지만 수정된 강도식 (6a), (6b)를 적용하여야 한다.

### 3.2 원형강관 기둥의 압축강도

원형강관단면(circular hollow sections)은 탄성국부좌굴응력의 크기가 직경두께비에 의해서 결정되므로 요소의 판폭두께비에 따라 정해지는 개단면이나 사각형단면과는 동일한 압축강도식을 적용할 수는 없다. Kwon 등(2011)<sup>[23]</sup>은 실험 및 해석결과에 근거하여 원형강관단면의 압축강도식을 다음과 같이 제안하였다.

$$f_{nl} = F_n \quad \lambda_t \leq 0.420 \quad (7a)$$

$$f_{nl} = \left( 1 - 0.2 \left( \frac{F_{cr1}}{F_n} \right)^{0.4} \right) \left( \frac{F_{cr1}}{F_n} \right)^{0.4} F_n \quad \lambda_t > 0.420 \quad (7b)$$

여기서 탄성국부좌굴응력은 구조해석프로그램에 의한 탄성국부좌굴응력 대신에 다음 식 (8)을 적용할 수도 있다. 강성이 충분한 종방향보강재가 등간격으로 부착된 대형 원형강관 단면의 경우에도 보수적으로 식 (8)은 적용이 가능하다

$$F_{cr1} = \frac{2E}{\sqrt{3(1-\nu^2)}(D/t)} \quad (8)$$

Fig. 4에서 원형 및 각형강관 실험결과들(Usami 등, 1982, 1984, Kwon 등, 2011)<sup>[19],[20],[23]</sup> 및 AISI 설계기준<sup>[8]</sup>의 Q계

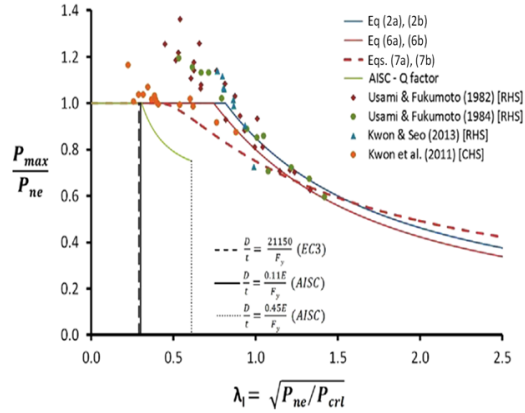


Fig. 4. Comparison of design curves and test results of CHS columns

수와 비교하여 보았다. 비교결과를 보면 AISI Q계수 설계법은 원형강관의 실험결과에 비하여 너무 보수적인 강도를 산출하는 것을 알 수 있다.

### 3.3 뒤틀림좌굴이 발생하는 보강판의 압축강도

용접형강의 경우에는 냉간성형강재와는 달리 종방향보강재로 구성된 박스단면 외에는 뒤틀림좌굴이 발생하는 단면이 흔하지 않다. 뒤틀림좌굴이 발생하는 냉간성형강 압축부재의 강도식은 Kwon 등 (1992)<sup>[11]</sup>에 의하여 처음 제안되었으며, 수평보강재로 보강된 용접 보강판의 실험결과에 근거하여 용접형강의 설계를 위한 뒤틀림좌굴을 고려한 공칭강도식은 다음과 같다(Kwon 등, 2011)<sup>[24]</sup>.

$$f_{nd} = F_n \quad \lambda_d \leq 0.587 \quad (9a)$$

$$f_{nd} = \left( 0.88 - 0.18 \left( \frac{F_{crd}}{F_n} \right)^{0.55} \right) \left( \frac{F_{crd}}{F_n} \right)^{0.55} F_n \quad \lambda_d > 0.587 \quad (9b)$$

여기서,

$$\lambda_d = \sqrt{\frac{F_n}{F_{crd}}} \quad (10)$$

$F_{crd}$ 는 탄성뒤틀림좌굴응력이다.

Fig. 5에서 용접 제작된 종방향보강재로 보강된 보강판의 압축실험결과(Choi 등, 2009<sup>[25]</sup>, Kwon 등, 2011<sup>[24]</sup>, Ghavami, 2008<sup>[26]</sup>)와 강도식을 비교하여 보았다. AISI standard

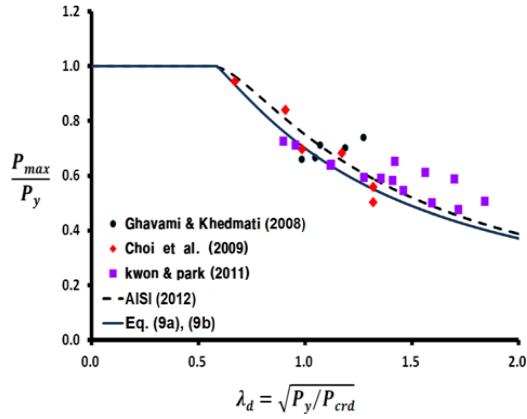


Fig. 5. Comparison of design curves and test results for stiffened plates

(2012)<sup>[8]</sup> 강도식을 함께 비교하여 보았다. 제안된 강도식은 실험결과에 대하여 비교적 합리적인 강도를 산출하는 것으로 나타났다.

### 3.4 콘크리트충전(CFT) 합성기둥의 강도

국부좌굴이 발생하는 비조밀 및 세장판 요소로 구성된 사각형 및 원형 강관에 콘크리트를 충전한 충전합성기둥 단주의 파괴(극한)강도는 다음 식으로 제안하였다(Kwon 등, 2011<sup>[23]</sup>, Kwon 등, 2014<sup>[27]</sup>). 외부 강재의 설계강도는 보수적으로 속이 빈 강재단면(HSS)의 강도식을 채택하였고, 강재의 구속 효과를 콘크리트 설계강도에 고려하였다. 기둥의 세장효과는 현행 AISI 기준<sup>[7]</sup>이나 EC4<sup>[28]</sup>의 규정을 적용하여 고려할 수 있다.

$$P_{n0} = f_{sd}A_s + f_{cd}A_c \tag{11}$$

1) 사각형 단면의 강도

강재강도

$$f_{sd} = F_y \quad (\lambda_l \leq 0.816) \tag{12a}$$

$$f_{sd} = \left(1 - 0.15 \left(\frac{F_{cr1}}{F_y}\right)^{0.5}\right) \left(\frac{F_{cr1}}{F_y}\right)^{0.5} F_y \quad (0.816 < \lambda_l \leq 2.0) \tag{12b}$$

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{F_y}{F_{cr1}}} \tag{13}$$

콘크리트강도

$$f_{cd} = c_2 f_{ck} \tag{14}$$

$$c_2 = 1.0 \quad (\lambda_l \leq 0.816) \tag{15a}$$

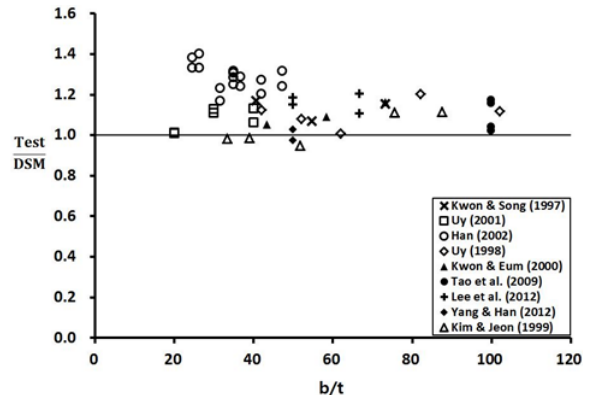
$$c_2 = 1.0 - 0.65(\lambda_l - 0.816)^2 \geq 0.85 \quad (\lambda_l > 0.816) \tag{15b}$$

2) 원형단면의 강도

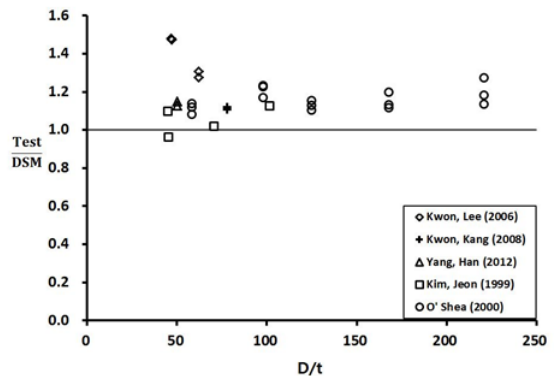
강재강도

$$f_{sd} = F_y \quad (\lambda_l \leq 0.420) \tag{16a}$$

$$f_{sd} = \left(1 - 0.2 \left(\frac{F_{cr1}}{F_y}\right)^{0.4}\right) \left(\frac{F_{cr1}}{F_y}\right)^{0.4} F_y \quad (0.420 < \lambda_l \leq 1.5) \tag{16b}$$



(a) RHS



(b) CHS

Fig. 6. Comparison of design curve and test results for CFT section columns

콘크리트강도

$$f_{cd} = c_2 f_{ck} \quad (17)$$

$$c_2 = 1.0 \quad (\lambda_l \leq 0.420) \quad (18a)$$

$$c_2 = 1.0 - 0.65(\lambda - 0.420)^2 \quad (\lambda_l > 0.420) \quad (18b)$$

제안된 파괴강도와 원형 및 사각형 콘크리트충전합성 단주의 실험결과를 Fig. 6(a), (b)에서 각각 비교하여 보았다. Fig. (6a), (b)에서 알 수 있듯이 식 (11)은 원형 및 사각형 충전합성단면의 파괴강도를 합리적으로 산출하는 것을 알 수 있다. 충전단면의 휨강도도 위의 압축강도의 경우와 유사한 방법으로 구할 수 있다. 다만, 계산상의 편의를 위하여 압축측 콘크리트단면의 응력은  $f_{cd}$  크기의 사각형분포 그리고 강재단면의 압축측과 인장측 응력분포를 선형분포보다는 각각  $f_{sd}$ ,  $F_y$ 의 크기를 갖는 사각형 분포로 가정하여 직접 휨강도를 산정할 수 있다.

### 3.5 플레이트거더의 휨강도

플랜지나 웨브에 국부좌굴이 발생하는 플레이트거더의 휨강도는 플레이트거더의 순수휨실험결과에 근거하여 다음과 같이 제안하였다(Kwon 등, 2012<sup>[29]</sup>).

$$M_{nl} = M_n \quad \lambda_l \leq 0.816 \quad (19a)$$

$$M_{nl} = \left(1 - 0.15 \left(\frac{M_{cr1}}{M_n}\right)^{0.5}\right) \left(\frac{M_{cr1}}{M_n}\right)^{0.5} M_n \quad \lambda_l > 0.816 \quad (19b)$$

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{M_n}{M_{cr1}}} \quad (20)$$

여기서,

$M_{nl}$  : 공칭압축강도

$M_{cr1}$  : 탄성국부좌굴모멘트(=  $F_{cr1} \cdot S_f$ )

$M_n$  : 횡-비틀림좌굴에 근거한 현행 설계기준의 공칭휨강도

$F_{cr1}$  : 탄성국부좌굴응력

$S_f$  : 탄성단면계수

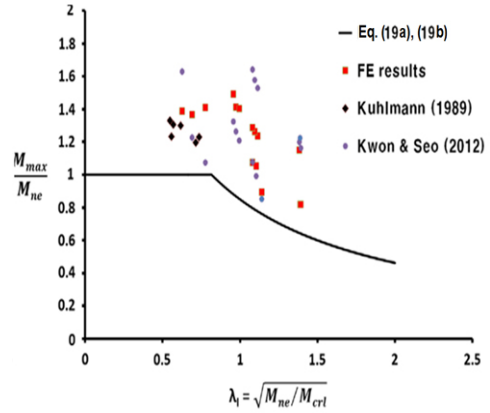


Fig. 7. Comparison of flexural strength curves and test results

제안된 휨강도식의 형태는 압축부재의 경우와 동일하지만 휨강도를 산정하기 위하여 전단면적 대신에 전단면의 탄성단면계수를 사용하여야 하고, 또한 탄성국부좌굴응력은 압축부재의 그것과 형태는 같지만 순수휨에 대한 단면의 탄성국부좌굴응력으로 압축부재에 사용되는 등분포압축하중에 대한 단면의 탄성국부좌굴응력보다는 상당히 크다.

플레이트거더의 실험결과(Kwon 등, 2012<sup>[29]</sup>, Kuhlman, 1989<sup>[30]</sup>)와 제안된 강도식을 Fig. 7에서 비교하여 보았다. 실험결과와의 비교결과를 보면 유사한 강도식을 적용하는 압축강도에 비하여 휨강도는 상당히 보수적인 강도를 산출하는 것을 알 수 있다. 따라서 현재는 설계식의 형식의 단순화를 위하여 압축과 휨부재에 동일한 강도식을 적용하고 있지만 향후 더 많은 실험결과에 근거하여 수정할 요소가 충분히 있다고 판단된다.

### 3.6 플레이트거더 웨브의 전단강도

주로 전단을 받아서 파괴되는 플레이트거더의 실험결과에 근거하여 직접강도법의 휨강도와 유사한 형식으로 플레이트거더 웨브의 전단강도식을 다음과 같이 제안할 수 있다. 이 식은 플레이트거더에서 인장역작용(Basler 1961<sup>[31]</sup>)으로 잘 알려진 전단좌굴의 후좌굴강도를 효과적으로 고려할 수 있다.

$$V_n = V_y \quad (\lambda_v \leq 0.816) \quad (21a)$$

$$V_n = \left(1 - 0.15 \left(\frac{V_{cr}}{V_y}\right)^{0.5}\right) \left(\frac{V_{cr}}{V_y}\right) V_y \quad (\lambda_v > 0.816) \quad (21b)$$



여기서,

$$\lambda_v = \sqrt{V_y/V_{cr}} \quad (22)$$

$$V_y = 0.6F_y A_w = 0.6F_y t_w h \quad (23)$$

$$V_{cr} = \frac{k_v \pi^2 E}{12(1-\nu^2)(h/t_w)^2} A_w \quad (24)$$

$$k_v = 4.0 + 5.34/(a/h)^2 \quad (a/h \leq 1.0) \quad (25a)$$

$$k_v = 4.0/(a/h)^2 + 5.34 \quad (a/h > 1.0) \quad (25b)$$

$h$  : 웨브 높이

$a$  : 중간보강재 간격

$t_w$  : 웨브 두께

제안한 전단강도식을 AISC 설계기준식 및 실험결과(Lee 등, 1999<sup>[32]</sup>, Lee 등, 2003<sup>[33]</sup>, Shanmugam 등, 2003<sup>[34]</sup>, 류승완 등, 2014<sup>[5]</sup>)와 Fig. 8에서 비교하여 보았다. Fig. 8에서 보면 제안한 전단강도식은 인장역작용을 고려한 변장비가 3인 경우의 강도식과 유사하며, 실험결과에 대하여 보수적인 강도를 산출하는 것을 알 수 있다.

전단좌굴하중의 계산에서 전통적으로 사용하는 사변 단순지지로 가정된 판의 전단좌굴이론에 의한 전단좌굴응력식 (20), (21a), (21b)를 사용하는 대신에 플랜지의 구속효과가 웨브의 좌굴강도에 미치는 영향을 고려할 수 있는 방법으로 유한요소법에 의하여 구한 탄성순수전단좌굴하중을 사용할 수도 있다. 이렇게 구한 전단좌굴하중은 단순지지된 판의 이론식에 의한 식 (20)에 의한 값보다 크므로 Fig. 8에서 실

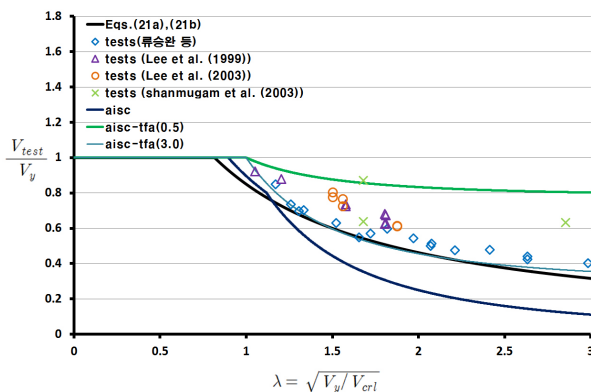


Fig. 8. Comparison of shear strength curves and test results

험결과의 표기 위치를 왼쪽으로 이동시키는 결과를 초래하여 제안된 전단강도식보다 아래에 위치할 수 있다. 이렇게 플랜지의 영향을 고려할 경우에는 제안된 식을 수정하여 사용하여야 할 것이다.

#### 4. 신뢰성 검토 및 향후 연구과제

문헌상의 실험결과들과 직접강도법에 의한 설계강도에 대한 비( $P_{max}/P_{DSM}$ )의 평균값, 표준편차 및 분산계수를 Table 1에 정리하여 보았다. Table 1에서 보면 직접강도법은 비교적 신뢰할 수준의 설계강도를 산출할 수 있는 것으로 판단된다. 기동강도에 대한 비교 결과에 비하여 플레이트거더의 비교 결과는 대단히 크기 때문에 플레이트거더의 직접강도법에 의한 설계힘강도는 너무 보수적인 것을 알 수 있다. 그러나 휨강도에 관한 연구결과(Kwon 등, 2012<sup>[26]</sup>)에 의하면 EC3나, AISC 규정과 비교하여 상당히 합리적인 설계강도인 것으로 평가되었다.

신뢰성지수  $\beta$ 를 2.5라고 가정하고 Ravindra 등 (1978)<sup>[35]</sup>에 의해 제안된 아래의 식 (26)에 따라 저항계수를 산정해보면 기동의 경우  $\phi=0.89$  그리고 플레이트거더의 경우  $\phi=1.06$ 이 된다. 이 값은 합리적인 값으로 판단되어 제안된 직접강도법의 적용 가능성을 보여준다고 판단된다.

$$\phi = P_m e^{-0.55\beta V_R} \quad (26)$$

Table 1에서 알 수 있듯이 강도식의 개발에 참고한 실험결과가 충분한 자료라고 볼 수는 없다고 판단되므로, 개발된 직접강도법의 적용을 위하여 세계의 냉간성형강 연구자그룹에서 진행되고 있는 것과 같이 추가적으로 다양한 단면 조건

Table 1. Mean, standard deviation, coefficient of variation for

$P_{max}/P_{DSM}$				
specimens	n	mean	sd	cov
H sections	16	1.15	0.14	0.12
C sections	17	1.04	0.09	0.09
RHS	49	1.03	0.13	0.13
CHS	11	1.03	0.05	0.05
plates	25	1.08	0.11	0.10
columns	118	1.06	0.12	0.13
beams	21	1.44	0.32	0.22

에 따른 관련 실험들이 많은 연구자들에 의하여 수행되어야 할 것으로 판단된다. 제안된 강도식 개발의 근거로 사용된 부재는 고강도강재가 포함되어 있기는 하지만 주로 SM400, SM490 강재로 용접 제작된 부재였으므로 최근에 개발된 고성능강재에 대한 적용성을 당연히 검증하여야 한다. 또한 대형 구조물에 흔히 적용되는 수평보강재가 부착된 플레이트 거더와 하이브리드거더에 대한 휨 및 전단실험이 수행되어야 할 것이다. 보강재가 부착된 사각형기둥의 실험이 수행되어야 하며, 가능한 모든 실험결과를 근거로 필요에 따라서 강도식은 수정되어야 할 것이며 신뢰성 검토가 당연히 수행되어야 할 것이다.

## 5. 결론

본 논문에서는 용접형강의 설계에 직접강도법을 적용하기 위하여 최근에 수행된 실험 및 문헌상의 실험결과들을 근거로 개발된 부재별 강도식을 정리하여 직접강도법의 타당성을 제시하고자 하였다. 전체좌굴과 혼합하여 발생하는 국부좌굴의 후좌굴강도를 효과적으로 고려하기 위하여 제안된 직접강도법의 압축, 휨 및 전단 강도식은 국부좌굴 또는 뒤틀림좌굴이 발생하는 비조밀 및 세장판 요소로 구성된 용접형강 부재의 강도를 합리적으로 산정할 수 있는 설계법으로 판단된다. 그러나 실무적용을 위하여 계속적인 많은 연구자들의 후속 연구가 수행되어야 할 것이다. 직접강도법 관련 연구자들이 참고할 수 있도록 가능한 한 많은 참고문헌을 목록에 정리하였다.

## 감사의 글

본 연구는 한국연구재단의 지원(2012R1A1B3002777)으로 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

## 참고문헌(References)

[1] 이강민, 이명재, 오영석, 김태수, 김도환(2013) 중심압축력을 받는 건축구조용 고성능(HSA800) 용접H형 단주의 국부좌굴거동, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제 25권, 제5호, pp.289-297.

Lee, K.M., Lee, M.J., Oh, Y.S., Kim, T.S., and Kim, D.H. (2013) Local Buckling Behavior of Stub H-shaped Columns Fabricated with HSA800 High Performance Steels Under Concentric Axial Loading, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.5, pp.289-297.

[2] 유정환, 김주우, 양재근, 강주원, 이동우(2013) 국부좌굴을 고려한 건축구조용 고성능강 (HSA800) 조립각형강관압축재의 적용성 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제3호, pp.223-231.

Yoo, J.H., Kim, J.W., Yang, J.G., Kang, J.W., Lee, D.W. (2013) Evaluation on Applicability of Built-up Square Tubular Compression Members Fabricated with HSA800 High Performance Steel Considering Local Buckling, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.3, pp.223-231.

[3] 김정훈, 김경력, 이정환, 김경식, 강영중(2014) 고성능강재 (HSB800)를 적용한 플레이트거더의휨강도에 대한 플랜지 국부좌굴, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제 26권 제2호, pp.91-103.

Kim, J.H., Kim, K.Y., Lee, J.H., Kim, K.S., and Kang, Y.J. (2014) Flange Local Buckling for Flexural Strength of Plate Girders with High Performance Steel (HSB800), *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.2, pp.91-103.

[4] 권영봉, 김낙구(2007) 혼합좌굴이 발생하는 압축부재의 강도에 관한 연구, 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제 27권, A4, pp.569-578.

Kwon, Y.B. and Kim, N.G. (2007) A Study on the Strengths of Compression Members Undergoing Buckling Interaction, *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, KSCE, Vol.27, A4, pp.569-578.

[5] 류승완, 권영봉(2014) 직접강도법에 의한 플레이트거더 웹의 극한전단강도 평가, 한국강구조학회 학술발표대회, 한국강구조학회.

Ryu, S.W. and Kwon, Y.B. (2014) Prediction of the Ultimate Shear Strength of Plate Girders by the Direct Strength Method, *Proceedings of 2014 Korean Society of Steel Construction Conference*, KSSC.

[6] 강구조설계기준-하중저항계수설계(2009) 국토교통부. Steel Structures Design Specifications, Ministry of Land (2009) Infrastructure and Transport.

[7] European Committee for Standardisation (ECS) Eurocode 3 (2006) Design of Steel Structures, Part 1-5: Plated structural elements, Brussels, Belgium.

[8] American Iron and Steel Institute (AISI) (2012) North



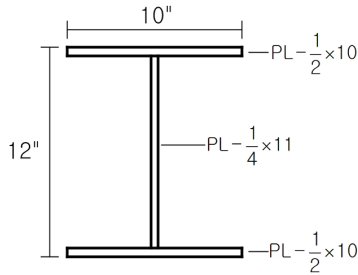
- American Specifications for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, Washington DC, USA.
- [9] American Institute of Steel Construction (AISC) (2010) Design Specification for Steel Structural Buildings, Chicago, IL, USA.
- [10] Lau, S.C.W. and Hancock, G.J. (1990) Inelastic Buckling of Channel Columns in the Distortional Mode, *Thin-Walled Structures*, Vol.10, No.2, pp.59-84.
- [11] Kwon, Y.B. and Hancock, G.J. (1992) Strength Design Curves for Thin-Walled Sections Undergoing Local and Distortional Buckling, *J. of SE*, ASCE, Vol.118, No.7, pp.1786-1803.
- [12] Hancock, G.J., Kwon, Y.B., and Bernard, E.S. (1994) Strength Design Curves for Thin-Walled Sections Undergoing Distortional Buckling, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.31, pp.169-186.
- [13] Schafer, B.W. and Pekoz, T. (1998) Direct Strength Prediction of Cold-Formed Steel Members using Numerical Elastic Buckling Solutions, *Thin-Walled Structures, Research and Development*, Eds. Shanmugan N. E., Liew J.Y.R. and Thevendran V., Elsevier, pp.137-144.
- [14] American Iron and Steel Institute (2004) Supplement 2004 to the North American Specifications for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, Washington DC, USA.
- [15] Standard Australia (2005), Cold-Formed Steel Structures AS/NZS 4600, Sydney, NSW, Australia.
- [16] Kwon, Y.B., Kim, N.G., and Hancock, G.J. (2007) Compression Tests of Welded Section Columns Undergoing Buckling Interaction, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.63, pp.1590-1602.
- [17] Davids, A.J. and Hancock, G.J. (1986) Compression Tests of Long Welded I-Section Columns, *J. Struct. Eng.*, ASCE, Vol.112, No.10, pp.2281-2297.
- [18] Rasmussen, K.J.R. and Hancock, G.J. (1989) Compression Tests of Welded Channel Section Columns, *J. Struct. Eng.*, ASCE, Vol.115, No.4, pp.789-808.
- [19] Usami, T. and Fukumoto, Y. (1982) Local and Overall Buckling of Welded Box Columns, *J Struct Eng*, ASCE, Vol.108, ST3, pp.525-542.
- [20] Usami, T. and Fukumoto, Y. (1984) Welded Box Column Members, *J Struct Eng*, ASCE, Vol.110, No.10, pp.2457-2470.
- [21] Degee, H., Detzl, A., and Kuhlmann, U. (2008) Interaction of Global and Local Buckling in Welded RHS Compression Members, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.64, pp.755-765.
- [22] Kwon, Y.B. and Seo, E.G. (2013) Prediction of the Compressive Strength of Welded RHS Columns Undergoing Buckling Interaction, *Thin-Walled Structures*, Vol.68, pp.141-155.
- [23] Kwon, Y.B., Gang, D.W., and Seo, S.J. (2011) Prediction of the Ultimate Strengths of Concrete-Filled Tubular Section Columns, *Thin-Walled Structures*, Vol.49, pp.85-93.
- [24] Kwon, Y.B. and Park, H.S. (2011) Compression Tests of Longitudinally Stiffened Plates Undergoing Distortional Buckling, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.67, pp.1212-1224.
- [25] Choi, B.H., Hwang, M.H., Yoon, T.Y., and Yoo, C.H. (2009) Experimental Study of Inelastic Buckling Strength and Stiffness Requirements for Longitudinally Stiffened Panels, *Engineering Structures*, Vol.31, pp.1141-1153.
- [26] Ghavami, K. and Khedmati, M.R. (2008) Numerical and Experimental Investigations on the Compression Behavior of Stiffened Plates, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.82, pp.1087-1100.
- [27] Kwon, Y.B. and Jung, I.K. (2014) Resistance of Rectangular Concrete-Filled Tubular (CFT) Sections to the Axial Load and Combined Axial Compression and Bending, *Thin-Walled Structures*, Vol.79, pp.178-186.
- [28] European Committee for Standardisation (2004) Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings, Brussels, Belgium.
- [29] Kwon, Y.B. and Seo, G.H. (2012) The Bending Moment Capacity of Flexural Members with Interaction of Local Buckling and Lateral-Torsional Buckling, *Thin-Walled Structures*, Vol.54, pp.126-139.
- [30] Kuhlmann, U. (1989) Definition of Flange Slenderness Limits on the Basis of Rotation Capacity Values, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.14, pp.21-40.
- [31] Basler, K. (1961) Strength of Plate Girders in Shear, *J. Struct. Div.*, ASCE, Vol.87, No.7, pp.151-181.
- [32] Lee, S.C. and Yoo, C.H. (1999) Experimental Study on Ultimate Shear Strength of Web Panels, *J. Struct. Eng.*, ASCE, Vol.125, No.8, pp.337-345.
- [33] Lee, S.C., Yoo, C.H., and Yoon, D.Y. (2003) New Design Rule for Intermediate Transverse Stiffeners Attached on Web Panels, *J. Struct. Eng.*, ASCE, Vol.129, No.12, pp.1607-1614.
- [34] Shanmugam, N.E. and Baskar, K. (2003) Steel-Concrete Composite Plate Girders Subjected to Shear Loading, *J.*

*Struct. Eng.*, ASCE, Vol.129, No.9, pp.1230-1242.

[35] Ravindra, M.K. and Galambos, T.V. (1978) Load and Resistance Factor Design for Steel, *J. Struct. Eng.*, ASCE, ST9, pp.1337-1353.

## 부 록(Appendix)

**압축강도 산정 예)** 세장판단면으로 구성되어 유효폭을 반복적으로 구하여 강도를 산정해야 하는 H형강 기둥,  $KL=8ft$ ,  $F_y=100$  ksi (C.G. Salmon, J.E. Jonson and F.A. Malhas, 2009, p 311. Ex 6.19.4)



y-축에 대한 단면2차모멘트를 구하면

$$I_y = \text{무시(복부)} + 2\left(\frac{1}{12}\right)(0.5)(10^3) \text{ (플랜지)}$$

$$= 83.4 \text{ in}^4$$

단면적은

$$A = 11(0.25) + 2(5.0) = 12.75 \text{ in}^2$$

따라서 y-축에 대한 최소회전반경

$$r_y = \sqrt{\frac{I}{A}} = \sqrt{\frac{83.4}{12.75}} = 2.56 \text{ in}$$

기둥의 세장비는

$$\frac{KL}{r} = \frac{8(12)}{2.56} = 37.5 < (4.71) \sqrt{\frac{E}{F_y}}$$

$$= 4.71 \sqrt{\frac{29,000}{100}} = 80.2$$

따라서 비탄성좌굴식이 지배한다. Euler 좌굴응력

$$F_c = \frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2} = \frac{\pi^2 (29,000)}{(37.5)^2} = 204 \text{ ksi}$$

AISC 설계기준에 의한 국부좌굴을 고려하지 않은 압축부재의 공칭압축응력은

$$F_n = F_{cr} = (0.658^{\frac{F_y}{F_c}}) F_y = (0.658^{\frac{100}{204}})(100)$$

$$= 81.5 \text{ ksi}$$

유한요소 프로그램에 의한 탄성국부좌굴응력

$$F_{cr1} = 91.6 \text{ ksi}$$

식 (3)에 의한 국부좌굴세장비

$$\lambda_t = \sqrt{\frac{F_n}{F_{cr1}}} = \sqrt{\frac{81.5}{91.6}} = 0.943 > 0.816$$

따라서 국부좌굴을 고려한 압축부재의 설계강도를 구하기 위하여 탄성국부좌굴응력과 위에서 구한 공칭압축응력을 직접강도법의 압축강도식 (2b)에 대입하면

$$f_{nl} = \left(1 - 0.15 \left(\frac{F_{cr1}}{F_n}\right)^{0.5}\right) \left(\frac{F_{cr1}}{F_n}\right)^{0.5} F_n$$

$$= \left(1 - 0.15 \left(\frac{91.6}{81.5}\right)^{0.5}\right) \left(\frac{91.6}{81.5}\right)^{0.5} (81.5) = 72.7 \text{ ksi}$$

공칭강도는

$$P_n = f_{nl} \times A = 72.7 \times 12.75 = 926.9 \text{ kips}$$

AISC에 의한 강도(참고문헌)와 비교하여  $\frac{926.9}{934.6} = 0.992$  이

므로 상당히 합리적이라 판단된다.

결론적으로 AISC 설계기준의 기둥강도식과 탄성국부좌굴응력을 사용하여 단면에 기둥강도를 산정하는 직접강도법이 유효폭을 적용하여 반복계산을 수행하는 AISC Q-계수 설계법에 비하여 적용이 훨씬 간편함을 알 수 있다.

---

**요 약 :** 직접강도법은 NAS(2004)와 AS/NZS 4600(2005)에 의해서 냉간성형강재의 설계에 처음 채택되었다. 이 설계법은 용접형강 부재에도 효과적으로 적용이 가능하다고 판단된다. 본 논문에서는 최근 수행된 용접형강 부재의 직접강도법 개발에 대해서 살펴보고자 한다. 용접형강 압축 및 휨부재의 설계강도식은 H, C, RHS, CHS 형강, 플레이트거더 및 보강판 단면의 실험 결과에 근거하여 개발 되었다. 직접강도법과 현행 설계기준에 의해 예측된 강도의 비교 결과를 통하여 직접강도법을 적용하여 좌굴혼합이 발생하는 용접형강 기둥 및 보 부재의 압축, 휨 및 전단강도를 합리적으로 산정할 수 있는 것을 입증하였다.

**핵심용어 :** 직접강도법, 용접형강 부재, 좌굴 혼합, 극한강도, 압축부재, 휨부재

---