

Etude paramétrique d'assemblages soudés multiplans de tubes ronds : comparaisons des modes percés et non percés

Ing. P. HAGELSTEIN
Ing. B. ERNOTTE
CRIG – Liège
Dr Ir P. BOERAEVE
Ir J. DEHARD
GRAMME – Liège

Le but de cette étude est de chiffrer l'impact du pré-perçage d'une membrure sur le comportement structurel des assemblages multiplans de tubes ronds et de réaliser un outil de calcul. Pour l'atteindre, des simulations par éléments finis ont été réalisées avec le logiciel ABAQUS. Les courbes «charge-déplacement» obtenues à partir de celles-ci ont permis de comparer la charge de ruine de différents types d'assemblages.

Mots-clefs : assemblage, tube rond, pré-perçage, membrure, éléments finis.

The aim of the present study is to assess the chord pre-cutting impact on the multiplanar tubular joints behaviour and to achieve a design tool. Therefore, finite element simulations have been carried out with the software ABAQUS. The “load – displacement” curves given by these simulations allowed the comparison of the ultimate load for different joints.

Keywords: joint, circular hollow section, pre-cutting, chord, finite elements.

1. Etat de l'art

L'acier et les sections tubulaires sont souvent mis en avant dans les projets de construction. En effet, ce type de profils combine de bonnes caractéristiques structurales à une forme particulièrement attractive sur le plan architectural.



Figure 1 : Centre commercial Auchan, France

Traditionnellement, l'assemblage de tubes est réalisé par soudage, ce qui nécessite des opérations de préparations complexes, telles que les découpes d'extrémités des tubes secondaires (dites en « gueule de loup »), la confection de gabarits de positionnement, le repérage et le positionnement des éléments. Ainsi, vu le coût en main d'œuvre que demandent ces différentes opérations, le choix des profilés tubulaires est parfois écarté pour des raisons économiques.



Figure 2 : Technique d'assemblage traditionnelle

Dans le but de pallier les inconvénients actuels des assemblages tubulaires, une nouvelle méthode d'assemblages par pré-perçage de la membrure a vu le jour, permettant de simplifier les opérations traditionnelles. Cette technique consiste en une découpe des éléments principaux (membrures d'une poutre treillis par exemple), pour y imbriquer directement les éléments secondaires. Un cordon de soudure est ensuite réalisé comme dans la technique classique.

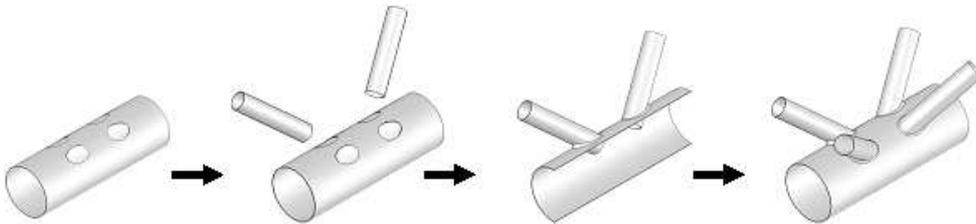


Figure 3 : Technique d'assemblage par pré-perçage de la membrure

Cette nouvelle technique possède toute une série d'avantages par rapport à la méthode classique au point de vue de la préparation des tubes, du montage en atelier et de la galvanisation. Elle permet une diminution du coût total des structures tubulaires.

2. Objectif de la recherche

L'objectif de cette recherche est de chiffrer l'impact du pré-perçage d'une membrure sur le comportement structurel des assemblages multiplans de tubes ronds afin de réaliser des abaques de calcul.

Ainsi, dans un premier temps, les charges de ruine des différents assemblages sont déterminées par éléments finis. Les valeurs obtenues sont ensuite comparées à celles obtenues par les formules du CIDECT¹. Dans un second temps, une comparaison entre les assemblages uniplans et leurs homologues multiplans est réalisée afin de s'assurer que les coefficients correcteurs proposés par le CIDECT peuvent être appliqués.

¹ CIDECT : Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire

Trois assemblages différents ont été étudiés : XX, TT et KK. Les deux premiers sont peu rencontrés dans la pratique. Vu leur simplicité, ils ont permis la compréhension du comportement d'assemblages plus complexes comme les KK.

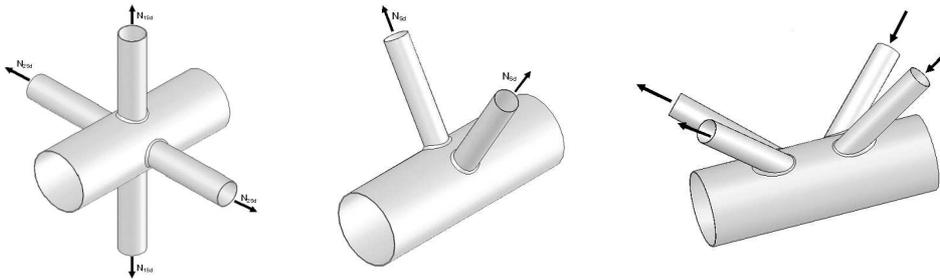


Figure 4 : Assemblages XX, TT et KK

Lors de cette étude, nous avons fait varier les deux principaux paramètres des assemblages, à savoir :

- Les dimensions de la membrure, c'est-à-dire son diamètre, d_0 , et son épaisseur, t_0 , présentées sous la forme d'un rapport :

$$\gamma = \frac{d_0}{2.t_0} \quad (2.1)$$

- Le rapport du diamètre de la diagonale, d_1 , sur celui de la membrure, d_0 :

$$\beta = \frac{d_1}{d_0} \quad (2.2)$$

Différentes séries d'assemblages ont été étudiées avec une même membrure, c'est-à-dire à paramètre γ constant. La seule variable était donc β . L'inclinaison θ de ces diagonales par rapport à l'axe de la membrure est fixée, quant à elle, à 45° .

3. Dimensionnement des assemblages multiplans

3.1 Les modèles analytiques

Actuellement, il n'existe pas de modèle purement analytique qui donne des résultats correspondant exactement aux expérimentations. Les modèles utilisés donnent une bonne approximation sur le comportement des

assemblages uniplans et l'influence des paramètres, mais ils doivent être complétés par des résultats expérimentaux pour fournir des expressions de la résistance ultime : ils conduisent donc à des formules semi-empiriques. Pour les assemblages simples il y a souvent une bonne concordance avec les résultats d'essai tout en restant proche du modèle purement analytique. Pour des assemblages plus complexes, l'influence de tous les paramètres ne peut pas être prise en compte dans les modèles analytiques. Pour ce type d'assemblage, les formules sont donc généralement empiriques.

Ainsi, pour la détermination de l'influence des paramètres d'un assemblage, deux modèles analytiques sont utilisés :

- Le « ring model » pour la ruine par plastification de la membrure ;
- Le « punching shear model » pour la rupture par poinçonnement.

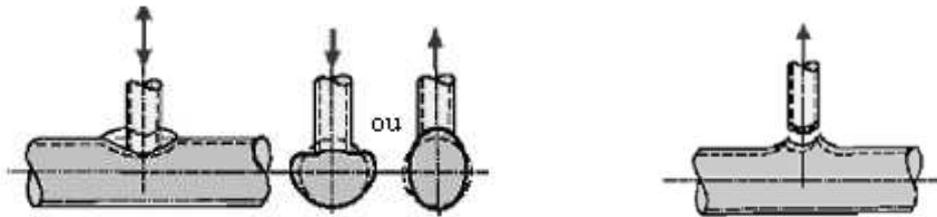


Figure 5 : Plastification de la membrure et rupture par poinçonnement

3.2 Les assemblages uniplans (X, T, K)

Actuellement, les méthodes de dimensionnement des assemblages tubulaires se basent sur des formules semi-empiriques. La plupart de ces formules de dimensionnement ont été développées par le CIDECT. Ainsi, l'annexe KK de l'Eurocode 3 qui traite des assemblages tubulaires est essentiellement basée sur les recommandations du CIDECT.

Les formules de calcul de la résistance des assemblages en X, T et K sont basées sur une compression de la diagonale mais peuvent également être utilisées lorsque celle-ci est en traction.

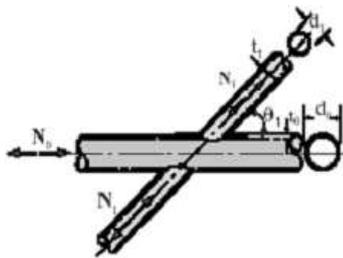
Comme nous l'avons déjà dit précédemment, deux critères déterminent en général la charge de ruine:

- La plastification de la membrure ;
- La rupture par poinçonnement de la membrure.

Ces deux critères doivent impérativement être vérifiés à l'aide des formules indiquées ci-dessous.

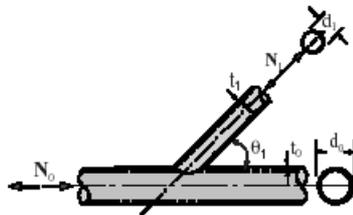
La plastification de la membrure

- Pour les assemblages en X



$$N_1 = \frac{f_{y0} \cdot t_o^2}{\sin \vartheta_1} \left[\frac{5,2}{1 - 0,81 \cdot \beta} \right] \cdot f(n') \quad (3.1)$$

- Pour les assemblages en T ou en Y



$$N_1 = \frac{f_{y0} \cdot t_o^2}{\sin \vartheta_1} (2,8 + 14,2 \cdot \beta^2) \gamma^{0,2} \cdot f(n') \quad (3.2)$$

Dans le cas des assemblages en T ou en Y, la répartition du chargement est plus complexe. Ainsi, les fonctions dépendant de β et de γ ont dû être déterminées expérimentalement.

La fonction $f(n')$, qui tient compte de la sollicitation axiale de la membrure, est déterminée par les équations suivantes :

- $f(n') = 1.0$ pour $n' \leq 0$ (traction)
- $f(n') = 1 - 0.3n' - 0.3n'^2$ pour $n' > 0$ (compression)

avec :

$$n' = \frac{f_{op}}{f_{y0}} \quad \text{et} \quad f_{op} = \frac{N_{op}}{A_o}$$

où :

- f_{y0} est la limite élastique de l'acier utiliser pour la membrure ;
- N_{op} est, dans la membrure, l'effort axial le plus faible de part et d'autre de l'assemblage ;

A_0 est l'aire de la section transversale de la membrure.

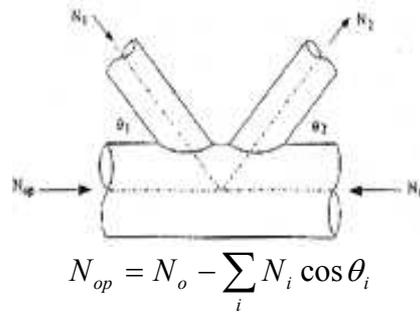
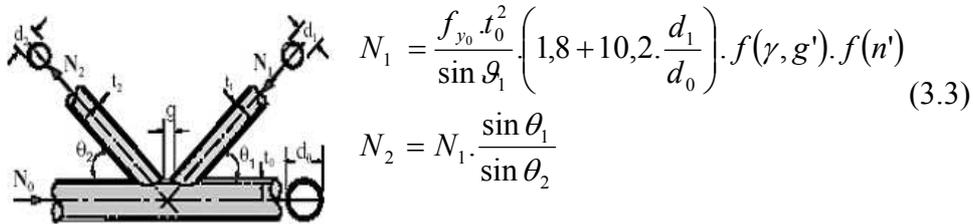


Figure 6 : Effort axial N_{op} dans la membrure

Ainsi, on constate que le fait de charger axialement la membrure a pour effet de diminuer la résistance de l'assemblage.

- Pour les assemblages en K



où :

$f(n')$ est semblable à celle utilisée dans les assemblages en X, T et Y
 $f(\gamma, g')$ dépend de γ et de l'espacement (ou recouvrement) entre les diagonales :

$$f(\gamma, g') = \gamma^{0,2} \left(1 + \frac{0,024 \cdot \gamma^{1,2}}{\exp(0,5 \cdot g' - 1,33) + 1} \right) \text{ où } g' = \frac{g}{t_0} \quad (3.4)$$

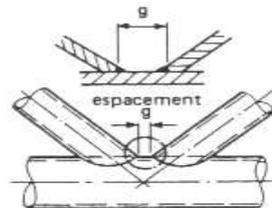


Figure 7 : Espacement g

Le poinçonnement de la membrure

Le poinçonnement de la membrure est vérifié en appliquant directement le « punching shear model ». L'équation ci-dessous peut être utilisée dans tous les types d'assemblage, aussi bien pour les X que les T et que les K.

$$N_1 = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \cdot t_0 \cdot \pi \cdot d_1 \cdot \frac{1 + \sin \vartheta_1}{2 \cdot \sin^2 \vartheta_1} \quad (3.5)$$

3.3 Les assemblages multiplans

Pour le dimensionnement des assemblages multiplans, le CIDECT propose une méthode simple à utiliser qui s'inscrit dans la continuité de la théorie développée pour les assemblages uniplans. Elle consiste à appliquer un coefficient correcteur aux formules proposées pour les assemblages uniplans.

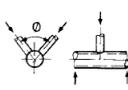
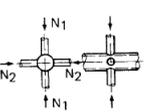
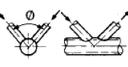
Type of joint	Correction factor to uniplanar joint $60^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$
TT 	1.0
XX 	$1 + 0.33 \frac{N_2}{N_1}$ Note: take account of the sign of N_2 and N_1 ($N_1 \geq N_2$)
KK 	0.9 (symmetrical or asymmetrical loading)

Figure 8 : Coefficients correcteurs pour la résistance des assemblages multiplans

4. Modélisation

4.1 Caractéristiques géométriques

Chaque tube a été modélisé par une coque cylindrique dont le diamètre correspond au diamètre nominal moyen du tube. Son épaisseur est l'épaisseur nominale du tube.

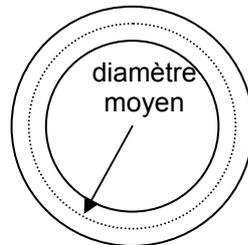


Figure 9 : Diamètre de modélisation

La dimension principale de la soudure est la profondeur de gorge, a . Cette dimension doit respecter les recommandations de l'Eurocode 3 afin que la rupture prédominante de l'assemblage ne soit pas située dans celle-ci.

La modélisation des soudures utilisée dans les simulations par éléments finis est la suivante :

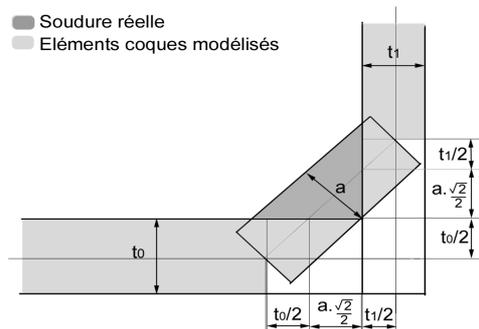


Figure 10 : Modélisation de la soudure pour un angle de 90° entre diagonale et membrure

Cette modélisation n'est valable que pour des diagonales qui forment un angle de 90° avec la membrure. Les soudures des assemblages dont l'angle n'est pas droit seront traitées au cas par cas.

Ci-dessous, deux exemples de modélisation avec le logiciel ABAQUS.

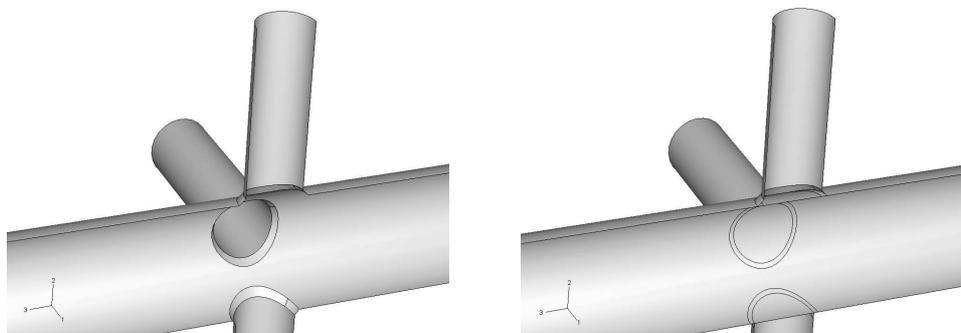


Figure 11 : Assemblages à membrure percée et non percée

4.2 Caractéristiques des matériaux

La nuance de l'acier est un paramètre qui fait varier la résistance de l'assemblage. Cependant, seul de l'acier S235 ($f_y = 235 \text{ N/mm}^2$) a été utilisé. En effet, des résultats antérieurs ont montré que la nuance de l'acier agit comme un coefficient de proportionnalité sur la résistance des assemblages.

Le module de Young, E , est égal à 210000 N/mm^2 et le coefficient de Poisson, ν , vaut 0,3.

Les membrures et les diagonales sont modélisées à l'aide d'un matériau possédant un palier plastique. Dans certains cas, il a été nécessaire de modéliser la diagonales avec un matériau infiniment élastique afin d'atteindre la ruine par plastification de la membrure dans le cas où la ruine de la diagonale serait observée avant.

Les soudures, quant à elles, sont modélisées à l'aide un matériau infiniment élastique de sorte qu'elles ne plastifieront jamais.

4.3 Discrétisation

Toutes les simulations ont été réalisées avec des éléments coques à 4 nœuds comportant une intégration réduite, notée S4R dans le logiciel ABAQUS. Ainsi, le logiciel intègre les résultats uniquement sur un nœud moyen et non

sur les 4 nœuds. Les résultats obtenus sont en général précis. De plus, le temps de calcul est particulièrement réduit.

Cependant, comme ces éléments à 4 nœuds ne permettent pas de simuler le cisaillement perpendiculaire aux parois, les courbes charge-déplacement devront être arrêtées à la charge de ruine par « punching shear »

Le maillage utilisé sera de plus en plus fin au fur et à mesure que l'on se rapproche du nœud de l'assemblage. Ainsi, les valeurs calculées au niveau du nœud seront plus précises que les valeurs aux extrémités des diagonales et de la membrure.

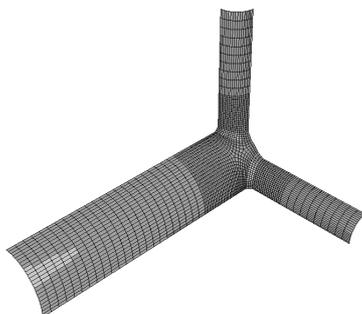


Figure 12 : Maillage type

Le maillage adopté et l'intégration réduite permettent donc d'avoir un bon compromis entre la précision des résultats et le temps de calcul.

4.4 Analyse des résultats

La charge de ruine des différents assemblages est déterminée à partir des courbes charge-déplacement. Afin de la déterminer, une limite de déformation a été fixée, à savoir, une déformation transversale de la demi-section de la membrure de 3% du diamètre de celle-ci.

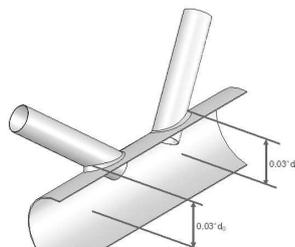


Figure 13 : Mesure des déformations

Ainsi, la charge de ruine correspond au premier maximum de la courbe charge-déplacement. Si aucun maximum n'est observé avant la limite de déformation de 3% du diamètre de la membrure, d_0 , c'est celle-ci qui déterminera la charge de ruine.

5. Etude paramétrique d'assemblages KK

5.1 Introduction

Comme l'étude des assemblages XX et TT est similaire à celle des assemblages KK et que ce sont ces derniers qui sont les plus fréquemment rencontrés, seuls des résultats concernant les assemblages KK sont développés dans cet article.

L'objectif poursuivi par cette étude est, d'une part, de déterminer et chiffrer la perte de résistance qui se produit lors du passage du mode non percé au mode percé. D'autre part, les résistances des assemblages uniplans seront comparées à celles de leurs homologues multiplans afin de développer de nouveaux facteurs correctifs.

5.2 Géométries étudiées

Seuls les résultats d'une série à γ constant sont présentés dans cet article. Ils correspondent à l'assemblage suivant :

Membrure 193.7 ép. 5 mm $\gamma=19.37$ g=40 mm $\varphi=60^\circ$			
Diagonale	55 ép. 4 mm	76.1 ép. 4 mm	82.5 ép. 4 mm
Rapport β	0,28	0,39	0,43

Tableau 1 : Série étudiée

Cependant, les conclusions tirées à la fin de cette étude paramétrique ont été faites sur base de 6 séries à γ constant, soit un total de 18 géométries différentes.

La configuration d'un assemblage KK chargé axialement ainsi que les dimensions et les paramètres géométriques dimensionnels sont présentés ci-dessous :

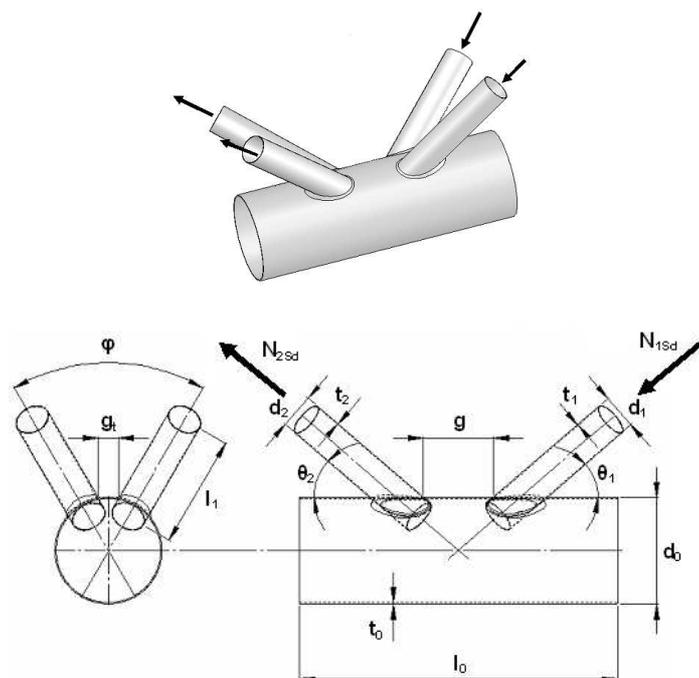


Figure 14 : Dimensions et paramètres géométriques dimensionnels des assemblages KK

Pour ce qui est des conditions d'appuis, elles ont été choisies afin de permettre à l'assemblage d'avoir un comportement proche de la réalité. La figure ci-dessous les représente. Par souci de clarté, un seul plan est représenté mais il est bien entendu que le chargement des diagonales s'applique de la même manière dans les deux plans.

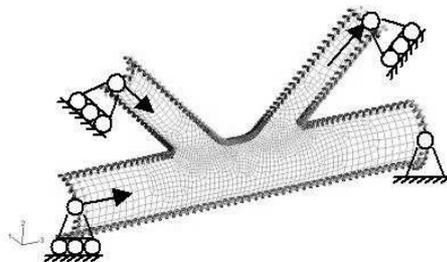


Figure 15 : Conditions d'appuis des assemblages KK

5.3 Résultats des simulations

Assemblages KK - Membrane 193.7 ép. 5 $\varphi = 60^\circ$			
Diagonale	55 ép. 4	76.1 ép. 4	82,5 ép. 4
Rapport $\beta = d_1/d_0$	0.28	0.39	0.43
Charge au déplacement 0.03*d0 NON PERCE [kN]	89.86	118.84	135.38
Charge au déplacement 0.03*d0 PERCE [kN]	88.89	114.97	124.59
Perte P/NP à 3% de d0	1.08%	3.26%	7.97%
CIDECT : N_{Rd} [kN]	66.98	82.83	87.64
Punching shear [kN]	200.10	276.87	300.15
Comparaison CIDECT / NP	74.54%	69.70%	64.74%

Tableau 2 : Résultats des modélisations

En analysant ces résultats, on peut constater que les charges de ruine calculées par le CIDECT sont plus sécuritaires que celles obtenues par le calcul par éléments finis. Cette différence varie entre 25 et 36%.

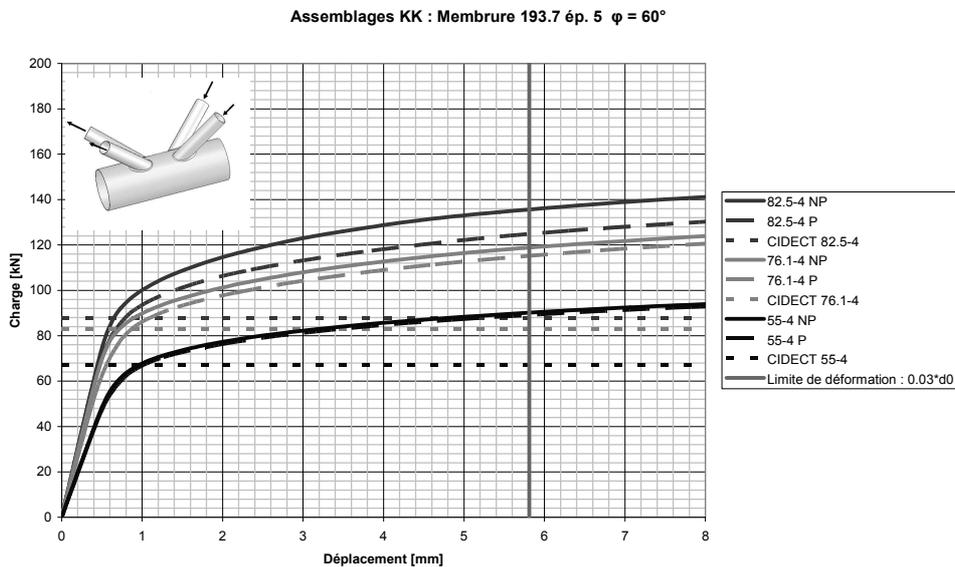


Figure 16 : Courbes charge-déplacement

5.4 Comparaison des résistances entre membrure percée et non percée

Les pertes de résistances entre les modes percés et non percés augmentent lorsque le rapport β augmente. Ces pertes sont toutefois limitées. En effet, elles varient seulement entre 1 et 8%.

Afin de mettre en évidence la différence de résistance entre les modes percés et non percés, la différence moyenne a été déterminée graphiquement.

Cette comparaison étant indépendante des dimensions des assemblages, toutes les charges ont été divisées par $f_{y0} * t_0^2$ de manière à avoir un nombre sans dimension.

Ainsi, pour chaque géométrie, les points représentatifs des coordonnées (« résistance assemblage non percé » ; « résistance assemblage percé ») ont été reportés. Une courbe de tendance linéaire a ensuite été tracée afin d'obtenir une valeur moyenne. Les données utilisées pour tracer ce graphique sont les charges à 3% de déformation issues de toutes les modélisations KK.

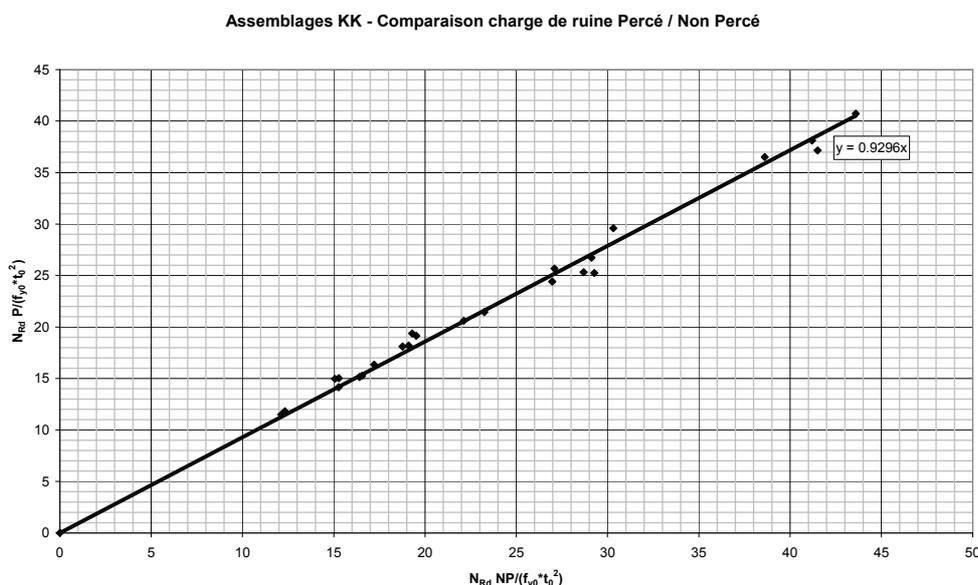


Figure 17 : Comparaison des charges Percé / Non Percé

Les différents points sont pratiquement tous regroupés de part et d'autre de la droite, ce qui permet de déduire avec une bonne précision la perte de résistance qui se produit lors du passage du mode non percé au mode percé. Elle correspond à la pente de la droite et elle vaut 7%.

Il est également intéressant de représenter cette perte de résistance en fonction des paramètres β et γ . Cependant, seul le rapport β est pris en compte car aucune relation avec le rapport γ n'a pu être établie.

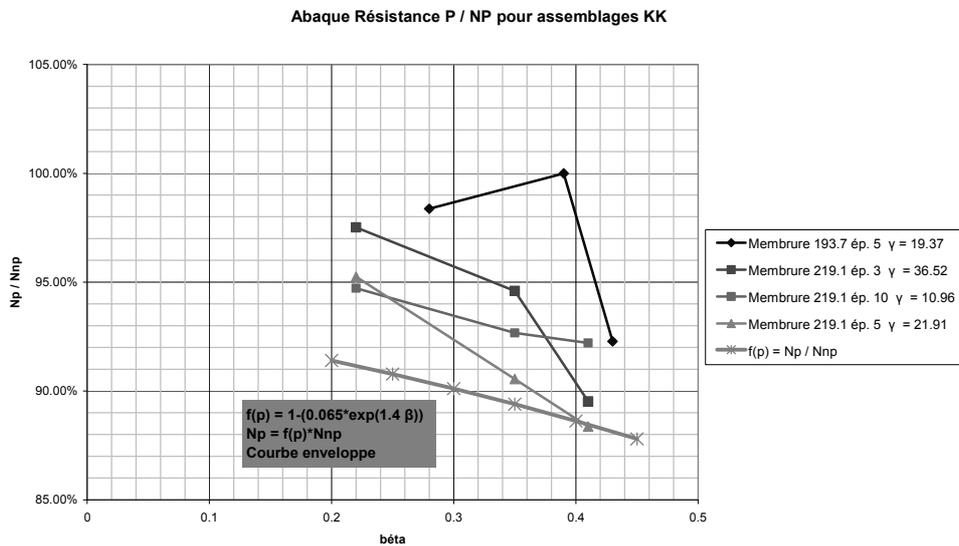


Figure 18 : Comparaison des modes percés et non percés en fonction de β

Grâce à ce graphique, une courbe enveloppe a pu être tracée. Son équation permet de tenir compte du perçage de la membrure quel que soit son rapport β . Ainsi, il suffit de pondérer la résistance d'un assemblage non percé par le coefficient $f(p)$.

$$f(p) = 1 - (0,065 * \exp(1,4 \beta)) \quad (5.1)$$

$$N_{RdPercé} = f(p) * N_{RdNonPercé}$$

5.5 Comparaison des assemblages uniplans et multiplans

Le coefficient correcteur du CIDECT permettant de passer d'un assemblage K à un assemblage KK est égal à 0.9. Ce facteur n'est valable que pour un angle, φ , entre les diagonales compris entre 60° et 90° .

Afin de mettre de tels coefficients en évidence, les géométries des différentes séries KK ont été choisies de manière à correspondre à leurs homologues K. Ensuite, les résultats des séries KK ont été mis en rapport avec ceux des séries K de manière à faire apparaître ces coefficients correcteurs.

Assemblages KK - Membrane 193.7 ép. 5 $\varphi = 60^\circ$			
Diagonale	55 ép. 4	76.1 ép. 4	82,5 ép. 4
Rapport β	0.28	0.39	0.43
KK : Charge au déplacement 0.03*d0 NON PERCE [kN]	89.86	118.84	135.38
KK : Charge au déplacement 0.03*d0 PERCE [kN]	88.89	114.97	124.59
KK : CIDECT : N_{Rd} [kN]	66.98	82.83	87.64
K : Charge au déplacement 0.03*d0 NON PERCE [kN]	141.02	188.01	211.18
K : Charge au déplacement 0.03*d0 PERCE [kN]	140.86	183.69	203.94
K : CIDECT : N_{Rd} [kN]	74.43	92.04	97.38
Facteur correctif NP	0.64	0.63	0.64
Facteur correctif P	0.63	0.63	0.61
Facteur correctif CIDECT	0.90	0.90	0.90

Tableau 3 : Comparaison des assemblages K et KK

Le rapport entre un assemblage K et un assemblage KK est de l'ordre de 0,60 alors que le CIDECT propose un coefficient correcteur de 0,90. Cette différence est due au fait que l'angle, φ , entre les diagonales est égal à 60° . En effet, il a été établi par d'autres résultats que le coefficient correcteur est influencé par la valeur de l'angle φ . Ainsi, lorsque l'angle φ est élevé, c'est-à-dire proche de 90° , le coefficient correcteur est proche de 0,90. De même, lorsque l'angle φ est faible, c'est-à-dire proche de 60° , le coefficient correcteur est proche de 0,60.

Malgré ce constat, c'est le coefficient 0,90 du CIDECT qui sera utilisé car l'objectif de cette recherche est de mesurer l'impact du pré-perçage de la membrane sur la résistance d'un assemblage multiplan classique.

5.6 Influence des non linéarités géométriques

Les non-linéarités géométriques ont une influence sur la charge de ruine des assemblages, particulièrement lorsque des éléments sont comprimés. En effet, la prise en compte de ces effets du second ordre lors du calcul par éléments finis diminue la valeur de la charge de ruine.

Assemblages KK - Membrure 193.7 ép. 5 $\varphi = 60^\circ$			
Diagonale	55 ép. 4	76.1 ép. 4	82,5 ép. 4
Rapport β	0.28	0.39	0.43
Charge au déplacement 0.03*d0 NON PERCE [kN]	89.86	118.84	135.38
Charge au déplacement 0.03*d0 PERCE [kN]	88.89	114.97	124.59
Perte P/NP à 3% de d0	1.08%	3.26%	7.97%
Charge de ruine NON PERCE [kN] (prise en compte du 2 nd ordre géométrique)	73.98	94.80	109.63
Charge de ruine PERCE [kN] (prise en compte du 2 nd ordre géométrique)	73.41	92.76	101.29
Perte P/NP	0.77%	2.15%	7.61%
Comparaison NP / NP avec 2nd ordre	121.47%	125.36%	123.49%
Comparaison P / P avec 2nd ordre	121.09%	123.94%	123.00%
CIDECT : N*Rd [kN]	66.98	82.83	87.64
Punching shear [kN]	200.10	276.87	300.15
Comparaison CIDECT / NP	74.54%	69.70%	64.74%
Comparaison CIDECT / NP avec 2 nd ordre	90.54%	87.37%	79.94%

Tableau 4 : Résultats des modélisations avec prise en compte du 2nd ordre géométrique

Ces résultats montrent que les non-linéarités géométriques ont une influence non négligeable sur la valeur de la charge de ruine. En effet, une différence de 20 à 25% peut être observée.

Comme le montre le graphique de la page suivante, cette différence n'est marquée qu'au niveau des charges de ruine. En effet, en ce qui concerne le rapport entre les assemblages uniplans et multiplans ainsi que l'évolution de la différence entre les modes percés et non percés, les effets du 2nd ordre géométrique ont très peu d'influence.

Comparaison des comportements : Membrane 193.7 ép. 5 diagonales 55 ép. 4

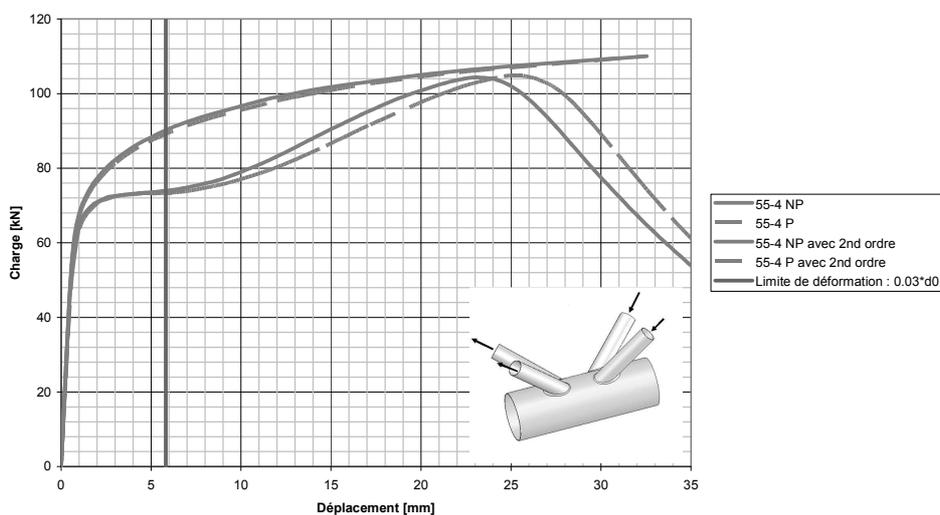


Figure 19 : Comparaisons des comportements

5.7 Influence de l'effort dans la membrure

Lorsque l'assemblage se retrouve dans son contexte, c'est-à-dire dans une poutre treillis, les membrures sont soumises à un effort de compression ou de traction.

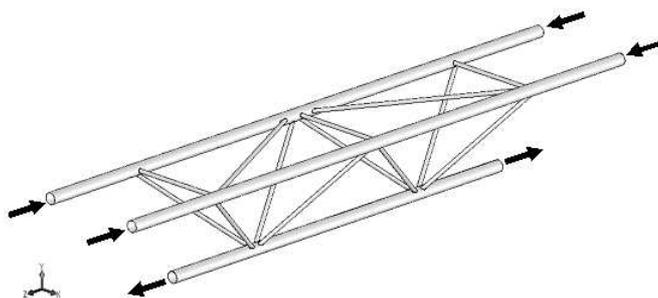


Figure 20 : Traction et compression dans les membrures d'une poutre treillis pour une charge descendante

Ainsi, le but de ce paragraphe est d'étudier l'influence de l'effort dans la membrure sur le comportement des assemblages KK.

La charge axiale appliquée à la membrure, N_{op} se calcule à partir du terme « n' » de la fonction $f(n')$ développée précédemment. Pour la série étudiée, les valeurs de la charge axiale N_{op} sont les suivantes :

n'	Traction				Compression		
	-1	-0.6	-0.3	0	0.3	0.6	1
N_{op} [kN]	-696,5	-417.9	-208.9	0	208.9	417.9	696.5

Tableau 5 : Calcul de la charge axiale N_{op}

Le maillage et les conditions d'appuis utilisées sont identiques à celles des simulations précédentes. Cependant, la manière d'appliquer le chargement est différente selon que l'on a de la traction ou de la compression dans la membrure.

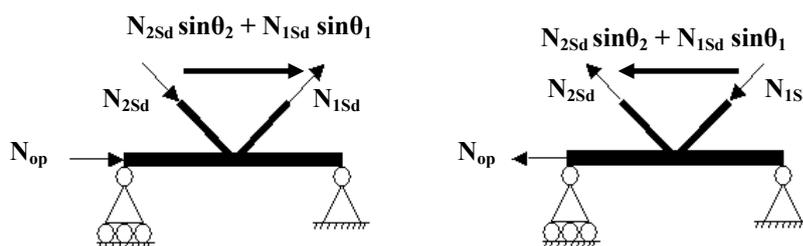


Figure 21 : Compression et traction dans la membrure

Afin de mettre en évidence l'influence de l'effort dans la membrure, c'est-à-dire la fonction $f(n')$, des courbes représentant la charge de ruine en fonction du terme « n' » de la fonction $f(n')$ ont été tracées. Comme le montre les courbes de la figure 22, l'effort dans la membrure a une influence sur le comportement des assemblages.

Ainsi, lorsque le terme « n' » est inférieur à -0,3 ou supérieur à 0,3, c'est-à-dire quand l'effort dans la membrure est élevé, la différence de résistance entre les assemblages en mode percé et non percé est pratiquement nulle.

Par contre, lorsque le terme « n' » est compris entre -0,3 et 0,3, c'est-à-dire quand le chargement de la membrure est faible, la différence de résistance entre les assemblages en mode percé et non percé se comporte de la même manière que lorsqu'on ne charge pas la membrure.

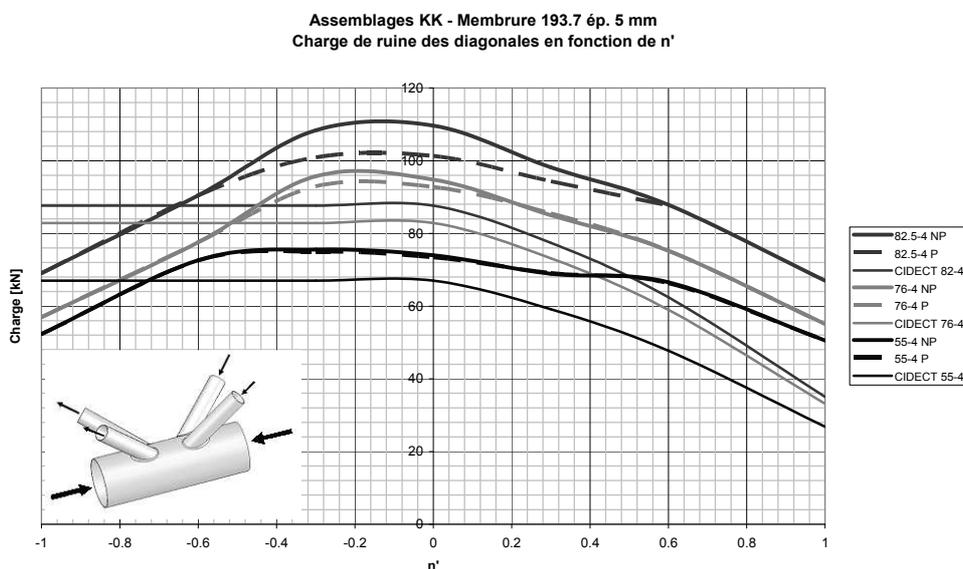


Figure 22 : Charges de ruine en fonction de « n' »

Enfin, ces courbes confirment l'interprétation de la fonction $f(n')$ faite précédemment : l'effort dans la membrure, de traction ou de compression, diminue la charge de ruine des assemblages.

6. Conclusion

La construction tubulaire permet des solutions esthétiques en harmonie avec les tendances architecturales actuelles. L'utilisation de la nouvelle technique d'assemblage par pré-perçage de la membrure permet de réaliser des structures tubulaires à moindre coût, reculant ainsi les limites de l'imagination et de la créativité des concepteurs.

L'objectif de cette étude paramétrique étant de déterminer la résistance d'assemblages multiplans à membrure percée, une démarche en trois temps a été effectuée. Tout d'abord, une analyse des modèles de calcul d'assemblages multiplans classiques. Ensuite, une comparaison des résultats obtenus par éléments finis d'assemblages percés et non percés. Enfin, une formulation de coefficients correcteurs qui permettent de tenir compte du pré-perçage au départ des résistances obtenues à l'aide des formules du CIDECT.

Trois assemblages différents ont été étudiés : XX, TT et KK. Les observations ont permis de développer des coefficients de dimensionnement qui tiennent compte de l'influence du pré-perçage de la membrure pour ces types d'assemblages comme le montre le tableau ci-dessous.

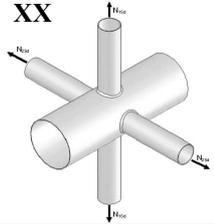
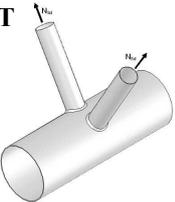
Dimensionnement d'assemblages multiplans à membrure percée		
Type d'assemblage	Assemblage classique	Coefficient correcteur
XX 	$N_1 = \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \left[\frac{5,2}{1-0,81\beta} \right] \cdot f(n') * \left(1 + 0,33 \cdot \frac{N_{2Sd}}{N_{1Sd}} \right)$	$f(p) = 1 - (3,65 \cdot \beta^2 - 0,85 \cdot \beta + 0,36)$
TT 	$N_1 = \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \cdot [2,8 + 14,2\beta^2] \cdot \gamma^{0,2} \cdot f(n') * 1$	$f(p) = 1 - (0,16 \cdot \beta^2)$
KK 	$N_1 = \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \cdot \left[1,8 + 10,2 \cdot \frac{d_1}{d_0} \right] \cdot f(\gamma, g') \cdot f(n') * 0,9$ $N_2 = N_1 \cdot \frac{\sin \theta_1}{\sin \theta_2}$	$f(p) = 1 - (0,065 * \exp(1,4 \beta))$

Figure 23 : Méthode de dimensionnement développée

Cette méthode de calcul se veut avant tout simple et accessible à tous les concepteurs de structures tubulaires. Elle montre que dimensionner un assemblage multiplan à membrure percée revient à dimensionner un assemblage multiplan classique que l'on pondère par la fonction $f(p)$ qui tient compte de la différence de résistance entre les modes percés et non percés.

Bref, tous ces résultats sont encourageants. Ils permettent de voir l'avenir des assemblages à membrure percée de manière optimiste.

7. Références bibliographiques

Abaqus 6.4, Analysis User's Manual, Volume II : Analysis.

Abaqus 6.4, Analysis User's Manual, Volume IV: Elements.

ERNOTTE B., *Assemblage par perçage dans la construction tubulaire*, Cahier de l'APK, Juin 2005.

Eurocode 3, Design of steel structures. Part 1-1 : General rules and rules for buildings, 1992.

GRUNDY P., HOLGATE A., WONG B., *Tubular Structures VI*, A.A. Balkema, 1994.

PACKER J.A., WARDENIER J., KUROBANE Y., DUTTA D., YEOMANS N., *Guide de dimensionnement - Assemblages de sections creuses circulaires (CHS) sous chargement statique prédominant*, Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire, 1991.

WARDENIER J., *Hollow sections in structural application*, Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire (CIDECT), 2000.