

LES POSSIBILITÉS OFFERTES PAR LES PONTS MIXTES TUBULAIRES

par A. Nussbaumer

RÉSUMÉ

Il existe de plus en plus d'exemples de ponts mixtes acier-béton dont les poutres sont des treillis composés de sections creuses, en particulier en Europe. Ces structures élégantes et transparentes sont appréciées car elles s'intègrent bien dans de nombreux environnements. Et si les noeuds qui composent les treillis donnent une impression de simplicité, leur dimensionnement requiert une attention toute spéciale. En effet, ils se caractérisent par des changements brusques de rigidité, des excentricités et une distribution hautement non-uniforme de contraintes. Cette complexité doit être considérée lors de la vérification à la fatigue des nœuds de ces ouvrages. Or, les normes existantes ne couvrent pas les dimensions typiques des éléments utilisés dans les ponts.

Sur la base d'études analytiques, numériques et expérimentales récentes effectuées à l'ICOM, des recommandations pour le calcul et la fabrication des ponts mixtes tubulaires ont été produites. Elles incluent la comparaison entre les deux solutions possibles pour les noeuds : l'assemblage direct entre les tubes par soudage et l'utilisation de noeuds moulés en acier coulé. Les particularités propres à chaque solution ainsi que les avantages/inconvénients sont passés en revue. Les courbes de résistance à la fatigue des différents cas étudiés sont comparées. L'importance d'un dimensionnement équilibré entre les différents sites potentiels de fissuration par fatigue dans un noeud (en pied de cordon, en racine, à partir de défauts dans l'acier coulé) est discuté. Finalement, l'influence de l'état limite fatigue sur le dimensionnement, ainsi que celle de traitements de parachèvement, sont présentées.

SUMMARY

They are more and more steel-concrete bridges with truss beams made of tubular profiles, particularly in Europe. These elegant and transparent structures are appreciated as they may be properly integrated in many different environments. But even if the constitutive joints appear rather simple, their design requires a special attention. Indeed they are characterised by sudden changes of rigidity, eccentricities and highly non-uniform stress distributions. This complexity has to be taken into consideration when the fatigue resistance of joints in such structures is checked. And in fact the existing standards do not cover the typical dimensions of the elements used for bridges.

On the basis of recent analytical, numerical and experimental studies carried out at ICOM, recommendations for the design and the fabrication of tubular composite bridges have been produced. They include comparisons between both possible solutions for joints: direct assembly of the tubes by welding and use of steel cast joints. The features and the advantages/disadvantages of each of the two solutions are reviewed. Fatigue strength curves are compared for the different investigated cases. The importance of a well-balanced design amongst the various potential locations for fatigue cracking in a joint (at weld toe or root, from local imperfections in a cast joint) is discussed. Finally the influence of the fatigue limit state on the design as well as the influence of the finishing operations are presented.

1. – Introduction

Il existe de plus en plus d'exemples de ponts mixtes acier-béton, en particulier en Europe, dont les poutres sont des treillis composés soit de caissons soudés, soit de profilés creux (généralement circulaires). Les raisons sont multiples : nouvelle interprétation architecturale des ponts métalliques rivetés du début de l'ère industrielle, structures élégantes et transparentes qui s'intègrent bien dans de nombreux environnements, progrès dans les techniques de fabrication. Si ces structures donnent une impression de simplicité, leur dimensionnement requiert cependant une attention particulière. En effet, les nœuds qui composent les treillis se caractérisent par des changements brusques de rigidité, des excentricités et une distribution hautement non-uniforme de contraintes. Cette complexité doit être considérée lors du dimensionnement en utilisant des formules spécifiques et, pour les ouvrages d'art, cela comprend également la vérification à la fatigue.

Dans les ponts mixtes, hormis comme éléments d'entretoisement ou de contreventement, il y a de nombreuses possibilités d'utilisation de tubes comme élément principal pour constituer des poutres treillis uniplanaires ou spatiales à hauteur constante ou à hauteur variable, des poutres lenticulaires, des arcs avec un, plusieurs tubes ou en poutre à treillis, etc. Suivant la géométrie et le nombre de tubes concourant à chaque nœud, l'assemblage direct entre les tubes par soudage peut être avantageusement remplacé dans certains cas que nous discuterons, par l'utilisation de nœuds moulés en acier coulé. Sur la figure 1, deux exemples de ponts-route utilisant des profilés creux circulaires (tubes) sont montrés : le pont de **Traunheim** (D), qui contient également des nœuds moulés, et le viaduc de **Dättwil** près de Zurich.

Pour obtenir l'effet mixte, on lie généralement la membrure supérieure du treillis et la dalle avec des goujons soudés, noyés dans la dalle [1]. Dans le cas où des éléments préfabriqués sont utilisés, la réalisation de la connexion se révèle plus délicate lorsque la membrure supérieure est un tube. Pour le pont de **Dättwil**, figure 1, la préfabrication des éléments de dalle a conduit à utiliser une solution spécifique. Des fers plats avec des goujons soudés ont été incorporés dans les éléments en béton des dalles préfabriquées. Une fois les éléments en place, la liaison a été effectuée en soudant ces fers plats contre les membrures de la poutre triangulée. De plus amples renseignements avec des solutions innovantes pour la liaison peuvent être trouvés dans la littérature [1, 2]; un article dans un prochain numéro de cette revue y sera d'ailleurs consacré.

L'importance croissante de l'utilisation des profilés creux (circulaires ou rectangulaires) dans les structures a été reconvenue dans les normes européennes pour les structures porteuses puisque le chapitre 7 de l'EN1993-1-8 leur est consacré. Ce chapitre traite de la majorité des cas rencontrés en pratique, que ce soit des assemblages uniplanaires ou spatiaux sous chargement statique, et composés de profilés creux ronds, carrés ou rectangulaires.

Par ailleurs, on peut aussi trouver des infos complémentaires dans les guides du CIDECT, par exemple le numéro 2 [3]. En ce qui concerne le dimensionnement à la fatigue, l'EN1993-1-9 contient des tables spécifiques pour les assemblages tubulaires, avec cependant des limites contraignantes pour la plupart des détails, telles que épaisseur inférieure à 12,5 mm, diamètre inférieur à 300 mm. Ces tables ne sont donc utiles que pour des passerelles légères et pas pour des ponts tubulaires. Par conséquent, cet article se concentre sur l'aspect du dimensionnement à la fatigue des ponts mixtes tubulaires, d'autant que nous montrerons dans la section 2 que la fatigue est souvent l'état-limite qui détermine les dimensions des tubes d'un pont-poutre de moyenne portée.

La méthode de dimensionnement à la fatigue qui doit être utilisée pour ces ouvrages est la méthode dite au point chaud [4, 5, 6]. Elle tient compte du champ de contrainte non-uniforme qui existe dans tout détail soudé. Elle permet de déterminer, à l'aide de modèles aux éléments finis (MEF), de mesures ou de formules paramétriques, une valeur de contrainte à chaque endroit potentiel de fissuration. Les courbes de fatigue à utiliser avec cette méthode sont données dans l'annexe B de l'EN1993-1-9, mais son application pratique n'est possible qu'en utilisant d'autres publications [5, 6]. La contrainte au point chaud inclut les effets de la géométrie et du chargement, mais ne tient pas compte d'effets très locaux comme la forme du cordon de soudure ou les imperfections, ces effets restants inclus dans les courbes de résistance à la fatigue (une courbe par famille de détails), voir section 3 pour de plus amples explications.

Dans un assemblage tubulaire, il n'y a pas qu'un point chaud par nœud mais de nombreux points chauds comme on peut le voir sur la figure 2 (points nommés 1L, 1R, 2L, 2R, 31L, 4L, etc.). Dans la pratique, le calcul de la valeur de la contrainte à un point chaud s'effectue en utilisant des formules paramétriques [5, 6]. Ces formules fournissent des facteurs de concentration de contrainte (SCF) en fonction des paramètres géométriques du nœud (tels que β , γ , τ ou θ , voir fig. 2) et du chargement (décomposé en plusieurs cas de charge simples).



Traunbrücke près de Traunheim (D) avec tubes et nœuds moulés, ingénieur R. J. Dietrich



Pont de Dättwil (CH) avec nœuds soudés, ingénieur H.-G. Dauner.

Fig. 1 – Exemples de ponts-route à structure tubulaire

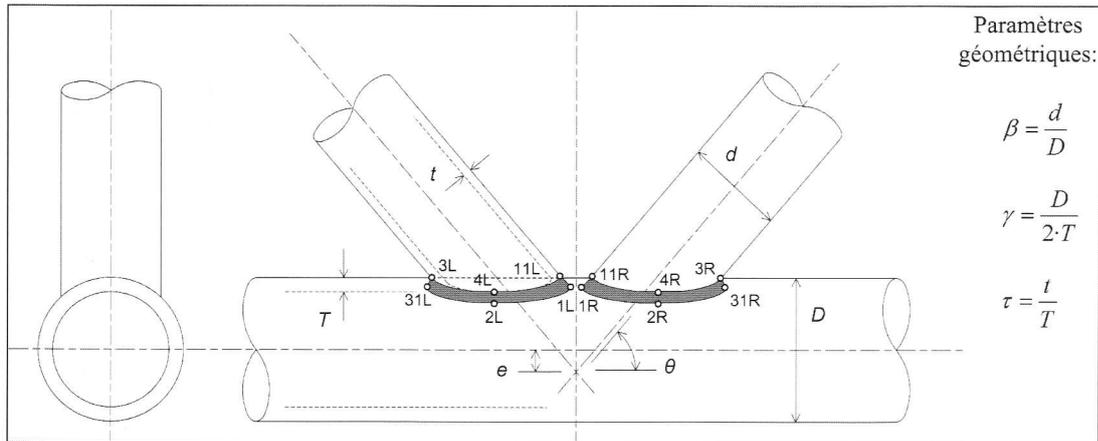


Fig. 2 – Géométrie d'un nœud soudé en K et points chauds de contrainte

La contrainte à chaque point chaud et pour chaque cas de charge simple est le produit de la contrainte nominale par le SCF correspondant. La contrainte totale due au chargement réel peut alors s'exprimer comme suit :

$$\sigma_{hs,i} = \sum_{LC=1}^n SCF_{i,LC} \cdot \sigma_{nom,LC} \quad (1)$$

- $\sigma_{hs,i}$ contrainte au point chaud i (hot spot i)
- $\sigma_{nom,LC}$ contrainte nominale dans les tubes pour le cas de charge simple LC
- $SCF_{CFi,LC}$ facteur de concentration de contrainte au point i pour le cas de charge simple LC

Afin de pouvoir utiliser cette méthode de manière plus intuitive, nous avons développé une nouvelle manière de calculer cette contrainte. Elle est présentée dans la section 4.1. Avec cette méthode, l'ingénieur peut sentir l'influence et les interactions entre les différents paramètres entrant en jeu et ainsi trouver plus facilement une solution optimale.

2. – VÉRIFICATION D'UN PONT-POUTRE TYPE

2.1. – Hypothèses de calcul

Après avoir récolté des informations sur les ponts tubulaires existants [7], la géométrie type d'un pont-poutre mixte acier-béton de moyenne portée a été établie. Nous avons choisi de modéliser un pont-route à deux voies de circulation et comportant trois portées de 40 m. Ce pont est un bipoutre où chaque poutre est un treillis uniplanaire en V, avec des nœuds en K, comme montré à la figure 3a, et les nœuds sont soit faits de tubes directement soudés, soit des nœuds moulés.

Dans un premier temps, la partie métallique de la structure du pont a été dimensionnée pour satisfaire aux exigences de résistance ultime statique et d'utilisation des normes suisses actuelles (SIA 260 et suivantes [8]). Ces normes sont basées sur les mêmes principes que les Eurocodes, le résultat du dimensionnement statique effectué est donc similaire à ce qui

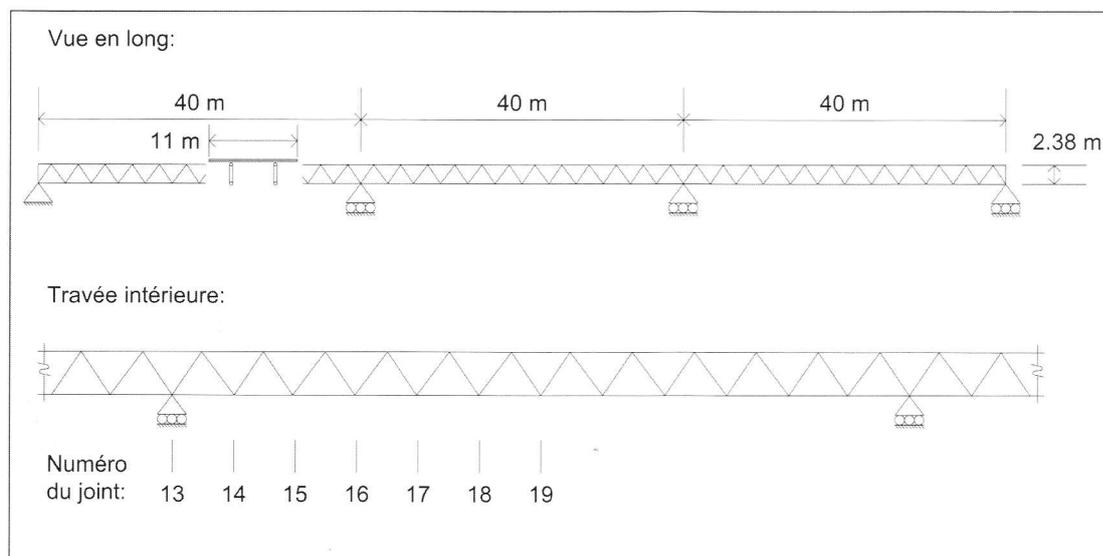


Fig. 3a – Vue générale du pont-route type

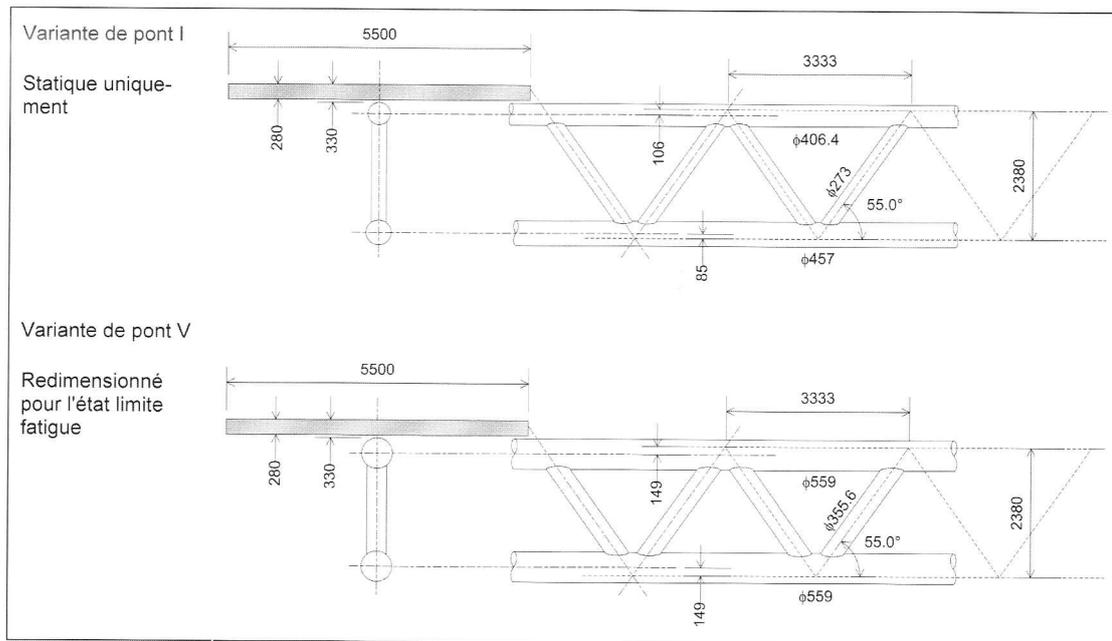


Fig. 3b – Vue et coupe d'une section de deux variantes du pont-route type

serait obtenu en les utilisant. Par simplification, seules les actions dues au poids propre, aux actions permanentes ainsi qu'au trafic ont été considérées; en d'autres mots, les actions dues au vent, à la neige, etc. ont été négligées. De plus, nous avons admis que chaque poutre treillis supporte une voie de circulation, sans interaction ou ligne de répartition transversale. Les informations complètes relatives à ce dimensionnement figurent dans [9]. Après le dimensionnement statique, une vérification à la fatigue selon les exigences de la SIA 260 et en utilisant la prEN 1993-1-9 ainsi que nos recommandations [7] a été effectuée en admettant que le pont se situe sur une route principale (500 000 poids lourds/direction/année). Les normes suisses utilisent un modèle de charge pour la fatigue ayant la même géométrie que le modèle de fatigue FLM1 de l'EN1991-2, mais avec une intensité légèrement différente. Le type de route sur laquelle se situe le pont correspond à la catégorie de trafic 2 selon l'EN1991-2. Le résultat du dimensionnement à la fatigue effectué est donc proche de celui des Eurocodes.

Le format de cette vérification est le suivant :

$$\Delta\sigma_{E2} = \lambda_1 \cdot \Delta\sigma(Q_{fat}) \leq \frac{\Delta\sigma_C}{\gamma_{Mf}} \quad (2)$$

avec :

$\Delta\sigma_{E2}$ étendue de contrainte équivalente (nominale ou au point chaud) à 2 millions de cycles

$\Delta\sigma(\alpha Q_{fat})$ étendue de contrainte (nominale ou au point chaud) due au passage du camion de dimensionnement de la norme

$\Delta\sigma_C$ catégorie de détail (sa résistance à la fatigue, contrainte nominale ou au point chaud)

λ facteur d'équivalence de dommage

γ_{Mf} facteur de résistance à la fatigue.

Dans le cas de nœuds de ponts tubulaires, toute étendue de contrainte correspond à une valeur à un point chaud dans l'assemblage et non à une contrainte nominale. Pour les valeurs de la résistance à la fatigue des nœuds tubulaires, les résultats des travaux décrits à la section 3 ont été utilisés.

La vue et coupe du pont dimensionné statiquement uniquement (variante I) est donnée en haut de la figure 3b. Afin de satisfaire aux exigences du dimensionnement statique, la membrure inférieure ($\varnothing 457$ mm) doit avoir une épaisseur de paroi de 50 mm sur appui, 30 mm en milieu de travée et 20 mm dans les zones de faibles moments. Les diagonales ($\varnothing 273$ mm) doivent avoir une épaisseur de paroi de 25 mm sur appui et de 10 mm en milieu de travée. En ce qui concerne la membrure supérieure ($\varnothing 406.4$ mm), elle doit avoir une épaisseur de paroi de 40 mm sur appui et de 20 mm en milieu de travée.

Les résultats de la vérification à la fatigue peuvent être exprimés sous la forme du rapport, $\Delta\sigma_{c,t} / (\Delta\sigma_{E2} \cdot \gamma_{Mf})$, $\Delta\sigma_{c,t}$ étant la catégorie de détail réduite pour tenir compte de l'épaisseur de la paroi du tube (effet d'épaisseur). Si ce rapport est supérieur à l'unité, alors le dimensionnement est acceptable et sinon il ne l'est pas et l'ouvrage doit être redimensionné pour l'état limite fatigue. Les résultats pour tous les joints de la membrure inférieure de l'ouvrage sont montrés à la figure 4. Les joints de la membrure inférieure sont numérotés en partant de 1 depuis la culée gauche, le premier appui intermédiaire correspondant au n° 13 et le milieu du pont au joint n° 19. Il faut noter ici que, afin de rester conservatif, les étendues de contraintes nominales ont toutes été admises positives, donc qu'il n'y a aucune distinction dans la figure 4 entre les points chauds situés sur la diagonale de gauche par rapport à ceux situés sur celle de droite, autrement dit entre la diagonale effectivement en traction et celle en compression.

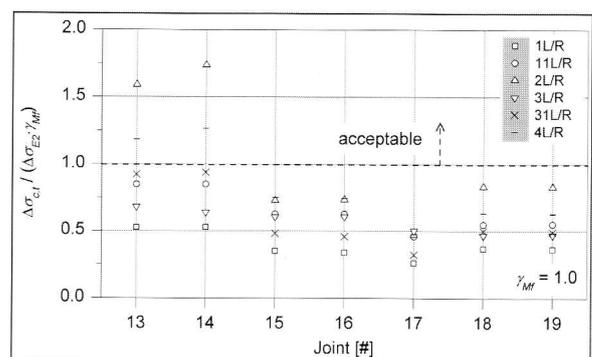


Fig. 4 – Vérification en fatigue selon les normes SIA d'un pont-route tubulaire type

Comme on le voit sur la figure 4, la plupart des points chauds des joints ne satisfont pas à la vérification en fatigue. Cette observation est cohérente avec celles faites par les ingénieurs ayant déjà dimensionnés ce type d'ouvrage. Ainsi c'est bien la fatigue qui tend à diriger le dimensionnement et donc la taille des éléments des ponts tubulaires. Si on effectue un redimensionnement à la fatigue selon les recommandations actuelles, en restant très conservateur, on obtient la vue et la coupe du pont donnée en bas de la figure 3b (type V). Le pont est devenu moins esthétique mais nous allons voir comment on peut y remédier en améliorant les connaissances du comportement en fatigue des nœuds tubulaires.

3. – ESSAIS EN LABORATOIRE

3.1. – Description des poutres d'essai

Afin d'inclure tous les aspects qui peuvent influencer la résistance à la fatigue, des essais en laboratoire sur des éléments de grandes dimensions (par opposition aux essais sur éprouvettes ou sur des nœuds isolés) ont été réalisés à l'ICOM dans le cadre des travaux présentés dans [10, 11, 12]. Les éléments testés étaient des poutres à treillis uniplanaire en V avec des nœuds tubulaires en K (fig. 5), réalisés soit avec des tubes directement soudés, soit avec des nœuds moulés. Le matériau des tubes composant le treillis était de l'acier S 355J2H selon les normes EN 10210-1:1994 et EN 10210-5:1997. Le matériau utilisé pour les nœuds moulés était de l'acier coulé de nuance GS20Mn5V selon la norme EN 17182. En ce qui concerne les imperfections dans les nœuds moulés, le niveau de qualité requise a été défini selon la partie 2 de la norme DIN 1690. L'élément testé (en gris sur la figure 5) était boulonné au reste de la poutre par l'intermédiaire de plaques frontales. La membrure supérieure était un composé soudé en I et les deux nœuds en K aux extrémités faisaient partie du système de mise en charge des nœuds intérieurs. Ceci permet d'obtenir un chargement identique à celui d'un treillis avec membrures continues, alors que la plupart des essais effectués ailleurs utilisent des nœuds isolés.

Les éléments avec des nœuds de tubes directement soudés aussi bien que les éléments comportant des nœuds moulés ont

été testés de manière identique. La figure 5 montre une moitié d'un élément de treillis avec des nœuds soudés (moitié gauche) et l'autre moitié d'un élément avec des nœuds moulés (moitié de droite). Les essais ont été effectués sous amplitude constante à l'aide de vérins hydrauliques situés à mi-portée, ceci avec un rapport des contraintes égal à 0.1. La rupture à la fatigue d'un joint a été définie comme la présence d'une fissure traversant la paroi d'un tube ou d'un nœud moulé.

Dans le cas des tubes directement soudés, Schumacher [10] a conduit 4 séries d'essais avec 2 éléments par série. Chaque série examine un paramètre particulier: taille, méthode de fabrication ou influence d'un traitement d'amélioration après soudage (parachèvement par martelage par aiguilles). Les paramètres non-dimensionnels (β , γ , τ , θ) des éléments d'essai ont été choisis afin de refléter au plus près ceux des ponts actuels comportant des treillis tubulaires, comme on peut le voir dans les tableaux 1 et 2.

TABLEAU 1

Résumé des paramètres des essais

Type nœud / Série	Soudures	Paramètres Adimensionnels			
		β	γ	τ	θ
Soudé, S1	FP, BR	0.51	6.83	0.63	60°
Soudé, S2	FP	0.51	6.83	0.63	60°
Soudé, S3	FP, BR	0.53	6.73	0.64	60°
Soudé, S4	FP, BR, I	0.51	6.83	0.63	60°
Moulé, prélim.	-	0.79	12.2	0.80	60°
Moulé, A1	FP	0.79	12.2	0.80	60°
Moulé, A2	FP	0.79	12.2	0.80	60°
Moulé, B0	FP/BR	0.79	12.2	0.80	60°
Moulé, B1	FP/BR	0.79	7.1	0.71	60°
Moulé, B2	FP/BR	0.79	7.1	0.71	60°

FP soudure à pleine pénétration
BR avec latte support
I avec traitement d'amélioration

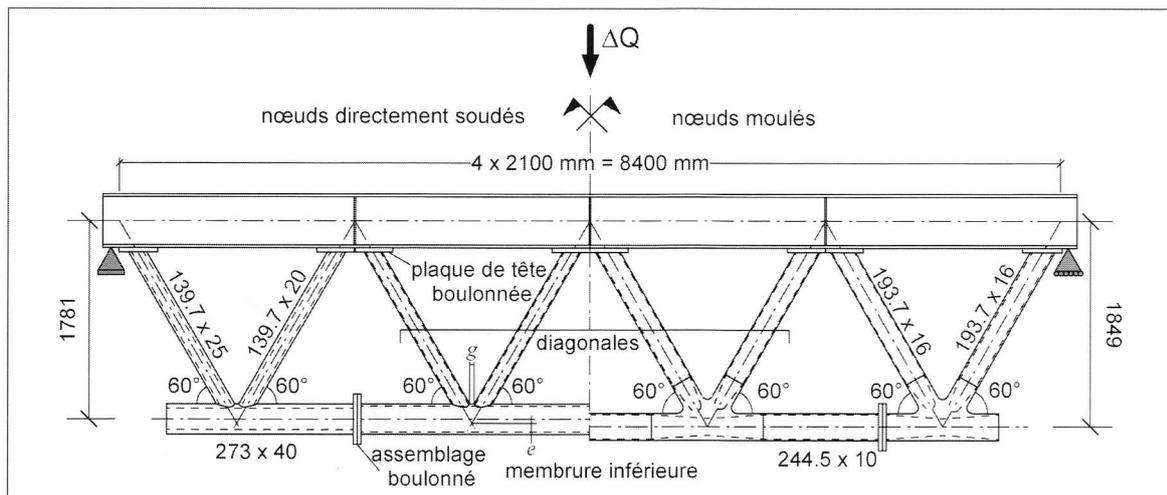


Fig. 5 – Poutres d'essai

TABLEAU 2

Résumé des paramètres de plusieurs ponts

Pont	Soudures	Paramètres adimensionnels			
		β	γ	τ	Type, θ
Lully	FP, BR	0.53	5.08 à 10.16	0.44 à 0.50	KK, 60°
Dättwil	FP, BR	0.53	5.08	0.22 à 0.50	KK; 60°
Aarwang.	FP	0.48	4.06 à 5.64	0.40 à 0.78	K, 45°
Antrenas	FP	0.42	18.75	0.50	KK, var.
Woodlands	FP	0.75	8.0	0.56	N, 45°
Traunheim	FP	-	5.4 à 10.92	-	Var.

Mis à part pour les éléments comportant des soudures par-achevées, soit douze des seize joints, tous se sont fissurés au même endroit et de manière similaire. Les fissures se sont produites dans l'espace entre les deux diagonales, au pied de la soudure entre la diagonale en traction et la membrure inférieure, au point chaud dénommé 1L, ou 1R, selon la diagonale qui est en traction (fig. 2). Cela correspondait effectivement avec l'endroit où les valeurs des contraintes au point chaud les plus élevées ont été mesurées. La propagation a ensuite progressé à travers l'épaisseur de la paroi de la membrure en même temps qu'elle progressait le long du pied du cordon.

Pour les éléments avec des nœuds moulés, un essai préliminaire puis deux séries d'essais avec respectivement deux et trois éléments par série ont été effectuées, voir tableau 1. Dans ce tableau, nous donnons également les valeurs des paramètres adimensionnels pour ces ponts, bien que les tubes ne soient pas directement intéressants et donc ces paramètres en principe inutiles. Cependant, ils restent intéressants car il est possible

que dans la pratique on combine les deux solutions le long de l'ouvrage. On remarque que les valeurs de γ diffèrent par rapport à celles pour les nœuds directement soudés. Les essais ont été conduits pour étudier en même temps la résistance à la fatigue des nœuds moulés et celle des soudures bout-à-bout aux extrémités des branches de ceux-ci avec des tubes. Les paramètres suivants ont été considérés : niveau de qualité des pièces moulées, type de soudure et rigidité des nœuds. Ce dernier paramètre comprend des changements d'épaisseur de paroi des tubes de rapport entre épaisseurs, et de longueur des branches des nœuds. Il permet d'évaluer l'influence de la différence de rigidité entre le nœud et les tubes qui y sont attachés sur le comportement global et la distribution des contraintes près des soudures et dans les nœuds.

À l'exception des éléments B1 et B2, où aucune fissure n'a été observée durant les essais (arrêtés après respectivement 6 et 1.5 millions de cycles), toutes les fissures se sont initiées dans les soudures bout-à-bout liant l'un des tubes aux branches du nœud et où la contrainte mesurée était effectivement la plus élevée (fig. 6). Aucune fissure de fatigue provenant des imperfections dans les nœuds n'a été détectée. Des essais non-destructifs additionnels sur des éprouvettes extraites des nœuds n'ont pas permis de trouver des imperfections de dimensions supérieures aux exigences. Après examen, les imperfections présentes ne semblent pas avoir provoqué le moindre amorçage de fissures. Par conséquent, il semble que les soudures bout-à-bout sont les emplacements les plus sensibles du point de vue des charges de fatigue, en tout cas dans des éléments ne présentant pas d'imperfections significatives (défaut).

3.2. – Comparaison des résultats

Comme tous les essais ont été conduits sur des éléments de même géométrie, il est possible de faire une comparaison directe des résultats entre la solution avec nœuds directement soudés entre tubes et celle avec nœuds moulés. Précisons qu'en ce qui concerne les nœuds moulés, on parle en fait de la résistance à la fatigue des soudures bout-à-bout branche-tube et non des nœuds moulés eux-mêmes.

La comparaison est effectuée sur la base des valeurs de étendue de contrainte aux différents points chauds. Pour ce qui est de la contrainte au point chaud des soudures bout-à-bout, elles sont obtenues en multipliant les contraintes nominales par un

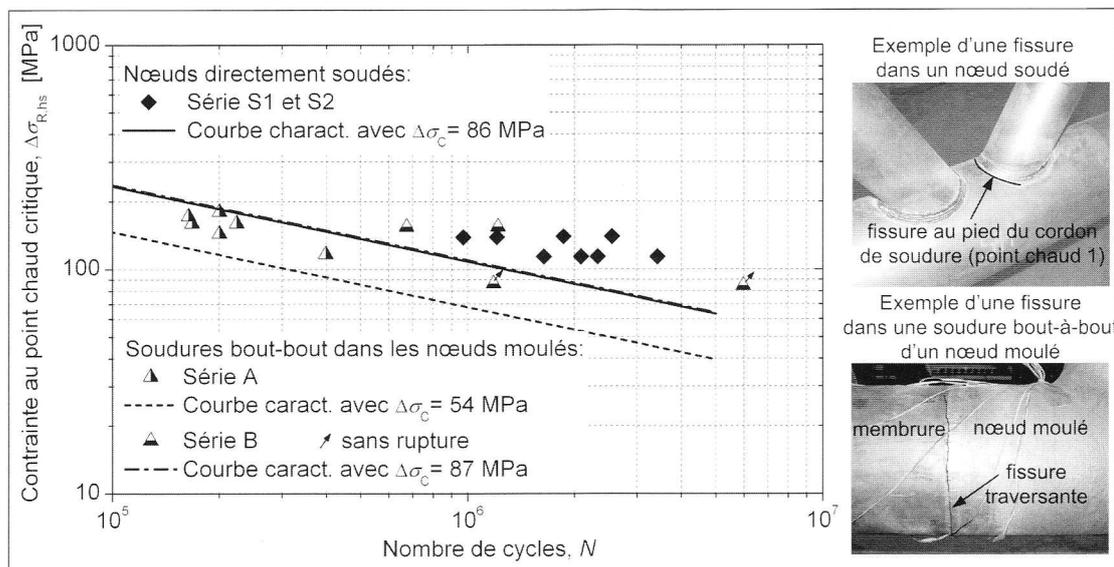


Fig. 6 – Comparaison des résultats d'essai

facteur de concentration de contrainte pris dans les recommandations DNV [13]. Ceci permet de prendre en compte l'excentricité à l'endroit de la soudure provenant de la différence d'épaisseur de paroi et de diamètre entre tube et branche du nœud moulé. Dans les joints directs entre tubes, c'est plus complexe et les valeurs de la contrainte au point chaud critique ont été extrapolées à partir des mesures de déformations faites près des pieds de cordon de la diagonale en traction; cette méthode a été préférée à celle consistant à utiliser des formules paramétriques pour trouver la valeur de la contrainte au point chaud à partir des valeurs de contrainte nominale dans les barres car elle permet de tenir compte des conditions réelles lors de chaque essai.

Dans la figure 6, les résultats d'essai des séries S1 et S2 (avec la même épaisseur pour la membrure inférieure) et la courbe caractéristique en fatigue (déterminée selon la procédure de l'IIW [14]) pour les nœuds directement soudés entre tubes sont représentés par des losanges noirs. Les triangles quant à eux représentent les résultats des essais pour les soudures bout-à-bout aux nœuds moulés sans et avec latte support (série A, respectivement B). Les courbes caractéristiques à la fatigue ont été établies en soustrayant deux écarts-type sur $\log(N)$ à la courbe moyenne. Pour l'écart-type, le faible nombre de résultats d'essai ne permettant pas son évaluation de manière fiable, la valeur usuelle de 0.2 pour les assemblages bout-à-bout de poutres laminées a été utilisée. On remarque sur la figure 6 que la catégorie de détail pour les joints soudés de tubes est égale à 86 et qu'elle est pratiquement identique à celle pour les soudures bout-à-bout avec latte support, (catégorie de détail 87). Il y a cependant une grande différence dans le comportement en fatigue puisque la fissuration est directement liée à la concentration de contrainte en pied de soudure dans le cas des nœuds directs entre tubes, alors que dans le cas des soudures bout-à-bout elle est liée aux défauts en racine. Par ailleurs, dans le cas où il n'y a pas de latte support, la catégorie de détail de la soudure bout-à-bout tombe à 54. Notons que si la soudure n'est pas complètement pénétrée, cette valeur peut encore baisser, comme nous l'avons constaté lors de l'essai préliminaire. Les variations de rigidité et de longueur des branches nous ont montré qu'il est conseillé de concevoir des nœuds moulés avec des branches aussi courtes que possible car cela diminue les contraintes de flexion secondaire dans les diagonales et, de plus, permet de réduire les coûts de fabrication des nœuds.

D'autres essais de fatigue sur le détail des joints bout-à-bout entre tube et branche de nœud moulé seront réalisés en Allemagne par la Technische Universität Karlsruhe (Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine) et permettront de confirmer ces observations, voir [15] pour de plus amples détails sur ce programme d'essais. En ce qui concerne les pièces moulées, on en conclut que leur résistance à la fatigue est significativement supérieure, mais que ce meilleur comportement ne peut pas être exploité puisque la rupture se produit prématurément ailleurs (soudures bout-à-bout) et que l'on ne peut pratiquement pas augmenter la résistance du détail soudure bout-à-bout au dessus de la catégorie ~90. Comme démontré à la section 4.2, il est possible de trouver un optimum dans le dimensionnement en relaxant les exigences de qualité pour les nœuds moulés, donc leur coût, de manière à ce que les imperfections tolérées soient en adéquation avec la résistance à la fatigue des autres sites potentiels d'amorçage de fissures.

3.3. – Avantages et inconvénients de chaque solution

La fissuration en racine de la soudure bout-à-bout entre les branches des nœuds moulés et les tubes est un inconvénient de cette solution en comparaison avec la solution des tubes directement soudés. Il y a deux raisons à cela. Premièrement, il n'est pas possible de contrôler la racine de cette soudure, ni de lui appliquer un traitement de parachèvement car elle est inacces-

sible. Lors d'une inspection en service, seule une fissure ayant traversé la paroi du tube peut être facilement détectée. Deuxièmement, ce détail étant présent au minimum quatre fois à chaque nœud, il est d'autant plus critique et diminue la bonne résistance à la fatigue de la solution avec des nœuds moulés (ces derniers ayant intrinsèquement une meilleure résistance à la fatigue que les nœuds de tubes directement soudés).

En particulier, pour la membrure inférieure en travée d'une poutre à treillis – donc tendue – il y a, dans le cas de la solution avec nœuds moulés, deux soudures bout-à-bout à chaque nœud afin d'assurer la continuité de la membrure. Cela signifie que la qualité doit être à la fois élevée et constante pour assurer une bonne fiabilité en fatigue. On veillera donc à bien définir la procédure de fabrication et la valider afin de connaître la résistance à la fatigue de ce détail. De plus, avec un tel nombre de soudures bout-à-bout, les séquences de pré-assemblage et d'assemblage doivent être bien étudiées afin de gérer correctement les retraits de soudage et assurer ainsi le respect des tolérances de fabrication. Par contre, toutes les découpes de tubes sont simples et droites, ce qui contrebalance un peu ce dernier inconvénient. Toutefois, ce n'est pas le cas pour l'assemblage sur chantier. Le dernier tube ne peut pas être placé dans le treillis si il nécessite des lattes support. Ce problème s'est présenté lors de la construction du pont de St-Kilian. Il a été résolu en faisant des lattes mobiles, ce qui nécessite des préparations compliquées des extrémités des tubes (fig. 7). Dans le cas de la solution avec tubes directement soudés, les joints de continuité de la membrure ne se présentent qu'aux changements de section des tubes et aux joints de montage, mais les découpes sont toutes compliquées et demandent un équipement perfectionné que ne possèdent pas toutes les entreprises.

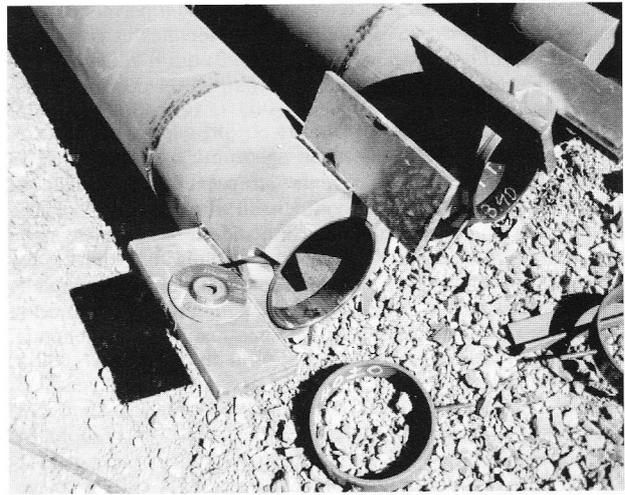


Fig. 7 – Latte de soudure mobile pour assemblage sur site pour le pont de St-Kilian [16].

Pour les grands ouvrages, soit ceux ayant des portées de plus de 80 m, l'avantage du nombre faible de joints de continuité disparaît en partie car la longueur maximale livrable des tubes utilisés, typiquement des diamètres de 508 mm ou plus avec une épaisseur de paroi de 25 mm ou supérieure, n'est plus que de 6 à 10 m. Il y a donc une soudure entre chaque nœud également pour la solution avec tubes directement soudés.

Finalement, avec les nœuds moulés, il subsiste l'avantage de pouvoir gérer facilement n'importe quelle géométrie et nombre de tubes arrivant au nœud tout en garantissant de faibles SCF, alors qu'il y a des limitations pour les joints directs entre tubes (angle minimum entre deux tubes, excentricité, recouvrement représenté par g). Il est également possible d'intégrer certains éléments spéciaux tels que plaques d'appui directement dans les moulages. En conséquence, la solution avec nœuds moulés est particulièrement adaptée dans les zones d'appui, car le

moment fléchissant y est négatif et les entretoises d'appuis créent des situations avec un nombre plus important de tubes arrivant aux nœuds.

4. – MÉTHODES DE DIMENSIONNEMENT

4.1. – Nœuds directement soudés

Comme pour l'interprétation des résultats d'essais, c'est la méthode de la contrainte au point chaud qui est utilisée. Il a été démontré [4, 5, 6, 10] que c'est la meilleure solution pour tenir compte de manière adéquate de la complexité dans la distribution des contraintes dans les joints tubulaires et du comportement observé en fatigue. Les valeurs de contrainte aux points chauds peuvent être déterminées à l'aide de modèles MEF. Modèles aux Éléments Finis, en utilisant une procédure standard reconnue comme expliqué dans [7]. Les logiciels I-DEAS et ABAQUS ont été utilisés pour développer des modèles de poutre à treillis et des nœuds en K afin de déterminer les contraintes aux différents points chauds. Pour cela, les soudures ont été incluses dans les modèles MEF des nœuds.

Une grande étude paramétrique a été conduite (plus de 200 modèles) sur une variété de nœuds soudés afin d'examiner les effets de la géométrie et du chargement. En particulier, l'étude a porté sur les faibles valeurs du paramètre γ , valeurs qui sont typiques des ouvrages d'art, ce qui différencie cette étude de toutes les précédentes sur ce sujet. Ceci nous a permis de proposer des valeurs de SCF [7] pour des étendues et combinaisons de valeurs des paramètres (β , γ , τ , θ) qui n'existaient pas encore. De plus, une méthode plus intuitive et décrite ci-dessous a été proposée pour le calcul de la contrainte au point chaud dans les nœuds en K.

La méthode de la contrainte au point chaud donne la contrainte totale au point i (point chaud) dans le nœud selon la relation (1). Cette relation peut être réécrite en exprimant le pourcentage de chaque composante de la contrainte, par exemple la composante de la contrainte due à une charge axiale dans la diagonale σ_{ax_br} , comme un pourcentage P_{ax_br} de la contrainte nominale totale, σ_{total} . D'une manière plus générale, ceci conduit à la relation suivante :

$$\sigma_{hs,i} = \sigma_{total} \cdot \sum_{LC=1}^n \frac{P_{LC}}{100} \cdot SCF_{i,LC} = \sigma_{total} \cdot SCF_{total,i} \quad (3)$$

σ_{total} contrainte nominale totale dans le joint :

$$\sigma_{total} = \sigma_{nom_ch} + \sigma_{nom_br}$$

la contrainte nominale totale dans la membrure, σ_{nom_ch} , resp. dans la diagonale, σ_{nom_br} , correspondent à la superposition de la contrainte axiale et de celle de flexion

P_{LC} pourcentage de la contrainte dans l'un des tubes, due au cas de charge LC , par rapport à la contrainte totale dans ce tube

$SCF_{total,i}$ facteur de concentration total au point i .

Le facteur de concentration total peut être représenté comme montré à la figure 8 pour des paramètres géométriques donnés et pour une répartition donnée des contraintes entre les différents tubes. Un rapport des contraintes dues aux charges axiales et à la flexion dans le plan de la diagonale et de la membrure doit être admise ; on prend celle recommandée dans [6].

Le facteur de concentration de contrainte total est donné en fonction du pourcentage des contraintes dans un tube, que nous

choisissons comme étant la diagonale. Le rapport des contraintes dans la diagonale peut donc s'exprimer comme :

$$\frac{\sigma_{nom_br}}{\sigma_{total}} = \frac{\sigma_{nom_br}}{\sigma_{nom_br} + \sigma_{nom_ch}} \quad (4)$$

σ_{nom_br} contrainte nominale totale dans la diagonale tendue

σ_{nom_ch} contrainte nominale totale dans la membrure.

L'avantage de cette représentation est que tous les sites potentiels de fissuration peuvent être représentés sur un seul graphique. Pour le dimensionnement, seule l'enveloppe peut être donnée (ce qui correspond aux points chauds 1 et 3 dans la figure 8), puisque seuls ces points sont déterminants. Il est à noter que le dénominateur dans l'équation ci-dessus implique une superposition scalaire de contraintes dans les différents tubes ; le fait que les contraintes agissent dans des directions différentes est inclus dans le calcul par l'utilisation des différents facteurs SCF_{LC} . En fin de compte, le concepteur a à sa disposition un ensemble de graphiques à partir desquels il peut extraire la valeur SCF_{total} correspondant au cas étudié.

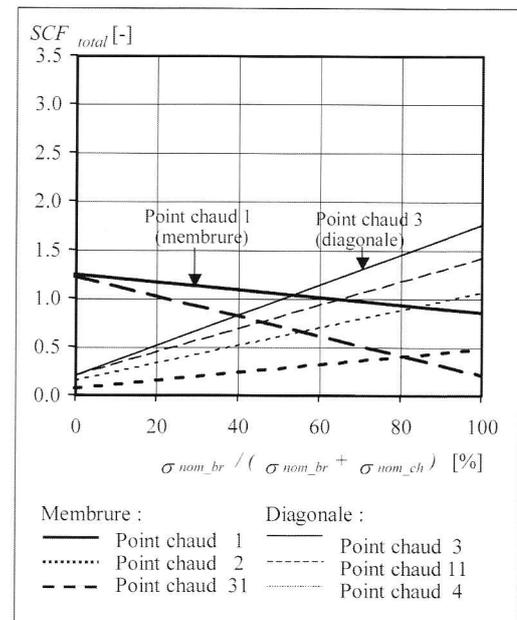


Fig. 8 – Valeurs du SCF_{total} pour les valeurs des paramètres suivantes : $\beta = 0.5$, $\gamma = 4$, $\tau = 0.3$ et $\theta = 60^\circ$

À partir de la figure 8 présentant un cas typique des résultats obtenus, on remarque que les valeurs SCF_{total} se situent toujours en dessous de 2.0. Par conséquent, nous avons conclu que les valeurs des SCF ont une forte tendance à diminuer lorsque la valeur du paramètre γ diminue. Une valeur du paramètre γ basse, elle est inférieure à 10 dans les ponts tubulaires existants, est donc une caractéristique souhaitable. Cela n'est pas promu dans les recommandations existantes, qui fixent une valeur minimale pour le facteur de concentration de contrainte de $SCF = 2.0$. Pour les ouvrages d'art, la valeur minimale peut être prise égale à $SCF = 1.0$, avec toutefois l'exigence que les soudures des joints de tubes soient toutes à pénétration complète afin d'exclure une possible fissuration depuis la racine d'une soudure.

4.2. – Nœuds moulés

Les résultats d'essais ont montré que les nœuds moulés en acier coulé ont une meilleure résistance à la fatigue, mais que

celle-ci ne peut être exploitée car la rupture est fonction des soudures bout-à-bout entre les branches du nœud et les tubes. Mise à part les essais, une étude numérique a été faite [12] pour déterminer les dimensions des imperfections qui peuvent être admises dans les nœuds en posant comme condition d'avoir un dimensionnement équilibré entre les divers sites potentiels d'amorçage dans le nœud et aux jonctions avec les tubes. Cette étude a été effectuée en utilisant le pont-poutre type décrit à la section 2, mais en remplaçant les nœuds soudés par des nœuds moulés, afin de pouvoir calculer les efforts intérieurs sous charges de fatigue et au stade ultime qui agissent sur les différents nœuds le long de pont. Une fois ceux-ci connus, nous avons conclu que nous pouvions limiter l'étude aux deux cas extrêmes suivants : un nœud à mi-portée (n° 7) de la travée de rive et un nœud près de l'un des appuis intermédiaires (n° 12). Ces deux cas diffèrent par leur séquence de chargement, les déphasages entre les efforts dans les diagonales et la membrure, les valeurs extrêmes des efforts et leur signe. Comme conseillé à la section 3, la longueur des branches a été prise la plus courte possible afin de diminuer les efforts de flexion secondaire dans les diagonales.

Le logiciel BEASY a été utilisé afin de développer un modèle aux éléments frontières d'un nœud moulé; ce choix a été fait à cause des avantages de ce type de modélisation pour les géométries complexes contenant des fissures dont l'emplacement et la direction de croissance ne sont pas connus a priori. Grâce à ce modèle, des calculs de la force d'extension d'une fissure (représentée par le facteur d'intensité de contrainte, SIF) et de sa propagation en fatigue pour différentes configurations de fissuration ont pu être effectués. En effet, dans le cas d'un ouvrage d'art, lorsque la charge de trafic traverse le pont, il n'est pas évident de savoir quelles sont les positions de la charge qui vont être déterminantes pour trouver la force d'extension de la fissure provoquée par cette charge. Pour cette raison, la ligne d'influence donnant le SIF pour chaque fissure (représentant les différents emplacements possibles d'imperfections) de même dimensions a été calculée à partir des efforts internes déterminés précédemment. Ceci est représenté à la figure 9, extraite de [9], pour le cas relativement simple d'une imperfection à l'emplacement noté 1, soit près de l'extrémité de la paroi inférieure du nœud moulé.

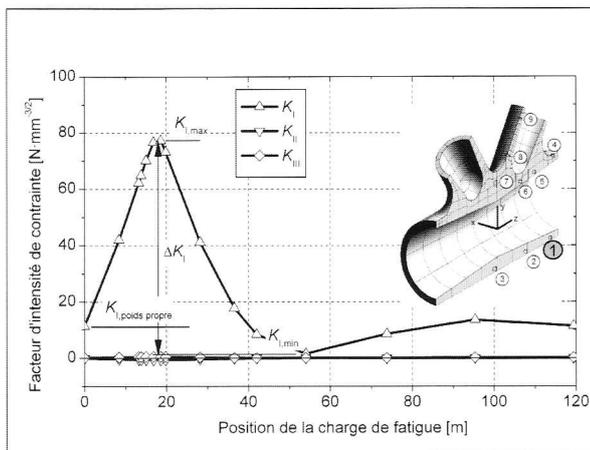


Fig. 9 – Facteur d'intensité de contrainte pour l'imperfection I du nœud 7

Les imperfections aux différents emplacements sont modélisées comme des fissures de forme initialement circulaire. Sous le chargement en fatigue, la propagation de la fissure à l'emplacement i est effectuée pas par pas dans le logiciel BEASY. Les dimensions finales de la fissure sont limitées par la valeur minimale entre l'épaisseur de la paroi et la taille critique provoquant une rupture fragile selon le diagramme de rupture donné dans [17]. Après avoir encore déterminé le SIF sous chargement ultime statique, les dimensions finales de la

fissure à chaque emplacement i peuvent être calculées. Finalement, pour une résistance à la fatigue requise, soit celle des soudures bout-à-bout (dont la résistance caractéristique correspond à 2 millions de cycles sous 87 N/mm^2), les dimensions maximales des défauts dans l'acier coulé peuvent être calculées à partir des dimensions finales.

Les résultats montrent que la rupture fragile d'un nœud fissuré peut être exclue pour le cas du pont étudié. La taille maximale admissible obtenue est très grande par rapport à l'épaisseur de paroi à l'endroit du défaut. Elle vaut entre 28 et 88 % de l'épaisseur de cette paroi [12]. Ces valeurs s'expliquent d'une part par la très bonne ténacité (résilience) de l'acier coulé utilisé et d'autre part par le fait que les contraintes dans le nœud sont bien inférieures à celles dans les tubes puisque l'épaisseur dans un nœud moulé varie en fonction surtout de considérations de fabrication (écoulement dans le moule, maîtrise des retraits) et non des efforts appliqués. Une étude paramétrique a été effectuée afin de généraliser ces résultats et pouvoir fournir des valeurs de taille d'imperfections admissibles en fonction de plusieurs paramètres tels que : limite d'élasticité du matériau, résilience, niveau de chargement en fatigue, etc. Elle montre [12] par exemple que la taille de l'intersection admissible diminue avec l'augmentation de la limite élastique du matériau (pour un taux d'utilisation du matériau identique).

4.3. – Méthodes de parachèvement

Dans [9], un modèle probabiliste considérant tous les sites potentiels d'amorçage de fissures de fatigue a été développé. Il intègre au mieux les connaissances actuelles dans les domaines de la fatigue des nœuds tubulaires et de la modélisation par la mécanique de la rupture de la propagation sous amplitude variable (simulation du trafic réel). La détermination de la probabilité de rupture d'un nœud avec plusieurs sites potentiels d'amorçage nécessite de faire des hypothèses quant aux corrélations entre les variables du modèle. Comme ces hypothèses sont difficiles à justifier, les cas extrêmes ont été calculés. La borne inférieure correspond au cas où l'on admet une totale indépendance de la probabilité de rupture à chaque site. La borne supérieure correspond au cas où il y a une corrélation complète de la probabilité de rupture à chaque site. Les deux cas apparaissent sur la figure 12. Par ailleurs, pour le calcul de la probabilité de rupture d'un pont contenant de nombreux nœuds, c'est l'hypothèse de totale indépendance entre les nœuds qui a été retenue. À l'aide de ce modèle, des études paramétriques de l'influence de parachèvement sur la fiabilité d'un pont mixte tubulaire type ont été conduites. Cinq variantes du pont mixte présenté dans la section 2 ont été dimensionnées (dénommées variantes I, II, III, IV et V), avec différents niveaux de sous-dimensionnement en fatigue, afin de pouvoir déterminer précisément l'amélioration potentielle de la performance en fatigue provoquée par le parachèvement. La variante de pont I correspond à la solution présentée dans la section 2, soit le pont dimensionné uniquement pour les sollicitations statiques. La figure 10 montre les résultats de l'évolution du niveau de fiabilité en fonction de la durée de vie pour les 5 variantes sans parachèvement.

On constate que la variante I, comme lors du dimensionnement selon les normes, ne satisfait pas au niveau de fiabilité β habituellement requis pour une structure (entre 1.2 et 3.7 selon les cas). Seules les variantes III à V peuvent prétendre y satisfaire sans parachèvement. Lors de l'étude des variantes avec méthode de parachèvement, la méthode étudiée est le martelage par aiguilles (voir fig. 11) car c'est une méthode facile à appliquer et qui a prouvé son efficacité [18], même si ce n'est pas la plus efficace de toutes. La référence [18] fournit en outre toutes les informations nécessaires pour la mise en pratique et le contrôle du parachèvement.

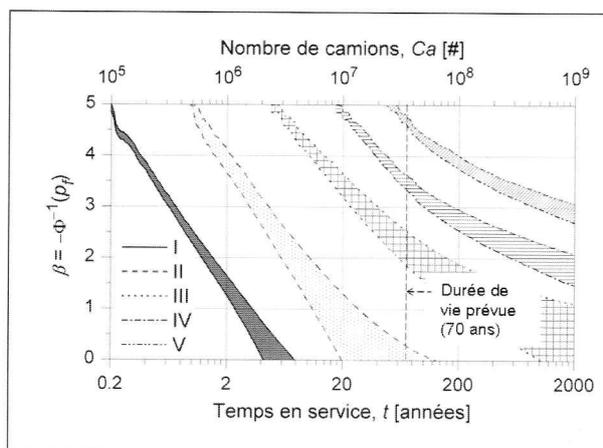


Fig. 10 – Comparaison entre les niveaux de fiabilité β des différentes variantes du pont type

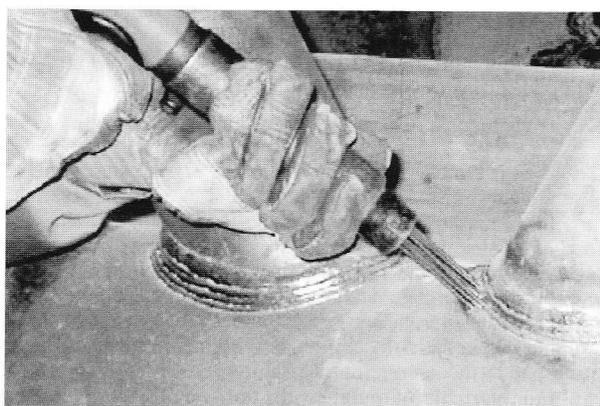


Fig. 11 – Application de la méthode de parachèvement par martelage par aiguilles

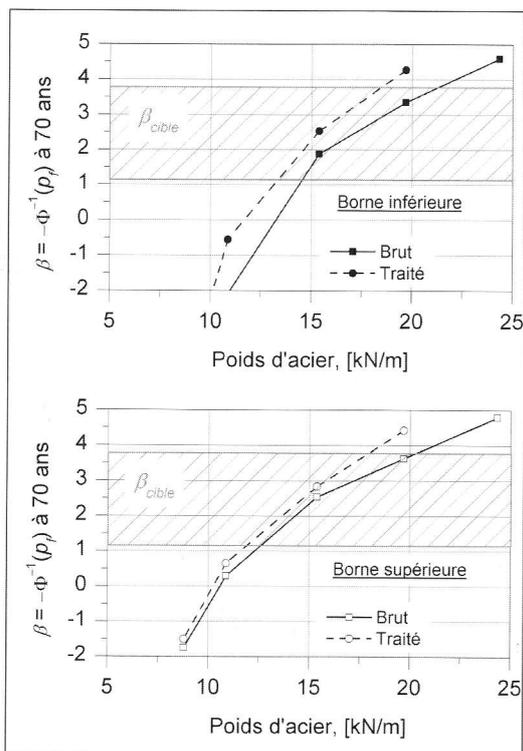


Fig. 12 – Évolution du poids d'acier en fonction de la variante et du parachèvement

L'amélioration est déterminée en termes, soit d'économie de poids d'acier, soit d'augmentation de la durée de vie pour un indice de fiabilité donné. La figure 12 donne un exemple des résultats obtenus. Sur cette figure, on remarque que la courbe pour les variantes parachevées est décalée par rapport à celle correspondant aux variantes sans parachèvement. Ce décalage correspond au poids d'acier qu'il est possible d'économiser en effectuant un traitement de parachèvement. Il correspond, suivant la variante, à une économie se situant entre 6 et 13 %. Par ailleurs, il est aussi possible de raisonner sur le gain en durée de vie produit par le parachèvement, sans réduction du poids d'acier cette fois. Les gains se situent alors dans une fourchette allant de 120 à 930 % (suivant les hypothèses sur l'indice de fiabilité cible) en termes d'augmentation de durée de vie. D'autres études paramétriques ont permis d'évaluer l'influence de la stratégie de parachèvement (efficacité du parachèvement d'une partie seulement des détails, effectué sur site plutôt qu'en atelier), ainsi que des variations en intensité, qualité et profondeur du traitement [9].

5. – REMARQUES FINALES

Ce type de pont offre de nouvelles possibilités de conception pour les ingénieurs et les architectes. Pour que ces possibilités soient bien exploitées, il faut que les auteurs du projet maîtrisent de nouvelles connaissances, en particulier concernant le dimensionnement en fatigue de ces ouvrages. La recherche effectuée à ce jour dans le domaine de la fatigue des ponts tubulaires permet cette maîtrise et comble en partie les lacunes qui existaient dans ce domaine.

Les méthodes modernes de fabrication, en particulier les possibilités de découpage des tubes, ainsi que la production de pièces moulées en acier ayant des propriétés identiques à celles de profilés laminés, permettent de rendre ces ouvrages compétitifs. Bien que les détails de ces ouvrages offrent a priori une résistance limitée en fatigue de par les concentrations de contraintes dans les nœuds, l'optimisation de leur géométrie (en jouant sur les paramètres β , γ , τ), l'utilisation de nœuds moulés dans certains cas ainsi que le parachèvement offrent des solutions pour rendre les ponts tubulaires plus résistants en fatigue et plus durants.

REMERCIEMENTS

Les résultats présentés ont été obtenus grâce à plusieurs crédits de recherche provenant des organismes suivants :

- Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA), Düsseldorf, projet P591, dans le cadre du Stiftung Stahlanwendungsforschung, Essen.
- Office fédéral des routes (OFROU), groupe de travail recherche en matière de ponts (AGB).
- Fonds national suisse de la recherche scientifique (SNF).

L'acier a été fourni par **Vallourec & Mannesmann Tubes** et **Brütsch/Rüeggler AG**. Les éléments testés ont été fabriqués par **Jakem AG** et **Zwahlen & Mayr SA**.

Je remercie également mes collègues car cet article résume plusieurs publications qui ont été écrites en collaboration avec Mmes A. Schumacher, S. Haldimann-Sturm, M. S. Walbridge et le Prof. M.A. Hirt.

RÉFÉRENCES

- [1] **DAUNER, H.-G., ANTILLE, S.** – *Ponts mixtes à construction rapide*, DETEC/OFROU, rapport n° 567, Office fédéral des routes, Berne, avril 2002.
- [2] **THOMANN, M.** – *Connexions par adhérence pour les ponts mixtes acier-béton*, Thèse EPFL n° 3381, École Polytechnique Fédérale (EPFL), Lausanne, 2005 (téléchargement : <http://icom.epfl.ch/>).
- [3] **WARDENIER, J., KUROBANE, Y., PACKER, J. and al.** – *Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading*, CIDECT, N° 2, TÜV-Verlag Rheinland, Köln, 1991.
- [4] **MARSHALL, P.W.** – *Design of welded tubular connections, Basis and use of AWS provisions*, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1992.
- [5] **ZHAO, X. L., HERION, S., PACKER, J. A. and al.** – *Design guide for circular and rectangular hollow section joints under fatigue loading*, CIDECT, N° 8, TÜV-Verlag Rheinland, Köln, 2000.
- [6] **IIW, International Institute of Welding** – *Fatigue design procedure for welded hollow section joints*, X.-L. Zhao & J.A. Packer (eds.), Doc. XIII-1804-99, XV-1035-99, Abington publishing, Cambridge, 2000.
- [7] **SCHUMACHER, A., NUSSBAUMER, A., and al.** – *Ermüdungsbemessung von Brücken mit geschweissten kreisförmigen Hohlprofilverbindungen*, Rapport OFROU 578 (version allemande), rapport ICOM n° 489E (version anglaise), Lausanne, 2004.
- [8] **Société des ingénieurs et architectes suisses** – SIA 260, SIA 261, SIA 263, SIA 264 : 2003, normes pour le dimensionnement des structures porteuses, SIA, Zurich, 2003.
- [9] **WALBRIDGE, S.** – *A probabilistic study of fatigue in post-weld treated tubular bridges structures*, thèse EPFL n° 3330, École Polytechnique Fédérale (EPFL), Lausanne, 2005 (téléchargement : <http://icom.epfl.ch/>).
- [10] **SCHUMACHER, A.** – *Fatigue behaviour of welded circular hollow section joints in bridges*, Thèse EPFL n° 2727, École Polytechnique Fédérale (EPFL), Lausanne, 2003 (téléchargement : <http://icom.epfl.ch/>).
- [11] **STURM, S., NUSSBAUMER, A., HIRT, M. A.** – *Fatigue behaviour of cast steel nodes in bridge structures*, Proceed. of the 10th Int. Symp. on Tubular Structures, pp. 357-364, Tubular Structures X, A.A. Balkema Publishers, Madrid, 2003.
- [12] **HALDIMANN-STURM, S.** – *Ermüdungsverhalten von Stahlgussknoten in Brücken aus Stahlhohlprofilen*, thèse EPFL n° 3274, École Polytechnique Fédérale (EPFL), Lausanne, 2005 (téléchargement : <http://icom.epfl.ch/>).
- [13] **DNV** – Fatigue strength analysis of offshore steel structures, *Recommended practice* RP-C203, Det Norske Veritas, October 2001.
- [14] **IIW, International Institute of Welding** – *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*, A. Hobbacher (ed.), Doc. XIII-1965-03/ XV-1127-03, Abington publishing, Cambridge, 2003.
- [15] **VESELICIC, M., HERION, S., PUTHLI, R.** – *Cast steel in tubular bridges - new applications and technologies*, Proceed. of the 10th Int. Symp. on Tubular Structures, pp. 135-142, Tubular Structures X, A.A. Balkema Publishers, Madrid, 2003.
- [16] **RAOUL, J.** – Photo prise lors de la construction du pont de St-Kilian, autoroute A73, près de Schleusingen, Allemagne, 2005.
- [17] **MILNE, I., AINSWORTH, R.A., DOWLING, A.R., STEWART, A.T.** – *Assessment of the integrity of structures containing defects*, R/H/R6 - Revision 3, Central Electricity Generating Board, Mai 1986.
- [18] **IIW, International Institute of Welding** – *Recommendations ou post-weld improvement methods*, S.J. Maddox and A. Haagensen (eds.), Doc. XIII-1815-00 (révision 3/7/2003), Abington publishing, Cambridge, 2003.