



Rapport de contrat 1172 IJL(UL)-SFECE

## Développement d'un modèle de stabilité des barres à section tubulaire comprimées fléchies sensibles aux effets du second ordre

---

C. MERCIER, Docteur  
A. KHELIL, Pr, Directeur de thèse



# SOMMAIRE

## **PARTIE 1 : EXPERIMENTATION REALISEES SUR LES ELEMENTS D'ECHAFAUDAGE 3**

<b>1. Essais sur les barres isolées .....</b>	<b>3</b>
1.1. Procédure.....	3
1.2. Expérimentations menées sur des éléments formés à froid .....	5
<b>2. Essais sur le échelles d'échafaudages .....</b>	<b>11</b>
2.1. Procédure.....	11
2.2. Expérimentations menées sur les échelles d'échafaudage .....	14
<b>3. Conclusions .....</b>	<b>22</b>

## **PARTIE 2 : DIMENSIONNEMENT DES ELEMENTS TUBULAIRES CIRCULAIRES..... 23**

<b>1. Procédure de dimensionnement.....</b>	<b>23</b>
Procédure de calcul pour les structures d'échafaudages, d'étaisements et assimilées.....	24
Organigramme 1 .....	26
Méthode des courbures .....	28
Organigramme 2.....	30
<b>2. Exemples types.....</b>	<b>31</b>
2.1. Tour autostable.....	31
2.2. Echafaudage de façade .....	39
2.3. Echafaudage de façade renforcé .....	52

# PARTIE 1 : EXPERIMENTATION REALISEES SUR LES ELEMENTS D'ECHAFAUDAGE

La vérification de la stabilité d'une structure sensibles aux effets du second ordre nécessite de tenir compte des imperfections initiales affectant celle-ci. Cette prise en compte peut être réalisée lors de l'analyse globale ou au travers de l'utilisation de critères de vérification appropriés, dits critères en instabilité. Quelle que soit la méthode utilisée, la précision du résultat issu du critère de vérification reposera sur la qualité de l'estimation faite des imperfections initiales affectant les éléments.

Le paramètre permettant d'estimer les imperfections initiales des éléments est le facteur d'imperfection  $\alpha$ . Ce coefficient est défini dans le tableau 6.1 de l'Eurocode 3 Partie 1-1, et dépend du type de section transversale, de l'axe de flambement et de la limite élastique du matériau.

Pour une section circulaire creuse formée à froid, le facteur d'imperfection est égal à 0,49. Cependant, à travers des essais en vraie grandeur sur des éléments d'échafaudage, il est possible de mettre en évidence que ce facteur d'imperfection est surestimé. Ces essais en vraie grandeur ont été réalisés, dans un premier temps, sur des barres seules, puis, dans un second temps, sur des échelles d'échafaudage.

## 1. Essais sur les barres isolées

### 1.1. Procédure

Un dispositif (Figure 1) permettant l'étude de barres isolées a été mis en place au sein du laboratoire. Ce dispositif doit nous permettre de mesurer le déplacement horizontal d'une barre soumise à un effort de compression, dans le but de déterminer la valeur expérimentale de son facteur d'imperfection  $\alpha$ .



**Figure 1.** Dispositif d'essai pour les barres isolées

Le dispositif actuel permet de réaliser des essais sur des barres de 2 mètres de longueur. Les essais ont été réalisés sur des tubes en acier galvanisé ou non, de 48,3mm de diamètre et 2,7mm ou 3,2mm d'épaisseur. Les caractéristiques de la section sont les suivantes :  $f_y = 320\text{MPa}$  (éléments formés à froid) ou  $f_y = 240\text{MPa}$  (éléments formés à chaud);  $E = 210\,000\text{MPa}$ .

La notation des éléments testés est réalisée de la manière suivante : TN correspond aux tubes non-galvanisés, TG aux tubes galvanisés, PGD aux poteaux non-galvanisés et PG aux poteaux galvanisés.

Les essais sont réalisés sur des barres articulées, grâce à l'utilisation de tournevis (Figure 2).

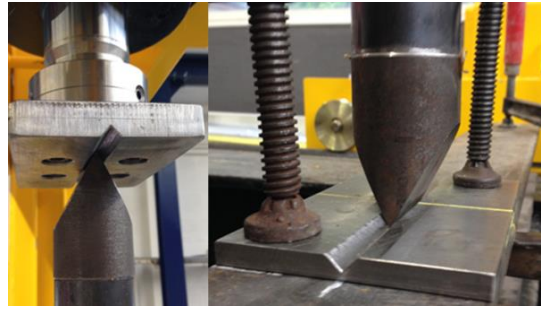


Figure 2. Appuis tournevis

En amont de l'essai, chaque élément testé est divisé en quatre faces distinctes. Pour certains éléments, dont les résultats obtenus à partir des quatre faces précédentes ne sont pas concluants, deux faces additionnelles sont également repérées.

Chaque face de chaque élément est soumise d'une part à une charge verticale variable, permettant de réaliser des cycles de charge/décharge dans le domaine élastique ; et d'autre part à une charge horizontale constante, égale à 0,6kN, localisée à mi-hauteur de la barre, et permettant de créer une déformée initiale favorable à la déformation de la face étudiée.

Le capteur de déplacement, permettant l'acquisition des mesures durant les cycles de chargement, est placé à l'opposé du point d'application de la charge horizontale, lieu où la déformée de la barre est maximale.

Les déplacements obtenus sous la charge horizontale seule pour chaque face et chaque élément est donnés dans le Tableau 1.

**Tableau 1.** Déplacements horizontaux des différentes faces sous l'effet de la charge horizontale

Élément	Déplacement (mm)				
	Face 1	Face 2	Face 3	Face 4	Face 5
<b>TN01</b>	4,91	4,57	4,84	4,97	5,10
<b>TN02</b>	5,20	5,18	5,23	5,34	5,18
<b>TN03</b>	5,06	4,64	6,26	5,65	5,70
<b>TN04</b>	5,10	4,90	5,27	5,10	5,10
<b>TN05</b>	5,21	5,17	5,17	5,17	4,60
<b>TG01</b>	4,90	5,14	5,12	5,23	--
<b>TG02</b>	4,96	4,50	5,11	4,35	5,20
<b>TG03</b>	4,66	5,03	4,75	5,23	5,23
<b>TG04</b>	4,76	4,71	4,87	3,85	4,77
<b>TG05</b>	4,93	5,04	5,01	5,03	5,07
<b>PG01</b>	4,96	4,50	4,74	4,96	4,96
<b>PG02</b>	5,44	5,30	5,09	4,86	5,07
<b>PG03</b>	5,01	4,26	5,24	5,38	5,15
<b>PG04</b>	5,15	4,94	5,15	4,84	4,94
<b>PG05</b>	4,87	5,06	5,06	5,14	5,14
<b>PGD01</b>	4,67	4,35	4,46	4,34	4,43
<b>PGD02</b>	4,39	4,23	4,46	4,27	4,46
<b>PGD03</b>	4,24	4,24	4,13	4,24	4,46
<b>PGD04</b>	4,35	4,47	4,35	4,35	4,42
<b>PGD05</b>	4,47	4,30	4,00	4,44	4,44

Le déplacement moyen des barres sous la charge de compression est de 5mm.

Ensuite, chaque élément est chargé jusqu'à la rupture avec la face la plus défavorable. La déformée finale obtenue est présentée en Figure 3.

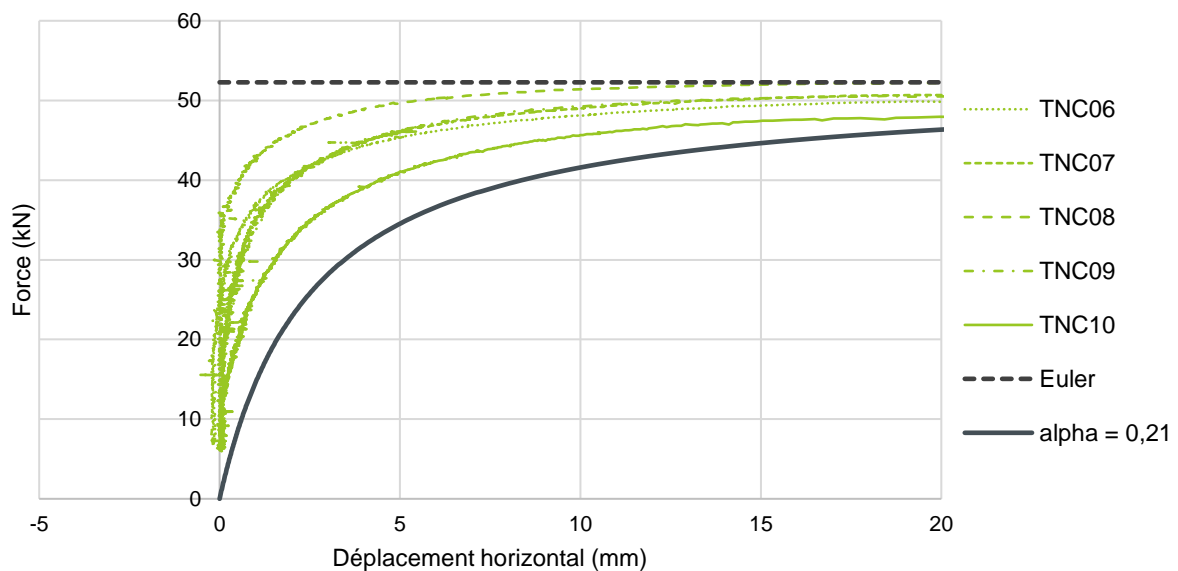


**Figure 3.** Déformée finale d'un poteau soumis à la charge de ruine

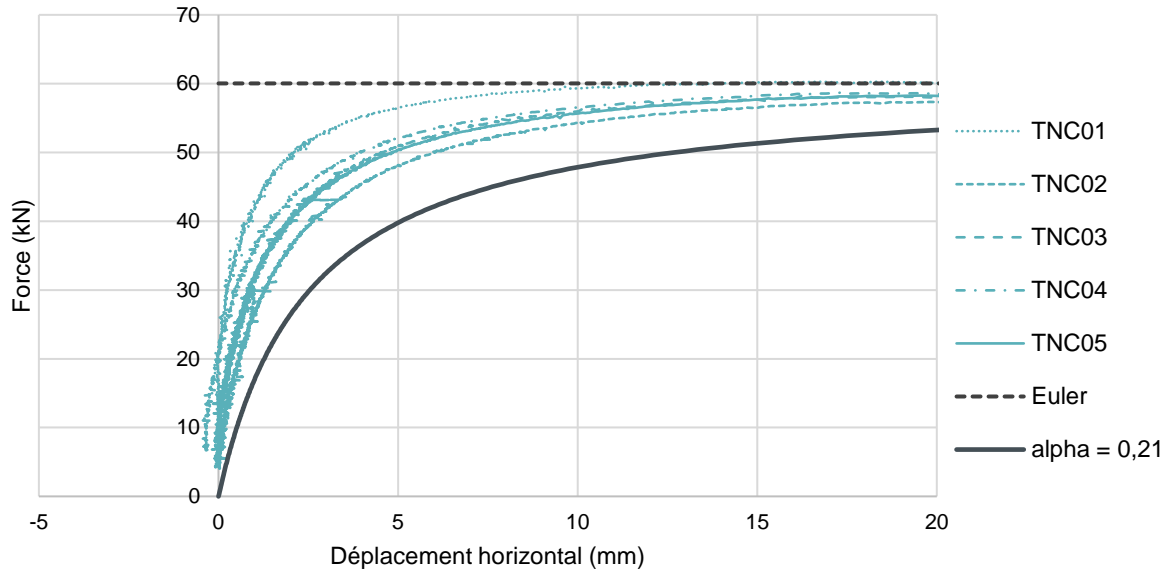
## 1.2. Expérimentations menées sur des éléments formés à froid

### 1.2.1. Résultats

L'acquisition des mesures permet de visualiser l'évolution du déplacement horizontal des barres sous les cycles de chargements (Figure 4 et Figure 5).

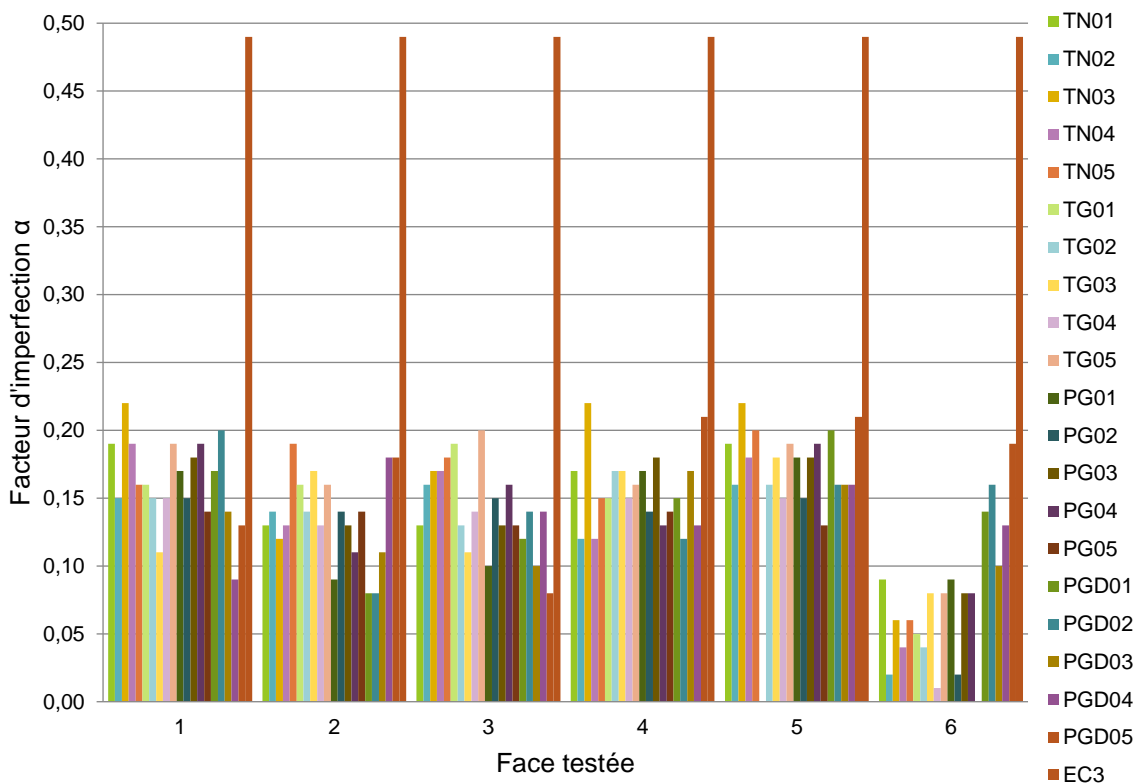


**Figure 4.** Courbes P-Δ essais des réalisés sur les tubes de 2,7mm d'épaisseur



**Figure 5.** Courbes P- $\Delta$  essais des essais réalisés sur les tubes de 3,2mm d'épaisseur

A partir des déplacements mesurés lors des essais, on détermine une valeur expérimentale du facteur d'imperfection  $\alpha$ . Les valeurs obtenues pour chaque face de chaque barre testée sont données sur la Figure 6. Sur cette figure, on trouve également la représentation de la valeur du facteur d'imperfection théorique pour une section circulaire creuse, à savoir  $\alpha = 0,49$ .



**Figure 6.** Facteurs d'imperfection théoriques obtenus à partir des essais sur les barres isolées

D'après ces résultats, il semble évident que le facteur d'imperfection théorique des sections circulaires creuses est très supérieur aux valeurs expérimentales obtenues sur des barres isolées. Trois tests parmi les 119 réalisés, soit 2,5%, atteignent un facteur d'imperfection de

0,22 ; tandis que les autres essais fournissent un facteur d'imperfection inférieur à 0,21 ; ce qui est très éloigné de la valeur théorique de 0,49 qui est préconisée dans l'Eurocode 3.

### 1.2.2. Etude statistique

Les résultats expérimentaux font l'objet d'une exploitation statistique dans l'optique de déterminer une valeur conventionnelle de charge ultime des barres simples sur des bases probabilistes. Cette valeur de charge ultime conventionnelle permettra par la suite d'établir une valeur de facteur d'imperfection, pour les sections tubulaires formées à froid, basée sur l'expérimentation. Afin de permettre la comparaison entre les résultats expérimentaux et les courbes européennes de flambement, provenant de la campagne d'essai du C.E.C.M. menée dans les années 1970, l'étude statistique est menée en se basant sur l'étude statistique accomplie par J. Jacquet (1970).

La première étape de l'étude statistique consiste à mettre en avant que les résultats expérimentaux obtenus peuvent être approchés par une loi de distribution normale (distribution de Gauss). Pour cela, J. Jacquet présente deux méthodes : (i) la méthode de la droite de Henry ; (ii) la méthode des moments. La méthode de la droite de Henry présente le désavantage de n'être qu'une simple méthode graphique et donc de manquer, selon nous, de précision. La méthode des moments sera donc utilisée pour la vérification de la normalité de la distribution des résultats expérimentaux.

Les paramètres calculés à travers la méthode des moments sont :

a. moyenne : 
$$m = \frac{\sum x}{N}$$

b. écart à la moyenne : 
$$y_i = x_i - m$$

c. coefficients : 
$$S_2 = \sum y_i^2 \quad S_3 = \sum y_i^3 \quad S_4 = \sum y_i^4$$

d. coefficients:

$$K_2 = \frac{S_2}{N-1}$$

$$K_3 = \frac{NS_3}{(N-1)(N-2)}$$

$$K_4 = \frac{N(N+1)S_4 - 3(N-1)S_3^2}{(N-1)(N-2)(N-3)}$$

e. variance : 
$$s = (K_2)^{1/2}$$

f. coefficients : 
$$G_1 = \frac{K_3}{K_2^{3/2}} \quad G_2 = \frac{K_4}{K_2^2}$$

g. coefficients  $s_1$  and  $s_2$  :

$$s_1 = \sqrt{\frac{6N(N-1)}{(N-2)(N+1)(N+3)}}$$

$$s_2 = \sqrt{\frac{24N(N-1)^2}{(N-3)(N-2)(N+3)(N+5)}}$$

h. rapport : 
$$V_1 = G_1/s_1 \quad V_2 = G_2/s_2$$

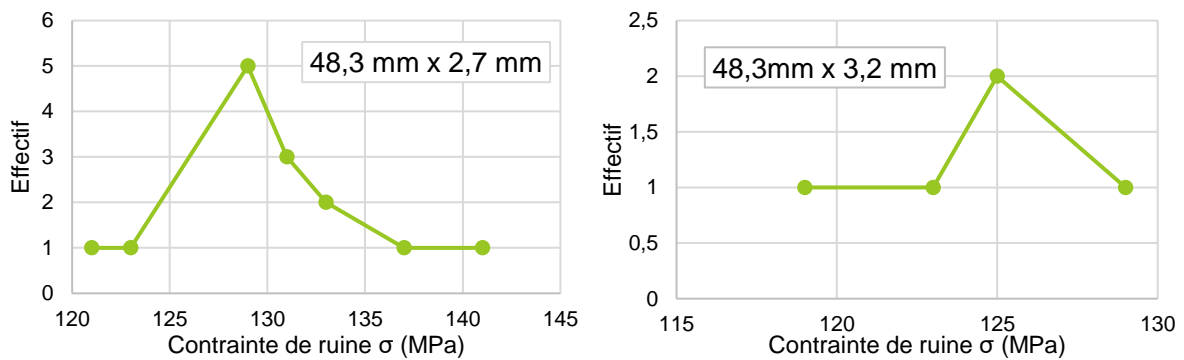
Une répartition est dite parfaitement normale lorsque :  $V_1 = V_2 = 0$ . On peut cependant accepter l'hypothèse de normalité d'une répartition lorsque les rapports  $V_1$  et  $V_2$  restent faibles. On retiendra la limite suivante :  $V_1 \leq 3$  et  $V_2 \leq 3$ .

Afin d'effectuer cette exploitation statistique, on détermine, dans un premier temps, la valeur de la charge ultime expérimentale pour chaque essai à partir des courbes expérimentales  $P-\Delta$ , et ainsi en déduire la contrainte de ruine correspondante. Le Tableau 2 présente les valeurs obtenues.

**Tableau 2.** Charges de ruine et contraintes de ruines expérimentales

Section	Éléments	$P_{r,exp}$ (kN)	$\sigma_{r,exp}$ (MPa)
48,3 mm x 2,7 mm	TN01	47	121,512
	TN02	51,4	132,888
	TN03	47,5	122,805
	TN04	51	131,854
	TN05	49,8	128,751
	TG01	50,2	129,785
	TG02	50,7	131,078
	TG03	49,8	128,751
	TG04	54,7	141,419
	TG05	50,7	131,078
	PG01	50	129,268
	PG02	52,7	136,249
	PG03	50,1	129,527
	PG04	51,3	132,629
48,3 mm x 3,2 mm	PGD01	56,5	124,615
	PGD02	55,7	122,851
	PGD03	58,2	128,365
	PGD04	57	125,718
	PGD05	54,2	119,543

La répartition des effectifs des essais expérimentaux est donnée sur la Figure 7.



**Figure 7.** Répartition des effectifs des essais expérimentaux

La méthode des moments, présentée précédemment, est menée avec ces valeurs de contrainte de ruine expérimentales. Le Tableau 3 présente les différents paramètres calculés dans cette méthode.

**Tableau 3.** Paramètres de la méthode des moments pour les essais sur les barres simples

Section	Effectif total N	Moyenne m (MPa)	Variance s (MPa)	Ratio $V_1$	Ratio $V_2$
48,3 mm x 3,2 mm	5	124,219	3,611	-0,303	0,246
48,3 mm x 2,7 mm	14	130,542	4,868	0,301	0,123

Les résultats de la méthode des moments permettent d'affirmer l'hypothèse de normalité des résultats expérimentaux. Ainsi, dans le cas d'une répartition gaussienne, la valeur conventionnelle de contrainte de ruine peut être déterminée à partir de l'équation suivante :

$$\sigma_{r,conv} = m - 2s$$

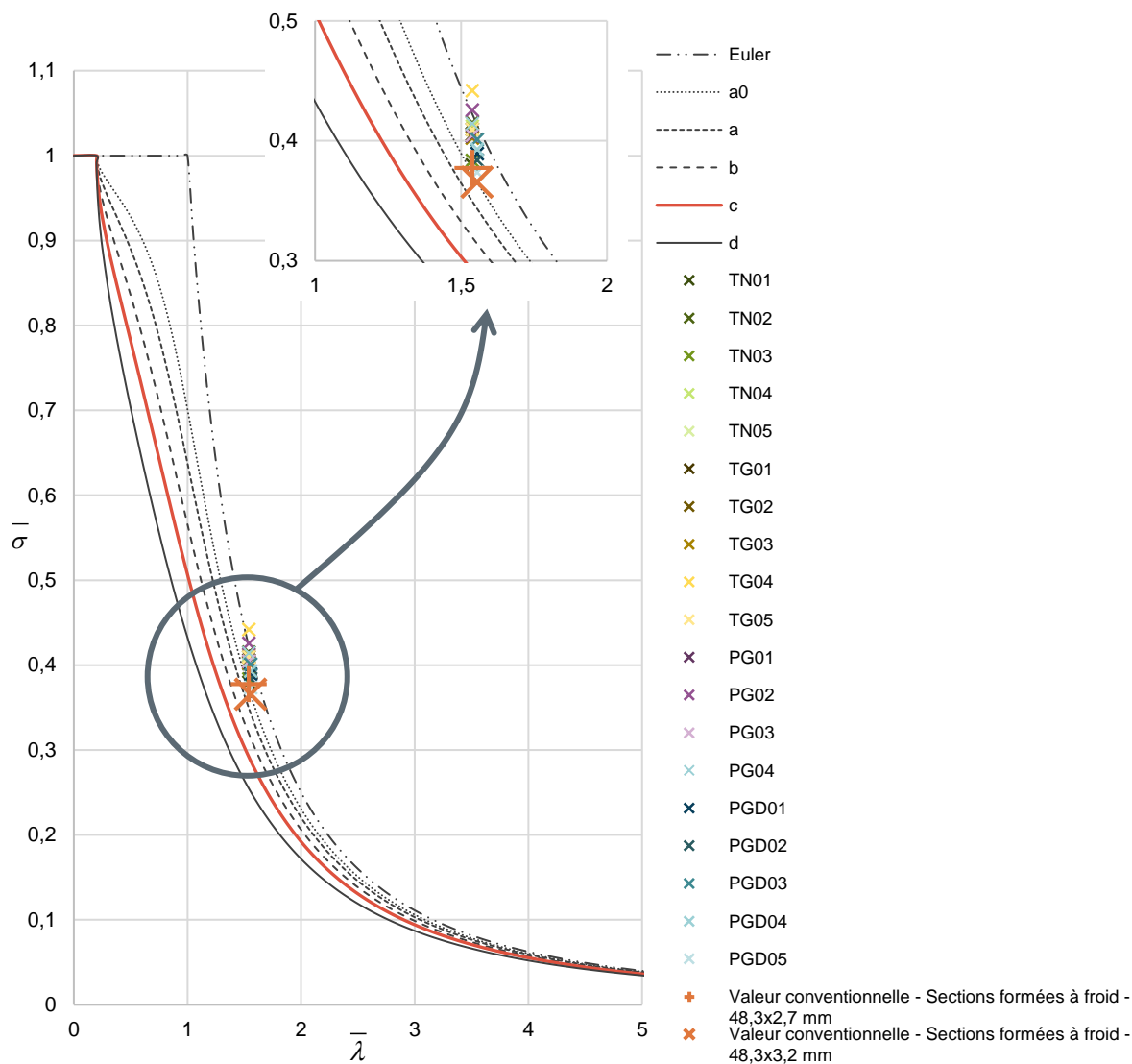
Les valeurs conventionnelles de contrainte de ruine sont données dans le Tableau 4. On en déduit également la valeur de charge de ruine conventionnelle pour les deux sections.



**Tableau 4.** Valeurs conventionnelles de la contrainte et de la charge de ruine pour les essais sur les barres simples

Section	$\sigma_{r,conv}$ (MPa)	$P_{r,conv}$ (kN)	$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_{r,conv}}{f_y}$
48,3 x 3,2 mm	116,978	53,037	0,366
48,3 x 2,7 mm	120,807	46,727	0,378

Les résultats expérimentaux obtenus ainsi que les valeurs conventionnelles déterminées lors de l'étude statistique sont repérés dans le graphique des courbes européennes de flambement (Figure 8). La totalité des essais concernant des sections tubulaires formées à froid, la courbe de flambement correspondant à ce type de section, à savoir la courbe 'c', a été mise en évidence sur cette même figure.



**Figure 8.** Localisation des résultats expérimentaux des essais sur les barres simples sur les courbes européennes de flambement

À travers la Figure 8, il est possible d'observer que, les résultats obtenus, à partir des essais sur les barres simples finies à froid, permettent d'aboutir à la conclusion que la courbe de flambement actuellement définie pour les sections tubulaires formées à froid est trop sécuritaire et ne permet pas de refléter au mieux les imperfections initiales affectant ce type de section transversale.

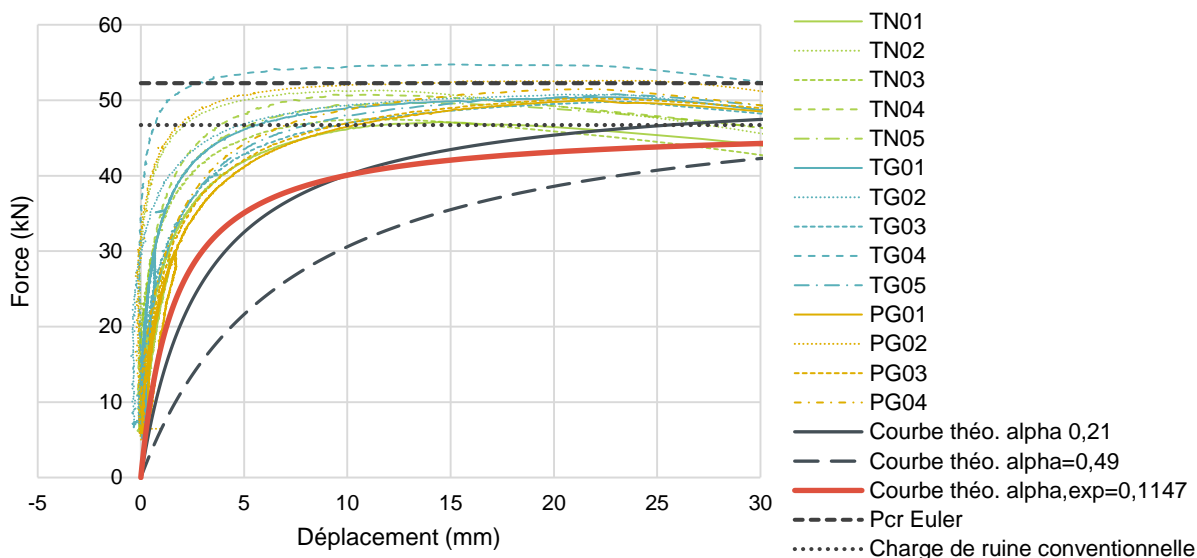
À partir de l'équation mathématique des courbes européennes proposée par R. Maquoi et J. Rondal, on détermine donc une valeur de facteur d'imperfection expérimentale, notée  $\alpha_{exp}$ , pour chacune des deux valeurs conventionnelles, issue de l'exploitation statistique. Le Tableau 5 présente les facteurs d'imperfection obtenus.

**Tableau 5.** Valeurs expérimentales de facteurs d'imperfections pour les essais sur les barres simples

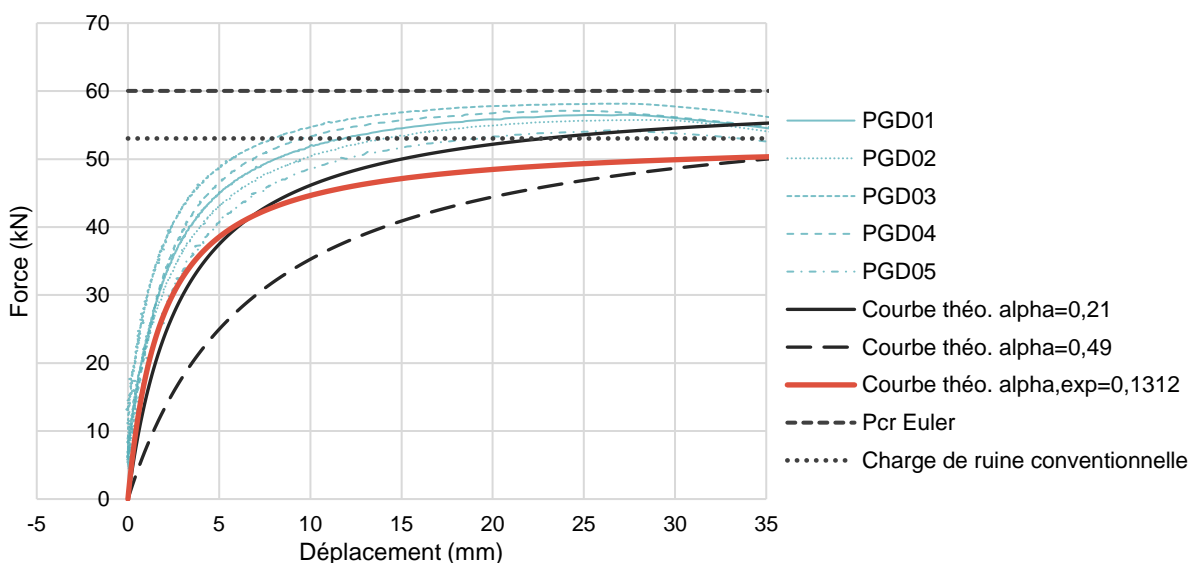
Section	$\alpha_{exp}$
48,3 mm x 3,2 mm	0,1312
48,3 mm x 2,7 mm	0,1147

Il est évident que le facteur d'imperfection théorique, défini dans l'Eurocode 3 (CEN, 2005), est loin de refléter les résultats obtenus ici pour les sections courantes présentes dans le domaine des échafaudages. Les résultats obtenus sont davantage proches des valeurs d'imperfections pour des sections tubulaires formées à chaud, à savoir :  $\alpha = 0,21$ .

Les figures Figure 9 et Figure 10 permettent de visualiser les courbes théoriques avec les facteurs d'imperfections donnés dans le Tableau 5.



**Figure 9.** Nouvelle courbe P- $\Delta$  théorique pour les barres simples 48,3 mm x 2,7 mm



**Figure 10.** Nouvelle courbe P- $\Delta$  théorique pour les barres simples 48,3 mm x 3,2 mm

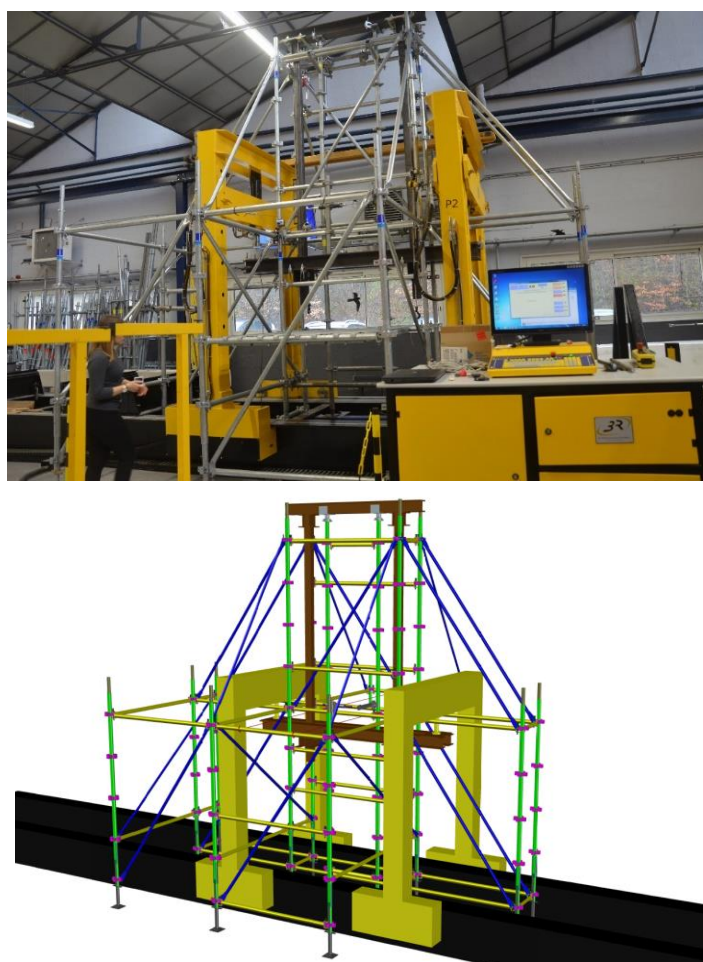
On note que les nouvelles courbes théoriques permettent de mieux refléter le comportement réel des barres simples, tout en restant sécuritaire.

Ces essais de flambement sur les barres simples ne permettent de caractériser que les imperfections affectant un élément seul. Cependant, lors de la conception d'un échafaudage ou d'une structure tubulaire, d'autres types d'imperfections sont observés, tels que des inclinaisons entre les montants ou des inclinaisons au niveau des appuis d'extrémités (vérins en pied ou fourches en tête). Afin de caractériser ces imperfections, affectant une structure dans sa globalité, des essais en vraie grandeur portant sur des structures à sections tubulaires ont été réalisées au sein du laboratoire.

## 2. Essais sur les échelles d'échafaudages

### 2.1. Procédure

La seconde phase de la campagne d'essais visant à estimer le degré d'imperfections affectant les sections tubulaires a donc consisté à étudier le comportement au flambement de structure d'échafaudage. L'ensemble de cette campagne d'essais a été mené en collaboration avec le Syndicat Français de l'Échafaudage, du Coffrage et de l'Étalement. Afin de mener à bien cette seconde phase de la campagne d'essais, un dispositif d'essai en vraie grandeur a été conçu au sein du laboratoire (Figure 11).



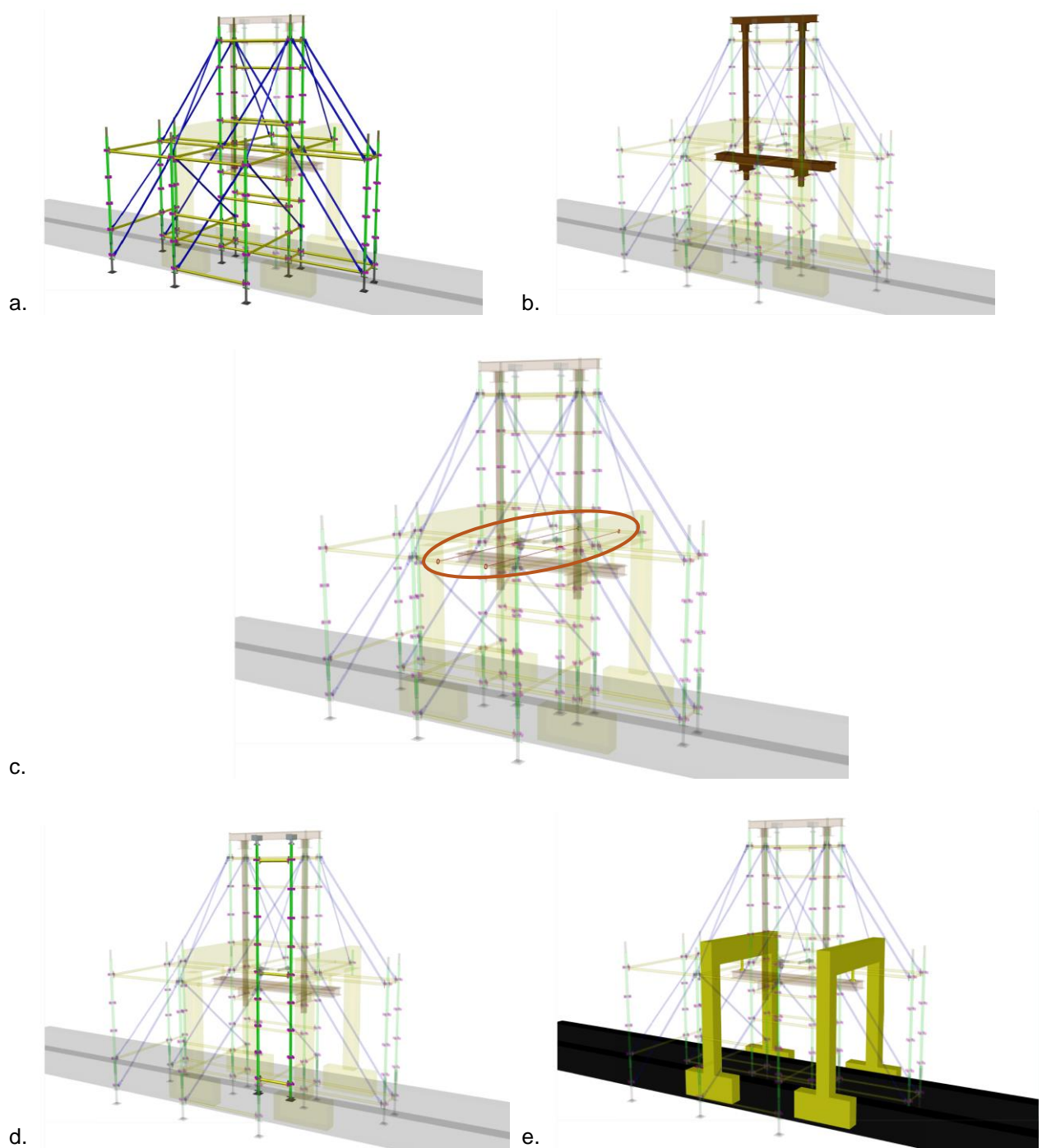
**Figure 11.** Dispositif d'essai en vraie grandeur pour les essais sur les échelles d'échafaudage

Le dispositif en vraie grandeur est composé : d'une structure permettant le montage et le maintien de l'échelle testée (Figure 12a) ; d'un chevêtre (Figure 12b) permettant la transmission de la charge entre les portiques de chargement (Figure 12e) et la partie haute de

l'échelle testée ; de câbles métalliques assurant le maintien dans le plan de l'échelle testée (Figure 12c) ; et, en Figure 12d, la structure testée.

Les structures testées se présentent donc sous la forme d'échelles réalisées à partir de montants et de moises de structures d'échafaudage. Le dispositif actuel permet d'effectuer des essais sur des échelles de 4 m de hauteur (hauteur entre la moise supérieure et la moise inférieure) et 0,7 m de largeur.

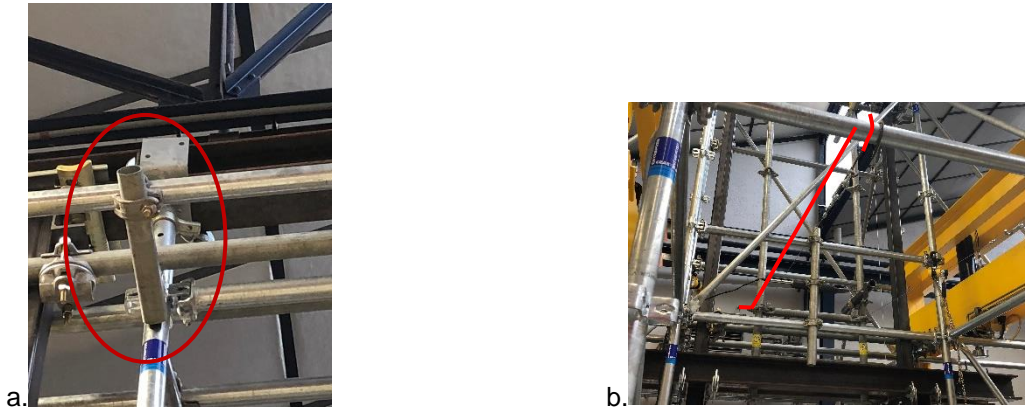
Les échelles sont soumises à une charge de compression pure. La charge est exercée grâce aux deux vérins hydrauliques des portiques de chargement présents au laboratoire et du chevêtre permettant de transmettre cette charge en partie haute de l'échelle.



**Figure 12.** a) Structure permettant l'assemblage et assurant le maintien ; b) Chevêtre ; c) Câbles métalliques ; d) Structure testée ; e) Portiques de chargement.



L'étude du comportement au flambement des échelles d'échafaudage est effectuée à partir de l'analyse du déplacement horizontal dans le plan de l'échelle au cours de cycles de chargement et déchargement. Afin de mesurer correctement le déplacement horizontal de l'échelle dans son plan, il est nécessaire d'assurer le maintien de l'échelle. Initialement, ce maintien a été réalisé au moyen de tubes placés le long des deux montants de l'échelle (Figure 13a). L'inconvénient de cette méthode est que les tubes présents le long des montants induisaient des frottements, ce qui limitait les déplacements de l'échelle dans le plan. Le maintien a donc été, par la suite, assuré au moyen de deux câbles métalliques placés à mi-hauteur du poteau et fixés à la structure fixe (Figure 13b) du dispositif d'essai.



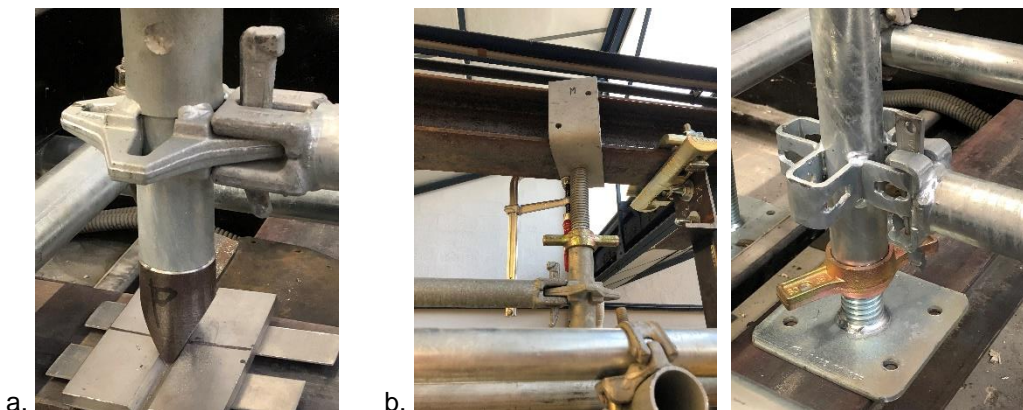
**Figure 13.** Maintien dans le plan: a) avec des tubes ; b) au moyen de câbles métalliques

Plusieurs échelles ont été testées avec des configurations similaires mais provenant de trois fournisseurs d'échafaudage différents. Les caractéristiques géométriques, ainsi que les caractéristiques des matériaux des différents matériels testés sont données dans le Tableau 6. Cependant, il est important de noter que toutes les échelles testées sont réalisées à partir de sections circulaires creuses formées à froid.

**Tableau 6.** Propriétés des échafaudages.

Section	Dimensions de la section transversale	Limite d'élasticité $f_y$ (MPa)
A	48,3 mm x 2,7 mm	320
B	48,3 mm x 2,9 mm	320
C	48,3 mm x 2,9 mm	460

Les échelles ont également été testées avec deux types d'appuis : dans un premier cas des appuis tournevis (Figure 14a), permettant de modéliser des articulations et ainsi connaître le comportement en partie courante d'une échelle d'échafaudage ; et dans un deuxième cas, des fourches et vérins de pieds (Figure 14b) afin d'étudier les appuis réels d'un échafaudage.



**Figure 14.** a) Appuis tournevis ; b) Fourches et vérins

Le déplacement de l'échelle est mesuré au moyen d'un capteur de déplacement, disposé à mi-hauteur de l'échelle, soit à 2 m de la moise inférieure. Le capteur est relié à une centrale d'acquisition de mesures permettant de connaître le déplacement de l'échelle en lien avec la charge de compression exercée par les vérins hydrauliques.

L'essai de flambement consiste donc à suivre le déplacement horizontal des différentes échelles au cours de plusieurs cycles de charge/décharge. Il s'agira par la suite, à travers ces mesures de déterminer l'imperfection initiale expérimentale  $e_0$  pour chaque échelle testée, pour ensuite en déduire le facteur d'imperfection  $\alpha$  correspondant.

## 2.2. Expérimentations menées sur les échelles d'échafaudage

### 2.2.1. Résultats expérimentaux

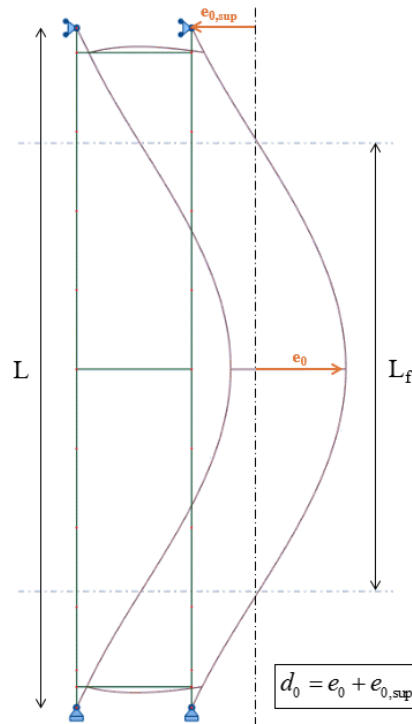
L'acquisition des mesures a donc permis de suivre l'évolution du déplacement horizontal des différentes échelles au cours des différents cycles de chargement et déchargement. Les figures Figure 16 à Figure 21 illustrent les résultats expérimentaux obtenus. Les figures Figure 16 à Figure 18 concernent les essais réalisés sur les échelles avec appuis tournevis ; tandis que les figures Figure 19 à Figure 21 sont relatives aux essais menés sur les échelles avec fourches et vérins. Sur l'ensemble de ces figures, les courbes expérimentales  $P-\Delta$  sont comparées aux courbes théoriques.

Pour obtenir les courbes théoriques, on exprime dans un premier temps le déplacement maximal  $\Delta$  qu'il est physiquement possible de mesurer au cours de l'essai. Sous une charge de compression  $N$  donnée, le déplacement maximal  $\Delta$  de la barre est obtenu à mi-hauteur de la barre, et, correspond au déplacement total,  $d_{fin}$ , sous la charge de compression  $N$ , auquel on déduit le déplacement initial maximal,  $d_0$ , affectant la barre en dehors de tout chargement :

$$\Delta = d_{fin} - d_0 = d_0 \cdot \frac{N}{N_{cr} - N}$$

Le comportement de l'échelle en flambement simple est donné sur la Figure 15. Le déplacement initial maximal  $d_0$  est alors donné par l'équation :

$$d_0 = e_0 + e_{0,sup} = e_0 + e_0 \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot h_{e_0,sup}}{L_{cr}}\right) = e_0 \cdot \left(1 + \sin\left(\frac{\pi \cdot h_{e_0,sup}}{L_{cr}}\right)\right)$$



**Figure 15.** Comportement de l'échelle en flambement simple

La charge critique  $N_{cr}$  de la barre peut être déduit de l'équation suivante :

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2}$$

$L_{cr}$  correspond à la longueur de flambement de l'élément testé. Dans le cas des essais sur les barres simples bi-articulées, la longueur de flambement correspond à la hauteur entre les points d'inflexion de la déformée critique de la structure. Les longueurs de flambement de chaque configuration testée sont données dans le Tableau 7.

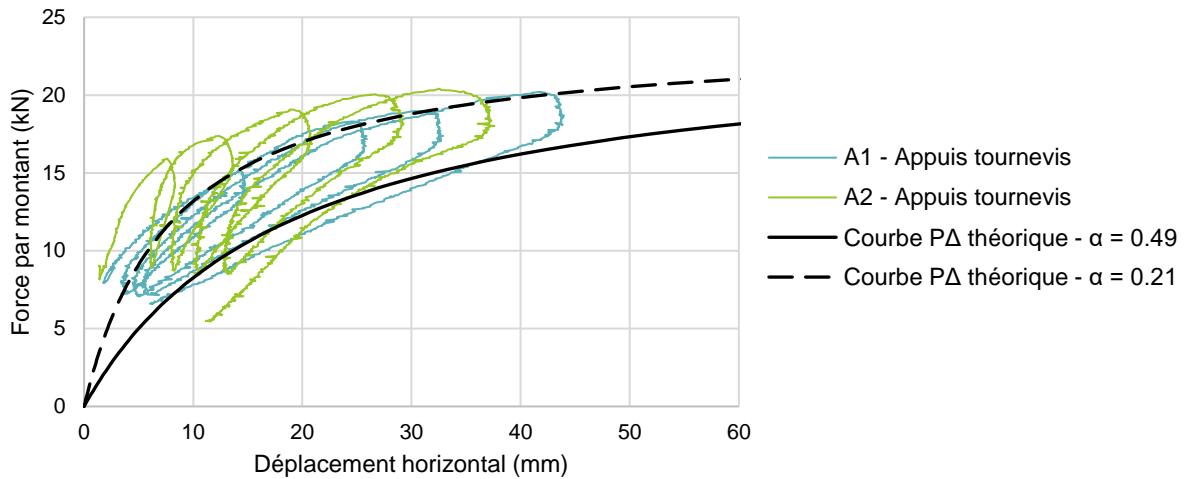
**Tableau 7.** Longueur de flambement  $L_{cr}$  pour les différentes configurations testées

Section	Appuis tournevis		Fourches et vérins	
	Longueur de flambement $L_{cr}$ (m)	$h_{e_{0,sup}}$ (m)	Longueur de flambement $L_{cr}$ (m)	$h_{e_{0,sup}}$ (m)
A	2,961	0,751	2,605	0,967
B	2,340	0,966	2,326	1,102
C	2,342	0,974	2,282	1,111

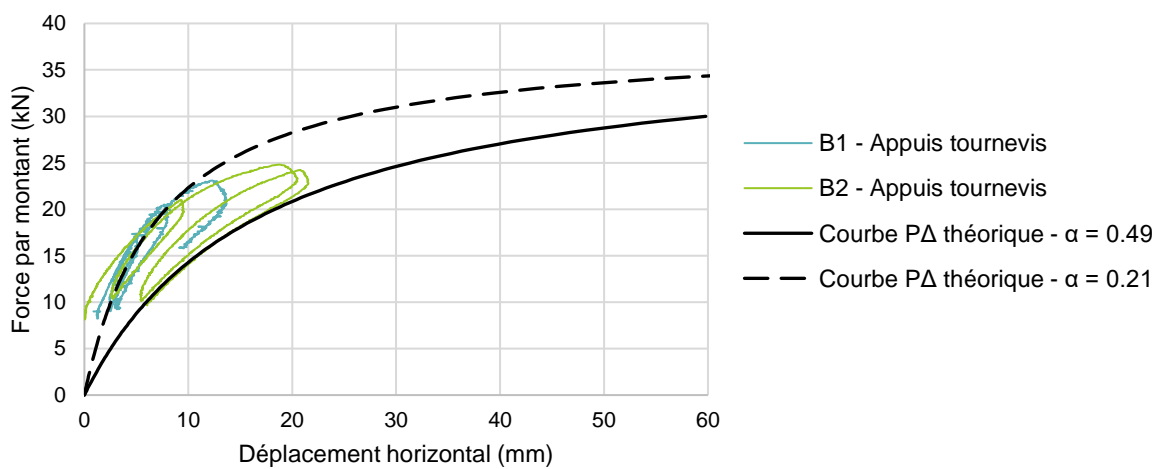
L'imperfection initiale maximale de la barre,  $e_0$ , est déterminée à partir de l'équation :

$$e_0 = \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \frac{W_{el}}{A}$$

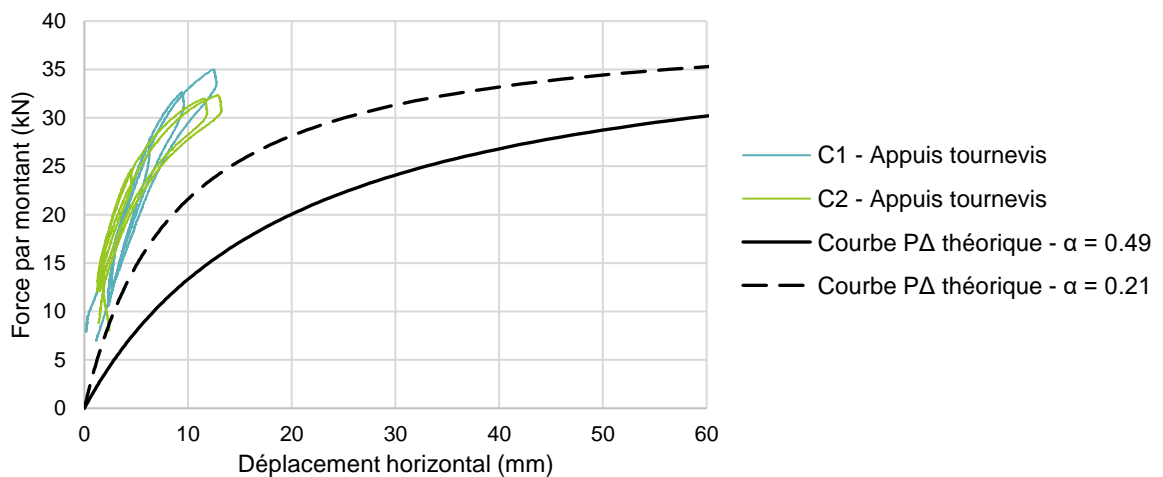
Deux courbes force/déplacement théoriques sont comparées aux résultats expérimentaux, à savoir : (i) une courbe théorique avec un facteur d'imperfection  $\alpha$  égal à 0,49, c'est-à-dire le facteur d'imperfection pour les sections tubulaires formées à froid ; (ii) la courbe théorique avec un facteur d'imperfection  $\alpha$  correspondant au facteur d'imperfection des sections tubulaires formées à chaud, à savoir :  $\alpha = 0,21$ .



**Figure 16.** Résultats expérimentaux des essais en vraie grandeur – section A – appuis tournevis

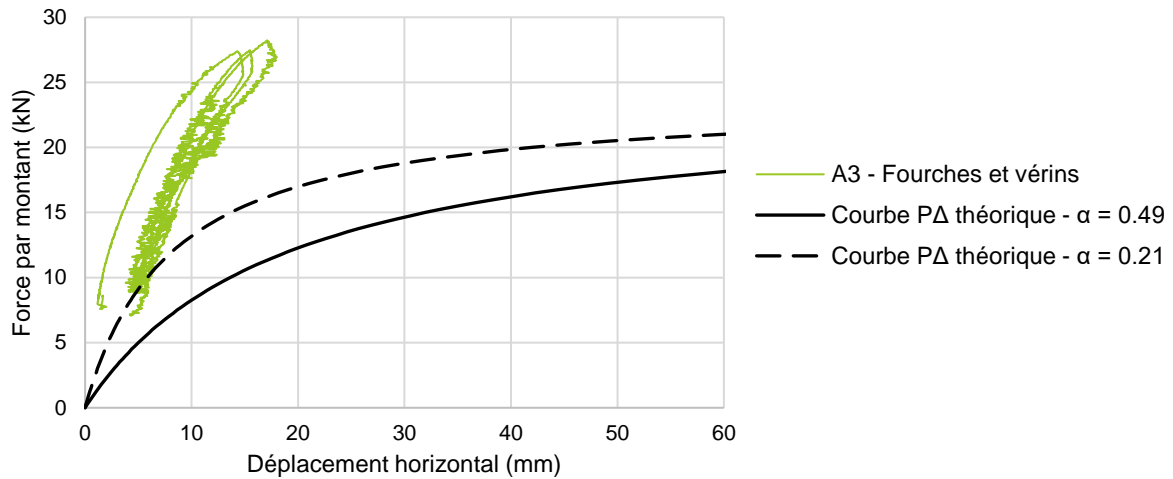


**Figure 17.** Résultats expérimentaux des essais en vraie grandeur – section B – appuis tournevis

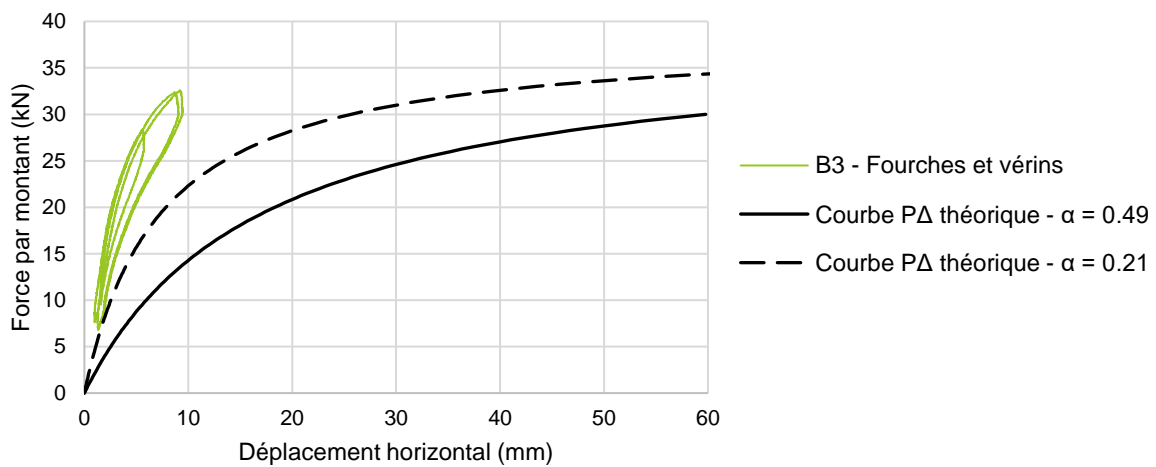


**Figure 18.** Résultats expérimentaux des essais en vraie grandeur – section C – appuis tournevis

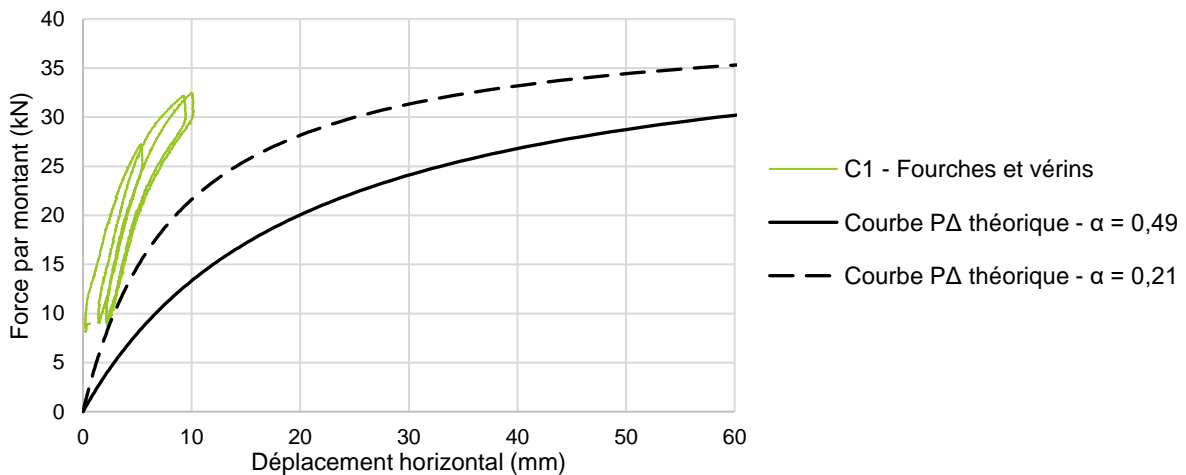




**Figure 19.** Résultats expérimentaux des essais en vraie grandeur – section A – fourches et vérins



**Figure 20.** Résultats expérimentaux des essais en vraie grandeur – section B – fourches et vérins



**Figure 21.** Résultats expérimentaux des essais en vraie grandeur – section C – fourches et vérins

Dans un premier temps, en observant les courbes  $P-\Delta$  expérimentales, on constate, pour certaines échelles, la présence de relâchements au cours des premiers cycles de chargement. Ces relâchements sont dus à la mise en place des échelles, avec les jeux d'assemblage entre les montants. On constate ensuite, que suivant la provenance des éléments, la raideur initiale des éléments est plus au moins importante. Cette différence peut être expliquée par la manière

dont est conçue la liaison poteau/poteau. En effet, suivant les fournisseurs, les jeux d'assemblages observés sont plus ou moins importants (Figure 22).



**Figure 22.** Jeux d'assemblages maximales observés

Cependant, lorsque l'on compare l'ensemble des courbes P- $\Delta$  expérimentales et théoriques, on note, encore une fois, que le comportement théorique des sections tubulaires formées à froid ( $\alpha = 0,49$ ) ne reflète pas le comportement expérimental. De la même manière que pour les essais sur les barres simples, une valeur de facteur d'imperfection  $\alpha$ , issue des essais expérimentaux des échelles d'échafaudage en flambement, est déterminée, permettant de mieux refléter le comportement expérimental. Pour cela, nous allons procéder, comme précédemment, à une étude statistique des résultats, basée, une fois de plus, sur l'exploitation statistique réalisée par J. Jacquet (1970).

### 2.2.2. Étude statistique

La démarche, identique à celle menée sur les barres simples, consiste donc à vérifier, dans un premier temps, la normalité des résultats ; puis dans un deuxième temps à déterminer une valeur de facteur d'imperfection établie sur des bases probabilistes. La vérification de la normalité des résultats sera accomplie avec la méthode des moments.

Au vu de la complexité des essais, il n'a pas été possible de procéder à davantage d'essais expérimentaux. Il n'y a donc pas suffisamment de résultats pour effectuer l'exploitation statistique pour chaque configuration testée. Pour cette raison, nous allons, dans un premier temps, déterminer la charge de ruine pour chaque essai, pour ensuite en déduire une valeur de facteur d'imperfection correspondant à chaque essai. L'exploitation statistique sera alors réalisée sur ces valeurs de facteur d'imperfection.

Le Tableau 8 donne les charges de ruine obtenues pour chaque essai.

**Tableau 8.** Charges de ruines issues des essais de flambement sur les échelles d'échafaudage

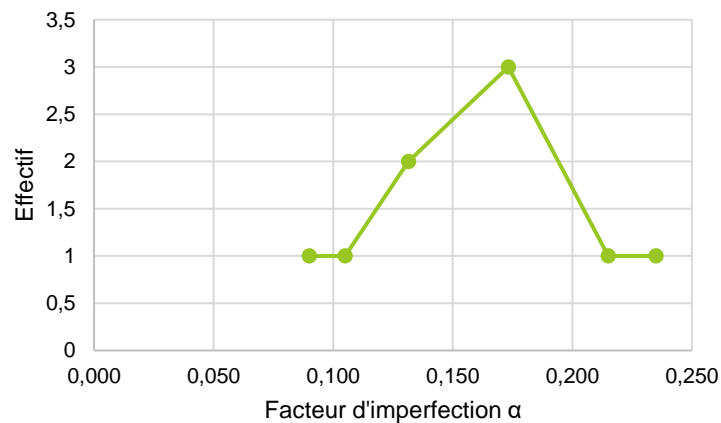
Section A		Section B		Section C	
A1	$P_r = 21,22 \text{ kN}$	B1	$P_r = 33,37 \text{ kN}$	C1	$P_r = 37,66 \text{ kN}$
A2	$P_r = 21,88 \text{ kN}$	B2	$P_r = 33,57 \text{ kN}$	C2	$P_r = 37,52 \text{ kN}$
A3	$P_r = 28,18 \text{ kN}$	B3	$P_r = 37,90 \text{ kN}$	C3	$P_r = 40,40 \text{ kN}$

Comme précédemment, l'ensemble des résultats expérimentaux est repéré sur les courbes de flambement (Figure 24). La courbe de flambement, à savoir la courbe c, correspondant aux sections tubulaires formées à froid, est également mise en évidence. Puis, grâce à l'équation proposée par R. Maquoi et J. Rondal (1978), on détermine pour chaque essai la valeur de facteur d'imperfection correspondante. Les valeurs calculées sont données dans le Tableau 9.

**Tableau 9.** Facteurs d'imperfection expérimentaux pour les échelles d'échafaudage

Section	Essai	$\bar{\sigma}$	$\bar{\lambda}$	$\alpha$
A	A1	0,1715	2,278	0,235
	A2	0,1768	2,278	0,170
	A3	0,2276	2,005	0,145
B	B1	0,2521	1,854	0,215
	B2	0,2536	1,854	0,205
	B3	0,2863	1,797	0,105
C	C1	0,1979	2,170	0,128
	C2	0,1972	2,170	0,135
	C3	0,2123	2,114	0,090

La répartition des effectifs des essais expérimentaux est donnée sur la Figure 23.

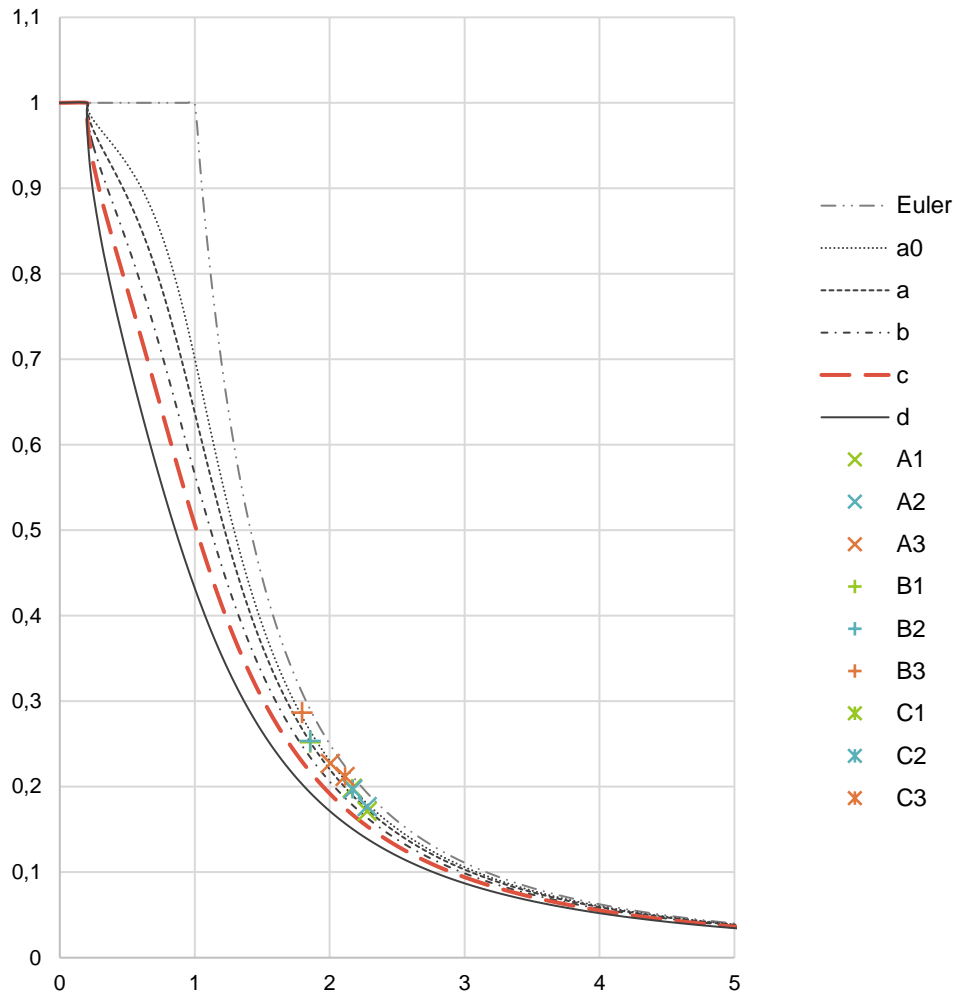


**Figure 23.** Répartition des effectifs des essais expérimentaux sur les échelles d'échafaudage

La méthode des moments, présentée précédemment, est menée avec les valeurs de facteur d'imperfection. Le **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** présente les différents paramètres calculés dans cette méthode.

**Tableau 10.** Paramètres de la méthode des moments pour les essais sur les échelles d'échafaudage

Effectif total N	Moyenne m	Variance s	Ratio $V_1$	Ratio $V_2$
9	0,1587	0,047	0,278	2,988



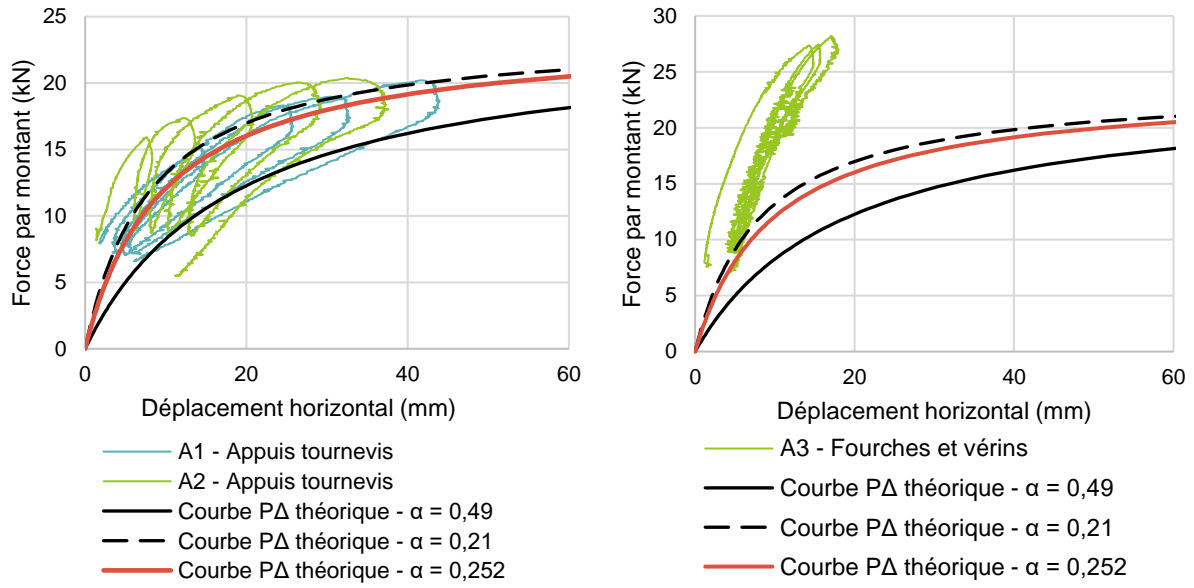
**Figure 24.** Localisation des résultats expérimentaux des essais sur les échelles d'échafaudage sur les courbes Européennes de flambement

Les résultats de la méthode des moments permettent d'affirmer l'hypothèse de normalité des résultats expérimentaux. Ainsi, la valeur conventionnelle de facteur d'imperfection peut être déterminée à partir de l'équation suivante :

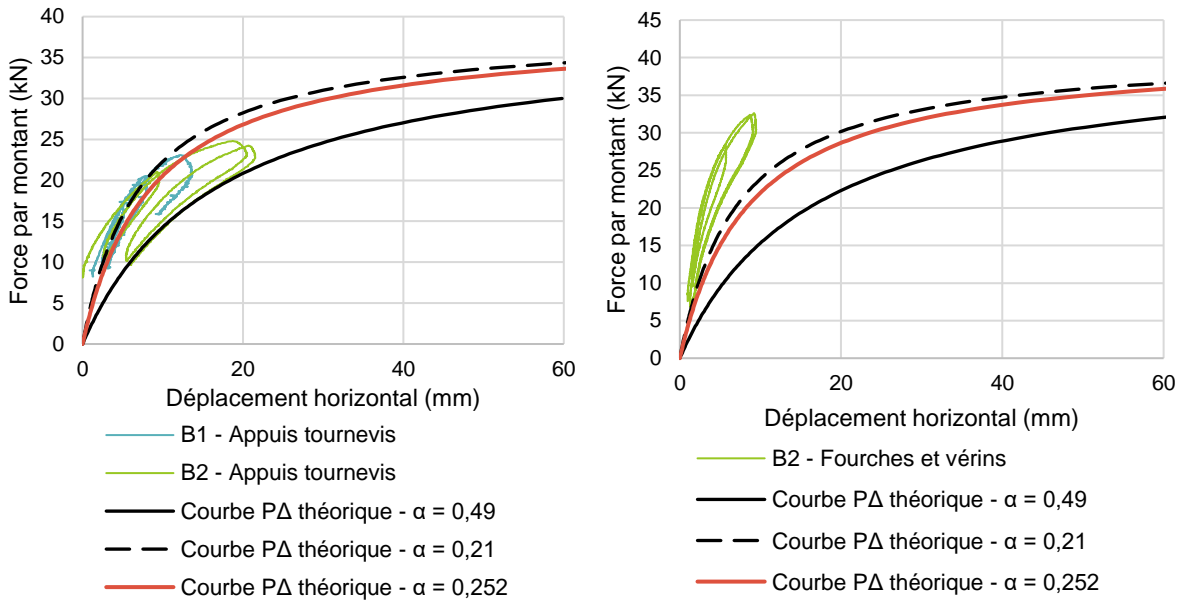
$$\alpha_{conv} = m + 2s$$

Ainsi, le facteur d'imperfection conventionnel, issu des essais expérimentaux sur les échelles d'échafaudage est :  $\alpha = 0,252$ .

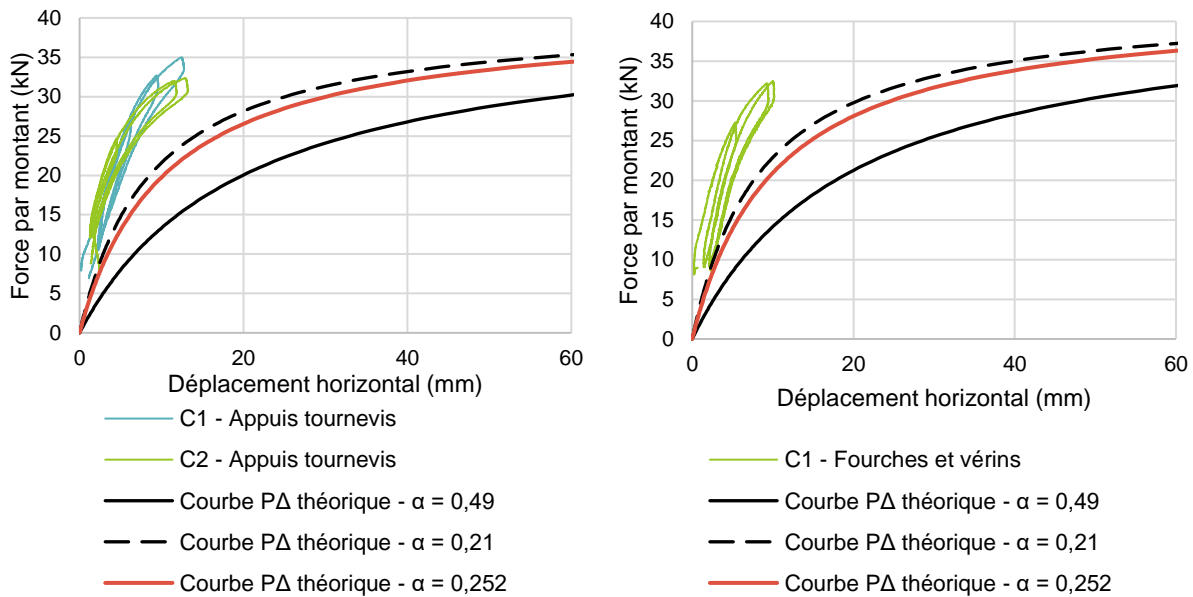
Les figures Figure 25 à Figure 27 permettent de visualiser les courbes théoriques calculé avec ce facteur d'imperfection.



**Figure 25.** Nouvelle courbe P- $\Delta$  théorique pour les échelles d'échafaudage – sections A



**Figure 26.** Nouvelle courbe P- $\Delta$  théorique pour les échelles d'échafaudage – sections B



**Figure 27.** Nouvelle courbe P- $\Delta$  théorique pour les échelles d'échafaudage – sections C

On note que ces nouvelles courbes théoriques permettent de mieux refléter le comportement réel des structures de type échafaudage, tout en restant sécuritaire.

### 3. Conclusions

Les essais réalisés au laboratoire sur les barres isolées et sur les échelles d'échafaudage ont permis de mettre en évidence que le facteur d'imperfection d'une section circulaire creuse formée à froid ( $\alpha = 0,49$ ) est surestimé. Les facteurs d'imperfection expérimentaux obtenus avec les essais sont de l'ordre de 0,21 ou moins.

Les valeurs les plus faibles de facteur d'imperfection sont celles obtenues à partir des essais sur les barres isolées. En effet, sur ce type d'élément, les imperfections mesurées sont les imperfections géométriques à l'échelle de la barre (défaut de rectitude...) et les contraintes résiduelles. En ce qui concerne les essais sur les échelles d'échafaudage, les imperfections mesurées sont, en plus des imperfections géométriques et contraintes résiduelles, des imperfections à l'échelle de la structure complète, comme les inclinaisons entre les montants. Cependant, on constate que, même dans le cas des essais sur les échelles, les imperfections maximales mesurées sont bien inférieures aux imperfections initiales calculées à partir d'un facteur d'imperfection de 0,49.

Ainsi, la campagne d'essai permet de mettre en évidence qu'un facteur d'imperfection de 0,34 pour les sections circulaires creuses formées à froid permettrait une estimation plus juste, mais toutefois sécuritaire, des imperfections initiales.

## PARTIE 2 : DIMENSIONNEMENT DES ELEMENTS TUBULAIRES CIRCULAIRES

### 1. Procédure de dimensionnement

Dans le cadre de la thèse, des nouveaux critères, dits en instabilité, ont été développés pour permettre de prendre en compte les imperfections initiales des éléments sans la nécessité de les inclure dans l'analyse globale de la structure.

Ces nouveaux critères ont été fondés d'un point de vue mécanique et permettent de découpler l'effet de chacune des sollicitations de l'interaction effort normal / moment fléchissant. En vue d'assurer une meilleure lisibilité de ces nouveaux critères, un ensemble de procédure de dimensionnement a été mis en place. Pour accompagner ces procédures, une série d'exemples types est proposée de manière à illustrer l'ensemble des nouvelles notions apportées dans ce nouveau principe de dimensionnement des éléments comprimés fléchis.



#### Glossaire

I.I. : Imperfections initiales : défauts dans la structure (défaut de rectitude des montants, contraintes résiduelles, défaut d'aplomb de la structure). Les imperfections initiales sont modélisées comme une imperfection unique d'allure identique à la déformée critique du mode de flambement représentatif de l'instabilité. Cette déformée critique est ensuite normée grâce au coefficient de normalisation  $C_{nor}$ , défini dans la méthode des courbures.

F.S. : Facteur de sollicitation : ratio (ou outil) permettant d'apprécier le niveau de sollicitation dans une structure.

$M_{inst}^{II}$  : Moment au second ordre d'instabilité induit par la présence de l'effort normal et des imperfections initiales

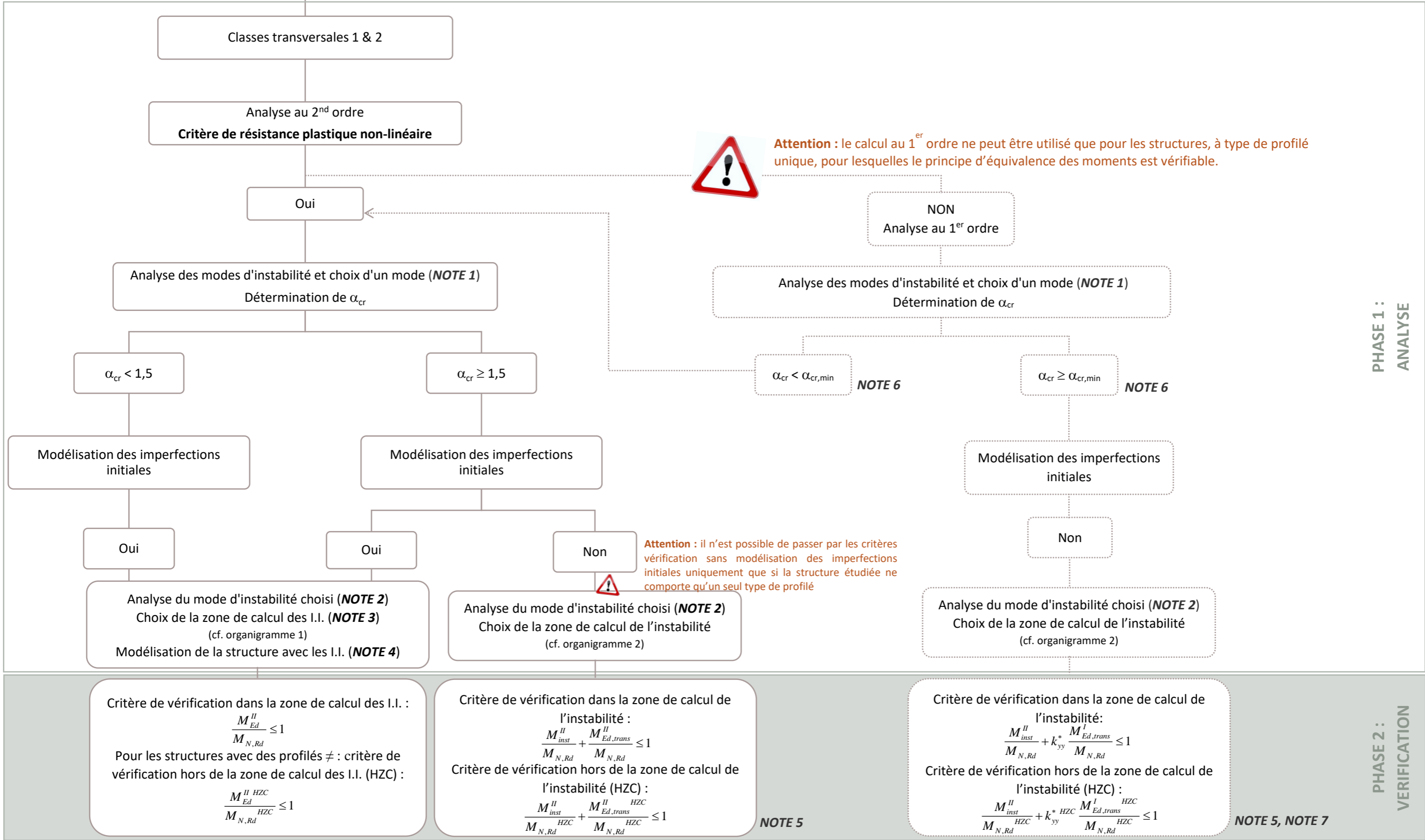
$M_{Ed,trans}^{II}$  : Moment au second ordre dans la structure modélisée sans les imperfections initiales. Dans la majorité des cas, ce moment correspond au moment au second ordre induit par les charges transversales, auquel s'ajoute un moment additionnel provenant de l'effet au second ordre des charges axiales. Ainsi, pour une structure sans chargement transversale, le moment  $M_{Ed,trans}^{II}$  correspond uniquement au moment additionnel.

$C_{nor}$  : coefficient de normalisation défini dans la méthode des courbures permettant de normaliser la déformée critique de la structure. Il est important de noter que la méthode des courbures permet de déterminer l'allure et l'intensité des imperfections initiales. Il est, néanmoins, nécessaire d'envisager les deux sens d'imperfections initiales possibles afin d'identifier le sens le plus défavorable sur les sollicitations finales.



Cette procédure de calcul est valable pour une combinaison de charge donnée. Dans le cas où plusieurs combinaisons de charges doivent être vérifiées, il est nécessaire d'appliquer autant de fois que nécessaire cette procédure.

**Procédure de calcul pour les structures d'échafaudages, d'étais et assimilés**



Critère de vérification dans la zone de calcul des I.I. :

$$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} \leq 1$$

Pour les structures avec des profilés ≠ : critère de vérification hors de la zone de calcul des I.I. (HZC) :

$$\frac{M_{Ed}^{II\ HZC}}{M_{N,Rd}^{HZC}} \leq 1$$

Critère de vérification dans la zone de calcul de l'instabilité :

$$\frac{M_{N,Rd}^{II} + M_{N,Rd}^{II\ Ed,trans}}{M_{N,Rd}} \leq 1$$

Critère de vérification hors de la zone de calcul de l'instabilité (HZC) :

$$\frac{M_{N,Rd}^{II\ HZC} + M_{N,Rd}^{II\ Ed,trans\ HZC}}{M_{N,Rd}^{HZC}} \leq 1$$

**NOTE 5**

Critère de vérification dans la zone de calcul de l'instabilité :

$$\frac{M_{N,Rd}^{II} + k_{yy}^* \frac{M_{Ed,trans}^I}{M_{N,Rd}}}{M_{N,Rd}} \leq 1$$

Critère de vérification hors de la zone de calcul de l'instabilité (HZC) :

$$\frac{M_{N,Rd}^{II\ HZC} + k_{yy}^* \frac{M_{Ed,trans}^I\ HZC}}{M_{N,Rd}^{HZC}} \leq 1$$

**NOTE 5, NOTE 7**



**NOTE 1**

Pour l'analyse de la structure, il est nécessaire de sélectionner le mode d'instabilité le plus représentatif de l'instabilité.

**NOTE 2**

Il est nécessaire d'analyser le mode d'instabilité sélectionné afin d'identifier l'ensemble des zones pouvant être la zone de calcul des imperfections initiales ou la zone de calcul de l'instabilité.

Suivant la forme de la déformée critique, il est possible qu'il n'y est qu'une seule zone possible (ex. Tour autostable lestée). C'est le cas, lorsque l'on a une forme d'instabilité locale.

**NOTE 3**

Le calcul systématique de l'ensemble des points de calcul possibles ne dispense pas de contrôler, pour chaque vérification, la structure en dehors du point de calcul considéré.

**NOTE 4**

L'allure de l'imperfection initiale doit être envisagé dans les sens possible (coefficient  $C_{nor}$  positif ou négatif) afin d'identifier le sens engendrant les sollicitations les plus défavorables.

**NOTE 5**

La valeur du moment d'instabilité  $M_{inst}^{II}$  est la valeur valable pour l'ensemble de la structure, déterminée dans la zone où le facteur de sollicitation, dû aux imperfections initiales (non modélisées) et à la distribution de l'effort normal du cas de charge considéré, est maximal.

En effet, lorsque l'on ne modélise pas les imperfections initiales, la sollicitation  $M_{Ed,trans}$  ne tient pas compte des imperfections initiales. Il faut donc les ajouter par l'intermédiaire du terme  $M_{inst}^{II}$ .

Sans la modélisation des imperfections initiales, la répartition exacte du moment d'instabilité ne peut pas être déterminée. C'est pourquoi cette valeur de  $M_{inst}^{II} = N_{Ed} e_0 \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$  est utilisée pour l'ensemble de la structure.

Pour un calcul plus précis du moment d'instabilité dans chaque zone, il est nécessaire de passer par la modélisation des imperfections initiales.

**NOTE 6**

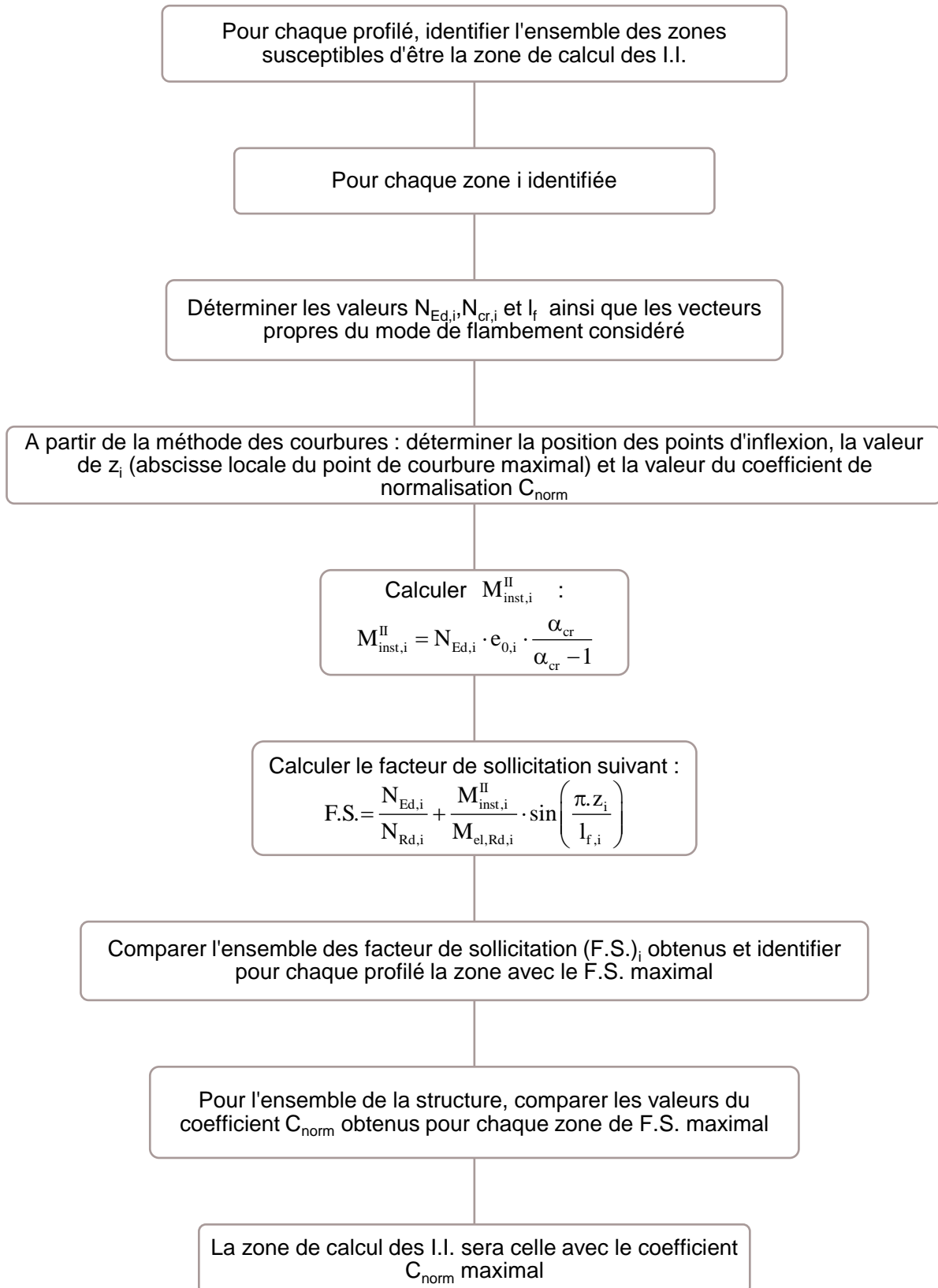
Aucunes valeurs de  $\alpha_{cr,min}$  n'est renseignées pour le calcul au 1<sup>er</sup> ordre. Cette valeur nécessite une analyse au cas par cas pour chaque type de structure, afin de s'assurer que le principe d'équivalence est vérifié.

**NOTE 7**

Le coefficient d'interaction  $k_{yy}^*$  est donné par la relation suivante :  $k_{yy}^* = C_{my} \times \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$

## Organigramme 1

### Choix de la zone de calcul des imperfections initiales – Méthode avec modélisation des imperfections initiales



**Remarque 1 :**

La valeur  $z_i$  correspond à la coordonnée exacte du point de calcul de l'imperfection initiales par rapport aux points d'inflexion de la déformée (cf. exemples)

**Remarque 2 :**

Si la structure ne comporte qu'un seul type de profilé, la zone de calcul des I.I. sera celle avec le F.S. maximal. Lorsque la répartition de l'effort normal est sensiblement la même sur l'ensemble des barres, cela revient à prendre la barre ayant le  $C_{nor}$  le plus faible.

**Remarque 3 :**

Le coefficient de normalisation  $C_{norm}$  est défini de sorte que la courbure maximale de la déformée critique du mode de flambement considéré de la structure (réelle ou fictive) soit égale localement à la courbure maximale de la barre de référence, dont les caractéristiques géométriques et la charge critique sont identiques à celles de la zone de calcul de la structure.

## Méthode des courbures

Pour chaque zone i identifiée

A partir des vecteurs propres de deux points situés à proximité de la zone i, résoudre le système suivant pour déterminer l'expression de la déformée critique :

$$\begin{bmatrix} \cos\left(\frac{\pi X_1}{L_{cr}}\right) & \sin\left(\frac{\pi X_1}{L_{cr}}\right) & x_1 & 1 \\ -\frac{\pi}{L_{cr}}\sin\left(\frac{\pi X_1}{L_{cr}}\right) & \frac{\pi}{L_{cr}}\cos\left(\frac{\pi X_1}{L_{cr}}\right) & 1 & 0 \\ \cos\left(\frac{\pi X_2}{L_{cr}}\right) & \sin\left(\frac{\pi X_2}{L_{cr}}\right) & x_2 & 1 \\ -\frac{\pi}{L_{cr}}\sin\left(\frac{\pi X_2}{L_{cr}}\right) & \frac{\pi}{L_{cr}}\cos\left(\frac{\pi X_2}{L_{cr}}\right) & 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} A \\ B \\ C \\ D \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \eta_{cr}(x_1) = UX_1 \\ \eta'_{cr}(x_1) = RY_1 \\ \eta_{cr}(x_2) = UX_2 \\ \eta'_{cr}(x_2) = RY_2 \end{pmatrix}$$

En déduire l'équation de la déformée critique à partir de l'expression :

$$\eta_{cr}(x) = A\cos\left(\frac{\pi X}{L_{cr}}\right) + B\sin\left(\frac{\pi X}{L_{cr}}\right) + Cx + D$$

Déterminer l'équation de la courbure de la déformée critique :

$$\eta''_{cr}(x) = -A\frac{\pi^2}{L_{cr}^2}\cos\left(\frac{\pi X}{L_{cr}}\right) - B\frac{\pi^2}{L_{cr}^2}\sin\left(\frac{\pi X}{L_{cr}}\right)$$

Déterminer les abscisses de courbure nulle pour en déduire la position des points d'inflexion

Déterminer l'abscisse pour laquelle la courbure de la déformée critique est nulle :

$$x_{\eta_{cr,max}} = \frac{L_{cr}}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{B}{A}\right) + n \cdot L_{cr}$$

Calculer la courbure maximale de la déformée critique :

$$\eta_{cr,max}'' = -A \frac{\pi^2}{L_{cr}^2} \cos\left(\frac{\pi X_{\eta_{cr,max}}}{L_{cr}}\right) - B \frac{\pi^2}{L_{cr}^2} \sin\left(\frac{\pi X_{\eta_{cr,max}}}{L_{cr}}\right)$$

Calculer l'imperfection initiale de la barre de référence associée la zone i :

$$e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \frac{W_{el}}{A}$$

Déterminer le coefficient de normalisation  $C_{nor}$  pour la zone i :

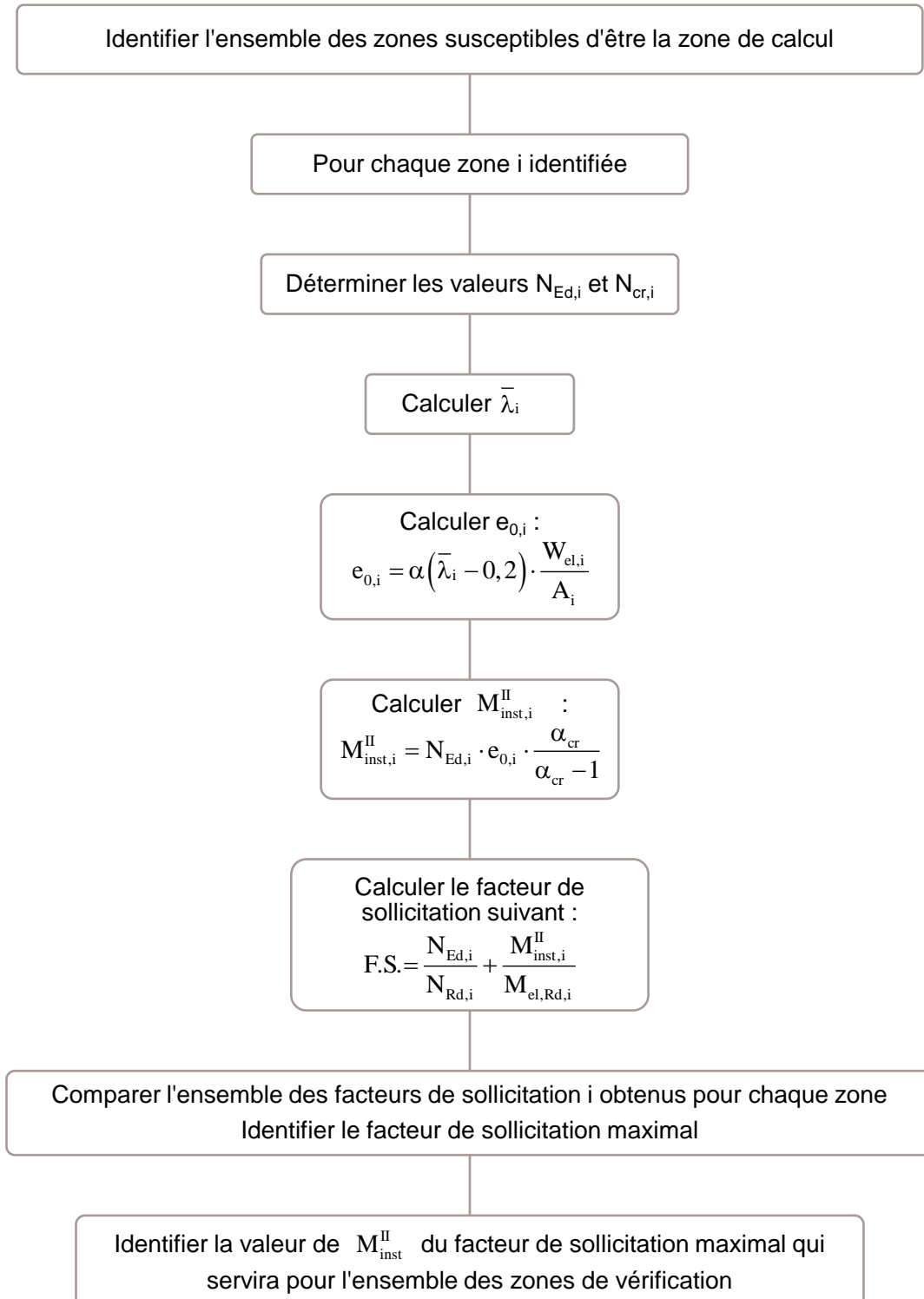
$$C_{nor} = \frac{\eta_{init,max}''}{\eta_{cr,max}''} = \frac{e_0}{-A \cdot \cos\left(\frac{\pi X_{\eta_{cr,max}}}{L_{cr}}\right) - B \cdot \sin\left(\frac{\pi X_{\eta_{cr,max}}}{L_{cr}}\right)}$$

## Organigramme 2

### Choix de la zone de calcul de l'instabilité – Méthode sans modélisation des imperfections initiales



Cette méthode ne peut être utilisée que lorsque la structure ne comporte qu'un seul type de profilé.



## 2. Exemples types

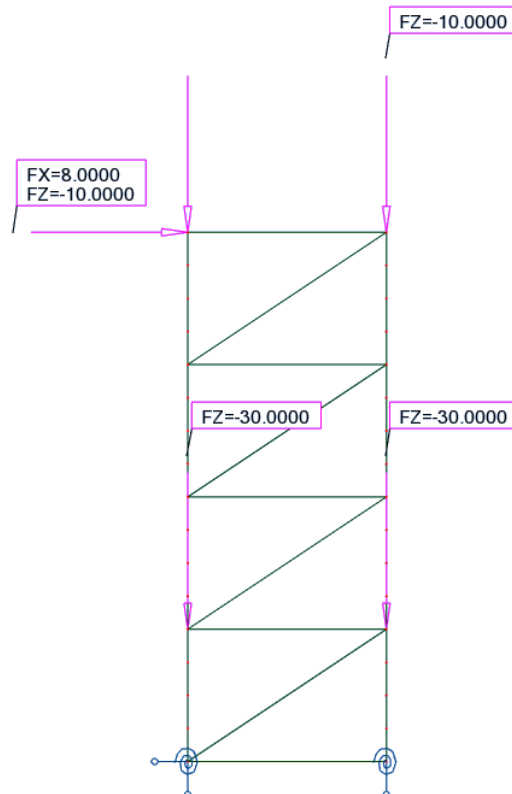
### 2.1. Tour autostable

#### (a) Vérification sans la modélisation des imperfections initiales

##### **Géométrie et caractéristiques au flambement**

##### Géométrie et chargement

La tour autostable, de 3m de largeur et 8 m de hauteur, est considérée en appui sur des socles réglables (rigidité : 20kN.m/rad). Les poteaux sont réalisés avec des tubes circulaires 48,3 x 3,2 mm.



##### Caractéristiques de la section et matériaux

Section 48,3 x 3,2 mm	
Dimensions de la section	d = 48,3 mm t = 3,2 mm
Aire de la section	A = 4,534 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 11,586 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 6,520 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 4,798 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa

##### Classe de la section transversale

Le profilé est une section circulaire creuse.

$$\frac{d}{t} = \frac{48,3}{3,2} = 15,09$$

Limite classe 1 :  $50\varepsilon^2 = 36,719$

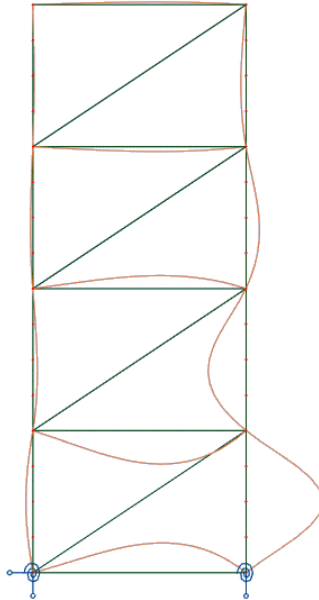
→ Section de classe 1

### Choix du type d'analyse et du type de critère

Une analyse au 2<sup>nd</sup> ordre sera effectuée et les critères de résistance choisis seront des critères de résistance plastique non-linéaire.

### Analyse des modes d'instabilité

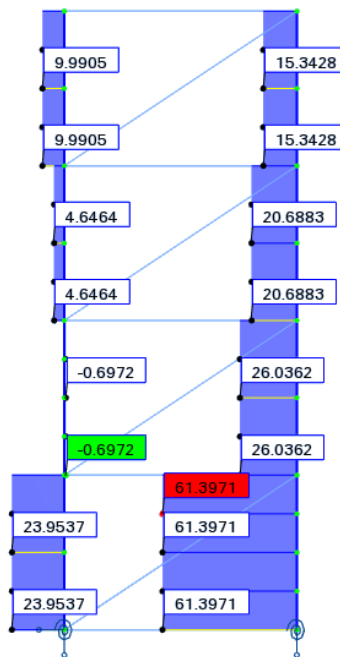
Le premier mode de flambement de la structure est le suivant :



Coefficient critique :  $\alpha_{cr} = 1,89$

### ***Choix de la zone de calcul de l'instabilité***

Effort normal au 2<sup>nd</sup> ordre sous le chargement complet





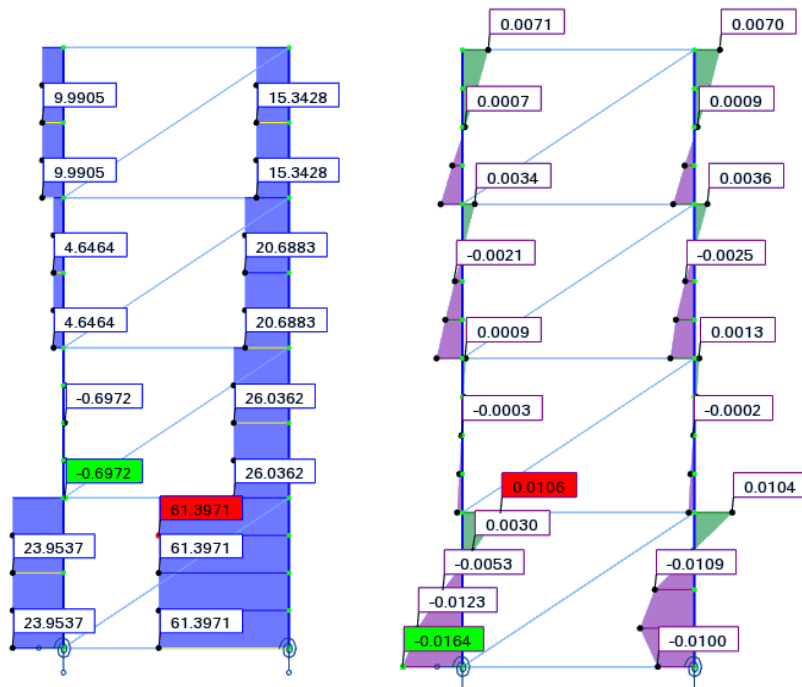
### Choix de la zone de calcul

D'après l'allure de la déformée critique, il est évident que la barre la plus déformée est située dans le poteau droit entre 0 et 2 m. La déformée critique s'atténue dans le reste de la structure. De plus c'est également dans le poteau droit entre 0 et 2 m que l'effort normal est maximal. La zone de calcul sera donc considérée à cet endroit.

	<b>Poteau droit entre 0 et 2 m</b>
Section	48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)	61,397
$N_{Rd}$ (kN)	145,088
$N_{cr}$ (kN)	116,184
$\bar{\lambda}$	1,118
$e_0 = \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \frac{W_{el}}{A}$ (mm)	4,757
$M_{inst}^II = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)	0,619
$F.S. = \frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^II}{M_{el,Rd}}$	<b>0,827</b>

### Vérification de la tour autostable sans la modélisation des imperfections initiales

#### Sollicitations au 2<sup>nd</sup> ordre de la tour autostable sous le chargement complet



### Vérification de la structure

D'après les calculs réalisés pour le choix de la zone de calcul, on a :  $M_{inst}^{II} = 0,619 \text{ kN.m}$  pour l'ensemble de la structure.

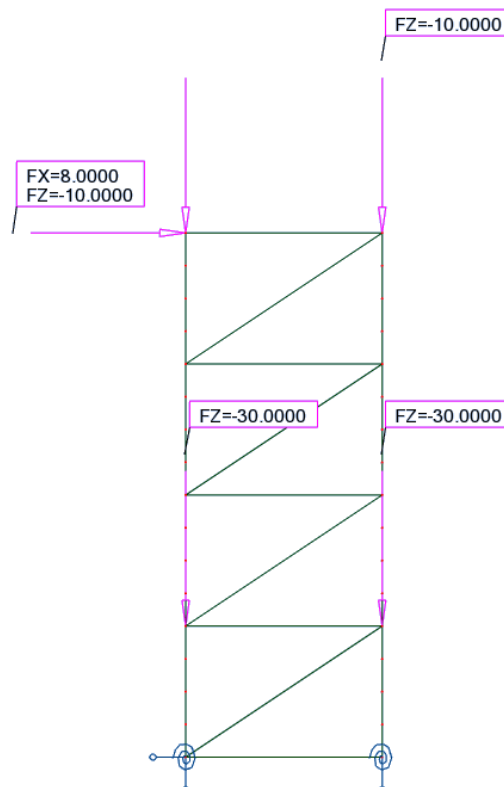
	<b>Poteau gauche (H.Z.C.)</b>	<b>Poteau droit</b>
Section	48,3 x 3,2 mm	48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)	23,9537	61,397
$M_{trans}^{II}$ (kN.m)	0,0164	0,0149
$M_{inst}^{II}$ (kN.m)	0,619	0,619
$N_{Rd}$ (kN)	145,088	145,088
$M_{pl,Rd}$ (kN)	2,086	2,086
$M_{N,Rd}$ (kN)	2,017	1,642
<b>Critère plastique non lin.</b>	$\frac{M_{inst}^{II}}{M_{N,Rd}} + \frac{M_{Ed,trans}^{II \text{ H.Z.C.}}}{M_{N,Rd}} =$ <b>0,315</b>	$\frac{M_{inst}^{II}}{M_{N,Rd}} + \frac{M_{Ed,trans}^{II}}{M_{N,Rd}} =$ <b>0,386</b>

### **(b) Vérification avec la modélisation des imperfections initiales**

#### ***Géométrie et caractéristiques au flambement***

#### Géométrie et chargement

La tour autostable, de 3m de largeur et 8 m de hauteur, est considérée en appui sur des socles réglables (rigidité : 20kN.m/rad). Les poteaux sont réalisés avec des tubes circulaires 48,3 x 3,2 mm.



## Caractéristiques de la section et matériaux

<b>Section 48,3 x 3,2 mm</b>	
Dimensions de la section	d = 48,3 mm t = 3,2 mm
Aire de la section	A = 4,534 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 11,586 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 6,520 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 4,798 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa

### Classe de la section transversale

Le profilé est une section circulaire creuse.

$$\frac{d}{t} = \frac{48,3}{3,2} = 15,09$$

Limite classe 1 :  $50\varepsilon^2 = 36,719$

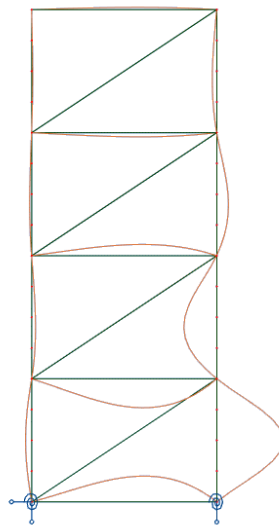
→ Section de classe 1

### Choix du type d'analyse et du type de critère

Une analyse au 2<sup>nd</sup> ordre sera effectuée et les critères de résistance choisis seront des critères de résistance plastique non-linéaire.

### Analyse des modes d'instabilité

Le premier mode de flambement de la structure est le suivant :

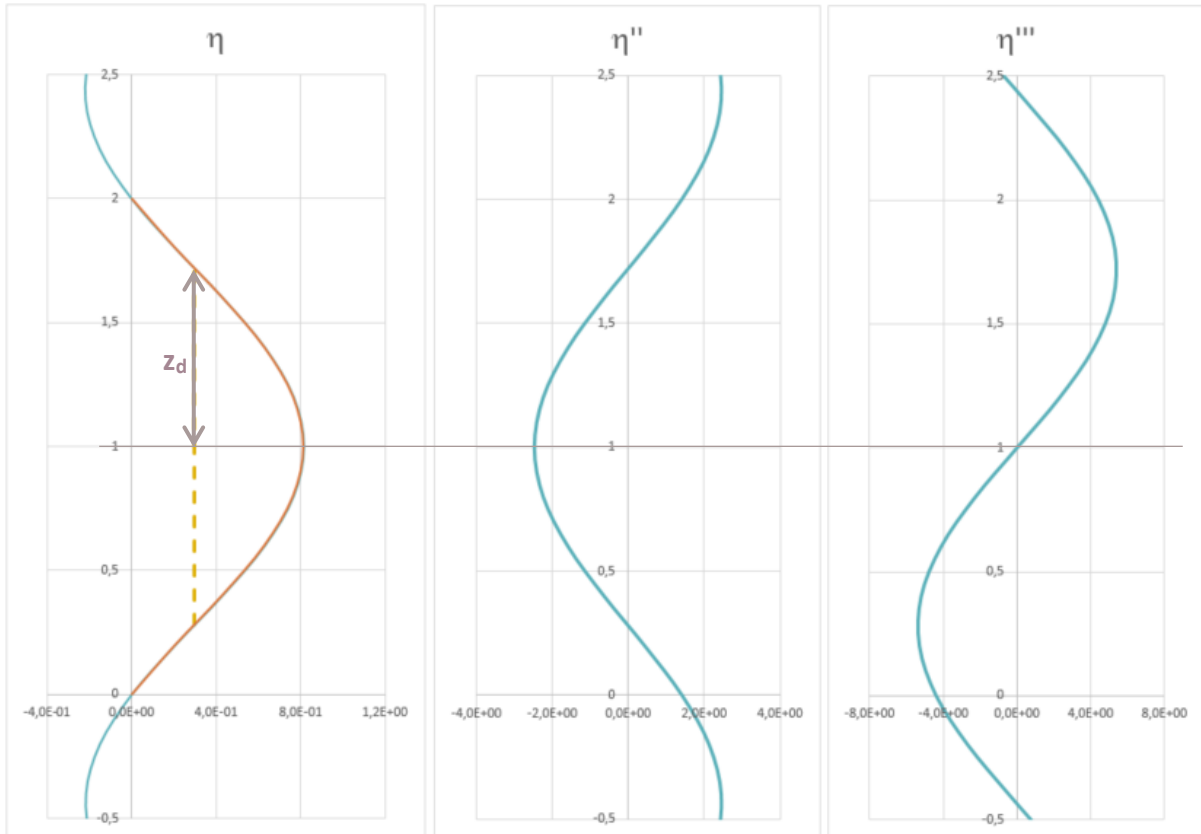


Coefficient critique :  $\alpha_{cr} = 1,89$

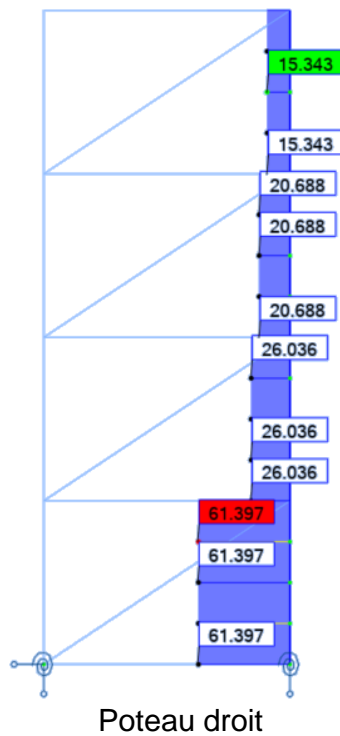
### Choix de la zone de calcul des imperfections initiales

Parmi les zones de calcul des imperfections initiales à envisager, on retiendra la zone où l'effort  $N_{Ed}$  est maximal, soit dans le poteau droit entre 0 et 2 m.

Calcul des I.I. à partir du poteau droit entre 0 et 2 m (Zone avec  $N_{Ed}$  max) :



Répartition de l'effort normal sous le chargement complet sans I.I.



## Facteur de sollicitation

		Poteau droit entre 0 et 2 m
Section		48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)		61,397
$N_{Rd}$ (kN)		145,088
$e_0$ (mm)		4,757
$M_{inst}^{II} = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)		0,619
$l_f$ (m)		1,438
$z$ (m)		0,720
$C_{nor}$		0,009
$F.S. \text{ élastique} = \frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^{II}}{M_{el,Rd}} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot z}{l_f}\right)$		<b>0,827</b>

### Conclusion sur la zone de détermination des I.I.

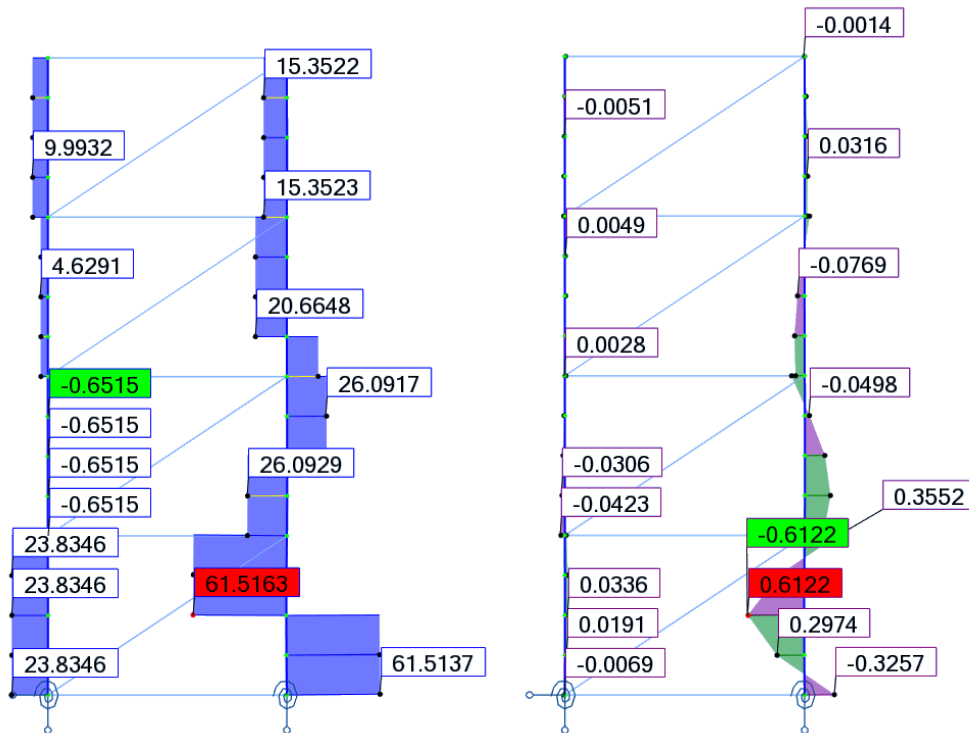
La structure n'étant composée que d'un seul profilé, la zone de calcul sera celle dont le facteur de sollicitation est maximal. On constate que le facteur de sollicitation maximal, dû aux imperfections initiales (modélisées) et à la distribution de l'effort normal du cas de charge considéré, est obtenu dans le poteau droit entre 0 et 2 m (F.S. = 0,827).

⇒ La zone de calcul des imperfections initiales sera considérée dans le poteau droit entre 0 et 2 m, soit  $C_{nor} = 0,009$ .

*Remarque : Dans cet exemple, on aurait pu s'affranchir de calculer le facteur de sollicitation. En effet, d'après l'allure de la déformée critique, on constate que la barre la plus déformée est située dans le poteau droit entre 0 et 2 m ; la déformée critique s'atténuant dans le reste de la structure. C'est également dans le poteau droit entre 0 et 2 m que l'effort normal est maximal. Ce qui engendre nécessairement le facteur de sollicitation maximal.*

## Vérification de la tour autostable avec la modélisation des imperfections initiales

Sollicitations au 2<sup>nd</sup> ordre de la tour autostable sous le chargement complet avec I.I.



### Vérification de la structure

	Poteau gauche	Poteau droit
Section	48,3 x 3,2 mm	48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)	23,835	61,516
$M_{Ed}^{II}$ (kN.m)	0,034	0,612
$N_{Rd}$ (kN)	145,088	145,088
$M_{pl,Rd}$ (kN)	2,086	2,086
$M_{N,Rd}$ (kN)	2,017	1,641
<b>Critère plastique non lin.</b>	$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} = \mathbf{0,017}$	$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} = \mathbf{0,373}$

### (c) Comparaison des critères plastiques non-linéaires

Les critères plastiques non-linéaires obtenus sont les suivants :

	Poteau gauche	Poteau droit
Avec modélisation des I.I.	0,017	0,373
Sans modélisation des I.I.	0,315 (+1753%)	0,386 (+3,5%)

L'écart sur le poteau gauche peut être expliqué par la valeur du moment d'instabilité provoqué par l'imperfection initiale qui est le moment d'instabilité maximale dans la structure et non le moment d'instabilité réel dans ce poteau.

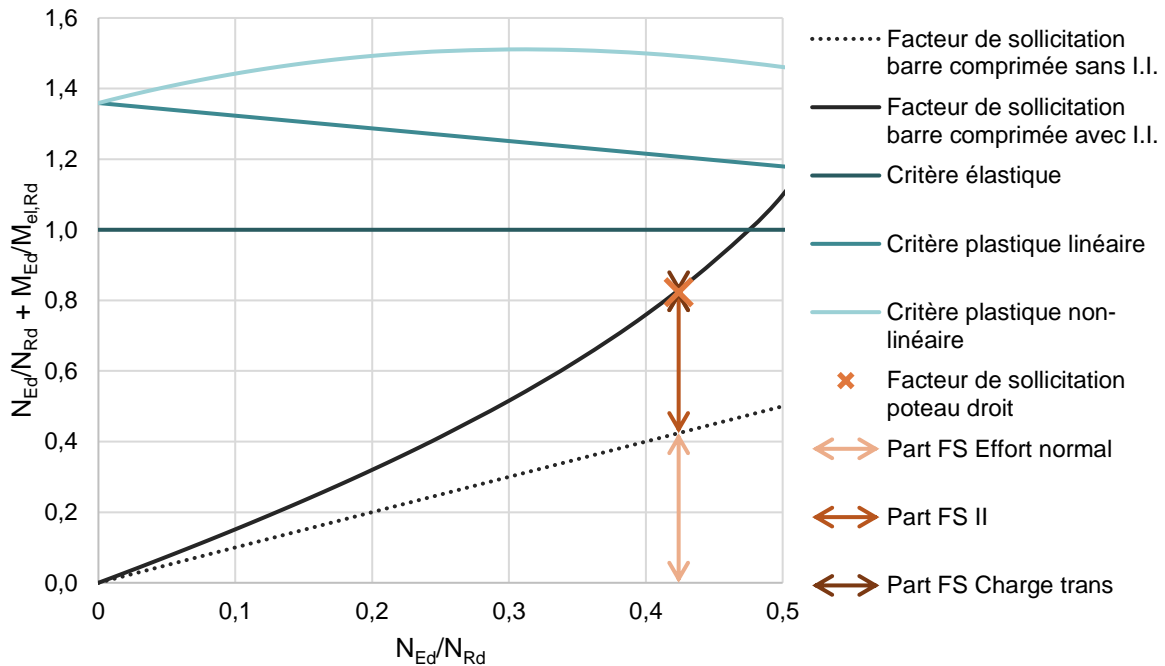
#### (d) Visualisation du facteur de sollicitation

##### Calcul du facteur de sollicitation dans le poteau droit\*

\*Ce calcul est effectué à partir des sollicitations dans la structure modélisée avec les imperfections initiales.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^II}{M_{el,Rd}} = \frac{61,516}{145,088} + \frac{0,612}{1,535} = 0,823$$

##### Visualisation du facteur de sollicitation dans le poteau droit



D'après cette visualisation, on constate que la part du facteur de sollicitation provenant du chargement transversal est très faible.

#### 2.2. Echafaudage de façade

##### (a) Vérification sans la modélisation des imperfections initiales



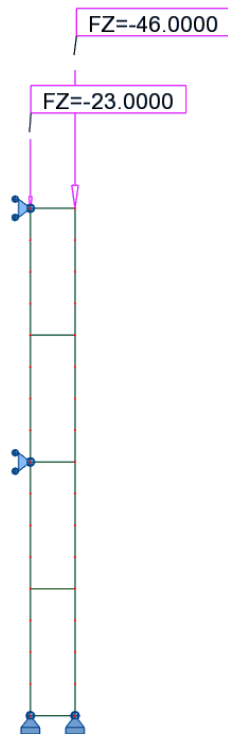
Il est essentiel de rappeler ici que pour cet exemple la méthode de vérification sans la modélisation des imperfections initiales ne devrait pas être utilisée car la structure est composée de plusieurs types de profilés.

Néanmoins, dans un souci d'investigation, ce cas a été étudié.

##### Géométrie et caractéristiques au flambement

###### Géométrie et chargement

L'échafaudage de façade, de 0,7m de largeur et 8 m de hauteur, est considéré bi-articulé. Les poteaux gauches sont réalisés avec des tubes circulaires 48,3 mm x 2,9 mm et les poteaux droits sont réalisés avec des tubes circulaires 60 mm x 6 mm.



Remarque : Ce cas, ne supportant aucunes charges transversales, ne reflète pas la réalité (absence de charges de vent). Il n'a d'intérêt que de montrer l'influence de plusieurs types de profilé sur l'influence des calculs sans modélisation des imperfections initiales.

#### Caractéristiques de la section et matériaux

<b>Section 48,3 x 2,9 mm</b>	
Dimensions de la section	d = 48,3 mm t = 2,9 mm
Aire de la section	A = 4,136 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 10,700 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 5,985 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 4,431 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa

<b>Section 60x6 mm</b>	
Dimensions de la section	d = 60 mm t = 6 mm
Aire de la section	A = 10,179 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 37,560 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 17,568 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 12,520 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa

#### Classe de la section transversale

Le profilé est une section circulaire creuse.

$$\frac{d}{t} = \frac{60}{6} = 10$$



Limite classe 1 :  $50\varepsilon^2 = 36,719$

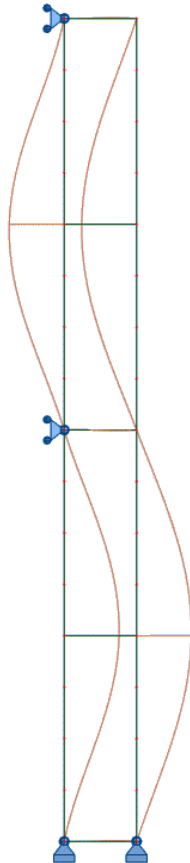
→ Section de classe 1

Choix du type d'analyse et du type de critère

Une analyse au 2<sup>nd</sup> ordre sera effectuée et les critères de résistance choisis seront des critères de résistance plastique non-linéaire.

Analyse des modes d'instabilité

Le premier mode de flambement de la structure est le suivant :



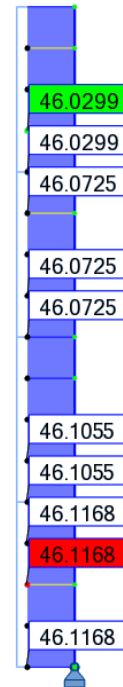
Coefficient critique :  $\alpha_{cr} = 1,52$

### Choix de la zone de calcul de l'instabilité

Effort normal au 2<sup>nd</sup> ordre sous le chargement complet



Poteau gauche



Poteau droit

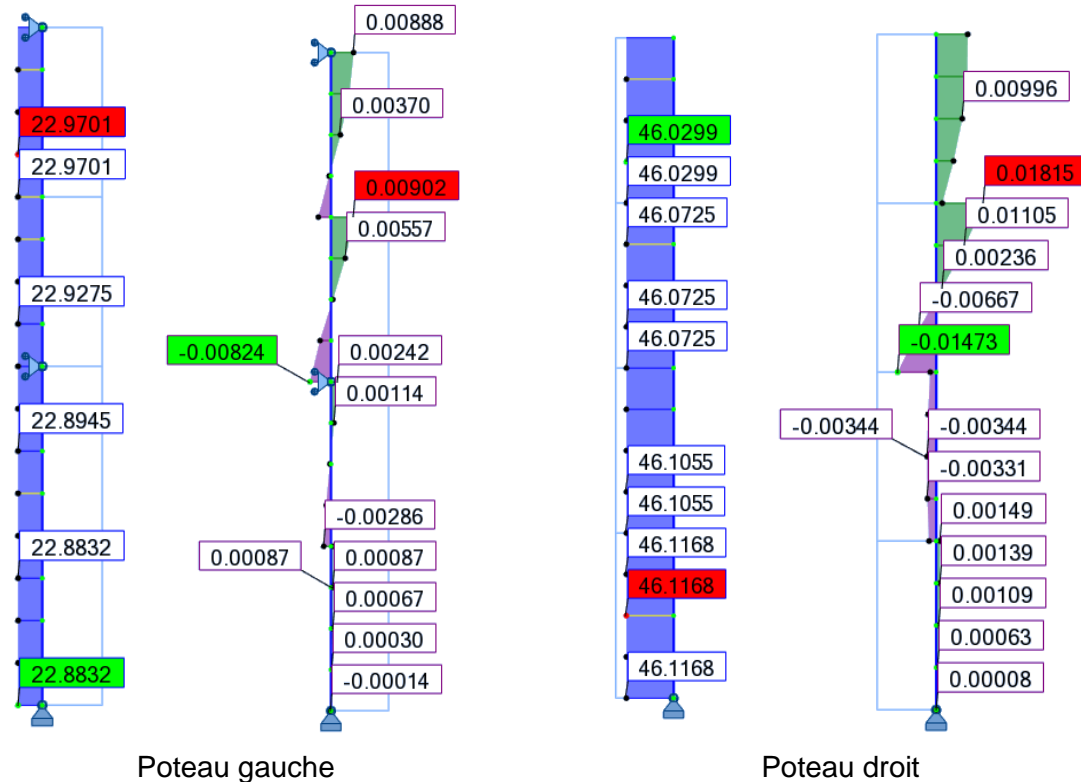
Choix de la zone de calcul

	Poteau gauche entre 6 et 8 m	Poteau droit entre 0 et 2 m
Section	48,3 mm x 2,9 mm	60 mm x 6 mm
$N_{Ed}$ (kN)	22,970	46,117
$N_{Rd}$ (kN)	132,352	325,728
$N_{cr}$ (kN)	35,017	70,303
$\bar{\lambda}$	1,944	2,153
$e_0 = \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \frac{W_{el}}{A}$ (mm)	9,156	11,767
$M_{inst}^{II} = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)	0,611	1,577
$F.S. = \frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^{II}}{M_{el,Rd}}$	<b>0,605</b>	0,535

Le facteur de sollicitation maximal de l'échafaudage de façade, dû aux imperfections initiales (non modélisées) et à la distribution de l'effort normal du cas de charge considéré, est localisé dans le poteau gauche entre 6 et 8 m. La zone de calcul sera considérée dans le poteau gauche.

## Vérification de l'échafaudage de façade sans la modélisation des imperfections initiales

Sollicitations au 2<sup>nd</sup> ordre de l'échafaudage de façade sous le chargement complet



### Vérification de la structure

D'après les calculs réalisés pour le choix de la zone de calcul, on a :  $M_{inst}^{II} = 0,611 \text{ kN.m}$  pour l'ensemble de la structure. La vérification de l'échafaudage s'effectue maintenant en tenant compte également de la distribution du moment fléchissant dû au chargement transversal.

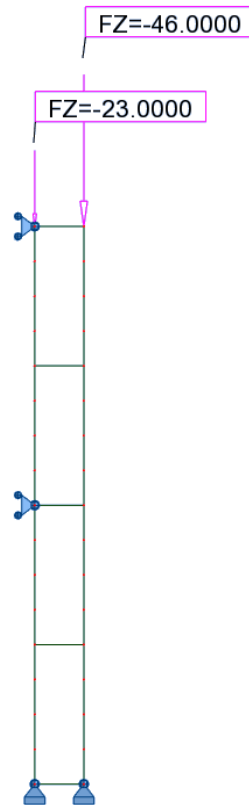
	Poteau gauche	Poteau droit (H.Z.C.)
Section	48,3 mm x 2,9 mm	60 mm x 6 mm
$N_{Ed}$ (kN)	22,970	46,117
$M_{trans}^{II}$ (kN.m)	0,009	0,001
$M_{inst}^{II}$ (kN.m)	0,611	0,611
$N_{Rd}$ (kN)	132,352	325,728
$M_{pl,Rd}$ (kN)	1,915	5,622
$M_{N,Rd}$ (kN)	1,845	5,483
<b>Critère plastique non lin.</b>	$\frac{M_{inst}^{II}}{M_{N,Rd}} + \frac{M_{Ed,trans}^{II}}{M_{N,Rd}} =$ <b>0,336</b>	$\frac{M_{inst}^{II}}{M_{N,Rd}} + \frac{M_{Ed,trans}^{II, H.Z.C.}}{M_{N,Rd}} =$ <b>0,112</b>

## (b) Vérification avec la modélisation des imperfections initiales

### Géométrie et caractéristiques au flambement

#### Géométrie et chargement

L'échafaudage de façade, de 0,7m de largeur et 8 m de hauteur, est considéré bi-articulé. Les poteaux gauches sont réalisés avec des tubes circulaires 48,3 mm x 2,9 mm et les poteaux droits sont réalisés avec des tubes circulaires 60 mm x 6 mm.



#### Caractéristiques de la section et matériaux

<b>Section 48,3 x 2,9 mm</b>	
Dimensions de la section	d = 48,3 mm t = 2,9 mm
Aire de la section	A = 4,136 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 10,700 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 5,985 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 4,431 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa
<b>Section 60x6 mm</b>	
Dimensions de la section	d = 60 mm t = 6 mm
Aire de la section	A = 10,179 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 37,560 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 17,568 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 12,520 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa

### Classe de la section transversale

Le profilé est une section circulaire creuse.

$$\frac{d}{t} = \frac{60}{6} = 10$$

Limite classe 1 :  $50\varepsilon^2 = 36,719$

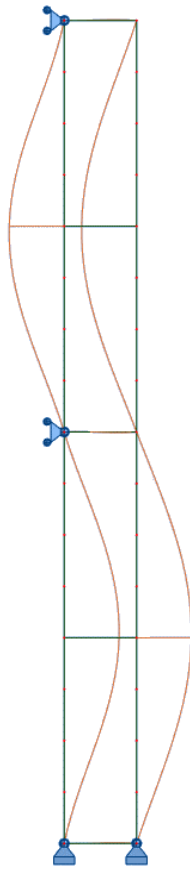
→ Section de classe 1

### Choix du type d'analyse et du type de critère

Une analyse au 2<sup>nd</sup> ordre sera effectuée et les critères de résistance choisis seront des critères de résistance plastique non-linéaire.

### Analyse des modes d'instabilité

Le premier mode de flambement de la structure est le suivant :

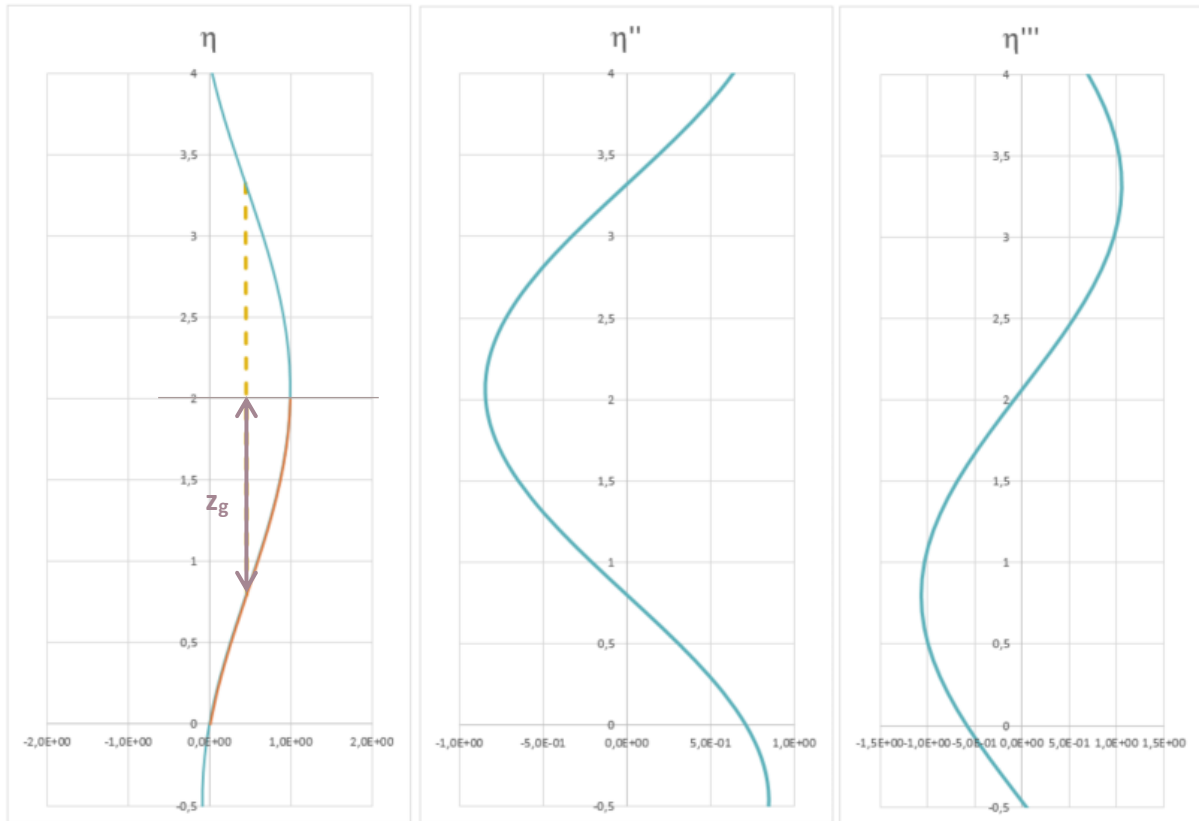


Coefficient critique :  $\alpha_{cr} = 1,52$

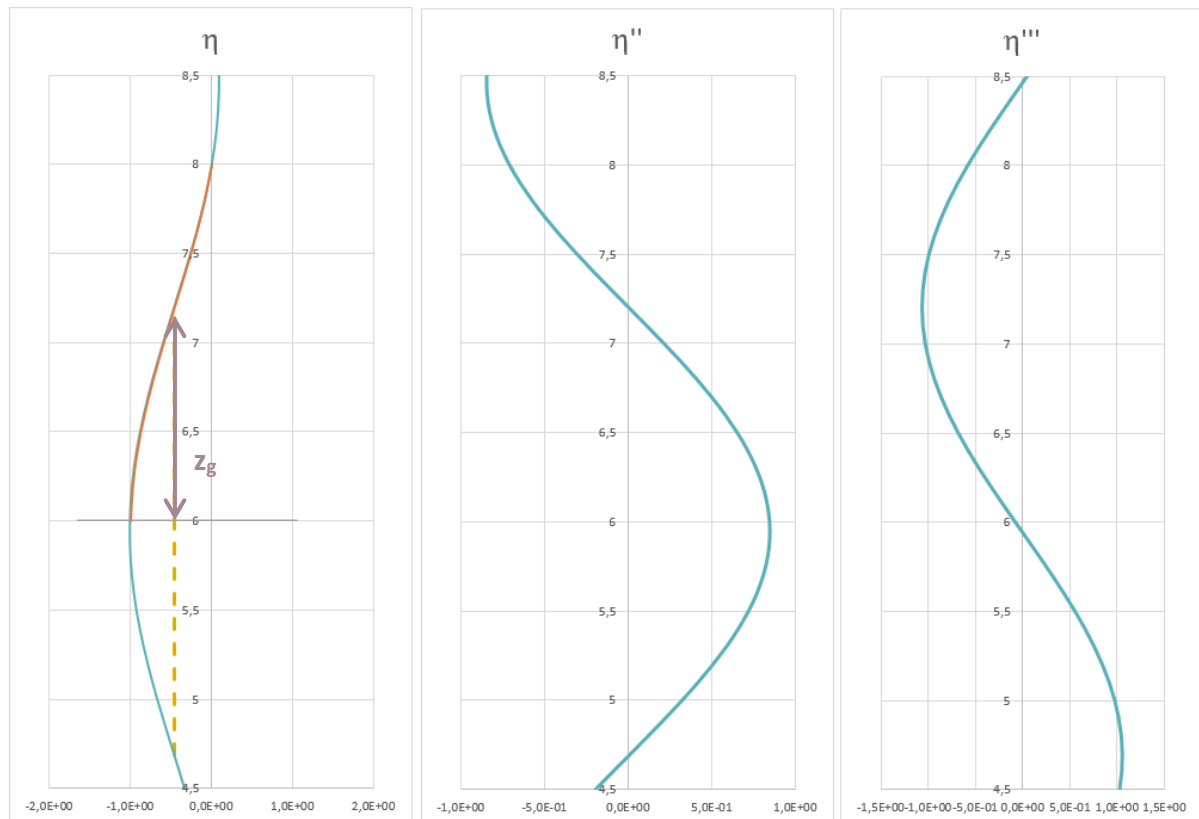
### Choix de la zone de calcul des imperfections initiales

(i) Profilé 48,3 mm x 2,9 mm

Méthode des courbures dans le poteau gauche entre 0 et 2 m :



Méthode des courbures dans le poteau gauche entre 6 et 8 m :



Répartition de l'effort normal sous le chargement complet sans I.I.



Poteau gauche

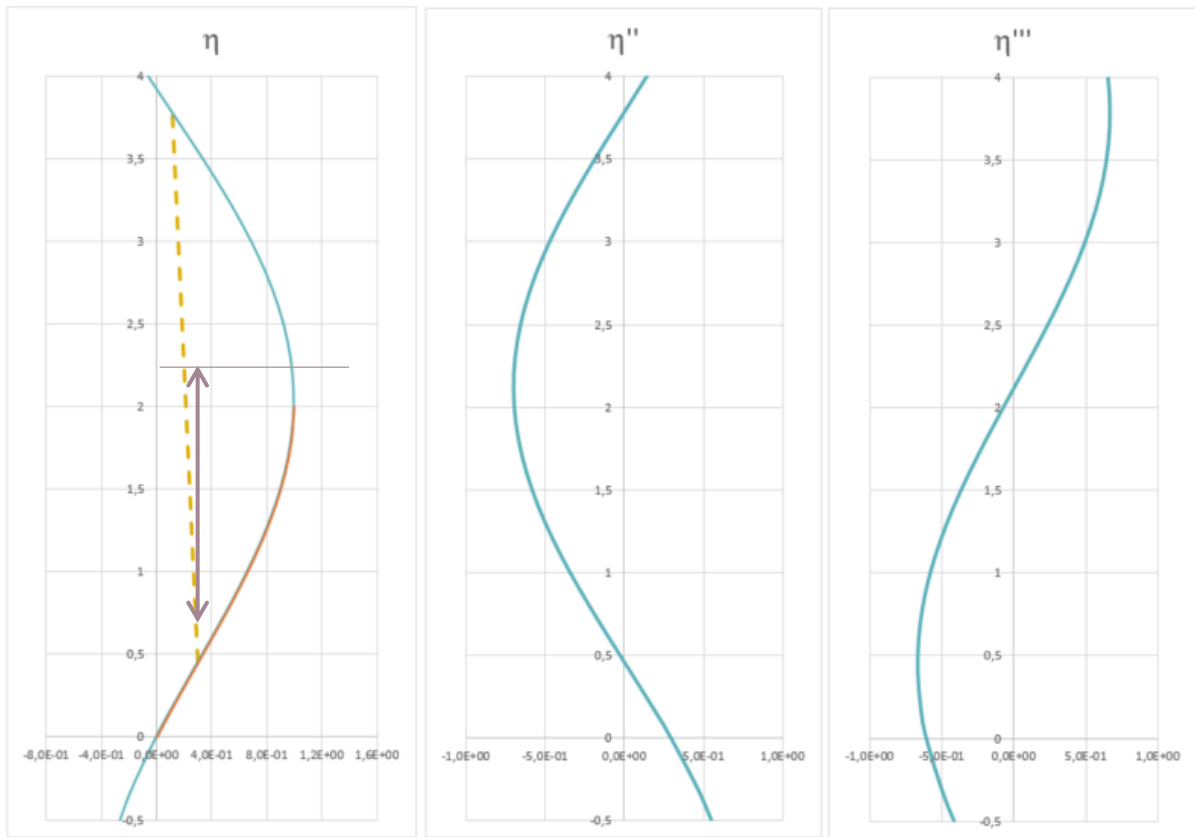
Facteurs de sollicitation

	Poteau gauche entre 0 et 2 m	Poteau gauche entre 6 et 8 m
Section	48,3 mm x 2,9 mm	48,3 mm x 2,9 mm
$N_{Ed}$ (kN)	22,883	22,970
$N_{Rd}$ (kN)	132,352	132,352
$e_0$ (mm)	9,157	9,156
$M_{inst}^{II} = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)	0,610	0,611
$l_f$ (m)	2,521	2,517
$z$ (m)	1,201	1,204
$C_{nor}$	0,017	0,017
F.S. élastique = $\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^{II}}{M_{el,Rd}} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot z}{l_f}\right)$	0,602	<b>0,604</b>

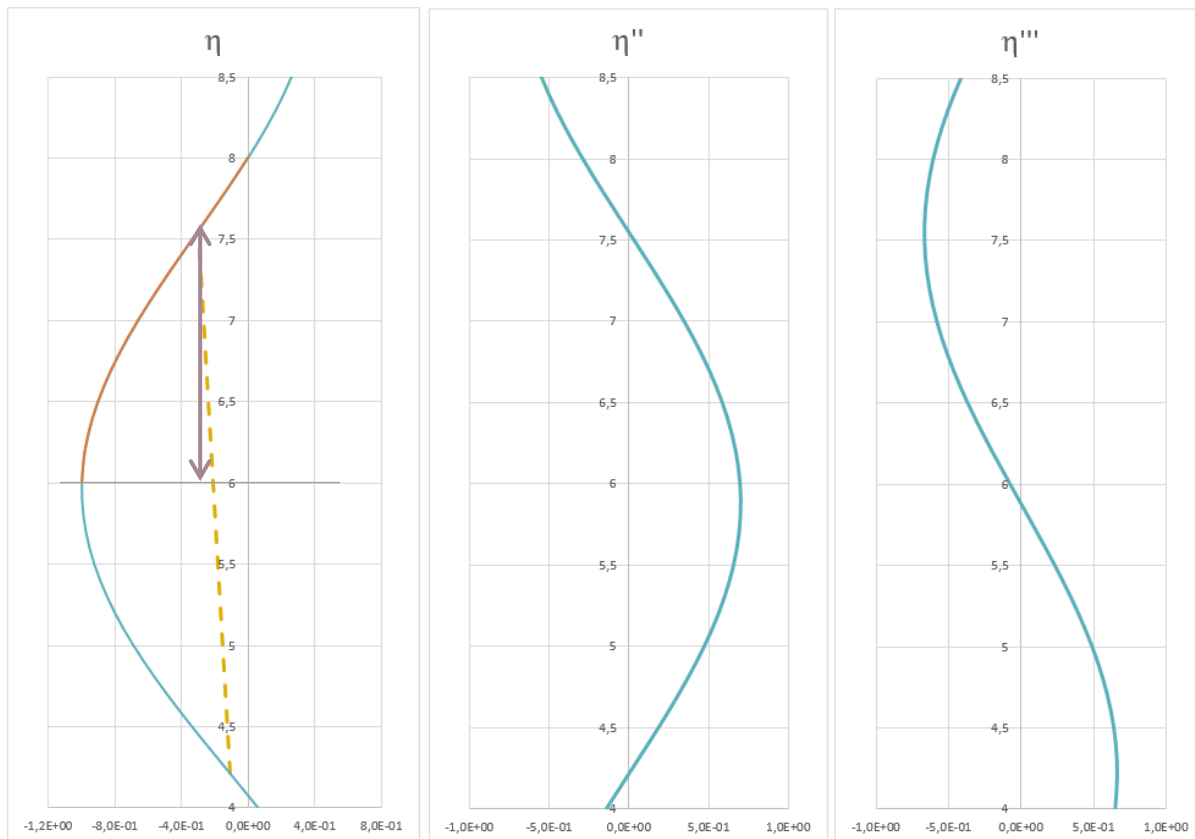
Pour le profilé 48,3 mm x 2,9 mm, la zone de calcul retenue sera située dans le poteau gauche entre 6 et 8 m, soit un coefficient  $C_{nor}$  de 0,017.

(ii) Profilé 60 mm x 6 mm

Méthode des courbures dans le poteau droit entre 0 et 2 m :

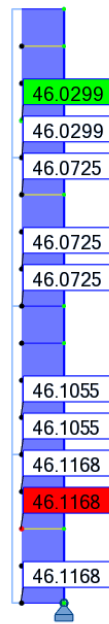


Méthode des courbures dans le poteau droit entre 6 et 8 m :





Répartition de l'effort normal sous le chargement complet sans I.I.



Poteau droit

Facteurs de sollicitation

	Poteau droit entre 0 et 2 m	Poteau droit entre 6 et 8 m
Section	60 mm x 6 mm	60 mm x 6 mm
$N_{Ed}$ (kN)	46,117	46,030
$N_{Rd}$ (kN)	325,728	325,728
$e_0$ (mm)	11,767	11,780
$M_{inst}^{II} = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)	1,577	1,579
$l_f$ (m)	3,328	3,331
$z$ (m)	1,544	1,546
$C_{nor}$	0,015	0,015
F.S. élastique = $\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^{II}}{M_{el,Rd}} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot z}{l_f}\right)$	0,533	0,533

Pour le profilé 60 mm x 6 mm, la zone de calcul retenue sera située dans le poteau droit entre 6 et 8 m ou entre 0 et 2 m, soit un coefficient  $C_{nor}$  de 0,015.

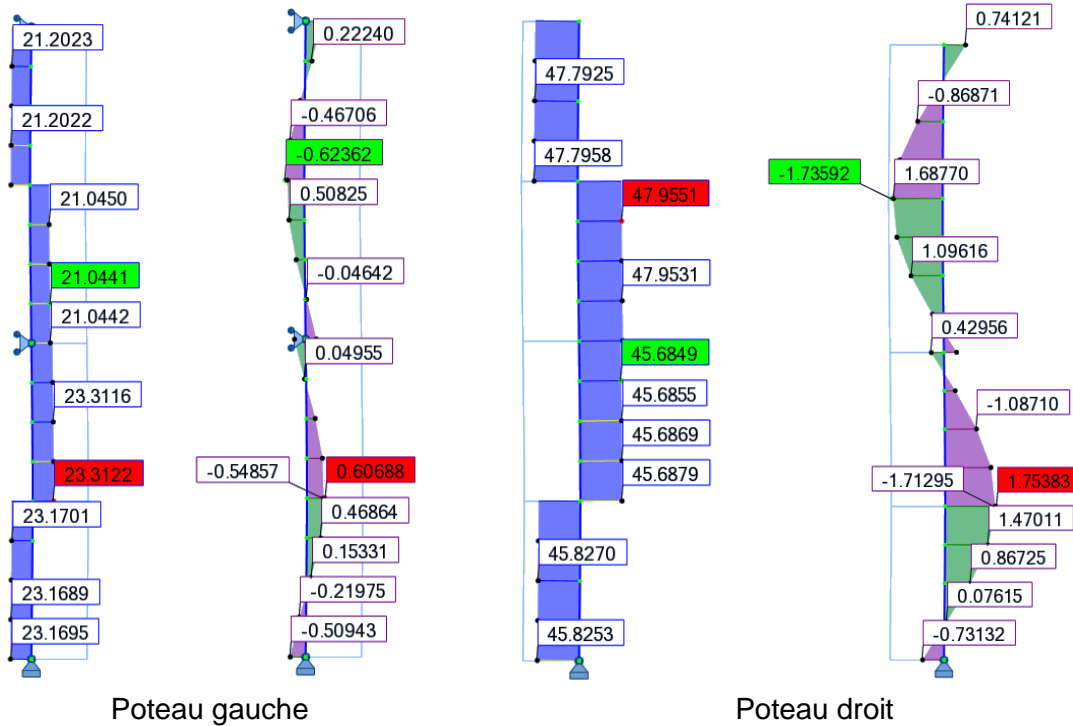
(iii) Conclusion sur la zone de détermination des I.I.

La comparaison du coefficient de normalisation  $C_{nor}$  dans chaque zone de F.S. maximal pour chaque profilé, permet d'identifier le coefficient de normalisation  $C_{nor}$  maximal dans le poteau gauche (entre 6 et 8 m).

⇒ La zone de calcul des imperfections initiales sera considérée dans le poteau gauche entre 6 et 8 m, soit  **$C_{nor} = 0,017$** .

## Vérification de l'échafaudage de façade avec la modélisation des imperfections initiales

Sollicitations au 2<sup>nd</sup> ordre de l'échafaudage de façade sous le chargement complet avec I.I.



### Vérification de la structure

	Poteau gauche	Poteau droit
Section	48,3 mm x 2,9 mm	60 mm x 6 mm
$N_{Ed}$ (kN)	21,202	45,827
$M_{Ed}^{II}$ (kN.m)	0,624	1,754
$N_{Rd}$ (kN)	132,352	325,728
$M_{pl,Rd}$ (kN)	1,915	5,622
$M_{N,Rd}$ (kN)	1,855	5,485
<b>Critère plastique non lin.</b>	$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} = 0,336$	$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} = 0,320$

### (c) Comparaison des critères plastiques non-linéaires

Les critères plastiques non-linéaires obtenus sont les suivants :

Normalisation à partir du poteau gauche		
	Poteau gauche	Poteau droit
Avec modélisation des I.I.	0,336	0,320
Sans modélisation des I.I.	0,336 (0%)	<b>0,112 (-65%)</b>

Dans cet exemple, la vérification sans modélisation des I.I. donne des résultats non sécuritaires par rapport à la vérification avec modélisation des I.I. En effet, sans modélisation des I.I., il n'est pas possible de prévoir l'influence que peuvent avoir les poteaux entre eux. C'est pourquoi, dans le cas d'une structure avec plusieurs profilés, la vérification sans modélisation des I.I. n'est pas possible.

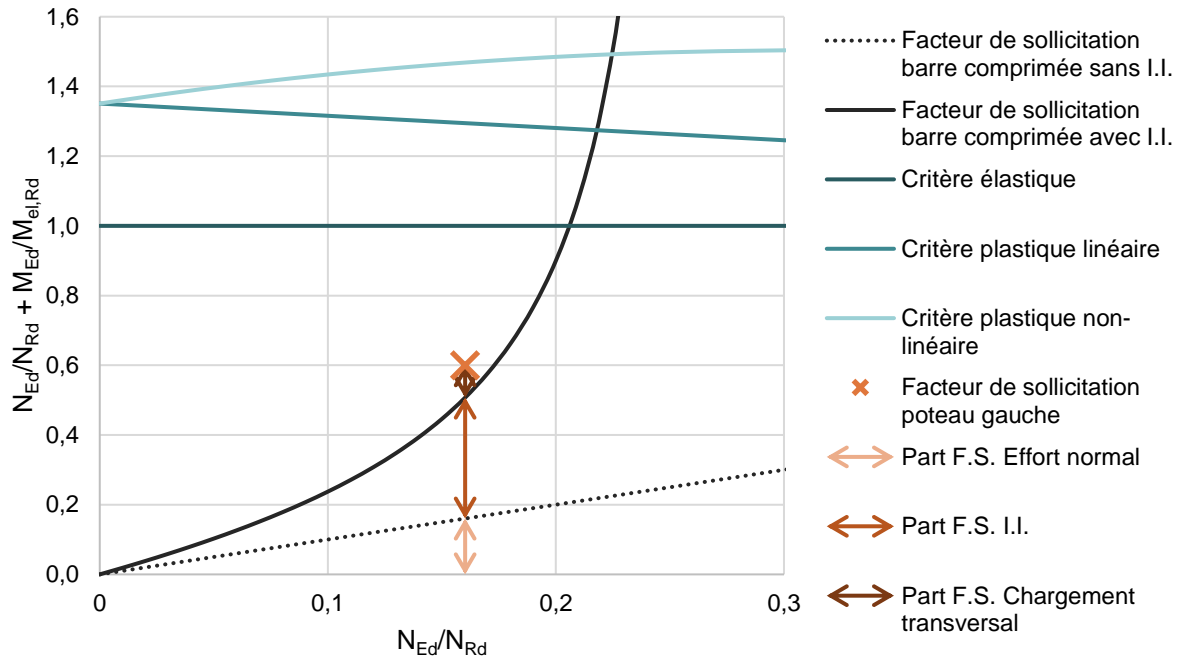
### (d) Calcul et visualisation du facteur de sollicitation

#### Calcul du facteur de sollicitation dans le poteau gauche\*

\*Ce calcul est effectué à partir des sollicitations dans la structure modélisée avec les imperfections initiales.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \frac{21,202}{132,352} + \frac{0,624}{1,418} = 0,600$$

#### Visualisation du facteur de sollicitation dans le poteau gauche

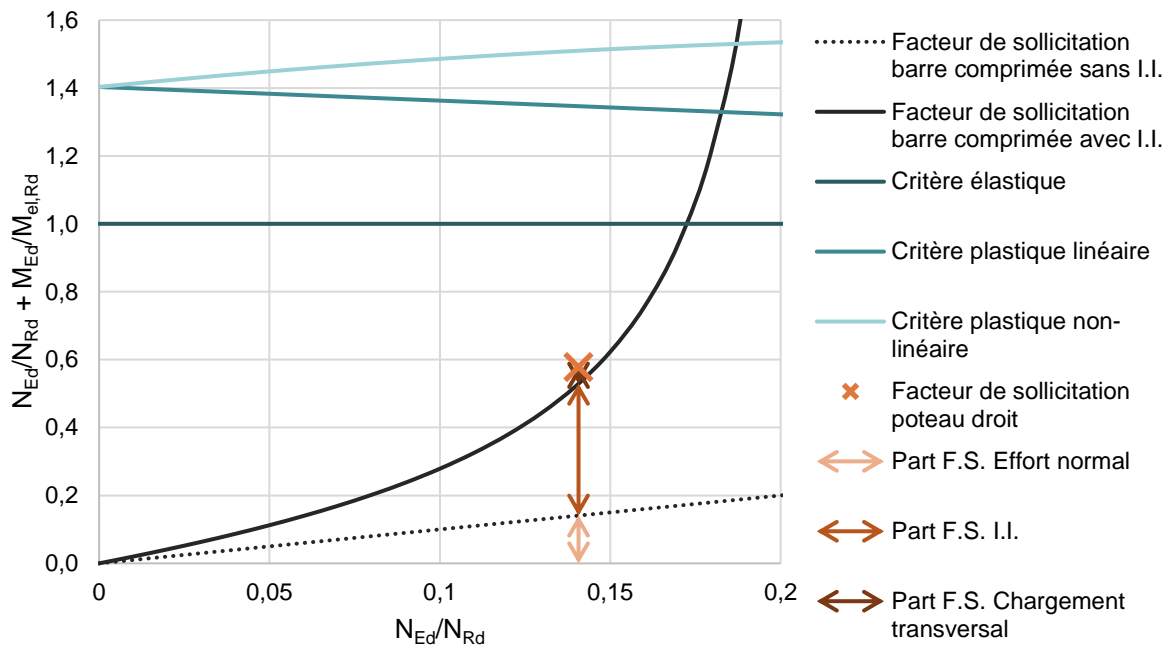


#### Calcul du facteur de sollicitation dans le poteau droit\*

\*Ce calcul est effectué à partir des sollicitations dans la structure modélisée avec les imperfections initiales.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \frac{45,827}{325,728} + \frac{1,754}{4,006} = 0,578$$

### Visualisation du facteur de sollicitation dans le poteau droit



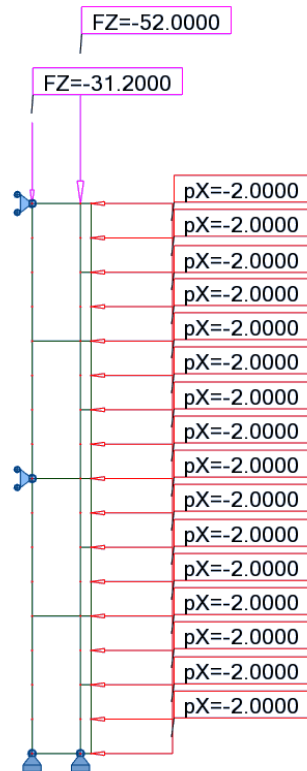
### 2.3. Echafaudage de façade renforcé

#### (a) Vérification sans la modélisation des imperfections initiales

##### **Géométrie et caractéristiques au flambement**

##### Géométrie et chargement

L'échafaudage de façade renforcé, de 0,7m de largeur et 8 m de hauteur, est considéré bi-articulé. Les poteaux sont réalisés avec des tubes circulaires 48,3 x 3,2 mm. Le poteau droit est renforcé avec un second poteau attaché tous les 1m.



### Caractéristiques de la section et matériaux

<b>Section 48,3 x 3,2 mm</b>	
Dimensions de la section	d = 48,3 mm t = 3,2 mm
Aire de la section	A = 4,534 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 11,586 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 6,520 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 4,798 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa

### Classe de la section transversale

Le profilé est une section circulaire creuse.

$$\frac{d}{t} = \frac{48,3}{3,2} = 15,09$$

Limite classe 1 :  $50\varepsilon^2 = 36,719$

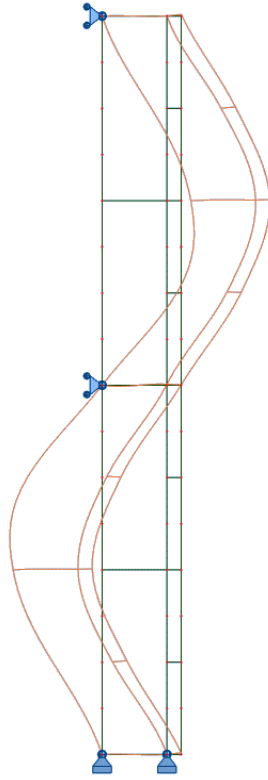
→ Section de classe 1

### Choix du type d'analyse et du type de critère

Une analyse au 2<sup>nd</sup> ordre sera effectuée et les critères de résistance choisis seront des critères de résistance plastique non-linéaire.

### Analyse des modes d'instabilité

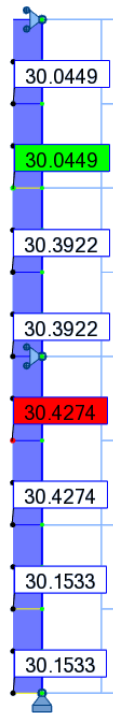
Le premier mode de flambement de la structure est le suivant :



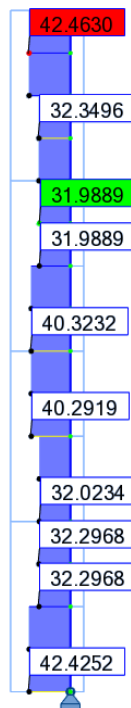
Coefficient critique :  $\alpha_{cr} = 1,90$

## Choix de la zone de calcul de l'instabilité

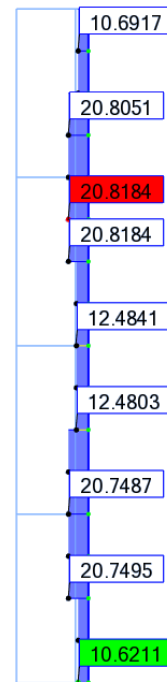
Effort normal au 2<sup>nd</sup> ordre sous le chargement complet



Poteau gauche



Poteau central



Poteau droit

### Choix de la zone de calcul

Parmi les zones à envisager pour la zone de calcul de l'imperfection initiale, on retient :

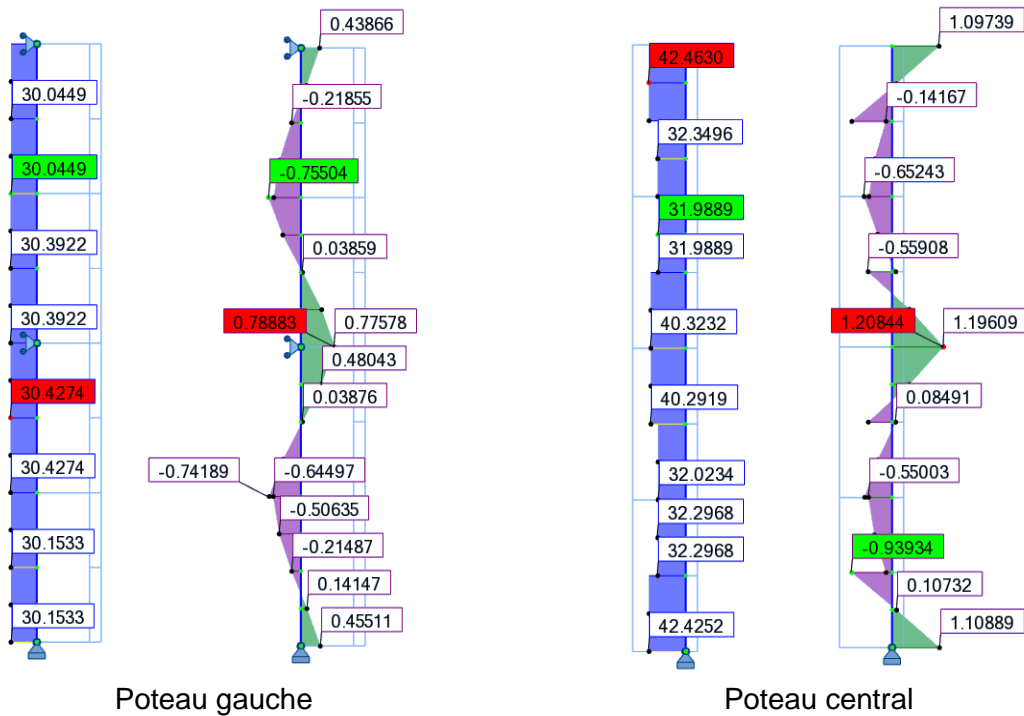
- la zone où l'effort normal  $N_{Ed}$  est maximal, soit dans le poteau central entre 7 et 8 m.
- la zone où la charge critique  $N_{cr}$  est la plus faible, soit dans le poteau droit entre 7 et 8 m ; cette charge critique minimale engendrant l'imperfection initiale  $e_0$  maximale.

	<b>Poteau central entre 7 et 8 m</b>	<b>Poteau droit entre 7 et 8 m</b>
	Zone avec $N_{Ed}$ max	Zone avec $N_{cr}$ min
Section	48,3 x 3,2 mm	48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)	42,463	10,621
$N_{Rd}$ (kN)	145,088	145,088
$N_{cr}$ (kN)	80,623	20,166
$\bar{\lambda}$	1,342	2,682
$e_0 = \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \frac{W_{el}}{A}$ (mm)	5,919	12,871
$M_{inst}^II = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)	0,531	0,289
$F.S. = \frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^II}{M_{el,Rd}}$	<b>0,639</b>	0,261

Le facteur de sollicitation maximal de l'échafaudage renforcé, dû aux imperfections initiales (non modélisées) et à la distribution de l'effort normal du cas de charge considéré, est localisé dans le poteau central entre 7 et 8 m. La zone de calcul sera donc considérée dans le poteau central entre 7 et 8 m.

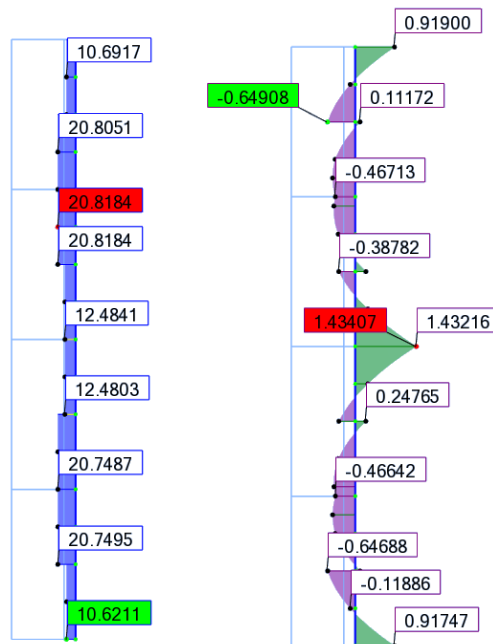
## Vérification de l'échafaudage de façade renforcé sans la modélisation des imperfections initiales

Sollicitations au 2<sup>nd</sup> ordre de l'échafaudage de façade renforcé sous le chargement complet



Poteau gauche

Poteau central



Poteau droit



### Vérification de la structure

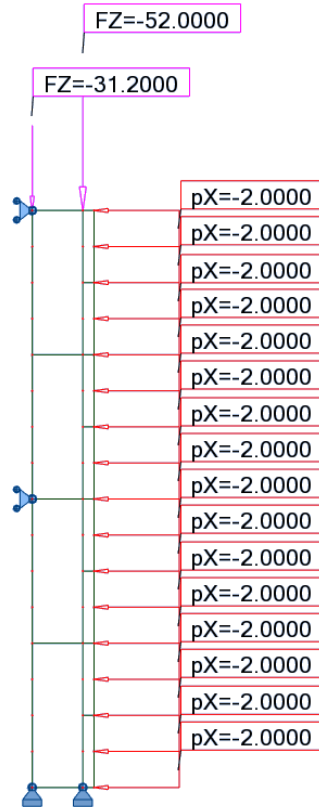
D'après les calculs réalisés pour le choix de la zone de calcul, on a :  $M_{inst}^{II} = 0,531 \text{ kN.m}$  pour l'ensemble de la structure.

	<b>Poteau gauche (H.Z.C.)</b>	<b>Poteau central</b>	<b>Poteau droit (H.Z.C.)</b>
Section	48,3 x 3,2 mm	48,3 x 3,2 mm	49,3x3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)	30,392	40,292	12,480
$M_{trans}^{II}$ (kN.m)	0,789	1,208	1,434
$M_{imp}^{II}$ (kN.m)	0,531	0,531	0,531
$N_{Rd}$ (kN)	145,088	145,088	145,088
$M_{pl,Rd}$ (kN)	2,086	2,086	2,086
$M_{N,Rd}$ (kN)	1,975	1,891	2,067
<b>Critère plastique non lin.</b>	$\frac{M_{inst}^{II}}{M_{N,Rd}} + \frac{M_{Ed,trans}^{II \text{ H.Z.C.}}}{M_{N,Rd}} =$ <b>0,668</b>	$\frac{M_{inst}^{II}}{M_{N,Rd}} + \frac{M_{Ed,trans}^{II}}{M_{N,Rd}} =$ <b>0,920</b>	$\frac{M_{inst}^{II}}{M_{N,Rd}} + \frac{M_{Ed,trans}^{II \text{ H.Z.C.}}}{M_{N,Rd}} =$ <b>0,951</b>

**(b) Vérification avec la modélisation des imperfections initiales**  
***Géométrie et caractéristiques au flambement***

**Géométrie et chargement**

L'échafaudage de façade renforcé, de 0,7m de largeur et 8 m de hauteur, est considéré bi-articulé. Les poteaux sont réalisés avec des tubes circulaires 48,3 x 3,2 mm. Le poteau droit est renforcé avec un second poteau attaché tous les 1m.



**Caractéristiques de la section et matériaux**

<b>Section 48,3 x 3,2 mm</b>	
Dimensions de la section	d = 48,3 mm t = 3,2 mm
Aire de la section	A = 4,534 cm <sup>2</sup>
Moment d'inertie	I <sub>y</sub> = I <sub>z</sub> = 11,586 cm <sup>4</sup>
Module plastique de la section	W <sub>pl,y</sub> = W <sub>pl,z</sub> = 6,520 cm <sup>3</sup>
Module élastique de la section	W <sub>el,y</sub> = W <sub>el,z</sub> = 4,798 cm <sup>3</sup>
Module d'élasticité longitudinal	E = 210 000 MPa
Limite d'élasticité	f <sub>y</sub> = 320 MPa

**Classe de la section transversale**

Le profilé est une section circulaire creuse.

$$\frac{d}{t} = \frac{48,3}{3,2} = 15,09$$

Limite classe 1 :  $50\epsilon^2 = 36,719$

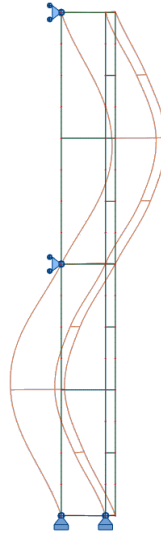
→ Section de classe 1

**Choix du type d'analyse et du type de critère**

Une analyse au 2<sup>nd</sup> ordre sera effectuée et les critères de résistance choisis seront des critères de résistance plastique non-linéaire.

### Analyse des modes d'instabilité

Le premier mode de flambement de la structure est le suivant :



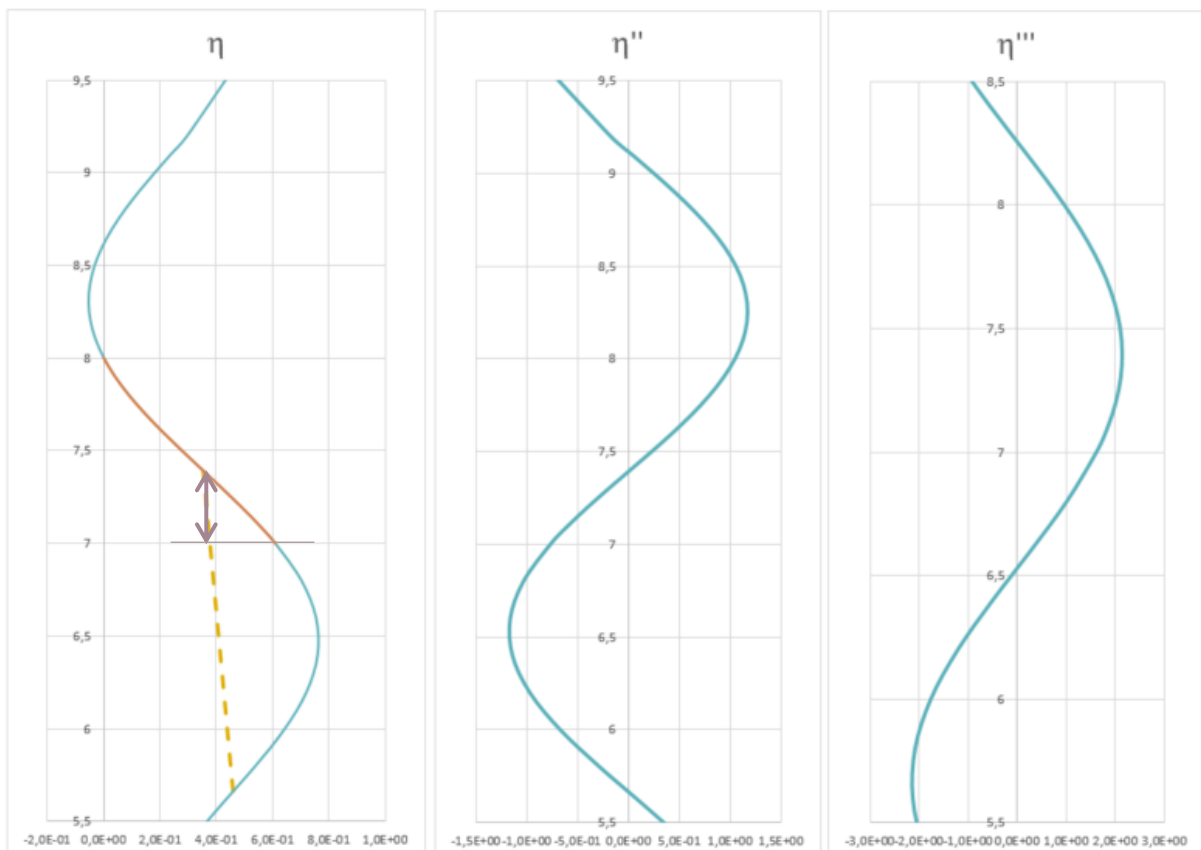
Coefficient critique :  $\alpha_{cr} = 1,90$

### **Choix de la zone de calcul des imperfections initiales**

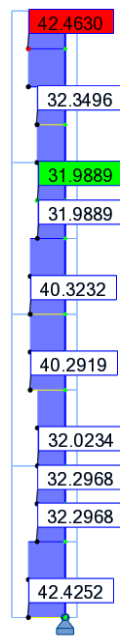
Parmi les zones à envisager pour la zone de calcul de l'imperfection initiale, on retient :

- la zone où l'effort normal  $N_{Ed}$  est maximal, soit dans le poteau central entre 7 et 8 m.
- la zone où la charge critique  $N_{cr}$  est la plus faible, soit dans le poteau droit entre 7 et 8 m ; cette charge critique minimale engendrant l'imperfection initiale  $e_0$  maximale.

Calcul des I.I. à partir du poteau central entre 7 et 8 m (Zone avec  $N_{Ed}$  max) :



Répartition de l'effort normal sous le chargement complet sans I.I.

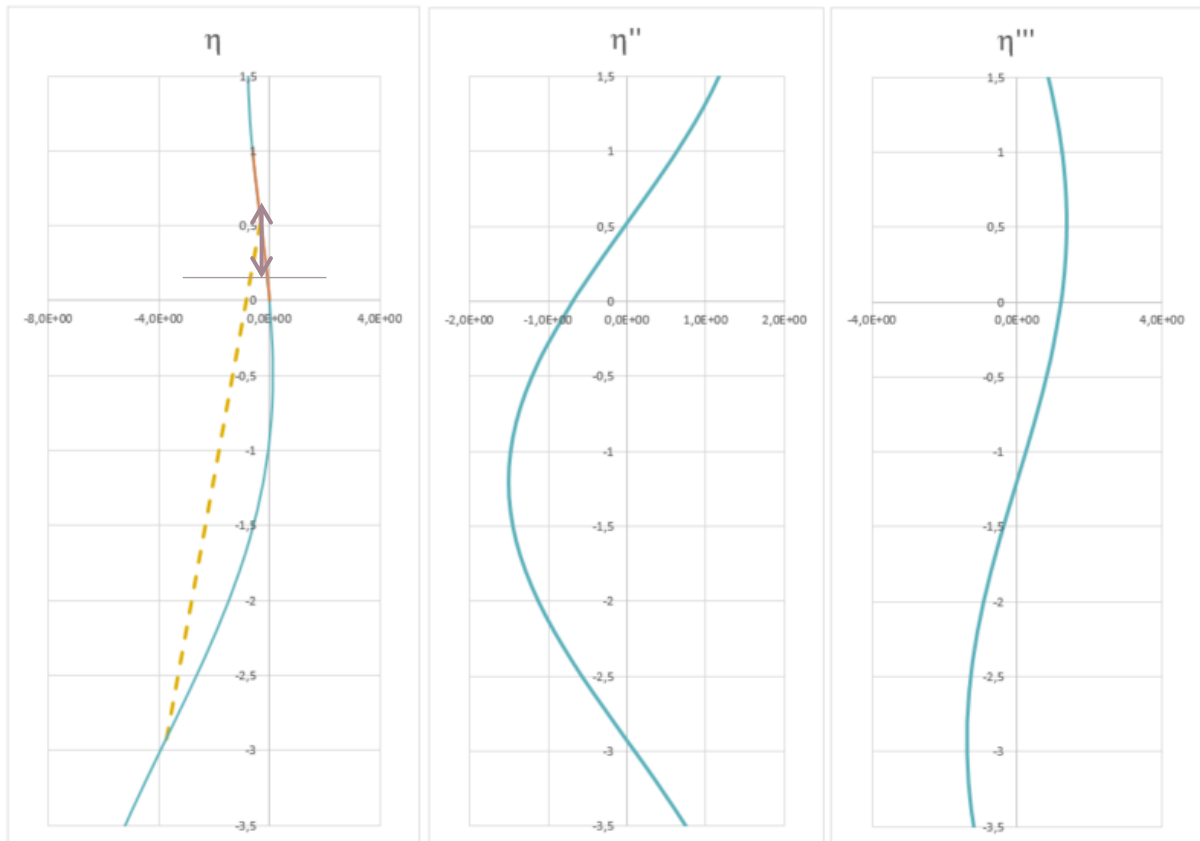


Poteau central

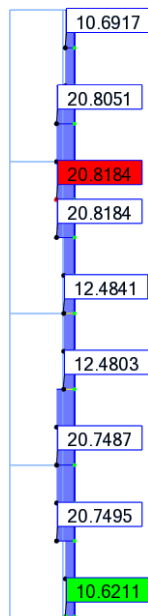
Facteur de sollicitation

		Poteau central entre 7 et 8 m
Section		48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)		42,463
$N_{Rd}$ (kN)		145,088
$e_0$ (mm)		5,919
$M_{inst}^II = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)		0,531
$l_f$ (m)		1,726
$z$ (m)		0,391
$C_{nor}$		0,017
$F.S. \text{ élastique} = \frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^II}{M_{el,Rd}} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot z}{l_f}\right)$		<b>0,519</b>

Calcul des I.I. à partir du poteau droit entre 7 et 8 m (Zone avec  $N_{cr}$  min) :



Répartition de l'effort normal sous le chargement complet sans I.I.



Poteau droit

## Facteur de sollicitation

	Poteau droit entre 7 et 8 m
Section	48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)	10,692
$N_{Rd}$ (kN)	145,088
$e_0$ (mm)	12,871
$M_{inst}^{II} = N_{Ed} \cdot e_0 \cdot \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1}$ (kN.m)	0,289
$l_f$ (m)	3,451
$z$ (m)	0,526
$C_{nor}$	0,007
F.S. élastique = $\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{inst}^{II}}{M_{el,Rd}} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot z}{l_f}\right)$	0,160

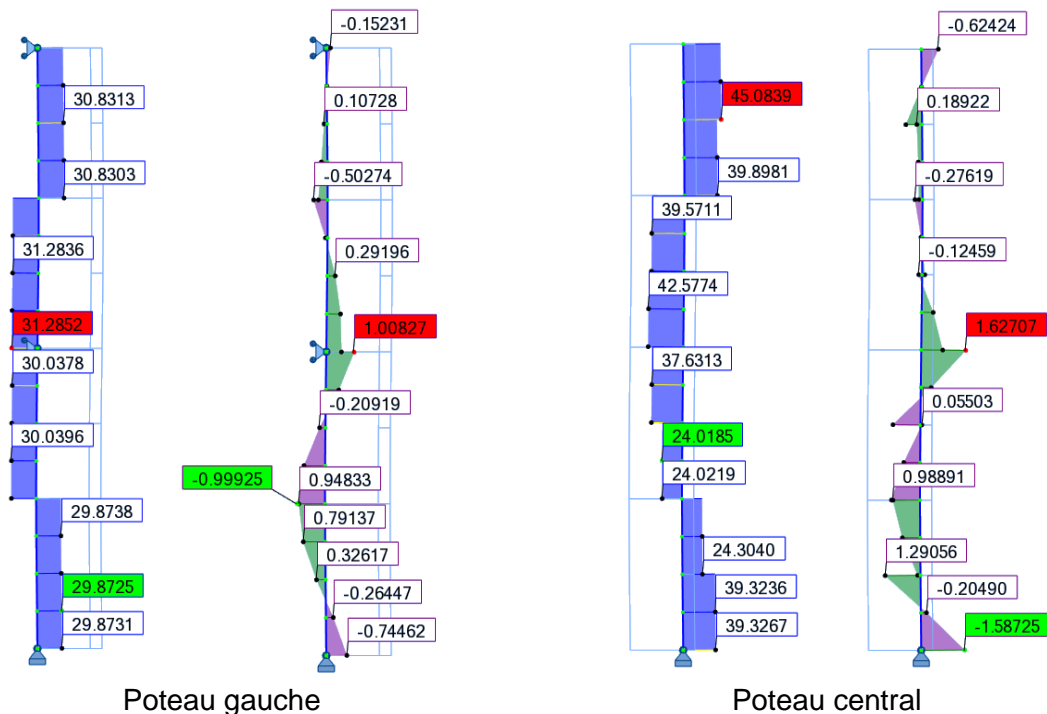
### Conclusion sur la zone de détermination des I.I.

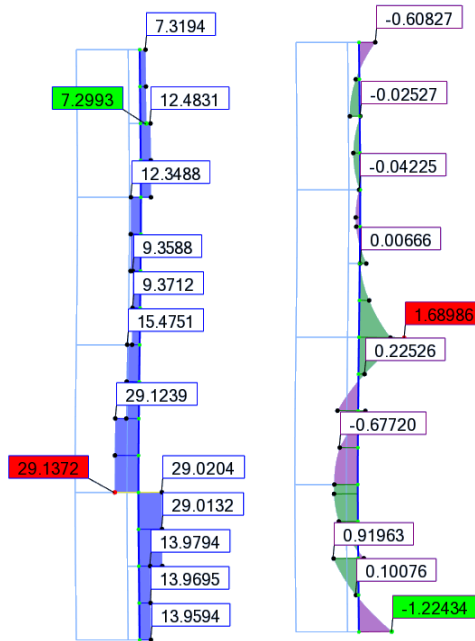
La structure n'étant composée que d'un seul profilé, la zone de calcul sera celle dont le facteur de sollicitation est maximal. On constate que le facteur de sollicitation maximal, dû aux imperfections initiales (modélisées) et à la distribution de l'effort normal du cas de charge considéré, est obtenu dans le poteau central entre 7 et 8 m (F.S. = 0,519).

- ⇒ La zone de calcul des imperfections initiales sera considérée dans le poteau central entre 7 et 8 m, soit  $C_{nor} = 0,017$ .

### Vérification de l'échafaudage de façade renforcé avec la modélisation des imperfections initiales

Sollicitations au 2<sup>nd</sup> ordre de l'échafaudage de façade renforcé sous le chargement complet avec I.I.





Poteau droit

Vérification de la structure

	Poteau gauche	Poteau central	Poteau droit
Section	48,3 x 3,2 mm	48,3 x 3,2 mm	48,3 x 3,2 mm
$N_{Ed}$ (kN)	31,285	37,631	15,490
$M_{Ed}^{II}$ (kN.m)	1,008	1,627	1,690
$N_{Rd}$ (kN)	145,088	145,088	145,088
$M_{pl,Rd}$ (kN)	2,086	2,086	2,086
$M_{N,Rd}$ (kN)	1,968	1,916	2,057
<b>Critère plastique non lin.</b>	$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} = \mathbf{0,512}$	$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} = \mathbf{0,849}$	$\frac{M_{Ed}^{II}}{M_{N,Rd}} = \mathbf{0,821}$
Facteur de sollicitation	$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \mathbf{0,872}$	$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \mathbf{1,319}$	$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \mathbf{1,207}$

**(c) Comparaison des critères plastiques non-linéaires**

Les critères plastiques non-linéaires obtenus sont les suivants :

	Poteau gauche	Poteau central	Poteau droit
Avec modélisation des I.I.	0,512	0,849	0,821
Sans modélisation des I.I.	0,668 (+30,5%)	0,920 (+8,4%)	0,951 (+15,8%)

Les écarts observés avec le calcul sans modélisation des I.I. sont dus au fait que l'on ajoute le moment d'instabilité et le moment des charges transversales, alors que ceux-ci ne sont pas situés au même endroit dans la structure (travée et appui). Le calcul place cependant en sécurité.

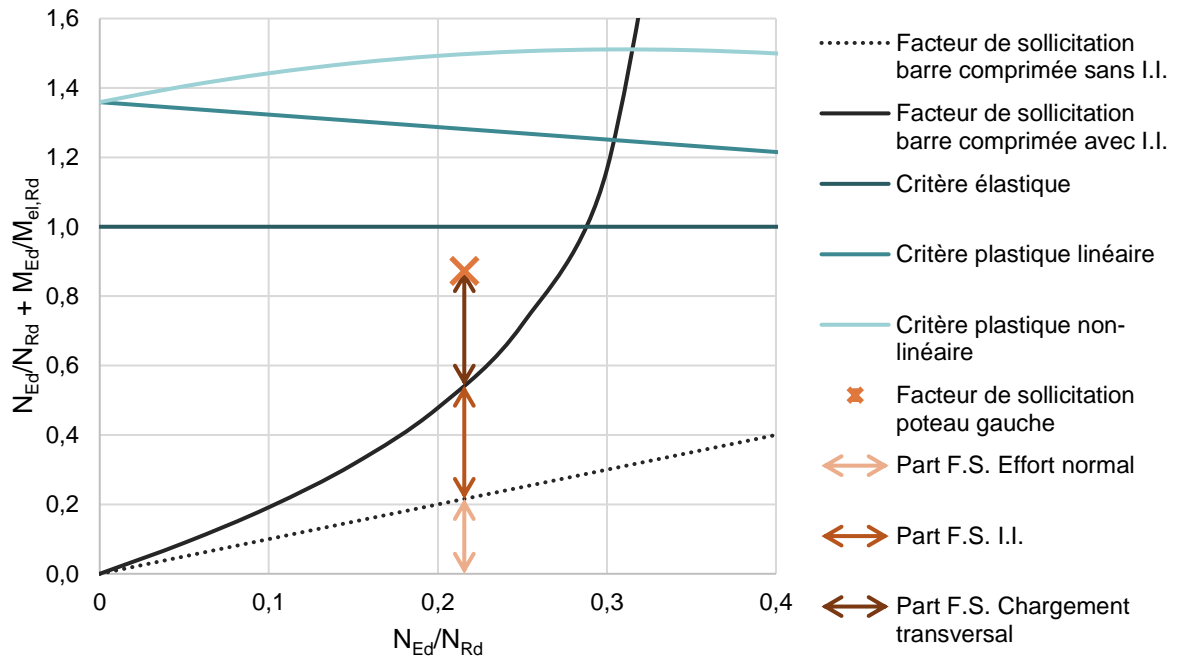
#### (d) Visualisation du facteur de sollicitation

##### Calcul du facteur de sollicitation dans le poteau gauche\*

\*Ce calcul est effectué à partir des sollicitations dans la structure modélisée avec les imperfections initiales.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \frac{31,285}{145,088} + \frac{1,008}{1,535} = 0,872$$

##### Visualisation du facteur de sollicitation dans le poteau gauche



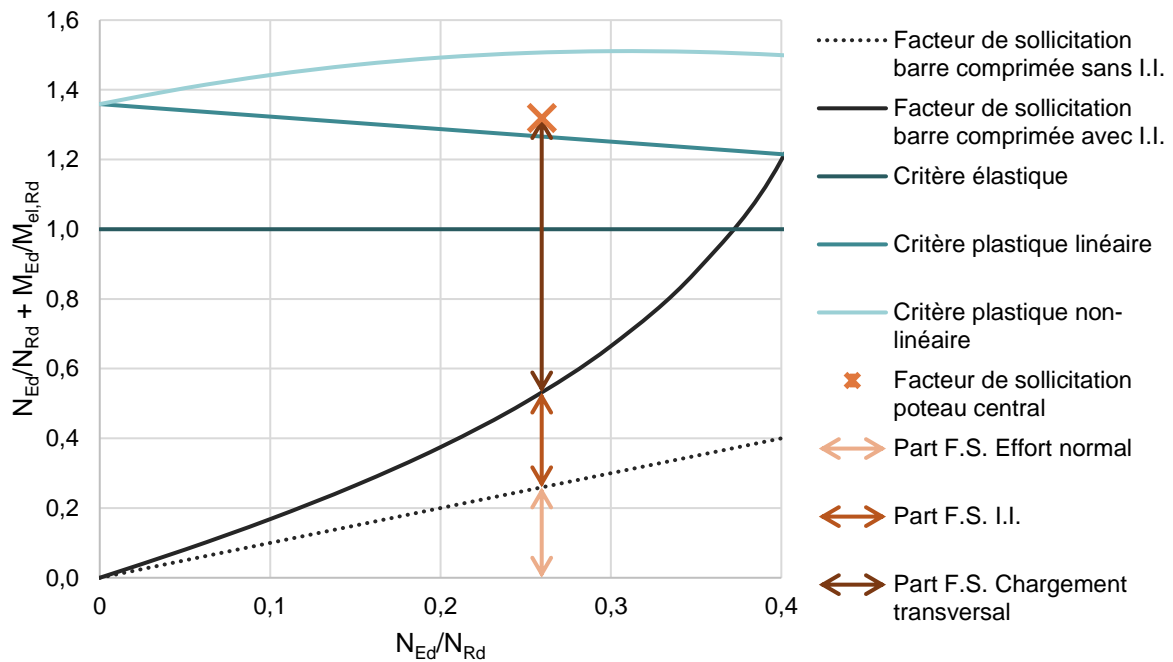
##### Calcul du facteur de sollicitation dans le poteau central\*

\*Ce calcul est effectué à partir des sollicitations dans la structure modélisée avec les imperfections initiales.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \frac{37,631}{145,088} + \frac{1,627}{1,535} = 1,319$$



### Visualisation du facteur de sollicitation dans le poteau central



### Calcul du facteur de sollicitation dans le poteau droit\*

\*Ce calcul est effectué à partir des sollicitations dans la structure modélisée avec les imperfections initiales.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{Ed}^{II}}{M_{el,Rd}} = \frac{15,490}{145,088} + \frac{1,690}{1,535} = 1,207$$

### Visualisation du facteur de sollicitation dans le poteau droit

