

**RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE**  
**MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE**  
**UNIVERSITÉ IBN KHALDOUN DE TIARET**



**FACULTÉ DES SCIENCES APPLIQUÉES**  
**DÉPARTEMENT DE GÉNIE CIVIL**

**Mémoire de fin d'études en vue de l'obtention du diplôme de Master**

Spécialité: Travaux Publics.

Option: Voies et Ouvrage d'Art (V.O.A).

Présenté par :  
**MESTOUR FATIMA**

*Sujet du mémoire:*

**Analyse de comportement en déversement  
latéral des poutres métalliques à âme ondulée.**

*Soutenu publiquement le 18/06/2025 devant le jury composé de:*

Mr. T. HASSAINE DAOUADJI	Pr	Président
Mr. A. SAOULA	Pr	Rapporteur
Mr. T. BENSATTALAH	Pr	Examineur
Mr. M. ZIDOUR	Pr	Examineur
Mme. A. KABLIA	MAB	Examineur

*Promotion: 2024-2025.*



بِسْمِ اللَّهِ الرَّحْمَنِ الرَّحِيمِ



## DEDICACE

*Je dédie ce modeste travail :*

*A ma mère et mon père, qu'Allah lui fasse  
miséricorde*

*A mes frères et mes sœurs surtout Moutcho  
Djidji et Abdia*

*A ma famille, mon mari Dido, mes enfants :  
Nabil, Farah, Youcef et Malak*

*A mes collègues de travail à Cem Aisset  
Benoudda Tiaret qui m'ont aidé*

*A mes chères amies Makhloufia, Laila*

اللَّهُمَّ صَلِّ عَلَى سَيِّدِنَا مُحَمَّدٍ وَآلِهِ

# REMERCIEMENTS

*A Mr: KHILOUNE. M qu'Allah lui fasse  
miséricorde.*

*Je remercie le chef département de génie  
civil.*

*Je remercie surtout l'encadreur  
Mr. SAOULA. A. Je tiens à exprimer ma  
profonde gratitude au professeur pour  
son aide précieuse et la grande patience  
dont il a fait preuve. Veuillez recevoir  
mes salutations les plus respectueuses,  
empreintes de reconnaissance, de  
gratitude et d'estime.*

*Mes remerciements à mes professeurs :  
Mr. ZIDOUR. M ; Mr. DAOUADJI.T ,  
Mr. BENSATALA.T.*

*& à tous les professeurs de génie civil.*

*Au chef service Mme : Hamrelaine Safia  
de laboratoire de travaux publics.*

**Résumé :**

Les poutres en acier à âme ondulée sont des éléments structurels ayant une capacité de charge élevée par rapport aux poutres en acier laminées. Le principal avantage est que l'âme ondulée offre une capacité de cisaillement élevée pour des plaques d'âme très minces. En termes de stabilité globale, ce type de poutre possède une grande capacité de résistance vis-à-vis le déversement latéral par torsion en raison de l'ondulation de l'âme.

Dans ce travail, l'instabilité et le déversement latéral élastique en torsion des poutres à âme ondulée en flexion pure ont été examinés. À cette fin, les recherches antérieures sur le sujet du déversement latéral en torsion des poutres en acier à âme ondulée trapézoïdale ont été présentées. Ensuite, un modèle d'éléments finis FEM a été développé en utilisant le code Abaqus pour analyser le déversement torsionnel de ce type de poutre.

Les résultats de ce modèle ont été comparés à ceux des modèles existants dans la littérature afin de valider et d'évaluer les performances du modèle proposé. Enfin, une étude paramétrique a été effectuée pour montrer l'influence de différentes caractéristiques géométriques sur le moment critique de déversement.

**Mots clés :** Poutres à âme ondulée, Instabilité, Déversement, Torsion, Abaqus.

**ملخص:**

العوارض الفولاذية ذات الألواح المموجة هي عناصر إنشائية تتمتع بقدرة عالية على تحمل الأحمال مقارنة بالعوارض الفولاذية العادية. وتكمن الميزة الرئيسية في أن اللوح المموج يوفر قدرة عالية على مقاومة القص حتى مع سماكات صغيرة جدًا. ومن حيث الاستقرار العام، فإن هذا النوع من العوارض يتمتع بقدرة كبيرة على مقاومة الانبعاج الجانبي الالتوائي بفضل التموجات في اللوح.

في هذا العمل، تم دراسة عدم الاستقرار والانبعاج الجانبي الالتوائي المرن للعوارض ذات الألواح المموجة تحت تأثير الانعطاف النقي. ولهذا الغرض، تم تقديم لمحة عن الأبحاث السابقة المتعلقة بالانبعاج الجانبي الالتوائي لعوارض فولاذية ذات ألواح موجة على شكل شبه منحرف. بعد ذلك، تم تطوير نموذج باستخدام طريقة العناصر المحدودة (FEM) من خلال برنامج Abaqus لتحليل الانبعاج الالتوائي لهذا النوع من العوارض.

وقد تمت مقارنة نتائج هذا النموذج مع نماذج أخرى موجودة في الأبحاث العلمية من أجل التحقق من صحة النموذج وتقييم أدائه. وأخيرًا، تم إجراء دراسة تحليلية لمعرفة تأثير الخصائص الهندسية المختلفة على العزم الحرج للانبعاج الالتوائي.

**الكلمات المفتاحية:** العوارض ذات الألواح المموجة، عدم الاستقرار، الانبعاج الجانبي، الالتواء، Abaqus.

**Abstract:**

Corrugated web steel beams are structural members with a high load-bearing capacity compared to rolled steel beams. The main advantage is that the corrugated web offers high shear capacity for very thin web plates. In terms of overall stability, this type of beam has a high capacity to resist lateral torsional buckling due to the corrugation of the web.

In this work, the instability and elastic lateral torsional buckling of corrugated web beams in pure bending were investigated. To this end, previous research on the subject of torsional lateral buckling of trapezoidal corrugated web steel beams was presented. Next, an FEM finite element model was developed using the Abaqus code to analyze the torsional buckling of this type of beam.

The results of this model were compared with those of existing models in the literature in order to validate and evaluate the performance of the proposed model. Finally, a parametric study was carried out to show the influence of different geometrical characteristics on the critical moment of torsional buckling.

**Key words:** beams with corrugated web, Instability, Lateral buckling, Torsion, Abaqus.

---

## SOMMAIRE

Remerciements.....	i
Dédicace.....	ii
Résumés.....	iii
Sommaire.....	vi
Liste des figures.....	ix
Liste des tableaux.....	xi
Notations.....	xii
<b>Introduction Générale.....</b>	<b>2</b>

### CHAPITRE – I–

#### Les phénomènes d’instabilité des poutres en acier.

I.1. Introduction.....	06
I.2. Définition de l'instabilité.....	06
I.3. L’origine des phénomènes d'instabilité des structures.....	06
I.4. Types d’instabilité des poutres en acier.....	08
I.5. Le flambement.....	11
I.5.1 Le flambement simple.....	11
I.5.2. Le Flambement flexion :.....	12
I.5.3. Aspect réglementaire du flambement.....	13
I.5.3.1. Vérification selon l'Eurocode 3.....	13
I.6. Déversement :.....	15
I.6.1. Aspect théorique du déversement.....	16
I.6.1.1. Section rectangulaire.....	16
I.6.2. Aspect réglementaire du déversement.....	16
I.7. Le voilement (Flambement local des plaques).....	17
I.7.1. Aspect théorique du voilement.....	17
I.7.2. Aspect réglementaire du voilement.....	18
I.8. Conclusion.....	19

---

## CHAPITRE – II–

### Les poutres à âme ondulée

II.1. Introduction .....	21
II.2. Applications des poutres à âme ondulée .....	22
II.3. Pourquoi utiliser une âme ondulée ? .....	25
II.4. Types d'âme ondulée .....	25
II.5. Avantages et inconvénients des poutres à âme ondulée .....	28
II.6. Comparaison entre les poutres à âme ondulée et à âme pleine .....	29
II.6.1 Comparaison mécanique .....	30
II.6.2. Comparaison économique et pratique .....	30
II.7. Comportement d'une poutre ondulée soumise aux différents types de chargement .....	30
II.7.1. Comportement au cisaillement .....	31
II.7.2. Comportement de flambement en cisaillement des âmes en tôle ondulée .....	31
II.7.3. Comportement à la flexion .....	32
II.7.4. Comportement en torsion .....	33
II.7.5. La stabilité globale .....	33
II.8. conclusion .....	34

## CHAPITRE – III–

### Approches existantes pour le déversement latéral des poutres à âme ondulée trapézoïdale.

III.1. Introduction : .....	36
III.2. Une revue de recherche sur la stabilité des poutres en acier à âme ondulée .....	36
III.3. Approches existantes pour le déversement des poutres à âme ondulée .....	38
III.3.1. Approche proposée par Moon .....	38
III.3.2. Approche proposée par Zhang .....	42
III.3.3. Approche proposée par Lindner .....	42
III.3.1.1. Proposition d'une version modifiée de l'approche suggérée par Lindner .....	43
III.3.4. Évaluation des autres caractéristiques géométriques .....	44
III.3.4.1. Moment d'inertie autour de l'axe fort $I_y$ .....	44
III.3.4.2. Moment d'inertie autour de l'axe faible $I_z$ .....	45
III.3.4.3. Constante de torsion $I_t$ .....	45

---

III.4. Conclusion .....	46
-------------------------	----

## CHAPITRE –IV–

### Modélisation des poutres à âme ondulée trapézoïdale.

IV.1. Introduction .....	48
IV.2. Présentation du logiciel ABAQUS .....	48
IV.2.1. Modèle de la simulation .....	50
IV.3. Étude de convergence .....	51
IV.6. Conclusion .....	55

## CHAPITRE –V–

### Principaux résultats et discussions.

V.1. Introduction .....	57
V.2. Étude de la contribution des ondulations de l'âme .....	57
V.3. Étude paramétrique .....	58
V.3.1. Effet de la largeur de la semelle $b_f$ .....	59
V.3.2. Effet de la hauteur de l'âme $h_w$ .....	60
V.3.3. Effet de l'épaisseur de la semelle $t_f$ .....	61
V.3.4. Effet de l'épaisseur de l'âme $t_w$ .....	63
V.3.5. Effet de la longueur de la poutre ondulée $L$ .....	65
V.3.6. Effet de l'angle de l'ondulation $\theta$ .....	66
V.3.7. Effet de la longueur du panneau longitudinal « $a$ » .....	67
V.4. Conclusion .....	68
<b>Conclusion générale et perspectives .....</b>	<b>70</b>
<b>Références bibliographiques .....</b>	<b>73</b>

## Liste des figures

<b>Figure 1</b> : Poutres à âme ondulée en application. ....	03
<b>Figure I.1</b> : Flambement local des éléments tubulaires .....	08
<b>Figure I.2</b> : Flambement axial des colonnes. ....	09
<b>Figure I.3</b> : Déversement par torsion d'une poutre .....	10
<b>Figure I.4</b> : Instabilité combinée (flambement global et local). ....	11
<b>Figure I.5</b> : Poutre bi-articulée. ....	11
<b>Figure I.6</b> : Poutre encastree en pied et articulée entête .....	12
<b>Figure I.7</b> : Les courbes de flambement donné par $\chi$ et $\bar{\lambda}$ .....	13
<b>Figure I.8</b> : Déversement d'une poutre. ....	16
<b>Figure I.9</b> : Voilement de l'âme d'une poutre. ....	17
<b>Figure II.1</b> : Poutre avec âme ondulée et différentes hauteurs d'âme sans raidisseurs.. ....	23
<b>Figure II.2</b> : Poutre à âme ondulée pour construction des ponts.. ....	23
<b>Figure II.3</b> : Poutre à âme ondulée dans un hangar.....	24
<b>Figure II.4</b> : Poutre ondulée dans les bâtiments industriels. ....	25
<b>Figure II.5</b> : Poutre à âme sinusoïdale. ....	26
<b>Figure II.6</b> : Poutre à âme trapézoïdale.....	27
<b>Figure II.7</b> : Poutre à âme ondulée en zigzag ou triangulaire.....	27
<b>Figure II.8</b> : Formes typiques de plaques ondulées.....	28
<b>Figure II.9</b> : Modes de déformation par cisaillement .....	32
<b>Figure III.1</b> : Le déversement, ou flambement latéral par torsion d'une poutre ondulée... ..	36
<b>Figure III.2</b> : Définition des nœuds et de la géométrie utilisés.....	40
<b>Figure IV.1</b> : L'interface Abaqus.....	49
<b>Figure IV.2</b> : Modèle d'une poutre à âme ondulée sur Abaqus. ....	51
<b>Figure IV.3</b> : Discrétisation en élément Shell S8R5 d'une poutre à âme ondulée.....	51
<b>Figure IV.4</b> : Poutre à âme ondulé après déversement.....	53
<b>Figure IV.5</b> : Moment critique avec une taille d'élément variable, et les trois formules PAO.1..	53
<b>Figure IV.6</b> : Moment critique avec une taille d'élément variable, et les trois formules PAO.2..	54

<b>Figure V.1:</b> Moment critique $M_{cr}$ d'un profilé PRS et profilé à âme ondulée. ....	58
<b>Figure V.2:</b> Variation de $M_{cr}$ de profilé à âme ondulée en fonction de la largeur de la semelle $b_f$ . .	60
<b>Figure V.3:</b> Variation de $M_{cr}$ de profilé à âme ondulée en fonction de la hauteur de l'âme $h_w$ .....	61
<b>Figure V.4:</b> Variation de $M_{cr}$ de profilé à âme ondulée en fonction de l'épaisseur de la semelle $t_f$ . .	62
<b>Figure V.5:</b> Variation de $M_{cr}$ de profilé à âme ondulée en fonction de l'épaisseur de l'âme $t_w$ . ....	64
<b>Figure V.6:</b> Variation de $M_{cr}$ de profilé à âme ondulée en fonction de la longueur $L$ . ....	66
<b>Figure V.7:</b> Variation de $M_{cr}$ de profilé à âme ondulée en fonction de l'angle de l'ondulation $\theta$ .....	67
<b>Figure V.8:</b> Effet de la longueur du panneau $a$ sur le Moment critique $M_{cr}$ . ....	68

## Liste des tableaux

<b>Tableau I.1</b> : Le facteur d'imperfection $\alpha$ .....	14
<b>Tableau I.2</b> : Coefficients de réduction $\chi$ .....	14
<b>Tableau I.3</b> : Longueurs de flambement et la charge critique correspondantes.....	15
<b>Tableau II.1</b> : Avantages des poutres à âme ondulée. ....	28
<b>Tableau II.2</b> : Inconvénients des poutres à âme ondulée.. ....	29
<b>Tableau II.3</b> : Comparaison mécanique entre les poutres à âme pleine et à âme ondulée. ....	30
<b>Tableau IV.1</b> : La géométrie des poutres utilisées dans les études de convergence.....	52
<b>Tableau IV.2</b> : Moment critique $M_{cr}$ avec une taille d'élément variable, et les trois formules.....	52
<b>Tableau V.1</b> : Comparaison de $M_{cr}$ d'un profilé PRS et profilé à âme ondulée.....	57
<b>Tableau V.2</b> : Variation de $M_{cr}$ en fonction de la longueur L. ....	65

## Notations

$A$  : la surface de la section transversale.

$N$  : L'effort normal, en générale.

$M_{cr}$  : Moment de flexion critique élastique pour le déversement.

$\lambda$  : Paramètre d'élanement.

$E$  : Module d'élasticité.

$G$  : Module de cisaillement.

$\alpha$  : Facteur d'imperfection.

$\bar{\lambda}$  : L'élanement réduit.

$\chi$  : Coefficient de réduction.

$L$  : Longueur de la poutre.

$L_{ij}$  : Longueur de l'élément de plaque interconnecté entre les nœuds  $i$  et  $j$

$l_k$  : Longueur de flambement.

$l_0$  : Longueur nominale.

$N_{cr}$  : Charge critique de flambement élastique.

$I_y$  : Moment d'inertie par rapport à l'axe  $y$ .

$I_z$  : Moment d'inertie par rapport à l'axe  $z$ .

$EI$  : Rigidité constante.

$f_y$  : Limite d'élasticité.

$\varphi$  : Angle de torsion.

$K$  : Constante de torsion uniforme.

$I_w$  : Constante de gauchissement.

$G_{co}$  : Module de cisaillement réduit dû à l'ondulation de l'âme, utilisé par Moon et al.

$I_t$  : Constante de torsion.

$I_t^*$  : Constante de torsion équivalente utilisée par Lindner.

$I_t^0$  : Constante de torsion équivalente de la méthode Lindner modifiée.

$I_w$  : Constante de déformation.

$I_w^{ecc}$  : Constante de déformation équivalente de la poutre ondulée.

$I_w^*$  : Constante de déformation équivalente utilisée par Lindner.

$I_w^0$  : Constante de déformation équivalente de la méthode Lindner modifiée.

$\bar{I}_w$  : Constante de déformation équivalente utilisée par Moon et al.

$\hat{I}_w$  : Constante de déformation équivalente utilisée par Zhang et al.

## Notations

---

$I_{y1}$  : le moment d'inertie autour de l'axe fort de la poutre de la semelle supérieure

$I_{y2}$  : le moment d'inertie autour de l'axe fort de la poutre de la semelle inférieure

$a$  : Longueur du panneau longitudinal

$a$  : Constante de flexion par torsion

$b$  : Longueur projetée du panneau incliné

$b_f$  : Largeur de la semelle

$c$  : Longueur réelle du panneau incliné

$d$  : Excentricité maximale de l'âme

$h$  : Hauteur totale de la section.

$h_m$  : Distance entre les centres des semelles.

$h_w$  : Hauteur de l'âme

$t_f$  : Épaisseur de la semelle.

$t_w$  : Épaisseur de l'âme

$e_{avg}$  : excentricité moyenne.

$\theta$  : Angle de torsion.

*Introduction générale*

---

## **1. Introduction :**

La tendance actuelle, dans le domaine des constructions métalliques est d'aller vers des structures plus élancées, plus légères en utilisant des nuances d'acier de plus en plus performantes. Mais en contrepartie, cela peut d'augmenter le risque de ruine par instabilité. Il devient alors nécessaire de disposer de méthodes de calcul adaptées, performantes, permettant d'analyser de façon précise le comportement des éléments structuraux.

Les incitations à l'optimisation des éléments de construction se multiplient avec l'augmentation de la demande. Pour créer des éléments structurels avantageux et efficaces, il est souhaitable d'obtenir une capacité de charge élevée en utilisant le moins de matériau possible. Pour les éléments en acier soumis à la flexion, cet objectif est atteint en créant des sections transversales de grande profondeur, avec une grande distance entre la majorité du matériau et le centre de gravité de la section transversale. Une section typique de ce type est une section en I, où une âme mince et haute crée une grande distance entre les semelles. Ces éléments élancés sont sensibles aux phénomènes d'instabilité tels que le flambage local de l'âme ou le déversement global latéral dû à la torsion. Afin d'augmenter la résistance au flambage local de l'âme sans ajouter de raidisseurs supplémentaires ou augmenter l'épaisseur de l'âme, une âme ondulée peut être utilisée.

Les poutres à âme ondulée (girders with corrugated webs) sont de plus en plus utilisées dans l'ingénierie structurelle en raison de leurs nombreuses qualités, telles qu'une charge permanente plus faible, une résistance accrue au flambage en cisaillement et un comportement structurel particulier connu sous le nom d'« effet d'accordéon ». Pour cette raison, la conception des poutres est plus simple que celle des poutres à âme plate.

Pour la conception de ces poutres, la stabilité des éléments locaux et globaux est essentielle. L'effet de la stabilité locale sur les résistances transversales, en particulier la résistance au moment de flexion, la résistance au flambage en cisaillement et la résistance à la force transversale, a été bien étudié dans le passé. Ces résistances peuvent désormais être calculées à l'aide de modèles de conception précis.

Plusieurs travaux de recherche ont montré que les poutres dont l'âme est ondulée ont un moment critique élastique plus élevé que celles dont l'âme est plate. Cela implique que la résistance au flambage latéral-torsionnel des poutres augmente lorsque l'âme est ondulée.

Cependant, l'augmentation a été envisagée de différentes manières en étant associée aux caractéristiques de la section transversale. La majorité des études s'accordent sur le fait que la contribution de l'âme ne doit pas être prise en compte lors du calcul des inerties autour de l'axe fort et de l'axe faible, bien qu'il y ait des divergences lors de la prise en compte du moment critique élastique renforcé.



**Figure 1 :** Poutres à âme ondulée en application.

Les phénomènes d'instabilité élastique (flambement, déversement, voilement), qui amplifient considérablement les contraintes dans les pièces, et qui sont particulièrement redoutables en construction métalliques, du fait de l'utilisation de pièces de faible épaisseur et de grand élancement.

## **2. L'objectif du mémoire :**

L'objectif de ce mémoire peut être résumé au développement d'un modèle éléments finis qui permet de calculer de la résistance au déversement latéral par torsion des poutres en acier à âme ondulée trapézoïdale soumises à la flexion. Les résultats de ce modèle a été comparés avec ceux des modèles qui existent dans la littérature afin de valider et d'évaluer la performance du modèle proposé.

## **3. Plan de travail :**

Après une introduction générale, le premier chapitre est consacré à une revue bibliographique portant sur les différents phénomènes d'instabilité observés dans les éléments de structures en acier. Le deuxième chapitre présente un aperçu global des poutres à âme ondulée. Le troisième chapitre, quant à lui, expose une synthèse des approches existantes concernant le déversement latéral des poutres à âme ondulée de forme trapézoïdale.

Le quatrième chapitre introduit le modèle par éléments finis (FEM) développé pour l'étude de l'instabilité de ces poutres, en s'appuyant sur le logiciel Abaqus. Ce chapitre inclut également une comparaison entre les résultats obtenus par la simulation numérique et ceux issus des modèles analytiques existants. Enfin, le dernier chapitre présente les résultats principaux ainsi qu'une étude paramétrique visant à évaluer l'influence des paramètres géométriques. Ce travail se conclut par une synthèse générale récapitulant les principaux axes abordés dans ce mémoire.

*Chapitre – I –*

---

*Les phénomènes d'instabilité des poutres en acier.*

## **I.1. Introduction :**

Les **phénomènes d'instabilité** sont des comportements complexes observés dans les structures soumises à diverses charges. Dans le cas des **poutres en acier**, ces phénomènes sont particulièrement importants, car ils peuvent entraîner des déformations excessives, une perte de capacité portante et, dans certains cas, la défaillance de la structure. Ces instabilités, qui peuvent survenir sous des charges de compression, de flexion ou de torsion, doivent être prises en compte dès la phase de conception afin de garantir la sécurité et la performance des structures métalliques.

Les deux principaux types d'instabilité qui affectent les poutres en acier sont le **flambement** et le **déversement**, mais dans certains cas, des phénomènes combinés peuvent également se manifester. La compréhension de ces phénomènes est essentielle pour les ingénieurs afin de prévoir et d'éviter les défaillances prématurées des structures.

## **I.2. Définition de l'instabilité :**

L'instabilité des éléments en acier désigne le phénomène par lequel un élément structural, soumis à certaines charges, subit une déformation importante et soudaine sans que la contrainte maximale admissible du matériau soit nécessairement atteinte. Ce comportement est principalement d'origine géométrique (déformation de la structure) et mécanique (répartition des efforts internes), et se manifeste généralement de manière élastique, c'est-à-dire avant la plastification du matériau.

Dans le contexte des structures en acier, les éléments tels que les poutres, colonnes, ou barres, lorsqu'ils sont minces ou élancés, sont particulièrement sensibles à l'instabilité. Une fois la charge critique atteinte, l'élément ne peut plus retrouver son état initial d'équilibre, ce qui peut conduire à une perte de portance ou à une rupture brutale de la structure.

## **I.3. L'origine des phénomènes d'instabilité des structures :**

L'instabilité des structures résulte d'un déséquilibre entre les forces internes (résistance de la structure) et les actions extérieures (charges appliquées), lorsque ces dernières atteignent ou dépassent un seuil critique. Ce phénomène ne dépend pas uniquement de la résistance des matériaux, mais également de la géométrie de la structure et des conditions de chargement et

d'appui. L'origine des phénomènes d'instabilité peut être attribuée à plusieurs facteurs interdépendants :

### **A. Géométrie élancée des éléments**

Les structures composées d'éléments longs et minces (comme les poutres ou les poteaux en acier) sont particulièrement sensibles à l'instabilité. Plus un élément est élancé (rapport longueur / épaisseur élevé), plus il est susceptible de flamber ou de se déformer de manière latérale. Cela s'explique par une faible capacité à résister aux forces transversales et aux moments de flexion.

### **B. Défauts initiaux de fabrication ou de montage**

Aucune structure réelle n'est parfaitement droite ou uniforme. De légères imperfections géométriques (courbures initiales, excentricités, défauts d'alignement) peuvent amplifier les effets des charges appliquées et accélérer l'apparition de l'instabilité. Ces imperfections jouent un rôle crucial, en particulier dans les cas de flambement.

### **C. Type de chargement**

Certains types de charges sont plus propices à déclencher des phénomènes d'instabilité. Par exemple :

- **Les charges axiales de compression** peuvent provoquer un flambement.
- **Les charges excentrées ou variables** peuvent entraîner un déversement.
- **Les charges dynamiques** (sismiques, éoliennes) peuvent induire des instabilités progressives ou vibratoires.

### **D. Conditions aux limites (appuis, fixations)**

Les conditions d'appui influencent fortement la stabilité d'un élément. Une poutre encastree aux deux extrémités est plus stable qu'une poutre simplement appuyée. L'absence de maintien latéral favorise le déversement, surtout pour les poutres fléchies autour de leur axe fort.

### **E. Interaction entre différents modes de déformation**

L'instabilité peut aussi résulter de l'interaction entre plusieurs phénomènes :

- **Flambement-flexion** : lorsqu'un poteau est soumis à une charge axiale et à un moment fléchissant.

- **Flambement-torsion** : pour des sections non symétriques ou ouvertes. Ces interactions rendent le comportement de la structure plus complexe et plus difficile à prédire.

## F. Comportement non linéaire

Les phénomènes d'instabilité se manifestent souvent dans le régime non linéaire, où les relations entre charges et déformations ne sont plus proportionnelles. Une petite augmentation de charge peut entraîner une déformation importante, voire une rupture brutale.

### I.4. Types d'instabilité des poutres en acier :

Les différents types d'instabilité sont :

#### 1. Flambement local :

- **Description** : Déformation localisée des parties minces de la section transversale (âmes ou ailes des profils).
- **Cause** : Pression excessive sur une plaque mince qui compose la poutre.
- **Conséquence** : Perte de résistance sans déformation globale de la poutre.
- **Exemple** : Flambement de l'âme d'un profil en I sous cisaillement ou compression.



**Figure I.1** : Flambement local des éléments tubulaires.

## 2. Flambement global (ou axial)

- **Description** : Instabilité de l'ensemble de la poutre soumise à une compression axiale.
- **Cause** : Élancement élevé et défauts d'alignement.
- **Conséquence** : Déviation latérale importante, rupture possible.
- **Remarque** : Typique des colonnes, mais peut apparaître dans les poutres comprimées.



Figure I.2 : Flambement axial des colonnes.

## 3. Déversement (flambement latéral avec torsion)

- **Description** : Déformation latérale accompagnée d'une torsion de la section.
- **Cause** : Poutre fléchie autour de l'axe fort sans maintien latéral des ailes comprimées.
- **Facteurs aggravants** :
  - Longue portée,
  - Section ouverte (I, H),
  - Charge appliquée au-dessus du centre de cisaillement.
- **Conséquence** : Instabilité progressive menant à la rupture.



Figure I.3 : Déversement par torsion d'une poutre.

#### 4. Flambement par flexion-torsion

- **Description** : Instabilité impliquant une flexion latérale combinée à une torsion, typique des **profils asymétriques** ou non centrés.
- **Cause** : Couplage entre le moment fléchissant et le moment de torsion.
- **Exemple** : Sections en L, Z, ou profilés minces non symétriques.

#### 5. Instabilité combinée

- **Description** : Interaction entre plusieurs types d'instabilité (ex. : compression + flexion).
- **Exemple** :
  - Poutre soumise à une flexion et à une compression axiale.
  - Poutre en flexion avec flambement local de l'âme ou de l'aile.



Figure I.4 : Instabilité combinée (flambement global et local).

## I.5. Le flambement :

### I.5.1 Le flambement simple :

#### A. Poutre bi-articulée

Le flambement simple affecte les pièces soumises à la compression simple. Son étude est due à EULER [1]. La théorie d'Euler [1] est fondée :

- Sur une poutre droite, bi-articulée à ses extrémités,
- Soumise à un effort normal de compression centré  $N$ , appliqué dans l'axe  $Ox$ ,
- Dont les dimensions transversales sont faibles en regard de la longueur (grand élancement),
- Dont les inerties sont maximales dans le plan  $zOx$  et minimale dans le plan  $yOx$  (Fig.I.5)

Lorsque  $N$  croît, à partir de zéro, l'état d'équilibre rectiligne initial évolue vers un état curviligne fléchi.

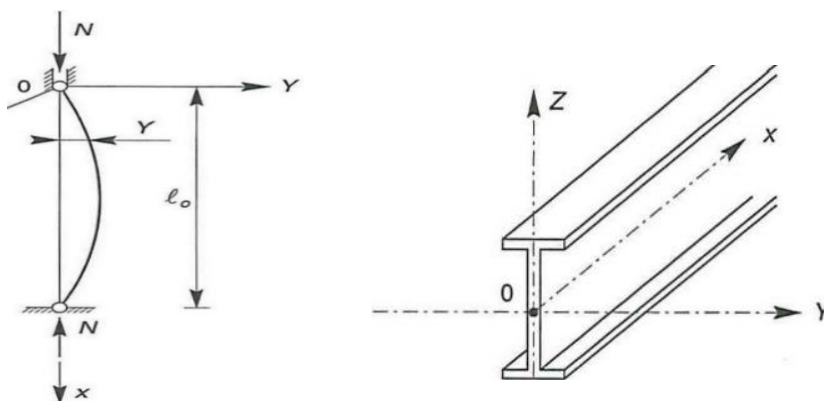


Figure I.5 : Poutre bi-articulée

### B. Poutre encastrée en pied et articulée entête

La ligne d'action de  $N$  tend à se déplacer dans la section d'encastrement et génère une réaction transversale  $P$ , la ligne d'action passe par  $A$ , (Fig.I.6) point d'inflexion de la déformée.

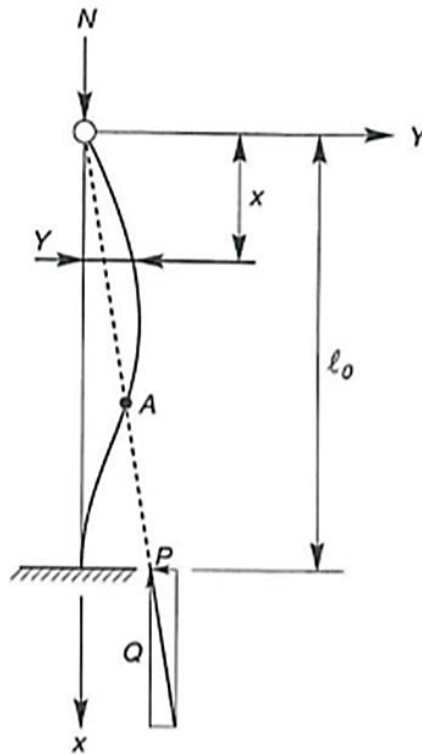


Figure I.6 : Poutre encastrée en pied et articulée entête.

### I.5.2. Le Flambement flexion :

Il s'agit, dans ce cas, d'une poutre idéale rectiligne, soumise simultanément à une force normale  $N$  et à un moment fléchissant  $M_0$ .

En comparaison au flambement simple, il y a dans ce cas une amplification de la déformée et donc des contraintes de flexion et de compression.

Pour des fonctions simples de  $M_0(x)$ , l'intégration est possible. Considérons les deux cas les plus courants de moments :

- Moment sous charge concentrée transversale,
- Moment sous charge uniformément répartie transversale.

#### A. Sous charge concentrée $q$ :

Une charge concentrée est une charge qui s'étend sur une distance relativement très courte de la poutre, de sorte que l'on puisse considérer que cette charge agit en un point, sans erreur appréciable. Une colonne de béton supportée par une poutre reposant sur deux poteaux d'acier, est un exemple d'une charge concentrée.

### B. Sous charge uniformément répartie $q$ :

Une charge uniformément répartie est une charge qui agit sur une distance considérable de la poutre, et ce de façon uniforme, c'est-à-dire la charge sollicitant par unité de longueur de la poutre est constante. Le poids de la poutre, lui aussi, est une charge uniformément répartie sur toute sa longueur.

## I.5.3. Aspect réglementaire du flambement :

La théorie d'Euler [1], établie pour des structures idéales, est très insuffisante, en regard des imperfections de centrage, de rectitude, de verticalité et de la présence de contraintes résiduelles.

Il est donc nécessaire de prendre en compte ces imperfections ou leurs effets. Les règlements ont notamment défini un facteur d'imperfection  $\alpha$

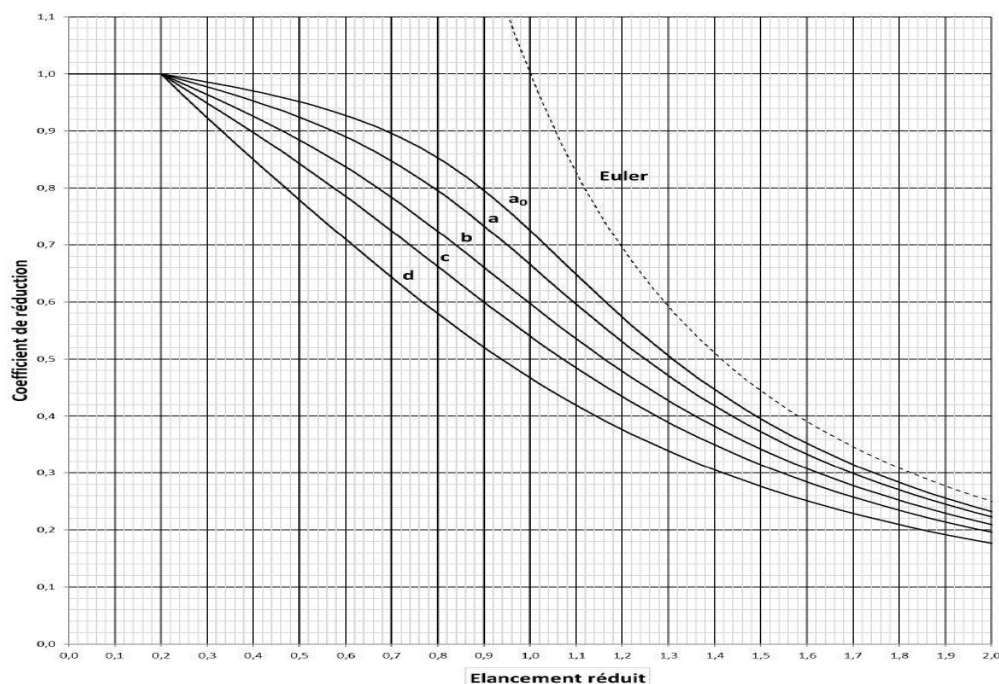
### I.5.3.1. Vérification selon l'Eurocode 3 :

#### A. Flambement simple :

Le risque de flambement n'est à considérer que si  $\bar{\lambda} > 0,2$

Pour les éléments à section transversale constante, sollicités en compression axiale constante, la valeur de  $\chi$  pour l'élançement réduit  $\bar{\lambda}$

Le facteur d'imperfection  $\alpha$  correspondant la courbe appropriée de flambement vaut :



**Figure 1.7 :** Les courbes de flambement donné par  $\chi$  et  $\bar{\lambda}$

**Tableau I.1** : Le facteur d'imperfection  $\alpha$ 

Courbure de flambement	a	b	c	d
Facteur d'imperfection $\alpha$	0,21	0,34	0,49	0,76

Dans la suite, le lecteur trouvera un tableau pour chaque courbe de flambement de l'Eurocode 3 Partie 1-1 (NF EN 1993-1-1) [2]: courbes a0, a, b, c et d. Le coefficient de réduction  $\chi$  peut être obtenu à partir du tableau correspondant et de la valeur de l'élancement réduit  $\bar{\lambda}$  selon l'exemple suivant :

**Tableau I.2** : Coefficients de réduction  $\chi$ 

Coefficients de réduction				
$\bar{\lambda}$	Valeurs de $\chi$ pour la courbe de flambement			
	a	b	c	d
0,2	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
0,3	0,9775	0,9641	0,9491	0,9235
0,4	0,9528	0,9261	0,8973	0,8504
0,5	0,9243	0,8842	0,8430	0,7793
0,6	0,8900	0,8371	0,7854	0,7100
0,7	0,8477	0,7837	0,7247	0,6431
0,8	0,7957	0,7245	0,6622	0,5797
0,9	0,7339	0,6612	0,5998	0,5208
1,0	0,6656	0,5970	0,5399	0,4671
1,1	0,5960	0,5352	0,4842	0,4189
1,2	0,5300	0,4781	0,4338	0,3762
1,3	0,4703	0,4269	0,3888	0,3385
1,4	0,4179	0,3817	0,3492	0,3055
1,5	0,3724	0,3422	0,3145	0,2766
1,6	0,3332	0,3079	0,2842	0,2512
1,7	0,2994	0,2781	0,2577	0,2289
1,8	0,2702	0,2521	0,2345	0,2093
1,9	0,2449	0,2294	0,2141	0,1920
2,0	0,2229	0,2095	0,1962	0,1766
2,1	0,2036	0,1920	0,1803	0,1630
2,2	0,1867	0,1765	0,1662	0,1508
2,3	0,1717	0,1628	0,1537	0,1399
2,4	0,1585	0,1506	0,1425	0,1302
2,5	0,1467	0,1397	0,1325	0,1214
2,6	0,1362	0,1299	0,1234	0,1134
2,7	0,1267	0,1211	0,1153	0,1062
2,8	0,1182	0,1132	0,1079	0,0997
2,9	0,1105	0,1060	0,1012	0,0937
3,0	0,1036	0,0994	0,0951	0,0882

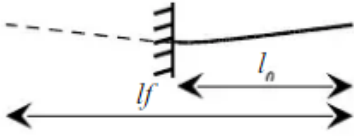
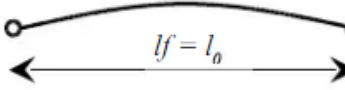
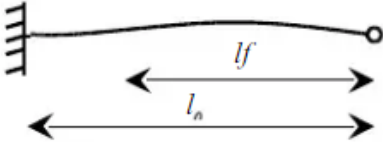
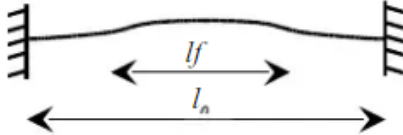
**B. Flambement flexion** :

Les éléments sollicités simultanément en flexion et en compression axiale, doivent satisfaire à diverses conditions, selon la classe de leur section transversale

**C. Longueurs de flambement :**

La longueur de flambement  $l_k$  d'un élément peut être déterminée, en fonction de sa longueur nominale  $l_0$ , à partir de l'annexe E de l'Eurocode3 [2].

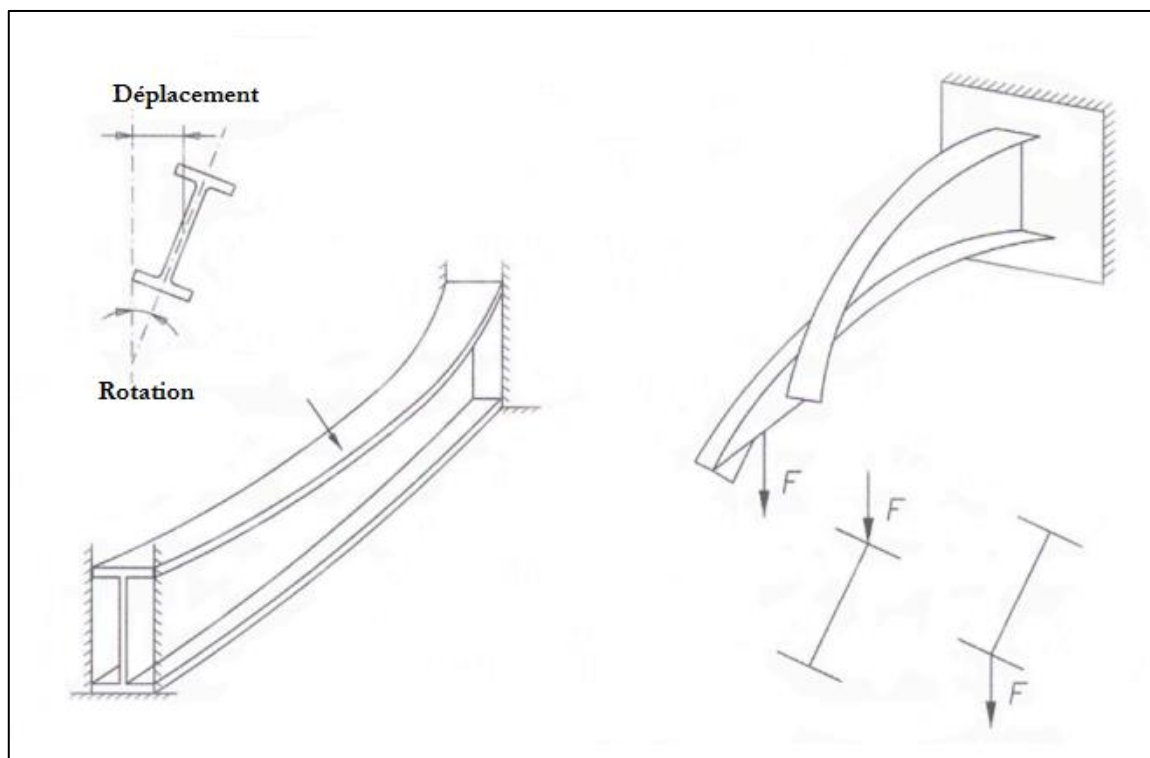
**Tableau I.3 :** Longueurs de flambement et la charge critique correspondantes.

	Conditions d'appui	$l_f$	$N_{crit}$
Encastré / libre		$2l_0$	$N_{crit} = \frac{\pi^2 EI}{4l_0^2}$
Bi-articulé		$l_0$	$N_{crit} = \frac{\pi^2 EI}{l_0^2}$
Encastré / articulé		$\frac{l_0}{\sqrt{2}}$	$N_{crit} = 2 \frac{\pi^2 EI}{l_0^2}$
Bi-encastré		$\frac{l_0}{2}$	$N_{crit} = 4 \frac{\pi^2 EI}{l_0^2}$

**I.6. Déversement :**

Le déversement des pièces fléchies est le second phénomène d'instabilité l'astique, après le flambement, avec lequel il présente une analogie certaine.

Avant de justifier sa validité sur le plan théorique, nous allons mettre en évidence ce phénomène sur le plan expérimental.



**Figure I.8 :** Déversement d'une poutre

### **I.6.1. Aspect théorique du déversement :**

#### **I.6.1.1. Section rectangulaire :**

Considérons à nouveau la poutre illustrée à la figure I.8, avec des extrémités encastées en torsion, mais présentant des conditions quelconques en flexion (à la fois verticale et transversale). D'après les observations expérimentales, lorsqu'un moment de flexion vertical simple  $M_0$  est appliqué, il se décompose en une combinaison d'un moment de flexion déviée et d'un moment de torsion. En d'autres termes, le moment  $M_0$  se projette comme suit :

- Sur l'axe des y en flexion transversale,
- Sur l'axe des z en flexion verticale,
- Sur l'axe des x en torsion.

### **I.6.2. Aspect réglementaire du déversement :**

Les vérifications réglementaires du déversement des pièces fléchies sont définies par :

#### **▪ L'additif 80 :**

On doit vérifier que le moment de flexion maximal pondérée  $M_f$  dans une pièce, est inférieur au moment ultime de déversement [3]

**▪ L'Eurocode 3 :**

Le moment de flexion maximal  $M_f$  doit être inférieur au moment ultime de déversement.[2]

**I.7. Le voilement (Flambement local des plaques) :**

Le voilement constitue une forme d'instabilité locale touchant les plaques minces des composants structuraux, notamment l'âme ou les ailes d'une poutre en acier. Il se traduit par l'apparition de déformations ondulées ou plissées dans une zone limitée de la section, tout en maintenant la stabilité globale de l'élément



**Figure I.9 :** Voilement de l'âme d'une poutre

**I.7.1. Aspect théorique du voilement :**

La théorie du voilement repose généralement sur l'approche énergétique développée par Timoshenko [4], laquelle permet de déterminer une contrainte critique atteinte lorsque le travail des forces extérieures devient égal à l'énergie potentielle interne de la plaque sollicitée. Toutefois, l'expérience révèle les limites de cette théorie, car les contraintes critiques théoriques obtenues s'écartent souvent des contraintes de ruine observées expérimentalement.

Cette divergence s'explique notamment par les effets de membrane, c'est-à-dire les tractions stabilisatrices induites par les déformations transversales, que la théorie ne prend pas en considération. Par conséquent, nous n'aborderons pas ici les calculs théoriques du voilement :

- d'une part, en raison de leur complexité et de leur longueur ;
- d'autre part, parce que les profilés laminés standards (de type IPE, HEA, etc.) sont peu sensibles au voilement, leurs âmes étant généralement surdimensionnées.

En revanche, les âmes des profilés reconstitués par soudage présentent une grande sensibilité au voilement. C'est notamment le cas des poutres ou caissons utilisés dans les ouvrages d'art, ainsi que des parois de réservoirs, silos, et structures similaires.

### **I.7.2. Aspect réglementaire du voilement :**

La résistance au voilement par cisaillement des âmes de poutres est définie au chapitre 5.6. De l'Eurocode 3 [2]. Elle dépend du rapport hauteur-épaisseur  $d/t_w$  ainsi que de l'espacement des éventuels raidisseurs d'âme intermédiaires.

#### **A. Méthodes de calcul :**

- La méthode post- critique simple, qui peut être utilisée dans tous les cas, que les âmes comportent ou non des raidisseurs transversaux intermédiaires, à condition qu'il existe des raidisseurs transversaux aux appuis ;
- La méthode du champ diagonal de traction, qui peut être utilisée lorsque les âmes comportent des raidisseurs transversaux intermédiaires, à condition que :

$$1 \leq a/d \leq 3$$

$d$  : étant la hauteur d'âme entre semelles ;

$a$  : étant l'écartement, entre nus intérieurs, des raidisseurs ;

Lorsque  $a/d > 3$ , l'inclinaison du champ diagonal de traction est telle, que cette méthode place très largement en sécurité. La première méthode sera alors préférable.

#### **B. Vérification des raidisseurs transversaux intermédiaires :**

Quelle que soit la méthode employée (postcritique simple ou champ diagonal de traction), il est nécessaire de vérifier la résistance des raidisseurs transversaux.

#### **C. Résistance des âmes aux charges transversales :**

La ruine d'une âme non raidie, soumise à des charges transversales, peut survenir selon trois modes :

- Mode 1: Ecrasement de l'âme, à proximité de la semelle.
- Mode 2 : Enfoncement local de l'âme sous forme de voilement localisé.

- Mode 3 : Voilement de l'âme sur la plus grande partie de sa hauteur.

Quant aux modes d'application des charges transversales, on distingue :

- Soit des charges appliquées sur une semelle et reprises par cisaillement dans l'âme

En ce cas, il faut vérifier les modes de ruine 1 et 2.

- Soit des charges appliquées sur une semelle et transmises, au travers de l'âme, directement à l'autre semelle.

En ce cas, il faut vérifier les modes de ruine 1 et 3.

## **I.8. Conclusion :**

L'instabilité est un phénomène critique dans la conception des structures en acier, car elle peut entraîner une perte de capacité portante bien avant que le matériau n'atteigne sa limite de résistance. Contrairement à la rupture due à la résistance du matériau, l'instabilité résulte principalement de la géométrie des éléments, de l'élanement, des conditions de chargement, et des appuis.

Les divers types d'instabilité tels que : le flambement global, le voilement local, le déversement ou les instabilités combinées, nécessitent une analyse rigoureuse et l'application de règles de conception précises, comme celles définies dans l'Eurocode 3 [2]. De plus, les effets d'imperfections initiales, de résistance résiduelle, et de non-linéarités géométriques doivent être pris en compte pour garantir la sécurité et la durabilité des structures.

Ainsi, comprendre et maîtriser les phénomènes d'instabilité est indispensable pour assurer la performance des structures métalliques, éviter les défaillances soudaines, et concevoir des ouvrages efficaces, sûrs et conformes aux normes techniques actuelles.

*Chapitre –II–*

---

*Les poutres à âme ondulée.*

## II.1. Introduction :

Une poutre en tôle d'acier ondulée est un élément structural largement utilisé dans de nombreux domaines d'application en raison de ses nombreuses caractéristiques favorables. Dans une poutre à âme ondulée, les moments de flexion et les forces d'application ne sont transférés qu'au moyen de semelles, ce qui fait que la capacité de charge maximale est supérieure à celle de toutes les autres sections laminées à chaud utilisées. Tandis que les forces de cisaillement transversales ne sont transmises qu'au travers d'une âme en acier ondulé. Des âmes ayant un rapport profondeur/épaisseur plus élevé sont généralement utilisées, ce qui donne des sections élancées susceptibles de flamber sur l'âme plate [5].

L'utilisation de poutres à âme ondulée a augmenté ces dernières années en raison de l'optimisation du processus de fabrication automatisé des âmes en acier ondulé et de la réduction du poids. Ainsi, pour éviter le flambage de l'âme et obtenir une résistance maximale, des ondulations sont prévues dans la zone de l'âme. La poutre en tôle d'acier ondulée peut être utilisée dans de nombreux domaines d'application en raison de ses propriétés préférentielles. Le principal avantage des poutrelles à âme ondulée par rapport aux poutrelles laminées à chaud est la flexibilité des dimensions de la poutrelle. L'amélioration des poutres à âme ondulée est essentielle pour tirer pleinement parti de cet atout. Cette nouvelle réalisation a aidé les ingénieurs à concevoir des structures plus optimisées [5].

L'innovation des poutres à ondulation trapézoïdale réside dans le fait que l'âme plate est remplacée par une âme ondulée, ce qui réduit la quantité de travail en évitant le post-soudage. En outre, l'âme peut généralement être plus fine dans ce cas, ce qui permet de construire des structures plus légères. La seule difficulté majeure de ce type de poutre est qu'une technologie spéciale est nécessaire pour fabriquer des poutres à âme ondulée trapézoïdale.

L'utilisation de poutres ondulées trapézoïdales a débuté en Suède, où ces structures étaient déjà utilisées à la fin des années 1960. Aujourd'hui, elles sont principalement utilisées dans les bâtiments industriels et commerciaux et dans la construction de ponts, où leur capacité de charge élevée par rapport à l'utilisation de profilés laminés. Les poutres à âme ondulée trapézoïdale se sont répandues relativement rapidement et deviennent de plus en plus populaires dans la pratique de l'ingénierie structurelle [6].

En général, on utilise des profils trapézoïdaux, en zigzag et sinusoïdaux. Les poutres à âme ondulée en acier mince permettent une réduction significative du poids par rapport aux profils laminés à chaud ou aux sections en I soudées. Le flambage de l'âme est évité grâce à l'âme ondulée en acier. La résistance au flambage des âmes ondulées est comparable à l'épaisseur des âmes planes plus petites [7].

Grâce aux améliorations apportées au processus de fabrication automatique, il est devenu possible d'utiliser un voile d'acier ondulé d'une épaisseur allant jusqu'à moins de 6 mm. Le champ d'application de ce type de poutre à plaque a donc été considérablement élargi. Il est désormais possible de réaliser des ponts de courte portée.

La conception économique des poutres exige normalement des âmes minces. Mais si l'âme est extrêmement mince, le problème du flambage de la plaque peut se poser. Il est donc possible de réduire ce risque en utilisant des plaques plus épaisses ou des raidisseurs d'âme. Cela peut être amélioré en introduisant des ondulations sur l'âme. Le principal avantage de la poutre à âme ondulée est d'augmenter la stabilité de la poutre contre le déversement. Une poutre à âme ondulée représente un nouveau système structurel qui possède une excellente capacité de charge [8].

## **II.2. Applications des poutres à âme ondulée :**

Les poutres à âme ondulée (également appelées poutres sinus ou poutres à âme en forme d'onde) sont utilisées dans divers domaines de la construction et du génie civil en raison de leur efficacité structurelle et de leur esthétique particulière. Voici les principales applications de ces poutres :

### **A. Bâtiments industriels et commerciaux :**

- Utilisées pour couvrir de grandes portées sans nécessiter de supports intermédiaires.
- Appréciables pour leur légèreté et leur résistance, réduisant la quantité d'acier nécessaire.
- Leur forme permet le passage des réseaux techniques (électricité, ventilation, etc.).

### **B. Structures publiques et éducatives :**

- Utilisées dans les gymnases, écoles, auditoriums ou centres sportifs.

- La forme ondulée offre un aspect architectural distinctif, parfois laissé apparent pour des raisons esthétiques.



**Figure II.1** : Poutre à plaque avec âme ondulée et différentes hauteurs d'âme sans raidisseurs.

### C. Ponts et passerelles :

- Idéales pour les passerelles piétonnes ;
- Les ponts de faible à moyenne portée.
- L'âme ondulée améliore la stabilité latérale sans augmenter significativement le poids.



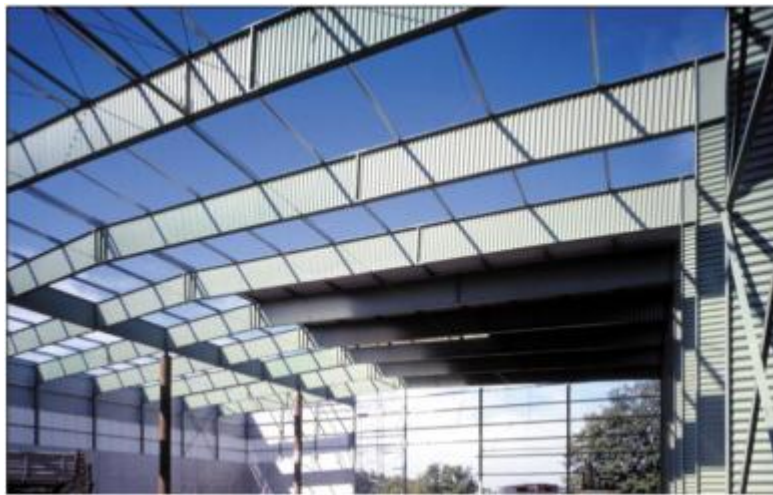
**Figure II.2** : Poutre à âme ondulée pour construction des ponts.

**D. Construction résidentielle (moderne ou modulaire) :**

- Parfois utilisées dans les maisons à ossature métallique ou les maisons préfabriquées.
- Leur rigidité permet une meilleure répartition des charges sur les étages.

**E. Entrepôts et hangars :**

- Permettent de créer de grands volumes ouverts avec peu de colonnes.
- Adaptées aux structures nécessitant des changements fréquents d'aménagement intérieur.



**Figure II.3** : Poutre à âme ondulée dans un hangar.

**F. Installations techniques (centrales, usines, etc.) :**

- Leur conception permet une intégration efficace des installations techniques lourdes (gainages, conduites, etc.).
- Elles résistent bien aux charges dynamiques dans des environnements industriels.

Les plaques d'âme en tôle ondulée sont également utilisées dans les bâtiments industriels lourds, dans des cadres à une ou plusieurs travées, comme le montre la figure II.4. Différents types d'applications structurelles ont été introduits sur le marché en utilisant l'acier ondulé comme âme d'une poutrelle ou d'un mur de cisaillement. De nombreuses applications font encore l'objet de recherches et de développements, en particulier dans le cas des murs de cisaillement en tôle d'acier avec des âmes ondulées. Il peut être utilisé comme poutrelle de plaque ou comme poutrelle régulière de plancher de mezzanine.



Figure II.4 : Poutre ondulée dans les bâtiments industriels

### II.3. Pourquoi utiliser une âme ondulée ?

L'acier pour tôles ondulées remplace la tôle plate traditionnelle afin d'obtenir une plus grande rigidité planaire et une plus grande capacité de flambage en cisaillement avec une épaisseur de tôle plus fine. En outre, la capacité de charge en compression locale et la résistance à la fatigue sont également améliorées, ce qui se traduit par une capacité de charge plus élevée et des avantages économiques pour ce type d'acier. Ce type de poutre permet :

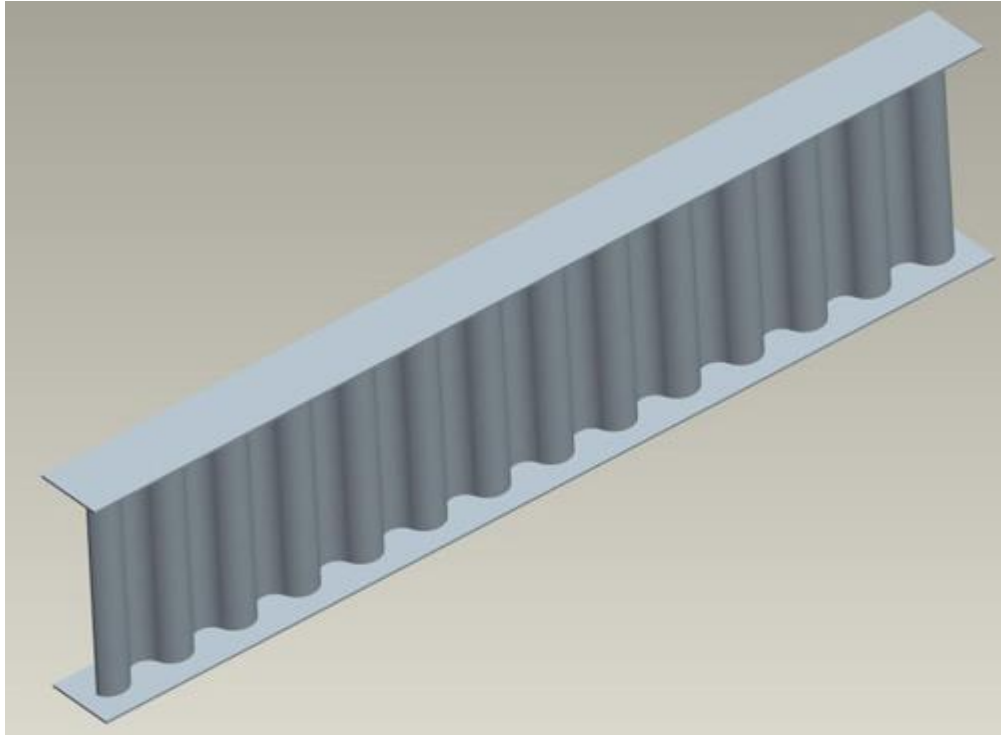
- **Amélioration de la rigidité à poids égal.**
- **Pas besoin de raidisseurs internes**, contrairement aux âmes planes.
- **Meilleure résistance aux efforts tranchants.**
- **Aspect esthétique** intéressant en architecture.
- Augmentation de la résistance au déversement latéral par torsion

### II.4. Types d'âme ondulée :

En raison de l'augmentation de la résistance au cisaillement de l'âme, des recherches ont été menées dans le monde entier sur les poutres en tôle d'acier avec différentes formes d'ondulation dans la zone de l'âme. Il existe plusieurs types d'âmes ondulées utilisées dans les poutres métalliques : trapézoïde, sinusoïde, triangle, carré, rectangle, etc. Chacun est adapté à des besoins spécifiques en matière de résistance, fabrication et esthétique [9].

### A. Âme sinusoïdale (ondulation continue)

- **Forme** : Onde régulière en sinus.
- **Avantages** : Bonne rigidité latérale, esthétique fluide, fabrication automatisable.
- **Applications** : Bâtiments industriels, commerciaux et architecturaux.



**Figure II.5** : Poutre à âme sinusoïdale.

Le profilage sinusoïdal de l'âme permet généralement d'éviter la rupture des poutres en raison de la perte de stabilité avant d'atteindre la limite de charge plastique. De plus, le profilage sinusoïdal élimine le problème du flambage local de l'âme. Cet aspect représente l'avantage par rapport aux poutres à âme trapézoïdale, qui peuvent provoquer une défaillance due au flambage local de l'âme, étant donné qu'elles sont constituées de plusieurs parties plates.

### B. Âme en chevrons (ou trapézoïdale)

- **Forme** : Ondes en forme de dents de scie (zigzag).
- **Avantages** : Meilleure résistance au flambement dans certaines directions, fabrication plus simple que le sinus.
- **Applications** : Ponts, planchers industriels, structures modulaires.

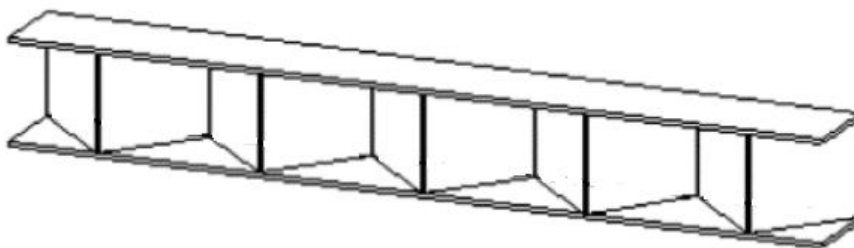


**Figure II.6 :** Poutre à âme trapézoïdale.

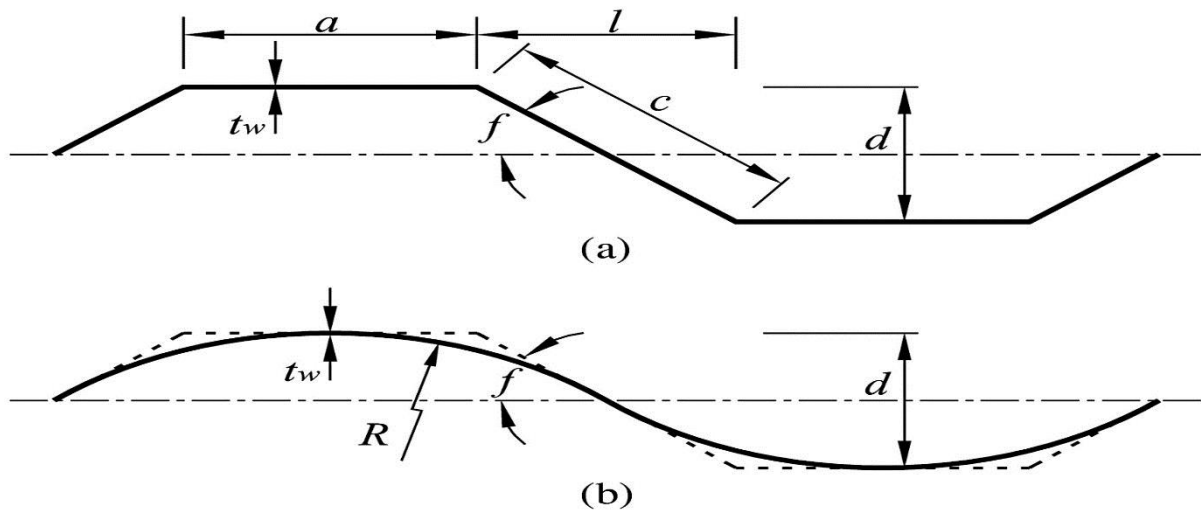
L'âme en forme d'onde trapézoïdale permet d'obtenir une plus grande rigidité planaire et une plus grande capacité de flambage en cisaillement avec une épaisseur de tôle plus fine. En outre, la capacité de charge de compression locale et la résistance à la fatigue sont également améliorées, ce qui se traduit par une capacité de charge plus élevée et des avantages économiques pour ce type d'onde.

### C. Âme à onde triangulaire (ou en Zigzag)

- **Forme :** Segments rectilignes formant des triangles ou créneaux.
- **Avantages :** Facilité de fabrication à partir de tôle pliée, bon compromis poids/rigidité.
- **Applications :** Charpentes légères, ossatures métalliques économiques.



**Figure II.7 :** Poutre à âme ondulée en zigzag ou triangulaire.



**Figure II.8 :** Formes typiques de plaques ondulées (a) plaque ondulée trapézoïdale, (b) plaque ondulée sinusoïdale ou courbe.

## II.5. Avantages et inconvénients des poutres à âme ondulée :

Les poutres en acier à âme ondulée sont largement utilisées en construction métallique pour leur performance technique et leur esthétique. Voici un tableau clair des avantages et inconvénients associés à ces poutres [9] :

- **Avantage des poutres à âme ondulée :** les avantages sont :

**Tableau II.1 :** Avantages des poutres à âme ondulée.

Avantage	Description
<b>Bonne résistance au cisaillement</b>	L'ondulation de l'âme augmente sa capacité à reprendre les efforts tranchants sans nécessité de raidisseurs.
<b>Rigidité accrue</b>	Les ondulations améliorent la stabilité globale de la poutre en augmentant sa résistance au flambement local.
<b>Réduction de poids</b>	Moins de matière utilisée dans l'âme tout en conservant les performances mécaniques.
<b>Moins de raidisseurs nécessaires</b>	Économie sur la fabrication et la soudure de raidisseurs transversaux.
<b>Esthétique moderne</b>	Très appréciée en architecture pour son design visuel (aspect "vague").
<b>Adaptée aux longues portées</b>	Excellente solution pour de grandes travées (ex. : halls industriels, ponts, bâtiments commerciaux).

- **Inconvénients des poutres à âme ondulée** : les inconvénients sont :

**Tableau II.2** : Inconvénients des poutres à âme ondulée.

<b>Inconvénient</b>	<b>Description</b>
<b>Coût de fabrication plus élevé</b>	L'ondulation nécessite des machines spécifiques et des opérations supplémentaires.
<b>Détails de connexion complexes</b>	Plus difficile à percer ou à boulonner sur l'âme à cause de la géométrie ondulée.
<b>Hauteur fixe après fabrication</b>	Contrairement aux poutres crénelées (où on peut ajuster la hauteur), ici la hauteur est figée par la machine à ondes.
<b>Transport plus délicat</b>	Leur forme peut compliquer le stockage ou le transport sans déformation.
<b>Limité à certains types de charges</b>	Moins performante pour des charges ponctuelles importantes localisées au milieu de la travée.

## II.6. Comparaison entre les poutres à âme ondulée et à âme pleine :

La comparaison entre les poutres à âme ondulée et les poutres à âme pleine repose sur une analyse de leurs performances mécaniques, de leur comportement structurel et de leur efficacité économique. Les poutres à âme pleine, largement utilisées en construction métallique, sont appréciées pour leur simplicité de fabrication et leur comportement bien connu. En revanche, les poutres à âme ondulée, grâce à la forme géométrique particulière de leur âme, présentent des avantages notables en matière de résistance au cisaillement et de stabilité sans nécessiter de raidisseurs. Toutefois, cette géométrie complexe introduit des particularités dans leur conception, leur modélisation et leur fabrication. Une comparaison détaillée permet de mieux cerner les conditions dans lesquelles chaque type de poutre est le plus adapté [7].

### II.6.1 Comparaison mécanique :

Tableau II.3 : Comparaison mécanique entre les poutres à âme pleine et à âme ondulée.

Critère	Poutres à âme pleine	Poutres à âme ondulée
<b>Résistance au cisaillement</b>	Bonne, proportionnelle à l'épaisseur de l'âme	Très bonne, les ondulations augmentent la rigidité au cisaillement
<b>Flambement de l'âme</b>	Sensible, nécessite raidisseurs verticaux	Moins sensible grâce à la géométrie ondulée qui agit comme raidisseur
<b>Déformation</b>	Déformation prévisible et linéaire	Comportement plus complexe, peut être localement plus flexible
<b>Rigidité en flexion</b>	Bonne	Comparable si les semelles sont identiques, mais dépend de la hauteur d'onde
<b>Poids</b>	Parfois plus élevé	Réduction de matière possible sans perte de performance
<b>Fatigue</b>	Bien connue et contrôlée	Moins de données, peut être critique dans les zones de concentration de contraintes

### II.6.2. Comparaison économique et pratique :

- **Coût de fabrication :**
  - **Âme pleine** : Plus simple à produire (découpe, soudage rectiligne)
  - **Âme ondulée** : Plus complexe à fabriquer, nécessite des procédés spécifiques (formage, soudure continue)
- **Coût global :**
  - **Âme ondulée** peut être plus économique à long terme (moins de matériau, pas besoin de raidisseurs)
- **Maintenance :**
  - **Poutres à âme pleine** : Faciles à inspecter et réparer
  - **Poutres à âme ondulée** : Inspection plus difficile, surtout si l'ondulation cache les défauts

### II.7. Comportement d'une poutre ondulée soumise aux différents types de chargement :

Les structures de génie civil sont soumises à différents types de charge en fonction de leur aptitude au service. Dans le cas d'une structure en acier, la poutre peut être une âme ondulée

soumise à un type de charge qui est purement une charge de cisaillement, un moment de flexion, une charge de torsion, ou sous une charge combinée de moment fléchissant et de charge de cisaillement. Chacun de ces types de charge entraîne un mode de défaillance différent. Par conséquent, la conception varie en fonction de la charge à laquelle la poutre est exposée [7].

### **II.7.1. Comportement au cisaillement :**

Le comportement au cisaillement constitue l'un des principaux avantages des poutres à âme ondulée par rapport aux poutres à âme pleine. En effet, la forme ondulée de l'âme agit comme un système de raidissement naturel, augmentant considérablement la rigidité de la poutre face aux efforts tranchants. Cette géométrie permet de reporter les contraintes de cisaillement sur une plus grande surface effective et de limiter les risques de flambement local de l'âme, même en l'absence de raidisseurs verticaux. À l'inverse, les poutres à âme pleine, bien que efficaces en flexion, présentent une sensibilité plus marquée au flambement de l'âme sous cisaillement, nécessitant souvent l'ajout de raidisseurs pour garantir leur stabilité. Ainsi, les poutres à âme ondulée permettent de concevoir des structures plus légères tout en assurant une bonne performance au cisaillement, ce qui en fait une solution particulièrement intéressante pour les grandes portées ou les zones soumises à des charges transversales importantes [8].

### **II.7.2. Comportement de flambement en cisaillement des âmes en tôle ondulée :**

Pour les poutres à âme ondulée, le flambement en cisaillement de l'âme est fortement influencé par la géométrie sinusoïdale ou trapézoïdale de l'ondulation. Contrairement aux âmes planes, l'ondulation introduit une rigidité supplémentaire dans le plan de l'âme, ce qui améliore sa résistance au flambement en cisaillement sans raidisseurs verticaux. Les ondulations agissent comme des nervures continues qui stabilisent l'âme contre les déformations diagonales typiques du flambement en cisaillement. Toutefois, le comportement au flambement reste dépendant de plusieurs facteurs, notamment la hauteur, l'épaisseur de l'âme, la longueur entre appuis, et le mode de chargement. Bien que les âmes ondulées soient généralement plus performantes face au flambement en cisaillement, une analyse rigoureuse reste nécessaire, en particulier aux appuis ou sous des charges concentrées, où les contraintes sont plus élevées. Il existe trois types de modes de flambage pour les âmes ondulées [10] :

### 1. le flambage local :

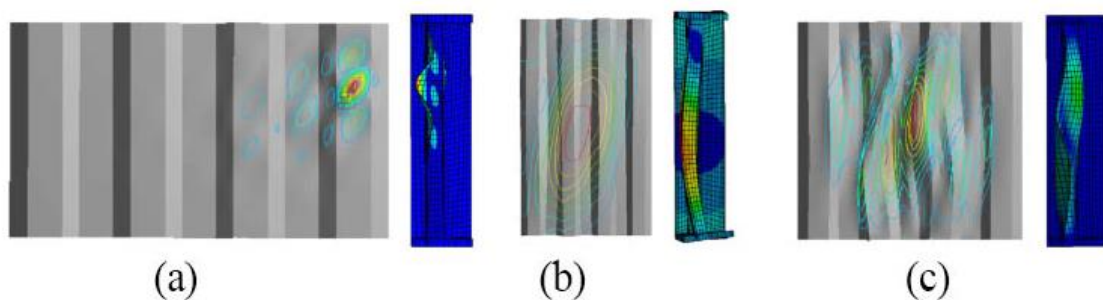
Un mode de flambement local correspond à l'instabilité d'une bande d'acier simplement soutenue entre deux plis sous un cisaillement uniforme. Il n'est critique que pour les plis profonds. Sa contrainte critique est déterminée par la formule de Timoshenko et Gere [4].

### 2. le flambage global :

Un mode de flambage global est critique dans les âmes avec des plis peu profonds. La contrainte de flambement critique correspondante peut être calculée sur la base de la théorie du flambement des plaques orthotropes [7].

### 3. le flambage interactif :

Un mode de flambement interactif résulte de l'interaction entre les modes de flambement local et global, et c'est aussi le mode de flambement le plus difficile à prévoir. Des travaux de recherche antérieurs ont montré que la rupture par flambage d'une âme ondulée est principalement régie par un flambage par cisaillement interactif [7].



**Figure II.9 :** Modes de déformation par cisaillement : (a) local ; (b) global ; et (c) interactif

#### II.7.3. Comportement à la flexion :

Le comportement à la flexion des poutres à âme ondulée présente des particularités par rapport aux poutres classiques à âme pleine. Dans ces poutres, la flexion est principalement reprise par les semelles, tandis que l'âme ondulée assure la transmission des efforts tranchants et contribue à la stabilité globale. L'ondulation de l'âme n'apporte pas de résistance directe à la flexion longitudinale, mais elle permet une réduction du poids sans compromettre la capacité portante en cisaillement. Grâce à cette configuration, les semelles peuvent être optimisées pour reprendre les moments fléchissant, tandis que l'âme ondulée reste efficace

contre le flambement et les instabilités locales. Toutefois, en flexion, des déformations transversales supplémentaires peuvent apparaître à cause de la géométrie ondulée, ce qui peut affecter la rigidité globale. Une attention particulière est donc portée aux zones d'appui et de chargement pour éviter des concentrations de contraintes ou des déformations locales excessives [8].

#### **II.7.4. Comportement en torsion :**

Le comportement en torsion des poutres à âme ondulée est généralement moins performant que celui des poutres à âme pleine en raison de la forme géométrique particulière de l'âme. L'ondulation de l'âme diminue la continuité longitudinale du matériau dans le plan moyen de la poutre, ce qui réduit sa capacité à résister efficacement aux moments de torsion. En torsion pure, l'âme ondulée n'offre qu'une faible résistance au cisaillement de Saint-Venant, et la poutre est donc plus sensible à la déformation angulaire. De plus, les effets de torsion de type « torsion de guerre » (ou torsion non uniforme) peuvent être accentués, notamment dans les sections ouvertes ou non symétriques. Cela nécessite parfois des renforcements supplémentaires, comme des raidisseurs, ou l'utilisation de profils fermés associés, pour compenser cette faiblesse. Ainsi, bien que les poutres à âme ondulée soient efficaces en flexion et en cisaillement, leur comportement en torsion reste un point critique à considérer dans la conception [9].

#### **II.7.5. La stabilité globale :**

La stabilité globale des poutres à âme ondulée dépend étroitement de leur géométrie, notamment de l'ondulation de l'âme, de la hauteur de la section, et de la rigidité des semelles. Grâce à l'ondulation, l'âme présente une meilleure résistance locale au flambement, mais la stabilité globale de la poutre -en particulier vis-à-vis du flambement latéral ou du déversement sous flexion - reste principalement assurée par les semelles. En flexion forte, surtout pour les poutres longues et non contreventées, le risque de déversement latéral par torsion augmente, car l'âme ondulée ne contribue pas significativement à la rigidité torsionnelle globale. Par conséquent, des dispositifs de contreventement latéral ou des semelles plus rigides sont souvent nécessaires pour assurer une bonne stabilité globale. En résumé, si l'âme ondulée améliore la stabilité locale, la stabilité globale reste dépendante de la conception complète de la poutre, notamment de la section des semelles et des conditions d'appui et de chargement [7].

**II.8. conclusion :**

En conclusion, les poutres à âme ondulée représentent une solution structurelle innovante et efficace, particulièrement adaptée aux structures de grande portée ou aux bâtiments industriels. Leur conception permet une réduction du poids tout en assurant une bonne résistance au cisaillement grâce à la forme ondulée de l'âme, qui retarde le flambement local sans nécessiter de raidisseurs. Toutefois, si ces poutres excellent en cisaillement et offrent une bonne stabilité locale, leur comportement en flexion, torsion et stabilité globale exige une attention particulière, notamment en ce qui concerne la rigidité des semelles et les dispositifs de contreventement. Une conception soignée, tenant compte des zones critiques comme les appuis et les points de charge concentrée, est donc essentielle pour exploiter pleinement les avantages de ces éléments tout en assurant la sécurité et la durabilité de la structure.

*Chapitre –III–*

---

*Approches existantes pour le déversement  
latéral des poutres à âme ondulée trapézoïdale.*

### III.1. Introduction :

Le déversement, ou flambement latéral par torsion, est un mode d'instabilité qui peut survenir chez les poutres sollicitées en flexion lorsque leur semelle comprimée n'est pas suffisamment maintenue latéralement. Dans le cas des poutres à âme ondulée, ce phénomène revêt une importance particulière. En effet, bien que l'âme ondulée améliore la résistance au flambement local et au cisaillement, elle n'apporte pas de rigidité significative en torsion. Ainsi, en l'absence de contreventement latéral adéquat ou de semelles suffisamment rigides, ces poutres peuvent être vulnérables au déversement sous l'effet des moments fléchissant. L'étude du comportement en déversement des poutres à âme ondulée est donc cruciale pour garantir la stabilité globale de la structure, surtout dans les configurations de grande portée ou lorsque la poutre est faiblement bridée.

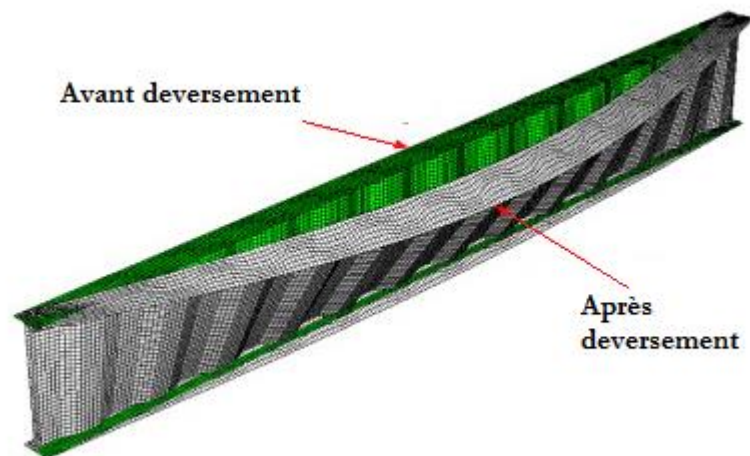


Figure III.1 : Le déversement, ou flambement latéral par torsion d'une poutre ondulée.

### III.2. Une revue de recherche sur la stabilité des poutres en acier à âme ondulée :

L'utilisation d'âmes ondulées est une méthode potentielle pour obtenir une rigidité hors plan et une résistance au flambage en cisaillement adéquates sans utiliser de raidisseurs, ce qui réduit considérablement coût de fabrication des poutres et le poids des superstructures. Récemment, plusieurs chercheurs [11,12,23,24] ont tenté d'utiliser des plaques ondulées dans les âmes des poutres en I. Cela permet de surmonter les inconvénients des âmes plates raidies conventionnelles, tels que l'instabilité de l'âme due à la contrainte de flexion et à la rupture par fatigue.

Afin d'utiliser des plaques ondulées dans les âmes des poutres en I, il est essentiel de bien comprendre les comportements de flexion et de torsion des poutres en I avec des âmes ondulées. Cependant, les études sur ces comportements sont rares. En particulier, malgré l'importance du déversement latéral par torsion, il n'a été abordé que dans deux articles [25,26]. Les résultats des études précédentes sur les comportements en flexion et en torsion des poutres en I à âme ondulée sont résumés comme suit : Elgaaly et al [14] ont étudié la résistance à la flexion des poutres à âme ondulée. Ils ont conclu que la contribution de l'âme à la résistance au moment ultime d'une poutre à âme ondulée est négligeable, et que cette résistance sera basée sur la limite d'élasticité de la semelle. Abbas et al [11,23] ont étudié le comportement des poutres en I avec des âmes ondulées sous des charges dans le plan. Ils rapportent que la poutre en I à âme ondulée en flexion ne peut pas être analysée par la seule théorie conventionnelle des poutres parce qu'une composante de moment de torsion est produite dans ces poutres et qu'il en résulte une torsion hors plan en même temps qu'une déviation dans le plan sous l'effet de la charge dans le plan.

En général, le déversement latéral par torsion est un aspect majeur de la conception des éléments de flexion composés de poutres en I à parois minces. Lorsqu'une poutre en I élancée est soumise à une flexion autour de son axe fort avec un contreventement latéral insuffisant, une flexion et une torsion hors plan peuvent se produire lorsque la charge appliquée approche de sa valeur critique. À cette valeur critique, déversement latéral par torsion se produit.

Lindner [25] et Sayed-Ahmed [26] ont étudié le déversement latéral par torsion des poutres en I à âme ondulée. Lindner [25] a proposé une formule empirique de la constante de gauchissement de ces poutres en I sur la base de résultats d'essais. Il a également étudié l'interaction entre le flambement local des semelles et le déversement latéral par torsion. Sayed-Ahmed [26] a effectué une série d'analyses par éléments finis et a conclu que les résistances au déversement latéral par torsion de la poutre en I à âme ondulée sont plus élevées que celles d'une poutre en I à âme plate, et que les équations utilisées pour calculer la résistance critique au déversement latéral par torsion de la poutre en I à âme plate sous-estimeraient la capacité de la poutre en I à âme ondulée. Cependant, le comportement du déversement latéral par torsion de la poutre en I avec des âmes ondulées n'a pas encore été expliqué clairement et doit être étudié.

### III.3. Approches existantes pour le déversement des poutres à âme ondulée :

Des recherches antérieures sur le sujet montrent qu'il y a une augmentation considérable de la résistance au déversement latéral par torsion pour les poutres à âme ondulée trapézoïdale par rapport aux poutres à âme plate. Sayed-Ahmed [26] indique que l'augmentation du moment critique de flambage élastique peut atteindre 12 à 37 %. Moon et al [9] constatent que l'augmentation est plus faible, jusqu'à 10 %. Toutes les approches existantes présentées dans cette section indiquent que l'augmentation de la capacité de déversement latéral par torsion est due à une augmentation de la constante de déformation  $I_w$ , alors que le moment d'inertie  $I_z$  et la constante de torsion  $I_t$  ne sont pas influencés par l'ondulation de l'âme [9][27][28].

Dans cette partie, les approches proposées par Moon, Zhang et Lindner pour calculer le moment critique déversement latéral par torsion des poutres à âme ondulée sont présentées.

#### III.3.1. Approche proposée par Moon :

Moon et al [9] établissent une méthode de calcul du moment critique de déversement des poutres à âme ondulée en utilisant les hypothèses que toutes les propriétés sectionnelles, à l'exception de la constante de gauchissement, d'une poutre à âme ondulée sont égales à celles d'une poutre prismatique. Contrairement aux expressions de calcul de la constante de déformation présentées par Lindner [27], les expressions présentées par Moon et al. sont dérivées analytiquement sur la base de la théorie présentée par Galambos [29]. Ces expressions sont assez complexes, mais peuvent être simplifiées en considérant la géométrie de la section transversale. Ce faisant, on peut obtenir des formules numériques pour les constantes de gauchissement des éléments ouverts à parois minces, comme l'expliquent Lue et al [30]. En utilisant les formules numériques fournies par Lue et al, la constante de gauchissement d'un élément prismatique ouvert à paroi mince peut être calculée en considérant la section transversale comme une série de plaques minces interconnectées. La section transversale est divisée en des points discrets, les nœuds, qui définissent les extrémités de ces éléments de plaque. Les nœuds sont étiquetés de 1 à  $n$ , et la géométrie de chaque élément de plaque est définie par son épaisseur  $t_{ij}$  et sa longueur  $L_{ij}$ . La constante de déformation  $I_w$  pour la section transversale est calculée selon l'équation suivante :

$$\bar{I}_w = \frac{1}{3} \sum (W_{ni}^2 + W_{nj}W_{ni} + W_{nj}^2) t_{ij} L_{ij} \quad (\text{III. 1})$$

Les déformations unitaires normalisées  $W_{ni}$  et  $W_{nj}$  pour les nœuds aux extrémités de chaque élément i-j sont définies par l'équation :

$$W_{ni} = \frac{1}{2A} \sum_0^n (w_{0i} + w_{0j}) t_{ij} L_{ij} - w_{0i} \quad (\text{III. 2 - a})$$

$$W_{nj} = \frac{1}{2A} \sum_0^n (w_{0i} + w_{0j}) t_{ij} L_{ij} - w_{0j} \quad (\text{III. 2 - b})$$

Où A est la surface de la section transversale égale à :

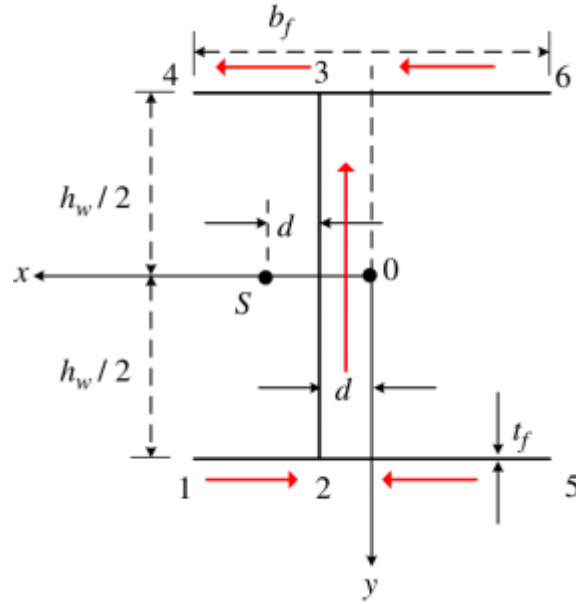
$$A = \sum t_{ij} L_{ij} \quad (\text{II. 3})$$

Et  $\rho_{0i}$  est la distance entre le cencroïde de chaque élément et le centre de cisaillement de la section transversale, défini perpendiculairement à l'élément de plaque. Le gauchissement unitaire par rapport au centroïde aux points i et j respectivement,  $w_{0i}$  et  $w_{0j}$ , est défini selon l'équation suivante :

$$w_{0i} = \rho_{0ij} L_{ij} \quad (\text{III. 4 - a})$$

$$w_{0j} = w_{0i} + \rho_{0ij} L_{ij} \quad (\text{III. 4 - b})$$

La figure suivante et les équations précédentes montrent un exemple de calcul de la constante de gauchissement pour une poutre en I avec âme excentrée, en indiquant comment la division en éléments de plaques minces a été effectuée et quels nœuds définissent chaque élément. Pour une lecture plus approfondie, Lue et al. [30] donnent un exemple très clair, étape par étape, de la manière dont la constante de gauchissement d'une section transversale ouverte arbitraire à parois minces peut être calculée.



**Figure III.2 :** Définition des nœuds et de la géométrie utilisés pour calculer la constante de déformation d'une poutre en I avec âme excentrée [9].

$$W_{n1} = \frac{2b_f^2 h_w t_f + b_f h_w^2 t_w}{8b_f t_f + 4h_w t_w} \quad (\text{III.5-a})$$

$$W_{n2} = \frac{2b_f^2 h_w t_f + b_f h_w^2 t_w}{8b_f t_f + 4h_w t_w} - \left( \frac{b_f}{4} - \frac{e}{2} \right) \quad (\text{III.5-a})$$

$$W_{n3} = \frac{2b_f^2 h_w t_f + b_f h_w^2 t_w}{8b_f t_f + 4h_w t_w} - \left( \frac{b_f}{4} + \frac{e}{2} \right) \quad (\text{III.5-a})$$

$$W_{n4} = \frac{2b_f^2 h_w t_f + b_f h_w^2 t_w}{8b_f t_f + 4h_w t_w} - \frac{1}{2} b_f h_w \quad (\text{III.5-a})$$

$$W_{n5} = W_{n4} \quad (\text{III.5-a})$$

$$W_{n6} = W_{n1} \quad (\text{III.5-a})$$

La méthode présentée par Lue et al. [30] pour trouver la constante de déformation est valable pour une poutre prismatique ouverte arbitraire à parois minces. Pour les poutres en forme de I avec des âmes ondulées, l'excentricité de l'âme  $e$ , qui est incluse dans les équations III.5-a et b, n'est pas constante mais varie périodiquement. Pour remédier à ce problème, Moon et al. [9] suggèrent d'utiliser une excentricité moyenne  $e_{avg}$ , calculée selon l'équation III.6. Ce faisant, la poutre est maintenant considérée mathématiquement comme un élément prismatique avec une excentricité constante de l'âme.

$$e_{avg} = \frac{(2a + b)e_{max}}{2(a + b)} \quad (III. 6)$$

Moon et al. [9] calculent le moment critique élastique de flambage selon l'équation suivante :

$$M_{cr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_z G_{co} I_t} \sqrt{1 + W^2} \quad (III. 7)$$

Avec :

$$W = \frac{\pi}{L} \sqrt{\frac{E \bar{I}_w}{G_{co} I_t}} \quad (III. 8)$$

Avec  $I_w$  défini selon l'équation III.1, et où  $G_{co}$  est le module de cisaillement réduit pour les poutres à âme ondulée. Ce module de cisaillement réduit est obtenu en multipliant le module de cisaillement normal par un facteur de réduction, défini comme le rapport entre la longueur projetée des plaques d'âme ondulées dans la direction longitudinale de la poutre et la longueur réelle des plaques d'âme, conformément à l'équation suivante :

$$G_{co} = \frac{(a + b)}{(a + c)} G \quad (III. 9)$$

Il convient de noter que Moon et al suggèrent que le module de cisaillement réduit  $G_{co}$  devrait être appliqué à toutes les instances où le module de cisaillement est utilisé dans les équations III.7 et III.8, et pas seulement aux termes qui se rapportent à l'âme. On pourrait faire valoir que le module de cisaillement réduit ne devrait être appliqué qu'aux termes qui se rapportent à l'âme, et non aux termes qui se rapportent aux semelles.

Moon et al. étudient également l'influence de la géométrie de l'ondulation sur le moment critique élastique de flambage en modifiant l'angle d'ondulation  $\alpha$ . En augmentant l'angle entre les panneaux longitudinaux et les panneaux inclinés de l'âme ondulée, le module de cisaillement  $G_{co}$  diminue tandis que la constante de gauchissement  $I_w$  augmente. La réduction du module de cisaillement diminue le gain du voile ondulé en termes de moment critique de déversement. Les résultats présentés par Moon et al indiquent que la résistance au déversement latéral par torsion des poutres à âme ondulée augmente avec l'accroissement de l'angle  $\alpha$ , avec une augmentation maximale d'environ 10 pour cent pour un angle  $\alpha$  de 60° [9].

### III.3.2. Approche proposée par Zhang :

Zhang et al [28] présentent une méthode de calcul du moment critique de flambement similaire à celle présentée par Moon et al [9]. Zhang et al. s'appuient également sur les hypothèses présentées pour la première fois par Lindner [27], affirmant que le moment d'inertie autour de l'axe faible  $I_z$  et la constante de torsion  $I_t$  d'une poutre à âme ondulée peuvent être considérés comme égaux à ceux d'une poutre à âme plate, et que l'augmentation du moment critique de déversement n'est causée que par une augmentation de la constante de gauchissement  $I_w$ . L'approche proposée par Zhang et al [28] pour obtenir la constante de gauchissement d'une poutre à âme ondulée est basée sur l'expression de la constante de gauchissement d'une poutre prismatique à âme plate et excentrée. Cette expression est définie dans l'équation II.10.

$$I_w^{ecc} = \frac{t_f b_f^3 h_m^2}{24} + \frac{t_w h_m^3}{12} e^2 \quad (\text{III. 10})$$

Le premier terme de l'équation 3.15 peut être identifié comme l'expression couramment utilisée pour calculer la constante de déformation d'un profilé en I à double symétrie,  $I_w$ , et le second terme est un ajout dû à l'excentricité de l'âme. Afin de tenir compte de l'excentricité variable du voile ondulé, l'équation III.10 est intégrée sur une longueur d'onde d'ondulation,  $q$ , et divisée par cette longueur comme le montre l'équation III.11.  $I_{bw}$  est la constante de gauchissement équivalente, suggérée par Zhang et al, qui tient compte de l'effet de l'âme ondulée.

$$\hat{I}_w = \frac{1}{q} \cdot \int_0^q \left( \frac{t_f b_f^3 h_m^2}{24} + \frac{t_w h_m^3}{12} e(x)^2 \right) dx = I_w + \frac{t_w h_m^3 d^2 (a + \frac{b}{3})}{12 \cdot 2q} \quad (\text{III. 11})$$

### III.3.3. Approche proposée par Lindner :

Lindner [27] propose une méthode de calcul du moment critique des poutres à âme ondulée basée sur des dérivations analytiques, vérifiées par des essais expérimentaux. Lindner indique que le moment d'inertie autour de l'axe faible  $I_z$  et la constante de torsion  $I_t$  peuvent être calculés en utilisant les mêmes expressions que pour les poutres à âme plate. La capacité supplémentaire en termes de moment critique de déversement latéral par torsion obtenue pour les poutres à âme ondulée est attribuée à une constante de gauchissement accrue  $I_w^*$ . Le moment critique est calculé en utilisant l'expression du moment critique élastique d'une poutre

simplement supportée chargée en flexion uniforme, avec les constantes de torsion et de gauchissement  $I_t^*$  et  $I_w^*$  calculées selon les équations suivantes :

$$I_t^* = I_t \quad (\text{III. 12 – a})$$

$$I_w^* = I_w + c_w \cdot \frac{L^2}{E\pi^2} \quad (\text{III. 12 – b})$$

$I_t$  et  $I_w$  sont les constantes de torsion et de gauchissement d'une poutre à âme plate et  $c_w$  est défini selon l'équation suivante :

$$c_w = \frac{(2d)^2 h_m^2}{8u_x(a+b)} \quad (\text{III. 13 – a})$$

$$u_x = \frac{h_m}{2Gat_w} + \frac{h_m^2(a+b)^3(I_{y1} + I_{y2})}{600a^2E(I_{y1}I_{y2})} \quad (\text{III. 13 – a})$$

$I_{y1}$  et  $I_{y2}$  dans l'équation précédente sont les moments d'inertie autour de l'axe fort de la poutre de la semelle supérieure et de semelle inférieure respectivement. Pour les poutres à ailes égales, l'expression de  $u_x$  peut être simplifiée selon suivante :

$$u_x = \frac{h_m}{2Gat_w} + \frac{h_m^2(a+b)^3}{25a^2E b_f t_f^3} \quad (\text{III. 14})$$

Lindner suppose que la constante de torsion  $I_t^*$  d'une poutre à âme ondulée est égale à celle d'une poutre à âme plate  $I_t$ , et que la constante de gauchissement  $I_w^*$  est supérieure à celle d'une poutre à âme plate  $I_w$ . Il convient de noter que, dans l'équation III.12-b, la constante de gauchissement augmente quadratiquement avec la longueur de la poutre L. Typiquement, une constante de section ne devrait dépendre que de la géométrie de la section transversale, et non de la longueur.

### III.3.1.1. Proposition d'une version modifiée de l'approche suggérée par Lindner

Les auteurs de ce rapport proposent une méthode qui consiste à modifier les expressions énoncées à l'origine par Lindner, en attribuant la rigidité rotative supplémentaire fournie par la bande ondulée à la constante de torsion  $I_t$  plutôt qu'à la constante de gauchissement  $I_w$ . Les

expressions modifiées aboutissent au même moment critique de déversement latéral par torsion. Cette méthode, appelée méthode Lindner modifiée, est décrite dans cette section.

Dans l'équation III.15, le terme  $I_w$  est égal à la constante de gauchissement d'une poutre à âme plate, et le terme  $\gamma$  représente l'ajout à la constante de gauchissement totale causé par l'ondulation de l'âme. Il est admis que  $c_w$  dans  $\gamma$  est multiplié par le même terme que la constante de torsion  $I_t$  dans l'équation de calcul du moment critique de déversement. En insérant les expressions des constantes de torsion et de gauchissement proposées par Lindner (définies dans l'équation III.12) dans l'expression du moment critique de déversement, l'expression du moment critique de déversement peut être réécrite selon l'équation suivante :

$$I_w^* = I_w + \underbrace{c_w \cdot \frac{L^2}{E\pi^2}}_{\gamma} \quad (\text{III.15})$$

$$M_{cr} = \frac{EI_z\pi^2}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + (GI_t + c_w) \cdot \frac{L^2}{EI_z\pi^2}} \quad (\text{III.16})$$

### III.3.4. Évaluation des autres caractéristiques géométriques :

#### III.3.4.1. Moment d'inertie autour de l'axe fort $I_y$ :

Même si ce paramètre n'est pas inclus dans l'expression du moment critique de déversement, il est intéressant de vérifier que la théorie dite de l'effet accordéon [9], selon laquelle une nappe ondulée ne contribue pas au moment d'inertie autour de l'axe fort  $I_y$ , se vérifie pour un nombre raisonnable d'années. Cette hypothèse est évaluée pour des poutres simplement soutenues soumises à un moment de flexion constant autour de l'axe fort. L'expression analytique de  $I_y$  utilisée dans les calculs est énoncée dans l'équation suivante :

$$I_y = 2 \cdot \left( \frac{b_f t_f^3}{12} + b_f t_f \left( \frac{h_w}{2} \right)^2 \right) \quad (\text{III.17})$$

L'hypothèse concernant la contribution de l'âme au moment d'inertie autour de l'axe fort  $I_y$  s'est avérée valable, avec un écart maximal d'environ 3 % entre les résultats de l'analyse par éléments finis et les calculs analytiques pour les poutres à âme ondulée.

### III.3.4.2. Moment d'inertie autour de l'axe faible $I_z$ :

Le moment d'inertie autour de l'axe faible  $I_z$  influence fortement la stabilité latérale-torsionnelle de la poutre. Pour les poutres à âme mince et plate, la contribution de l'âme à  $I_z$  est considérée comme négligeable, ce qui est également supposé être le cas pour les poutres à âme ondulée. Le moment d'inertie autour de l'axe faible  $I_z$  est défini dans l'équation suivante :

$$I_y = 2 \cdot \left( \frac{t_f b_f^3}{12} \right) = \frac{t_f b_f^3}{6} \quad (\text{III. 18})$$

### III.3.4.3. Constante de torsion $I_t$ :

La réponse à la torsion d'une poutre non retenue dépend uniquement de la constante de torsion  $I_t$ , qui est appelée torsion uniforme. Selon des recherches antérieures [9][27], la constante de torsion d'une poutre à âme ondulée est supposée être égale à celle d'une poutre à âme plate. Une poutre en I a une section transversale ouverte à paroi mince composée de trois bandes, et une méthode approximative pour calculer la constante de torsion d'une telle section est donnée par l'équation III.19 [31]. Dans cette équation,  $a_i$  et  $b_i$  sont la longueur et la largeur de chaque bande, la longueur devant toujours être supérieure à la largeur pour que l'équation soit vraie :

$$I_t = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^n a_i b_i^3 \quad (\text{III. 19})$$

### **III.4. Conclusion :**

Dans ce chapitre, les méthodes analytiques les plus utilisées pour le calcul du moment de déversement par torsion ont été présentées en détail, à savoir les approches proposées par Moon, Zhang et Lindner.

L'évaluation précise du moment de déversement est indispensable pour garantir la stabilité latérale des poutres à âme ondulée. Elle nécessite une approche rigoureuse, tenant compte à la fois des effets géométriques complexes et des conditions d'appui et de chargement réelles. Le calcul du moment de déversement ( $M_{cr}$ ) des poutres à âme ondulée nécessite une attention particulière en raison de la géométrie complexe de leur âme. Contrairement aux poutres à âme pleine, l'ondulation introduit une répartition non uniforme de la rigidité et une interaction plus marquée entre flexion et torsion.

Les formulations classiques de ( $M_{cr}$ ) , comme celles issues de la théorie de la torsion - flexion, peuvent être adaptées, mais doivent intégrer les particularités des âmes ondulées via des coefficients correcteurs ou des modèles numériques (éléments finis, par exemple).

*Chapitre –IV–*

---

*Modélisation des poutres à âme ondulée trapézoïdale.*

## IV.1. Introduction :

La précision des méthodes incluses dans ce rapport pour calculer le moment critique de déversement des poutres en forme de I simplement soutenues avec des âmes ondulées est évaluée. Cette évaluation se fait en comparant les résultats obtenus à l'aide des différentes méthodes aux résultats obtenus à l'aide de simulations par éléments finis pour différentes géométries.

Les charges de déversement fournies par la simulation par éléments finis à l'aide du logiciel ABAQUS (Abaqus 2003) [32] sont comparées avec celles données par les formules proposés par :

Lindner, Moon et Zhang. Chaque poutre étudiée est discrétisée en élément Shell S8R5 comme indiqué dans la figure (Fig.IV.3). Cette comparaison a pour objet la vérification de l'efficacité de modèles éléments finis proposés

## IV.2. Présentation du logiciel ABAQUS :

Abaqus est un logiciel de calcul par éléments finis qui a été développé par Hibbit, Karlsson & Sorensen (HKS). ABAQUS est avant tout un logiciel de simulation par éléments finis d'une grande variété de problèmes mécaniques. Il est bien connu et largement utilisé, en particulier pour son traitement efficace des problèmes non linéaires. ABAQUS est un logiciel d'éléments finis composé de trois produits : ABAQUS/Standard, ABAQUS/Explicit et ABAQUS/CAE.

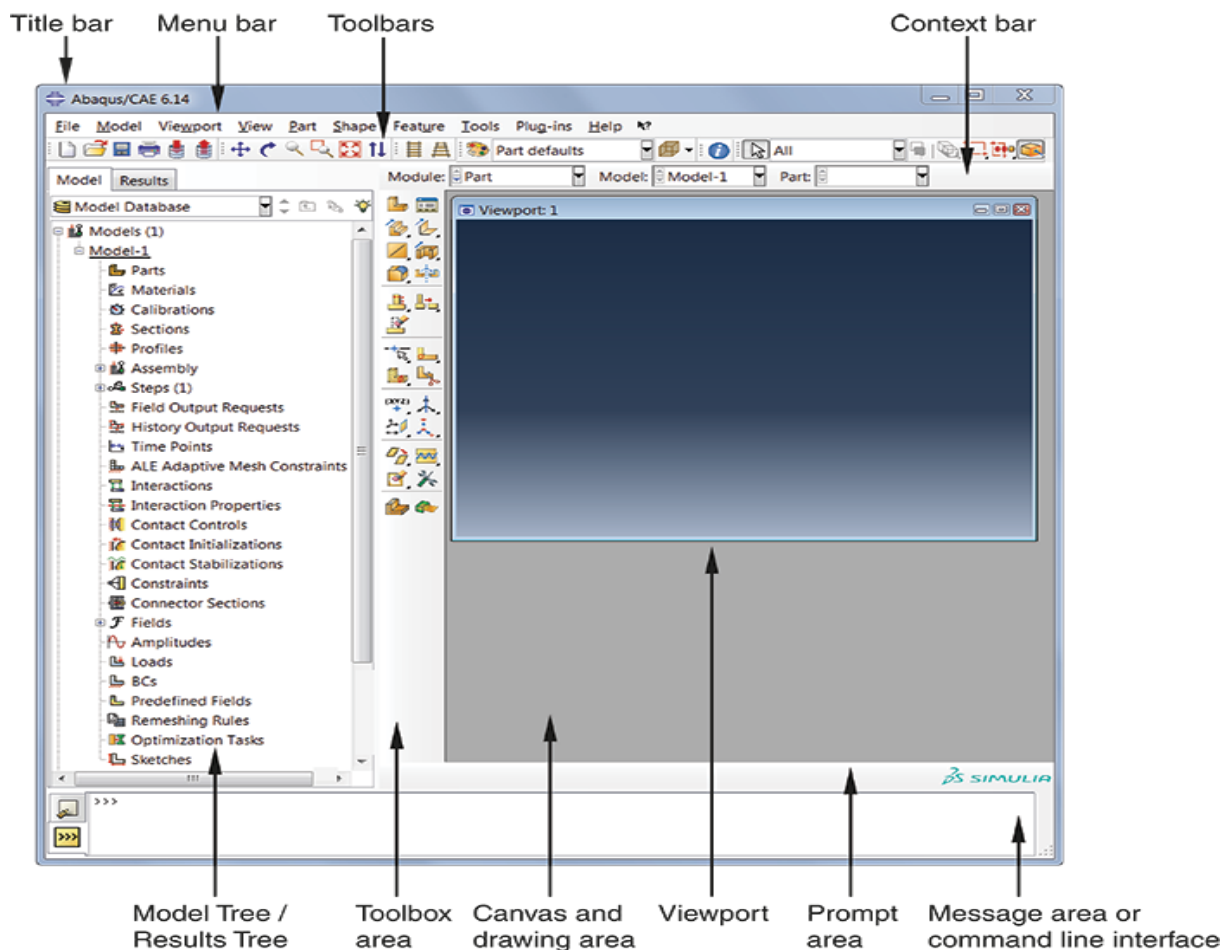
- **ABAQUS/Standard** : il s'agit d'un solveur à usage général utilisant un schéma d'intégration implicite traditionnel.
- **ABAQUS/Explicit** : est un solveur qui utilise un schéma d'intégration explicite pour résoudre des problèmes dynamiques ou quasi-statiques non linéaires.
- **ABAQUS/CAE** : une interface intégrée de visualisation et de modélisation pour ces solveurs.

Chacun de ces produits est complété par des modules additionnels et/ou optionnels spécifiques à l'application. Les produits ABAQUS, et ABAQUS/CAE en particulier, sont entièrement écrits en C++, Fortran pour les parties calcul et Python pour les scripts et le paramétrage. L'interface graphique est gérée par fox-toolkit. ABAQUS est largement utilisé dans les industries automobile et aérospatiale. En raison de ses nombreuses capacités d'analyse et de sa bonne ergonomie, il est également très populaire dans les cercles académiques, pour la recherche et l'éducation.

ABAQUS a été conçu à l'origine pour analyser le comportement non linéaire. C'est pourquoi il a un large éventail de modèles de matériaux. Sa modélisation des élastomères, en particulier, mérite d'être reconnue.

ABAQUS propose le module ABAQUS CAE, qui est une interface graphique permettant de gérer toutes les opérations liées à la modélisation :

- Génération des fichiers de données,
- Lancement du calcul proprement dit,
- l'évaluation des résultats.



**Figure IV.1:** L'interface Abaqus.

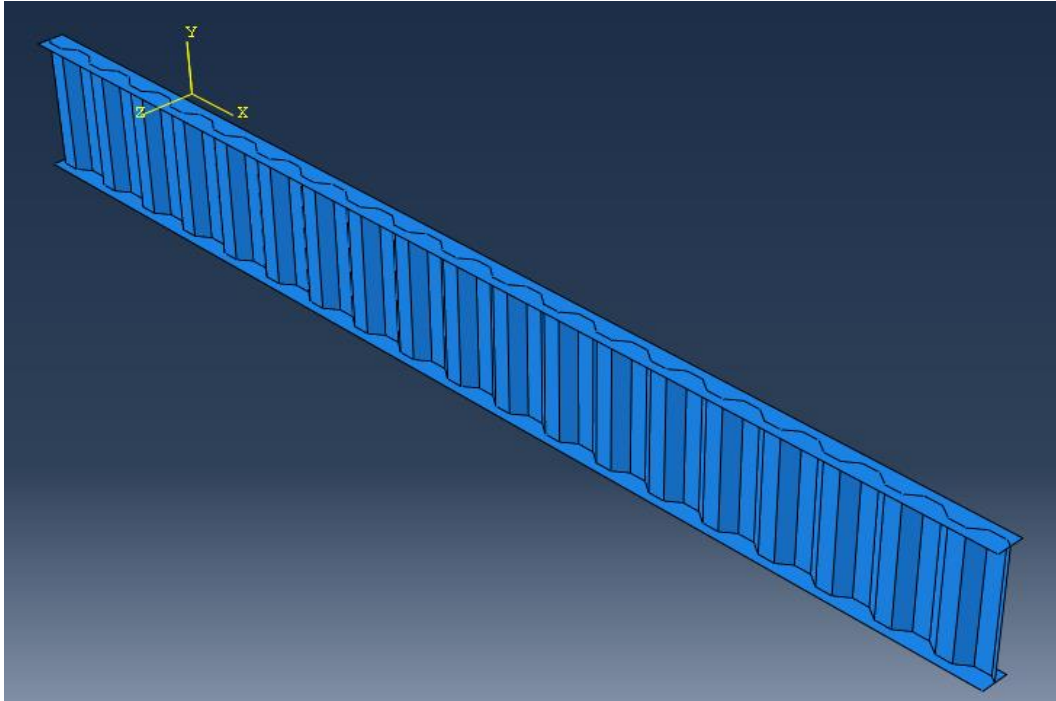
ABAQUS se distingue par sa capacité à traiter des problèmes multi physiques de façon réaliste notamment en s'appuyant sur 4 points forts reconnus :

- Le traitement du contact, particulièrement facile de mise en données et robuste,

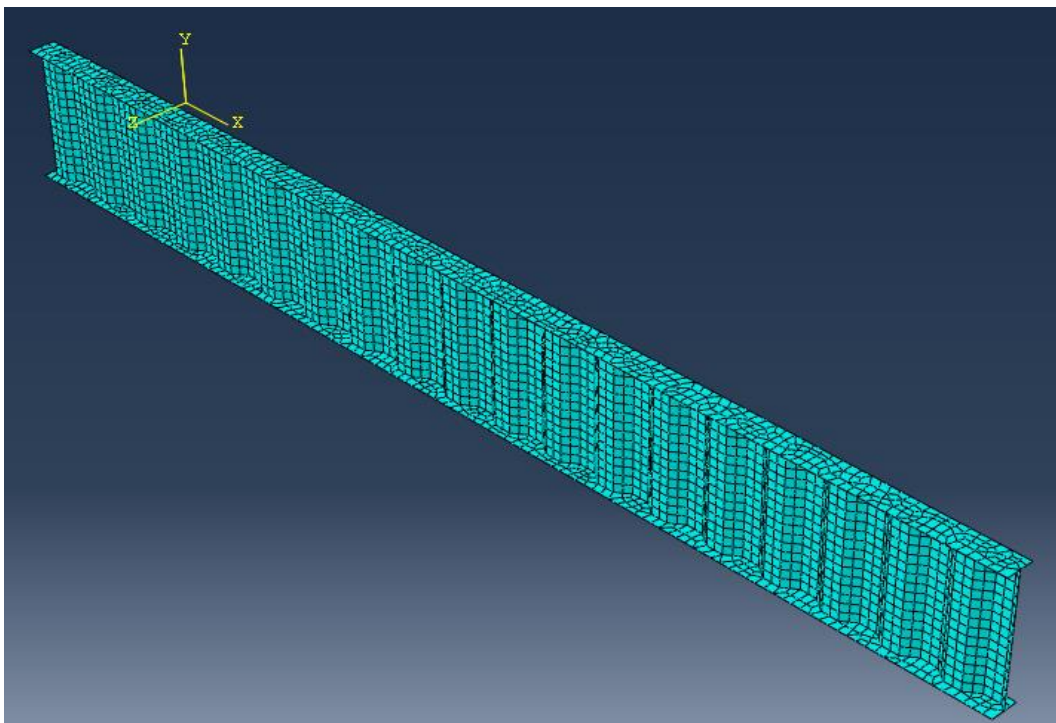
- La modélisation de nombreux comportements matériels permettant de coller aux problématiques industrielles :
  - Plastification et rupture des métaux.
  - Hyper élasticité des élastomères.
  - Forte compressibilité des mousses.
  - Porosité des matériaux géotechniques (sols, roches...).
  - Compressibilité des fluides.
  - Conductivité électrique.
- La capacité à traiter des problèmes de la statique à la dynamique rapide grâce à des méthodes adaptées et incluses dans la solution.
- Le couplage multi physique via des procédures totalement intégrées et des ouvertures vers d'autres codes de calcul.

#### **IV.2.1. Modèle de la simulation :**

Les résultats présentés dans ce rapport sont basés sur des analyses par éléments finis réalisées avec Abaqus CAE version 6.13-1 [32]. Toutes les analyses ont été réalisées à l'aide d'éléments de coque à huit nœuds avec des fonctions de base quadratiques et une intégration réduite (S8R). Les éléments ont cinq points d'intégration sur leur épaisseur, et la règle d'intégration de Simpson a été utilisée. Les analyses ont été effectuées en utilisant une réponse linéaire du matériau avec un module d'élasticité  $E$  de 210 GPa et un coefficient de Poisson 0,3.



**Figure IV.2:** Modèle d'une poutre à âme ondulée sur Abaqus.



**Figure IV.3 :** Discrétisation en élément Shell S8R5 d'une poutre à âme ondulée.

### IV.3. Étude de convergence :

Afin de trouver une densité de maillage et un type d'élément appropriés à utiliser dans les simulations FE, des études de convergence ont été réalisées pour deux modèles d'une poutre

simplement appuyée soumise à la flexion pure. Les deux modèles ont été menés pour une poutre à âme ondulée, dont les dimensions sont indiquées dans le tableau V.1.

**Tableau IV.1:** La géométrie des poutres utilisées dans les études de convergence.

Modèle	L (m)	b <sub>f</sub> (mm)	t <sub>f</sub> (mm)	h <sub>w</sub> (mm)	t <sub>w</sub> (mm)	a (mm)	b (mm)	c (mm)	d (mm)	θ (°)
<b>PAO.1</b>	9.50	200	10	700	3	140	50	71	25	45
<b>PAO.2</b>	12.16	300	25	1500	8	180	140	172	50	35.5

Deux types d'éléments différents ont été utilisés dans les analyses : PAO.1 et PAO.2, dont les dimensions sont indiquées dans le tableau précédent. Des éléments de coque à huit nœuds avec une fonction de base quadratique et une intégration réduite (S8R) ont été considérés. Les résultats de l'étude de convergence réalisée pour le modèle de déversement linéaire sont présentés aux figures V.5 et 6. Même si les éléments S8R sont plus complexes et nécessitent plus de calculs par élément, ils sont choisis à la place des éléments S4R. Pour le maillage, six tailles ont été considérées de 25, 50, 75, 100, 150 et 200. Les moments critiques de déversement  $M_{cr}$  issus de l'analyse par FEM sont comparés aux résultats de trois formules : Linder, Moon et Zhang. Les moments critiques de déversement  $M_{cr}$  sont présentés dans le tableau suivant :

**Tableau IV.2 :** Moment critique  $M_{cr}$  avec une taille d'élément variable, et les trois formules.

Modèle	Formules			Abaqus (S8R)					
	Linder	Moon	Zhang	Taille de l'élément fini					
				25	50	75	100	150	200
<b>PAO.1</b>	127.900	122.010	123.490	126.130	126.510	126.950	127.530	129.600	131.110
<b>PAO.2</b>	1386.551	1347.884	1366.126	1384.180	1386.675	1389.870	1393.700	1397.970	1400.760

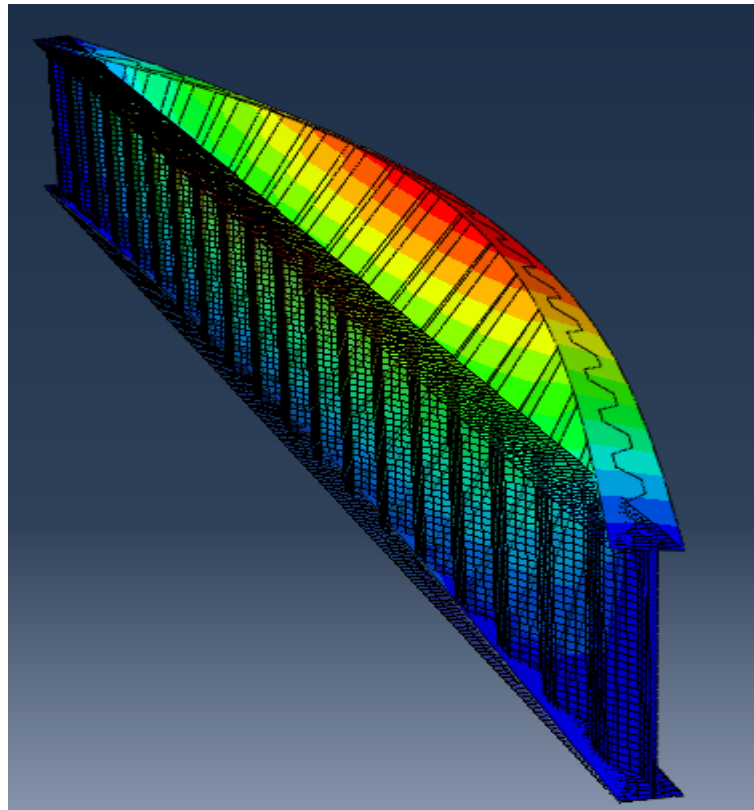


Figure IV.4 : Poutre à âme ondulé après déversement.

Les résultats précédents sont montrés graphiquement dans les figures suivantes :

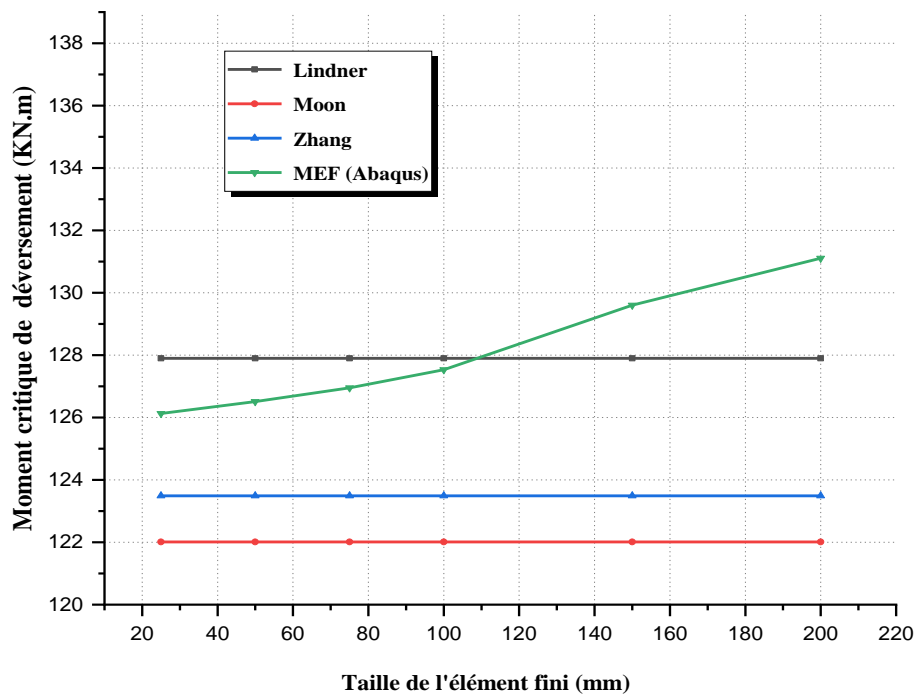
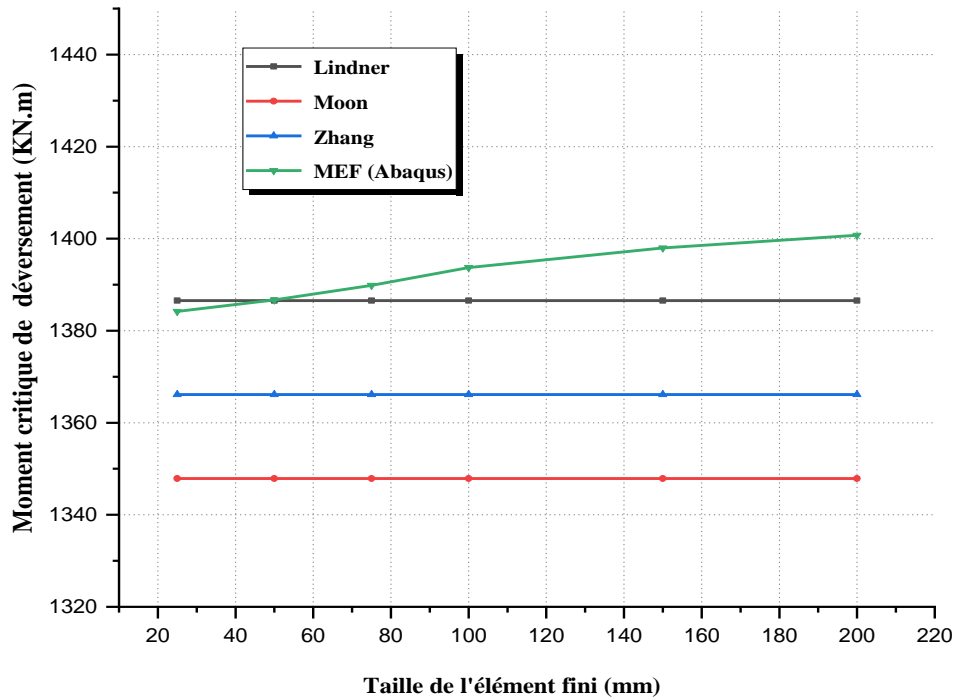


Figure IV.5 : Moment critique  $M_{cr}$  avec une taille d'élément variable, et les trois formules PAO.1.



**Figure IV.6 :** Moment critique  $M_{cr}$  avec une taille d'élément variable, et les trois formules PAO.2.

On constate que l'augmentation de la taille de l'élément mène à un accroissement du moment critique  $M_{cr}$  et ce pour les deux types PAO.1 et PAO.2. Comparant les résultats FEM avec ceux de trois formules, nous remarquons que les valeurs de  $M_{cr}$  se rapprochent plus vers celles de la formule de Lindner, notamment pour les éléments d'une taille réduite. A cet effet, les moments critiques de déversement  $M_{cr}$  converge à une longueur latérale de 100 mm avec les éléments S8R pour la poutre PAO.1, tandis qu'une longueur latérale de 50 mm est suffisante pour atteindre la convergence pour la poutre PAO.2. Dans les simulations effectuées pour ce projet, des éléments S8R d'une longueur latérale de 50 mm ont été utilisés dans la plupart des analyses.

**IV.6. Conclusion :**

Cette section décrit et discute les résultats de l'étude comparative réalisée pour valider et évaluer les performances du modèle FEM proposé pour l'analyse du déversement par en torsion des poutres à âme ondulée. L'étude a porté sur une analyse de déversement de plusieurs poutres simplement appuyées soumises à des moments appliqués aux extrémités de la poutre.

De manière générale, et à l'aide de ces exemples numériques, les résultats obtenus à l'aide de notre modèle numérique par éléments finis sont en bon accord avec ceux obtenus à l'aide des trois formules de la littérature. En conséquence, une étude paramétrique a été menée dans le chapitre suivant pour montrer l'influence de divers paramètres géométriques sur le moment critique de renversement.

*Chapitre –V–*

---

*Principaux résultats et discussions.*

## V.1. Introduction :

L'étude paramétrique constitue une étape essentielle dans l'analyse du comportement mécanique des structures, car elle permet d'évaluer l'influence de différents paramètres géométriques, mécaniques ou de chargement sur la réponse globale de l'élément étudié. Une étude comparative a été réalisée pour évaluer l'influence de l'ondulation de l'âme sur la résistance des poutres au déversement.

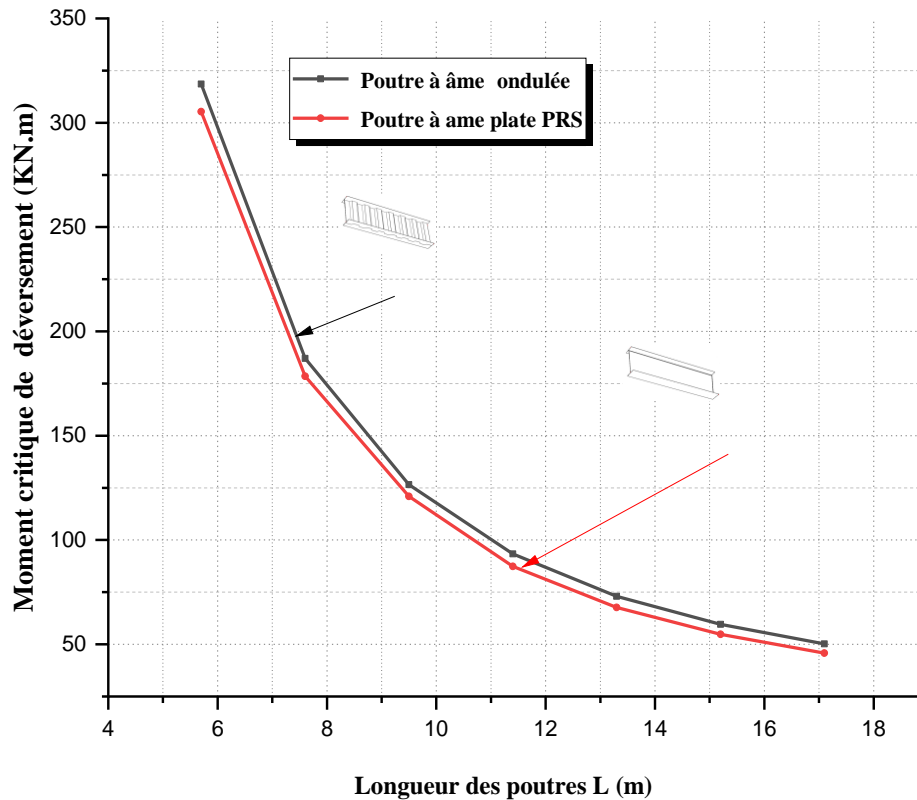
Dans le cadre de cette recherche, une étude paramétrique est menée afin d'examiner l'impact de certaines variables clés – telles que : la hauteur de l'âme, l'épaisseur des semelles et de l'âme, la forme de l'ondulation..., sur la stabilité et les performances structurelles des poutres à âme ondulée.

## V.2. Étude de la contribution des ondulations de l'âme :

L'objectif de cette partie c'est de faire une comparaison entre un profilé PRS (âme plate) et celui qui comporte une âme ondulé dont l'angle de l'ondulation est  $45^\circ$ . Une poutre avec les caractéristiques géométriques suivantes a été considérée :  $b_f=200\text{mm}$ ,  $h_w=700\text{mm}$ ,  $t_f=10\text{mm}$  et  $t_w=3\text{mm}$ , avec des longueurs allant de 5.70 m à 17.10m.

**Tableau V.1 :** Comparaison de  $M_{cr}$  d'un profilé PRS et profilé à âme ondulée.

<b>L(m)</b>	<b>profilé à âme ondulée</b>	<b>Poutre PRS</b>	<b><math>\Delta(\%)</math></b>
5.70	318.556	305.325	4.33
7.60	187.026	178.478	4.79
9.50	126.510	120.879	4.66
11.40	93.299	87.310	6.86
13.30	72.960	67.688	7.79
15.20	59.549	54.785	8.69
17.10	50.159	45.795	9.53



**Figure V.1** : Moment critique  $M_{cr}$  d'un profilé PRS et profilé à âme ondulée.

La figure V.1 et le tableau V.1 montrent clairement que pour toutes les longueurs, la valeur du moment critique est toujours plus élevée dans le cas d'une poutre ondulée par rapport à une poutre PRS. Cette augmentation est très sensible dans le cas des poutres élancées, où elle peut atteindre 9,50 %. Cela confirme la contribution de l'ondulation de l'âme en termes de résistance au déversement.

### V.3. Étude paramétrique :

Afin de vérifier dans quelle mesure les approches existantes proposées par Lindner, Zhang et Moon concordent avec les résultats des simulations par éléments finis, une étude paramétrique a été réalisée. Les moments critiques de déversement des poutres en acier avec ondulation trapézoïdale ont été calculés à l'aide de ces méthodes, et ces valeurs ont été comparées aux moments critiques obtenus à l'aide d'analyses par éléments finis. Les résultats sont présentés graphiquement dans cette section.

. Tout au long de cette étude paramétrique, une géométrie de base est utilisée, en ne faisant varier qu'un seul paramètre à la fois. La gamme des valeurs des paramètres considérés dans cette étude est la suivante :

- Largeur de la semelle  $b_f$ , variant de 100 à 400 mm
- Épaisseur de la semelle  $t_f$ , variant de 3 à 22 mm
- Hauteur de l'âme  $h_w$ , variant de 300 à 1200 mm
- Épaisseur de l'âme  $t_w$ , variant de 1 à 10 mm
- Longueur de la poutre  $L$ , variant de 5,7 à 17,10 m
- Angle d'ondulation  $\theta$ , variant de  $0^\circ$  à  $74^\circ$
- Longueur du panneau longitudinal  $a$ , variant de 140 à 900 mm

### V.3.1. Effet de la largeur de la semelle $b_f$ :

Pour étudier l'influence de la largeur de semelle sur le moment critique, une poutre ondulée avec :  $L=9.50\text{m}$ ,  $h_w=700\text{mm}$ ,  $t_f=10\text{mm}$  et  $t_w=3\text{mm}$  a été examinée. La largeur de semelle varie entre 100 et 400 mm. Le moment critique de déversement dépend fortement de la largeur de la semelle, où une augmentation de la largeur entraîne une augmentation remarquable de  $M_{cr}$ . Toutes les méthodes examinées sont raisonnablement précises pour le calcul du moment critique de déversement. En regardant la figure V.2, il est difficile de distinguer des différences, mais en étudiant les valeurs exactes, il apparaît que Moon et Zhang sous-estiment le moment critique de déversement.

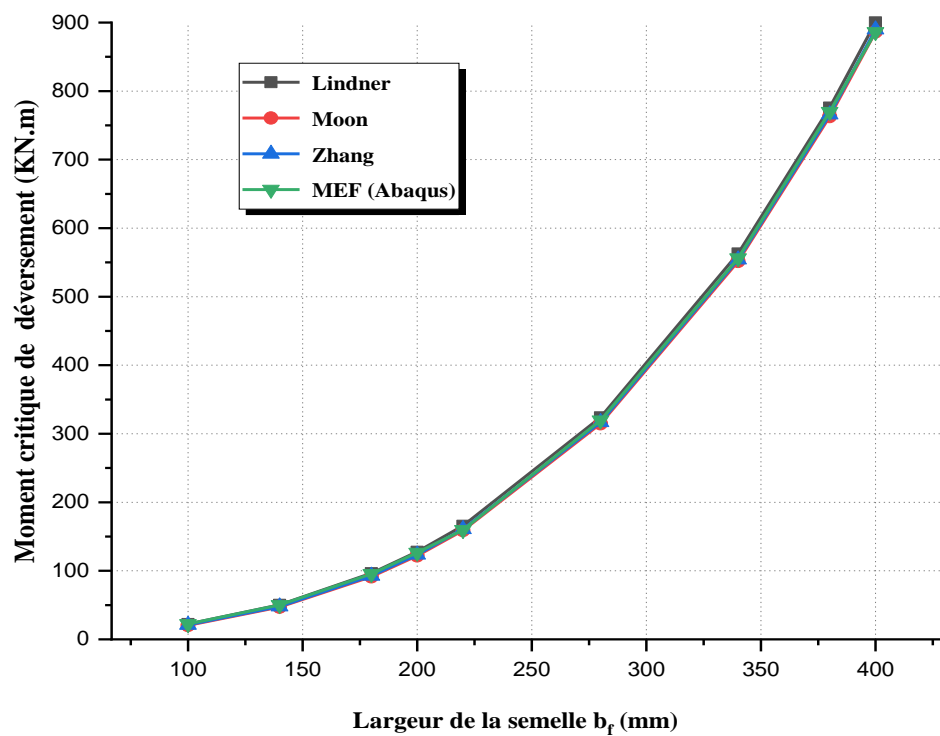
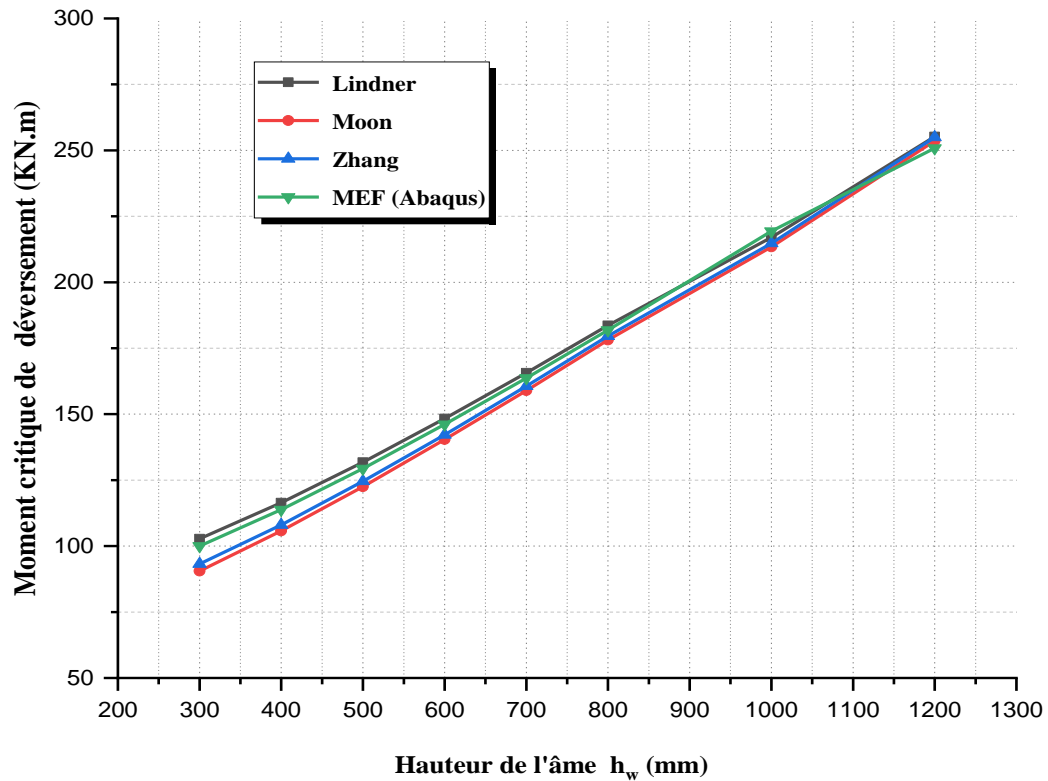


Figure V.2 : Variation de  $M_{cr}$  de profilé à âme ondulée en fonction de la largeur de la semelle  $b_f$ .

### V.3.2. Effet de la hauteur de l'âme $h_w$ :

Quant à l'influence de la largeur de semelle sur le moment critique, une poutre ondulée avec :  $L=9.50\text{m}$ ,  $b_f=220\text{mm}$ ,  $t_f=10\text{mm}$  et  $t_w=3\text{mm}$  a été étudiée. Pour des hauteurs d'âme comprises entre 300 et 1200 mm, le moment critique de déversement varie approximativement de façon linéaire avec la hauteur de l'âme, comme le montre la figure V.3. La figure montre que toutes les méthodes, et celle de Moon en particulier, sont plutôt imprécises pour les faibles hauteurs d'âme, mais donnent des résultats qui concordent bien avec ceux obtenus à partir des simulations par éléments finis pour les âmes de grande hauteur.



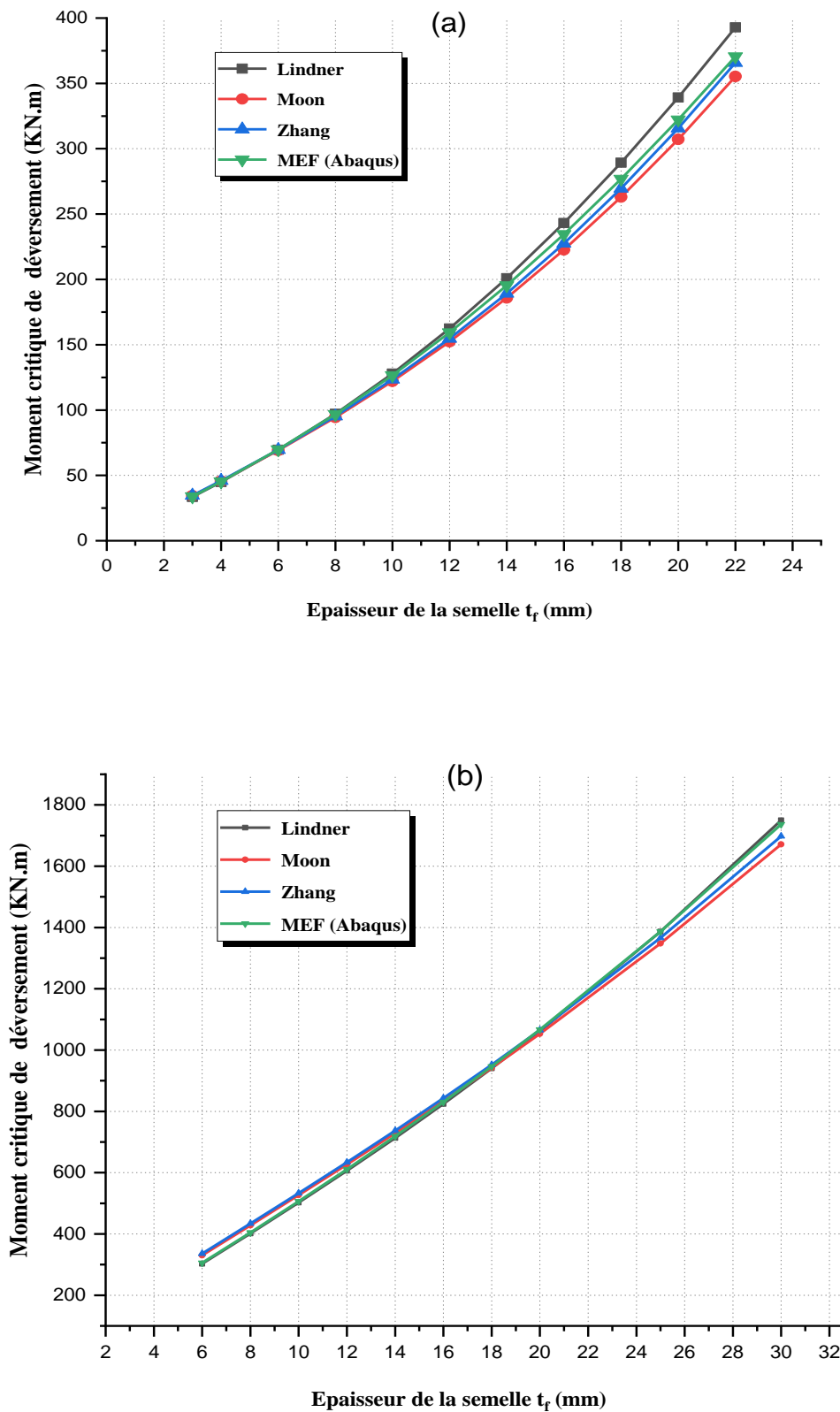
**Figure V.3 :** Variation de  $M_{cr}$  de profilé à âme ondulée en fonction de la hauteur de l'âme  $h_w$ .

### V.3.3. Effet de l'épaisseur de la semelle $t_f$ :

Afin de tester la variation de  $M_{cr}$  d'une section à âme ondulée en fonction de l'épaisseur de la semelle  $t_f$ , nous avons analysé deux sections :

- $L=9.50\text{m}$ ,  $b_f=200\text{mm}$ ,  $h_w=700\text{mm}$  et  $t_w=3\text{mm}$ ,
- $L=12.16\text{m}$ ,  $b_f=300\text{mm}$ ,  $h_w=1500\text{mm}$  et  $t_w=8\text{mm}$ .

Pour la 1<sup>ère</sup> section, le moment critique de déversement varie approximativement de façon linéaire avec l'épaisseur de la semelle pour des épaisseurs comprises entre 3 et 22 mm, comme le montre la figure V.4-a. Les méthodes de calcul du moment critique de déversement proposées par Zhang et Moon sont assez précises pour la plage considérée, tandis que l'approche de Lindner surestime le moment critique des poutres à semelles épaisses.



**Figure V.4 :** Variation de  $M_{cr}$  de profilé à âme ondulée en fonction de l'épaisseur de la semelle  $t_f$ :  
 (a)  $L=9.50m$ ,  $bf=200mm$ ,  $hw=700mm$  et  $tw=3mm$  (b)  $L=12.16m$ ,  $bf=300mm$ ,  $hw=1500mm$  et  $tw=8mm$ .

Pour la 2<sup>ème</sup> section, qui présente une âme plus élancée, le moment critique de déversement varie de façon linéaire avec l'épaisseur de la semelle pour des épaisseurs comprises entre 6 et 30 mm, comme le montre la figure V.4-b. La méthode de calcul de Linder est la plus appropriée par rapport aux autres méthodes, particulièrement pour des poutres à semelles moyennement épaisses.

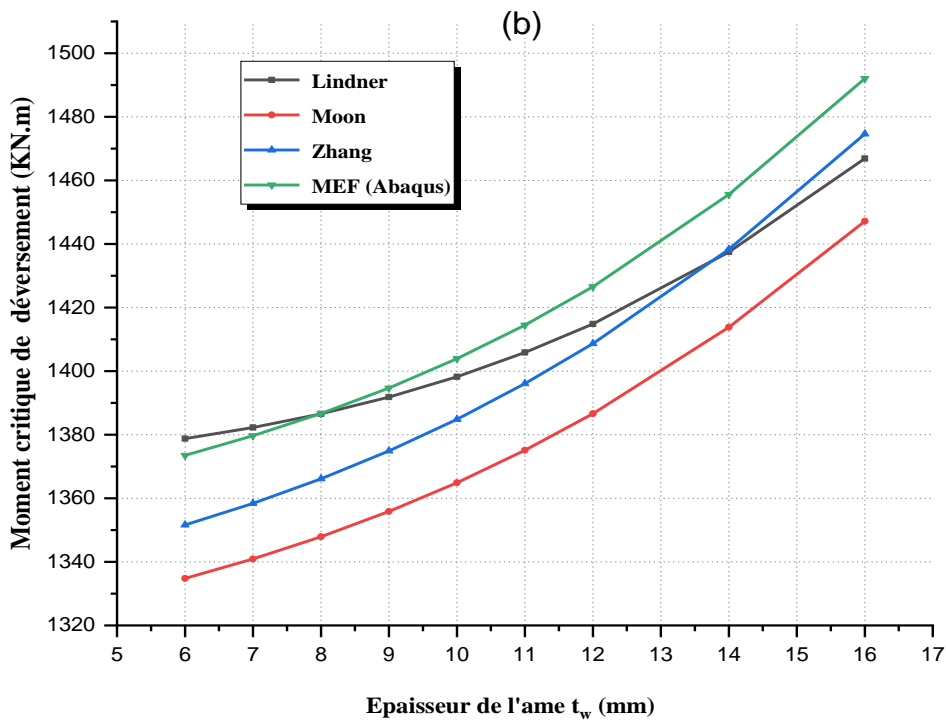
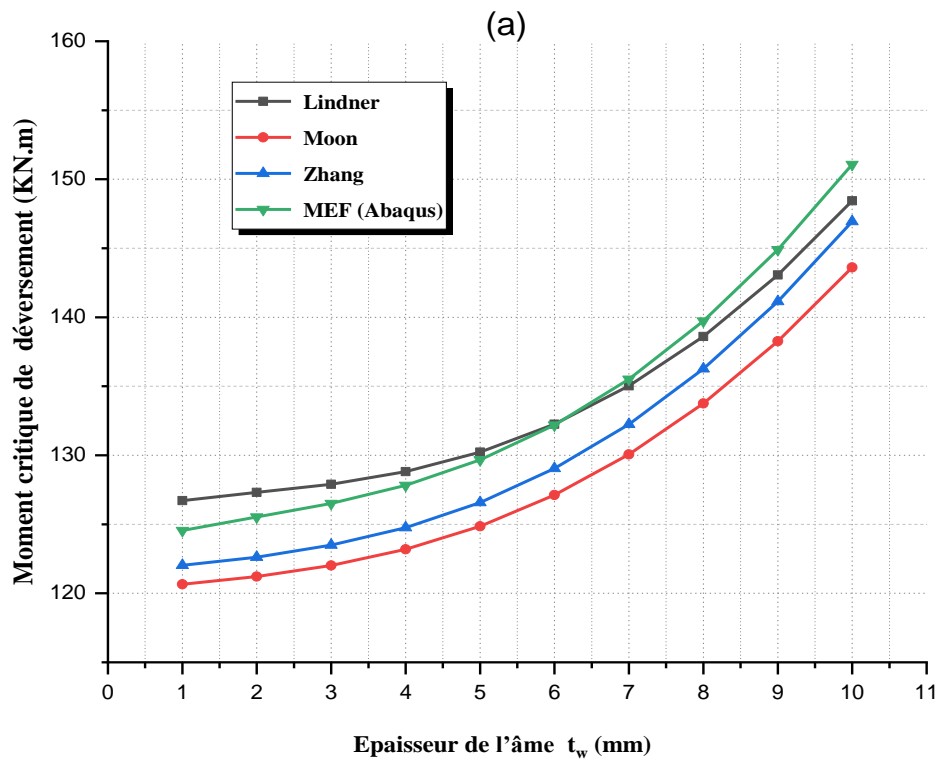
#### **V.3.4. Effet de l'épaisseur de l'âme $t_w$ :**

Pour l'influence de l'épaisseur de l'âme  $t_w$  sur  $M_{cr}$  d'une section à âme ondulée, nous avons analysé deux sections :

- $L=9.50\text{m}$ ,  $bf=200\text{mm}$ ,  $hw=700\text{mm}$  et  $tf=10\text{mm}$ ,
- $L=12.16\text{m}$ ,  $bf=300\text{mm}$ ,  $hw=1500\text{mm}$  et  $tf=25\text{mm}$ .

Dans le cas d'une âme moins élancée, le moment critique de déversement n'est que légèrement affecté par l'épaisseur de l'âme pour la gamme de 1 à 5 mm, comme le montre la figure V.5-a. Pour des valeurs plus grandes de  $t_w$ , l'accroissement est significatif pour toutes les méthodes. On peut signaler que la méthode de Linder est relativement la plus appropriée.

Pour des âmes élancées (V.5-b), la méthode de Linder donne de bonnes estimations pour des valeurs de  $t_w$  de moins de 10mm. Au-delà de cette valeur, la méthode de Zhang reste la plus satisfaisante.



**Figure V.5 :** Variation de  $M_{cr}$  de profilé à âme ondulée en fonction de l'épaisseur de l'âme  $t_w$  :  
 (a)  $L=9.50m$ ,  $b_f=200mm$ ,  $h_w=700mm$  et  $t_f=10mm$  (b)  $L=12.16m$ ,  $b_f=300mm$ ,  $h_w=1500mm$  et  $t_f=25mm$ .

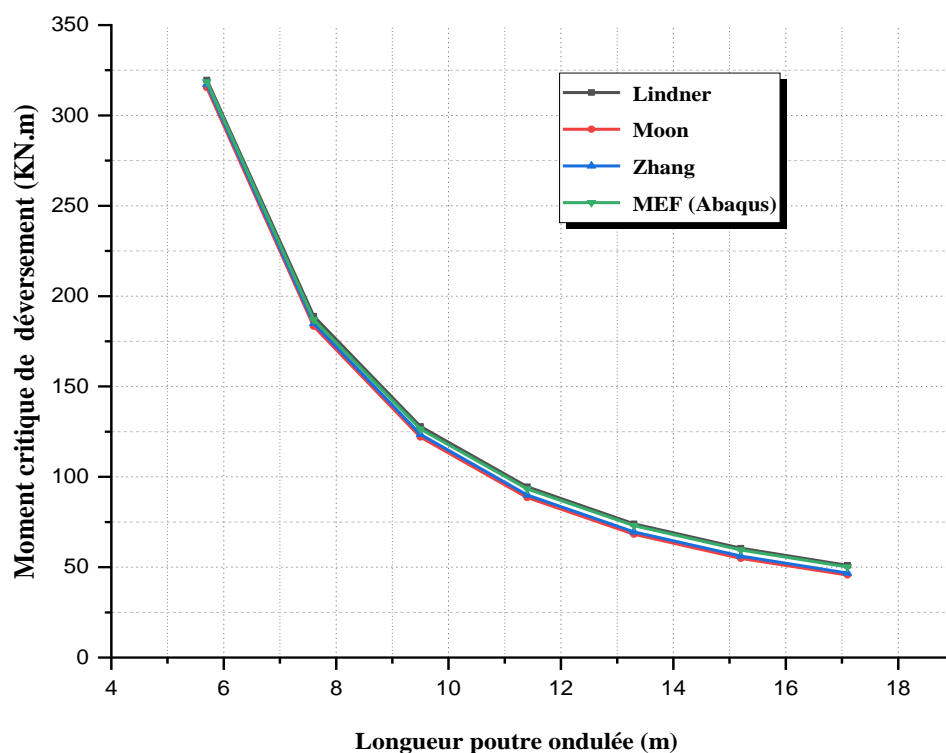
### V.3.5. Effet de la longueur de la poutre ondulée $L$ :

La variation du moment critique en fonction de la longueur des poutres ondulées a été envisagée dans cette partie. Pour ce faire, une section de :  $bf=200\text{mm}$ ,  $hw=700\text{mm}$ ,  $tf=10\text{mm}$  et  $tw=3\text{mm}$  est testée.

Le moment critique de déversement diminue de manière significative à mesure que la longueur de la poutre augmente, comme le montre la figure V.6. En étudiant les résultats graphiquement, il apparaît que toutes les méthodes considérées concordent très bien avec les résultats des simulations par éléments finis. Quant aux résultats numériques (tableau V.2), il est clair que Zhang et Moon sous-estiment la capacité des poutres longues. Pour la plus longue poutre considérée, le rapport entre les résultats obtenus en utilisant les méthodes proposées par Zhang et Moon par rapport aux résultats FEM est de 0,93 et 0,90 respectivement, tandis que ce rapport est de 1,01 pour la formule de Linder.

**Tableau V.2** : Variation de  $M_{cr}$  en fonction de la longueur  $L$ .

L(m)	Formules			Abaqus (S8R)
	Linder	Moon	Zhang	
5.70	319.630	315.430	317.190	318.556
7.60	188.830	183.330	184.920	187.026
9.50	127.900	122.010	123.490	126.510
11.40	94.468	88.546	89.928	93.299
13.30	74.006	68.217	69.517	72.960
15.20	60.471	54.890	56.115	59.549
17.10	50.977	45.636	46.793	50.159



**Figure V.6 :** Variation de  $M_{cr}$  de profilé à âme ondulée en fonction de la longueur  $L$ .

### V.3.6. Effet de l'angle de l'ondulation $\theta$ :

L'effet de l'angle d'ondulation a également été examiné. Les mêmes caractéristiques que pour la section précédente ont été utilisées, avec une longueur de la poutre de 9,50m.

Le moment critique de déversement en torsion accroît avec l'augmentation de l'angle d'ondulation de la poutre, comme le montre la figure V.7.

Cette augmentation est relativement modérée jusqu'à ce qu'elle atteigne une valeur d'environ 30 degrés. Au-delà de cette valeur, l'augmentation devient très importante. Notant que pour de faibles valeurs de  $\theta$ , toutes les valeurs de  $M_{cr}$  convergent et que les méthodes considérées concordent très bien avec les résultats des simulations par éléments finis. Pour des valeurs plus élevées de  $\theta$ , l'augmentation est plus remarquable pour le modèle de Lindner par rapport aux autres modèles. Par comparaison avec le modèle FEM, le même modèle, c'est-à-dire Lindner, est apparemment le plus convenable.

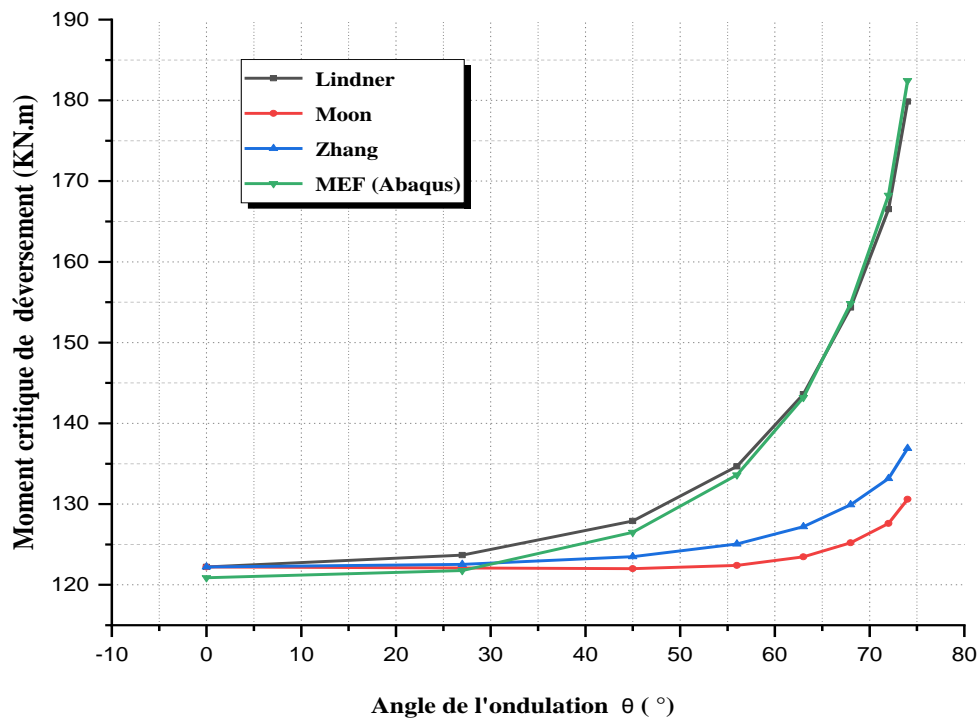


Figure V.7 : Variation de  $M_{cr}$  de profilé à âme ondulée en fonction de l'angle de l'ondulation  $\theta$ .

### V.3.7. Effet de la longueur du panneau longitudinal « a » :

L'effet de la longueur du panneau longitudinal « a » est par ailleurs analysé. Comme le montre la figure V.8, la longueur du panneau de poutre n'a pas une grande incidence sur le moment critique de déversement pour les méthodes de Zhang et de Moon, où la progression de  $M_{cr}$  est trop faible, en particulier pour le modèle de Zhang. Contrairement à ces modèles, l'influence du paramètre « a » est très marquée pour le modèle de Lindner, où une augmentation de « a » entraîne une diminution de  $M_{cr}$ . Comparé aux résultats des simulations par éléments finis, le modèle de Lindner reste encore relativement le plus adapté, bien qu'une divergence soit constatée, en particulier pour des valeurs plus élevées de « a ».

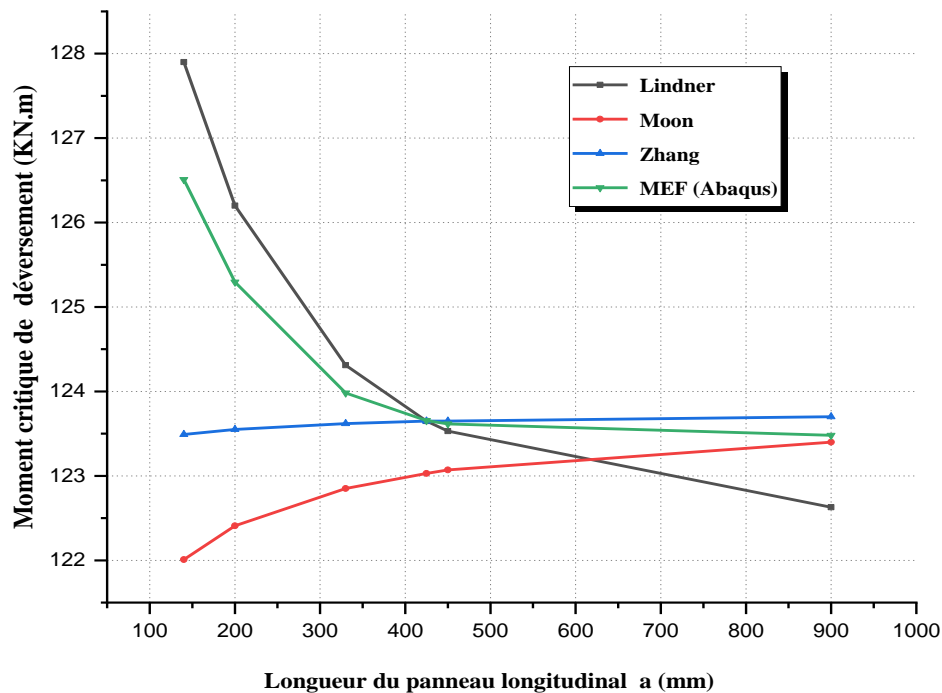


Figure V.8 : Effet de la longueur du panneau  $a$  sur le Moment critique  $M_{cr}$ .

#### V.4. Conclusion :

L'étude paramétrique menée a permis de mieux comprendre l'influence des principaux paramètres géométriques sur le comportement structurel des poutres étudiées. En faisant varier des éléments tels que : la hauteur de l'âme, la forme d'ondulation, l'épaisseur des semelles, etc. il a été possible d'identifier les facteurs les plus déterminants dans la stabilité globale et la résistance au flambement ou au déversement.

Les résultats obtenus ont mis en évidence que certaines configurations peuvent améliorer significativement les performances des poutres, tandis que d'autres les rendent plus vulnérables à l'instabilité. Ces observations offrent des pistes concrètes pour l'optimisation de la conception et le choix des dimensions, en fonction des contraintes spécifiques du projet.

*Conclusion générale & perspectives.*

---

## **1- Conclusion générale :**

L'essor de la construction métallique repose sur l'assemblage de composants structurels conçus pour faire face à des charges variées. Ce mode constructif tire pleinement parti des performances de l'acier, un matériau qui se distingue par sa combinaison unique de légèreté, de rapidité de montage et de résistance. Il offre ainsi aux concepteurs une grande liberté architecturale, tout en garantissant la qualité, l'efficacité et l'esthétique des réalisations.

Le secteur de la construction connaît une évolution constante, s'orientant vers des innovations tant conceptuelles qu'architecturales. Dans ce contexte, les poutres métalliques se distinguent par leurs multiples atouts. Elles offrent une résistance remarquable tout en permettant une mise en œuvre rapide et simplifiée. Parmi leurs qualités notables figurent leur rigidité et leur solidité, qui en font un choix privilégié pour de nombreux types de structures.

Les poutres à âme ondulée (girders with corrugated webs) connaissent une adoption croissante dans le domaine de l'ingénierie structurelle grâce à leurs nombreux avantages. Elles se caractérisent par une réduction de la charge permanente, une meilleure résistance au flambage sous cisaillement et un comportement structurel particulier. Ces propriétés permettent de simplifier leur conception par rapport aux poutres à âme plate.

L'impact de la stabilité locale sur les résistances transversales a fait l'objet de nombreuses études antérieures. Ces travaux ont révélé que les poutres à âme ondulée présentent un moment critique élastique supérieur à celui des poutres à âme plate. Ce constat suggère que la résistance au flambage latéral-torsionnel est significativement améliorée lorsque l'âme de la poutre est ondulée.

Dans le cadre de ce travail, nous avons étudié le phénomène de déversement des poutres à âme ondulée simplement appuyées. Un modèle par éléments finis a été élaboré pour déterminer la résistance au déversement latéral par torsion de ces poutres. Les résultats obtenus à partir de ce modèle ont été comparés à ceux des méthodes analytiques existantes dans la littérature, notamment celles proposées par Lindner, Moon et Zhang, afin de valider et évaluer l'efficacité du modèle développé.

Cette étude mène une analyse paramétrique afin d'explorer l'influence de plusieurs paramètres clés, tels que la hauteur de l'âme, l'épaisseur des semelles et de l'âme, ainsi que la forme des ondulations, sur la stabilité et les performances des poutres à âme ondulée.

D'après les résultats obtenus, il est possible de conclure que :

- Les résultats obtenus par notre modèle éléments finis FEM concernant la stabilité des poutres à âme ondulée montrent une bonne concordance avec ceux dérivés des trois formules présentes dans la littérature ;
- En comparant les résultats (FEM) avec ceux des trois formules, nous observons que les valeurs de  $M_{cr}$  se rapprochent davantage de celles de la formule de Lindner, en particulier pour les éléments de taille réduite ;
- Pour l'ensemble des longueurs analysées, le moment critique s'avère systématiquement plus élevé pour les poutres à âme ondulée que pour les poutres en profilé reconstitué soudé (PRS) ;
- Le moment critique de déversement dépend fortement de la largeur de la semelle, où une augmentation de la largeur entraîne une augmentation remarquable de  $M_{cr}$  ;
- La résistance d'une poutre à âme ondulée au déversement croît avec l'augmentation de l'épaisseur des semelles, de la hauteur de l'âme ainsi que de son épaisseur ;
- L'augmentation de la longueur de la poutre à âme ondulée provoque une diminution significative du moment critique de déversement ;
- Le moment critique de déversement en torsion augmente avec l'angle d'ondulation de l'âme, cette influence étant particulièrement marquée pour les angles élevés ;
- La longueur du panneau de la poutre exerce peu d'influence sur le moment critique de déversement selon les méthodes de Zhang et de Moon. En revanche, ce paramètre a un effet significatif dans le modèle de Lindner, où son augmentation entraîne une diminution notable de  $M_{cr}$  ;

## **2- Perspectives :**

Dans le cadre de notre étude, nous avons abordé le problème de l'instabilité des poutres en acier à âme ondulée, en développant un nouveau modèle par éléments finis (FEM) pour analyser spécifiquement le phénomène de déversement. Toutefois, cette recherche peut être prolongée par des travaux futurs, parmi lesquels :

- Étudier l'influence des contraintes initiales ou résiduelles et des imperfections sur le moment critique de déversement des poutres à âme ondulée trapézoïdale ;
- Etude de l'influence de caractéristiques mécaniques sur l'instabilité des poutres à âme ondulée ;
- Développement de formules analytiques pour le calcul du moment critique de déversement par torsion latérale, en tenant compte de différents cas de chargement pour ce type de poutre.

## Références Bibliographiques

- [1] **Le théorie d'Euler**, Contrainte critique due à la compression, Calcul des structures métalliques selon l'Eurocode 3, sixième tirage 2005, éditions Eyrolles.
- [2] **l'Eurocode3**, « Calculer des structures en acier » a été adopté par la Comité européen de normalisation (CEN) en 1992 et a été classé Norme provisoire pour une durée de 3 années (1993 à 1996).
- [3] **Additif 80**, Règles de calcul des constructions en acier. Construction Métallique, N°1, 1981.
- [4] **Timoshenko S.P**, Théorie de la stabilité élastique. Dunod, 1966.
- [5] **Davaine, L.**, "Poutres en acier à âme ondulée : Conception et justification", CTICM – Centre Technique Industriel de la Construction Métallique, 2004.
- [6] **Braeu, J., & Faller, M.** (2008). *Corrugated web beams – A new development in steel construction*. Steel Construction, 1(2), 105–110.
- [7] **Davaine, L., & El Hachem, C.** (2005). Stability of corrugated web beams. Journal of Constructional Steel Research, 61(7), 947–962.
- [8] **Ozturk, H., & Bayram, B.** (2007). Nonlinear behavior of corrugated web I-beams under bending. Thin-Walled Structures, 45(7–8), 737–746.
- [9] **Moon, J., & Kang, T. H. K.** (2009). Shear strength of steel I-beams with various corrugated web shapes. Journal of Structural Engineering, 135(2), 158–169.
- [10] **Hirt, M., & Crisinel, M.** (2003). Flambement en cisaillement des poutres à âme ondulée. Journal of Structural Engineering, 129(6), 745-752.
- [11] **Abbas HH, Sause R, Driver RG.** Behavior of corrugated web I-girders under inplane loading. J Eng Mech ASCE 2006;132(8):806–14.
- [12] **Driver RG, Abbas HH, Sause R.** Shear behavior of corrugated web bridge girders. J Struct Eng ASCE 2006;132(2):195–203.

- [13] **Elgaaly M, Hamilton RW, Seshadri A.** Shear strength of beam with corrugated webs. *J Struct Eng ASCE* 1996;122(4):390–8.
- [14] **Elgaaly M, Seshadri A, Hamilton RW.** Bending strength of steel beams with corrugated webs. *J Struct Eng ASCE* 1997;123(6):772–82.
- [15] **Hamilton RW.** Behavior of welded girders with corrugated webs. Ph.D. thesis, University of Maine, Orono, Maine, Canada, 1993.
- [16] **Gil H, Lee S, Lee J, Lee HE.** Shear buckling strength of trapezoidally corrugated steel webs for bridges. *J Transportation Res Board* 2005;CD11- S:473–80.
- [17] **Elgaaly M, Seshadri A.** Shear built-up girders with trapezoidally corrugated webs. *Eng J AISC* 1998;First Quarter:1–11.
- [18] **Easley JT, McFland DE.** Buckling of light-gauge corrugated metal shear diaphragms. *J Struct Eng Div ASCE* 1969;95(ST7):1497–516.
- [19] **Gil H, Lee S, Lee HE, Yoon T.** Study on elastic buckling strength of corrugated web. *J Struct Eng KSCE* 2004;24(1A):192–202 (in Korean).
- [20] **Johnson RP, Cafolla J.** Corrugated webs in plate girder for bridges. *Proc Inst Civil Eng Struct Building* 1997;123:157–64.
- [21] **Moon J, Lee S, Gil H, Lee HE.** Experimental Study on Shear Behavior of Trapezoidally Corrugated Steel Web. *J Struct Eng KSCE* 2004;24(2A):409–19 (in Korean).
- [22] **Yi J, Lee S, Gil H, Lee HE.** Shear Buckling Strength of Trapezoidally Corrugated Steel Webs for Bridges. In: *Proceeding of the 7th Korea–Japan seminar on steel bridges*, vol. 24, 2003. p. 329–39.
- [23] **Abbas HH, Sause R, Driver RG.** Analysis of flange transverse bending of corrugated web I-girders under in-plane loads. *J Struct Eng ASCE* 2007; 133(3):347–55.
- [24] **Ibrahim SA, El-Dakhkhni WW, Elgaaly M.** Behavior of bridge girder with corrugated webs under monotonic and cyclic loading. *Eng Struct* 2006;28:1941–55.
- [25] **Lindner J.** Lateral torsional buckling of beams with trapezoidally corrugated webs. *Stab Steel Struct Budapest, Hungary* 1990:305–10.

- [26] **Sayed-Ahmed EY.** Lateral torsion-flexure buckling of corrugated web steel girders. Proc Inst Civil Eng Struct Building 2005;158(1):53–69.
- [27] **J. Lindner.** “Lateral torsional buckling of beams with trapezoidally corrugated webs”. Stability of steel structures. Ed. by M Iványi. Vol. 1. Akademiai Kiado, Budapest, 1990, pp. 305–308.
- [28] **Z. Zhang, G. Li, and F. Sun.** Flexural-torsional buckling of H-beams with corrugated webs. Advanced Materials Research 163-167 (2011), 351–357.
- [29] **T. V. Galambos.** Structural members and frames. Structural analysis and design. Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice Hall, 1968.
- [30] **D. M. Lue, J.-L. Liu, and C.-H. Lin.** Numerical evaluation on warping constants of general cold-formed steel open sections. Steel Structures 7 (2007), 297–309.
- [31] **H. Lundh.** Fundamental solid mechanics (Swedish Title: Grundläggande hallfasthetslära). Stockholm: KTH, 2000, pp. 321–345.
- [32] Abaqus standard user’s manual, version 6.4. Hibbit, Karlsson and Sorensen Inc. Pawtucket, RI, USA: Abaqus; 2003.
- [33] **Hirt M.A., Bez R., Nussbaumer A. (2006),** Construction Métallique, Notions Fondamentales et Méthodes de Dimensionnement, Traité de Génie Civil, vol.10, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne.
- [34] **ECCS (2010),** Design of steel structures, Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1-1 – General rules and rules for buildings 1st Edition, European Convention for Constructional Steelwork, Ernst & Sohn. 2010.
- [35] **Clark J. W, Hill H. N. (1960),** Lateral Buckling of Beams, Proceedings ASCE, Journal of the Structural Division, Vol 86, no. ST7, 1960.
- [36] **Djalaly H. (1974),** La théorie du second-ordre de la stabilité élastique des barres à parois minces et profil ouvert et son application. Annales de l’ITBTP, N° 171, Sept. 1974, pp. 130-162.

- [37] **Boissonnade N., Greiner R., Jaspart J.P, Lindner J. (2006)**, Design rules in EN 1993-1-1 for member stability, ECCS Technical Committee 8: Structural Stability, P119, European Convention for Constructional Steelwork, Brussels.
- [38] **Bureau A. (2006)**, NCCI: Elastic critical moment for lateral torsional buckling. Paris CTICM, 2006.
- [39] **AISC (2005)**, Specification for Structural Steel Buildings, 13th Ed. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2005.
- [40] **Saint-Venant A. J. C. B. (1847)**, Mémoire sur la torsion des prismes et sur la forme affectée par leurs sections transversales primitivement planes. Comptes rendus, Vol. 24, 1847, pp. 485-488.
- [41] **British Standards Institution BS5950**: « Structural use of steelwork in building », Part3 Section 3.1: Code of practice for design of composite beams, 1990.