

# 일축대칭 FRP 부재의 전체좌굴에 관한 실험적 연구

## Experimental Study on Global Buckling of Singly Symmetric FRP Members

이승식\*

Lee, Seungsik

### Abstract

Due to single symmetry of cross section, T-shaped members are likely to buckle in a flexural-torsional mode when they are subjected to axial compression. Therefore, the flexural-torsional buckling can be regarded as a governing mode of global buckling. An experimental program has been carried out to investigate the flexural-torsional buckling behavior of pultruded T-shaped members. Two types of pultruded members were tested in the experiment, and they were made of either E-glass/vinylester or E-glass/polyester. Lay-up and thickness of reinforcing layers, volume fractions of each constituents in layers, mechanical properties were experimentally determined. Two sets of knife edge fixture were used to simulate simple support condition for flexure and twisting, and the lateral displacements and the angle of twist were measured using three potentiometers. Every specimen buckled in a flexural-torsional mode, and most of the specimens showed post-buckling strength.

**Keywords :** singly symmetric section, pultrusion, T-shaped member, flexural-torsional buckling, experimental study

### 요 지

일축대칭의 단면특성을 갖는 T형 부재는 단면의 특성상 축방향 압축력으로 인하여 전체좌굴이 발생할 경우 휨-비틀림 좌굴이 지배모드가 된다. 인발성형 T형 부재의 휨-비틀림 좌굴거동을 실험적 연구를 통하여 알아보았다. E-glass/vinylester와 E-glass/polyester로 만들어진 2종류의 인발성형 부재가 사용되었으며, 보강층의 배치, 보강층의 두께, 구성물질의 부피비, 역학적 성질 등을 실험적으로 규명하였다. 좌굴실험에서 휨 및 비틀림에 대한 단순지지 조건을 만족시키기 위해서 knife edge를 사용하였으며, 3개의 potentiometer를 사용하여 실험체의 횡변위와 비틀림각을 측정하였다. 모든 실험체에 휨-비틀림 좌굴이 발생하였으며, 대부분의 실험체가 후좌굴 강도를 가지고 있음을 알 수 있었다.

**핵심용어 :** 일축대칭단면, 인발성형, T형 단면, 휨-비틀림 좌굴, 실험적 연구

### 1. 서 론

강재와 콘크리트에 비해서 가벼운自重, 높은 강도, 좋은 피로특성 및 내부식성 등의 장점을 가지고 있는 섬유보강플라스틱(FRP, fiber reinforced polymer) 복합재를 건설분야에 사용할 경우 운반의 편의성, 시공기간의 단축, 재료 및 유지관리 비용의 절감 등의 효과를 얻을 수 있다. 현재 해외의 여러 국가에서 인발성형(pultrusion) 공정에 의해서 제작된 FRP 부재가 교량의 상부구조, 건물, 냉각탑, 격자형 송전탑 등에 사용되고 있으나 재료의 성질에 관한 규격과 설계기준의 미비로 인하여 그 사용량은 기존의 건설재료에 비교하여 매우 적은 상태이다(Bakis 등, 2002).

일반적으로 건설분야용 인발성형 부재는 탄소섬유에 대해서 가격경쟁력이 있는 E-glass 섬유와 폴리머계 수지로 만들어진다. E-glass 섬유와 폴리머계 수지로 만들어진 인발성형 부재의 경우 강재에 비해서 높은 강도를 발휘하는 반면에 낮은 탄성계수를 갖게 되므로 부재의 설계과정에서 재료의

강도보다는 사용성과 좌굴에 대한 검토가 매우 중요한 역할을 차지하게 된다. 이러한 이유로 지난 십여 년간 인발성형 부재의 전체 및 국부좌굴 거동에 대한 연구가 활발히 진행되었다(Zureick과 Scott, 1997; Stoddard, 1998). 그러나 대다수의 연구는 이축대칭부재의 거동에 관한 것이며, 일축대칭부재에 관해서는 소수의 연구결과만이 존재한다.

Hewson(1978)은 축방향 압축력을 받는 양단이 고정지지된 glass/epoxy 인발성형 channel 부재의 휨, 휨-비틀림(flexural-torsional), 국부좌굴 거동에 대해서 실험적 연구를 수행하였으며, Razzaq 등(1996)은 인발성형 channel 단순보의 횡-비틀림(lateral-torsional) 좌굴거동을 4점 휨시험을 통해서 조사하였다. Zureick과 Steffen(2000)은 등변 angle 부재의 휨 및 휨-비틀림 좌굴에 대해서 실험을 통하여 연구하였다.

브레이싱 부재 및 트러스의 현재로 많이 쓰이는 T형 부재의 경우 단면의 복부(web)를 중심으로 일축대칭이며 대칭축에 대한 횡변형과 단면의 비틀림변형이 서로 연계(coupling)되는 특징을 가지고 있다. 대개의 경우 단면의 대칭축이 약

\*정회원 · 건국대학교 인공근육연구센터 연구교수(E-mail: drslee@naver.com)

축이며 비틀림강성이 다른 부재와 비교하여 매우 작기 때문에 압축력을 받아 좌굴이 발생할 경우 약축에 대한 휨과 전단중심에 대한 비틀림이 동시에 발생하는 휨비틀림 좌굴이 지배 모드가 된다.

현재까지 복합재료 부재의 거동해석을 위해서 매우 다양한 보이론들이 제시되었지만(Jung 등, 1999), 연구자들이 사용한 서로 다른 기호, 정의 및 가정사항 등으로 인하여 각각의 이론들을 직접적으로 비교 및 검증하기가 쉽지 않다. 따라서 Volovoi 등(2001)에 의해서 주장되었듯이 이론적 연구뿐만 아니라 실험적 연구 또한 활발히 수행되어야 한다.

본 연구에서는 휨 및 비틀림변형에 대해서 단순지지된 인발성형 T형 부재의 등분포 압축력에 의한 휨비틀림 좌굴거동을 실험적 연구를 통하여 알아보았다. 또한, 좌굴실험 결과뿐만 아니라 부재를 구성하는 각 보강층의 두께, 각 보강층을 구성하는 물질들의 부피비, 그리고 플랜지와 복부의 역학적 성질 등을 제시함으로써 본 연구의 결과가 인발성형 부재의 역학적 성질 및 이론적 연구의 기초적인 자료로 쓰일 수 있도록 하였다.

## 2. 재료의 성질

인발성형 공정은 복합재료를 생산하는 한 방법으로서 수지(resin)에 함침시킨 다양한 형태의 보강섬유를 단면형성과 수지의 양생이 동시에 가능한 성형틀(forming and curing die)에 통과시킴으로써 동일한 단면형상과 치수를 갖는 부재를 연속적으로 생산할 수 있다. 인발성형 부재에 사용되는 보강섬유의 형태는 roving, continuous strand mat(CSM), 직포(woven fabric), stitched fabric(SF) 등이며, 이 중에서 roving이 주보강재로 쓰이고 CSM, SF, 직포는 부재의 횡방향 역학적 성질을 향상시키기 위해서 부수적으로 사용된다(Barbero, 1999).

인발성형 부재를 구성하는 판요소들(플랜지 또는 복부)에 존재하는 각 보강층의 섬유종류, 섬유배향각, 섬유형태, 구성물질의 부피비 등이 서로 다르기 때문에 각 보강층의 역학적 성질 또한 서로 달라진다. 따라서 인발성형 부재가 전형적인 적층방식으로 생산되지는 않지만 각각의 판요소를 적층판으로 모델링할 수 있으며, 결과적으로 인발성형 부재의 이론적 해석과정에서 적층판이론을 이용할 수 있다.

그러나 적층판이론을 이용하기 위해서는 필수적으로 각 보강층의 역학적 성질과 두께를 알아야만 하는데 인발성형 복합재는 수지에 함침된 각 보강층이 동시에 성형틀을 통과하면서 최종적인 복합재료가 제작되므로 일반적인 적층 복합재와는 달리 각 보강층의 실제적인 역학적 성질을 부재의 제작 이전에 직접적으로 측정하기가 쉽지 않다. 따라서 인발성형 부재의 생산자 또는 부재에 대한 시험을 통하여 얻은 각 구성물질의 종류, 역학적 및 물리적 성질, 부피비, 그리고 각 보강층의 두께 등과 같은 기본적인 정보에 micromechanics를 적용하여 각 보강층의 역학적 성질을 이론적으로 추정하는 방법이 사용된다(Barbero와 Tomblin, 1993; Davalos와 Qiao, 1997; Acosta Costa, 1999).

일반적으로 인발성형 부재의 해석은 등방성 부재의 경우와 비교해서 다소 복잡한 과정을 거치게 되나 재료의 성질이

직교이방성인 경우에는 그 과정이 매우 단순해진다. 예를 들어 부재의 생산에 단일방향 roving, 0°와 90°의 배향각을 갖는 직포 및 SF, CSM등이 대칭적으로 사용되었을 경우에는 각 판요소들을 거시적으로 1겹의 직교이방성판으로 간주할 수 있으며, 시험편 시험(coupon test)을 통하여 얻은 재료의 탄성계수를 등방성 부재의 해석에 사용되는 식에 대입하여 이론적 해석을 수행할 수 있다. 또한, 재료를 직교이방성으로 간주할 수는 있으나 부재를 구성하는 각 판요소들의 탄성계수가 서로 다를 경우에는 등방성의 복합보에 사용되는 방법(McManus와 Culver, 1969)을 사용하여 해석을 수행할 수 있다. 하지만 부재의 취약한 횡방향의 역학적 성질, 국부좌굴강도, 충격에 대한 저항성 등을 향상시키기 위해서 0°와 90°이외의 off-axis 섬유를 함유한 보강층을 사용한 경우에는 재료의 성질을 직교이방성으로 간주할 수 없을 뿐만 아니라 엄밀한 의미에서 시험편 시험을 통해서 얻은 값을 재료의 탄성계수로 정의할 수 없다. 결과적으로 등방성 부재의 이론적 해석에 사용되는 식 또는 방법을 인발성형 부재에는 적용할 수 없게 되며, 적층판이론을 기본으로 개발된 다양한 복합재료 보이론 및 유한요소법을 사용하여 해석을 수행해야 된다.

따라서 본 연구에서는 적층판이론을 통한 실험체의 이론적 해석에 필요한 기초적인 정보, 즉 보강층의 배치, 섬유의 형태, 보강층을 구성하는 물질들의 부피비, 보강층의 두께, 그리고 재료를 직교이방성이라고 가정하였을 때 사용이 가능한 각 판요소의 역학적 성질을 규명하기 위하여 재료에 대한 다양한 시험을 수행하였으며 그 결과를 제시하였다.

### 2.1 보강층의 배치

실험에서 사용된 T형 부재는 두 종류의 인발성형 H형 부재의 복부를 길이방향과 평행하게 잘라서 제작되었다. 첫 번째 그룹의 H형 부재(이하 'GVH')는 E-glass roving과 CSM으로 보강된 vinylester 수지로 만들어졌으며, 두 번째

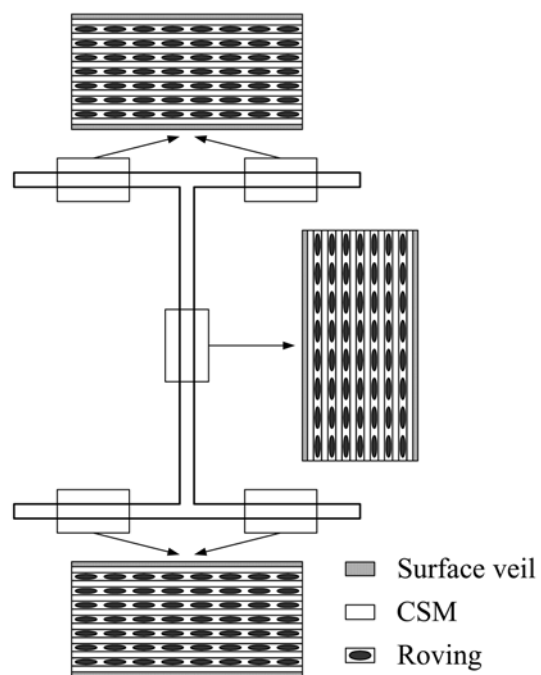


그림 1. GVH의 보강층 배치

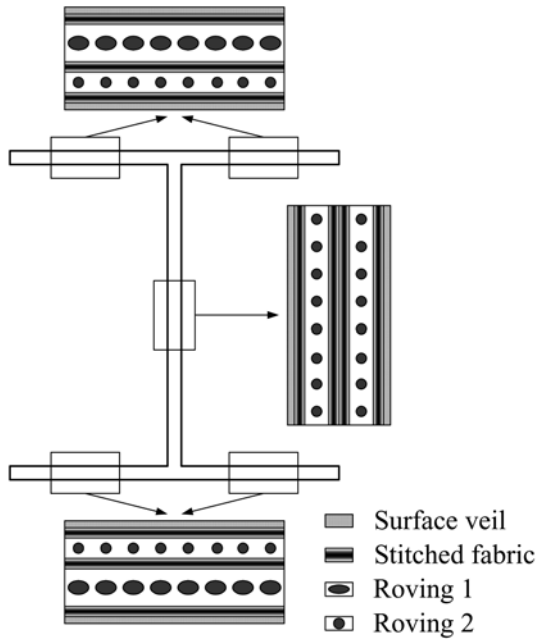


그림 2. GPH의 보강층 배치

그룹의 H형 부재(이하 'GPH')는 E-glass roving과 [+45°/90°/-45°]의 배향각을 갖는 SF로 보강된 polyester 수지로 만들어졌다. 두 그룹 모두 고령토(kaolin clay)가 filler로 사용되었다. GVH 단면의 공칭치수는 304.8 mm×304.8 mm×12.7 mm이며, GPH의 경우 152.4 mm×152.4 mm×.525 mm이다.

실험적으로 밝혀진 GVH와 GPH의 보강층 배치는 그림 1, 2와 같으며, GVH는 플랜지와 복부의 보강층 배치가 동일하지만 GPH는 플랜지와 복부의 보강층 배치가 서로 다를 수 있다. GVH는 단면 전체가 2개의 surface veil층, 8개의 CSM층, 7개의 roving층으로, GPH의 플랜지는 2개의 surface veil층, 3개의 SF층, 1개의 두꺼운 roving층(그림 2의 'Roving 1'), 1개의 얇은 roving층(그림 2의 'Roving 2')으로, 그리고 GPH의 복부는 2개의 surface veil층, 4개의 SF층, 2개의 얇은 roving층(그림 2의 'Roving 2')으로 구성되어 있다.

## 2.2 구성물질의 부피비

각 구성물질(섬유, 수지, filler, 공극)의 전체적인 부피비, 각 보강층의 두께, 보강층을 구성하는 각 물질의 부피비를 측정하기 위하여 44.45 mm×44.45 mm×시료두께(12.7 mm 또는 9.525 mm)의 공칭치수를 갖는 총 24개의 시료를 사용하였다. ASTM D 792-00의 규정에 따라 측정된 GVH 전체단면, GPH 플랜지, GPH 복부의 밀도는 각각 1.82 g/cm<sup>3</sup>, 1.98 g/cm<sup>3</sup>, 1.89 g/cm<sup>3</sup>이다. 구성물질의 부피비를 구하기 위하여, 먼저 시료들을 전기로에 넣은 뒤 약 565°C에서 6시간 동안 가열하여 시료 내에 존재하는 수지를 태워서 제거하였다. 수지가 제거된 시료들을 상온에서 식힌 뒤 시료의 각 보강층을 분리하여 무게를 측정하였다. 또한, filler를 제거한 뒤 무게를 측정하여 각 층에 존재하는 filler의 무게 및 시료 내에 존재하는 총 filler의 무게를 계산하였다. 각 구성물질의 부피는 측정된 질량을 각각의 밀도로 나누어줌으로써 결정되었으며 부피비 계산에 사용된 시험방법과 식은 기존에 발표된 논문(Ye 등, 1995)을 참조하였다. GVH

표 1. 각 층의 두께와 구성물질의 부피비(GVH)

Layer	$V_{fiber}$ (%)	$V_{resin}$ (%)	$V_{filler}$ (%)	t(mm)	n*
Veil	9.0	80.5	10.2	1.299	2
CSM	34.2	58.2	7.4	5.862	8
Roving	45.4	48.2	6.1	5.562	7

\*시료 내에 존재하는 해당 보강층의 총 개수

표 2. 각 층의 두께와 구성물질의 부피비(GPH)

	Layer	$V_{fiber}$ (%)	$V_{resin}$ (%)	$V_{filler}$ (%)	t(mm)	n*
Flange	Veil	16.0	72.0	11.9	1.352	2
	SF	62.6	32.0	6.9	2.441	3
	Roving1	53.5	39.8	6.6	4.274	1
	Roving2	45.3	46.9	7.7	1.354	1
Web	Veil	9.5	78.1	12.3	1.616	2
	SF	53.5	40.0	6.3	3.825	4
	Roving2	42.3	49.7	7.8	3.980	2

\*시료 내에 존재하는 해당 보강층의 총 개수

전체단면, GPH 플랜지, GPH 복부의 섬유부피비는 각각 36.4%, 49.1%, 41.2%로 계산되었다.

시료의 각 층의 구성물질별 부피비를 구하는 과정에서 해당 층의 수지의 양은 시료의 총 filler무게에 대한 해당 층에 존재하는 filler의 질량에 비례한다고 가정하였으며, 각 층의 두께는 E-glass 섬유의 단위면적당 질량을 E-glass 섬유의 밀도와 부피비의 곱으로 나누어줌으로써 구하였다. 계산된 각 보강층별 구성물질의 부피비와 두께는 표 1과 2에 수록되어 있다. 제시된 각 보강층의 두께는 시료 내에 존재하는 해당 보강층 두께의 총 합이므로 한 층의 두께를 구하기 위해서는 제시된 두께를 시료 내에 존재하는 해당 층의 총 개수로 나누어 주어야 한다. 또한, GPH에 존재하는 SF층의 경우 +45°, 90°, -45°의 배향각을 갖는 3개의 층으로 이루어져 있으므로 하나의 SF층의 두께를 이 세 층의 합으로 정의하였다.

## 2.3 재료의 역학적 성질

재료의 면내 역학적 성질을 정의하기 위하여 H형 부재의 플랜지와 복부로부터 채취한 시험편에 대해서 압축 및 전단 시험을 실시하였으며, 부재의 길이방향을 L축으로, 그리고 길

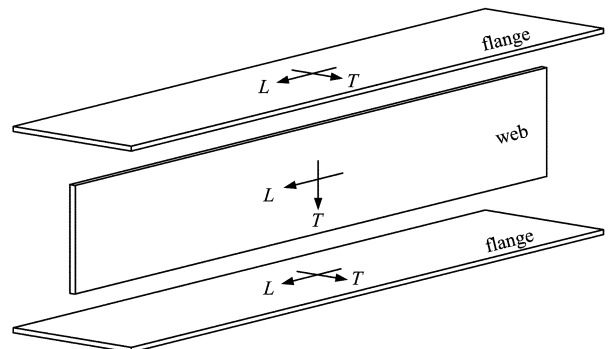


그림 3. 재료의 역학적 성질을 정의하기 위한 L-T 좌표계

표 3. 시험편 시험 결과

	$E_L$ GPa (ksi)	$E_T$ GPa (ksi)	$\sigma_{uL}$ MPa (ksi)	$\sigma_{uT}$ MPa (ksi)	$\nu_{LT}$	$G_{LT}$ GPa (ksi)	$\tau_{uLT}$ MPa (ksi)
GVH	22.7 (3,290)	13.0 (1,890)	358.5 (52.0)	162.0 (23.5)	0.305	4.4 (635)	95.1 (13.8)
GPH(flange)	31.0 (4,496)	N/A	464.6 (67.4)	N/A	0.277	5.0 (723.3)	91.7 (13.3)
GPH(web)	21.8 (3,166)	N/A	348.9 (50.6)	N/A	0.297	5.0 (728.8)	110.0 (16.0)

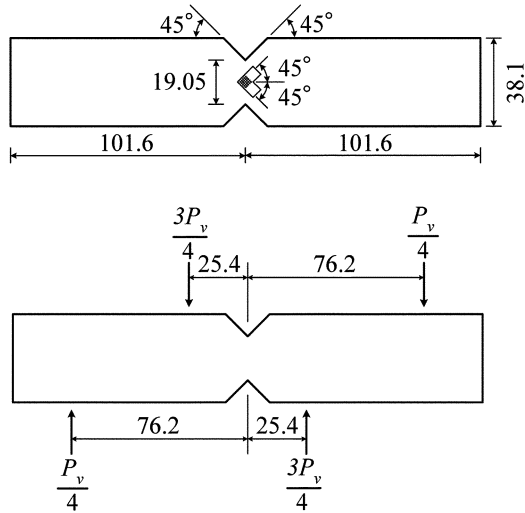


그림 4. 전단시험편의 치수와 작용 하중 (단위: mm)

이방향의 직각방향을  $T$ 축으로 정의하였다(그림 3).

인발성형 부재로부터 채취한 시험편의 폭과 측정된 역학적 성질의 편차에 대한 연구결과(Wang 등, 1994)를 참고하여 본 연구에서는 71개의 폭이 31.8 mm이며 길이가 228.6 mm인 직육면체 압축시험편을 사용하였으며 압축시험중의 좌굴을 방지하기 위하여 gauge length를 76.2 mm로 하였다.  $L$ 축과  $T$ 축 방향의 탄성계수( $E_L$ ,  $E_T$ )와 포인슨비( $\nu_{LT}$ )는 ASTM D 3410/D 3410M-93에 규정되어 있는 chord method에 따라 결정하였으며, 극한압축강도( $\sigma_{uL}$ ,  $\sigma_{uT}$ )는 압축시험에서 얻어진 최고 응력값으로 정의하였다. 압축시험결과의 평균값은 표 3에 수록되어 있다.

표 2로부터 GVH 전체단면, GPH 플랜지, GPH 복부에 사용된 E-glass roving의 부피비를 계산하면 각각 19.8%, 30.8%, 17.9%이며, GPH 복부를 기준으로 한 부피비들의 비율은 1.1:1.7:1.0으로써 표 3에 있는 탄성계수들의 비율과 비슷한 경향을 보였다. 따라서 roving의 사용량이 부재의 길이방향 탄성계수에 큰 영향을 미치며 길이방향 역학적 성질의 향상에 매우 효과적임을 알 수 있다.

전단성질의 경우 그림 4와 같이 중앙측면에 2개의 노치(notch)가 있는 폭 38.1 mm, 길이 203.2 mm인 43개의 시험편을 채취하여 인발성형 재료에 적합하게 만들어진 Georgia Tech 전단시험장치(Park, 2001)를 사용하여 측정하였다. 전단탄성계수( $G_{LT}$ )는 ASTM D 5379/D 5379M-93에 규정되어 있는 chord method에 따라 결정하였고 극한 전단강도( $\tau_{uLT}$ )는 전단시험에서 얻어진 최고 응력값으로 정의하였다.

전단시험편 중앙의 노치 사이에 L형 로젯(rossette)을 시험편의 길이방향과  $\pm 45^\circ$ 의 각을 이루도록 붙였으며 전단응력( $\tau_{LT}$ )과 전단변형률( $\gamma_{LT}$ )은 식(1)과 (2)에 의해서 계산되었다.

$$\tau_{LT} = \frac{0.5P_v}{A_v} \quad (1)$$

$$\gamma_{LT} = |\epsilon_{+45}| + |\epsilon_{-45}| \quad (2)$$

여기서,  $P_v$ 는 전단시험장치에 작용하는 하중,  $A_v$ 는 시험편의 두 노치사이의 단면적,  $\epsilon_{+45}$ 와  $\epsilon_{-45}$ 는 각각 L형 로젯의  $+45^\circ$ 와  $-45^\circ$ 방향 변형률계(strain gauge)로부터 얻어진 변형률 값이며, 전단시험결과의 평균값은 표 3에 수록되어 있다.

$\pm 45^\circ$  방향 섬유를 포함한 SF로 보강된 GPH의 전단탄성계수가 단일방향 roving과 CSM만으로 보강된 GVH의 전단탄성계수보다 약 14%정도 크며, 이러한 사실로부터  $\pm 45^\circ$  방향 섬유의 사용이 재료의 전단성질의 향상에 효과적이라는 것을 알 수 있다.

### 3. 휨-비틀림 좌굴 실험

축방향 압축력을 받는 인발성형 T형 부재의 휨-비틀림 좌굴 거동을 연구하기 위하여 총 17개의 T형 실험체가 사용되었다. T1부터 T9 실험체는 GVH로부터 제작되었으며 T10부터 T17 실험체는 GPH로부터 제작되었다. 그림 5와 같이 정의된 T형 부재의 단면치수를 부재의 길이방향으로 약 30 cm간격으로 측정하였으며, 측정된 치수의 평균값은 표 4에 수록되어 있다.

실험체의 횡면위와 비틀림각을 정의하기 위하여 그림 6과

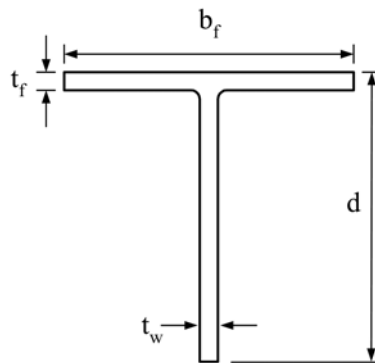
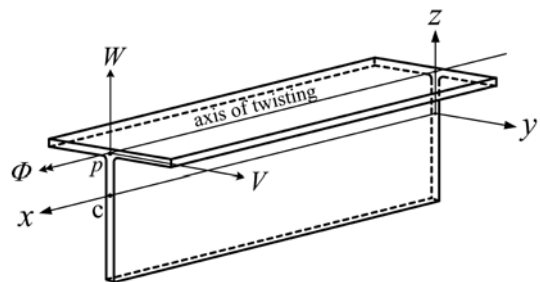


그림 5. T형 부재의 단면치수 정의



note) p: pole, c: centroid

그림 6. 실험 좌표계와 변위의 정의

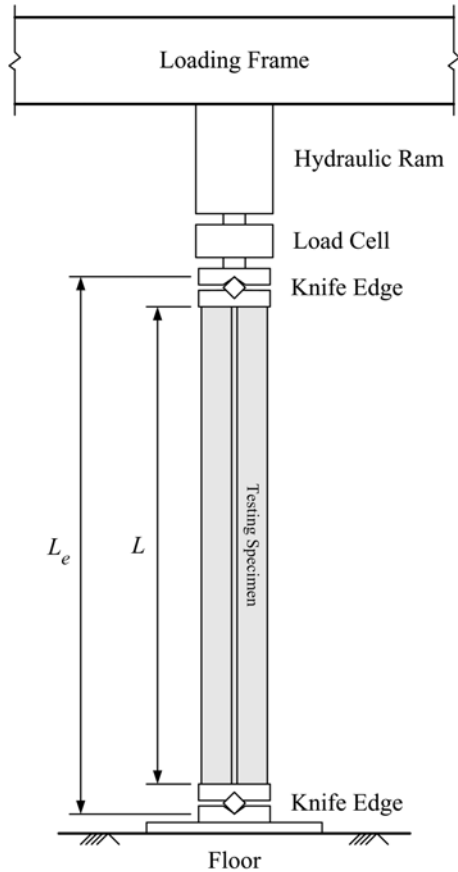


그림 7. 개략적인 실험장치

같은 직교좌표계를 도입하였다.  $y$ 와  $z$ 축은 부재단면의 기하학적 주축과 일치하며  $x$ 축은 기하학적 도심축(그림 6의  $c$ )과 일치한다. 플랜지와 복부의 중심선이 만나는 점을 pole(그림 6의  $p$ )이라고 정의 하였으며, 비틀림이 발생할 경우 단면은 pole을 중심으로 회전한다고 가정하였다.  $V$ 와  $W$ 는 각각 pole의  $y$ 와  $z$ 축 방향의 횡변위이며  $\phi$ 는 단면의 비틀림각이다.

그림 7은 개략적인 실험장치를 보여주며 작용하중, 축방향 수축, 횡방향 변위 및 비틀림각을 각각 로드셀, LVDT, potentiometer를 이용하여 측정하였다. LVDT와 potentiometer는 가력프레임의 간섭을 받지 않도록 하기 위하여 독립된 프레임에 설치되었다. 하중은 가력프레임에 고정된 유압펌프를 이용하여 수직으로 실험체에 가해졌으며 하중의 크기는 로드셀에 의해 측정되었다. 한쪽 방향으로만 회전을 허용하는 일방향 knife edge를 실험체의 상단과 하단에 T형 단면의 복부축( $z$ 축)과 일치하게 배치함으로써 실험체의 단부에서  $z$ 축을 중심으로 하는 휨에 대한 단순지지조건을 구현하였다. T형 부재의 경우 비틀림에 의한 단면의 뒹(warping)이 발생 하 않으며, 또한 knife edge와 실험체 사이의 마찰력으로 인하여 실험체의 단부에서는 비틀림각이 발생하지 않는다. 따라서 knife edge의 사용은 휨뿐만 아니라 비틀림에 대한 단순지지 조건을 만족시켜 주었다.

실험을 시작하기 전에 약 580 N의 힘을 가하여 실험체와 실험장치를 안정시킨 뒤 자료수집장치(data acquisition system)를 초기화 시켰으며, 이 단계에서 실험체의 상단에 위치한 knife edge의 무게(191 N)도 무시되었다. LVDT를 통하여 측정된 실험체 상단에 위치한 knife edge의 수직 변



그림 8. 휨-비틀림 좌굴이 발생한 실험체

위를 실험체의 축방향수축으로 간주하였다. 실험체의 중간 높이에서의 횡변위와 비틀림각을 측정하기 위하여 부재축( $x$ 축)과 직각을 이루는 평면( $y$ - $z$  평면)내에 위치한 3개의 potentiometer를 이용하였으며, 각 potentiometer로부터 얻어진 데이터는 부록에 수록되어있는 방법을 통하여 단면의 실제 횡변위와 비틀림각으로 변환되었다. 각 계측장치로부터의 측정값은 자료수집장치를 이용하여 1 sample/sec의 속도로 기록하였다.

그림 8에 나타나 있듯이 모든 실험체에 휨-비틀림 좌굴이 발생하였다. 실험체의 양단에 각각 1개씩 사용한 knife edge로 인하여 실험체의 실제 길이에 140 mm(한 쪽에 70 mm)를 더한 구간(그림 7의  $L_e$ )에서 휨변형이 발생하였고, 비틀림변형의 경우 실험체의 실제 길이(그림 7의  $L$ )에 걸쳐서 발생하였다. 각 실험체마다 하중-횡변위, 하중-비틀림각, 하중-축방향수축 관계를 얻을 수 있었으며, 하중-횡변위(그림 9) 및 하중-비틀림각(그림 10) 관계로부터 좌굴이 발생할 때 부재의 휨과 비틀림이 서로 연계 되어 발생하는 것을 실험적으로 확인할 수 있었다.

모든 실험체에 걸쳐서 실험장치의 편심과 실험체의 초기변

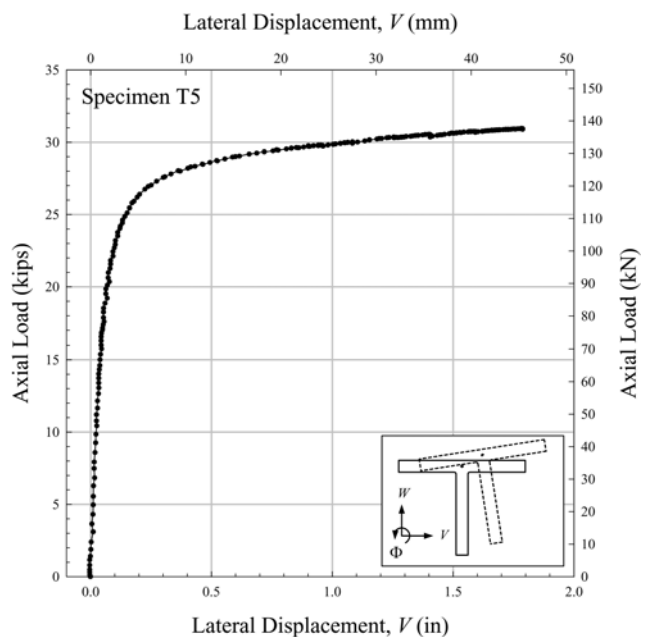


그림 9. T5의 하중-횡변위 관계

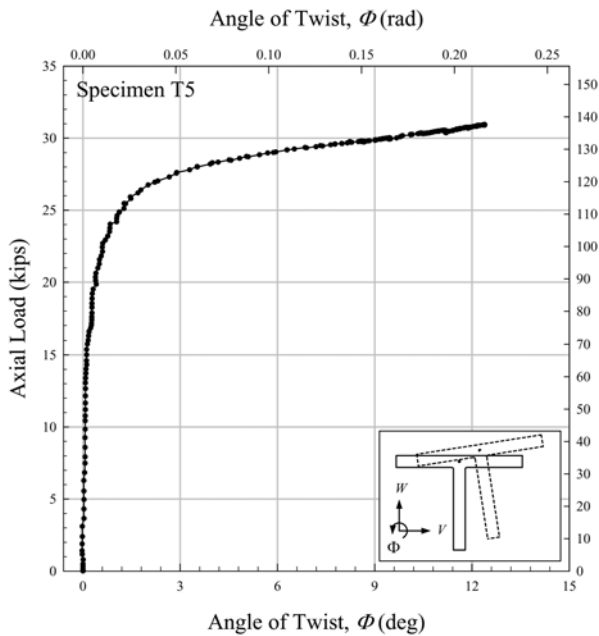


그림 10. T5의 하중-비틀림각 관계

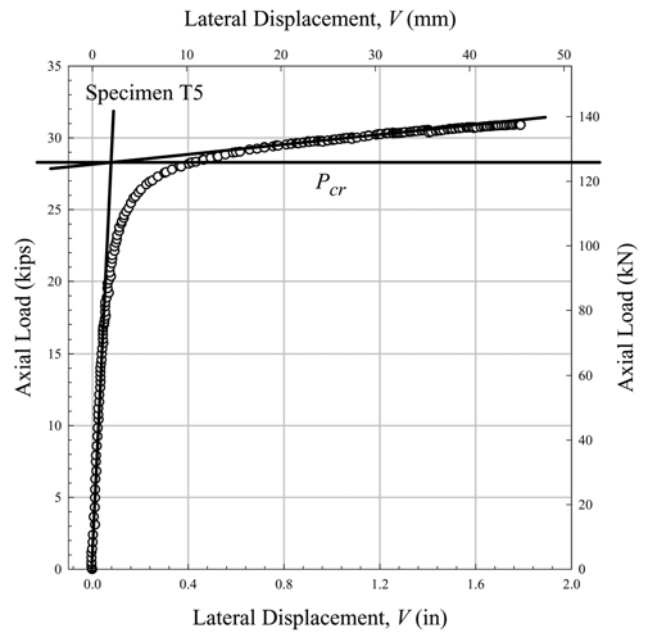


그림 11. Hoff 방법을 이용한 좌굴하중의 결정

형으로 인하여 하중재하 초기단계부터 횡변위와 비틀림각이 발생하였으며, 결과적으로 명확한 좌굴점이 나타나지 않았다. 4개의 실험체(T10, T11, T12, T13)를 제외한 모든 실험체의 경우 후좌굴 영역에서 하중이 증가하는 후좌굴강도를 갖는 것으로 나타났다. 반면에 T10, T11, T12 실험체의 경우 후좌굴 영역에서 하중이 정점에 도달한 뒤 감소하였으며, T13 실험체의 경우 좌굴이 발생한 뒤 하중이 일정한 값을 유지하였다.

#### 4. 좌굴하중의 결정

전체좌굴이 발생한 실험체의 좌굴하중을 결정하기 위해서 일반적으로 사용되는 Southwell(1932) 방법은 후좌굴강도를 갖는 부재에 사용할 경우 후좌굴 영역에 존재하는 데이터로 인하여 실제의 좌굴하중보다 큰 값을 얻게 되며(Barbero와 Trovillion, 1998), 그 반대의 경우, 즉 하중이 감소하는 경우에는 작은 값을 얻게 된다. 또한 기본적으로 인하여 후좌굴 영역에서 하중이 일정한 값을 유지하는 경우에는 Southwell 방법이 좌굴하중을 과잉 평가하는 특징이 있다.

따라서 본 연구에서는 Southwell 방법 대신에 실험체의 좌굴하중을 결정하기 위해서 후좌굴강도를 갖는 실험체의 경우에는 Hoff 등(1948)이 제안한 방법을 참고하여 그림 11과 같이 하중-횡변위 그래프의 좌굴 전후에 존재하는 선형구간을 연결한 두 직선의 교점을 좌굴하중( $P_{cr}$ )으로 정의하였으며, T10, T11, T12, T13 실험체에 대해서는 실험 중에 측정된 하중의 최대값을 좌굴하중으로 정의하였다. 각 실험체의 좌굴하중은 측정된 단면치수 및 길이와 함께 표 4에 수록되어 있다.

#### 5. 결 론

본 연구에서는 일축대칭의 단면 특성을 갖는 T형 인발성형 부재의 휨-비틀림 좌굴거동을 축방향 압축실험을 통하여 알아보았다. 인발성형 공정에 의해서 생산된 총 17개의 T형 실험체가 실험에 사용되었으며, 그 중 9개의 실험체(T1부터 T9)는 E-glass roving과 E-glass CSM으로 보강된 vinylester 수지로 만들어졌으며, 나머지 8개의 실험체(T10부터 T17)는 E-glass roving과 [+45°/90°/-45°]의 배향각을 갖는 E-glass

표 4. 실험체의 치수와 좌굴하중

	$b_f \times d \times t_f \times t_w$ (mm)	L (mm)	$P_{cr}$ (kN)		$b_f \times d \times t_f \times t_w$ (mm)	L (mm)	$P_{cr}$ (kN)
T1	76.5×176.5×12.7×13.0	914.4	82.3	T10	76.5×75.2×9.4×9.4	1,118.4	64.9
T2	102.6×126.5×12.7×13.0	990.6	150.3	T11	76.5×75.2×9.4×9.4	1,216.1	55.2
T3	101.6×127.3×12.7×12.7	1,216.2	104.5	T12	102.1×75.2×9.4×9.4	1,114.6	155.2
T4	127.0×126.0×12.7×12.7	1,364.0	172.6	T13	101.6×75.2×9.4×9.4	1,219.2	124.6
T5	127.3×126.7×12.7×12.7	1,600.2	125.9	T14	101.1×126.5×9.4×9.4	1,118.1	93.4
T6	127.8×151.1×12.7×12.7	1,602.2	117.0	T15	101.3×125.7×9.4×9.4	1,216.1	101.4
T7	126.7×177.0×12.7×12.7	1,366.5	115.7	T16	126.5×101.1×9.4×9.4	1,121.7	160.1
T8	127.5×176.0×12.7×12.7	1,600.2	119.2	T17	127.0×101.1×9.4×9.4	1,219.2	171.3
T9	101.6×151.4×12.7×12.7	1,116.1	129.0				

SF로 보강된 polyester 수지로 만들어졌다. 실험에 사용된 실험체의 보강층 배치와 두께, 그리고 각 보강층을 구성하는 물질의 파괴비를 실험적으로 구하였으며, 압축 및 전단 시험편 시험결과로부터 단일방향 roving의 사용은 재료의 길이방향 역학적 성질의 향상에 매우 효과적이고, 또한  $\pm 45^\circ$ 방향의 보강섬유를 사용하는 것이 전단성질의 향상에 효과적이라는 것을 알 수 있었다. 좌굴실험에서 knife edge를 T형 실험체의 양쪽 단부에 배치함으로써 휨과 비틀림에 대한 단순지지 조건을 실험적으로 구현하였으며, 실험체의 길이방향과 직각을 이루는 한 평면내에 존재하는 potentiometer를 이용하여 휨방향 변위와 단면의 비틀림각을 측정하였다. 좌굴 실험에서 실험장치의 편심 및 실험체의 초기변형으로 인하여 명확한 좌굴점이 나타나지 않았으며, 대부분의 실험체가 좌굴 이후 하중이 증가하는 후좌굴거동을 보였다.

향후 본 연구의 결과 및 기존에 발표된 인발성형 H형 부재의 좌굴에 대한 실험결과와의 비교를 위해서 확장된 복합재료 보이론을 기반으로 하는 이론적 해석과 유한요소해석을 수행할 예정이다.

### 참고문헌

Acosta Costa, F.J. (1999) *Experimental Characterization of the Mechanical and Structural Properties of Fiber Reinforced Polymeric Bridge Deck Components*, Ph.D. Thesis, Georgia Institute of Technology, Atlanta, GA, USA.

ASTM D 792-00 (2000) Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement, *American Society for Testing and Materials*, West Conshohocken, USA.

ASTM D 3410/D 3410M-93 (1995) Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Material with Unsupported Gage Section by Shear Loading, *American Society for Testing and Materials*, West Conshohocken, USA.

ASTM D 5379/D 5379M-93 (1993) Standard test methods for shear properties of composite materials by v-notched beam method, *American Society for Testing and Materials*, West Conshohocken, USA.

Bakis, C.E., Bank, L.C., Brown, V.L., Cosenza, E., Davalos, J.F., Lesko, J.J., Machida, A., Rizkalla, S.H., and Triantafillou, T.C. (2002) Fiber-reinforced polymer composites for construction-state-of-the-art review, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 6, No. 2, pp. 73-87.

Barbero, E.J. (1999) *Introduction to Composite Material Design*, Taylor and Francis.

Barbero, E.J. and Tomblin, J. (1993) Euler buckling of thin-walled composite columns, *Thin-Walled Structures*, Vol. 17, No. 4, pp. 237-258.

Barbero, E.J. and Trovillion, J. (1998) Prediction and measurement of the post-critical behavior of fiber-reinforced composite columns, *Composites Science and Technology*, Vol. 58, pp. 1335-1341.

Davalos, J.F. and Qiao, P. (1997) Analytical and Experimental Study of Lateral and Distortional Buckling of FRP Wide-Flange Beams, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 1, No. 4, pp. 150-159.

Hewson, P. (1978) Buckling of pultruded glass fiber-reinforced channel sections, *Composites*, Vol. 9, No. 1, pp. 56-60.

Hoff, N.J., Boley, B.A., and Coan, J.M. (1948) The development of a technique for testing stiff panel in edgewise compression, *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*,

Vol. 5, No. 2, pp.14-24.

Jung, S.N., Nagaraj, V.T., and Chopra, I. (1999) Assessment of composite rotor blade modeling techniques, *Journal of the American Helicopter Society*, Vol. 44, No. 3, pp.188-205.

McManus, P.F. and Culver, C.G. (1969) Nonuniform torsion of composite beams, *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. 95, No. ST6, pp. 1233-1256.

Park, J.Y. (2001) *Pultruded Composite Materials under Shear Loading*, Ph.D. Thesis, Georgia Institute of Technology, Atlanta, GA, USA.

Razzaq, Z., Prabhakaran, R., and Sirjani, M.M. (1996) Load and Resistance Factor Design (LRFD) Approach for Reinforced-Plastic Channel Beam Buckling, *Composites: Part B*, Vol. 27B, No. 3-4, pp. 361-369.

Stoddard, W.P. (1997) *Lateral-Torsional Buckling Behavior of Polymer Composite I-Shaped Member*, Ph.D. Thesis, Georgia Institute of Technology, Atlanta, GA, USA.

Southwell, R.V. (1932) On the analysis of experimental observations in problems of elastic stability, *Proceedings of the Royal Society of London: Series A*, Vol. 135, pp. 601-616.

Volovoi, V.V., Hodges, D.H., Cesnik, C.E.S., and Popescu, B. (2001) Assessment of beam modeling methods for rotor blade applications, *Mathematical and Computer Modelling*, Vol. 33, Issue 10-11, pp. 1099-1112.

Wang, Y. and Zureick, A. (1994) Characterization of the longitudinal tensile behavior of pultruded i-shape structural members using coupon specimens, *Composite Structures*, Vol. 29, pp. 463-472.

Ye, B.S., Svenson, A.L., and Bank, L.C. (1995) Mass and volume fraction properties of pultruded glass fiber-reinforced composites, *Composites*, Vol. 26, No. 10, pp. 725-731.

Zureick, A. and Scott, D. (1997) Short-term behavior and design of fiber-reinforced polymeric slender members under axial compression, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 1, No. 4, pp. 140-149.

Zureick, A. and Steffen, R. (2000) Behavior and design of concentrically loaded pultruded angle struts, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 126, No. 3, pp. 406-416.

(접수일:2005.4.29/심사일:2005.8.18/심사완료일 2005.12.5)

### 부 록. 3개의 potentiometer를 이용한 휨변위와 비틀림각 측정

그림 A.1은 T형 실험체의 중간 높이와 직각을 이루는 평

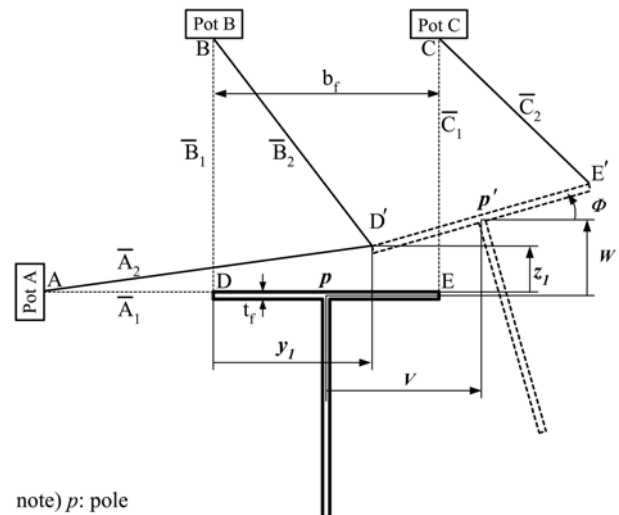


그림 A.1. 좌굴 전후의 T형 단면과 potentiometer의 배치

면 내에 존재하는 실험체의 플랜지에 연결된 3개의 potentiometer와 횡비틀림 좌굴 전과 후의 T형 부재의 단면을 보여준다. 선분  $\bar{B}_1$  과  $\bar{C}_1$  은 복부와 평행하며, 선분  $\bar{A}_1$  은 플랜지와 평행하다. 좌굴 후의  $D$ 의 변위( $y_1$ 과  $z_1$ )와 비틀림각( $\Phi$ )을 알면 pole의 횡변위( $V$ 와  $W$ )를 기하학적 조건을 이용하여 구할 수 있다. 계산에 사용된 방법은 '부재에 횡비틀림 좌굴이 발생하는 동안 단면에 변형(distortion)이 발생하지 않는다'라는 가정 하에서만 유효하다.

피타고라스의 정리를 이용하여 다음과 같은 관계를 얻을 수 있으며

$$(\bar{A}_1 + y_1)^2 + z_1^2 = \bar{A}_2^2 \quad (A.1)$$

$$(\bar{B}_1 - z_1)^2 + y_1^2 = \bar{B}_2^2 \quad (A.2)$$

식 (A.1)과 (A.2)로부터 결정된  $y_1$ 과  $z_1$ 은 다음과 같다.

$$y_1 = \frac{\alpha + \bar{B}_1 \sqrt{\gamma}}{\lambda} \quad (A.3)$$

$$z_1 = \frac{\beta - \bar{A}_1 \sqrt{\gamma}}{\lambda} \quad (A.4)$$

여기서  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\lambda$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\alpha = \bar{A}_1(\bar{A}_2^2 - \bar{A}_1^2 - \bar{B}_1^2 - \bar{B}_2^2) \quad (A.5)$$

$$\beta = \bar{B}_1(\bar{A}_1^2 + \bar{A}_2^2 + \bar{B}_1^2 + \bar{B}_2^2) \quad (A.6)$$

$$\gamma = 2\bar{A}_1\bar{A}_2^2 + 2\bar{A}_1\bar{B}_2^2 + 2\bar{A}_2\bar{B}_1^2 + 2\bar{A}_2\bar{B}_2^2 + 2\bar{B}_1\bar{B}_2^2 - 2\bar{A}_1\bar{B}_1^2 - \bar{A}_1^4 - \bar{A}_2^4 + \bar{B}_1^4 - \bar{B}_2^4 \quad (A.7)$$

$$\lambda = 2(\bar{A}_1^2 + \bar{B}_1^2) \quad (A.8)$$

T형 단면의 비틀림각( $\Phi$ )은 다음의 식으로부터 구할 수 있으며

$$\{b_f \cos \Phi - (b_f - y_1)\}^2 + (\bar{C}_1 - z_1 - b_f \sin \Phi)^2 = \bar{C}_2^2 \quad (A.9)$$

비틀림각은 다음과 같다.

$$\Phi = \tan^{-1} \left\{ \frac{a(bc - \sqrt{a^4 - a^2 a^2 + a^2 b^2})}{b(bc - \sqrt{a^4 - a^2 c^2 + a^2 b^2}) - c(a^2 + b^2)} \right\} \quad (A.10)$$

위 식에서  $a$ ,  $b$ ,  $c$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$a = 2b_f(y_1 - b_f) \quad (A.11)$$

$$b = 2b_f(\bar{C}_1 - z_1) \quad (A.12)$$

$$c = (y_1 - b_f)^2 + (z_1 - \bar{C}_1)^2 + b_f^2 - \bar{C}_2^2 \quad (A.13)$$

마지막으로 pole의 횡변위( $V$ 와  $W$ )는 간단한 기하학적 조건으로부터 다음과 같이 표현된다.

$$V = y_1 + \frac{t_f}{2} \sin \Phi - \frac{b_f}{2} (1 - \cos \Phi) \quad (A.14)$$

$$W = z_1 + \frac{t_f}{2} \sin \Phi - \frac{b_f}{2} (1 - \cos \Phi) \quad (A.15)$$