

APPENDIX A

수평곡선 거더의 극한강도 해석 방법

1. 재료 모델

본 보고서의 해석에서는 재료 및 기하비선형성을 고려한 해석을 수행 하였다. 거더는 아바쿠스에서 제공하는 4노드 Shell 요소(S4R)를 사용하였으며, 재료는 315MPa의 항복응력을 가지는 구조강재에 대하여 완전 탄소성 상태를 가정하였다. ABAQUS에서는 완전 탄소성 상태의 재료에 대하여 Von Mises' Yield Criteria를 자동으로 적용하게 된다.

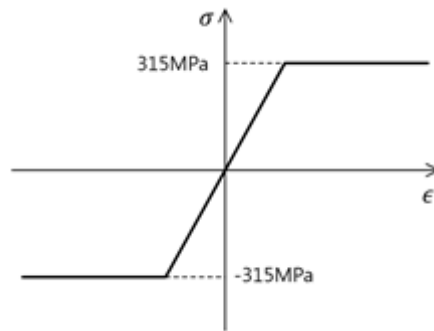


Fig. 1 Material Model

2. 경계 조건

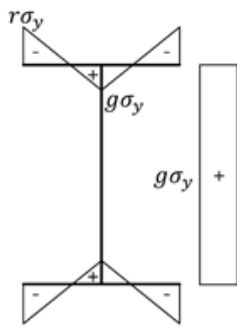
서론에서 언급된 바와 같이 부재는 단순지지 되게 된다. 쉘 요소를 사용한 모델에서 단순 지지를 모사 하는 방법은 실로 다양하지만, 본 연구에서는 Fig.2와 같이 힌지와 롤러 조건을 모사하였다.



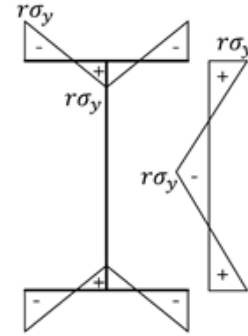
Fig.2 Boundary Condition

3. 잔류 응력

일반적으로 교량에 사용되는 I형 거더는 용접을 통하여 제작 되나, 본 해석에서는 열연 형강을 대상으로 하였으며, 이에 따라 열연 형강에 대한 잔류응력을 도입 하였다. 잔류응력 패턴은 여러 가지 가 있으나 본 연구에서는 ECCS(European Convention for Construction Steel Work; Fig.3)에 수록된 Galambos(1988)와 White(1993)가 제안한 패턴을 소개한다. 해석에는 Galambos의 패턴을 사용하였다.



(a) Galambos and Ketter(1988)



(b) White et al.(1993)

Fig.3 Residual Stress Pattern of Hot Rolled Section

플랜지 끝단에서 최대 압축 잔류 응력을 $r\sigma_y$ 라 할 때 잔류 응력 계수 r 은 단면의 높이와 플랜지 폭에 따라 0.3 혹은 0.5의 값을 가진다. 잔류응력은 그 자체로서 Self-Equilibrium을 만족해야 하며, 이에 따라 Fig. 3-(a)에 표시된 g 값은 Eq.1을 통하여 계산 할 수 있다.

$$g = \frac{r b t_f}{b t_f + d t_w} \quad \text{Eq.1}$$

where,

$$r = 0.5, \text{ for } \frac{d}{b_f} \leq 1.2$$

$$r = 0.3, \text{ for } \frac{d}{b_f} > 1.2$$

4. 더미요소

a. 일반

셀요소로 모델링 된 I형강의 양단 모멘트를 재하할 경우 하중 재하점의 응력 집중으로 인하여 지점부의 항복으로 인해 해석이 종료 될 수 있기 때문에, 이를 방지하기 위하여 Fig.4와 같이 더미 요소를 사용 할 수 있다.

이러한 더미요소는 구조물의 거동에 최대한 영향을 미치지 않아야 하며, 적절한 더미요소의 강성은 매개변수 해석으로써 결정된다.

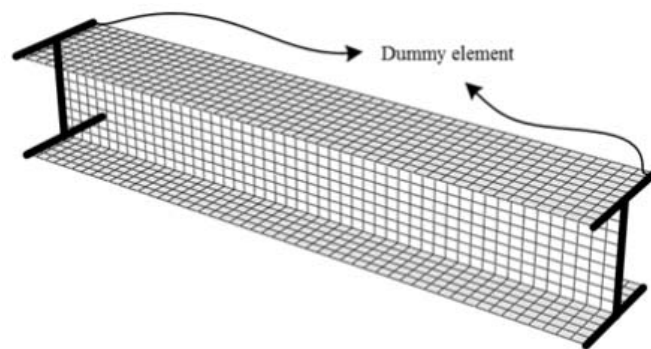


Fig.4 Use of Dummy Element

b. 더미요소의 강성

Fig.5는 더미 요소의 적절한 강성을 도출하기 위한 매개변수 해석에 사용된 단면이다. 해석 모델은 Compact Unbraced Length L_p 보다 작은 비지지길이를 가지며, 국부좌굴 안정성에 안전한 부재로서, 양단 집중 모멘트 재하시 극한 모멘트는 소성 모멘트 M_p 에 도달하여야 한다. 따라서 예측 가능한 강도 M_p 를 발현 할 수 있는 더미요소의 적절한 강성을 본 해석을 통하여 도출한다.

더미요소는 아바쿠스에서 제공하는 6자유도 직선 보요소 B31을 사용하였으며 단면의 형태는 원형을 가정하였다. 따라서 더미 요소의 강성은 단면의 직경 d 의 함수로 나타낼 수 있고, Fig.6에서는 편의상 더미요소 단면의 직경과 플랜지의 비로써 매개변수를 설정하여 그래프로 나타내었다. 더미요소의 강성이 너무 큰 경우에는 길이방향 변위를 구속하여 단면의 불균일 비틀림 거동에 영향을 줄 수 있으며, 이는 본 보고서의 목적인 횡-비틀림 강도 해석 결과에 영향을 미칠수 있다. 해석 결과에서는 d/t_f 가 70%인 지점부터 수렴이 시작 되었으나, 복부판의 과도한 변형을 피하기 위해 d/t_f 가 약 75%인 경우에 대한 더미 요소를 사용한다.

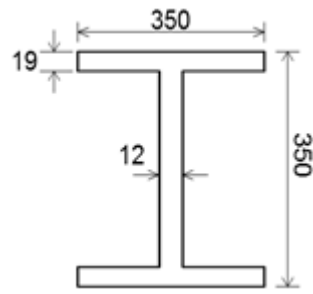


Fig. 5 Geometry of Section

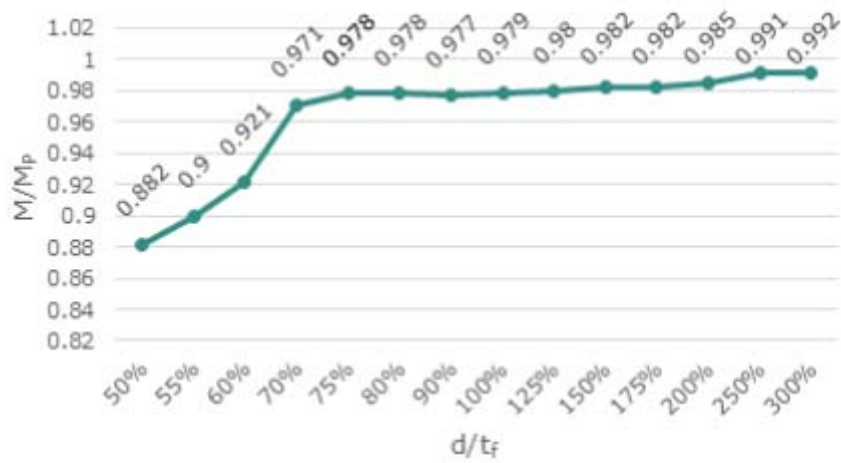
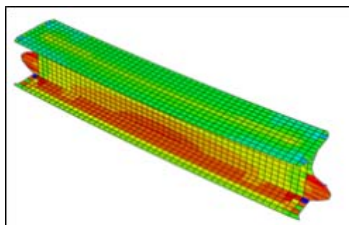
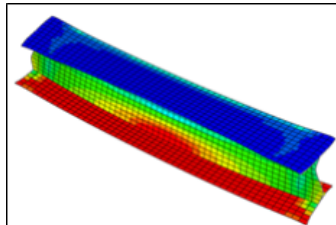


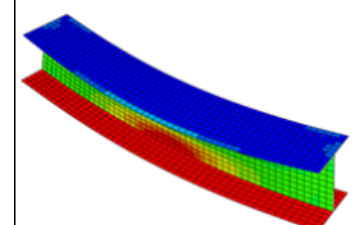
Fig.6 Result of Parametric Analysis



(a) $d/t_f = 0.5$,
 $d = 9.5mm$,
 $t_f = 19mm$



(b) $d/t_f = 0.75$,
 $d = 14.25mm$,
 $t_f = 19mm$



(c) $d/t_f = 0.5$,
 $d = 57mm$,
 $t_f = 19mm$

Fig.7 Deformed Shape / Contour=Normal Stress / Scale Factor=10

5. 초기 변형

완전히 곧은 상태의 직선 거더에, 대칭인 하중을 통해 양단 모멘트를 적용하는 경우에는 횡 비틀림 좌굴이 일어나지 않으며, 이는 실제 거동과는 다르게 된다. 따라서 적절한 초기 변형을 가정 하여야 하는데, 극한 강도 산정에 사용 될 수 있는 정확한 초기 변형량에 대한 연구는 찾아보기 드물다.

일반적으로 초기 변형은 선형 탄성 좌굴새거에서 얻어진 횡-비틀림 좌굴 모드에 대해 Scale Factor를 적용하여 구현 하지만, 본 연구에서는 회전방향과 횡방향 변위를 독립적으로 조절할 수 있도록 Fig.8과 같이 직접적으로 재하하는 방법을 사용 하였다. 적절한 초기 변형량을 찾기 위하여 매개변수 해석을 실시 하였다.

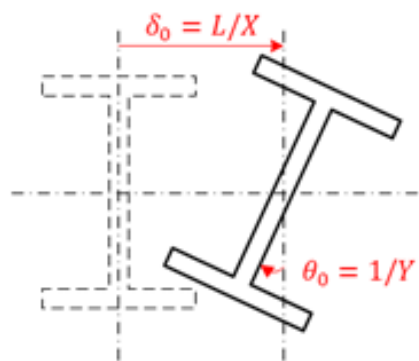


Fig.8 Initial Imperfection

횡방향에 대한 초기 변형 비율 X 와 회전방향에 대한 초기변형 비율 Y 에 대한 매개변수는 Table.1에 주어져 있다.

Table.1 Parameters

	X	Y
$\delta_0 = L/X$	500, 100, 300, 500, 700, 1000	1000
$\theta_0 = 1/Y$	1000	50, 100, 300, 500, 700, 1000

이에 대한 해석 결과는 Fig.9와 Fig.10에 주어져 있다. 결과적으로 횡방향 변위에 비해 회전각에대한 민감도가 더 작은 것으로 나타났다.

본 연구에서는 회전 각은 $1/500$ 라디안, 횡방향 변위는 $L/500$ 만큼의 초기 변형을 사용 하였다.

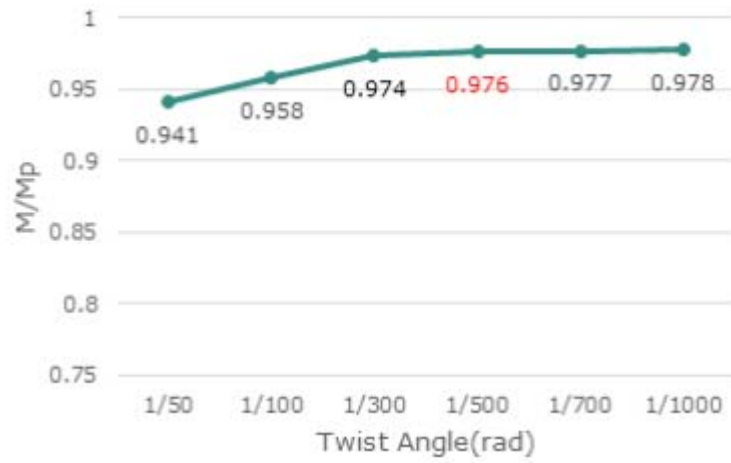


Fig.9 Result of Parametric Analysis - Twist Angle

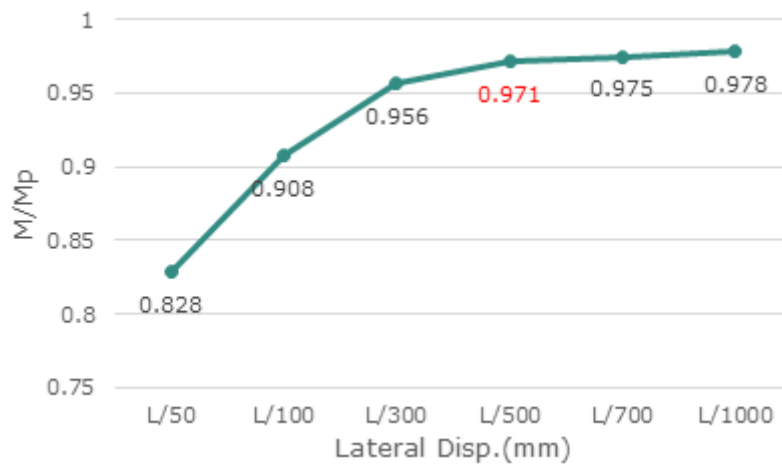
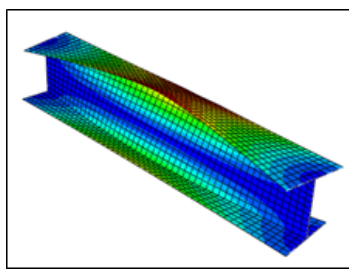
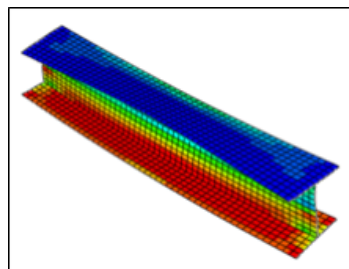


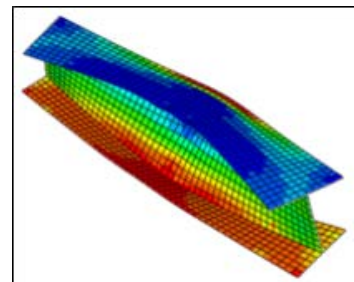
Fig.10 Result of Parametric Analysis - Lateral Displacement



(a) $\theta_0 = 1/1000$
 $\delta_0 = L/50$



(b) $\theta_0 = 1/50$
 $\delta_0 = L/1000$



(c) $\theta_0 = 1/500$
 $\delta_0 = L/500$

Fig.11 Deformed Shape / Contour=Normal Stress

6. 하중 재하 방법

셀요소로 모델링된 I형 거더에 양단 균일 모멘트를 재하하기 위하여 네가지 방법의 하중 재하 방법에 대한 고찰을 수행한다.

가장 알맞은 방법을 선택하기 위해 몇몇의 해석이 수행 되었다.

(1) 플랜지 재하 방법

양단 모멘트를 구현하기 위하여 상하부 플랜지에 플랜지 폭방향으로 Fig.12와 같이 선하중의 형태를 재하한다.

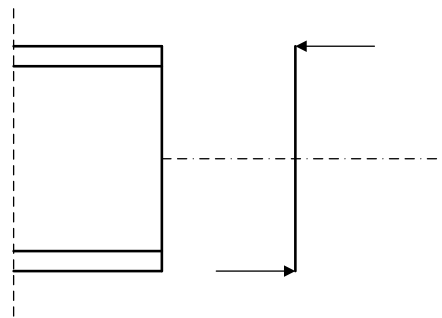


Fig.12 Flange Applied Type

이 방법은 재하 방법과, 외력 모멘트의 크기를 산정하는 식이 간단하기 때문에 적용이 용이한 장점이 있다. 그러나 거더의 높이에 비해 길이가 상대적으로 짧은 부재에 대해서는 단면 전체에 하중이 전달 되지 않을 수 있다. 따라서 본 방법에대한 검증 모델은 복부판의 높이가 크고 길이가 짧은 거더에 대해 선택 되었으며 단면 제원은 Fig.13에 나타내었다.

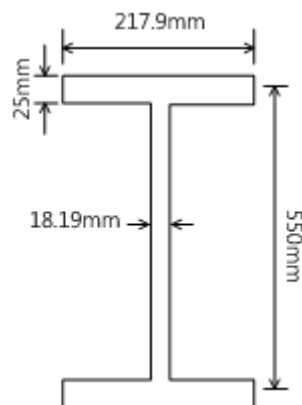


Fig.13 Section

결과적으로 소성모멘트 M_p 의 강도를 가지는 본 모델은 $0.85M_p$ 의 외력에서 해석이 종료 되었고, 파괴는 상부 플랜지와 하부플랜지에 적용된 압축 및 인장에 대한 항복이 일어난

후 단면 전체에 모멘트가 골고루 전달 되지 않은 것이라 판단 될 수 있다. 따라서 본 하중 재하방법은 횡-비틀림 좌굴 해석에서 적절 하지 않을 수 있다.

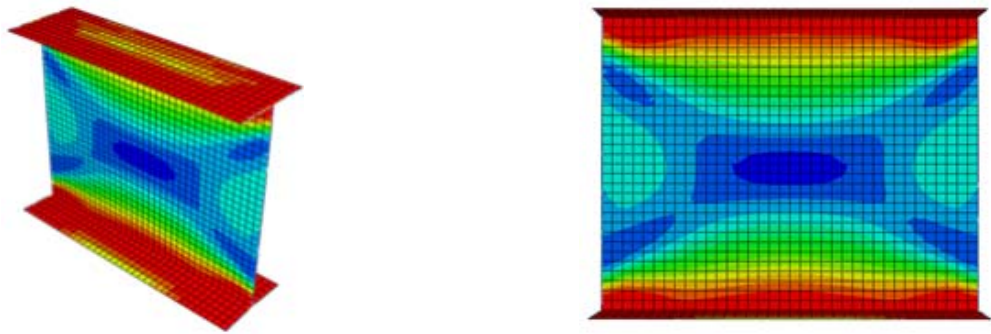


Fig.14 Deformed Shape; Flange Applied Type

(2) 소성모멘트 형상 방법

이는 Fig.15와 같이 소성모멘트 도달시 응력 분포 양상으로 하중을 재하하는 방법이다.

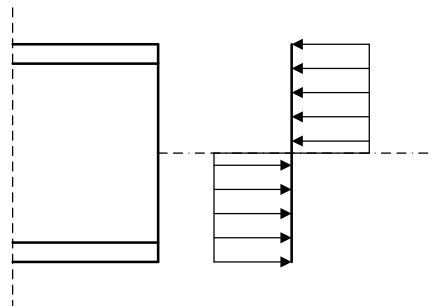


Fig.15 Plastic Moment Type

이는 극한 강도 도달시 응력 분포 상태를 반영할 수 있으며 플랜지 재하 방법과는 달리 하중 도입 시점부터 단면 전체에 골고루 응력을 분포 시킬 수 있다는 장점이 있다. 결론적으로 부재는 Fig.16과 같이 극한 상태에서 전단면에 골고루 항복하는 양상을 띤다.

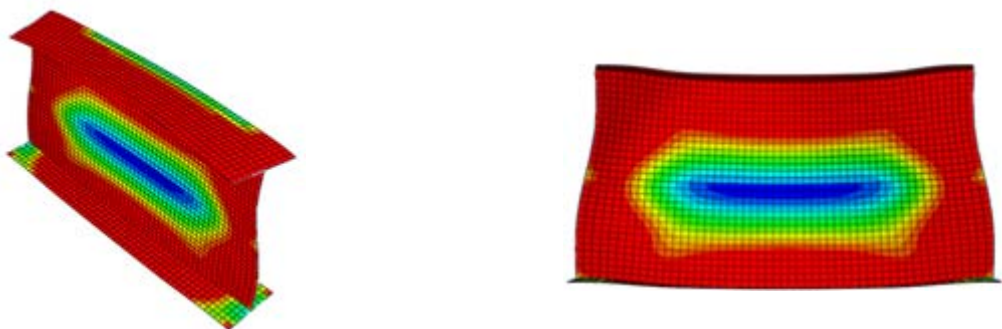


Fig.16 Deformed Shape; Plastic Moment Type

극한 모멘트는 $0.961M_p$ 로, 실제 강도와 상당히 근접한 결과를 보이게 된다. 그러나 이러한 방법을 사용할 경우 플랜지에 비해 상대적으로 두께가 얇은 복부판은 더미 요소를 사용하였다 하여도 큰 변형이 유발 될 수 있다. 이는 세장한 복부판을 가진 단면에 적합하지 않으며, 특정 모델에 대해서는 이를 방지하기 위한 대책이 필요할 수 있다.

(3) 집중 모멘트 재하 방법

Abaqus 6.13에서는 단면에 재하되는 모멘트를 가상의 점에 대해 집중 모멘트로서 재하할 수 있다. 이는 하중이 재하될 Reference Node와 하중이 분포될 Node를 가상의 Rigid Bar로 연결하여 하중을 분포 시키는 방법인데, 그 개념을 Fig.17과 Fig.18에 나타내었다.

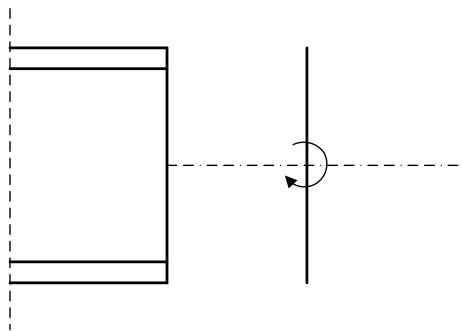


Fig.17 Direct Moment Type

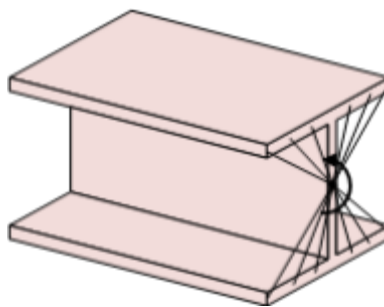


Fig.18 Concept of Direct Moment Type

이러한 방법을 통하여 재하하고자 하는 모멘트를 매우 손쉽게 다룰 수 있게 되고, 단면 전체에 하중이 골고루 재하되어, 실제 내력 사항을 반영하기가 매우 용이하게 된다.

해석 결과 극한 강도는 $0.983M_p$ 로, 가장 우수한 결과를 보였다. 변형 후 형상 또한 단면 전체에 실제와 비슷한 양상의 법선 응력이 분포함을 알 수 있다.

그러나, 가상의 Rigid Element로 인하여 하중 재하점과 Reference Node는 강체와 같이 거동 하게 되고, 이에 따라 지점부에서 각 Node들의 교축방향 변위가 제한 되게 된다. 전술한 바와 같이 교축방향 변위의 구속은 뒎 변형을 구속하는 것이며, 이는 강도에 영향을 미칠 수 있기 때문에 해석의 목적을 고려할 때 이 방법은 지양 되어야 한다.



Fig.19 Deformed Shape; Direct Moment Type

(4) 항복 모멘트 형상 방법

본 방법은 Fig.20과 같이 상부 플랜지에서 하부 플랜지로 선형적으로 분포하는 응력 형상을 모사하는 하중 재하 방법이다.

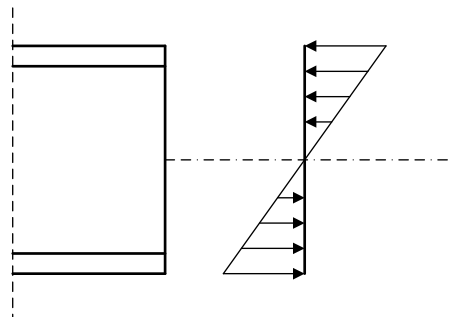


Fig.17 Direct Moment Type

이러한 방법은 플랜지가 항복하기 직전까지는 실제 응력 분포 형상과 동일한 형태의 모멘트로써 양단 모멘트를 모사 할 수 있는 장점이 있다. 그러나 복부판의 높이별로 하중의 크기를 변화 시켜야 하고, Mesh 개수에 따라 하중을 재 산정하여야 하기 때문에 적용에 시간과 노력이 타 방법보다 많이 들어간다는 단점이 있다.

해석결과 극한 모멘트는 $0.972M_p$ 이고, 단면에는 이론과 같은 법선 응력 분포가 생성 되었으며, 복부판의 과도한 변위 또한 방지 할 수 있었다.

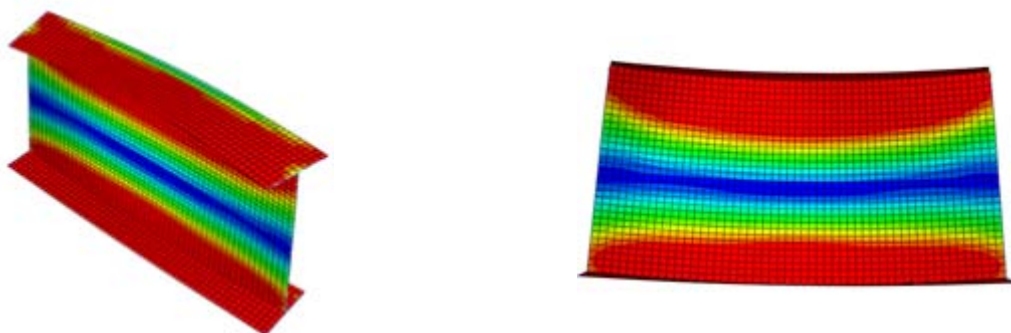


Fig.21 Deformed Shape; Yield Moment Type