

# 독본(dogbone) 내진접합부를 갖는 철골 모멘트골조의 횡강성 평가

## Lateral Stiffness of Steel Moment Frames Having Dogbone Seismic Connection

이 철 호†

Lee, Cheol-Ho

(논문접수일 : 2002년 5월 18일 ; 심사종료일 : 2002년 11월 18일)

### 요 지

본 연구에서는 원주형 절취 독본(dogbone) 내진 접합부 도입에 따른 철골모멘트골조의 횡강성 감소 정도를 용이하게 산정할 수 있는 실용적 해석기법을 제안하였다. 본 연구의 방안은 원래의 원주형 절취 형상의 독본에서 발생하는 신장량과 동일한 크기의 신장량이 유발되도록 등가의 균등한 유효폭을 갖는 독본 형상으로 치환하는 것에 근거하고 있다. 등가 유효폭을 도입하는 목적은 공액보법을 적용하여 보의 휨변형에 의한 골조의 횡변위 성분을 유도할 때 수행되는 적분을 해석적으로 하기 위함이다. 이러한 접근법의 타당성을 먼저 검증된 유한요소해석모델에 의해 확인한 후, 기둥, 패널존 그리고 보의 변형에서 기인하는 골조의 횡변위 성분을 독본의 존재를 고려하여 해석적으로 유도하였다. 이 유도결과를 이용한 사례분석에 의할 때, 독본의 도입에 따른 횡변위 증가율은 2%~3%(횡강성 감소율로는 1%~2%) 정도로서 실무적으로 무시할 수 있는 크기로 나타났다.

**핵심용어** : 철골모멘트골조, dogbone(RBS) 접합부, 횡강성, 층간변위

### Abstract

A simplified analytical procedure is presented to estimate the reduction of elastic lateral stiffness of steel moment frames arising from the radius-cut dogbone weakening. With the original radius-cut dogbone shape, it is almost impossible or too complicated to integrate analytically the mathematical expressions encountered when applying the conjugate beam method to compute the beam deflection component. In this study, the problem is circumvented by replacing the original radius-cut dogbone with an equivalent dogbone of constant width. The equivalence between the two is established by imposing an equal dogbone elongation criterion. This approach is justified by using a calibrated finite element analysis. Then, the elastic lateral deflection components from the column, panel zone, and beam are derived for a typical beam-column subassembly. The derived results can be used to evaluate the reduction of the frame lateral stiffness. Case studies conducted within some practical ranges of frame configurations show that the reduction in frame lateral stiffness due to the presence of dogbone cut is on the order of 1 to 2 percent and is reasonably negligible in practical sense.

**Keywords** : steel moment frame, dogbone(RBS) connection, lateral stiffness, story drift

† 책임저자, 정회원 · 경남대학교 건축학부 교수  
전화: 055-249-2681; Fax: 055-249-2681  
E-mail: chlee@kyungnam.ac.kr

• 이 논문에 대한 토론을 2003년 3월 31일까지 본 학회에  
보내주시면 2003년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

### 1. 서 론

철골모멘트골조는 보를 기둥에 강접하여 건조되는 뼈대구조물로서 골조를 구성하는 부재의 휨강성과 휨강도가 골조가 횡력에 저항하는 핵심요소이다. 이 구조방식은 지진위험도가 높은 지역에서 널리 사용되어 왔는데 그 첫째 이유는 연성능력이 매우 뛰어난 구조방식으로 간주되어 왔기 때문이다. 국내외의 모든 내진규준에서 철골모멘트골조에 가장 큰 반응 수정계수를 부여하고 있는 것에서 이런 낙관적 입장을 잘 볼 수 있다. 그러나 1994년 미국 노스리지 지진과 1995년 일본 효고현 남부(고베) 지진 당시 접합부의 조기 취성파괴로 인하여 이 구조시스템의 내진성능에 대한 강구조공학계 전반의 낙관적 기대는 완전히 훼손되었다.

양 지진 이후 연성능력이 뛰어난 새로운 접합상세들이 제시되어 왔다.<sup>1,2)</sup> 새로운 접합상세의 가운데 가장 큰 주목을 받고 있는 것은 그림 1과 같은 형상의 독본(dogbone, 또는 Reduced Beam Section, RBS) 접합부이다. 즉 이 접합부의 핵심은 기둥 플랜지에 근접한 보 플랜지의 일부를 절취하여 보를 적절히 약화시킴으로써 소성힌지의 발생위치를 취성파괴 요인이 내재된 기둥 외주면에서 보의 내부 쪽으로 유도하는 것에 있다. 이 접합부는 가공비용, 물량, 용접량 등 구조비용의 증가가 거의 없이 내진성능을 획기적으로 증진시킬 수 있는 주목할 만한 상세이다.<sup>2)~4)</sup> 아직 확실히 규명되지 않은 설계측면의 몇몇의 문제를 해결하기 위한 연구가 현재에도 계속 진행 중에 있다.<sup>5)~7)</sup> 향후 구조비용의 측면이나 내진성능의 신뢰도 측면에서 대표적 내진상세가 될 가능성이 매우 높다.

이 접합부는 원래 벨기에의 Plumier가 1992년도에 미국 특허를 얻었으나 1994년 노스리지 지진 이후 특허권을 포기하여 실무와 연구에 자유롭게 활용할 수 있게 하였다.<sup>8)</sup> Plumier 가 최초로 제시한 독본의 형

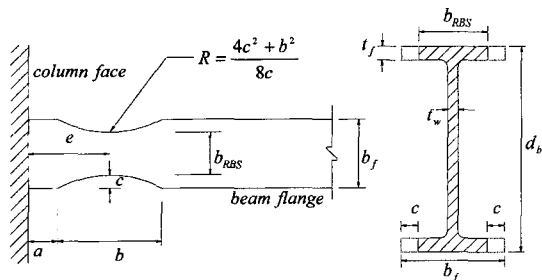


그림 1 원주형 절취 독본 접합부의 주요 치수

상은, 그림 1과 같은 원주형 절취 형상이 아니라, 독본 영역을 일정한 폭으로서 절취하는 것이었다. 이후 대만의 Chen 등은(1996)<sup>9)</sup> 보에 작용하는 모멘트 구배를 고려하여 기둥에서 멀어질수록 독본의 폭이 좁아지는 형상이 독본 영역에 있는 보 플랜지의 균등한 항복을 위해 바람직하다고 제안하였다. 그러나 Plumier나 Chen이 제시한 형상에는 반드시 응력집중이 수반되는 요각부(reentrant corner)가 생기게 된다. 실제로 반복재하 내진실험에서 이 요각부를 기점으로 균열이 발생하여 모재의 파단이 생기는 경우가 종종 발생하였다. 반면 Engelhardt 등은(1998)<sup>4)</sup> 그림 1과 같이, 응력집중이 발생하는 요각부가 없고 가공도 더욱 용이한, 원주형 절취 방식을 도입하여 독본영역의 모재파단을 효과적으로 방지할 수 있음을 실험적으로 입증하였다. 당연히 현재는 거의 대부분 그림1과 같은 형상의 독본이 사용되고 있다.

철골모멘트골조는 건축계획적 측면에서 볼 때, 가새나 벽체요소가 필요치 않으므로 공간의 활용면에서 가장 가변성이 큰 장점을 가지고 있다. 그러나 철골모멘트골조의 횡강성은 보와 기둥부재의 휨강성 그리고 패널존의 전단강성에만 의존해야 하므로 횡강성이 상대적으로 약한 것이 단점이다. 그래서 내진규준에서 요구하는 층간변위 제한조건에 의해 부재의 사이즈가 증대되어야 하는 경우가 종종 있게 된다. 특히 그림 1과 같이 보의 일부를 절취하는 경우는 가뜰이나 횡강성이 약한 철골모멘트골조 시스템의 상황을 더욱 악화시키는 것이 아닌가 하는 우려가 제기될 수도 있다. 즉 보 플랜지를 절취하여 "structural fuse"를 도입하면 모멘트골조의 내진성능은 월등히 향상되는 것은 좋은 일이지만, 보 플랜지 단면감소로 인하여 골조의 강성저하가 불가피한데 실무자는 이 점을 우려할 수 있다. Chen 등(1996), Engelhardt 등의(1998) 연구에 의하면 독본의 도입에 따른 횡강성의 감소는 크지 않을 것으로 보고된 바 있다. 그러나 현재까지 독본의 도입에 따른 횡강성의 감소를(또는 횡변위의 증가 정도를) 간편하게 정량적으로 평가할 수 있는 해석기법이 제시된 바가 없다. 따라서 본 연구에서는 1) 독본 접합부가 골조의 횡강성에 미치는 영향을 간단하면서도 정확하게 평가할 수 있는 실용적 해석적 기법을 제시하고, 2) 다양한 사례분석을 통하여 독본의 도입에 따른 골조의 횡변위 증가 또는 횡강성 감소의 정도를 정량적으로 고찰하고자 한다.

2. 독본 영역의 등가 유효폭 제안 및 검증

2.1 독본 영역의 등가 유효폭

본 절에서는 우선 독본 영역의 등가 유효폭 ( $b_{eq}$ ) 개념을 제안한다. 등가 유효폭 개념을 제안하는 이유는 본 논문의 3장에서 공액보법에 의해 보의 휨변형에서 기인하는 골조의 횡변위 성분을 해석적 엄밀해 형태로 유도하기 위함이다. 그림 2는 독본 영역의 등가 유효폭을 얻기 위한 모형 및 사용기호를 보여준다.

$$M(x) = V \left( \frac{L_b}{2} - x \right) \quad (1)$$

식(1)은 횡력 작용시 기둥 외주면과 보 변곡점 사이의 모멘트 구배를 나타내는 식이다. 독본 영역에 작용하는 휨 모멘트를 보의 춤으로 나눈 후 보 플랜지의 단면적 및 탄성계수로서 나누면 아래의 식(2)와 같이 독본 영역의 변형도를 근사식으로 표시할 수 있다. 이 변형도를 독본 전체길이에 대해 적분하면 이 영역에서의 보 플랜지의 신장량(elongation)을 식(3)과 같이 얻을 수 있다.

$$\epsilon(x) = \frac{\sigma(x)}{E} \approx \frac{M(x)/d_b}{Eb_f(x)t_f} = \frac{M(x)}{Eb_f(x)t_f d_b} \epsilon \quad (2)$$

$$\Delta_o = \int_a^{a+b} \epsilon(x) dx = \int_a^{a+b} \frac{M(x)}{Eb_f(x)t_f d_b} dx \quad (3)$$

유사한 방법으로 원주형으로 절취된 원래의 독본 형상을 균등한 폭을 갖는 등가 유효폭 ( $b_{eq}$ )로서 대체되

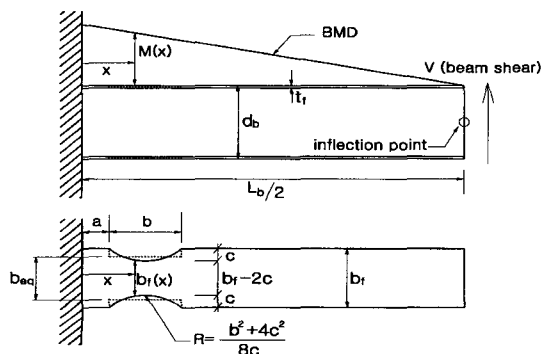


그림 2 독본 영역의 등가 유효폭 유도 모형

었다고 가정하여 변형도 및 신장량을 계산하면 아래의 식(4), (5)가 얻어진다.

$$\epsilon(x) = \frac{\sigma(x)}{E} \approx \frac{M(X)/d_b}{Eb_{eq}t_f} = \frac{M(X)}{Eb_{eq}t_f d_b} \quad (4)$$

$$\Delta_{eq} = \int_a^{a+b} \epsilon(x) dx = \frac{1}{b_{eq}} \times \int_a^{a+b} \frac{M(X)}{Et_f d_b} dx \quad (5)$$

본 연구에서 제안하는 등가 유효폭의 설정기준은 아래의 식(6)과 같다. 즉 원래 원주형 절취 형상의 독본 영역에서 발생하는 신장량과 등가 유효폭으로 대체된 독본영역에서 발생하는 신장량이 동일하도록 기준을 정한 것이다. 보 플랜지의 신장량은 곧 보의 휨 변형량과 직결되고 다시 이것은 골조의 횡변위와 직결되므로 이러한 기준은 타당성을 갖는다. 이 설정기준의 타당성은 아래에서 확인할 것이다. 식(6)을 적용한 후 등가 유효폭에 대해 풀면 식(7)이 얻어진다.

$$\Delta_o = \Delta_{eq} \quad (6)$$

$$b_{eq} = \frac{\int_a^{a+b} M(x) dx}{\int_a^{a+b} \frac{M(x)}{b_f(x)} dx} \quad (7)$$

단,

$$b_f(x) = (b_f + 2R - 2c) - 2\sqrt{R^2 - (x - a - b/2)^2} \dots (a \leq x \leq a + b) \quad (8)$$

위의 식(8)은 원래의 원주형 절취 독본형상을 기초로 정확하게 표시한 보 플랜지 폭의 함수식이다. 식(8)를 그대로 식(7)의 분모에 대입하여 적분을 시도하면 해석적 엄밀해 형태의 적분이 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 위의 식(8)의 근호 안을 테일러(Taylor) 급수 전개하여 적분가능한 근사식을 아래의 식(9)와 같이 유도하였다. 아래의 식(9)는 원래의 원주형 절취 독본 형상을 매우 정확히 근사할 수 있음을 확인하였다.

$$\begin{aligned} b_f(x) &\approx (b_f + 2R - 2c) - 2R \left( 1 - \frac{1}{2} \left( \frac{x - a - b/2}{R} \right)^2 \right) \\ &= (b_f - 2c) + R \times \left( \frac{x - a - b/2}{R} \right)^2 \\ &\dots (a \leq x \leq a + b) \end{aligned} \quad (9)$$

식(7)에 식(1), 식(9)를 대입하여 적분한 결과는 식(10)~(12)과 같이 얻어진다. 식(13)은 독본의 최소폭 및 최대폭을 단순히 산술평균한 평균폭이다. 본 연구에서 유도된 식(10)에 의한 등가 유효폭과 식(13)에 의한 평균폭을 다양한 조건에서 비교하여 보면 항상 등가 유효폭이 단순한 평균폭보다 작은 값이 얻어진다(표 1). 이는 등가 유효폭으로서 단순히 평균폭을 사용하면 독본의 도입에 따른 횡변위 증가를 실제 보다 과소평가하는 결과를 가져오므로 타당치 않음을 의미한다.

$$b_{eq} = \frac{X1}{X2} \tag{10}$$

단,

$$X1 = b \left( \frac{L_b}{2} - (a + b/2) \right) \tag{11}$$

$$X2 = \frac{(L_b - 2a - b)}{\sqrt{\frac{b_f - 2c}{R}}} \times \tan^{-1} \left( \frac{b}{2R\sqrt{\frac{b_f - 2c}{R}}} \right) \tag{12}$$

$$b_{avg} = \frac{1}{2} (b_f + (b_f - 2c)) = (b_f - c) \tag{13}$$

### 2.2 등가 유효폭 모델의 정확도 검증

독본 접합부를 갖는 모멘트골조의 횡변위를 해석적으로 유도하기 위해 앞서 2.1절에서 제시된 등가 유효폭 접근법의 타당성을 유한요소해석에 의해 검증하였다. 그림 3은 최근에 국내에서 수행된 독본 접합부 실험에 사용된 시험체 가운데 하나이다(시험체 DB700-MW).<sup>6)</sup> 보 H-700X300X13X24(SS400), 기둥 H-428X407X20X35(SM490)로 구성된 캔틸레버형 시험체로서 기둥 및 보 부재의 길이는 각각 3500(mm), 3597(mm)에 달하는 실물대 시험체이다. 실험은 SAC(2000)<sup>2)</sup>의 철골접합부 내진실험용 반복재하 변위제어 프로그램에 따라 의사정적으로 수행되었다. 좀더 자세한 내용은 지면의 제한으로 생략하니 문헌 (6)을 참조하기 바란다. 이 실험에서 얻어진 보 단부변위 대 보 단부하중 이력 곡선과의 비교를 통하여 본 연구에서 채용할 유한요소 모델링의 타당성을 먼저 검증하고자 하였다. 본 연구에서는 탄성상태의 변위거동만이 관심대상이므로 탄성

영역의 검증으로서 충분하다. 그러나 탄소성 반복하중 이력에 대한 실험결과가 가용하기 때문에 계산노력이 들더라도 전 응답영역에 걸쳐서 수치 시뮬레이션이 가능함을 보이고자 하였다.

유한요소해석은 시험체 DB700-MW를 ABAQUS (1998)<sup>10)</sup>의 8절점 고체요소(C3D8R)로서 3차원으로 모델링하여 수행하였다. 탄성계수는 205.8Gpa, 보와 기둥의 플랜지 및 웨브의 항복강도와 인장강도는 실험종료 후 시험체에서 채취한 시편의 인장시험결과를 사용하였다. 비선형 등방적/운동학적 변형경화 모델의(nonlinear isotropic/kinematic hardening model) 초기변형경화계수 및 변형경화감소율은 각각 25.5Gpa 및 81로서 Doghri(1993)<sup>11)</sup>의 자료를 사용하였다. 시험체의 테스트 셋업과 동일한 3차원 유한요소모델을 구성한 후, 실험에 사용한 SAC(2000)<sup>2)</sup> 철골접합부 내진실험용 반복재하 변위제어 프로그램에 따라 폰 미세스 항복조건 및 Riks알고리즘에 의해 반복재하 탄소성해석을 수행하였다. Riks알고리즘은 소위 호장법(arc length method)에 기초한 것으로서 뉴턴-랩슨법으로는 수렴이 되지 않는 강성저하 또는 재하(unloading) 영역까지 구조거동의 추적이 가능하므로 사용하였다. 그림 4는 해석결과와 실험결과를 비교한 것으로서 양

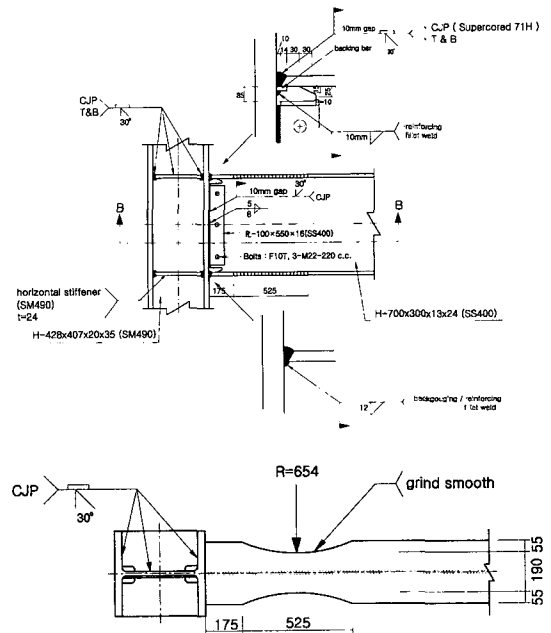


그림 3 독본 접합부 시험체 DB700-MW의 디테일

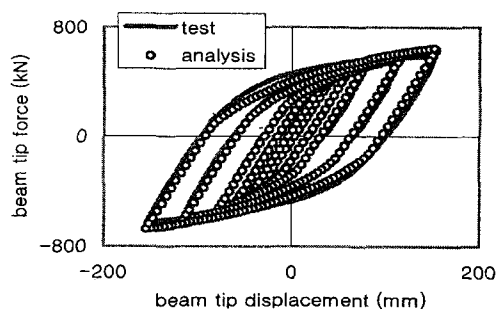


그림 4 해석 및 실험에 의한 이력응답 비교

결과가 아주 잘 부합되고 있음을 보여준다. 이 결과는 본 연구에 사용된 유한요소모델링 기법이 본 연구의 관심대상이 되는 탄성영역은 물론, 반복재하의 진행에 따른 항복면 확장 및 마우싱거 효과까지를 실제에 가깝게 반영할 수 있음을 확인해 주는 것이다.

이 같은 과정에 의해 본 연구에 사용된 유한요소해석기법의 전반적 타당성을 확인한 후 그림 5와 같은 독본 형상을 대상으로 보 단부에 보 전단력을 시뮬레이션하는 집중하중을 가하여 다시 탄성해석을 수행하였다. 그림 5(a)는 시험체 DB700-MW의 유한요소메쉬로서 원주형 절취 형상 그대로 모델링한 것이다. 그림 5(b)는 (10)식으로 산정된 유효 등가폭  $b_{eq} = 22.1(cm)$ 를 사용하여 모델링한 것이다. 양자의 해석결과를 비교해

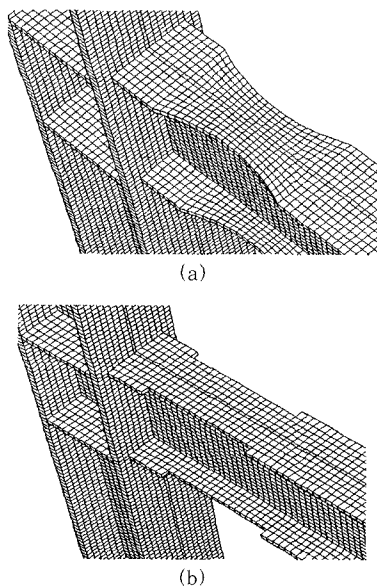


그림 5 유한요소메쉬 : (a) 원래의 해석모델, (b) 등가 유효 폭 해석모델

보면 보 단부 변위의 차이는 0.3 % 정도로서 거의 차이가 없음을 확인하였다. 즉 본 연구에서 제안한 등가 유효폭 개념이 타당함을 보여주는 것이라 할 수 있다. 이외에도 식(16)에 의한 평균폭 모델, 그리고 최소폭 모델(즉 독본 영역의 폭을  $b_f - 2c$ 로 가장 보수적으로 좁게 취한 경우) 등도 해석을 해 보았는데 훨씬 큰 오차를 나타내었다(원래의 모델에 비해 각각 2% 과대평가, 3% 과소평가하는 결과를 보여 주었다). 시험체 DB700-MW 외에도 다른 H형강 부재로 이루어진 보-기둥 부분골조에 대해 동일한 유한요소해석을 수행하여 원래의 원주형 절취형상 대신 등가 유효폭 형상을 사용해도 오차가 거의 제로임을 확인할 수 있었다.

### 3. 독본 모멘트 골조의 횡변위 성분의 유도

횡력을 받는 정형 모멘트골조의 경우 변곡점은 보와 기둥의 중간부분에 형성되므로 이 변곡점 내의 보-기둥 부분골조를 대상으로 횡변위를 고찰할 수 있다. 철골 모멘트골조의 탄성형변위는 다음의 식(14)과 같은 3가지 변위성분의 합이다.<sup>12)</sup>

$$\delta_{total} = \delta_c + \delta_{pz} + \delta_b \tag{14}$$

단,  $\delta_{total}$  = 총 횡변위,  $\delta_c$  = 기둥의 휨변형에서 기인하는 성분,  $\delta_{pz}$  = 패널존의 전단변형에서 기인하는 성분,  $\delta_b$  = 보의 휨변형에서 기인하는 성분(그림 6~8). 이 가운데  $\delta_c$ ,  $\delta_{pz}$ 는 독본의 유무와 관계없이 동일하지만,  $\delta_b$ 는 독본이 존재하면 이를 고려하여 유도되어야 한다.

#### 3.1 기둥의 휨변형 성분

그림 6에서 보듯이 이 성분은 기둥의 캔틸레버 휨변형에 의한 것이므로 다음의 식(15)과 같이 쉽게 계산할 수 있다(기둥 전단력  $V_c$ 를 구하는 방법에는 포탈법, D치법 등 여러가지 고전적 근사방법이 있다. 잘 알려진 방법이고 지면의 제한으로 본 논문에서는 논하지 않음).

$$\delta_c = \frac{V_c \left( \frac{1}{2}(H_c - d_b) \right)^3}{3EI_c} \times 2 = \frac{(H_c - d_b)^3}{12EI_c} \times V_c \tag{15}$$

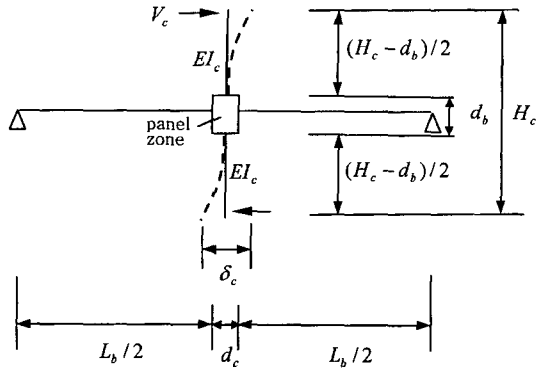


그림 6 기둥의 휨변형에 의한 골조의 횡변위 성분

### 3.2 패널존의 전단변형 성분

그림 7의 자유물체도에 평형조건식을 적용하여 패널존에 작용하는 보의 불균형모멘트 ( $\Delta M$ )를 구한 후 패널존의 전단변형각을 계산하면 식(16)과 같이 됨을 쉽게 확인할 수 있다. 식(16)에서  $G$ =전단탄성계수,  $t_{pz}$ =패널존의 두께이다. 식(17)에 의해 패널존의 전단변형각에 보침을 제외한 층고를 곱하면 횡변위가 얻어진다.

$$\begin{aligned} \gamma_{pz} &= \gamma_1 + \gamma_2 = \frac{\Delta M/d_b}{Gd_c t_{pz}} \\ &= \frac{V_c H_c}{Gd_b d_c t_{pz}} \times \left( \frac{1}{1 + d_c/L_b} \right) \approx \frac{V_c H_c}{Gd_b d_c t_{pz}} \quad (16) \end{aligned}$$

$$\delta_{pz} = \gamma_{pz} \times (H_c - d_b) = \frac{H_c(H_c - d_b)}{Gd_b d_c t_{pz}} \times V_c \quad (17)$$

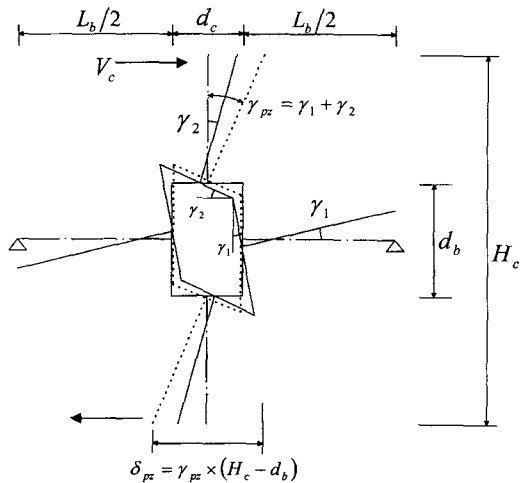


그림 7 패널존의 전단변형에 의한 골조의 횡변위 성분

### 3.3 보의 휨변형 성분

보의 휨변형에 의한 성분은 고전적 방법인 공역보법을 사용하였다. 독본영역을 식(10)으로 얻어진 등가 유효 폭으로 대체하였을 때의 탄성하중도를 그림8에 나타내었다. 그림 9의 기둥 외주면에 작용하는 전단력이 바로 그림 8의  $\theta_b$ 가 된다. 아래의 식(18), (19)는 각각 탄성하중의 합력 ( $RLT$ ) 및 합력위치 ( $X^*$ )를 구하는 식이다.

$$(RLT) = \int_0^{L_b/2} \frac{M(x)}{EI(x)} dx \quad (18)$$

$$x^* = \frac{\int_0^{L_b/2} \frac{M(x)x}{EI(x)} dx}{\int_0^{L_b/2} \frac{M(x)}{EI(x)} dx} \quad (19)$$

그림 9의 자유물체도에 모멘트 평형조건식을 적용하여 반력 ( $RCT$ )을 구하면 식(20)과 같이 된다. 탄성

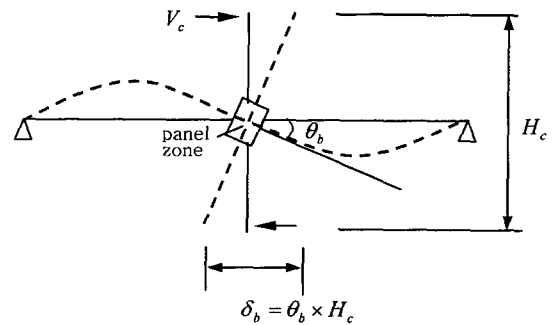


그림 8 보의 휨변형에 의한 골조의 횡변위 성분

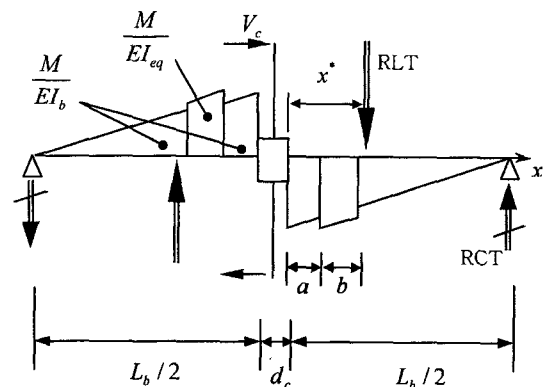


그림 9 등가 유효폭을 갖는 보의 탄성하중도

하중의 합력과 반력의 차이가 곧  $\theta_b$ 이므로 이것에 충고를 곱하여 횡변위 성분을 얻을 수 있다(식(21), (22)).

$$(RCT) = \frac{(RLT) \times (2x^* + d_c)}{(L_b + d_c)} \quad (20)$$

$$\theta_b = (RLT) - (RCT) = (RLT) \left( 1 - \frac{(2x^* + d_c)}{(L_b + d_c)} \right) \quad (21)$$

$$\delta_b = \theta_b \times H_c = (RLT) \left( 1 - \frac{(2x^* + d_c)}{(L_b + d_c)} \right) \times H_c \quad (22)$$

모든 적분결과를 대입하고 간략하게 정리하면 식(23)과 같은 결과가 얻어진다. 식(23)에서 우변의 둘째 항이 바로 독본의 도입으로 인한 횡변위 증가와 관련되는 항이다. 만일 일반 접합부와 같이 독본이 없는 경우는  $I_{eq} = I_b$ 이므로 첫째 항만 남고 둘째 항은 없어져 버리게 된다.

$$\frac{\delta_b}{V_c} = \frac{H_c^2 L_b^3}{12EI_b(L_b + d_c)^2} + \frac{H_c^2}{E(L_b + d_c)^2} \left( \frac{I_b - I_{eq}}{I_b I_{eq}} \right) \times \left( bL_b \left( \frac{L_b}{2} - b \right) + 2ab((a+b) - L_b) + \frac{2b^3}{3} \right) \quad (23)$$

단,

$$I_{eq} = I_b - \frac{(b_f - b_{eq})t_f}{2} \times (d_b - t_f)^2 \quad (24)$$

#### 4. 사례분석

독본영역의 치수  $a$ 와  $b$ 는 Iwankiw(1997) 및 Engelhardt 등의(1998) 권장치를 참고하여<sup>3),4)</sup> 각각 보 춤의 25% 및 75%를 택하였다. 그림 10은 RBS의 절삭폭을 결정하기 위한 휨모멘트 프로필을 보여준다. 최근 국내에서 수행된 실물대 실험결과를 참고하여 보플랜지 절삭폭을 산정하였다.<sup>7)</sup> 즉 독본 소성현지의 변형경화계수는 1.25로 택하였고, 독본 소성현지가 변형경화 상태에 도달했을 때 보-기둥 용접 접합부에 유입되는 휨모멘트의 크기는 보의 전단면 소성휨강도를 초과하지

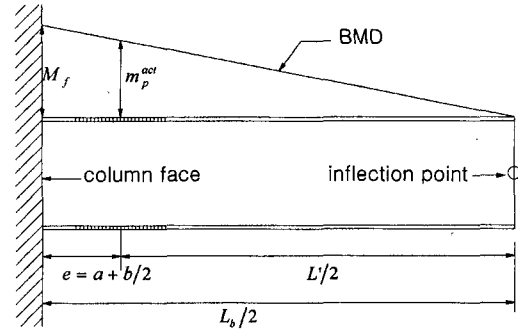


그림 10 Dogbone 절삭폭 결정을 위한 휨 모멘트 프로필

않도록 보 플랜지 절삭폭을 산정하였다. 식(25)을 식(26)에 대입하여 독본 최소폭  $b_{RBS}$ 를 구하면 다음의 식(27)이 얻어진다.

$$m_p^{act} = 1.25 \times Z_{RBS} \times F_{ye} \quad (25)$$

$$F_{ye} \times Z \geq M_f = m_p^{act} \times \left( \frac{L_b}{L} \right) \quad (26)$$

$$b_{RBS} \leq \frac{(0.80)Z \left( \frac{L}{L_b} \right) - t_w \left( \frac{d_b}{2} - t_f \right)^2}{t_f(d_b - t_f)} \quad (27)$$

위식에서  $m_p^{act}$  = 독본 소성현지 변형경화 모멘트,  $Z_{RBS}$  = 독본 최소폭 위치의 소성단면계수,  $Z$  = 보 전단면의 소성단면계수,  $F_{ye}$  = 보 부재의 예상 항복강도를 나타내며 나머지 기호는 그림 1 및 그림 10에 정의되어 있다. 또한  $b_{RBS}$  값은 다음의 식(28) 범위에 있도록 하였다.

$$0.50b_f \leq b_{RBS} \leq 0.65b_f \quad (28)$$

식(28)에 의한 제한조건을 둔 이유는 다음과 같다. 드문 경우지만, 보의 춤이 상대적으로 크거나 보의 스패인이 짧은 경우는 절삭폭이 보플랜지 폭의 50%를 초과할 수 있다. 이 경우는 독본영역의 비틀림강성의 과도한 감소를 우려하여 독본에 의한 접합부 설계를 허용하지 않는다(SAC 2000).<sup>2)</sup> 그 반대의 경우로서 보의 춤이 상대적으로 작거나 보의 스패인이 매우 큰 경우는 절삭폭이 매우 작을 수가 있다. 이 때는 독본 영역이 의도한 "structural fuse"로 기능하지 않아서 접합부

표 1 Dogbone도입에 따른 층간변위 증가비율

Story Height & Span Length	Frame Member Size		$b_{eq}$ (cm)	Relative Story Drift Ratio(%) (with dogbone/without dogbone)
	1	2		
$H_c=3.6m$ $L_b=6.0m$	1	col. : H-428×407×35(SM490) beam : H-700×300×13×24(SS400)	21.63	103.2
	2	col. : H-400×400×13×215(SM490) beam : H-600×200×11×17(SS400)	14.25	103.2
	3	col. : H-350×350×12×19(SM490) beam : H-500×200×10×16(SS400)	15.00	102.6
$H_c=3.6m$ $L_b=7.2m$	1	col. : H-428×407×35(SM490) beam : H-700×300×13×24(SS400)	22.10	103.2
	2	col. : H-400×400×13×215(SM490) beam : H-600×200×11×17(SS400)	14.63	102.9
	3	col. : H-350×350×12×19(SM490) beam : H-500×200×10×16(SS400)	15.00	102.6
$H_c=3.6m$ $L_b=9.0m$	1	col. : H-428×407×20×35(SM490) beam : H-700×300×13×24(SS400)	22.50	102.8
	2	col. : H-400×400×13×215(SM490) beam : H-600×200×11×17(SS400)	15.02	102.2
	3	col. : H-350×350×12×19(SM490) beam : H-500×200×10×16(SS400)	15.00	102.4
$H_c=3.6m$ $L_b=12m$	1	col. : H-428×407×20×35(SM490) beam : H-700×300×13×24(SS400)	22.50	102.6
	2	col. : H-400×400×13×21(SM490) beam : H-600×200×11×17(SS400)	15.02	102.4
	3	col. : H-350×350×12×19(SM490) beam : H-500×200×10×16(SS400)	15.00	102.2

취성파단의 위험이 있다. 식(28)은 국내에서 성공적으로 수행된 최근의 실험결과를 따른 것이다. 즉 식(27)에 의한  $b_{RBS}$  값이 보 플랜지 폭의 65% 이상이면  $b_{RBS}$  값은 보 플랜지 폭의 65%로 택하였다. 참고로 SAC(2000)의 경우는 최소 40%의 보 플랜지 절삭을 권장하고 있다.

표 1은 독본 도입에 따른 층간변위 증가비율을 실무에서 예상되는 층고, 스패ん길이, 부재치수 등을 고려하여 본 연구에서 유도된 수식을 사용하여 분석한 것이다. 기둥 부재는 강한 기둥-약한 보의 조건이 만족되도록 선정하였다. 표 1의 마지막 열에 정리한 층간변위 증가율은 독본이 없는 경우의 값으로 나누어 % 단위로 나타내었다. 보 스패ん이 짧을수록 독본 도입의 결과로 층간변위가 증가하는 경향을 보이며 보 사이즈에 따른 차는 거의 없다. 전체적으로 층간변위 증가비율은 2%~3%에 불과하여(횡강성 감소율은 1%~2%) 매우 미미함을 알 수 있다. 독본의 길이  $b$  를 보 총의 65%

~85%의 범위에서 변화시켜서 동일한 작업을 하였으나 표 1에서 나타나는 결과와 거의 동일한 결과가 얻어졌다. 이 정도 크기의 횡강성 감소는 골조모델링 과정이나 해석과정에 수반되는 불확실성이나 변동요인을 고려한다면 실무적으로 무시할 수 있는 크기로 사료된다. 즉 독본의 도입에 따른 골조 횡강성의 감소는 실무적으로 무시해도 될 것이다. 만일 상황에 따라서 설계자가 그 영향을 정량적으로 확인하고자 한다면 본 연구에서 제시한 식(10), (15), (17) 및 식(23)을 사용하여 신속하게 검토할 수도 있을 것이다.

### 5. 결 론

- (1) 독본의 도입에 따른 횡강성의 감소를 간편하게 평가할 수 있는 해석기법이 현재까지 제시된 바가 없다. 본 연구에서는 이런 상황을 감안하여 원주



- 형 절취 독본 접합부 도입에 따른 철골모멘트골조의 횡강성 감소정도를 용이하게 산정할 수 있는 실용적 해석기법을 제안하였다.
- (2) 원래의 원주형 절취형상의 독본을 그대로 사용하면 보의 횡변형 성분의 계산을 위해 공액보법을 적용할 경우, 해석적 엄밀해를 얻기 위한 적분이 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 원래의 원주형 절취 형상의 독본에서 발생하는 신장량과 동일한 크기의 신장량이 유발되도록 등가의 균등한 유효폭으로 대체하는 방안이 의해 이 문제를 우회하였다. 이 접근법을 실험결과와 캘리브레이션된 유한요소해석에 의해 입증하였다. 본 연구에서 유도된 등가 유효폭은 독본영역의 단순 평균폭보다 항상 작은 값이 얻어진다. 독본 영역의 유효폭으로서 단순히 평균폭을 사용하면 독본의 도입에 따른 횡변위 증가정도를 실제보다 과소평가하게 되므로 바람직한 방법이 아니다.
- (3) 등가 유효폭을 사용하여 기둥, 패널존 및 보의 변형에서 기인하는 철골모멘트골조의 횡변위 성분을 독본의 존재를 고려하여 해석적으로 유도하였다. 이 결과에 기초하여 실무적으로 예상되는 골조구성의 범위 내에서 사례분석한 결과에 의할 때, 독본의 도입에 따른 횡변위 증가율은 2%~3%(횡강성 감소율은 1%~2%) 정도로서 실무적으로 무시할 수 있는 크기로 나타났다. 만일 상황에 따라서 설계자가 그 영향을 정량적으로 확인하고자 한다면 본 연구의 제안식을 수식을 사용하여 신속하게 검토할 수도 있을 것이다.

### 감사의 글

이 연구는 2002년도 경남대학교 학술연구조성비 지원에 의한 것으로 이에 감사드립니다.

### 참고 문헌

1. Bruneau, M., Uang, C.-M., and Whittaker, A., *Ductile Design of Steel Structures*, McGraw-Hill, New York, NY, 1998
2. SAC, "Seismic Design Criteria for New Moment-Resisting Steel Frame Construction," Report No. FEMA 350, SAC Joint Venture, Sacramento, CA., 2000
3. Iwankiw, N., "Ultimate Strength Considerations for Seismic Design of the Reduced Beam Section(Internal Plastic Hinge)," *Engineering Journal/First Quarter*, AISC, 1997, pp. 3~16
4. Engelhardt, M. D., Winneberger, T., Zekany, A. J., and Potyraj, T. J., "Experimental Investigations of Dogbone Moment Connections," *Engineering Journal, Fourth Quarter*, AISC, 1998, pp.128~139
5. Jones, S. L., Fry, G. T., and Engelhardt, M. D., "Experimental Evaluation of Cyclically Loaded Reduced Beam Section Moment Connections," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 128, No. 4, 2002, pp.441~451
6. 이철호, 전상우, 김진호, "RBS 철골모멘트접합부의 내진거동평가를 위한 반복재하 실험대 실험," 한국지진공학회 2002년도 춘계학술발표대회논문집, 2002, pp.306~316
7. RIST강구조연구소/현대건설기술연구소, "고성능 내진 용접 철골모멘트접합부 개발 연구보고서," RIST 강구조연구소/현대건설기술연구소, 2002
8. Plumier, A., "The Dogbone: Back to the Future," *Engineering Journal, AISC, 2nd Quarter*, Vol. 34, No. 2, 1997, 1997, pp.61~67
9. Chen, S. J., Yeh, C. H., and Chu, J. M., "Ductile Steel Beam-to-Column Connections for Seismic Resistance," *ASCE Structural Journal*, Vol. 122, No. 11, 1996, pp. 1292~1299
10. ABAQUS, *ABAQUS User's Manual, Version 5.8*, Hibbit, Karlson & Sorenson, Inc., 1998
11. Doghri, I., "Fully Implicit Integration and Consistent Tangent Modulus in Elastoplasticity," *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, Vol. 36, 1993, pp. 3915~3932
12. 이철호, "패널존 변형을 포함한 철골모멘트골조의 단성충간변위 근사해석," 한국강구조학회논문집 제8권, 제4호, 1996, pp.105~113