

ETUDE DES DEFORMATIONS DANS LES PONTS FERROVIAIRES EN TENANT COMPTE DE LEUR RIGIDITE A LA TORSION NON-UNIFORME

Par :

Lamara YEZLI

Ingénieur E.N.P. - Docteur d'Etat es Sciences Appliquées

U.L.B. (Belgique).

Maître de Conférence à l' U.S.T.H.B. (Alger).

1 INTRODUCTION

Dans l'article précédent (Algerie EQUIPEMENT N°0), nous avons défini les principaux paramètres propres à la torsion ainsi que les diverses modélisations adoptées en fonction du type d'ouvrage (béton-armé, métallique ou mixte acier-béton).

Dans cette seconde partie nous nous limitons au cas des ponts ferroviaires soumis à la torsion non-uniforme.

Nous allons ainsi poser les principaux éléments de la théorie utilisée ainsi que les déformations qui en résultent.

2 THEORIE

Selon la valeur du paramètre χ (expression (3.1) - Algerie EQUIPEMENT N°0), une travée peut être sollicitée par la torsion non-uniforme, la torsion mixte ou la torsion de Saint-Venant.

En pratique, les travées d'un même ouvrage sont sollicitées par un même type de torsion.

L'étude concerne une travée quelconque "i" intermédiaire et consiste en la détermination des efforts intérieurs qui la sollicitent et des déformations qu'elle subit.

La travée est soumise à une charge uniformément répartie excentrée par rapport au centre de cisaillement.

Dans la théorie de la torsion non-uniforme une nou-

velle caractéristique apparaît dans les formules : le bimoment M_{ω} .

La dimension du bimoment est le t.cm^2 ; c'est un facteur auto-équilibré et ne peut être déterminé par les conditions d'équilibre usuelles.

C'est le bimoment qui provoque le gauchissement d'une section.

Contrairement à ce qui se produit en flexion simple, une section plane avant déformation ne reste plus plane après, lorsqu'elle est sollicitée en torsion non-uniforme. Dans ce cas on dira que la section gauchit et ce gauchissement est mesuré par un déplacement longitudinal.

Par conséquent, en torsion non-uniforme la transmission du moment de torsion s'effectue avec apparition d'une contrainte longitudinale.

La raideur à la torsion de Saint-Venant est dans ce cas négligeable en regard de celle de la torsion non-uniforme.

2.1 Hypothèses

Nous admettons les hypothèses simplificatrices suivantes :

- a) le matériau doit obéir à la loi de Hooke,
- b) la déformation de cisaillement est négligeable.

D'après A. KIEDRZYNSKI [1], on a (Figure 1) :

$$\gamma_{yz} = \partial w / \partial s + \partial v / \partial z = 0 \quad (1)$$

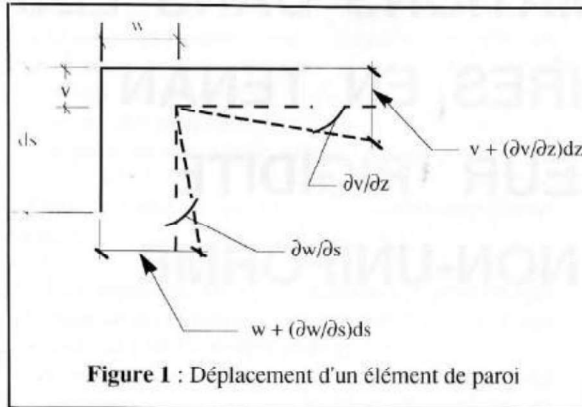


Figure 1 : Déplacement d'un élément de paroi

c) La rotation de chacune des sections transversales due à la torsion s'effectue autour d'un point $D(x_D, y_D)$ dans le plan de cette section, dont la position par rapport à la section est constante suivant z .

2.2 Analogie entre la torsion non-uniforme et la flexion

La torsion non-uniforme est appelée aussi "torsion-flexion" en raison de l'analogie présentée par les théories de la torsion non-uniforme et de la flexion.

Le tableau ci-après dresse les principales grandeurs qui caractérisent la flexion et celles qui leurs correspondent en torsion non-uniforme.

Grandeurs analogues des deux théories de la torsion non-uniforme et de la flexion

Appellation	Flexion	Torsion non-uniforme
Déformation et rotation	η	φ
Inclinaison de la déformée	$\theta_y = \eta'$	$\theta_\omega = \varphi'$
Moments de flexion et bimoments	$M_y = -EI_{yy}\eta''$	$M_\omega = EI_{\omega\omega}\varphi''$
Efforts tranchants et moments de torsion	$Q_y = M'_y$	$T_\omega = M'_\omega$
Charge et moment de torsion uniformément réparti	$p_y = -Q'_y$	$m_D = -T'_\omega$

3 EFFORTS INTERIEURS

Etant donné un ouvrage à plusieurs travées qui sont modélisées conformément à l'article précédent (Algerie EQUIPEMENT N°0), lorsque les travées sont continues, les moments de flexion M_k et les bimoment X_k qui résultent de la torsion non-uniforme constituent les grandeurs hyperstatiques du système.

$$\beta_{i-1} + \alpha_i = 0$$

et

$$b_{i-1} + a_i = 0$$

(2)

où :

β_{i-1} = déformation angulaire à droite de la travée $i-1$,

α_i = déformation angulaire à gauche de la travée i ,

b_{i-1} = rotation spécifique à droite de la travée $i-1$,

a_i = rotation spécifique à gauche de la travée i .

3.1 Cas d'une travée droite

Les expressions des efforts intérieurs qui résultent de la torsion non-uniforme sont analogues à celles de flexion.

Bimoments :

$$M_{\omega i} = M_{\omega i_0} + X_k (1 - \xi_i) + X_{k+1} \xi_i \quad (3)$$

$$\xi_i = z / l_i$$

Moments de torsion :

$$T_{\omega i} = T_{\omega i_0} + (X_{k+1} - X_k) / l_i \quad (4)$$

Rotations spécifiques :

$$a_i = a_{i_0} + X_k a_{ik} + X_{k+1} a_{ik+1} \quad (5)$$

$$b_i = b_{i_0} + X_k b_{ik} + X_{k+1} b_{ik+1}$$

3.2 Cas d'une travée biaise

La travée est sollicitée généralement par 2 efforts extérieurs :

- une charge uniformément répartie,
- un moment de torsion uniformément réparti.

3.2.1 Conséquences du biais

1°) Moments et bimoments supplémentaires sur appuis

En pratique, les sections transversales des ponts ferroviaires ne sont pas fortement dissymétriques ; par conséquent l'axe qui passe par leurs centres de cisaillement n'est pas très éloigné transversalement de la fibre moyenne du tablier.

Du fait du biais, il se crée aux appuis de la travée :

- deux bimoments supplémentaires $\Delta_\omega M_{ki}$ et $\Delta_\omega M_{k+1i}$ résultants de la charge uniformément répartie,

b) deux moments de flexion supplémentaires ΔM_{ki} et ΔM_{k+li} résultants du moment de torsion uniformément réparti.

Les bimoments s'expriment (voir figure 2 ci-après) :

$$\Delta M_{ki} = Q_{ki} (d_{ki} / 2)^2 \operatorname{tg} \delta_{ki} \quad (6)$$

$$\Delta M_{k+li} = Q_{k+li} (d_{k+li} / 2)^2 \operatorname{tg} \delta_{k+li}$$

où :

Q_{ki} , Q_{k+li} = efforts tranchants aux appuis k et $k+1$ de la travée i ,

d_{ki} , d_{k+li} = largeurs aux appuis k et $k+1$ de la travée i ,

δ_{ki} , δ_{k+li} = angles de biais aux appuis k et $k+1$ de la travée i .

Les moments supplémentaires s'expriment :

$$\Delta M_{ki} = T_{ki} \operatorname{tg} \delta_{ki} \quad (7)$$

$$\Delta M_{k+li} = T_{k+li} \operatorname{tg} \delta_{k+li}$$

où :

T_{ki} , T_{k+li} = moments de torsion aux appuis k et $k+1$ la travée i .

$$\varphi_i (\xi_i = 0) = \alpha_i \operatorname{tg} \delta_{ki} \quad (8)$$

$$\varphi_i (\xi_i = 1) = -\beta_i \operatorname{tg} \delta_{k+li}$$

Pour une valeur quelconque intermédiaire on a :

$$\varphi_i (\xi_i) = \alpha_i \operatorname{tg} \delta_{ki} (1 - \xi_i) - \beta_i \operatorname{tg} \delta_{k+li} \xi_i \quad (9)$$

Par conséquent :

$$\varphi'_i (\xi_i) = - (1/l_i) (\alpha_i \operatorname{tg} \delta_{ki} + \beta_i \operatorname{tg} \delta_{k+li}) \quad (10)$$

Les rotations spécifiques supplémentaires s'expriment :

$$\Delta_{ai} = \varphi'_i (\xi_i = 0) \quad (11)$$

$$\Delta_{bi} = -\varphi'_i (\xi_i = 1)$$

En remplaçant les seconds termes de (11) par (10), on obtient :

$$\Delta_{ai} = - (1/l_i) (\alpha_i \operatorname{tg} \delta_{ki} + \beta_i \operatorname{tg} \delta_{k+li}) \quad (12)$$

$$\Delta_{bi} = (1/l_i) (\alpha_i \operatorname{tg} \delta_{ki} + \beta_i \operatorname{tg} \delta_{k+li})$$

3.2.2 Equations d'élasticité

a) Déformations angulaires et rotations spécifiques

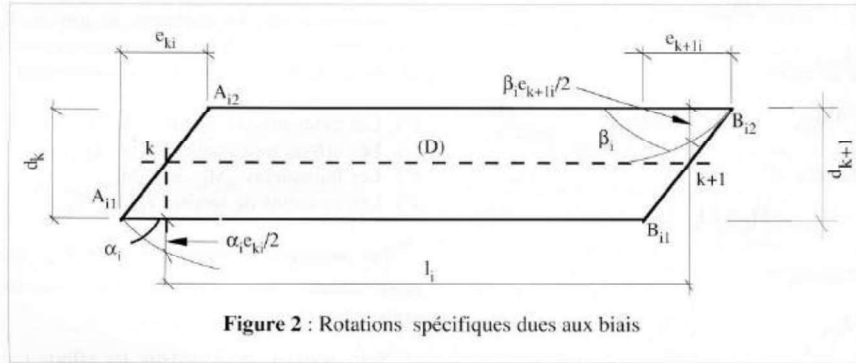


Figure 2 : Rotations spécifiques dues aux biais

En plus des rotations φ engendrées aux extrémités de la travée i par le moment de torsion uniformément réparti m_p et par les bimoments ωM_{ki} et ωM_{k+li} , nous devons tenir compte également des rotations supplémentaires générées par les déformations angulaires α_i et β_i .

Comme la section transversale ne présente pas de rigidité vis-à-vis de la torsion de Saint-Venant, nous avons aux droites des sections k ($\xi_i = 0$) et $k+1$ ($\xi_i = 1$) des différences de niveaux respectives de :

$$\alpha_i (e_{ki} / 2) \text{ et } \beta_i (e_{k+li} / 2) \quad (\text{voir figure 2})$$

Ces différences de niveaux engendrent les rotations d'about suivantes :

$$\alpha_i = \alpha_{i0} + M_k \alpha_{ik} + M_{k+1} \alpha_{ik+1} + \Delta M_{ki} \alpha_{ik} + \Delta M_{k+li} \alpha_{ik+1}$$

$$\beta_i = \beta_{i0} + M_k \beta_{ik} + M_{k+1} \beta_{ik+1} + \Delta M_{ki} \beta_{ik} + \Delta M_{k+li} \beta_{ik+1}$$

Si nous remplaçons ΔM_{ki} et ΔM_{k+li} par leurs valeurs données en (7), nous avons :

$$\alpha_i = \alpha_{i0} + M_k \alpha_{ik} + M_{k+1} \alpha_{ik+1} + T_{ki} \alpha_{ik} \operatorname{tg} \delta_{ki} + T_{k+li} \alpha_{ik+1} \operatorname{tg} \delta_{k+li} \quad (13)$$

$$\beta_i = \beta_{i0} + M_k \beta_{ik} + M_{k+1} \beta_{ik+1} + T_{ki} \beta_{ik} \operatorname{tg} \delta_{ki} + T_{k+1} \beta_{ik+1} \operatorname{tg} \delta_{k+li}$$

$$a_i = a_{i0} + X_k a_{ik} + X_{k+1} a_{ik+1} + \Delta_{\omega} M_{ki} a_{ik} + \Delta_{\omega} M_{k+1i} a_{ik+1} + \Delta_{ai}$$

$$b_i = b_{i0} + X_k b_{ik} + X_{k+1} b_{ik+1} + \Delta_{\omega} M_{ki} b_{ik} + \Delta_{\omega} M_{k+1i} b_{ik+1} + \Delta_{bi}$$

Si nous remplaçons $\Delta_{\omega} M_{ki}$ et $\Delta_{\omega} M_{k+1i}$ par leurs valeurs données en (6) et Δ_{ai} et Δ_{bi} par leurs valeurs respectives données en (12), les expressions ci-dessus s'écrivent :

$$a_i = a_{i0} + X_k a_{ik} + X_{k+1} a_{ik+1} + Q_{ki} (d_{ki}/2)^2 a_{ik} \operatorname{tg} \delta_{ki} + Q_{k+1i} (d_{k+1i}/2)^2 a_{ik+1} \operatorname{tg} \delta_{k+1i} - 1/l_i (\alpha_i \operatorname{tg} \delta_{ki} + \beta_i \operatorname{tg} \delta_{k+1i}) \quad (14)$$

$$b_i = b_{i0} + X_k b_{ik} + X_{k+1} b_{ik+1} + Q_{ki} (d_{ki}/2)^2 b_{ik} \operatorname{tg} \delta_{ki} + Q_{k+1i} (d_{k+1i}/2)^2 b_{ik+1} \operatorname{tg} \delta_{k+1i} + 1/l_i (\alpha_i \operatorname{tg} \delta_{ki} + \beta_i \operatorname{tg} \delta_{k+1i})$$

b) Efforts intérieurs

● En flexion

□ Moments sur appuis

$$M_{ki} = M_k + T_{ki} \operatorname{tg} \delta_{ki} \quad (15)$$

$$M_{k+1i} = M_{k+1} + T_{k+1i} \operatorname{tg} \delta_{k+1i}$$

□ Moments fléchissants

$$M_i = M_{i0} + M_{ki} (1 - \xi_i) + M_{k+1i} \xi_i \quad (16)$$

□ Efforts tranchants

$$Q_i = Q_{i0} + (M_{k+1i} - M_{ki}) / l_i \quad (17)$$

□ Réactions d'appuis

$$F_k = Q_{ki} - Q_{k+1i} \quad (18)$$

● En torsion non-uniforme

□ Bimoments sur appuis

$$\begin{aligned} \omega M_{ki} &= X_k + Q_{ki} (d_{ki}/2)^2 \operatorname{tg} \delta_{ki} \\ \omega M_{k+1i} &= X_{k+1} + Q_{k+1i} (d_{k+1i}/2)^2 \operatorname{tg} \delta_{k+1i} \end{aligned} \quad (19)$$

□ Bimoments

$$M_{\omega i} = \omega M_{i0} + \omega M_{ki} (1 - \xi_i) + \omega M_{k+1i} \xi_i \quad (20)$$

□ Moments de torsion

$$T_{\omega i} = T_i^{(f)} + (\omega M_{k+1i} - \omega M_{ki}) / l_i \quad (21)$$

□ Réactions dues à la torsion

$$T_k = T_{ki} - T_{k+1i} \quad (22)$$

Les sollicitations sur les appareils d'appuis résultent de la superposition des réactions dues à la flexion et de celles dues à la torsion.

Elles s'expriment :

$$F_k^{\pm} = F_k / 2 \pm T_k / d_k \quad (23)$$

A l'aide des relations (13) et (14), nous pouvons exprimer les équations des 3 moments et des 3 bimoments [2].

Nous constatons cependant que les 2 systèmes obtenus ne peuvent être résolus directement. En effet, dans le 1er intervient, par exemple, T_{ki} dont la grandeur dépend de X_k et X_{k+1} qui sont justement les solutions du second.

Par contre, dans le second système intervient l'effort tranchant Q_{ki} qui lui dépend de M_k et M_{k+1} qui sont eux déterminés avec le 1er système.

Dans ce cas, pour déterminer les efforts intérieurs, nous devons procéder nécessairement par itérations.

Dans un premier calcul, nous supposons que les biais δ_{ki} et δ_{k+1i} sont nuls. Nous revenons ainsi au cas de travée droite et il est alors aisé de déterminer les moments M_k et les bimoments X_k .

Supposons que les moments de torsion T_{ki} et T_{k+1i} sont connus, nous pouvons alors moyennant les valeurs réelles de δ_{ki} et δ_{k+1i} calculer successivement :

$$1^{\circ}) \text{ Les moments aux appuis } M_{ki} \text{ et } M_{k+1i} \quad (15)$$

$$2^{\circ}) \text{ Les efforts tranchants } Q_{ki} \text{ et } Q_{k+1i} \quad (17)$$

$$3^{\circ}) \text{ Les bimoments } \omega M_{ki} \text{ et } \omega M_{k+1i} \quad (19)$$

$$4^{\circ}) \text{ Les moments de torsion } T_{ki} \text{ et } T_{k+1i} \quad (21)$$

Les moments de torsion T_{ki} et T_{k+1i} étant de nouveau connus, nous reportons leurs valeurs dans les expressions (13).

Nous pouvons ainsi déduire les efforts tranchants Q_{ki} et Q_{k+1i} (17) dont les valeurs servent justement à déterminer les bimoments.

Ces résultats permettent d'entamer une nouvelle détermination des efforts intérieurs conformément aux 4 étapes énumérées précédemment.

Cependant, rappelons que ces itérations n'ont été possibles que moyennant la condition suivant laquelle les moments de torsion T_{ki} et T_{k+1i} sont connus au préalable.

On démontre que :

$$\begin{aligned} T_{ki} &= (T_{ki}^{(f)} + T_i - \epsilon_{k+1i} (\epsilon_{k+1i} - (d_{ki}/d_{k+1i}) \epsilon_{ki}) \\ &\quad \sum M_{Di}) / (1 - (\epsilon_{ki} - (d_{k+1i}/d_{ki}) \epsilon_{k+1i}) \epsilon_{ki} \\ &\quad - (\epsilon_{k+1i} - (d_{ki}/d_{k+1i}) \epsilon_{ki}) \epsilon_{k+1i}) \end{aligned}$$

$$T_{k+1} = (T_{k+1}^{(f)} + T_i - \varepsilon_{ki} (d_{k+1} / d_{ki}) \varepsilon_{k+1} - \varepsilon_{ki}) \sum M_{D_i} / (1 - (\varepsilon_{ki} - (d_{k+1} / d_{ki}) \varepsilon_{k+1}) \varepsilon_{ki} - (\varepsilon_{k+1} - (d_{ki} / d_{k+1}) \varepsilon_{ki}) \varepsilon_{k+1}) \quad (24)$$

où :

$$T_i = ((X_{k+1} - X_k / I_i) + 1/2 (Q_{k+1}^{(0)} d_{k+1} \epsilon_{k+1} - Q_k^{(0)} d_k \epsilon_k) + (1/2 I_i) (M_{k+1} - M_k) (d_{k+1} \epsilon_{k+1} - d_k \epsilon_k)) \quad (25)$$

$$\Sigma M_{Di} = T_{ki}^{(f)} - T_{k+1i}^{(f)} \quad (26)$$

4 DEFORMATIONS

Nous définissons ci-après les principales déformations susceptibles d'intéresser notre étude. Ces grandeurs découlent évidemment directement des résultats obtenus précédemment.

4.1 Déformations angulaires

Elles sont déterminées à l'aide des relations (13) au terme de la dernière itération.

Lorsque l'ouvrage étudié est en structure métallique, la déformation angulaire des longerons d'about est composée d'une part de la déformation angulaire d'ensemble donnée par (13) et d'autre part, par la déformation angulaire propre de ces mêmes longerons.

4.2 Déformées

Nous désignons par η_{i1} la déformée de la travée i ;
on a :

$$\eta_{ii}(\xi) = -(\xi/l_i)^2/(24 E_i I_{yyi}) [p l_i^2 \xi(2 - \xi) + 4 M_{ki}(3 - \xi) + 4 M_{k+ji} \xi] + \xi l_i^2/(24 E_i I_{yyi}) [p l_i^2 + 8 M_{ki} + 4 M_{k+ji}] \quad (27)$$

M_{k_i} et M_{k+l_i} sont donnés par (15).

Cette déformée est cependant déterminée le long de la fibre confondue avec la ligne des centres de cisaillement ; les déformées secondaires dues à la torsion non-uniforme imprimées par les rotations du tablier sont évidemment nulles le long de cette fibre.

La déformée le long d'une fibre quelconque du tablier est composée de la déformée principale η_{1i} , exprimée par (27), et d'une déformée secondaire générée par la torsion non-uniforme. Dans l'évaluation de la rotation de leurs entretoises nous admettons que celles-ci sont assimilables à des poutres infiniment rigides. D'ailleurs une vérification systématique de cette hypothèse est réalisée en calculant la flexibilité de l'entretoisement (θ), énoncée

par A. PADUART [2] , pour chaque application.

La travée pivote ainsi selon la rotation ϕ causée par la torsion non-uniforme autour de la ligne des centres de cisaillement.

En outre selon A. SANCHEZ-VEGAS et M. LORRAIN [3], une travée biaise sollicitée par des charges verticales fléchit dans le sens transversal parallèlement à son biais.

La figure 3 donne 3 exemples d'états de déformation.

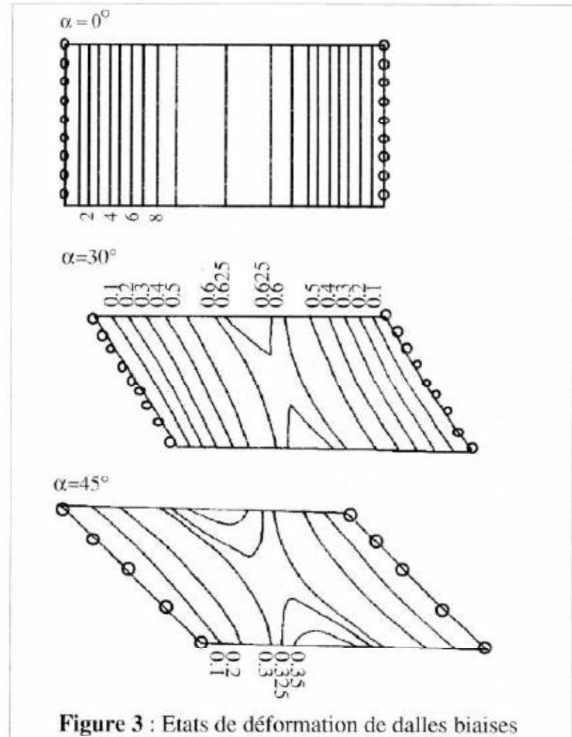


Figure 3 : Etats de déformation de dalles biaises

L'expression finale qui donne la déformée le long d'une fibre quelconque est alors :

$$\eta_i(\xi) = \eta_{il}(\xi) + \eta_{i\varnothing}(\xi) \quad (28)$$

$$\eta_{i\phi}(\xi) = (d_i / \cos \delta) \phi_i(\xi) \quad (\text{voir figure 4}) \quad (29)$$

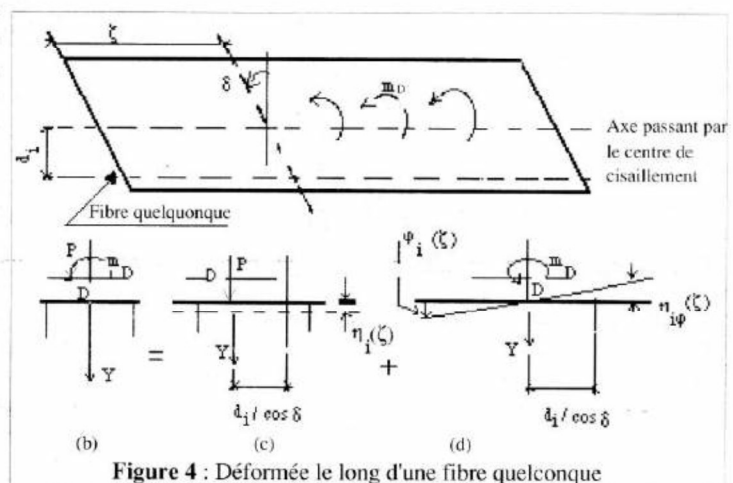


Figure 4 : Déformée le long d'une fibre quelconque

Signalons que cette procédure, qui admet que la travée est transversalement infiniment rigide, est utilisée par M. IRVINE [4] et donne de bons résultats.

4.3 Rotations

Les rotations φ engendrées par la torsion non-uniforme s'expriment :

$$\varphi_i(\xi) = - \left(\frac{\xi l_i}{24 E_i I_{\text{oori}}} \right) [m_{\text{D}} l_i^2 \xi(2 - \xi) + 4 \omega M_{\text{ki}} (3 - \xi) + 4 \omega M_{\text{k+li}} \xi] + \left(\frac{\xi l_i^2}{24 E_i I_{\text{oori}}} \right) [m_{\text{D}} l_i^2 + 8 \omega M_{\text{ki}} + 4 \omega M_{\text{k+li}}] \quad (30)$$

ωM_{ki} et $\omega M_{\text{k+li}}$ sont données par (19).

4.4 Gauches

Nous envisageons l'étude de 2 formes de gauches : le gauche total et le gauche proprement dit.

a) Le gauche total

Le gauche total désigne le dévers accusé par 2 rails mesuré sur une base "a" à partir du point A (voir figure 5). Cette base "a" varie donc en fonction de l'angle du biais.

Ce gauche est d'autant plus prononcé que le convoi est excentré vis-à-vis du centre de cisaillement ou que la travée est biaisée.

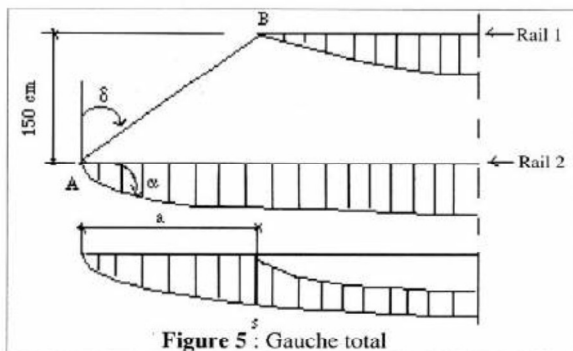


Figure 5 : Gauche total

Dans le cas de la figure 5, le gauche total est défini par la relation suivante :

$$s = \eta_1(\xi = a / l) \quad (31)$$

où :

$\eta_1(\xi)$ est la déformée calculée le long du rail1; elle est définie par l'expression (28).

b) Le gauche proprement dit

Nous nous conformons à la définition énoncée par le Règlement 220.46 [5] qui stipule que le gauche est "la différence de dévers (en mm) mesurée sur une longueur de 1 mètre de voie". On a :

$$g = ds / dz \quad (\text{en } \%) \quad (32)$$

Dans les cas de ponts droits, le gauche est engendré par une disposition dissymétrique des charges.

Lorsque l'ouvrage est biais, un gauche se produit aux abouts du tablier.

Ce gauche correspond à la déformation angulaire au droit du rail d'about (Figure 5) ; par conséquent :

$$g = \alpha \quad (33)$$

où α est exprimée à l'aide de (13).

En dehors de ces considérations, nous devons signaler que les gauches - total et proprement dit - ne dépendent pas uniquement des déformations théoriques du tablier mais aussi des tolérances admises lors de la réalisation de l'ouvrage [6] et [7].

4.5 Déplacement vertical Y du premier point d'appui du rail

Ce facteur, dont la grandeur est en rapport direct avec le confort des voyageurs, est introduit pour la première fois à notre connaissance par W. DE RIDDER [8].

C'est le déplacement vertical engendré par un convoi ferroviaire au droit de la lère traverse qui repose sur le porte-à-faux formé respectivement par le tablier (cas de ponts en béton) ou par les longerons (cas de ponts métalliques).

Nous désignons ce déplacement par Y en accord avec l'orientation des axes fixée auparavant (Algerie EQUIPEMENT N°0).

La figure 6 ci-après montre un exemple de déplacement du 1er point d'appui du rail sur le tablier.

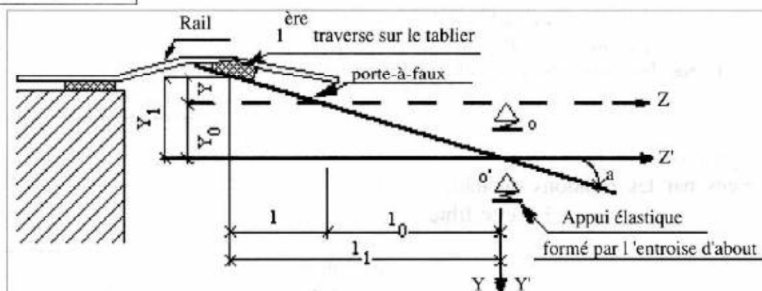


Figure 6 : Déplacement vertical du 1er point d'appui du rail sur le tablier

Y_0 = affaissement au droit du rail de l'entretoise d'about

α = déformation angulaire du tablier (13)

l_1 = longueur du porte-à-faux

D'après la figure 6, on a :

$$Y = Y_0 - \alpha l_1 \quad (34)$$

Lorsque le pont est droit, la 1ère traverse du tablier, sollicitée par un convoi ferroviaire, va subir une translation verticale dont la grandeur est régit par (34).

Par contre, lorsque le pont est biais, le phénomène est différent car les traverses disposées aux abouts ne sont plus horizontales sous convoi ; elles pivotent autour d'un axe longitudinal du tablier.

En effet, à cause du biais, dans la zone de transition culée-tablier, un certain nombre de pièces de bois reposent "à cheval" sur le massif d'appui et sur le tablier.

Ceci a pour conséquence notamment de produire un balancement transversal du convoi ferroviaire - ce qui atténue donc le confort des voyageurs - d'autant plus prononcé que le déplacement Y est important.

Le mouvement des 2 rails aux abouts du tablier peut être déterminé en faisant l'hypothèse que le coefficient de réaction de la plateforme est uniforme.

Le résultat obtenu n'est cependant qu'un ordre de grandeur car cette hypothèse est approximative puisqu'en réalité la plateforme s'affaisse au voisinage du mur garde-grève. Cette particularité engendre une discontinuité d'affaissement entre le tablier et la plateforme à sa proximité.

La transition entre le remblai et l'ouvrage d'art constitue donc un point singulier du profil en long de la voie dont un modèle a d'ailleurs été donné par J. EISENMANN et G. LEYKAUF [9].

5 SCHEMA DE CALCUL

Il s'agit de calculer les efforts intérieurs et les principales déformations des ponts ferroviaires en tenant compte des rigidités torsionnelles de leur tablier.

Les principales étapes de calcul sont :

- 1°- modélisation de la section transversale ;
- 2°- détermination des caractéristiques géométriques ;
- 3°- détermination de la constante de torsion de Saint-Venant ;
- 4°- calcul du paramètre χ qui définit le type de torsion qui sollicite la travée (de Saint-Venant, mixte ou non-uniforme) ;

5°- détermination des sollicitations extérieures qui agissent sur la travée ;

6°- détermination des efforts intérieurs ;

7°- calcul des déformations.

L'outil de calcul utilisé est le programme TORPO (Torsion dans les Ponts Ferroviaires). Il a été conçu au Centre de Calcul de l'ULB-VUB sur l'ordinateur CDC-CYBER 170/750.

Dans sa phase actuelle, ce programme est surtout destiné au calcul des déformations, sujettes à d'éventuelles limitations, qui se produisent dans les ponts ferroviaires. Ce logiciel n'est évidemment pas exhaustif ; il autorise d'autres extensions, dans le cadre d'analyses impliquant l'application des théories de la torsion notamment.

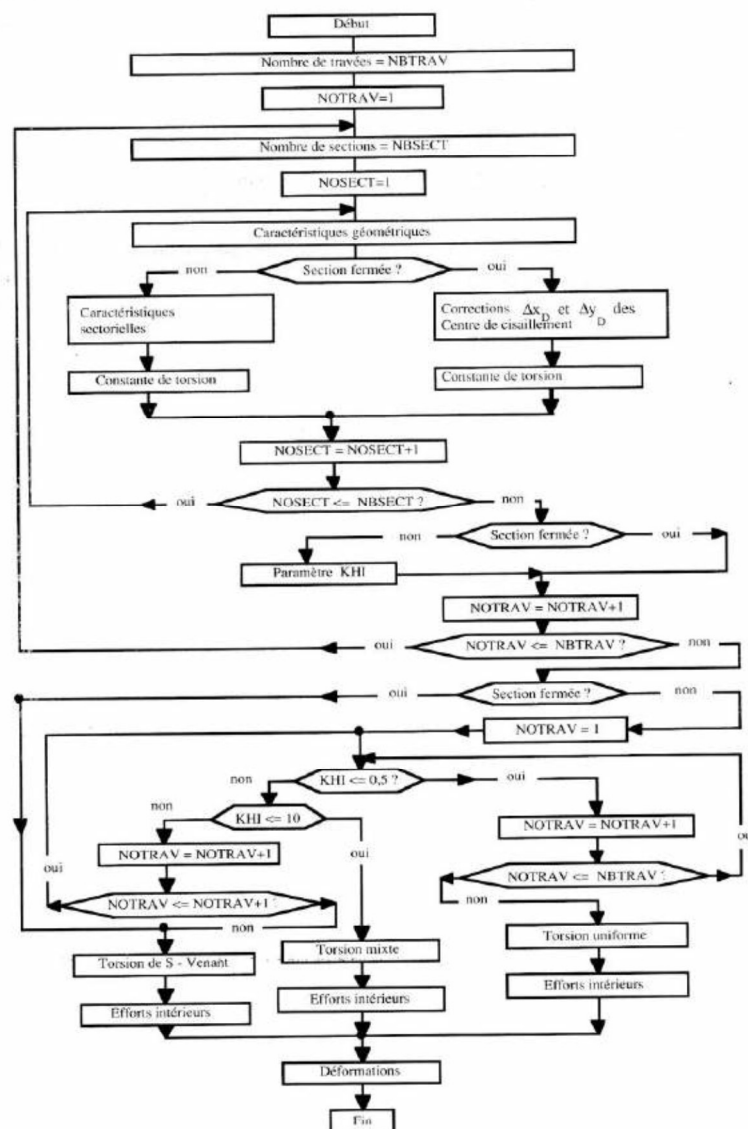


Schéma de calcul

6 CONCLUSION

Dans cette partie nous avons traité le cas d'un tablier sollicité en torsion non-uniforme. L'essentiel de la théorie utilisée y est explicité ainsi que les expressions des différentes déformations qui en résultent.

Nous avons par ailleurs communiqué un schéma de calcul de la méthode utilisée.

Il reste cependant à étudier le cas du tablier sollicité en torsion mixte et donner les résultats obtenus lors d'applications sur des ponts réels où des mesures de déformations ont été effectuées.

La confrontation des valeurs théoriques aux valeurs expérimentales nous permettra de faire ressortir l'importance des effets de la torsion.

Il en résultera également un projet de recommandations de limitations de certaines déformations dans les ponts ferroviaires.

7 BIBLIOGRAPHIE

- [1] A. KIEDRZYNSKI - "Poutres - Coques Cylindriques", Cours donné à l'université libre de Bruxelles (Institut de Mécanique Appliquée). Presses Universitaires de Bruxelles ; 1972.
- [2] A. PADUART - "M, N, T, R, δ - Sollicitations et déformations des constructions". Tome 2 (Poutres et arcs) ; Presses Universitaires de Bruxelles ; 3^e éd. 1973 - 1974.
- [3] SANCHEZ-VEGAS, M. LORRAIN - "Application de la théorie des équivalences à l'étude de la flexion d'une dalle biaisée". Ann. Inst. Tech. Bâtim ; Travaux Publics ; Fr (1977) ; n°354, 38-51.
- [4] M. IRVINE - "Torsional Analysis of Boxgirder Suspension Bridges". Proc. Amer. Soc. Civ. Engrs, J. Struct. Div. USA ; (1974), 100 ; n°4 ; 789-812.
- [5] CFF (Chemins de Fer Fédéraux Suisses) - "Règlement concernant le tracé géométrique de la voie à écartement normal", R 220.46 ; 1972.
- [6] CFF (Chemins de Fer Fédéraux Suisses) - "Directives relatives à la construction des ponts-rails", 1976.
- [7] SNCB - "Règlement Général de la Voie de la SNCB"- Bruxelles.
- [8] W. DE RIDDER - "Considérations sur les déformations des ponts-rails". Document de travail ; Service des ouvrages d'art de la SNCB. Déc. 1978.
- [9] J. EISENMANN, G. LEYKAUF - "Störung der Gileislage beim "Übergang zu Kunstbauwerken". ETR, n°26, Oct. 1977.